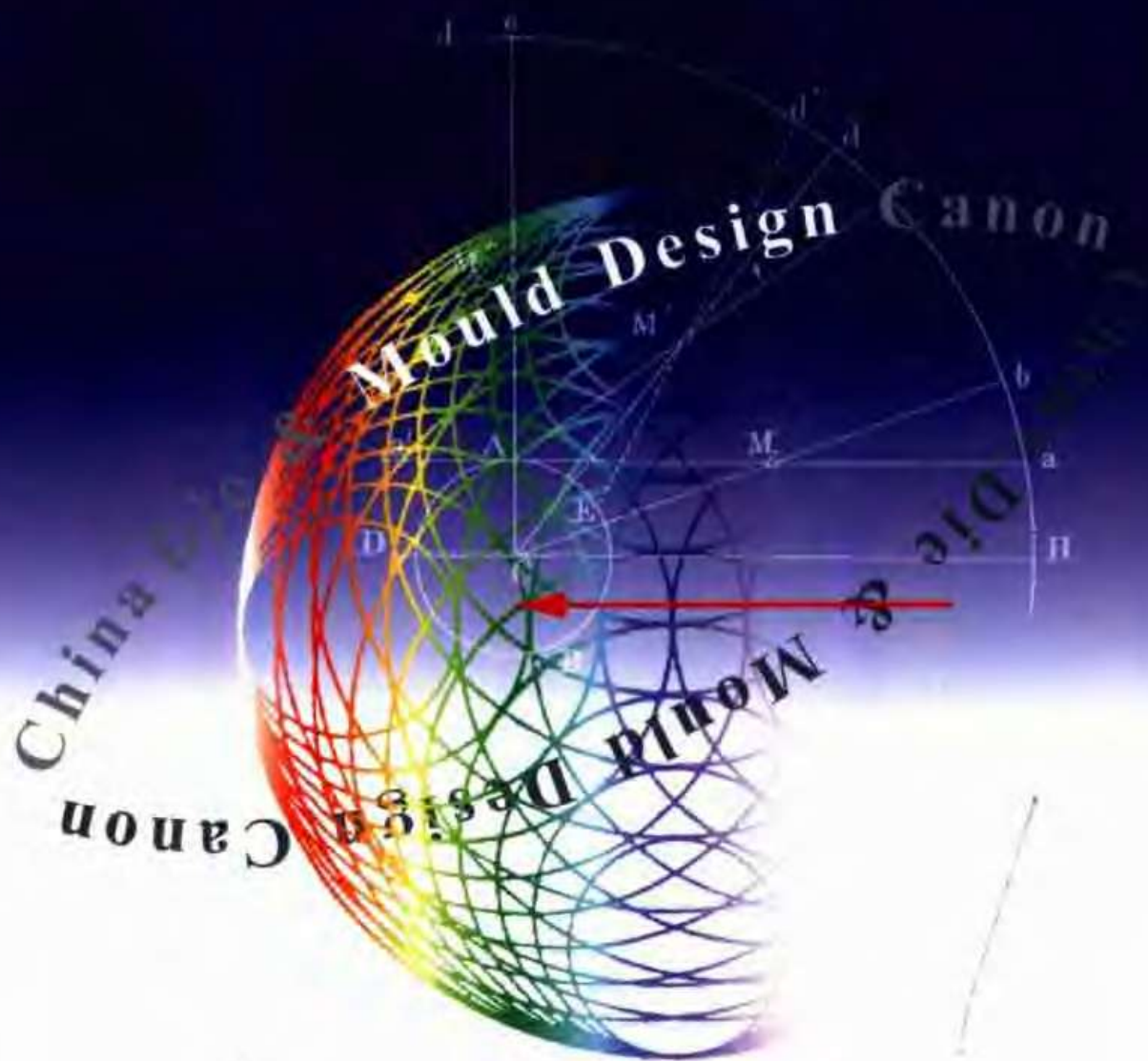


中国模具设计大典

CHINA DIE & MOULD DESIGN CANON

中国机械工程学会
中国模具设计大典编委会



江西科学技术出版社

CHINA
DIE & MOULD
DESIGN
CANON

中 国 模 具 设 计 大 典

ISBN 7-5390-1948-4



9 787539 019482 >

ISBN 7-5390-1948-4/TG·4
定价: 197.00元

CHINA
DIE & MOULD
DESIGN
CANON

第1卷

现代模具设计基础

Vol.1

Fundamentals of Die
& Mould Design

中国机械工程学会

中国模具设计大典编委会

The Chinese Mechanical Engineering Society

China Die & Mould Design Canon Committee

李志刚 主编

中国模具设计大典



江西科学技术出版社

《中国模具设计大典》共分5卷：现代模具设计基础、轻工模具设计、冲压模具设计、锻模与粉末冶金模设计、铸造工艺装备与压铸模设计等。本卷为第1卷现代模具设计基础。

本卷共7篇，主要内容包括模具计算机辅助设计、材料成形过程的数值模拟、金属塑性成形过程优化设计方法、模具计算机辅助制造、快速成形与快速制模、模具材料及热处理、模具设计通用基础标准等内容。目的是为广大工程技术人员提供先进的模具设计理论、方法、通用基础标准和资料，增强工程技术人员模具设计的创新意识。

本大典主要供具有中等技术水平以上的广大工程技术人员在综合研究和处理模具设计的各种问题时起备查、提示和启发的作用，也可供理、工科院校的有关师生参考。

图书在版编目 (CIP) 数据

中国模具设计大典：第1卷，现代模具设计基础/中国机械工程学会，中国模具设计大典编委会。
—南昌：江西科学技术出版社，2003.1

ISBN 7-5390-1948-4

I. 中… II. 中… III. 模具—设计 IV. TG762

中国版本图书馆CIP数据核字(2003)第032302号

江西科学技术出版社(南昌市新魏路17号) 邮编：330002 电话：(0791) 8513294

责任编辑：张旭初、沈火生、沈德廉、冯宗苦、李俊带

装帧设计：雷嘉琦、覃京燕

北京市密云县印刷厂印刷·江西科学技术出版社发行·各地新华书店经销

2003年1月第1版·第1次印刷

1000mm×1400mm B5·34 625印张·2053千字

定价：197.00元

本书备有光盘(电子版)，有需要者请与本社联系。

凡购本书，如有缺页，倒页，脱页，请与本社联系调换。

电话：(010) 68315022 或 (0791) 8516122

传真：(010) 68315018

E-mail: cmdc2001bj@vip.sina.com

网址: <http://www.cmes.org>

<http://www.cmdchina.com>

《中国模具设计大典》篇目

China Die & Mould Design Canon Contents

<p>第1卷 Vol.1</p>	<p>现代模具设计基础 Fundamentals of Die & Mould Design</p>	<p>1.模具计算机辅助设计 2.材料成形过程的数值模拟 3.金属塑性成形过程优化设计方法 4.模具计算机辅助制造 5.快速成形与快速制模 6.模具材料及热处理 7.模具设计通用基础标准</p>
<p>第2卷 Vol.2</p>	<p>轻工模具设计 Design of Moulds for Light Industry</p>	<p>8.塑料模设计基础 9.注射模设计 10.压模与传递模设计 11.挤塑模设计 12.中空吹塑与热成形模具设计 13.塑料模标准件 14.橡胶模设计 15.铝型材挤压模设计 16.玻璃模设计 17.陶瓷模设计</p>
<p>第3卷 Vol.3</p>	<p>冲压模具设计 Design of Press Tool</p>	<p>18.冲压模具设计基础 19.冲压工艺设计 20.冲压模具结构设计 21.冲压自动送料与冲压安全技术 22.冲压模具标准件</p>
<p>第4卷 Vol.4</p>	<p>锻模与粉末冶金模设计 Design of Forging Die and Powder Metallurgy Tool</p>	<p>23.锻模设计基础 24.普通锻模设计 25.特种锻模设计 26.粉末冶金与粉末锻造模具设计</p>
<p>第5卷 Vol.5</p>	<p>铸造工艺装备与压铸模设计 Design of Foundry Tool and Die-casting Die</p>	<p>27.砂型铸造工艺装备设计 28.消失模铸造工艺装备设计 29.压铸模设计</p>

中國模具設計大典

何光遠題

模具設計精華

二〇〇一年七月
楊鏗

中國模具工業協會
名譽理事長 楊鏗

全國政協常委、中國機械工程
學會榮譽理事長 何光遠

創新模具技術
振興製造產業

路甬祥
二〇〇三年仲夏



中国科学院院长、中国机械工程学会理事长 路甬祥

中国模具设计大典编委会

China Die & Mould Design Canon Committee

名誉主任： 何光远、杨 铨、路甬祥

主 任： 阮雪榆

委 员： （按姓氏笔划为序）

于德弘（西安交通大学副校长，教授）

万仁芳（东风汽车公司，教授级高工）

工 部（中国模具工业协会，副理事长）

王仲仁（哈尔滨工业大学，教授）

王炎山（中国机械工程学会塑性工程分会，教授）

邓光东（江西省新闻出版局副局长，编审）

左铁镛（北京工业大学校长，院士）

冯宗善（机械工业出版社，教授级高工）

申长雨（国家橡塑模具工程中心主任，教授）

孙友松（广东工业大学副校长，教授）

刘世参（中国机械工程学会常务理事，教授）

阮雪榆（国家模具工程研究中心主任，院士）

朱伟成（中国第一汽车集团公司，教授级高工）

许志锐（江西省出版总社社长）

许发铨（中国模具工业协会，副秘书长）

李志刚（模具技术国家重点实验室主任，教授）

李德群（华中科技大学材料学院院长，教授）

李骏带（中国模具设计大典编委会，高工）

何光远（全国政协常委，中国机械工程学会名誉理事长）

杨 铨（中国模具工业协会名誉理事长）

杨叔子（模具技术国家重点实验室 院士）

张旭初（江西科学技术出版社，编审）

吴运金（江西省新闻出版局局长）

吴昕松（东风汽车公司，教授级高工）

宋玉泉（吉林大学，院士）

陈蕴博（机械科学研究院，院士）

肖祥芷（模具技术国家重点实验室，教授）

沈火牛（江西科学技术出版社社长，编审）

陆 辛（北京机电研究所，教授级高工）

陆文俊（中国重型机械总公司总经理）

范卫平（江西省新闻出版局副局长，编审）

周 济（教育部副部长，院士）

周榕芳（江西省出版总社副社长，编审）

尚尧和（上海交通大学，院士）

周贵宾（北京航空航天大学，教授）

周祖德（武汉理工大学校长，教授）

姜奎华（武汉理工大学，教授）

柳百成（清华大学，院士）

胡正寰（北京科技大学，院士）

钟 掘（中南大学，院士）

钟约先（清华大学，教授）

赵一平（东风汽车公司，教授级高工）

夏巨谟（华中科技大学，教授）

海锦涛（机械科学研究院原院长，教授）

唐志玉（四川大学，教授）

梅 熠（中国机械工程学会，高工）

崔 崑（模具技术国家重点实验室，院士）

黄乃瑜（华中科技大学，教授）

黄远东（中国模具设计大典编委会，高工）

黄伯云（中南大学，院士）

黄树槐（模具技术国家重点实验室，教授）

傅沛福（吉林大学，教授）

韩凤麟（中国机协粉末冶金分会，教授）

路甬祥（中国科学院院长，中国机械工程学会理事长，院士）

蔡安定（上海材料研究所所长，研究员）

熊有伦（华中科技大学，院士）

潘际锓（南昌大学校长，院士）

潘宪曾（西安仪表厂，教授）

总 主 编： 夏巨谟、李志刚

副 总 主 编： 李德群、肖祥芷、黄乃瑜、潘宪曾、万仁芳、唐志玉、韩凤麟、赵一平

总 编 辑： 李骏带

副 总 编 辑： 冯宗善、张旭初

总 策 划： 黄远东

秘 书 长： 黄远东（兼）

前言

Introductions

模具在汽车、拖拉机、飞机、家用电器、工程机械、动力机械、冶金、机床、兵器、仪器仪表、轻工、日用五金等制造业中，起着极为重要的作用；模具是实现上述行业的钣金件、锻件、粉末冶金件、铸件、压铸件、注塑件、橡胶件、玻璃件和陶瓷件等生产的重要工艺装备。采用模具生产毛坯或成品零件，是材料成形的重要方式之一，与切削加工相比，具有材料利用率高、能耗低、产品性能好、生产效率高和成本低等显著特点。

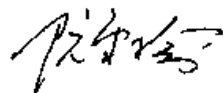
从20世纪80年代初开始，工业发达国家的模具工业，已从机床工业中分离出来，并发展成为一个独立的工业部门，而且其产值已超过机床工业的产值。改革开放以来，中国的模具工业发展十分迅速；近年来，一直以每年15%左右的增长速度快速发展。目前，中国约有17000多个模具制造厂点，从业人数60多万；2001年中国模具工业总产值达320亿元人民币，中国模具工业的技术水平取得了长足的进步。国民经济的高速发展对模具工业提出了越来越多且越来越高的要求，巨大的市场需求推动着中国模具工业更快地发展。2001年中国大陆制造业对模具的市场总需求量约为430亿元人民币；今后几年仍将以每年10%以上的速度增长。对于大型、精密、复杂、长寿命模具需求的增长将远超过每年10%的增幅。

早在1989年，在国务院颁布的《关于当前产业政策要点的决定》中，模具被列为机械工业技术改造序列的首位。1997年以来，又相继把模具及其加工技术和设备列入《当前国家重点鼓励发展的产业、产品和技术目录》和《鼓励外商投资产业目录》，为贯彻落实国家关于模具工业的发展战略和具体政策，为适应我国“入世”后模具工业面临的国际市场激烈竞争的新形势，为全面提高我国模具技术水平的客观需要，中国机械工程学会、中国模具设计大典编委会首次聘请了国内数百位从事模具科研、设计、开发等工作的专家教授，经过近3年的共同努力，编撰了这部大型实用工具书《中国模具设计大典》（简称《模具大典》）。

《模具大典》是在认真总结我国有关模具设计与材料成形技术手册编写经验、广泛吸收建国50多年来尤其是改革开放20余年来模具工业所取得的科技成果，以及国内外在模具设计与制造技术方面的成功经验的基础上编撰而成。其特点是：以创新设计为主线，充分体现模具设计的创新思维、理论和方法，集中反映当代模具技术的最新成果与发展方向；以实用为主，兼顾模具技术的前瞻性与导向性；全书的内容与模具工业的生产实践紧密结合，全方位地总结各种模具专业生产技术，并吸收国内外模具工业的前沿技术和研究成果；跳出资料汇编型的传统模具专业工具书的编写模式，采用了将工艺分析、计算方法、结构设计与应用实例融会贯通于模具设计全过程的新的模式编写，因此《模具大典》实用性强，权威性高，前瞻性好，适用范围广。

《模具大典》由“现代模具设计基础”、“轻工模具设计”、“冲压模具设计”、“锻模与粉末冶金模设计”、“铸造工艺装备与压铸模设计”5卷29篇约1300万字组成，它的出版，对于加快我国模具技术的发展、产品的创新，对于我国模具企业走向世界、全面参与国际合作与竞争，都具有深远的战略意义与现实意义。

《模具大典》的编写工作，受到有关领导人的亲切关怀，并得到了众多高等学校、科研院所和企业的热情支持与帮助，在此一并表示衷心的感谢。对于书中存在的不妥和疏漏错误之处，我们诚恳地期待着广大读者予以批评指正。



2002年10月

目 录

第 1 篇 模具计算机辅助设计

第 1 章 概论 3	4.2 多项式拟合..... 28
1 计算机辅助设计(CAD)的基本概念 3	4.3 线性拟合与可化为线性拟合 的问题..... 28
2 CAD 在模具设计中的应用 4	第 4 章 模具 CAD 的图形技术基础 ... 30
2.1 计算机在设计过程中的辅助 作用 4	1 图形的变换..... 30
2.2 模具 CAD/CAM 技术的应用 5	1.1 二维图形的变换..... 30
2.3 模具 CAD 的优越性..... 6	1.2 三维图形的变换..... 32
2.4 模具 CAD 的特点..... 6	1.3 透视变换..... 35
3 传统的模具设计制造与模具 CAD/CAM 的比较 7	2 交互技术..... 36
3.1 传统模具设计与制造 7	2.1 交互输入技术..... 37
3.2 集成的模具设计制造流程 7	2.2 用户界面设计..... 37
第 2 章 模具 CAD 系统的组成 9	第 5 章 CAD 的建模技术 40
1 模具 CAD 系统的硬件..... 9	1 几何造型的基本概念..... 40
1.1 主机 9	1.1 形体的信息结构..... 40
1.2 外部存储器 9	1.2 布尔运算..... 40
1.3 输入设备..... 10	1.3 欧拉公式..... 41
1.4 输出设备..... 11	2 形体的表示模式..... 41
2 计算机网络..... 14	2.1 体素调用表示..... 41
3 模具 CAD 系统的软件 16	2.2 空间点列表示..... 41
3.1 系统软件..... 16	2.3 单元分解表示..... 41
3.2 支撑软件..... 16	2.4 扫描变换表示..... 42
3.3 应用软件..... 18	2.5 构造体素表示 (CSG) 42
第 3 章 模具 CAD 中的数据处理 19	2.6 边界表示 (B-Reps) 42
1 常见的数据结构..... 19	2.7 混合模式..... 42
1.1 数据结构..... 19	3 用于模具 CAD 几何建模系统的功能 ... 43
1.2 常用的数据结构..... 20	3.1 几何造型系统功能..... 43
2 数表的处理方法..... 23	3.2 模具 CAD 理想的几何造型 系统特点..... 44
2.1 以数组的形式存放数表..... 23	4 参数曲线与曲面建模..... 45
2.2 以数据文件形式存放数表..... 24	4.1 贝赛尔 (Bezier) 曲线与曲面 45
2.3 函数插值方法..... 25	4.2 B 样条曲线和曲面 46
2.4 交互处理方法..... 26	4.3 非均匀有理 B 样条 (NURBS) 曲线 与曲面..... 47
3 线图的程序化..... 26	5 参数化特征建模..... 49
4 建立经验公式的方法..... 27	5.1 特征建模技术..... 49
4.1 处理数表的回归分析方法..... 27	

5.2 参数化技术.....	51	4.1 模具类型的选择.....	80
5.3 参数化特征造型的基本方法.....	54	4.2 连续模的工步设计.....	82
6 装配建模技术.....	55	5 冲裁模结构设计.....	84
6.1 装配建模的基本概念.....	55	5.1 冲裁模结构设计子系统的 功能结构.....	84
6.2 装配建模的一般方法.....	57	5.2 总装图设计.....	85
6.3 基于功能组件的模具装配 设计方法.....	58	5.3 凹模与凸模设计.....	85
第 6 章 产品数据管理(PDM)技术	60	第 8 章 级进模 CAD	88
1 PDM 技术概述	60	1 级进模设计内容及过程分析.....	88
1.1 PDM 技术产生的背景	60	2 级进模 CAD 系统的结构与功能	89
1.2 PDM 的定义	60	2.1 系统的总体结构.....	89
1.3 PDM 系统的体系结构	60	2.2 功能模块组成.....	90
2 PDM 系统的功能	61	3 基于特征的冲压工艺设计.....	91
2.1 数据与文档管理.....	61	3.1 板金零件的单元特征模型.....	91
2.2 过程与工作流程管理.....	63	3.2 基于特征的冲压工艺设计方法.....	93
2.3 产品结构与配置管理.....	63	4 级进模结构与零件 CAD	96
2.4 零部件分类库管理.....	63	4.1 级进模结构的装配模型.....	96
2.5 项目管理.....	64	4.2 总体结构及零件设计.....	97
2.6 其他功能.....	64	第 9 章 覆盖件模具 CAD	100
3 PDM 系统的实施	64	1 覆盖件模具 CAD 系统结构.....	100
3.1 PDM 实施的内容	64	1.1 冲压工艺设计	100
3.2 PDM 实施的基本步骤	65	1.2 模具结构设计	100
3.3 PDM 的信息建模	65	2 覆盖件模具冲压工艺 CAPP	101
3.4 成功实施 PDM 应注意的 几个问题.....	68	2.1 冲压工艺 CAPP 系统的总体 结构	101
4 基于 PDM 的系统集成	68	2.2 覆盖件冲压工艺的数据库 管理系统	102
4.1 基于 PDM 实现应用集成的三个 层次.....	68	2.3 基于成组技术的检索式工艺 设计	106
4.2 模具 CAD/CAPP/CAM 与 PDM 的 集成.....	69	3 基于特征的冲压工序详细设计	107
第 7 章 冲裁模 CAD	71	3.1 覆盖件产品的分类描述方法	107
1 冲裁模 CAD/CAM 系统的结构 与功能.....	71	3.2 拉延工序件设计	107
2 冲裁件工艺性判断.....	71	4 覆盖件模具结构设计	111
2.1 判别模型的建立.....	73	4.1 基于典型结构的覆盖件模具结构 二维设计	111
2.2 处理图形的几种算法.....	73	4.2 基于特征的覆盖件模具结构 三维设计	113
2.3 工艺性的自动判别过程.....	74	第 10 章 注塑模 CAD	115
3 毛坯优化排样.....	75	1 注塑模 CAD/CAE/CAM 概述.....	115
3.1 毛坯排样问题的数学描述.....	75	1.1 塑料模 CAD/CAM 的发展	115
3.2 多边形法.....	76	1.2 塑料模 CAD/CAM 系统的工作 流程	115
3.3 高度函数法.....	76	2 注塑模 CAD 的内容及特点.....	117
3.4 平行线分割纵横平移法.....	78		
4 冲裁工艺方案的设计.....	80		

2.1 注塑模结构 CAD 的内容	117	3.3 锻件设计	132
2.2 注塑模 CAD 的特点	118	3.4 锻模设计	133
3 注塑模 CAD 软件的开发	118	4 长杆类锻模 CAD 系统	133
3.1 软件结构	119	4.1 长杆类锻模 CAD/CAM 系统的 总体结构	133
3.2 标准模架选择及编码	119	4.2 模锻工艺设计	134
3.3 镶拼式模具结构设计	120	4.3 拔长型槽的设计	135
4 注塑模流道系统的设计	122	4.4 滚挤型槽的设计	137
4.1 流道系统的结构	122	4.5 型槽的布置	138
4.2 流道系统的设计计算	123	5 飞边槽尺寸和飞边金属消耗的计算 ..	140
第 11 章 锻模 CAD	127	5.1 计算飞边槽桥部尺寸的算法	140
1 利用成组技术建立锻模 CAD 系统 的方法	127	5.2 计算飞边金属消耗的算法	140
2 锻件与毛坯形状复杂性的定量计算 ..	130	6 预锻型槽的设计	141
3 轴对称件锻模 CAD 系统	131	6.1 预锻型槽的设计规则	141
3.1 轴对称件锻模 CAD/CAM 系统 的组成	131	6.2 预锻型槽截面的设计方法	142
3.2 轴对称锻件几何形状的输出	132	参考文献	143

第 2 篇 材料成形过程的数值模拟

第 1 章 材料成形分析的理论基础 ..	149	4.7 热传导问题	178
1 连续介质的运动与变形	149	4.8 状态方程	178
1.1 连续介质力学的基本概念	149	第 2 章 有限元法基础	180
1.2 张量基础	149	1 引言	180
1.3 变形几何学	153	2 加权余量法与变分法	181
1.4 运动学	156	2.1 加权余量法	181
2 应力	157	2.2 变分原理和里兹法	182
2.1 体力和面力	157	2.3 弹性力学中的变分原理	182
2.2 柯西应力张量	158	2.4 约束变分原理	184
2.3 其他应力张量	158	3 有限元法的实施步骤	185
2.4 应力速率	159	3.1 单元分析	185
3 基本方程和原理	160	3.2 实施步骤	190
3.1 基本方程	160	3.3 收敛准则和解的性质	190
3.2 边值问题与初值问题	161	4 单元模型	191
3.3 虚功原理与虚功率原理	162	4.1 二维问题	191
4 本构方程	163	4.2 轴对应问题	195
4.1 本构关系的一般原理	163	4.3 三维问题	196
4.2 弹性本构方程	164	4.4 等参单元	199
4.3 弹塑性本构方程	164	4.5 结构单元	203
4.4 黏塑性本构方程	170	4.6 单元模型小结	211
4.5 塑性细观力学本构关系	172	5 有限元方程的求解	221
4.6 流体的本构方程	176	5.1 线性方程组的求解	221

5.2 非线性方程组的求解	223	1.2 虚功率方程和有限元方程	261
6 有限元前后置处理	224	2 显式时间积分方法	263
6.1 有限元法模型化和前置处理	224	2.1 中心差分法	263
6.2 后置处理	228	2.2 时间步长的确定	263
6.3 利用 CAD/CAM 的交互式图形 界面	229	2.3 动力显式算法的进一步讨论	264
第 3 章 刚塑性有限元法	230	3 隐式时间积分方法	265
1 刚塑性变分原理	230	3.1 Newmark 法	265
1.1 刚塑性材料的边值问题	230	3.2 显式与隐式算法的比较和显隐 结合的方法	266
1.2 理想刚塑性材料的变分原理	231	第 6 章 塑性成形模拟的实施	268
1.3 刚塑性材料不完全广义变分 原理	231	1 塑性成形模拟的一般步骤	268
2 刚塑性有限元公式	233	1.1 建立几何模型	268
2.1 离散化	233	1.2 建立有限元分析模型	268
2.2 有限元求解公式	236	1.3 定义工具和边界条件	270
2.3 刚塑性有限元模拟分析步骤	237	1.4 求解	270
3 刚黏塑性有限元法	238	1.5 后处理	270
3.1 黏塑性材料的变分原理	238	1.6 CAE 与 CAD 的集成	270
3.2 刚黏塑性有限元公式	239	2 工具加载的模型化	271
4 计算中的几个问题	240	2.1 工具与制件之间的接触	271
4.1 刚性区的处理	240	2.2 拉延肋阻力模型	275
4.2 初始速度场的生成	240	3 热分析与热力耦合分析	276
4.3 迭代收敛判据	242	3.1 热传导问题的基本方程	276
4.4 摩擦边界条件	242	3.2 稳态温度场的有限元法	277
4.5 动态接触边界条件的处理	244	3.3 瞬态温度场的有限元法	278
4.6 网格重新划分	247	3.4 变形与传热过程的耦合分析	279
第 4 章 弹塑性有限元静力分析	249	3.5 热力耦合分析的基本方程	280
1 小变形弹塑性有限元法	249	3.6 热力耦合分析的有限元法	281
1.1 应力应变矩阵	249	4 组合性能的变化和成形缺陷预测	282
1.2 增量形式的虚功原理	250	4.1 塑性成形过程中材料组织性能 的变化	282
1.3 有限元方程	250	4.2 成形缺陷预测	282
1.4 求解步骤	251	第 7 章 塑性成形数值模拟的应用 实例	286
2 有限应变弹塑性有限元分析	252	1 锻造过程的数值模拟	286
2.1 应力应变矩阵	253	1.1 尾轮锻造	286
2.2 虚功率方程	253	1.2 曲轴 RR 弯曲微锻	287
2.3 有限元方程	254	2 挤压过程的数值模拟	289
3 有限元逆算法	256	3 冲压过程的数值模拟	290
3.1 理想形变理论	256	3.1 逆算法的应用	290
3.2 有限元逆算法	256	3.2 增量法的应用	290
3.3 有限元逆算法应用实例	257	第 8 章 有限差分法	295
第 5 章 有限元动力分析	260	1 差分的基本原理及逼近误差	295
1 动力分析的有限元方程	260		
1.1 一维动力系统	260		

1.1 差分原理	295	2.4 体积函数的求值	320
1.2 逼近误差	296	3 SOLA-VOF 计算方法	320
2 差分方程、截断误差和相容性	298	4 初始条件	321
2.1 差分方程	298	5 边界条件	321
2.2 截断误差	299	5.1 自由表面速度边界条件	321
2.3 相容性	300	5.2 自由表面压力边界条件	322
3 收敛性与稳定性	300	5.3 型壁速度边界条件	322
3.1 收敛性	300	6 数值稳定性条件	323
3.2 稳定性	302	7 流动与传热耦合计算	323
4 Lax 等价定理	304	7.1 前言	323
第 9 章 温度场分析	306	7.2 数学模型与数值求解	323
1 数学模型	306	8 流动场模拟软件流程	325
1.1 傅里叶定律	306	第 11 章 塑料注射成形过程模拟	326
1.2 三维热传导微分方程	306	1 充模过程的数学描述	326
2 数值求解方法	307	1.1 充模过程的基本方程	326
2.1 有限差分法 (FDM)	307	1.2 基本方程的简化	327
2.2 直接差分法 (DFDM)	308	1.3 数学模型及边界条件	327
2.3 改值的直接差分方程	310	1.4 塑料熔体的黏度模型	329
2.4 直接差分法 (DFDM) 与有限 差分法 (FDM) 比较	311	2 一维流动分析	329
3 初始条件	311	3 二维流动分析	330
4 边界条件	311	4 三维流动分析	331
4.1 热传导边界条件	312	4.1 压力场有限元方程	332
4.2 热辐射边界条件	312	4.2 熔体流动前沿位置的确定	333
4.3 接触热阻边界条件	313	4.3 温度场计算	333
4.4 液体金属和凝固层、铸锭和 铸型之间的边界条件	313	4.4 数值计算过程	335
4.5 其他边界条件	313	5 保压过程分析	335
5 潜热处理	313	6 冷却过程分析	338
5.1 定义	313	6.1 一维冷却分析	338
5.2 考虑析出潜热的热能守恒式	313	6.2 二维冷却分析	340
5.3 固相率和温度的关系	314	6.3 三维冷却分析	342
5.4 潜热放出的实际处理方法	314	第 12 章 材料成形过程模拟商业 软件简介	345
6 温度场数值模拟系统流程	316	1 塑性成形模拟软件	345
第 10 章 流动场分析	317	1.1 体积成形模拟软件	345
1 数学模型	317	1.2 冲压成形模拟软件	347
2 数学模型的离散化	317	2 铸造成形模拟软件	349
2.1 离散格式的选择	317	3 塑料注射成形模拟软件	353
2.2 动量方程 (Navier-Stokes 方程) 的离散	318	3.1 充模流动模拟软件	353
2.3 连续性方程的离散	319	3.2 冷却模拟软件	356
		参考文献	357

第3篇 金属塑性成形过程优化设计方法

第1章 绪论	363	3.2 加工硬化现象的处理	382
1 金属塑性成形理论分析方法概述	363	3.3 预锻模模腔形状设计	382
2 基于数值模拟技术的预成形设计方法	364	3.4 预锻件形状的选择及工序数目的确定	382
3 基于灵敏度分析的模具优化设计方法	365	3.5 反向模拟过程中动态边界条件的确定	382
3.1 基于灵敏度分析的正向模拟优化法	365	3.6 有限元反向模拟系统的构造	383
3.2 直接微分法	365	4 缩口过程的反向模拟及预成形设计	385
3.3 拟合优化法	366	4.1 室温缩口过程的预成形设计	385
3.4 微观遗传算法	366	4.2 热缩口成形过程的预成形设计	386
4 金属塑性成形过程的其他优化设计方法	366	5 反向模具接触跟踪方法	388
4.1 一致变换方法及理论流动模型	366	5.1 边界条件的确定	388
4.2 神经网络形状内插值法	367	5.2 工序数目的确定	389
4.3 改进的约束变尺度法	367	5.3 通过透平圆盘锻造过程的预成形设计	389
第2章 工程优化设计方法	368	6 基于锻件形状复杂程度的控制准则	393
1 引言	368	6.1 工件形状复杂系数及边界条件控制准则	394
2 工程优化设计的数学模型	368	6.2 预成形设计应用举例	394
2.1 设计变量	368	第4章 刚(粘)塑性有限元灵敏度分析与模具优化设计方法	399
2.2 目标函数	368	1 引言	399
2.3 约束条件	369	2 刚(粘)塑性有限元基本方程	399
3 无约束优化方法	369	3 目标函数与设计变量	400
3.1 一维搜索方法	370	4 灵敏度分析	401
3.2 梯度法	371	4.1 节点速度灵敏度	402
3.3 牛顿法	372	4.2 $\frac{\partial K_{ij}}{\partial X_n}, \frac{\partial F_i}{\partial X_n}, \frac{\partial F_i}{\partial V_j}$ 的确定	402
3.4 变尺度法	373	5 速度灵敏度边界条件	403
4 约束优化方法	373	6 模具优化设计方法的应用技术	405
4.1 Liagrane 乘子法	374	6.1 模具优化设计步骤	405
4.2 外部惩罚函数法(外点法)	375	6.2 体积损失的调整	407
4.3 内部惩罚函数法(内点法)	377	6.3 有限元网络再划分	409
5 多目标优化问题的解法	378	6.4 提高程序运算速度的方法	410
5.1 主要目标法	378	7 少无鼓形圆柱体锻粗过程的优化设计	410
5.2 加权函数法	378	8 有型腔模具的锻造过程优化设计	412
第3章 基于有限元模拟技术的反向模拟式设计	379	8.1 H形截面轴对称锻件锻造过程(型腔高径比 $h/b=1$)	412
1 引言	379	8.2 H形截面轴对称锻件锻造过程	
2 有限元反向模拟技术的原理	379		
3 反向模拟关键应用技术	381		
3.1 反向模拟与预成形设计的步骤	381		

(型腔高径比 $h/b=2$)	412	3.1 遗传算法	426
8.3 齿轮坯锻造过程的优化设计	415	3.2 灵敏度分析方法	428
9 锻件毛坯形状优化设计方法	416	4 微观组织模拟与优化实例	429
9.1 目标函数	417	4.1 H形锻件成形过程组织模拟	
9.2 优化设计实例	419	与优化	429
10 锻件变形均匀性优化控制	422	4.2 热挤压成形过程的微观组织模拟	
10.1 目标函数	422	与优化	430
10.2 灵敏度分析	422	4.3 基于灵敏度分析方法的微观组织	
10.3 应用实例	424	模拟与优化	433
第 5 章 金属塑性成形过程的微观		第 6 章 稳态金属成形过程	
组织优化	425	优化设计	439
1 引言	425	1 稳态成形过程优化设计问题	439
2 微观组织演变模型	425	2 设计灵敏度分析	440
2.1 动态再结晶	425	3 二维挤压模具形状优化设计	441
2.2 静态再结晶	426	4 三维挤压模具形状优化设计	443
2.3 晶粒生长	426	4.1 设计模型	443
3 金属塑性成形过程微观组织模拟与		4.2 优化实例	444
优化基本算法	426	参考文献	449

第 4 篇 模具计算机辅助制造

第 1 章 概论	457	2 曲面	474
1 基本概念	457	2.1 概述	474
1.1 计算机辅助制造的定义	457	2.2 Coons 曲面	475
1.2 CAM 在模具行业的应用现状	458	2.3 Bezier 曲面	475
1.3 CAM 技术的优势	459	2.4 B 样条曲面	476
2 建立 CAM 系统的基本过程	459	2.5 NURBS 曲面	476
2.1 建立 CAM 软件系统的过程	459	2.6 曲面的反求、拼接和互化	476
2.2 模具 CAM 基本功能与内容	462	第 3 章 模具 CAM 的基本组成	478
3 发展趋势	464	1 硬件系统的组成	478
3.1 计算机集成制造系统的重要组成		1.1 基本计算机硬件介绍	478
部分—CAM	464	1.2 硬件系统选择的基本原则	480
3.2 网络化、智能化、最优化	465	2 软件组成	481
3.3 虚拟制造技术	465	2.1 软件系统的分类	481
第 2 章 曲线与曲面	467	2.2 系统软件	481
1 曲线	467	2.3 CAM 应用软件	484
1.1 自由曲线的生成与参数方程	467	第 4 章 数控编程技术	487
1.2 Ferguson 曲线	467	1 概述	487
1.3 Bezier 曲线	468	1.1 数控加工的基本概念	487
1.4 B 样条曲线	471	1.2 数控机床的组成、分类及发展	489
1.5 非均匀有理 B 样条 (NURBS)		2 编程技术	492
曲线	473	2.1 数控加工程序的编制	492

2.2 自动编程语言	494	2.1 2轴加工	500
2.3 数控自动编程技术的发展	496	2.2 3轴加工	500
2.4 校核与真实感仿真技术	497	3 Mastercam 介绍	502
第5章 应用实例与实用软件介绍 ...	498	3.1 系统特性概述	502
1 冲裁模 CAM 示例	498	3.2 系统的运行环境和流程	503
1.1 生成钼丝运动轨迹	498	3.3 系统界面及功能	504
1.2 穿丝孔和起割点的自动选取	498	3.4 用 Mastercam 编制 NC 加工程序 的实例	505
1.3 自动编程过程	499	参考文献	507
2 注塑模具 CAM 示例	500		

第5篇 快速成形与快速制模

第1章 概论	511	3 成形件后处理	531
1 引言	511	3.1 剥离	531
2 快速成形技术发展历史的回顾	511	3.2 修补、打磨和抛光	531
3 快速成形技术的发展	511	3.3 表面涂覆	531
3.1 光固化成形	511	4 LOM 技术应用案例	531
3.2 纸叠层成形	512	4.1 制作大尺寸、薄壁零件存在 的问题	532
3.3 选择性激光烧结成形	513	4.2 大尺寸、薄壁零件的剖分成形 ...	532
3.4 熔丝沉积成形	513	4.3 实现大尺寸、薄壁零件制造 的软件	533
3.5 其他方法成形	513	第4章 选择性激光烧结成形	535
3.6 RP 软件	514	1 选择性激光烧结成形原理	535
4 快速制模、快速制造技术的发展	514	2 成形系统及软件	535
5 快速成形技术的应用	515	2.1 控制系统	535
6 快速成形技术的展望	517	2.2 主机	536
第2章 光固化成形	518	2.3 SLS 成形的软件	537
1 光固化成形原理	518	2.4 商品化的 SLS 成形设备	539
2 光固化成形系统	519	3 烧结成形机理	540
3 光固化成形的过程	520	3.1 粉末特性	540
4 光固化性树脂	521	3.2 粉末热性能的模型	541
4.1 光固化性树脂的成分	521	3.3 粉末烧结的基本理论	542
4.2 光固化反应	522	3.4 含有高分子粘结剂的混合物烧结 性能	548
4.3 光固化性树脂应满足的条件	525	4 SLS 成形工艺	549
5 光固化的特性	525	4.1 基本的工艺方法和工艺过程	550
5.1 固化形状	525	4.2 工艺方案的确定和参数的选择 ...	553
5.2 固化曲线	526	4.3 烧结收缩及其影响因素	555
5.3 感光度	527	4.4 成形件的力学性能及其影响 因素	558
第3章 纸叠层成形	529	4.5 金属粉末的 SLS 成形	559
1 纸叠层成形技术概述	529		
2 原型件的设计与制造	530		
2.1 原型件的设计	530		
2.2 原型件的制造	530		

4.6 金属陶瓷和陶瓷的 SLS 成形	560	2 过渡模技术	570
5 激光烧结技术的应用	561	3 硬模技术	570
5.1 基于 SLS 技术的间接制模技术	561	3.1 直接加工金属模具	571
5.2 转换法制造金属模具	561	3.2 用 SLS 烧结铸型	571
5.3 激光烧结工艺在快速开发新产品 和快速制模应用中的优点	563	3.3 基于快速原型的喷涂法	571
5.4 SLS 方法的其他应用	563	3.4 陶瓷壳砂型法	571
第 5 章 快速制模技术	566	3.5 石墨研磨法	571
1 软模技术	566	4 金属薄板成形模具的快速制造	572
1.1 工艺路线	566	4.1 采用填充法制造金属板料拉 深模	572
1.2 原型件的准备	567	4.2 采用芯体表层浇铸法的制模 技术	577
1.3 制作硅橡胶模具	567	参考文献	579
1.4 浇注品的制作	567		

第 6 篇 模具材料及热处理

第 1 章 概论	583	4 微变形模具钢	639
1 模具材料的类别	583	4.1 中铬微变形模具钢的热处理 工艺与性能	640
2 模具材料的性能	589	4.2 高铬微变形模具钢的热处理 工艺与性能	645
2.1 模具钢的主要使用性能	589	5 高速钢	657
2.2 模具钢的主要工艺性能	589	5.1 高速钢常规热处理工艺与性能	657
3 模具材料的热处理	590	5.2 高速钢冷作模具热处理工艺 与性能	659
4 模具材料的选用	595	5.3 高速钢的等温淬火工艺与性能	665
4.1 冷作模具的选用	595	6 基体钢	666
4.2 热作模具材料的选用	596	6.1 基体钢的常规热处理工艺	667
4.3 塑料模具的选用	598	6.2 65Nb (65Cr4W3Mo2VNb) 钢	672
第 2 章 冷作模具钢	600	6.3 012Al (5Cr4Mo3SiMnVAl) 钢	677
1 对冷作模具钢的要求	600	6.4 CG2 (6Cr4Mo3Ni2WV) 钢	681
2 碳素工具钢	601	6.5 LM1 钢与 LM2 钢	685
2.1 碳素工具钢的热处理工艺 与性能	601	7 高强韧高耐磨钢	689
2.2 T10 (A) 钢的热处理工艺 与性能	604	7.1 LD 钢	689
3 低合金工模具钢	611	7.2 GM 钢	692
3.1 Gr2 (Gr15) 钢	613	7.3 ER5 钢	696
3.2 CrWMn 钢	621	8 火焰淬火模具钢	699
3.3 9Mn2V 钢	624	第 3 章 热作模具钢	702
3.4 9SiCr 钢	629	1 热作模具钢的分类	702
3.5 6CrW2Si 钢	632	2 热作模具钢的化学成分	702
3.6 60Si2Mn 钢	634	3 热作模具钢的使用性能	703
3.7 GD 钢	635	4 低合金热作模具钢	703
3.8 常用低合金工具钢的性能比较	638		

4.1	5CrNiMo 钢	704	2	硬质合金和钢结硬质合金	787
4.2	5CrMnMo 钢	705	2.1	硬质合金	787
4.3	4CrMnSiMoV 钢	705	2.2	钢结硬质合金	791
4.4	3Cr2MoWVN 钢	706	3	有色金属及其合金	796
4.5	5Cr2NiMoVSi 与 45Cr2NiMoVSi 钢	707	3.1	低熔点合金	797
4.6	7Cr3 与 8Cr3 钢	708	3.2	锌基合金	800
5	中合金热作模具钢	709	3.3	铜合金	803
5.1	3Cr2W8V 钢	709	第 7 章 冷作模具材料的选用	805	
5.2	5Cr4W5Mo2V 钢	711	1	冷作模具材料的性能比较	805
5.3	5Cr4Mo3SiMnVAI (012Al) 钢	713	2	常用冷作模具材料的选用	806
5.4	4Cr5MoSiV (H11) 钢	714	第 8 章 热作模具材料的选用	817	
5.5	4Cr5MoSiV1 (H13) 钢	716	1	常用热作模具材料的性能比较	817
5.6	3Cr3Mo3W2V (HM-1) 钢	719	2	常用热作模具材料的选用	821
5.7	4Cr3Mo3SiV (H10) 钢	720	2.1	锻模材料的选用	821
5.8	4Cr5W2VSi 钢	721	2.2	热挤压模具材料的选用	821
5.9	4Cr3Mo2NiVNB (HD) 钢	723	2.3	压铸模具材料的选用	821
6	高合金热作模具钢 (70Mn15)	725	2.4	高速锤锻模具用钢的选用	821
7	奥氏体耐热钢	726	第 9 章 模具钢渗碳和碳氮共渗	838	
7.1	4Cr14Ni14Mo2W 钢	726	1	模具表面强化处理概述	838
7.2	AH 与 5Mn15 钢	727	2	模具钢渗碳	840
8	高温抗蚀模具钢	727	2.1	模具钢渗碳的目的	840
第 4 章 塑料模具钢	730	2.2	渗碳工艺的主要特点	841	
1	塑料模具钢的性能	730	2.3	渗碳的主要技术要求	841
1.1	塑料模具的分类及工作条件	730	2.4	渗碳钢的原始含碳量对渗层 的影响	842
1.2	塑料模具的主要失效形式	730	2.5	渗碳钢中的合金元素对渗层形 成的影响	842
1.3	塑料模具对材料的性能要求	731	2.6	合金元素对渗碳钢工艺 性能的影响	843
2	塑料模具常用材料	742	2.7	渗碳的主要工艺参数	843
2.1	塑料模具材料的选择原则	742	2.8	渗碳工艺	844
2.2	常用的塑料模具材料分类	745	3	模具钢的碳氮共渗	850
3	塑料模具的热处理	748	4	模具钢渗碳和碳氮共渗层组织 与性能	854
3.1	塑料模具热处理的常用设备	748	4.1	低碳高合金钢渗层	854
3.2	塑料模具热处理的基本 技术要求	750	4.2	高碳低合金钢渗层	855
3.3	塑料模具的热处理方法及规范	750	4.3	中高碳高合金钢渗层	856
第 5 章 特殊模具钢	775	4.4	含硅高合金钢渗层	858	
1	无磁模具钢	775	5	模具钢渗碳后的热处理	858
1.1	热处理工艺	775	6	模具钢渗碳热处理的缺陷	860
1.2	热处理工艺对性能的影响	776	第 10 章 模具钢的渗氮及氮碳 共渗	863	
2	铸造模具钢	777			
3	粉末冶金模具钢	779			
第 6 章 其他模具材料	784				
1	铸铁	784			

1 模具钢的渗氮	863	3.4 硼化物硬度测量	899
1.1 渗氮工艺	863	3.5 硼化物脆性及测量方法	899
1.2 气体渗氮	865	4 渗硼组织	900
1.3 液体渗氮	867	4.1 渗硼前后热处理	900
1.4 渗氮新工艺	868	4.2 渗层组织	900
2 氮碳共渗	870	5 渗硼层缺陷	902
2.1 气体氮碳共渗	871	第 12 章 模具钢渗铬	904
2.2 液体氮碳共渗	874	1 渗铬工艺	904
3 渗层形成机理	875	1.1 概述	904
3.1 Fe-N 状态图	875	1.2 固体渗铬	905
3.2 渗氮层的形成机理	876	1.3 气体渗铬	907
3.3 氮碳共渗的渗层组织	879	1.4 液体渗铬	907
4 渗氮和氮碳共渗的渗层组织		2 渗铬层的形成机理	908
性能的检测	881	3 渗铬层的组织	911
4.1 渗层深度的显示和测量	881	3.1 Ti10 钢的渗铬层组织和性能	911
4.2 渗氮和氮碳共渗金相组织检查	881	3.2 Cr12MoV 钢的渗铬层组织	913
4.3 渗层脆性的检查	882	4 渗铬层性能	913
5 渗氮和氮碳共渗的缺陷及其预防		5 稀土-铬共渗和碳铬共渗工艺	915
措施	882	5.1 稀土-铬共渗	915
第 11 章 模具钢渗硼	885	5.2 碳铬共渗	917
1 渗硼工艺	885	6 渗铬层缺陷	918
1.1 固体粉末渗硼法	886	第 13 章 其他表面强化方法	923
1.2 电解渗硼	888	1 碳化钛涂层	923
1.3 盐浴渗硼法	889	1.1 碳化钛气相涂层	923
1.4 气体渗硼	890	1.2 碳化钛液体涂层	925
2 渗硼层形成机理	890	1.3 碳化钛固体涂层	925
2.1 渗硼组织形成机理	890	2 其他强化方法	926
2.2 硼扩散层	894	2.1 激光强化技术	926
2.3 合金元素的作用	895	2.2 电镀、刷镀与电铸	926
2.4 硼针的择优取向	896	2.3 热喷涂	927
3 渗硼层的检查	897	2.4 喷丸强化	928
3.1 组织显示	897	2.5 电火花强化	928
3.2 渗硼层形态	897	参考文献	928
3.3 硼化物层深度测量	898		

第 7 篇 模具设计通用基础标准

第 1 章 技术制图	933	1.4 图线	934
1 基本规定	933	1.5 剖面符号	934
1.1 图框格式和图幅尺寸	933	2 图样画法	936
1.2 标题栏和明细栏	934	2.1 投影法	936
1.3 比例	934	2.2 视图	937

2.3 剖视图和断面图	937	第3章 形状和位置公差	1034
3 注法	943	1 术语、定义和符号	1034
3.1 尺寸注法	943	1.1 术语及定义	1034
3.2 尺寸公差与配合注法	944	1.2 形位公差的符号	1036
3.3 圆锥的尺寸和公差注法	944	1.3 形位公差带的定义	1037
3.4 简化注法	949	2 形位公差数值及应用	1044
4 常用结构要素和常用件的表示法	952	3 公差原则及应用	1052
4.1 螺纹及螺纹紧固件表示法	952	3.1 独立原则的应用	1053
4.2 弹簧画法	954	3.2 包容要求的应用	1055
4.3 中心孔表示法	954	3.3 最大实体要求的应用	1056
第2章 极限与配合	957	3.4 最小实体要求的应用	1059
1 尺寸极限(公差)与配合	957	4 形位公差在图样上的标注方法	1061
1.1 术语及定义	957	第4章 表面粗糙度	1066
1.2 公差、偏差和配合的基本规定	960	1 术语、定义、符号和代号	1066
1.3 标准公差和基本偏差	966	1.1 表面粗糙度术语及定义	1066
1.4 孔、轴的极限偏差	966	1.2 表面粗糙度常用符号与代号	1070
1.5 公差带和配合的选择	1014	2 表面粗糙度参数及其数值	1071
1.6 配制配合	1016	2.1 评定表面粗糙度的参数及其数值系列	1071
2 未注公差的线性和角度尺寸的一般公差	1023	2.2 取样长度的数值和选用	1072
2.1 一般公差的公差等级和极限偏差	1023	3 表面粗糙度参数值的选择	1072
2.2 适用的尺寸和图样表示法	1024	4 表面粗糙度在图样上的标注方法	1075
3 统计尺寸公差	1025	第5章 量和单位	1077
3.1 统计尺寸公差的含义	1025	1 国际单位制与法定计量单位	1077
3.2 规定实际尺寸概率分布特性的方案及标注	1025	1.1 国际单位制	1077
3.3 统计尺寸公差在孔、轴配合中的应用	1026	1.2 法定计量单位	1077
		1.3 法定计量单位的使用方法	1079
		2 常见非法定计量单位的换算	1081
		参考文献	1085

中国模具设计大典
CHINA DIE & MOULD DESIGN CANON

第



篇

模具计算机辅助设计

主 编 王耕耘

编 写 王耕耘 李志刚

审 稿 中国模具设计大典编委会



中国机械工程学会
中国模具设计大典编委会



第 1 章 概 论

计算机的问世是技术进步所取得的最大的成就之一。随着计算机技术的不断发展和应用领域的日益扩大,涌现出了一些以计算机技术为基础的新学科。

CAD(计算机辅助设计)自 20 世纪 60 年代以来得到了迅速发展。由于计算机硬件和软件技术的迅速发展,CAD 技术日趋完善,已在电子、航空和机械制造等部门得到了广泛应用。

模具的设计、制造水平和产品的质量、成本及生产周期息息相关。随着制造业的发展,产品对模具的要求越来越高。人工设计、单件生产这种传统的模具设计与制造方式已无法适应工业迅速发展的需要。计算机辅助设计与制造(CAD/CAM)技术是解决模具设计与制造薄弱环节的有效途径。

1 计算机辅助设计(CAD)的基本概念

计算机辅助设计(CAD)是人和计算机相结合、各尽所长的新型设计方法。从思维的角度看,设计过程包含分析和综合两个方面的内容。人可以进行创造性的思维活动,将设计方法经过综合、分析,转换成计算机可以处理的数学模型和解析这些模型的程序。在程序运行过程中,人可以评价设计结果,控制设计过程;计算机则可以发挥其分析计算和存储信息的能力,完成信息管理、绘图、模拟、优化和其他数值分析任务。人和计算机相结合,在设计过程中两者发挥各自的优势,有利于获得最优设计结果,缩短设计周期。

CAD 系统可以从不同的角度加以分类。

按系统的功能范围,CAD 系统可分为通用系统和专用系统两类。通用的 CAD 系统功能全面,适用范围广。例如,CATIA、I-DEAS、Auto CAD、Pro/Engineer、EUCLID 和 UG 等系统均属此类。这类系统通常包括线框、实体和曲面造型模块、绘图模块、装配与零件设计模块、有限元分析模块、数据交换与传输模块和 NC 加工模块。专用的 CAD 系统指的是那些为特定的应

用而开发的系统。这类系统通常只能适用于一定的专业,或用于解决某一类问题。例如,冲模 CAD 系统和注塑模 CAD 系统皆属此类。

按运行方式,CAD 系统可分为交互式系统和自动化系统。虽然人们正在研究以人工智能方法为基础的 CAD 系统,但就目前的技术发展水平而言,计算机尚难以自动地完成设计和制造中的全部工作。因此,绝大多数 CAD 系统都属于交互式系统。这种系统以交互方式运行,由计算机检索数据,分析计算,并将运算结果以图形或数据的形式显示在屏幕上,用户可利用键盘和鼠标等交互设备输入参数,选择方案,修改设计,控制运行的进程。

CAD 系统从硬件角度可分为以下几种类型:

1) 主机系统 这种系统以大(中)型计算机为主机,多台终端与主机连接,或者通过远程分时终端与主机连接。这种系统的优点是具有高速、大容量的内存和外存,主机计算能力强,集中的数据库管理系统统一管理数据,可运行规模较大的应用软件、有功能强的图形支撑软件,可以将设计、分析、计算、图形处理等工作结合起来,完成复杂的 CAD 工作。这种系统的缺点是多用户分享主机,给 CPU 带来较重的负担,一旦主机出现故障,将影响所有用户。随着同时使用终端的增加,或计算工作量加大时,系统响应将变得很慢。

2) 独立型 CAD 系统 这类系统是专门为特定用户配置的计算机硬软件配套系统。系统配有专用软件和硬件,工作的针对性很强。它一般以小型机作为主机,它的性能完全取决于应用软件的水平。

3) 工作站系统 这类系统以图形工作站为主机,以 UNIX 操作系统为主,系统的可移植性、兼容性和安全性好,计算速度快,并具有强大的图形处理功能。

4) 微机系统 这类系统是单用户以微机为主机的基本系统。其配置简便,投资小,特别适用于中小企业应用 CAD 技术。目前微机 CAD 系

统的发展呈现出非常迅猛的趋势,主频已超过1 GHz,完全可以与工作站系统相媲美。特别是以前需要在工作站上运行的高档CAD/CAM系统,如Pro/E,UG和I-DEAS等,都有了微机版本,预计微机系统将成为我国开展CAD工作的主要方式。

5) 网络分布式CAD系统 微机CAD工作站虽能独立进行CAD工作,但毕竟其软硬件资源有限。为了增加微机CAD工作站的功能,采用计算机网络将分散于同一工厂企业不同部门的微机连接在一起,可共享软硬件资源,也可以组成团队,共同完成非常复杂的CAD工作。

另外,按软件的开放性CAD系统还可分为交钥匙系统(Turn-Key System)和可编程系统(Programmable System)。

计算机辅助设计和计算机辅助制造(CAM)关系十分密切。开始,计算机辅助几何设计和数控加工自动编程是两个独立发展的分支。但是,随着它们的推广应用,二者之间的相互依存关系变得越来越明显了。设计系统只有配合数控加工,才能充分显示其巨大的优越性。另一方面,数控技术只有依靠设计系统产生的模型才能发挥其效率。所以,在实际应用中二者很自然地紧密结合起来,形成计算机辅助设计与计算机辅助制造系统,简称CAD/CAM系统。在这种系统中,设计和制造的各个阶段可利用公共数据库中的数据。公共数据库将设计与制造过程紧密联系为一个整体。数控自动编程系统利用设计的结果和产生的模型,形成数控加工机床所需的信息。CAD/CAM大大缩短了产品的制造周期,显著提高了产品质量,产生了巨大的经济效益。

以CAD/CAM为基础,产生了一系列相关的概念和技术,如计算机辅助工程(CAE)、计算机辅助工艺设计(CAPP)、柔性制造系统(FMS)、快速原型技术(RP)、计算机集成制造系统(CIMS)、反向工程(RE)、并行工程(CE)、敏捷制造(AM)和虚拟制造(VM)等。

2 CAD在模具设计中的应用

2.1 计算机在设计过程中的辅助作用

计算机辅助设计与制造这一术语本身包含了

这样的意思,即在人能有效发挥作用的地方不用计算机,反之在计算机可被有效利用的场合不用人。计算机在设计 and 制造过程中起重要的辅助作用,但不是取代人的作用。为了弄清二者的作用,使人和计算机更好地结合,共同完成产品的设计与制造,有必要比较一下人和计算机的特点。表1.1-1为人机特点的比较,由表中可以看出人和计算机的能力在绝大多数方面是互补的。在某些地方人胜过计算机,在另一些地方计算机则优于人。

表 1.1-1 人机特点的比较

项 目	人	计算机
推理与逻辑判断	通过经验、想象进行直觉的逻辑推理	模拟的、系统的逻辑推理
信息的组织	非格式的、直觉的	格式化的、详细的
信息存储能力	差、且与时间有关	强、与时间无关
对重复工作的耐力	差	强
提取重要信息的能力	强	差
出错机会	多	少
分析能力	直觉分析能力强,数值分析能力差	无直觉分析能力,数值分析能力极强

计算机在设计 and 制造中的辅助作用主要体现在数值计算、数据存储与管理、图样绘制三个方面。

计算机作为计算工具使用的优越性显而易见。人工计算容易发生错误的问题在这里得到了完全的克服。许多需要多次迭代的复杂运算,只有用计算机才能完成。一些设计分析方法,例如优化方法、有限元分析,离开计算机便难以实现。计算机作为计算工具提高了计算精度,保证了结果的正确性。

计算机可靠的记忆能力,使其能够在数据存储与管理方面发挥重要作用。例如,常规设计

时,设计人员必须从有关的技术文件或设计手册中查找数据,不但费时,而且容易出错。使用CAD/CAM系统时,标准的数据存放在统一的数据库中,检索存储方便迅速。有了数据库,设计人员便不再需要记忆具体的数据,也不必关心数据的存储位置,可以全神贯注于创造性的工作。

图样是工程的语言,是人们交流思想的工具。虽然CAM将使图样在制造中的作用逐渐消失,但图样在审查设计方案、检验产品等方面的作用仍将存在。图样的绘制工作约占整个设计工作量的60%以上,因此计算机绘图是对设计工作的有力辅助。这就是为什么计算机绘图被广泛使用的原因。另外,实际设计中很大一部分图样只是在现有设计的基础上加以局部修改。一旦图形数据存储于图库之中,它们可以重复使用,可以进行修改与编辑,以产生新的图形。

人和计算机相结合,恰当地发挥二者的作用对CAD/CAM十分重要。在建立一个CAD/CAM系统时,应在以下几个方面考虑人机特点。

经验与判断相结合在产品和工艺过程设计中是不可缺少的,所以设计过程必须由人控制。设计人员应能在设计的各个阶段行使控制权,应能利用其直觉进行设计,而不一定要遵循计算机的设计逻辑。计算机的学习能力很差,学习的任务应由人来完成。人可以从过去的设计中学习,总结经验。

对于费时费力的数值分析工作,计算机可以高速精确地完成。在设计中应尽可能多地让计算机完成数值分析工作,使人有更多的时间利用数值分析的结果和他本身的直觉分析能力完成决策性的工作。

计算机具有永久存储信息的能力,对重复性工作有极强的耐力。所以,在设计和制造过程中,信息的存储管理应在人的指导下由计算机完成。像绘制图样之类繁琐的、令人疲倦的工作,适合于计算机去完成,将人从重复劳动中解放出来。

计算机具有系统检错的能力,人则可用直觉方式检错。一般说来,让计算机自动改正错误是困难的。因此,改正错误、修改设计的任务应由人来完成。

总之,在设计和制造中计算机可以起到重要

的辅助作用,正确地处理人机关系,发挥二者各自的优势,是CAD/CAM中的一个重要问题。

2.2 模具CAD/CAM技术的应用

随着工业技术的发展,产品对模具的要求愈来愈高。传统的模具设计与制造方法不能适应工业产品及时更新换代和提高质量的要求。因此,国外先进工业国家对模具CAD/CAM技术的开发非常重视。早在20世纪60年代初期,国外一些飞机和汽车制造公司就开始了CAD/CAM的研究工作,投入了大量人力和物力。CAD的研究工作开始于飞机机身和汽车车身的设计,在此基础上复杂曲面的设计方法得到了发展。各大公司都先后建立了自己的CAD/CAM系统,并将其应用于模具的设计与制造。

这些公司采用模具CAD/CAM技术的主要理由是:

- 1) 利用几何造型技术获得的几何模型,可供后续的设计分析和数控编程等方面使用。
- 2) 可以缩短新产品的试制周期,例如在汽车工业中,可缩短模具的设计制造周期。
- 3) 提高产品质量的需要,如汽车车身表面,需要利用计算机准备数据和完成随后的制造工作。
- 4) 模具制造厂和用户对CAD/CAM的需要增加。例如,利用磁盘进行数据传送,用户要求模具制造单位能够交换信息和处理这些数据。
- 5) 模具加工设备的效率不断提高(如柔性制造系统、柔性加工中心等),需要计算机辅助处理数据,以提高设备利用率。
- 6) 在企业中建立联系各个部门的信息处理系统。

模具CAD/CAM技术发展很快,应用范围日益扩大。在冲模、锻模、挤压模、注塑模和压铸模等方面都有比较成功的CAD/CAM系统。采用CAD/CAM技术是模具生产革命化的措施,是模具技术发展的一个显著特点。

工业国家较大的模具生产厂家在CAD/CAM上进行了较大的投资,大力开发这一技术。例如,日本丰田汽车公司早在1965年就将数控用于模具加工。从20世纪80年代开始采用覆盖件冲模CAD/CAM系统。该系统包括设计覆盖件的NTDFB和CADETT软件,加工凸、凹模的

TINCA 软件。利用三坐标测量仪测量粘土模型,并将数据送入计算机。将所得图形经平滑处理后,再把这些数据用于覆盖件设计和冲模的设计与制造。该系统有较强的三维图形功能,可在屏幕上反复修改曲面形状,使制件在冲压成形时不致产生工艺缺陷,从而保证了模具和工件的质量。模面的模型保存在数据库中, TINCA 软件可利用这些数据,进行模面的数控加工。

模具 CAM 在国外应用较广,计算机控制的数控机床加工模具已超过 30%。此外,加工中心 (MC)、柔性制造系统 (FMS) 也已用于模具制造。一般说来, CAM 比 CAD 的应用更为广泛。在欧洲,用传统的机加工方法生产的模具和用 NC 或 CNC 机加工方法生产的模具之比为 70:30。在日本,这一比值为 40:60。

我国模具 CAD/CAM 的开发开始于 20 世纪 70 年代末,发展也很迅速。到目前为止,先后通过国家有关部门鉴定的有精冲模、普通冲裁模、辊锻模、锤模和注塑模等 CAD/CAM 系统。但是,这些系统大多尚未在生产中推广应用。为迅速改变我国模具生产的落后面貌,今后应继续加速模具 CAD/CAM 的研究开发和推广应用工作。

2.3 模具 CAD 的优越性

模具 CAD 所特有的优越性赋予了它无限的生命力,使其得以迅速发展和广泛应用。无论在提高生产率、改善质量方面,还是在降低成本、减轻劳动强度方面, CAD 技术的优越性是传统的模具设计方法所不能比拟的。

1) CAD 可以提高模具的质量。在计算机系统内存储了各有关专业的综合性的技术知识,为模具的设计提供了科学的基础。计算机与设计人员交互作用,有利于发挥人、机各自的特长,使模具设计更加合理化。CAD 采用的优化设计方法有助于某些工艺参数和模具结构的优化。另外,由于不同部门可利用同一数据库中的信息,保证了数据的一致性,减少了文件的数量。

2) CAD 可以节省时间,提高生产率。设计计算和图样绘制的自动化大大缩短了设计时间。CAD 与 CAM 的一体化可显著缩短从设计到制造的周期。例如,采用冲裁模 CAD/CAM 系统设计制造模具,比传统方法提高效率 5 倍以上。由

于模具质量提高,可靠性增加,装修时间明显减少。

3) CAD 可以较大幅度地降低成本。计算机的高速运算和绘图机的自动工作大大节省了劳动力。同时,优化设计带来了原材料的节省。例如,冲压件的毛坯优化排样可使材料利用率提高 5%~7%。CAD 的经济效益有些可以估算,有些则难以估算。由于采用 CAD/CAM 技术,生产准备时间缩短,产品更新换代加快,大大增强了产品在市场上竞争能力。

4) CAD 技术将设计人员从繁冗的计算和绘图工作中解放出来,使其可以从事更多的创造性劳动。例如,在模具设计中,绘图工作量约占全部工作量的 60%。在 CAD 过程中,这一部分工作由计算机完成,产生的效益十分显著。

模具 CAD 的优越性还可以列举不少。所有这些将使 CAD 逐步取代传统的模具设计方法,最终将在模具设计中居统治地位。

2.4 模具 CAD 的特点

(1) 模具 CAD 系统必须具备描述物体几何形状的能力

有些设计过程最初提出的要求是一些参数或性能指标。例如,设计锻压设备提出的要求是吨位、行程、封闭高度或其他使用性能,并不规定设备的形状如何。但是,模具设计则不同,因为模具的工作部分(如拉延模、锻模和注塑模的型腔)是根据产品零件的形状设计的,所以无论设计什么类型的模具,开始阶段必须提供产品零件的几何形状。这就要求模具 CAD 系统具备描述物体几何形状的能力,即几何造型的功能。否则,就无法输入关于产品零件的几何信息,设计程序便无法运行。因此,几何造型是模具 CAD 中的一个重要问题,第 5 章将专门论述。

(2) 标准化是实现模具 CAD 的必要条件

模具设计一般不具有唯一性。对于同一产品零件,不同设计人员设计的模具不尽相同。为了使 CAD 得以实施,减少数据的存储量,在建立模具 CAD 系统时首先要解决的问题便是标准化问题,包括设计准则的标准化、模具零件和模具结构的标准化。标准化极大地便利了模具 CAD。有了标准化的模具结构,在设计模具时可以选用典型的模具组合,调用标准模具零件,需要设计

的只是少数工作零件。标准化工作涉及的问题较多,有技术问题,也有管理问题。目前我国已颁布“标准化法”,对于已公布的模具标准,模具CAD中应予贯彻使用。

(3) 设计准则的处理是模具CAD中的一个重要问题

人工设计模具所依据的设计准则大部分是以数表和线图形式给出的。在编制设计程序时必须对这些数表和线图进行恰当的处理,将其变为计算机能够处理的表达形式。程序化和公式化是处理数表或线图形式设计准则的基本方法。对于某些定性的设计准则,计算机程序无法采用,需要深入研究,总结出便于使用的定量的设计准则。有些经验准则难以程序化或公式化,这时就需要通过人机交互方式发挥经验的作用。

(4) 模具CAD/CAM系统应具有充分的柔性

模具的结构随产品的不同而变化,模具型面的几何形状往往很复杂。现阶段模具的设计方式基本上属于经验设计,设计质量在很大程度上取决于设计者的技巧。模具的生产方式为单件的或小批量的,大量生产模具的情况极为少见。所有这些,要求模具CAD/CAM系统具有充分的柔性,即可以根据不同产品的特点和生产条件,灵活地作出抉择,方便地修改设计。因此,在开发模具CAD/CAM系统时,不仅要求该系统具有全面的功能和较高的效率,还应提供充分的柔性。这是实用化的模具CAD/CAM系统所应具备的基本条件之一。

3 传统的模具设计制造与模具CAD/CAM的比较

为了更好地理解CAD技术如何在模具设计中发挥作用,本节将讨论传统模具设计制造与采用CAD/CAM技术设计加工模具的差别。

3.1 传统模具设计与制造

传统的模具设计与制造过程包括:工艺设计、模具结构设计、工艺模型制造、零件加工、试模与调试和检测等,其流程如图1.1-1所示。对于不同类型的模具,其工艺设计与模具结构设计的内容各不相同,主要的加工方式也有所不同,但都要经过图1.1-1所示的过程。

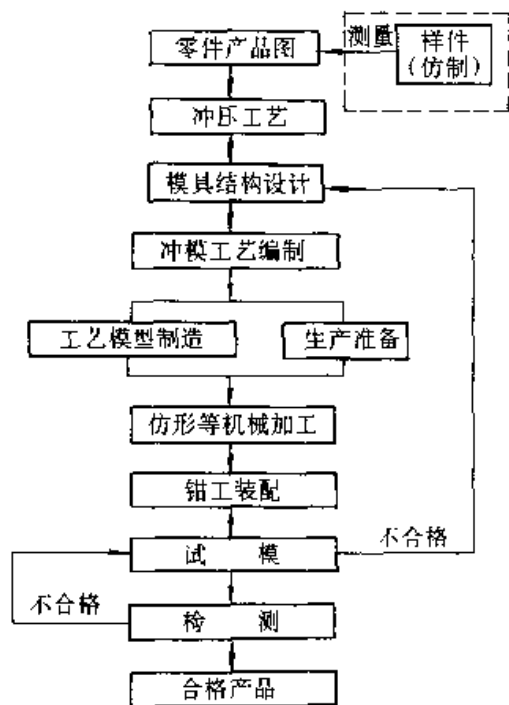


图 1.1-1 传统的模具设计制造流程

传统的模具设计制造方式有以下特点:

- 1) 产品设计信息以二维图样为主,对于复杂零件,要辅以样件或模型表示零件的形状;
- 2) 进行工作零件设计时,需要对产品图进行再设计,如冲模设计中的毛坯展开和刃口设计,注塑模设计时计算材料的收缩率等;
- 3) 模具设计凭经验进行,结果难以预测;
- 4) 模具设计效率低,信息共享程度差;
- 5) 工艺模型的制造质量决定着整套模具的加工质量;
- 6) 仿形加工是大型型腔模具的主要方式,模具的研配和调试工作量很大。

为解决上述问题,在模具设计与制造中应用CAD/CAM技术是有效的途径。CAD/CAM技术不仅能提高一次试模成功率,同时可实现信息的共享与集成,达到提高模具设计与制造的质量,缩短模具设计制造周期的目的。

3.2 集成的模具设计制造流程

图1.1-2所示为集成的汽车覆盖件模具设计制造流程图,其中,产品的定义分为三类,即二维工程图、实物模型和电子产品数据。从系统集成角度来看,以电子产品数据最为方便。对于主模型和样件,首先在三维坐标测量机上进行三维扫描,然后进行三维几何造型,其几何模型可

直接用于 NC 编程，或直接利用型面数字化点自动编程直接生成 NC 加工程序。对于二维工程图，则要先进行三维几何造型，然后进行 NC 编程。几何造型所得的几何模型、产品 CAD 设计的产品模型，以及通过中性文件交换接口得到了产品几何模型，可输入模具 CAD 系统，进行冲

压工艺、模具型面和模具结构的设计，其中三维曲面模型可用于 NC 工艺编程。生成的 NC 程序和工艺文件，可通过网络传到车间加工现场，验证模型 NC 程序或试切后，最后完成覆盖件模具的 NC 加工，形成合格的覆盖件模具成品。

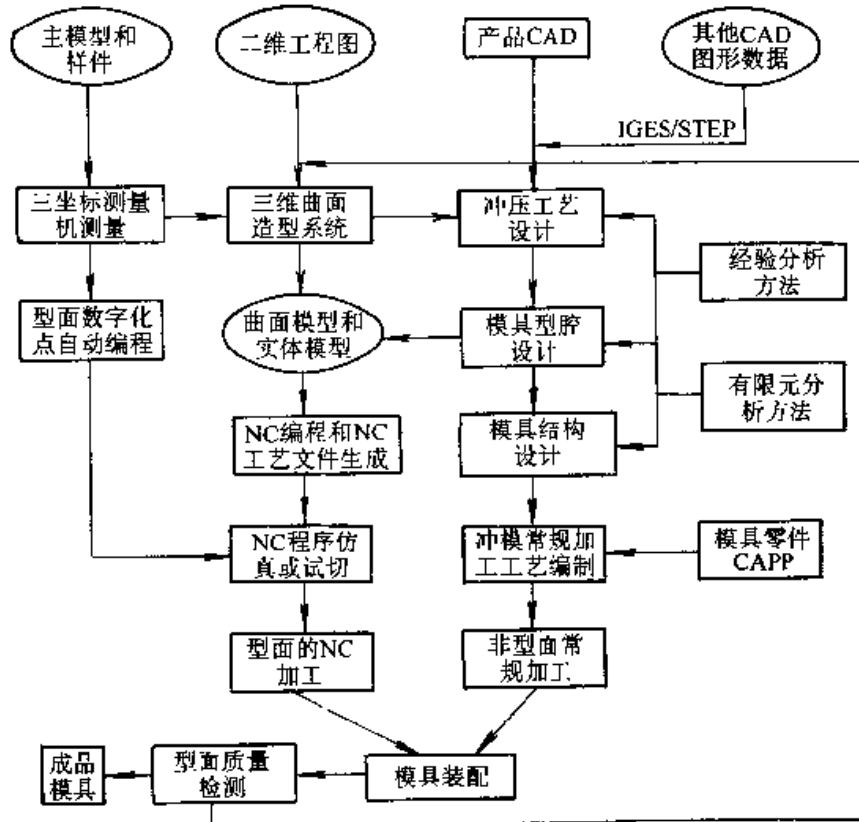


图 1.1-2 集成的汽车覆盖件模具 CAD/CAM 流程图

第2章 模具CAD系统的组成

1 模具CAD系统的硬件

典型的模具CAD系统的硬件设备包括主机、外部存储器、图形终端、输入设备和输出设备。这些设备的配置可用图1.2-1表示。

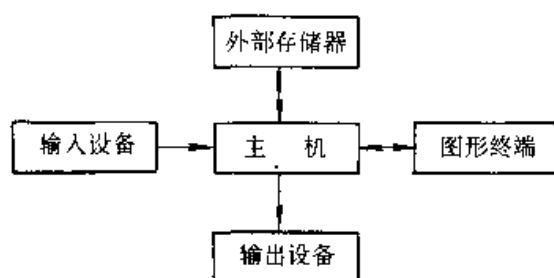


图 1.2-1 模具 CAD 系统的硬件配置

通常，将能与用户交互的计算机系统称为工作站。工作站包括为执行用户任务所需的全部设备。但是，有些设备，如打印机、绘图机和存储设备等，可由两个或多个工作站共享。

1.1 主机

主机是整个模具CAD系统的中枢，执行运算和逻辑分析任务，并控制和指挥系统的所有活动。这些活动包括内存和外存之间的信息交换、终端设备的管理和在绘图机上输出图形等。主机由运算器、内部存储器和控制器组成。运算器和控制器合称为中央处理机（CPU）。主机是整个模具CAD系统的核心，衡量主机的指标主要有三项：

1) 运算速度 以CPU每秒可执行指令数目或可进行的浮点运算次数表示。常以MIPS为单位，即每秒可执行一百万条指令。或以芯片的时钟频率表示运算速度，时钟频率越高速度越快，80486芯片为60MHz左右，80586芯片为80~233MHz，目前Pentium IV芯片可高达1.4GHz。

2) 字长 CPU在一个指令周期内从内存提取并进行处理的数据数称为字长。字长越多，计算机速度越快，计算精度也越高。字长取决于微处理器芯片的类型，如80286为16位，80386及以上为32位，目前一般微机均为32位。

3) 内存 内存容量越大，主机能容纳和处

理的信息量也越大。一般微机的内存为64MB，高档微机的内存可达256~512MB，甚至更高。目前，高档微机由于体积小、价格便宜、具有较好的图形处理能力，已成我国大多数企业模具CAD采用的主要机型。

1.2 外部存储器

模具CAD系统使用外部存储器的目的在于扩大存储能力，弥补内存的不足。外部存储器可用于存储模具CAD系统的程序、图形文件和其他软件。在实施CAD的过程中，将所需的软件从外存调至内存使用，也可将内存的数据输至外存存放。常用的外部存储器有硬盘、软盘、光盘和磁带。

(1) 硬盘

一个完整的硬盘存储器由驱动器（磁盘机）、控制器和盘片三部分组成，通过控制器和驱动器对盘片进行读写操作，实现数据的存取。硬盘含有多个盘片，其驱动器有多个读写磁头。反映磁盘工作性能的主要参数是硬盘存储容量、读写速度以及传输数据的速度。存取速度是指主机从硬盘读写数据的平均存取时间。它受多个因素影响，包括硬盘转速、寻道时间、外部传输速率以及硬盘驱动器内部机械结构的影响等。

硬盘通过控制器与CPU连接，对于不同的硬盘控制器及其接口，其数据传输速度差别很大，在微机上常用的接口有如下两种类型：

1) IDE接口 IDE (Intelligent Drive Electronics) 接口是微型机常用的标准接口，既可以控制硬盘驱动器，也可以控制软盘驱动器。IDE技术分为普通型IDE和增强型EIDE (Enhanced IDE) 两种标准，后者在硬盘速度、容量等方面性能有所增强。

2) SCSI接口 SCSI (Small Computer System Interface) 是1986年推出的小型机和外部设备接口标准，是一种系统级的接口，可以同时接到各种不同设备的任何一种上，其数据传输速度比IDE接口快。SCSI能减轻CPU的负担，提高

高档微机的灵活性。

为提高硬盘存取速度,使用了高速缓冲存储器技术,另外,各制造商也在不断地研究新的接口技术。

总之,大容量、接口技术和存取速度是硬盘系统的三个技术特征。

(2) 软盘

软盘存储器(简称软盘)与硬盘存储器的存储原理相同,但是在结构上存在一定差别。硬盘转速高,存取速度快,而软盘转速低,存取速度慢;硬盘是固定磁头、固定盘及盘组结构,软盘是活动磁头、可换盘片结构;硬盘磁头不接触盘片,软盘磁头是接触式读写;硬盘对环境要求苛刻,软盘对环境要求不高。软盘驱动器也是由驱动器、控制器和软盘片三部分组成,目前常用的软盘是3.5 in盘,容量大于100 MB的大容量的软盘也已经开始进入应用。

(3) 光盘

利用光学方式进行信息读写,计算机系统中所使用的光盘存储器是从激光视频唱片和数字音频唱片基础上发展起来的,根据性能和用途不同,光盘存储器可分为三种类型:只读型光盘(CD-ROM),只写一次型光盘(WORM)和可擦写型光盘。

光盘存储器是计算机系统中一种先进的外存储控制设备。光盘驱动器也叫光驱,分只读光驱和可读写光驱,可读写光驱的工作方式与硬盘类似。

光盘的特点是容量大(每片光盘容量在650 MB以上)、可靠性高、信息存储成本低及随机存取速度快(与磁带机相比)。光驱、控制器和电源构成一个独立的光盘系统部件,该部件通过总路线接口与主机连接,并在主机操作系统管理下工作。

常用的光驱与主机接口标准有AT、SCSI与IDE等多种技术。目前,只读光驱已成为向硬盘安装软件及多媒体应用的常用设备。

(4) 磁带

磁带存储原理与录音带和录像带相似,只是在规格和材料上有所不同,磁带存储的容量比较大,记录单位信息的价格比磁盘低,磁带的格式统一、互换性好,与各种类型机器连接方便,常用于系统备份,是主要的后备存储器。磁带存储器与磁盘存储器相比,磁盘存储器属于直接存取

设备,只要给出信息所在的位置(即盘面、磁道、扇区),磁头就能直接找到相应的位置并存取信息,而磁带存储器是顺序存取设备,磁带上的文件按顺序存放,只能顺序查找,信息存取时间比磁盘长。

需要说明的是,由于硬件技术的发展,过去插在扩展槽中的控制器结构大都集成到了计算机主板上,包括磁盘控制器、光驱控制器等多种输入/输出接口等。

1.3 输入设备

模具CAD的输入设备可分为键盘、光标控制设备、数字化仪、扫描输入设备。

(1) 键盘

键盘是一种最基本的输入设备,其主要功能是输入命令或数据。键盘上设有功能键和数字字符键。功能键通常由16至32个按键组成。这些按键可事先加以定义,使其对应于一定的功能。由于程序中已把这些键一个个地定义成某种功能,依据功能键进行操作时,按下某个键即意味着调用相应的子程序。数字字符键用以输入数字和字符。键盘和其他输入设备配合使用,可以实现人机对话,或修改、编辑字符和图形。

(2) 光标控制设备

鼠标是模具CAD中最常用的光标控制设备,用来控制屏幕上光标的位置,一般用于在显示屏幕上指示图形输入位置和点“菜单”。

鼠标有机械式和光电式两种。机械式鼠标在底部装有一个滚子,当它在平面上移动时,滚子也依靠摩擦力而随之移动,与滚子相啮合的机械装置就探测出移动后的 x 、 y 方向和距离,将该信息输入计算机后,就可控制屏幕上光标的位置。机械式鼠标必须在平滑的表面上移动,传送效率较低,准确性和精度较差,其优点是比较便宜。光电式鼠标在底座上有两只光电管,当光电式鼠标在一块特制的栅格形铅板上滑动时,光电管接受的亮度发生变化,决定了它相对移动的距离和方向,以此控制光标的移动。光电式鼠标传送速度快,精度高,但由于需配备专用平板,因而价格较贵。

鼠标结构简单,价格便宜,是模具CAD中最常用的输入设备。

触摸屏也是一种光标输入设备,所谓触摸屏

是在普通的显示屏幕基础上, 附加了坐标定位装置, 一般是设置红外光源和对应的红外检测器。人眼看不见的红外线在屏幕上形成交叉, 用来表示点的位置, 当手指触摸屏幕时, 通过相应的电路就可以检测到该点的位置。如将应用软件的菜单提示于屏幕上, 利用触摸技术, 用手指“点菜单”, 既直观、又方便, 不易出错。目前在某些大饭店的客房管理、邮局查询的计算机系统均采用了触摸屏, 极大地方便了顾客。在模具 CAD 中, 触摸屏技术应用较少, 但它是一种更宜人化的交互处理方式。

除了鼠标和触摸屏外, 光标输入设备还有手动轮、操纵杆与轨迹球、图形板和光笔等。由于鼠标键数的增加和功能的扩展, 加之价格较便宜, 在模具 CAD 中基本上是采用鼠标, 而很少采用其他光标控制设备。

(3) 数字化仪

数字化仪是一种坐标输入设备, 其工作原理和图形板相同, 外形也相似, 只是尺寸较大。高精度的数字化仪分辨率可达 0.02 mm 左右。数字化仪的电子跟踪设备可以记录所需点的 x 、 y 坐标, 所以可用来输入图形上点的坐标。在要求不高的情况下, 数字化仪可以完成图形的输入。应当指出, 数字化仪并不是模具 CAD 系统必需的设备。它不能完成精确的图形输入工作。

(4) 扫描输入设备

图形扫描输入是将已有的图形(例如工程图)放置在图形输入板上, 经过光电扫描转换装置的作用, 即可把图形的象素特征, 乃至几何特征输入到计算机中。这种输入方式在对已有的图样建立图形库方面有重要意义。

(5) 其他输入设备

语音输入设备是一种新型的输入设备, 它允许人通过自然语言输入图形特征参数和属性参数, 产生用户要求的图形。目前, 这种设备尚未达到实用化和普遍应用的程度。

计算机图形设备发展的重要方向是输入设备的功能从 2D 发展为 3D, 3D 输入设备包括三大类。

1) 3D 物体直接转变为 2D 图像 3D 扫描仪能直接扫描物体, 典型的产品如美国 Kan Image 公司生产的扫描仪, 称为 Kanscan, 其过程为: 在被扫描的物体的周围设置灯光照射。沿导轨驱动一个扫描头作二维运动, 从而将物体变为一个

彩色图像, 如图 1.2-2 所示。

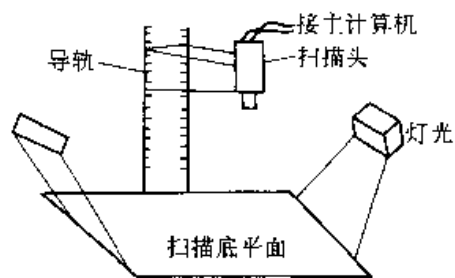


图 1.2-2 Kanscan 示意图

Kanscan 的分辨率最高可达 3072×2340 。

另一种更为简单的设备是数字照相机, 该相机所摄的图像可存储在外接硬盘上, 也可直接输入到 PC 机进行处理。

2) 将 3D 物体转化为 3D 线框模型 这类设备是通过手动的方法将 3D 物体的表面结构(线框)输入到计算机, 形成计算机的 3D 线框图模型, 直接用于真实感表示。3D 数字化仪生成的文件可转化至 DXF, IGES, Wavefront OBT 等标准或常用的格式, 以便和 3D Studio 等 3D 造型软件接口。

3) 将 3D 物体自动转化为 3D 模型 3D 自动化数字化仪可自动地将 3D 物体的表面形状以及色彩的信息输入到计算机中, 它利用激光和视频技术, 能以极高的分辨率快速扫描 3D 物体, 而不直接接触物体, 因而无损于实际物体。经 3D 数字化仪扫描的物体, 可将其数据传输到数控加工中心或快速成型设备上, 从而可迅速地复制物体。

1.4 输出设备

1.4.1 图形显示器与图形显示卡

在模具 CAD 中, 图形终端用于显示图形, 也可用以显示字符。常用的三种阴极射线管(CRT)显示设备是向量更新显示器、直视存储管显示器和光栅扫描显示器。

作为显示器主要部件的阴极射线管内, 装有电子枪, 由它发射高速、精细聚焦的电子束。在阴极射线管的另一端是较为扁平的屏面, 其上涂敷着一层荧光粉, 当电子束轰击在上面时会发光。控制电子束的能量可以使输出光的亮度变化, 需要时可以完全使光截止。流过偏转线圈的电流会使电子束偏转到屏面的各部分。阴极射线管的基本结构示于图 1.2-3。

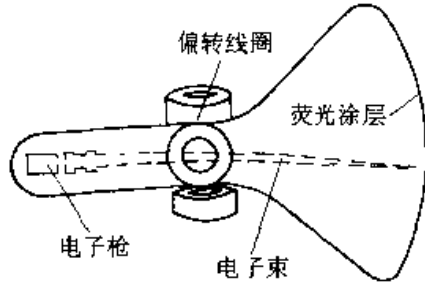


图 1.2-3 阴极射线管的基本结构

在 CRT 上显示图像的方法，按扫描方式大致可分为两种。第一种是普通电视所用的方法，通常是从左到右，从上到下在全画面上扫描。这种方法叫光栅扫描或 TV 扫描。在光栅扫描产生图像的方法中，屏幕被分成许多像素。这些像素形成了光栅点阵，光点数为 $(256 \times 256) \sim (1280 \times 1240)$ ，甚至更多。每个像素可有不同的颜色和亮度。第二种方法是把屏面分成纵横适当的格子，把格子点的坐标记入计算机内。当电子束根据计算机送来的信号向各坐标点处随机地移动时，该电子束的轨迹就形成所显示的图像。这种方法叫随机扫描或向量书写（图 1.2-4）。

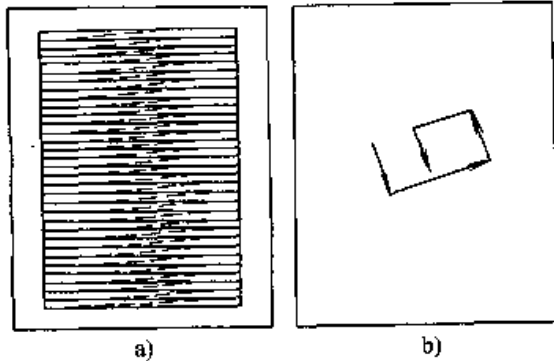


图 1.2-4 显示图像的两种方法
a) 光栅扫描 b) 随机扫描

在电子束扫过 CRT 的表面后，荧光粉的光会迅速衰减，需要迅速并反复地扫描才能保持稳定的画面。向量更新显示器每秒钟更新整个图形至少 30 次，否则将产生闪烁现象。显示缓冲器把在阴极射线管上显示图形所需的全部指令按顺序存储起来。显示控制器按更新的速度周期地存取这些指令。很明显，向量更新显示器的局限性在于图形的复杂性受到显示缓冲器大小和显示控制器速度的限制。这种显示器的优点是图像的余辉时间短，有利于显示动态的画面。任何个别图形元素均可被改变、删去、或者增加新的图形元素，这样就实现了选择性删除的功能。

由于向量更新显示器成本高，且显示复杂图形时会发生闪烁，所以导致了具有存储图像能力的显示器的研制。这类显示器中，用得最广泛的是直视存储管显示器，此外还有等离子体显示板和激光扫描显示器等。

直视存储管也采用电子枪和涂敷了荧光粉的屏面。电子束不是直接写在荧光屏上，而是写在紧挨着屏、后面涂有介质的细网栅极上。正电荷的图案沉积在这个栅极上，然后由读数电子枪发射的连续电子泛流将图案复制到荧光屏。图 1.2-5 为直视存储管的示意图。紧挨着存储栅极后面的是第二栅极（集电极），其主要作用是使电子泛流均匀分布。

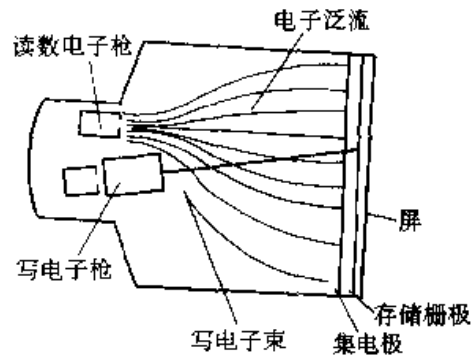


图 1.2-5 直视存储管的示意图

直视存储管显示器无需更新画面，因而可以显示稳定的无闪烁的复杂图形，这是它的优点。其缺点是不能作局部删除，不能作动态图形显示。

光栅扫描显示器采用光栅扫描方法产生图形。这些图形是由一连串的点组成的。在光栅扫描显示器上显示图形时，必须先将线条及字符信息转换为适合光栅显示的形式，这一过程叫做扫描转换。因为光栅扫描显示图形需存储每个像素的信息，所以需要较大的存储量。

绝大多数模具 CAD 系统是以交互方式运行的，设计人员可以利用交互设备输入命令，选择方案，修改设计。这就要求图形显示器具有选择性删除的功能。因为光栅扫描显示器显示图形的逼真性较好，价格也不甚昂贵，所以在模具 CAD 系统中得到广泛的应用。

有些模具 CAD 系统除图形终端外，还配有字符终端。这样，键入的命令、系统的响应和结果信息可以显示在字符终端上。这种做法的优点在于不必经常转换屏幕工作方式，图形和文字互不干扰，有利于提高工作效率。

图形显示卡也叫显示适配卡,简称显示卡,它通过总线与CPU和显示器相连,是CPU与显示器之间的接口,即视频控制电路。显示卡将显示缓冲存储器送出的信息转换成视频控制信号,用于控制显示器的显示。显示卡必须与显示器匹配,其性能好坏直接影响图形显示的速度及效果。显示卡大都制作成独立的卡插在主机扩展槽里,也有集成到主板上的。

自20世纪80年代初以来,为增强图形显示功能,出现了带有图形处理功能的显示卡。这种卡既有高分辨率的显示控制功能,又有高性能2D/3D图形处理功能,减轻了对主机CPU处理图形的要求,使显示器图形显示功能大为增强。

区分显示卡的重要标志是图形分辨率、色彩及速度。彩色显示卡的缓存容量决定了图形的分辨率和它的色彩数,若要求分辨率高,色彩多,则显示卡的存储器容量也要大。当显示卡的存储器容量一定时,若要求的色彩越多,则存储每个像素色彩描述数据所需要的位数就越多,而显示像素的总数就要相应减少,从而分辨率也就降低。这也是同一块显示卡用于多彩色显示时图形分辨率低,用于少彩色显示时图形分辨率高的原因。

1.4.2 绘图设备

在模具CAD系统中,最常用的绘图设备是喷墨绘图机和笔式绘图机。另外,还有用静电或激光技术实现的绘图机。

(1) 笔式绘图机

笔式绘图机可分为卷筒式和平台式两类。

卷筒式绘图机靠笔在横梁上的运动和卷筒带动绘图纸的运动,完成线条的绘制。卷筒式绘图机价格便宜,绘制的图形不受长度的限制,绘制图形的质量也比较好。

平台式绘图机可以绘制精度较高的图形。笔的运动步距可达 0.001 mm ,这已远远超过一般应用的要求。不同颜色的笔装在笔架上,必要时可以从固定位置取出。常用的固定纸的方法有静电吸附、真空吸附或者机械压紧。一般绘图机都装有微处理器,给操作者以附加的控制,如定比例、控制速度等。

平台式自动绘图机的台面可平放或斜置,所以称为平台式自动绘图机。它的台面可以做得很大(如 $3\ 000\text{ mm}\times 10\ 000\text{ mm}$),绘图速度较高,为 $15\sim 60\text{ m/min}$ 左右。平台式自动绘图机精度

高,综合精度约为 $\pm 0.15\text{ mm}$,重复精度可达 $\pm 0.01\text{ mm}$ 。平台式绘图机在绘制图形时能看到整个画面,便于监视绘图过程。平台式自动绘图机常采用步进电机、伺服电机、平面电机等驱动方式。图1.2-6为平台式自动绘图机的结构示意图,主要包括以下几个部分。

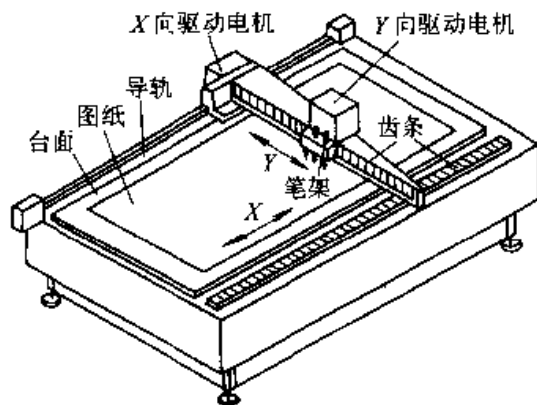


图 1.2-6 平台式自动绘图机的结构

1) 驱动电机 将计算机传来的脉冲信号转换为机械运动。

2) 机械传动系统 通过机械传动系统,将驱动电机的转动变为绘图笔的运动。常用的传动方式有滚珠丝杠、齿轮齿条、钢丝绳带等。高精度的滚珠丝杠,由于在丝杠和螺母之间放置滚珠,摩擦小,传动效率很高,不易发生爬行现象。它适合于位移小、定位精度要求高的自动绘图机。因为细长丝杠加工较困难,所以滚珠丝杠传动多用于中小型绘图机。小模数齿轮齿条传动适用于大型绘图机。钢丝绳滑轮传动的优点是传动惯性小,可实现高速绘图,但是钢丝绳易损坏,常需更换。

3) 笔架 笔架上装有数支绘图笔,可用以绘制不同颜色、不同粗细的线条。根据指令可使所需的笔移到相应位置。笔的上下运动是按照指令由电磁机构完成的。在高速绘图中笔的上下动作非常频繁,因此笔座的惯性是一个重要问题。此外,笔的急速运动会在纸面上产生跳跃和断线现象。对使笔上下运动的线圈电流进行控制,可使高速下降的笔在接触纸面之前减速。

4) 图纸固定装置 常用的图纸固定装置有静电吸附、真空吸附、机械夹紧等类型。静电吸附的原理如图1.2-7所示,金属基板上覆盖着感应导电层,在其表面上制有网格状的电极。由于电极接地,所以与其相接触的图纸也具有相同的

地位。当将正电位加于金属基板后, 图纸便被吸附固定。这种吸附方式无噪声, 耗电量少, 但对周围环境要求较高。采用真空吸附的方法固定图纸时, 绘图台面上有许多小孔。当真空泵在台面下抽气时, 图纸便会紧密地吸附在台面上。

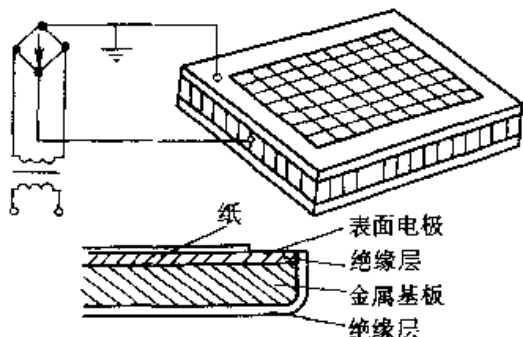


图 1.2.7 静电吸附固定图纸的原理

5) 插补器 它可对直线、圆弧和抛物线进行插补运算, 输出 X、Y 方向的位置指令脉冲。插补器还有改变图形比例, 控制速度, 选择绘笔, 控制抬笔、落笔以及强制绘笔自动到达终点等作用。

卷筒式绘图机因利用卷筒带动图纸作 X 方向运动而得名。图纸的卷动配合笔架的移动和绘图笔的抬上、落下运动, 便可绘制出所需的图形(图 1.2.8)。这种绘图机与平台式绘图机相比具有结构简单、占地面积小、纸长几乎不受限制等优点, 但绘图精度较低。然而, 由于其结构简单、价格低廉, 所以它在绘图精度要求不高的场合应用十分广泛。小型的卷筒式绘图机一般称为 X-Y 绘图仪, 可直接放置在桌面上。卷筒式绘图机多采用开环控制系统, 由步进电机驱动。绘图速度决定于脉冲频率, 绘图精度则取决于脉冲当量(步距)。卷筒式绘图机主要由下列部分组成:

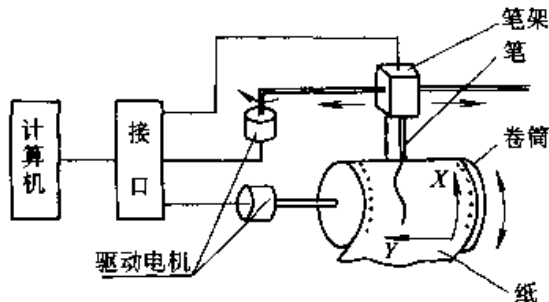


图 1.2.8 卷筒式自动绘图机的结构

1) 步进电机 将计算机送来的脉冲信号转换为机械运动, 驱动卷筒和绘图笔。

2) 卷筒传动机构 由送纸电机、卷纸用皮带轮和 X 向步进电机组成。送纸时, 由送纸电机用皮带带动卷筒。绘图时, 用 X 向步进电机驱动

卷筒。有些公司, 例如 HP 公司和 HI 公司, 生产的绘图机采用摩擦轮驱动图纸。这是对卷筒绘图机卷纸机构的改进。此类绘图机已得到广泛应用。

3) 绘图笔移动部分 Y 向步进电机通过小模数齿轮带动钢带, 使笔架左、右运动。笔架上的滚轮沿导轨滚动, 轻便灵活。

4) 控制台部分 其上安装有进行各种操作的按钮, 包括启动、调整、停止等操作。

(2) 喷墨绘图机

喷墨绘图技术是利用特制的换能器将带电的墨水泵出, 由聚焦系统将墨水滴微粒聚成一条射线, 再由偏转系统控制喷嘴在打印纸上扫描, 并附着在图纸上形成浓淡不一的各种单色或彩色图形、图像及文字符号。它具有清晰度高、工作可靠、噪声小、价格低及容易实现不同浓淡的彩色图形与图像等优点。小型喷墨绘图机常用于输出小张图形和文稿, 又称喷墨打印机。大型喷墨绘图机可用于输出设计图样, 一般有平板式与滚筒式两种, 其机械控制原理与笔式绘图机相似。喷墨绘图机也有单色型与彩色型。喷墨绘图机绘图速度比笔式绘图机快, 但其耗材成本较高。

随着喷墨绘图机价格的降低, 目前已成为企业 CAD 使用的最主要的绘图设备。

(3) 硬拷贝机

这种设备可以将显示在屏幕上的图形复制下来, 作为设计过程的中间步骤的记录。图纸的尺寸一般限制在 215~280 mm。因为图形终端分辨率的限制, 显示的图形质量远不如绘图机上绘制的图形。所以, 用它的复制品作为最终的图样是不适合的。常见的硬拷贝机的工作原理是电子摄影技术, 所用的拷贝纸不但价格贵, 而且在正常光线的长时间作用下会变暗。

2 计算机网络

计算机网络是计算机和通信技术相结合的产物。它利用通信设备和线路将地理位置不同、功能独立的多个计算机连接起来, 以实现网络中的信息传递与资源共享。计算机网络按其连接位置的远近分为局域网 (LAN) 和广域网 (WAN)。局域网将计算机与外围设备互联, 使用户可以通信、共享资源, 如数据库、打印机和绘图机等, 还可访问其他计算机或其他网。广域网由远程线路, 如电话交换网、公用数据网和卫星等, 将地

理不同的两个或多个局域网连接起来。用于网络互联的设备有以下几种:

(1) 网络适配器 (NETWORK ADAPTER)

网络适配器又称网络接口卡或网卡。它在计算机管理下,按着某种约定协议,将计算机内信息保存的格式与网络线缆发送或接收的格式进行双向变换(一般是借助共享内存,在系统内存和网卡内存之间进行数据信息交换),控制信息传递及网络通信。网卡是网络通信的瓶颈之一,其质量和兼容性的好坏直接影响网络的功能,只有优质、可靠的网卡才能真正保证网络工作的可靠与高效。

(2) 传输介质

用于网络传输的介质主要有以下三种:

1) 双绞线 双绞线分屏蔽双绞线 STP (Shielded Twisted Pair) 和非屏蔽双绞线 UTP (Unshielded Twisted Pair) 两种。屏蔽双绞线由两股彼此隔绝、绞在一起的高质量铜质线构成,绞线外面有绝缘层,这种双绞线信号辐射小,具有较高的特性阻抗,对于干扰和串音有一定的抵抗力。非屏蔽双绞线没有特殊的绝缘层,它由数对细的绞线及外部绝缘套构成,四对(8根细线)。非屏蔽双绞线既可用于电话系统,也可用于计算机网络,是网络互联常用的介质。

2) 同轴电缆 同轴电缆由内部铜导线、中间绝缘层、用作地线的屏蔽层及外部保护皮围裹组成,一般分粗同轴电缆和细同轴电缆两种。用

于连接客户计算机常见的电缆是细同轴电缆,常称为“细缆”,其优点是支持宽带和基带通信,适于传递数据、声音、图像信号,安装方便。

3) 光缆 光缆由折射率不同的内芯和外芯光导纤维组成,光导纤维封装在防护缆中。这种用光载信号进行传送的形式,具有抗磁干扰能力强、安全可靠、保密性好、在高速率和远距离传输信号衰减小等优点。

(3) 调制解调器 (MODEM)

调制解调器用于将数字信号转变成模拟信号或把模拟信号转换为数字信号,是拨号上网的必需接口设备。

从应用上说,借助网卡、调制解调器及传输介质就可以组建成局域网。为提高网络性能,保证在局域网内、局域网之间或不同网络之间能够有效地传输信息,在组建计算机网络时,一般还要根据具体情况选用中继器 (Repeater)、集线器 (HUB)、网桥 (Bridge)、路由器 (Router)、网关 (Gateway) 等互联设备。

网络上设备之间的拓扑结构分为:

- 1) 总线型:所有设备连接到干线电缆。
 - 2) 星型:所有设备连接到一个点,即网络中的集线器 (HUB)。
 - 3) 环型:所有设备串行连接,构成一个环。
- 实际的网络连接是上述三种模式的混合型。图 1.2-9 所示为某企业的一个网络连接图,将

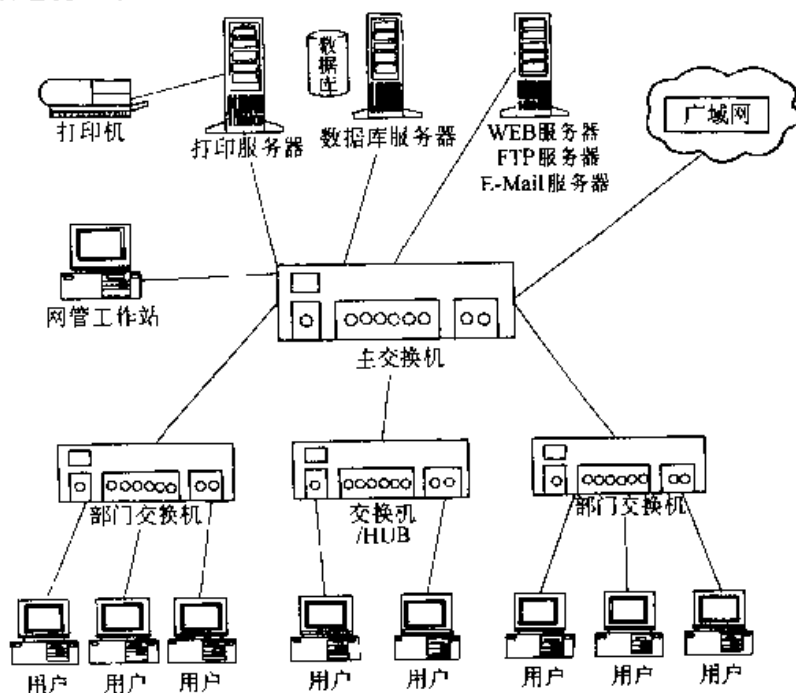


图 1.2-9 某企业网络系统的拓扑连接图

不同的部门组成一个局域网。其中由一台交换机连接企业内各部门,根据计算机终端数可用交换机成集线器(HUB)连接,各部门和主交换机用光缆连接,部门内部采用标准双绞线相连。主体网络协议采用TCP/IP,能够支持异种机互联,支持分布式数据库系统,并提供文件传输,虚拟终端,电子邮件传输等网络服务功能。网络的Internet出口经过防火墙控制,以保证网络的安全。

在模具CAD中,利用计算机网络,可以共享设计资源,共同完成复杂的模具设计任务。所以,基于网络的系统是模具CAD系统的发展方向 and 必然趋势。

3 模具CAD系统的软件

模具CAD系统除必要的硬件设备外,还必须配备相应的软件。如无软件的支持,硬件设备便不能发挥其作用。软件是决定模具CAD系统功能强弱、效率高低和使用是否方便的关键因素。在购置模具CAD系统时,软件部分的投资往往超过硬件部分的投资。

模具CAD系统的软件多种多样,其作用亦各不相同。一般说来,模具CAD的软件可分为系统软件、支撑软件和应用软件三类。

3.1 系统软件

系统软件指的是在计算机运行状态下,保证用户正确而方便地工作的那一部分软件,包括操作系统、汇编系统、编译系统和诊断系统等。

操作系统是用户和计算机之间的接口,使用户能有效地使用计算机。操作系统全面管理计算机资源,合理地组织计算机的工作流程。操作系统的管理包括CPU管理、存储管理、文件管理、输入输出管理和作业管理等。操作系统是每一计算机系统都具有的系统软件。

20世纪80年代以来,窗口软件得到了较大的发展。以集成操作环境为特点的窗口系统,被誉为新一代操作系统。

窗口管理系统的优点是:①在同一屏幕上支持多个窗口,窗口可互相重叠,并可输出不可见窗口的内容;②一个应用程序可用同一屏幕上的多个窗口,在不同的窗口上可执行多个应用程序;③可在多种显示器上执行,使应用程序与设

备无关;④具有集成化的操作环境和统一的用户界面,操作系统本身就是窗口化的;⑤窗口系统具有网络透明性,即可在操作系统和系统结构都不同的计算机上运行应用程序。

目前,在微机上运行的窗口管理系统中,比较常用的有MS-Windows和Macintosh等。在分布式系统和工作站上最流行的窗口管理系统是X-Window。

在开发模具CAD系统时,还需要用到编译系统和汇编系统。编写应用程序是模具CAD开发人员的一项经常性的工作,程序设计语言是必须掌握的基本工具。在模具CAD中常用的高级语言有C和C++语言。

3.2 支撑软件

支撑软件是模具CAD系统的核心,它为用户提供工具或开发环境。支撑软件包括以下几种类型。

(1) 图形处理软件

图形软件是模具CAD系统的重要支撑软件,它可使用户在屏幕上建立和修改图形,在绘图机上输出图形。

图形软件按应用范围可分为二维图形软件和三维图形软件。常用的二维图形软件包的基本功能包括:①产生各种图形元素,如点、线、圆等;②图形变换,如放大、平移、旋转等;③控制显示、开窗口、局部放大;④局部删除图形元素,修改、编辑图形;⑤输入和输出功能。除上述基本功能外,二维图形软件包提供的功能还有尺寸标注、书写文字、画剖面线等。

由于计算机和图形设备发展迅速,更新换代速度很快,图形软件的开发需要耗费大量的人力物力,如果图形软件随硬件的变化而修改,不仅非常困难,而且也是极大的浪费。为了使图形软件能够方便地在不同计算机和图形设备之间移植,国际标准化组织(ISO)制定了一些图形软件标准。美国等一些国家的标准化机构也都研究和制定了一些标准。按照图形软件标准的功能可分为三个层次:数据交换接口标准、图形系统标准和图形设备接口标准。

数据交换接口公认的方法是基于标准中性文件格式的间接交换方式。目前发展形成了多种标准数据交换文件,如美国的IGES(Initial Graph-

ics Exchange Specification 原始图形交换规范)、德国汽车工业协会制订的 VDA-FS、法国宇航公司提出的 SET、以及美国 ANSI 拟定的 PDES 和国际标准化组织 ISO 制定的 STEP (Standard for the Exchange of Product Model Data) 等。其中最常用的标准是 IGES 和 STEP。

图形系统标准包括 GKS、GKS-3D 和 PHIGS。

GKS (Gaphical Kernel System ——图形核心系统) 是一个为应用程序服务的基本的图形系统, 它提供了一组用于计算机图形程序设计的功能函数集合, 是最早颁布的国际图形标准, 其目的是提高应用程序的可移植性。

GKS 在应用程序和图形输入输出设备之间提供功能接口, 它包括一系列交互和非交互式图形设备的全部基本图形处理功能, 大致可分为以下十类:

- 1) 控制功能: 执行打开、关闭 GKS, 以及使工作站进入或退出活动状态和删除工作站等。
- 2) 输出功能: 确定输出图形的类型。
- 3) 输出属性: 设定图素的各种属性以及各种图素在工作站上的表现方式。
- 4) 变换功能: 实现规范化变换和工作站变换。
- 5) 图组功能: 对图形进行生成、删除、复制以及实现图组属性控制。
- 6) 输入功能: 对各种输入设备初始化、设定设备方式、确定请求、采样和事件输入。
- 7) 询问功能: 查询 GKS 描述表、状态表、出错表、工作站描述表和图素表等, 查找 GKS 状态值、级别、工作站类型、状态以及描述表和图组状态等内容。
- 8) 实用程序: 实现坐标变换等。
- 9) 元文件处理。
- 10) 出错处理。

GKS-3D 是一完全的三维系统, 即其所有的操作都是在三维情况下进行的。GKS 中的二维操作只是 GKS-3D 的一个简化形式。GKS-3D 中的所有图段、图素数据均是三维格式, 即使原来的 GKS 中是二维的数据也要转变成三维的格式。GKS 和 GKS-3D 的功能上可以混合使用, 比如可用 GKS 定义一个平面, 然后把它转换到三维空间中去, 用 GKS-3D 对它进行各种处理。GKS-3D 的功能包括: 三维图素, 填充区域图素

集, 具有视图操作的三维变换、三维输入、隐藏线、面消除、边界的属性和三维几何属性。

PHIGS (Programmer's Hierarchical Interactive Graphics System) 是 ANSI 于 1986 年公布的计算机图形软件系统标准, 1988 年成为 ISO 标准。PHIGS 为应用程序员提供了控制图形设备的图形软件系统接口。PHIGS 的图形数据按照层次结构组织, 使多层次的应用模型能方便地利用 PHIGS 进行描述。PHIGS 还提供了动态修改和绘制显示图形数据的手段。

PHIGS 的标准功能可划分为九个程序模块来分别实现, 各模块相对独立, 一个模块仅通过系统的公共数据结构与其他模块间接连接, 其结构如图 1.2-10 所示。

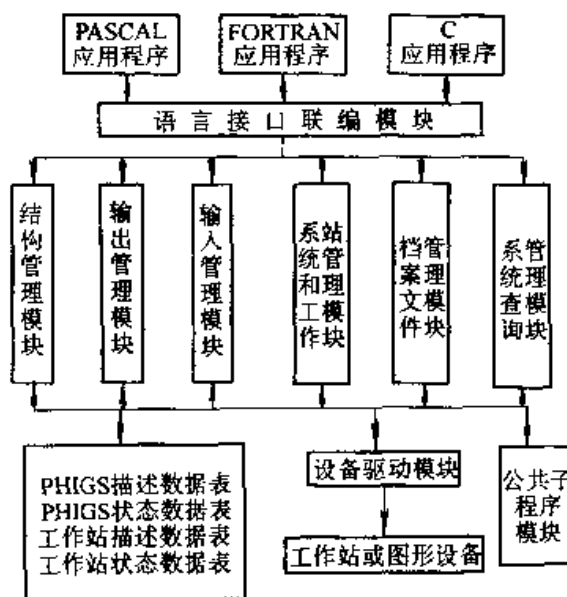


图 1.2-10 PHIGS 程序模块结构

图形设备接口标准有 CGI 和 CGM。

CGI (Computer Graphics Interface ——计算机图形接口) 是 ISO TC97 提出的图形设备接口标准。CGI 的目的是提供控制图形硬件的一种与设备无关的方法, 使用户最大限度地、灵活地控制图形设备。实际上, CGI 也可看作是图形设备驱动程序的一种标准。CGI 有五部分功能, 即控制查询及出错处理、输出图素及其属性、图段定义及处理、输入及响应处理和光栅处理。CGI 所定义的接口功能需以高级语言编程实现。

CGM (Computer Graphics Metafile ——计算机图形元文件) 是 ANSI 于 1986 年公布的标准, 1987 年成为 ISO 标准。它是一套与设备无关的

语义、词法定义的图形文件格式。CGM 标准主要由两部分组成, 其一是功能规格说明, 以抽象的词法描述了相应的文件格式; 其二是描述了元文件词法的三种形式的编码。

OpenGL 是在 1992 年由 SGI 公司为首, 联合 IBM、Intel 等 8 家公司共同制定的。OpenGL 是一个图形硬件的软件接口。更进一步讲, OpenGL 实际上是一个三维图形和模型库。它最大的特点就是与硬件无关, 可以在不同的硬件平台上移植。由于它在三维真实感图形方面具有优秀的性能, 已被绝大多数显示卡生产商作为标准采用, 可以说 OpenGL 是新一代三维图形工业标准。OpenGL 为程序开发人员提供了大量的基本图形操作函数, 包括几何建模、变换、渲染、光照和材质、混合、雾化、位图和图像、纹理映射、交互操作和动画。

(2) 几何造型软件

几何造型软件是用于建立物体几何模型的软件。利用其造型功能, 可以定义物体的几何形状及其相互关系, 在计算机内建立的几何模型可为设计、图形显示和 NC 编程等方面提供必要的信息。要实现模具 CAD/CAM, 首先必须完成产品零件的几何造型, 建立产品零件的模型, 后续的一切处理和操作皆在此模型的基础上完成。因此, 几何造型软件是模具 CAD/CAM 系统必不可少的支撑软件。

按照产生的几何模型的不同, 几何造型方法可分为线框造型、表面造型和实体造型, 产生的模型分别为线框模型、表面模型和实体模型。目前, 有些造型软件可以产生上述三种模型, 并可使之相互转换。这种集成化的造型软件增强了几何造型的功能, 扩大了其应用范围。

20 世纪 80 年代以来, 特征造型技术成为人们研究的一个热点, 其目的是提供一套完整地描述物体特征信息的方法, 为实现 CAD/CAM 的集成创造更有利的条件。利用特征造型技术可定义零件的形状特征、精度特征、材料特征和其他工艺特征, 从而可为计算机辅助工艺设计 (CAPP) 提供所需的信息。特征造型软件发展很快, 功能也越来越完善。

(3) 数据库系统软件

模具 CAD 过程是一个信息分析、处理和传递的过程。在模具设计过程中需要对大量的数据

进行处理和操作。这些数据中有静态的数据, 如标准设计数据、标准图形文件等, 也有动态的数据。动态数据主要用于描述设计结果和用于各子系统之间的信息交换。数据管理是模具 CAD 中的一个非常重要的问题。设计、查询、对话和图形显示等活动都和数据库有着密切的关系。

有些模具 CAD 系统利用操作系统的文件管理功能管理设计过程中的数据。各种标准数据均以数据文件形式存放在磁盘上; 各模块之间的信息交换也利用数据文件。

使用文件系统管理信息的优点是简单易行, 只要利用操作系统的功能就可以实现, 不需要附加的管理软件。但是, 文件系统的缺点是不能以记录或数据项为单位共享数据, 导致数据的大量冗余, 增加新数据和删除旧数据都很困难。为克服这些缺点, 人们发展了数据库技术。

采用数据库系统管理设计数据时, 数据按一定数据结构存放在数据库中, 由数据库管理系统 (DBMS) 统一管理。数据库管理系统提供了各种管理功能, 例如存放数据、删除数据和查找数据等。利用数据库管理系统的命令, 可以完成各种数据操作。

数据库系统有如下优点:

- 1) 编制应用程序时不必考虑各种标准数据的管理;
- 2) 数据独立于程序, 数据存储结构的变化不会影响应用程序;
- 3) 减少了数据的冗余, 提高了共享程度;
- 4) 保证了数据的一致性;
- 5) 便于修改与扩充。

3.3 应用软件

应用软件是在模具设计制造过程中用于特定目的的软件, 例如冲裁模设计软件、注塑模设计软件等。编制应用软件的过程就是将模具设计和制造工艺设计算法化、程序化的过程。在开发的过程中, 需要建立数学模型, 用计算机可以处理的方式表述设计准则。

目前, 绝大多数模具 CAD 系统为交互式系统。交互式的模具 CAD 系统必须允许用户能方便地输入数据、选择功能, 因而需要有一个用户界面。友好的用户界面可以使系统易学易用, 不仅能提高工作效率, 而且可减少错误率。

第3章 模具CAD中的数据处理的

在模具设计中，只有为数不多的设计准则是以公式表达的，大量的的是以数表和线图的形式给出的。在建立模具CAD系统时，必须将这些数表和线图形式的设计准则以计算机能处理的方式表达。

模具CAD的过程就是处理信息的过程，包括信息的输入、产生、转换、编辑、存储和输出等方面。对模具CAD过程的控制就是对设计过程中信息流的控制。通常，模具CAD系统的程序规模很大，结构相当复杂。要提高程序的效率，不仅涉及到程序的结构和算法，同时也涉及信息的（数据的）结构与管理方法。在应用程序的执行过程中，经常需要利用一些标准的数据或其他程序的运行结果。设计过程中各部分程序通过交换数据相互联系。因此，数据管理在模具计算机辅助设计中的作用十分重要。为此，需要用到数据结构、文件系统和数据库等软件技术。

1 常见的数据结构

1.1 数据结构

在模具CAD系统中，设计数据和设计结果要用具体的数据结构来表示。数据结构指的是数据之间的结构关系，它包括数据的逻辑结构和物理结构。

(1) 数据的逻辑结构

数据的逻辑结构描述的是数据之间的逻辑关系，它从客观的角度组织和表达数据。通常可将逻辑结构归纳为线性结构和非线性结构两大类。

1) 线性结构 这种结构的数据可以用数表的形式表示。数据间的关系比较简单，只是顺序排列的位置关系，而且这种位置关系是线性的，因而又称这类数据为“线性表结构”。BASIC、FORTRAN、C等各种算法语言中的数组都是这种结构。在这种结构中，每一个数据元素仅与它前面的一个和后面的一个数据元素相联系，因而能用以表达数据之间的简单顺序关系。

2) 非线性结构 这种结构的数据间逻辑关系比较复杂，数据元素之间的关系是一种多元关系，例如树状结构和网状结构都是非线性结构。

(2) 数据的物理结构

数据的物理结构指的是数据在计算机内部的存贮方式，它从物理存贮的角度描述数据以及数据间的关系。常用的物理结构有顺序存贮结构与链接存贮结构两种。

1) 顺序存贮结构 即用一组连续的存贮单元依次存放各数据元素。例如一维数组在存入计算机时，各数据在存贮器中的存贮顺序与逻辑顺序一致，也为依次排列。这种存贮方式占用存贮单元少，简单易行，结构紧凑。但数据结构缺乏柔性，增加和删除数据项时，要重新分配存贮单元，重新存入全部数据，因而适合不需要修改、补充、删除数据的场合。

2) 链接存贮结构 在链接存贮结构中，一个数据元素项由信息字段和指针字段组成，如图1.3-1所示。数据存贮在信息字段，而指针字段中存入下一个数据元素项的地址，根据信息段逻辑关系的复杂程度，在指针字段可设置一个或多个指针，从而建立起数据元素项之间的联系。通过各种指针，可构成不同的存取路径，以适应逻辑结构的需要。因而存贮结构独立于逻辑结构，它使存贮的物理顺序不必与逻辑顺序一致而仍能按逻辑要求来存取数据。

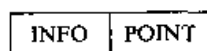


图1.3-1 链接存贮数据字段组成

链接存贮结构根据指针的数目大致有三种类型：

①单向链结构 各个数据元素通过指针构成一个链状结构，且链接方向单一。单向链结构根据其链接方向是否与逻辑顺序一致又可分为正向链和反向链（见图1.3-2a、图1.3-2b）。若将最后一个数据元素与第一个数据元素通过指针链接，则成为环链结构（图1.3-2c）。

②双向链结构 双向链结构中有两个指针，

分别按正、反两个方向链接（见图 1.3-2d）。双向链也可以构成环链（见图 1.3-2e）。环链结构的特点是存取时可从环的任何一个数据元素入口，按指针逐个存取各个记录，直到再遇到入口记录为止。对于双向环链结构，可以自入口处按较短路径的方向存取记录，提高存取效率。当某个指针因意外而损坏时不致影响整个结构，且易修复。

③多向链结构 结构中有多个指针（见图 1.3-2f）。通常用于矩阵元素、树结构存储，只要查询到某一元素，即可获得相邻的、相关元素的地址。

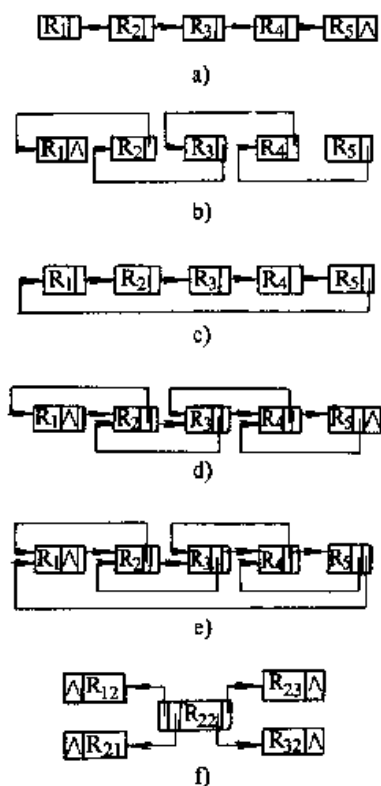


图 1.3-2 链接存储结构类型

- a) 正向链 b) 反向链 c) 单向环链 d) 双向链
- e) 双向环链 f) 多向链

上述链接存储结构在不改变原来存储结构的条件下，增删记录十分方便。如图 1.3-3 所示，只要将插入项前一个记录的指针指向插入项，而插入项本身的指针指向后一项即完成插入。同理，将删除项前一个记录的指针指向删除项后一项即完成删除。该结构还为数据检索，尤其是非线性结构的数据检索提供了便利条件，但链接存储相对于顺序存储结构而言，需要较大的存储空间。

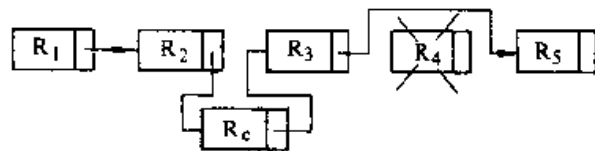


图 1.3-3 链接存储结构的记录增删

1.2 常用的数据结构

在模具 CAD 系统中，常用的数据结构有以下 7 种。

(1) 线性表

线性表是一个由 n ($n \geq 0$) 个数据元素 $a_1, a_2, a_3, \dots, a_n$ 组成的有限序列，并且用一个整数标号（亦称下标）标志线性表中的各元素。线性表逻辑上可表示为：

$$(a_1, a_2, \dots, a_{k-1}, a_k, a_{k+1}, \dots, a_n)$$

线性表是一种最简单、最常见的数据结构，其特点就是数据元素之间呈线性关系。线性表的物理结构既可以采用顺序存储结构，也可以采用链接存储结构。

(2) 栈

栈逻辑上是一个下限为常数，上限可变化的线性表，或者是上限为常数，下限可变化的线性表。栈是一种特殊的线性表，它的插入和删除操作只能在表的一端进行。在栈中，允许插入和删除的一端称为栈顶，而不允许插入和删除的另一端称为栈底，栈的示意图见图 1.3-4。栈的操作是按后进先出的原则进行的，因此栈又称为后进先出（LIFO）表。

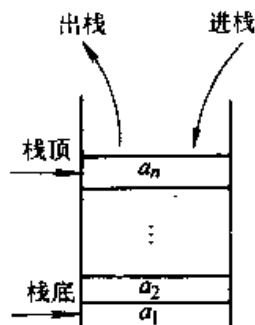


图 1.3-4 栈示意图

和线性表一样，顺序存储和链接存储结构都可以作为栈的存储结构，较常用的是采用顺序存储结构，此时要外加一个栈指示器。图 1.3-5 所示为栈的物理表示。

(3) 队列

队列也是一种特殊的线性表，它限定只能在表的一端插入，在表的另一端删除。允许插入的一端叫队尾，允许删除的一端叫队头。第一个进队的数据元素也将第一个出队，所以队列也叫先进先出（FIFO）表，如图 1.3-6 所示。

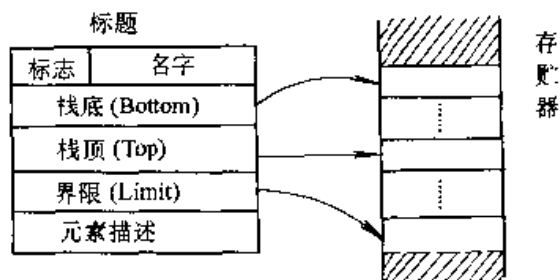


图 1.3-5 栈的物理表示

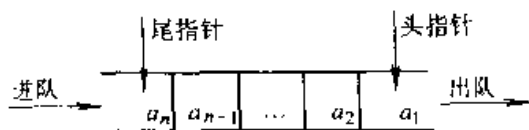


图 1.3-6 队列示意图

队列的物理存储结构可采用顺序存储结构或链接存储结构。在顺序存储结构中，要分别设头指针和尾指针，指向队头和队尾。随着数据元素的出队和进队，队头和队尾指针会不断向后移动，当队尾指针指向队列空间最大界限地址时，再有进队操作就会“溢出”。由于数据元素的出队，使得分配的队列空间中尚有空余单元，但因队尾指针已到界限，不能实现入队操作，它造成队列空间的浪费和非正常操作。如果将队列的头尾相接构成一个循环队列，就可以解决这个问题。图 1.3-7 所示为队列的物理表示。

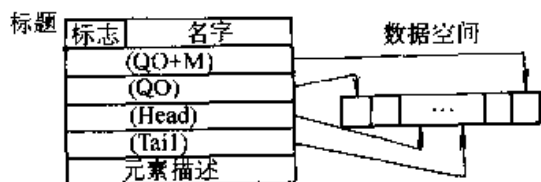


图 1.3-7 队列的物理表示

(4) 数组

数组是线性表的推广，是一组按一定顺序排列的具有相同类型的数据。一维数组的逻辑结构实际上就是一个简单的线性表。至于二维数组，可将一行（或一列）数据元素看成一个数组元素，这个数组元素本身也是一个一维数组，即也相当于一个线性表。 n 维数组可以类推。

数组与线性表的存储方式相同，用顺序存储结构存放无论一维数组还是二维数组或更高维数组在存储器中都是按一维排列存储的，只是按照一定的存储顺序。例如，二维数组有两种存储方式，其一是按行顺序存放（如 BASIC、PASCAL、C 语言等），其二是按列顺序存放（如 FORTRAN 语言）。例如 C 语言中的数组 A [3] [2] 的存储顺序为 A [0] [0], A [0] [1], A [1] [0], A [1] [1], A [2] [0], A [2] [1]。C 语言中下标是从 0 开始，而 FORTRAN 语言数组下标是从 1 开始的。

(5) 串

串是一种字符型的线性表，通常记作：

$$A = "a_1a_2a_3 \dots a_n"$$

其中，A 为串名；用引号括起来的字符为串的值，“ ”不是串内的成分； a_i ($1 \leq i \leq n$) 是字符型常量。

串可用一个字符型数组来顺序存储，也可用链接存储。用链接存储时，先将 A 分成若干块，然后把各块依次链接起来。各高级语言中字符串的运算利用的就是这种结构。

(6) 树和二叉树

在数据结构中，一棵树指的是一个或多个结点的有限集合 T，使得：

- 1) 有一个特别标识的称为该树之根的结点；
- 2) 除根外的其余结点分成 $n \geq 0$ 个不相交的集合 T_1, T_2, \dots, T_n ，而且这些集合的每一个又都是树。树 T_1, T_2, \dots, T_n 称为这个根的子树。

图 1.3-8 就是一棵树，树中只有一个没有前驱的结点称为树根，其他结点仅有一个直接前驱结点；树中结点的最大层次称为树的深度；结点的子树的个数称为该结点的度；度数为 0 的结点称为树叶。图中，A 为树根；A 的度为 3；树的深度为 4；K、L、F、G、M、I、J 结点为树叶。

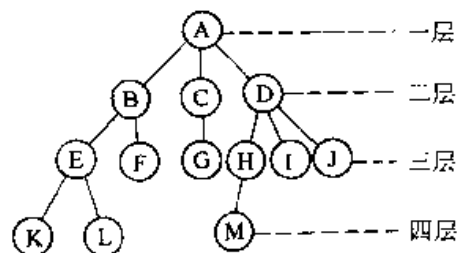


图 1.3-8 树的表示

树的物理表示是我们关心的问题。由于多重表可用链接字给出元素之间的逻辑关系，故采用多重表能方便地表示树中各结点的分枝关系或层

次关系。在树结点的表示中用链域表示树结点之间的关系，链域的个数等于该结点的度数。例如，图 1.3-8 所示树的物理表示见图 1.3-9。

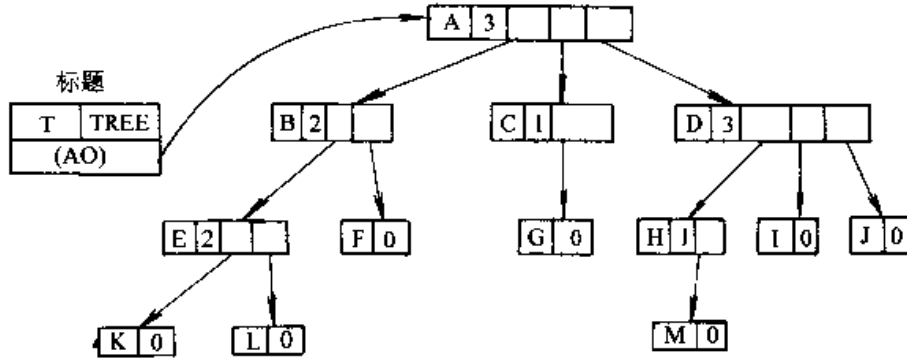


图 1.3-9 树的物理结构

这种物理表示法似乎是自然的，但在实践上却非常麻烦。因为结点链域的数量依赖于树中该结点的度数，这就给存贮分配造成困难，而且对插入或删除树中一个结点记录也带来很大的不便。

我们希望能够找到一种恰当的树表示法，按此种物理表示法能通过链域动态地处理各子树，而每个结点本身按某种静态的方式来描述，也就是每个结点的结构是相同的。根据这种想法，研究一种更为基本的树结构——二叉树。

二叉树具有以下特点：

- 1) 二叉树可以是空的，一般树则必须至少有一个根结点。
- 2) 二叉树的度数不能超过 2，一般树则无此限制。
- 3) 二叉树的子树有左、右之分，不能颠倒，一般树的子树则可以交换位置。

图 1.3-10 所示为二叉树的基本形式。

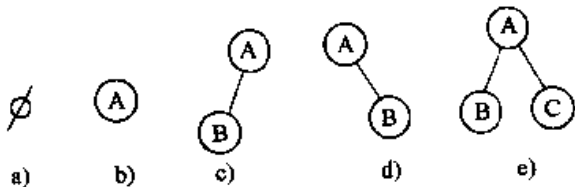


图 1.3-10 二叉树的基本形态

- a) 空二叉树
- b) 只有一个结点的二叉树
- c) 只有左子树的二叉树
- d) 只有右子树的二叉树
- e) 完全二叉树

二叉树的存贮结构通常采用链接结构（图 1.3-11），每个结点设两个指针，左指针指向左子树的地址；右指针指向右子树的地址。这种结

构与逻辑结构一致，描述清楚，也便于删除和插入运算，但占用存贮单元较多。

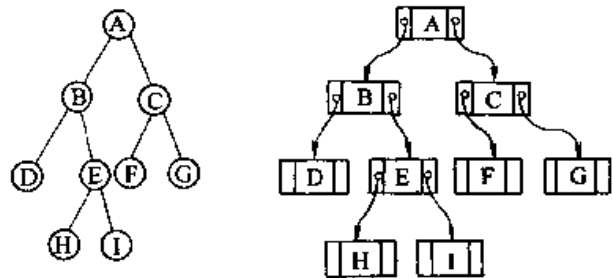


图 1.3-11 二叉树的存贮结构

按一定的规律，不重复地访问树中的每一个结点，称为树的遍历，对二叉树来讲，有三种常用的遍历方式。

1) 前序遍历 操作过程为：若二叉树为空，则退出。否则，①访问根结点；②前序遍历左子树；③前序遍历右子树。这是一个从上至下，先左后右的原则。图 1.3-11 所示的二叉树的前序遍历为：ABDEHICFG（见图 1.3-12a）。

2) 中序遍历 操作过程为：若二叉树为空，则退出。否则，①中序遍历左子树；②访问根结点；③中序遍历右子树。这是一个从左向上，先上后下的原则。如图 1.3-11 所示二叉树的中序遍历为：DBHEIAFCG（见图 1.3-12b）。

3) 后序遍历 操作过程为：若二叉树为空，则退出。否则，①后序遍历左子树；②后序遍历右子树；③访问根结点。这是一个从左向右，先下后上的原则。如图 1.3-11 所示二叉树的后序遍历为：DHIEBFGCA（见图 1.3-12c）。

(7) 图

图是比树更为复杂的一种非线性结构。在图

结构中，每个结点可能有多个直接前趋，也可能有多个直接后继，结点的联系是任意的，因此，

它不像树结构那样有明显的层次关系，见图 1.3-13。

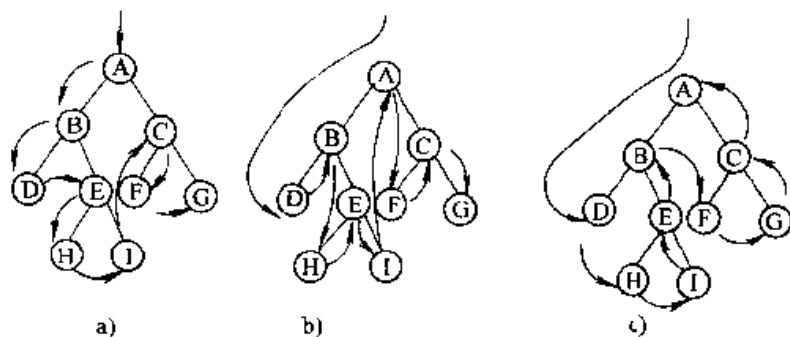


图 1.3-12 遍历示意图

a) 前序遍历 b) 中序遍历 c) 后序遍历

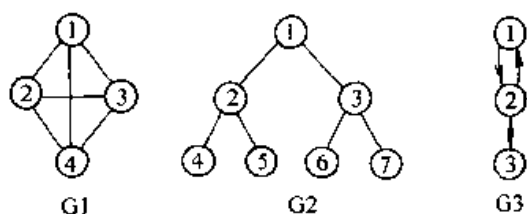


图 1.3-13 图示意图

图是由顶点和边组成的，设图 $G = (V, E)$ ，其中 V 是顶点的集合； E 是边的集合。边用确定该边的两顶点表示。若两顶点是有序的，则从 V_i 到 V_j 用一带箭头的线段相连，并用尖括号表示为 $\langle V_i, V_j \rangle$ ，这样的图称为有向图，如图 1.3-13 中的 G_3 。若两顶点是无序的，则边线不带箭头，用圆括号表示为 (V_i, V_j) ，这样的图称为无向图，如图 1.3-13 中的 G_1, G_2 。

G_2 亦符合树的定义，所以可以认为树是图的特殊情况。

通常，用 n 阶邻接方阵表示 n 个顶点的图的逻辑结构，其中每个元素满足：

$$V(i, j) = \begin{cases} 1 & \text{若 } (V_i, V_j) \in E(G) \text{ 即 } V_i, V_j \text{ 有边联结} \\ 0 & V_i, V_j \text{ 无边联结} \end{cases}$$

然后，以数组的顺序存贮方式作为这个矩阵的物理结构。

在模具 CAD 系统中，设计资料（设计数据和设计结果）的数据处理要用到上述的部分内容，在模具 CAD 软件开发中则要经常用到这些数据结构。

2 数表的处理方法

设计手册中有不少设计准则是以数表的形式给出的。表中为一些离散的数据点，即与一些离

散点 $x_i (i=1, 2, \dots, n)$ 相对应的函数值 y_i 。这样的数表实际上就是列表函数。

在计算机辅助设计中对数表的处理有两种方法，一是程序化处理，二是公式化处理。数表的程序化是指用数组或数据文件形式表示数表中数据的方法。这种方法处理的数表在本质上和设计手册中的数表没有什么区别，只是作了方便程序检索或调用的处理。

2.1 以数组的形式存放数表

这种方法是将数表存放在数组中，数据的检索直接编在解题的程序中。下面以一维数组和二维数组存放数表为例说明这一方法。

(1) 一维数表

一维数表是最简单的一种数表，其数据可存放在一维数组中。如表 1.3-1 所示的数表为各种材料的密度，可在程序中用下面的语句将其存放在 `material_m` 数组内：

```
double material_m[4]
    = {7.87, 7.85, 8.30, 7.75};
```

这里 4 种材料的密度分别以数组元素 `material_m[i]`， $i=0, 1, 2, 3$ 来标识。在程序中，只要给定有关材料的代码 i ，即可用 `material_m[i]` 表示的密度值参加运算。

表 1.3-1 材料的密度

材料	密度 / (g/cm ³)
工业纯铁	7.87
钢材	7.85
高速钢	8.30
不锈钢	7.75

(2) 二维数表

表 1.3-2 表示的为冲裁凹模孔口工作部分的尺寸。图 1.3-14 为几种常用的凹模工作部分型式

表 1.3-2 冲裁凹模孔口工作部分尺寸 (图 1.3-14)

材料厚度/mm	h /mm	α	β
≤ 0.5	5	15'	2°
$> 0.5 \sim 1.0$	6	15'	2°
$> 1.0 \sim 2.5$	7	15'	2°
$> 2.5 \sim 6.0$	8	30'	3°
> 6.0	10	30'	3°

```
/* T--材料厚度 H--h a-- $\alpha$  b-- $\beta$  */
int Get_hab (double T, double *H, double *a, double *b)
```

```
{
    double T_array [4] = {0.5, 1.0, 2.5, 6.0}; /* 材料厚度数组 */
    double Hab [3] [5] = {5.0, 6.0, 7.0, 8.0, 10.0, /* h的取值 */
                          0.25, 0.25, 0.25, 0.5, 0.5, /*  $\alpha$ 的取值 */
                          2.0, 2.0, 2.0, 3.0, 3.0}; /*  $\beta$ 的取值 */

    int i;
    for (i=0; i<4; i++) {
        if (T<T_array [i]) break;
    }
    *H=Hab [0] [i]; *a=Hab [1] [i]; *b=Hab [2] [i];
    return true;
}
```

在设计程序中,当已知材料厚度要查找 h 、 α 、 β 的数值时,可以调用上述子程序,就可获得所需的数值。

```
double H, a, b;
```

```
Get_hab (T, &H, &a, &b);
```

在调用函数 Get_hab 以前,在程序中需用下列语句定义该函数:

```
int Get_hab (double T, double *H, double *a, double *b);
```

设计手册中的大部分数表在程序中都可以用一个二维数组来代表,上面的方法是处理数表时较常使用的方法。类似地,在有些场合也可以用三维数组来存放数表。

2.2 以数据文件形式存放数表

将数表以数组形式程序化的方法,使用起来

式。在程序化时,可以用一个二维数组存放这张数表。另外我们还注意到表中列出的是几种材料厚度范围内所对应的 h 、 α 、 β 值,也就是说自变量材料厚度有一定的范围。因此,在查表时应先判断材料厚度属于哪一组,然后才有可能找到 h 、 α 、 β 的值。根据上面的分析,可以编出如下查表程序。

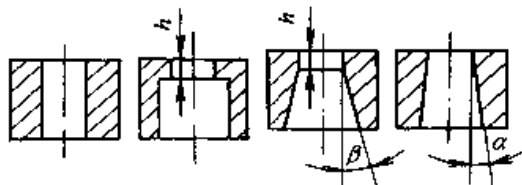


图 1.3-14 凹模工作部分型式

方便、快捷,但它的缺点是,数据依赖于程序而存在,若要修改数据,则要修改程序;若其他程序也需要同样数据资料,只有在各自的程序中重复处理,无法共享。因此,将数表以数组形式程序化的方法适用于一些数表较小,数值不多的情况。

在设计手册中数表很多,而且不少数表中的数据也很多。所以,在计算机辅助设计中常将数据与程序分开,单独建立数据文件,存放在外部存储器中。当程序需要用有关数据时,可以使用文件操作语句打开文件,将数据读入程序。文件可独立于应用程序存在,要修改文件中的数值不会影响应用程序,只要各应用程序了解文件的格式,都可以使用其中的数值。

这里仍以上面讲到的凹模孔口尺寸数表为例说明如何将数表存放于数据文件,以及如何调用有关数据的方法。首先,利用操作系统的文件管

理功能和常用的文本编辑软件在磁盘上建立存放数表中的数据文件。例如凹模口尺寸数表的文件名为 aomo.dat, 形成的文件中包括如下数据:

```

5.00    0.25    2.00
6.00    0.25    2.00
7.00    0.25    2.00
8.00    0.50    3.00
10.00   0.50    3.00
    
```

```

int i; FILE * fp;
float Hab [3] [5];
:
if ( (fp=fopen ("aomo.dat","r+t")) == NULL) {
    printf ("文件不存在");
    return false;
}
for (i=0; i<5; i++) {
    fscanf (fp,"%f%f%f", &(Hab [0] [i]), &(Hab [1] [i]), &(Hab [2] [i]));
}
fclose (fp);
:
    
```

2.3 函数插值方法

由于许多工程问题的复杂性, 难以确定变量之间的精确函数关系, 所以设计手册中的许多数表实际上是人们用试验测得的数据, 是经验数据的总结。用数表表示的列表函数, 只能给出结点 x_i 上的函数值 y_i 。如果要求不在结点上的函数值, 当精度要求较低时可用附近结点上的函数值来近似代替; 如果要求较高, 这就需要构造出函数关系式来近似表达列表数据关系, 因而要用插值方法求得。

2.3.1 线性插值与二次插值

最简单的插值为两点插值, 即用一个一次多项式 $y = p_1(x)$ 作为插值多项式, 使两个插值点满足此式。其几何意义就是求通过两点 (x_1, y_1) , (x_2, y_2) 的直线。由图 1.3-15 可知, 通过这两点的直线方程为

$$y = y_1 + \frac{y_2 - y_1}{x_2 - x_1} (x - x_1) = p_1(x)$$

上式经过整理, 可改写成:

$$p_1(x) = \frac{x - x_2}{x_1 - x_2} y_1 + \frac{x - x_1}{x_2 - x_1} y_2 \tag{1.3-1}$$

文件建成后, 当程序中需要用到该数据时, 只要打开文件将数据读入即可。读入数据的程序段如下:

一次插值又称线性插值, 常用来求两个数据点之间的 x 的函数值。例如, 当需要求表 1.3-3 中温度为 t ($t_i < t < t_{i+1}$) 时的线膨胀系数 α 时, 就可按线性插值公式求取。

$$\alpha = \frac{t - t_{i+1}}{t_i - t_{i+1}} \alpha_i + \frac{t - t_i}{t_{i+1} - t_i} \alpha_{i+1}$$

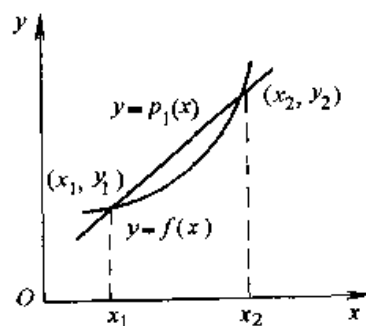


图 1.3-15 两点插值的几何意义

表 1.3-3 碳钢线膨胀系数

温度 $t/^\circ\text{C}$	线膨胀系数 α/K^{-1}
0	1.06×10^{-5}
100	1.22×10^{-5}
200	1.28×10^{-5}
300	1.34×10^{-5}
⋮	⋮
700	1.54×10^{-5}

线性插值只用到两个数据点的信息, 计算简单, 但求得的 $y = f(x)$ 误差较大。如果多用一些数据点来求 $y = f(x)$ 的近似值, 其结果的精确程度就会改善。设已知 $y = f(x)$ 在 x_1, x_2, x_3 上的值为 y_1, y_2, y_3 , 这时求作一个二次多项式 $y = p_2(x)$, 使 $p_2(x) = y_i, i = 1, 2, 3$ 。其几何意义是通过三点作一条曲线来近似曲线 $y = f(x)$ 。如果三个点不在一直线上, 作出的曲线就是抛物线。

因为点 $(x_1, y_1), (x_2, y_2)$ 满足方程 $y = p_2(x)$, 故可设

$$p_2(x) = p_1(x) + a(x - x_1)(x - x_2)$$

即

$$p_2(x) = y_1 + \frac{y_2 - y_1}{x_2 - x_1}(x - x_1) + a(x - x_1)(x - x_2)$$

式中 a 为待定系数。由上式不难看出: $p_2(x_1) = y_1, p_2(x_2) = y_2$ 的条件显然满足。

$$p_{n-1}(x) = \sum_{k=1}^n \frac{(x - x_1)(x - x_2)\cdots(x - x_{k-1})(x - x_{k+1})\cdots(x - x_n)}{(x_k - x_1)(x_k - x_2)\cdots(x_k - x_{k-1})(x_k - x_{k+1})\cdots(x_k - x_n)} y_k$$

$$= \sum_{k=1}^n \left(\prod_{\substack{j=1 \\ j \neq k}}^n \frac{x - x_j}{x_k - x_j} \right) y_k \quad (1.3-3)$$

式中, \prod 表示累乘, $\prod_{j=1, j \neq k}^n$ 表示乘积遍取 j 从 1 到 n 除 $j = k$ 以外的全部整数。式 (1.3-3) 就是拉格朗日插值公式。该式在逻辑结构上表现为二重循环, 内循环计算累乘, 再用外循环求代数和。

2.4 交互处理方法

在设计手册中, 数表的数值是经验值, 表中给出的往往是一个取值范围。实际应用中允许根据情况综合考虑, 选取中间的某个数值。凭程序中简单的条件判断难以做出恰当的选择。此时, 可以在屏幕上直观地显示整个表格, 让用户凭经验自行确定并输入恰当的值。这种处理方式简便有效, 利用人的经验交互处理, 可以发挥人在处理这类问题中的长处。

3 线图的程序化

在设计手册中, 有些设计参数之间的函数关系是用线图表示的, 包括直线、折线和各种曲线图。线图的特点是鲜明直观, 变化趋势明显。但

只要再利用条件 $p_2(x_3) = y_3$ 就可以确定系数 a 。将 $x = x_3$ 代入式中, 得

$$p_2(x_3) = y_1 + \frac{y_2 - y_1}{x_2 - x_1}(x_3 - x_1) + a(x_3 - x_1)(x_3 - x_2) = y_3$$

从上式中解出 a , 然后代入原式, 经整理可得

$$p_2(x) = \frac{(x - x_2)(x - x_3)}{(x_1 - x_2)(x_1 - x_3)} y_1 + \frac{(x - x_1)(x - x_3)}{(x_2 - x_1)(x_2 - x_3)} y_2 + \frac{(x - x_1)(x - x_2)}{(x_3 - x_1)(x_3 - x_2)} y_3 \quad (1.3-2)$$

$p_2(x)$ 叫做二次插值多项式。这种插值称为二次插值, 或抛物线插值。一般地说, 二次插值的近似程度比线性插值要好些。

2.3.2 拉格朗日插值公式

将线性插值和二次插值的方法推而广之, 可以求得 n 个结点的 $n-1$ 次插值多项式为

是, 线图本身不能直接存储在计算机中, 因此在计算机辅助设计时必须将线图变换成相应的数据形式存储, 供设计时检索调用。处理线图时, 可先将其转换为数表, 然后用前面讲过的数表程序化方法将其程序化; 也可以将线图公式化, 在设计程序中直接调用。

无论用何种方法处理线图, 都必须首先将线图离散化。图 1.3-16 所示为 15 号钢实心件正挤压时模具单位面积上挤压力与变形程度的关系图。为了把此线图变换成数表, 可在曲线上取一

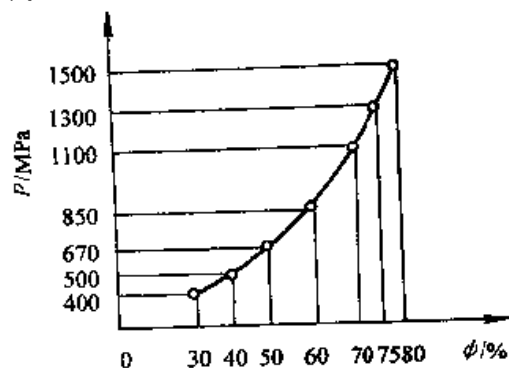


图 1.3-16 15 号钢实心件正挤压时单位面积上的挤压力与变形程度的关系

些结点,把这些点的坐标值列成一张一维数表,如表1.3.4所示。

表 1.3.4

$\phi/\%$	30	40	50	60	70	75	80
p/MPa	400	500	670	850	1 100	1 300	1 500

结点的选取随曲线的形状而异,选取的基本原则是使各结点函数值之间相差不致很大。

由上可知,一条曲线可变换为一张一维数表。上述线图是15号钢的变形程度与挤压力的关系,对于其他材料也有类似的曲线。于是,可以将各种材料的表组合成一张二维数表,经程序化处理后便可在设计程序中调用。

图1.3.17为凹模、凸模的圆角半径对黄铜极限拉伸系数的关系。横坐标为凹模圆角半径和板厚之比,纵坐标为极限拉伸系数。图中的四条曲线分别代表凸模圆角半径和板厚之比为1、2.5、6、10时的关系,这四条曲线可以用二维数表表示。当用数组结合这个数表时,二维数组的行可以表示 r_d/t ,列可以表示 r_p/t ,数组元素就是极限拉伸系数 m 。

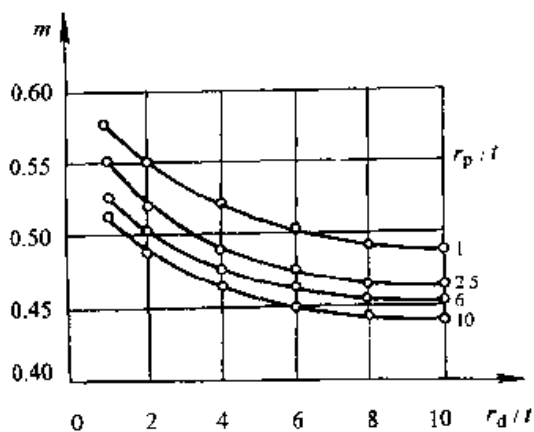


图 1.3.17 黄铜的极限拉伸系数与凸、凹模圆角半径的关系

除了可以将线图程序化外,还可以将其公式化,即用插值方法或最小二乘法将离散化的线图转换成公式。下面以锻模设计中使用的制坯工步选择线图为例,对线图公式化方法作一说明。

设计轴类锻模时,通常根据图1.3.18中的线图确定制坯工步。图中 x 为锻件长度与等效棒料图平均边长之比, y 为质量分布图中最大截面积与平均截面积之比的平方根。1区表示需要拔长和滚挤制坯,2区表示滚挤制坯,3区则不

需要制坯工步。这里,设计准则是以线图形式给出的。用回归分析的方法可求得曲线A、B的方程。先将线图进行离散化处理,再采用四次多项式拟合A、B两曲线,得

$$A: y = 0.677 \times 10^{-3}x^4 - 0.0243x^3 + 0.323x^2 - 1.948x + 5.907$$

$$B: y = 0.131x^4 - 1.965x^3 + 7.465x^2 - 9.570x + 5.056$$

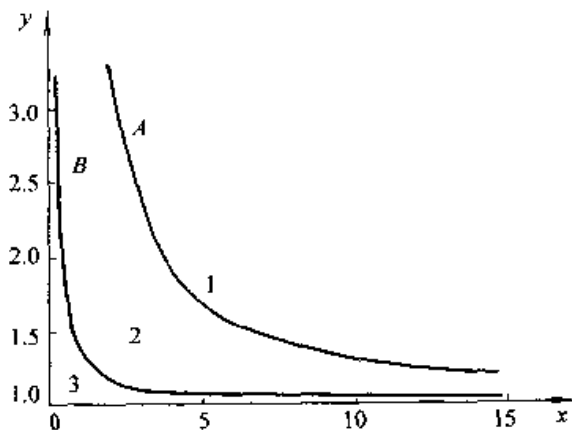


图 1.3.18 确定制坯工步的线图

4 建立经验公式的方法

经程序化处理的数表,在使用时要经过查找程序进行检索调用。以离散数据点存放的数据使用不便,特别是对于某些连续变化的量,查表后往往还需进行插值。经过公式化处理的数表在程序中可直接调用,不必进行查表和插值处理。因此,在编制设计程序之前应尽可能地将数表进行公式化处理。当然,这里的前提是变量之间存在着一定的函数关系。

4.1 处理数表的回归分析方法

拉格朗日插值是将数表公式化的一种方法。但是,用拉格朗日插值建立的公式有两个缺点。第一,插值公式在几何上是用严格通过各个数据点的曲线来近似数表中变量间的关系。通过试验所得的数据点,总是具有误差的,个别数据点的误差可能还很大。另外,塑性成形过程具有不稳定和非均匀变形的特点,试验数据点可能会出现相当大的波动。显然,用插值方法进行公式化处理是不理想的。另外,严格通过所有数据点的公式是一个次数很高的多项式,设计计算时求解很困难。

鉴于塑性成形过程的特点,在对数表、线图

形式的设计准则进行公式化处理,或经过试验总结经验公式时,采用数理统计的方法是恰当的。在这种方法中,成形过程被作为一个随机过程处理,要确定的变量之间的函数关系就是具有相关关系的随机变量之间的关系。

两个具有相关关系的随机变量 X 和 Y 之间,没有确定的数值对应关系。也就是说,当 X 取某一数值时, Y 并无确定的值与之对应。这时,为了描述两随机变量之间的关系,用 Y 的条件分布的平均值(简称条件平均数)作为代表变量 Y 的数值。

对于离散型随机变量,条件平均数为

$$M(Y|X = x_i) = \sum_j y_j p\{Y = y_j | X = x_i\}$$

对于连续型随机变量,条件平均数为

$$M(Y|X = x) = \int_{-\infty}^{+\infty} y f(y|X = x) dy$$

式中, $p\{Y = y_j | X = x_i\}$ 为 $X = x_i$ 时 $Y = y_j$ 的条件概率; $f(y|X = x)$ 为 $X = x$ 时 Y 的条件概率密度。

显然, Y 的条件平均数为 x 的函数,即

$$M(Y|X = x) = \mu(x)$$

函数 $\mu(x)$ 叫作 Y 对 X 的回归函数,方程 $Y = \mu(x)$ 称为 Y 对 X 的回归方程。回归方程在几何上代表一条通过 Y 的条件平均数的曲线。这条曲线为 Y 对 X 的回归曲线。

回归函数有一个重要性质,即以平均数为中心的二阶矩 $M[Y - \mu(x)]^2$ 为最小。也就是说,若函数 $p(x)$ 使得 $M[Y - p(x)]^2$ 为最小,那么 $p(x)$ 就是 Y 对 X 的回归函数。用这种方法不难求得回归函数。该方法的几何意义是随机点 (x, y) 到回归曲线 $Y = p(x)$ 的垂直距离的平方的数学期望为最小。这就是通常用于数表、线图公式化的最小二乘法的原理。

4.2 多项式拟合

一组数据 $(x_i, y_i), i = 1, 2, \dots, n$, 可以用一个 m 次多项式 $p_m(x)$ 拟合,即用 $p_m(x)$ 作为回归函数。

$$p_m(x) = a_1 + a_2x + a_3x^2 + \dots + a_mx^{m-1} + a_{m+1}x^m = \sum_{j=1}^{m+1} a_j x^{j-1} \quad (1.3-4)$$

根据回归的最小性质,可以通过求解

$$\min \sum_{i=1}^n [p_m(x_i) - y_i]^2$$

来确定 $p_m(x)$ 。令 $\phi = \sum_{i=1}^n [p_m(x_i) - y_i]^2$, 并将式 (1.3-4) 代入,得

$$\phi = \sum_{i=1}^n \left[\sum_{j=1}^{m+1} a_j x_i^{j-1} - y_i \right]^2 \quad (1.3-5)$$

式中, ϕ 可看作是 $a_j (j = 1, 2, \dots, m, m+1)$ 的函数,即可表示为

$$\phi = \phi(a_1, a_2, \dots, a_m, a_{m+1})$$

求出 ϕ 为极小时的 $a_1, a_2, \dots, a_m, a_{m+1}$ 的值,代入式 (1.3-4) 中,便可得到回归函数。这就是常用的最小二乘法。

要使 $\phi = \phi(a_1, a_2, \dots, a_m, a_{m+1})$ 为极小, $a_1, a_2, \dots, a_m, a_{m+1}$ 应满足下列方程组。

$$\frac{\partial \phi}{\partial a_k} = 0, k = 1, 2, 3, \dots, m, m+1 \quad (1.3-6)$$

由式 (1.3-5) 得

$$\frac{\partial \phi}{\partial a_k} = 2 \left[\sum_{j=1}^{m+1} a_j \sum_{i=1}^n x_i^{j+k-2} - \sum_{i=1}^n y_i x_i^{k-1} \right] \quad (1.3-7)$$

$$\text{令 } s_k = \sum_{i=1}^n x_i^{k-1}, t_k = \sum_{i=1}^n y_i x_i^{k-1}$$

则式 (1.3-7) 化为

$$\frac{\partial \phi}{\partial a_k} = 2 \left[\sum_{j=1}^{m+1} a_j s_{j+k-1} - t_k \right]$$

于是式 (1.3-6) 为

$$\sum_{j=1}^{m+1} a_j s_{j+k-1} - t_k = 0, k = 1, 2, \dots, m, m+1$$

这是一个线性方程组,解此方程组即可求得多项式 $p_m(x)$ 的各个系数 $a_j (j = 1, 2, \dots, m, m+1)$ 。

4.3 线性拟合与可化为线性拟合的问题

已知 n 个数据点 $(x_{i1}, x_{i2}, \dots, x_{im}, y_i), i = 1, 2, \dots, n-1, n$ 。如用线性函数拟合这些数据点,即设回归函数

$$P(x_1, x_2, \dots, x_{m-1}, x_m) = a_1 x_1 + a_2 x_2 + \dots + a_{m-1} x_{m-1} + a_m x_m \quad (1.3-8)$$

用最小二乘法,可通过求解

$$\min \sum_{i=1}^n \left[y_i - \sum_{j=1}^m a_j x_{ij} \right]^2$$

来确定 $a_1, a_2, \dots, a_{m-1}, a_m$ 。令

$$\phi = \sum_{i=1}^n \left[y_i - \sum_{j=1}^m a_j x_{ij} \right]^2$$

则由条件

$$\frac{\partial \phi}{\partial a_k} = 0, k = 1, 2, \dots, m - 1, m$$

得

$$\frac{\partial \phi}{\partial a_k} = 2 \left[\sum_{i=1}^n x_{ik} y_i - \sum_{j=1}^m \left(\sum_{i=1}^n x_{ij} x_{ik} \right) a_j \right] = 0$$

$$\text{令 } c_{kj} = \sum_{i=1}^n x_{ij} x_{ik}, d_k = \sum_{i=1}^n x_{ik} y_i$$

则极值条件可写为

$$\sum_{j=1}^m c_{kj} a_j = d_k, k = 1, 2, \dots, m - 1, m \quad (1.3-9)$$

解线性方程组 (1.3-9), 便可求得回归函数。

当回归函数不是多项式或线性函数时, 分析起来往往非常困难。但是对于某些问题, 则可以通过转换, 用线性回归的方法求得回归函数。

例如, 回归函数为 $y = ae^{bx}$, 两边取对数, 得 $\ln y = \ln a + bx$, 令 $u = \ln y$, $c = \ln a$, 上式可化为 $u = c + bx$, 于是可用一元线性回归方法求解。

同理, 当回归函数形式为 $y = ax_1^{a_1} x_2^{a_2} \dots x_n^{a_n}$ 时, 也可用类似方法确定。

回归分析的方法不仅在处理非公式化的设计准则时非常有用, 而且在通过试验建立新的算法时也极为有用。建立算法时, 可先通过相关分析确定变量间的相关关系, 然后用回归分析的方法确定变量间的函数关系。实践证明这种方法是行之有效的。

第4章 模具CAD的图形技术基础

1 图形的变换

图形变换是绘图软件的基本功能。例如，放大图形使细节更加清楚；缩小图形使更多的部分成为可见；将某一图形符号旋转一定角度，移至某一位置。图形变换是计算机图形学的重要基础，也是进行模具计算机辅助设计所应掌握的基础知识。

1.1 二维图形的变换

1.1.1 变换原理

(1) 平移变换

$x-y$ 平面上的点 $P(x, y)$ ，在其坐标方向上增加平移量 T_x 和 T_y ，可变换至新位置 (x', y') 。平移变换的关系式为

$$x' = x + T_x, y' = y + T_y$$

平移使图形相对于原坐标系由一个位置移动至另一个位置，而图形本身不发生变化。

(2) 比例变换

若点的 x 、 y 坐标分别乘以 S_x 和 S_y ，可得到新的点（图 1.4-1）。这种变换称为比例变换， S_x 和 S_y 为两坐标方向上的比例系数。比例变换的关系式为

$$x' = xS_x, y' = yS_y$$

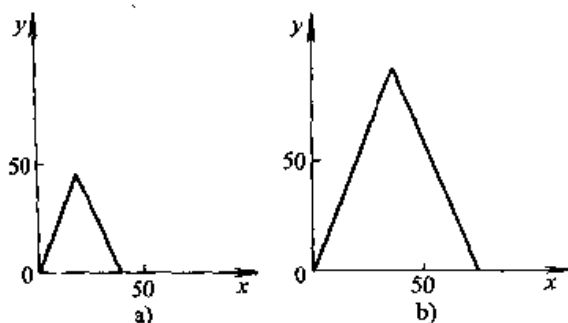


图 1.4-1 图形的比例变换

比例变换有多种用途。当 $S_x = S_y$ 时，可把图形放大或缩小；当 $S_x \neq S_y$ 时，产生的效果相当于把图形沿平行于坐标轴的方向拉伸或压缩，使图形发生变形（图 1.4-2）；当 S_x 或 S_y 为负值时，变换后的图形与变换前的图形对称于 x 轴

或 y 轴，即可产生图形的镜像。

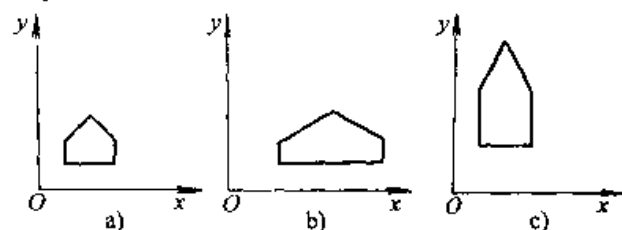


图 1.4-2 利用比例变换使图形发生变形

a) 变换前 b) 沿 x 向拉伸 c) 沿 y 向拉伸

图 1.4-3 为当 $S_x = -1, S_y = 1$ 时，产生对 y 轴的镜像。当 $S_x = S_y = -1$ 时，镜像对称于坐标系原点。通过变换产生原图形的镜像，这种变换又称反射变换。

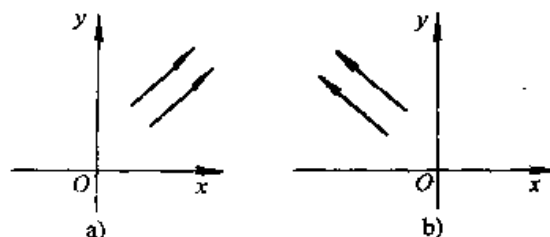


图 1.4-3 利用比例变换产生对称图形

a) 变换前 b) 对 y 轴的反射变换

(3) 旋转变换

图形绕坐标原点旋转某一角度生成变换后的图形，这种变换称为旋转变换。

设点 $P(x, y)$ 绕原点 O 顺时针方向旋转 θ 角后到达 $P'(x', y')$ ，则

$$x' = x\cos\theta + y\sin\theta, y' = -x\sin\theta + y\cos\theta$$

图 1.4-4 为三角形绕坐标原点顺时针旋转 45° 的变换情况。三角形的三个顶点分别由原来的

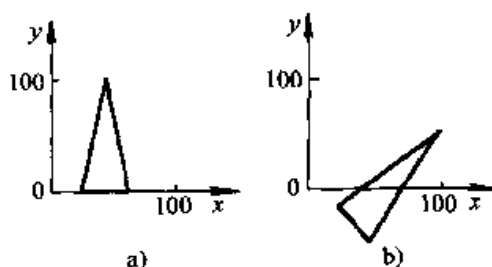


图 1.4-4 图形的旋转变换

a) 变换前 b) 变换后

(20,0),(60,0),(40,100)变为(14.14,-14.14),
(42.43,-42.43),(98.99,42.43)。

1.1.2 变换的矩阵表示

(1) 齐次坐标

对点向量 $[x \ y]$ 和 $[x' \ y']$ 引入第三分量,使它们成为 $[x \ y \ 1]$ 和 $[x' \ y' \ 1]$ 。位置向量 $[x \ y \ 1]$ 和 $[x' \ y' \ 1]$ 中的第三元素 1,可看作是一个附加坐标,即平面上的一个点(二维向量)用三个坐标(三维向量)来表示。这种用三维向量表示二维位置向量,或用 $n+1$ 维向量表示 n 维向量的方法称齐次坐标表示法。在齐次坐标表示法中, n 维向量的变换是在 $n+1$ 维空间内实现的。在 $n+1$ 维齐次空间中的一个向量可看作一个 n 维空间中的向量多了一个比例因子 H 。通常笛卡尔坐标系中的二维点 $[x \ y]$ 的齐次表达式是 $[Hx \ Hy \ H]$,其中 $H \neq 0$ 。于是,给出点的齐次表达式 $[X \ Y \ H]$,就可求得其二维笛卡尔坐标,即

$$[X \ Y \ H] \rightarrow \left[\frac{X}{H} \ \frac{Y}{H} \ \frac{H}{H} \right] = [x \ y \ 1]$$

这个过程称为正常化处理。

在齐次坐标内不存在位置向量的唯一表示法。例如齐次坐标 $[15 \ 9 \ 3]$ 、 $[-30 \ -18 \ -6]$ 和 $[5 \ 3 \ 1]$ 都表示笛卡尔坐标点(5,3)。在二维变换中,为简单起见,使 $H=1$ 。当 $H=1$ 时,二维点 $(x \ y)$ 的齐次坐标就是三维向量 $[x \ y \ 1]$,其中 x, y 坐标没有变化,只是增加了 $H=1$ 的一个附加坐标。在几何意义上,相当于把发生在三维空间的变换限制在 $H=1$ 的平面内。

齐次表示法最初是作为证明投影几何定理的工具而研究出来的。在 n 维空间的问题可在 $(n+1)$ 维空间内讨论,而在 $(n+1)$ 维空间的结果往往比在 n 维空间易于获得。把一个点集从一个坐标系映射为另一个坐标系内对应的一个点集,齐次坐标提供了方便而有效的方法。齐次表示法也为图形的变换提供了统一而方便的途径。

(2) 变换矩阵

如果点的位置向量用齐次坐标表示,那么平移变换矩阵、比例变换矩阵和旋转变换矩阵将取如下形式:

平移变换矩阵

$$T = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ T_x & T_y & 1 \end{bmatrix}$$

比例变换矩阵

$$S = \begin{bmatrix} S_x & 0 & 0 \\ 0 & S_y & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

旋转变换矩阵

$$R = \begin{bmatrix} \cos\theta & -\sin\theta & 0 \\ \sin\theta & \cos\theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

若对点 $[x \ y \ 1]$ 进行平移变换,则有

$$[x \ y \ 1] \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ T_x & T_y & 1 \end{bmatrix} = [x + T_x \ y + T_y \ 1] = [x' \ y' \ 1]$$

当 $S > 1$ 时,对点的位置向量进行如下变换,可使两个坐标同时缩小。

$$[x \ y \ 1] \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & S \end{bmatrix} = [x \ y \ S] \Rightarrow \left[\frac{x}{S} \ \frac{y}{S} \ 1 \right] = [x' \ y' \ 1]$$

以上三种简单变换都具有可逆性,即

$$\begin{aligned} [x \ y \ 1] &= [x' \ y' \ 1]T^{-1} \\ [x \ y \ 1] &= [x' \ y' \ 1]R^{-1} \\ [x \ y \ 1] &= [x' \ y' \ 1]S^{-1} \end{aligned}$$

1.1.3 变换的级联

图形除了需要进行以上所讨论的一些简单变换外,通常需要进行更复杂的变换。例如绕任意点旋转,这时,我们可以通过三个简单变换来实现,即平移—旋转—平移。一系列的简单变换(变换序列)可以通过级联组合成为一个变换。

在对变换序列进行级联时,顺序问题十分重要。例如,将图 1.4-5a 所示三角形旋转 90° ,然后平移 $T_x = -80, T_y = 0$,变换后的情形如图 1.4-5b 所示。若将变换次序颠倒,则得到的图形就如图 1.4-5c 所示。

级联的主要目的是将一个变换序列表示成一个变换。设一点 P 经过 n 次变换 $T_1, T_2, T_3, \dots, T_n$,则总的变换结果为

$$P' = PT_1T_2 \dots T_{n-1}T_n = PT$$

所以, 总的变换矩阵

$$T = T_1 T_2 \cdots T_{n-1} T_n$$

例 1 求绕平面上任意点旋转的变换矩阵 (图 1.4-6)。

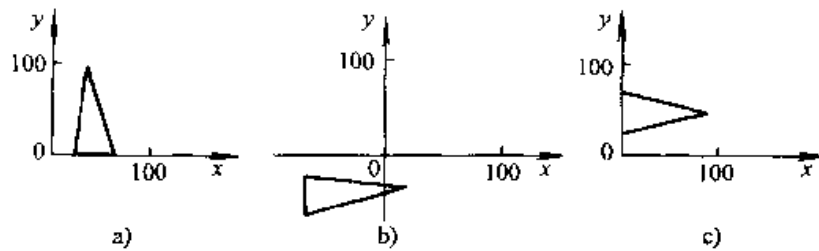


图 1.4-5 不同变换顺序产生的结果

a) 变换前 b) 旋转-平移 c) 平移-旋转

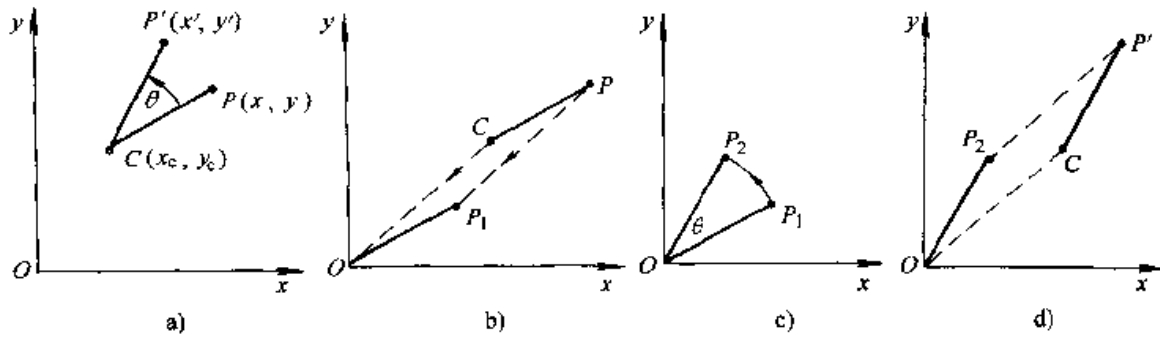


图 1.4-6 绕平面上任意点的旋转变换

a) 绕 C 点旋转 θ 角 b) 平移 c) 旋转 d) 平移

绕平面上任意点 $C(x_c, y_c)$ 的旋转是一个组合变换。可以通过下列步骤实现: 首先将坐标原点平移到旋转中心; 然后进行旋转变换; 最后再平移变换, 恢复原坐标系。通过以上三种变换的有序级联, 可求得其组合结果, 即总的变换矩阵

$$T = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ -x_c & -y_c & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos\theta & \sin\theta & 0 \\ -\sin\theta & \cos\theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ x_c & y_c & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\theta & \sin\theta & 0 \\ -\sin\theta & \cos\theta & 0 \\ -x_c \cos\theta + y_c \sin\theta + x_c & -x_c \sin\theta - y_c \cos\theta + y_c & 1 \end{bmatrix}$$

1.2 三维图形的变换

前面所讨论的二维变换, 扩展到三维图形变换时, 三维点的位置向量齐次表示为 $[x \ y \ z \ 1]$, 齐次变换矩阵是 4×4 方阵:

$$T = \begin{bmatrix} a & b & c & p \\ d & e & f & q \\ h & m & n & r \\ i & j & k & s \end{bmatrix}$$

因此, 三维空间点的变换可写为

$$[X \ Y \ Z \ H] = [x \ y \ z \ 1]T$$

正常化后的坐标为

$$[X' \ Y' \ Z' \ 1] = \left[\frac{X}{H} \ \frac{Y}{H} \ \frac{Z}{H} \ 1 \right]$$

下面介绍一些基本的三维变换。

(1) 平移

把点 (x, y, z) 平移到新点 $(X \ Y \ Z)$ 的变换为

$$[X \ Y \ Z \ H] = [x \ y \ z \ 1] \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ T_x & T_y & T_z & 1 \end{bmatrix}$$

其中 T_x, T_y, T_z 分别为在 x, y, z 坐标轴方向上的平移分量。

(2) 变比

用比例变换可以分别调节每个坐标方向上的

大小。

$$[X \ Y \ Z \ H] = [x \ y \ z \ 1] \begin{pmatrix} S_x & 0 & 0 & 0 \\ 0 & S_y & 0 & 0 \\ 0 & 0 & S_z & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

对于图形总体大小的变换为

$$[X \ Y \ Z \ H] = [x \ y \ z \ 1] \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S \end{pmatrix} = [x \ y \ z \ S]$$

正常化处理

$$[X \ Y \ Z \ H] \rightarrow \begin{bmatrix} X & Y & Z & H \\ H & H & H & H \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x & y & z & 1 \\ S & S & S & 1 \end{bmatrix}$$

若 $S > 1$ ，则整个图形缩小；若 $S < 1$ ，则整个图形放大。

(3) 旋转

1) 绕坐标轴旋转变换矩阵

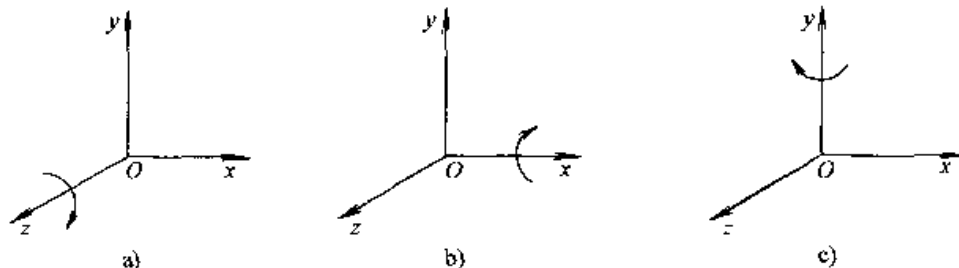


图 1.4-7 绕三个坐标轴的旋转

2) 绕空间任意轴的旋转变换

图形绕空间任意轴（不通过坐标原点）的旋转，可以用组合变换实现。首先把坐标原点移到旋转轴上；然后绕 x 和 y 轴旋转，使旋转轴与 z 轴重合，这样图形绕任意轴旋转 θ 角就转化为绕 z 轴旋转 θ 角；最后，绕 y 和 x 轴作相反方向的旋转以及平移，恢复原坐标系（图 1.4-8）。

用在直线上的一点和该直线的方向来定义空间任意轴。这样，点的位置向量可提供平移信息，而直线的方向可提供使它旋转到与 z 轴重合的正确角度。设给定直线的参数方程为

$$\begin{aligned} x &= Au + x_1 \\ y &= Bu + y_1 \\ z &= Cu + z_1 \end{aligned}$$

绕 z 轴旋转 θ_z 角（图 1.4-7a），变换矩阵

R_z 为

$$R_z = \begin{pmatrix} \cos\theta_z & -\sin\theta_z & 0 & 0 \\ \sin\theta_z & \cos\theta_z & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

绕 y 轴旋转 θ_y 角（图 1.4-7c），变换矩阵 R_y

为

$$R_y = \begin{pmatrix} \cos\theta_y & 0 & \sin\theta_y & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin\theta_y & 0 & \cos\theta_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

绕 x 轴旋转 θ_x 角（图 1.4-7b），变换矩阵

R_x 为

$$R_x = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\theta_x & -\sin\theta_x & 0 \\ 0 & \sin\theta_x & \cos\theta_x & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

在直线上的一点是 (x_1, y_1, z_1) ，直线的方向由 $[A \ B \ C]$ 向量定义。其变换序列如下：

①移动原点到旋转轴上的平移变换矩阵为

$$T = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -x_1 & -y_1 & -z_1 & 1 \end{pmatrix}$$

②绕 x 轴旋转直到旋转轴位于 $x-z$ 平面内。为了确定所需要的旋转角度，把直线的方向向量置于新坐标系的原点上（图 1.4-9），研究它在 $y-z$ 平面上的投影。因平移的结果使原点 $(0, 0, 0)$ 处于旋转轴上，所以在 $(0, 0, 0)$ 和 (A, B, C) 之间的线段 L 必在旋转轴上。 L 在 $y-z$ 坐标面上的投影是从 $(0, 0, 0)$ 到

(0, B, C) 之间的线段 l' 。

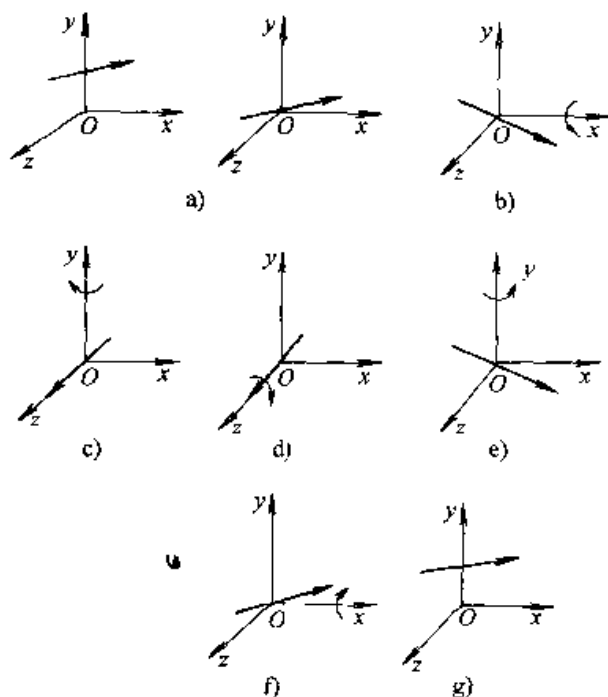


图 1.4-8 绕空间任意轴的旋转变换
 a) 平移至原点 b) 绕 x 轴旋转至 xz 平面
 c) 绕 y 轴旋转, 使旋转轴与 z 轴重合
 d) 绕 z 轴旋转 e) 绕 y 轴旋转返回
 f) 绕 x 轴旋转返回 g) 平移返回

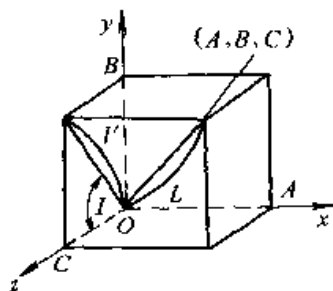


图 1.4-9 绕 x 轴转角的确定

若绕 x 轴旋转直到旋转轴在 $x-z$ 坐标面内, 则 l' 将与 z 轴重合。使 l' 与 z 轴重合, 需反时针旋转 I 角。因为

$$l' = (B^2 + C^2)^{1/2}$$

$$\sin I = B/l'$$

$$\cos I = C/l'$$

因此绕 x 轴旋转变换矩阵应为

$$R_x = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos I & \sin I & 0 \\ 0 & -\sin I & \cos I & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

$$= \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & C/l' & B/l' & 0 \\ 0 & -B/l' & C/l' & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

因为绕 x 轴旋转时, x 坐标不变; 线段长度 L 不变, $L = (A^2 + B^2 + C^2)^{1/2}$; x 坐标为

$$(L^2 - A^2)^{1/2} = (B^2 + C^2)^{1/2} = l'$$

所以经 R_x 变换后, 就可画出位于 $x-z$ 坐标面内的旋转轴 (图 1.4-10)。

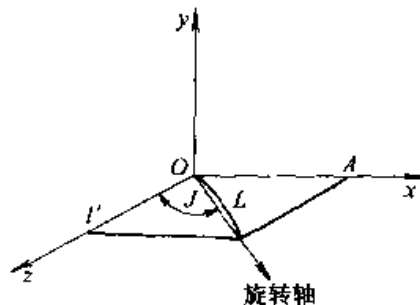


图 1.4-10 位于 $x-z$ 平面内的旋转轴

③绕 y 轴顺时针旋转 J 角, 使旋转轴与 z 轴重合。因为

$$\sin J = A/L,$$

$$\cos J = l'/L$$

所以绕 y 轴旋转变换矩阵为

$$R_y = \begin{pmatrix} \cos J & 0 & \sin J & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin J & 0 & \cos J & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

$$= \begin{pmatrix} l'/L & 0 & A/L & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -A/L & 0 & l'/L & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

④绕 z 轴旋转 θ 角, 变换矩阵为

$$R_z = \begin{pmatrix} \cos \theta & -\sin \theta & 0 & 0 \\ \sin \theta & \cos \theta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

然后进行恢复原坐标系的变换。

⑤绕 y 轴反时针旋转 J 角, 变换矩阵为

$$R_y^{-1} = \begin{pmatrix} l'/L & 0 & -A/L & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ A/L & 0 & l'/L & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

⑥绕 x 轴顺时针旋转 I 角, 变换矩阵为

$$R_x^{-1} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & C/L' & -B/L' & 0 \\ 0 & B/L' & C/L' & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

⑦ 平移使坐标原点返回到它原来的位置。

$$T^{-1} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ x_1 & y_1 & z_1 & 1 \end{pmatrix}$$

绕任意轴旋转 θ 角的变换矩阵 R_θ 是以上给出的变换矩阵之乘积, 即

$$R_\theta = TR_x R_y R_z R_x^{-1} T^{-1}$$

1.3 透视变换

在计算机绘图和三维图形的显示中, 透视变换是一种重要的变换, 常用以产生物体的立体图。

如图 1.4-11 所示, 从透视中心 $V(0, 0, k)$ 将空间点 $P(x, y, z)$ 投影到 $z=0$ 的平面, 得到的投影点为 $P'(x', y', z')$ 。投影点 P' 可以很容易地由相似三角形关系算出:

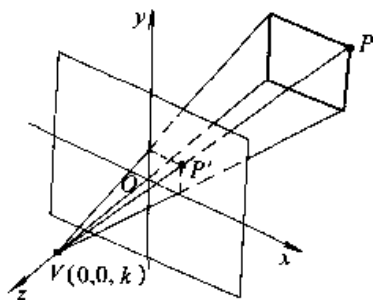


图 1.4-11 点的透视变换

$$x' = \frac{x}{1 - \frac{z}{k}}$$

$$y' = \frac{y}{1 - \frac{z}{k}}$$

$$z' = 0$$

因此

$$(x' \ y' \ z' \ 1) = \begin{pmatrix} x & y & 0 & 1 \\ 1 - \frac{z}{k} & 1 - \frac{z}{k} & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

坐标 x' 、 y' 、 z' 的计算式可用齐次变换矩阵表示为

$$(xH \ yH \ zH \ H) = (x \ y \ z \ 1)$$

$$\begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & -1/k \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

上式中, 第一个矩阵表示视点在 $(0, 0, k)$ 的透视变换, 第二个矩阵为向 xy 平面投影的变换矩阵。

一般地说, 矩阵

$$T_r = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & r \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

表示透视中心在 $(0, 0, \frac{-1}{r})$ 处的透视变换。同理, 矩阵

$$T_p = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & p \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad T_q = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & q \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

分别为透视中心在 $(-\frac{1}{p}, 0, 0)$ 和 $(0, -\frac{1}{q}, 0)$ 的透视变换矩阵。

$(0, 0, 1, 0)$ 表示 z 轴上的无限远点, 乘以透视变换矩阵, 则有

$$\begin{pmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & r \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 1 & r \end{pmatrix} \\ \Leftrightarrow \begin{pmatrix} 0 & 0 & \frac{1}{r} & 1 \end{pmatrix}$$

也就是说, z 轴上的无限远点 $(0, 0, 1, 0)$ 透视变换后成为有限远点 $(0, 0, \frac{1}{r})$ 。因此, 与 z 轴平行的直线, 透视变换后不再与 z 轴平行, 而汇交于 z 轴上的点 $(0, 0, \frac{1}{r})$ 。这个点称为灭点, 是视点的对称点。

变换矩阵

$$\begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & p \\ 0 & 1 & 0 & q \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \text{ 和 } \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & p \\ 0 & 1 & 0 & q \\ 0 & 0 & 1 & r \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

可以产生二个灭点和三个灭点的透视。

到此为止, 4×4 变换矩阵在图形变换中的作用就很清楚了。在变换矩阵中, 3×3 子矩阵产生比例变换和旋转变换; 1×3 子矩阵产生平移变换; 3×1 子矩阵产生透视变换; S 产生整体比例变换。

为了得到物体的透视图, 须选择观察点和观察方向。从观察点出发, 沿观察方向将三维物体投影到视图平面上。三维物体可看成空间点的集合, 产生物体透视图的过程也就是空间点的变换过程。

在这里, 首先介绍透视变换中用到的三个坐标系。定义物体的坐标系为 $O - xyz$ (图 1.4-12), 称为世界坐标系或空间坐标系。观察点的位置和观察方向都是在此坐标系中定义的。世界坐标系为右手坐标系。

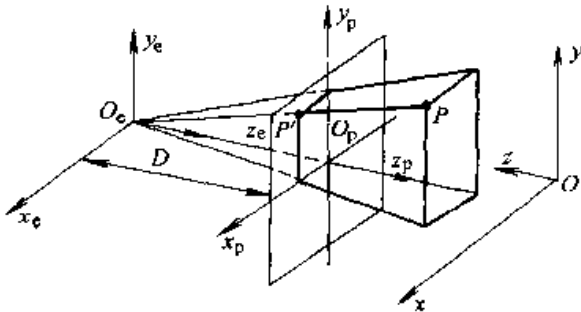


图 1.4-12 透视变换中的三个坐标系

当观察者从不同位置、不同方向观察物体时, 可得到不同的象。这就是在绘图区或显示屏幕上显示的图形。为此, 需要建立一个目坐标系和一个视图平面坐标系。图 1.4-12 中的 $O_e - x_e y_e z_e$ 为目坐标系。这个坐标系的原点为观察点, 其值是在世界坐标系中规定的。目坐标系的 z_e 轴为给定的观察方向。目坐标系的移动和旋转代表着观察点的移动和观察方向的改变。目坐标系为左手坐标系。

视图平面坐标系 $O_p - x_p y_p z_p$ 也是左手坐标系。 x_p 、 y_p 轴分别与 x_e 、 y_e 轴平行且同向; z_p 轴与 z_e 轴共线, 并且同向。 z_e 轴与视图平面垂直, 交点为视图平面中心, 亦称视心或主点。由视点到视图平面的距离 D 称为透视距离。

产生透视图要经过以下几个变换。

首先, 进行观察变换, 将世界坐标系中物体上的点 (x, y, z) 变换为目坐标系中的点 (x_e, y_e, z_e) 。只有完成了这一步, 才能将组成物体的点透视投影到视图平面上。

观察变换可通过平移和旋转实现, 即将坐标系移动和旋转, 使之与目坐标系重合。为此, 将世界坐标系平移, 使其原点与观察点 (x_e, y_e, z_e) 重合, 变换矩阵

$$T_1 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -x_e & -y_e & -z_e & 1 \end{bmatrix}$$

因为世界坐标系为右手坐标系, 目坐标为左手坐标系, 所以须将右手坐标系变为左手坐标系。坐标系变换可用变换矩阵 T_2 实现。

$$T_2 = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

为了使两坐标系重合, 还需旋转坐标系, 先使坐标系绕 y_e 轴逆时针转 ϕ 角, 再绕 x_e 轴逆时针转 θ 角。两次旋转的变换矩阵为 T_3 和 T_4 ,

$$T_3 = \begin{bmatrix} \cos\phi & 0 & -\sin\phi & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ \sin\phi & 0 & \cos\phi & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$T_4 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\theta & \sin\theta & 0 \\ 0 & -\sin\theta & \cos\theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

式中 ϕ 和 θ 角可由观察方向的方向余弦直接求得。

通过上述变换, 世界坐标系中物体上各点已变为目坐标中的点。此时, 利用透视变换将各点投影到视图平面上, 便会得到透视图。透视变换矩阵

$$T_5 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{D} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

经过观察变换和透视变换后, 可得到物体在视图平面上的透视投影。总的变换矩阵

$$T = T_1 T_2 T_3 T_4 T_5$$

2 交互技术

应用 CAD 系统进行模具设计的过程是一个

信息输入、处理和输出的反复过程,即所谓的人机交互设计过程。人机交互接口是模具CAD软件的重要组成部分。一个高效的人机通讯环境可以提高用户使用计算机的效率。因此,模具CAD应用软件除应具有基本功能外,一般还需要提供良好的人机界面和交互手段。软件对用户是否友好,使用和学习是否方便,已经成为衡量软件质量的一个重要方面。

2.1 交互输入技术

人机交互的过程可分解为一系列的基本操作,每种操作都是为了完成特定的交互任务,主要包括定位、定量、定向、选择、拾取和输入文本等交互任务。交互输入技术是完成交互任务的手段,它利用交互输入设备来完成操作。

(1) 定位技术

定位技术用来指定一个坐标。定位技术主要包括:

- 1) 用图形输入板或鼠标器控制光标定位;
- 2) 用键盘输入定位坐标值;
- 3) 用定向键控制光标定位。

(2) 定量技术

在交互过程中,常需要输入表示大小、长度、角度的一个数值。最基本的方法是从键盘直接输入数值。另外,还可以利用对话框中的滑动条输入一个值,该数值处于滑动条所定义的最小值和最大值规定的范围内。

(3) 定向技术

定向就是在一个坐标系中确定图形的一个方向。此时可通过定旋转中心,并输入旋转角来完成定向。

(4) 文本技术

文本技术主要是确定字符串的内容和长度。实现文本的技术主要有:

- 1) 键盘输入字符;
- 2) 菜单选择字符;
- 3) 单行或多行文本窗口输入字符;
- 4) 语音识别或笔划识别等。

(5) 选择技术

选择技术主要指命令或选项的选择,常用方法有:

- 1) 用鼠标移动光标选择选项;
- 2) 用命令和命令助记符选择;

3) 通过功能热键选择;

4) 语言控制选择选项。

(6) 拾取技术

拾取技术指的是从屏幕上选取一个或多个图形元素,它是交互式用户接口中的重要任务之一。目前,模具CAD软件的开发一般都是基于一个图形软件的二次开发,拾取技术是图形软件应用程序接口的重要内容,所以在模具CAD软件设计时,一般不需要应用程序完成拾取对象的判别和选取。

2.2 用户界面设计

2.2.1 交互命令的驱动方式

在CAD软件中,人机的交互作用过程是通过用户界面来实现的,用户界面不仅控制用户的各种输入操作,而且还控制用户程序的执行过程。在模具CAD软件开发中,常用的控制方式有以下几种。

(1) 命令驱动方式

命令驱动方式就是用户输入命令,以驱动程序的执行。这种方式在设计中最为简单。但用户需要事先记住命令的内容和字符,这对用户来说,是一个负担。

(2) 菜单(或工具栏)选择驱动方式

菜单选择驱动方式就是首先在屏幕上显示可以执行的项目,用户只需作出选择即可。这种方式用户不需记住有关的命令,只需选择所需项目即可,比较直观。

工具栏是菜单驱动方式的一种扩充,它将常用的菜单项组成工具栏,一般以图标的方式显示在屏幕上。选择时只需一次按键即可完成,方便用户的操作。工具栏是可浮动和可隐藏的,用户可以根据需要调整工具栏的位置,也可以根据设计任务显示或隐藏特定的工具栏。

(3) 对话框驱动方式

在模具CAD系统应用中,要完成一个设计任务,往往需要输入多个参数值,输入定位点以及拾取不同的图形实体。当没有对话框时,程序设计的特点是:提示输入要求→接受用户输入→检查输入结果→做出对应处理。这种方式无法对已经输入的参数或图形元素进行修改,而在实际的工程设计中,参数之间往往有一定的联系,有时需要根据后续参数对前面输入的信息进行调

整。用对话框可以较好地解决这一问题。采用对话框，可将完成一设计任务的所有交互操作集成到一个对话框中，用户可按任意顺序进行参数输入、选择选项和拾取图形元素。采用对话框除具有更醒目、更容易理解的图形用户界面之外，还能够在简化程序的基础上，提高程序的可靠性。

构成对话框的组件称为控件，常用的控件有以下几种：

按钮（图标按钮）：在程序设计中，按下按钮都要有一个程序动作，可用于执行一段程序，或调出另一个对话框等。

编辑框：用于显示和输入字符串。有些对话框定义系统定义了输入整数、实数或文本的特定编辑框，例如UG系统的对话框定义模块。而有些系统编辑只是输入字符串，例如AutoCAD系统的DCL，此时需要用程序进行有效性判断并将字符串转换为整数或实数，以完成整数和实数的输入。

列表框：它显示一系列字符串项目，用户可对其进行滚动显示操作，选择其中的项目。列表框中的项目可以在对话框定义时指定，也可以在

程序中加入，对于从不能确定的多项目中选择一项时非常有用。

下拉式列表框：与列表框类似，但列表框是“常开型”显示，下拉式列表框仅在拾取时才会“拉下”全部内容显示，操作后自动复原。在对话框的布局中，下拉式列表框仅占一行的位置，常用于固定不变的多项选一的选择操作。

单选按钮：它将多个按钮定义为一组，只能从中选择一个。常用于互锁的状态设置。

多选框：和单选按钮类似，也是将多个选项定义为一组，但可以作多项选择。

滑块：滑块可在设定范围内用定标设备拉动滑动键连续改变值。常用于输入在一定范围的整数或实数。

文本字符串：在对话框中，文本字符串不产生任何动作。用于显示文本字符串，作提示用。

图象区：它和文本字符串一样，不产生任何动作，用于显示图形。该图形可以用图示方法表示所输入变量的意义。

在图1.4-13中给出了上述各种控件的样例。

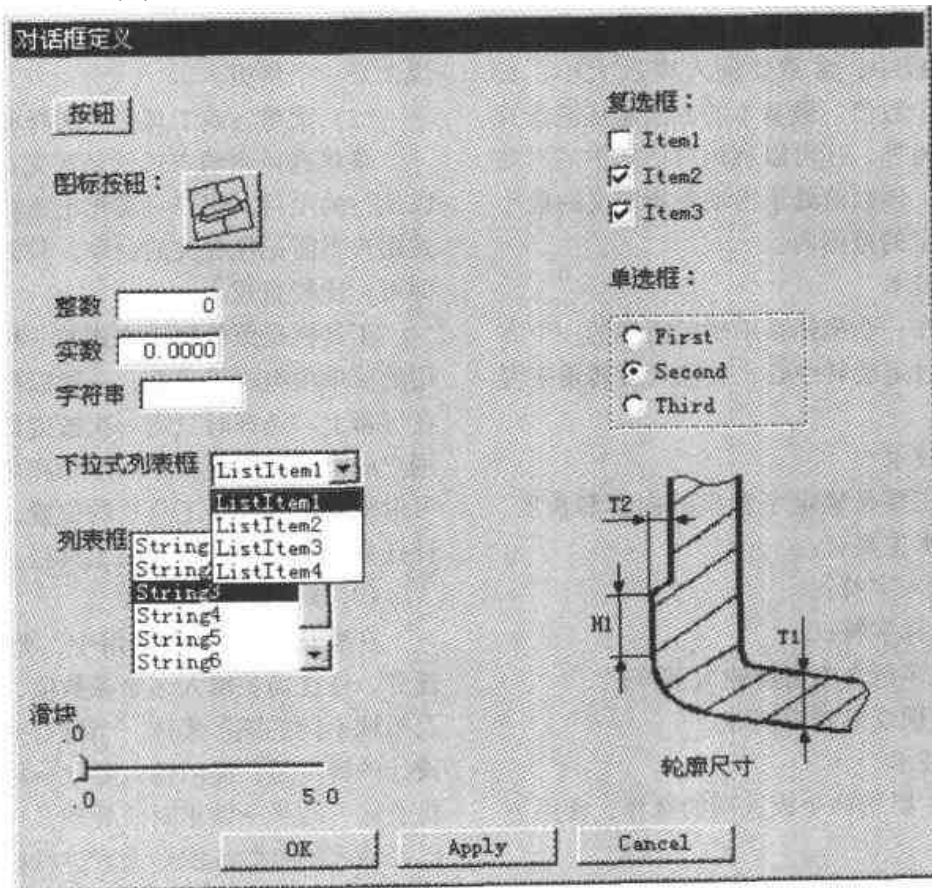


图 1.4-13 对话框的控件

2.2.2 用户界面设计

模具CAD的用户界面要结合上述命令驱动、菜单驱动和对话框驱动进行设计。一般地,对于某一特定的任务,可由命令或菜单调出相应的对话框,在对话框中设置相应的参数,最后执行并完成设计任务。一个友好的用户界面设计涉及到屏幕布局、颜色选择、字型选用等。

(1) 屏幕布局

针对显示屏幕的大小和分辨率,合理、充分地利用屏幕,将屏幕作适当划分,以便适合不同的用途。模具CAD软件一般是在微机运行,采用Windows操作系统,因此将模具CAD系统界面设计成Windows风格是一种较好的选择。在模具CAD中,屏幕可以分为菜单区、工具栏区、对话框区、图形区、提示区和对话框区域,如图1.4-14所示。

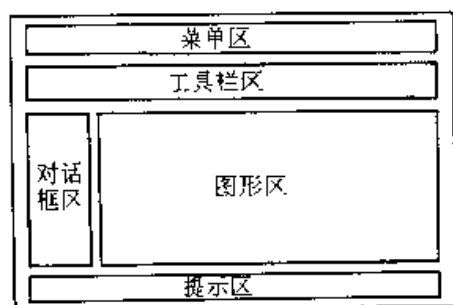


图 1.4-14 屏幕布局示意图

(2) 颜色的选择

以不同的颜色来标示信息,设置背景,分离不同形体,这对于用户在操作过程中集中注意力,减少操作错误是非常有效的,同时对操作者的情绪也会产生影响。实践表明,对颜色、灰度的选择应考虑以下几个因素:

- 1) 尽量将颜色设计成可调,由用户自行选择设定;
- 2) 色彩搭配要协调,避免有刺目感的颜色;
- 3) 鲜艳的色彩可突出重点,但大面积使用效果不好,应尽量避免;
- 4) 字符、细线和小物体应避免使用蓝色、蓝

色产生收缩效果,易被人忽略;

- 5) 避免同时使用光谱边缘上的颜色;

6) 对CAD系统,应采用总体效果偏冷的色调,有利于稳定设计人员的情绪。

(3) 字型的选用

无论是菜单还是系统运行中的显示信息,若字符大小和字体选用得当可以给屏幕带来生气。一般应注意以下几个方面:

1) 选择不同的字体,建立起一种层次关系。如标题和文本采用不同字体,以达到清晰、醒目的效果;

2) 字符间距、行间距保持一致,给人以整齐划一、有规律的感觉;

3) 每行长度适当,以不多于60个字符为宜;

4) 窗口、图形符号、光标、文本等应留有页边空白。

(4) 防错和改错功能

一个好的交互式设计软件应具有防错和改错功能,并需要有完整的提示和帮助信息。防错功能要考虑以下几个方面:

1) 输入错误参数 例如,当需要输入数值时输入了字符信息,或者输入了错误的参数值,程序不能正常运行,在程序中应当对参数值的有效性进行判别。

2) 误操作按键 参数输入不完整时,选择了执行按键,此时程序不能正常运行,应避免死机,并提示用户进行正确的输入。有时程序执行有先后顺序关系,没有完成前面的设计或设置而选择了后面的操作,此时不能正常运行,或得到错误的执行结果,应提示用户先完成前面的设计任务。

3) 选择错误的图形对象 对图形对象的操作一般会产生附加的图形信息。如果输入对象有错,结果可能不正常,或不能正常执行。此时要设置undo功能取消执行的命令,恢复系统到执行该命令之前的状态。

第5章 CAD的建模技术

模具CAD涉及确定工艺方案、设计模具结构等内容。产品零件的工艺性分析和工艺方案的确定,是以零件的几何形状和工艺特征为依据完成的。模具结构设计,特别是模具工作零件的设计,有赖于产品零件的形状。在模具结构设计的,根据所建立的产品的数据模型,可以完成凸模形状和凹模型腔的设计,产品的模具型面为模具的NC加工提供了基础。除了工作部分形状外,模具结构信息,包括各零件的装配关系信息,即装配模型,以及模具零件的设计信息是模具CAD的结果。因此,在模具CAD中,需要建立产品的数据模型、模具结构装配模型,以及模具零件的数据模型。建立产品数据模型的基础是几何建模,这是模具CAD的一个关键问题,是实现模具CAD/CAM的基础。

通常,几何造型系统是作为模具CAD/CAM系统的一个子系统使用的。几何造型子系统提供了输入、存储和编辑零件几何形状的功能,用于描述和定义零件的形状。所建立的几何模型可用于模具CAD和CAM,为二者的集成创造了条件。

本章将围绕几何造型的基本概念、表示模式、造型方法及其在模具设计与制造中的应用等,阐述几何造型的有关问题。

1 几何造型的基本概念

在讨论几何造型时,常用到形体定义,集合运算等概念。下面将对这些概念作一简要说明。

1.1 形体的信息结构

形体在计算机内通常采用五层信息结构来定义,如果考虑形体的外壳,则为六层结构(图1.5-1)。

1) 体 体是由封闭表面围成的有效空间。一个形体是欧氏三维空间(R_3)中非空、有界的封闭子集,其边界是有限个面的并集。

2) 面 面是形体表面的一部分,具有方向性,它由一个外环和若干内环界定其有效范围,一个面可以无内环,但必须有外环。

3) 环 环是由若干条有向边组成的面的封闭边界。环中各条边顺序相连,不能自交。

4) 边 边是形体两个相邻面的交界,一条边只能有两个相邻的面。

5) 顶点 顶点是边的端点,顶点不允许出现在边的内部,也不允许孤立地存在面内和物体内部或外部。

6) 外壳 外壳是指在观察方向上所能看到的形体的最大外轮廓线。

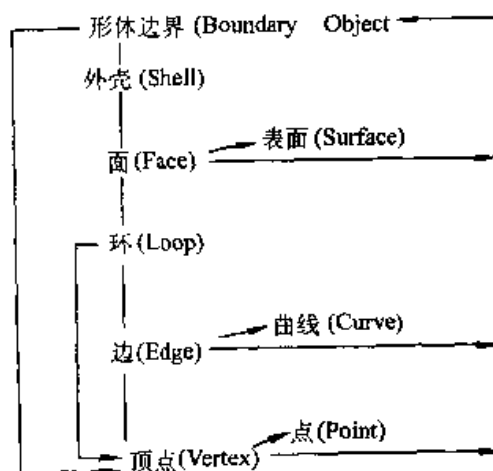


图 1.5-1 形体的信息结构

7) 体素 体素是由有限个尺寸参数定义的基本形体,如长方体、圆柱体、球体等。

8) 半空间 半空间是由某一平面加上在该面上一侧的所有点定义的,可写成 $\{p: F(p) \leq 0\}$ 的集合,其中 p 是 R^3 中的点, F 是一个平面。对于平面半空间, F 即为平面方程 $ax + by + cz + d = 0$ 。若 F 为非平面方程,则可得到非平面半空间。显然一个立方体可看做是六个平面半空间的交。

9) 几何信息 几何信息是描述上述元素的几何性质和度量关系的信息。

10) 拓扑信息 拓扑信息是描述上述元素间连接关系的信息。

1.2 布尔运算

在实体造型中,通过布尔运算将一些基本体

素组合成复杂的形体。布尔运算是一种正则化的集合运算，它保证两个基本体素经过运算后所得结果是有意义的，并可进一步参与布尔运算。

如图 1.5-2a 所示的 A、B 两形体，对于一般的集合运算，其交如图 1.5-2b，而经布尔运算，其交结果如图 1.5-2c 所示。常用的布尔运算有并、交、差、补。

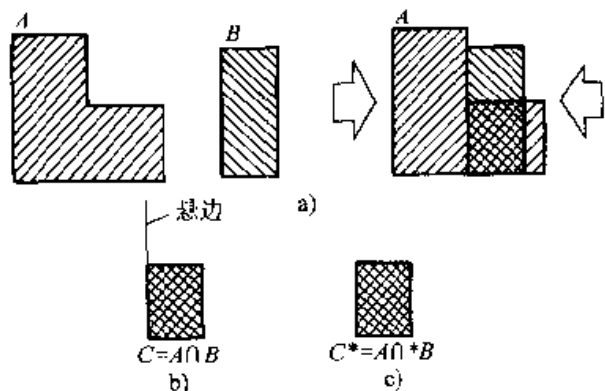


图 1.5-2 布尔运算与一般集合运算的区别
a) A、B 两形体 b) 一般集合运算 c) 布尔运算

1.3 欧拉公式

欧拉公式常用于检验几何造型中所产生形体的合法性及一致性，以保证产生的形体有意义。对于多面体，欧拉公式为：

$$F + V - E = 2 + R - 2H$$

其中， F 、 V 、 E 分别表示面、顶点、边的数目， R 为多面体表面不相连通的环数， H 为通孔数。

2 形体的表示模式

在几何造型中往往采用一些抽象的几何实体去代表实际的形体。形体的表示模式就是确定采用什么形式的抽象几何实体去代表实际形体。目前，常用的形体表示模式有体素调用、空间点列、单元分解、扫描变换、构造体素 (CSG)、边界表示 (B-Reps) 和混合模式等。其中后三种使用最为普遍，目前尤以混合模式应用最为广泛。

2.1 体素调用表示

这种表示模式采用规范化的几何形体及其形状参数描述形体，对这些规范化的几何形体作变换或者定义不同的参数值，即可产生不同的

形体 (图 1.5-3)。

这种表示模式最初用于成组技术，以便按照零件的形状和性质分类，采用相应的制造工艺。通常，由于受到初始形状的限制，体素调用不能产生比较复杂的形体，因此它很少作为独立的表示模式使用，而是在几何造型中用于定义体素。

2.2 空间点列表示

这种表示模式将形体所在空间分割成具有固定形状 (如立方体)、彼此相连的一系列单元，每个单元可用其形心坐标 (x, y, z) 表示。通过记录形体对单元的占据状态可描述形体的几何形状。这种表示模式是坐标参数的有序集合，即空间点列。用空间点列表示形体，需要大量的存储空间，并且形体各部分之间的关系不明确。图 1.5-4 为一空间点列表示形体的例子。

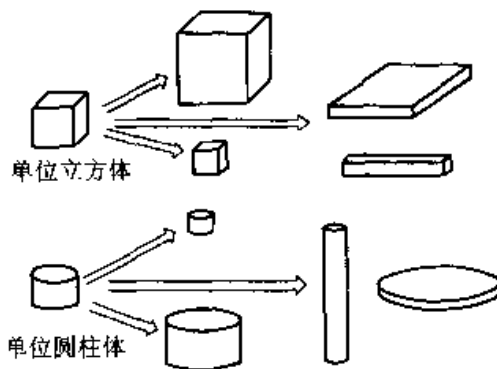


图 1.5-3 体素调用表示

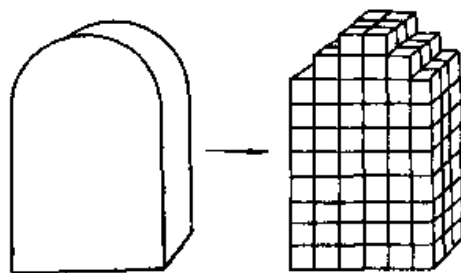


图 1.5-4 空间点列表示

2.3 单元分解表示

对一般的形体，总可以分解成一系列容易描述的形状单元 (图 1.5-5)。用单元分解模式表示一形体，就是首先将形体分解为一系列单元，然后表示这些单元及其相互间的连接关系。理论上，利用这种方法可以描述任何形体，但实际上存在很多困难，并且表示不唯一。上述的空间点

列表示模式可作为这种模式的一个特例。单元分解表示模式主要用于有限元的单元划分。

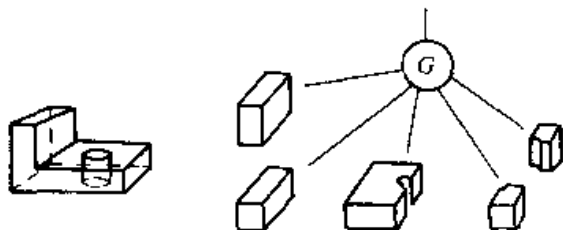


图 1.5-5 单元分解表示

2.4 扫描变换表示

扫描变换表示模式是通过一个二维图形或一个形体沿某一路径扫描、产生新形体的一种表示模式。用这种表示模式描述形体时，需要定义扫描的图形或形体（也称基体），另外还要规定基体运动的轨迹。

最常用的扫描方式有平移扫描和旋转扫描。在平移扫描中，运动轨迹为一直线，在旋转扫描中，运动轨迹为一圆或圆弧（图 1.5-6）。平移扫描适用于描述具有平移对称性的形体，即所谓 2.5D 形体，旋转扫描则可用于表示具有轴对称性的形体。

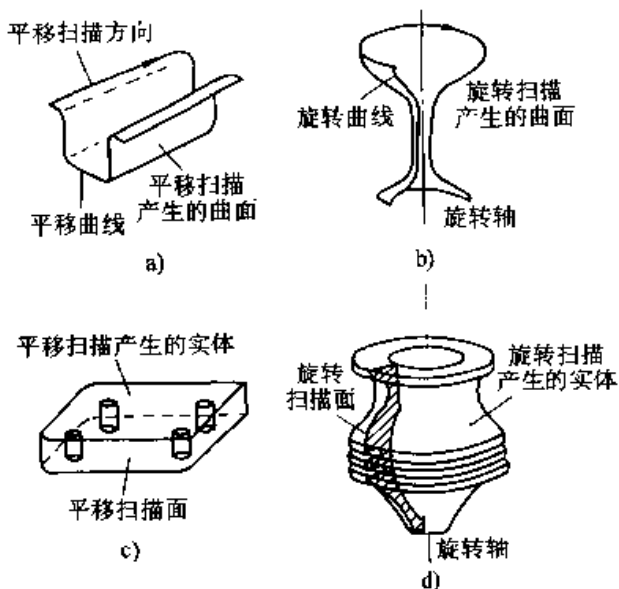


图 1.5-6 扫描变换表示的形体

2.5 构造体素表示 (CSG)

这是一种利用一些简单形状的体素，经变换和布尔运算构成复杂形体的表示模式。在这种表

示模式中，采用二叉树结构来描述体素构成复杂的形体的关系（图 1.5-7）。图 1.5-7 中，树根表示定义的形体；叶为体素或变换量（平移量，旋转量）；结点表示变换方式或布尔运算的算子。对体素施以变换，例如平移或旋转，可使之产生刚体运动，将其定位于空间中的某一位置。布尔算子可以是并、交、差等集合运算（分别用 U^* 、 \cap^* 、 $-^*$ 表示）。

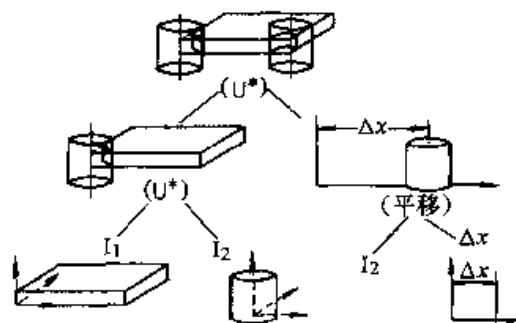


图 1.5-7 CSG 的二叉树结构

在 CSG 表示模式中，常用的体素有长方体、圆柱体、球、圆锥、圆环和楔体等，对这些体素都可用一组参数表示，如图 1.5-8 所示。

CSG 表示无二义性，但表示不是唯一的，即一个形体可能有几种 CSG 表示。这种表示模式的优点是比较紧凑，但是，当要产生图形显示时就需要计算形体的边界，计算量较大。

2.6 边界表示 (B-Reps)

边界表示模式是以形体表面的细节，即以顶点、边、面等几何元素及其相互间的连接关系来表示形体的。在边界表示模式中，边界表面必须是连续的，因此物体的边界是所有面的并集（图 1.5-9）。每个面又可通过边和顶点来表示，图 1.5-10 为一四棱锥的边界表示。

由于边界表示模式详细记录了构成形体边界的所有几何元素的几何信息和拓扑信息，从而使得图形显示，有限元网格划分，表面积计算和数控加工等功能更易实现。

2.7 混合模式

混合模式 (Hybrid Model) 目前还没有清楚的界限，但在 CAD 系统中广为应用。它是在一个系统中采用了不同形式的表达方法，例如常见的 CSG 法与边界表示法的混合。

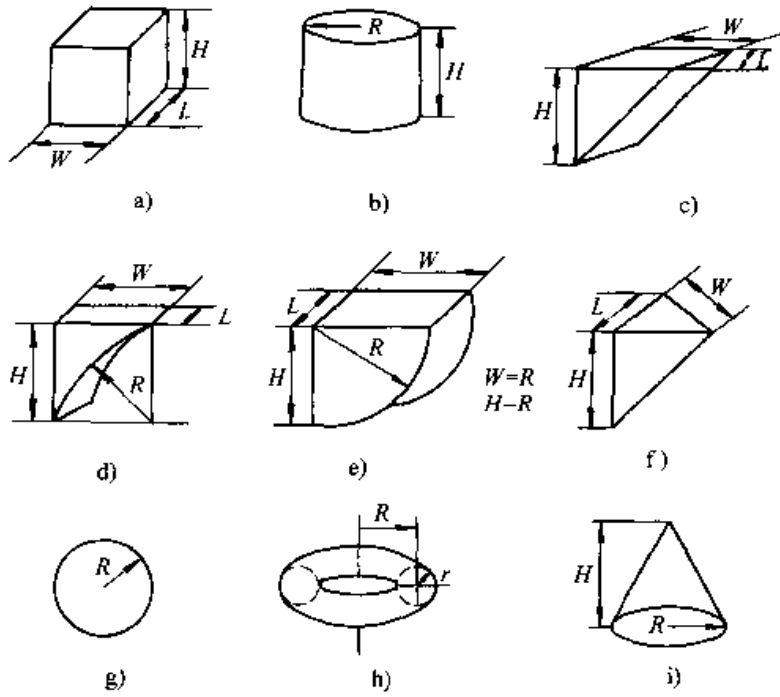


图 1.5-8 常用体素

a) 六面体 b) 圆柱体 c) 楔体 d) 凹圆柱体楔体 e) 凸圆柱体楔体 f) 四面体 g) 球 h) 环 i) 圆锥

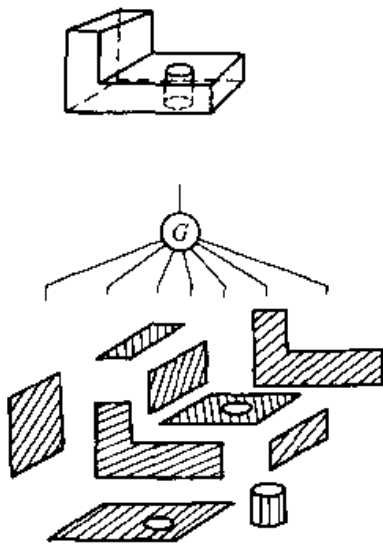


图 1.5-9 形体表面集

混合模式由两种不同的数据结构组成，以便互相补充或应用于不同的目的。当前应用最多的混合系统都是基于这样一种设想：在原来 CSG 树的结点上再扩充一级边界数据结构（图 1.5-11），以便达到实现快速图形显示的目的。因此，混合模式可理解为是在 CSG 系统基础上的一种逻辑扩展。目前，国际上比较流行的一些商用几何造型系统，大都采用 CSG/B_Reps 混合表示模式。这样可使两者取长补短，使系统的信息更加完备，操作处理更加方便。

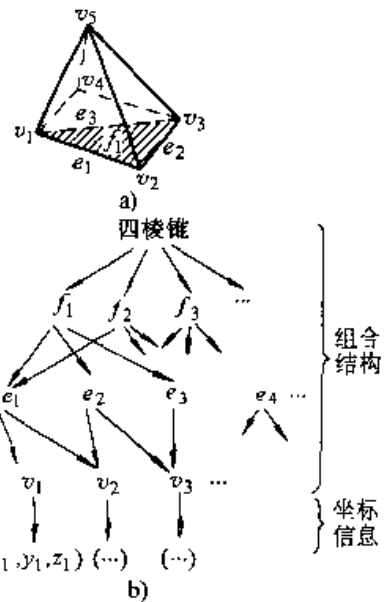


图 1.5-10 一个四棱锥的边界表示

3 用于模具 CAD 几何建模系统的功能

3.1 几何造型系统功能

一个完整的几何造型系统，一般应具有以下功能：

- 1) 输入形体（形体定义） 即通过计算机的输入设备，将形体的几何信息输入计算机。常用的输入方式有交互方式和文本方式两种。

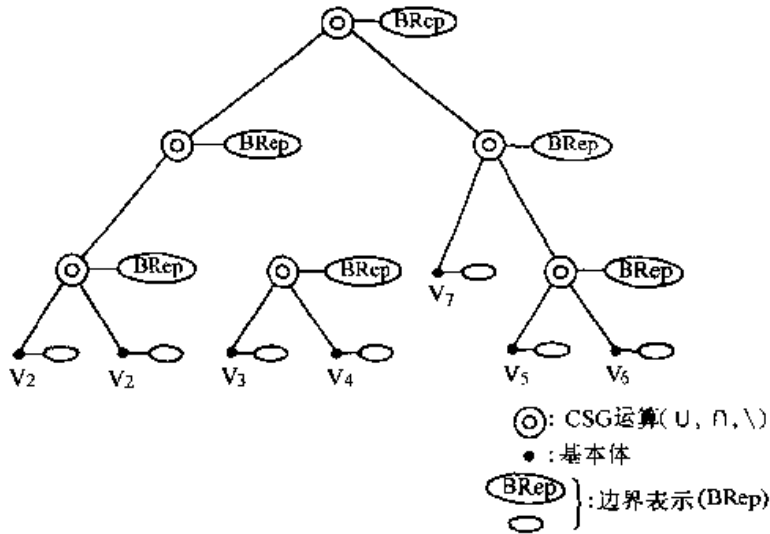


图 1.5-11 混合模式结构举例

2) 形体的计算机内部表示数据的存储、处理与管理 输入的信息在计算机内进行处理后,将以适当的数据结构表示,对这些信息应有相应的处理与管理。

3) 形体的变换处理 由于形体的空间位置和空间形状可能存在变化,因此应提供变换功能,可使系统对形体的处理更加方便。

4) 形体的显示和输出 设计的好坏和正确与否通常需要经过视觉来判断,在交互定义形体时,输入的信息是否正确,应能实时反馈给用户。显示处理包括增加视觉效果的消息显示,浓淡图显示和透视等功能。造型系统还应能将造型结果以一定的格式输出,以供其他应用程序使用。

5) 形体的编辑处理 主要用于对已定义的形体进行局部或整体修改。

6) 查询功能 使用户在设计时,能方便地查看已设计形体的有关信息,如形状参数等。

用户在几何造型时,就是利用上述功能表达自己的设计意图,定义相应的形体。并为后续应用(如模具设计、数控加工和有限元分析等)准备数据。

3.2 模具 CAD 理想的几何造型系统特点

由于模具自身的特点,用于模具 CAD 的理想几何造型系统,除上述基本功能外,还应具有以下特点:

1) 便于提取信息 在模具设计和制造过程

中,特别是成形工艺的设计中,经常需要从零件几何模型中提取有关信息,加以分析处理,因此,信息的提取应方便。

2) 造型的覆盖面广 用模具生产的产品零件千差万别,有时形状非常复杂,除包括解析面外,还包括自由曲面。因此,几何造型系统应有很强的造型功能,覆盖面要广。

3) 便于形状的修改 当零件采用多道工序成形时,需要定义中间毛坯的形状。另外,由于制件成形后会产生收缩、回弹等变形,所以需要改变模具相应部位的形状予以补偿,这些都要求几何造型系统具有便于修改形状的特点。

4) 参数化设计 模具的装配结构和模具零件是在设计过程中逐步确定的。模具结构的改变会引起模具零件的修改;反之,模具零件的变化,也将会影响模具的装配结构。参数化设计功能可以较好地满足模具设计的这一特点。

在模具 CAD 软件开发中,几何建模功能模块有以下三种实现方法:一是自行开发有完全自主知识产权的几何建模系统;二是在通用 CAD/CAM 系统基础上进行二次开发,满足模具产品建模的特殊要求;三是完全利用通用 CAD/CAM 系统功能,完成模具产品的建模。第一种方法开发工作量非常大,一般较少采用。后两种方法都要利用通用 CAD/CAM 的参数化特征造型、参数曲线与曲面和装配建模技术。下面将较详细介绍这些技术。

4 参数曲线与曲面建模

曲面建模又叫表面建模 (Surface Modelling), 是通过对物体的各种表面或曲面进行描述的一种三维建模方法, 主要适用于其表面不能用简单的数学模型进行描述的复杂物体型面, 如汽车覆盖件模具型面, 注塑模和压铸模型腔都是复杂的三维自由曲面。这种建模方法的重点是由给出的离散点数据构成光滑过渡的曲面, 使这些曲面通过或逼近这些离散点。目前应用最广泛的是双参数曲面, 它仿照参数曲线的定义, 将参数曲面看成是一条变曲线 $\bar{r} = \bar{r}(u)$ 按某参数 v 运动形成的轨迹。这些年来, 通过大量的生产实践, 在曲线、曲面的参数化数学表示及 NC 编程方面取得了很大进展。广为流行的几种参数曲线、曲面有贝赛尔 (Bezier)、B 样条、孔斯 (Coons)、非均匀有理 B 样条 (NURBS) 曲线、曲面等。

4.1 贝赛尔 (Bezier) 曲线与曲面

Bezier 曲线、曲面是法国雷诺汽车公司的 Bezier 在 1962 年提出的一种构造曲线、曲面的方法。图 1.5-12a 所示为三次 Bezier 曲线的形成原理, 这是由四个位置矢量 Q_0 、 Q_1 、 Q_2 、 Q_3 定义的曲线。通常将 Q_0 、 Q_1 、 \dots 、 Q_n 组成的多边形折线称为 Bezier 控制多边形。多边形的第一条折线和最后一条折线代表曲线起点、终点的切线方向, 其他顶点用于定义曲线的阶次和形状。Bezier 曲线的一般数学表达式为

$$P(t) = \sum_{i=0}^n B_{i,n}(t) Q_i \quad (0 \leq t \leq 1)$$

式中 Q_i 为各顶点的位置矢量, $B_{i,n}(t)$ 为伯恩斯坦 (Bernstein) 基函数。伯恩斯坦基函数是各顶点位置矢量之间的调和函数, 并有

$$B_{i,n}(t) = \frac{n!}{i!(n-i)!} t^i (1-t)^{n-i} \quad (i=0, 1, 2, \dots, n)$$

当 $n=1$ 时, $P(t) = (1-t)Q_0 + tQ_1$ 这是连接 Q_0 、 Q_1 的直线段。

当 $n=2$ 时, 为二次 Bezier 曲线, 即

$$P(t) = (1-t)^2 Q_0 + 2t(1-t)Q_1 + t^2 Q_2$$

其矩阵表达式为

$$P(t) = [t^2 \quad t \quad 1] \begin{bmatrix} 1 & -2 & 1 \\ -2 & 2 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_0 \\ Q_1 \\ Q_2 \end{bmatrix}$$

当 $t=0.5$ 时, $P(t) = 0.5 [Q_1 + 0.5(Q_0 + Q_2)]$, 对应一条抛物线。

当 $n=3$ 时, 有

$$P(t) = (1-t)^3 Q_0 + 3t(1-t)^2 Q_1 + 3t^2(1-t)Q_2 + t^3 Q_3$$

写成矩阵形式则为

$$P(t) = [t^3 \quad t^2 \quad t \quad 1] \begin{bmatrix} -1 & 3 & -3 & 1 \\ 3 & -6 & 3 & 0 \\ -3 & 3 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_0 \\ Q_1 \\ Q_2 \\ Q_3 \end{bmatrix}$$

此式称为三次 Bezier 曲线。三次 Bezier 曲线是应用最广泛的曲线。由于高次 Bezier 曲线还有些理论问题待解决, 所以通常都是用分段的三次 Bezier 曲线来代替。

Bezier 曲线具有直观、使用方便, 便于交互设计等优点。但 Bezier 曲线和定义它的特征多边形有时相差甚远, 同时当修改一个顶点或改变顶点数量时, 整条曲线形状都会发生变化, 所以曲线局部修改性比较差。

用一个参数 t 描述的矢量函数可以表示一条空间曲线, 用两个参数 u 、 v 描述的矢量函数就能表示一个曲面。Bezier 曲面是由特征网格控制的, 曲面可表示为:

$$P(u, v) = \sum_{i=0}^m \sum_{j=0}^n B_{i,m}(u) B_{j,n}(v) Q_{i,j} \quad u, v \in [0, 1]$$

$Q_{i,j}$ 是特征网格上的顶点, 由 $(m+1) \times (n+1)$ 个点构成; $B_{i,m}(u)$ 和 $B_{j,n}(v)$ 分别用来定义 u 、 v 方向的 Bezier 曲线。如图 1.5-12b 所示, 用 4×4 个控制点定义的三次 Bezier 曲面方程为

$$P(u, v) = \sum_{i=0}^3 \sum_{j=0}^3 B_{i,3}(u) B_{j,3}(v) Q_{i,j} \quad u, v \in [0, 1]$$

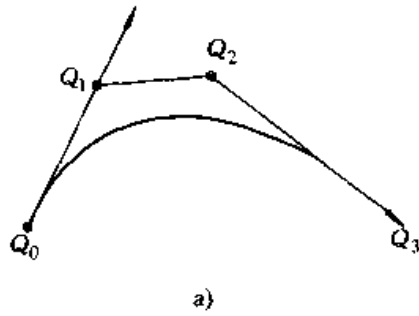
即为双三次 Bezier 曲线方程, 将其写成矩阵形式为

$$P(u, v) = U M_B M_B^T V^T$$

式中 $U = [u^3 \quad u^2 \quad u \quad 1]$, $V = [v^3 \quad v^2 \quad v \quad 1]$

$$M_B = M_B^T = \begin{bmatrix} -1 & 3 & -3 & 1 \\ 3 & -6 & 3 & 0 \\ -3 & 3 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$B = \begin{bmatrix} Q_{0,0} & Q_{0,1} & Q_{0,2} & Q_{0,3} \\ Q_{1,0} & Q_{1,1} & Q_{1,2} & Q_{1,3} \\ Q_{2,0} & Q_{2,1} & Q_{2,2} & Q_{2,3} \\ Q_{3,0} & Q_{3,1} & Q_{3,2} & Q_{3,3} \end{bmatrix}$$



4.2 B样条曲线和曲面

上面讨论的 Bezier 曲线，虽然应用广泛，但有以下一些问题：

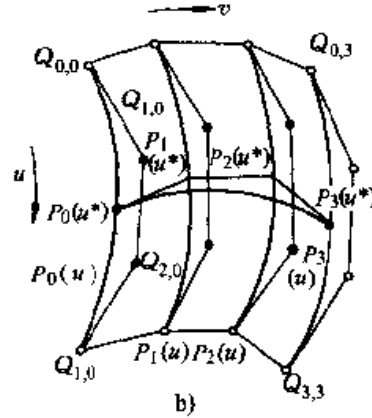


图 1.5-12 三次 Bezier 曲线及双三次 Bezier 曲面

1) 不能作局部修改，改变某一控制点对整条曲线都有影响。

2) 当 n 较大时，特征多边形对曲线的控制减弱。

1972 年到 1974 年间，人们拓宽了 Bezier 曲线，构造了均匀 B 样条曲线，如图 1.5-13 所示。B 样条曲线继承了 Bezier 曲线直观性好等优点，仍采用特征多边形及权函数定义曲线，所不同的是权函数不是伯恩斯坦基函数，而是 B 样条基函数。B 样条基函数定义为

$$E_{i,n}(t) = \frac{1}{n!} \sum_{j=0}^{n-i} (-1)^j C_{n+1}^j (t+n-i-j)^n \quad (0 \leq t \leq 1)$$

式中 i —— 基函数的序号， $i=0, 1, 2, \dots, n$;
 n —— 样条次数;
 j —— 表示一个基函数是由哪几项相加。

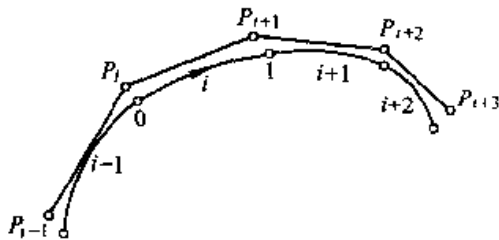


图 1.5-13 B 样条曲线

将 $n=2$ 代入上式中得二次 B 样条调和函数为

$$E_{0,2}(t) = \frac{1}{2!} \sum_{j=0}^2 (-1)^j C_3^j (t+2-j)^2 = \frac{1}{2} (t-1)^2$$

$$E_{1,2}(t) = \frac{1}{2!} \sum_{j=0}^1 (-1)^j C_3^j (t+1-j)^2 = \frac{1}{2} (-2t^2 + 2t + 1)$$

$$E_{2,2}(t) = \frac{1}{2} t^2$$

二次 B 样条曲线的矩阵表达式为

$$P(t) = [t^2 \quad t \quad 1] \begin{bmatrix} 0.5 & -1 & 0.5 \\ -1 & 1 & 0 \\ 0.5 & 0.5 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_0 \\ Q_1 \\ Q_2 \end{bmatrix}$$

当 $n=3$ 时，有

$$E_{0,3}(t) = \frac{1}{6} (-t^3 + 3t^2 - 3t + 1);$$

$$E_{1,3}(t) = \frac{1}{6} (3t^3 - 6t^2 + 4);$$

$$E_{2,3}(t) = \frac{1}{6} (-3t^3 + 3t^2 + 3t + 1);$$

$$E_{3,3}(t) = \frac{1}{6} t^3$$

因此三次 B 样条曲线的矩阵表达式为

$$P(t) = \frac{1}{6} (t^3 \quad t^2 \quad t \quad 1) \begin{bmatrix} -1 & 3 & -3 & 1 \\ 3 & -6 & 3 & 0 \\ -3 & 0 & 3 & 0 \\ 1 & 4 & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_0 \\ Q_1 \\ Q_2 \\ Q_3 \end{bmatrix}$$

基于均匀 B 样条曲线的定义和性质，可以

得到 B 样条曲面的定义。给定 $(m+1)(n+1)$ 个空间点为 P_{ij} ($i=0, 1, \dots, m; j=0, 1, \dots, n$)，则 $S(u, w) = \sum_{i=0}^m \sum_{j=0}^n P_{ij} N_{i,k}(u) \times N_{j,l}(w)$ ($u, w \in [0, 1]$) 定义了 $k \times l$ 次 B 样条曲面。式中 $N_{i,k}(u)$ 和 $N_{j,l}(w)$ 是 k 次和 l 次的 B 样条基函数，由 P_{ij} 组成的空间网格称为 B 样条曲面的特征网格。上式也可写成如下的矩阵式：

$$S_{yz}(u, w) = U_k M_k P_{kl} M_l^T W_l^T$$

$y \in [1:m+2-k]; z \in [1:n+2-l]; u, w \in [0, 1]$
 上式中， y, z 分别表示在 u, w 参数方向上曲面片的个数。
 $U_k = [u^{k-1}, u^{k-2}, \dots, u, 1], W_l = [w^{l-2}, w^{l-1}, \dots, w, 1]$
 $P_{kl} = P_{ij}, i \in [y-1:y+k-1], j \in [z-1:z+l-2]$
 P_{kl} 是某一个 B 样条面片的控制点编号。

如图 1.5-14 所示的特征网格，是由 16 个顶点 P_{ij} ($i, j=0, 1, 2, 3$) 组成的。所确定的双三次 B 样条曲面片，其曲面方程为

$$P(u, v) = \sum_{i=0}^3 \sum_{j=0}^3 E_{i,3}(u) E_{j,3}(v) P_{ij}$$

写成矩阵的形式为

$$P(u, v) = U M_B P M_B^T V^T$$

式中 $U = [u^3 \ u^2 \ u \ 1];$
 $V = [v^3 \ v^2 \ v \ 1];$

$$M_B = \frac{1}{6} \begin{bmatrix} 1 & 3 & -3 & 1 \\ 3 & -6 & 3 & 0 \\ 3 & 0 & 3 & 0 \\ 1 & 4 & 1 & 0 \end{bmatrix}$$

$$P = \begin{bmatrix} P_{00} & P_{01} & P_{02} & P_{03} \\ P_{10} & P_{11} & P_{12} & P_{13} \\ P_{20} & P_{21} & P_{22} & P_{23} \\ P_{30} & P_{31} & P_{32} & P_{33} \end{bmatrix}$$

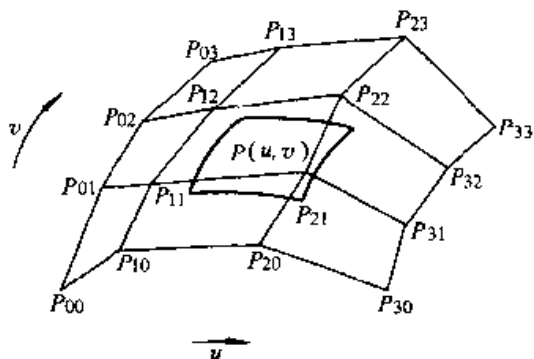


图 1.5-14 B 样条曲面

4.3 非均匀有理 B 样条(NURBS)曲线与曲面

近年来随着实体建模技术不断成熟，迫切需要寻找一种将曲面实体融为一体的表示方法，因而非均匀有理 B 样条 (NURBS, non-uniform rational B-spline) 技术获得了较快发展和应用。其主要原因在于 NURBS 曲线提供了对标准解析几何和自由曲线、曲面的统一数学描述方法，它可通过调整控制顶点和权因子，方便地改变曲面形状，同时也可方便地转换成对应的贝赛尔 (Bezier) 曲面，因此 NURBS 方法已成为曲线、曲面建模中最为流行的技术。STEP 产品数据交换标准也将非均匀有理 B 样条 (NURBS) 作为曲面几何的描述的唯一方法。

NURBS 曲线定义如下：给定 $n+1$ 个控制点 P_i ($i=0, 1, \dots, n$) 及权因子 W_i ($i=0, 1, \dots, n$)，则 k 阶 $(k-1)$ 次 NURBS 曲线表达式为

$$C(u) = \frac{\sum_{i=0}^n N_{i,k}(u) W_i P_i}{\sum_{i=0}^n N_{i,k}(u) W_i}$$

其中 $N_{i,k}(u)$ 为非均匀 B 样条基函数，按照 deBoor-Cox 公式递推地定义

$$N_{i,l}(u) = \begin{cases} 1 & \text{当 } u_i \leq u \leq u_{i+1} \\ 0 & \text{其他} \end{cases}$$

$$N_{i,k}(u) = \frac{(u - u_i) N_{i,k-1}(u)}{u_{i+k-1} - u_i} + \frac{(u_{i+k} - u) N_{i+1,k-1}(u)}{u_{i+k} - u_{i+1}}$$

NURBS 曲面的定义与 NURBS 曲线定义相似，给定一张 $(m+1)(n+1)$ 的网络控制点 P_{ij} ($i=0, 1, \dots, n; j=0, 1, \dots, m$)，以及各网络控制点的权值 W_{ij} ($i=0, 1, 2, \dots, n; j=0, 1, 2, \dots, m$)，则其 NURBS 曲面的表达式为

$$S(u, v) = \frac{\sum_{i=0}^n \sum_{j=0}^m N_{i,k}(u) N_{j,l}(v) W_{ij} P_{ij}}{\sum_{i=0}^n \sum_{j=0}^m N_{i,k}(u) N_{j,l}(v) W_{ij}}$$

式中， $N_{i,k}(u)$ 为 NURBS 曲面 u 参数方向的 B 样条基函数； $N_{j,l}(v)$ 为 NURBS 曲面 v 参数方向的 B 样条基函数； k, l 为 B 样条基函数的阶次。

这里介绍几种特殊曲面的非均匀有理 B 样

条定义方法。

(1) 线性拉伸面

这种方法将一条给定曲线 $C(u)$ 沿方向 D , 滑动距离 d , 所扫成的曲面, 见图 1.5-15, $C(u)$ 可表示成

$$C(u) = \sum_{i=0}^n N_{ik}(u) w_i V_i / \sum_{i=0}^n N_{ik}(u) w_i$$

扫成的线性拉伸曲面就可以写成

$$S(u, v) = \sum_{i=0}^n \sum_{j=0}^1 N_{ik}(u) N_{j2}(v) w_{ij} V_{ij} / \sum_{i=0}^n \sum_{j=0}^1 N_{ik}(u) N_{j2}(v) w_{ij}$$

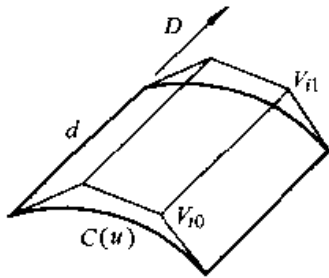


图 1.5-15 线性拉伸面

其中控制顶点和权因子定义为

$$V_{i0} = V_i, V_{i1} = V_i + dD, w_{i0} = w_{i1} = w_i$$

u 向节点矢量与剖面线 $C(u)$ 的节点矢量相同, v 向节点矢量为 $\{0, 0, 1, 1\}$ 。

(2) 直纹面

给定两条形状相似的 NURBS 曲线, 两者有相同的次数和相同的节点矢量, 将两条曲线上参数相同的对应点用直线段相连, 便构成了直纹面, 见图 1.5-16a。圆柱面、圆锥面、飞机的机翼和尾翼翼面都是直纹面。已知两条曲线为

$$C_1(u) = \sum_{i=0}^n N_{ik}(u) V_i w_i / \sum_{i=0}^n N_{ik}(u) w_i$$

$$C_2(u) = \sum_{i=0}^n N_{ik}(u) \bar{V}_i \bar{w}_i / \sum_{i=0}^n N_{ik}(u) \bar{w}_i$$

构成的直纹面可以写成

$$S(u, v) = \sum_{i=0}^n \sum_{j=0}^1 N_{ik}(u) N_{j2}(v) V_{ij} w_{ij} / \sum_{i=0}^n \sum_{j=0}^1 N_{ik}(u) N_{j2}(v) w_{ij}$$

其中 $V_{i0} = V_i, V_{i1} = \bar{V}_i, w_{i0} = w_i, w_{i1} = \bar{w}_i$

当构成直纹面的两条边界曲线具有不同的阶数和不同的节点分割时, 需要首先运用升阶公式将次数较低的一条曲线提高到与另一条曲线相同

的次数, 插入节点, 使两条曲线的节点序列相等。在构造直纹面时, 两条曲线的方向要相同, 否则会产生曲面扭曲如图 1.5-16b 所示。

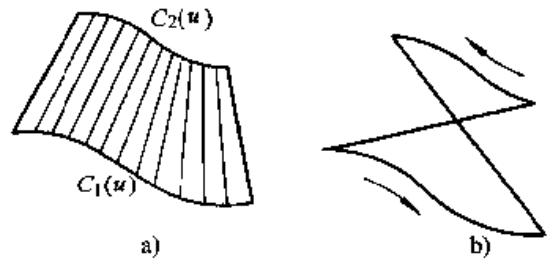


图 1.5-16 直纹面

(3) 旋转面

将定义的曲线 (母线) 绕某一轴旋转 360° , 就得到旋转面。对于固定参数 $u = u_0$, 旋转面上的曲线和母线相同, 只是绕旋转轴旋转了一个角度; 垂直于旋转轴平面上的曲线为一个整圆。旋转面的 NURBS 表示为

$$S(u, v) = \sum_{i=0}^8 \sum_{j=0}^n N_{i3}(u) N_{jk}(v) w_{ij} V_{ij} / \sum_{i=0}^8 \sum_{j=0}^n N_{i3}(u) N_{jk}(v) w_{ij}$$

其中, 节点矢量 $U = \{0, 0, 0, 1/4, 1/4, 1/2, 1/2, 3/4, 3/4, 1, 1, 1\}$; $w_{0j} = w_j, w_{1j} = w_j \sqrt{2}/2, w_{2j} = w_j, w_{3j} = w_j \sqrt{2}/2, \dots, w_{8j} = w_j$; V_{ij} 的定义见图 1.5-17。

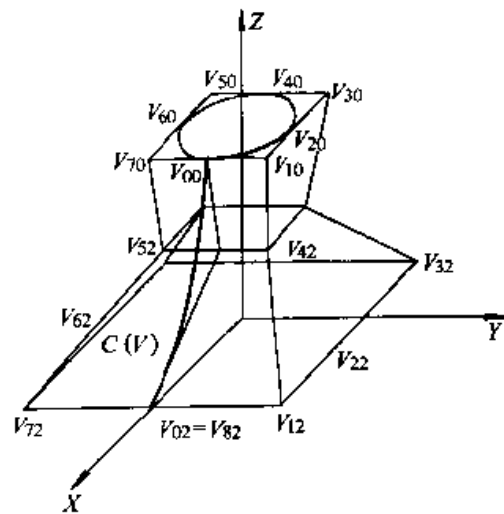


图 1.5-17 旋转面的生成

(4) 扫描面

扫描面就是沿导向曲线 (亦称控制曲线) 扫描而形成的曲面。垂直于导向曲线的曲面的形状, 由定义的截面线控制。当定义的多条截面线

不同时,可得截面变化的复杂扫描面。最简单的扫描面由一条截面线沿另一条导向曲线扫描得

到。扫描面定义时,导向曲线和截面线都可以是多条。图 1.5-18 为利用扫描方法形成的曲面。

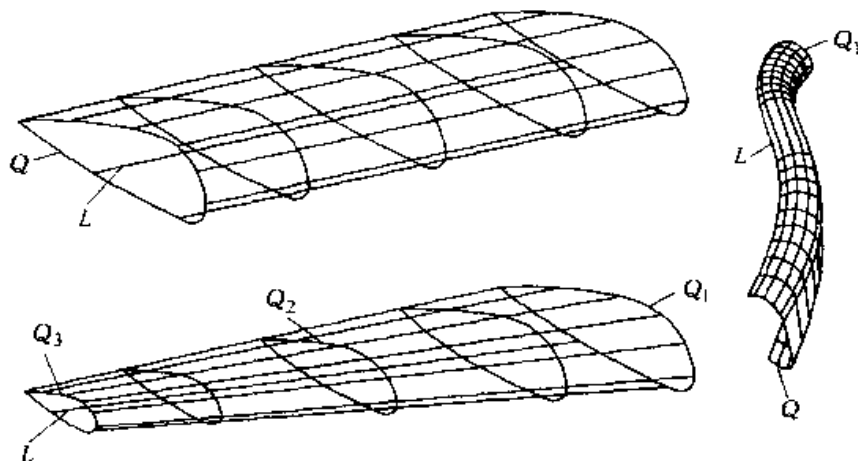


图 1.5-18 扫描法生成的曲面

5 参数化特征建模

众所周知,现实世界的物体是具有三维形状和质量的,因而三维实体造型可以更加真实地、完整地、清楚地描述物体。以几何学为基础的三维几何建模,只较详细地描述了物体的几何信息和相互之间的拓扑关系,而这些信息缺乏明显的工程含义,即从中提取和识别工程信息是相当困难的。工程技术人员在产品的设计、制造过程中,不仅关心产品的结构形状、公称尺寸,而且还关心其尺寸公差、形位公差、表面粗糙度、材料性能和技术要求等一系列对实现产品功能极为重要的非几何信息,这些非几何信息也是加工该零件所需信息的有机组成部分。然而在实体建模的数据结构中难以像几何信息、拓扑信息一样,有效而充分地描述非几何信息。这样就会影响计算机辅助工艺规程设计(CAPP)和计算机辅助制造(CAM)系统直接使用CAD系统生成的产品信息,无法实现与CAPP和CAM的集成。

由于几何建模系统存在的局限性,近年来,人们开始研究一种新的建模方法,它面向整个产品设计过程和生产制造过程,不仅包含了与生产有关的信息,而且还能描述这些信息之间的关系,这就是特征建模。特征技术和实体造型技术的融合就是基于特征参数化实体造型,目前大多数CAD/CAM软件都支持参数化特征建模。参数化特征建模的关键技术就是参数化技术和特征技术。

5.1 特征建模技术

5.1.1 特征的定义

特征概念在工程应用中的首次提出可以追溯到1978年,针对CAM的要求,希望找到一种从CAD几何模型中提取相应的零件加工几何信息的方法,从而实现加工工艺的优化设计、GT编码和NC编程等,此时特征的含义是一组彼此相关的几何或拓切实体的集合。随着特征技术研究的发展,研究者从各自不同的应用角度和目的出发给出了特征不同的定义。

从应用角度,也即制造角度,有以下定义:①特征是与基本机加工操作相对应的几何元素体。②特征是工件上一独特部分,它与特定的机加工工艺相对应。

从几何角度,特征的定义为:特征是零件表面上有意义的区域。

从设计角度,特征有以下定义:①特征是用于设计、分析和评价的信息单元。②特征是对应于设计与制造活动的某种功能形状。

目前能为大多数研究者认同的定义是:特征是具有属性,与设计、制造活动有关,并含有工程意义的基本几何实体或信息的集合。特征的这个定义强调了特征是形状和功能属性的有机组合体。首先,特征是可以表达的几何体,并可以供各工程应用阶段使用的对象。特征可映射成抽象的形状要素,并由一组具有特定拓扑关系的几何实体组成。其次,特征是有意义的,这种意义表现在人们从它的名称和语义就可联想到它

的特定几何形状、拓扑关系、典型功能、图形表示方法、制造技术和公差要求等一系列信息。最后,特征表达了语义与一般形状要素之间的关系。

根据特征在产品定义中的不同语义特点,可将构成零件的特征进一步分为:

形状特征——产品上的一组几何实体,按照一定的尺寸和拓扑约束关系构成的特定形状要素,并具有特定的工程语义。

精度特征——产品成形后的实际形状与名义公称几何形状之间的差别或限制。

材料特征——产品在材料特性和材料处理等方面的属性信息。

装配特征——指产品定义中,零件与其他零件之间装配关系的一种信息。

实际上,无论设计还是制造,形状特征都是人们所关心的主体,而其他特征则是对形状特征或零件属性的描述。因此,可以说形状特征是产品定义的核心,是其他特征信息的载体,其他特征或信息依附于形状特征,或对形状特征进一步补充说明。所以,目前大多数 CAD/CAM 系统所指特征多为形状特征。

5.1.2 特征建模方法

目前,已经提出的特征建模方法有三种。

(1) 交互特征定义

这种方法首先建立产品的几何模型,然后由用户直接通过图形来检取定义特征所需要的几何要素,并将特征的语义等信息作为属性添加到特征模型中。这种方法具有如下特点:

- 1) 能快速实现 CAD/CAM 系统与其他应用系统的集成;
- 2) 可添加多种信息;
- 3) 人工输入的信息量大,自动化程序低;
- 4) 难以保证特征模型的一致性。

由于这些特点,这种方法出现在特征技术应用的初期。另外,在 CAD/CAM 基础上开发专业应用软件,也可以用这种方法,对系统特征定义进行扩充。

(2) 自动特征识别

在建立几何模型后,通过专门的程序,自动处理几何数据库,搜索并提取特征信息,产生特征模型。特征识别的一般步骤为:①模式匹配——标识出相应的特征;②参数确定——计算特

征参数,如圆孔直径、深度等;③提取——提取出特征实例;④规整——建立特征关系图。

用于特征识别的方法有以下几种:

1) 基于规则的匹配 这种方法用一定的规则描述特征,建立特征库。如孔特征,其规则可描述为:如果存在一柱面为凹,且两端开口,则该特征为通孔特征。然后以几何模型中的数据作为事实,进行基于规则的推理,得到相应的特征。

2) 基于图匹配的方法 这种方法用图结构描述特征类,B-Reps 可看作一图结构,从 B-Reps 表达中找出相应的子图结构(实体数目、实体类型、邻接关系等),得到特征。

3) 体分解法 该方法逐步确定加工制造过程中,要从坯料中去除的一些材料。这些去除的材料,即对应某一特征,它与某种机加工操作相对应。

特征自动识别方法存在的问题包括:对复杂的零件形状,特征识别难以实现;不能有效地表达非几何信息,如尺寸、公差等;不能有效地解决特征间关系的表达。

特征识别的主要任务是自动检测零件上具有的特定形状特征,这些形状特征的意义对设计人员来说是非常清楚的,只是在几何造型中,用低层的几何信息和拓扑信息来描述零件时被丢失了。因此,更合理的特征建模方法,是设计人员直接用特征来建立产品特征模型,并存储这些信息,而不是事后进行识别,这就是基于特征设计的出发点。

(3) 基于特征的设计

预先将一些标准的特征或用户自定义的特征存储在特征库中,设计时以特征库中的特征为基本造型单元,通过特征的增加、删除和修改等操作建立产品的特征模型。

5.1.3 特征的表达模式

零件的几何形状(几何信息)及除此之外的其他信息(非几何信息)是特征表达内容的两个方面。根据几何信息与非几何信息在数据结构中的关系,特征表达可分为集成表达与分离表达两种模式。集成模式的优点在于:①可以避免内部几何模型数据与外部非几何数据描述对象的不一致及冗余;②可以快速而方便地对各抽象层次的数据进行存取和通讯;③可以同时几何模型与

非几何信息进行各种操作。特征的分离表达模式也有不少人采用,这是因为:①集成模式的采用需要从头开始设计和实施全新表达方案,困难很大,不易立即见效;②现有的实体表达模型不能很好地满足特征模型表达的需求;③可利用现有成熟的商用实体造型系统进行二次开发。

无论采用何种模式,有效地将几何信息与非几何信息关联起来是特征表达技术中的关键问题。特征的几何信息可以在不同抽象层次上表达,因而出现了显式表达、隐式表达、中性语言表达以及面向对象等表达方式。特征的几何信息可以用生成该特征的过程来表示,也可以用几何模型表示,前者称为隐式或过程表达,后者称为显式或枚举表达。中性语言描述不必包括任何关于该特征如何变为几何模型的描述,是更为抽象化的特征表达方法。

显式表达常采用 CSG 和 B-Reps 数据结构。在特征表达中也用到以下数据结构:①混合式 CSG/B-Rep 结构,它克服了单纯 CSG 及 B-Rep 的一些缺点,同时保留了 CSG 及 B-Rep 的优点。②增强图,其图域是由边分类和几何关系构成,多用于特征识别。③代数描述,主要用于 2 维特征的表达。④约束型 B-Rep 结构,在这种模式中,特征尺寸、形状、方向和位置等几何约束用基于面的二叉树表达,树的内节点是布尔操作或几何变换,叶节点是面或集。

近年来,面向对象的建模技术也用于特征表达。有关特征的知识被封装于称之为对象的信息单元中。操作对象的知识可以是参数、产生式规则、过程与函数等。

下面给出一个冲压零件的特征表达方法。

与一般的机加工零件不同,冲压零件是由平板毛坯经冲压加工而成的空间复杂形状的零件。其厚度方向上的尺寸一般远小于另外两个方向上的尺寸。冲压件的描述可以采用实体表达(图 1.5-19a)和面表达(图 1.5-19b)。

实体表达采用三维实体模型表示零件。由于绝大多数冲压件的上下表面是等距面,因此冲压件可由上下表面中的任一表面唯一确定。这种面表达方法所需的数据量明显减少。特别是对冲压件来说,其表面是复杂的空间曲面,一般数据量很大,采用面表达既可清楚地描述零件形状,又可大大节省计算机资源。

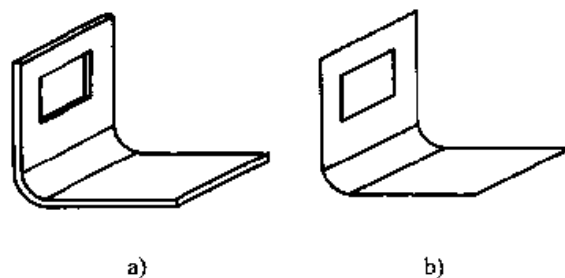


图 1.5-19 冲压件的表达方式

基于特征的冲压零件产品模型包含了多种抽象层次的特征几何实体,从一维几何特征点到三维特征曲面。图 1.5-20 所示为冲压零件的特征表达模式。

在基于特征的冲压件表达中,形状特征的表达是特征模型表达的主体,精度信息作为形状特征的参数或属性,附属于相应的形状特征。材料信息作为零件的总体信息的一部分内容表达。

采用隐式和显式表达相结合的方法表达冲压件的形状特征。所谓隐式表达是用能唯一确定物体形状的特征参数或特征几何来表示特征的方法,特征的边界信息需要通过计算才能确定。而显式表达则是显式地描述物体边界几何信息的表达方法。

隐式表达模式通过参数集来描述特征,这些参数反映了产品定义的上层数据,一般为特征的宏观属性。但是,在设计时常常有一些特征无法用参数表示。另外,隐式表达不能定义公差、表面粗糙度等依赖于显式特征的信息。因此,采用显式与隐式相结合的混合表达模式可有效地表达特征信息。

5.2 参数化技术

采用传统的实体造型方法,设计人员必须知道产品的精确形状,造型时用这些固定的尺寸值定义几何元素,得到产品的几何模型。要想修改结构形状,只有重新造型。而新产品的设计不可避免地要多次反复修改,进行零件形状和尺寸的综合协调、优化。对于定型的产品设计,需要形成系列,以便针对用户的生产特点和应用需求提供不同型号规格的产品。这就是参数化设计技术产生的背景。参数化设计用约束来表达产品模型的形状特征,定义一组参数以控制设计结果,从而能够通过调整参数来修改设计模型,并能方便

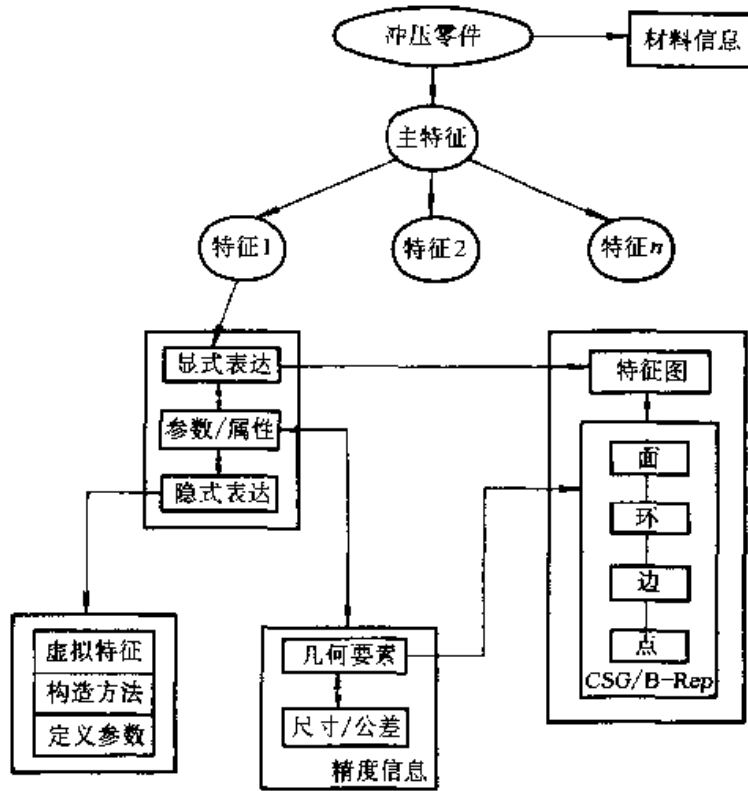


图 1.5-20 冲压零件的特征表达模式

地创建一系列在形状或功能上相似的设计方案。采用参数化造型技术，产品模型的修改通过尺寸驱动和参数驱动实现，给定几组参数值便可以实现系列零件或部件的自动生成。参数化设计技术为初始设计、产品模型的修改、系列零件族的生成和多方案的比较等提供了强有力的手段。

参数化的本质是施加约束和约束满足，在应用参数化技术中，如何对几何图形施加正确约束是建立参数化几何模型要解决的关键问题。下面将介绍参数化约束建模的基本概念。

5.2.1 约束的分类

对于一般的参数化设计系统，其中的约束分为几何约束和工程约束。几何约束是指几何元素之间的约束关系，而工程约束则反映了产品在工程语义上的设计要求，一般以几何设计参数为变元的约束方程的形式提供。工程约束的引入使得设计者可以直接关注设计的功能要求，从而为概念设计提供了有力支持。工程约束一般与特定的应用有关，这里讨论的约束主要指几何约束。

几何约束包含两种类型：结构约束和尺寸约束。结构约束是指几何元素之间的拓扑结构关系，描述了几何元素的空间相对位置和连接方式，其属性在参数化设计过程中保持不变。它在

参数化草图的生成过程中，往往是隐含的，可以不明确给定，也可以交互设定，如平行、垂直、相切等。尺寸约束是通过图上的尺寸标注表示的约束，例如距离、角度等。工程图中的尺寸是几何元素关系的自然描述，从而提供了修改几何形体的合适方式。

(1) 尺寸约束

按尺寸标注方式的不同，尺寸约束分为以下几种：

- 1) 对齐尺寸 它反映了线段的长度，如图 1.5-21a 所示。
- 2) 垂直尺寸 它反映了线段的垂直高度尺寸，如图 1.5-21b 所示。
- 3) 水平尺寸 它反映了线段的水平长度尺寸，如图 1.5-21c 所示。
- 4) 角度尺寸 它反映了两线段之间的夹角尺寸，如图 1.5-21d 所示。
- 5) 直径和半径尺寸 它反映了圆或圆弧的直径或半径值，如图 1.5-21e 所示。

上述尺寸约束是尺寸标注形式，在参数化设计系统中，尺寸约束最终仍表示为几何元素的约束关系，也就是元素之间的距离、角度等。图 1.5-21 的前三种情况实际上反映的几何元素之间

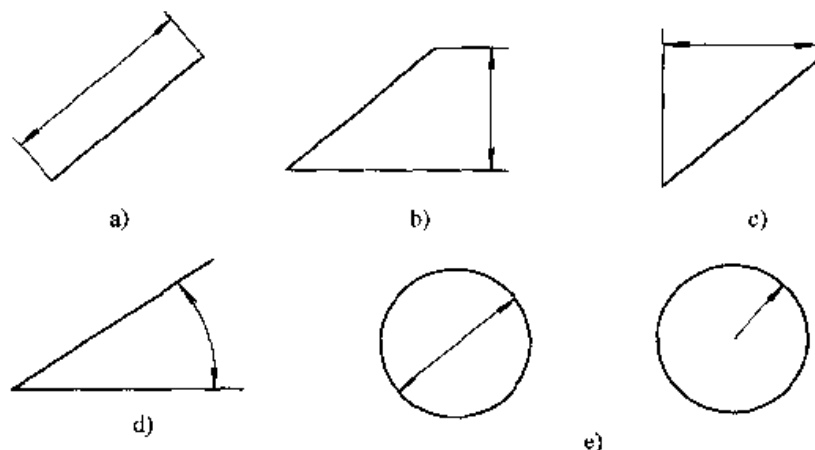


图 1.5-21 尺寸约束

a) 对齐尺寸 b) 垂直尺寸 c) 水平尺寸 d) 角度尺寸 e) 直径和半径尺寸

的距离关系。根据约束的几何元素的不同，距离尺寸可以分为以下几种：

- 1) 点与点之间的距离，见图 1.5-22a。
- 2) 点到线的距离，见图 1.5-22b。

- 3) 平行线之间的距离，见图 1.5-22c。
- 4) 点到圆之间的距离，见图 1.5-22d。
- 5) 线和圆之间的距离，见图 1.5-22e。
- 6) 圆和圆之间的距离，见图 1.5-22f。

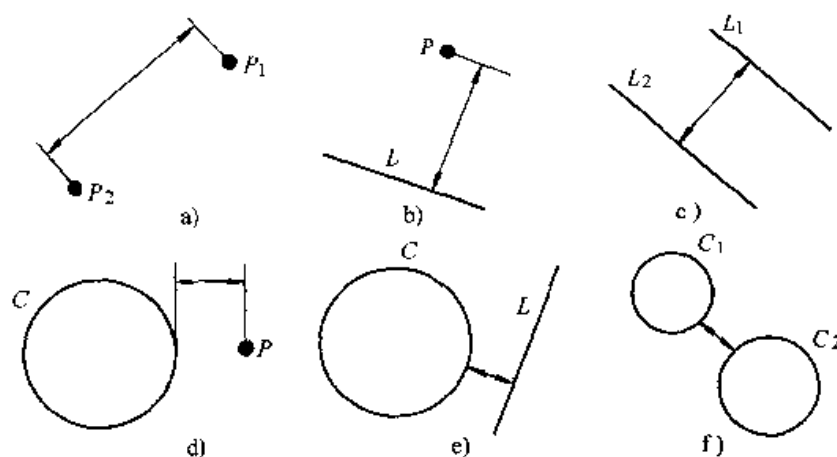


图 1.5-22 用几何元素表示的尺寸约束

a) 点与点的距离 b) 点到线的距离 c) 平行线间距离
d) 点到圆的距离 e) 线和圆的距离 f) 圆和圆的距离

(2) 结构约束

在参数化设计系统中，常见的结构约束有以下几种：

- 1) 平行约束 表示两线段平行。
- 2) 垂直约束 表示两线段垂直。
- 3) 水平约束 线段平行于 X 轴。
- 4) 铅垂约束 线段平行于 Y 轴。
- 5) 相切约束 它包括线和圆相切，以及圆和圆相切，两圆相切又可分为内切和外切。
- 6) 共线约束 不直接相连的两条线处于同

一条直线的延长线上。

- 7) 点在线上约束 一个点在直线上。
- 8) 点在圆上约束 一个点在圆上。
- 9) 同心约束 两个或多个圆和圆弧的圆心处于同一点上。
- 10) 等半径约束 两个或多个圆和圆弧的半径相等。

5.2.2 几何实体的自由度

自由度指控制几何实体形状和位置的独立变量的个数。对于二维平面上的点，其几何信息由

两个独立的坐标变量表示 $P(x, y)$, 所以点的自由度为 2。直线的方程可以写为 $y = kx + b$, 有两个独立变量 (k 和 b), 其自由度为 2。平面上的圆的方程为 $(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 = r^2$ 包含 3 个变量, 其自由度为 3。对于二维平面上的刚体, 它具有两个平移自由度和一个转动自由度, 故平面刚体的自由度为 3。对于三维空间上的刚体, 自由度为 6。

5.2.3 约束的约束度

由某个约束引起的相关几何实体自由度的减少量称为约束的约束度。约束实质上表现为一组约束方程, 约束的引入会限制几何实体的运动, 从而导致了相关几何实体的自由度的减少。几何约束的约束度一般为 1, 少数约束的约束度为 2, 如共线约束, 两平行线间的距离约束, 约束度为 2。

在参数化设计中, 如果零件的几何实体几何形状和拓扑结构关系不变, 则可以认为它是一个刚体, 也就是此时施加约束后的几何模型的总体自由度等于刚体的自由度。根据零件模型的几何实体的总体自由度和约束度的关系, 约束模型可分为下面几种情况:

1) 过约束 (over-constrained) 一个几何约束系统在结构上的约束过载, 也就是总体约束度大于其几何实体的总体自由度加上刚体自由度。

2) 欠约束 (under-constrained) 一个几何约束系统在结构上的约束不足, 即总体约束度小于其几何实体的总体自由度加上刚体自由度。

3) 约束完备 (well-constrained) 一个几何约束系统在结构上约束完备指的是约束模型总体约束度等于几何实体的总体自由度加上刚体自由度。也就是说, 完备的约束系统, 对外表现为一个刚体。

为了保证零件的几何模型经参数化修改后, 其形状和几何实体间的拓扑结构关系不变, 一个完备的约束是必需的。一般来讲, 过约束图形是不能接受的, 但不排除工程图中允许许多余但不矛盾的尺寸标注, 以帮助设计者看图。欠约束是广泛存在而且可以接受的, 事实上在概念设计中, 系统的初始状态必然是欠约束的。在设计不断深化和细化的过程中, 可持续对模型施加约束, 使之逐步转变为完备的约束模型。为了支持概念设计, 约束求解系统必须能够处理欠约束的情况。

5.3 参数化特征造型的基本方法

通常, 对零件的参数化造型大致经过以下几个步骤:

(1) 规划零件

主要包括分析零件的特征组成, 分析零件特征之间的相互关系, 分析特征的构造顺序以及特征的构造方法。

(2) 创建基本体素特征

基本体素特征包括长方体、圆柱、球、圆锥或圆台。有一些零件, 如定位销等, 可以由这些简单的特征来构造。单纯用基本体素特征生成的零件是非常简单而且有限的。

(3) 创建参数化草图并生成相应的特征

草图是在平面上绘制的二维轮廓, 以草图生成三维特征的方法包括:

1) 拉伸特征 拉伸特征是由一个二维轮廓沿一个方向拉伸一定距离形成的特征, 封闭的二维轮廓可以生成一个体, 不封闭的轮廓则只能生成一个拉伸面。一般的, 系统还可以考虑在拉伸过程中加入一个拉伸角度, 以形成一个带锥度的特征。拉伸方式有以下几种: 单向拉伸、双向拉伸、从一个面拉到另一个面等。

2) 旋转特征 旋转特征是一条二维母线绕一轴旋转形成的三维特征。最常见的旋转角是 360° , 但也可以小于 360° 。

3) 扫描特征 根据一个截面轮廓线和扫描轨迹草图线, 生成的复杂的特征。扫描方式有两种: 垂直扫描和平行扫描。参数化草图是一个参数化特征, 改变约束和尺寸的值可以改变草图的形状, 就可以改变特征的形状。

(4) 特征的布尔运算

特征的布尔运算为并、交和差。通过布尔运算可以将多个特征并为一个特征, 也可以在一个特征上, 生成孔和凹槽。在进行特征的布尔运算时需要注意两个问题, 一是布尔运算的顺序, 二是避免因系统误差产生非正则实体, 即产生拓扑结构异常的实体。

(5) 创建其他附加特征

在基本的特征生成后, 就是生成零件上局部的附加特征, 这些特征包括:

1) 孔特征 给定孔的位置和相关尺寸, 如给定直径和深度可生成孔特征。孔包括通孔、不

通孔、直孔和阶梯孔等。

2) 倒圆和倒角特征 在零件的两个表面之间倒圆和倒角, 其中倒圆可分为等半径倒圆和变半径倒圆两种形式。

3) 阵列特征 阵列是把一个特征按照一定的规律进行复制, 阵列包括圆周阵列和矩形阵列两种。

(6) 编辑修改特征

在特征造型中的任何时候都可以修改特征, 包括修改特征的形状、尺寸、位置、改变特征的从属关系、拷贝特征和删除特征。一般的特征造型系统, 以特征树表示特征以及特征的生成顺序和从属关系, 特征的编辑和修改工作可直接在特征树上完成。如改变特征的生成顺序和从属关系, 可以通过将特征从特征树上的位置前移和后移来完成。

6 装配建模技术

一副模具是由多个零件组成的, 模具建模不仅要建立各零件的特征模型, 还要建立零件之间的装配约束关系。在计算机中, 将各种零件、部件组合在一起形成一个完整的装配体的过程称为装配建模。装配设计完成后, 可以通过模具的运动仿真检测零件是否发生干涉, 是否能正确的装配在一起, 从而有效地保证模具设计质量。所以说, 装配建模是模具 CAD 中重要的建模技术。

6.1 装配建模的基本概念

(1) 装配模型中零件的位置关系的描述

一个零件在装配体中的位置可用相对于世界坐标系或某个参考零件的局部坐标系描述。模具装配的第一步就是建立模具的坐标系统。根据模具下模座在工作过程中固定不动的特点, 可选用下模座底面中心点作为坐标系原点, 建立模具坐标系, 如图 1.5-23 所示。在设计中可以认为, 模具坐标系和世界坐标系重合。建立模具坐标系, 其余零件的位置可用相对于该参考零件的位置确定。

下面以图 1.5-24 所示的例子, 来说明零件之间的位置关系。如图所示, 根结点为下模座, 上模座与下模座由模具闭合高度来约束, 凸模镶块装在下模座上, 而凹模镶块装在上模座上。下模座的局部坐标系与世界坐标系重合, 则相对变

换 $M1 = I$, I 为单位矩阵。 O_{1xyz} 与 O_{3xyz} 为相对于下模座的局部坐标系, 相对变换矩阵分别为 $M2$, $M3$ 。同样, O_{4xyz} 是相对于上模座的局部坐标系, 其相对变换矩阵为 $M4$ 。因此各零件由局部坐标系到世界坐标系下的变换矩阵分别为 $M10$, $M20$, $M30$, $M40$ 。

下模座: $M10 = M1$

上模座: $M20 = M2$

凸模镶块: $M30 = M3$

凹模镶块: $M40 = M4 \times M2$

因为任一零件的变换矩阵都是相对于参考零件的, 所以其相对变换矩阵都不会影响其他零件的变换矩阵的内容。因此, 这样便于装配模型的操作, 以及零件在装配体中的定位。

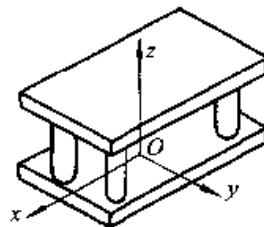
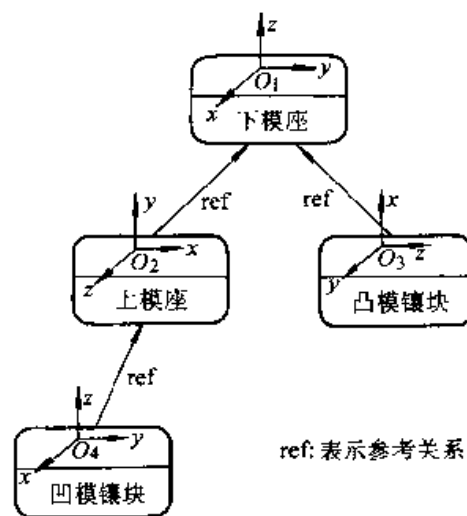


图 1.5-23 模具坐标系



ref: 表示参考关系

图 1.5-24 零件位置关系

(2) 装配体中零件的定位

零件在装配体中的定位方法有两种, 一种是通过零件的坐标变换矩阵定位, 一种是通过三维几何约束求解定位。前者需由设计者直接给出零件在装配中的位置, 通过坐标变换, 将零件加入到装配体中。采用这种方法, 设计者需要通过目测或计算定出移动值、旋转量, 还需随时检查和周围零件是否满足配合约束条件。当周围零件变

化后,需要重新设置零件的位置。因而这种定位方法很不方便。实际上,这种方法由于没有定义零件之间的装配约束关系,所以并不是真正意义上的装配设计,装配设计中也较少采用。

在装配设计中零件定位常用的方法是采用三维几何约束求解。零件在装配体中的定位,可归结为定义零件上的几何元素与装配体中的几何元素之间的约束,涉及的几何元素包括点、线、面、基准点、基准面等,曲面一般不做为零件定位的几何元素。装配设计时在两个零件的几何元素之间定义约束关系,并求解满足这些约束关系的矩阵,然后把零件变换到满足约束的位置。

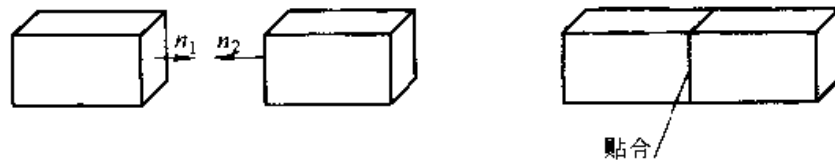


图 1.5-25 面面贴合

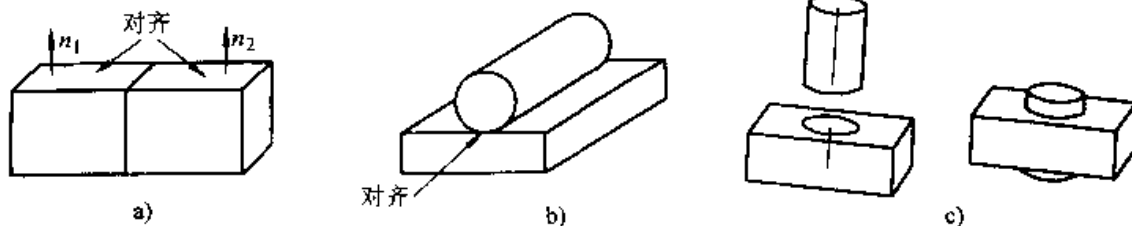


图 1.5-26 对齐配合

a) 面面对齐 b) 面线对齐 c) 线线对齐

在模具设计中,一个零件在装配体中的位置常用尺寸显式表示,即标注零件的基准点与模具基准点(或为两条相互垂直的中心线)之间的水平和垂直距离。实际上,尺寸约束可以用上述贴合和对齐约束表示。从几何意义上讲,尺寸表示的是点、线、面三种几何元素之间的距离关系,包括点点距离、点线距离、点面距离、线线距离、线面距离和面面距离。贴合和对齐约束关系不包括点和其他几何元素的距离关系,这是因为在尺寸标注中能用于约束其他几何元素的点只能是基准点,而尺寸标注又具有明确的方向性,因而可以在基准点处构造由三个坐标平面构成的基准面,将其他几何元素与基准点的距离关系,转换为与基准面的距离关系。

(3) 装配建模中的其他约束关系

在装配设计中,除了上述用几何约束表示的零件定位关系外,还包括零件之间形状上的相关

在装配建模中,零件的定位常用的装配操作有贴合、对齐和偏移三种,其中偏移可以归为贴合或对齐。

1) 贴合就是相配合的两个面贴在一起,反向共面,如图 1.5-25 所示。

2) 对齐的含义较多,共线、线在而上、正向共面均属对齐。正向共面和贴合不同,前者是两个配合面的法向一致。图 1.5-26 所示为几种对齐的实例。

3) 偏移通常是用于平行关系,只要在贴合或对齐约束中增加一个距离参数,就可以表示偏移。贴合和对齐可以认为是偏移参数值为零的情况。

性和相似性。如一个轴装配在一个孔中,轴的直径和孔的直径是相关的。在装配设计中,对形状上相关性约束的表示方法主要有以下两种:

1) 设计变量约束 如图 1.5-27 所示导柱与导套的配合,由两个零件,即导柱(p_1)和导套(p_2)组成,其中导柱直径 d 与导套孔径 D 的公称尺寸相等。两者的关系可用设计变量表达式表示为 $p_1::d=p_2::D$,其中 p_1 和 p_2 分别为导柱和导套的零件名。

2) 相关特征拷贝 这种方法不是用尺寸建立零件之间形状上的关联,而是直接将一个零件的形状特征(如点、线、面、体)拷贝到另一个零件,成为该零件的一个特征;再由这些特征与零件的基本特征进行特征的布尔运算,形成零件的特征模型,如图 1.5-28 所示。要将轴(p_1)装配到板件(p_2)上,轴和板件上的孔在形状上是关联的。此时,可将 p_1 的轴拷贝到 p_2 中,再

用板和轴进行差运算，在板件上生成一个相应的孔，这样就建立了轴和孔形状之间的关联。

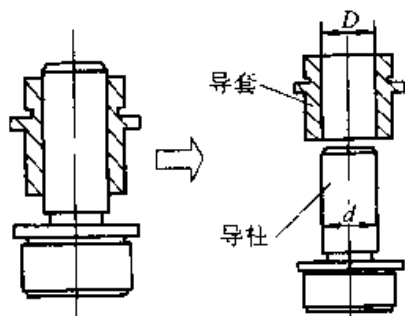


图 1.5-27 设计变量约束的表示

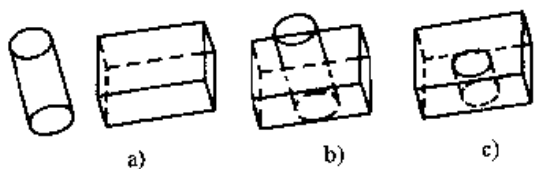


图 1.5-28 相关特征拷贝

a) 零件 b) 特征拷贝 c) 布尔运算

(4) 装配树

一个复杂的产品是由多个部件所组成的，每个部件又可以根据复杂程度继续划分为下级子部件，如此类推，直到零件。这就是一种对产品的层次描述。这种层次关系可用一装配树来表示，树根表示整个装配体，树枝表示部件，树叶表示零件，如图 1.5-29 所示。装配树的每一个树叶对应一个零件，也可以有多个树叶指向同一零件。这种一个构件在装配模型中使用多次，称之为构件引用。构件引用有以下优点：

- 1) 只需要存储构件的一个模型，大大减少模型占用的磁盘空间。
- 2) 当某个构件修改后，所有引用该构件的装配模型都会自动更新，从而保证了设计结果的一致性。

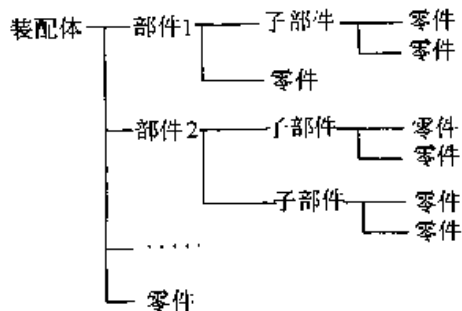


图 1.5-29 装配树

6.2 装配建模的一般方法

在进行产品的装配设计时，有两种典型的方法，一种是模仿实际产品的装配，即把事先制造好的零件装配成部件，再把零部件装配成产品。计算机辅助装配时也可以这样，先构造好所有的零件模型，然后把零件模型装配成子部件，然后装配成产品。这种由最底层的零件开始展开装配，并逐级向上进行装配建模的方法，称为“自下向上”的装配设计方法。

另一种截然相反的方法是模仿产品的开发过程的，即先从总体设计开始，先把产品分解为一系列的部件，并大致确定部件的结构和尺寸，然后进入部件设计，并继续大致确定部件中的各零件结构和尺寸，最后进行零件的详细设计。当零件设计完成了，产品的设计也基本完成了，称这种装配建模方法为“自上而下”的方法。

两种装配设计方法各有所长，并各有其应用场合。例如，在开展系列产品设计时，产品的零部件结构相对稳定，零件设计基础较好，大部分的零件模型已经具备，只需要补充部分设计或修改部分零件模型。这时，采用“自下向上”的装配设计方法就比较恰当。

在创新性设计中，事先对零件结构细节不可能非常具体，设计时总是要从比较抽象笼统的装配模型开始，边设计边细化，边设计边修改，逐步求精，这时，就很难开展自下向上的设计，而必须采取自上而下的设计方法。这种方法也特别有利于这种创新性设计，因为这种设计一直能把握整体的设计情况，一直能着眼于零部件之间的关系，并且能够及时地发现、调整和方便地修改设计中的问题。采取这种逐步求精的设计方法能实现设计的一次成功，提高设计效率，提高设计质量。

当然，两种方法不是截然分开的，完全可以根据实际情况综合应用这两种装配设计方法来开展产品设计，这就是所谓的“自中向外”的设计方法。这种方法有更大的灵活性和更大的运用范围。这种方法的特点是：对现有的设计零件进行自下向上的装配，然后在装配树中设计新的子装配体，并在外部文件中设计子装配体中所需要的零件，最后把这些零件引入该子装配体中，并进行子装配体内部的约束装配以及子装配体和总装

配体的约束装配。

6.3 基于功能组件的模具装配设计方法

(1) 功能组件的定义

在模具的装配设计中,按照一般的装配设计方法,要先建立零件的特征模型,同时在相关的零件上生成装配该零件所需的安装特征,如安装轴类零件时要在模具本体上生成一个相应的孔,在一个异形表面上安装一个零件往往要生成一个平台等。由于这些安装特征的相关性,也可称为相关安装特征。考虑到相关安装特征和要安装的零件在形状上大多是相关的,因此可以将它和零件组合在一起进行设计,这就是基于功能组件的设计的思想。

功能组件是具有特定功能的几何结构,这里的几何结构可以是一个装配体或一个零件。几何结构包括完成该功能的零件或部件的几何结构和相应的在模具本体上安装这些零件或部件的相关安装特征。功能组件包含三个方面的信息:

1) 几何形状信息 它是指功能组件的几何信息和拓扑信息,主要指组成组件的零件或子装配的几何形状。

2) 装配关系信息 装配关系是指组件中零件之间的装配关系。这些装配关系可以在组件定义过程中预定义。

3) 相关安装信息 相关安装信息包括安装

特征的几何形状、安装特征和零件或子装配的装配位置关系、安装特征在模具本体零件的关系。

模具设计中对已有结构的调用占很大的比例,将已知功能组件预先定义存入数据库,供设计时调用,这样有助于提高模具设计的自动化水平,从而提高模具设计效率。

(2) 用功能组件表示的装配关系

模具的装配关系是指模具零件之间的装配约束关系,也就是零件上几何特征之间的几何约束关系,定义这些约束关系就是模具装配设计的任务。在基于功能组件的模具装配设计系统中,相关安装特征是功能组件的一部分,因此无法用直接的方法定义零件上几何特征的约束关系。实际上功能组件在模具装配体上的位置关系,就是相关安装特征在基零件上的定位,即特征的定位。如图 1.5-30 所示,系统将相关安装特征定义为虚拟零件,在功能组件的定义中,预先建立组件中其他零件与虚拟零件的装配约束关系。在装配设计时可以定义虚拟零件与基零件的装配关系,也就是相关安装特征在基零件上的定位。最后,在基零件上产生相关安装特征的镜像,并通过布尔运算,生成基零件上的相关安装特征。这样在功能组件中定义的功能零件与虚拟零件的装配关系,即功能零件与相关安装特征的几何约束,就等于功能零件与模具基零件的装配约束关系。

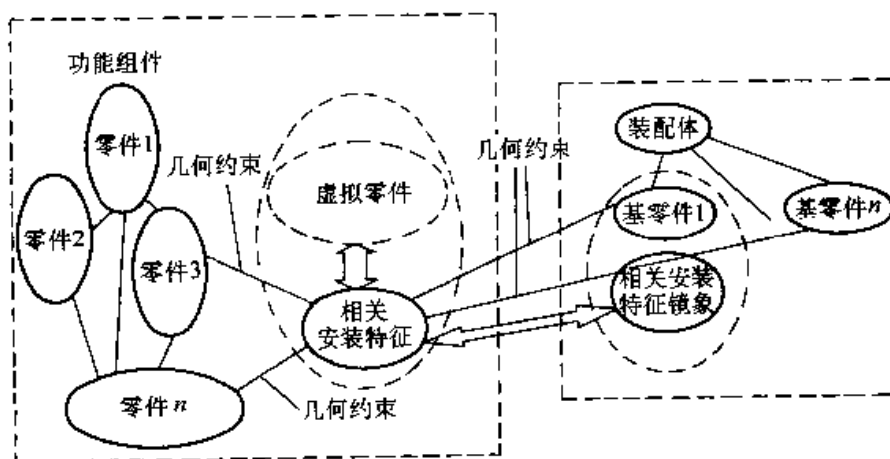


图 1.5-30 功能组件表示的模具装配关系

(3) 基于功能组件的装配设计过程

基于功能组件的装配主要是定义组件在装配体中的装配约束关系,在进行装配设计时,先从功能组件库中调用相应的功能组件,然后将功能

组件装配(定位)到模具装配体中,生成模具装配体中零件之间的几何约束关系和变量约束关系,得到装配体的装配模型。同时,生成零件的相关安装特征。

基于功能组件的模具装配设计过程分为以下几个步骤:

1) 功能组件的选取 从组件库中选取所需要的功能组件,这一过程可以交互完成,也可以根据模具的功能描述,自动匹配相应的功能组件。

2) 功能组件的实例化 从组件库中选取的组件模型是一个模板文件,需要根据模具的具体尺寸,对功能组件重新赋值,并通过参数化驱动生成功能组件的一个实例。

3) 定义装配约束关系 功能组件在模具装配体中的装配约束关系,实际上就是相关安装特征在基零件上的定位关系。常用的装配定位操作是面面贴合和对齐。在实际设计中,尺寸是表示一个几何特征在模型中位置的主要描述手段,在

系统中将尺寸关系表示为零件基准平面之间的距离关系。有时功能组件的局部坐标轴方向与模具坐标轴方向不一致,此时要特别注意,需要对功能组件旋转后定义基准平面的距离关系。

4) 生成相关安装特征 相关安装特征是基零件一个特征,在设计中要将它和基零件的基本特征连在一起组成基零件的特征模型。系统中,相关安装特征是功能组件定义中的一个虚拟零件,可以通过相关特征拷贝的方法,将其拷贝到基零件上,再与基零件的基本特征进行特征的布尔运算,最后形成基零件的特征模型。

5) 生成装配模型 装配模型生成后,定义了零件之间的约束关系,如果某个零件发生变化,系统可自动更新相关的零件特征模型。保证了设计结果的一致性。

第 6 章 产品数据管理 (PDM) 技术

1 PDM 技术概述

1.1 PDM 技术产生的背景

自 20 世纪 60 年代起, 制造业开始在产品设计和生产过程中使用 CAD、CAM 和 CAPP 技术。企业中各类人员可以不用通过传统的设计图样交流, 无需人工查阅企业的各种技术文档及各种技术文献和手册。由于计算机代替人工, 缩短了设计时间, 提高了设计效率。20 世纪 80 年代初, 很多已经广泛开展计算机工程应用的企业发现, 企业的发展正受到以纸质文件为基础的数据系统的严重阻碍。这主要表现在:

1) 信息共享程度低 企业的计算机辅助工具都是一些离散孤立的系统, 由这些互不兼容的软件产生的数据不能统一由一个企业级的计算机软件系统来管理, 因而无法在设计、工艺、制造以及管理部门之间有效地实现信息共享与传递。

2) 信息传递速度慢 大部分企业的信息传递主要是通过书面文件、报表及电话联络方式, 无法及时收集工艺和制造过程中的反馈信息, 不能实时反映设计过程中的变化, 也不能随时跟踪整个产品的设计和制造的进展情况。

3) 设计重用度差 虽然企业采用计算机辅助工具在一定程度上实现了产品设计开发的计算机化, 但是有关产品的其他技术资料依然采用手工管理的方式。另外, 由于 CAD/CAM 技术推广应用, 各种格式的图形、数据、文本等文件还是沿用过去对纸质文件的管理方法, 对文件缺乏有效的版本管理, 造成不必要的重复设计。由于缺少迅速有效的产品数据的检索手段, 也造成设计的重用度差。

4) 应用集成系统效率不高 几乎任何两个不同的应用软件都不能直接分享或交换数据信息。在企业中设计、管理工程技术人员大量的时间用于开会、讨论、等待或处理各种信息。

据英国的调查, 由于设计制造缺乏产品数据的统一管理, 导致产品工时增加 20%, 成本上

升 10%。在这种情况下, 许多企业已经意识到实现信息的有序管理将成为它们在未来的竞争中保持领先地位的关键因素。

产品数据管理 (PDM, Product Data Management) 正是在这一背景下产生的一项用于数据管理的新技术。PDM 把数据库的数据管理能力、网络的通讯能力、文件系统的管理能力以及自身的数据控制能力结合在一起, 通过有效的管理和控制所有与产品相关的信息, 可以满足企业对信息管理的较高要求。它有力地促进了新产品的设计与开发, 缩短产品上市的时间, 增强企业的竞争力。

1.2 PDM 的定义

PDM 技术最早出现在 20 世纪 80 年代初期, 是为了解决大量工程图样、技术文档以及 CAD 文件的计算机管理问题。由于 PDM 技术与应用范围发展很快, 人们对它还没有一个统一的认识。综合 PDM 技术的应用范围和发展, 可将其定义为: PDM 是以软件为基础, 实现对所有与产品有关的数据、过程和资源的集成管理技术。数据包括任何与产品相关的数据, 如 CAD/CAM/CAE 文件、工程规范、扫描图像、电子文档、产品结构、产品定单、供应商状况、物料清单 (BOM)、产品配置、审批信息等; 与产品相关的过程包括工程流程、加工工序、审批/发放流程、工程更改过程等; 资源包括人、资金和设备等。

从这个定义可以看到, PDM 系统可帮助管理人员、工程师和其他人员追踪在设计、制造、销售, 以及售后服务与维修过程中所需要的大量信息。它提供了产品全生命周期的信息管理, 并可在企业范围内为产品设计与制造建立一个并行化的协同工作环境, 可以在产品设计、生产、市场营销的支持上提高工作人员工作效率和过程运行的效率。

1.3 PDM 系统的体系结构

PDM 系统的体系结构可分为四层, 即用户

界面层、功能模块层、框架核心层和系统支撑层 (见图 1.6-1)。

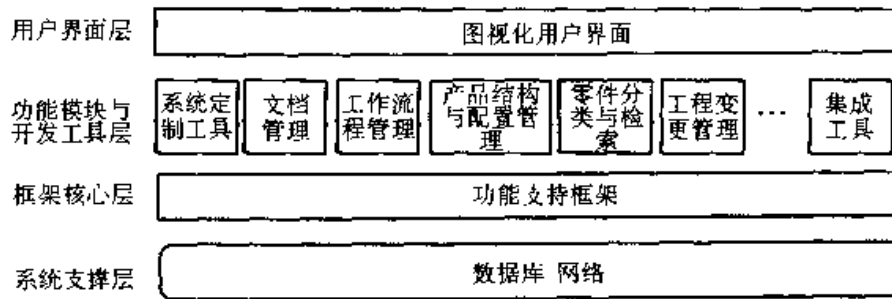


图 1.6-1 PDM 系统的体系结构

1) 用户界面层 为用户提供各种图示化的交互操作界面, 包括各种菜单、对话框, 以及支持命令操作的输入和输出。通过用户界面, 用户可完成 PDM 系统中数据对象的操作与管理。

2) 功能模块层 为用户提供完成产品数据管理的各种功能模块, 其主要功能包括文档管理、工作流程管理、零件分类与检索、工程变更管理、产品结构与配置管理和集成工具等。

3) 框架核心层 提供实现 PDM 各种功能的核心结构, 完成对异构操作系统、网络、数据库的屏蔽, 实现用户对各种数据的透明化操作、应用的透明化调用和过程的透明化管理等。

4) 系统支撑层 系统支撑主要指用于 PDM 系统底层数据管理的关系数据库系统, 它提供了 PDM 系统数据操作的功能。作为 PDM 技术最新的发展, 它与网络系统联在一起, 因此网络的通讯能力也是 PDM 系统的支撑技术之一。

2 PDM 系统的功能

PDM 技术用于管理和控制所有与产品有关的数据和相关过程, 可以作为制造业信息化集成平台。PDM 软件产品种类繁多, 不同软件商提供的 PDM 软件产品, 在功能上有一定的差异, 而其应包含的功能仍然众说不一。一般来讲, PDM 的功能有两种划分方法, 一是将其分为应用功能和系统功能两个层次。应用功能是 PDM 系统应用于产品数据管理中直接使用的用户化功能, 包括文档管理、过程和工作流管理、产品结构与配置管理、零部件分类库管理和工程变更管理。系统功能是指为实现应用功能所提供的底层支持功能, 包括分布式通讯功能、数据转换功能、图像服务功能(扫描与图形处理、圈阅与注释)和系统集成工具等。另一种是按软件功能模

块划分, 可划分为电子仓库和文档管理、工作流程与过程管理、产品结构与配置管理、零件分类管理、工程变更管理、项目管理、电子协作、集成工具、浏览和圈阅等。这里, 将介绍 PDM 系统的主要功能。

2.1 数据与文档管理

数据与文档管理也就是具有安全机制的电子仓库。这是 PDM 最基本的功能, 是 PDM 实现管理的基础。电子仓库是在 PDM 系统中实现某种特定数据存储机制的元数据(管理数据的数据)库及其管理系统。它保存了与产品有关的物理数据和文件, 以及指向这些物理数据和文件的指针, 指针指向具体的文件系统与目录。电子仓库分三种类型, 即集中式、分布式和虚拟式, 如图 1.6-2 所示。第一种为集中式存储模式, 各种物理数据和文件位于同一台计算机上, 数据的唯一性自然得到保证, 安全性好, 但由于用户从远程登录来得到数据, 访问速度慢。第二种为分布式存储模式, 这种模式中, 同一个电子仓库可以对应多个分布在不同的计算机上的文件系统和目录; 同一个物理数据库可以对应多个不同的电子仓库, 并且它们之间的元数据共享。这样, 在分布式环境中电子仓库与电子仓库之间, 以及电子仓库与用户之间能直接进行数据操作, 并且这种操作是透明的, 用户无需进行远程登录。这种方式, 局部速度快, 但域间仍然较慢。第三种是具有域间复制文件功能的虚拟电子仓库, 虚拟式电子仓库在分布式电子仓库的基础上, 不仅做到文件系统的分布式存储, 而且做到元数据库与物理数据库的分布式存储, 即只有一个包括所有数据的虚拟电子仓库。

数据与文档管理的主要功能有文档的归档、

检索、处理、安全控制和版本管理。

(1) 文档的归档管理

归档管理是对文档进出电子仓库进行管理，能按照文档的不同类型，进行文档的分类查询、分类归档，使各类文档在系统中能进行有序管

理，一方面缩短了信息查询时间，另一方面使得与产品有关的信息的描述更直观、更清晰。归档管理主要包括归档、提档（出库）以及对这些操作的安全性管理。归档包括入库及编辑（如复制、删除、转库等）两部分。

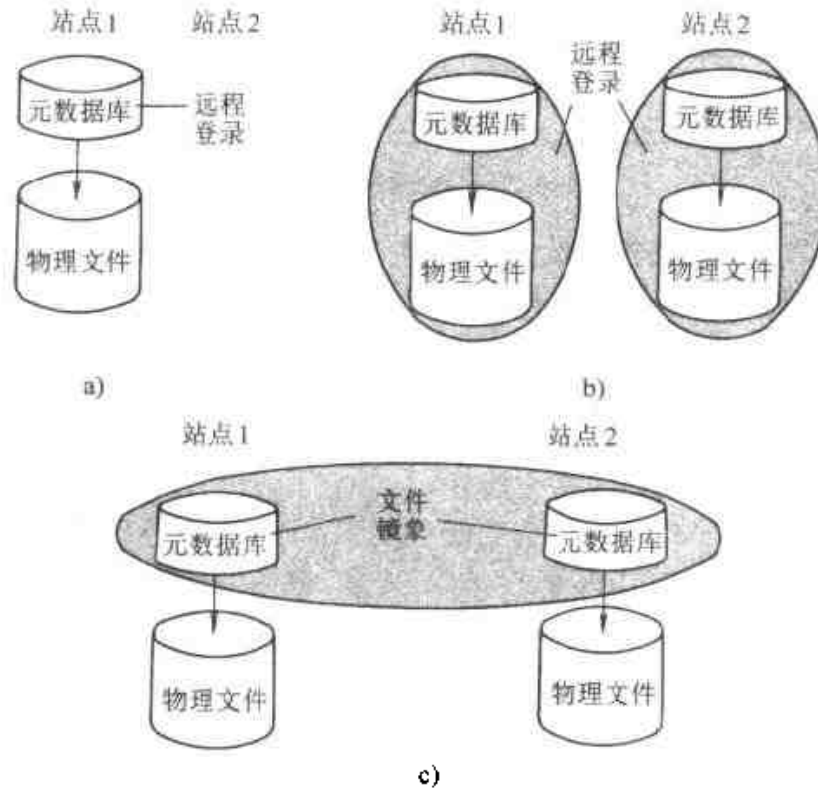


图 1.6-2 电子仓库的存储模式

a) 集中式 b) 分布式 c) 虚拟式

(2) 文档检索/导航

这是 PDM 系统为用户提供的快速查询手段之一。用户可通过图形界面等导航方式直接查找文档，也可通过指定某些属性（如文档的类型、名称、状态、所属项目、设计者姓名等）等检索方式来快速查找。与人工检索相比，大大减轻了检索工作量，提高了查询速度和工作效率。PDM 系统还提供一种与产品结构直接相关的文档管理方式，使用户可直观、全面地了解产品及零部件的各种数据和文档。

(3) 文档的处理

主要的功能有：查看与批注、扫描与绘图及文件格式转换等。在 PDM 系统中，一般应支持对多种格式文件的浏览，如 PDES/STEP、IGES、DXF、DWG、TIFF、PostScript、HP/GL 等文件格式，可支持对某些 CAD 系统原始文件的查询，并允许用户在这些文件上作批注，如注释或以图形方式圈点等。

(4) 文档的版本管理

在产品的设计过程中，需要对设计进行反复修改。在这种情况下，如何保证前后数据的一致性是非常重要的问题。通过文档的版本管理，可将文件的每一次变化设置为不同的版本，并建立不同版本之间的对应关系，以保证在特定的时间段对应于特定的数据。若从库中提出文档进行修改，再存入时其版本将自动发生变化。

(5) 文档的安全控制

文档在计算机中存放是否安全，指的是文档是否由于意外事故而丢失，会不会遭到非法的复制、修改和使用，这是文档管理的重要工作。PDM 系统将文档存放于不同的电子仓库中，对不同的用户赋予不同的操作权限，使得他们只能在规定的权限下处理规定范围的文档，保证各类文档不被非法盗用和修改，从而保证文档在计算机中的安全性。此外，为了防止意外事故造成不必要的损失，系统还提供定期数据备份的功能。

2.2 过程与工作流程管理

过程是指数据对象在其全生命周期中从一种状态变到另一种状态时应进行的操作和处理。工作流程是对某些类或某些数据对象的多个过程的有序组合。工作流程与过程管理是PDM系统中重要的基本功能之一,它用于定义和控制工作流程的运行和维护,控制工作状态以及对工作历史过程进行记载,并使产品数据流向与其相关的过程有机地结合起来。它使在一个产品全生命周期中参与“加工产品”的人员都可以在正确的时间、以正确的方式得到正确的任务,从而保证企业内部工作有计划地进行,有助于优化产品的开发过程。

过程与工作流程管理的主要功能有:定义并建立工作流程、运行并控制工作流程、察看流程中文档的状态等。

(1) 定义并建立工作流程

PDM系统用于管理产品数据,因此工作流程主要与产品设计与开发有关。产品设计是一个不断创造和对产品数据反复更改的过程,对于每一种零部件都伴随着创造、修改、查询、检查和审批等工作,在此期间可能需要反复多次,而且每种零部件的设计将会采用不同的技术和不同类型的数据。同时,每一个文件的变化,都有可能对其他相关文件造成潜在的影响,所以需要不断地进行检查、修正、重新提交和再检查。一个工作流程是多个过程的有序组合,过程之间有先后顺序关系,也有并行关系。定义工作流程就是要定义完成一个特定工作所经过的过程和过程之间的关系,以及每一个过程开始和结束时数据的变化与流向。在PDM系统中,一般是用图示化的工作流程设计工具来完成工作流程的定义。

(2) 运行并控制工作流程

工作流程的运行与控制可以将每个参与人员的任务放到个人的工作任务列表中,每个参与人员从计算机中可查看到自己的工作任务,并在流程的规定下并行地工作。PDM系统一般提供触发、警告、提醒机制,以提醒参与人员目前的工作任务,并按规定完成工作任务。系统一般还具有电子邮件接口,实现系统用户之间的通信和消息的发放。

(3) 察看流程中文档的状态

在工作流程运行的过程中,任何授权的用户均能看到流程执行的情况、流程中文档的确切位置、浏览过程的历史以及执行的结果和注释等。项目管理员可以根据过程的完成情况检查各个人员工作时间是否超期,以便作出相应决策。

PDM系统不只是保存项目当前状态全面数据库的记录,它还应该记录项目经历过的状态,这使得PDM系统成为审查跟踪数据潜在的、有价值的资料来源。

2.3 产品结构与配置管理

产品结构与配置管理作为产品数据组织与管理的一种形式,以电子仓库为底层支持,以材料明细表(BOM)为其组织核心,把定义产品的所有工程数据和文档联系起来,实现产品数据的组织、管理与控制,并在一定目标或规则约束下,向用户或应用系统提供产品结构的不同视图和描述,如设计视图、装配视图、制造视图、计划视图等。

产品结构与配置管理包括产品结构管理与产品配置管理两部分。产品结构管理以产品结构树表示产品的结构,并通过建立产品结构与其他产品信息(如工程手册、设计文档、更改单等)之间的关系对产品结构进行管理,它主要包括对产品本身装配结构的管理和对其相关支持数据的管理。将产品结构中的零部件按照一定的条件进行重新编排,得到特定条件下的产品结构,称为配置,其中条件称为配置条件。用不同的配置条件形成产品结构的不同配置,称为产品结构的配置管理。通过产品结构配置,可以实现产品结构的多视图管理。

PDM系统提供给用户的产品结构与配置管理基本功能主要有:

- 1) BOM创建与修改;
- 2) 版本生成与修订控制管理;
- 3) 多视图BOM建模与管理;
- 4) 支持与MRPⅡ/ERP系统集成;
- 5) 规则驱动的配置管理;
- 6) 支持对产品文档的查询。

2.4 零部件分类库管理

PDM中产品结构管理是以某个产品或部件的构成考察零部件在其中的作用及其具有的属

性, 而一个零件或部件往往在多处使用。如何以零件为中心, 组织有关产品信息, 则可便于检索、便于借用和信息的再利用, 这就是零件分类管理的目标。

零件的分类管理就是按一定的分类方法(如成组技术), 建立标准件、常用件的分类库, 以利于设计再利用。零部件分类库管理的主要功能有:

- 1) 零部件库接口;
- 2) 电子文档属性编码;
- 3) 基于设计内容的再利用。

2.5 项目管理

项目管理是一种为了在确定的时间内, 完成一个特定任务、通过一定的方式合理地组织有关人员, 并有效地管理项目中的所有资源(人员、设备等)与数据, 控制项目进度的系统管理方法。项目管理包括两个方面的内容, 一是项目组织, 即根据一个项目的内容, 合理地组织项目中的人员和资源。二是项目控制, 即通过跟踪项目进度, 掌握项目的工作现状, 以便进行适当的资源调度和进度调整。

目前 PDM 系统大多没有提供对项目及其进度进行自动监控的工具, 还需要项目负责人通过察看项目中文档的状态, 实施对项目的控制。

2.6 其他功能

PDM 系统除了上述的应用功能外, 为了实现应用功能还需要提供实现应用功能所需要的底层支持功能。这些功能包括:

1) 分布式通讯功能 PDM 系统是在一个分布式环境下运行的, PDM 系统的用户需要从网上得到所要的产品数据和其他消息。为了满足这一要求, PDM 系统提供的功能包括网上文件传输和电子协作功能, 其中电子协作功能可包括电子邮件、网上会议、公告牌和讨论区等。

2) 扫描与图形处理 企业内部存在大量的图样和其他非数字化信息, 通过扫描输入工具可以将它们转换成数字化的图像文件, 并把它们用 PDM 系统统一管理, 为企业原有非数字化文件与图样的计算机管理提供支持。对于图像文件, 还可以用图形或图像编辑和工具, 实现文档的浏览、放大、移动、拷贝和删除等操作。

3) 圈阅与注释功能 这一功能是在浏览的

基础上, 在文档上加圈阅和注释, 同时保持原有文档不被破坏, 而有关圈阅和注释的内容又能被其他人员查看。

3 PDM 系统的实施

PDM 技术的应用与实施是企业信息化的必由之路, PDM 技术要在企业中真正发挥作用, 重点在实施。由于每个企业具有不同的企业文化和管理模式, 故而在企业中实施 PDM 必须结合每个企业的具体情况进行。PDM 的实施没有一个现成的解决方案, 实施过程本身就是为企业制定解决方案的过程。而且, 实施 PDM 涉及到企业不同的部门甚至不同的企业之间的协作, 是一个较为复杂的系统工程, 必须有正确的实施方法和步骤。下面将讨论 PDM 系统实施的内容、步骤和信息建模等问题。

3.1 PDM 实施的内容

根据 PDM 技术在企业中的应用实施范围, 目前有两种模式。一是部门级 PDM, 例如所管理的数据仅限于工程设计和工艺设计部门。另一种是企业级 PDM, 它所管理的产品信息能覆盖到整个企业, 包括产品的市场调查、需求分析、研究开发、产品设计、工程制造、销售、服务和维护等生命周期中的所有信息。这两种模式虽然应用范围不一样, 但基本内容都包括:

1) 计算机系统与网络的建设 PDM 系统是建立在信息的计算机化基础上的, 计算机与网络系统是 PDM 系统实施的前提条件。

2) PDM 系统的定制 针对企业和产品的具体情况, 为用户配置符合企业使用习惯的相应工作环境, 并根据企业的组织模式, 设置人员组织、角色、权限规定等。

3) 文档管理的实现 要对企业各种产品对象分类定义, 建立属性表、版本模型以及对象之间的关联等。并通过数据库系统实现文档的管理。

4) 产品结构树 建立层次化的企业产品结构树模型, 以及对产品结构树的管理。

5) 产品配置管理的实现 根据企业不同应用阶段产品明细表要求的具体情况, 确定产品配置的条件, 实现产品的不同配置, 即实现多视图明细表的建立与管理。

6) workflows的定义与实现 分析企业现有的作业流程,进行重组和优化,确定产品开发设计工作流程和设计更改流程。并在PDM中实现相应的流程定义和控制。

7) 系统的集成 实现PDM系统与CAD/CAPP/CAM系统、MRPII或MIS系统、以及用户开发的应用系统的集成。

3.2 PDM实施的基本步骤

PDM系统的实施可按下面步骤进行:

1) 人员组织 PDM在实施中,人员是关键。在开始实施PDM时,首先要成立一个由企业主管亲自挂帅,各级业务骨干及计算机支持人员所组成的PDM项目组,负责PDM的实施与应用推广。

2) 网络及产品数据库的建设 建立PDM系统运行的硬件和网络环境,对现有产品数据建立数据库管理的机制。

3) 软件选型及人员培训 根据企业PDM实施的目标及功能需求、预算和投资等条件,选择适当的PDM软件,并进行相关人员的培训。

4) 数据收集及分析 这一阶段实际上就是系统的需求分析。要对企业的人员、产品数据、工作流程和资源进行详细的调查与分析。其中,人员是指人员的组织结构、权限和任务等;数据是指要定义企业中需要PDM系统管理的数据对象的属性和数据对象之间的关系;工作流程是指现在的设计、更改、审批等活动的过程,以及活动所涉及的数据、人员配备等,现行工作流程一般是以图样信息为基础的,如果实现信息的计算机化后肯定有不合理的地方,要进行分析,建立新的适合计算机管理的流程;资源是指现有的硬件、软件和通信软件和设备等。除了以上内容,还要对现有的应用系统进行调查与分析,如MRPII、CAD/CAPP/CAM系统等,确定它们是否能与PDM系统集成,或者是否要购买新的应用系统,以便能顺利地与PDM系统集成。

5) 信息建模 在了解PDM的工作环境和基本功能的基础上,根据所收集的数据进行信息建模。一般需要建立六个模型,即人员管理模型、产品对象数据模型、产品结构管理模型、产品配置模型、过程管理模型和信息集成模型。

6) 系统定制与集成开发 这一工作要由项

目组与合作伙伴共同完成,即利用PDM提供的定制工具和开发工具,根据系统的需求和信息模型,对选定的PDM系统进行二次开发。包括设计系统的用户界面,在系统中定义并实现人员模型、产品对象模型、产品结构管理模型、产品配置模型和工作流程模型,完成与CAD/CAPP/CAM系统和MRP II等应用软件的集成。

7) 系统运行与调整 这一阶段就是完成系统的运行与测试,对运行中发现的问题及时进行修改,有时还需要重新调整原设计方案,或根据企业的需求,增加新内容。为了系统在企业中全面应用,要对有关的人员进行全面的培训,保证系统的正确使用,并通过使用及时发现并解决问题,使系统不断改进和完善。

PDM系统的实施,除了要求管理大量的与产品有关的数据文档外,也是对企业传统管理模式的一个挑战。如果企业全面实施PDM有困难,也可以采取总体规划,重点突破的实施策略,可以先在一个部门或选择一个产品型号实施PDM,对PDM实施方案进行不断的改进与完善,积累PDM技术的应用经验,以便进一步在整个企业中全面实施PDM技术。

3.3 PDM的信息建模

为了成功地在企业中实施PDM,关键在于建立符合企业情况的信息模型,包括人员模型、产品模型和工作流程模型。

(1) 人员模型

人员模型也称为组织-角色-权限模型,它规定了人员的组织结构、角色、操作权限,它是PDM系统实施的基础。

人员的组织结构模型以树状图结构表示人员的所在单位和隶属关系,如生产部、技术部、销售部等。图1.6-3所示为一个模具厂技术部的人员组织。

角色是指人员在工作中所承担的岗位责任。如技术部人员有设计员、工艺员和计算机系统管理员等。以一个模具厂技术部为例,其人员的角色如图1.6-4所示。

人员模型中的权限设置包括两个方面的内容,一是权限作用的对象,如是某类产品、还是某个部件或零件,是设计模型还是工艺工件等。另一方面是对文档的读、写、删除、修改和拷贝

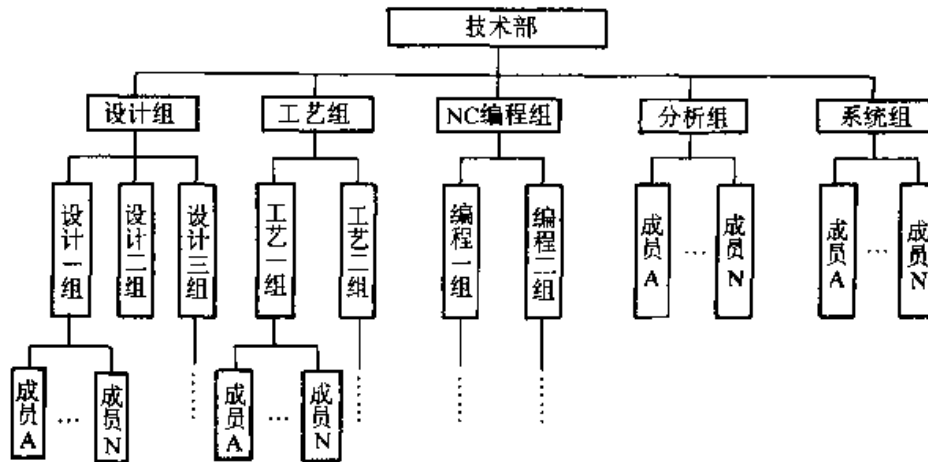


图 1.6-3 人员组织结构图

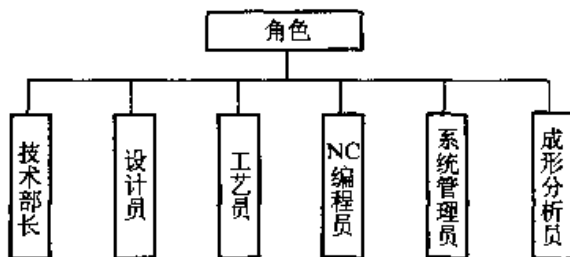


图 1.6-4 技术部的角色

的权限。需要注意的是，权限不仅与受控对象有关，还与受控对象的状态有关。如一个设计文档经过审批发放后，原设计人员所有的修改权限不再有效，新的权限是只读与拷贝。

为了减少复杂的设置，在 PDM 系统中可以先设定基本的权限类，也就是受控对象、角色和权限的关联表，以后要设置权限时只需设定相应的权限类即可。表 1.6-1 是一个基本的权限类的定义。

表 1.6-1 基本的权限类定义

权限类名	工作组	角色	受控对象	读	写	删除	修改	拷贝
设计类 1	设计组 N	设计员	设计模型	Yes	Yes	Yes	Yes	Yes
设计类 2	同设计组	设计员	设计模型	Yes	No	No	No	Yes
设计类 3	其他设计组	设计员	设计模型	Yes	No	No	No	No
工艺类	工艺组	工艺员	工艺文件	Yes	Yes	Yes	Yes	Yes
访问类	其他组	其他组员						
管理类	系统管理组	系统管理员						
.....

将以上的人员组织结构、角色和权限设计成一个关联表，就可形成人员管理模型，如表 1.6-2 所示。

(2) 产品模型

产品模型描述产品结构、设计信息及相关文档，它由产品数据模型、产品结构与配置模型、版本模型等组成，是产品信息的综合体现。

每个产品对象的具体内容用属性来描述，属

表 1.6-2 人员管理模型

用户登录名	姓名	工作组	角色	权限类名
ABC	×××	设计组	设计员	设计类 1
BBB	×××	工艺组	工艺员	工艺类
CCC	×××	系统组	系统管理员	管理类

性描述了对象的不同方面的信息,以便按不同规则进行分类和查找有关对象。不同类型的对象有不同的属性描述内容。所有对象进入 PDM 系统时均要对各自对应的属性表赋值。在 PDM 系统

中,也可以查看属性的值,以便随时掌握对象的情况。一般每个对象均有对象编号、对象名称、项目编号、版本号、对象类型和描述等信息。模具产品对象的属性模型如图 1.6-5 所示。

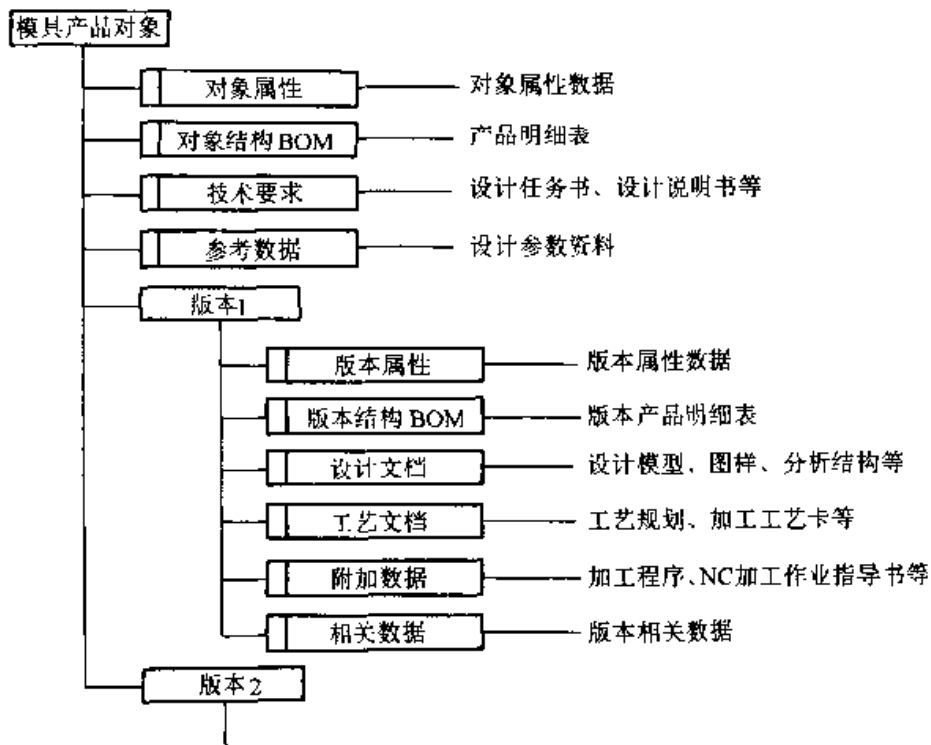


图 1.6-5 模具产品对象的属性模型

PDM 系统中,版本是一个较为重要的概念,它是产品在其生命周期中状态的标志。一个企业要面向市场就必须不断地推出新的产品和改进原有的老产品,与改进有关的项目内容以及数据结构上的更改就是造成 PDM 版本变化的主要原因。每个产品对象至少有一个版本。每个对象版本也有对象编号、对象名称、项目编号、版本号、对象类型和描述等信息。

产品结构是由产品对象间的关系组成的。通

常是以产品结构树的方式反映产品零件之间的层次与隶属关系。模具是由零件组成的一个装配体,模具的产品结构可以用其装配树来表示,如图 1.6-6 所示。

在整个产品生命周期内,为了从不同的应用对产品观察,需要建立产品结构的多视图 BOM,这部分工作由产品结构配置来实现。在模具企业中,由于成形一个零件的模具一般由多套组成,所以可以按产品零件实现模具产品结构的配置。

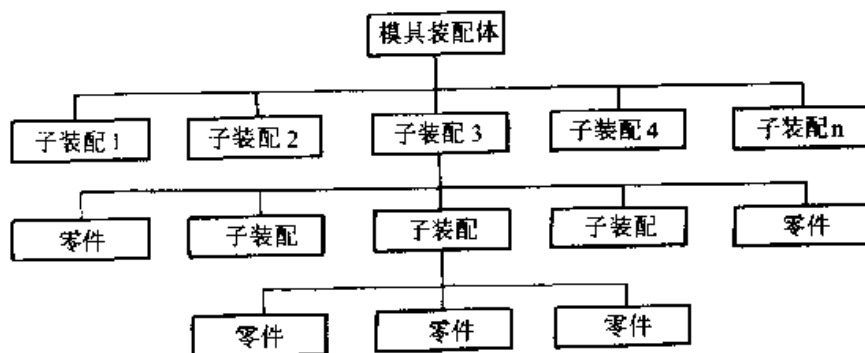


图 1.6-6 模具产品结构

另外模具和一般的机械产品不同，它是根据定单加工的，一个定单有一定的时间和制造上的要求，可以将其组成一个项目，此时产品结构配置就可以按项目实现结构配置。

(3) 工作流程模型

PDM 强调过程集成，主要体现在用过程来

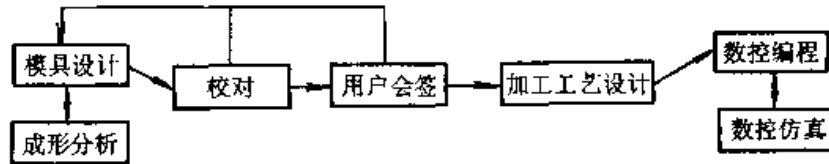


图 1.6-7 模具设计流程

3.4 成功实施 PDM 应注意的几个问题

(1) 人员组织

在 PDM 实施中，人的作用是关键，因此必须组成一个有效的项目实施队伍。由于 PDM 系统的实施，需要对企业传统的管理模式进行改革。因此，必须由企业主管亲自挂帅，各部门级主管参与，只有这样才能保证适应 PDM 技术的新型管理模式在企业中贯彻执行。

(2) PDM 软件选型

PDM 软件只是为企业管理产品数据提供管理框架，而企业的具体情况是千差万别的，这就决定了不是任何一个 PDM 系统拿来就可以使用。因此选择一个适当的 PDM 软件是非常重要的。选择一个 PDM 软件，同时就选择了一个 PDM 实施的合作伙伴。因此，选择 PDM 软件，除了要满足功能需求外，PDM 软件商的后续支持与服务是软件选型时需要考虑的一个重要问题。PDM 软件选型一般要考察以下内容：软件的功能是否能满足企业的需求、系统开发性与集成能力、技术服务能力、软件价格、有无成功用户、能否汉化等。

(3) 产品设计开发过程的优化

PDM 技术是建立在产品信息数字化的基础上的，它和传统的以图纸为介质的数据管理模式有着本质的区别。因此对于产品设计与设计变更过程必须进行认真地分析，决不能用 PDM 技术支持旧的不合理的流程，否则不能体现 PDM 技术的效益。

(4) 培训

PDM 的实施一方面要依赖软件商和合作单

组织人员、设备资源、应用工具，并对模具设计数据的存储、提交、发布进行控制，做到所有参与人员在适当的时候在适当的地点得到所需的数据。因此，建立工作流程模型是 PDM 系统实施的重要内容。图 1.6-7 所示，是典型的模具设计流程。

位的支持，另一方面一定要培养自己的系统管理与维护、应用开发与实施人员。只有企业参与人员掌握了 PDM 技术，才能保证 PDM 系统长期有效地运行，并发挥作用。这就需要对企业人员进行有成效的培训，不同的人员培训的内容应有侧重，其内容主要包括：PDM 技术原理、实施方法、应用开发和软件的操作等。

4 基于 PDM 的系统集成

随着计算机技术的发展和企业信息化不断深入，企业大量使用以计算机为基础的应用软件，如用于工程设计的 CAD、CAM、CAPP、CAE、CAQ 等软件，以及用于企业经营管理的管理信息系统 (MIS)、制造资源规划 (MRP II)、企业资源规划 (ERP) 等软件。随着计算机应用的深化，企业迫切需要在这些系统共享信息。例如，产品结构信息，它是 CAD 模型中的装配树，CAPP 需要根据装配树进行零件的工艺设计，而它同时又和 MRP II 中的物料清单相对应。PDM 作为 CIMS/CE 应用集成平台的全能技术，能支持异构计算机环境，包括不同的网络与数据库；其次能实现产品数据的统一管理共享，提供单一的产品数据结构，为应用系统的集成提供了一个有效的途径。

4.1 基于 PDM 实现应用集成的三个层次

通常，PDM 系统与应用系统的集成可分为三个层次：封装、接口和紧密集成。

(1) 封装

封装通过调用 PDM 系统提供的封装工具或应用软件提供的封装工具来实现。一般是通

过定义文件类型, 以及应用程序的环境变量等条件, 而使 PDM 系统能够在需要时自动启动外部应用程序。封装有两方面的内容, 一是 PDM 系统能自动识别、存储和管理应用软件产生的文件; 另一方面是在 PDM 系统激活该类文件时, 可启动相应的应用软件, 以便对文件进行编辑和修改。通过应用封装, 使应用软件与所产生的文件在 PDM 环境下相互关联起来。

封装实现起来比较简单, 但功能也较少, PDM 系统只是将应用软件产生的文件作为一个整体管理起来, 而不能处理与管理文件内部的数据。如 CAD 系统产生的产品模型中的特征、约束、装配关系等, 用封装的方法在 PDM 系统无法得到与处理。

(2) 接口

接口提供了较为紧密的应用系统集成, 是比应用封装更高层次的集成模式。它通过接口程序使得 PDM 系统能得到应用软件产生的文件中的信息, 并定义到 PDM 模型中, 由 PDM 统一管理; 或从 PDM 系统中提取应用软件需要的数据对象, 供应用系统使用。例如从 CAD 装配模型中提取产品结构明细表, 通过接口程序传输到 PDM, 建立 PDM 的产品结构树, 或者从 PDM 中的产品结构树中提取最新的产品结构关系, 以修改 CAD 中的装配树等。这种集成方式需要对应用系统的数据结构有所了解, 也要了解 PDM 系统的组织形式, 因此实现起来工作难度比应用封装要大。

(3) 紧密集成

紧密集成具有自动双向交换所有相关信息的能力, 包括产品数据、产品结构、装配信息、BOM 表等。应用软件与 PDM 系统不仅可以共享数据, 还可以共享操作服务。就数据共享而言,

就是在应用系统或 PDM 系统中创建或修改共享数据时, 另一方能进行自动修改, 以保证双方数据的一致性。另一方面, 要在应用系统中插入 PDM 中有关数据对象编辑和维护功能, 在应用系统中编辑某一对象时, 在 PDM 中也能对该对象进行自动修改。紧密集成的典型应用例子是 CAD/CAM 与 PDM 系统之间产品结构的一致性维护, 当应用系统或 PDM 系统的产品结构发生变化时, 另一方能自动发生相应改变, 从而保证 CAD/CAM 中的装配树、MRP II 中的物料清单和 PDM 中的产品结构树的一致性。

紧密集成是每个实施 PDM 的企业所期盼的目标, 但是要真正实现这种集成, 要求了解 PDM 与应用系统底层的数据结构, 因此很难做到。目前能做到这种集成的是应用软件与 PDM 软件由同一软件厂商提供的情况, 例如, UG 公司的 CAD/CAM 软件与它的 PDM 软件 IMAN 就做到了紧密集成。

4.2 模具 CAD/CAPP/CAM 与 PDM 的集成

目前许多模具企业已采用了模具 CAD、CAPP、CAM 技术, 并实现了 CAD 与 CAM 和 CAPP 共享数据模型。但随着模具 CAD/CAPP/CAM 技术的应用, 每天都产生大量的设计模型和文档, 对这些设计文件的管理和快速检索, 以及在设计中的重用是企业面临的一个难题, 解决这一问题的有效途径是实现模具 CAD/CAPP/CAM 与 PDM 系统的集成。它一方面能管理由模具 CAD/CAPP/CAM 系统产生的数据模型和文档, 另一方面还可为 CAD/CAPP/CAM 的集成运行提供支持。图 1.6-8 所示为 PDM 系统与模具 CAD/CAPP/CAM 系统集成的方案。模具 CAD 从 PDM 系统得到设计任务书, 调用已有的标准

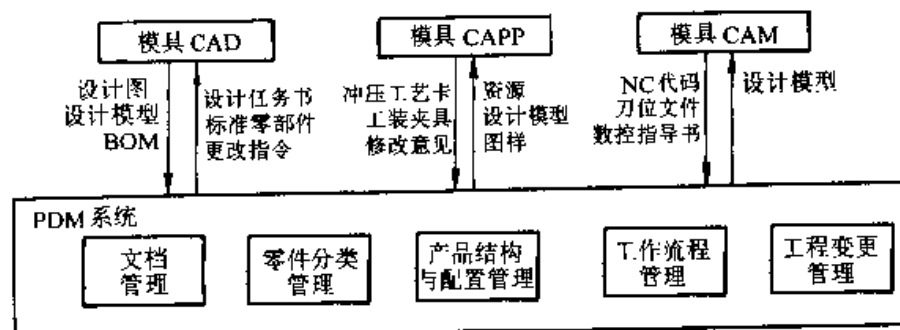


图 1.6-8 模具 CAD/CAPP/CAM 与 PDM 的集成

零部件等设计资料,生成模具图和设计模型。模具 CAPP 从 PDM 系统得到模具图和设计模型以及设计资源(设备和材料),生成冲压工艺卡和工装夹具的设计图等。模具 CAM 从 PDM 得到设计模型,生成 NC 代码和数控指导书。由 CAD/CAPP/CAM 所生成的设计模型、设计图和文件由 PDM 文档管理模块管理。模具 CAPP 和模具 CAM 从 PDM 中取得的模具图和设计模型必须是经过审批发放的文档,审批发放过程由流程管理来实现。在模具 CAD 中调用的标准零部件通过 PDM 的零件分类管理模块来实现。产品、模具设计和工艺的修改过程由工程变更模块管理。

最简单的模具 CAD/CAPP/CAM 与 PDM 的

集成方式是封装,这种方式实现比较简单,但仅能对模具 CAX 的文档实施有效的管理。模具 CAD/CAPP 与 PDM 完整的信息交换必须包括设计模型内部的数据(如特征、参数和装配关系信息)提取与管理,如果要想实现这样的目标,就要通过二次开发,设计模具 CAX 与 PDM 的接口程序来实现,这种方式有一定的难度。最理想的方式是统筹考虑模具 CAX 的支撑软件和 PDM 软件的选型,即选择能做到紧密集成的 CAD/CAM 系统与 PDM 系统。当然,这种方式在软件的价格上可能会比较高。至于采用何种集成方式,可以根据企业的实际需求,综合考虑成本、效益等因素来确定。

第7章 冲裁模 CAD

计算机辅助设计在冲裁模具中的应用较早,这是因为冲裁零件为平面零件、图形输入和处理比较容易实现的缘故。目前,冲裁模 CAD/CAM 系统已经比较成熟,应用亦较普遍。

1 冲裁模 CAD/CAM 系统的结构与功能

通常,冲裁模 CAD/CAM 系统可用于简单模、复合模和连续模的设计制造。将产品零件图输入计算机后,系统可完成工艺分析计算和模具结构设计,绘制模具零件图和装配图,完成数据 NC 编程。

为完成上述功能,冲裁模 CAD/CAM 系统由硬件和软件两部分组成。该系统的硬件组成除主机(微机)外,还包括硬盘、图形显示器、绘图仪、鼠标器等,其硬件组成见图 1.7-1。

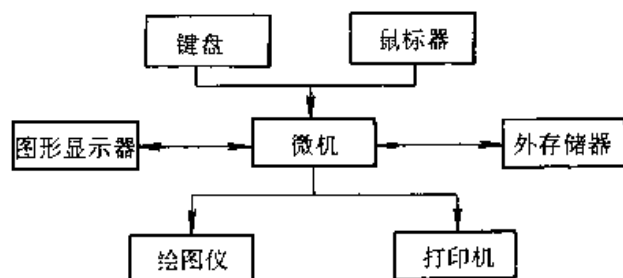


图 1.7-1 冲裁模 CAD/CAM 系统硬件组成

系统的软件由应用软件、数据、图形支持软件组成,见图 1.7-2。其中,数据库采用关系型数据库,库中存放工艺设计参数、模具结构设计参数、标准数据以及公差、材料性能等数据。采用数据库系统管理这些数据,便于数据的检索,减少数据的冗余,保证了数据的一致性。

图形支撑软件可选用 AutoCAD 等图形系统,即在 AutoCAD 等系统基础上进一步开发产品零件图输入、模具结构设计和模具标准零件图形库。应用程序包括产品图输入、工艺性判断、毛坯排样、工艺方案选择、冲压力与压力中心计算、单冲模的工序设计以及级进模条料排样、模具结构设计与绘图、NC 自动编程等模块,图

1.7-3 为系统的程序流程图。其中图形输入是应用交互式输入方式,操作直观、方便,构图迅速,且具有检错功能。工艺性判断模块采用自动判断方法评价冲裁件的冲压工艺性能。毛坯排样模块分为自动优化排样与交互排样两种方式,后者多用于级进模设计。工艺方案选择以及工序设计、模具结构设计均采用自动与交互相结合的方法,整个系统的运行高效灵活,操作方便,实用性强。

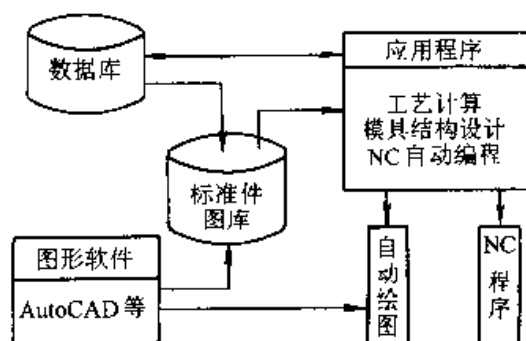


图 1.7-2 冲裁模 CAD/CAM 系统软件组成

2 冲裁件工艺性判断

在设计模具前,首先要判断冲裁件的工艺性是否良好。冲裁件的工艺性是指零件对冲裁工艺的适应性,包括冲裁件的形状、尺寸及偏差、孔间距等内容。工艺性良好与否,对冲裁件的质量和模具寿命有很大影响。人工设计时,工艺可行性的分析由有经验的设计人员完成,在计算机辅助设计中,这一工作则借助计算机来实现。

计算机辅助分析工艺可行性的方法大体可分为两类,一类是自动判别,另一类是交互判别。在工艺性的自动判别方法中,根据不同的判定类型建立各种算法。利用冲裁件的几何模型和工艺参数文件中的标准极限数据,对各种判定类型逐一分析判断。交互判别方法则是利用图形显示、旋转、放大和平移等功能,采用较直观的方法实现工艺性判别。

在工艺性的自动判别中,首先要对图形进行搜索,找出判别对象,并确定其类型。然后,求

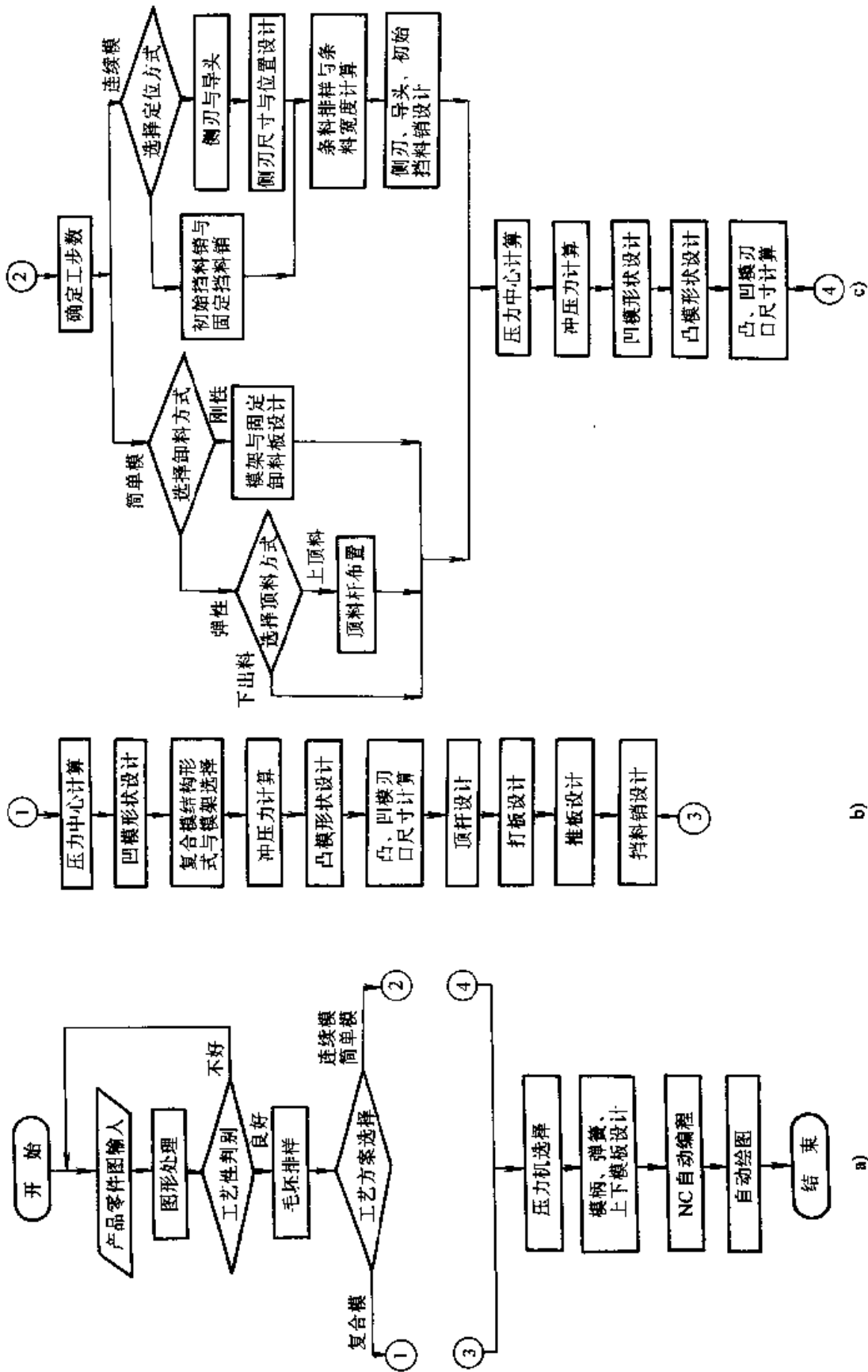


图 1.7-3 冲裁模 CAD/CAM 系统的流程

出判别对象的几何特征量，与允许的极限值进行比较。下面介绍自动判别程序的原理和方法。

2.1 判别模型的建立

冲裁工艺性的判别就是将冲裁件图形中的圆角半径、孔径、孔边距、孔间距、槽宽和悬臂等几何特征量与相应的工艺极限值进行比较，以决定零件是否适合于冲裁。为此，程序必须能识别判别的类型。

冲裁件图形中元素的组合可用线-线和圆-圆关系描述。因为直线可视为半径无限大的圆，所以直线与圆的组合可用圆-圆关系表示。利用这些关系便可识别冲裁件图形中的不同几何特征。

(1) 线-线关系

直线和直线间的关系可分为虚型和实型两类，虚型关系的两直线间为图形以外的部分（图 1.7-4a），实型关系的两直线间为零件的实体。实型又分为开放型与封闭型两种（图 1.7-4b, c），当两直线属于同一轮廓时为封闭型。

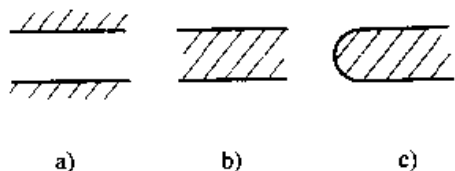


图 1.7-4 直线与直线间的关系
a) 虚型 b) 开放型 c) 封闭型

在冲裁件图形中，当两直线间为虚型关系时，其工艺判别类型为窄槽。当两直线间存在开放实型关系时，工艺性判别类型为槽边距或槽间距，与封闭实型关系相对应的工艺性判别类型为细颈和悬臂。

使用线-线关系的条件是两直线段间有相互包容的共同部分。共同部分的检测可通过比较直线段端点位置实现。另外，两直线间的夹角超过规定值时，则不属于判别的对象，可不考虑。

(2) 圆-圆关系

圆弧与圆弧之间的关系可分为同向与异向两大类（图 1.7-5）。在建立的模型中，规定逆时针走向的圆弧为正，顺时针走向的圆弧为负。根据两圆弧走向的异同，可判别两圆弧间的关系为同向或异向。同向圆弧又可分为 O 型和 X 型两种情况。每种情况根据其相对位置可分为实型和虚型，而实型也有开放与封闭之分。

当两圆弧之间存在异向关系，如一圆的圆心在另一圆内，则工艺性判别类型为环宽。当两圆弧之间的关系为同向 X 型时，工艺性判别类型为孔间距。对于一圆心在另一圆之外的小 O 型关系，按细颈或窄槽判别。

对于圆弧本身，仅需根据其所属轮廓和半径大小来判别孔径和圆角半径等特征量。

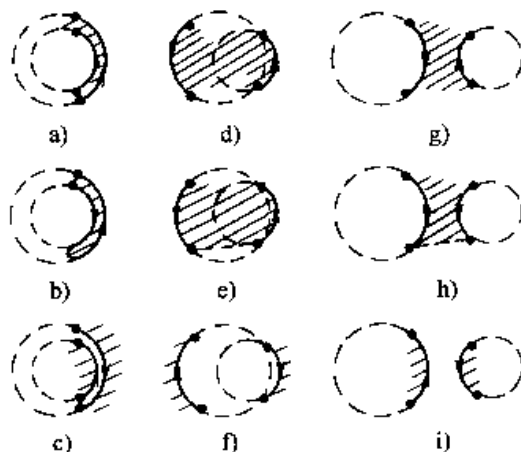


图 1.7-5 圆弧与圆弧间的关系

2.2 处理图形的几种算法

在图形的自动识别与处理中，常用到下述的一些算法，这些算法可使程序的效率大大提高。

(1) 圆弧走向判别

在图 1.7-6 中，a、b 分别为圆弧的起点和终点，O 为圆心。判别式 S 为

$$S = \begin{vmatrix} x_o & y_o \\ x_a & y_a \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} x_a & y_a \\ x_b & y_b \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} x_b & y_b \\ x_o & y_o \end{vmatrix}$$

当 $S > 0$ 时为逆向圆弧（图 1.7-6a）， $S < 0$ 时为顺向圆弧（图 1.7-6b）。

这种判别方法方便了自动化设计程序的编制，并可应用于多种平面图形处理问题。

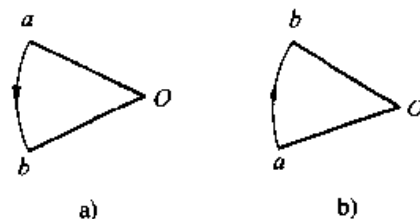


图 1.7-6 圆弧走向的判别

(2) 重叠测试

如果两个多边形在 x 和 y 方向都不重叠，

那么它们就不可能互相遮蔽。最小最大测试就是基于这种思想的一种排除重叠的快速方法。这种方法是把一多边形的最小 x 坐标与另一多边形的最大 x 坐标相比较。这种比较对于 y 坐标也适用 (图 1.7-7)。

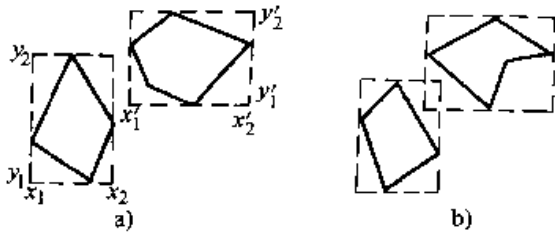


图 1.7-7 最小最大测试

这种二维的 $x-y$ 最小最大测试通常称为边界方框测试, 是一种常用的平面图形处理方法。图 1.7-8 为这种算法的框图。

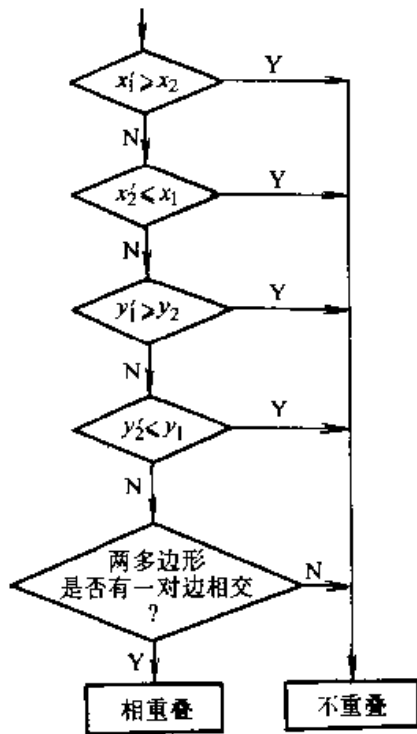


图 1.7-8 边界方框测试的算法框图

当最小最大测试不能指出两个多边形是否互相分离时, 它们仍有可能不相重叠 (图 1.7-7b)。在这种情况下必须采用较复杂的测试, 以确定两多边形是否相交。当对两多边形的边线逐一比较时, 用一维的最小最大测试也有助于加速处理过程。

(3) 包容测试

从多边形的轮廓描述可以判定给定点是否位

于多边形之内。这只要从该点出发作一条假想的射线, 计算该线与多边形边线的交点个数就行了, 如交点个数为奇数, 则该点位于多边形内 (图 1.7-9); 若为偶数, 则被判点在多边形边界之外。

采用点的包容测试方法, 经多次处理即可测试两多边形之间的包容关系。

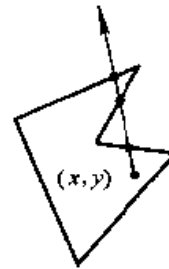


图 1.7-9 包容测试方法

2.3 工艺性的自动判别过程

根据前述的模型可以实现元素的选择与工艺性类型的判别。工艺性自动判别的过程可用图 1.7-10 表示。

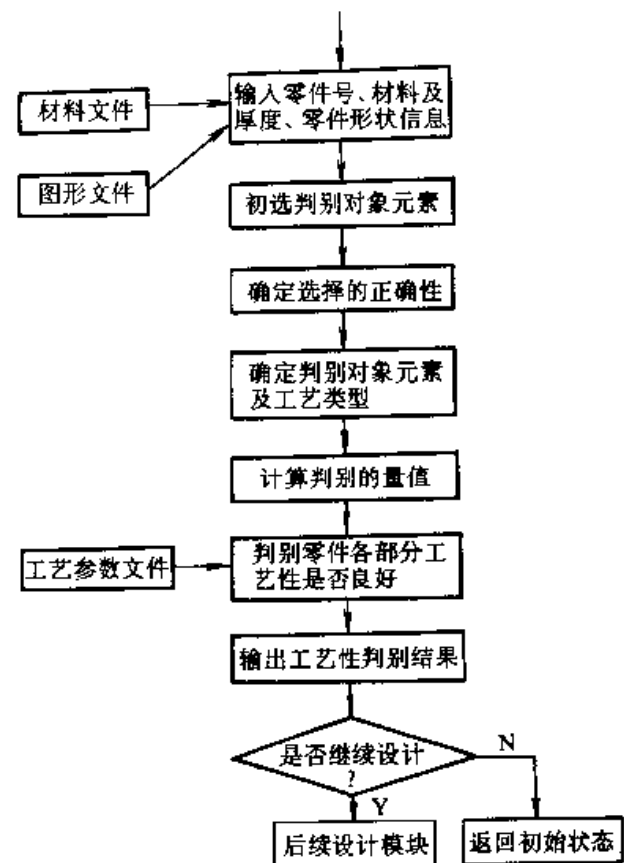


图 1.7-10 工艺性的自动判别过程

首先程序由数据库中读入材料和图形的有关数据, 然后选择判别对象。为了确定判别对象元素, 需对冲裁零件图进行搜索。对于轮廓上的直线元素和圆弧元素, 根据它们与其他元素的夹角和距离, 逐一判断是否为对象元素。

找到对象元素后, 利用建立的判别模型可以确定判别的工艺性类型。然后, 计算几何特征量的值, 并将其与标准工艺参数文件中的极限值比较, 以确定工艺性是否良好。程序将自动判别的结果显示出来, 用户可根据情况决定设计过程是否继续下去。

3 毛坯优化排样

在冲裁零件的成本中材料费用占 60% 以上。在大量生产中, 即使将材料利用率提高 1%, 其经济效益也相当可观。因此, 材料的利用是冲压生产中的一个重要问题。

毛坯排样的目的在于寻求材料利用率最高的毛坯排列方案。人工排样一般难以获得最佳排样方案, 这是因为制件的布置方案多种多样, 要比较这些方案的材料利用率高低是手工计算所不能胜任的。另外, 制件形状千差万别, 单凭经验和直觉作出正确判断往往是困难的。计算机排样较之手工排样具有明显的优越性, 可显著提高材料利用率。使用情况表明, 计算机优化毛坯排样可使材料利用率提高 3%~7%。

在冲裁模设计中, 凹模、卸料板和凸模固定板等零件的设计均需利用排样结果所提供的信息, 因此在系统流程图中毛坯排样处于较前的位置。

3.1 毛坯排样问题的数学描述

在实际生产中常用的排样方式有四种: 普通单排、普通双排、对头单排和对头双排, 见图 1.7-11。

对于卷料(或带料)冲裁, 可以用材料的步进利用率来评价排样方案的优劣, 其材料利用率

$$\eta = \frac{A}{HS} \times 100\%$$

式中 A ——一个步距上所排列的零件的面积;

H ——卷(带)料的宽度;

S ——进给步距。

对于板料冲裁, 其材料利用率

$$\eta = \frac{NA_1}{LB} \times 100\%$$

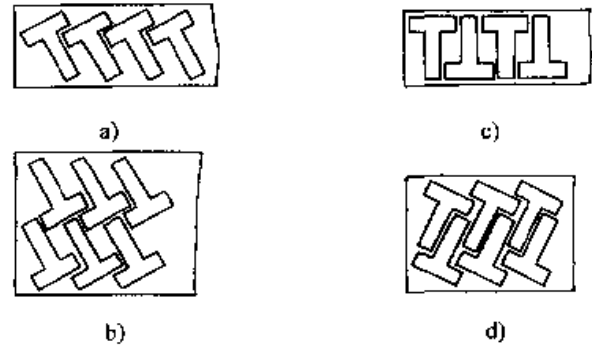


图 1.7-11 常用的排样方式

a) 普通单排 b) 普通双排 c) 对头单排 d) 对头双排
式中 N ——由板料冲得的零件数目;

A_1 ——一个零件的面积;

L ——板料长度;

B ——板料宽度。

一般来说, 排样可由图 1.7-12 所示两个参数 ϕ 和 λ 决定。参数 ϕ 和 λ 的变化范围为

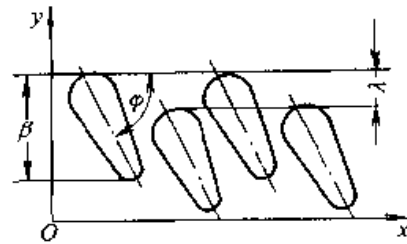


图 1.7-12 决定排样的参数

$$G \{ 0 \leq \phi \leq \pi, -\beta(\phi) \leq \lambda \leq \beta(\phi) \}$$

式中, $\beta(\phi)$ 为 ϕ 的单值函数, 它反映了图形在 y 轴方向上宽度与 ϕ 角的关系。

所以排样的优化问题在于寻找 ϕ 和 λ 的最佳值, 使目标函数

$$\eta(\phi, \lambda) = \frac{A}{H(\phi, \lambda) \cdot S(\phi, \lambda)} \text{ (对于卷料)}$$

或

$$\eta(\phi, \lambda) = \frac{N(\phi, \lambda)A}{LB} \text{ (对于板料)}$$

在域 G 内达到最大值。

由于产品零件的复杂性, 难以用一个统一的解析式表达排样问题的目标函数。所以, 计算机辅助排样的方法虽有多种, 但基本思想却是相同的, 即从排列零件的所有可能的方案中选出最优者, 也就是采用优化设计中的网格法解决毛坯排样问题。

计算机排样方法可分为半自动化和自动化两大类。属于前者的方法需要较多的人机交互作

用,利用图形交互设备和图形软件提供的操作图形的功能在屏幕上完成图形布置,利用计算机比较材料利用率的大小,从中选择理想的方案。

自动化排样方法则由程序自动完成排样方案的产生、材料利用率的比较和最优方案的选择。常用的程序排样方法有多种,这里主要介绍多边形法、高度函数法和平行线分割纵横平移法。

3.2 多边形法

这种方法的特点是将平面图形以多边形近似,通过旋转、平移得到不同方案,从中选择最佳者。其主要步骤如下:

(1) 多边形化

以直线段代替圆弧段,用多边形代替原来的零件图形,图 1.7-13 为多边形化的示意图。



图 1.7-13 零件图形的多边形化

(2) 等距放大

排样零件之间的最小距离为搭边,在计算机排样时处理的为包括了搭边值的等距放大图,即将多边形化的图形向外等距放大 $\Delta/2$ 。当两等距图相切时,自然保证了搭边值 Δ 。

(3) 图形的旋转、平移

通过旋转、平移使等距图相切,这样就产生了一种排样方案。

(4) 与已存储方案比较,保留材料利用率高的方案。如全部搜索完毕,转至 (5),否则转到 (3)。

(5) 输出排样结果

图 1.7-14 为采用多边形法实现旋转 180° 单排排样的流程图。这种排样方法的优点是概念清晰,适用于各种情况,缺点是运行时间较长。应该指出的是,该方法对于凸多边形是完全正确的,对凹多边形而言,有可能丢失最优解。

3.3 高度函数法

分析毛坯排样时冲裁件图形的位置特点可

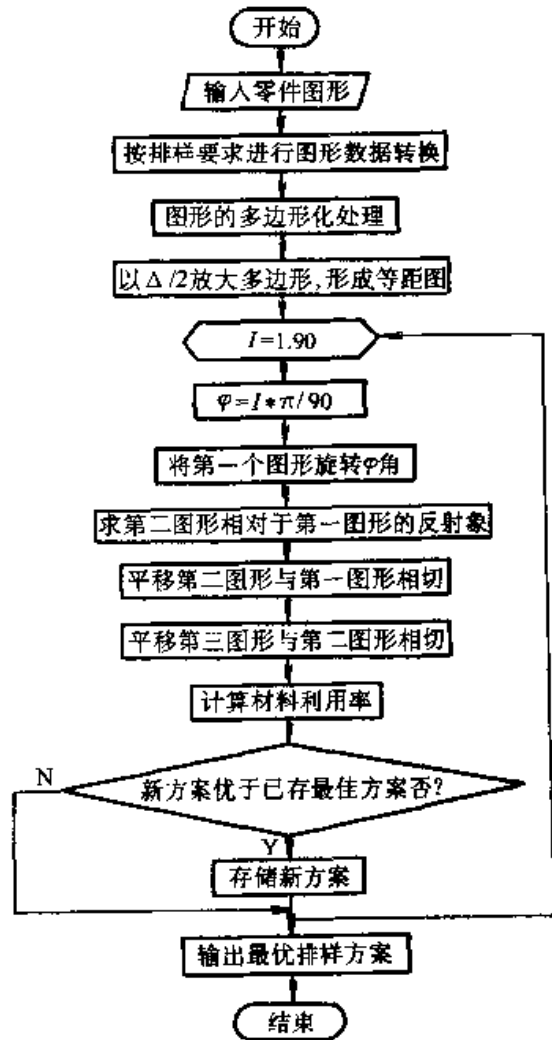


图 1.7-14 多边形法的流程框图

知,在排样图上各图形的轴线总是相互平行的(图 1.7-15)。如前所述,在一般的排样方法中以 ϕ 和 λ 为参数进行优化。高度函数法则是根据图形轴线的平行性,采用各图形的相对高度差 $h_{i,j}$ 为优化排样参数。在图 1.7-16 所示的双排排样中,以 h_{12} 和 h_{23} 为排样参数。

参数 ϕ 和 λ 与参数 h_{12} 和 h_{23} 之间存在以下关系:

$$\phi = \pi/2 - \arctan(h, r) \quad (1.7-1)$$

$$\lambda = h_{12} \sin \phi - r_{12} \cos \phi \quad (1.7-2)$$

如图 1.7-15 所示,在排样中各个图形均置于其自身坐标系中。第一、第二和第三图形的坐标系分别为 $x_1O_1y_1$, $x_2O_2y_2$ 和 $x_3O_3y_3$ 。 r_{12} 和 h_{12} 为第二图形自身坐标系原点在第一图形自身坐标系中的坐标。 r_{23} 和 h_{23} 为第三图形坐标系原点在第二图形坐标系中的坐标。式 (1.7-1) 中, h 为 h_{12} 与 h_{23} 的代数和,表示 O_3 点到 x_1 轴的距

离; r 为 y_3 轴与 y_1 轴的间距, 其值为 $r = \max\{|r_{12}(h_{12}) + r_{23}(h_{23})|, r_{13}(h)\}$ (1.7-3)

(1) 可行域与相切条件

设图形在其自身坐标系中包括搭边值在内的高度为 t (图 1.7-16), 则搜索最优排样方案的可行域为

$$G \{ -t \leq h_{12} \leq t, -t \leq h_{23} \leq t \}$$

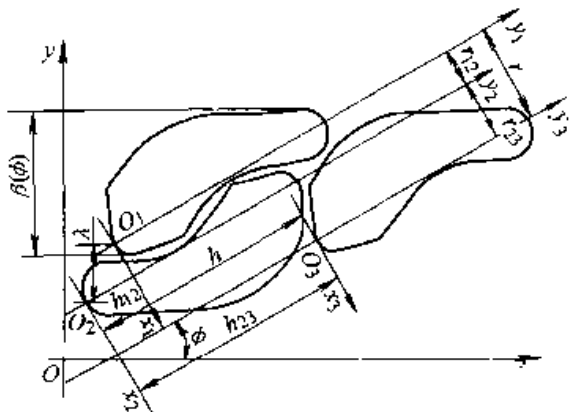


图 1.7-15 排样时图形间的关系

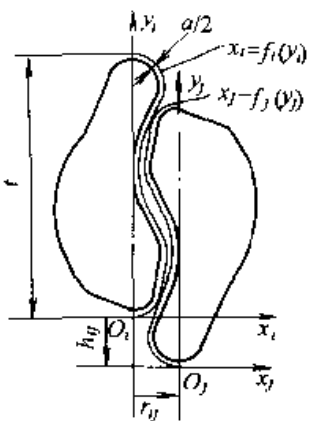


图 1.7-16 两图形相切时的关系

因为各图形自身坐标的 y 轴在排样图中相互平行, 各图形的高度皆为 t , 所以 G 为方形域。

如果将可行域等分网格数为 $2m \times 2m$, 则搜索时 h_{12} 和 h_{23} 每次变化的量 $\Delta t = t/m$ 。程序分两次优化, 第一次为初步优化, 第二次为细分优化, 即在第一次求得的最优值附近细分网格, 进一步搜索。设第一次优化求得的最优值为 h_{12} 和 h_{23} , 第二次优化时的搜索区域为

$$G' \{ h_{12} - \Delta t \leq h'_{12} \leq h_{12} + \Delta t, h_{23} - \Delta t \leq h'_{23} \leq h_{23} + \Delta t \}$$

通过两次搜索, 求得的最优值已相当精确。

为了获得排样方案通常将图形等距放大半个搭边值, 在排列图形时使相邻的放大图形相切。

确定两图形相切的算法对于优化排样的速度有重要影响。在图 1.7-16 中, 两图形置于自身的坐标系 $x_i O_i y_i$ 和 $x_j O_j y_j$ 中。图形以其最高点和最低点为界分为两部分, 设图形 i 的右半部分的曲线为 $x_i = f_i(y_i)$, 图形 j 的左半部分曲线为 $x_j = f_j(y_j)$ 。当两图形相切时, 存在如下关系:

$$r_{ij} = \begin{cases} \max_{t \geq h_{y_j} \geq h_{y_i}} [f_i(y_i) - f_j(y_i - h_{y_j})] & t \geq h_{y_j} \geq 0 \\ \max_{t + h_{y_j} \geq h_{y_i}} [f_i(y_i) - f_j(y_i - h_{y_j})] & -t \leq h_{y_j} \leq 0 \end{cases} \quad (1.7-4)$$

式中, r_{ij} 为 O_j 在 $x_i O_i y_i$ 坐标系中的横坐标。利用式 (1.7-4) 的关系, 可以预先在 h_{12} 、 h_{23} 和 h_{13} 的等分点上算出 r_{12} 、 r_{23} 和 r_{13} 的值, 并列成数据表。在排样过程中可直接调用这些数值, 因而提高了效率。

这种确定两图形相切的方法与加密点排样法采用的算法类似, 在确定图形相切时避免了计算量很大的迭代运算。但是, 应该指出的是, 这种方法对于凸图形是完全正确的, 对于具有凹下部分的图形在绝大多数情况下也可找到最优值, 但在个别情况下可能丢失最优解。正如绝大多数优化方法都有其一定的适用范围, 这种方法也有其适用范围, 但是其运行速度快, 计算效率高, 所以仍不失为一种好的排样方法。

(2) 条料宽度、步距和材料利用率的计算如图 1.7-17 所示, 将图形放置在极坐标系中, 极坐标系原点与其自身参考坐标系原点重合, x 轴方向与自身参考坐标系的 x_i 轴方向一致, 图形的轮廓曲线为 $\rho(\theta)$ 。设 l 轴与 x 轴之间的夹角为 φ , 则图形轮廓和 l 轴的最大距离为

$$T(\varphi) = \max_{0 \leq \theta \leq 2\pi} [\rho(\theta) \sin(\theta - \varphi)] \quad (1.7-5)$$

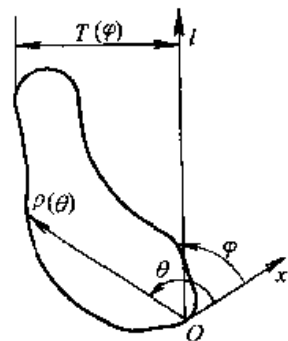


图 1.7-17 高度函数的定义

这里, 将 $T(\varphi)$ 定义为高度函数。

在图 1.7-15 中, ϕ 角可由式 (1.7-1) 确

定, 排样条料方向与图形自身坐标系 x_i 轴的夹角为

$$\varphi = \frac{\pi}{2} - \phi \quad (1.7-6)$$

因此, 条料的宽度 B 可用下式计算,

$$B = \max \left[T_1 \left(\frac{\pi}{2} - \phi \right), T_2 \left(\frac{\pi}{2} - \phi \right) + \lambda \right] - \min \left[T_i \left(\frac{3}{2} \pi - \phi \right), T_2 \left(\frac{2}{3} \pi - \phi \right) + \lambda \right] + a \quad (1.7-7)$$

式中, T_1 、 T_2 分别为第一图形和第二图形的高度函数, a 为搭边值。因为在制件的等距放大图中放大量为 $a/2$ (图 1.7-16), 所以式中应包括搭边值 a 。如果考虑到制件间的搭边和侧搭边不同, 可对此项进行修正。 $T_i \left(\frac{3}{2} \pi - \phi \right)$ 表示图形 i 的下半部轮廓和参考轴 l_i 之间的最大距离。 λ 按式 (1.7-2) 计算, 因为 λ 值表示制件 2 相对于制件 1 的错移量, 所以其值有正负之分。

参考图 1.7-15, 不难得出计算进给步距 H 的公式:

$$H = \sqrt{r^2 + h^2} = \sqrt{[\max(r_{12} + r_{23}, r_{13})]^2 + (h_{12} + h_{23})^2} \quad (1.7-8)$$

所以, 条料的步进材料利用率 η 可用下式计算,

$$\eta = \frac{nS_1}{BH} = \frac{nS_1}{B(h_{12}, h_{23})H(h_{12}, h_{23})} \quad (1.7-9)$$

式中 S_1 —— 一个零件的面积;

n —— 排样的排数。

条料的宽度 B 和进给步距 H 皆为 h_{12} 和 h_{23} 的函数, 可用式 (1.7-7) 和 (1.7-8) 计算。

(3) 排样过程

高度函数法的排样过程如图 1.7-18 所示。排样前首先进行数据处理, 将图形信息转换成便于排样的数据形式。前置数据处理包括输入图形信息和排样方式、计算图形的面积、选取搭边值, 并以二分之一的搭边值等距放大图形。对放大处理后的图形作多边形化处理, 建立图形的自身坐标系。根据式 (1.7-5) 建立图形的高度函数表, 以便于排样过程中调用。变量 φ 在其变化域 $[0, 2\pi)$ 内的等分数取为 128, 计算精度取为搭边值的 5%。

数据准备完毕后, 在 h_{12} 和 h_{23} 的变化域划分网格。为了在排样过程中快速使图形相切, 在

h_{12} 和 h_{23} 的等分点上按式 (1.7-4) 计算 r_i 的值, 并列成数表。排样时用查表法可以很快求得 B 和 H 的值。在程序中进行了两次优化, 首次优化搜索整个方形域 G , 获得初步最优方案。然后, 在最优解附近确定搜索区域 G' , 并在此区域内以较小步距搜索, 最终获得较精确的最优解。程序中将 G 域的边长分为 50 等份, 将 G' 域的边分为 20 等份。在 586 以上的微机运行, 几秒钟便可完成优化排样计算。

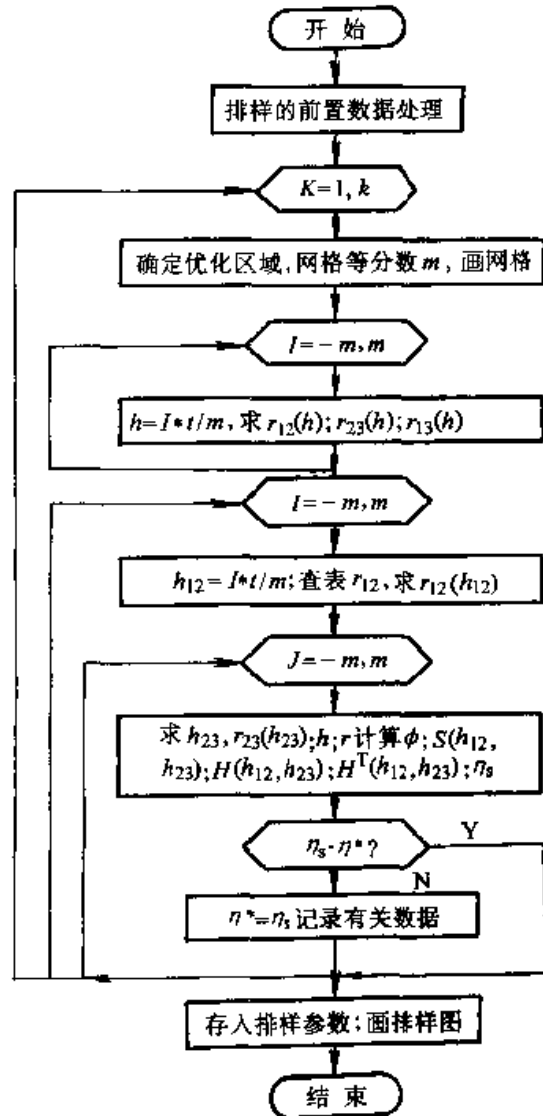


图 1.7-18 高度函数法的排样过程

3.4 平行线分割纵横平移法

下面将以四种常用排样方式中最有代表性、最复杂的对头双排为例来介绍该算法的原理。

如图 1.7-19 所示, 设制件的搭边值为 Δ , G_1 是零件轮廓等距放大 $\Delta/2$ 后的图形, G_2 是

G_1 旋转 180° 后的图形, G_1 与 G_2 形成一个排样单元。 G_1' 与 G_2' 分别是 G_1 与 G_2 沿条料方向移动步距 S 后得到的图形。如果由 G_1 、 G_2 、 G_1' 、 G_2' 构成一个可能的对头双排方案, 则必有如下三个约束条件成立:

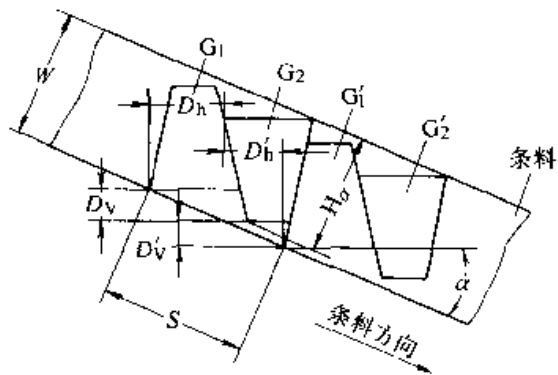


图 1.7-19 对头双排的排样参数

①在 G_1 中任取两个不重合的点 A_1 、 B_1 , 它们在 G_2 、 G_1' 、 G_2' 中分别对应为 A_2 、 B_2 、 A_1' 、 B_1' 、 A_2' 、 B_2' , 则必有: $A_1B_1 \parallel A_2B_2 \parallel A_1'B_1' \parallel A_2'B_2'$, 即排样时各图形的轴线平行。

② G_2 与 G_1 , G_2 与 G_1' 至少有一点重合。

③ G_1 、 G_2 、 G_1' 、 G_2' 两两之间无重叠区域。

设制件的面积为 A , G_1 相对 G_2 的坐标为 (D_h, D_v) , G_1' 相对 G_2 的坐标为 (D_h', D_v') , G_2 的最高点为 (X_u, Y_u) , 最低点为 (X_b, Y_b) ; 在以条料方向为 X 轴的坐标中, G_2 最大和最小的 X 、 Y 坐标分别为 X_{\max} 、 X_{\min} 、 Y_{\max} 、 Y_{\min} , G_2 在条料方向的高度为 H_0 。如令:

$$D_x = D_h + D_h'$$

$$D_y = D_v + D_v'$$

$$G_v = Y_u - Y_b$$

$$M_x = X_{\max} + X_{\min}$$

$$M_y = Y_{\max} + Y_{\min}$$

则制件的旋转角度为:

$$\alpha = \arctan (D_y/D_x)$$

步距为:

$$S = \sqrt{D_x^2 + D_y^2}$$

条料的宽度可以由下式计算:

$$W = |D_x \sin \alpha - D_y \cos \alpha + (X_u + X_b - M_x) \sin \alpha + (Y_u + Y_b - M_y) \cos \alpha| + H_0$$

材料利用率可以表示为:

$$\eta = 2A / (SW)$$

显然, 在满足约束条件的情况下, D_v 与 D_v' 的取值范围为 $[G_v, -G_v]$ 。对给定的 D_v 与 D_v' , 如何快速求出 G_1 与 G_2 、 G_2 与 G_1' 的相对水平位置 D_h 、 D_h' , 是本算法的关键。

为了求解 D_h 、 D_h' , 可把制件的等距放大图 G_2 沿纵坐标方向 N 等分, 以水平线

$$Y_i = Y_{\min} + i(Y_{\max} - Y_{\min})/N \quad (0 \leq i \leq N)$$

来与 G_2 相交, 通过求解方程得到相应坐标 $(X_{1i}, X_{2i}, X_{3i}, X_{4i}, \dots, X_{(n-1)i}, X_{ni})$ (n 为交点个数), 这样, G_2 的轮廓可以看作是由一系列等距水平形线段 $X_{1i}, X_{2i}, X_{3i}, X_{4i}, \dots, X_{(n-1)i}, X_{ni}$ ($0 \leq i \leq N$) 组成。

设 G_2 最右点与最左点的 X 坐标之差为 D_w , G_1 相对 G_2 的坐标为 $(-D_w, D_v)$ 。如图 1.7-20 所示 (为清晰起见, 图中 G_1 与 G_2 之间留有间隔)。

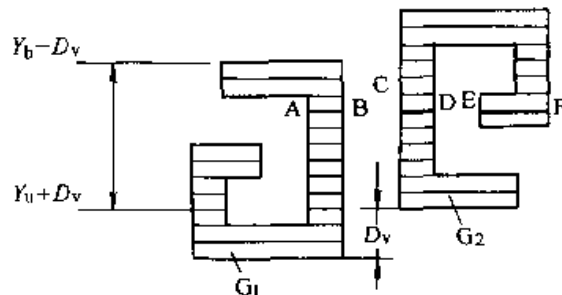


图 1.7-20 求解 D_h 的原理图

$$\text{令 } D_v = i(Y_{\max} - Y_{\min})/N \quad (0 \leq i \leq N)$$

则在纵坐标范围 $[Y_b + D_v, Y_u - D_v]$ 内, 构成 G_1 的水平线段与构成 G_2 的水平线段正好水平对齐。在此范围内, 任取 G_1 的一段水平线段 AB , 在 G_2 中与之对应的是水平线段 CD 、 EF 。此时, 水平移动 AB 使之不与 G_2 相交的解可以通过 AB 、 CD 、 EF 的端点坐标求得。定义此解为线段 AB 对 G_2 的可动区间, 记为 $\overline{X_{AB}}$, 则 $\overline{X_{AB}}$ 的形式如下:

$$\overline{X_{AB}} = \{x | x_1 \leq x \leq x_2, x_3 \leq x \leq x_4, \dots, x_{n-1} \leq x \leq x_n, x_1 < x_2 < x_3 < x_4 < \dots < x_{n-1} < x_n\}$$

设在纵坐标范围 $[Y_b + D_v, Y_u - D_v]$ 内, G_2 有 m 条水平线段, 每条水平线段对应的可动区间分别为 $\overline{X_1}, \overline{X_2}, \dots, \overline{X_{m-1}}, \overline{X_m}$, 则 G_1 对 G_2 的可动区间为

$$\overline{X_{G_1 G_2}} = \overline{X_1} \cap \overline{X_2} \cap \dots \cap \overline{X_{m-1}} \cap \overline{X_m}$$

$$= \{x | x_1 \leq x \leq x_2, x_3 \leq x \leq x_4, \dots,$$

$$X_{n-1} \leq X \leq X_n, X_1 < X_2 < X_3 < X_4 < \dots < X_{n-1} < X_n$$

此即为 D_h 的取值。

类似地, 可以求出 G_1 对 G_1' 的可动区间 $\overline{X_{G_1 G_1'}}$ 。 G_1' 对 G_2 的可动区间 $\overline{X_{G_1' G_2}}$ (D_h' 的解), G_2 对 G_2' 的可动区间 $\overline{X_{G_2 G_2'}}$, 可分别由 $\overline{X_{G_1 G_2}}$, $\overline{X_{G_1 G_1'}}$ 导出。

由于 D_h 与 D_h' 的值是一个取值范围, 故在进行排样时, 对组成 D_h 与 D_h' 的各区间 $[X_{j-1}, X_j]$ 进行等分, 分别令 D_h 、 D_h' 为各等分, 然后进行优化计算。

在进行优化排样前, 可先求出 D_v 取值范围 $[0, (Y_{\max} - Y_{\min})]$ 内的各个 G_1 对 G_2 的可动区间 $\overline{X_{G_1 G_2}}$, 构成 G_1 对 G_2 的可动区间表。类似地, 还需求出 G_2 对 G_1' , G_1' 对 G_2 , G_2 对 G_2' 的可动区间表, 供排样时查询。同时, 也可利用可动区间表来判定两图形是否重叠, 做法是: 先求出两图形的相对位置, 然后判断此相对位置是否包含在两图形的可动区间表中。如果包含, 则两图形不重叠; 否则两图形重叠。这样一来, 优化排样时两图形是否重叠的判定就只需进行简单的数字比较, 极大地提高了优化排样的速度。

在条料宽度的表达式中, H_a 是与零件的转角相关的。为了避免对某一 α 反复求解其 H_a , 可在 α 的取值范围 $[0, \pi]$ 内按一定精度等分, 例如按 0.1° 等分, 然后求出各个角度的 H_a , 形成高度函数表, 供排样时查询。

综上所述, 对头双排的优化排样算法可归纳如下:

- 1) 获取冲裁件的轮廓信息, 并将其等距放大 $\Delta/2$ (Δ 为搭边值), 放大后的图形称为 G_1 , 并初始化 $\eta_0 = 0$ 。
- 2) 将 G_1 用水平线沿纵坐标方向 N 等分, 求得组成 G_1 的水平线段的坐标值。 N 的取值应使相邻的水平线段间距小于 0.1 mm 。
- 3) 根据 G_1 与 G_2 的关系, 利用 2) 的结果求得组成 G_2 的水平线段的坐标值。
- 4) 分别计算 G_1 对 G_2 的可动区间表, G_2 对 G_2' 的可动区间表。
- 5) 利用 4) 的结果求 G_1' 对 G_2 的可动区间表, G_2 对 G_2' 的可动区间表。
- 6) 将角度范围 $[0, \pi]$ 按 0.1° 等分, 求高

度函数表。

7) 在 D_v 的取值范围 $[G_v, -G_v]$ 内, 取某一 D_v 。

8) 在 D_v' 的取值范围 $[G_v, -G_v]$ 内, 取某一 D_v' 。

9) 求 G_1 与 G_2 , G_2 与 G_1' , G_1 与 G_1' , G_1 与 G_2' , G_2 与 G_2' 的相对位置。

10) 从 G_1 对 G_2 的可动区间表中查询 D_h 的值, 用 0.1 mm 等分其区间, 然后取一具体的值。

11) 从 G_2 对 G_1' 的可动区间表中查询 D_h' 的值, 用 0.1 mm 等分其区间, 然后取一具体的值。

12) 利用 G_1 对 G_1' , G_1 对 G_2 , G_2 对 G_2' 的可动区间表判断 G_1 与 G_1' , G_1 与 G_2' , G_2 与 G_2' 是否重叠, 如重叠, 则转 11), 取另一 D_h' 。

13) 计算零件转角 α 、步距 S , 然后查高度函数表, 计算条料宽度 W 。然后计算 η , 如 η 大于 η_0 , 则存储当前排样方案, 令 η_0 等于 η 。

14) 转 11), 取另一 D_h' , 直到取完 D_h' 为止。

15) 转 10), 取另一 D_h , 直到取完 D_h 为止。

16) 转 8), 取另一 D_v' , 直到取完 D_v' 为止。

17) 转 7), 取另一 D_v , 直到取完 D_v 为止。

18) 输出最后存储的方案, 即最优方案。

该算法的基本思想和实施方法, 同样适用于普通单排、普通双排与对头单排的优化排样。其特点是对凸图形和凹图形都能得到完全正确的结果, 能处理嵌套的情况, 且运行速度相当快, 仅需 $10 \sim 30 \text{ s}$ 。

4 冲裁工艺方案的设计

冲裁工艺方案合理与否, 直接影响产品的质量、生产率和模具寿命, 所以工艺方案设计模块是冲裁模 CAD/CAM 系统的重要组成部分。冲裁工艺方案设计的主要内容包括选择模具类型, 即采用单冲模、复合模还是连续模, 以及确定单冲模和连续模的工步与顺序。

4.1 模具类型的选择

由计算机设计冲裁工艺方案, 首先必须建立

设计模型。在工艺方案设计中，选择模具类型通常遵循以下准则：

1) 制件的尺寸精度 当制件内孔与外形间或内孔间定位尺寸精度要求较高时，应尽可能采用复合模，这是因为复合模冲出的制件精度高。

2) 制件的形状与尺寸 当制件的料厚大于5 mm、外形尺寸大于250 mm时，不宜采用连续模。若制件的孔或槽间（边）距太小，或悬臂既窄又长时，不能保证复合模的凸凹模强度，故宜采用单冲模或连续模。

3) 生产批量 由于复合模和连续模生产率高，所以大批量生产的制件宜采用连续模或复合模。

4) 模具加工条件 复合模和连续模结构复杂，对加工条件要求较高。

上述准则中，有的可以用数学模型描述，有的则不便于用数学模型描述。例如，可以采用搜索和图形类比方法，由产品模型中求得最大外形尺寸、尺寸精度，判断孔、槽间距是否满足要求，凸模安装位置是否发生干涉等，从而确定能否采用复合模。对于不便于采用数学模型描述的条件，可采用人机对话方式，由用户根据实际情况作出决定。

模具类型选择的程序框图示于图 1.7-21。选择、判断的过程是按料厚、外形尺寸、孔槽间（边）距、孔位尺寸精度和凸模安装位置是否干

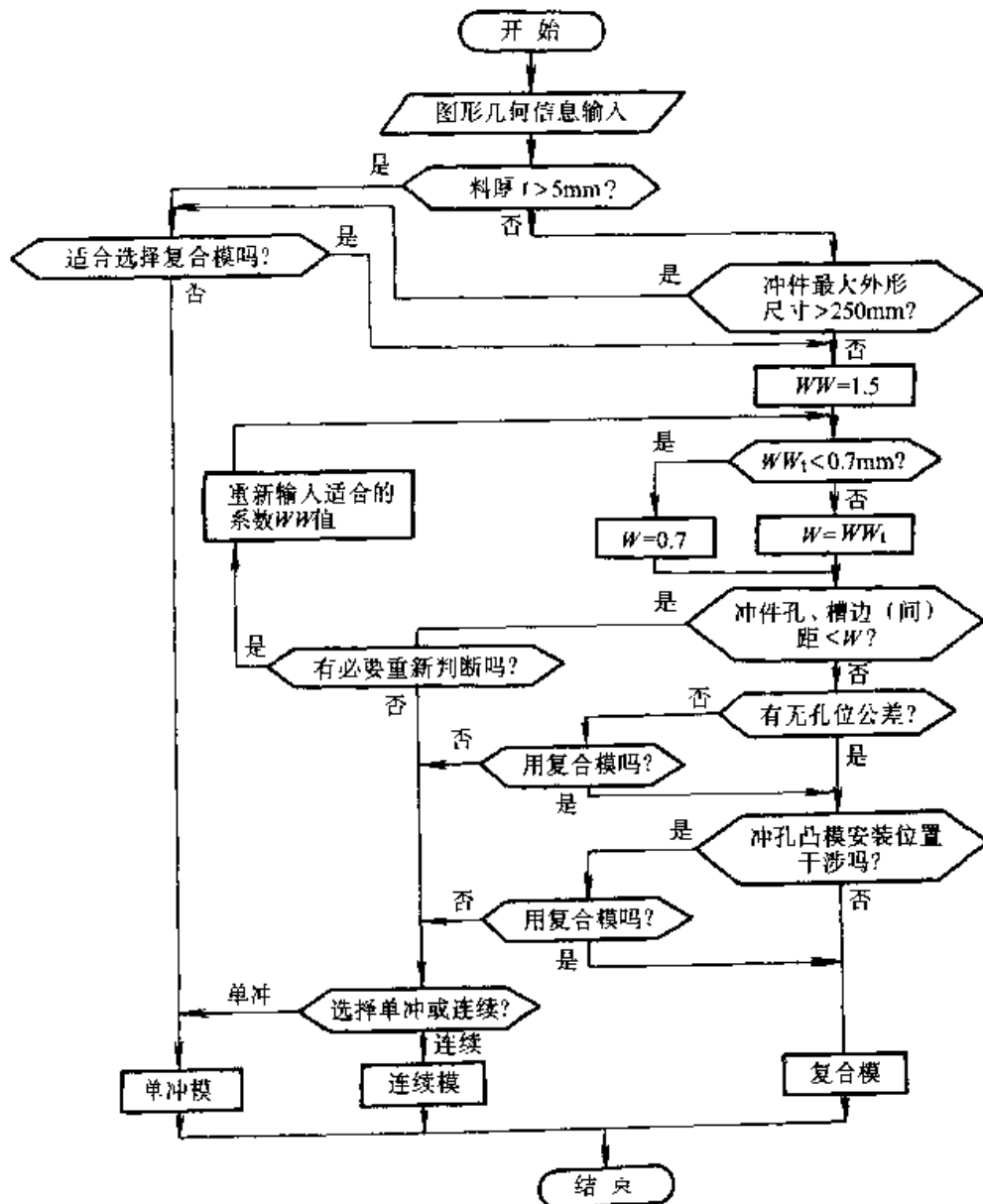


图 1.7-21 模具类型的选择过程

涉的顺序进行的。在程序运行过程中,安排了数处人机对话。例如,当发现某一孔槽间(边)距小于 W ($W=1.5t$)时,询问是否有必要重新判断。用户可决定是否要对 W 值进行调整。当程序已判断不能使用复合模时,仍允许用户根据生产批量和模具加工条件等因素决定采用单冲模或连续模。这种将经验判断与程序自动判断相结合的方法,不仅可达到设计的高效率,而且可保证工艺方案的合理性。

在选择模具类型的程序中,冲裁零件的最大外形尺寸和孔、槽间(边)距可以自动确定。判断孔、槽间(边)距的值是为了保证复合模壁厚不小于一定的值,以保证其强度。为此,可将轮廓图形等距缩放一定值,然后判断各图形是相离还是相交。若内外轮廓或内轮廓间相交,则冲裁件的孔边(间)距不能满足复合模的要求。

4.2 连续模的工步设计

连续模是在压力机的一次行程中,在不同工位上完成多道工序的模具。在设计连续模时,首先进行工步设计,包括确定工步数,安排工序顺序和设计定位装置等。连续模的工步设计,直接影响模具的结构和质量。工步设计须综合考虑材料利用率、尺寸精度、模具结构与强度,以及冲切废料等问题。

连续冲裁模的工步设计一般遵循以下原则:

- 1) 为保证模具强度,将间距小于允许值的轮廓安排在不同工步冲出。
 - 2) 有相对位置精度要求的轮廓,尽量安排在同一工步上冲出。
 - 3) 对于形状复杂的零件,有时通过冲切废料得到制件的轮廓形状。
 - 4) 为保证凹模、卸料板的强度和凸模的安装位置,必要时可增加空工步。
 - 5) 落料安排在最后工步。
 - 6) 为减小模具尺寸,并使压力中心与模具中心尽量接近,将较大的轮廓安排在前面的工步。
 - 7) 设计合适的定位装置,以保证送料精度。
- (1) 位置精度关系模型和干涉关系模型的建立

为了在工步设计时将位置精度要求的轮廓放在同一工步,而将间距小于一定值的轮廓设置

在不同工步,建立了位置精度关系模型和干涉关系模型。

冲裁件图形为多个轮廓的集合,可表示为

$$A = \{K_1, K_2, \dots, K_i, \dots, K_n\}$$

式中 K_i 表示组成冲裁件图形的第 i 个轮廓。定位尺寸有精度要求的轮廓组成了集合 A 上的一个关系 ρ_1 。 ρ_1 包括了全部有位置精度要求的孔。若两轮廓 K_i 和 K_j 间的定位尺寸有精度要求,则序偶 $(K_i, K_j) \in \rho_1$ 。由 ρ_1 可形成位置精度关系矩阵

$$M_1 = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & \dots & a_{1n} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ a_{n1} & a_{n2} & \dots & a_{nn} \end{bmatrix}$$

$$a_{ij} = \begin{cases} 1 & \text{若 } (K_i, K_j) \in \rho_1 \\ 0 & \text{若 } (K_i, K_j) \notin \rho_1 \end{cases}$$

式中, $1 \leq i, j \leq n$, n 为轮廓个数。

为了确定关系 ρ_1 ,必须判别各轮廓间的位置尺寸关系。冲裁件图形的输入方法不同,建立的冲裁件几何模型不同,判别轮廓间位置尺寸关系的方法也不相同。

为保证凹模的强度,须使各型孔间的壁厚大于一定值。为此,可将冲裁件图形的内轮廓等距放大,然后判断各等距放大图形是否相互干涉。相干涉的轮廓组成了冲裁件轮廓集合 A 上的关系 ρ_2 。若两轮廓 K_i 和 K_j 间相互干涉,那么序偶 $(K_i, K_j) \in \rho_2$ 。与位置精度关系类似,可形成干涉关系矩阵

$$M_2 = \begin{bmatrix} b_{11} & b_{12} & \dots & b_{1n} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ b_{n1} & b_{n2} & \dots & b_{nn} \end{bmatrix}$$

$$b_{ij} = \begin{cases} 1 & \text{若 } (K_i, K_j) \in \rho_2 \\ 0 & \text{若 } (K_i, K_j) \notin \rho_2 \end{cases}$$

式中, $1 \leq i, j \leq n$, n 为轮廓个数。

矩阵 M_1 和 M_2 皆为对称矩阵,这是因为位置精度关系和干涉关系具有对称性的缘故。程序在自动完成工步设计时,以矩阵 M_1 和 M_2 为参考矩阵,便可将有位置精度要求的轮廓置于同一工步,而将间距小于允许值的轮廓安排在不同工步。

(2) 工步的设计过程

图1.7-22所示为一个冲裁模CAD/CAM系统设计连续模工步的过程。首先,输入冲裁件的

几何模型和优化的毛坯排样方案。接着，搜索确定定位尺寸有精度要求的内轮廓，形成位置精度关系矩阵 M_1 。

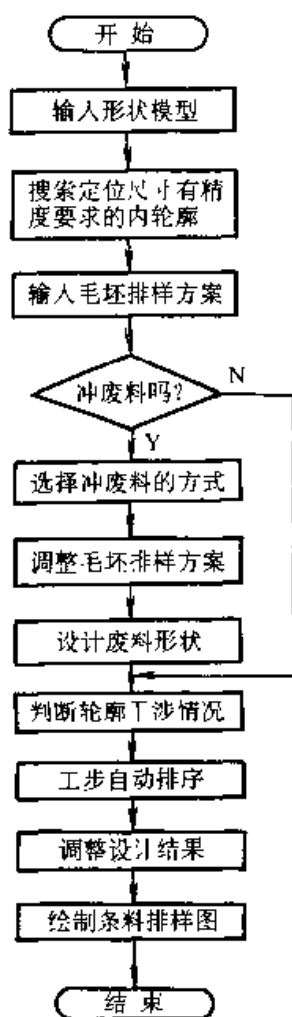


图 1.7-22 工步设计流程图

为避免过长的悬臂和窄槽，以保证凸模和凹模的强度，有时采用冲切废料的方式冲出零件轮廓。有许多尺寸小、形状复杂的零件，只有用切废料的方法才能冲出。程序可设计三种形式的废料形状，即局部废料、对称双排套裁废料和完全冲废料（图 1.7-23）。对于完全冲废料的情况，以后不必设置落料工步。根据选择的废料形式，可对毛坯排样方案加以调整，以便于废料的冲制。废料形状的设计采用在屏幕上交互作图的方法完成。设计的废料轮廓形状将与原零件的轮廓一起参与工步排序。

在建立了位置精度关系模型和干涉关系模型之后，工步排序的问题即转换为将轮廓集合 A 划分为若干子集 B_i 的问题，即存在以下关系：

$$\bigcup_{i=1}^m B_i = A$$

每个子集为一个工步上冲制轮廓的集合，子集的个数即为工步数。

自动排序时，尽量将有位置精度要求的轮廓分配在同一工步。因此，对于轮廓 K_i 和 K_j ，如果矩阵 M_1 的元素 $a_{ij} = 1$ ，则尽量分在同一工步。对于互相干涉的轮廓，自动排序时须将其分配在不同工步。所以，对于轮廓 K_i 和 K_j ，若矩阵 M_2 的元素 $b_{ij} = 1$ ，则将其分在不同工步。冲制定位孔的工步放在开始位置。除完全冲废料的情况外，落料工步布置在最后。为了使压力中心和模具中心尽量接近，并减小模具尺寸，在工步排序时将轮廓周长较大子集排列在前面的工步。

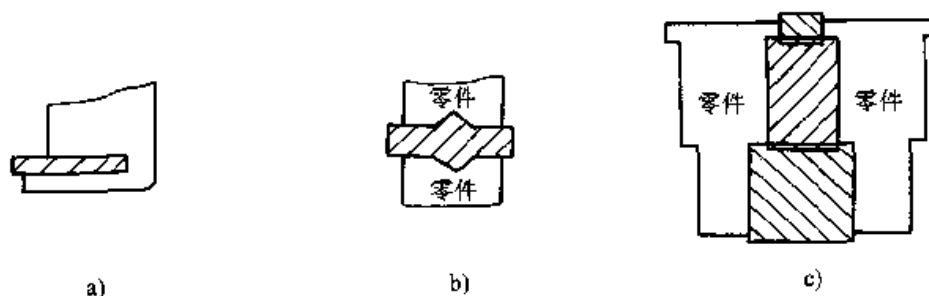


图 1.7-23 三种形式的废料

a) 局部废料 b) 双排套裁废料 c) 全冲废料

由于影响工步设计的因素很多，并且有些因素例如生产条件、模具加工能力等，难以定量，所以完全依靠自动设计工步，有时会产生零件不相容的设计结果。因此，工步自动

安排完毕后，将条料排样图显示在屏幕上，用户可操纵光标移动轮廓形状，改变轮廓组合，设置空工步，增加工步数，直至获得满意的工步设计。

图 1.7-24 为一冲裁件的条料排样图。

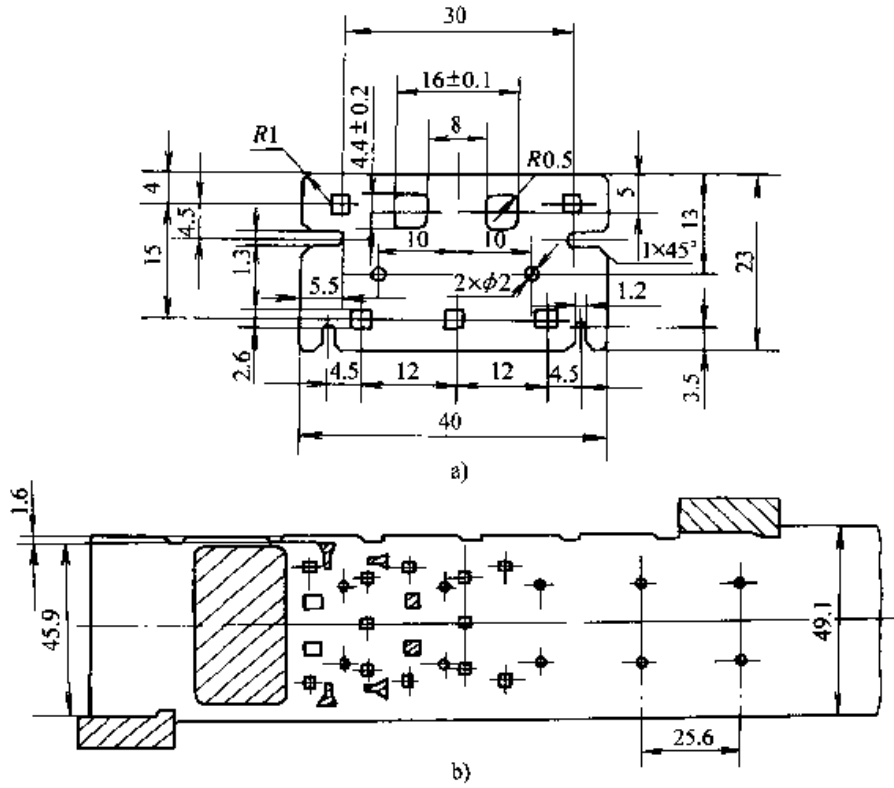


图 1.7-24 条料排样图
a) 制件图 b) 排样图

5 冲裁模结构设计

5.1 冲裁模结构设计子系统的功能结构

冲裁模 CAD/CAM 系统中的结构设计子系统完成简单冲裁模、复合冲裁模和级进冲裁模的结构设计。系统包括总装设计模块、零件设计模块、结构修改模块、工程绘图模块及零件图管理模块五大部分。总装设计模块进行总装关系、总

装位置的设计和总装图的生成；零件设计模块完成模具零件形状及尺寸的设计，数据库和图库存储模具标准零件与模具标准结构；工程绘图模块为用户提供快速生成剖面线、指引线等功能；零件图管理模块对模具中所有零件进行管理，允许用户随时调用零件图或总装图以便进行修改和编辑。模具结构设计系统的功能结构如图 1.7-25 所示。

模具结构设计模块是以 AutoCAD 为支撑软

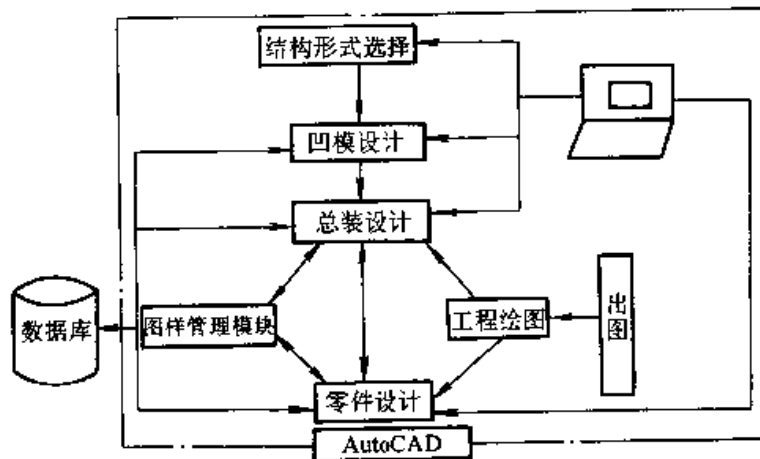


图 1.7-25 结构设计子系统功能结构

件, 经过二次开发形成的。系统的所有模块由一个主控菜单进行管理, 用户通过调用屏幕上的菜单驱动各功能模块。各功能模块相互独立, 模块间的数据交换按一定的数据结构实现。

5.2 总装图设计

如何快速生成模具总装图是当前模具 CAD 的一个重要研究课题, 由于装配图视图复杂, 给计算机绘制带来很大的困难, 简单的图形叠加, 不能清楚地描述各零件间的装配关系, 不便于总装图的修改。在这里模具结构 CAD 采用以零件为对象, 通过定义零件在总装中的安装关系, 采用连动的方法进行总装图设计。在冲裁模具设计中, 将模具零件分为板类和杆类。板类包括上下底板、凹模板、垫板、固定板等; 杆类包括凸模、螺钉、销钉、推杆等。板类零件的安装关系主要为平面接触关系, 即上平面与哪块板接触, 下平面与哪块板接触; 杆类零件的安装关系即为穿过的关系。

如图 1.7-26 所示, 在图中上底板、凸模固定板、垫板中穿过一只螺钉, 其设计过程如下:

- 1) 选择螺钉穿过的板, 如图中的上底板、垫板、凸模固定板;
- 2) 利用参数化, 输入螺钉的各尺寸;
- 3) 根据螺钉穿过的板及位置, 画出螺钉图;
- 4) 对穿过的各板, 根据板与螺钉的安装关

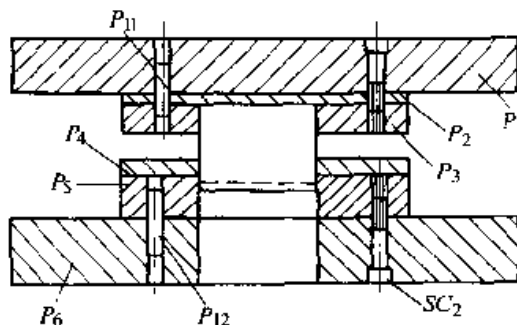


图 1.7-26 冲裁模装配设计

系及相对位置计算出此板与螺钉的安装孔形状尺寸。如固定板与螺钉为螺纹安装关系, 则程序根据螺钉的位置, 在固定板的对应位置上绘出螺纹孔。

面向零件的设计方法, 使模具总装图中剖面线绘制、指引线、明细表的生成速度加快, 如在剖面线绘制模块中, 用户只需用光标点取所要绘制剖面线的零件, 程序则自动根据零件名过滤掉总装图中其他零件。如要绘制图 1.7-26 中凸模固定板的剖面线, 用户用光标点取固定板后, 程序通过对总装图过滤得到要绘制剖面线的图形为图 1.7-27a, 然后程序根据图 1.7-27a 中各形状特征的性质, 进行图形并、交、差运算, 由此确定绘制剖面线的区域, 如图 1.7-27b 所示的封闭环, 最后, 对这些封闭环逐个绘制剖面线 (图 1.7-27c), 而完成一个零件的剖面线的绘制 (图 1.7-27d)。

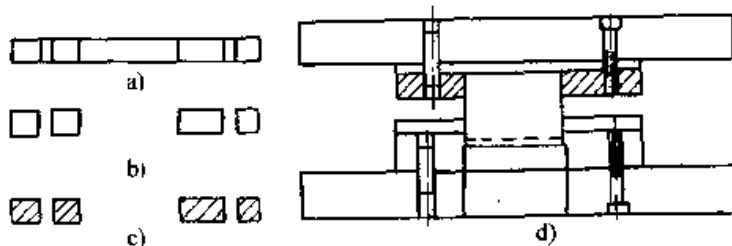


图 1.7-27 剖面线绘制过程

5.3 凹模与凸模设计

凹模和凸模设计分为刃口尺寸计算、标注和外形设计两部分。

(1) 刃口尺寸计算与标注

CAD 系统中冲裁模刃口尺寸计算的基本原则与手工计算相同。落料件应以凹模为设计基准, 配制凸模; 冲孔时则以凸模作为设计基准, 配制凹模。同时应考虑刃口在使用过程中将有磨

损, 落料件尺寸随凹模刃口尺寸的磨损而增大, 而冲孔的尺寸则随凸模的磨损而减小。将随磨损而增大的尺寸定义为 A 类尺寸, 变小的尺寸定义为 B 类尺寸, 而磨损后不产生变化的尺寸为 C 类尺寸, 同时考虑手工设计时将落料与冲孔分开, 但实际上落料模中的 A 类尺寸与冲孔模中的 B 类尺寸属于同一种型式, 为便于计算机处理, 故统一成三类尺寸:

$$A_D = (A_{\max} - x\Delta)^{+\frac{\Delta}{2}}$$

$$B_D = (B_{min} + x\Delta) - \delta$$

$$C_D = (C_{min} + 0.5\Delta) \pm \delta \text{ (当制件为 } C^+ \delta \text{ 或 } C - \delta \text{)}$$

$$C_D = C \pm \delta \text{ (当制件为 } C \pm \Delta \text{)}$$

式中 A_D, B_D, C_D ——分别为三类模具刃口尺寸;
 $A_{max}, B_{min}, C_{min}$ ——相应制件最大或最小尺寸;
 Δ ——制件公差;
 δ ——模具制造公差。

由上述计算公式可见刃口尺寸计算主要需区别三类尺寸。识别三类尺寸的方法，一种是可以从产品图输入时建立的几何形状与尺寸关系模型中识别。第二种是采用“刃口磨损模拟法”，该方法的基本原理是按照落料件尺寸在刃口磨损后增大、冲孔则减小的原则将图形进行放大与缩小，然后建立一新的几何图形，计算出该图的节点坐标，利用相关点求出新图形的相关尺寸，最后将新图形的相关尺寸与原始尺寸逐一进行比较，即可完成全部尺寸的类型识别。

刃口尺寸的标注可以从产品模型中进行搜索，首先将尺寸自动排序并进行标注，然后用交互设计方法进行修改。

在刃口尺寸半自动标注过程中，常常对于形状全等的所有刃口只标注一次，因而，系统应具备判断全等图形的功能，其算法分三步进行。首先，根据组成图形的元素总数，直线总数和圆弧总数是否相同，找出可能会全等的图形；然后，再从满足上述条件的图形中依次取三点组成三角形，判断各图形对应的三角形是否全等，确定出初步全等图形；最后，通过判断图形上对应的弧所形成的弓形是否全等来确定是否全等的图形。

(2) 凹模设计

凹模的外形尺寸应保证凹模的强度，以承受冲裁时的载荷。凹模的外形通常是方形或圆形，凹模的外形尺寸的计算方法是根据凹模的刃口尺寸最大值 b 和冲裁件的材料厚度 t ，查表确定凹模的厚度和刃口距凹模边缘的壁厚 c ；然后再依据模具中心与压力中心重合的原则确定凹模的外形尺寸及刃口的位置。

凹模的刃口部分有图 1.7-28 所示的四种形式，选用哪种型式用户用光标进行选择，这四种刃口部分的台阶高度和锥度，由程序根据料厚自动查表确定。凹模的设计过程如图 1.7-29 所示。

(3) 凸模设计

凸模设计模块可以进行图 1.7-30 所示的凸

模设计，凸模的型式由用户利用光标在图象菜单中选择。凸模的长度可由用户交互输入，亦可由程序通过计算用户点取的二板间的距离自动确定。凸模上其他尺寸也可由用户交互输入，或查找数据库确定。程序自动生成凸模图。此外，程序根据凸模的安装位置，自动计算出凸模穿过的板上的孔形及尺寸。凸模的设计过程如图 1.7-31 所示。

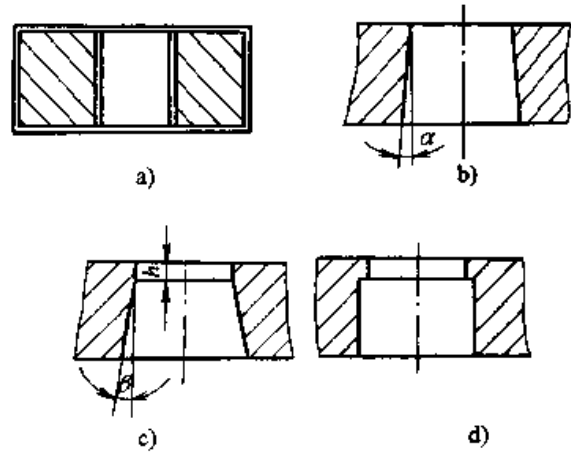


图 1.7-28 凹模型式

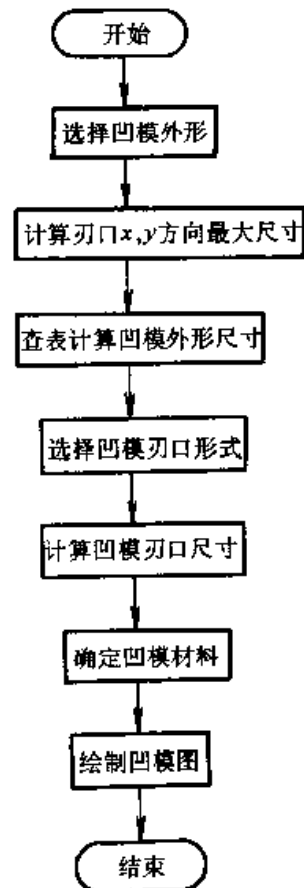


图 1.7-29 凹模设计流程图

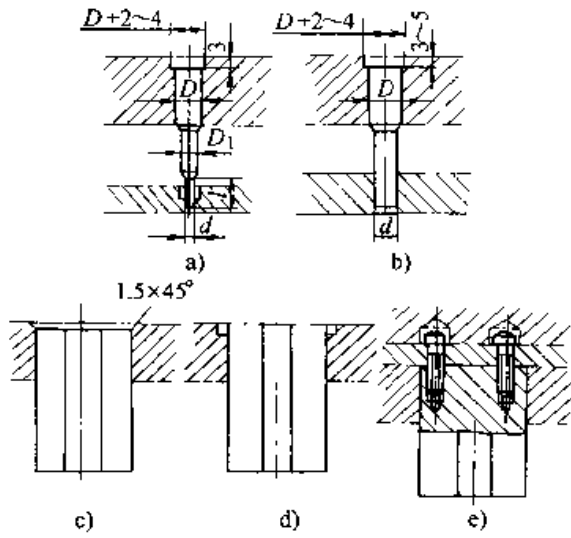


图 1.7-30 凸模型式

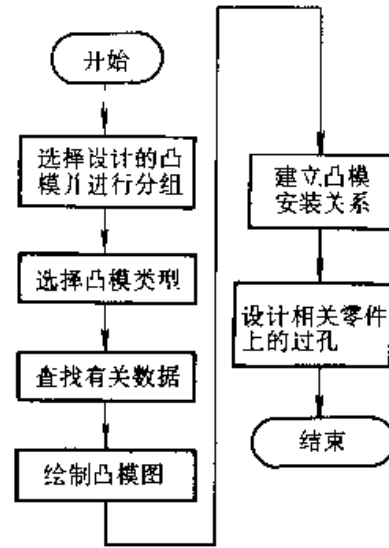


图 1.7-31 凸模设计过程

第 8 章 级进模 CAD

级进模是冲模的一种,又称为连续模,是在压力机的一次行程内,在模具的不同工位上完成多道冲压工序。一个复杂的冲压零件,用一副多工位级进模即可冲制完成,一副模具上往往有数十个工序。由于受模具与压力机大小的限制,一般级进模只能用于中、小零件的生产。

1 级进模设计内容及过程分析

级进模设计内容包括工艺性分析、毛坯展开、毛坯排样、条料排样、压力与压力中心计算、压力机选择、模具结构设计及模具图绘制。其中,毛坯排样、压力与压力中心计算与冲裁模设计一样,故这里不再介绍。

(1) 工艺性分析

工艺性分析是判断冲压件成形的工艺可行性,即判断该产品零件是否符合冲压工艺的要求。

例如,对于弯曲件,要求弯曲处的圆角半径不能小于最小弯曲半径,弯曲直边长度不宜过小,否则回弹大;若弯曲件上有孔,则要求孔壁与弯曲处有适当距离,以防止孔变形,否则应先弯曲后冲孔。对于拉深件,圆角半径不能过小,否则容易破裂;拉深件上的孔均在拉深后冲制。

工艺分析还包括冲压件精度分析等。有关工艺性判断项目的最小允许值见本模具设计大典第 3 卷。

(2) 毛坯展开

毛坯展开是将弯曲件或拉深件展成平板毛坯,形成毛坯展开图。

弯曲件毛坯展开通常是根据板料弯曲时应变中性层长度不变的原则,确定其展开长度和尺寸。

对于拉深件,其毛坯展开方法根据产品形状不同而定,对称旋转件零件采用成形前后面积相等的原则,不考虑材料厚度的变化。对于矩形件则圆角部分按拉深毛坯展开,直边部分按弯曲展开。

(3) 条料排样

条料排样包括冲压件每道加工工序性质、形

状、尺寸的设计与计算,工序的排列与布置,载体设计以及定位方式的选择与位置布置等。其中载体是条料的一部分,载体与制件或制件与制件之间连接部分称为搭边。载体的作用主要是运送制件到各工位进行冲裁、弯曲、翻边、拉深、成形等,并且能使制件在冲压过程中始终保持送进稳定、定位准确而顺利地加工出来。载体设计包括载体形式选择与尺寸计算。条料排样完成后,凹模工作部分的布置与形状也就基本上定下来了。所以条料排样直接关系到模具各工序加工的协调与稳定,关系到冲压件精度、加工效率、材料利用率、以及模具结构的复杂程度与寿命。因此条料排样是级进模设计中关键的一步,是模具结构设计的主要依据。

(4) 模具结构设计

模具结构设计时,首先进行模具结构形式的选择,包括送料、卸料、托料、导向、定位方式的选择以及凹模与凸模形式的选择(整体式、拼块式、嵌块式),进而确定辅助装置,如安全装置、保护装置、限位装置等。

模具结构设计完成后即可进行总装配图设计,确定各模具零件的结构形式及尺寸。图 1.8-1 为多工位级进模设计步骤简图。

由上述内容可知,级进模设计过程是很复杂的,级进模的加工精度要求也很高。除此之外还具有以下特点:

1) 经验性。手工设计级进模时,其条料排样与结构设计主要由技术人员凭经验,考虑产品成形的可能性及结构的合理性进行设计,没有一套完整的设计准则可行。因此,建立 CAD 系统时必须总结技术人员的经验,按板料成形规律建立一套系统的设计准则。

2) 不确定性。因为级进模设计主要是凭个人的经验,因此同一产品零件,由不同人进行模具设计时,其所采取的方案往往不同,所以在 CAD 系统中不仅要建立标准结构,而且要有优选方案的功能。

3) 调试及计算机模拟。由于级进模设计的

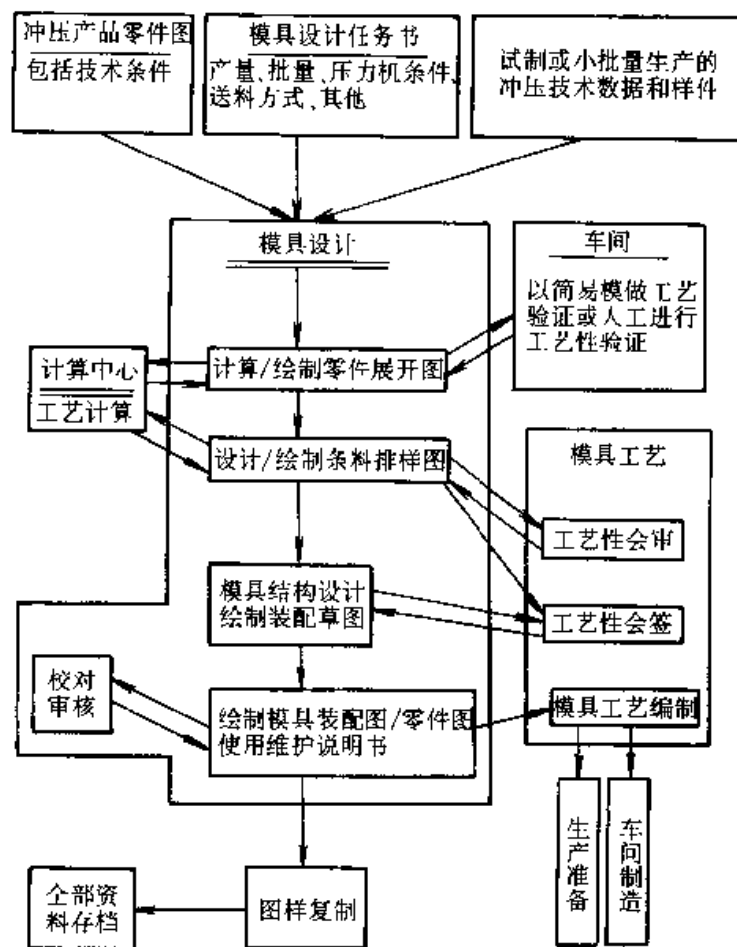


图 1.8-1 多工位级进模设计步骤

成功与否主要取决于人的经验，因此往往一副模具设计与加工完后，必须经过生产中的调试、修配才能投入正式生产，为了缩短生产周期，在 CAD 系统中应进一步采用计算机模拟技术，以便对冲压件的成形状态与模具运动情况进行检查，达到减少模具调试时间的目的。

2 级进模 CAD 系统的结构与功能

2.1 系统的总体结构

冲压成形工艺的设计，是一个非常复杂的设计任务，需考虑诸多因素。而且，级进模结构本身亦非常复杂，有时多达上百个零件，这就要求级进模 CAD 系统应具有相应的灵活性、易操作性，以使用户能方便快捷地设计出级进模。另一方面，各个企业所采用的级进模结构形式、设计方法及相关标准可能都有所不同，这就要求系统应具有相应的可扩充性，使用户可根据自己的需要，对系统进行定制处理，以满足设计要求。

根据级进模设计的性能要求和系统的功能需求，可建立如图 1.8-2 所示的级进模 CAD 系统的总体结构。

1) 基于特征的冲压工艺设计 影响冲压成形工艺设计的因素很多，目前还难以实现自动设计。采用基于特征的设计方法，可将交互和自动处理有机地结合在一起。该功能模块主要包括毛坯展开、毛坯排样、条料排样及显示处理等功能。

2) 模具结构及零件设计 模具的总装结构决定了模具零件的形状及尺寸，同时模具零件反过来又会影响模具的总装结构。为保证设计结果的一致性，同时使设计过程符合设计人员的习惯，模具结构及零件的设计采用自上向下的设计方法，设计人员直接在装配结构中设计相关的模具零件。该功能模块主要包括模架设计、工作件设计（凸模、凹模等）、标准件选用及辅助装置设计等功能。

3) 工程图样生成 由于工程图样是模具制

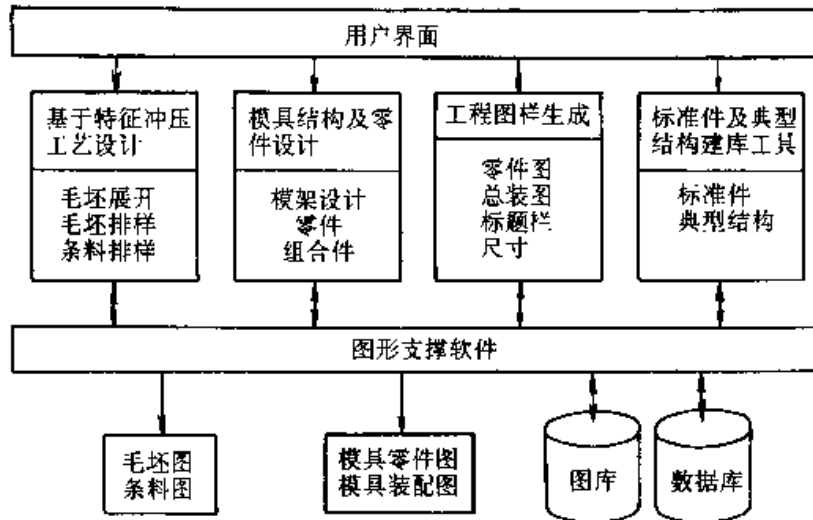


图 1.8-2 级进模 CAD 系统的总体结构

造过程中不可缺少的技术文件，为此，需提供相应的功能来快速生成符合要求的工程图样。该功能模块主要包括：自动坐标尺寸标注及交互调整、标题栏生成、技术要求及其他相关符号的标注等功能。

4) 模具标准件建库工具 在级进模设计过程中，需采用大量的标准件和典型结构。由于标准化工作目前还不很完善，不同的企业会有不同的标准，因此，级进模 CAD 系统应提供一建库工具，以使用户定制符合本企业规范的标准件和典型结构库。该功能模块主要包括标准件建库、典型结构建库及实例化处理等功能。

2.2 功能模块组成

根据前述的级进模 CAD 系统的总体结构和

模具设计过程的特点，在系统实现时，将相关功能组合在基于特征的冲压工艺设计和级进模结构及零件设计两大模块中。

(1) 基于特征的冲压工艺设计功能模块组成 在该功能模块中，组合了工艺设计相关的内容，如毛坯展开、毛坯排样和条料排样等。不同的特征所对应的冲压工艺设计内容和设计方法是不同的，如弯曲特征的弯曲冲压工艺设计与板特征的废料设计差别很大。因此，需针对不同的特征类型提供相应的处理方法。为定位条料，还需设计附加工艺形状，如导正孔和侧刃孔等。另外，在交互设计过程中，经常需对设计结果进行调整，如工序移动、删除和插入空工位等。图 1.8-3 示出基于特征的冲压工艺设计模块的功能组成。

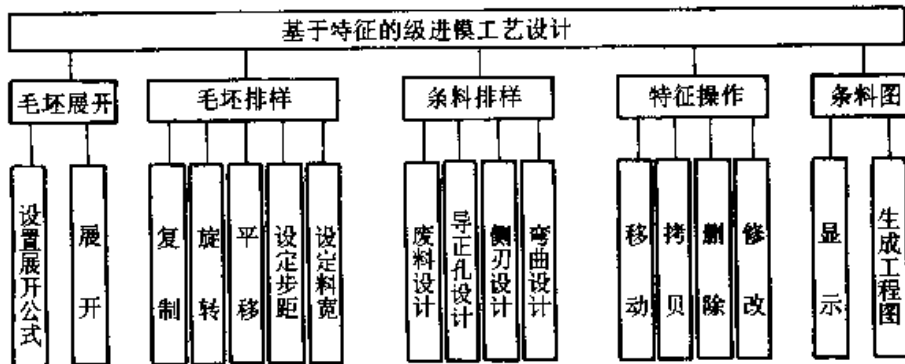


图 1.8-3 基于特征的冲压工艺设计功能组成

(2) 级进模结构及零件设计功能模块组成

该功能模块包括：模架设计及标准件选用模块、工作零件设计模块、辅助设计模块和图样生成模块、标准件及典型结构建库工具。下面分别

对各模块的功能进行介绍：

1) 模架设计及标准件选用模块 完成模架及标准件设计。模架的基本组成包括上模座、下模座、凸模垫板、凸模固定板、卸料板、卸料垫

板、凹模板和凹模垫板。根据需要可改变垫板的数量。设计时，用户交互输入条料的相关尺寸，随后，系统从典型结构库中调出相应的图形和数据文件，并将其实例化后插入到相应的位置。

2) 工作零件设计模块 用于完成工作零件的自动设计，如冲裁凸模、冲裁凹模和标准冲裁凸模的设计。

3) 辅助设计模块 用于完成装配图中零件

的删除、板件开孔的操作。

4) 图样生成模块 用于完成从装配图中生成零件图的功能，包括图形生成、图幅插入、尺寸标注、技术要求编制及零件图管理。

5) 标准件及典型结构建库工具 该模块提供级进模中所有标准件或常用零件及典型结构的参数化建库。

图 1.8-4 所示为级进模结构及零件设计功能模块组成。

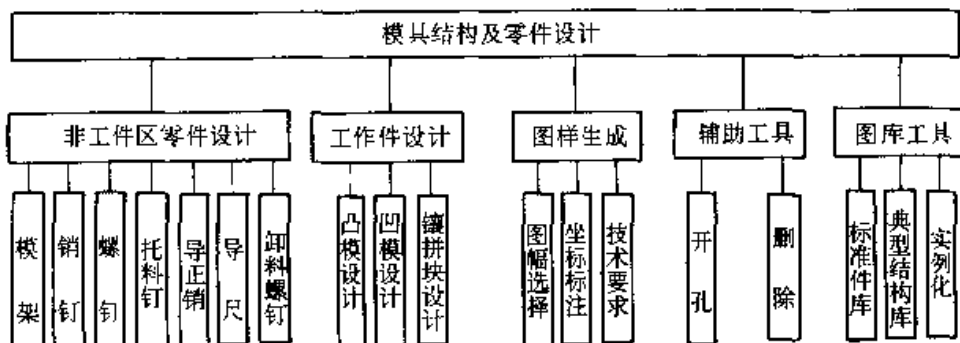


图 1.8-4 级进模结构设计功能模块组成

3 基于特征的冲压工艺设计

3.1 钣金零件的单元特征模型

钣金零件的产品信息是级进模 CAD 系统的基本输入信息。为了实现基于特征的冲压工艺和模具结构及零件的设计，钣金零件的产品信息以特征模型的方式输入到级进模 CAD 系统。因此，需首先建立钣金零件的特征模型。关于钣金零件的特征建模方法可参考本篇第 5 章的内容，此处仅介绍钣金零件单元特征模型的信息结构及组成，以便于后续讨论基于特征的冲压工艺设计方法。

如何根据钣金零件的特点，构造适当的钣金零件特征模型，使其既便于完整有效地描述钣金

零件，又便于后续的冲压工艺设计模块提取所需信息，是实现级进模 CAD 系统的关键之一。根据钣金零件的冲压成形特点，采用面向冲压加工的单元特征建模方法，可有效地解决这一问题。

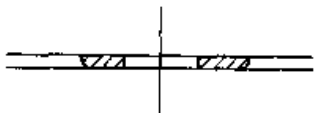

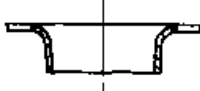

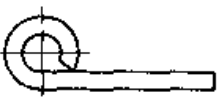



(1) 钣金零件的形状特点

钣金零件一般是由平板或带料毛坯经过成形、弯曲和冲裁等工序加工而成。不同的加工方式会产生不同的形状。从钣金零件的变形特点来看，弯曲变形及拉深变形是产生钣金零件复杂空间形状的主要变形方式，而其他变形方式一般只是在板面上产生凸起、凹陷、缺口、孔等局部形状。钣金零件的这些特点，是面向冲压加工对钣金零件的形状特征进行分类的依据。表 1.8-1 列举了常见的 12 种钣金零件特征。

表 1.8-1 常见钣金零件设计特征

产品特征类型	产品特征截面图	产品特征类型	产品特征截面图
平板		弯曲	
拉深		撕口	

续表 1.8-1.

产品特征类型	产品特征截面图	产品特征类型	产品特征截面图
孔		切口	
翻边		压肋	
卷圆		压印	
局部成形		搭桥	

(2) 板金零件的特征分类

由上述分析可知，板金零件的形状特点实际上可由其变形特点决定，而变形方式一般又与冲压成形工艺之间存在着某种对应关系。图 1.8-5 所示，是从变形语义角度对板金零件特征进行分类的结果。

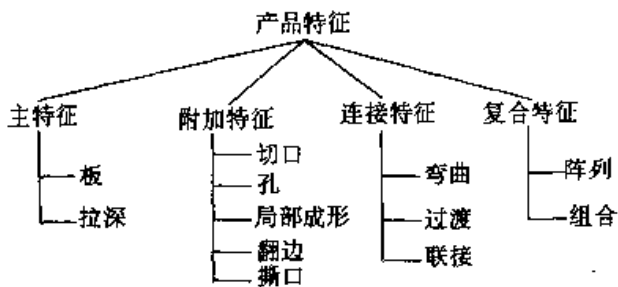


图 1.8-5 板金零件的特征分类

1) 主特征 主特征是用于构造板金零件总体形状的一类特征，表达了板金零件的主要形状，包括平板和成形面。其中，平板表示零件上的平板形状，成形面表示零件上由拉深变形所产生的形状。

2) 附加特征 附加特征是用于修改零件局部形状的一类特征，表达了板金零件的局部形状，是对零件主要形状的补充，如孔、凸起（包括肋、压印等局部成形）、切口、翻边和卷圆等。它们位于或者附加在主特征之上。

3) 连接特征 连接特征是用于将主特征和

附加特征等特征连接在一起的一类特征，描述了板金零件各组成部分之间的连接，也即描述主特征间以及主特征与附加特征间的连接特点，如弯曲连接和过渡连接等。

4) 复合特征 复合特征是由一组简单特征按一定结构关系组合在一起所构成的特征。它分为两类，一类为一组相同特征以一种不相邻的方式（如圆周均布或阵列布置）组合在一起所构成的特征，另一类则为不同的特征按一定关系组合在一起所构成的特征。合理地使用复合特征可以更明确地表示零件的变形特点及其相关语义信息，且还可方便用户的操作，简化特征的描述。

(3) 板金零件的单元特征模型

由于在后续的工艺设计过程中，需对每一个特征几何形状进行处理，为使处理方便，将每一特征从几何上都看作一完整的几何实体，而将组成零件的每一个特征都被表达成一个完整的单元，每个特征单元（与某个特征类相对应）由其形状和变形语义描述，并通过面边关联构成板金零件完整的特征模型，从而可避免复杂的特征几何运算，且使得后续工艺设计时更加方便。图 1.8-6 所示为所采用的板金零件单元特征模型。图中， FC_1, FC_2, FC_n 为单元特征，它们分别包含相应的特征语义和几何描述。FR 表示各单元特征间的关系，它包括相邻关系、父子关系等。

任何钣金零件都是由多个单元特征按照一定的关系组合起来的, 例如图 1.8-7a 所示的一组单元

特征, 按照一定的关系组合在一起即构成一完整的钣金零件, 如图 1.8-7b 所示。

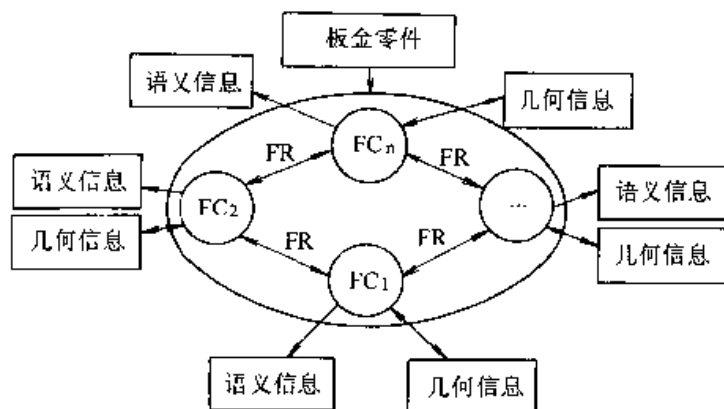


图 1.8-6 钣金零件单元特征模型

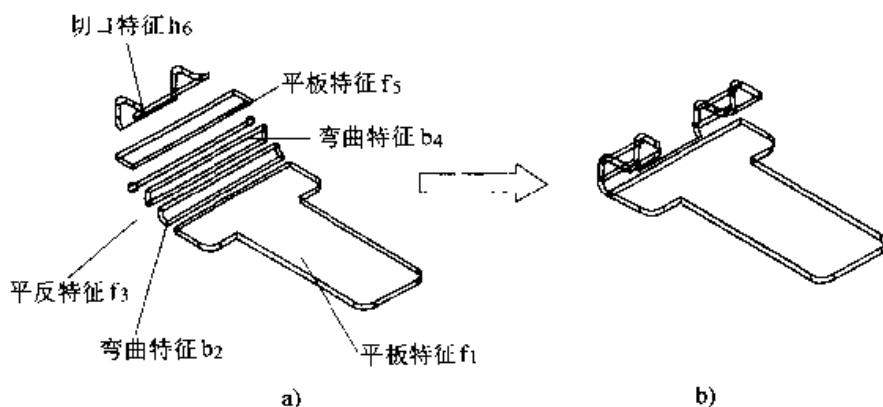


图 1.8-7 钣金零件单元特征组成

图 1.8-7a 中, f_1 和 b_2 、 b_2 和 f_3 、 f_3 和 b_4 以及 b_4 和 f_5 间的关系是相邻关系, b_2 、 f_3 、 b_4 以及 f_5 和 h_6 间的关系是父子关系。按照这种关系构成的钣金零件非常便于特征的展开和弯曲操作, 同时各特征本身的语义信息又为后续的工艺设计提供了所需的工程语义信息。

(4) 冲压工艺特征

所谓工艺特征是指在钣金零件冲压工艺设计过程中所使用的特征, 也即是各种冲压加工工艺, 如弯曲成形、拉深成形、冲孔、切边、撕口等, 它包含有关加工工艺方面的信息, 同时也反映了使板料变形的的方式及其所能加工出的形状。为了将钣金零件单元特征模型中的特征转换成相应的工艺特征, 需要对工艺特征进行分类。

根据钣金零件的变形特点和模具设计的要

求, 工艺特征被分为冲裁、弯曲、拉深、翻边和局部成形五类, 如图 1.8-8 所示。冲裁类包括冲废料、冲孔和切断等; 弯曲类包括 U 形弯曲、阶梯形弯曲和单角弯曲等; 拉深类包括圆筒形拉深、方盒形拉深和腰圆形拉深等; 局部成形类包括撕口、局部成形和搭桥等。

有时可将上述工艺特征组合在一起构成一个复合工艺特征, 如撕弯工艺特征是由弯曲和撕口两种工艺特征组合在一起构成。

3.2 基于特征的冲压工艺设计方法

3.2.1 毛坯展开

钣金零件的展开是指将所有弯曲特征的柱面形状展成平面形状, 并将其他相关联特征变换到相应位置, 从而获得毛坯形状的过程。弯曲展开

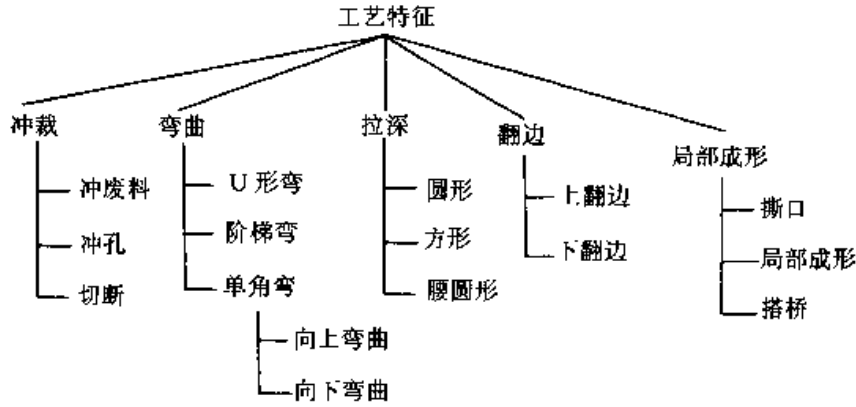


图 1.8-8 冲压工艺特征分类

过程是金属塑性变形的逆过程，其展开长度一般采用经验公式或查表法进行计算。

$$L = (r + kt) \alpha \pi / 180$$

- 式中 L —— 展开长度；
 r —— 弯曲内侧半径；
 k —— 中性层系数，通常需查表获得；
 α —— 弯曲角；
 t —— 板厚。

由于不同的材料、不同的弯曲成形方式，展开长度的计算公式或相关系数会有所不同，因此通常系统允许设计人员根据需要选择或定义不同的计算公式和相关系数。

下面说明弯曲展开的实现过程。如图 1.8-9 中所示，与弯曲特征 (B_1) 相邻的平面特征 (F_2) 在 B_1 展平后，它将变换到图 c 所示的位置。这一位置可通过以下变换过程获得。

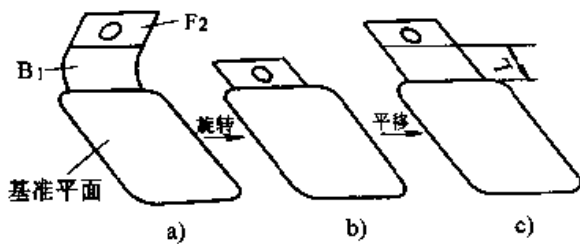


图 1.8-9 弯曲展开的变换过程

首先将 F_2 绕 B_1 柱面的轴心线旋转，此时该平面形状被变换到图 b 所示位置，由于弯曲柱面展平后其长度为 L ，因此，需将平面特征沿柱面展平方向平移 L 。将这两个变换过程级联在一起即构成了弯曲特征展平时与其关联特征的变换矩阵。而弯曲特征 B_1 则可通过直接将其轮廓展平成平面形状获得。

针对每一弯曲特征作上述处理后，即可获得

完整的板金零件展开图。以下是基于板金零件单元特征模型所建立的板金零件展开算法。

- 1) 选择一平板特征作为固定面；
- 2) 从该特征出发，找出所有与该特征相邻的弯曲特征，并存入队列 B_list 中；
- 3) 若 B_list 为空，则表示弯曲特征全部展平，结束；否则，从该队列中取出一弯曲特征，按照该特征的有关参数计算其对应的弯曲展开长度及弯曲展开变换矩阵 T ；
- 4) 建立该弯曲特征展平后的平面形状；
- 5) 将与该弯曲特征相关联的其他特征按 T 变换到相应的位置；
- 6) 找出与该弯曲特征相邻的另一特征 F ，若 F 为弯曲特征时，将其加入队列 B_list 中；若为板特征，则找出与该板特征相邻的其他弯曲特征，并将它们存入队列 B_list 中，转 3) 执行。

3.2.2 毛坯排样

在级进模设计过程中，毛坯排样的作用是确定步距、料宽、零件的方向及排样方式（单排、双排）等。一般地，在级进模设计过程中，很少考虑以材料利用率为优化目标的毛坯排样方式。这是由于毛坯排样是条料排样的基础，需考虑成形的方便性、模具设计和制造的简易性等。而单纯以材料利用率为目标函数的优化排样结果，经常会造成不易成形、模具结构更加复杂等问题。因此，在级进模的设计过程中，其毛坯排样一般采用交互方式进行设计。

在交互式毛坯排样过程中，仅需对毛坯形状进行复制、旋转、平移等操作即可。通过旋转、平移，可改变毛坯的方向，排样步距和条料宽度，而通过复制，可实现单排或双排的处理。图

1.8-10 所示为毛坯排样的流程图。

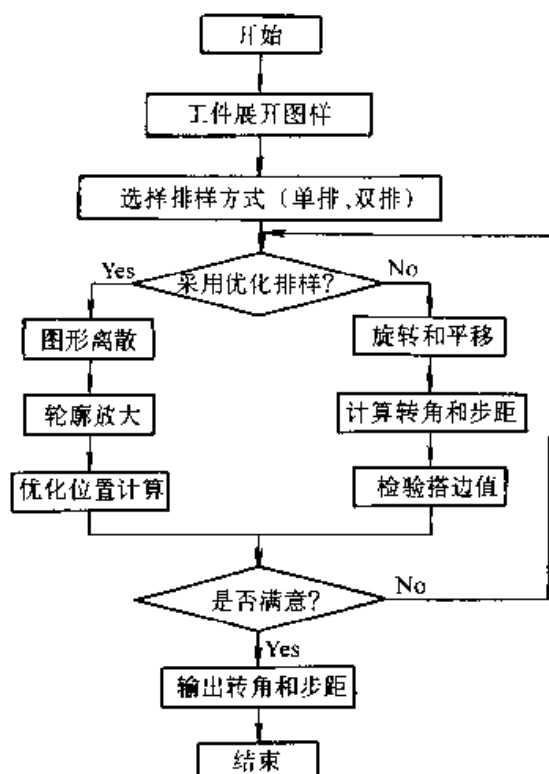


图 1.8-10 毛坯排样流程图

3.2.3 废料设计

废料设计是级进模工艺设计中的难点，影响因素很多，即使有丰富经验的设计人员也要反复推敲和修改，因而很难采用计算机自动设计，所以系统采用交互方式设计废料。

级进模设计中的废料可分为整体废料和孔废料。整体废料由毛坯轮廓映射而来，孔废料由孔特征或切口特征映射而来。废料设计包括整体废料设计、废料分割、废料合并、废料搭边设计、废料过切设计和自定义废料设计等功能。整体废料设计用于剥离出孔废料和整体废料的形状；废料分割用于将形状复杂的废料分解为形状相对简单的废料；废料合并用于将两块废料合并为一块废料；废料搭边设计用于设计相邻的两块废料之间的相互搭接；废料切角的目的是为了消除冲裁毛刺。用户自定义废料用于设计辅助废料工艺，如导正孔工艺和侧刃工艺等。孔废料和整体废料与产品毛坯及毛坯排样结果关联，而废料搭边与废料切角通过约束表达式与废料轮廓关联。废料的设计流程如图 1.8-11 所示。在完成毛坯排样后，首先进行整体废料设计，再根据需要将整体废料分解为简单的易加工的废料，经过搭边和过

切设计，最后布置到条料上。

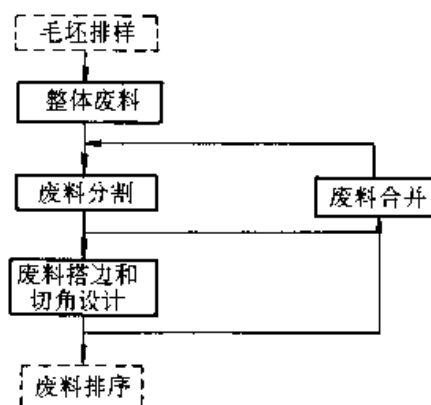


图 1.8-11 废料设计流程图

3.2.4 条料排样

条料排样主要有两个任务：一是将除废料以外的所有钣金设计特征映射为冲压工艺特征，二是将所有冲压工艺特征在条料上排序。由于钣金零件特征模型中的每一个特征与这些分解出的形状相对应，因此，采用基于特征的条料排样设计时，仅需选择要成形的特征和确定其成形的工位。而其他相关几何处理工作，则可由系统自动完成。

(1) 钣金零件特征到冲压工艺特征的映射

由于钣金零件特征模型中各单元特征是从变形语义角度进行分类的，它与加工方法之间存在着对应关系。然而，由于冲压加工的特殊性，有些单元特征可直接映射成相应的工艺特征，而有些单元特征则不能直接映射成相应的工艺特征。例如，当将一弯曲角为 45° 的弯曲特征映射成弯曲工艺特征时，由于弯曲回弹的影响，此时弯曲的弯曲角则可能为 44° 。又如，由于平板特征通常是采用冲废料的方式获得的，此时它将被映射成一组相应的切口特征。单元特征到工艺特征的映射除与单元特征本身的形状密切相关外，还与钣金零件的材料、精度要求、条料强度等密切相关。因此，在冲压工艺设计过程，采用图 1.8-12 所示的单元特征到工艺特征的映射模式。

筛选过程是从单元特征模型中提取相关单元特征，提炼过程则按照一定的规则要求从筛选出的信息中提炼出相应的特征参数和几何要素，最后的凝聚过程则是将提炼出的特征参数和几何要素根据冲压工艺设计规则构造对应的冲压工艺特征。这一映射过程可用函数表示如下：

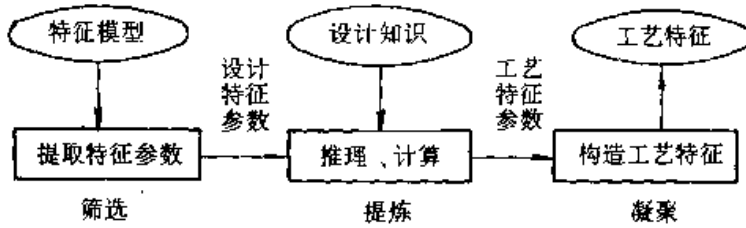


图 1.8-12 冲压工艺特征映射过程

$$M: R_p \rightarrow R_s$$

式中 M ——特征空间的映射函数；
 R_p ——原象特征空间，即单元特征模型；
 R_s ——象特征空间，即冲压成形工艺模型。
 上式可进一步描述成以下函数复合过程：

$$R_s = M_a (M_s M_f (R_p))$$

其中

- 筛选过程： $M_f: R_p \rightarrow F_p$ ；
- 提炼过程： $M_s: F_p \rightarrow F_s$ ；
- 凝聚过程： $M_a: F_s \rightarrow R_s$ 。

式中 F_p ——筛选出的有关信息；
 F_s ——提炼出来的冲压工艺特征信息；
 M_f 、 M_s 、 M_a ——分别为筛选函数、提炼函数和凝聚函数。

例如，在进行弯曲成形工艺设计时，首先从单元特征模型中提取出相关的弯曲特征单元，并提取出相应的特征参数（弯曲半径、弯曲角及其几何形状）（筛选过程），然后根据一组规则和方法计算其弯曲回弹角及弯曲成形参数（提炼过程），并由此构造出弯曲成形工艺特征（凝聚过程）。

经过上述映射处理生成的工艺特征就是级进模条料排样中的一个工步。

(2) 条料排样的功能模块组成

条料排样包括条料初始化、工步布置、移动工步、删除工步、插入空工步和条料仿真等功能。条料初始化用于生成具有一定长度的条料形状；工步布置用于将映射得到的冲压工艺特征布置到条料上；移动工步用于调整冲压工艺特征在条料上的位置；删除工步用于将布置在条料上的冲压工艺特征从条料上移走；插入空工步用于在已排序的工步间插入一个空工位；条料仿真用于生成条料的真实形状，以检查冲压工艺设计是否合理。

4 级进模结构与零件 CAD

在进行模具结构及零件设计时，首先根据条

料排样图确定总体结构，即绘制总装图，然后以此为基础，详细设计其中的组成零件，即绘制零件图。这一设计过程是一自上向下的设计过程。模具组成零件的形状除受成形工艺、形状约束外，还受其在模具中所处的位置及与其他零件的关系所约束。只有将总装结构设计好，才能获得零件的相关约束，进行零件的设计。为此，在开发级进模 CAD 系统时，应采用如下的自上向下的设计模式实现级进模结构及零件的设计。

首先，根据条料排样图确定模具的总体结构，然后直接在该总体结构下设计模具零件，即零件设计和装配设计是同时进行的。这样，在设计某一零件时，其相关零件的形状变化可被自动处理，如产生孔、槽等，从而可保证设计结果的一致性。当零件设计完后，可将装配结构中的每一个零件输出到一相应的文件，用来产生相应的零件工程图，标注相关尺寸、技术要求等。

4.1 级进模结构的装配模型

为了在级进模结构及零件设计过程中，实现上述的自上向下的设计模式，需建立一装配模型来描述零件间的装配关系。级进模零件之间是一种层次关系，如图 1.8-13 所示。但这种层次关系只能描述零件间的一一对应关系，还不能完整地描述零件间复杂的约束关系。如凸模通常穿过凸模固定板、卸料板等，它将影响这些板件的形状（产生相应的孔），以及凸模与凹模之间形状的关联性等。但层次模型具有操作简单，易于维护等特性。为此，在层次模型基础上，通过增加零件间的约束虚链来描述零件间的复杂关系，从而构成了一约束关系树模型，如图 1.8-14 所示。图中结点表示零件或子装配，结点间的箭头表示结点之间的父子关系，结点之间的连线表示结点之间存在的约束关系，这种模型有效地描述了模具零件间的约束关系。

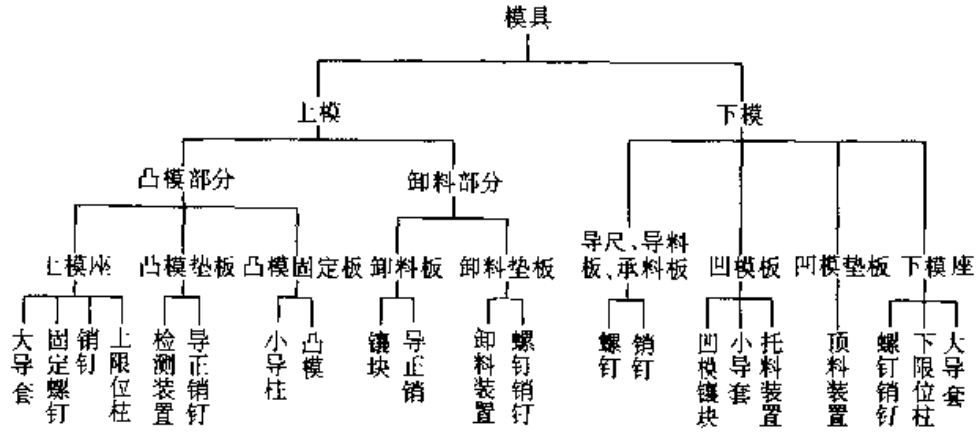


图 1.8-13 级进模的层次结构

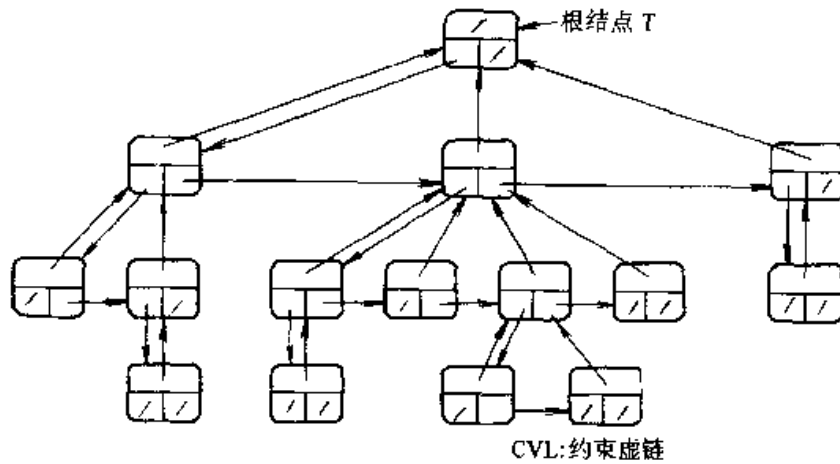


图 1.8-14 约束关系树模型

4.2 总体结构及零件设计

从级进模的结构型式上看，除模板外，它的组成零件是分布在两种不同的区域。如图 1.8-15

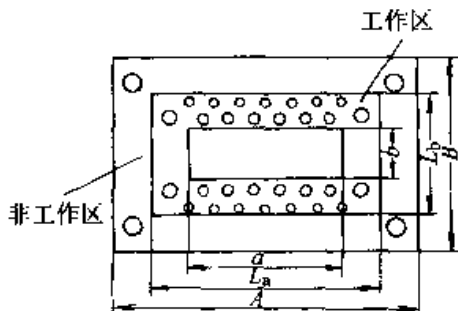


图 1.8-15 级进模零件的组成特点

所示，在工作区部分的零部件主要包括凸模、凹模镶拼块、侧刃、定位销等，它们与具体冲压成形工艺和形状相关；而在工作区之外（称为非工作区）则主要是一些标准件，如导柱、导套、固定螺钉、销钉等。模板作为一类特殊的零件，它们构成了级进模的总体框架结构，作为安装其他相关零件的基础。因此，模具总体结构及零件的设计可分为工作区内零件的交互设计和非工作区内零件及模架的标准化设计。

4.2.1 模架设计

采用自上而下的设计方法需首先建立进行总装设计的约束要求。这些约束要求除条料上的各成形工步和形状外，就是级进模的模架结构。因此，在进行总装结构设计时，需首先确定模架结

构。通常模架是一标准结构，可预先保存在模架库中，其大小是受条料的相关尺寸影响的。因此，确定模架也就是根据条料的相关尺寸从模架库中选择一合适的模架模型，然后实例化后，将其插入相应的位置。模架设计的具体过程为：

- 1) 从当前模架库中选择一种模架类型；
- 2) 根据设计需要从该类型中选择相应的模架子类型；
- 3) 确定模具的工作区域，交互在图形区域上选取；
- 4) 修改模架参数，加入标准模架；
- 5) 根据条料的形状，调整模架的位置。

4.2.2 零件设计

模具零件包括标准件和工作件（如凸模、凹模等）。设计标准件时，可从标准件库中选择相应的零件，经实例化处理后插入相应位置即可。工作件的设计与具体板金零件形状亦即对应的成形工艺形状相关，需采用交互设计方法进行设计。工件零件设计包括凸模类和嵌拼类零件。

(1) 嵌拼块设计

嵌拼块设计包括凹模嵌拼块设计和卸料板嵌拼块设计。设计时虽然有一些定性的原则可循，但实际运用起来非常灵活，不同的设计者往往得到不同的设计结果，因此嵌拼块设计是级进模结构设计的难点之一，而且凹模嵌拼块是级进模中最重要的工作部件，设计的好坏直接影响到级进模在实际工作中的使用，所以嵌拼块设计也是级进模结构设计的關鍵。

针对多工位级进模嵌拼块设计的特点，其设计操作应以交互式为主，同时提供各种方便的设计

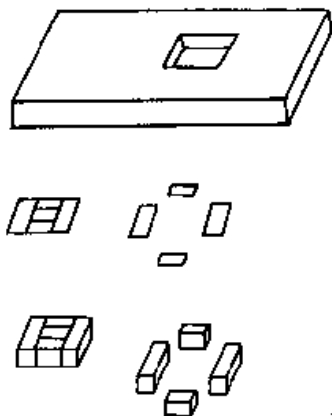


图 1.8-16 凹模嵌拼块设计

工具，以充分发挥用户的设计经验。以图 1.8-16 的凹模嵌拼块为例，实际设计时，首先应在条料排样图的基础上进行刃口尺寸计算，然后用直线、圆弧等基本线型交互式完成各组嵌拼块的划分。由造型服务程序 Model 函数逐个拾取这组嵌拼块的封闭轮廓，并调用实体造型系统中的相应的命令生成各嵌拼块的基本型体。同时，生成凹模板上相应孔的负型体，以便以后在模板上生成孔型。对于冲裁工序，还应当构造出漏料孔，并对嵌拼块各基本型体运用布尔运算逐个减去漏料孔。对于非冲裁工序，如弯曲、局部成形等，可能还要通过交互式的办法构造嵌拼块上各种特殊的局部形状。最后，将构造好的各组嵌拼块以双层双向链表数据结构保存。图 1.8-17 为凹模嵌拼块设计过程程序框图。

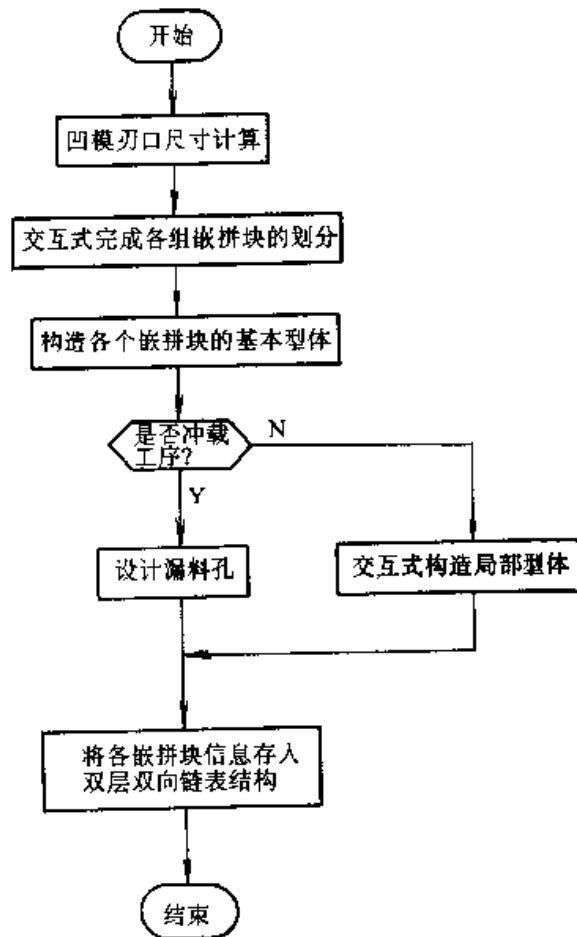


图 1.8-17 凹模嵌拼块设计过程程序框图

(2) 凸模设计

与嵌拼块的设计方法类似，凸模的设计也大量地使用交互式设计，以充分发挥模具设计人员

的知识和经验，图 1.8-18 为凸模设计过程程序框图。首先，应由条料排样图得到凸模工作部分的截面轮廓，并进行凸模刃口尺寸计算。在此基础上构造凸模工作部分与非工作部分的基本型体，对于弯曲、成形等非冲裁凸模还要交互式地构造某些局部型体。若凸模安装在固定板上，一般使用压板紧固，如安装在卸料板上，一般使用螺钉直接紧固。最后，将各个凸模组件存入双层双向链表。

4.2.3 辅助装置设计

在级进模中，有大量的辅助装置，如顶料装置、检测装置、导正装置、小导柱导套等。这些装置通常都是标准化的。因此，设计这些辅助装置时，亦可从辅助装置库中选择相应的装置模型，然后经实例化处理，插入装配模型中即可。

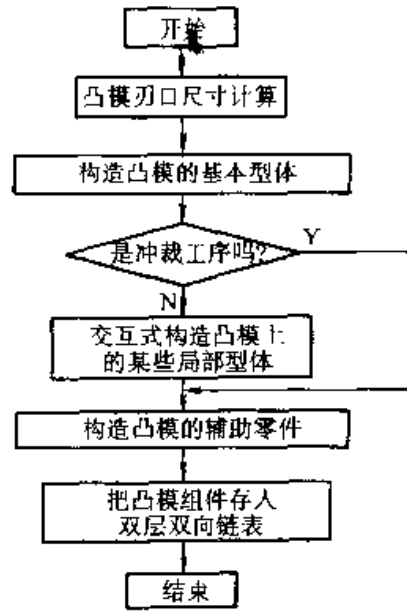


图 1.8-18 凸模设计过程程序框图

第9章 覆盖件模具 CAD

覆盖件模具是生产汽车覆盖件的重要工艺装备，对生产高质量的车身起着决定性的作用。覆盖件模具具有结构尺寸大、型面形状复杂、尺寸精度和表面粗糙度要求高、要求使用寿命长、单件生产和设计制造周期长等特点。传统的覆盖件模具设计与制造过程包括：工艺计划、主模型制造、冲模设计、工艺模型制造、冲模加工、研配及调试、检测等。传统的模具设计制造方式的特点有：覆盖件模具的空间基准是主模型；基于主模型和二维车身零件线图进行模具设计；模具设计凭经验进行；工艺模型的制造质量决定着整套模具的质量；仿形加工是模具型面加工的主要方式、模具的研配和调试工作量很大。覆盖件模具的传统设计制造过程存在的主要问题表现在：

- 1) 设计制造周期长；
- 2) 信息共享程度低；
- 3) 凭经验设计，结果难以预测；
- 4) 设计效率低。

为解决上述问题，在覆盖件模具设计与制造中应用 CAD/CAM 技术是有效的途径。采用 CAD/CAM 技术时，通过建立车身外表面数学模型，取代油泥模型。模具设计时，在车身外表面数学模型的基础上添加工艺补充部分后完成模面设计。模具采用数控加工，并共享车身设计和模具设计数据库中的信息。通过信息的共享与集成，达到提高覆盖件模具设计与制造质量、缩短设计制造周期的目的。

1 覆盖件模具 CAD 系统结构

覆盖件模具 CAD 系统用于完成覆盖件冲压工艺与模具结构设计。根据汽车覆盖件模具的设计特点，考虑与模具 CAM 系统集成要求，覆盖件模具 CAD 系统可分冲压工艺设计、成形分析与模拟、模具结构设计三大功能模块。系统的结构如图 1.9-1 所示。

1.1 冲压工艺设计

冲压工艺设计是模具结构设计的基础，它不

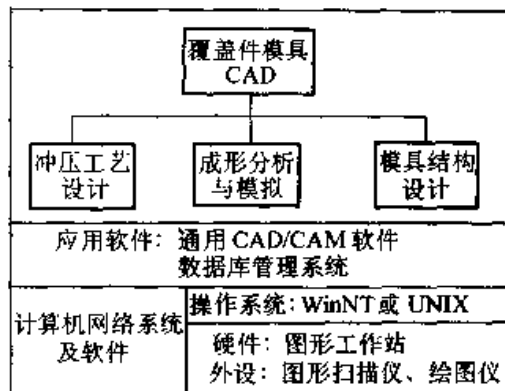


图 1.9-1 覆盖件模具 CAD 系统的结构

仅决定了冲压生产工艺过程，而且直接决定了模具结构的复杂程度，是覆盖件模具设计中的重点和难点。其主要工作是完成和数控加工有关的模具型面的三维设计，为模具结构设计提供各种特征线，包括修边线、翻边线、凹模口线和典型截面线。冲压工艺设计模块由四个部分组成，即工艺预处理、冲压方向确定、工艺补充部分设计和特征曲线设计。系统输入的零件模型，包括了孔洞和翻边等形状特征，这些形状是在拉延工序后成形的，因此模具型面设计时要从零件上去除这些特征形状。另外，有些零件需要采用成双冲压工艺，设计前要将两个对称件组合成一个零件，工艺预处理完成上述处理工作。冲压方向确定模块采用交互和自动两种方式确定冲压方向，并提供等高线等分析方法确定冲压方向的可行性。工艺补充部分设计包括压料面、拉延肋和拉延台阶设计功能。特征曲线是指修边线、翻边线和分模线等。这些特征曲线是模具工程计划图的重要内容，也是后续模具结构设计的重要依据。

1.2 模具结构设计

在一般模具厂，除模具型面采用数控加工以外，模具零件仍有一部分采用常规方式加工。模具结构设计模块完成模具图的二维设计，为常规加工车间和管理部门提供所需的模具图。模具结构设计软件应力求采用规范化、标准化的设计方法。通过对设计方法的总结规范化，并用程序实

现规范化的设计，提高模具设计的效率。它主要包括三个方面的内容：一是建立标准件图库，包括模板、模架设计、卸料装置设计、各种辅助装置设计等，在模具图设计中可以调用这些标准件图形。二是设计资料库的建立与查询，包括明细表的自动生成、明细表常用汉字字库、常用符号库、压力机库和通用参数化部件库，以及设计资料查询、压力机规格查询、公差查询等内容。三是典型结构的设计软件，如拉延模的凸模设计、凹模设计、压料圈设计和总图生成等。从长远的观点来讲，模具图的计算机管理是必不可少的，

它分为两部分内容，一是建立已有图样（蓝图或底图）的图形扫描输入系统，二是建立图库管理系统。

本章主要介绍覆盖件冲压工艺设计和覆盖件模具结构设计的实现方法。

2 覆盖件模具冲压工艺 CAPP

2.1 冲压工艺 CAPP 系统的总体结构

如图 1.9-2 所示为覆盖件冲压工艺 CAPP 系统的框架结构。

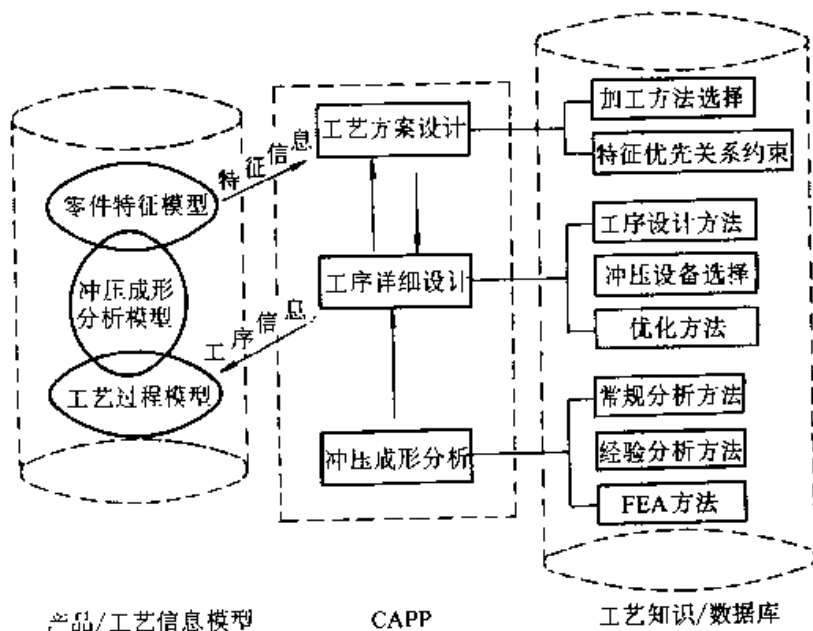


图 1.9-2 覆盖件冲压工艺设计系统的框架结构

(1) 产品/工艺全局信息模型

产品/工艺全局信息模型是工艺设计过程中信息分析、处理和交换的基础和平台，包括三个相互关联的子模型：零件特征模型、工艺过程模型和冲压成形分析模型。

零件特征模型用以表达产品信息，包括特征和几何两个层次的信息。特征层次的信息提供工艺设计和冲压成形分析所需的有关信息。几何层次的信息则支持模具结构设计和 NC 程序的生成。

工艺过程模型用以记录和表达工艺设计的推理过程和结果。

冲压成形分析模型则以零件特征模型和工艺过程模型为分析对象，以计算和几何推理为分析

手段，从特征和零件两个层次上进行冲压成形分析。

上述各子模型之间即相互独立，又相互关联。因此零件建模、工艺设计和冲压成形分析可以分别进行，但同时又保证了模型之间的一致性。

(2) 工艺设计方法

覆盖件的工艺设计分两步进行：工艺方案设计和工序详细设计。工艺方案设计根据建立的零件特征模型，分析零件的工艺性，确定冲制零件所需采用的工序。通过推理判断，对工序进行合理组合，并安排各工序的顺序，从而产生工艺方案。工序详细设计完成工艺方案中各工序的详细设计。在此过程中，有可能要对工艺方案进行局

部修改和调整,也可能产生新的工序,如冲孔工艺等。

覆盖件的冲压成形分析方法包括常规分析法、经验分析法和有限元方法。常规分析法是一些通用的判断规则和方法,如冲孔时检查孔径大小、孔间距等,弯曲时要考虑弯曲半径的限制等。经验分析法是以生产实践中的一些经验数据为依据,通过归纳总结得出的分析方法。有限元方法,是以金属塑性成形理论为指导,采用有限元分析方法对材料成形过程进行模拟,分析其成形性能。

(3) 工艺知识/数据库

工艺知识/数据库是工艺设计推理的基础,包括工艺设计各个阶段中进行推理所需的工艺知识和相关的数据(冲压设备、材料、工艺装备等生产环境的数据)。

根据上述结构,车身覆盖件冲压工艺 CAPP 系统包括了三个有机的组成部分:冲压工艺数据管理、工艺设计和工序件的详细设计。覆盖件的冲压工艺数据管理系统的主要功能是实现对现有工艺的有效管理,并可以交互地完成工艺设计。利用工艺数据库中的现有工艺,可实现基于成组技术的检索式的汽车覆盖件冲压工艺设计。工序件的详细设计是冲压工艺设计的重要内容之一,是模具型面设计的主要依据,采用 CAD 方法进行工序件设计是提高设计效率和质量的有效途径。

2.2 覆盖件冲压工艺的数据库管理系统

(1) 系统的结构

冲压工艺数据库管理系统结构如图 1.9-3 所示。其中,工艺设计模块对新零件进行交互的工艺设计;数据管理模块在 DBMS(数据库管理系统)环境的支撑下管理冲压工艺数据库中的数据;输出模块产生报表格式的工艺文件。

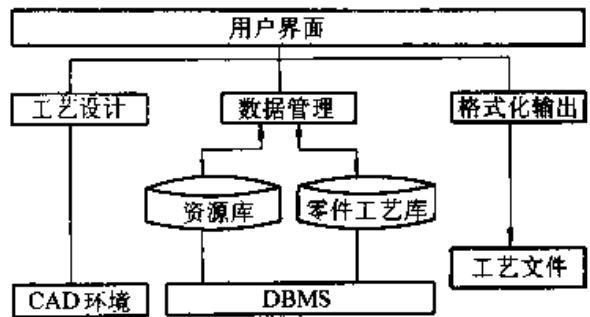


图 1.9-3 冲压工艺数据库管理系统框架

(2) 需求分析

通过对汽车冲压件生产的调查分析,冲压工艺 CAPP 所要产生的主要文档如表 1.9-1 所示。在进行数据库设计时,首要任务就是建立每一个文档的数据元素说明,称为数据元素表,其内容包括所属文档数据标识符、数据元素名、含义、类型、长度等。表 1.9-2 给出了冲压工艺卡的数据元素表。

表 1.9-1 覆盖件冲压工艺数据库中的文档

文档号	文档名	用途	出处	保密级
D-1	冲压工艺卡	指导冲压生产	工艺科	无
D-2	剪切下料卡	指导剪切下料	工艺科	无
D-3	冲模安装卡	指导冲模安装	工艺科	无
D-4	检查基准书	检验产品合格性	工艺科	无
D-5	设备表	保存设备参数	设备处	无
D-6	材料性能表	保存材料性能参数	材料处	无
...

表 1.9-2 冲压工艺数据元素

数据元素名	含义	类型	来源	完整性限制
零件号	唯一识别零件的标识码	C25	输入	与设计给定的零件号一致
零件名称	零件名称	C30	输入	与给定的零件名称一致

续表 1.9-2

数据元素名	含义	类型	来源	完整性限制
更改标记	冲压工艺卡表头的更改标记	C16	输入	改动工艺方案时需此值
车间名	加工零件的车间	C10	输入	包含在车间名表中
工艺路线	加工零件的工艺路线	C20	输入	
材料牌号	该零件的材料	C20	输入	包含在材料表中
材料规格	料厚×料宽×料长	C20	换算	
材料重量	材料重量	F8.3	输入	大于0
零件净重	零件净重	F8.3	输入	大于0
毛坯尺寸	毛坯宽×毛坯长(工艺卡)	C20	换算	
消耗定额	材料消耗定额	F8.4	计算	大于0
利用率	材料利用率	F4.1	计算	大于0
工艺附图	冲压工艺卡工艺附图	G	绘制	
工序号	工艺卡明细的工序号栏	C3	输入	
工序名称及内容	工艺卡明细的工序内容栏	M	输入	
工序草图	工艺卡明细的工序草图栏	G	绘制	
设备名称及型号	工艺卡明细的设备名称栏	M	选择	包含在设备表中
工装量具号	工艺卡明细的工装量具栏(一)	C16	输入	
工装名称及尺寸	工艺卡明细的工装量具栏(二)	M	输入	
工时定额	工艺卡明细的工时定额栏	F8.3	输入	大于0
操作人数	工艺卡明细的操作人数栏	I	输入	大于0
...

(3) 数据库系统的概念设计

对覆盖件冲压工艺数据库进行概念设计的目的是为了标识出系统数据流中的实体、实体的属性、实体间的联系，最终建立一种合适的语义数据模型。

概念设计的内容包括：确定实体集及其属性、给出系统的实体-联系矩阵、根据实体-联系矩阵用 E-R 模型给出每对有联系的实体集的局部视图、进行视图合并生成全局概念模型。

在需求分析阶段得到的文档表和数据元素表可以作为确定实体集及其属性的输入源。因为文档表是根据需求分析阶段得到的数据流图转换而成的用户视图，而每一文档的数据元素表可以称为文档的属性。

标识出实体集及其属性后，可以着手标识出实体成员之间的联系，为局部视图定义作准备。根据用户视图语义，可得到如表 1.9-3 所示的覆盖件冲压工艺数据库的实体-联系矩阵，表中打“×”号的表示两个实体之间不存在联系。

表 1.9-3 覆盖件冲压工艺数据库实体-联系矩阵

		E1	E2	E3	E4	E5	E6	E7	E8	E9	E10	E11	E12	E13	E14	E15
覆盖件零件	E1	×							×							
冲压工艺卡表头	E2		×	×	×	×		×	×	×	×	×		×		

续表 1.9-3

	E1	E2	E3	E4	E5	E6	E7	E8	E9	E10	E11	E12	E13	E14	E15
剪切下料卡	E3		×	×	×	×	×	×			×		×		
冲模安装卡	E4		×	×	×	×					×		×	×	×
检查基准书	E5		×	×	×	×		×	×	×	×		×	×	×
冲压工序	E6			×		×					×		×	×	×
冲模	E7		×	×		×		×			×		×	×	×
冲模安装用具	E8	×	×	×		×	×		×		×		×	×	×
双动压力机	E9		×			×				×	×		×	×	×
单动压力机	E10		×			×				×	×		×	×	×
检验夹具	E11		×	×	×		×	×	×	×	×		×	×	×
车间	E12											×			
车型	E13		×	×	×	×	×	×	×	×	×		×	×	×
材料	E14				×	×	×	×	×	×	×		×	×	
材料规格	E15				×	×	×	×	×	×	×		×		×

对于表 1.9-3 所示的实体-联系矩阵, 需要用一种语义数据模型来表示, E-R 模型是当前最常用的数据库系统分析与建模方法。利用 E-R 方法, 可以描绘出表 1.9-3 中的每一对有联系实体的 E-R 局部视图。

E-R 模型使用了三种模型结构元素: 实体、联系、属性。用 E-R 方法进行数据建模的过程

一般是先标识实体, 再标识实体间的联系, 最后加上属性。图 1.9.4a 和图 1.9.4b 分别表示零件和工艺卡、零件和剪切卡关系的 E-R 视图, 它们均为 1:1 联系。图 1.9.5a 和图 1.9.5b 分别表示零件和车间、零件和车型关系的 E-R 视图, 前者为 M:1 联系, 后者为 M:N 联系。联系的两边的数字代表实体集中参加联系的实体的个数。

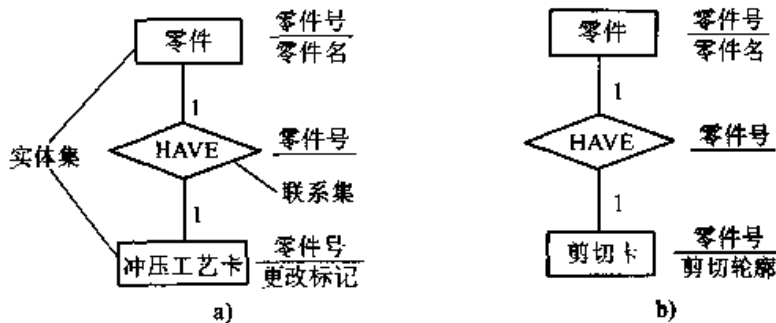


图 1.9.4 零件和工艺卡、剪切卡的联系 E-R 视图

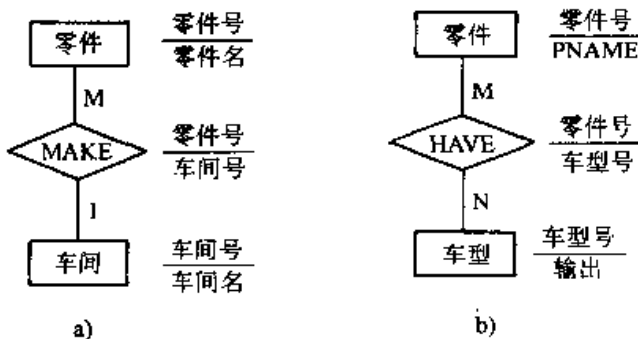


图 1.9.5 零件和车间、车型的联系 E-R 视图

覆盖件冲压工艺数据库概念设计的最后一步, 是对局部视图进行视图合并, 生成整体的 E-R 图, 即全局视图。这里要求消除冗余, 使得在满足系统要求的前提下, 尽量减少实体和联系的数量。

按照上述原则, 图 1.9.4a 和图 1.9.4b 中的工艺卡实体和剪切卡实体都是零件的一部分, 可以将其作为零件的属性合并入零件实体中, 以减少实体数量。这一过程称为聚集合并。图 1.9.5 合并后, 所得的 E-R 视图如图 1.9.6 所示。

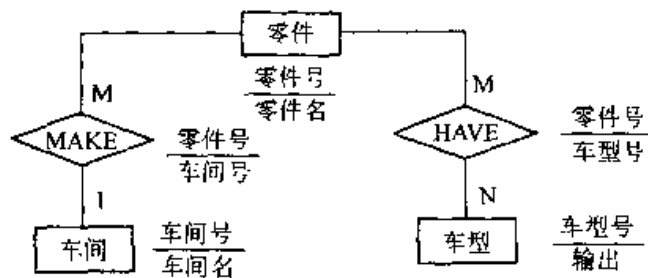


图 1.9-6 视图合并示例

对每一个局部视图进行类似的合并，便可得出如图 1.9-7 所示的覆盖件冲压工艺数据库全局视图。

概念设计的目的是输出 DBMS 可识别的逻辑模型。覆盖件冲压工艺数据库常采用关系型 DBMS，其支持的逻辑模型为关系模型。利用关系的规范化可得到有效的逻辑数据结构，故需将语义概念模型转换到关系模型。通常每一实体和

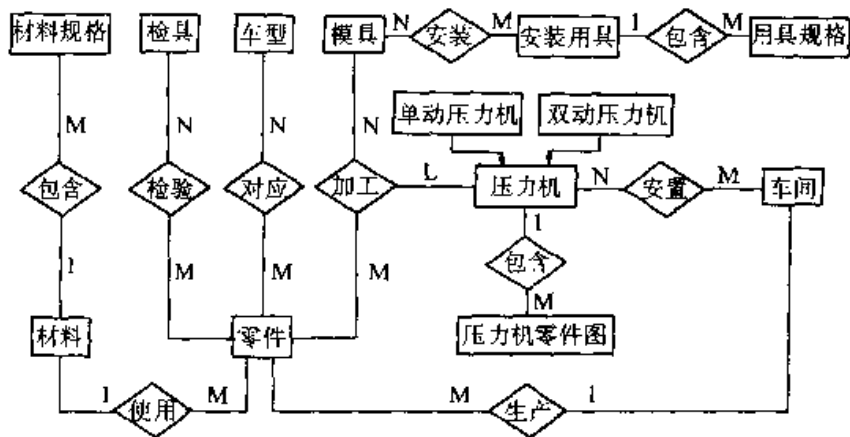


图 1.9-7 冲压工艺数据库的全局视图

联系转换成一个关系模式，其属性与标识符成为相应关系的属性和关键字。对联系，需统一从联系是 1:1, 1:M, 或 N:M 来分别考虑。若联系是 1:1 的，则将该联系的属性（往往就是两个相联系的关键字）并入两个相联系的一个，从而消去了联系的显式存在，需要时甚至可将两

个相联系的关系合并成一个。若为 1:M 联系，则将联系的属性并入代表 M 一边的对象集的关系中。若为 N:M 联系，则将其单独转换成一个关系。图 1.9-8 是由图 1.9-7 的语义模型转换的关系模型的功能视图。

(4) 程序设计

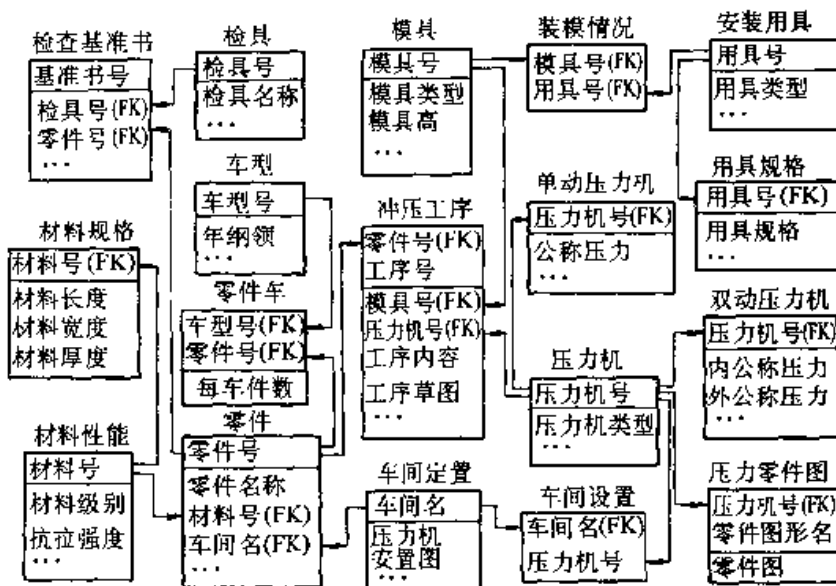


图 1.9-8 冲压工艺数据库关系模型的功能视图

在覆盖件冲压工艺数据库的结构设计的基础上，可进行数据库的应用程序设计。现在，一般

的 DBMS 系统都提供了应用编程语言，包含了丰富的命令和函数，其语法结构类似于 C、PAS-

CAL 等高级语言。利用其菜单生成器、表单生成器等开发工具可完成用户界面的编制。

覆盖件冲压工艺数据库管理系统提供的功能主要有：

- 1) 数据维护功能 包括数据输入、修改、删除、备份等；
- 2) 查询功能 可方便地查询零件、冲模、压力机等各种信息；
- 3) 统计计算功能 计算零件总工时、设备负荷等；
- 4) 报表生成功能 可生成冲压工艺卡、剪切下料卡、冲模安装卡、检查基准书等工艺信息和冲模清单、检具清单等各类清单；
- 5) 数据安全保护 通过提供用户口令、给使用者授权等方式保证数据的安全性。

2.3 基于成组技术的检索式工艺设计

覆盖件的冲压工艺数据管理系统的主要功能是实现了对现有工艺的有效管理，并可以利用已有的工艺交互地完成工艺设计，但是其设计过程完全依赖于设计者的个人经验，不能提供相关的决策支持手段，难以保证设计质量。因此，有必要实现基于成组技术的检索式的汽车覆盖件冲压工艺设计。检索式工艺设计事先把现行的零件加工工艺规程按零件图号或零件的成组编码号存储在计算机中，在编制新零件的工艺规程时，先按图号或成组编码号检索出存有的零件工艺规程，可直接调出使用，或稍加修改后使用。当检索不到可用的工艺规程时，则必须另行编制，并输入计算机内存存储起来。检索式工艺设计的原理如图 1.9-9 所示。

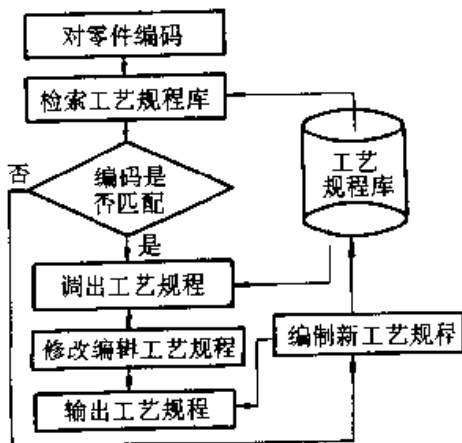


图 1.9-9 检索式工艺设计的原理

零件信息的输入和描述是 CAPP 系统开发的重要内容之一，是 CAPP 系统运行的基础和依据。影响覆盖件成形的因素众多，且大多数难以量化评价。如何抽取决定覆盖件成形的关键信息是实现正确工艺设计的前提条件。因而 CAPP 系统首先要解决的问题是对覆盖件信息的输入和描述。常用的有零件分类编码描述法、形面要素描述法、图论描述法、专用描述语言法、面向零件特征要素法、CAD 模型法等。下面以基于形状特征的零件分类编码表示法为例描述覆盖件零件信息的描述方法。

经过对大量覆盖件冲压工艺资料的分析 and 归纳，可知影响覆盖件工艺规程的主要因素是零件形状特征、变形特征以及材料性能等。零件特征的分类如图 1.9-10 所示，这些特征也是编码的依据。以此为基础的编码方案如表 1.9-4 所示。

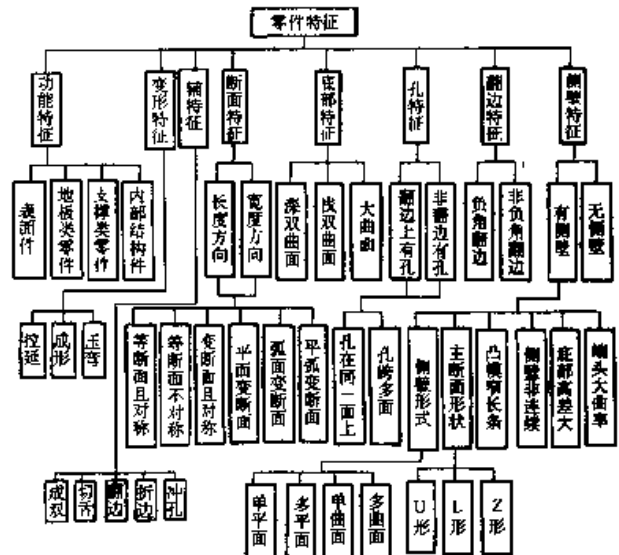


图 1.9-10 零件形状特征及变形类别

表 1.9-4 码位与特征的对应关系

码位	一	二	三~七	八	九	十	十一	十二
特征	功能特征	变形特征	辅特征	翻边特征	翻边上孔分布	非翻边上孔分布	侧壁特征	侧壁主断面
码位	十三	十四	十五	十六	十七	十八	十九	
特征	侧壁非连续	底部高差	凸模窄长条	端头大曲率	底部形状	长度方向断面特征	宽度方向断面特征	

成组工艺过程设计可采用两种基本的方法：复合零件法和复合路线法。

复合零件法又称主样件法或综合零件法，它是利用一种所谓的复合零件（主样件、综合零件）来设计成组工艺的方法。复合零件必须拥有同族零件的全部待加工的要素。因此，复合零件既可是零件族中实际存在的零件，也可是虚拟的零件。对于形状规则、型体对称的零件而言，采用复合零件法并不困难。然而，对形状极不规则，很难形成复合零件。

复合路线法是先选取加工族中工艺路线最长的作为代表路线，再将代表路线与族内其他零件的工艺路线相比较。将其他零件有的而代表路线没有的工序——添入，即可得到该加工族的成组工艺。对成组工艺中的多余工序作相应的删除，便得到了族中各零件的代表工艺。

由于以上对覆盖件的分类采用的是几个主要特征的码位法，以致同族零件数目较多。为了保证成组工艺设计的准确性和合理性，在族内又采用了差异度比较法。在进行工艺设计时，优先采用族内零件差异度比较法，通过查找，按与所设计零件最相近的零件的工艺来确定工艺。为此，系统规定了差异度的最大值范围，若在差异度的最大值范围内没有找到相近的零件，再采用复合路线法进行冲压零件的成组工艺设计，调出该族零件的复合工艺规程作为参考工艺规程。

3 基于特征的冲压工序详细设计

3.1 覆盖件产品的分类描述方法

工序的详细设计中要对覆盖件零件的 CAD 模型进行操作，成组技术不可能完成这一任务，

因此要采用基于特征的设计方法。这种方法首先要解决的问题是产品的信息描述问题。覆盖件产品定义模型如图 1.9-11 所示。

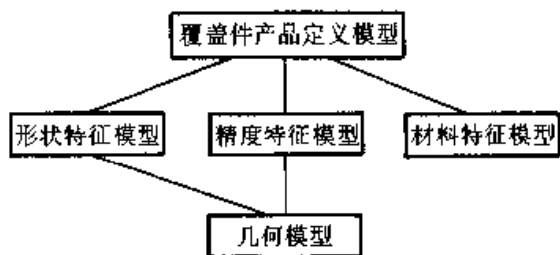


图 1.9-11 覆盖件产品定义模型

覆盖件产品定义模型是以几何模型为载体，由形状特征模型、精度特征模型、材料特征模型构成的一个有机整体。其中，形状特征模型是产品定义模型的核心。形状特征是精度特征和材料特征的载体，精度特征和材料特征可作为属性或约束附加在形状特征的组成要素上。

在实际的应用活动中，人们所感兴趣的形状要素是不同的。冲压工艺特征分类采用了模具设计人员所熟悉的工程语义，根据冲压工艺在覆盖件生产中的作用、应用范围及其对模具结构影响程度的不同，将其划分为工艺主特征和工艺辅特征两大类，每类又分为若干子类。主特征指覆盖件的主要结构形状，也就是将车身划分成覆盖件时形成的型面，这部分形状是由拉伸变形形成的形状。辅特征是对主特征的补充和修改。零件的冲压工艺特征分类层次结构如图 1.9-12 所示。

3.2 拉伸工序件设计

拉伸工序件的设计包括拉伸方向的选择、工艺补充部分和压料面的生成以及拉伸肋的布置等。

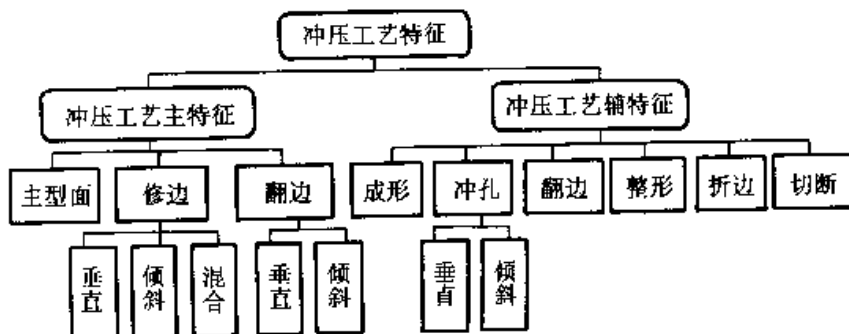


图 1.9-12 覆盖件冲压工艺特征的分类

3.2.1 冲压方向的优化设计

汽车覆盖件冲压工艺设计中，冲压方向的选择为拉延工序设计的第一步，也是关键的一步，冲压方向不但影响拉延中金属的流动和模具结构的设计，决定能否拉出合格的拉延件，而且还将直接影响到后续的所有工序。为此，应采用优化设计方法确定合理的冲压方向。

由于覆盖件为复杂的空间形状，处理三维问题往往比较困难，所以实际中工艺人员通常是全面考察整个零件后，截取若干典型的截面，以这些截面形状为基础进行分析判断。因此，可以通过截取零件的典型截面，将复杂三维问题转化为二维问题，然后再将二维分析结果加以综合，以获得三维问题的解。所以，可以借鉴这种方法的优点，在此基础上建立冲压方向的优化模型。

冲压方向的优化问题，目标函数可表示为以转角 α 为变量的函数。对于每一个 α 值，可唯一地确定一个截面的位置。

为了考察凸模和板料之间初始接触点和接触面积的情况，采用图 1.9-13 所示的方法。将过截面图形最低点的水平线 A-A 升高 δ 距离，构成接触线 B-B。截面图形与直线 B-B 的相交情况，反映了拉延开始时板料和凸模的接触状况。 δ 值的选取经反复试验，取为零件拉延深度的 1/40 较为合适。用截面图形与接触线 B-B 的相交部分表示凸模与板料的接触部分，于是根据确定拉延方向的原则，可建立相应的优化目标函数：

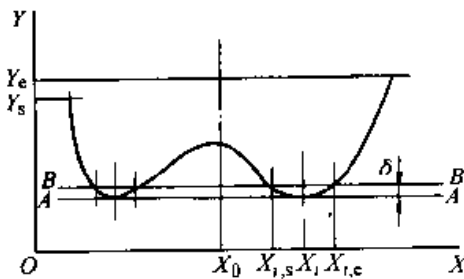


图 1.9-13 覆盖件截面分析

1) 初始接触面积

$$f_1(\alpha) = \sum_{i=1}^n (X_{i,e} - X_{i,s})$$

式中，接触面积用相交部分的线段长度表示。

2) 初始接触点的分布均匀程度

$$f_2(\alpha) = \left(\sum_{i=1}^n X_i / n - X_0 \right)^2$$

3) 初始接触点的分散

$$f_3(\alpha) = \max |X_i| - \min |X_i|$$

4) 进料阻力均匀程度

$$f_4(\alpha) = |Y_e - Y_s|$$

这里，进料阻力用两端的高度差来表征。

在上述表达式中， n 为相交部分的段数， $X_{i,s}$ 、 $X_{i,e}$ 、 X_i 分别为第 i 个相交部分的起点、终点和中点， X_0 为截面图形几何中心的 X 坐标， Y_s 、 Y_e 为截面图形的起点与终点的 Y 坐标。

冲压方向的优化问题为多目标优化问题。为了综合优化各个目标，可采用评价函数法，将多目标优化问题转化为单目标优化问题。根据确定冲压方向的基本准则，要求初始接触面积尽量大，凸模表面同时接触毛坯的点要多面分散，并尽可能分布均匀，拉延深度小，则评价函数 $U(\alpha)$ 可表示为

$$U(\alpha) = \sum_{i=1}^4 \lambda_i U_i(\alpha)$$

式中 $U_1 = 1/f_1$, $U_2 = f_2$, $U_3 = 1/f_3$, $U_4 = f_4$;
 λ_i —— 权系数。

权系数根据俄罗斯学者克雷若诺夫斯基的方法，取为

$$\lambda_i = 1/U_i^0$$

其中， $U_i^0 = \min_{\alpha \in X} U_i(\alpha)$ ，即将各单目标最优值的倒数取为权系数； X 为公共可行域。权系数的这种取法所形成的评价函数反映了各个单目标数值离开各自最优值的程度。

采用评价函数法，将多目标优化问题转化为单目标优化问题，即对各目标取权系数，再加权求和。各个目标函数可表示为转角 α 的函数，在设计过程中唯一的约束条件是不得存在死角。由此决定了每个截面的可行域，进而可确定每个坐标轴的公共可行域。采用搜索法求出各个截面的最佳转角后，加权平均确定绕各坐标轴的转角，即求出冲压方向的空间坐标值。优化确定冲压方向的程序流程如图 1.9-14 所示。

首先输入覆盖件零件模型，然后确定需要计算转角的坐标轴。沿该轴截取 N 个截面，计算每个截面的可行域，并判断其是否满足工艺要求，不满足则退出，同时给出提示信息。在计算完 N 个截面的可行域后，求它们的公共可行域，然后判断是否满足工艺要求。满足则继续执行。

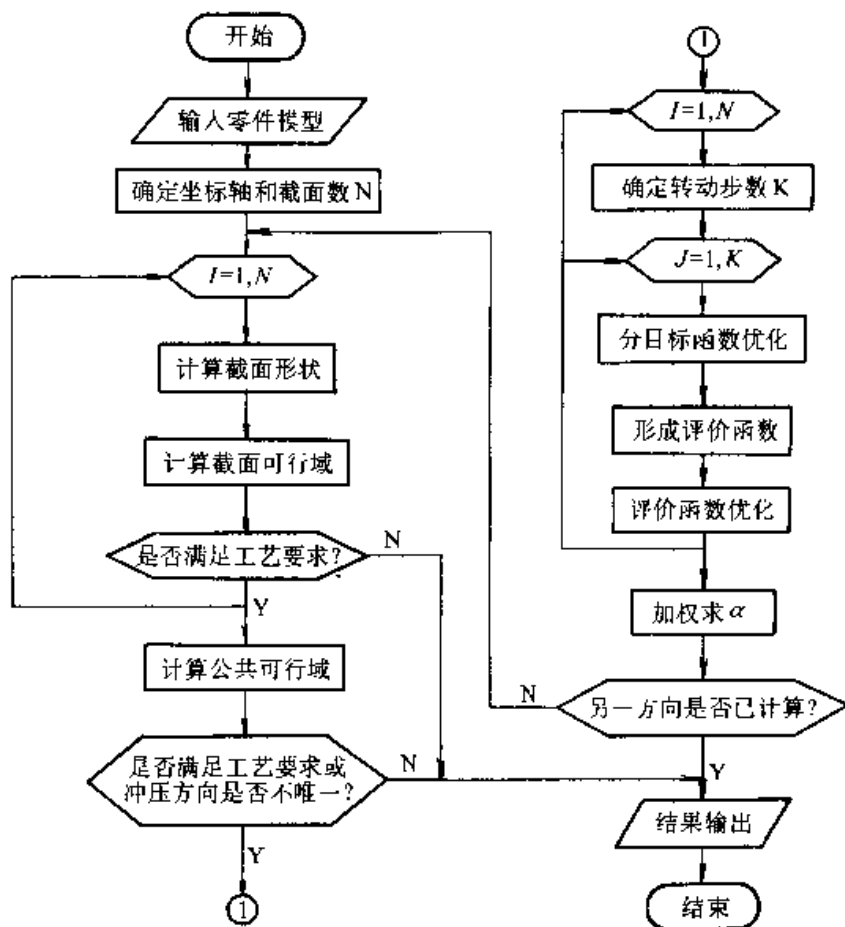


图 1.9-14 冲压方向优化设计流程图

根据公共可行域的域宽 β_L ，确定求解的步数 K ，将截面变换至公共可行域的起始位置，以 β_L/k 为转角开始优化计算，对各个分目标函数进行优化，形成评价函数，并对评价函数优化。随着截面形状的转动，以最优值替代当前值，最后可得到最优值所对应的转角 α_i 。加权平均求 N 个截面的最佳转角 α 。接着，按相同过程计算另一个坐标轴的最佳转角。最后将计算结果输出。

3.2.2 工艺补充部分的设计

工艺补充部分的设计，包括工艺延伸面和压料面的设计。工艺延伸面的主要作用是使制件容易成形，包括形成简单的侧壁，使制件各处拉伸均匀，使凹模形状简化。覆盖件模具 CAD 系统采用网络控制法完成工艺补充部分设计。此方法主要包括三个步骤，即控制网络的生成、基于网络的截面线设计和“蒙面”造型。

控制网络是由剖切零件的一系列平面，即由沿 X 轴方向和沿 Y 轴方向的两组平面组成。在控制网络生成以后，以其为基础进行截面线设计。设计过程为：

- 1) 将控制网络所在平面和零件相交，得到一条交线；
- 2) 将此交线变换到 X - Y 平面；
- 3) 根据交线形状，选取合适的控制截面线；
- 4) 将控制截面线安装到交线的两端；
- 5) 将控制截面线变换到相应的空间位置；
- 6) 重复上述过程，直至完成全部截面线的设计。

控制截面线是根据工艺补充部分的要求而设置的参数化形状，它有四种形状类型，如图 1.9-15 所示。为了快速完成截面线的设计，开发的系统包括截面线的生成、变换、修改等功能。另外，截面线一般要求和交线保持光滑连接，为此也具备相应的处理功能。

沿覆盖件的本体的四周设计一系列截面线，在完成了截面线的设计以后，可以看出拉伸件的初步形状。图 1.9-16 所示为集风板零件的截面线设计结果。截面线设计完成后，通过“蒙面”造型便可生成拉伸件形状。图 1.9-17 所示为设计的工艺补充面和最终的拉伸件的形状。

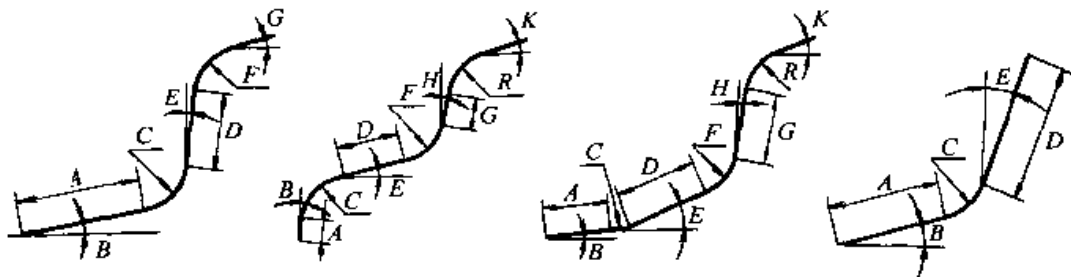


图 1.9-15 工艺延伸面的几种典型控制截面线形状

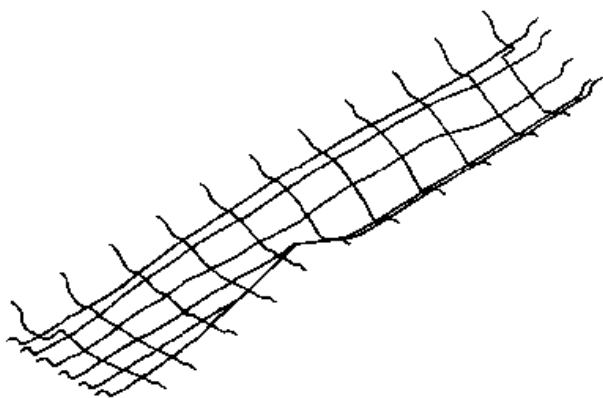


图 1.9-16 一个汽车零件的截面线

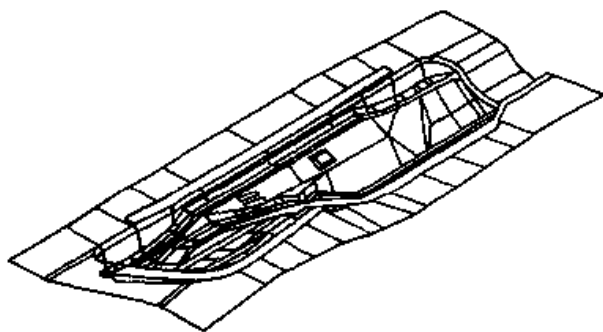


图 1.9-17 最后生成的拉伸件形状

3.2.3 拉伸肋设计与布置

覆盖件拉伸时，在压料面上通常需设置拉伸肋，其目的在于增加变形阻力，调节进料阻力，控制材料流入，防止毛坯起皱。常用的拉伸肋有两种类型，即圆肋和方肋，其截面形状和参数如图 1.9-18 所示。

在设计拉伸肋时采用了特征设计的方法，可以方便快速地生成所需的拉伸肋形状。其设计过程为：1) 选择拉伸肋类型，输入截面形状参数；2) 指定拉伸肋中心线；3) 指定拉伸肋所依附的曲面和肋凸方向；4) 根据以上参数和几何实体，可自动生成拉伸肋。

3.2.4 修边冲孔工序件设计

修边冲孔件设计的难点在于修边线的计算与设计。由于覆盖件是由形状复杂的自由曲线构成，传统的设计手段不能对它的尺寸进行精确的测量计算，通常采用经验的估算方法，难以保证设计质量。修边线是翻边展开后零件的外缘，它依赖于翻边特征。由于覆盖件翻边时涉及复杂的变形情况，系统采用了通过截面线来计算翻边展开的方法：

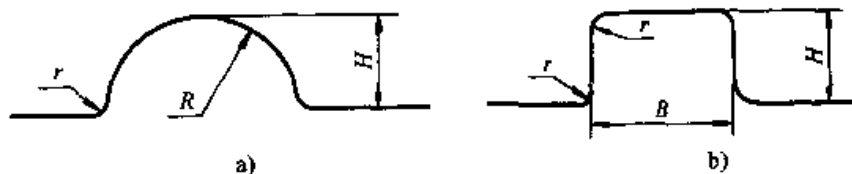


图 1.9-18 拉伸肋的类型

a) 圆肋 b) 方肋

- 1) 生成垂直于翻边线的截面；
- 2) 指定翻边特征；
- 3) 用翻边和截面求交，得到一条交线（图 1.9-19a），计算交线长度为 L_0 ；
- 4) 确定变形系数 λ ($\lambda \leq 1$)，则翻边线展开长度 $L = \lambda L_0$ ；
- 5) 从翻边线与截面的交点 P_0 处开始，计算曲线长度为 L 的点 P_1 ，确定修边线的位置

(图 1.9-19b)。

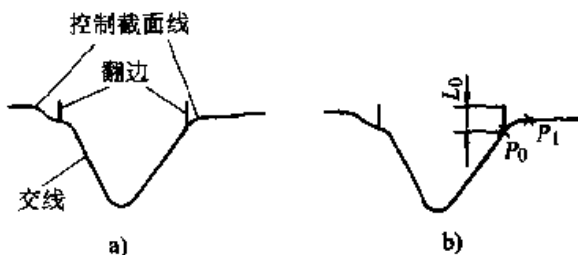


图 1.9-19 修边线计算

4 覆盖件模具结构设计

通常,覆盖件模具设计是指模具结构设计。随着 CAD 技术引入到模具设计中,模具设计的概念也发生了变化,采用 CAD 方法的覆盖件模具设计包括模具型面设计和模具结构设计。模具型面就是指上述冲压工序件的设计,模具型面一般要进行数控加工,所以必须采用二维设计。模具结构设计就是指除了型面以外的所有模具部件和零件的设计。覆盖件模具结构复杂、装配零件多,对于不同的冲压零件,模具的结构也各不相同。目前,用于覆盖件模具结构设计的 CAD 系统一般分为二维设计和三维设计两种。

4.1 基于典型结构的覆盖件模具结构二维设计

这种方法是在总结覆盖件模具的典型结构基础上,采用规范化的设计方法,通过 CAD 软件的二次开发,快速生成模具图。由于覆盖件模具结构尺寸大,要确定的参数多,参数的确定存在很大的随意性。模具型面形状复杂,模具零件的大部分形状和型面形状有关。零件的几何拓扑结构是变化的,例如减轻孔的个数和排列方式都是可变的。上述特点给软件的开发带来了困难,为解决这一问题,可以将零件形状分为两类,一是可由基本参数确定的形状,如压板台形状、减轻孔形状等。另一类是由模具型面确定的,拓扑结构变化的形状,如轮廓形状、减轻孔的布置等。对于第一类形状,在设计中可直接按参数化方法设计,构造参数化原型图,在设计时对其赋以不同的参数,完成实例化。第二类形状特征的设计则比较复杂,需要对产品零件或工序件模型进行图形运算,软件二次开发的难度也更大。

(1) 总结典型结构

建立基于典型结构的二维覆盖件模具 CAD 系统,其首要任务就是总结模具的典型结构,这一工作需要设计人员和程序开发人员共同完成。设计人员的任务是总结出典型的模具结构图,而程序开发人员的任务是进行图形的规范化和参数化。以拉延模为例,可以有双动拉延模和单动拉延模典型结构,而单动拉延模又可分为整体式和分离式两种。典型结构总结后要绘出典型结构的参量图。

在得到典型结构的参量图后,下一个任务就是对形状进行分类,即分为可参数化的图形和不可参数化图形。参数化图形可采用参数化图形建模方法实现,而非参数化图形则需专门开发相应的软件,实现其图形的自动生成。

(2) 参数化图形建模

常用的 CAD/CAM 系统,如 AutoCAD、UG 和 Pro/E 等系统都提供了参数化特征建模功能。为了减少程序开发工作量,可以用这些系统为支撑,进行参数化图形建模。在设计时,可从参数化图库中调出所需要结构,用支撑系统的模型编辑功能,对模型赋予新的参数,生成参数化图形的一个实例,并插入到模具图中即可。

(3) 图形自动生成程序设计

覆盖件模具的结构中不可参数化的形状很多,程序实现方法各不相同。其中最典型的是减轻孔的布置和镶块式凸、凹模的分块,下面以分块点的设计算法为例说明程序的设计方法。

设计镶块式凹模首先要解决的问题就是确定镶块的分布。镶块式结构的特点是沿工序零件的轮廓线分布的一系列相互邻接的镶块,凸模和凹模镶块的基本分布表现为沿翻边或修边轮廓周边均匀分布,但镶块的划分不仅与翻边或修边轮廓形状有关,而且还要考虑在冲压过程中材料的变形情况。划分镶块时存在大量规则约束,即使是由设计人员手工划分镶块,由于考虑问题的侧重点的不同也可能产生不同的设计结果。也就是说,存在着设计结果的不唯一性,完全由计算机完成镶块的划分就更为困难。

每个镶块由相邻的两个分割点确定,因此划分镶块可归结为确定镶块分割点的问题,即分块点设计。在镶块划分中应遵循镶块设计的原则,并使镶块划分具有一定的灵活性。

系统采用的是一种弦接多边形法,其设计步骤如下:

- 1) 根据轮廓线的形状特点选取能大致反映轮廓线形状的转折点,这些转折点组成一弦接多边形,设多边形的边数为 N ;
- 2) 在弦接多边形的每条边上根据镶块长度尺寸 L 大致均匀生成 N 组点;
- 3) 在各个点上作边的垂线与轮廓线相交得到 N 组分块点;

4) 增加、删除、移动分块点位置。

弦接多边形法适应能力较强,可以根据轮廓线的复杂程度选择转折点的个数,从而能保证分块点划分的合理性,图1.9-20是弦接多边形法的流程图。

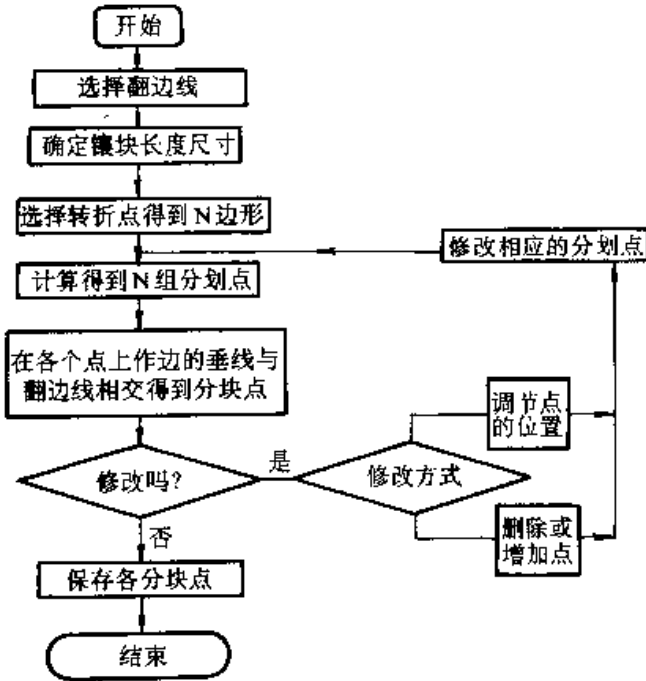


图 1.9-20 弦接多边形法流程图

镶块位置确定后,就可以在相应位置构造镶块,在这基础上设计安装台、空刀、螺钉孔、销钉孔等基元特征,最后与工序零件的几何曲面运算得到凹模刃口。

需要指出的是,基于典型结构的覆盖件模具结构设计方法,模具设计效率非常高,但其适用范围则有一定限制。由于覆盖件模具结构有多种结构类型,总结典型结构和程序实现的工作量都很大。另一方面,由于不同的用户所用的典型结构不一样,要使总结出的典型结构,满足所有用户的需要是不可能的,也是不现实的。因此,这种方法适合于结构形式相对比较简单的双动和单动拉伸模、垂直修边模和垂直翻边模。对于带斜楔机构的修边模和翻边模,由于要采用不同剖视和局部剖,用典型结构很难表示,最好是采用三维设计来实现。

4.2 基于特征的覆盖件模具结构三维设计

根据覆盖件模具的类型,其结构设计系统由拉伸模设计、翻边整形模设计、修边冲孔模设计

和标准件设计等部分组成。由于覆盖件模具结构种类繁多,处理起来比较复杂,可以采用基于特征的设计方法,即根据模具结构的不同特点进行特征的分类描述,然后按不同的特征采取相应的设计方法。

4.2.1 覆盖件模具结构特征

覆盖件模具结构特征可划分为三个层次,即覆盖件模具基本结构特征层、功能组合特征和基元特征。覆盖件模具基本结构特征层表达了覆盖件模具的基本结构,包括模具的一些总体功能与结构信息,是功能与结构的连接点,它与冲压工艺特征存在映射关系。覆盖件功能组合特征是指模具功能零部件,完成一定的功能,与其他功能组合特征一起构成了覆盖件模具基本结构。基元特征是组成模具结构特征的最小单元,它可以是标准零部件或是零件的一局部特征。它具有几何属性、工程属性、语义属性等。功能组合特征是基元特征的有机组合。

(1) 覆盖件模具基本结构特征

由于覆盖件零件曲面形状的复杂性、冲压工艺组合方式的灵活性,以及设计人员经验和设计风格的不同,使得覆盖件模具种类繁多,结构多样。覆盖件模具基本结构特征可以按覆盖件冲压工艺的组合方式,将其划分为单工序的简单模与多工序的复合模;按照覆盖件的基本冲压工艺可将其主要划分为三大类:拉伸模、修边模、翻边模,它们可以是简单模,也可以是复合模。覆盖件模具的基本结构按其功能可分为图1.9-21所示的树结构。

(2) 覆盖件功能组合特征及分类

覆盖件功能组合特征是指覆盖件模具功能零部件,它完成一定的功能,与其他功能组合特征一起构成了覆盖件模具基本结构。功能组合特征可按其完成的功能分类,如图1.9-22所示,可分为工作组合特征、安装组合特征和辅助组合特征。其中工作组合特征主要包括了凸模、凹模、顶件器、压料圈、斜楔滑块等完成覆盖件加工的工作零部件。安装组合特征主要功能是起安装、固定工作组合特征,例如上模座、下模座等。辅助组合特征主要完成一些辅助功能,例如导向、起重、连接定位等。

(3) 基元特征

基元特征是组成模具结构特征的最小单元。

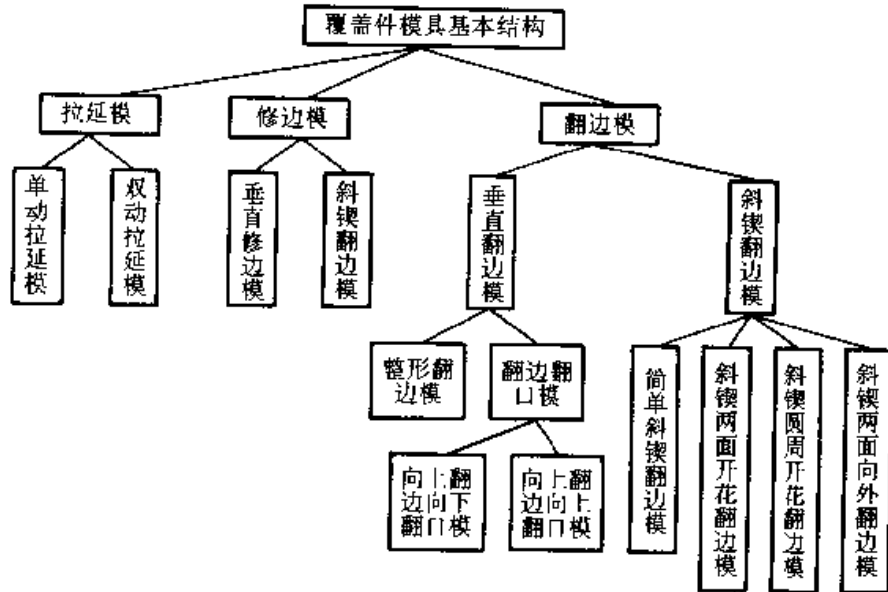


图 1.9-21 覆盖件模具基本结构的分类

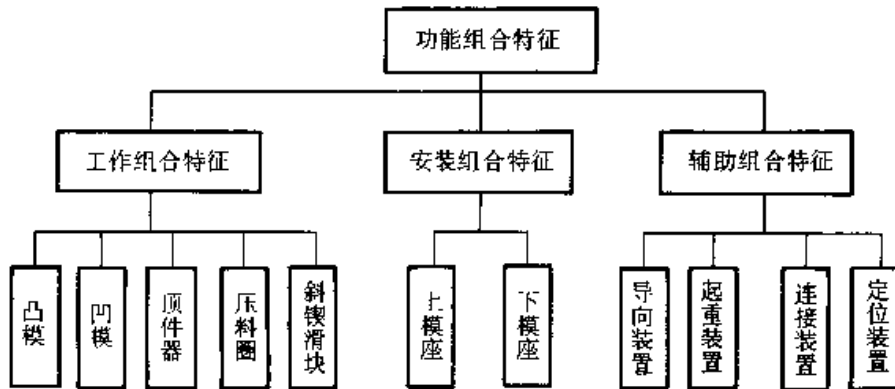


图 1.9-22 功能组合特征的分类

它主要用于表示一些基本几何形体、标准件和典型局部结构等。基本几何形体主要包括：基本几何体，例如球体、圆柱体、六面体、圆锥体等；拔高体、扫动体、旋转体等由二维几何轮廓或曲面经拔高、扫动、旋转等运算而得的三维几何体。

标准件包括国家标准、行业标准、企业标准中的一些标准零件，它们可组成标准件库，设计时可随时调用。

典型局部结构主要指由长期设计经验总结的一些在一定范围内通用的模具结构。一个功能组合特征是若干基元特征的有机组合。

4.2.2 基于特征分层的覆盖件模具设计

采用覆盖件模具特征后，覆盖件模具的设计过程，即覆盖件模具特征的功能与结构不断具体分解实现的过程，就转变由覆盖件工艺特征约束层到覆盖件基本结构特征层，到功能组合特征

层，进而到基元特征层的设计过程，设计的依据就是所建立的分层特征模型。

(1) 模具基本结构特征的设计

模具基本结构特征的确定，可通过冲压工艺特征与模具基本结构特征之间的映射关系实现。根据冲压工艺特征的工艺语义中表达的对工序零件的工艺要求，可以确定模具基本结构特征中功能语义信息，从而可确定形状的结构类别与基本构成信息。

模具基本结构特征中功能语义信息与冲压工艺特征的工艺语义具有对应关系，因而可以根据功能语义信息进行结构类型的判定。覆盖件模具的各种典型基本结构，可按其功能信息用树的形式保存，通过该树的搜索确定相应的基本结构。

(2) 模具功能组合特征的设计

功能组合特征设计时，可以由覆盖件模具基

本结构特征中的模具闭合高度、中心线、设计基准点等信息，以及从工艺特征中继承的工序零件几何信息，确定模具功能组合特征的相互位置以及功能组合特征设计时所需的一些输入参数信息。

当功能组合特征从基本结构特征中经过约束关系得到其设计所需的参数之后，就可以进行功能组合特征的详细设计了。功能组合特征的详细设计是模具结构设计由部件到零件、到局部特征的逐步细化的过程。设计的主要依据为特征的一些几何属性、分布属性、工程属性和模具设计公式、设计准则与经验知识等。

(3) 模具基元特征的设计

基元特征是模具结构特征的最小单元，它主要通过两种方法设计：

1) 由二维几何轮廓或曲面经拔高、扫动、旋转、平移、剪切等运算而得到三维几何体。这些基元特征一般与工序零件有关，例如凸模的工作型面、翻边线拔高体，下底板上的窝座等。

2) 通过相应的参数化设计功能直接生成基本几何体、标准件与一些典型结构的生成就是用这种方法，即先进行零件和典型结构的参数化造型，调用时通过赋予新的参数、位置和方向生成新的实例，然后装配到覆盖件模具结构中即可。

第 10 章 注塑模 CAD

1 注塑模 CAD/CAE/CAM 概述

1.1 塑料模 CAD/CAM 的发展

常用塑料如聚氯乙烯、聚乙烯、聚苯乙烯、ABS 等，在 20 世纪 40 年代才问世，注塑模具的历史不过 40 余年，但发展速度却异常迅速。塑料工业对模具的迫切需要是注塑模具 CAD/CAE/CAM 技术发展的原动力，而塑料流变学、几何造型技术、数控加工以及计算机技术的突飞猛进又为注塑模具 CAD/CAE/CAM 系统的开发创造了条件。

从 20 世纪 60 年代开始，英国、美国、加拿大等国的学者如 J.R.Pearson (英)、J.F.Stevenson (美)、M.R.Kamal (加)、K.K.Wang (美) 等开展了一系列有关塑料熔体在模具型腔内流动与冷却的基础研究。在合理的简化基础上，20 世纪 60 年代完成了注塑过程一维流动与冷却分析程序，70 年代完成了二维流动与冷却分析程序，其后开展三维流动与冷却分析，并把研究扩展到保压分析、纤维分子取向以及翘曲与变形预测等领域。近年来开展了流动、保压、冷却、应力分析等注塑工艺全过程的集成化研究。这些卓有成效的研究成果，为开发实用型的注塑模工艺过程分析软件奠定了基础。

计算机的发展是注塑模 CAD/CAM 能够推广运用的一个重要原因。在 20 世纪 70 年代，模具 CAD/CAM 系统使用的大多为中小型机。这种集中式分时系统运行速度慢、价格昂贵、难以推广。80 年代初推出的以 16 位微处理器为核心的个人计算机，其功能可与高档小型机相媲美；其后又推出功能更强大的 32 位工程工作站，分布式的系统可将多个模具工作站连成局域网，实现快速信息通讯与资源共享。目前，微机的性能已经达到甚至超过一般图形工作站，而其价格也逐年降低。

注塑模 CAD/CAM 能够推广与普及的另一个原因是几何造型技术、CAM 技术的飞速发展，

它使得在计算机上能够较快地设计出具有复杂型腔表面的注塑模，并方便迅速地加工制造出来。从 20 世纪 60 年代的线框模型的 CAD 系统到 70 年代的以曲面造型为核心的 CAD/CAM 系统、80 年代的实体造型技术的完善，以及随后出现的三维参数化特征造型系统，为注塑模采用 CAD/CAM 技术提供了可靠的保证。目前在国际市场上已推出一批商品化的 CAD/CAM 系统，如 Autodesk 公司的 AutoCAD 系统、UGS 公司的 Unigraphics 系统、PTC 公司的 Pro/E 系统以及 SDRC 公司的 I-DEAS 系统等，并成功地运用于注塑模的设计与制造。由于注塑模 CAD/CAM 技术的广泛应用前景，其中一些公司还推出专用的注塑模设计模块，如 PTC 公司的 Pro/MOLDESIGN、UGS 公司的 MoldWizard，可用于三维注塑模设计。

1.2 塑料模 CAD/CAM 系统的工作流程

注塑模 CAD/CAM 系统的工作流程如图 1.10-1 所示。用 CAD/CAM 技术进行注塑模设计与制造一般分为以下几个阶段。

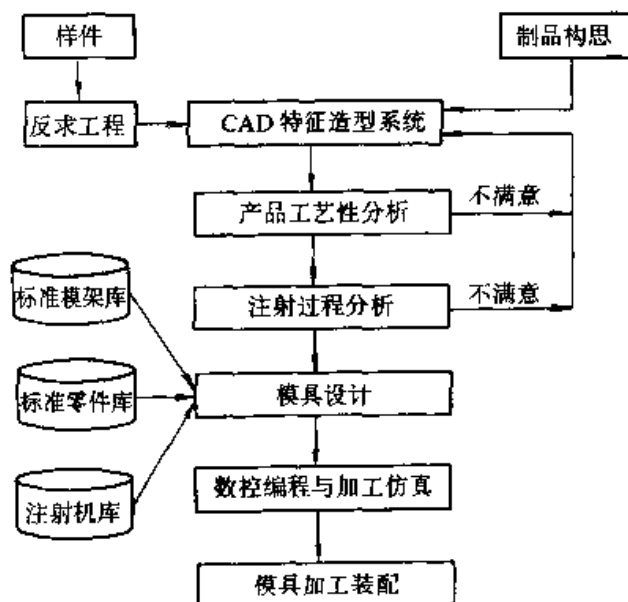


图 1.10-1 注塑模 CAD/CAM 系统的工作流程

(1) 塑料制品建模

注塑模 CAD/CAM 工作的第一步是建立塑料制品的几何模型。在传统的手工设计中,制品的形状是用一系列二维视图来表征的。对于形状复杂的制品,有时用二维视图很难十分清晰地描述制品的复杂部位,而不得不先制作真实的模型或样板,供模具设计师正确地绘制模具结构图或者供产品设计师对制品的外观和功能进行考核。采用 CAD/CAM 系统可以在计算机中建立制品的三维几何模型。这种几何模型可以在显示屏上旋转与放大,可以在任意部位剖切,还可以用逼真的彩色阴影图显示,在一般情况下可以省去模型或样板的制作工序。

(2) 模具结构设计和工艺分析

在计算机中建立起制品的三维几何模型后,可以采用工艺性分析软件对该模型进行注射成形工艺性考核。例如检查制品的壁厚是否在成形的允许范围内,制品的流动长度是否超过了所用塑料的极限值,制品的塑料注射量是否超过了所用注射机的额定值,还可以对该制品的制造费用进行估算。如果对制品的某项成形工艺性不满意,便可对制品几何模型进行反复修改,直到满意为止。

当制品的注射成形工艺性通过检验后,下一步工作是确定该制品的浇口型式、数量和位置。在手工设计中,这项工作只能凭借经验或者简单公式进行粗略估算,设计师对浇口设计方案的正确性并不能做到胸有成竹,稍有差错便会导致无法挽回的错误。流动分析软件能够对设计师拟定的浇注方案进行多方面的导向和考核,它能帮助设计师在确定浇注方案时得到理想的塑料熔体流动形式,控制熔合纹的形成位置,减小制品某些敏感区域的模塑应力。此外,流动分析软件还能用来选择较好的注射成形参数,例如塑料熔体的熔化温度和模具型腔温度等。

制品的浇注系统方案决定后,注射机喷嘴与制品之间的相互位置关系也就随之确定,模具结构的 CAD 工作便可开始。

模具尺寸首先取决于在一副模具内安排多少型腔。型腔数目的选择与许多因素有关。模具设计师可以借助专用软件来选择合适的型腔数目。例如, CAD 软件可以从制品的精度及经济性要求、注射机最大额定注射量、最小注射量、注射机装模空间、注射机最大锁模力等六个方面对模

具型腔数目进行分析,并能综合以上各个因素推荐最佳型腔数目。

基于型腔数目、排列方式和浇注系统布置,注塑模 CAD 软件能用来选择最合适标准模架。其判断准则为所选用的模架中的推出板必须完全包容各个型腔,且又是所有可选模架中尺寸最小者。当模架尺寸确定后,模具设计师能方便地从标准模架库调出该模架的所有零件以及它们的装配关系。

标准模架选出后,接着是如何将制品几何模型转换为型腔几何模型和型芯几何模型,并把它们与模架几何模型合并以构成模具的装配图,制品与型腔、型芯形状之间的转换是借助于塑料材料收缩率补偿计算完成的。手工设计时,材料收缩率补偿通常是由模具设计师对制品二维视图的各个尺寸逐一进行换算。这是一件十分繁冗的工作。采用模具 CAD 技术后,尺寸的收缩补偿工作将变得非常简易。如果所用塑料材料的收缩变化范围小,且收缩均匀性好,模具 CAD 系统只须一个简单的变换比例的命令,就能完成制品的等距放大,然后将经过变换得到的型腔和型芯形状数据存储到数据库中。如果塑料材料在各个方向上的收缩特性存在着较大差异,也有相应的方法来进行材料收缩的补偿。例如,当塑料材料在熔体流动方向与垂直流动方向上存在着较大差异时,可以在制品上定义一个局部坐标系,其 x 轴和 y 轴分别对应于熔体流动方向和垂直流动方向,然后在 x 、 y 、 z 三个方向上选用不同的放大系数来补偿塑料材料的收缩。若模具设计师选用的 CAD/CAM 系统具有三维参数化造型功能,则可以直接对制品尺寸进行收缩率补偿。此时,既可将所有尺寸进行等放,也可以赋予各类尺寸不相等的缩放率,这取决于塑料材料的收缩特性。

将型腔和型芯的几何形状并入到模架相对应的模板中后,便可利用模具 CAD 系统提供的图形编辑功能划分出型腔组合模块(又称定模部装)和型芯组合模块(又称动模部装)。当需要采用斜抽芯机构时,还应划分出滑动模块。不同类型的模块应排在不同图层中,这样就可将各个模块形状分别地提取出来,以便后续的模具零件图设计与绘制。

划分模块的工作结束后,可进行浇注系统的

结构设计。此时,可再次利用流动分析软件来平衡一模多腔的浇注系统,或通过调整各级分流道和浇口尺寸来优化制品的成型压力。冷却系统的设计应紧接在浇注系统之后进行。在注塑模设计中,冷却系统中管道布置常常与推出机构中推杆布置发生冲突。在采用 CAD 之前,冷却管路形式、冷却水温度与冷却管道布置等因素之间的关系很难分析计算,于是推杆布置便成为首要任务,冷却管道只得在推杆布置后所剩余的空间里安插,冷却效率与质量无法保证。这样,必然导致模具冷却时间过长、制品脱模时温度分布不均匀。冷却分析软件的应用可以改变以往模具设计师“重推出、轻冷却”的做法。在冷却管道布置时,模具设计师可同时考虑推杆与冷却管道的布置。当推杆与冷却管道发生冲突时,可以同时设计几种方案,然后利用冷却软件对这几种冷却回路进行分析,根据分析结果选择出最佳冷却回路,并确定该冷却回路合适的水流速度、水温、模具温度以及水泵压力等参数。

冷却系统完成后,便可将各个部装图与标准模架合并在一起,再加入推杆等模具零件。推杆等常用零件存放在模具零件库中供模具设计师调用,十分方便。商品化的模具 CAD 软件一般都有建库手段,以使用户在设计模具之前先建立自己的标准模架系列、标准模具零件系列、模具典型结构以及标准工艺规范。这些标准化的零件库和数据库能显著地提高模具 CAD 软件的设计效率。

整个模具结构设计完成后,设计人员还可以采用模具开合过程的运动模拟,检查模具零件之间是否产生干涉,并在屏幕上显示产生干涉的部位。这样,在模具制造之前就可以发现问题,减少返工。

(3) 数控加工编程和加工仿真

模具设计分析完成后,根据工艺规程要求,对模具零件例如型腔、型芯等进行数控加工编程,主要根据设计阶段生成的型腔和型芯的三维形状确定加工路径,生成刀位数据文件,并根据机床控制系统的要求自动生成加工指令代码。

有关注塑流动分析、冷却分析和数控编程部分,即有关 CAE 和 CAM 的内容,将在其他篇内专门介绍,因此本篇内将主要讨论注塑模结构设

计的部分内容。

2 注塑模 CAD 的内容及特点

2.1 注塑模结构 CAD 的内容

注塑模结构 CAD 的主要工作内容包括:

1) 注射制品的几何造型 采用几何造型系统如线框造型、曲面造型和实体造型,在计算机中生成注射制品的几何模型,这是注塑模结构 CAD 的第一步。由于注射制品大多是薄壁件,且具有复杂的表面,因此,常用表面造型方法来产生制品的几何模型。

2) 模腔面形状的生成 在注塑模具中,型腔用以生成制品外表面,型芯用以生成制品的内表面。由于塑料的成型收缩率、模具磨损及加工精度的影响,制品的内外表面尺寸并不就是模具的型芯面与型腔面的尺寸,两者之间需要经过比较繁琐的推算,由于目前流行的商品化注塑模 CAD 软件并未能较好地解决这种换算,因此制品的形状和模腔的形状要分别输入,工作量大且十分繁琐,如何由制品形状方便、准确、快捷地生成型腔和型芯表面形状仍是当前的研究课题。

3) 模具结构方案设计 采用计算机软件来计算最佳型腔数目,引导模具设计者布置型腔,构思浇注系统、冷却系统和推出机构,为选择标准模架和设计动模部装图和定模部装图做准备。

4) 标准模架选择 采用计算机软件来设计模具的前提是尽可能多地实现模具标准化,包括模架标准化、模具零件标准化、结构标准化及工艺参数标准化等。一般而言,用作标准模架选择的设计软件应具有两个功能,一是允许模具设计者输入本企业的标准模架,建立专用的标准模架库;二是能方便地从已建好的专用标准模架库中,选用设计中所需的模架类型及模具标准件。

5) 部装图及总装图的生成 根据所选定的标准模架及已完成的型腔布置,模具设计软件以交互方式引导模具设计者生成模具部装图和总装图,模具设计者可利用光标在屏幕上拖动模具零件以搭积木的方式设计模具总图。

6) 模具零件图的生成 模具设计软件能引导用户根据模具部装图、总装图以及相应的图形库完成模具零件的设计、绘图和标注尺寸。

7) 常规计算和校核 模具设计软件可将理

论计算和行之有效的经验相结合,对模具零件进行计算和校核,以验证模具结构中有关参数的正确性。

2.2 注塑模 CAD 的特点

注塑模是生产塑料制品的重要工艺装备。由于塑料注射成型工艺十分复杂,设计模具时要考虑的因素比较多。一般来讲,注射模具设计的特点主要有:

1) 外部约束条件多 要选择适合的塑料,并对所选塑料的性能参数及工艺条件进行认真考虑。要考虑因素包括:注射机的注射量、注射压力、锁模力、机架尺寸和刚度、塑料产品的形状结构、尺寸大小及使用场合和生产批量等。

2) 结构复杂且灵活多变 注射模具包含模架、成型零部件、浇注系统、冷却系统和脱模机构等部分。成型零件一般由凸模、凹模和侧向抽芯机构等部分组成。浇注系统包括主流道、分流道和浇口等部分。冷却系统一般包括定模水道、动模水道和型芯中的冷却芯等部分。无论是模具整体结构还是零件的结构,在设计时大都没有固定不变的准则,不同的设计人员往往设计出不同的可行结构方案,灵活性很大。

3) 经验性和试探性强 注射成型工艺过程难以用定量关系来描述,并存在许多不确定的因素。因此,常规的注射模具设计离不开设计人员的经验,而且设计出来的模具一般都要经过反复的试模和修模过程。

上述特点反映到注塑模 CAD 系统的开发方面,要求系统具有功能丰富、交互性、适应性强、用户界面友好等特点。具体来讲,注塑模 CAD 的功能特点主要有以下几个方面。

1) 注塑模 CAD 系统必须具备描述物体几何形状的能力 由于注塑模的工作部分(型腔和型芯)是根据产品零件的形状设计的,所以无论设计什么样结构的注塑模,开始阶段必须提供产品零件的几何形状,这就要求注塑模 CAD 系统具备描述物体几何形状的能力,即几何造型的功能,根据产品的几何形状确定注塑模模腔的形状。

2) 标准化是实现注塑模结构 CAD 系统的有效手段 注塑模结构设计一般不具有唯一性。即使对于同一产品零件,不同设计人员设计的模具

不尽相同。为了便于实现注塑模结构 CAD 系统,在建立注塑模结构 CAD 系统时,首先要解决的问题便是标准化问题,包括设计准则的标准化,模具零件和模具结构的标准化。有了标准化的模具结构,在设计注塑模时就可以选用典型的模具结构、标准模架、调用标准模具零件,而需要设计的只是少数工作零件。

3) 设计数据的处理是注塑模 CAD 中的一个重要问题 手工设计注塑模所采用的设计数据大部分是以数据表格和线图形式给出,采用计算机辅助设计注塑模,必须对这些数据表格和线图进行恰当处理,将其变为计算机能够处理的表达形式。程序化和公式化是处理数据表格和线图形式设计数据的基本方法,对于那些难以程序化和公式化的经验数据,就只能通过人机交互的方式予以解决。

4) 注塑模结构 CAD 系统应具有广泛适应性 注塑模的结构随制品的不同而变化,同时模具的设计方式也因人而异,特别是目前设计标准在我国还未真正统一,各个行业乃至每个企业所采用的模架标准、结构标准、零件标准均不一致。模具的生产方式为单件的或小批量生产,所有这些都要求注塑模结构 CAD 系统必须具有广泛的适应性。

值得指出的是,流动模拟、冷却分析和保压分析等 CAE 软件的应用,大大降低了注塑模设计对经验的依赖,可以在实际试模前预测可能出现的问题或缺陷,从而提高了模具设计的可靠性。

3 注塑模 CAD 软件的开发

在传统设计中,模具设计人员首先根据制品图,进行模腔尺寸换算得到模腔图形,然后,通过型腔布置、标准模架选择、流道设计、动模和定模部装图设计、顶出机构设计、斜抽芯机构设计、冷却系统设计、总装图设计等步骤完成注塑模总装图、部装图、零件图等绘制。然而注塑模复杂多变的结构形式和模具设计师风格各异的设计习惯给注塑模 CAD 软件的开发增添了很大困难。为此,在注塑模 CAD 软件的开发之前必须对注塑模结构设计的功能分析得清楚、透彻。在进行充分需求分析的基础上运用软件工程的分析和设计思想建立系统的功能模型和设计模型,

以此为依据开发模块化的注塑模 CAD 软件。

3.1 软件结构

模具设计的主要任务是完成模具模型的建立和模具图的绘制。注塑模设计是一个自上往下逐步求解的过程，其主要步骤是：

- 1) 确定模具结构的总体方案，包括型腔布置、模架选择等；
- 2) 根据制品的特点选择不同的模具结构进行功能单元的分配，如斜抽芯机构、冷却系统等都属于功能单元；
- 3) 功能单元的细化，包括组成各种功能单元的零件设计及绘图。如图 1.10-2 所示为华中科技大学开发的注塑模结构设计 HSCAD 软件结构图。

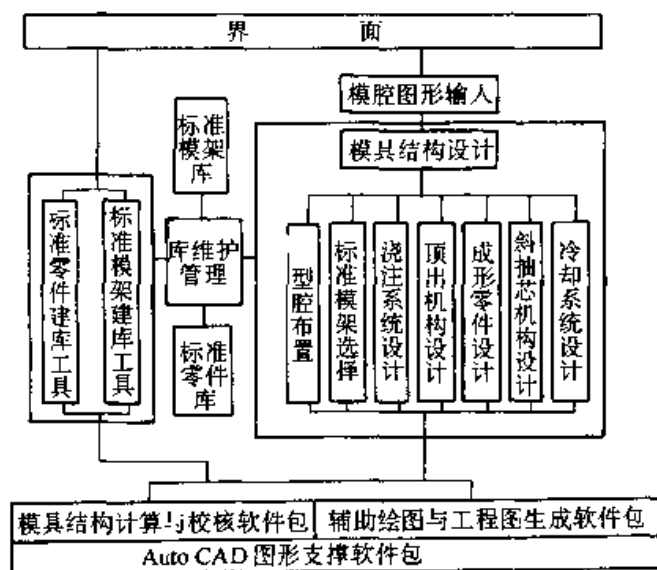


图 1.10-2 HSCAD 系统的总体结构

3.2 标准模架选择及编码

标准模架的选择是注塑模结构 CAD 工作的一个重要内容。标准模架系列应在设计工作开始之前，就已存放在数据库中供程序选用，标准模架的组成如图 1.10-3 所示。

日本、美国、德国等先进工业国家均已实现了注塑模架的标准化，并已广泛运用到生产中。我国的注塑模架系列也已有国家标准，并正在推广应用。

下面以我国许多厂家习惯采用的标准模架 SJ 2528 为例，介绍标准模架的选择和编码。该标准模架共有 10 种模架组合形式，44 种组合系

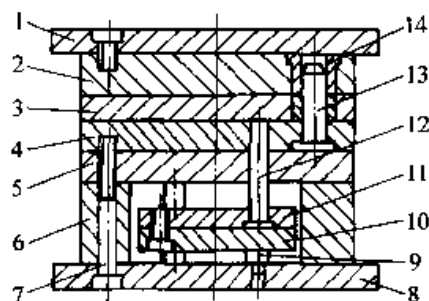


图 1.10-3 标准模架的组成

- 1—定模座板 2—定模板 3—推件板 4—动模板
5—支承板 6—垫块 7—内六角螺钉 8—动模座板
9—限位钉 10—顶板 11—顶杆固定板
12—复位杆 13—带头导柱 14—带头导套

列、31150 种规格。这 10 种组合形式分两大系列，Z 系列是定模无附加分型面的组合类型集合，属单分型面系列；T 系列是定模有附加分型面的组合类型集合，属双分型面系列。

由于模架结构形式的选择难以用数学方法来描述，选择与制品形状、顶出方式，注射机等因素有关，因而在很大程度上只能依赖于设计人员的经验来确定。按照图 1.10-4 所示的流程，模具设计人员能方便地选择出所需的标准模架系列。

模架系列确定后，还需要确定该系列中合适的模具零件尺寸。因此各种模架系列中的全部模具零件，均需要存放在数据库中以供查询。建立简明的编码系统也是一种行之有效的方法。

根据模具零件尺寸之间的隶属关系，在这样的编码系统里一般可采用链表数据结构和树状数据结构。链表结构属于顺序关系结构，程序通过指针对一组数据逐个访问，以选取合适的数，可避免同一属性的数据项的重复存储，从而实现信息的压缩。例如，在决定顶杆长度时，只需存储对应规格顶杆的长度指针以及一组长度尺寸，查询时通过长度指针可以方便地选取合适的顶杆长度，如图 1.10-5a 所示。

树状结构属于层次关系结构。根据隶属关系，可将不同种类的模具零件安排在不同的层次里。例如，可将顶板放在第一层次，将动模板放在第二层次，因为一旦顶板的宽度确定下来，动模板的宽度也就确定了，这时可进入第二层查找在确定的宽度下合适的动模板长度，如图 1.10-5b 所示。

编码时，采用如下数据压缩技术可减少数据的存储。

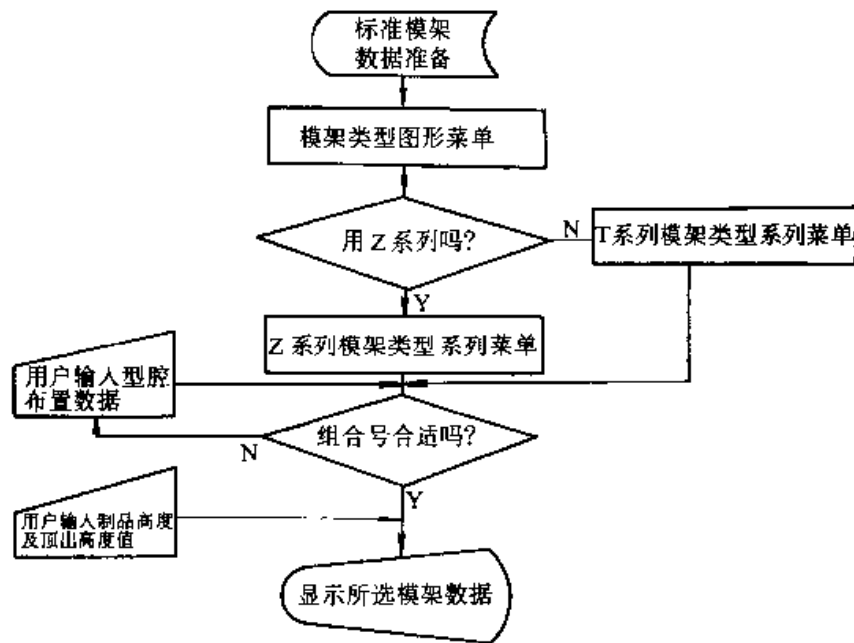


图 1.10-4 标准模架选择程序流程图

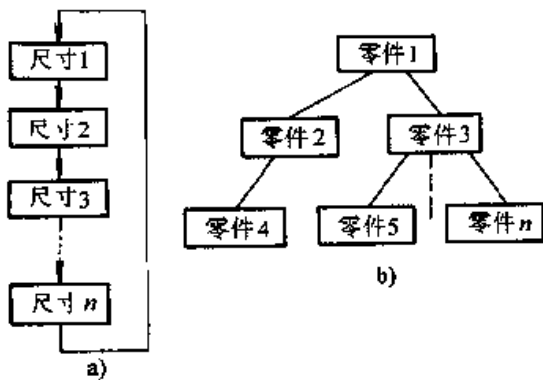


图 1.10-5 模具零件编码时的两种数据结构
a) 链表结构 b) 树状结构

1) 以一种分离的尺寸量形式存储零件的几何数据，尽可能使每个存储单元存储最大的信息量。

2) 以整型量代替实型量，因为双字节的整数在计算机内占 16 位，而实数占 32 位，因此应尽量将模具尺寸中的实数转换成整数形式编码。

3) 同一属性的数据不重复存储，在编码时安排好必要的数据库联系指针，做到同一属性的数据项只存储一次。

采用上述的编码技术后，可大大节省计算机的存储空间。对标准模架 13 种系列 31150 种规格进行编码时，由于所占用存储空间小，使得全套的注塑模 CAD/CAE/CAM 软件能在一般的 PC 机上运行。

在编码系统的基础上，需要制定一组原则来选择模具零件的尺寸，并根据这些原则编制计算机程序，使模具零件尺寸的选择过程能够自动地或以人机交互的形式完成。例如，动、定模板的尺寸选择时，很显然应遵循两条原则：①顶板的宽度应大于型腔的总宽度；②在长度方向上，导柱的中心距离应大于型腔的总长度。第一条原则的依据是，所有推杆必须位于顶板的平面内，这就要求顶板宽应大于型腔的总宽度；第二条原则保证动模板在长度方向上能容纳下型腔和导柱。由于每种宽度的动模板对应着某一宽度的顶板，所以一旦顶板宽度确定下来，动模板宽度也就随之而定，动模板的长度则根据第二条原则确定。根据第一条原则选定动模板的宽度后，若宽度所对应的动模板所有长度尺寸均无法满足第二条原则，则动模板宽度和顶板宽度需增加一个档次，然后重新根据第二原则，选取合适的动模板长度，直到以上的两原则全部满足为止。这个选择过程可由程序自动完成，然后显示结果等待模具设计人员认可或修改。

3.3 镶拼式模具结构设计

在小型、精密接插件注塑模设计中，成形模具多采用镶拼式结构，以满足型腔高强度、高耐磨、高精度及良好的互换性的要求。镶拼式结构是把型腔或型芯分解成若干镶块再拼合而成。该

结构的工艺特点是以成形面磨削加工为主要加工手段,变内型面加工为外型面加工,将镶块拼合装入定、动模板上已加工好的模孔内。

成形模具分块设计是十分复杂的,与成形零件尺寸大小、尺寸精度、定位精度、排列方式、加工手段等诸多因素有关。针对小型、精密接插件形状特征,可总结分块设计的原则如下:

- 1) 镶块外形尽量简单,镶块数应尽量少,以减少装配工作量和过多的拼接痕迹。
- 2) 同一镶块上的接合线应尽量平行或垂直,便于修配,加工时互为基准。
- 3) 镶块的角度应为 90° 或钝角,避免锐角。
- 4) 如果制品具有对称性,为便于加工,在凹模分块设计时应该沿对称线分开。
- 5) 在分块时,应尽量让复杂的内形加工变为外形加工。
- 6) 在分块时,应尽量让每个镶块具有良好的互换性。
- 7) 镶块之间应尽量采用凹凸槽嵌接,防止在注射成形过程中发生相对位移。
- 8) 镶块之间的拼接线应尽量与制品脱模方向一致,以免渗入塑料,妨碍制品脱模。
- 9) 个别容易磨损部分可单独做成一块,以便加工和更新。如在小型精密多腔注塑模设计中,由于流道较长,压力损失大,磨损较严重,为便

于修理和更新,常把流道和浇口单独做在流道板上。

10) 接插件模具型芯多且细长,因此在型芯进行分块设计时,一定要控制其高径比,避免分块成细长型芯。同时要避免在正对着浇口处安置单独的型芯,以免型芯在注射成形过程中折断。

由于镶拼结构分块设计原则的灵活性,同时根据模具设计者的习惯和加工条件的不同也可能引起分块设计有多种方案,因而很难建立起小型、精密、多腔注塑模镶拼结构设计统一的数学模型,这就给计算机编程带来了很大困难。采用自动设计与人机交互相结合的方式,来处理小型精密多腔接插件注塑模镶拼结构图后,为用户提供各种交互方式进行镶拼结构的细部设计,并进行镶拼零件的分离。

首先,根据工厂的情况,建立起标准化的镶拼结构图及镶拼块图,如图 1.10-6a 所示。对于已标准化的镶块可利用建库工具,建立它们参数化的图形库,供零件设计时调用。

然后,在已复制型腔布置及流道布置图的镶拼结构上,交互式地进行分块设计,生成定、动模镶拼组件部装图。其交互过程主要包括如下 4 种操作:①以型腔某条边为基准添加一条平行线;②选择分割点,从分割点绘制分块线;③延长分块线或型腔边;④对分块线进行编辑处理。

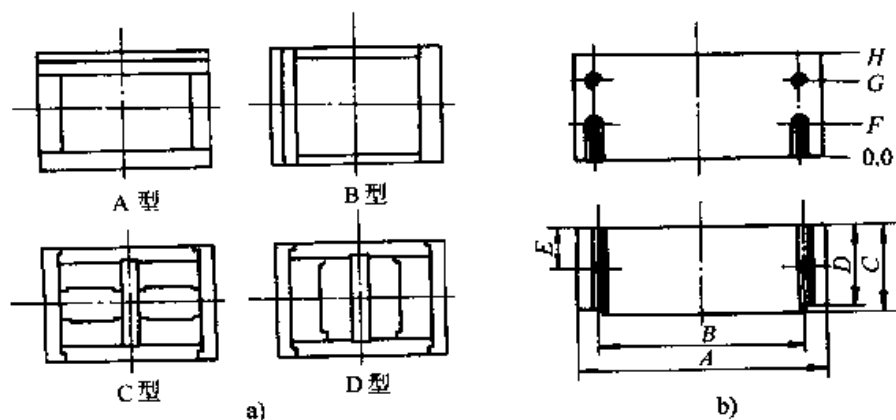


图 1.10-6 标准化的镶拼结构图及镶拼块图

a) 常用镶拼结构类型 b) 镶块的参数图

一旦定、动模镶拼组件部装图设计完成,就可以按交互方式从已设计完毕的部装图上进行分离镶拼零件的工作。首先,选择镶拼零件视图,

然后在程序的提示下从部装图上选择出属于该镶拼零件的实体,分离后的零件视图供零件设计时使用。图 1.10-7 为镶拼结构设计程序流程图。

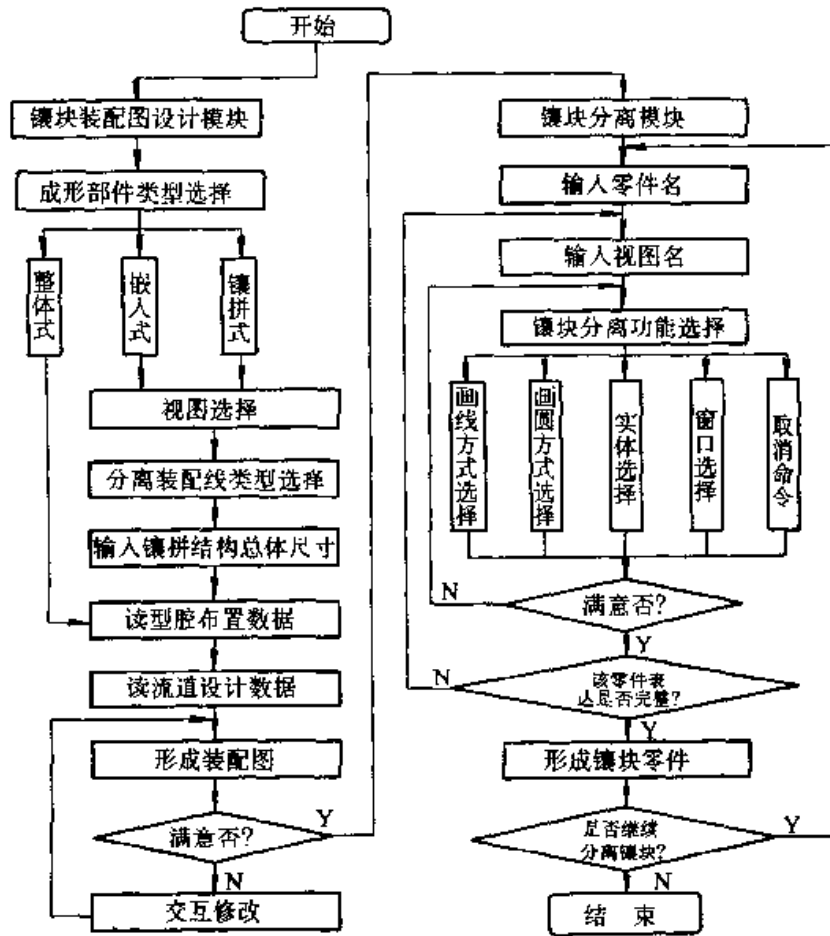


图 1.10-7 镶拼结构设计程序流程图

4 注塑模流道系统的设计

4.1 流道系统的结构

流道系统又称浇注系统。图 1.10-8 所示为一个四型腔模具的典型流道系统。从图中可见，流道系统通常由主流道、分流道、浇口和冷料井组成。流道系统是整个模具设计中最重要的部分，设计的好坏直接影响到塑料制品的成形质量，因此必须给予足够的重视。

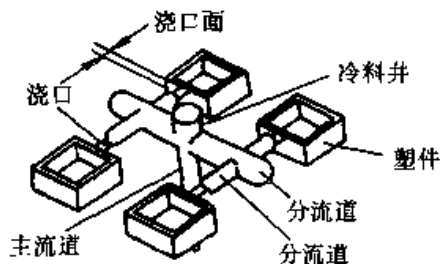


图 1.10-8 流道系统

分流道的设计要求散热少、压力损失小，流

道中所容纳的塑料量尽可能少。常用流道从截面形状上可分为四类：圆形、正方形、半圆形和矩形，如图 1.10-9 所示。

圆形	正方形	半圆形	矩形
$0.25D$	$0.25D$	$0.153D$	$d = \begin{matrix} \frac{D}{2} & 0.166D \\ \frac{D}{4} & 0.10D \\ \frac{D}{6} & 0.071D \end{matrix}$
截面面积 / 周长			

图 1.10-9 分流道四种常用截面形状

为了减少压力损失，流道截面应该较大，而要求散热少，流道的表面积应尽可能小。因此，可用流道的截面积和周长的比值表示流道的效率，比值愈高，流道效率愈高。从图 1.10-9 中可以看出，圆形和正方形截面的流道效率较高。正方形

截面的流道难于脱模，在实际生产中常使流道侧壁的角度增加，形成梯形截面。圆形流道加工较困难，两个半圆槽不易对中。

图 1.10-10 给出了几种型腔及流道系统的布局图。按流道布局形式的不同，流道系统可分为两类。一类为自然平衡的流道系统，如图 1.10-10 中的 a、d、f。在这种系统中，每个流道的特征相同，熔体的流动是平衡的，每个型腔可在大致相同的压力、温度条件下同时充满，使得制品质量保持一致。另一类是非自然平衡流道系统，如图 1.10-10 中的 b、c、e。在这种系统中，熔体流动是不平衡的。一模多腔时，每个型腔将在不同的条件下充满，如不采取适当措施，同一模具成型的制品在质量上会出现差异。

设计模具时，应尽量采用自然平衡的流道系统。对于非自然平衡的流道系统，可以通过计算程序，修改流道截面尺寸求得平衡，使模具内每一个型腔在同一时刻均能在近似相等的压力和温度条件下被熔体充满。

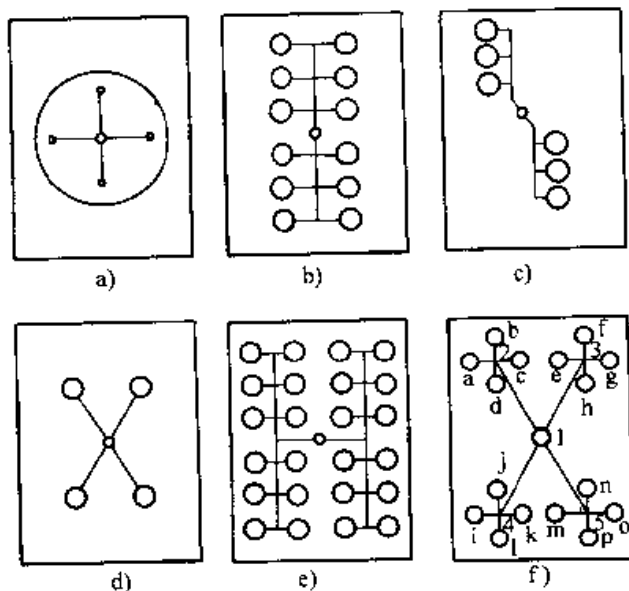


图 1.10-10 几种流道系统布局方案

4.2 流道系统的设计计算

流道 CAD 包括如下两部分工作：

1) 流道送料机构设计 目的是使熔体在同一时刻到达每个型腔浇口的入口处，如图 1.10-11 所示。在具有多级分流道的复杂流道系统中，各分流道的截面尺寸不一样，流道送料机构设计计算的目的就是求出各分流道的截面尺寸。

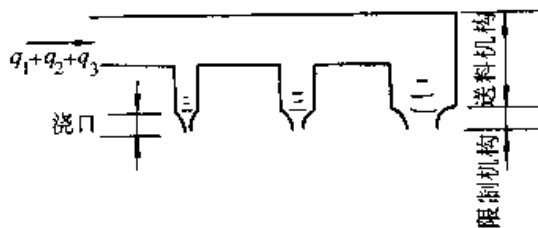


图 1.10-11 流道系统的送料机构与限制机构

2) 流道限制机构设计 流道限制机构又称浇口，用以重新分配每个流动路径的体积流动率，使各型腔能同时被熔体充满，或者使多浇口腔内熔体的熔合纹处于理想位置。图 1.10-12 所示为几种常见浇口型式。

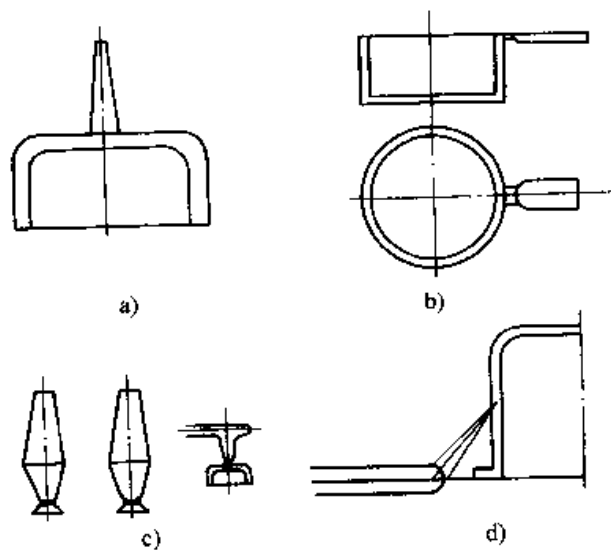


图 1.10-12 几种常见浇口

a) 直浇口 b) 侧浇口 c) 点浇口 d) 潜伏式浇口

4.2.1 流道送料机构的设计计算

影响流道设计的因素很多且十分复杂，在流道 CAD 工作中，有必要作如下假定和简化：

- 1) 假定注射成形时熔体的体积流量恒定；
- 2) 忽略流道转弯处因局部阻力引起的压力损失；
- 3) 用相同横截面积的圆管来模拟非圆截面流道；
- 4) 由于浇口体积很小，熔体充满浇口的时刻忽略不计。

绝大多数热塑性塑料都是非牛顿流体，当采用幂律函数模型来表征时，考虑圆管的泊肃叶 (Poiseuille) 流动，则流道系统中某流道 j 的体积流量 q_j (cm^3/s) 可表为

$$q_j = \frac{n\pi a_j^3}{1+3n} \left(\frac{a_j \Delta p_j}{2KL_j} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (1.10-1)$$

式中 n 、 K ——幂律模型 $\dot{\gamma} = (K\tau)^{\frac{1}{n}}$ 中的指数和比例系数；

Δp_j ——流道 j 的压力降 (0.1MPa)；

L_j ——流道 j 的长度 (cm)；

a_j ——流道 j 的半径 (cm)。

由式 (1.10-1) 可以分析出, 流道 j 的轴向压力梯度 Δ_j 和流量 q_j 和半径 a_j 有如下比例关系:

$$\Delta_j \sim \frac{1}{a_j} \left(\frac{q_j}{a_j^3} \right)^n \quad (1.10-2)$$

当熔体在分流道单元 j 内流动 Δt 时间后, 熔体流动距离为 $v_j \Delta t$, 速度 v_j 可表为

$$v_j = \frac{q_j}{\pi a_j^2} \quad (1.10-3)$$

分流道 j 在 Δt 后压力降有如下比例关系:

$$\Delta p_j \sim v_j \Delta t \Delta_j \sim \left(\frac{q_j}{a_j^2} \right) \Delta t \left(\frac{1}{a_j} \right) \left(\frac{q_j}{a_j^3} \right)^n = \left(\frac{q_j}{a_j^3} \right)^{n+1} \Delta t \quad (1.10-4)$$

这就是说, 如果要在 Δt 时间后, 保持熔体在所有分流道里的压力降相等, q_j 与 a_j^3 的比值必须为常数, 此时应有

$$q_j \sim a_j^3 \quad (j=1, 2, 3, \dots) \quad (1.10-5)$$

根据式 (1.10-5), 为了使流道系统中每个分流道皆保持恒定的体积流量, 即各分流道的熔体流道彼此互不影响, 下式必须成立:

$$a_u^3 = \sum_{i=1}^d a_i^3 \quad (1.10-6)$$

式中 a_u ——上游分流道半径;

a_i ——下游分流道 i 的半径;

d —— a_u 处所具有的分支数。

参照图 1.10-13, 对于图示流道分支, 式 (1.10-6) 应为

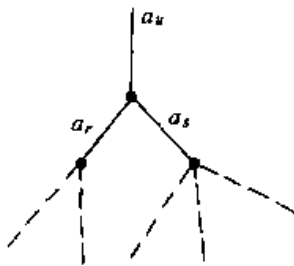


图 1.10-13 分流道简图

$$a_u^3 = a_r^3 + a_s^3 \quad (1.10-7)$$

对于如图 1.10-14 所示的两个任意的具有公共上游分支的分流道, 如果希望熔体能同时流到这两条路径的末端, 则有以下式:

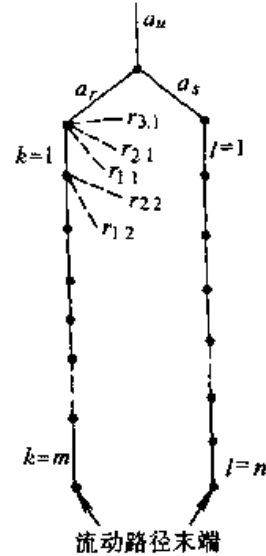


图 1.10-14 任意两流道分支的关系

$$\Delta t = \frac{\pi a_r^2 L_r}{q_r} + \sum_{k=1}^m \frac{\pi a_k^2 L_k}{q_k} = \frac{\pi a_s^2 L_s}{q_s} + \sum_{l=1}^n \frac{\pi a_l^2 L_l}{q_l} \quad (1.10-8)$$

式中 m 、 n ——图 1.10-14 中所示两支路的流道数;

q_r 、 L_r 和 q_s 、 L_s ——两支路上游流道的流量和长度;

q_k 、 L_k ($k=1, 2, \dots, m$) 和 q_l 、 L_l ($l=1, 2, \dots, n$) ——两支路上每条流道的流量和长度。

利用式 (1.10-5) 有

$$\frac{q_r}{q_s} = \frac{a_r^3}{a_s^3} \quad (1.10-9)$$

故式 (1.10-8) 可改写为

$$\frac{a_r}{a_s} = \frac{L_r + \sum_{k=1}^m \frac{q_r}{q_k} \frac{a_k^2}{a_r^2} L_k}{L_s + \sum_{l=1}^n \frac{q_s}{q_l} \frac{a_l^2}{a_s^2} L_l} \quad (1.10-10)$$

式 (1.10-10) 等号右边的分子可改写成如下形式:

$$L_r + \left(\frac{q_r a_1^2}{q_1 a_r} \right) L_1 + \left(\frac{q_r a_1^2}{q_1 a_r^2} \right) \left(\frac{q_1 a_2^2}{q_2 a_1^2} \right) L_2 + \left(\frac{q_r a_1^2}{q_1 a_r^2} \right) \left(\frac{q_1 a_2^2}{q_2 a_1^2} \right) \left(\frac{q_2 a_3^2}{q_3 a_2^2} \right) L_3 + \dots \quad (1.10-11)$$

又

$$\frac{q_u}{q_d} = \frac{\sum_{i=1}^d a_i^3}{a_d^3} = 1 + \sum_{i=1}^{d-1} r_i \quad (1.10-12)$$

式中, d 为每个分支的流道数; u 为上游流道; $r_i = a_i^3/a_d^3$ ($i=1, 2, \dots, d-1$), 并且

$$\left(\frac{a_d}{a_u}\right)^2 = \left[\frac{a_d^3}{\sum_{i=1}^d a_i^3}\right]^{2/3} = \left(1 + \sum_{i=1}^{d-1} r_i\right)^{2/3} \quad (1.10-13)$$

故有

$$\frac{q_u a_d^2}{q_d a_u} = \left(1 + \sum_{i=1}^{d-1} r_i\right)^{1/3} \quad (1.10-14)$$

分别用这种方法对式 (1.10-10) 的分子和分母进行改写, 则式 (1.10-10) 为

$$\frac{a_r}{a_s} = \frac{L_r + \sum_{k=1}^m \left[\prod_{i=1}^k \left(1 + \sum_{j=1}^{d_j} r_{i,j}\right)^{\frac{1}{3}} \right] L_k}{L_s + \sum_{l=1}^n \left[\prod_{j=1}^l \left(1 + \sum_{i=1}^{d_j} r_{i,j}\right)^{\frac{1}{3}} \right] L_l} \quad (1.10-15)$$

式中 L_i ——流道元素 i 的长度;
 d_j ——流道元素 j 处具有的分支数;
 $r_{i,j}$ ——比值, $r_{i,j} = a_i^3/a_j^3$, $i=1, 2, \dots, d_j-1$ (如图 1.10-14 中 $d_1=4, d_2=3$)。

利用式 (1.10-6) 和式 (1.10-15), 若已知流道总体积和分流道各部分长度, 则可求出各流道元素的半径。用这种方法计算得到的各流道半径在理论上能保证各分流道保持恒定的流量, 并使熔体同时到达各型腔分流道的末端。这里应注意的是, 式 (1.10-6) 和 (1.10-15) 与材料特性、注射速度和型腔几何形状无关, 因此改变这些参数均无需对流道设计作任何修正。

例 图 1.10-15 示出一流道设计简图, 其流道系统总体积为 10 cm^3 , 分流道长度 $L_1=L_4=L_7=2 \text{ cm}$, $L_2=L_3=L_5=L_6=L_8=L_9=1 \text{ cm}$, 试设计各分流道半径。

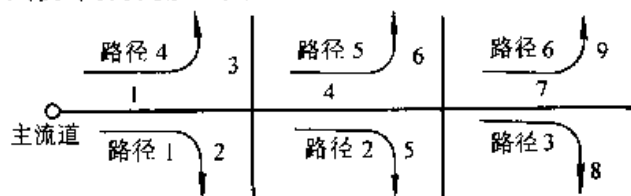


图 1.10-15 某流道设计简图

解: 由式 (1.10-15) 可得到:

$$\frac{a_8}{a_9} = \frac{a_5}{a_6} = \frac{a_2}{a_3} = 1$$

$$\frac{a_7}{a_5} = \frac{L_7 + (1+1^3)^{\frac{1}{3}} L_8}{L_5} = 3.26$$

$$\frac{a_4}{a_2} = \frac{L_4 + (1+1^3+3.26^3)^{\frac{1}{3}} L_5}{L_2} = 5.32$$

由式 (1.10-6) 可得到:

$$a_7^3 = a_8^3 + a_9^3 = 2a_8^3$$

$$a_4^3 = a_5^3 + a_6^3 + a_7^3 = (1^3 + 1^3 + 3.26^3) a_5^3 = 36.65 a_5^3$$

$$a_1^3 = a_2^3 + a_3^3 + a_4^3 = (1^3 + 1^3 + 5.32^3) a_2^3 = 152.57 a_2^3$$

利用以上 8 个方程式仍无法求解从 a_1 到 a_9 的 9 个未知数。增加流道总体积的限制方程,

$$V = 10 \text{ cm}^3 = \pi (a_1^2 L_1 + a_2^2 L_2 + a_3^2 L_3 + a_4^2 L_4 + a_5^2 L_5 + a_6^2 L_6 + a_7^2 L_7 + a_8^2 L_8 + a_9^2 L_9)$$

由以上方程联立求解, 其结果见表 1.10-1。

表 1.10-1 (cm)

单元号	1	2	3	4	5	6	7	8	9
长度	2	1	1	2	1	1	2	1	1
半径	0.77	0.14	0.14	0.77	0.23	0.23	0.75	0.60	0.60

4.2.2 流道限制机构的设计计算

浇口即流道限制机构用以改变各个型腔的体积流量, 使各个型腔同时被充满。

设型腔 i 的流量和体积分别为 q_i 和 V_i , 型腔 j 的流量和体积分别为 q_j 和 V_j , 各型腔的体积流量应有如下关系才能在理论上保证各型腔被熔体同时充满:

$$\frac{q_i}{q_j} = \frac{V_i}{V_j} \quad (1.10-16)$$

如图 1.10-16 所示, 沿各流动路径的压力降应相等, 故有:

$$\Delta p_{i,r} + (\text{沿流动路径 } r \text{ 的压力降}) = \Delta p_{i,s} + (\text{沿流动路径 } s \text{ 的压力降}) \quad (1.10-17)$$

式中, $\Delta p_{i,r}$ 和 $\Delta p_{i,s}$ 分别为浇口 r 和浇口 s 的压力降。流道和浇口的压力降公式可根据幂律流体在圆管中的流变方程获得。

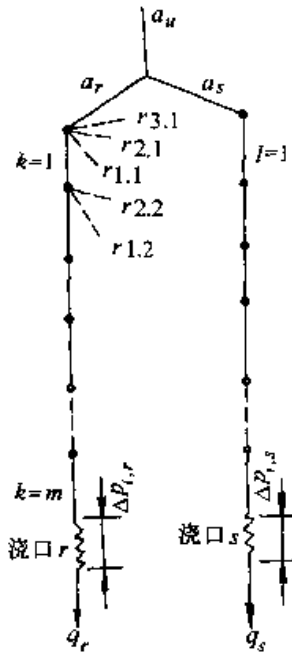


图 1.10-16 流道限制机构的设计

当已知所有浇口的长度以及某一浇口半径（例如，规定浇口的最小允许半径值）后，可由以上两式计算出所有浇口的半径。以这种方法算得的浇口半径在理论上能使所有型腔以同样的压力同时充满。应注意的是，式（1.10-17）与材料特性有关，故当改变塑料品种时，需要修正浇口的尺寸。

4.2.3 交互式流道设计程序简介

根据上述原理和公式，可编制初始分流道设计程序和初始浇口设计程序，再加上注射过程熔体流动模拟程序，便可构成交互式流道设计软件

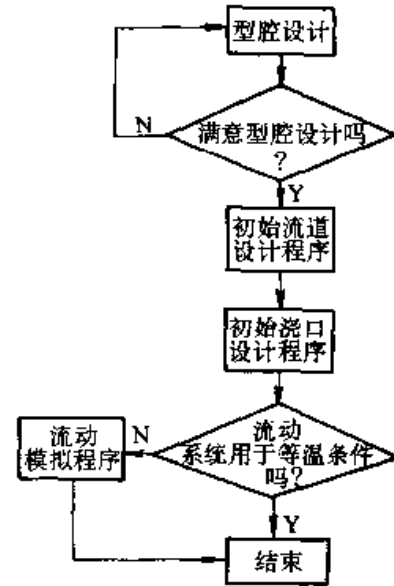


图 1.10-17 交互流道设计程序流程

包，其程序流程如图 1.10-17 所示。模具设计人员先利用模具 CAD 系统提供的交互图形功能设计出型腔几何形状，或者从其他模块中调出早已设计好的型腔形状，然后利用初始流道和浇口设计程序决定各流动路径中流道半径和浇口半径，由此获得等温状态下的流道和浇口的初始数据。利用该结果，再运行注射过程熔体流动模拟程序，视流道-浇口-型腔为一体，将非等温流动特性反映到流道和浇口设计中，通过迭代计算，修正初始设计时每一条流动路径的最后一个流道元素半径和浇口半径。

流动模拟的有关内容详见本卷第 2 篇。

第 11 章 锻 模 CAD

随着计算机技术的发展,计算机在锻造中的应用也不断增长。自 20 世纪 70 年代以来,国内外许多单位对锻模 CAD/CAM 进行了广泛研究。在几何造型、工艺过程设计、金属流动模拟和锻模设计等方面取得了一系列成果,为提高锻模设计和制造的效率、品质和降低成本开拓了一条新的途径。

1 利用成组技术建立锻模 CAD 系统的方法

成组技术 (Group Technology, 简称 GT) 是在零件分类的基础上,按照其结构和加工工艺的相似性来组织生产的。利用成组技术有利于工序的优化设计,有利于扩大加工设备的使用范围,提高设备使用效率和降低生产成本,促进生产工艺的标准化和规范化,为 CAD/CAM 奠定基础。

计算机辅助设计由于自身的特点,要求采用系统的、定量的设计方法。在锻件生产中,多品种、小批量的生产占多数,并且缺乏系统的、定量的设计方法。这种情况阻碍了锻模 CAD 系统的建立。成组技术是解决这一矛盾的有效途径。利用成组技术可针对不同种类锻件的工艺过程和锻模设计的特点,建立相应的锻模 CAD 系统。

成组技术用于锻造生产,就是按照锻件形状、尺寸和材料的不同,将锻件进行分类,根据各类锻件的不同特点采用不同的生产工艺和模具设计方法。成组技术有利于建立系统的设计方法,有助于以定量的方式表达现有的设计经验。设计锻模时,可以采用与锻件相对应的系统化、公式化的设计准则。这样,在现有的技术发展水平上,利用成组技术就使得锻模 CAD 系统较易建立。

锻模的标准化是建立锻模 CAD 系统的一个重要问题。在 CAD 系统中,利用存储在计算机中的标准模具结构和模具零件信息,可提高系统的自动化程度,简化设计过程。成组技术就是在零件分类的基础上,采用相类似的加工方法及加工设备。因此,可根据锻件形状和工艺的相似

性,使锻模标准化和系列化。在设计锻模时,同组内的不同锻件,利用标准化的模具结构,仅需对少数模具零件(如模芯零件)进行设计,其他零件可直接调用。图 1.11-1 为一种具有单模芯的标准模具结构。

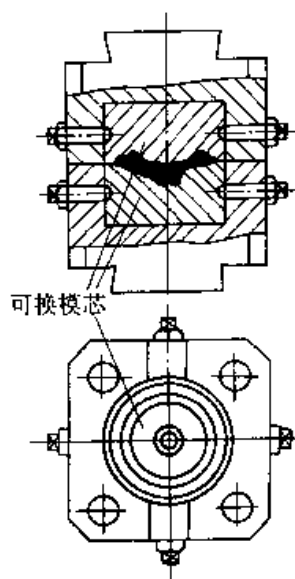


图 1.11-1 一种具有单模芯的标准模具结构

锻件的锻造工艺取决于它的形状、尺寸和材料。另外,生产批量和工厂现有设备也是考虑的因素。例如,小批量生产时,使用预锻模是不经济的,这时可采用胎模锻预成形,甚至取消预成形工序。对于一个工厂,可利用的设备总是有限的。利用成组技术可为每类锻件制定出一系列的标准工序组合,最终按生产批量和经济性等因素选定具体工序。这种方法有助于锻造工艺过程的优化设计。

总之,锻件的合理分类为锻模 CAD/CAM 奠定了基础。以成组技术为基础的锻模 CAD/CAM 系统可用图 1.11-2 表示。

在图示的系统中,首先输入有关机械零件的信息,接着决定零件是否可用已有的标准复合锻件加工。如果可以,就不必再进行锻件和锻模的设计,可直接输出工艺卡和 NC 程序。如果需要设计新锻件,首先确定其类别,再根据类别进行

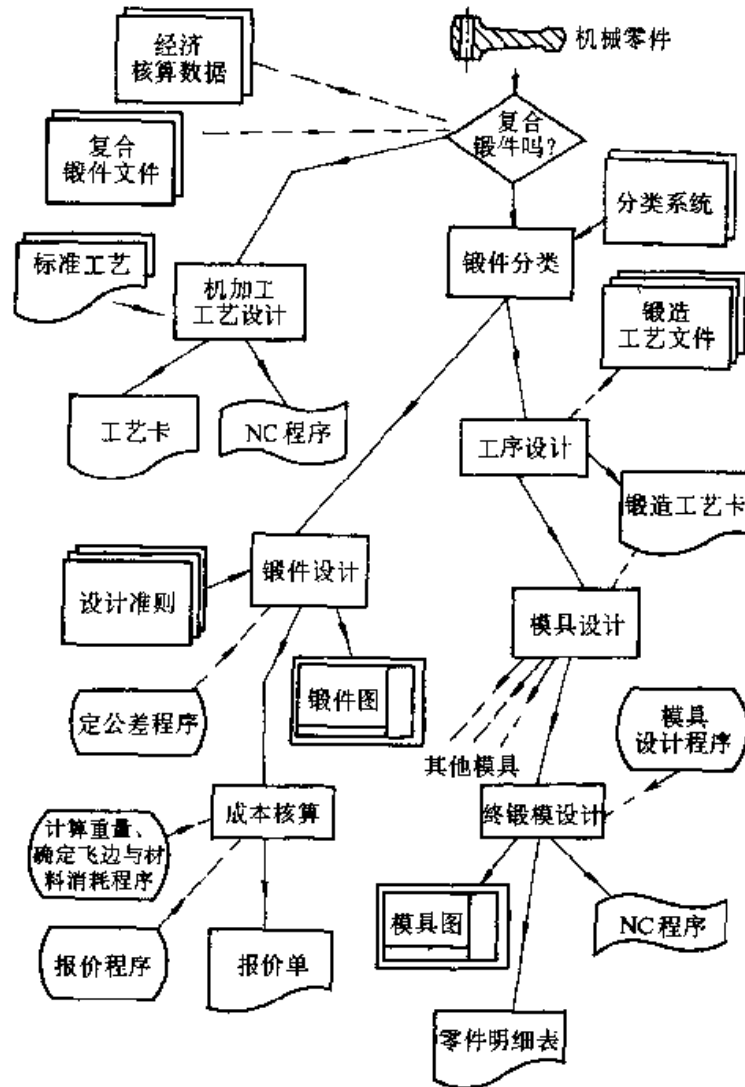


图 1.11-2 以成组技术为基础的锻模 CAD/CAM 系统

锻件设计和模锻工序的设计。设计模具时，按锻件类别调用相应的设计方法。设计的模具可以包括制坯模、预锻模、终锻模和切边模等。最后，输出锻模的零件图、装配图、零件明细表和 NC 程序。如果需要，系统还可以估算成本，输出报价单。

完成图 1.11-2 所示的系统需要做大量的研制工作。为此，可先分别建立适用于不同类别锻件的 CAD 分系统。这些分系统只能应用于一定类别的锻件。在此基础上将各个分系统结合起来，形成应用范围更广的系统。

应用成组技术的关键是对零件分类编码，目前已提出许多锻件分类编码方法。大多数的锻件分类方法是以锻件的形状和各部分的尺寸比例关

系作为分类标准。图 1.11-3 所示的分类方法中，锻件分为三大类。第一类为密集形锻件，这类锻件在三个方向上的主要尺寸近似相等，即 $l \approx b \approx h$ 。第二类为盘形锻件，这类锻件在两个方向上的尺寸近似相等，而且大于第三个方向（高度方向）的尺寸。第三类为长杆形锻件，其显著特点是一个方向上的尺寸远大于另外两个方向上的尺寸。根据主要形状元素是否弯曲或在几个平面内弯曲，以及是否具有附加形状元素，各类锻件又可分为组和子组。

上述分类中未考虑锻件的材料和尺寸大小。图 1.11-4 所示的分类方法保持了上述分类标准的特点，还包含了材料和尺寸大小等因素。在这种分类方法中，锻件的分类可用 10 位数字编码表示。






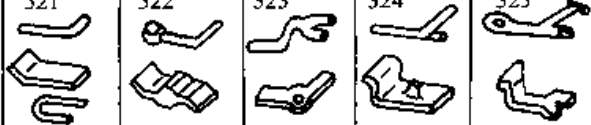
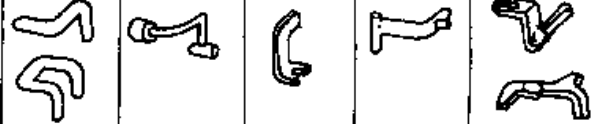
第一类 密集形  $l \approx b \approx h$	子组	101	102	103	104	
	组					
第二类 盘形  $l \approx b > h$	子组	无轮毂和凸缘	带轮毂	带轮毂和孔	带凸缘	带凸缘和轮毂
	21	211	212	213	214	215
	22		222	223	224	225
第三类 长杆形  $l > b > h$	子组	无枝芽	带有与主轴平行的枝芽	带 X 形的	带不对称枝芽	带两个以上枝芽
	直杆类	311	312	313	314	315
	31					
	一个方向为曲线的长杆类	321	322	323	324	325
	32					
几个方向为曲线的长杆类	331	332	333	334	335	
33						

图 1.11-3 按形状和尺寸关系分类的方法

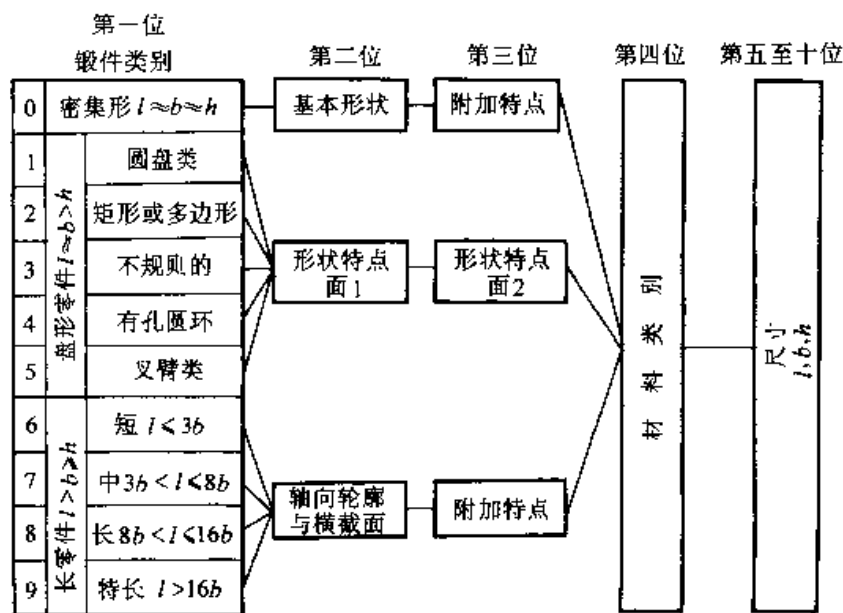
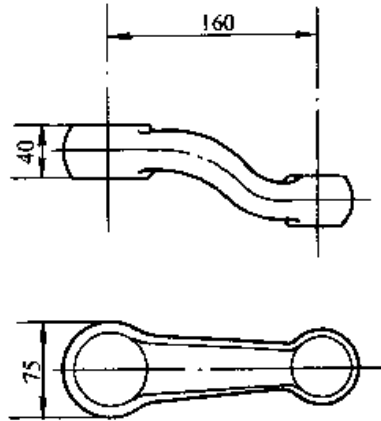


图 1.11-4 锻件分类的编码方法

前三位数字表示了锻件的形状特点。锻件的三个基本类别，即密集类、盘类和长杆类，用第一位数字表示。数值0~9表示了锻件的主要特征或尺寸比例关系。第二位数字表示同一类锻件的基本特点，例如长杆类锻件的轴线弯曲方向与横截面形状。第三位数字用以描述锻件形状的一些附加特征。这些附加特征往往是很重要的。对于密集类锻件凸起或压凹的位置与方向决定着分模面位置和工步数。又如长杆类锻件的突起、孔等附



加形状的对称性及其与弯曲平面的关系是确定工艺和设计模具时必须考虑的因素。第四位数字表示锻件的材料。在此编码系统中将锻件材料分为十大类，分别用0~9表示。锻件的长、宽、高方向的尺寸用第5~10位数字表示。采用这种锻件分类方法可使锻造工艺的设计合理化，便于锻模CAD/CAM系统的建立。

图1.11-5为按上述规则对锻件编码分类的一个例子。

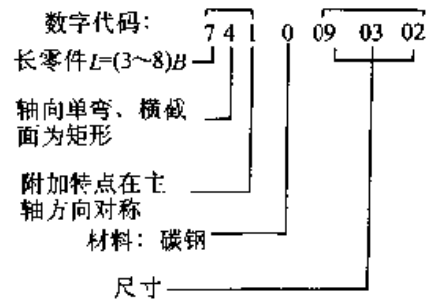


图 1.11-5 锻件编码实例

2 锻件与毛坯形状复杂性的定量计算

计算机辅助设计时，由于机器对锻件的形状特点缺乏直观感觉，因此有必要制订定量计算形状复杂性的标准。只有如此，才能导出计算模锻工艺过程主要参数的算法。例如，在计算飞边槽桥部尺寸和金属消耗的算法中，锻件的形状复杂性系数是计算公式中的主要变量。所以，在锻模计算机辅助设计中，形状复杂性的定量计算是很重要的。

人们在研究锻件形状复杂性标准时，提出了各种不同的算法。有的算法用锻件的平均高度与锻件最大直径的比值表示形状复杂性。有的算法则利用锻件最大直径的平方与平均直径的平方之比来计算形状复杂性系数。实践证明，用这些计算方法得到的结果均不够理想，因而不能在锻模计算机辅助设计的算法中使用。

模锻工艺过程设计的主要目的是保证金属在模具中的合理流动，得到无缺陷的锻件。金属流动受锻件形状的影响很大。一般说来，形状简单

的锻件较易锻造，形状复杂的锻件，如长而细或分枝、凸起较多的锻件，则较难锻造。这是因为形状复杂的锻件的表面积与体积之比较大，形状的变化影响着摩擦作用和温度的变化，从而影响充满型槽所需的压力。基于这些考虑，捷捷林提出了如下计算锻件形状复杂性系数的算法。

为了计算轴对称锻件的形状复杂性系数，定义了轴向形状系数 α ：

$$\alpha = X_f / X_c$$

而 $X_f = P^2 / F$, $X_c = P_c^2 / F_c$

式中 P —— 锻件轴截面的周长；

F —— 锻件轴截面的面积；

P_c —— 轴截面包围矩形的周长；

F_c —— 为轴截面包围矩形的面积。

因为上式用到的包围矩形也就是锻件包围圆柱体的轴截面，所以 α 的值实际上代表了锻件形状与圆柱体形状的差别。

对于轴对称锻件，凸起部分与对称轴的距离愈远，则锻造的困难愈大。为此定义了横向形状系数 β ：

$$\beta = 2R_g / R_c$$

式中 R_g ——半轴截面的重心与对称轴之间的距离;
 R_c ——锻件的最大半径 (图 1.11-6)。

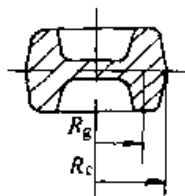


图 1.11-6 锻件的轴截面

锻件的形状复杂系数 S_F 可用下式计算

$$S_F = \alpha\beta$$

如果锻件为圆柱体, 按上式算得的 S_F 等于 1。锻件的形状愈复杂, 愈难锻造, S_F 的值也愈大。

毛坯或预锻件的形状复杂性系数 S_p 也可用相同的方法求得。因为预锻件的形状和所要求的锻件形状愈接近, 终锻愈容易进行。所以, 在考虑了毛坯形状的影响因素之后, 综合形状复杂性系数为

$$S = S_F/S_p$$

对于直长杆类锻件的横截面形状复杂性系数 C_F , 捷捷林建议用下式计算 (图 1.11-7)

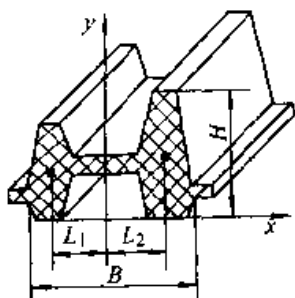


图 1.11-7 直长杆类锻件的横截面

$$C_F = \frac{P}{\sqrt{F}} \cdot \frac{L}{0.5B}$$

式中 P ——锻件横截面周长;
 F ——锻件横截面面积;
 B ——锻件横截面宽度;
 L —— $\max(L_1, L_2)$, L_1 、 L_2 分别为截面的左部和右部重心与 y 轴的距离。

同样地, 考虑了毛坯的形状影响之后, 综合形状复杂性系数为

$$C = C_F/C_p$$

式中 C_p ——毛坯的形状复杂性系数, 采用与计算 C_F 类似的公式计算。

上述形状复杂性系数的计算公式已为不少锻模 CAD 系统所采用。许多研究者指出, 虽然这些公式最初仅用于轴对称锻件, 但它也可用于任意形状的锻件。为此, 必须确定锻件所有截面的形状复杂性系数, 把其中最大者当作锻件的形状复杂性系数。

3 轴对称件锻模 CAD 系统

据统计, 轴对称锻件约占锻件总数的 30~40%。因此, 应建立轴对称锻件锻模的 CAD 系统。

轴对称零件的几何构型较易实现。通过定义半个轴截面的几何形状, 可以完成整个零件的构型, 也就是说这类锻件的几何描述可用二维的方法实现。另外, 和其他类别的锻件相比, 轴对称锻件的模具设计方法相对简单一些。所以, 最早的锻模 CAD 系统大多从这类锻模入手。目前, 轴对称件锻模 CAD 系统已进入实用阶段。

3.1 轴对称件锻模 CAD/CAM 系统的组成

轴对称件锻模 CAD/CAM 系统主要包括: 零件几何形状的描述、锻件设计和锻件图绘制、模锻工艺设计、锻模设计和锻模图绘制、NC 加工程序的编制。系统框图如图 1.11-8 所示。

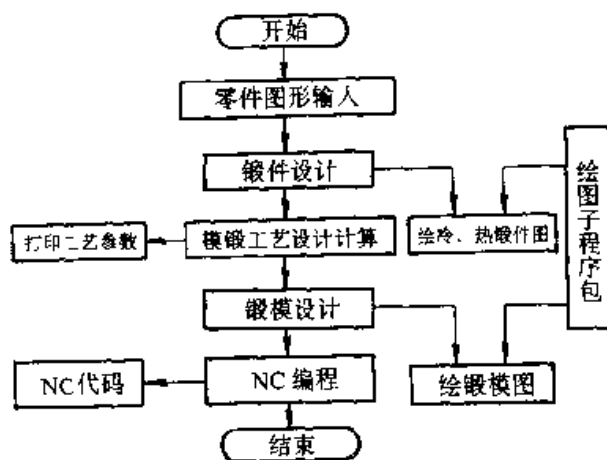


图 1.11-8 轴对称件锻模 CAD/CAM 系统框图

系统运行时, 首先需输入零件的几何形状、材料和工艺条件等信息, 为后续的锻件设计、工艺设计和锻模设计提供必要的信息。

锻件设计指的是设计冷锻件图和热锻件图,

包括选择分模面、补充机加工余量、添加圆角和拔模斜度等内容。工艺设计决定是否采用预成形工序,以及选择设备吨位等。

在建立系统时,对模具结构进行了标准化。设计模具时,只有少数零件需要根据不同锻件进行设计,从而大大提高了设计效率。

轴对称件锻模的模芯和顶杆等零件可在数控车床上加工。系统可为数控车床编制加工零件的NC程序。

3.2 轴对称锻件几何形状的输入

锻模CAD系统要求使用者输入零件形状、材料和加工条件等信息。虽然有些信息可以在系统运行过程中以交互方式输入,但有关零件的几何形状和尺寸信息则必须在运行的最初阶段输入,因为这些信息是后续锻件设计和锻模设计的基础和依据。

轴对称锻件可通过定义半个截面的几何形状,完成整个零件形状的定义,也就是说,这类零件的几何描述可用二维的方法实现。

目前,锻模CAD系统大都以一个通用的图形软件(如AutoCAD等)为基础,锻件图可以利用这些图形系统的交互设计命令来定义。

3.3 锻件设计

锻件设计流程如图1.11-9所示。其中,分模面一般表现为锻件轮廓图上的一条线,可以简单地采取点拾取函数从图中点取。而敷料的设计在零件图交互输入时,可以输入带敷料的图形。添加机加工余量时,逐一判别零件各表面是否为机加工面。一般表面粗糙度非零的表面,就是机加工面,需要添加机加工余量。从几何意义上讲,添加机加工余量,具体表现为加工表面的平移,可以用图形系统的交互命令完成。锻件的公差和机械加工余量值是由设计者根据实际情况和设计习惯选定的,可参考有关标准。

锻件上与分模面垂直的面要加一定的拔模斜度,以便锻件成形后从锻模型槽中顺利取出。影响拔模斜度设计的因素比较多,可以采用自动设计和交互选择相结合的方法确定拔模斜度值。系统中用拔模斜度值和锻件相应的几何尺寸计算出有关点的移动量,然后将其移至相应位置,或者采用尺寸驱动的方法赋予相应点新的尺寸值。

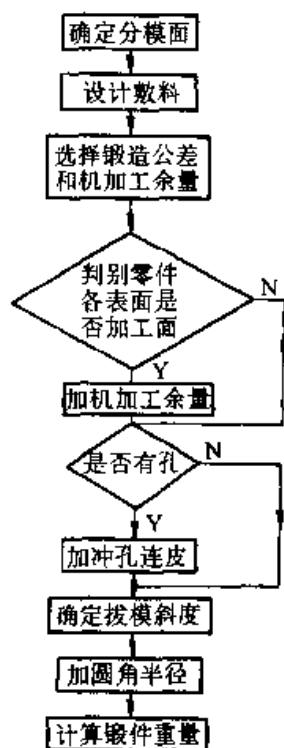


图 1.11-9 锻件设计流程图

从利于金属在型槽内流动和保证锻模强度考虑,设计锻件时,在不同面之间必须设计过渡圆角。可根据锻件精度及锻件重量,确定外圆角半径 R_1 ,内圆角半径 R_2 取为 $2.2R_1$,并对 R_1 , R_2 进行圆整,取标准值。程序对每个节点进行判断。

若为内圆角,且 $R[I] < R_2$,则 $R[I] = R_2$ 。

若为外圆角,且 $R[I] < R_1$,则 $R[I] = R_1$ 。

当锻件内孔直径大于 30 mm 时,要设计冲孔连皮,通常采用图 1.11-10 所示的两种冲孔连皮方式。

计算零件和锻件的重量时,需确定其体积。体积可用下式计算:

$$V = 2\pi R_g (F/2)$$

式中 R_g ——半截面重心与对称轴之间的距离;

$F/2$ ——半个截面的面积。

由 n 条边构成的多边形的面积和重心计算公式如下:

$$F/2 = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n (x_{i-1}y_i - x_i y_{i-1})$$

$$R_g = \frac{1}{4} \sum_{i=1}^n (x_{i+1}^2 y_i - x_i^2 y_{i+1}) / (F/2)$$

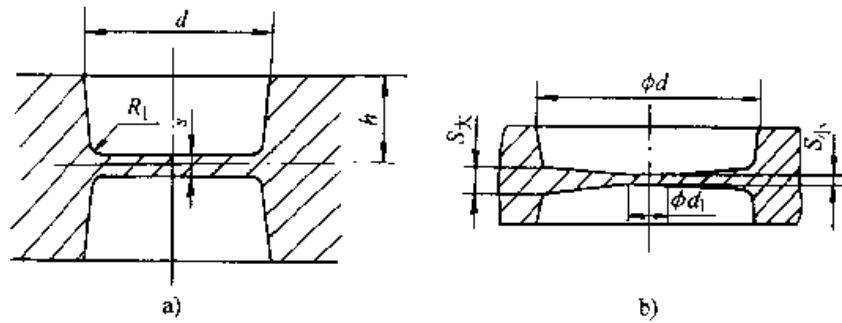


图 1.11-10 锻件冲孔连皮
a) 平底连皮 b) 斜底连皮

为了适用上述公式，可将锻件上圆弧部分离散化，使锻件的截面简化为多边形。

设计锻模时，要根据热锻件图设计终锻型槽。热锻件图设计主要包括锻件图的放大、飞边槽设计和钳口设计等内容。飞边槽设计将在第 5 节叙述。

3.4 锻模设计

因为采用标准的模具结构，所以只需要根据锻件形状和尺寸设计模芯。模芯的外轮廓形状已存入计算机内，加上型槽的形状就构成了模芯的完整图形。程序可根据锻件底部的轮廓形状选择合适的顶杆直径。设计人员也可以自行选择合适的顶杆。图 1.11-11 为输出的上、下模芯和顶杆的装配图。

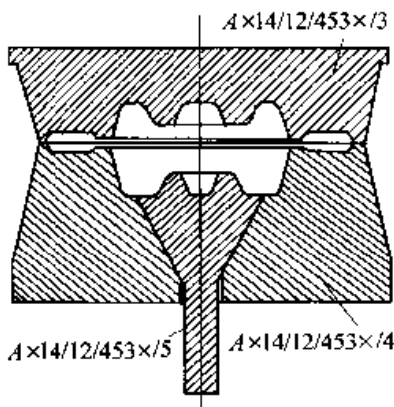


图 1.11-11 上、下模芯和顶杆装配图

4 长杆类锻模 CAD 系统

长杆类锻件代表着另一类广泛应用的锻件，无论是工序设计、分析计算，还是模具结构设计，其设计过程都比轴对称锻件复杂得多。因此，建立长杆类锻模 CAD 系统的难度较大。

4.1 长杆类锻模 CAD/CAM 系统的总体结构

图 1.11-12 所示为一锤上杆类锻模 CAD/CAM 系统的结构框图，系统由几何构型、工艺设计、制坯型槽设计、预锻型槽设计、终锻型槽设计、型槽布置和 NC 自动编程等部分组成。

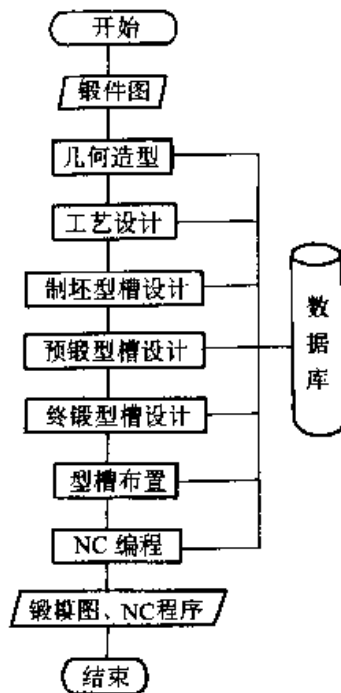


图 1.11-12 长杆类锻模 CAD/CAM 系统的结构框图

长杆类锻件几何形状比轴对称锻件复杂得多，所以要利用三维几何造型方法建立其几何模型。目前，有很多商品化三维造型软件可供选用，例如 PRO/ENGINEER、CADDSS、DUCT 等系统都有较强的造型功能。利用这些软件进行锻模设计，可方便地提取锻件的有关信息，包括体积计算、截面形状生成等，还可以利用其造型功能设计锻模型槽。

工艺设计部分是锻模设计的重要内容，进行模锻工艺设计时，首先由已建立的锻件几何模型计算出其体积、净重、投影面积、长度和形状复杂系数。在此基础上，求得质量分布曲线、计算坯料图和方块图，确定锻造工序，计算飞边消耗，设计飞边槽几何形状和毛坯尺寸，估算锻造载荷和能量，并选择所用设备。工艺设计模块产生的这些数据可供后续模块使用。

设计预锻型槽时，首先设计若干具有代表性的型槽截面，再利用几何造型系统的功能，参照描述锻件形状时所用的体素，构成预锻型槽的形状。

当所有的型槽设计完毕后，型槽布置程序完成模块的尺寸计算，确定各型槽的位置。首先，从数据库中读入锻造工序的数目、棒料尺寸、锻锤吨位和飞边几何形状的数据。各工序型槽轮廓的数据也被用作型槽布置时的输入信息。该模块最后输出的是锻模型槽布置图，包括模块的总体尺寸、安装尺寸、以及各型槽的相对位置尺寸。

4.2 模锻工艺设计

工艺设计模块的主要任务是确定锻造工序，计算工艺参数，并为后续设计程序准备必要的的数据，图 1.11-13 为该模块的流程框图。根据输入的锻件几何形状信息，程序可以计算出毛坯尺寸、锻造载荷等参数，确定锻造工序、设计飞边槽尺寸等。该模块提供的交互设计功能，允许用户根据实际情况确定自己认为合理的参数与方案。

毛坯计算是选择制坯工步、设计制坯型槽和确定坯料尺寸的主要依据。将锻件离散化为一系列垂直于轴线方向的薄片，如图 1.11-14 所示，利用造型软件的剖切功能，生成一系列横截面图。计算各个截面的面积和相应处平均直径，可产生质量分布图和计算坯料图。使用者可根据质量分布曲线，通过控制光标，将锻件分为头、杆不同部分，程序可将其转换为设计拔长和滚挤型槽时将要用到的方块图。

毛坯计算时，首先要计算锻件的截面面积。锻件截面面积计算的一般步骤是选取截面，求出截面轮廓，再计算截面轮廓的面积。选取截面和计算截面面积都可以利用所选支撑软件的功能来实现，不同的 CAD/CAM 系统的程序步骤基本相同。图 1.11-15 所示，为锻件截面面积计算的流程图。

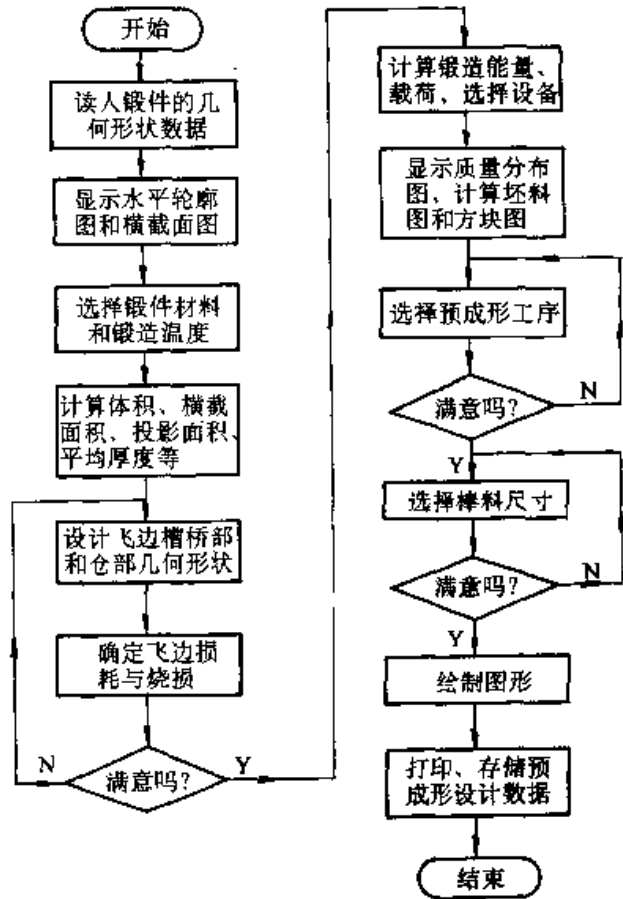


图 1.11-13 工艺设计流程图

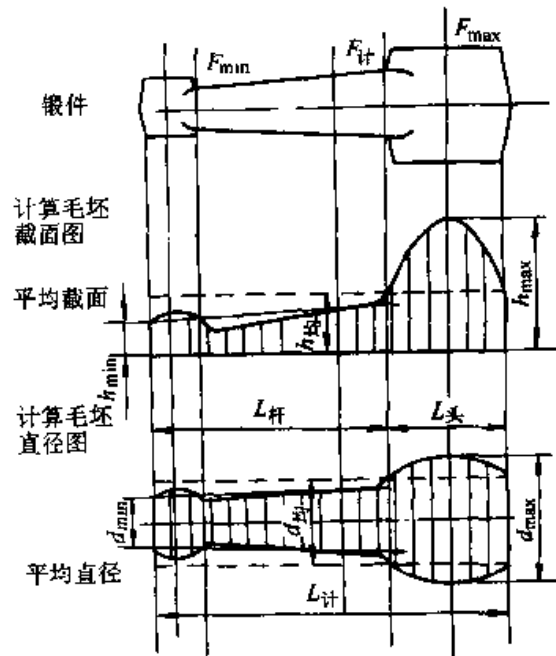


图 1.11-14 锻件毛坯的计算

预成形工序的设计也是在工艺设计模块完成的。预成形工序包括拔长、滚挤和预锻。预成形工序的选择除了决定于锻件本身的形状复杂性外，

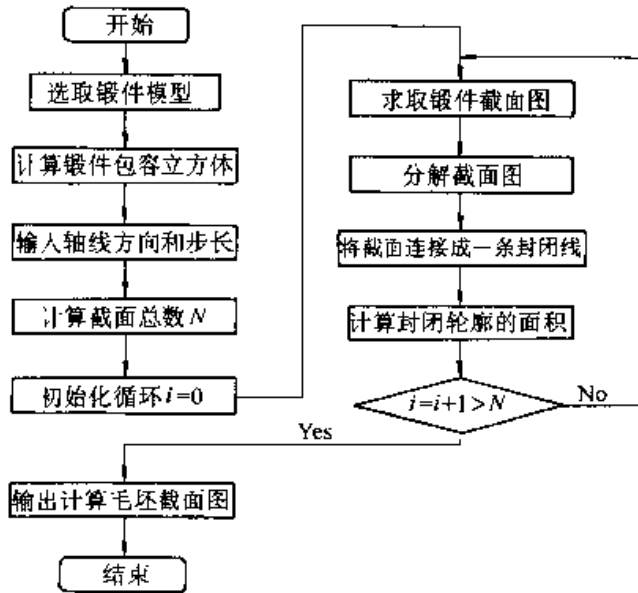


图 1.11-15 锻件截面面积计算

还受到工厂设备、生产批量和经济性等因素的影响。程序按建立的数学模型选择预成形工序，用户可以接受程序设计结果，也可以对方案加以修改，或另行选择自己认为更好的方案。

通常根据图 1.11-16 所示的线图选择制坯工步。图中 y 为计算毛坯图中最大直径与平均直径之比， x 为锻件长度与平均直径之比。 G 为锻件重量。A、B、C 三条曲线所确定的几个区域，分别表示需要拔长和滚挤制坯、闭式滚挤制坯、开式滚挤制坯和不需制坯。

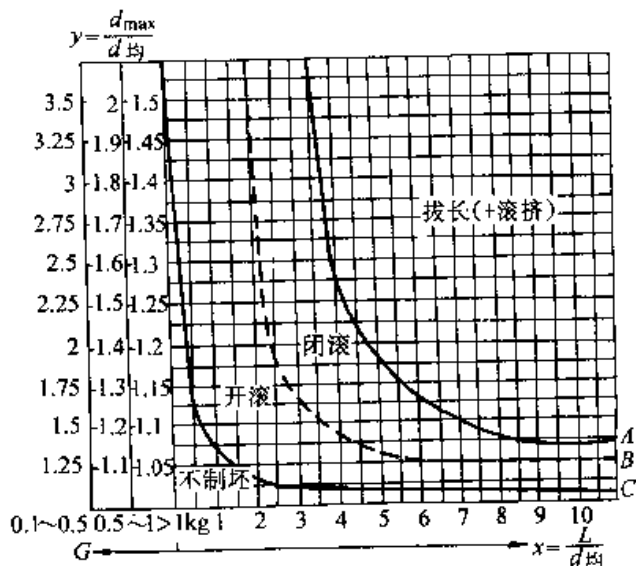


图 1.11-16 确定制坯工步的线图

将曲线 ABC 离散化处理后，采用四次多项式拟合曲线，可得到曲线的方程。

$$A: y = 0.500\ 063 + 6.730\ 503 / (x - 2.829\ 102)$$

$$B: y = 0.685\ 949 + 2.318\ 586 / (x - 1.735\ 835)$$

$$C: y = -2.029\ 169E - 0.2 + 1.660\ 974 / (x + 6.568\ 23E - 0.2)$$

根据所得公式和计算毛坯图的有关数据，即可确定制坯工步。

4.3 拔长型槽的设计

拔长型槽由坎部和仓部组成，坯料在坎部产生变形，仓部的作用是容纳已变形的金属。坎部的纵向轮廓有直线形和凸圆弧形两种。坎部的横向轮廓分为开式和闭式两种，前者为直线形，后者为凹圆弧形。纵向轮廓和横向轮廓的不同组合可以形成图 1.11-17 所示的四种拔长型槽。坎部高度 G 和坎部长度 L 为型槽的两个最重要的尺寸。

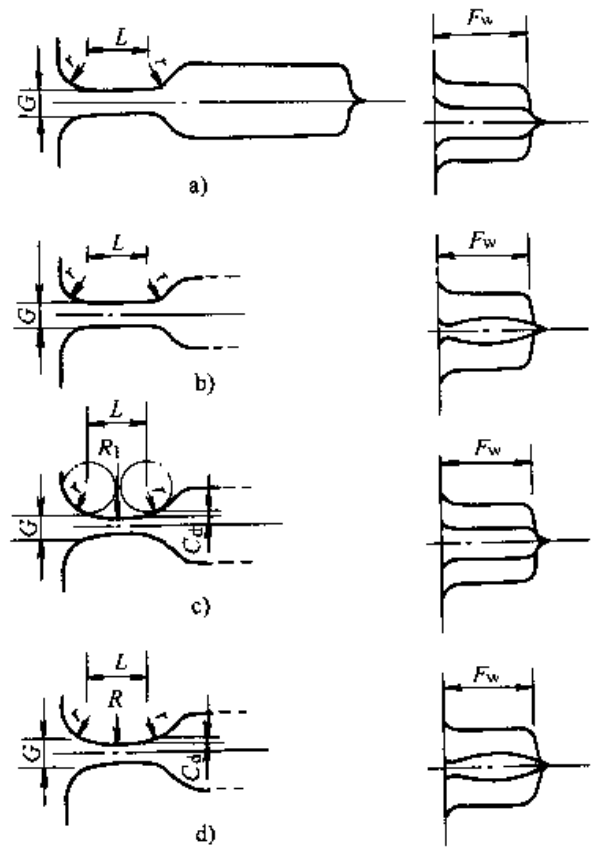


图 1.11-17 四种拔长型槽

棒料在拔长时的变形程度定义为

$$F = \frac{D_0 - G}{D_0}$$

式中 D_0 —— 拔长之前的棒料尺寸。

最大允许变形程度为

$$F_{er} = \frac{D_0 - G_{\min}}{D_0}$$

式中 G_{\min} ——允许的最小坎部高度。

毛坯拔长以后的形状和伸长与其在型槽内的放置位置有关。由于拔长时难以保证准确的放置，所以在设计拔长型槽时，假定两次打击（即翻转90°的两次打击）后完成要求的伸长与断面减缩。设计时应保证在第一次打击之后，毛坯的形状满足墩粗要求，即其高度与宽度之比应小于3。

4.3.1 拔长型槽设计程序的流程

图 1.11-18 为拔长型槽设计程序的流程图。首先，输入工艺设计模块产生的数据，包括质量分布曲线、计算坯料图和方块图等。将这些图形显示在屏幕上，设计人员可重新划分头、杆，产生新的方块图，或重新选择毛坯的尺寸。

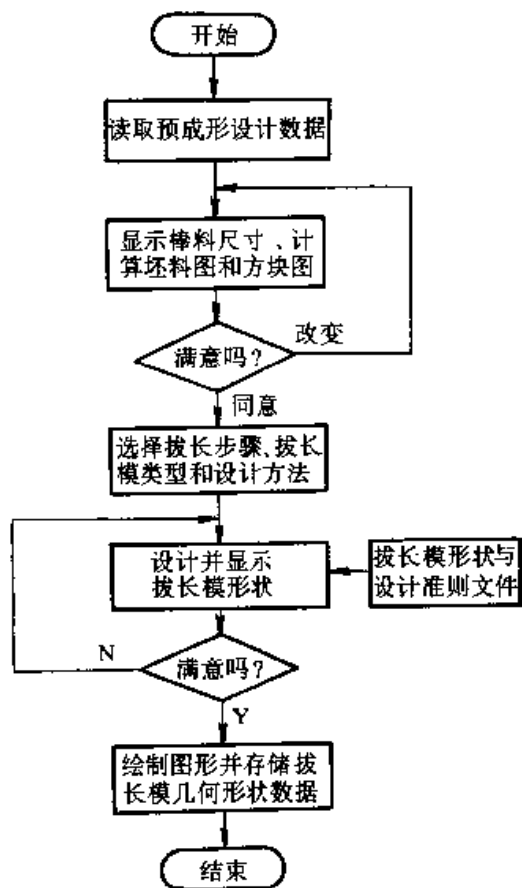


图 1.11-18 拔长型槽设计程序的流程图

拔长步骤和拔长模类型的选择可通过人机对话完成。设计人员可以根据显示的方块图和毛坯图指定拔长部分。

程序按照使用者选择的拔长模类型，自动完成型槽的设计，并显示有尺寸标注的设计结果。

如果使用者对设计结果不满意，可以提出修改，包括改变变形程度和拔长长度等。程序按照使用者的意图重新设计，直至获得满意的结果。

4.3.2 拔长型槽的设计方法

拔长型槽的设计分为两个阶段，一是确定拔长步骤，二是设计模具几何形状。

在确定拔长步骤时要用到质量分布曲线（图 1.11-19a）和计算坯料图（图 1.11-19b）。根据截面变化情况将锻件分为头、杆部分，计算各段的体积和平均截面积可得到方块图（图 1.11-

19b）。图中 $D_i = \left(\frac{V_i}{L_i}\right)^{\frac{1}{2}}$ ，其中 D_i 、 V_i 、 L_i 分别表示方块图中各块的高度、体积和长度。与方块图各段所对应的毛坯长度可由各段的体积和毛坯截面积求得（图 1.11-19c）。这些图形均已在工艺设计时得到，但在拔长模设计时仍可以重新分段，并按新的分段求取方块图。

拔长步骤的选择应能以最少的打击次数得到与计算坯料图相近似的形状。拔长步骤的选择主要由毛坯尺寸和方块图所示的横截面的变化所决定。以图 1.11-19 为例，应首先拔长 b 段和 c 段，使截面尺寸达到 c 段的要求，然后进一步拔长 b 段，获得方块图表示的形状。如果相邻段的横截面积相差不大，例如 $D_c - D_b < D_m$ ，其中 D_m 为某一规定值，则 b 、 c 段可以简化为一段（图 1.11-19d）。该段的截面尺寸为

$$D_{bc} = \left(\frac{V_b + V_c}{L_b + L_c}\right)^{\frac{1}{2}}$$

这时仅需一次拔长便可满足要求。设计人员可以改变 D_m 值，以便根据自己的需要确定简化头杆的判据。

设计拔长型槽的形状包括确定坎部高度、设计纵向轮廓和横向轮廓。手工设计通常采用的方法有几何作图法和查表法。因为这些设计方法在确定一些主要尺寸时缺少定量的分析，所以不适合于计算机辅助设计。

这里介绍一种适合于程序实现的设计方法。这种方法确定坎部高度 G （图 1.11-17）的算式为

对于平的纵向轮廓 $G = \sqrt{A}$

对于凸圆弧形的纵向轮廓 $G = \sqrt{A} - B$ ，
 $1.6 \text{ mm} \leq B \leq 3.2 \text{ mm}$

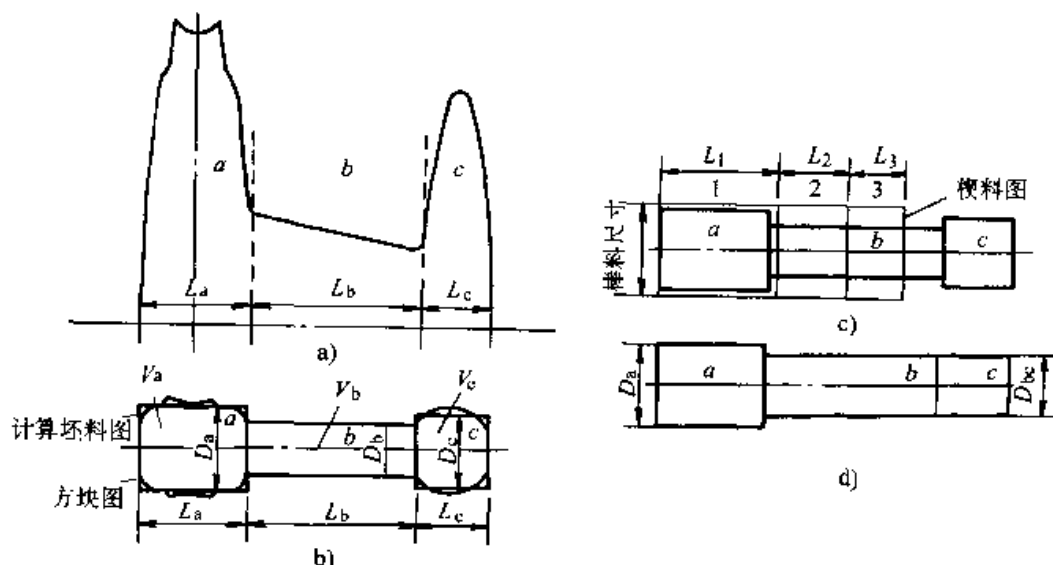


图 1.11-19 拔长型槽的设计

式中 A ——不包括飞边在内的截面面积，这是因为拔长时不可能得到准确的方形，得到的截面总是较大的缘故。

为了防止失稳， G 不得小于棒料尺寸的 $1/3$ ，否则需要进行两次拔长。

坎部长度 L 的计算式为

$$L = L_f - 13 \text{ mm}$$

式中 L_f ——拔长长度 (mm)，即与该段相对应的毛坯长度。

对于凸圆弧形的纵向轮廓，弧形高度 G 和主圆弧半径 R (图 1.11-17c、d) 的确定方法为

$$\begin{cases} G = 3.2 \text{ mm} - 1.6 \left(\frac{25}{D_0} \right) & \text{当 } D_0 > 25 \text{ mm 时} \\ G = 1.6 \text{ mm} & \text{当 } D_0 \leq 25 \text{ mm 时} \end{cases}$$

$$R = \frac{G_f}{2} + \frac{L_f}{32}$$

拔长坎部宽度 F_w 为

$$\begin{cases} F_w = 0.75 \frac{A}{G} \\ F_w \geq (1.4 \sim 1.5) D_0 \end{cases}$$

试验表明拔长时产生的宽展量不会超过平面应变时的 75%，这就是上面算式中采用 0.75 的原因。另一方面，提供较宽的坎部可以防止因为毛坯放偏而产生夹缝或凸起。

4.4 滚挤型槽的设计

滚挤型槽用以减小坯料某部分的横截面积，增大另外部分的横截面积，在长度方向上分配金

属，使毛坯接近于计算坯料的形状。另外，滚挤还可以去除氧化皮，消除拔长时产生的缺陷。

滚挤型槽由钳口、本体和尾部三个部分组成 (图 1.11-20)。滚挤型槽按横截面形状可分为开式、闭式和混合式三种。图 1.11-20 为闭式滚挤型槽截面图。

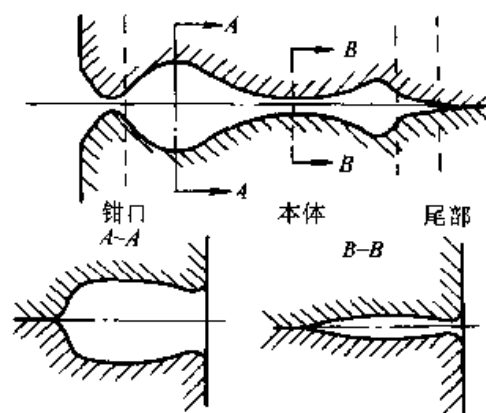


图 1.11-20 滚挤型槽的纵截面与横截面

本体部分的设计是滚挤型槽设计的主要内容，计算坯料图为设计的主要依据。虽然按计算坯料图制坯可获得最大的材料利用率，但是由于锻件形状的复杂性，要做到这一点实际上是不可能的。因此，通常的做法是根据计算坯料图简化毛坯形状，并用较大的圆弧或直线连接各部分以形成型槽本体部分的纵向轮廓。计算坯料图的分段方法和拔长模设计时的相同。

图 1.11-21 为滚挤型槽设计程序的流程图。作为输入信息的是工艺设计模块产生的计算坯料

图、方块图和毛坯尺寸等数据。首先，程序将图形显示出来，这时设计人员可以重新分段或选择毛坯尺寸。接着，程序设计型槽本体部分的纵向轮廓，并将设计结果和计算坯料图同时显示，允许设计人员修改程序结果，或重新划分计算坯料图，产生形状完全不同的本体轮廓。设计横向轮廓时采用交互方式，使用者选择轮廓类型（开式或闭式），程序计算型槽宽度，并显示横向轮廓。输入要求的宽度或轮廓类型，可以改变设计的横向轮廓。

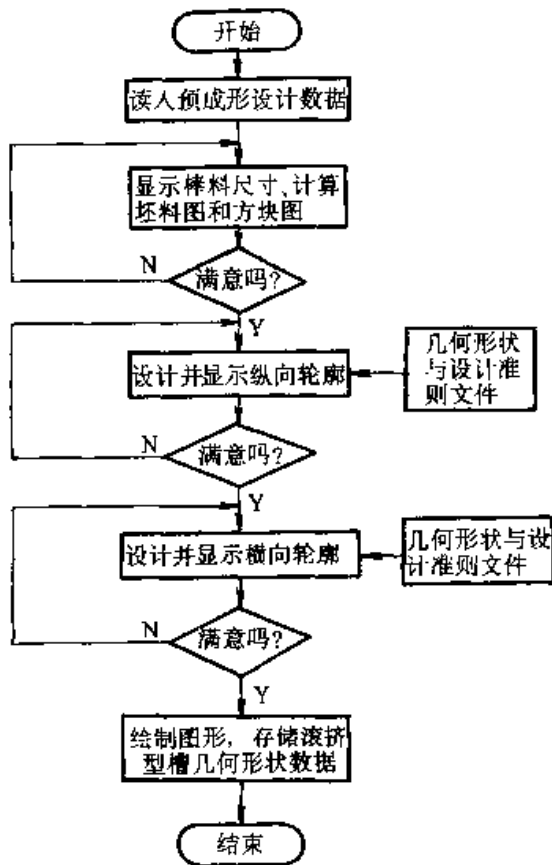


图 1.11-21 滚挤型槽设计程序的流程图

下面说明一下用曲线拟合的方法设计型槽本体的过程。图 1.11-22a 为连杆锻件图，图 1.11-22b 为其计算坯料图和根据分段产生的方块图。在这里，计算坯料图分为三段，即二头一杆。如图所示，在方块图的每一部分定义三个点，然后用一段圆弧拟合。圆弧的起点、中点和终点的 x 坐标和每一段的左边、中线和右边的 x 相同。改变三个点的高度，即改变其 y 坐标，可以得到不同的拟合圆弧。程序可以自动处理，使得比相邻区高的方块用凸圆弧拟合，产生聚料作用；比相邻区低的，则用凹圆弧拟合，以产生赶料作用。

在对计算坯料图的每段拟合完毕后，程序根据相邻圆弧是否相交，用圆弧或直线连接相邻弧段（图 1.11-22c）。

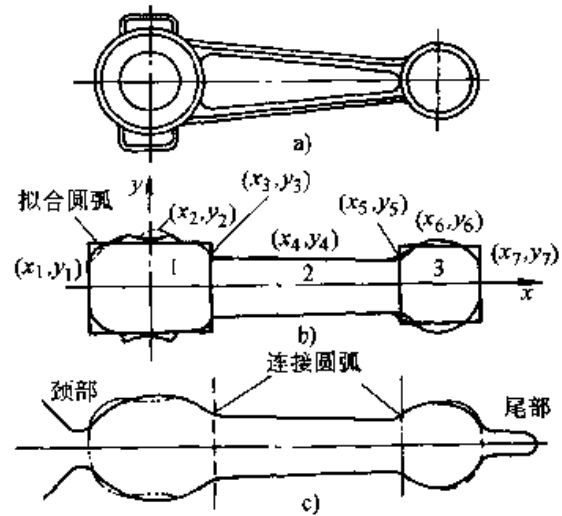


图 1.11-22 设计滚挤型槽本体轮廓的过程

在设计滚挤型槽钳口和尾部的程序中，可采用表 1.11-1 所示的数据，即根据毛坯尺寸决定这两部分的尺寸。

表 1.11-1 滚挤型槽设计程序所用的数据 (mm)

棒料尺寸	A	C	R ₂	H	R ₁	M
<30	4	20	5	10~12	8	15~20
30~50	6	25	5	12~16	8	20~25
50~80	8	30	10	16~20	10	25~30
80~100	10	35	10	20~26	12	30~38
>100	12	40	10	>26	15	>16

4.5 型槽的布置

型槽在模块上的位置将直接影响锻件的质量和作用在设备上的力。如果型槽布置不当，模锻时产生的偏心载荷会使分模面产生偏移，造成锻件超差，同时会加速滑块的磨损。在模块上布置多个型槽时，通常需权衡各种因素，尽量使载荷

中心与滑块中心靠近, 减小偏心载荷。

从生产率的角度考虑, 应按照锻件工步的顺序布置型槽, 使锻件传送的距离最短。但是, 通常的作法是将终锻型槽布置在模块的中心附近, 使载荷中心接近滑块中心。图 1.11-23 为多型槽的布置情况, 制坯型槽分置两边, 载荷较大的终锻型槽和预锻型槽安排在中间。终锻型槽比预锻型槽更接近模块中心, 因为前者的压力比后者大。

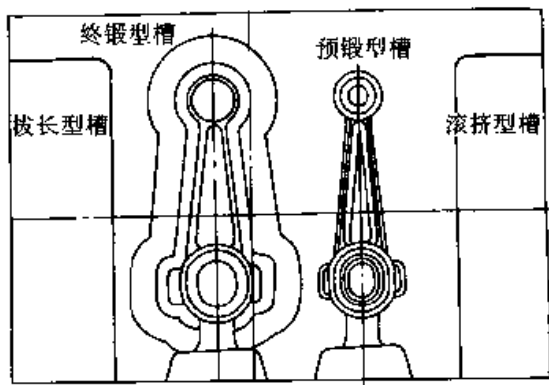


图 1.11-23 多型槽的布置

布置型槽时用到的信息包括锻造工序、打击能量、飞边槽尺寸和毛坯尺寸。此外, 各个型槽的轮廓形状和几何尺寸也是型槽布置程序的输入信息。图 1.11-24 为型槽布置程序的流程图。型槽布置完毕后, 显示设计结果, 除图形外还包括模块尺寸、承压面积、各型槽相对于燕尾中心和键槽中心的位置尺寸。设计人员可以修改设计结果, 直至满意为止。最终设计结果保存在文件中, 并可在绘图机上输出型槽布置图。

在布置型槽的程序中, 压力中心的计算是比较重要的一部分。在计算压力中心时, 通常使用以下几种方法。

4.5.1 质心或轮廓线中心法

这种计算方法认为压力中心和锻件的质心重合。当锻件形状复杂时计算比较麻烦, 所以常用轮廓线的中心作为压力中心。如锻件在厚度方向的尺寸变化不大, 则用水平投影的轮廓线进行计算 (图 1.11-25a)。若厚度尺寸变化大, 则用垂直方向的投影计算 (图 1.11-25b)。一般说来, 用这种方法求得的压力中心有较大的误差。

4.5.2 平衡点法

这种方法在计算时, 沿长度方向划分为若干部分 (图 1.11-26), 每一部分的“向量” V 定义为

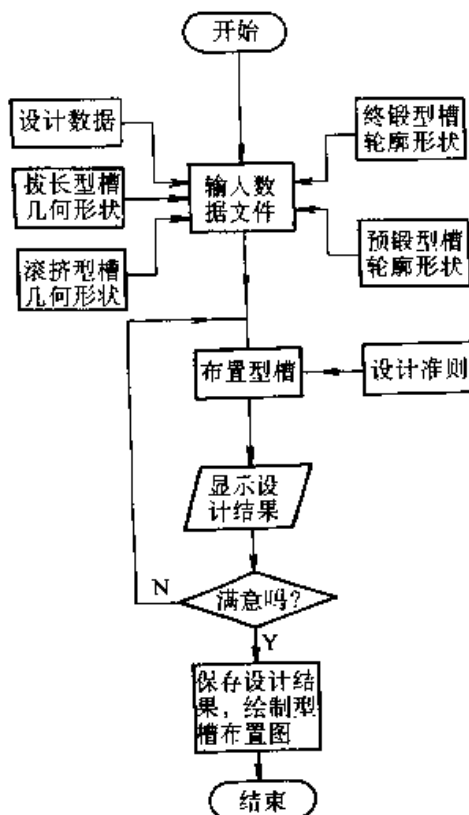


图 1.11-24 型槽布置程序的流程图

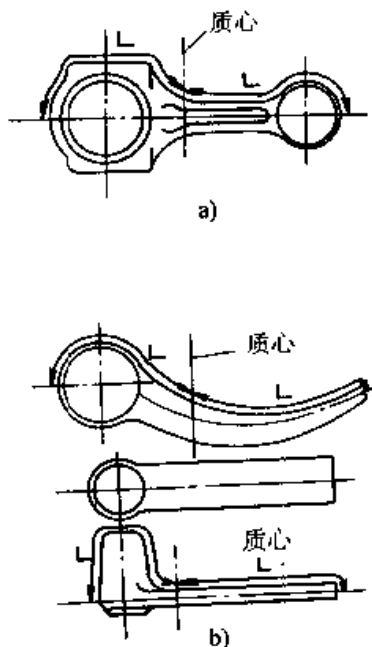


图 1.11-25 用质心或轮廓线中心法确定压力中心

$$V = A \sqrt{\frac{W}{T}}$$

式中 A —— 投影面积;
 W —— 平均宽度;
 T —— 平均厚度。

“向量”和作用点距离的乘积为“矩”, 平衡

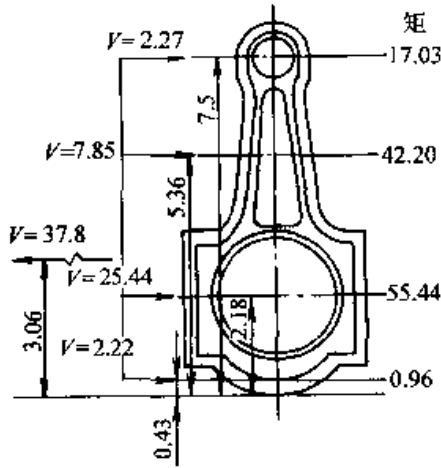


图 1.11-26 确定压力中心的平衡点法

点，可用下式求得

$$\text{平衡点} = \frac{\sum \text{矩}}{\sum \text{向量}}$$

对于复杂的锻件，计算时应划分较多段数。这种方法的计算精度与划分的段数、平均宽度和厚度的计算有关。实际应用表明，用平衡点法得到的结果比较精确。

4.5.3 主应力法

将锻件分解为具有一定变形方式的若干区域，分别对每一变形区求解，计算出各部分的压力中心。然后，用力矩平衡法可以计算出整个型槽的压力中心。

在上述求压力中心的方法中，平衡点法和主应力法比较精确，计算结果与实际情况接近。主应力法的优点在于可同时求得锻造载荷。

5 飞边槽尺寸和飞边金属消耗的计算

5.1 计算飞边槽桥部尺寸的算法

图 1.11-27 中显示出了常用的飞边槽形状，系由桥部 1 和仓部 2 组成。仓部的作用是容纳过剩的金属。正确地设计飞边槽桥部尺寸对保证金属充满型槽、降低金属消耗和减少模具磨损有着重要意义。

在手工设计锻模时，不同国家、不同企业采用的设计准则往往都不同。

例如，我国的一些工厂按锻锤的落下部分重量或压力机的吨位决定桥部尺寸。这种方法没有考虑锻件和毛坯的形状复杂性。同一锻件往往能

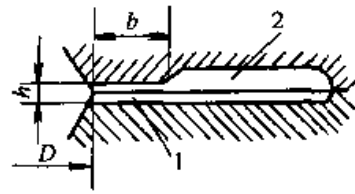


图 1.11-27 飞边槽的形状

1—桥部 2—仓部

够在不同的设备上锻造，但所需压力值是不会改变的。按这种方法，如果所选择的设备吨位小， h 也会减小，这显然是不合理的。

捷捷林在研究锻模 CAD 时，利用数理统计的方法导出了计算飞边槽桥部尺寸的算法。

他对 240 多种锤上模锻资料进行了统计分析。对诸因素统计数据分布进行分析的结果表明，桥部厚度 h 与锻件的轮廓尺寸和重量有关。对桥部厚度和锻件重量、锻件最大直径进行相关分析，结果表明锻件重量 $Q_{\text{锻}}$ (kg) 能最好地反映计算桥部厚度用的未知关系式。利用回归分析方法，得到计算桥部厚度 h (mm) 的关系式

$$h = -0.09 \text{ mm} + 2 \sqrt[3]{Q_{\text{锻}}} - 0.01 Q_{\text{锻}}$$

在确定 h 后，计算尺寸 b 应保证金属完全充满型槽所必需的压力。 b/h 的值愈大，金属向飞边流动的阻力就愈大。对锤上模锻的统计资料进行相关和回归分析，得到如下关系式：

$$\frac{b}{h} = -0.02 + 0.0038S \frac{D_0}{h} + \frac{4.93}{Q_{\text{锻}}^{0.2}}$$

式中 S ——形状复杂性系数；

D_0 ——毛坯的最大直径。

通过类似的方法得到的用于热模锻压力机的关系式为

$$h = 2.17 \text{ mm} + 1.39 Q_{\text{锻}}^{0.2}$$

$$\frac{b}{h} = -1.985 + 5.258 Q_{\text{锻}}^{0.1} + 2.56 \times 10^{-2} \frac{D_0}{h}$$

这些公式不仅可用于轴对称锻件，也可用于形状更为复杂的锻件，例如具有薄肋的锻件和汽轮机叶片等。

5.2 计算飞边金属消耗的算法

在计算毛坯重量时，应考虑飞边金属消耗和加热时的烧损。

手工设计时采用的估算飞边金属消耗的经验方法，没有充分考虑毛坯形状复杂性、分模面位

置和飞边桥部尺寸等因素的影响。虽然也有的锻模 CAD/CAM 系统在确定飞边金属消耗时采用的是一些粗略的经验公式，但是为了充分体现计算机辅助设计的优越性，有必要建立计算飞边金属消耗的可靠算法。

飞边金属的消耗取决于锻件和毛坯的形状复杂性、分模面位置和飞边桥部尺寸。另外，锻件重量愈大，飞边金属消耗也愈多。

回归分析的结果得到了以下关系式，

$$\frac{Q_{\text{飞}}}{Q_{\text{锻}}} = -0.012 + 0.169 Q_{\text{锻}}^{-0.2} + 0.0115 \left(\frac{D_0}{D_{\text{锻}}} \right)^2 - 0.011 \frac{b}{h}$$

式中， $Q_{\text{飞}}$ 和 $Q_{\text{锻}}$ 分别为飞边和锻件的重量，其余参数如前述。

对于内外分模面有偏移的锻件（图 1.11-28），应考虑内外分模面的偏移和毛坯在锻模中的原始位置。定义

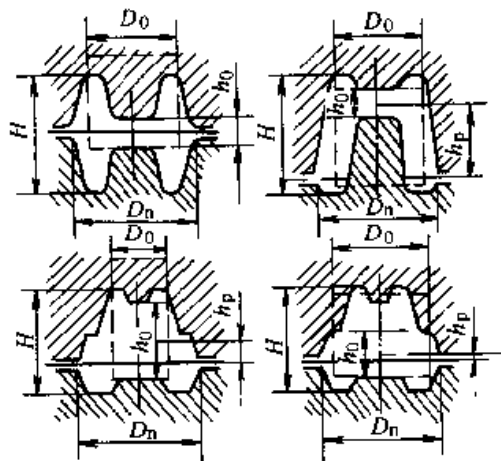


图 1.11-28 内外分模面的相对偏移

$$\gamma = \frac{H}{h_0 + h_p}$$

- 式中 H ——锻件的高度；
 h_0 ——锻模闭合时上、下模两平面间的最小距离，毛坯在原始位置时紧靠这两个平面；
 h_p ——内外分模面之间的距离。

设 $T = S (D_0/D_{\text{锻}})^2 \gamma^2$ ，回归分析结果得

$$\frac{Q_{\text{飞}}}{Q_{\text{锻}}} = -0.54 + 15.44 Q_{\text{锻}}^{-0.2} + 0.117 \times$$

$$T Q_{\text{锻}}^{-0.2} - 0.01383 \frac{b}{h} T - 0.703 \frac{b}{h}$$

用类似的分析方法得到的热模锻压力机上飞

边金属消耗的计算式为

$$\frac{Q_{\text{飞}}}{Q_{\text{锻}}} = -0.680 + 12.30 Q_{\text{锻}}^{-0.2} - 0.022 T + 0.0777 Q_{\text{锻}}^{-0.2} - 0.130 T^{0.5}$$

上述算法的计算结果和试验所得的最优数据相吻合。设计的锻模不仅可以保证金属充满型槽，而且减少了飞边金属消耗。

由于设计飞边尺寸和计算飞边金属消耗算法先进且可靠，故其在锻模 CAD/CAM 中得到了较广泛的应用。

6 预锻型槽的设计

预锻工序的目的是分配金属，形成中间过渡形状。设计合理的预锻模有利于金属在终锻时充满型槽，生产出无缺陷的锻件；有利于减少飞边损失；还可减少金属在终锻型槽中的流动，从而减少模具的磨损。此外，预锻提供了合理的变形量和金属流动，有利于获得理想的锻件性能。在很多情况下，预锻模设计是否合理决定着模锻工艺的成败。预锻模设计是锻模 CAD/CAM 软件的重要组成部分。

6.1 预锻型槽的设计规则

在设计模锻工艺时，是否采用预锻取决于以下因素：

- 1) 锻造设备的能力不足以由原始坯料一次锻出锻件，这时应采用预锻。
- 2) 对于形状复杂的锻件，即使设备能力足够，如不采用预锻，会造成型腔的角部、肋部等位置不能充满。这时须采用预锻，使金属成形时易于向难填充的部位流动。
- 3) 当采用一次或多次预锻时，由于终锻模的使用寿命延长或原材料节省而产生的经济效益，有可能补偿额外的模具制造费、锻件运输费和其他费用。因此，设计时应综合考虑生产批量和终锻模的使用寿命。

在手工设计中，预锻模的设计在很大程度上取决于设计人员的经验和技巧。设计预锻模的经验准则可归纳为以下几点：

- 1) 预锻型槽和终锻型槽的横截面相等。
- 2) 预锻型槽截面的横向尺寸应比终锻型槽窄一些，以利预锻件在终锻型槽中的放置。
- 3) 为有利于金属的流动，预锻型槽应有较

大的圆角半径。

4) 为有利于金属向肋部流动, 应提供由腹板中心向肋部的开口斜度。

5) 对于具有较高凸台或肋部的锻件, 常将预锻模相应部位的宽度减小, 高度增加, 而将腹板厚度加大。

6) 对于钢锻件, 只要可能, 应设计预锻模的肋部截面, 使其在终锻时以墩粗方式变形, 减少模具磨损。

6.2 预锻型槽截面的设计方法

预锻型槽的设计主要是以锻件的截面为基础进行的。对于轴对称锻件, 可取其轴截面; 对于长杆类锻件, 则需选取一系列有代表性的截面。

图 1.11-29 为长杆类锻模设计预锻型槽截面程序的流程图。程序首先将锻件的形状显示出来, 并要求设计人员选择一些具有代表性截面。然后, 逐个设计预锻型槽各截面。最后, 在此基础上组合为预锻型槽的形状。

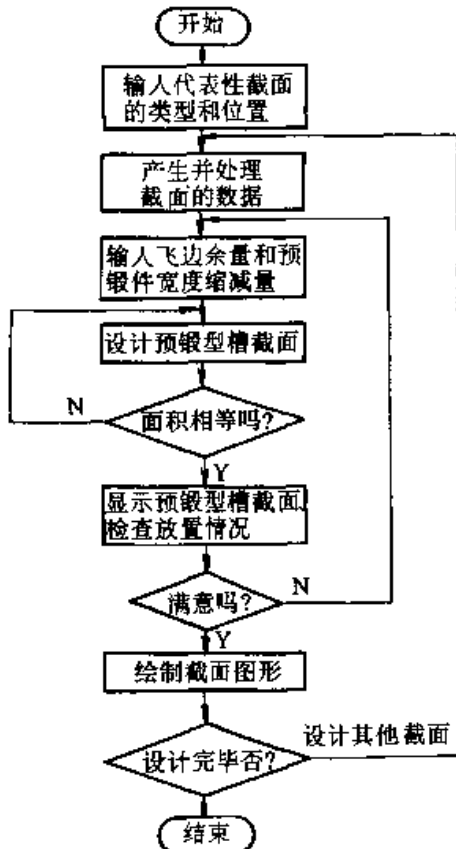


图 1.11-29 预锻型槽截面设计程序流程图
这里, 介绍设计预锻型槽截面的两种方法。

6.2.1 H 形截面预锻型槽设计方法

在设计 H 形截面预锻型槽时, 根据肋板高

与宽的比值可将截面分为三种, 这三种截面及其预成型的设计表示在图 1.11-30 中。这些预锻模形状被广泛采用, 并为设计复杂的预锻模打下了基础。但是, 这种方法缺少定量的计算, 因此设计时需要相当的经验。

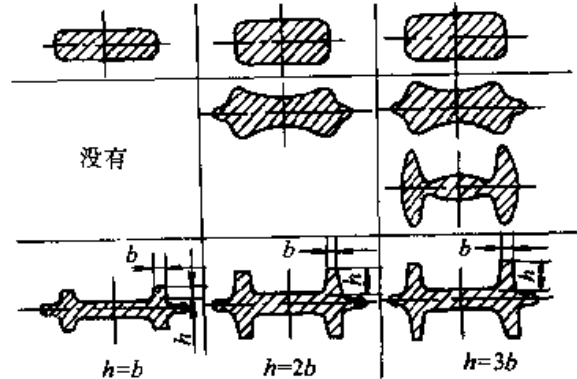


图 1.11-30 常用的设计 H 形截面预锻型槽的方法

有人提出了 H 形截面预锻型槽的定量计算方法。按照肋板的高宽比 H_f/W_f , 这种计算方法可分为两种情况 (图 1.11-31)。

1) $\frac{H_f}{W_f} \leq 2$ 时, (图 1.11-31a), 预锻型槽的

顶部和底部为平面, 截面宽度

$$X_m = X_f - C$$

式中 X_f —— 预锻模截面宽度;

C —— 数值, 取 2~10 mm, 由设计人员选取。

预锻型槽的外圆角半径 $R_{m\text{外}}$ 和内圆角半径 $R_{m\text{内}}$ 分别为

$$R_{m\text{外}} = 1.25R_{f\text{外}} + 3.2 \text{ mm}, \quad R_{m\text{内}} = 1.25R_{f\text{内}} + 3.2 \text{ mm}$$

截面的高度按照面积相等的原则求值。

2) $\frac{H_f}{W_f} > 2$ 时 (图 1.11-31b), $R_{m\text{外}}$ 、 $R_{m\text{内}}$ 和

截面的平均高度 H_m 均可按上述方法求得。尺寸 Y_1 由下式计算,

$$Y_1 = 0.25 (H_0 - H_m)$$

尺寸 Y_2 由面积 A_1 和 A_2 相等的关系求得。

6.2.2 用指数曲线定义预锻型槽截面形状的方法

用指数曲线定义预锻型槽截面形状的方法在锻模计算机辅助设计中应用较多。使用这种方法设计预锻型槽截面时, 须将截面分解为若干 L 形单元进行处理。

美国阿格曼和阿尔坦等人基于指数曲线设计

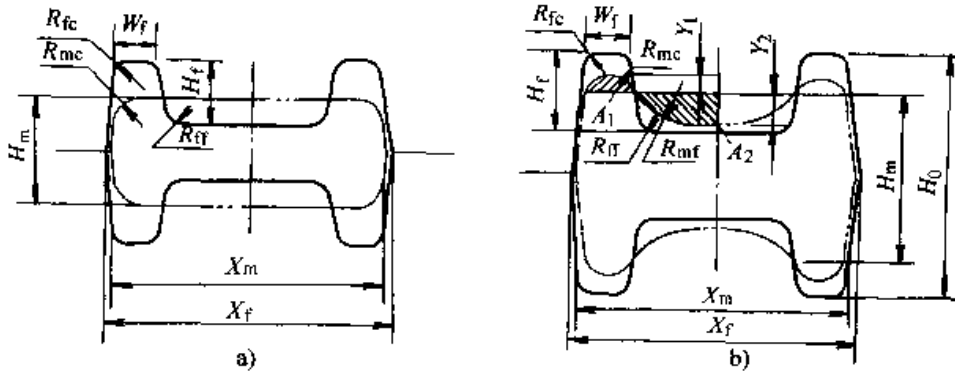


图 1.11-31 一种设计 H 形断面预锻型槽的计算方法

方法和对金属流动的理论分析，提出了确定 L 形单元形状的计算公式。首先将截面分解为 L 形单元（图 1.11-32），然后根据截面所在的变形区域确定 L 形单元的轮廓形状。

元组合而成。图 1.11-34 为用上述方法设计的预锻型槽与终锻型槽的截面形状。

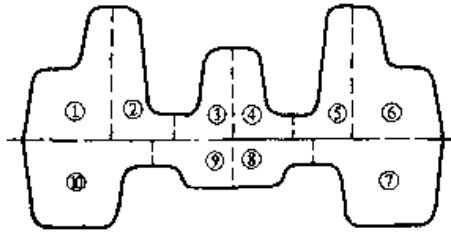


图 1.11-32 将截面分解为 L 形单元

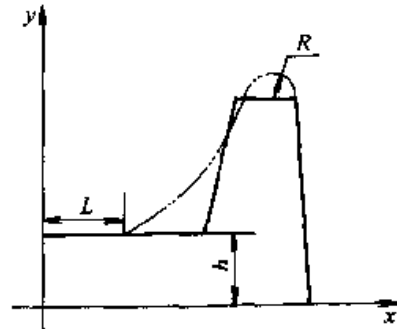


图 1.11-33 处理 L 形单元的方法

当截面处于平面应变区域时（图 1.11-33），指数曲线为

$$x = L \left[\ln \left(\frac{y}{h} \right) + 1 \right]$$

当截面处于轴对称变形区域时，则

$$x = L \left[0.5 \ln \left(\frac{y}{h} \right) + 1 \right]$$

程序用不同的计算公式设计不同变形区域的预锻型槽截面形状，整个截面的形状是由各 L 单

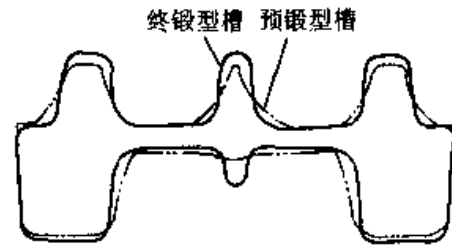


图 1.11-34 预锻型槽与终锻型槽

参考文献

- 1 C. B. Besant. Computer Aided Design and Manufacture. Chichester Ellis Horwood, 1980
- 2 Scrivener S. A. R.. Computer Aided Design and Manufacture — State of the Art Report. Pergamon Infotech Ltd, 1985
- 3 任仲贵等. CAD/CAM 原理. 北京: 清华大学出版社, 1991
- 4 Newman. W. M., Sproull. R. F. Principles of Interactive Computer Graphics. New York: McGraw-Hill, 1979
- 5 David F. Rogers, J. Alan Adams 著. 计算机图学的数学基础. 北京工程图学学会译. 北京: 人民教育出版社, 1981
- 6 Groover M. P., Zimmer E. W.. CAD/CAM: Computer - Aided Design and Manufacturing. New York: Prentice-Hall Inc., 1984
- 7 Oswin F. Shifman.. The PDDC System: A CAD - CAM Application to the Design and

- Fabrication of Press Tools. SME TE73 - 107, 1973
- 8 Shirai.K., Murakami.H..Hitachi Harnesses CAD to Progressive Die Design.Machine and Tool Blue Book, 1982, (4): 58~63
 - 9 李志刚等. 模具 CAD/CAM. 北京: 机械工业出版社, 1994
 - 10 李志刚等. 模具计算机辅助设计. 武汉: 华中理工大学出版社, 1990
 - 11 宗志坚等. CAD/CAM 技术. 北京: 机械工业出版社, 2000
 - 12 王贤坤等. 机械 CAD/CAM 技术应用与开发. 北京: 机械工业出版社, 2000
 - 13 童秉枢. 现代 CAD 技术. 北京: 清华大学出版社, 2000
 - 14 宗志坚等. CAD/CAM 技术. 北京: 机械工业出版社, 2000
 - 15 刘恩福等. 工程 CAD 基础及应用. 北京: 机械工业出版社, 1998
 - 16 宁汝新等. CAD/CAM 技术. 北京: 机械工业出版社, 1999
 - 17 唐荣锡等. CAD/CAM 技术. 北京: 北京航空航天大学出版社, 1994
 - 18 孙家广. 计算机辅助设计技术基础. 北京: 清华大学出版社, 2000
 - 19 樊炳辉等. MDT——三维参数化特征造型机械 CAD. 北京: 清华大学出版社, 2000
 - 20 范玉顺等. 复杂系统的面向对象建模、分析与设计. 北京: 清华大学出版社, 2000
 - 21 童秉枢等. 产品数据管理 (PDM) 技术. 北京: 清华大学出版社, 2000
 - 22 张佑生等. 塑料模具计算机辅助设计. 北京: 机械工业出版社, 1999
 - 23 王国中等. 注塑模具 CAD/CAE/CAM 技术. 北京: 北京理工大学出版社, 1998
 - 24 孙家广, 杨长贵编著. 计算机图形学. 新版. 北京: 清华大学出版社, 1994
 - 25 党惊知等. 材料加工工艺 CAD 及其应用. 北京: 机械工业出版社, 1999
 - 26 肖祥芷等编. 冲压工艺与模具计算机辅助设计. 北京: 国防工业出版社, 1996
 - 27 肖景容等编. 模具计算机辅助设计与制造. 北京: 国防工业出版社, 1990
 - 28 肖祥芷等编. CAD 在模具设计中的应用. 北京: 科学出版社, 1993
 - 29 张林等. 模具 CAD/CAM 技术. 北京: 国防工业出版社, 1995
 - 30 赵汝嘉. CAD/CAM 在机械工业中的应用. 西安: 西安交通大学出版社, 1993
 - 31 李德群等. 塑料成型工艺及模具设计. 北京: 机械工业出版社, 1994
 - 32 赵汝嘉主编. CAD 基础理论及其应用. 西安: 西安交通大学出版社, 1995
 - 33 蔡颖等. CAD/CAM 原理与应用. 北京: 机械工业出版社, 1998
 - 34 Biswas.S.K., Knight.W.A.Computer - Aided Design of Axisymmetric Hot Forging Dies.Proc.15th MITDR Conf., 1974: 135~143
 - 35 Choi.S.H., Dean.T.A..Computer Aids to Data Preparation for Cost Estimation. Int.J.Mach. Tool Des.Res., 1984, 24 (2): 105~119
 - 36 Choi.S.H., Dean.T.A..Computer Aided Design and Machining of Roller Dies for Forging Hammers.Int.J.Mach.Tool Des.Res., 1984, 24 (2): 121~131
 - 37 Choi.S.H..CAD/CAM of Preform Dies for Forging Hammers.Ph.D.Thesis, Univ.of Birmingham, 1984
 - 38 吴文泷主编. 图论基础及应用. 北京: 中国铁道出版社, 1984
 - 39 杨洪. 图论常用算法选编. 北京: 中国铁道出版社, 1988
 - 40 陈禹六等. IDEFO 及 IDEF1X 复杂系统通用的设计分析方法. 北京: 电子工业出版社, 1991
 - 41 KunWoo Lee, David C Gossard.A Hierarchical Data Structure for Representing Assemblies; Part 1.Computer - Aided Design, 1985, 17 (1): 15~19
 - 42 Kunwoo Lee, Guy Andrews.Inference of the Position of Components in An Assembly: Part 2.Computer - Aided Design, 1985, 17 (1): 20~24
 - 43 David Neville Rocheleauand, Kunwoo Lee.System for Interactive Assembly Modeling.Computer - Aided Design, 1987, 19 (2): 65~71

- 44 M. Mantyla. A Modeling System for Top-down Design of Assembled Product. IBM J. Res. Develop, 1990, 9 (5): 200~213
- 45 Rajneet Sodhi, Joshua U. Turner. Towards Modeling of Assemblies for Product Design. Computer - Aided Design, 1994, 26 (2): 128~228
- 46 S.H. Mullins, D.C. Anderson. Automatic Identification of Geometric Constraints in Mechanical Assemblies. Computer - Aided Design, 1998, 30 (9): 715~726
- 47 Ambler A.P., Popplestone R.J. Inferring the Positions Bodies from Specified Spatial Relationships. J. of Artificial Intelligence, 1975, 6 (2): 157~174
- 48 Lieberman and Wesley, M.A. An Automatic Programming System of Computer Controlled Mechanical Assemblies. IBM J. Res. Dev., 1982, (7): 321~333
- 49 林好转. 平行线分割一步平移法排样算法的研究. 锻压技术, 1994, 19 (5): 33~38
- 50 孙友松等. 优化排样的顶点算法. 锻压技术, 1995, 20 (4): 23~25
- 51 余华刚等. 冲裁件排样的优化设计. 华中工学院学报, 1987, 15 (1): 5~10
- 52 郭乃成等. 计算机辅助冲裁排样最优化. 锻压技术, 1988, 23 (1): 20~25
- 53 王华昌等. 冲裁件优化排样算法的研究. 中国机械工程, 2001, 12 (2): 199~202
- 54 朱赛娟等. PDM中数据的安全性与可靠性的研究. 制造业自动化, 2000, 22 (4): 35~36
- 55 李建明等. 产品数据管理技术发展展望. 计算机集成制造系统, 1998, 4 (6): 1~6
- 56 邢竞帆. 产品数据管理系统 (PDM) 在并行工程中的应用. 计算机应用, 2000, 20 (2): 53~54
- 57 李原等. 基于 PDM 的 CAx 集成技术研究. 制造业自动化, 2000, 22 (1): 23~26
- 58 彭继忠等. 基于 PDM 框架的应用集成研究与实践. 计算机集成制造系统, 2000, 6 (2): 65~67
- 59 杨进等. 一个部门级 PDM 系统的整体框架及实施方案. 机械科学与技术, 1999, 18 (4): 685~688
- 60 李建明等. PDM 技术在并行工程中的应用与实施. 中国机械工程, 1998, 9 (1): 24~27
- 61 李建明等. 面向 CIMS 的 CAx 信息管理与集成的研究. 清华大学学报, 1998, 38 (10): 65~69
- 62 米智伟等. 敏捷化 PDM 集成框架的研究. 中国机械工程, 1999, 10 (11): 1220~1222
- 63 褚兴军等. 面向对象的产品数据管理框架和数据组织. 计算机辅助设计与图形学学报, 1999, 11 (6): 567~571
- 64 Kempfer L. Redefining Product Data Management. Computer - Aided Engineering, 1997, 18 (2): 52~56
- 65 Lee D L, Chen Yuh - Min. Integrated Product and Process Data Management. Integrated Computer - Aided Engineering, 1996, 3 (1): 1~4
- 66 Miller E. PDM Forum. Computer - Aided Engineering, 1996, 15 (6): 32~36
- 67 何汉武等. 基于数据库的模具装配树建模及 BOM 自动生成. 计算机工程与应用, 1997, (7): 119~121
- 68 李建军等. 基于特征的智能化级进模条料排样. 塑性工程学报, 1997, 4 (1): 26~30
- 69 Michel R. Duffey, Qian Sun. Knowledge - based Design of Progressive Stamping Dies. Journal of Materials Processing Technology, 1991, (28): 221~227
- 70 J.J. Shah. Assessment of Feature Technology. Computer Aided Design, 1991, 23 (5): 331~343
- 71 T. Smithers. AI - Based Design Versus Geometry - Based Design or Why Design Can not be Supported by Geometry Alone. Computer Aided Design, 1989, 21 (3): 141~150
- 72 姚华等. 知识的层次模型在冲模设计中的应用. 机械科学与技术, 1999, 18 (1): 145~147
- 73 何汉武等. 基于装配的全柔性化模具 CAD 技术研究. 计算机辅助设计与图形学学报, 1999, 11 (5): 446~449

- 74 李东波等. 面向并行设计的模具装配模型描述. 机械科学与技术, 1999, 18 (1): 36~37
- 75 唐敦兵等. 模具产品集成建模研究. 计算机集成制造系统, 1999, 5 (5): 42~46
- 76 胡小平等. 基于产品信息模型的智能级进模 CAD/CAM 系统. 中国机械工程, 1996, 7 (5): 11~13
- 77 王耕耘等. 支持自顶向下模具设计的装配建模方法. 中国机械工程, 1998, 9 (1): 46~48
- 78 王洪俊等. 汽车覆盖件模具 CAD 技术的现状与发展. 汽车工艺与材料, 1999, (1): 36~39
- 79 林巨广等. 汽车覆盖件模具 CAD/CAM 一体化技术的研究. 模具技术, 1999, (6): 7~11
- 80 王耕耘等. CIMS 环境下汽车覆盖件模具 CAD/CAM 系统研究. 计算机集成制造系统, 1996, 2 (4): 27~31
- 81 王耕耘等. 覆盖件模具 CAD 系统的研究. 锻压技术, 1997, 22 (4): 52~56
- 82 王义林等. 基于特征的汽车覆盖件冲压 CAPP 系统研究. 计算机集成制造系统, 1996, 2 (4): 32~37
- 83 李德群等. 注射模软件的三个发展阶段. 模具工业, 1998, (6): 3~6
- 84 张宜生等. 注射模 CAD/CAE/CAM 系统的实用化与集成化. 模具工业, 1997, (1): 6~8
- 85 张佑生, 田卫东. 塑模零件建模技术及实现. 计算机与信息技术, 1998, (3): 7~12
- 86 张宜生等. 塑料注射成型模具变量装配技术. 中国塑料, 2000, 14 (2): 86~90
- 87 李海龙等. 基于约束的装配体技术. 计算机辅助设计与图形学学报, 1997, 9 (3): 249~255
- 88 陆国栋等. CAD 中任意复杂装配图成图原理. 计算机辅助设计与图形学学报, 1995, 7 (2): 153~159
- 89 董立武. 基于装配模型的注塑模 CAD/CAM 系统的研究: [学位论文]. 武汉: 华中理工大学材料学院, 1998
- 90 周华民等. 塑料成型缺陷诊断专家系统. 塑料科技, 1997, (4): 30~32
- 91 周华民等. 实用化塑料注射模 CAD 系统. 中国塑料, 1999, 13 (1): 75~79
- 92 彭蜀等. 参数化设计方法中的多元约束. 模具技术, 1999, (2): 8~12
- 93 卢立新等. 闭式锻模 CAD/CAM 系统. 模具工业, 1999, (10): 3~6
- 94 周卫国等. 长轴类锻件锻模 CAD 系统. 锻压技术, 1996, 21 (3): 49~54
- 95 周杰等. 长轴类锻件横截面积的自动计算. 锻压机械, 1995, 30 (1): 25~27
- 96 尹建伟等. 基于特征造型的轴类零件的自动参数化绘图方法. 计算机辅助设计与图形学学报, 2000, 12 (3): 220~225
- 97 万月亮等. 摇臂类锻件锻模 CAD 系统. 模具工业, 1999, (10): 6~11
- 98 卢立新等. 轴对称变形类锻件闭式锻模 CAD 系统的研制. 锻压技术, 1999, 24 (5): 54~56
- 99 夏巨谌等. 闭式模锻. 北京: 机械工业出版社, 1993

第
2
篇

材料成形过程的数值模拟

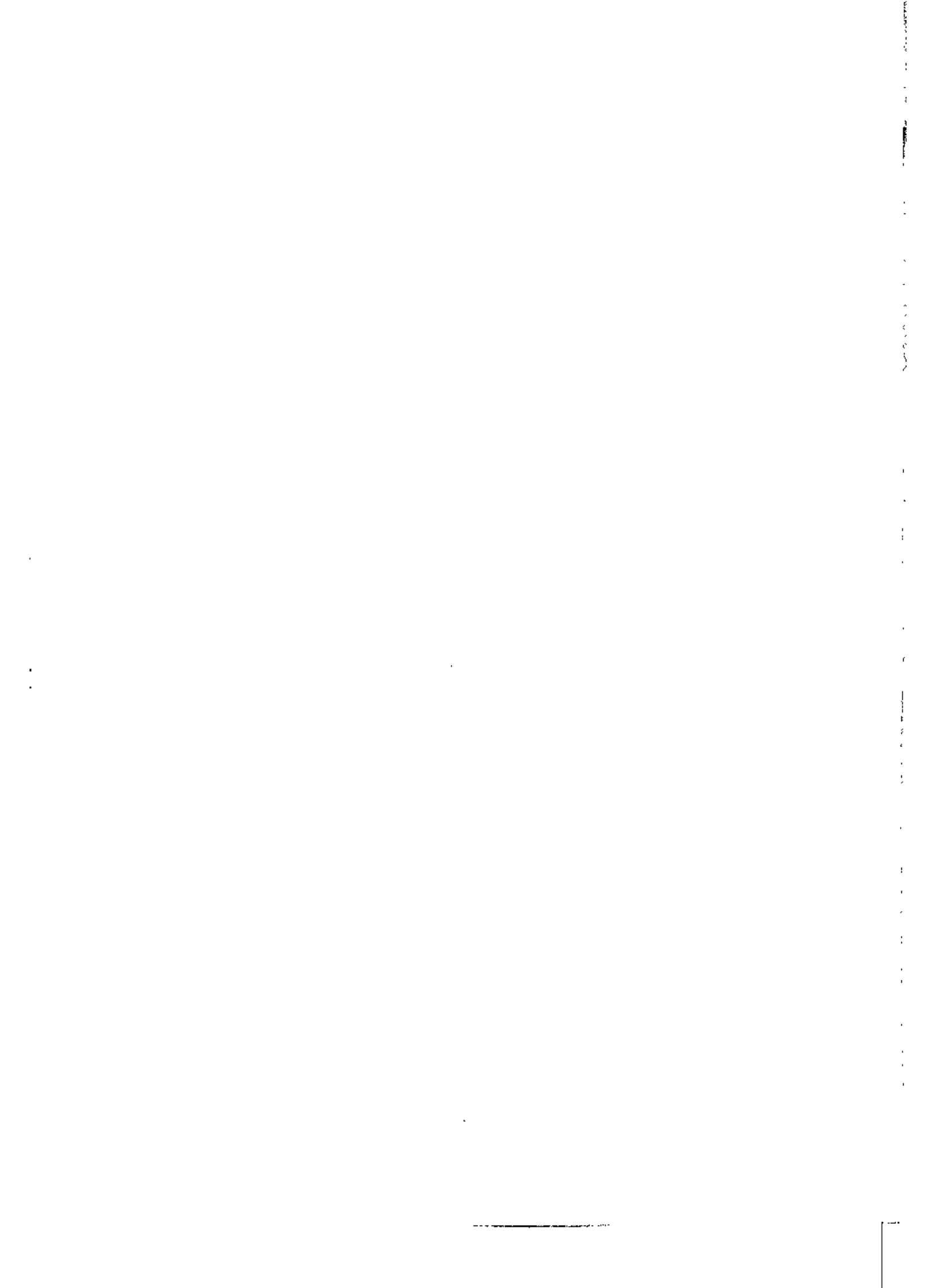
主 编 董湘怀

编 写 董湘怀 刘建生
 兰 箭 李付国
 陈立亮 刘瑞祥
 李德群

审 稿 李志刚



中国机械工程学会
中国模具设计大典编委会



第 1 章 材料成形分析的理论基础

1 连续介质的运动与变形

1.1 连续介质力学的基本概念

连续介质力学研究物体的宏观力学行为。连续介质和质点、刚体一样，都是一种理论模型。连续介质模型认为物质连续地分布在它所占据的容积之内；这是运用数学分析工具统一研究固体、液体、气体的力学行为的基础。连续介质的质点，表示一个物质微团，它的尺度和所研究问题的宏观尺度相比是充分地小，小到在此微团内，每种物理量都可看成是均匀分布的常量，因而在数学上可以把此微团当作一个点来处理。另一方面，又要求此微团尺度和分子运动的尺度相比足够地大，大到微团中包括大量的分子，从而能对分子运动作统计平均，以得到表征宏观现象的物理量。为了运用数学分析工具，在连续介质力学中把材料当作连续的（或分段连续的），除了在某些间断面上以外，各物理量存在所需要的各阶偏导数。

连续介质力学中的规律分成两部分：

1) 运动基本规律 它适用于一切物体，无论是由什么材料构成的。这些规律包括质量守恒、动量平衡、动量矩平衡和能量平衡等。

2) 本构规律 即材料内力与运动的关系。

连续介质力学并不具体决定本构关系中的材料常数、函数或泛函，它们需由试验来确定，或者由材料科学来预言。

连续介质力学的任务是：

1) 给定本构方程，预言材料的力学行为，即解边值问题；

2) 根据材料定性的性质，提出适合于物质不变性原理的本构方程，因而提出材料常数、函数或泛函的形式。

而材料科学的任务是：

1) 研究宏观力学性质与粒子物理及化学的联系；

2) 设计与制造新材料；

3) 定量地预言材料性质。

由此可见，连续介质力学与材料科学是互相补充的。

在材料成形分析中，我们一般地将材料作为连续介质处理。因而连续介质力学就成为我们对材料成形过程进行力学分析的最主要的理论基础。根据连续介质力学的理论，可以把材料成形问题抽象为一个微分方程（组）的边值问题。采用有限元法或有限差分方法对这个边值问题进行数值计算，从而求得成形过程中制件和模具中的位移（速度）场、应力场、应变场、温度场，预测成形过程中可能出现的缺陷，这是目前大多数工程问题所要求得到的结果。如果在模拟计算中引入由材料科学和其他力学分支研究得到的材料的组织、性能和状态的演化与以上场量之间的关系，则可以进一步预测成形后制件的组织性能，如晶粒大小、变形织构等，从而更有效地控制和优化成形工艺。

1.2 张量基础

张量是研究连续介质力学的基本数学工具，采用张量符号和张量运算，能使表述和推导简单明了。

1.2.1 张量的基本概念

张量的一个重要性质是它不依赖于具体的坐标系，因此是客观的。当然为了在数量上对张量进行表征和计算，常常需要选定参考的坐标系。在不同的坐标系下得到不同的分量值，不同坐标系下的分量之间具有确定的变换关系。

连续介质力学以及各物理学科研究的都是不依赖坐标系的物理量，因此自然要用张量这一数学工具。连续介质力学的运动规律都是用张量方程来表达的，它对各个坐标系都是成立的。

张量理论的表述可有两种不同的方式。第一种方式是完全不借助于坐标系，把张量整体作为研究的对象，对它进行运算。第二种方式是把张量看成是张量分量的集合，张量的运算就归结为张量分量的运算。两种方式各有其优点，第一种

表述简单利落，第二种便于实际计算。

能在任意坐标系间变换的张量理论称为普遍张量理论；而只在笛卡儿坐标系间变换的张量理论称为笛卡儿张量理论（所谓笛卡儿坐标系指的就是右手旋转的直角坐标系）。笛卡儿张量理论远比普遍张量理论简单。以下我们只采用笛卡儿张量，介绍连续介质力学的基本概念和基本运动规律，从而得到直角坐标系下的分量和方程组。

1.2.2 张量的定义与约定求和法

(1) 张量的定义

若一个量有 n^N 个分量，而每个分量在 n 维空间 R^n 中的坐标变换

$$x_i = x_i(x_1', \dots, x_n') \quad (i = 1, \dots, n)$$

之下，按下而的规律变化：

$$T_{i_1 \dots i_m} = \frac{\partial x_{i_1}}{\partial x_{i_1'}} \dots \frac{\partial x_{i_m}}{\partial x_{i_m'}} T_{i_1' \dots i_m'} \quad (2.1-1)$$

式中 $T_{i_1 \dots i_m}$ 是 x_i 的函数， $T_{i_1' \dots i_m'}$ 是 x_i' 的函数，则量 $T_{i_1 \dots i_m}$ （共有 n^N 个分量）称为 N 阶张量。 $T_{i_1 \dots i_m}$ 可以简单地记为 T_{i_m} 。

张量概念是矢量和矩阵概念的推广，其中：标量是零阶张量，矢量是一阶张量，矩阵（方阵）是二阶张量。例如矢量 x 、二阶张量 T 可以分别以实体记法和分量记法表示为

$$x = \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{Bmatrix}, T = \begin{bmatrix} T_{11} & T_{12} & T_{13} \\ T_{21} & T_{22} & T_{23} \\ T_{31} & T_{32} & T_{33} \end{bmatrix}$$

通常，我们在整体记法中用黑体字表示矢量和二阶及二阶以上的张量。

(2) 约定求和法

我们研究的是三维欧氏空间中的物理现象。此空间中的笛卡儿张量，其分量的每个指标都在 1, 2, 3 中取值。可以任取 1 或 2 或 3 的文字指标称为自由指标。为书写简便，我们约定：在同一项中，如有一个自由指标重复出现，就表示要对这个指标从 1 到 3 求和。例如

$$u_i v_i = u_1 v_1 + u_2 v_2 + u_3 v_3$$

$$\frac{\partial u_k}{\partial x_k} = \frac{\partial u_1}{\partial x_1} + \frac{\partial u_2}{\partial x_2} + \frac{\partial u_3}{\partial x_3}$$

对此约定求和法则，我们作以下规定：在一等式中，如果同一个文字指标，在其中的一项单独出现了，则它即使在其他某项内重复出现，对该项也不约定求和。例如：

$$f_i = T_{ii}$$

右边就不约定求和。

(3) 常用符号

1) 符号 δ_{ij}

定义

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 0, & \text{当 } i \neq j \\ 1, & \text{当 } i = j \end{cases}$$

它是一个二阶张量，可以写成一个单位矩阵

$$I = (\delta_{ij}) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

2) 置换张量 e_{ijk}

定义

$$e_{ijk} = \begin{cases} 1, & \text{当 } (i, j, k) \text{ 是 } (1, 2, 3) \text{ 的偶排列} \\ -1, & \text{当 } (i, j, k) \text{ 是 } (1, 2, 3) \text{ 的奇排列} \\ 0, & \text{当 } i, j, k \text{ 中有相同者} \end{cases}$$

它是一个三阶张量。行列式可用置换张量表示如下

$$\Delta = \begin{vmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{vmatrix} = e_{ijk} a_{1i} a_{2j} a_{3k}$$

1.2.3 张量代数

(1) 张量的相等

若两个同类型的张量 A, B 在同一个坐标系中的分量一一相等，则此二张量的其它一切分量均一一相等，且在任意坐标系中的一切分量均一一相等。记作 $A = B$ 。由此可知，张量方程在所有坐标系均成立。

(2) 加（减）法

同类型的若干个张量的对应分量相加（或相减）就得到一个新的同类型张量的分量，这种运算称为张量的加法（或减法）。例如

$$A + B = C$$

的定义是

$$C_{i_n} = A_{i_n} + B_{i_n}$$

(3) 标量与张量相乘

设 k 是标量， A 是 n 阶张量，

$$kA = Ak = B$$

的定义是

$$B_{i_n} = kA_{i_n}$$

B 也是 n 阶张量。

(4) 张量乘积

两张量 A 和 B 的张量乘积记为 AB 。 A 的每一分量与 B 的每一分量相乘，就得到 AB 的一个分量。设 A 是 m 阶张量， B 是 n 阶张量，则 AB 是 $m+n$ 阶的张量，

$$A_{i_1 \dots i_m} B_{j_1 \dots j_n} = (AB)_{i_1 \dots i_m j_1 \dots j_n}$$

AB 中当 A 或 B 是零阶张量时，就得到标量与张量的乘积。

以后为简单起见，用 $A_{i_1 \dots i_m}$ 既表示 n 阶张量 A 的任一个分量，也用 $A_{i_1 \dots i_m}$ 代表张量 A 本身。

(5) 张量的缩并

$A_{i_1 \dots i_n} = A_{i_1 \dots i_{n-1} i_n}$ 当 $i_1 \dots i_n$ 中有两个自由指标相同时，应用约定求和法，就得到一个有 $n-2$ 个自由指标的张量 B ，称 B 是张量 A 的缩并。例如当 A 中最后两个指标 $i_{n-1} = i_n = m$ 时，记

$$A_{i_1 \dots i_{n-2} m m} \equiv A_{i_1 \dots i_{n-2} m m} = B_{i_1 \dots i_{n-2}}$$

B 是 $n-2$ 阶张量。

(6) 张量的点积

张量 A 和 B 的张量乘积 AB 缩并一次后，就得到 A 和 B 的点积。为明确起见，令 A 的最后一个指标与 B 的第一个指标相同，这样对 AB 缩并所得的张量记为 $A \cdot B$ 。设 A 是 m 阶张量， B 是 n 阶张量，则点积 $A \cdot B$ 是 $m+n-2$ 阶的张量

$$A_{i_1 \dots i_{m-1} k} B_{k j_1 \dots j_n} \equiv (A \cdot B)_{i_1 \dots i_{m-1} j_1 \dots j_n}$$

一般说来 $A \cdot B \neq B \cdot A$ ，即点积一般不满足交换律。而按点积定义结合律成立：

$$(A \cdot B) \cdot C = A \cdot (B \cdot C)$$

两个二阶张量的点积可用矩阵的乘法来表示。

双点积：若在两个张量 A 和 B 作张量乘积之后再行两次缩并，则称为双点积。设 A 是 m 阶张量， B 是 n 阶张量，则双点积 $A : B$ 是 $m+n-4$ 阶的张量

$$A_{i_1 \dots i_{m-2} k l} B_{j_1 \dots j_{n-2} k l} \equiv (A : B)_{i_1 \dots i_{m-2} j_1 \dots j_{n-2}}$$

(7) 张量的商律

如 $A_{i_1 \dots i_m} = T_{i_1 \dots i_m} B_{j_1 \dots j_n}$ 恒成立，已知 A 是 m 阶张量， B 是 n 阶张量，则 $T = (T_{i_1 \dots i_m})$ 必是 $m+n$ 阶的张量。这种判别张量的法则称为张量的商律。

1.2.4 张量的梯度、散度和奥高公式

(1) 张量的梯度

$$\nabla = \text{grad} = \left\{ \frac{\partial}{\partial x_1}, \frac{\partial}{\partial x_2}, \frac{\partial}{\partial x_3} \right\}$$

称为梯度算子，它是一个向量算子。

设 A 是 n 阶张量， $A = \{A_{i_1 \dots i_n}\}$ 。简记

$$\frac{\partial}{\partial x_k} A_{i_1 \dots i_n} = A_{i_1 \dots i_n, k}$$

张量 A 的梯度定义为

$$\nabla A = \text{grad} A = \left\{ \frac{\partial}{\partial x_k} A_{i_1 \dots i_n} \right\} = A_{i_1 \dots i_n, k}$$

∇A 是 $n+1$ 阶张量。

(2) 张量的散度

设 A 为 n 阶张量，其散度定义为

$$\nabla \cdot A = \text{div} A = \left\{ \frac{\partial}{\partial x_k} A_{k, i_2 \dots i_n} \right\}$$

它是由 ∇A 缩并所得的 $n-1$ 阶的张量。

(3) 奥高公式 (散度定理)

对于向量 f 而言，有熟知的奥高公式：

$$\int_S n \cdot f dS = \int_V \nabla \cdot f dV$$

式中 S ——空间区域 V 的封闭周界面；

n —— S 的单位外法向量。

奥高公式成立的条件是：曲面 S 分段光滑， f 在区域 V 内有分段连续的偏导数。

将奥高公式推广到张量的情况，设 A 为 n 阶张量，则有

$$\int_S n \cdot A dS = \int_V \nabla \cdot A dV = \int_V \text{div} A dV \tag{2.1-2}$$

奥高公式在后面的公式推导中经常要用到。

1.2.5 各向同性张量

一个张量，如其每一分量都是坐标系作刚体旋转变换下的不变量，则称它是各向同性张量。若 $T = \{T_{i_1 \dots i_n}\}$ 是 n 阶各向同性张量，则恒有

$$T_{i_1 \dots i_n} = T_{i_1 \dots i_n}$$

对于四阶以下的各向同性张量有如下结论：

- 1) 零阶张量 (标量) 都是各向同性的。
- 2) 一阶张量 (向量)，除零向量以外都不是各向同性的。
- 3) 二阶各向同性张量必为 $\lambda \delta_{ij}$ 的形式， λ 为一标量。
- 4) 三阶各向同性张量必为 λe_{ijk} 的形式，其中， λ 为一标量， e_{ijk} 为置换张量。

5) 四阶各向同性张量的形式必为

$$T_{ijkl} = \lambda \delta_{ij} \delta_{kl} + \alpha \delta_{ik} \delta_{jl} + \beta \delta_{il} \delta_{jk}$$

其中 λ, α, β 都是标量。当 T_{ijkl} 对前两个指标和后两个指标均为对称时, $\alpha = \beta$ 。记 $\mu = \alpha = \beta$, 则四阶对称的各向同性张量的一般形式为

$$T_{ijkl} = \lambda \delta_{ij} \delta_{kl} + \mu (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk})$$

1.2.6 二阶张量

(1) 二阶张量的一些简单性质

设 $A = (A_{ij})$ 是二阶张量, 有以下定义:

1) 转置张量

$A^T = (A_{ji})$ 是 A 的转置张量, 它满足 $A_{ij}^T = A_{ji}$ 。 A^T 亦为二阶张量。

2) 正交张量

如果 $A \cdot A^T = A^T \cdot A = I$ (I 为单位张量), 则称 A 是正交张量。

3) 对称张量和反对称张量

若 $A^T = A$ 即 $A_{ji} = A_{ij}$ 恒成立, 则称 A 是对称张量。若 $A^T = -A$ 即 $A_{ji} = -A_{ij}$ 恒成立, 则称 A 是反对称张量。二阶张量的对称性和反对称性是跟坐标系无关的。

二阶对称张量可用 6 个数来表征; 二阶反对称张量的主对角分量为零, 故可仅用 3 个数来表征。

(2) 二阶张量的主值、主方向和不变量

1) 主值和主方向

设 T 是二阶张量, 可把它看成是向量 a 到向量 b 的线性变换

$$T \cdot a = b$$

若有 $a \neq 0$, 它对应的 $b = \lambda a$, 即有

$$T \cdot a = \lambda a$$

则称此 λ 是张量 T 的主值 (特征值); 而相应的非零解 a 就称为张量 T 对应于主值 λ 的特征向量; 而特征向量 a 的方向就称为张量 T 的主方向 (特征方向, 主轴方向)。

由于张量 T 的主值 λ 是两个向量 $T \cdot a$ 与 a 的比值, 故它必是与坐标系无关的标量。

2) 二阶张量的特征方程和不变量

求二阶张量 T 的主值和主方向时, 应解方程 $T \cdot a = \lambda a$, 将此方程写作

$$(T - \lambda I) \cdot a = 0$$

其中 $I = (\delta_{ij})$ 是单位张量。欲使它有非零解 a (即 a 的分量 a_1, a_2, a_3 不全为零), 必须

$$\det(T - \lambda I) = \begin{vmatrix} T_{11} - \lambda & T_{12} & T_{13} \\ T_{21} & T_{22} - \lambda & T_{23} \\ T_{31} & T_{32} & T_{33} - \lambda \end{vmatrix} = 0$$

其中 \det 表示取行列式, 于是得到关于 λ 的三次方程式:

$$\lambda^3 - T_{kk} \lambda^2 + \frac{1}{2} (T_{ii} T_{jj} - T_{ij} T_{ji}) \lambda - \det T = 0 \quad (a)$$

称式 (a) 为张量 T 的特征方程。

由此可知, 二阶张量 T 至多有三个不同的特征值, 若 T_{ij} 皆实数, 则 T 至少有一个实的特征值。

设方程 (a) 的三个根 (也即 T 的三个主值) 为 $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$, 则式 (a) 可写成

$$\det(T - \lambda I) = -(\lambda - \lambda_1)(\lambda - \lambda_2)(\lambda - \lambda_3)$$

由根与系数的关系, 可知

$$\lambda_1 + \lambda_2 + \lambda_3 = T_{kk} = I_1$$

$$\lambda_1 \lambda_2 + \lambda_1 \lambda_3 + \lambda_2 \lambda_3 = (T_{ii} T_{jj} - T_{ij} T_{ji}) / 2 = I_2$$

$$\lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 = \det T = I_3$$

由于主值 λ_i 都是坐标变换下的不变量, 因此 I_1, I_2, I_3 也都是坐标变换下的不变量。分别称 I_1, I_2, I_3 为 T 的第一、第二和第三不变量。

(3) 二阶对称张量的性质

一个二阶对称张量 T 具有以下性质:

1) T 的三个主值都是实数;

2) T 对应于不同特征值的两特征向量必正交;

3) T 恒有三个互相垂直的主轴方向。

(4) 二阶张量的分解

1) 分解为对称张量和反对称张量之和

任一二阶张量可唯一地分解成一个对称张量和另一个反对称张量之和, 如下所示

$$A_{ij} = \frac{1}{2} (A_{ij} + A_{ji}) + \frac{1}{2} (A_{ij} - A_{ji})$$

右边第一项是对称张量, 第二项是反对称张量。

2) 分解为球张量和偏张量之和

有时将一个二阶张量分解成一个球张量和一个偏张量之和, 如下所示

$$A_{ij} = A_{ij}' + \delta_{ij} A_m$$

其中

$$A_m = \frac{1}{3} A_{ii}$$

$$A_{ij}' = A_{ij} - \delta_{ij} A_m$$

A_m 称为球张量, A_j 称为偏张量。

3) 极分解

设二阶张量 F 的行列式 $\det F \neq 0$, 则可对 F 唯一地进行如下极分解

$$F = R \cdot U$$

$$F = V \cdot R \quad (2.1-3)$$

其中 U 和 V 是二阶正定的对称张量, R 为二阶正交张量。

1.3 变形几何学

1.3.1 运动与变形

我们把物体中所有物质点瞬时位置的集合——某一瞬时物体在空间占据的区域 V 定义为该物体的构形。为了描述物体的运动和变形, 需要选择某一特定时刻的构形作为参考构形, 以确定每一时刻每一质点的位置。如果已知 t 时刻以前所有时刻的构形的力学特性, 而要研究的是 t 时刻现时构形的变形问题, 那么可以把初始构形 V_0 或 t 时刻以前的任一时刻的构形作为参考构形。

物质点的位置, 可以用质点在坐标系中的位置坐标表示。采用笛卡儿直角坐标系作为参考坐标系。在三维坐标参考系中 (图 2.1-1), 设在 $t=t_0=0$ 时刻物体任一质点 a 的位置坐标为 X_i ($i=1, 2, 3$), 此时的构形为初始构形, 记为 V_0 。此后某一时刻 t , 物体运动到一个新位置, 各质点间的相互位置关系发生了变化, 物体产生了变形, 质点 a 的位置坐标从 X_i 改变为 x_i ($i=1, 2, 3$)。显然 x_i 是 X_i 和时间 t 的函数, 即

$$x_i = x_i(X_1, X_2, X_3, t) \quad (2.1-4)$$

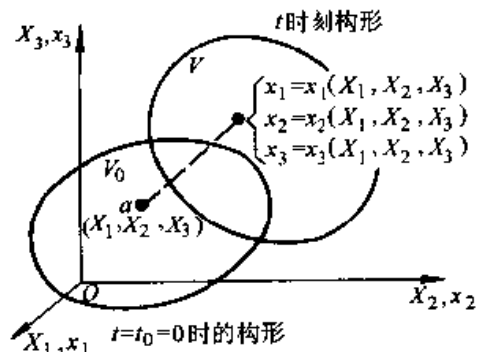


图 2.1-1 物体的构形
变形态构形或变形后构形记为 V 。

假设物体及其运动和变形都是连续的, 则 V_0 中每一质点 X_i 仅与 V 中一个质点 x_i 对应,

反之亦然。于是, 可认为函数 $x_i(X_1, X_2, X_3, t)$ 是单值、连续和可微的, 且雅可比 (Jacobian) 行列式不等于零, 即

$$J = \begin{vmatrix} \frac{\partial x_1}{\partial X_1} & \frac{\partial x_1}{\partial X_2} & \frac{\partial x_1}{\partial X_3} \\ \frac{\partial x_2}{\partial X_1} & \frac{\partial x_2}{\partial X_2} & \frac{\partial x_2}{\partial X_3} \\ \frac{\partial x_3}{\partial X_1} & \frac{\partial x_3}{\partial X_2} & \frac{\partial x_3}{\partial X_3} \end{vmatrix} \neq 0 \quad (2.1-5)$$

也有

$$X_i = X_i(x_1, x_2, x_3, t) \quad (2.1-6)$$

$$j = \begin{vmatrix} \frac{\partial X_i}{\partial x_j} \end{vmatrix} \neq 0 \quad (2.1-7)$$

$$j = J^{-1} \quad (2.1-8)$$

质点 a 的初始坐标 X_i 与时间 t 无关, 不同的初始坐标代表不同的质点, 可以把坐标 X_i 看作是识别物质点的“标志”, 所以称 X_i 为物质坐标, 物质坐标也称拉格朗日 (Lagrange) 坐标; 坐标 x_i 是识别空间质点的“标志”, 同一空间点在不同时刻由不同的物质点所占据, 所以 x_i 称为空间坐标, 也称欧拉 (Euler) 坐标。

在连续介质力学中, 对物质点的运动, 可以有二种描述和研究方法。一种方法是把物质点的运动和物体的各物理量看成是物质坐标 X_i 和时间 t 的函数, 并研究这些函数的变化规律, 这样的描述和研究方法称为拉格朗日方法。另一种方法是把物质点的运动和物体的各物理量看成是空间坐标 x_i 和时间 t 的函数, 并研究这些函数的变化规律, 这样的描述和研究方法称为欧拉方法。

变形几何学研究连续体变形的纯几何性质。在此, 将 t 当作一个固定的值, 研究物体由初始构形到 t 时刻构形之间所发生的运动与变形。

1.3.2 变形梯度

由于 x 是 X 的单值、连续和可微的函数, 故有

$$dx_i = \frac{\partial x_i}{\partial X_j} dX_j \quad (t \text{ 固定})$$

式中 $F_{ij} = \partial x_i / \partial X_j$ 称为变形梯度, 它是一个二阶张量。于是上式可写成如下张量形式

$$dx = F \cdot dX \quad (2.1-9)$$

可见, F 将初始构形中任一线元 dX 变换成

现时构形中的对应线元 $d\mathbf{x}$ 。它描述了运动与变形过程中任一线元长度和方向的变化。式 (2.1-5) 中的雅可比行列式即是 $\det F$ ，可知 $\det F \neq 0$ ，于是可以对 F 唯一地进行如下极分解

$$F = R \cdot U$$

或

$$F = V \cdot R$$

其中 R 为二阶正交张量，它代表刚体转动； U 和 V 是二阶正定的对称张量，它们均代表纯变形。

$F = R \cdot U$ 可看成先变形后转动的合成

$$d\mathbf{x} = F \cdot d\mathbf{X} = R \cdot (U \cdot d\mathbf{X})$$

即 $d\mathbf{X}$ 经过变形得到 $d\tilde{\mathbf{x}} = U \cdot d\mathbf{X}$ ，再经过刚体转动 R ，而得到 $d\mathbf{x} = R \cdot d\tilde{\mathbf{x}}$ 。应该指出，除了 U 的主轴方向外， $d\tilde{\mathbf{x}}$ 与 $d\mathbf{X}$ 的方向并不一致，这是因为剪切变形会引起方向的改变。

类似地，另一种分解 $F = V \cdot R$ 可看成先转动后变形的合成。两种分解中的转动部分 R 相同，而纯变形张量之间则有 $U = R^T \cdot V \cdot R$ ，如图 2.1-2 所示。

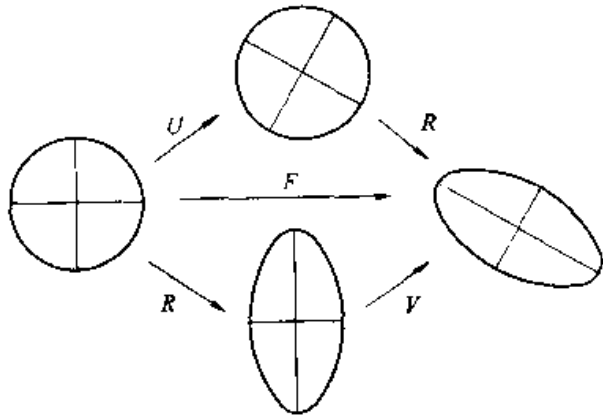


图 2.1-2 变形梯度的极分解

1.3.3 变形张量

图 2.1-3 表示三维空间笛卡儿直角坐标系中两相邻的质点 $P(X_i)$ 和 $Q(X_i + dX_i)$ 所构成的线元 $d\mathbf{X}$ 的运动与变形。在初时刻，线元长度为 dL_0

$$\begin{aligned} (dL_0)^2 &= (dX_1)^2 + (dX_2)^2 + (dX_3)^2 = dX_i dX_i \\ &= d\mathbf{X}^T \cdot d\mathbf{X} \end{aligned} \quad (2.1-10)$$

在终时刻，此两质点到达新的位置 $P'(x_i)$ 和 $Q'(x_i + dx_i)$ ，其间的距离为 dL

$$\begin{aligned} (dL)^2 &= dx_i dx_i \\ &= (F_{im} dX_m)(F_{in} dX_n) \\ &= C_{mn} dX_m dX_n \end{aligned}$$

$$= d\mathbf{X} \cdot \mathbf{C} \cdot d\mathbf{X} \quad (2.1-11)$$

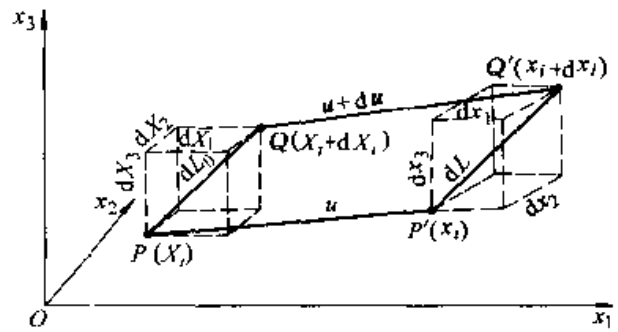


图 2.1-3 线元的运动与变形

其中

$$\mathbf{C} = [C_{mn}] = \mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F}$$

称为右柯西-格林变形张量。另外

$$\mathbf{B} = \mathbf{F} \cdot \mathbf{F}^T$$

称为左柯西-格林变形张量。

定义相对伸长为 $\lambda = \|d\mathbf{x}\| / \|d\mathbf{X}\|$ ，这里 $\|d\mathbf{x}\|$ 表示向量 $d\mathbf{x}$ 的模。则 λ 可以用 \mathbf{C} 或 \mathbf{B} 来表征。

$$\begin{aligned} \lambda^2 &= \left(\frac{dL}{dL_0} \right)^2 = \frac{d\mathbf{X} \cdot \mathbf{C} \cdot d\mathbf{X}}{\|d\mathbf{X}\|^2} \\ &= \frac{d\mathbf{X}}{\|d\mathbf{X}\|} \cdot \mathbf{C} \cdot \frac{d\mathbf{X}}{\|d\mathbf{X}\|} = \mathbf{N} \cdot \mathbf{C} \cdot \mathbf{N} \\ \lambda^2 &= \left(\frac{dL}{dL_0} \right)^2 = \frac{\|d\mathbf{x}\|^2}{d\mathbf{x} \cdot \mathbf{B}^{-1} \cdot d\mathbf{x}} \\ &= \frac{1}{\frac{d\mathbf{x}}{\|d\mathbf{x}\|} \cdot \mathbf{B}^{-1} \cdot \frac{d\mathbf{x}}{\|d\mathbf{x}\|}} = \frac{1}{\mathbf{n} \cdot \mathbf{B}^{-1} \cdot \mathbf{n}} \end{aligned}$$

其中， \mathbf{N} 和 \mathbf{n} 分别为沿线元 $d\mathbf{X}$ 和 $d\mathbf{x}$ 的单位矢量。由于 \mathbf{C} 、 \mathbf{B} 均为二阶对称张量，故均有三个两两正交的主方向，在这三个主方向上取主值。对于 \mathbf{C} ，以主方向 \mathbf{N}_1 、 \mathbf{N}_2 、 \mathbf{N}_3 为基矢量而构成的主轴坐标系中，仅 C_{ii} ($i=1, 2, 3$) 可不为零，且有

$$\lambda_i^2 = C_{ii} \quad (i=1, 2, 3) \quad (2.1-12)$$

式 (2.1-12) 中的 λ_i 也即是式 (2.1-3) 中 U 的主分量。求得了 U 以后，式中的 R 可由 $R = F \cdot U^{-1}$ 求得，这样就实现了 F 的极分解。

1.3.4 线、面、体元的变化

(1) 线元的变化

变形前的线元 $d\mathbf{X}$ 在变形后成为 $d\mathbf{x}$ 。它们变换关系见式 (2.1-9)。

如图 2.1-4 所示，可以通过线元定义面元和体元，通过矢量运算求得面元和体元的变换。

(2) 体元的变化

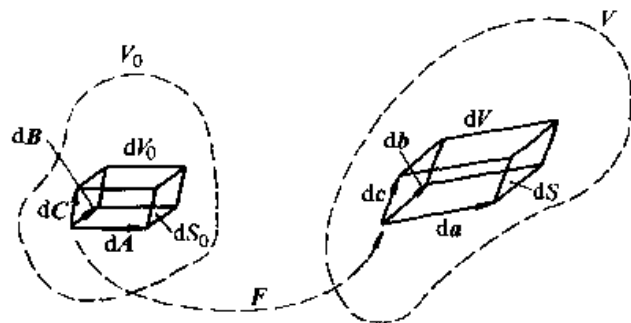


图 2.1.4 面元和体元的变化

考虑在初始构形中以任意三个线元 dA 、 dB 和 dC 为棱边所构成的体元 dV_0 ，变形后这个体元变成现时构形中以 da 、 db 和 dc 为棱边所构成的体元 dV 。由矢量的混合积可分别求得 dV_0 和 dV 如下

$$\begin{aligned} dV_0 &= (dA \times dB) \cdot dC \\ &= e_{IJK} dA_I dB_J dC_K \\ &= \begin{vmatrix} dA_1 & dA_2 & dA_3 \\ dB_1 & dB_2 & dB_3 \\ dC_1 & dC_2 & dC_3 \end{vmatrix} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} dV &= (da \times db) \cdot dc \\ &= [(F \cdot dA) \times (F \cdot dB)] \cdot (F \cdot dC) \\ &= e_{rsj} F_{rI} dA_I F_{sJ} dB_J F_{tK} dC_K \end{aligned}$$

由于 $e_{rsj} F_{rI} F_{sJ} F_{tK} = e_{IJK} \det F$ ，所以

$$\begin{aligned} dV &= e_{IJK} dA_I dB_J dC_K (\det F) \\ &= J dV_0 \end{aligned}$$

式中，为区分不同构形中的分量，对初始构形和现时构形中的分量分别用大写和小写的下标。可见， J 表示了微元体积的变化，并有

$$J = \det F = \frac{dV}{dV_0} > 0 \quad (2.1-13)$$

(3) 面元的变化

由任意两个线元所构成的面元，用这两个线元的叉积来表示。它是一个垂直于该面元的向量。考虑在初始构形中由线元 dA 和 dB 所构成的面元 dS_0 ，其单位法矢为 N ，变形后这个面元变成现时构形中由 da 和 db 所构成的面元 dS ，其单位法矢为 n ，

$$NdS_0 = dA \times dB$$

叉乘也可用行列式表示，展开后其分量为

$$N_I dS_0 = e_{IJK} dA_J dB_K$$

类似地

$$ndS = da \times db$$

$$= (F \cdot dA) \times (F \cdot dB)$$

$$n_r dS = e_{rsj} da_s db_j$$

$$= e_{rsj} F_{rI} dA_I F_{sJ} dB_J dS_K$$

上式两边同乘 F_{rI} ，得

$$\begin{aligned} F_{rI} n_r dS &= e_{rsj} F_{rI} F_{sJ} F_{tK} dA_I dB_J dS_K \\ &= e_{IJK} dA_J dB_K (\det F) \\ &= J N_I dS_0 \end{aligned}$$

最后得到

$$F^T \cdot n dS = J N dS_0 \quad (2.1-14)$$

上式称为南生 (Nanson) 公式。

1.3.5 应变张量

(1) 格林应变张量

物体变形的标志是物体中质点之间的距离发生了变化。参考式 (2.1-10) 和式 (2.1-11)，采用拉格朗日描述，线元长度平方的改变量为

$$\begin{aligned} (dL)^2 - (dL_0)^2 &= dX \cdot C \cdot dX - dX^T \cdot dX \\ &= dX \cdot (C - I) \cdot dX \end{aligned}$$

定义格林 (Green) 应变张量为

$$E = \frac{1}{2} (C - I) \quad (2.1-15)$$

考虑到坐标与位移之间的如下关系

$$x = X + u \quad (2.1-16)$$

可将格林应变的分量式写成

$$\begin{aligned} E_{ij} &= \frac{1}{2} \left(\delta_{\alpha\beta} \frac{\partial x_\alpha}{\partial X_i} \frac{\partial x_\beta}{\partial X_j} - \delta_{ij} \right) \\ &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial X_j} + \frac{\partial u_j}{\partial X_i} + \frac{\partial u_k}{\partial X_i} \frac{\partial u_k}{\partial X_j} \right) \end{aligned} \quad (2.1-17)$$

(2) 阿尔曼斯应变张量

采用欧拉描述，线元长度平方的改变量为

$$\begin{aligned} (dL)^2 - (dL_0)^2 &= dx^T \cdot dx - (F^{-1} dx)^T \cdot \\ &\quad (F^{-1} dx) \\ &= dx \cdot (I - B^{-1}) \cdot dx \end{aligned}$$

定义阿尔曼斯 (Almansi) 应变张量为

$$e = \frac{1}{2} (I - B^{-1}) \quad (2.1-18)$$

其分量式为

$$\begin{aligned} e_{ij} &= \frac{1}{2} \left(\delta_{ij} - \delta_{\alpha\beta} \frac{\partial X_\alpha}{\partial x_i} \frac{\partial X_\beta}{\partial x_j} \right) \\ &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{\partial u_k}{\partial x_i} \frac{\partial u_k}{\partial x_j} \right) \end{aligned} \quad (2.1-19)$$

由格林应变张量 E 和阿尔曼斯应变张量 e 的定义式, 可求得它们之间的关系为

$$e_{ij} = \frac{\partial X_K}{\partial x_i} \frac{\partial X_L}{\partial x_j} E_{KL}, E_{KL} = \frac{\partial x_i}{\partial X_K} \frac{\partial x_j}{\partial X_L} e_{ij} \quad (2.1-20)$$

(3) 小应变张量

当 $\left| \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right| \ll 1$ 对所有的 i, j 都成立时, 所有的 $\frac{\partial u_i}{\partial x_j}$ 都是小量, 二阶小量可以忽略。这种情况下不仅变形小, 而且刚体旋转也小。利用式 (2.1-16), 则

$$\begin{aligned} \frac{\partial u_i}{\partial X_j} &= \frac{\partial u_i}{\partial x_m} \frac{\partial x_m}{\partial X_j} = \frac{\partial u_i}{\partial x_m} \frac{\partial (X_m + u_m)}{\partial X_j} \\ &= \frac{\partial u_i}{\partial x_m} (\delta_{mj} + \frac{\partial u_m}{\partial X_j}) \approx \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \end{aligned}$$

即 $\partial u_i / \partial X_j$ 与 $\partial u_i / \partial x_j$ 的差别可以忽略。由式 (2.1-17) 和式 (2.1-19) 忽略二阶小量后, 得到

$$\begin{aligned} E_{ij} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial X_j} + \frac{\partial u_j}{\partial X_i} \right) \\ e_{ij} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \end{aligned}$$

且 $E_{ij} \approx e_{ij}$

通常将此应变张量记作 e_{ij} , 称为小应变张量。

(4) 主应变和对数应变

由式 (2.1-15) 和关于 C 的主值的讨论可知, 格林应变张量 E 的主方向与 C 的主方向一致, E 的主值为

$$\frac{1}{2}(\lambda_1^2 - 1), \frac{1}{2}(\lambda_2^2 - 1), \frac{1}{2}(\lambda_3^2 - 1)$$

其中, λ_i^2 即为式 (2.1-12) 所给出的 C 的主值。

定义对数应变张量 H 为

$$\begin{aligned} H &= \frac{1}{2} \ln C = \frac{1}{2} \ln(I + 2E) \\ &= \frac{1}{2} \left[2E - \frac{1}{2}(2E)^2 + \frac{1}{3}(2E)^3 + \dots \right] \end{aligned}$$

在 C 的主轴坐标系中可求得其主值为

$$\ln \lambda_1, \ln \lambda_2, \ln \lambda_3 \quad (2.1-21)$$

以上是针对拉格朗日描述进行的讨论, 针对欧拉描述可进行类似的讨论。

当物体无变形时 (只有刚体旋转), 所有的应变张量均为零。

1.4 运动学

运动学研究运动和变形与时间的关系。因此本节在物质坐标与空间坐标的相互关系式 (2.1-4) 和式 (2.1-6) 中, 要考虑变化着的时间。

1.4.1 物质导数和局部导数

既然对于运动与变形, 有拉格朗日描述与欧拉描述这两种不同的描述方法, 相应地就有两种不同意义的对时间的导数。

在拉格朗日描述 (物质描述) 中, 当 X 固定 (即对应于一定的质点), 任一物理量 (标量、矢量或张量) 对时间的导数, 称为该物理量的物质导数 (又称为随体微商), 这里记作 $\frac{D}{Dt}$ 。

函数 f 以 X, t 为自变量时, $f = f(X, t)$, 求 f 的物质导数很简单:

$$\frac{Df}{Dt} = \frac{\partial f}{\partial t}$$

其中一个特例是质点的速度

$$v(X, t) = \frac{\partial x}{\partial t} = \frac{\partial (x - X)}{\partial t} = \frac{\partial x}{\partial t}$$

在欧拉描述 (空间描述) 中, 当 x 固定 (即对应于一定的空间位置), 任一物理量 (标量、向量或张量) 对时间的导数, 称为该物理量的局部导数, 记作 $\left(\frac{\partial \dots}{\partial t} \right)_x$, 有时简记为 $\frac{\partial \dots}{\partial t}$ 。

应该注意, 物质导数是力学中的本质量, 而局部导数则是观测量, 即在空间位置处观测到的量。

当以欧拉变量为自变量时, $f = f(x, t)$, 这时 f 的物质导数应为

$$\frac{Df}{Dt} = \frac{\partial f}{\partial t} + \frac{\partial f}{\partial x_a} \frac{\partial x_a}{\partial t} \Big|_{x \text{ 不变}}$$

由于 $\frac{\partial x}{\partial t} \Big|_{x \text{ 不变}}$ 就是质点的速度 v , 即 $v_a = \frac{\partial x_a}{\partial t} \Big|_{x \text{ 不变}}$, 因此欧拉变量下计算物质导数的公式为

$$\frac{D}{Dt} = \frac{\partial}{\partial t} + v_a \frac{\partial}{\partial x_a} \quad (2.1-22)$$

1.4.2 速度梯度及其分解

如图 2.1-5 所示, 在某一瞬时的现时构形中, 任一质点 P 具有速度 v , 在 P 的邻域内任一点 Q 具有速度 $v + dv$ 。在同一时刻 t , 由位置坐标不同造成的速度变化就是

$$dv_i = \frac{\partial v_i}{\partial x_j} dx_j$$

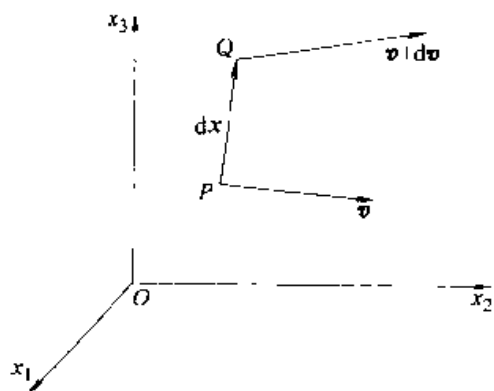


图 2.1-5 质点速度在空间中的变化

式中, $v_{i,j} = \partial v_i / \partial x_j$ 称为速度梯度, 记为 L_{ij} , 它是一个二阶张量。如果说变形梯度 F 表明一段时间中运动与变形的大小, 则速度梯度 L 表明某一时刻运动与变形的快慢。

将 L 分解为一个对称张量 d 和一个反对称张量 ω 之和,

$$d = \frac{1}{2}(L + L^T), \omega = \frac{1}{2}(L - L^T) \quad (2.1-23)$$

式中 d ——应变速率;

ω ——旋转速率, 它表征刚体旋转的速率。

1.4.3 增量分析

涉及非线性问题时, 通常是采用增量分析方法。分析中涉及到 3 个构形, 如图 2.1-6 所示。其中 $t=0$ 时的构形为初始构形, $t=t$ 时的构形为经过 n 次增量计算以后得到的现时构形, 而 $t=\tau$ 时的构形为下一增量步中待求的新构形。在此增量步的计算中, 认为 t 为定值, τ 为变量。 $t=\tau$ 时构形中质点的坐标用 ξ 表示, 可以将 ξ 表示为 X 或 x 的函数, 即以初始构形或现时构形作为参考构形, 这两种描述方法分别称为全拉格朗日法(TL法)和更新的拉格朗日法(UL法)。

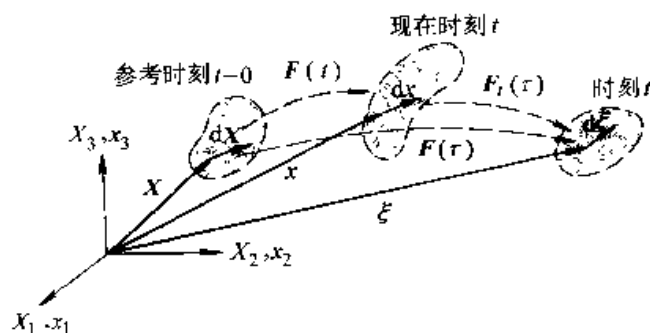


图 2.1-6 运动与变形的增量描述

若采用 UL 法

$$\xi = \chi_i(x, t)$$

于是

$$\frac{\partial \xi_i}{\partial X_j} = \frac{\partial \xi_i}{\partial x_k} \frac{\partial x_k}{\partial X_j}$$

即

$$F(\tau) = F_t(\tau) \cdot F(t)$$

因为将 t 作为定值, 则 $F(t)$ 亦为定值,

令

$$\dot{F}(t) = \left. \frac{d}{dt} F(\tau) \right|_{\tau=t} = \frac{d}{dt} F(t)$$

$$\dot{F}_t(t) = \left. \frac{d}{dt} F_t \right|_{\tau=t}$$

则有

$$\dot{F}(t) = \dot{F}_t(t) \cdot F(t)$$

由上式求得速度梯度为

$$L(t) = \dot{F}_t(t) = \dot{F}(t) \cdot F^{-1}(t) = d + \omega$$

另一方面, 对 $F_t(t)$ 进行极分解得

$$F_t(t) = R_t(t) \cdot U_t(t)$$

将上式对时间求导, 并注意到当 $\tau \rightarrow t$ 时, $R_t(t) = U_t(t) = I$, 得

$$L = \dot{F}_t(t) = \dot{R}_t(t) \cdot U_t(t) + R_t(t) \cdot \dot{U}_t(t) = \dot{R}_t(t) + \dot{U}(t)$$

由于 $R_t \cdot R_t^T = I$, $\dot{R}_t + \dot{R}_t^T = 0$, 可知 \dot{R}_t 为反对称张量。比较以上 L 的两种分解方式知

$$d = \dot{U}_t(t), \omega = \dot{R}_t(t)$$

1.4.4 面元和体元的变化率

体积变化率为

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{V}{V_0} \right) = \frac{dJ}{dt} = J \text{tr} L$$

其中, $\text{tr} L = L_{ii} = v_{i,i}$, 称为 L 的迹。

而元的变化率为

$$\frac{d}{dt} (n_i dS) = (-v_{j,j} + v_{k,k} \delta_{ij}) n_j dS$$

单位法矢的变化率为

$$\dot{n} = [n \cdot (L \cdot n)] n - L^T \cdot n$$

2 应力

2.1 体力和面力

作用在连续介质全部质点上的有距离力(即不需要和物体接触, 隔一段距离仍能起作用的力), 称为体力。其大小正比于物体的质量, 故

又称质量力，如重力、惯性力等。将单位质量所受的体力记为 b 。

作用于面（表面或内部面）上的质点，只当物体直接接触才起作用的力，称为面力。面力的大小和方向都和作用面的方向有关。方向一定的面元上面力的大小又和面元的面积成正比。如压力、摩擦力等。单位面积的面力称为应力矢量，其定义为

$$p = \lim_{\Delta S \rightarrow 0} \frac{\Delta f}{\Delta S} = \frac{df}{dS}$$

其中 Δf 是作用于面元 ΔS 的面力，如图 2.1-7 所示。应力矢量 p 可进一步分解为沿面元 ΔS 的法矢 n 方向的正应力 σ 和位于切平面内的剪切应力 τ 。

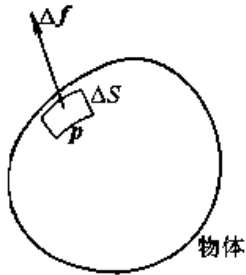


图 2.1-7 应力矢量的定义

2.2 柯西应力张量

物体受外力作用产生变形，其内部各部分之间将产生内力。用假想的截面将连续体截开来分析，则内力也是一种面力。考虑图 2.1-8 中四面体微元的平衡，其中 dS 为一面元，其单位外法线矢量为 n ，面元 dS 上所受面力为 df ，其分量为 df_i ，四面体其它各面均平行于笛卡儿坐标系的各坐标平面。面元 dS 上的应力矢量 p 的各分量为

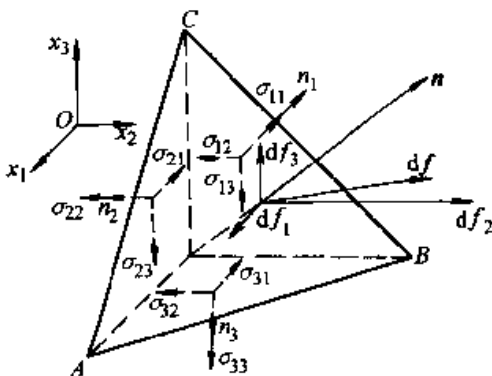


图 2.1-8 四面体微元的平衡

$$p_i = \lim_{\Delta S \rightarrow 0} \frac{\Delta f_i}{\Delta S} = \frac{df_i}{dS}$$

由四面体的静力平衡和力矩平衡条件可得

$$df_i = \sigma_{ij} n_j dS, \sigma_{ij} = \sigma_{ji}$$

或写为 $df = n \cdot \sigma dS, \sigma = \sigma^T$

于是得

$$p_i = \sigma_{ij} n_j, \text{或 } p = n \cdot \sigma \quad (2.1-24)$$

σ 为二阶对称张量，称为柯西应力张量。在笛卡儿坐标系中，柯西应力张量的分量就是物理应力分量。当 ΔS 为外表面上的面元时，式 (2.1-24) 即为该面元的应力边界条件。

2.3 其他应力张量

在有限变形情况下，要考虑参考构形和现时构形这两个构形，建立这两个构形上应力张量的表征和对应关系。因此，引入了如下两种“虚拟的”应力张量。

2.3.1 拉格朗日应力张量

图 2.1-7 中， dS 为现时构形中的一个面元，其单位法向量为 n ， df 为作用于 dS 上的面力。如果设作用于参考构形中与 dS 对应的面元 dS_0 上的面力仍为 df ，则 dS_0 上的应力矢量为

$$p^{(T)} = \frac{df}{dS_0}$$

仿照定义柯西应力张量的方法，定义拉格朗日应力张量 T ，使之满足

$$df = N \cdot T dS_0$$

其中， N 为 dS_0 的单位法向量，将上式代入前式得

$$p^{(T)} = N \cdot T$$

拉格朗日应力张量又称为第一类 Piola-Kirchhoff 应力张量。

2.3.2 克希荷夫应力张量

在变形过程中，任一线元的长度和方向发生如下变化

$$dx = F dX, dX = F^{-1} dx$$

如果将 df 先进行与线元 dx 同样的变换

$$d\tilde{f} = F^{-1} df$$

然后再作用于 dS_0 上，则在参考构形中定义出克希荷夫应力张量，又称为第二类 Piola-Kirchhoff 应力张量 S 。

$$p^{(S)} = \frac{d\tilde{f}}{dS_0} = F^{-1} \cdot \frac{df}{dS_0} = N \cdot S$$

考虑到面元变换的南生公式，即式 (2.1-14)，可得出柯西应力 σ 、拉格朗日应力 T 和克希荷夫应力 S 之间的关系

$$T = JF^{-1} \cdot \sigma \quad (2.1-25)$$

$$S = T \cdot F^{-T} = JF^{-1} \cdot \sigma \cdot F^{-T} \quad (2.1-26)$$

σ 是对称的。因此，由式 (2.1-25) 知 T 是不对称的，而由式 (2.1-26) 知 S 是对称的。在有限变形分析的本构方程中，多采用克希荷夫应力张量 S ，因为其对称性会带来许多方便。

2.4' 应力速率

2.4.1 张量的客观性

连续介质的物理性质是独立于观察者的，即与观察者的静止或运动无关。物理规律也应是如此。如果一种性质独立于观察者的运动，就说它具有客观性，或坐标系无关性。

考虑图 2.1-9 所示的两个作相对运动的时空系。设在 $t=0$ 时，它们是重合的，在 $t=t$ 时，这两个时空系之间的欧氏变换为

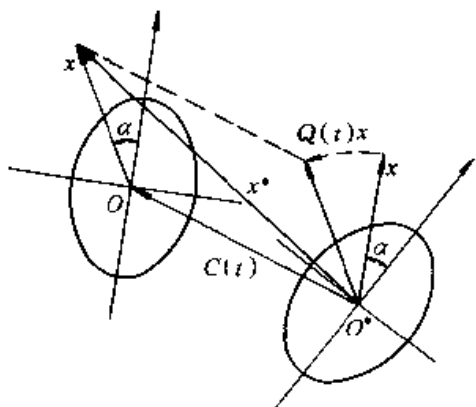


图 2.1-9 两个时空系之间的变换

$$x^* = c(t) + Q(t) \cdot x$$

$$t^* = t - a$$

其中， Q 是这两个时空系之间的相对转动，为正交张量； $c(t)$ 是两时空系原点的相对平动。

如果标量 f ，矢量 v 或二阶张量 S 在上述欧氏变换下保持不变，则称它们是客观的。这时，它们应满足下列关系式

$$\left. \begin{aligned} f^* &= f \\ v^* &\doteq Q \cdot v \\ S^* &= Q \cdot S \cdot Q^T \end{aligned} \right\}$$

下面讨论几个常用的二阶张量的客观性。先看变形梯度 F 。在 $t=0$ 时，两时空系重合，因

此 $dX^* = dX$ 。

$$dx = F \cdot dX, dx^* = F^* \cdot dX$$

另一方面

$$dx^* = Q \cdot dx = Q \cdot F \cdot dX = F^* \cdot dX$$

于是 $(F^* - Q \cdot F) \cdot dX = 0$

由于 dX 是任意的，所以有

$$F^* = Q \cdot F$$

可见 F 不是具有客观性的二阶张量。

对速度梯度 L 、应变速度 d 和旋转速率 ω 的分析表明

$$\left. \begin{aligned} L^* &= Q \cdot L \cdot Q^T + \dot{Q} \cdot Q^T \\ d^* &= Q \cdot d \cdot Q^T \\ \omega^* &= Q \cdot \omega \cdot Q^T + \dot{Q} \cdot Q^T \end{aligned} \right\} \quad (2.1-27)$$

可见， d 具有客观性，而 L 和 ω 不具有客观性。

2.4.2 柯西应力的久曼速率

当本构关系中包含与材料的应变历史有关的塑性响应时，需要进行增量计算，因此要求应力的物质导数。

由不同坐标系中张量各分量的变换公式 (2.1-1) 知，柯西应力的变换式为

$$\sigma^* = Q \cdot \sigma \cdot Q^T$$

即柯西应力张量本身具有客观性。但是柯西应力张量的物质导数没有客观性，因为

$$\dot{\sigma}^* = Q \cdot \dot{\sigma} \cdot Q^T + \dot{Q} \cdot \sigma \cdot Q^T + Q \cdot \sigma \cdot \dot{Q}^T$$

将式 (2.1-27) 中第 3 式代入上式消去 \dot{Q} 得

$$\dot{\sigma}^* + \sigma^* \cdot \omega^* - \omega^* \cdot \sigma^* = Q \cdot (\dot{\sigma} + \sigma \cdot \omega - \omega \cdot \sigma) \cdot Q^T$$

可见

$$\hat{\sigma} = \dot{\sigma} + \sigma \cdot \omega - \omega \cdot \sigma \quad (2.1-28)$$

是具有客观性的二阶张量，这种应力速率称为柯西应力的久曼速率。

这里，我们证明了应变速率 d 和柯西应力的久慢速率 $\hat{\sigma}$ 具有客观性，所以它们适用于有限变形问题的速率（或增量）型本构方程。

2.4.3 其他应力速率

将式 (2.1-26) 对时间微分，得到克希荷夫应力张量的时间变化率

$$\begin{aligned} \dot{S} &= \frac{\partial S}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial t} (JF^{-1} \sigma F^{-T}) \\ &= JF^{-1} (\dot{\sigma} - L \cdot \sigma - \sigma \cdot L^T + \alpha L \sigma) F^{-T} \end{aligned} \quad (2.1-29)$$

上式中括号中的部分

$$\dot{\sigma} = \dot{\sigma} - L \cdot \sigma - \sigma \cdot L^T + \sigma \text{tr} L$$

称为屈斯笛尔 (Truesdell) 应力速率。由于在式 (2.1-28) 中加上具有客观性的 $\pm d \cdot \sigma$, $\sigma \cdot d$ 等, 仍然具有客观性, 所以 $\dot{\sigma}$ 也具有客观性。

类似地可求得拉格朗日应力张量的时间变化率

$$\dot{T} = JF^{-1}(\dot{\sigma} - L \cdot \sigma + \sigma \text{tr} L) \quad (2.1-30)$$

3 基本方程和原理

本篇中要用到的连续介质力学的基本方程和原理包括连续性方程、运动方程、能量方程和虚功原理等。

3.1 基本方程

3.1.1 质量守恒定律和连续性方程

物体在运动和变形过程中, 其质量保持不变, 这就是质量守恒定律。表达质量守恒定律的数学方程都可称为连续性方程。令 M 为物体的质量, 则质量守恒定律可用物质导数表示为

$$\frac{DM}{Dt} = 0$$

用 V 和 V_0 分别表示连续体在时刻 t 和 t_0 所占有的体积, ρ 和 ρ_0 分别表示对应的质量密度, 则有

$$M = \int_V \rho dV = \int_{V_0} \rho_0 dV_0$$

将 $dV = J dV_0$ 代入上式可得

$$\int_{V_0} (\rho J - \rho_0) dV_0 = 0$$

假定被积函数连续, 由于 V_0 的任意性得拉格朗日形式的连续性方程

$$\rho_0 = \rho J \quad \text{或} \quad \rho dV = \rho_0 dV_0 \quad (2.1-31)$$

体积元 dV 的质量为 $dM = \rho dV$, 考虑如下物质导数

$$\frac{D}{Dt} \int_V \rho A dV$$

其中 ρ 为质量密度, A 可为任何一种物理量, 把对体积 V 的积分换成对质量 M 的积分有

$$\frac{D}{Dt} \int_V \rho A dV = \frac{D}{Dt} \int_M A dM$$

由质量守恒定律, M 和 dM 都不随时间 t 改变, 于是

$$\frac{D}{Dt} \int_M A dM = \int_M \frac{DA}{Dt} dM = \int_V \rho \frac{DA}{Dt} dV$$

即

$$\frac{D}{Dt} \int_V \rho A dV = \int_V \rho \frac{DA}{Dt} dV \quad (a)$$

由质量守恒定律得

$$\int_V \left[\frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho \mathbf{v}) \right] dV = 0$$

由于 V 的任意性, 可得欧拉变量的连续性方程

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho \mathbf{v}) = 0$$

3.1.2 运动方程

牛顿第二定律表明: 在惯性参考系内, 物体系总的动量随时间的变化率, 等于作用在物体系的外力的总和。将其推广应用于连续体内部任意区域就得到运动方程。

从物体的现时构形中任取一面积为 V 的部分, 其表面为 S , 表面上一点的外法线为 \mathbf{n} , 该点的应力矢量为 \mathbf{p} 。设单位质量的体积力为 \mathbf{b} 。将牛顿第二定律用于该区域得

$$\int_V \rho \ddot{u}_i dV = \int_S p_i dS + \int_V \rho b_i dV \quad (b)$$

其中 \ddot{u}_i 为加速度分量, 考虑到式 (2.1-24) 及奥高公式 (2.1-2), 右边第一项可变换为

$$\int_S p_i dS = \int_S \sigma_{ij} n_j dS = \int_V \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} dV$$

将上式代入式 (b) 得

$$\int_V \left[\rho \ddot{u}_i - \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} - \rho b_i \right] dV = 0$$

假定被积函数连续, 由 V 的任意性得到欧拉描述法中的运动方程

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + \rho b_i = \rho \ddot{u}_i \quad (2.1-32)$$

当 $\ddot{u} = 0$ 时, 得到平衡方程

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + \rho b_i = 0 \quad (2.1-33)$$

设在初始构形中与 dS 对应的面元为 dS_0 , 其法线为 \mathbf{N} , dS_0 上作用的应力矢量为 \mathbf{p}^0 。由拉格朗日应力的定义, 有 $\mathbf{p} dS = \mathbf{p}^0 dS_0$, 于是

$$\begin{aligned} \int_S p_i dS &= \int_{S_0} p_i^0 dS_0 = \int_{S_0} T_{ji} N_j dS_0 \\ &= \int_{V_0} \frac{\partial T_{ji}}{\partial X_j} dV_0 \end{aligned}$$

其中 T_{ji} 为拉格朗日应力。将上式代入式 (b),

并考虑到连续性方程式 (2.1-31) 得

$$\int_V \left[\frac{\partial T_{ij}}{\partial X_j} + \rho_0 b_i - \rho_0 \ddot{u}_i \right] dV_0 = 0$$

由 V_0 的任意性, 得到拉格朗日形式的运动方程

$$\frac{\partial T_{ij}}{\partial X_j} + \rho_0 b_i = \rho_0 \ddot{u}_i \quad (2.1-34)$$

以 \mathbf{v} 与运动方程两边作点积, 可得动能变化的方程

$$\rho \frac{D}{Dt} \left(\frac{v^2}{2} \right) = \rho \mathbf{b} \cdot \mathbf{v} + \text{div}(\mathbf{v} \cdot \boldsymbol{\sigma}) - \boldsymbol{\sigma} : \mathbf{d} \quad (c)$$

3.1.3 能量守恒定律和能量方程

能量守恒定律是最基本的物理定律。在材料成形中发生机械能和热能间的转换, 这种情况下的能量守恒定律也就是热力学第一定律。它可以表述为

$$U = W + Q \quad (d)$$

式中 U —单位时间内物体系增加的能量;

W ——单位时间内外力做功的总和;

Q ——单位时间内物体系增加的热量。

下面对连续体 V 应用能量守恒定律。令 e 为单位质量物体所具有的内能, 物体 V 的总内能为 $\int_V \rho e dV$, 总动能为 $\int_V \frac{1}{2} \rho v^2 dV$, 总能量为 $\int_V \rho \left(\frac{v^2}{2} + e \right) dV$ 。于是

$$U = \frac{D}{Dt} \int_V \rho \left(\frac{v^2}{2} + e \right) dV \quad (e)$$

单位时间内外力做功的总和为

$$W = \int_V \rho \mathbf{b} \cdot \mathbf{v} dV + \int_S \mathbf{p} \cdot \mathbf{v} dS \quad (f)$$

上式右边第一、二项分别是单位时间内体积力和表面力所作的功。

当有热辐射、相变等情况时, 物体会放出或吸收热量。令 h 为单位质量的物体在单位时间内放出的热量, 则物体 V 在单位时间内由于热源放出的热量为 $\int_V \rho h dV$ 。

令 \mathbf{q} 为热流密度矢量, \mathbf{n} 为面元的单位法矢量, 则 $q_n = \mathbf{q} \cdot \mathbf{n}$ 为单位时间内从面元负 \mathbf{n} 方向向正 \mathbf{n} 方的热流密度 (即单位面积上流过的热量)。于是, 单位时间内由表面 S 流入物体 V 的热量为 $-\int_S \mathbf{q} \cdot \mathbf{n} dS$ 。

单位时间内物体 V 增加的热量为

$$Q = \int_V \rho h dV - \int_S \mathbf{q} \cdot \mathbf{n} dS \quad (g)$$

将式 (e) ~ 式 (g) 代入式 (d), 得出如下能量方程

$$\frac{D}{Dt} \int_V \rho \left(\frac{v^2}{2} + e \right) dV = \int_V (\rho \mathbf{b} \cdot \mathbf{v} + \rho h) dV + \int_S (\mathbf{p} \cdot \mathbf{v} - \mathbf{q} \cdot \mathbf{n}) dS$$

利用式 (2.1-24)、式 (a) 和奥高公式将上式中的面积分转换成体积分得

$$\int_V \left[\rho \frac{D}{Dt} \left(\frac{v^2}{2} + e \right) - \rho \mathbf{b} \cdot \mathbf{v} - \rho h - \text{div}(\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{v}) + \text{div} \mathbf{q} \right] dV = 0$$

假定被积函数连续, 由于 V 的任意性, 可得微分形式的能量方程

$$\rho \frac{D}{Dt} \left(\frac{v^2}{2} + e \right) = \rho \mathbf{b} \cdot \mathbf{v} + \rho h + \text{div}(\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{v}) - \text{div} \mathbf{q} \quad (2.1-35)$$

上式与动能变化方程式 (c) 相减, 得到内能变化的微分方程

$$\rho \frac{De}{Dt} = \rho h - \text{div} \mathbf{q} + \boldsymbol{\sigma} : \mathbf{d} \quad (2.1-36)$$

3.2 边值问题与初值问题

金属塑性成形问题可以归结为连续介质力学的边值问题和初值问题, 可以用场方程、边值条件和初值条件建立其力学模型。根据具体问题的特点或求解方便, 可以将其作为静力问题或动力问题来分析。

静力边值问题不考虑加速度的影响, 运动方程成为平衡方程。为了叙述的简洁, 我们只列出较为常用的欧拉描述的基本方程和边值条件。这些方程是

$$\text{连续性方程} \quad \frac{D\rho}{Dt} + \rho \frac{\partial v_i}{\partial x_i} = 0 \quad (a)$$

$$\text{平衡方程} \quad \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + \rho b_i = 0 \quad (b)$$

$$\text{几何方程} \quad d_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (c)$$

$$\text{本构方程} \quad \hat{\sigma}_{ij} = C_{ijkl} d_{kl} \quad (d)$$

其中, b_i 为单位质量所受的体力。以上共有 16 个方程; 16 个未知数, 可以求解。求解所需的定解条件由边界条件给出。

将物体的边界分为 S_u 和 S_p 两部分。在 S_u 上给定了位移 $\bar{\mathbf{u}}$ 或速度 $\bar{\mathbf{v}}$, 而在 S_p 上给定了面力 $\bar{\mathbf{p}}$ 。我们在变量上加上“—”表示给定值, 则边

界条件可写为

$$\begin{aligned} \sigma_{ij}n_j &= \bar{p}_i \quad (\text{在 } S_p \text{ 上}) \quad (2.1-37) \\ u_i &= \bar{u}_i \quad \text{或} \quad \dot{u}_i = \bar{\dot{u}}_i \quad (\text{在 } S_u \text{ 上}) \quad (2.1-38) \end{aligned}$$

其中式 (2.1-37) 称为应力边界条件, 式 (2.1-38) 称为运动学边界条件。在金属成形问题分析中, 制件与工具之间的接触表面上的接触边界条件是一种混合边界条件, 其中有一些分量是给定的或已知的, 另一些是未知的, 同时还给定了这些变量应满足的约束条件。这个问题将在第 6 章详细讨论。

动力边值-初值问题与静力边值问题的区别在于运动方程和初值条件。动力问题中加速度的影响不能忽略, 同时动力系统存在阻尼力, 它引起了能量耗散。动力问题的运动方程为

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + \rho b_i - \rho \ddot{u}_i - \nu \dot{u}_i = 0 \quad (2.1-39)$$

其中 $-\nu \dot{u}_i$ 为单位体积的阻尼力。动力问题中, 位移和速度是时间的函数, 需要初值条件作为定解条件。在 $t=0$ 时, 位移和速度初值条件为

$$u_i |_{t=0} = \bar{u}_{i0} \quad (2.1-40)$$

$$\dot{u}_i |_{t=0} = \bar{\dot{u}}_{i0} \quad (2.1-41)$$

初值条件是对整个物体给出的。

3.3 虚功原理与虚功率原理

设一物体在变形后的当前构形中, 体积为 V , 表面积为 S , $S = S_p + S_u$, 在 S_p 上给定表面力 \bar{p} , 在 S_u 上给定表面位移 \bar{u} 或速度 $\bar{\dot{u}}$, 单位质量上作用的体积力为 b 。我们首先考虑静力边值问题。问题的基本方程为 3.2 节中的式 (a) ~ (d), 其中式 (d) 在如下讨论中并不涉及, 即虚功原理对于任何本构方程都是成立的。问题的边值条件为式 (2.1-37) 和式 (2.1-38)。

3.3.1 虚功原理

在现时构形中, 设想给物体各点以任意的虚位移 δu , 它仅是坐标 x 的函数, 同时在 S_u 上满足 $\delta u = 0$ 。外力在虚位移上所作的虚功为

$$\delta W^* = \int_V \rho b_i \delta u_i dV + \int_{S_p} \bar{p}_i \delta u_i dS \quad (a)$$

应用边界条件式 (2.1-37) 和奥高公式, 并考虑到在 S_u 上 $\delta u = 0$, 则有

$$\int_{S_p} \bar{p}_i \delta u_i dS = \int_S \sigma_{ij} n_j \delta u_i dS = \int_V \frac{\partial (\sigma_{ij} \delta u_i)}{\partial x_j} dV$$

$$= \int_V \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \delta u_i dV + \int_V \sigma_{ij} \frac{\partial \delta u_i}{\partial x_j} dV \quad (b)$$

定义虚应变速率为 $\delta \epsilon_{ij} = [\partial (\delta u_i) / \partial x_j + \partial (\delta u_j) / \partial x_i] / 2$, 将此式及式 (b) 代入式 (a), 并考虑到 δd_{ij} 的对称性及平衡方程得

$$\begin{aligned} \delta W^* &= \int_V (\rho b_i + \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j}) \delta u_i dV + \int_V \sigma_{ij} \delta \epsilon_{ij} dV \\ &= \int_V \sigma_{ij} \delta \epsilon_{ij} dV \quad (c) \end{aligned}$$

综合 (a)、(c) 二式有

$$\int_V \rho b_i \delta u_i dV + \int_{S_p} \bar{p}_i \delta u_i dS = \int_V \sigma_{ij} \delta \epsilon_{ij} dV \quad (2.1-42)$$

上式表明外力的虚功等于因虚位移引起的虚应变能。这就是现时构形中的虚功原理。它是力学中的一个普遍原理。反过来, 如果设虚功原理成立, 则因为

$$\begin{aligned} \delta W^* &= \int_V \sigma_{ij} \delta \epsilon_{ij} dV = \int_V \frac{\partial (\sigma_{ij} \delta u_i)}{\partial x_j} dV - \int_V \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \delta u_i dV \\ &= \int_S \sigma_{ij} n_j \delta u_i dS - \int_V \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \delta u_i dV \end{aligned}$$

将上式代入 (2.1-42) 有

$$\begin{aligned} \int_S \sigma_{ij} n_j \delta u_i dS - \int_V \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \delta u_i dV &= \\ \int_V \rho b_i \delta u_i dV + \int_{S_p} \bar{p}_i \delta u_i dS & \end{aligned}$$

即

$$\int_V \left(\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + \rho b_i \right) \delta u_i dV + \int_{S_p} (\bar{p}_i - \sigma_{ij} n_j) \delta u_i dS = 0$$

由于 δu 、体积 V 和相应的 S_p 的任意性, 得

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + \rho b_i = 0, \sigma_{ij} n_j = \bar{p}_i$$

这就是静力平衡方程和应力边界条件。另外, 在 S_u 上 $\delta u = 0$ 的前提是 $u = \bar{u}$ 。这说明虚功原理与静力平衡方程和边界条件是等价的。

设载荷的大小和方向都不变, 根据连续性方程和拉格朗日应力张量的定义, 有

$$\begin{aligned} \int_V \rho b \cdot \delta u dV &= \int_{V_0} \rho_0 b \cdot \delta u dV_0 \\ \int_S \bar{p} \cdot \delta u dS &= \int_{S_0} \bar{p}^{(T)} \cdot \delta u dS_0 \\ &= \int_{S_0} N \cdot T \cdot \delta u dS_0 \\ &= \int_{V_0} \text{Div} T \cdot \delta u dV_0 + \int_{V_0} T : \delta F^T dV_0 \end{aligned}$$

上式中, Div 表示初始构形中的散度算子。将以上二式代入式 (a), 并运用拉格朗日形式的运动方程 (令 $\dot{\mathbf{u}} = \mathbf{0}$) 可得拉格朗日形式的虚功原理

$$\int_{V_0} \rho_0 \mathbf{b} \cdot \delta \mathbf{u} dV_0 + \int_{S_0} \bar{\mathbf{p}}^{(T)} \cdot \delta \mathbf{u} dS_0 = \int_{V_0} \mathbf{T} : \delta \mathbf{F}^T dV_0 \quad (2.1-43)$$

采用克希荷夫应力张量时, 虚功原理可表述成

$$dW^* = \int_{V_0} \mathbf{S} : \delta \mathbf{E} dV_0$$

3.3.2 虚功率原理

把虚功原理中的虚位移 $\delta \mathbf{u}$ 换为虚速度 $\delta \dot{\mathbf{a}}$, $\delta \dot{\mathbf{a}}$ 可任意选取, 但在 S_0 上必须满足 $\delta \dot{\mathbf{a}} = \mathbf{0}$ 。重复上述讨论, 可得到如下虚功率原理

$$\begin{aligned} \delta \dot{W}^* &= \int_V \rho b_i \delta \dot{u}_i dV + \int_{S_p} \bar{p}_i \delta \dot{u}_i dS \\ &= \int_V \sigma_{ij} \frac{\partial(\delta \dot{u}_i)}{\partial x_j} dV = \int_V \sigma_{ij} \delta L_{ij} dV \\ &= \int_V \sigma_{ij} \delta d_{ij} dV \end{aligned} \quad (2.1-44)$$

其中 $\delta L_{ij} = \partial(\delta \dot{u}_i) / \partial x_j$, $\delta d_{ij} = (\partial(\delta \dot{u}_i) / \partial x_j + \partial(\delta \dot{u}_j) / \partial x_i) / 2$ 。

由 $x_i = X_i + u_i$ 可求得格林应变张量的物质导数为

$$\dot{E}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \dot{u}_k}{\partial X_i} \frac{\partial x_k}{\partial X_j} + \frac{\partial x_k}{\partial X_i} \frac{\partial \dot{u}_k}{\partial X_j} \right) = \frac{\partial x_k}{\partial X_i} \frac{\partial \dot{u}_k}{\partial X_j}$$

克希荷夫应力张量和柯西应力张量的关系为

$$S_{ij} = J \frac{\partial X_j}{\partial x_k} \frac{\partial X_k}{\partial x_l} \sigma_{kl}$$

对于保守载荷的情况

$$\rho^0 dV_0 = \rho dV, \quad p_i^0 dS_0 = p_i dS$$

将以上各式代入式 (2.1-44) 得到初始构形中的虚功率原理

$$\begin{aligned} \delta \dot{W}^* &= \int_{V_0} \rho_0 b_i \delta \dot{u}_i dV_0 + \int_{S_{0p}} \bar{p}_i^0 \delta \dot{u}_i dS_0 \\ &= \int_{V_0} \mathbf{S} : \delta \dot{\mathbf{E}} dV_0 \end{aligned} \quad (2.1-45)$$

其中 $\delta \dot{\mathbf{E}}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial(\delta \dot{u}_i)}{\partial X_j} + \frac{\partial(\delta \dot{u}_j)}{\partial X_i} + \frac{\partial(\delta \dot{u}_k)}{\partial X_i} \frac{\partial(\delta \dot{u}_k)}{\partial X_j} \right)$ 。

3.3.3 动力问题的虚功率原理

在动力问题中, 可利用达朗伯原理, 将惯性力 $-\rho \ddot{\mathbf{u}}$ 作为外力, 阻尼力也是外力。在现时构形中外力的虚功率为

$$\delta \dot{W}^* = \int_V (\rho b_i - \rho \ddot{u}_i - w_i) \delta \dot{u}_i dV + \int_{S_p} p_i \delta \dot{u}_i dS$$

(d)

重复 3.3.2 节的推导, 应用奥高公式, 可将上式中最后一项写为

$$\int_{S_p} \bar{p}_i \delta \dot{u}_i dS = \int_V \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \delta \dot{u}_i dV + \int_V \sigma_{ij} \delta d_{ij} dV \quad (e)$$

将式 (e) 代入式 (d), 并应用运动方程式 (2.1-32), 得

$$\delta \dot{W}^* = \int_V \sigma_{ij} \delta d_{ij} dV \quad (f)$$

由式 (d) 和式 (f) 得

$$\begin{aligned} &\int_V \rho \ddot{u}_i \delta \dot{u}_i dV + \int_V w_i \delta \dot{u}_i dV \\ &= \int_V \rho b_i \delta \dot{u}_i dV + \int_{S_p} \bar{p}_i \delta \dot{u}_i dS - \int_V \sigma_{ij} \delta d_{ij} dV \end{aligned} \quad (2.1-46)$$

这就是动力问题的虚功率原理。

4 本构方程

4.1 本构关系的一般原理

材料加工中所涉及的固体和流体都可以作为连续介质看待, 它们遵从连续介质力学的普遍规律, 其中包括连续性方程、运动方程、能量方程等。由这些方程及相应的边界条件就构成了描述材料加工过程的偏微分方程的边值问题或边值-初值问题。但是, 这些方程的数目少于未知物理量的数目。因此, 为了能求得材料成形过程中涉及到的连续介质运动问题的解, 还必须在各物理量之间建立一些描述材料本身所固有的物理特性的补充方程, 以便得到封闭的方程组。这些补充方程可以统称为本构方程。其中, 确定应力 σ 的方程称为应力应变关系; 确定热流密度矢量 \mathbf{q} 的方程称为热传导规律; 而热力学函数 (密度 ρ 、压力 p 、绝对温度 T 、内能 e 、熵 s) 之间满足的方程则称为状态方程。

通常所说的本构方程是指狭义的本构方程, 即应力应变关系。它是表达连续介质的应力或应力变化率与应变或应变速率之间关系的物理方程。它与材料性质、结构和变形条件有关。

不同的连续介质, 或同一介质在不同的运动条件下将有不同的本构方程。每种介质在特定条件下的本构方程应由理论和实验共同建立。建立

本构方程时应遵从如下的一般原理。

1) 决定性原理 物体中某点的应力恒可由物体中各点的以往运动史唯一地确定。

2) 局部作用原理 物体中某点处的应力完全由该质点附近任意小邻域的变形历史和状态所决定。

3) 坐标系无关性 本构方程应该用张量方程表述。

4) 客观性原理 本构方程是由物质的性质决定的, 它不应随观察者的不同而改变。因此在作相对运动的时空参考系中, 本构方程具有相同的函数形式。

4.2 弹性本构方程

固体材料发生弹性变形时, 其应力仅取决于当前的应变状态, 是应变的单值函数。当载荷卸除后, 弹性变形可以恢复, 即弹性变形是可逆的。当应变很小时, 一般材料仅发生弹性变形。弹性应力应变关系一般可视为线性的。

4.2.1 各向同性弹性

在温度不变的条件下固体材料发生小变形时, 应力分量是小变形张量分量的线性函数, 即有

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \epsilon_{kl}^e$$

式中, C_{ijkl} 称为弹性张量, 上标“e”表示弹性。这种材料模型称为线性弹性体。上式的增量形式为

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} d\epsilon_{kl}^e \quad (2.1-47)$$

工程中所采用的金属材料一般可当作各向同性的线性弹性体, 这种材料模型称为理想弹性体。这时弹性张量为四阶各向同性张量, 其中仅包含两个独立参数, 并可表示为

$$C_{ijkl} = 2G \left(\delta_{ik} \delta_{jl} + \frac{\nu}{1-2\nu} \delta_{ij} \delta_{kl} \right) \quad (2.1-48)$$

其中 G 为剪切弹性模量, ν 为泊松比。 G 与弹性模量 E 的关系为

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

在有限变形情况下, 为了满足客观性要求, 采用具有客观性的柯西应力的久曼速率张量和应变速率张量, 将弹性本构方程写为

$$\dot{\sigma}_{ij} = C_{ijkl} \dot{\epsilon}_{kl}^e \quad (2.1-49)$$

为了便于有限元列式, 通常把应力和应变由二阶张量改写成矢量, 例如

$$\sigma = [\sigma_{11} \ \sigma_{22} \ \sigma_{33} \ \sigma_{12} \ \sigma_{23} \ \sigma_{31}]^T,$$

$$\epsilon = [\epsilon_{11} \ \epsilon_{22} \ \epsilon_{33} \ 2\epsilon_{12} \ 2\epsilon_{23} \ 2\epsilon_{31}]^T$$

而把四阶张量 C^e 改写成矩阵

$$C^e = \frac{2G}{1-2\nu} \times \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & (1-2\nu)/2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & (1-2\nu)/2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & (1-2\nu)/2 \end{bmatrix}$$

于是, 弹性应力应变关系(即广义虎克定律)可以写成矩阵形式

$$\sigma = C^e \epsilon$$

对于矩阵运算, 我们不写点积符号。在本篇中, σ 既用于表示应力张量, 也用于表示其向量写法。对于 ϵ 和 C^e 也有类似的约定。我们将在上下文中具体指明其含义。

弹性变形可分解为体积变化 $\epsilon_m^e = (\epsilon_{11}^e + \epsilon_{22}^e + \epsilon_{33}^e) / 3$ 和形状变化 $\epsilon_{ij}^e = \epsilon_{ij}^e - \epsilon_m^e \delta_{ij}$, 其中

$$\epsilon_{ij}^e = \frac{1}{2G} \sigma'_{ij}, \quad \epsilon_m^e = \frac{1-2\nu}{E} \sigma_m$$

4.2.2 正交各向异性弹性

某些材料, 例如单晶体, 沿不同方向具有不同的弹性性能。其中较常见且简单的情况是正交各向异性, 即它具有相互正交的主轴。考虑其中沿各主轴弹性性能相同的情况, 如立方晶系的单晶体, 弹性矩阵为

$$C^e = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{12} & C_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} \end{bmatrix}$$

4.3 弹塑性本构方程

4.3.1 概述

在一些场合下, 弹性变形对于材料加工过程的作用是不能忽略的, 例如材料成形过程中的回弹及热处理残余应力分析等等。这时必须采用弹塑性本构方程。为了反映常温下金属的塑性变形

的应变路径相关性，一般要采用塑性流动理论，在弹塑性本构方程中建立应力速率（或增量）与应变速率（或增量）的关系。在小变形问题中，物体构形的变化很小，欧拉描述和拉格朗日描述是一致的。在这种条件下建立的是小变形弹塑性本构方程。在有限变形问题中，变形前后物体的构形发生了明显的变化，物质坐标与空间坐标之间发生了有限改变。于是，在建立有限变形条件下的弹塑性本构方程时要求它满足客观性，即对于坐标系刚性转动的不变性。有限变形条件下的弹塑性本构方程与小变形弹塑性本构方程在形式上是相同的，只是其中的应力速率和应变速率要有客观性。

在建立本构方程时，我们先考虑小变形问题，在本构方程中建立柯西应力和小应变之间的增量关系。然后将本构方程推广到有限变形的情况，这时本构方程中要采用具有客观性的应力和应变速率。客观性应力速率可以采用柯西应力的久曼导数 $\dot{\sigma}$ ，客观性应变速率可采用应变速率张量 d 。

将物体的弹塑性变形分解为可恢复的弹性变形和不可恢复的塑性变形两部分。在小变形时，将应变增量 $d\epsilon$ 分解如下

$$d\epsilon = d\epsilon^e + \alpha d\epsilon^p$$

相应地，在有限变形时将应变速率 d 分解为

$$d = d^e + \alpha d^p$$

式中上标 e 和 p 分别表示其弹性分量和塑性分量。 α 为加载因子，纯弹性变形（材料屈服前的变形和卸载过程）时 $\alpha = 0$ ，弹塑性变形时 $\alpha = 1$ 。

4.3.2 屈服准则

对金属试件缓慢地进行单向均匀加载（拉伸、压缩）时，当变形很小时，材料处于弹性状态，应力和应变之间呈线性关系。而当单向应力达到屈服点（屈服应力） σ_s 时，材料发生屈服，进入塑性状态。弹性比例极限与屈服点十分接近，一般不加区别。在塑性状态，应力应变之间呈非线性关系，卸载后会留下不可恢复的永久变形（塑性变形）。常温下金属材料发生塑性变形的机理主要是位错的滑移和孪晶，在塑性变形过程中由于位错增殖使滑移阻力增大，会发生应变硬化，使塑性变形持续下去所需的应力（称为后继屈服应力或流动应力）不断增加，如图 2.1-

10 所示。由于单向拉伸中试件会形成缩颈，图中真实应力和真实应变都要由缩颈处测量所得的瞬时面积计算。由图中还可看到，真实应力随应变的增加而不断增加，这种材料称为稳定材料。

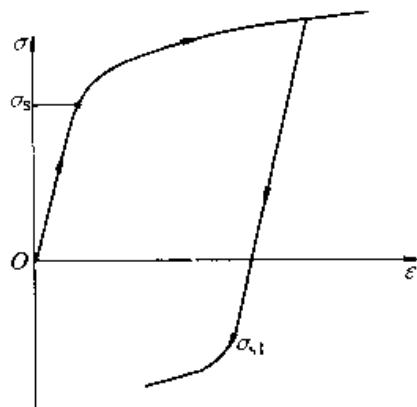


图 2.1-10 真实应力应变关系曲线

当物体中应力分布不均匀的时候，各质点不是同时发生屈服的。在一般应力状态下，只有当各应力分量之间符合一定的关系时，质点才进入塑性状态，这种关系就叫屈服准则。屈服准则的数学表达式一般可以写成

$$F = f(\sigma_{ij}) - \sigma_s = 0 \quad (2.1-50)$$

式中 $f(\sigma_{ij})$ ——应力分量的函数；

σ_s ——初始屈服时的应力。

屈服准则在几何上表示应力空间中的一张曲面，称为屈服面，或屈服轨迹。当应力 σ_{ij} 位于此曲面之内，即 $F(\sigma_{ij}) < 0$ 时，材料处于弹性状态；当应力 σ_{ij} 位于曲面之上，即 $F(\sigma_{ij}) = 0$ 时，材料发生屈服而进入塑性状态。应力 σ_{ij} 不可能处于曲面之外，即不能有 $F(\sigma_{ij}) > 0$ 。

4.3.3 流动法则

(1) 关联的流动法则

一般工程材料在发生塑性变形时，流动应力是塑性应变的增函数，这样的材料称为稳定材料。稳定材料在塑性变形中满足 $\Delta\sigma_{ij}\Delta\epsilon_{ij} > 0$ 。因此，若令 Y 代表后继屈服应力，则后继屈服（即加载）曲面 $F(\sigma_{ij}, Y)$ 是外凸的；并且若令应力空间和应变空间重合，则塑性应变增量（或速率）必然指向屈服面 $F(\sigma_{ij}, Y)$ 的外法线方向，即

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.1-51)$$

其中，偏导数 $\partial F / \partial \sigma_{ij}$ 的几何意义就是在应力空间中屈服面 F 的外法线向量的分量； λ 为一标量

因子。采用塑性势理论的概念，上式中的 F 可视为塑性势函数。当取屈服函数为塑性势函数时，就称为关连（或相关）的流动法则。采用不同的屈服函数，可由关连流动法则导出不同的塑性流动规律。若将塑性势函数取为屈服函数以外的其他函数，则称为非关连的流动法则。对金属材料通常采用关连的流动法则。

(2) 加载-卸载准则

常温下金属材料在塑性变形中产生应变硬化，也称为加工硬化，导致后继屈服应力（也称为流动应力）增加。材料的后继屈服准则可一般地写为

$$F = f(\sigma) - Y(\bar{\epsilon}^p) = 0$$

其中后继屈服应力 Y 是累积塑性应变 $\bar{\epsilon}^p$ 的函数，它描述了材料的加工硬化。小变形情况下，硬化材料的加载、卸载准则为

$$\left. \begin{aligned} \text{加载: } F = 0, dF = 0 \text{ 和 } \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} > 0 \\ \text{卸载: } F = 0, dF < 0 \\ \text{中性变载: } F = 0, dF = 0 \text{ 和 } \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.1-52)$$

上式中 $(\partial F / \partial \sigma_{ij}) d\sigma_{ij}$ 的几何意义是应力增量 $d\sigma$ 在屈服面外法线矢量 $\partial F / \partial \sigma$ 上的投影。在加载状态，这个投影的值大于零。加载时要求满足 $F=0$ 和 $dF=0$ ，称为一致性条件。由一致性条件可得

$$\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} - dY = 0$$

由于加载时 $\bar{\sigma} = Y$ ， $d\bar{\sigma} = dY$ ，上式又可写成

$$\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} - d\bar{\sigma} = 0$$

4.3.4 强化规律

(1) 两种强化假说

对于硬化材料，可以认为其后继屈服仍然服从前述的初始屈服准则，但要用后继屈服应力取代其中的初始屈服应力。后继屈服面，也称为加载面。

后继屈服轨迹的变化十分复杂。目前最常用的假说有两种。一种是各向同性硬化假说，它的要点是：①材料在硬化后仍然保持各向同性；②硬化后屈服轨迹的中心位置和形状都不变，但其大小则随变形的进行不断地扩大。另一种是随动硬化假说，其要点是：硬化后屈服轨迹的大小和

形状都不变，仅在应力空间中刚性地移动。也可以将这两种假说结合起来应用。

(2) 等效应力-等效应变关系的函数形式

流动应力是积累塑性应变或塑性功的函数，其变化规律一般采用单一曲线假定来确定，即认为材料在简单应力状态下的应力应变关系与一般应力状态下的等效应力-等效应变关系是相同的。一般采用单向拉伸中真实应力和对数应变的关系来确定一般应力状态下的等效应力-等效应变关系。所谓等效应力 $\bar{\sigma}$ 是应力张量的一个对于坐标变换的不变量（标量），它可用来表示应力的强度。等效应变 $\bar{\epsilon}$ 亦是如此。

工程中常用的描述等效应力-等效应变关系的函数形式有如下一些形式，这些方程通常仅描述塑性的等效应力-等效应变关系，弹性与塑性应力应变关系的协调一般可通过初始屈服应力 $\bar{\sigma}_0$ 的一致性实现。

1) 理想塑性

$$\bar{\sigma} = \sigma_s$$

即忽略应变强化。

2) 线性强化

$$\bar{\sigma} = \sigma_s + K\bar{\epsilon}$$

式中 K ——切线模量。

3) 幂函数

$$\bar{\sigma} = K\bar{\epsilon}^n$$

式中 K ——强度系数；

n ——硬化指数。

4) 包含初应变的幂函数

$$\bar{\sigma} = K(\bar{\epsilon}_0 + \bar{\epsilon})^n$$

(3) 包兴格效应

一般金属材料在经过一定塑性变形后，如果受到相反方向的载荷而再次屈服，则反向屈服时的屈服应力低于初始屈服应力，而且反向屈服应力的降低程度随着原来正向应变的增加而增加，如图 2.1-10 所示。这种现象称为包兴格效应。采用随动硬化假说能较好地描述包兴格效应。

4.3.5 常用的塑性本构关系

(1) J_2 流动理论

假设材料是塑性各向同性的，由于塑性屈服是一种客观的物理规律，因此屈服条件可以表示为应力不变量的函数；又由于静水压力不影响材料的塑性屈服，因此屈服条件仅与应力偏量有

关。于是屈服条件可以一般地表示为

$$F(J_2', J_3') = 0$$

其中 J_2', J_3' 分别是应力偏张量 σ_{ij}' 的第二和第三不变量 (注意 $J_1' = 0$)。

对于各向同性硬化材料, 可采用如下形式的密席斯屈服准则

$$F = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma_{ij}' \sigma_{ij}'} - Y = \sqrt{3J_2'} - Y = 0 \quad (2.1-53)$$

由于该屈服准则为应力偏张量的第二不变量 J_2' 的函数, 利用它推得的关连流动法则又被称为 J_2 流动理论。

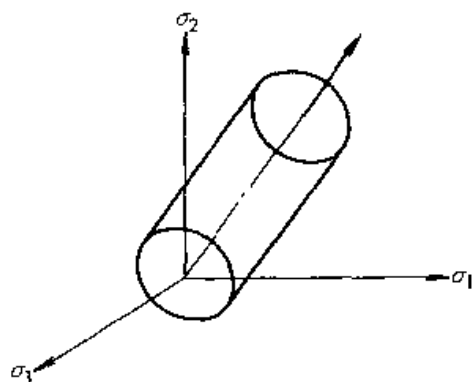


图 2.1-11 主应力空间中的密席斯屈服面

密席斯屈服准则的几何意义是主应力空间以等倾线为对称轴、以 $\sqrt{2/3} Y$ 为半径的圆柱面。在主应力空间中, 称过原点并垂直于等倾线的平面为 π 平面, 在 π 平面内密席斯屈服轨迹是一个圆周。

将密席斯屈服准则代入关连的流动法则得

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \lambda \sigma_{ij}' \quad (a)$$

将上式两端自乘求和, 并引入如下的等效应力 $\bar{\sigma}$ 和等效应变速率 $\dot{\bar{\epsilon}}$

$$\bar{\sigma}^2 = \frac{3}{2} \sigma_{ij}' \sigma_{ij}', \quad \dot{\bar{\epsilon}}^2 = \frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij}^p \dot{\epsilon}_{ij}^p$$

解得

$$\lambda = \frac{3 \dot{\bar{\epsilon}}^p}{2 \bar{\sigma}}$$

将上式代入式 (a), 得到圣维南塑性流动方程

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \frac{3}{2} \frac{\dot{\bar{\epsilon}}^p}{\bar{\sigma}} \sigma_{ij}'$$

写成增量形式为

$$d\epsilon_{ij}^p = \frac{3d\bar{\epsilon}^p}{2\bar{\sigma}} \sigma_{ij}' \quad (2.1-54)$$

(2) 随动硬化理论

假设材料的初始屈服准则为

$$F = \sqrt{3J_2'} - \sigma_{s0} = 0$$

屈服后, 随着塑性变形的进行, 屈服面的大小和形状不发生改变, 只是在应力空间中发生刚性移动, 即上式中的 σ_{s0} 为常数, 这种模型称为 J_2 随动硬化模型。它可以用来描述包兴格效应。设屈服面中心移动到了 θ_{ij} , 则后继屈服准则为

$$F = \sqrt{\frac{3}{2} (\sigma_{ij}' - \theta_{ij}') (\sigma_{ij}' - \theta_{ij}')} - \sigma_{s0} = 0 \quad (2.1-55)$$

式中 θ_{ij}' 是 θ_{ij} 的偏量; θ_{ij} 称为背应力。

$$\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}'} = \frac{3(\sigma_{ij}' - \theta_{ij}')}{2\sigma_{s0}}$$

定义等效应力为

$$\bar{\sigma}'^2 = \frac{3}{2} (\sigma_{ij}' - \theta_{ij}') (\sigma_{ij}' - \theta_{ij}')$$

当 $(\sigma_{ij}' - \theta_{ij}') \cdot \dot{\sigma}_{ij}' > 0$ 且 $\bar{\sigma}' = \sigma_{s0}$ 时, $\alpha = 1$; 当 $(\sigma_{ij}' - \theta_{ij}') \cdot \dot{\sigma}_{ij}' \leq 0$ 或 $\bar{\sigma}' < \sigma_{s0}$ 时, $\alpha = 0$ 。

屈服面中心 θ 的移动可根据齐格勒 (Ziegler) 法则确定。该法则认为, 塑性变形过程中屈服面的移动速度 $\dot{\theta}$ 的方向与屈服面中心到屈服面上当前应力所在的点所构成的矢量 $\sigma - \theta$ 的方向一致, 于是

$$\dot{\theta}_{ij} = \mu (\sigma_{ij}' - \theta_{ij}')$$

式中 $\dot{\theta}$ 为 θ 的久曼导数。

由一致性条件可解得

$$\mu = \frac{3(\sigma_{ij}' - \theta_{ij}') \dot{\sigma}_{ij}'}{2\sigma_{s0}^2}$$

研究表明, 将这种采用久曼速率的随动硬化本构方程用于分析简单剪切变形时, 当剪切应变超过 1 以后, 会发生切应力振荡的不合理现象。为了防止发生这种情况, 可在本构方程中采用 Green-Naghdi 速率代替久曼速率, 即用 $W_R = \dot{R} \cdot R^T$ 代替旋转速率 ω 。

(3) 正交各向异性材料

锻造和冲压等成形工艺中采用的坯料, 一般是经轧制方法生产出来的。这些材料由于在轧制等加工过程中形成织构等原因, 具有塑性各向异性, 即沿不同方向其塑性性能不同。为了得到更精确的分析结果, 对这些材料应该采用各向异性理论进行分析。

希尔 (Hill) 于 1948 年提出的正交各向异性

材料屈服准则可表达为

$$F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2 = 1 \quad (2.1-56)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \frac{F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2}{F + G + H}}$$

$$Y = \sqrt{\frac{3}{2(F + G + H)}}$$

可将式 (2.1-56) 写成如下形式

$$\bar{F} = \bar{\sigma} - Y = 0$$

根据关连流动法则

$$d\epsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial \bar{F}}{\partial \sigma_{ij}} = d\lambda \frac{Y^2}{\sigma} A_{ij}$$

其中

$$A_{11} = G(\sigma_{11} - \sigma_{33}) + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})$$

$$A_{22} = F(\sigma_{22} - \sigma_{33}) + H(\sigma_{22} - \sigma_{11})$$

$$A_{33} = G(\sigma_{33} - \sigma_{11}) + F(\sigma_{33} - \sigma_{22})$$

$$A_{12} = A_{21} = N\sigma_{12}$$

$$A_{23} = A_{32} = L\sigma_{23}$$

$$A_{31} = A_{13} = M\sigma_{31}$$

$$d\lambda = d\bar{\epsilon}^p = \frac{Y C_{mnpq}^c A_{mn} d\epsilon_{pq}}{E_t + Y^2 C_{mnpq}^c A_{mn} A_{pq}}$$

其中, E_t 为等效应力-等效应变曲线的切线模量。

于是

$$d\epsilon_{ij}^p = \frac{Y^2 C_{mnpq}^c A_{mn} d\epsilon_{pq}}{E_t + Y^2 C_{mnpq}^c A_{mn} A_{pq}} A_{ij}$$

对于平面应力问题, 如板材成形问题, 屈服准则简化为

$$\bar{F} = \frac{3}{2(F + G + H)} [(G + H)\sigma_{11}^2 + (F + H)\sigma_{22}^2 - 2H\sigma_{11}\sigma_{22} + 2N\sigma_{12}^2] - Y^2 = 0$$

上式中的各系数可利用单向拉伸中横向与纵向应变之比 $r = \epsilon_t / \epsilon_z$ 求得, 令 r_0 、 r_{45} 和 r_{90} 分别代表沿轧向及与轧向夹角为 45° 和 90° 方向拉伸情况下的应变比值, σ_{s1} 、 σ_{s45} 和 σ_{s2} 分别为相应方向的单向拉伸屈服应力, 则

$$G = \frac{1}{(1 + r_0)\sigma_{s1}^2}, F = \frac{1}{(1 + r_{90})\sigma_{s2}^2}$$

$$H = \frac{r_0}{(1 + r_0)\sigma_{s1}^2} = \frac{r_{90}}{(1 + r_{90})\sigma_{s2}^2}$$

式中 F 、 G 、 H 、 L 、 M 、 N 是各向异性参数, x_1 、 x_2 和 x_3 为材料各向异性主轴。令 $\bar{\sigma}$ 为等效应力, Y 为流动应力

$$N = (G + H)\left(\frac{1}{2} + r_{45}\right)$$

若令 $r = r_0 = r_{45} = r_{90}$, 即板材仅具有厚向异性, 而在板面内是各向同性的, 且 x 、 y 坐标方向与应力主轴方向一致, 则屈服准则可进一步简化为

$$\bar{F} = \frac{3}{2(2 + r)} [(1 + r)(\sigma_1^2 + \sigma_2^2) - 2r\sigma_1\sigma_2] - Y^2 = 0$$

这时各向异性系数之间有如下关系, 令 $\sigma_{s1} = \sigma_{s2} = \sigma_s$, 则

$$F = G = \frac{1}{(1 + r)\sigma_s^2}, H = rF, N = (1 + 2r)F$$

$$L = M = \frac{(5 + r)}{2} F, Y^2 = \frac{3(1 + r)\sigma_s^2}{2(2 + r)}$$

由于以上屈服准则不能描述当 $r > 1$ 时, 板材的双向拉伸屈服应力 σ_b 与单向拉伸屈服应力 σ_u 之比 $\sigma_b / \sigma_u < 1$ 的“异常”行为, Hill、Bassani 等人又提出了形式更复杂的屈服准则, 如

$$\bar{F} = |\sigma_1 + \sigma_2|^n + (1 + 2r)|\sigma_1 - \sigma_2|^n - 2(1 + r)\sigma_u^n = 0$$

不过, 原来形式的屈服准则应用更方便, 也更常用。

(4) 可压缩材料

在金属粉末等材料中, 存在许多空隙, 韧性材料在经受大塑性变形时, 材料内部发生微裂纹和微空洞的形核、长大和合并。这些材料的变形过程中伴随着体积的改变。除应力偏量外, 静水应力也会影响这些材料的屈服。它们的屈服准则一般地可写成如下函数形式

$$F = AJ_2' + BJ_1^2 - CY^2 = 0 \quad (2.1-57)$$

式中 $J_2' = (1/2) \sigma_{ij}' \sigma_{ij}'$ ——应力偏张量的第二不变量;

$J_1 = \sigma_{ii}$ ——应力张量的第一不变量;

Y ——基体材料的流动应力;

A 、 B 、 C ——空隙体积分数 $f = V_{\text{空隙}} / (V_{\text{基体}} + V_{\text{空隙}})$ 或密度 ρ

的函数, 要根据实验确定。

由关连流动法则可求得

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \frac{3\dot{\epsilon}}{2} (A\sigma_{ij}' + 2BJ_1\delta_{ij}), \dot{\epsilon}_{kk} = \frac{9\dot{\epsilon}}{\sigma} BJ_1$$

等效应力和等效应变分别定义为

$$\bar{\sigma}^2 = 3(AJ_2' + BJ_1^2),$$

$$\bar{\epsilon}^2 = \frac{2}{3} \left[\frac{1}{A} \dot{\epsilon}_{ij}' \dot{\epsilon}_{ij}' + \frac{1}{18B} (\dot{\epsilon}_{kk})^2 \right]$$

当材料的可压缩性充分小时, $B \rightarrow 0$, 同时令 $A \rightarrow 1$, $C \rightarrow 1/3$, 则含空洞材料的屈服准则、等效应力和等效应变与密席斯准则情况下的定义是一致的。A、B 之间应满足关系式 $A + 3B = 1$ 。

当基体材料的等效应力应变关系已知时, 可由塑性变形功率求得基体部分屈服应力 σ_M 的变化

$$\dot{\sigma}_M = \frac{H}{(1-f)\sigma_M} \sigma_{ij}' \dot{\epsilon}_{ij}^p$$

式中 H 为基体材料等效应力应变关系曲线的切线斜率。

4.3.6 弹塑性问题

上面已分别给出了弹性本构方程和塑性流动法则的一些具体形式, 下面根据弹塑性分解将两者结合起来, 建立弹塑性问题的本构方程。小变形时的弹塑性本构方程可推导如下。取适当形式的屈服准则, 使公式中的屈服应力 Y 为一次项, 可使由关连流动法则表达式中的 $d\lambda = d\bar{\epsilon}^p$, 即关连流动法则表达为 $d\epsilon_{kl}^p = d\bar{\epsilon}^p (\partial F / \partial \sigma_{kl})$, 将此式代入弹性本构方程式 (2.1-47) 得

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} (d\epsilon_{kl} - d\epsilon_{kl}^p) = C_{ijkl} (d\epsilon_{kl} - d\bar{\epsilon}^p \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}})$$

上式两边同乘 $\partial F / \partial \sigma_{ij}$ 并求和得

$$\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} = \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \left(d\epsilon_{kl} - d\bar{\epsilon}^p \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}} \right)$$

由一致性条件 $(\partial F / \partial \sigma_{ij}) d\sigma_{ij} = d\bar{\sigma}$, 令 $H = d\bar{\sigma} / d\bar{\epsilon}^p$, 则上式可写为

$$H d\bar{\epsilon}^p = \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \left(d\epsilon_{kl} - d\bar{\epsilon}^p \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}} \right)$$

由上式解得 $d\bar{\epsilon}^p$ 为

$$d\bar{\epsilon}^p = \frac{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} d\epsilon_{kl}}{H + \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}}$$

于是得到小变形条件下关于应力增量的弹塑性本构方程的一般形式

$$d\sigma_{ij} = \left[C_{ijkl} - \alpha \frac{C_{ijmn} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{mn}} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{rs}} C_{rstkl}}{H + \frac{\partial F}{\partial \sigma_{mn}} C_{mnpqr} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{rs}}} \right] d\epsilon_{kl} = (C_{ijkl}^e - \alpha C_{ijkl}^p) d\epsilon_{kl} = C_{ijkl}^ep d\epsilon_{kl} \quad (2.1-58)$$

式中 α 为加载因子。例如, 将密席斯屈服准则代入上式, 就得到小变形条件下 J_2 流动理论的弹塑性本构方程

$$d\sigma_{ij} = \left(C_{ijkl} - \frac{2G\alpha}{g} \sigma_{ij}' \sigma_{kl}' \right) d\epsilon_{kl} = C_{ijkl}^ep d\epsilon_{kl}$$

式中, G 为剪切弹性模量, $g = 2\bar{\sigma}^2 [1 + h / (2G)] / 3$ 。令 E_t 为单向拉伸时应力-应变曲线的斜率, 设材料不可压缩, 则 $1/H = d\bar{\epsilon}^p / d\sigma = (d\epsilon - d\epsilon^e) / d\sigma = 1/E_t - 1/E$, 于是 $1/h = 3 / (2H) = (3/2) (1/E_t - 1/E)$ 。

在有限应变条件下, 应将加载-卸载准则, 塑性流动法则和弹塑性本构方程表达式中的 $d\sigma_{ij}$ 替换为 $\hat{d}\sigma_{ij}$, $d\epsilon_{ij}^p$ 替换为 $\hat{d}\epsilon_{ij}^p$ 。

4.3.7 热弹塑性问题

如果材料加工过程中温度的变化很明显, 则材料的弹性模量 E 、泊松比 ν 、线膨胀系数 α 、屈服应力 Y 以及等效应力-等效应变关系曲线都是温度 T 的函数。如果在加工过程中发生相变, 则要对各相分别计算并进行加权平均, 还要考虑由相变造成的比容变化所产生的内应力。

(1) 热弹性本构关系

在弹性区内, 应变 (用向量表示) 为

$$d\boldsymbol{\epsilon} = d\boldsymbol{\epsilon}^e + d\boldsymbol{\epsilon}^T = d\boldsymbol{\epsilon}^e + \boldsymbol{\alpha} dT \quad (a)$$

式中 $d\boldsymbol{\epsilon}^T$ ——热膨胀引起的温度应变增量, 仅正应变分量不为零;

$$\boldsymbol{\alpha} \text{——线膨胀系数向量, } \boldsymbol{\alpha} = \alpha \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T.$$

由虎克定律

$$\boldsymbol{\epsilon}^e = (\mathbf{C})^{-1} \boldsymbol{\sigma}$$

由于弹性矩阵依赖于温度 T , 对上式微分得

$$d\boldsymbol{\epsilon}^e = \frac{d(\mathbf{C})^{-1}}{dT} \boldsymbol{\sigma} dT + (\mathbf{C})^{-1} d\boldsymbol{\sigma}$$

将上式代入式 (a), 并解出 $d\boldsymbol{\sigma}$, 得到

$$d\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} [d\boldsymbol{\epsilon} - (\boldsymbol{\alpha} + \frac{d(\mathbf{C})^{-1}}{dT} \boldsymbol{\sigma}) dT]$$

当弹性常数随温度的变化可忽略时, 得到

$$d\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} (d\boldsymbol{\epsilon} - d\boldsymbol{\epsilon}^T)$$

(2) 热弹塑性本构关系

在塑性区，由于流动应力 Y 依赖于温度 T ，将密席斯后继屈服准则写成

$$F = \bar{\sigma} - Y(\int d\bar{\epsilon}^p, T) = 0$$

将上式写成微分形式为

$$\frac{\partial F}{\partial \sigma} d\sigma = H d\bar{\epsilon}^p + \frac{\partial Y}{\partial T} dT$$

其中

$$H = \frac{dY}{d\bar{\epsilon}^p}$$

$$\frac{\partial F}{\partial \sigma} = \left[\frac{\partial F}{\partial \sigma_{11}} \quad \frac{\partial F}{\partial \sigma_{22}} \quad \frac{\partial F}{\partial \sigma_{33}} \quad \frac{\partial F}{\partial \sigma_{12}} \quad \frac{\partial F}{\partial \sigma_{23}} \quad \frac{\partial F}{\partial \sigma_{33}} \right]^T$$

在塑性区域内

$$d\epsilon = d\epsilon^e + d\epsilon^p + d\epsilon^T$$

把式 (a) 和塑性流动法则代入上式并解出 $d\sigma$ 得

$$d\sigma = C \left[d\epsilon - \frac{\partial F}{\partial \sigma} d\bar{\epsilon}^p - \left(\alpha + \frac{d(C)^{-1}}{dT} \sigma \right) dT \right]$$

将上式两端左乘 $\frac{\partial F}{\partial \sigma}$ ，并求和后可得

$$d\bar{\epsilon}^p = \frac{\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T C d\epsilon - \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T C \left(\alpha + \frac{d(C)^{-1}}{dT} \sigma \right) dT - \frac{\partial Y}{\partial T} dT}{H + \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T C \frac{\partial F}{\partial \sigma}}$$

于是得到塑性区域中的增量应力应变关系

$$d\sigma = C^p \left[d\epsilon - \left(\alpha + \frac{d(C)^{-1}}{dT} \sigma \right) dT \right] + d\bar{\sigma}^T \approx C^p (d\epsilon - d\epsilon^T) + d\bar{\sigma}^T \quad (2.1-59)$$

其中 $d\bar{\sigma}^T$ 是由温度对塑性模量的影响而引起的附加应力：

$$d\bar{\sigma}^T = \frac{C \frac{\partial F}{\partial \sigma} \frac{\partial Y}{\partial T} dT}{H + \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T C \frac{\partial F}{\partial \sigma}}$$

在增量计算中， $\Delta \bar{\epsilon}^T$ 和 $\Delta \bar{\sigma}^T$ 可当作初应变和初应力处理。

(3) 相变问题

当材料中有多相共存时，各性能参数，如弹性模量 E 、流动应力 Y 等，应取各相的加权平均值，即

$$A = \sum_{i=1}^n m_i A_i$$

其中 A ——加权平均后的参数值；

n ——相数；

m_i ——该时刻 i 相所占的百分比；

A_i —— i 相该参数的数值。

材料发生相变时会引起比容变化，其影响与热膨胀是类似的，可转化为线膨胀系数来计算。记 β_j 为与 j 相组织转变时比容变化对应的线膨胀系数，则

$$\beta = \sum_{j=1}^n m_j \beta_j$$

其中 β ——多相转变并存时的平均线膨胀系数，它是温度 T 的函数；

n ——发生转变的相数；

m_j ——在此计算步中 j 相的增量。

由此引起的应变增量为

$$\Delta \epsilon_{\epsilon}^T = \beta [1 \quad 1 \quad 1 \quad 0 \quad 0 \quad 0]^T \Delta T$$

(4) 加载-卸载准则

考虑温度对流动应力和等效应力-等效应变曲线的影响，将准则修改为

$$\left. \begin{aligned} \text{加载: } \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T d\sigma + \frac{\partial F}{\partial T} dT &> 0 \\ \text{卸载: } \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T d\sigma + \frac{\partial F}{\partial T} dT &< 0 \\ \text{中性变载: } \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T d\sigma + \frac{\partial F}{\partial T} dT &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.1-60)$$

4.4 黏塑性本构方程

受冲击载荷以及高温下成形的金属材料，其屈服应力和塑性模量随着应变速率的增加而提高，如图 2.1-12 所示，这种性质称为黏性。黏塑性材料的永久变形是与时间相关的。对于黏塑性材料，其应变速率也可分解为弹性部分和黏塑性部分，这里我们仅分析其黏塑性部分，用上标 vp 表示。对于弹性部分的处理可参见 4.3 节，我们忽略了材料的黏弹性响应。

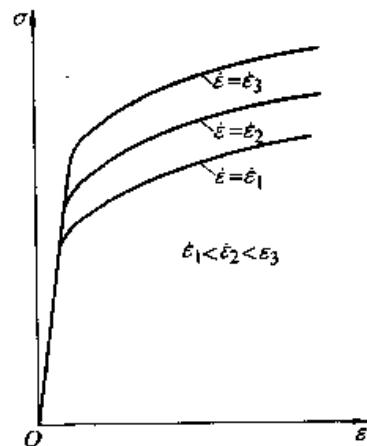


图 2.1-12 黏塑性材料的应力-应变关系曲线

4.4.1 一维黏塑性模型

黏塑性材料的力学模型可以一般地用图 2.1-13 所示的弹性、塑性和黏性元件的组合表示, 图中的上标 e 、 p 和 vp 分别表示弹性、塑性和黏塑性。这种仅在塑性部分包括黏性, 弹性部分不包含黏性的模型称为弹/黏塑性模型。

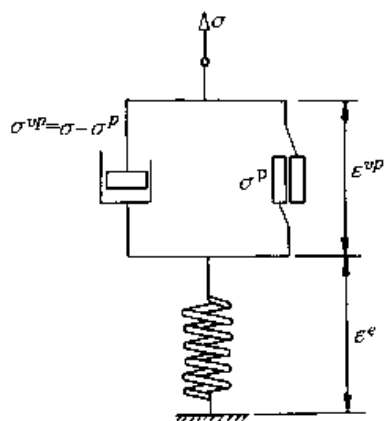


图 2.1-13 一维黏塑性模型

弹性元件的本构关系为 $\dot{\sigma} = E\dot{\epsilon}$ 。令 Y 代表塑性元件的静态（即 $\dot{\epsilon}$ 很小时的）屈服应力, 当 $\sigma < Y$ 时, 塑性元件不变形; 当 $\sigma > Y$ 时, 塑性元件承受的应力恒为 Y 。黏性元件的本构关系为 $\sigma^{vp} = \mu\dot{\epsilon}^{vp}$, μ 为黏性系数。

总的应力和应变速率满足如下关系

$$\begin{aligned} \sigma &= \sigma^p + \sigma^{vp} \\ \dot{\epsilon} &= \dot{\epsilon}^e + \dot{\epsilon}^{vp} \end{aligned}$$

这种材料的本构方程为

$$\left. \begin{aligned} \dot{\epsilon} &= \frac{1}{E}\dot{\sigma}, & \text{当 } \sigma \leq Y \\ \dot{\epsilon} &= \frac{1}{E}\dot{\sigma} + \frac{1}{\mu}(\dot{\sigma} - \dot{Y}), & \text{当 } \sigma > Y \end{aligned} \right\}$$

黏性元件承受的应力 $\sigma^{vp} = \sigma - Y$ 称为过应力, 当过应力不为零时, $\dot{\epsilon}$ 也不为零, 应变 ϵ 将随时间而增加。

4.4.2 一般应力状态下的黏塑性本构方程

波兹那 (Perzyna) 利用塑性势理论中关连的流动法则导出了一般应力状态下的黏塑性本构方程

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{vp} = \gamma \langle \phi(F) \rangle \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.1-61)$$

式中 γ ——材料的黏性常数;

F ——静态屈服函数;

记号 $\langle \ \rangle$ 的含义是

$$\left. \begin{aligned} \langle \phi(F) \rangle &= 0, & \text{当 } F \leq 0 \text{ 时} \\ \langle \phi(F) \rangle &= \phi(F) & \text{当 } F > 0 \text{ 时} \end{aligned} \right\}$$

$\phi(F)$ 是过应力的函数, 其具体形式要由材料试验确定, 例如可取为 $\phi(F) = \left(\frac{F}{Y}\right)^n$ 。当把 F 取为密席斯屈服函数时, 最终可以得到

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{vp} = \frac{3\dot{\epsilon}^{vp}}{2\sigma} \sigma_{ij}$$

4.4.3 常用的黏塑性模型

黏塑性材料的流动应力是应变、应变速率和温度的函数, 工程中常用的等效应力表达式有如下一些形式。

(1) Backofen 模型

$$\bar{\sigma} = c\dot{\bar{\epsilon}}^m$$

式中 c 、 m ——材料常数。

(2) Rosserd 模型

$$\bar{\sigma} = k\bar{\epsilon}^m\dot{\bar{\epsilon}}^n$$

式中 k 、 m 和 n ——材料常数。

这个模型同时考虑了应变和应变速率对流动应力的影响。

(3) 过应力模型

$$\bar{\sigma} = Y(\bar{\epsilon}) \left[1 + \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{vp}}{r} \right)^n \right]$$

式中 $Y(\bar{\epsilon})$ ——静态屈服应力;

n 、 r ——材料常数。

(4) 幂函数

$$\bar{\sigma} = g \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{vp}}{a} \right)^m$$

式中 g ——参考应力;

a ——参考应变速率;

m ——材料常数。

4.4.4 蠕变问题

(1) 蠕变

材料在载荷作用下, 经历很长的时间后 (例如拧紧的螺栓), 尤其是在高温环境下, 即使所受应力低于屈服应力, 也会发生随着时间的变化持续不断的永久变形。如果所受的载荷是由于材料本身的弹性变形而产生的 (如预应力或残余应力), 则随着时间的变化会持续不断地发生应力松弛, 这种现象称为蠕变。蠕变与黏塑性是类似的, 区别在于有无屈服点和时间的尺度不同。

一种典型的单轴蠕变曲线如图 2.1-14 所示。

初始蠕变和第三期蠕变经历的时间都很短, 通常人们关心是第二期蠕变。研究退火过程中残余应力的松弛可以采用蠕变模型。

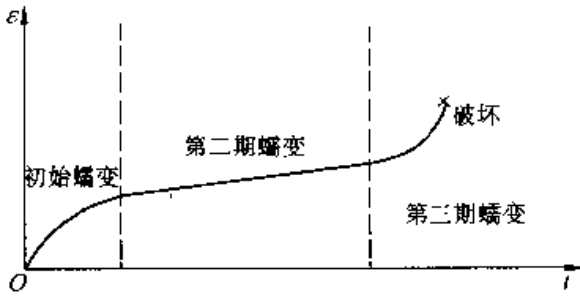


图 2.1-14 典型的单轴蠕变曲线

(2) 黏弹塑性模型

在分析蠕变问题时，在弹性或塑性阶段都要考虑黏性，这种模型称为黏弹塑性模型。

将应变增量分解如下：

$$\Delta \epsilon = \Delta \epsilon^e + \Delta \epsilon^p + \Delta \epsilon^T + \Delta \epsilon^c \quad (a)$$

式中，上标 e、p、T、c 分别表示该应变为弹性应变、塑性应变、温度应变和蠕变应变。

蠕变应变 $\Delta \epsilon^c$ 可用蠕变应变速率 $\dot{\epsilon}^c$ 表述，在计算第 i 步时

$$\Delta \epsilon_i^c = \dot{\epsilon}_i^c \Delta t_i (1 - \theta) + \theta \dot{\epsilon}_{i+1}^c \Delta t_i$$

式中 Δt_i ——第 i 步的时间步长；

$\dot{\epsilon}_i^c$ 、 $\dot{\epsilon}_{i+1}^c$ ——当前时刻和下一时刻的蠕变速率；

θ ——表示差分格式的参数， $0 \leq \theta \leq 1$ ，一般取 $\theta = 1/2 \sim 2/3$ 。

设 $\dot{\epsilon}^c$ 是 $\bar{\sigma}$ 的函数，由 Taylor 展开取前两项得

$$\dot{\epsilon}_{i+1}^c = \dot{\epsilon}_i^c + \left. \frac{\partial \dot{\epsilon}^c}{\partial \bar{\sigma}} \right|_i \Delta \sigma_i = \dot{\epsilon}_i^c + H_i \Delta \sigma_i$$

式中

$$H_i = \left. \frac{\partial \dot{\epsilon}^c}{\partial \bar{\sigma}} \right|_i$$

它是一个矩阵，可根据黏塑性本构关系 $\dot{\epsilon}^c = \dot{\epsilon}^c (\partial F / \partial \sigma) = \dot{\epsilon}^c (\partial \bar{\sigma} / \partial \sigma)$ 求得。于是

$$\Delta \epsilon_i^c = \dot{\epsilon}_i^c \Delta t_i + \theta \Delta t_i H_i \Delta \sigma_i \quad (b)$$

1) 黏弹性本构方程 将式 (a)、式 (b) 代入弹性本构方程，并令 $\Delta \epsilon^p = 0$ ，可解得

$$\Delta \sigma_i = \dot{C}^c (\Delta \epsilon_i - \Delta \epsilon_i^T - \dot{\epsilon}_i^c \Delta t_i)$$

式中 $\dot{C}^c = [(C^c)^{-1} + \theta H_i \Delta t_i]^{-1}$

2) 黏塑性本构方程 在黏弹性本构方程中计入 $\Delta \epsilon^p$ ，并表达为塑性流动法则的形式，可解得

$$\Delta \sigma_i = \dot{C}^{cp} (\Delta \epsilon_i - \Delta \epsilon_i^T - \dot{\epsilon}_i^c \Delta t_i) + \Delta \bar{\sigma}_i^T \quad (2.1-62)$$

式中， $\Delta \bar{\sigma}_i^T$ 参见式 (2.1-59)

而

$$\dot{C}^{cp} = \dot{C}^c - \dot{C}^p$$

$$\dot{C}^p = \frac{\dot{C}^c \frac{\partial F}{\partial \sigma} (\frac{\partial F}{\partial \sigma})^T \dot{C}^c}{H + (\frac{\partial F}{\partial \sigma})^T \dot{C}^c \frac{\partial F}{\partial \sigma}}$$

(3) 常用蠕变模型

对于不同的材料在不同条件下发生的蠕变现象，由实验确定的蠕变方程具有不同的形式，这里给出两个常用的形式。

1) 单轴试验中的蠕变规律通常表示为

$$\epsilon_c = A \sigma^n t^m$$

或

$$\epsilon_c = m A \sigma^n t^{m-1}$$

式中 m、n、A——材料常数；
t——时间。

2) Anand 模型

$$\dot{\epsilon}^c = A_0 (\text{sh} B \bar{\sigma})^n e^{\frac{\Omega}{T+273}}$$

式中 $\bar{\sigma}$ ——等效应力；

T——温度 (°C)；

A_0 、B、 Ω 、n——材料常数。

3) 幂函数形式的第二期蠕变方程

$$\dot{\epsilon}^c = k_1 \bar{\sigma}^{k_2} e^{-\frac{k_3}{T}}$$

式中 k_1 、 k_2 、 k_3 ——材料常数。

4.5 塑性细观力学本构关系

4.5.1 塑性细观力学的基本概念

细观又称为介观，指介于宏观（如工程结构）与微观（如原子、分子）之间的尺度，也就是多晶体中介于位错与晶粒的尺度。塑性细观力学研究在这个尺度上发生的与塑性变形有关的力学现象及有关的机理。它是连接研究原子、分子的相互作用的微观理论和研究实际的铸件或试件的塑性行为的宏观塑性理论之间的中间环节。它对于揭示宏观塑性变形的机理、塑性各向异性的起因及其演化、材料内部微空洞的萌生、长大和宏观破裂等现象都有着十分重要的作用。塑性细观理论不仅为深入洞察塑性变形的机理提供了理论手段，而且在实际工程问题的分析中已经得到了初步应用。

细观力学模型的建立可分为如下步骤：

1) 选择合适的尺度以表现所研究的力学现象；

2) 着重考虑所研究的细观结构(如滑移应变、微空洞等), 而将其周围的材料视为连续介质;

3) 将上一步得到的本构方程通过平均化应用于其所在的连续介质。

4.5.2 晶体塑性本构方程

大多数工业用金属材料都是多晶体材料。金属晶体塑性变形的物理过程主要是位错滑移、孪晶和晶界滑动等。常温下位错滑移起着主要的作用。滑移是沿特定的晶面(原子密排面)和晶向(原子密排方向)进行的, 这是这类材料塑性变形在几何学和运动学上的主要特点。这些晶面和晶向称为滑移面和滑移方向, 一个滑移面和滑移方向的组合称为一个滑移系。由于在晶体内部存在着大量的位错, 宏观上可以从体积平均的角度将滑移引起的位移和应变看成是均匀的、连续分布的, 采用连续介质力学的方法进行处理。在后继屈服轨迹、塑性各向异性和变形诱导织构演化等方面的研究中, 晶体塑性理论有其独特的优越性。我们首先介绍连续滑移模型所导出的单晶体塑性理论。然后简单介绍多晶体的处理方法。

(1) 晶体塑性变形几何学

在分析单晶体的塑性变形时, 如图 2.1-15 所示, 对变形梯度可进行如下乘法分解

$$F = F^* \cdot F^p$$

式中 F^* 代表弹性变形(即晶格的畸变)和刚体转动的合成, F^p 代表由滑移引起的塑性变形。

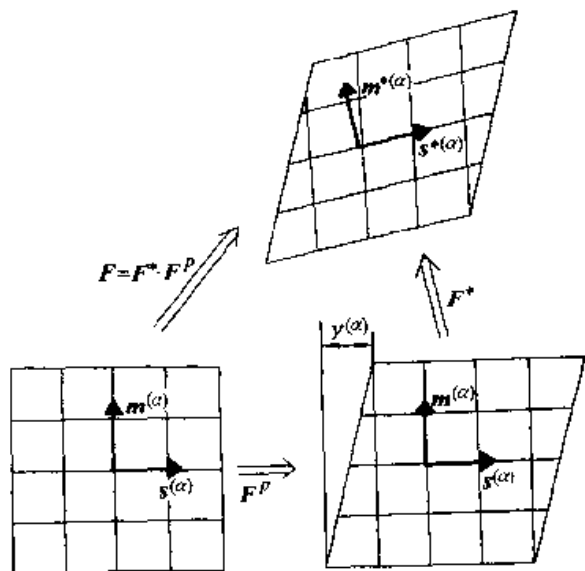


图 2.1-15 变形梯度的分解

设变形前晶体中第 α 个滑移系中沿滑移面法向和滑移方向的单位矢量分别为 $m^{(\alpha)}$ 和 $s^{(\alpha)}$,

由于变形晶格发生畸变和刚体转动后, 它们分别成为

$$s^{*(\alpha)} = F^* \cdot s^{(\alpha)}, m^{*(\alpha)} = m^{(\alpha)} \cdot F^{*-1}$$

$s^{*(\alpha)}$ 和 $m^{*(\alpha)}$ 不再是单位矢量, 但仍保持正交。

与前述变形梯度的乘法分解相对应, 速度梯度也可分解为分别与滑移和晶格畸变加刚体转动相对应的两部分

$$\begin{aligned} L &= \dot{F} \cdot F^{-1} \\ &= \dot{F}^* \cdot F^{*-1} + F^* \cdot \dot{F}^p \cdot F^{p-1} \cdot F^{*-1} \\ &= L^* + L^p \end{aligned}$$

其中, 与滑移对应的部分是

$$\begin{aligned} L^p &= F^* \cdot \dot{F}^p \cdot F^{p-1} \cdot F^{*-1} \\ &= \sum_{\alpha=1}^N \dot{\gamma}^{(\alpha)} s^{*(\alpha)} m^{*(\alpha)} \end{aligned}$$

式中 $\dot{\gamma}^{(\alpha)}$ —— 剪切应变速率, 其计算见本节(3)。

另一方面, 速度梯度可分解为应变速率和旋转速率之和

$$L = d + \omega$$

式中

$$d = d^* + d^p, \omega = \omega^* + \omega^p$$

上式中的塑性部分为

$$d^p = \sum_{\alpha=1}^N P^{(\alpha)} \dot{\gamma}^{(\alpha)}, \omega^p = \sum_{\alpha=1}^N W^{(\alpha)} \dot{\gamma}^{(\alpha)}$$

式中

$$P^{(\alpha)} = \frac{1}{2} (s^{*(\alpha)} m^{*(\alpha)} + m^{*(\alpha)} s^{*(\alpha)})$$

$$W^{(\alpha)} = \frac{1}{2} (s^{*(\alpha)} m^{*(\alpha)} - m^{*(\alpha)} s^{*(\alpha)})$$

(2) 单晶体的本构关系

滑移不影响晶体的弹性性质, 单晶体的弹性本构方程为

$$\hat{\sigma}^* = C^* : d^*$$

式中 C^* —— 正交各向异性弹性张量, 为简化计, 也可取为各向同性弹性张量;

$\hat{\sigma}^*$ —— 在与晶格一起旋转的直角坐标系中的柯西应力张量的变化率, 为

$$\hat{\sigma}^* = \dot{\sigma}^* - \omega^* \cdot \sigma^* + \sigma^* \cdot \omega^*$$

柯西应力的久曼导数为

$$\hat{\sigma} = \dot{\sigma} - \omega \cdot \sigma + \sigma \cdot \omega$$

综合以上各式得单晶体的本构方程

$$\hat{\sigma} = C^* : d - \sum_{\alpha=1}^N R^{(\alpha)} \dot{\gamma}^{(\alpha)} \quad (2.1-63)$$

式中

$$R^{(\alpha)} = C^* : P^{(\alpha)} + \beta^{(\alpha)}$$

$$\beta^{(a)} = W^{(a)} \cdot \sigma - \sigma \cdot W^{(a)}$$

(3) 剪切应变速率的计算

由单晶体本构方程式 (2.1-63) 计算应力速率时, 需要先求出各滑移系中的剪切应变速率。它是根据硬化方程来计算的。硬化方程有速率相关与速率无关两种形式。应用较为方便的是速率相关 (即黏塑性) 的硬化方程, 常采用如下形式的幂函数

$$\dot{\gamma}^{(a)} = a^{(a)} \left[\frac{\tau^{(a)}}{g^{(a)}} \right] \left[\left| \frac{\tau^{(a)}}{g^{(a)}} \right| \right]^{\frac{1}{m}-1}$$

式中 $g^{(a)}$ ——参考切应力;

$a^{(a)}$ ——参考切应变速率。若在整个变形过程中 $\dot{\gamma}^{(a)} = a^{(a)}$, 则 $\tau^{(a)} = g^{(a)}$ 就成为在切应变速率为 $a^{(a)}$ 时的 $\tau^{(a)} - \gamma^{(a)}$ 曲线方程。

m ——应变速率敏感指数。当 $m = 0$, 为应变速率无关的情况。但是要注意当 $m \rightarrow 0$ 时, 计算不稳定。

当 $\gamma^{(a)} = 0$ 时, 令 $g^{(a)}$ 的初值为 τ_0 , $g^{(a)}$ 的演化由下式确定

$$g^{(a)} = \sum_{\beta=1}^N h_{a\beta} |\dot{\gamma}^{(\beta)}|$$

式中, $h_{a\beta}$ 称为硬化系数, 它决定了滑移系 β 中的滑移剪切应变对滑移系 a 所造成的硬化。

(4) 硬化系数

晶体塑性理论中, 确定硬化系数 $h_{a\beta}$ 是一项困难的任务。它是变形历史、变形温度和速度的函数, 其分量也很多。对于高层错能材料, 硬化主要是由滑移产生的, 在实际分析中, 对 $h_{a\beta}$ 可采取简化的计算方法。例如可取 $h_{a\beta}$ 为如下形式

$$h_{a\beta} = h(\gamma) q_{a\beta}$$

其中 $\gamma = \sum_{\alpha=1}^N |\gamma^{(\alpha)}|$, $h(\gamma)$ 是累积滑移应变 γ 的函数, 表明了硬化的总趋势, 可取如下经验公式

$$h(\gamma) = \begin{cases} h_0 \left(\frac{h_0 \gamma}{n \tau_0} + 1 \right)^{n-1}, & \text{对纯金属} \\ h_s + (h_0 - h_s) \operatorname{sech}^2 \left[\frac{(h_0 - h_s) \gamma}{\tau_s - \tau_0} \right], & \text{对合金} \end{cases}$$

而 $q_{a\beta} = q + (1 - q) \delta_{a\beta}$

式中 h_0 和 h_s ——初始和饱和硬化率, 实际上常令 $h_s = 0$;

n ——应变硬化指数;

q ——潜在硬化率与自硬化率之比。

q 值一般为 1~1.4, 可简单地取为

$$q = \begin{cases} 1 & \text{共面时} \\ 1.4 & \text{非共面时} \end{cases}$$

对非共面滑移系位错间相互作用的强度更仔细地区别处理, 可以给出 $q_{a\beta}$ 的更精确的取值。

对于低层错能材料, 孪晶在塑性变形中起着重要的作用, 硬化规律较为复杂。

(5) 多晶体塑性模型

多晶体是由大小、形状、方位各不相同的单晶晶粒集合而成的集合体。假设各相邻晶粒彼此接触, 变形后不产生裂缝, 则连续介质力学中的平衡方程及变形协调条件均应在集合体中满足。

从理论上说, 若已知各晶粒的本构方程, 则采用离散化的方法可以得到整个多晶集合体的本构关系。例如可将每个晶粒离散为一个或多个有限单元。但是塑性成形中一个制件所包含的晶粒数目极大, 不能采用以上方法。

另一类方法是建立在统计平均的基础上的。假设多晶集合体是均匀的, 每一点都呈现集合体的统计平均特性。多晶体中各物理量的数值可以通过对处于各个不同方位的单晶体中该物理量的数值进行体积加权平均求得。建立多晶集合体模型的方法主要有如下三种。① Sachs 型模型: 令集合体中所有晶粒都处于与宏观应力相同的均匀应力场中, 强加了平衡条件, 但在晶界处不满足协调条件。② 泰勒型模型: 令集合体中所有晶粒应变相同, 都等于宏观应变, 强加了协调条件, 但在晶界处不满足平衡条件。③ 自洽理论: 它是采用严格的数学、力学推导而建立起来的, 能同时满足平衡条件与协调条件。其中泰勒型模型因应用方便且与实验吻合较好而应用较广泛。

晶粒方位在空间中分布的规律称为取向分布函数 (ODF), 一般采用欧拉角来表示。ODF 可以利用由 X 射线衍射获得的结果经分析处理而求得, 它是建立精确的多晶体模型的基础。

4.5.3 细观损伤理论

(1) 概述

1) 损伤与韧性断裂 金属材料因塑性大变形诱发的损伤破坏机制, 主要是大多数弹塑性材料较易变形的基体首先在刚度较大的杂质或第二相粒子周围塑性流动并引起微空洞形核, 使基体与杂质的界面破坏, 或使杂质本身断裂面形成空洞。空洞随变形长大使应力场更不均匀, 导致新

的空洞形核或产生局部剪切带，最后空洞成片聚合而形成宏观裂纹，这就是韧性损伤破坏的过程，如图 2.1-16 所示。

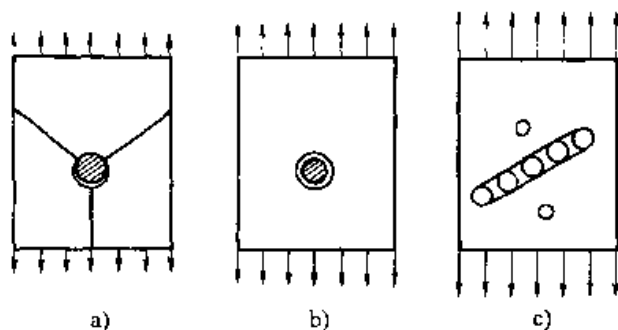


图 2.1-16 载荷作用下空洞的演化

a) 形核 b) 长大 c) 聚合

2) 损伤变量 考虑受损材料的一个微元面，其外法线为 n ，面积为 A 。该面积微元和缺陷相交的缺陷面积为 A_D ， $A - A_D$ 为该微元面的实际净面积。考虑到缺陷引起应力集中，认为有效面积 \tilde{A} 比净面积更小。据此定义下述缺陷面积分数 D_n 为损伤变量

$$D_n = \frac{A - \tilde{A}}{A} = 1 - \frac{\tilde{A}}{A}$$

$D_n = 0$ 表示 $\tilde{A} = A$ ，无损伤； $D_n = 1$ ， $\tilde{A} = 0$ ，对应于完全破坏， $0 < D_n < 1$ 表示损伤状态。为简便计，我们只讨论各向同性损伤的情况，这时 D_n 与 n 的取向无关，为一标量，简记为 D 。

另一种定义损伤变量的方法是令 D 等于缺陷的体积分数 f ，即

$$D = 1 - \frac{\tilde{V}}{V} = 1 - \frac{\rho}{\rho_0} = f$$

式中 \tilde{V} 和 ρ ——有效体积和有效密度；

V 和 ρ_0 ——名义体积和初始（无损时的）密度。

对于各向同性损伤的情况，以上这两种定义是一致的。

(2) 空洞的萌生准则

一般采用宏观意义点上的受损材料的总体应力或应变值达到临界值作为空洞萌生的准则。

1) 应力准则

$$\sigma_m + \left(\frac{2}{3} + \lambda\right) \bar{\sigma} = \sigma_c$$

式中 σ_m ——平均应力；

$\bar{\sigma}$ ——等效应力；

σ_c ——临界应力；

λ ——用于权衡 σ_m 和 $\bar{\sigma}$ 二者的参数。

2) 应变准则

$$\bar{\epsilon} = \epsilon_c$$

式中 $\bar{\epsilon}$ ——全部（弹性和塑性）等效应变；

ϵ_c ——应变的临界值。

(3) 屈服准则

Gurson 将空洞化材料看作由空洞与韧性基体所组成的集合体，再从中取出一个胞元作为集合体的统计代表进行研究。他研究了长圆柱和圆球这两种空洞模型。其中对于球型空洞模型导出的屈服准则的近似解析表达式为

$$F(\sigma, Y, f) = \left(\frac{\sigma}{Y}\right)^2 + 2f \cosh\left(\frac{3\sigma_m}{2Y}\right) - 1 - f^2 = 0$$

式中 σ 、 σ_m 、 $\bar{\sigma}$ ——包括空洞的材料宏观柯西应力、静水应力和等效应力；

Y ——基体材料的屈服应力；

f ——空洞体积分数，即前述的损伤变量 D 。

Gurson 的模型是孤立地考虑了单个胞元的响应。Tvergaard 考虑到空洞之间的相互作用，将 Gurson 模型修改为

$$F = \left(\frac{\sigma}{Y}\right)^2 + 2fq_1 \cosh\left(\frac{3}{2}q_2 \frac{\sigma_m}{Y}\right) - (1 + q_3 f^2) = 0 \quad (2.1-64)$$

式中 q_1 、 q_2 、 q_3 的建议取值为

$$q_1 = 1.5, q_2 = 1, q_3 = q_1^2$$

当 $f=0$ 时，上式退化为密席斯屈服准则。

(4) 演化方程

随着塑性变形的增加，损伤变量发生不可逆的变化。通常称损伤变量随塑性变形增长而变化的规律为演化方程，寻求演化方程是损伤力学的基本任务之一。

空洞体积分数 f （即损伤变量）的演化方程可表达为如下速率形式

$$\dot{f} = \dot{f}_m + \dot{f}_Y + \dot{f}_{fal}$$

式中 \dot{f}_m ——由于新的空洞形核面引起的 f 的变化率；

\dot{f}_Y ——由于空洞长大而引起的 f 的变化率；

f_{lim} ——由于空洞聚合而引起的 f 的变化率。

由于基体材料在塑性变形中保持体积不变, 故有

$$\dot{f}_{\text{gr}} = (1-f)\text{tr}d^p$$

\dot{f}_{m} 可表达为

$$\dot{f}_{\text{m}} = A\dot{Y} + \frac{B}{3}\dot{\sigma}_{\text{m}}$$

式中的 A 、 B 可由以下方法确定。

当空洞形核取决于等效塑性应变速率时

$$A = \frac{f_n}{\sqrt{2\pi}HS} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{\epsilon^p - \epsilon_N}{S}\right)^2\right], B = 0$$

式中 ϵ_N ——形核速率为最大时的等效塑性应变;

f_n ——空洞形核的饱和体积分数值;

S ——正态分布的标准差;

H ——塑性切线模量。

当空洞形核取决于界面传递的最大正应力时

$$A = B = \frac{f_n}{\sqrt{2\pi}S} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{Y + \sigma_{\text{m}} - \sigma_N}{S}\right)^2\right]$$

式中 σ_N ——空洞形核速率为最大时的应力。

由于空洞聚合而导致的 \dot{f}_{ml} 为

$$\dot{f}_{\text{ml}} = \frac{1}{H} \frac{f_u - f}{\Delta\epsilon} \dot{Y}$$

式中 f_u ——极限空洞体积分数值, 当 $f = f_u$ 时材料失去承受宏观应力的能力;

$\Delta\epsilon$ ——材料参数;

H —— $1/H = 1/E_t - 1/E$

f_c —— f 的临界值, 当 $f = f_c$ 时开始发生空洞连接聚合。

(5) 流动法则

采用关连的流动法则, 由上述各式可导出与式 (2.1-64) 相应的包含空洞的材料的宏观塑性应变速率

$$d_{ij}^p = \frac{\alpha}{G} M_{ij}^G M_{ij}^F \bar{\sigma}_{ij}$$

其中

$$M_{ij}^G = \frac{3\sigma_{ij}'}{2Y} + \beta\delta_{ij}, M_{ij}^F = \frac{3\sigma_{ij}'}{2Y} + \mu\delta_{ij}$$

$$\beta = \frac{f}{2} q_1 q_2 \sinh\left(\frac{q_2 \sigma_{\text{m}}}{2Y}\right), \mu = \beta + \frac{B}{6} Y \frac{\partial F}{\partial f}$$

$$\bar{G} = \frac{Y}{2} | -3\beta(1-f) \frac{\partial F}{\partial f} -$$

$$\left[\frac{\partial F}{\partial f} \left(A + \frac{1}{H} \frac{f_u - f}{\Delta\epsilon} \right) + \frac{\partial F}{\partial Y} \right] \times$$

$$H \frac{1}{1-f} \left(\frac{3\sigma_{ij}'}{2Y^2} + \beta \frac{\sigma_{ij}'}{Y} \right)$$

当空洞体积分数值 f 达到一个临界值 f_c 时 (更一般地, 当损伤因子 D 达到临界值 D_c 时), 认为材料失去承载能力, 即发生破裂。材料破裂时的实际空洞体积分数值约为 25% 或更小。

4.6 流体的本构方程

4.6.1 理想流体

一般流体都具有黏性, 表现为在流体运动中会产生切应力, 用以抵抗两层流体之间的相对速度。当流体的黏性很小或变形速率很小时, 可以忽略切应力, 这样的模型称为理想流体模型。

理想流体模型没有切应力, 在任意方向上的面力向量都只有法向分量, 即理想流体的应力 σ 是各向同性张量, 可表示为

$$\sigma = -pI, \sigma_{ij} = -p\delta_{ij}$$

式中 p ——流体的压力;

I ——单位张量。

4.6.2 牛顿黏性流体

(1) 运动方程和热动平衡方程

对于黏性流体, 可将应力张量 σ 写成两部分

$$\sigma = -pI + \tau, \sigma_{ij} = -p\delta_{ij} + \tau_{ij} \quad (a)$$

式中, $-pI$ 是忽略黏性时的应力部分。 τ 是由于黏性产生的应力, 称 τ 为黏性应力。

将式 (a) 以及物质导数 $Dv_i/Dt = \partial v_i/\partial t + v_j (\partial v_i/\partial x_j)$ 代入欧拉形式的运动方程, 得到流体力学的运动方程

$$\rho \left(\frac{\partial v_i}{\partial t} + v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} \right) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + \rho b_i \quad (2.1-65)$$

对单位体积的流体所作的机械功率为

$$\begin{aligned} \sigma_{ij} d_{ij} &= (-p\delta_{ij} + \tau_{ij}) d_{ij} = -p d_{ii} + \tau_{ij} d_{ij} \\ &= -p \text{div} v + \tau_{ij} d_{ij} \end{aligned} \quad (b)$$

右边第一项是可逆的部分, 第二项是不可逆的部分。

将单位质量的流体与外界交换的热量和内摩擦产生的热量分别记为

$$\Delta Q^e = h - \frac{1}{\rho} \text{div} q, \Delta Q^i = \frac{1}{\rho} \tau_{ij} d_{ij} \quad (c)$$

下面将物质导数记为 d/dt , 则有

$$T \frac{ds}{dt} = \Delta Q' + \Delta Q'' \quad (d)$$

式中 s ——单位质量流体的熵。

将式 (b) ~ 式 (d) 代入内能变化方程式 (2.1-36) 得

$$de = Tds + pdV \quad (e)$$

这个方程称为热动平衡方程。

(2) 本构方程

牛顿黏性流体模型有两个假定：

(1) 黏性应力 τ 是应变速率的线性函数，

即

$$\tau_{ij} = C_{ijkl} d_{kl} \quad (f)$$

2) 流体是各向同性的。

由这两个假定，知式 (f) 中 C_{ijkl} 为各向同性的四阶对称张量，于是

$$\tau_{ij} = \lambda d_{kk} \delta_{ij} + 2\mu d_{ij} \quad (g)$$

标量 μ 称为流体的黏性系数。对于不可压缩流体，式 (g) 简化为

$$\tau_{ij} = 2\mu d_{ij} \quad (2.1-66)$$

牛顿流体是满足式本构方程 (2.1-66)，且具有常黏度 μ 的流体。凡是流动性能不能用本构方程式 (2.1-66) 来描述的流体称之为非牛顿流体 (其中包括 μ 不为常数的情况)。

4.6.3 广义牛顿流体

(1) 本构关系

在材料加工中常常要处理非牛顿流体，如熔融的塑料等。从流体力学的角度看，非牛顿流体具有高黏性、剪切变稀和弹性效应。不可压缩牛顿流体的力学性能仅用常数 μ 即可描述，而非牛顿流体的本构关系更复杂，即使在稳态剪切流动中也需要三个独立的材料函数。

$$\sigma_{12} = \eta(\dot{\gamma}) \dot{\gamma} \quad (a)$$

$$\sigma_{11} - \sigma_{22} = \Psi_1(\dot{\gamma}) \dot{\gamma}^2 \quad (b)$$

$$\sigma_{22} - \sigma_{33} = \Psi_2(\dot{\gamma}) \dot{\gamma}^2 \quad (c)$$

式中 $\dot{\gamma}$ 为剪切率。非牛顿流体的黏性系数是应变速率的函数，如图 2.1-17 所示。

对于工业应用，高聚合物等非牛顿流体最重要的特性是非牛顿黏度，即随剪切速度而变化的黏度。在牛顿黏性定律中采用这种变化的黏度，就得到广义牛顿流体模型。这种模型虽然简单，但能很好地描述以剪切为主、黏性起决定性作用的流动过程。

对不可压缩广义非牛顿流体，本构方程仍表

示为

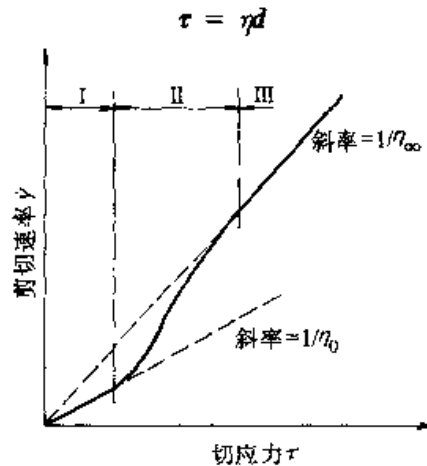


图 2.1-17 非牛顿流体 $\eta - \dot{\gamma}$ 关系的典型曲线
但其中的 η 不是常数，而是 d 的函数。由于 d 为张量，所以 η 应表示为 d 的不变量的函数。令 I_1 、 I_2 、 I_3 分别表示 d 的第一、第二和第三不变量。对于不可压缩流体，有

$$I_1 = \text{tr}(d) = 0$$

利用 Cayley-Hamilton 定理，有

$$d^3 - I_1 d^2 + I_2 d - I_3 I = 0$$

即 I_3 可用 I_1 和 I_2 表示。于是可得

$$\eta = \eta(I_2)$$

记

$$d = \sqrt{\frac{1}{2} \text{tr} d^2} = \sqrt{\frac{1}{2} I_2}$$

则

$$\eta = \eta(d)$$

于是

$$\tau = \eta(d) d \quad (2.1-67)$$

上式称为广义牛顿流体的本构方程，在工程中应用于流动计算较方便。但此方程不能描述非牛顿流体与法向应力和时间有关的其他现象，如挤出扩大等。

(2) 常用非牛顿流体模型

$\eta(d)$ 的函数形式很多，以下是其中较常用的几种形式。

1) Ostwald de waele 幂律模型

$$\eta = K d^{n-1}$$

或

$$\tau = K d^n$$

式中 K ——稠度系数 ($\text{N} \cdot \text{s}^n / \text{m}^2$)；

n ——流体特性指数，无因次。

上式仅用于非牛顿区。

2) Bingham 模型

此模型有一屈服应力，仅当材料所受切应力超过屈服应力时才会流动，而小于屈服应力时材料具有弹性固体的行为。

$$\tau = \tau_y + \eta_p' d = \eta_p d$$

或

$$\begin{cases} \eta_p = \infty, \tau < \tau_y \\ \eta_p = \eta_p' + \frac{\tau_y}{d}, \tau \geq \tau_y \end{cases}$$

式中 τ_y ——屈服应力 (Pa);

η_p ——塑性黏度，等于流动曲线的斜率;

η_p' ——具有黏度量纲的常数。

此模型仅当这种材料出现流动时才应用。

Bingham 模型是描写塑性材料的一种模型。按此模型，当应力大于屈服应力时，流体总是呈现牛顿流体的特征，但是许多流体更符合幂律。因此用下面的模型更好。

3) Herschel-Bulkley 模型

$$\tau = \tau_y + Kd^n = \eta_p d$$

或

$$\begin{cases} \eta_p = \infty, \tau < \tau_y \\ \eta_p = Kd^{n-1} + \frac{\tau_y}{d}, \tau \geq \tau_y \end{cases}$$

式中 τ ——切应力;

τ_y ——屈服应力;

K ——稠度系数;

d ——应变速率;

n ——流体特性指数;

η_p ——塑性黏度。

它可以描述非牛顿流体的行为。

4.7 热传导问题

4.7.1 富利叶传热定律

在广泛实验的基础上，富利叶确定了热流密度矢量 q 与温度梯度成正比，

$$q = -k \text{grad} T \quad (2.1-68)$$

式中 T ——绝对温度;

k ——热传导系数 ($k > 0$ ，可随温度缓慢变化)， k 前面的负号表示热量是由高温流向低温。

式 (2.1-68) 称为富利叶传热定律。

4.7.2 热传导方程

由富利叶传热定律可得

$$\text{div} q = \text{div}(-k \text{grad} T) = -\frac{\partial}{\partial x_i} \left(k \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) \quad (a)$$

由 4.6.2 节的式 (d) 和式 (e) 得

$$\Delta Q = \Delta e - p \Delta V$$

对固体和液体，体积变化 ΔV 可忽略， $\Delta Q \approx \Delta e$ ，于是比定容热容为

$$c = \frac{\Delta Q}{\Delta T} \approx \frac{\Delta e}{\Delta T} = \frac{de}{dT}$$

在温度变化不大的范围内，比定容热容 c 可以认为是常数，于是内能 e 可表示为

$$e = cT \quad (\text{取 } T = 0 \text{ 时, } e = 0) \quad (b)$$

将式 (a) 和式 (b) 代入内能变化方程 (2.1-36)，并假定热传导系数 $k = \text{常数}$ ，得到

$$\rho c \frac{DT}{Dt} = k \frac{\partial^2 T}{\partial x_i \partial x_i} + \rho h + \sigma_{ij} d_{ij} \quad (2.1-69)$$

上式为热传导的普遍微分方程。当介质静止时，上式简化为

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = k \frac{\partial^2 T}{\partial x_i \partial x_i} + \rho h \quad (2.1-70)$$

上式即为瞬态热传导方程。当 T 不随时间 t 变化时，令 $\partial T / \partial t = 0$ ，就得到稳态热传导方程

$$k \frac{\partial^2 T}{\partial x_i \partial x_i} + \rho h = 0$$

式中 ρ ——物体的质量密度;

h ——单位质量的物体在单位时间内放出的热量。

4.8 状态方程

热力学状态参数间满足的函数关系都可称之为状态方程。对于处于热动平衡的单相物体系，热动平衡方程

$$Tds = de + p dV$$

成立，其中 $V = 1/\rho$ 。独立的热力学状态参数只有两个，介质的压力 p ，密度 ρ 和绝对温度 T 三者之间恒满足某个确定的状态方程。

$$f(p, \rho, T) = 0 \quad \text{或} \quad p = p(\rho, T)$$

固体的密度变化很小，其状态方程可采用如下形式

$$\frac{1}{\rho} = \frac{1}{\rho_0} (1 + \alpha T + \beta p) \quad (2.1-71)$$

式中 ρ_0 ——当 $T = 0$ 和 $p = 0$ 时的密度;

α ——热膨胀系数, 其典型数量级为 $10^{-4}/^{\circ}\text{C}$;

β ——等温压缩系数, 其典型数量级为 $10^{-10}/\text{Pa}$ 。

粉末等材料也可以作为连续介质进行处理,

其密度和单位压力之间的关系(状态方程)可采用如下幂律描述

$$\rho = k p^n$$

式中 k 和 n 为由实验确定的常数。

第2章 有限元法基础

1 引言

材料成形问题可以抽象为一个微分方程(组)的边值问题。一般说来,微分方程的边值问题只是在方程的性质比较简单,问题的求解域的几何形状十分规则的情况下,或是对问题进行充分简化的情况下,才能求得解析解。而实际的材料成形问题求解域往往是十分复杂的,而且场方程往往相互耦合,因此无法求得解析解,而对问题进行过多简化所得到的近似解可能误差很大,甚至是错误的。因此,复杂工程问题的求解必须采用数值方法。

数值模拟方法的基本特点是将微分方程边值问题的求解域进行离散化,将原来欲求得在求解域内处处满足场方程、在边界上处处满足边界条件的解析解的要求降低为求得在给定的离散点(节点)上满足由场方程和边界条件所导出的一组代数方程的数值解。这样,就使一个连续的、无限自由度问题变成离散的、有限自由度问题。

已经发展的数值模拟方法可以分为两大类。一类以有限元法为代表,另一类以有限差分法为代表。有限元法的特点是将求解域离散为一组有限个形状简单、且仅在节点处相互连接的单元的集合体,在每个单元内用一个满足一定要求的插值函数描述基本未知量在其中的分布,随着单元尺寸的缩小,近似的数值解将越来越逼近精确解。有限元法能适应任意复杂的和变动的边界。关于有限差分法将在本篇第8章中阐述。

有限元法起源于20世纪40年代提出的结构力学中的矩阵算法。“有限元法”这一术语是克拉夫于1960年提出来的。它起初是作为一种力学分析的数值计算方法,后来发展成为求解偏微分方程边值、初值问题的一种一般的离散化方法。因此,有限元法广泛地应用于科学与工程领域的许多领域,其中包括结构、热传导、流体、电磁场及其相互耦合的分析。

有限元法的基本思想是把连续体视为离散单元的集合体来考虑。在应用有限元法分析问题

时,首先采用“化整为零”的办法,将连续体分解为有限个性态比较简单的“单元”,对这些单元分别进行分析;然后采用“积零为整”的办法,将各单元重新组合为原来的连续体的简化了的模型,通过求解这个模型得到问题的基本未知量(例如位移)在若干离散点上的数值解;最后,根据得到的数值解再回到各个单元中计算其他物理量(例如应变、应力)。

在金属成形过程中,制件发生很大的塑性变形,在位移与应变的关系上存在几何非线性,在材料的本构关系(应力-应变关系)上存在材料非线性,又称为物理非线性。不仅如此,成形所用模具型面的几何形状往往比较复杂,制件与模具的接触状态不断改变,摩擦规律也难以准确地描述。由接触问题引起的非线性可以称为状态非线性。有限元法是目前进行非线性分析的最强有力的工具,因此也成为金属塑性成形过程模拟的最流行的方法。

在塑性成形过程的有限元模拟中,根据材料本构关系的不同可将有限元法分为小变形弹塑性有限元法,有限应变弹塑性有限元法、刚塑性有限元法和黏塑性有限元法。

1967年,Marcal和King首先提出了弹塑性有限元法。1968年,Yamada等推导了塑性应力-应变矩阵。1970年,Hibbit等提出了建立在有限变形理论基础上的大变形有限元列式。20世纪70年代中期,Osias,McMeeking等采用欧拉描述法建立了大变形有限元列式。此后大变形弹塑性有限元法不断完善。采用弹塑性有限元法分析金属成形问题,不仅能计算制件的变形和应力、应变分布,而且还能有效地处理卸载问题,计算金属成形过程结束后制件的回弹和残余应力的分布。因此,它适宜于板材成形等问题的模拟。但是,弹塑性有限元法采用的增量型本构关系不允许使用大的变形增量,总的计算时间较长。

在大变形的金属成形问题中,有时可以忽略其中的弹性变形,而采用刚塑性材料模型,1971年德国的Lung,1973年美国的Lee和Kobayashi

分别提出了刚塑性有限元法。采用刚塑性有限元法,由于不需考虑材料弹塑性状态的变化,所以可采用比弹塑性有限元法大的增量步长,从而减少计算时间。但刚塑性有限元法不能确定刚性区的应力、应变分布,也不能处理卸载问题。在锻造等体积成形问题中,金属材料的塑性变形量很大;由于温度的影响,材料的弹性参数确定较麻烦;而回弹的影响并不大。因此,用刚塑性有限元法模拟体积成形过程是比较适宜的。为了考虑变形速率对金属塑性流动和变形抗力的影响,可采用由刚塑性有限元法扩展而得的刚黏塑性有限元法。

近年来,随着计算机硬件、软件技术的飞速发展和对材料成形过程物理规律研究的深入,材料成形过程计算机模拟技术取得了很大的进展。计算机模拟即是通过数值计算得到用微分方程边值问题来描述的具体材料成形问题中制件和模具的速度场(位移场)、应变场、应力场、温度场等等,据此预测制件组织性能的变化以及可能出现的缺陷。利用计算机图形技术将这些分析结果直观地、动态地呈现在研究设计人员面前,使他们能通过这个虚拟的材料加工过程检验制件的最终形状、尺寸、性能等是否符合设计要求,也有助于正确选用设备和模具材料。采用模拟技术,能在材料加工工艺设计和模具设计初步方案完成后立即对其进行检验,寻求可行的甚至最优的设计方案。然后再完成详细设计并进行模具制造。这样,在新产品开发时,就能使得产品设计、工装模具设计和加工等相关工作同时展开,即实现并行工程,达到降低成本,提高质量,缩短产品交货期的目的。塑性成形过程模拟(CAE)与塑性成形工艺及模具计算机辅助设计(CAD)技术的集成,与可视化技术和人工智能的结合,将形成一种方便高效的智能化设计和研究手段。它不仅能用于检验和优化设计,也可用于探索新的塑性成形工艺和材料。

本章以弹性有限元法为例,介绍有限元法的基本概念和分析处理步骤。

2 加权余量法与变分法

2.1 加权余量法

2.1.1 微分方程的等效积分形式

科学和工程中的许多问题,通常是以未知场

函数应满足的微分方程和边界条件的形式提出来的,可以一般地表示为未知函数 u 应满足微分方程组

$$A(u) = \begin{cases} A_1(u) \\ A_2(u) \\ \vdots \end{cases} = 0 \quad (\text{在域 } V \text{ 内}) \quad (2.2-1)$$

同时未知函数 u 在域 V 的边界 S 上还应满足边界条件

$$B(u) = \begin{cases} B_1(u) \\ B_2(u) \\ \vdots \end{cases} = 0 \quad (\text{在边界 } S \text{ 上}) \quad (2.2-2)$$

未知函数 u 可以是标量场或向量场。 AB 表示对于独立变量(如空间坐标,时间坐标)的微分算子。微分方程数应和未知场函数的数目相等。

由于式(2.2-1)和式(2.2-2)分别在域 V 内和边界 S 上的每一点都必须为零,所以对于任意的函数向量 V 和 \bar{V} ,下面两式恒成立:

$$\begin{aligned} \int_V V^T A(u) dV &\equiv \int_V (v_1 A_1(u) + v_2 A_2(u) + \dots) dV \\ &\equiv 0 \\ \int_S \bar{V}^T B(u) dS &\equiv \int_S (\bar{v}_1 B_1(u) + \bar{v}_2 B_2(u) + \dots) dS \\ &\equiv 0 \end{aligned}$$

积分形式

$$\int_V V^T A(u) dV + \int_S \bar{V}^T B(u) dS = 0 \quad (2.2-3)$$

对于所有的 V 和 \bar{V} 都成立等效于满足微分方程(2.2-1)和边界条件(2.2-2)。式(2.2-3)称为微分方程的等效积分形式。

2.1.2 加权余量法

对于微分方程(2.2-1)和边界条件(2.2-2)所表达的物理问题,往往难于求得场函数 u 的精确解。因此,人们用如下形式的近似函数来表示未知的场函数。

$$u \approx \tilde{u} = \sum_{i=1}^n N_i a_i = Na \quad (2.2-4)$$

式中, a_i 是待定参数(向量); N_i 是称之为试探函数(或基函数、形函数)的已知函数(矩阵),它取自完全的函数序列,是线性独立的。所谓完

全的函数序列是指任一函数都可用此序列表示,常用的完全的函数序列有多项式、三角函数等。试探函数通常选择使之满足未知函数本身需满足的强制边界条件(例如位移边界条件)和由微分方程的阶数所决定的连续性要求。

通常在式(2.2-4)取有限项的情况下近似解不能精确满足微分方程(2.2-1)和全部边界条件(2.2-2),而会产生余量(亦称为残差) R 和 \bar{R}

$$A(Na) = R, \quad B(Na) = \bar{R}$$

我们用 n 个给定的函数向量 W_j 和 \bar{W}_j 来代替等效积分式(2.2-3)中的 V 和 \bar{V} , 得到

$$\int_V W_j^T A(Na) dV + \int_S \bar{W}_j^T B(Na) dS = 0 \quad (j = 1 \sim n) \quad (2.2-5)$$

上式的意义是通过选择待定系数 a_i , 强迫余量在某种平均意义上等于零。式中 W_j 和 \bar{W}_j 称为权函数。令式(2.2-5)等于零, 得到一组求解方程, 用以确定待定系数 a_i , 从而得到原问题的近似解。采用使余量的加权积分为零来求得微分方程近似解的方法称为加权余量法。

任何独立的完全函数集都可以用来作为权函数。以下是两种常用的权函数。

(1) 配点法

取

$$W_j = \bar{W}_j = \delta(x - x_j)$$

$\delta(x - x_j)$ 有如下性质: 当 $x \neq x_j$ 时, $W_j = 0$, 但有

$$\int_V W_j dV = I, \quad (j = 1 \sim n)$$

这种方法相当于简单地强迫余量在域内 n 个点上等于零 (x_j 应在域 V 内)。

(2) 伽辽金 (Galerkin) 法

伽辽金法取 $W_j = N_j$, $\bar{W}_j = -W_j = -N_j$ 。即简单地利用近似解的试探函数作为权函数。近似积分式(2.2-5)成为

$$\int_V N_j^T A(Na) dV - \int_S N_j^T B(Na) dS = 0 \quad (j = 1 \sim n) \quad (2.2-6)$$

在很多情况下, 采用伽辽金法得到的求解方程的系数矩阵是对称的, 因此用加权余量法建立有限元格式时都采用此法。当存在相应的泛函时, 伽辽金法与变分法往往导致同样的结果。

2.2 变分原理和里兹法

2.2.1 变分原理

设 u 是未知函数, F 和 E 是 u 及其偏导数的函数, V 是求解域, S 是 V 的边界, 则如下积分形式 Π 称为未知函数 u 的泛函, Π 随函数 u 的变化而变化, 即它是未知函数的函数。

$$\Pi = \int_V F(u, \frac{\partial u}{\partial x}, \dots) dV + \int_S E(u, \frac{\partial u}{\partial x}, \dots) dS \quad (2.2-7)$$

变分法所研究的是如何求得使泛函 Π 取驻值的函数 u , 以及驻值点的性质(极大值、极小值或驻值)。与微积分中对函数驻值问题的讨论相似, 泛函 Π 的驻值条件是, 对于函数 u 的微小变化 δu , 泛函的变分(即变化量) $\delta \Pi$ 等于零。

$$\delta \Pi = 0 \quad (2.2-8)$$

许多物理问题可以表达为泛函的极值问题, 采用变分法求解。这种求解方法称为变分原理。

2.2.2 里兹 (Ritz) 法

里兹法是求解泛函极值问题的一种直接方法。

设未知函数的近似解由一族带有待定参数的试探函数表示

$$u \approx \tilde{u} = \sum_{i=1}^n N_i a_i = Na \quad (a)$$

式中 a ——待定参数;

N ——已知函数。

将式(a)代入式(2.2-7), 得到用试探函数和待定参数表示的泛函 Π 。泛函的变分为零相当于将泛函对所包含的待定参数进行全微分, 并令所得的方程等于零, 即

$$\delta \Pi = \frac{\partial \Pi}{\partial a_1} \delta a_1 + \frac{\partial \Pi}{\partial a_2} \delta a_2 + \dots + \frac{\partial \Pi}{\partial a_n} \delta a_n = 0$$

由于 $\delta a_1, \delta a_2, \dots$ 是任意的, 满足上式时必然有 $\frac{\partial \Pi}{\partial a_1}, \frac{\partial \Pi}{\partial a_2}, \dots$ 都等于零。因此可以得到一组方程:

$$\frac{\partial \Pi}{\partial a} = \left[\frac{\partial \Pi}{\partial a_1} \quad \frac{\partial \Pi}{\partial a_2} \quad \dots \quad \frac{\partial \Pi}{\partial a_n} \right]^T = 0$$

这是与待定参数 a 的个数相等的方程组, 用以求解 a 。这种求近似解的直接方法叫做里兹法。

2.3 弹性力学中的变分原理

作为上述微分方程的等效积分形式以及变分

原理的一个示例,我们在本小节中讨论虚功原理(包括虚位移原理和虚应力原理)和线弹性力学的最小位能原理。

2.3.1 虚位移原理

静力问题的平衡方程和力边界条件为

$$\sigma_{ij,j} + \rho b_i = 0 \quad (\text{在 } V \text{ 内}) \quad (b)$$

$$\sigma_{ij}n_j - \bar{p}_i = 0 \quad (\text{在 } S_p \text{ 上}) \quad (c)$$

式中, $\sigma_{ij,j}$ 为 σ_{ij} 的偏导数。式 (b) 和式 (c) 分别与式 (2.2-3) 中的 $A(u) = 0$ 和 $B(u) = 0$ 相对应。采用伽辽金法, 权函数可分别取为真实位移的变分 δu_i (运动学许可的位移增量场) 及其边界值 (取负值), 于是可以得到与式 (2.2-3) 相应的等效积分

$$\int_V \delta u_i (\sigma_{ij,j} + \rho b_i) dV - \int_{S_p} \delta u_i (\sigma_{ij}n_j - \bar{p}_i) dS = 0 \quad (2.2-9)$$

利用奥高公式, 对上式左边第一项进行分部积分, 并注意到 σ_{ij} 的对称性, δu_i 是运动学许可的虚位移, 得

$$\begin{aligned} \int_V \delta u_i \sigma_{ij,j} dV &= - \int_V \frac{1}{2} (\delta u_{i,j} + \delta u_{j,i}) \sigma_{ij} dV + \int_{S_p} \delta u_i \sigma_{ij} n_j dS \\ &= - \int_V \delta \epsilon_{ij} \sigma_{ij} dV + \int_{S_p} \delta u_i \sigma_{ij} n_j dS \end{aligned}$$

将上式代入式 (2.2-9) 得

$$\int_V (-\delta \epsilon_{ij} \sigma_{ij} + \delta u_i \rho b_i) dV + \int_{S_p} \delta u_i \bar{p}_i dS = 0 \quad (2.2-10)$$

$$\text{或 } \int_V \sigma_{ij} \delta \epsilon_{ij} dV = \int_V \rho b_i \delta u_i dV + \int_{S_p} \bar{p}_i \delta u_i dS$$

这就是虚位移原理。其力学意义是: 如果力系是平衡的, 则它们在虚位移和虚应变上所作之功的总和为零。反之, 如果力系在虚位移 (及虚应变) 上所作之功的和等于零, 则它们一定是满足平衡的。所以虚位移原理表述了力系平衡的充要条件。

还应指出, 在导出虚位移原理的过程中, 没有涉及物理方程 (应力-应变关系), 所以虚位移原理不仅可用于线弹性问题, 而且可以用于非线性弹性及弹塑性等材料非线性问题。由虚位移原理可推导出位移法 (即以位移为基本未知量

的) 有限元方程。

2.3.2 虚应力原理

类似地, 几何方程和位移边界条件的等效积分分为

$$\begin{aligned} \int_V \delta \sigma_{ij} \left[\epsilon_{ij} - \frac{1}{2} (u_{i,j} + u_{j,i}) \right] dV + \int_{S_0} \delta p_i (u_i - \bar{u}_i) dS &= 0 \end{aligned}$$

其中权函数分别取真实应力的变分 $\delta \sigma_{ij}$ (静力学许可的应力场) 及其相应的边界值 δp_i 。经分部积分可得虚应力原理, 或余虚功原理。

$$\int_V \delta \sigma_{ij} \epsilon_{ij} dV - \int_{S_0} \delta p_i \bar{u}_i dS = 0 \quad (2.2-11)$$

虚应力原理表述了位移协调的充要条件。虚应力原理同样可以应用于线弹性或材料非线性问题。由虚应力原理可推导出方法 (即以应力为基本未知量的) 有限元方程。

但应指出, 无论是虚位移原理或虚应力原理, 它们所依赖的几何方程和平衡方程都是基于小变形理论的, 所以它们不能直接应用于基于大变形理论的力学问题。

2.3.3 线弹性力学的最小位能原理

将线弹性材料的本构方程

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \epsilon_{kl}$$

代入虚位移原理式 (2.2-10) 得

$$\int_V (\delta \epsilon_{ij} C_{ijkl} \epsilon_{kl} - \delta u_i \rho b_i) dV - \int_{S_p} \delta u_i \bar{p}_i dS = 0 \quad (d)$$

由于 C_{ijkl} 的对称性

$$\delta \epsilon_{ij} C_{ijkl} \epsilon_{kl} = \delta \left(\frac{1}{2} C_{ijkl} \epsilon_{ij} \epsilon_{kl} \right) = \delta U(\epsilon_{mn}) \quad (e)$$

$U(\epsilon_{mn})$ 为单位体积的 (弹性) 应变能, 可见式 (d) 中体积积分的第一项就是单位体积应变能的变分。

在线弹性力学中, 假定体积力 b_i 和边界上面力 \bar{p}_i 的大小和方向都是不变的 (其变分为零)。与重力及势能的关系相类似, 可定义与体力及面力相关的位势函数 $\phi(u_i)$ 和 $\Psi(u_i)$, 使得

$$-\delta \phi(u_i) = \rho b_i \delta u_i, \quad -\delta \Psi(u_i) = \bar{p}_i \delta u_i \quad (f)$$

将式 (e) 和式 (f) 代入式 (d), 就得到

$$\delta \Pi_p = 0 \quad (2.2-12)$$

其中

$$\Pi_p = \Pi_p(\epsilon_{ij}, u_i)$$

$$\begin{aligned}
 &= \int_V [U(\epsilon_{ij}) + \phi(u_i)] dV + \int_{S_p} \Psi(u_i) dS \\
 &= \int_V \left(\frac{1}{2} C_{ijkl} \epsilon_{ij} \epsilon_{kl} - \rho b_i u_i \right) dV - \int_{S_p} \bar{p}_i u_i dS
 \end{aligned} \quad (2.2-13)$$

是系统的总位能，它是弹性体变形能和外力位能之和。式(2.2-12)表明：在所有在域内满足几何方程，在边界上满足给定位移边界条件的运动学许可位移中，真实位移使系统的总位能取驻值。还可以进一步证明在所有运动学许可位移中，真实位移使系统总位能取最小值。因此式(2.2-12)所表述的称为最小位能原理。利用最小位能原理求得的位移近似解的弹性变形能是真解变形能的下界，即近似的位移场在总体上偏小，也就是说结构的计算模型显得偏于刚硬。

从上面的讨论可知，弹性力学的最小位能原理和虚位移原理是等价的。它们都可以用来建立有限元方程。在位移法有限元方程推导中，我们也常常将虚位移原理就称作虚功原理。

2.4 约束变分原理

以上讨论的变分原理中，假设未知的场函数(如位移)事先满足有关的约束条件(如位移边界条件)，这种变分原理称为自然变分原理。利用自然变分原理的好处是通常仅含有一个未知的场函数，同时泛函具有极值性。但是，对于许多实际问题，要构造事先满足全部附加条件的场函数相当困难。例如，两个物体接触面上的各点，其法向位移应一致；塑性变形中物体的体积应保持不变等。这时要采用约束变分原理，亦称广义变分原理，利用适当的方法将场函数应事先满足的附加条件引入泛函，使有附加条件的变分原理变成无附加条件的变分原理。

2.4.1 拉格朗日乘法

若泛函 Π 中的未知函数 u 还需满足附加的约束条件

$$C(u) = 0 \quad (\text{在 } V \text{ 中}) \quad (g)$$

这时引入这些附加条件构造另外一个泛函

$$\Pi^* = \Pi + \int_V \lambda^T C(u) dV \quad (2.2-14)$$

其中 Π 是未知函数 u 必须满足附加条件式 (g) 时的泛函； λ 是域 V 中一组独立坐标的函数向量，称为拉格朗日乘子； Π^* 称作修正泛函。在

引入附加条件后，原泛函 Π 的有附加条件驻值问题转化为修正泛函 Π^* 的无附加条件驻值问题。 Π^* 的驻值条件是它的一阶变分等于零。

$$\begin{aligned}
 \delta \Pi^* &= \delta \Pi + \int_V \delta \lambda^T C(u) dV + \int_V \lambda^T \delta C(u) dV \\
 &= 0
 \end{aligned} \quad (2.2-15)$$

用类似的方法也可以在域内某些点或边界上引入附加条件。拉格朗日乘法在微积分中的条件极值问题中的应用是我们所熟知的。

对于约束变分原理，用拉格朗日乘法构造的修正泛函包括两部分未知量 u 和 λ ，都需要用试探函数构造它们的近似解。

$$\tilde{u} = \sum N_i a_i = Na; \quad \tilde{\lambda} = \sum \tilde{N}_i b_i = \tilde{N}b$$

假如原泛函 Π 是微分方程

$$A(u) = 0 \quad (h)$$

的积分形式，而附加条件是线性微分方程组

$$C(u) = L_1(u) - C_1 = 0 \quad (i)$$

将式 (h) 和式 (i) 代入式 (2.2-15) 得

$$\begin{aligned}
 \delta \Pi^* &= \delta a^T \int_V N^T A(\tilde{u}) dV + \delta b^T \int_V \tilde{N}^T [L_1(\tilde{u}) - C_1] dV \\
 &\quad + \delta a^T \int_V L_1^T(N) \tilde{\lambda} dV = 0
 \end{aligned}$$

由于变分 δa 和 δb 都是任意的，所以由上式得

$$\begin{aligned}
 \int_V N^T A(\tilde{u}) dV + \int_V L_1^T(N) \tilde{\lambda} dV &= 0 \\
 \int_V \tilde{N}^T [L_1(\tilde{u}) - C_1] dV &= 0
 \end{aligned} \quad (j)$$

采用与里兹法相同的方法，可以把式 (j) 写成以 a 和 b 为未知数的近似求解方程组，其中式 (j) 中第一式的第一项就是仅由微分方程组 $A(u) = 0$ 的自然变分得到的近似方程

$$Ka - P = 0$$

其中 K 是对称的，整个方程组 (j) 可以写成以下的矩阵形式

$$K_0 C + R = \begin{bmatrix} K & K_{ab} \\ K_{ab}^T & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a \\ b \end{Bmatrix} - \begin{Bmatrix} P \\ Q \end{Bmatrix} = 0$$

其中

$$K_{ab}^T = \int_V \tilde{N}^T L_1(N) dV$$

$$Q = \int_V \tilde{N}^T C_1 dV$$

方程组的系数矩阵 K_0 是对称的，但在主对角线上必然存在零元素。修正泛函 Π^* 的变分仅使 Π^* 取驻值(不再保持原泛函 Π 的极值性质)。

主对角线上存在零元素时将不能用通常的方法直接求解。采用拉格朗日乘子法还会增加未知量的个数，从而增加计算量。

可以利用 $\delta\Pi^* = 0$ 所得到的 u 和 λ 的关系消去 λ ，由这个关系还可识别拉格朗日乘子 λ 自身的物理意义。这一点在以后讨论刚塑性有限元法时会清楚地看到。

2.4.2 罚函数法

利用罚函数将附加条件以乘积的形式引入泛函，得到新的泛函

$$\Pi^{**} = \Pi + \alpha \int_V C^T(u)C(u)dV \quad (2.2-16)$$

其中 α 称为罚数，若 Π 本身是解的极小值问题， α 取正数。由修正泛函得到的近似解只是近似地满足附加条件， α 值越大，附加条件的满足就越好。采用罚函数法不增加未知参量的个数，也不改变驻值的性质。若原来的函数取极值，那么用罚函数法构造的修正函数仍取极值。

在应用罚函数法求解实际问题时，也出现一定的困难。由约束泛函式 (2.2-16) 变分时，将导致下列形式的求解方程

$$(K_1 + \alpha K_2)a = P \quad (k)$$

其中 K_1 是从原泛函 Π 导出的，而 αK_2 是从附加的罚函数项导出的。当 α 无穷增大时，上列方程将退化为

$$K_2 a \approx \frac{1}{\alpha} P \rightarrow 0$$

除非 K_2 是奇异的，否则只能得到零解，即 $a = 0$ 。但是这种奇异性并非总是自然出现的。因此在利用罚函数法求解问题时，为保证 K_2 的奇异性必须采用专门的措施。我们在以后处理具体问题时将进一步讨论有关措施。

另外，若 α 取得过小，解的精度会很差，而将 α 取得过大又会导致方程的病态，小的数值误差就会使 K_2 失去奇异性，使求解失败（即得到零解）。如何恰当地选择罚数 α 的大小不易掌握。一般情况下使 αK_2 的主元比 K_1 的主元大 $10^4 \sim 10^5$ 量级，常可取得较好的结果。

3 有限元法的实施步骤

本节以弹性力学平面问题 3 节点三角形单元为例，讨论建立有限元求解方程的原理和步骤。

三角形单元对复杂边界有较强的适应能力，很容易将任意平面域用三角形单元进行离散化。此外，采用三角形单元也便于在计算过程中根据需要局部调整单元的疏密，因此三角形单元是最常用的单元。

3.1 单元分析

3.1.1 单元的位移模式及插值函数

(1) 形函数

3 节点三角形单元如图 2.2-1 所示。每个单元共有 3 个节点，每个节点有两个位移自由度，单元的节点位移用列阵表示为

$$U^e = [U_i^T U_j^T U_m^T]^T = [u_i \ v_i \ u_j \ v_j \ u_m \ v_m]^T$$

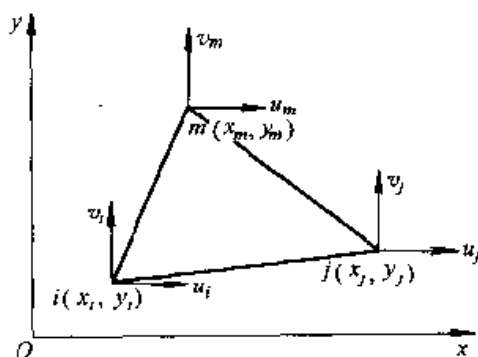


图 2.2-1 3 节点三角形单元

位移法有限元用节点位移作为基本未知量，而将单元内任意点的位移、应变和应力作为节点位移的函数。需要假定一个位移模式进行位移的插值计算。有限元法中单元位移模式或位移函数一般采用多项式作为近似函数。3 节点三角形单元位移模式选取一次多项式

$$u = \beta_1 + \beta_2 x + \beta_3 y \quad v = \beta_4 + \beta_5 x + \beta_6 y \quad (a)$$

其中， $\beta_1 \sim \beta_6$ 是待定系数，称之为广义坐标。分别将节点 i, j, m 的坐标和位移 $u_i (i, j, m)$ 代入式 (a) 中第一式，可求得

$$\left. \begin{aligned} \beta_1 &= \frac{1}{2A}(a_i u_i + a_j u_j + a_m u_m) \\ \beta_2 &= \frac{1}{2A}(b_i u_i + b_j u_j + b_m u_m) \\ \beta_3 &= \frac{1}{2A}(c_i u_i + c_j u_j + c_m u_m) \end{aligned} \right\}$$

其中

$$a_i = \begin{vmatrix} x_j & y_j \\ x_m & y_m \end{vmatrix} = x_j y_m - x_m y_j$$

$$b_i = - \begin{vmatrix} 1 & y_j \\ 1 & y_m \end{vmatrix} = y_j - y_m$$

$$c_i = \begin{vmatrix} 1 & x_j \\ 1 & x_m \end{vmatrix} = -x_j + x_m \quad (i, j, m) \quad (b)$$

$$2A = \begin{vmatrix} 1 & x_i & y_i \\ 1 & x_j & y_j \\ 1 & x_m & y_m \end{vmatrix} \quad (c)$$

式 (b) 中 (i, j, m) 表示其他节点的相应分量, 可以按下标 i, j, m 的轮换得到; 式 (c) 中的 A 为三角形 ijm 的面积。为了使求得面积的值不致成为负值, 节点局部编码 1, 2, 3 (对应的整体编码为 i, j, m) 应按逆时针方向排列。

同理可求得 $\beta_4 \sim \beta_6$ 。将求得的广义坐标 $\beta_1 \sim \beta_6$ 代入式 (a), 可将位移模式写成

$$\begin{aligned} u &= N_i u_i + N_j u_j + N_m u_m \\ v &= N_i v_i + N_j v_j + N_m v_m \end{aligned} \quad (2.2-17)$$

其中

$$N_i = \frac{1}{2A} (a_i + b_i x + c_i y) \quad (i, j, m) \quad (2.2-18)$$

N_i, N_j 和 N_m 是坐标的函数, 它们反映单元的位移状态, 因而称为形函数。将式 (2.2-17) 写成矩阵形式为

$$\begin{aligned} \mathbf{u} &= \begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = [\mathbf{I}N_i \quad \mathbf{I}N_j \quad \mathbf{I}N_m] \mathbf{U}^e \\ &= [N_i N_j N_m] \mathbf{U}^e = \mathbf{N} \mathbf{U}^e \end{aligned} \quad (2.2-19)$$

式中 \mathbf{N} ——形函数矩阵;

\mathbf{I} ——二阶单位矩阵;

\mathbf{u} ——单元位移函数列阵。

(2) 形函数的性质

1) 在节点上形函数的值满足

$$N_i(x_j, y_j) = \delta_{ij} = \begin{cases} 1 & \text{当 } j = i \\ 0 & \text{当 } j \neq i \end{cases} \quad (i, j, m) \quad (d)$$

这样才能保证当 $x = x_i, y = y_i$ 时 (即在节点 i) 有 $u = u_i$ 。

2) 在单元中任一点有

$$N_i + N_j + N_m = 1 \quad (e)$$

当发生刚体位移时, 式 (e) 保证了单元中的位移处处都等于该刚体位移值。

3) 3 节点三角形单元的形函数是线性的,

对于线性单元, 相邻单元公共节点位移相等就保证了相邻单元公共边上位移的连续性。

3.1.2 应变矩阵和应力矩阵

确定了单元位移后, 可以很方便地利用几何方程和物理方程求得单元的应变和应力。对于平面问题, 将应变张量表示为如下列矢量

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ 2\varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial y} \\ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \mathbf{L} \mathbf{u}$$

式中的 \mathbf{L} 称为平面问题的微分算子。将式 (2.2-19) 代入上式得

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\varepsilon} &= \mathbf{L} \mathbf{u} = \mathbf{L} \mathbf{N} \mathbf{U}^e = \mathbf{L} [N_i N_j N_m] \mathbf{U}^e \\ &= [\mathbf{B}_i \mathbf{B}_j \mathbf{B}_m] \mathbf{U}^e = \mathbf{B} \mathbf{U}^e \end{aligned} \quad (2.2-20)$$

其中, \mathbf{B} 称为应变矩阵, 其分块子矩阵是

$$\mathbf{B}_i = \frac{1}{2A} \begin{bmatrix} b_i & 0 \\ 0 & c_i \\ c_i & b_i \end{bmatrix} \quad (i, j, m) \quad (2.2-21)$$

上式中 $b_i, c_i (i, j, m)$ 都是由节点坐标确定的常数, 因此单元的应变为常数, 3 节点三角形单元称为常应变单元。采用这种单元时, 在应变梯度较大的地方, 单元应分得较密, 以反映应变的真实变化。

单元应力可通过本构方程求得, 与应变一样, 将应力张量也表示为列矢量

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = \mathbf{C}^e \boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{C}^e \mathbf{B} \mathbf{U}^e = \mathbf{S} \mathbf{U}^e \quad (2.2-22)$$

式中 \mathbf{C}^e ——弹性矩阵;

\mathbf{S} ——应力矩阵。

设材料是弹性各向同性的, 则对于平面问题

$$\mathbf{C}^e = C_0 \begin{bmatrix} 1 & \nu_0 & 0 \\ \text{对} & 1 & 0 \\ \text{称} & & \frac{1-\nu_0}{2} \end{bmatrix} \quad (2.2-23)$$

其中

$$C_0 = \frac{E_0}{1-\nu_0^2}$$

对于平面应力问题, $E_0 = E, \nu_0 = \nu$; 对于平面应变问题, $E_0 = E / (1-\nu^2), \nu_0 = \nu / (1-\nu)$ 。

这里的 E 是弹性模量, ν 是泊松比。

3.1.3 利用虚功原理建立有限元方程

将虚功原理式 (2.2-10) 应用于一个有限单元。采用前面的矢量记法, 并考虑集中力所作的虚功, 得到

$$\int_{V^e} \delta \boldsymbol{\varepsilon}^T \boldsymbol{\sigma} dV = \int_{V^e} \delta \mathbf{u}^T \boldsymbol{\rho} b dV + \int_{S_p} \delta \mathbf{u}^T \bar{\mathbf{p}} dS + \delta \mathbf{u}^T \mathbf{P}_c \quad (f)$$

式中 V^e ——单元的体积;
 S_p ——单元的分布力作用边界;
 \mathbf{P}_c ——单元所受集中力。

式中的虚位移可由节点虚位移插值得到, 即 $\delta \mathbf{u} = \mathbf{N} \delta \mathbf{U}^e$; 虚应变可由节点虚位移计算, 即 $\delta \boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{B} \delta \mathbf{U}^e$ 。将以上关系以及式 (2.2-22) 代入式 (f), 得

$$\delta \mathbf{U}^{eT} \int_{V^e} \mathbf{B}^T \mathbf{C} \mathbf{B} dV \mathbf{U}^e = \delta \mathbf{U}^{eT} \left(\int_{V^e} \mathbf{N}^T \boldsymbol{\rho} b dV + \int_{S_p} \mathbf{N}^T \bar{\mathbf{p}} dS + \mathbf{N}^T \mathbf{P}_c \right)$$

由于上式对任意的虚位移 $\delta \mathbf{U}^e$ 均成立, 必然有

$$\int_{V^e} \mathbf{B}^T \mathbf{C} \mathbf{B} dV \mathbf{U}^e = \int_{V^e} \mathbf{N}^T \boldsymbol{\rho} b dV + \int_{S_p} \mathbf{N}^T \bar{\mathbf{p}} dS + \mathbf{N}^T \mathbf{P}_c \quad (g)$$

令

$$\left. \begin{aligned} \int_{V^e} \mathbf{B}^T \mathbf{C} \mathbf{B} dV &= \mathbf{K}^e \quad \text{称为单元刚度矩阵} \\ \int_{V^e} \mathbf{N}^T \boldsymbol{\rho} b dV &= \mathbf{P}_b^e \quad \text{为体力引起的等效节点载荷} \\ \int_{S_p} \mathbf{N}^T \bar{\mathbf{p}} dS &= \mathbf{P}_s^e \quad \text{为面力引起的等效节点载荷} \\ \mathbf{N}^T \mathbf{P}_c &= \mathbf{P}_c^e \quad \text{为集中力引起的等效节点载荷} \\ \mathbf{P}^e &= \mathbf{P}_b^e + \mathbf{P}_s^e + \mathbf{P}_c^e \quad \text{称为单元等效节点载荷列阵} \end{aligned} \right\} \quad (2.2-24)$$

于是, 式 (g) 可以写成

$$\mathbf{K}^e \mathbf{U}^e = \mathbf{P}^e \quad (2.2-25)$$

式 (2.2-24) 中采用的是形函数 N 、应变矩阵 B 和弹性矩阵 C 的一般记法, 因此得到的是一种普遍适用的形式, 当采用与问题类型相应的 N 、 B 、 C 、 dV 以及 dS 后, 它可应用于平面问题、轴对称问题或三维问题。

对于平面问题 $dV = t dx dy$, 其中 t 为材料的厚度。将 3 节点三角形单元的 N 、 B 、平面问

题的 C 以及 dV 代入式 (2.2-24) 第 1 式, 得到 3 节点三角形单元的单元刚度矩阵

$$\mathbf{K}^e = \mathbf{B}^T \mathbf{C} \mathbf{B} t A = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{ii} & \mathbf{K}_{ij} & \mathbf{K}_{im} \\ \mathbf{K}_{ji} & \mathbf{K}_{jj} & \mathbf{K}_{jm} \\ \mathbf{K}_{mi} & \mathbf{K}_{mj} & \mathbf{K}_{mm} \end{bmatrix} \quad (2.2-26)$$

其中, \mathbf{K}_{ij} 为 2×2 分块矩阵; A 为三角形单元的面积。

由于弹性矩阵 C 是对称的, 求式 (2.2-26) 的转置矩阵得

$$\mathbf{K}^{eT} = \mathbf{B}^T \mathbf{C}^T \mathbf{B} t A = \mathbf{B}^T \mathbf{C} \mathbf{B} t A = \mathbf{K}^e \quad (h)$$

可见单元刚度矩阵是对称的。

单元刚度矩阵具有如下特性:

1) 对称性。

2) 奇异性。由于单元处于平衡时, 节点力相互不是独立的, 而是必须满足二个方向的力平衡方程和一个力矩平衡方程。同时, 给定满足平衡条件的节点力 \mathbf{P}^e , 也不能唯一确定单元节点位移 \mathbf{U}^e , 因为这种条件下, 单元还可以有任意的刚体运动。因此 \mathbf{K}^e 不存在逆矩阵。

3) 主元恒为正, 即 $k_{ii} > 0$ 。其物理意义是施加在 U_i 方向上的节点力必须与位移 U_i 同向。

3.1.4 单元等效节点载荷列阵

在有限元分析中, 要针对节点自由度建立求解方程, 因此单元所受到的面积力和体积力都要由作用于其节点的等效载荷来表示。单元等效节点载荷由式 (2.2-24) 中第 2、3、4 式计算, 对于平面问题

$$\text{体积力引起的等效节点载荷} \quad \mathbf{P}_b^e = \int_{V^e} \mathbf{N}^T \boldsymbol{\rho} b t dx dy$$

$$\text{面积力引起的等效节点载荷} \quad \mathbf{P}_s^e = \int_{S_p} \mathbf{N}^T \bar{\mathbf{p}} t dl$$

$$\text{集中力引起的等效节点载荷} \quad \mathbf{P}_c^e = \mathbf{N}^T \mathbf{P}_c$$

在划分单元时, 应尽可能将集中力的作用点作为节点, 该集中力即为节点载荷。这样, 在单元分析阶段不必对其进行处理, 到整体分析时再直接进行累加。

求单元刚度矩阵和单元的等效节点载荷矢量的过程可称为单元分析 I, 它是在形成有限元求解方程时进行的。

3.1.5 整体刚度矩阵和总节点载荷列阵的集成

(1) 集成方法

假设弹性体被离散成 n_e 个三角形单元和 n

个节点，则整个弹性体的总虚功应是 n_e 个单元虚功的总和。但是，要把各个元素的虚功叠加起来，必须将上面所导出的单元刚度方程式 (2.2-25) 中的有关矩阵和矢量作适当的扩大改写，使之成为同阶的矩阵和矢量之后，才能进行。

为此首先建立整个弹性体的节点位移列阵

$$U = [U_1^T \ U_2^T \ \dots \ U_n^T]^T = [u_1 \ v_1 \ u_2 \ v_2 \ \dots \ u_n \ v_n]^T$$

上式是由各节点位移按照节点编号从小到大的顺序排列组成的。

再将对典型单元 e 导得的单元刚度矩阵式 (2.2-26) 中的六阶方阵 K^e 扩阶，写成 $2n$ 阶的方阵如下

$$K^e = \begin{matrix} & \begin{matrix} 1 & \dots & i & \dots & j & \dots & m & \dots & n \end{matrix} \\ \begin{matrix} 1 \\ \vdots \\ i \\ \vdots \\ j \\ \vdots \\ m \\ \vdots \\ n \end{matrix} & \begin{bmatrix} 0 & \dots & 0 & \dots & 0 & \dots & 0 & \dots & 0 \\ \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ 0 & \dots & K_{ii} & \dots & K_{ij} & \dots & K_{im} & \dots & 0 \\ \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ 0 & \dots & K_{ji} & \dots & K_{jj} & \dots & K_{jm} & \dots & 0 \\ \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ 0 & \dots & K_{mi} & \dots & K_{mj} & \dots & K_{mm} & \dots & 0 \\ \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ 0 & \dots & 0 & \dots & 0 & \dots & 0 & \dots & 0 \end{bmatrix} \end{matrix} \quad (i)$$

在以上矩阵中除标明的子块外均为零元素。由式 (i) 得到的矩阵又称为贡献矩阵。其中二阶方阵 K_{ij} 就放到了分块意义下的第 i 行和第 j 列的位置上，这里的 i, j, m 即是单元中各节点的整体编号。显然，经过这样扩大后得到的方阵 (i) 仍是对称的。所有单元刚度矩阵都按上述规则写成式 (i) 的格式后，成为同阶方阵，即可相加。

类似地将式 (2.2-24) 中的单元等效节点载荷列阵扩阶，改写为 $2n \times 1$ 阶的列阵

$$P^e = [\dots P_i^T \dots P_j^T \dots P_m^T \dots]^T = [\dots P_{ix} \ P_{iy} \ \dots \ P_{jx} \ P_{jy} \ \dots \ P_{mx} \ P_{my} \ \dots]^T$$

现在将扩阶后的全部 n_e 个单元的单元刚度方程叠加起来，则弹性体的整体刚度方程可写为

$$KU = P \quad (2.2-27)$$

其中

$$K = \sum_{e=1}^{n_e} K^e = \sum_{e=1}^{n_e} \int_V B^T C^e B t dx dy$$

$$P = \sum_{e=1}^{n_e} P^e = \sum_{e=1}^{n_e} [P_b^e + P_s^e + P_c^e] = \sum_{e=1}^{n_e} \left[\int_V N^T \rho b t dx dy + \int_{S_p} N^T \bar{p} t dl + N^T P_c \right] \quad (j)$$

式中的 K 是所有单元的刚度矩阵之和，称为整体刚度矩阵或总刚度矩阵。 P 是由作用于弹性体上的载荷 (包括体力、面力和集中力) 分别移置到有关单元的节点上，并逐个节点加以合成得到的总等效节点力，按照节点编号由小到大排列组成的，所以它称为总节点力列阵或载荷列阵。

在实际编程计算的过程中并不采用上述先将单元刚度矩阵和单元等效节点载荷列阵扩阶，然后再相加的方法。在计算得到 K^e 和 P^e 的各元素后，只需按照单元中各节点的整体自由度编码，“对号入座”地叠加到整体刚度矩阵和总节点载荷列阵的相应位置上即可。这个过程又被称为组装或集成。

式 (2.2-27) 包含有 $2n$ 个以节点位移分量为基本未知量的线性代数方程，实际上，它们是在 n 个节点上列出的 $2n$ 个平衡方程。

(2) 整体刚度矩阵的特点

整体刚度矩阵具有与单元刚度矩阵类似的特点，此外它在结构上还有自身的特点。

1) 与单元刚度矩阵类似，整体刚度矩阵 K 中一列元素 k_{ij} 的物理意义是要使弹性体的节点自由度 i 发生单位位移、而其他节点自由度都保持零位移的状态下，需要施加的与节点自由度 j 对应的节点力。

2) 整体刚度矩阵 K 的主元素总是正的。

3) 整体刚度矩阵 K 是对称矩阵。因此在实际计算中只需计算在对角线一侧 (包括对角线上) 的元素。

4) 整体刚度矩阵 K 是一个稀疏矩阵，如果遵守一定的节点编号规则，可使非零元素都集中于主对角线附近而呈带状。

5) 与单元刚度矩阵类似，整体刚度矩阵 K 也是一个奇异矩阵。在引入位移边界条件排除刚体位移后，它是正定矩阵。

3.1.6 引入边界条件

应用虚功原理时，要求虚位移 δu 满足几何

方程和位移边界条件。但是在选择单元的位移模式时没有提出在边界上满足位移边界条件的要求。因此必须将这个条件引入有限元方程，使之得到满足。对于求解位移场的问题，至少要约束系统的刚体位移，以消除整体刚度矩阵的奇异性。

可以采用以下方法引入位移边界条件。

(1) 对角元素改 1 法

当给定位移值是零位移时，例如固定边界、对称边界等，可以在刚度矩阵 K 中将与零节点位移相对应的行和列中，将主对角元素改为 1，其他元素改为 0；在载荷列阵中将与零节点位移相对应的元素改为 0 即可。当有位移约束条件 $U_j=0$ 时，这样修正后，第 j 个方程成为 $U_j=0$ 。有多个给定零位移边界条件则依次修正，全都修正完毕后再求解。用这种方法引入位移边界条件比较简单，不改变原来方程的阶数和节点未知量的顺序编号。但这种方法只能用于给定零位移。

(2) 对角元素乘大数法

当有节点位移为给定值 $U_j = \bar{U}_j$ 时，将第 j 个方程作如下修改：刚度矩阵的对角元素 k_{jj} 乘以大数 α (α 可取 10^{10} 左右量级)，并将 P_j 用 $\alpha k_{jj} \bar{U}_j$ 取代，即

$$\begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} & \cdots & k_{1n} \\ k_{21} & k_{22} & \cdots & k_{2n} \\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\ k_{j1} & k_{j2} & \cdots & \alpha k_{jj} & \cdots & k_{jn} \\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\ k_{n1} & k_{n2} & \cdots & k_{nn} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ \vdots \\ U_j \\ \vdots \\ U_n \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} P_1 \\ P_2 \\ \vdots \\ \alpha k_{jj} \bar{U}_j \\ \vdots \\ P_n \end{Bmatrix}$$

经过修改后的第 j 个方程为

$$k_{j1}U_1 + k_{j2}U_2 + \cdots + \alpha k_{jj}U_j + \cdots + k_{jn}U_n = \alpha k_{jj} \bar{U}_j$$

由于 $\alpha k_{jj} \gg k_{ji}$ ，方程左端的 $\alpha k_{jj}U_j$ 项较其它项要大得多，因此近似得到

$$U_j = \bar{U}_j$$

引入位移边界条件消除整体刚度矩阵的奇异性以后，即可由整体刚度方程解出整体节点位移矢量 U

$$U = K^{-1}P \quad (2.2-28)$$

线弹性问题的整体刚度方程为线性方程组，关于线性方程组的数值解法，我们将在后面讨论。

求得节点位移 U 以后，将各单元的节点位移 U^e 分别代入式 (2.2-20) 和式 (2.2-22)，即可求得各单元的应变和应力。这一步骤可称为单元分析 II。

3.1.7 热应力

当物体各部分温度发生变化时，物体将由于热变形而产生线应变 $\alpha_t (T - T_0)$ ，其中 α_t 是材料的线膨胀系数； T 是弹性体内任一点现时的温度值； T_0 是初始的均匀温度值。当物体受到约束或各部分温度变化不均匀时，热变形不能自由进行，就会在物体中产生应力。物体由于温度变化而引起的应力称为“热应力”或“温度应力”。

这种由于热变形产生的应变可以看作是物体的初应变 ϵ_0 ，于是应力按下式计算

$$\sigma = C^e(\epsilon - \epsilon_0) \quad (2.2-29)$$

对于平面问题 ϵ_0 可统一由下式计算

$$\epsilon_0 = \alpha_{t0}(T - T_0)[1 \ 1 \ 0]^T \quad (2.2-30)$$

其中，对于平面应力问题取 $\alpha_{t0} = \alpha_t$ ，对于平面应变问题取 $\alpha_{t0} = (1 + \nu) \alpha_t$ 。

将式 (2.2-29) 代入一个单元的虚功原理表达式 (f)，可得到包含温度应变在内，用以求解热应力问题的虚功原理

$$\begin{aligned} & \int_V \delta \epsilon^T C^e (\epsilon - \epsilon_0) dV = \\ & \int_V \delta u^T \rho b dV + \int_{S_p} \delta u^T \bar{p} dS + \delta u^T P_c \end{aligned}$$

即

$$\int_V \delta \epsilon^T C^e \epsilon dV = \int_V \delta \epsilon^T C^e \epsilon_0 dV + \int_V \delta u^T \rho b dV + \int_{S_p} \delta u^T \bar{p} dS + \delta u^T P_c \quad (k)$$

上式右边第一项是由温度应变引起的温度载荷。将有限元的位移插值函数代入式 (k)，可得到包含热应力在内的单元刚度方程

$$\begin{aligned} \int_V B^T C B t dx dy U^e &= \int_V B^T C \epsilon_0 t dx dy + \\ & \int_V N^T \rho b t dx dy + \\ & \int_{S_p} N^T \bar{p} t dS + P_c \end{aligned}$$

可见除了增加了一项温度载荷外，上式与无热应力时的单元刚度方程完全相同。记

$$P_T = \int_V B^T C \epsilon_0 t dx dy$$

它相当于考虑温度变化而施加于节点的等效节点力,称为等效节点热载荷。

3.2 实施步骤

根据以上讨论,对一个物体进行线弹性有限元分析的步骤可以归纳如下:

- 1) 建立分析对象的几何模型。
- 2) 用假想的线或面将物体分成若干有限单元,这些单元具有简单的几何形状,如三角形。
- 3) 假设这些单元在且仅在其边界上的若干离散点(节点)处互相连接。将这些节点的位移作为问题的基本未知量。
- 4) 选择适当的插值函数(形函数),以便由每个有限单元的节点位移唯一地确定该单元中的位移分布。
- 5) 利用位移函数对坐标的偏导数,可根据节点位移唯一地确定一个单元中的应变分布。由单元的应变以及材料的本构关系,可确定单元的应力分布。
- 6) 根据虚功原理可建立每个单元中节点位移和节点力之间的关系,即单元刚度方程。
- 7) 将每个单元所受外载荷根据作用力等效的原则移置到该单元的节点上,形成等效节点力。
- 8) 按照各节点整体编号及节点自由度的顺序,将各单元的刚度方程叠加,组装成整体刚度方程。
- 9) 根据边界节点必须满足的位移条件,修改整体刚度方程,消除刚体位移。
- 10) 求解整体刚度方程,得到节点位移。
- 11) 将求得的节点位移代回到各单元,计算单元的应变和应力。根据需要还可计算主应力和主方向。
- 12) 利用计算机图形方式,将计算结果以变形网格、等值线、云图、动画等形式进行显示和分析。

从应用的角度看,可以将整个分析过程分为建模、分网、加载、求解和后处理几个阶段。其中建模即步骤1),分网即步骤2),加载就是指步骤7)和步骤9)所要处理的载荷和位移边界条件,后处理即步骤12),其他各步骤均为求

解所要解决的问题。一般有限元法的商用软件都包含所有这些功能。

3.3 收敛准则和解的性质

(1) 收敛准则

一种数值方法的收敛性是指随着网格的逐步细分,得到的解答将越来越逼近问题的精确解。有限元法的收敛性取决于位移模式即插值函数的性质。为了保证解答的收敛性,要求位移模式必须满足以下三个条件。

1) 位移模式必须包含单元的刚体位移 前面所述3节点三角形单元的位移模式[3.1.1节的式(a)]中,常数项 β_1 和 β_4 就是提供刚体位移的。

2) 位移模式必须能包含单元的常应变 从物理意义上看,当单元尺寸无限缩小时,每个单元中的应变应趋于常量。前面所述3节点三角形单元的位移模式中,以 β_2 、 β_3 、以及 β_5 、 β_6 为系数的线性项可以提供单元中的常应变。

3) 位移模式在单元内要连续,并使相邻单元间的位移协调 当选择多项式来构成位移模式时,单元内的连续性要求总是满足的。单元间的协调性是要求单元之间不开裂也不重叠,以免在交界面上引起无限大的应变,导致有限元解不能收敛于真实解。通常,在单元交界面上的位移取决于该交界面上节点的位移时,可以保证位移的协调性。

在有限元法中,满足条件1和2的单元,称为完备单元;满足条件3的单元,称为协调单元或保续单元。我们已经讨论过的三角形单元,显然同时满足三个条件,因此是完备的协调单元,也可以简称为协调元。当选取的单元既完备又协调时,有限元解是收敛的,即当单元尺寸趋于零时,有限元解趋于精确解。

(2) 位移元解的下限性质

用变位移的最小位能变分原理(或虚功原理)建立的有限元我们称之为位移元,它的未知场变量是位移(这类方法被称为位移法)。

系统的总位能为

$$\Pi_p = \frac{1}{2} U^T K U - U^T P \quad (a)$$

由变分驻值条件 $\delta \Pi_p = 0$ 得到有限元求解方程

$$K U = P \quad (b)$$

将式 (b) 代入式 (a) 得

$$\Pi_p = \frac{1}{2} U^T K U - U^T K U = -\frac{1}{2} U^T K U = -U_\epsilon \quad (c)$$

因此, $\Pi_p \rightarrow \Pi_{pmin}$, 则 $U_\epsilon \rightarrow U_{\epsilon max}$ 。这里, U_ϵ 表示应变能。

作为近似解, 有限元解的总位能总是大于真实解的总位能, 即近似解的应变能总是小于真实解的应变能。令 \tilde{K} 、 \tilde{U} 表示有限元解的整体刚度矩阵和节点位移, 相应的真实解的有关量用 K 、 U 表示, 则

$$\tilde{U}^T \tilde{K} \tilde{U} \leq U^T K U \quad (d)$$

对于真实解和有限元解, 分别有

$$K U = P, \quad \tilde{K} \tilde{U} = P \quad (e)$$

将式 (e) 代入不等式 (d) 得

$$\tilde{U}^T P \leq U^T P$$

这说明近似解的位移 \tilde{U} 总体上较真实解的位移 U 小, 即解具有下限性质。

位移解的下限性质可以解释如下: 将具有无限个自由度的连续体离散为具有有限个自由度的单元集合体, 对物体的变形进行了约束和限制,

使得单元集合体的刚度较实际连续体加强了。

单元尺寸趋于零时, 有限元解趋于精确解。

4 单元模型

本节介绍一些在材料成形过程模拟中常用的单元模型, 其中主要介绍各种单元的形函数、等参变换和数值积分等。有些单元, 如高次单元、梁单元等主要是用于结构的弹性分析。材料成形问题一般具有强非线性, 所以多采用线性或双线性单元。有限元计算的收敛性主要取决于单元模型的选择。

4.1 二维问题

4.1.1 三角形单元族

(1) 面积坐标

三角形 ijm 中任一点 P 与其三个角点相连接形成三个子三角形, 见图 2.2-2。我们以原三角形的边所对的角码来命名此三个子三角形的面积, 如 ΔPjm 面积为 A_i 。点 P 在三角形中的相对位置可表示为 $P(L_i, L_j, L_m)$, 其中

$$L_i = A_i/A \quad (i, j, m) \quad (2.2-31)$$

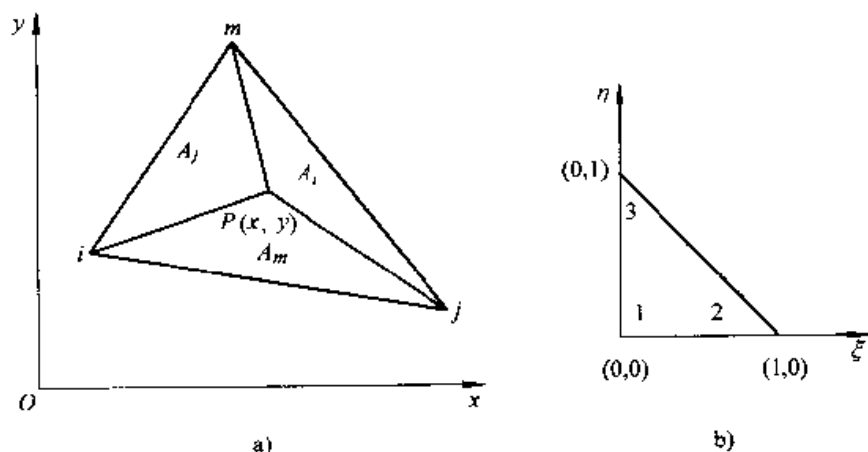


图 2.2-2 三角形单元的面积坐标
a) 笛卡儿坐标系 b) 自然坐标系

式中, A 是原三角形的面积, L_i, L_j, L_m 称为面积坐标。由于 $A = A_i + A_j + A_m$, 所以

$$L_i + L_j + L_m = 1 \quad (a)$$

即 3 个面积坐标中只有 2 个是独立的。三角形的面积坐标是三角形的一种自然坐标。

令点 P 的坐标为 (x, y) , 则三角形面积 A_i 可计算如下:

$$A_i = \frac{1}{2} \begin{vmatrix} 1 & x & y \\ 1 & x_j & y_j \\ 1 & x_m & y_m \end{vmatrix} = \frac{1}{2} (a_i + b_i x + c_i y)$$

于是

$$L_i = \frac{A_i}{A} = \frac{1}{2A} (a_i + b_i x + c_i y) = N_i \quad (2.2-32)$$

即面积坐标 L_i 与 3 节点三角形单元的形函数 N_i

完全相同, L_j, L_m 亦是如此。

在图 2.2-2 所示的自然坐标系中

$$N_1 = L_1 = 1 - \xi - \eta,$$

$$N_2 = L_2 = \xi, \quad N_3 = L_3 = \eta$$

(2) 面积坐标与直角坐标的转换关系

根据式 (2.2-11), 可以得出面积坐标用直角坐标表示的矩阵表达式

$$\begin{Bmatrix} L_i \\ L_j \\ L_m \end{Bmatrix} = \frac{1}{2A} \begin{bmatrix} a_i & b_i & c_i \\ a_j & b_j & c_j \\ a_m & b_m & c_m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} 1 \\ x \\ y \end{Bmatrix} \quad (2.2-33)$$

上式的逆变换是

$$\begin{Bmatrix} 1 \\ x \\ y \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ x_i & y_j & x_m \\ y_i & y_j & y_m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} L_i \\ L_j \\ L_m \end{Bmatrix} \quad (2.2-34)$$

可见, 用直角坐标表示的多项式 (插值函数等) 也可以表示为面积坐标的同阶多项式, 反之亦然。

(3) 面积坐标的微积分运算

面积坐标表示的函数对直角坐标求导时, 采用复合函数的求导法则得

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} &= \frac{\partial}{\partial L_i} \frac{\partial L_i}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial L_j} \frac{\partial L_j}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial L_m} \frac{\partial L_m}{\partial x} \\ &= \frac{1}{2A} \left(b_i \frac{\partial}{\partial L_i} + b_j \frac{\partial}{\partial L_j} + b_m \frac{\partial}{\partial L_m} \right) \\ \frac{\partial}{\partial y} &= \frac{\partial}{\partial L_i} \frac{\partial L_i}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial L_j} \frac{\partial L_j}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial L_m} \frac{\partial L_m}{\partial y} \\ &= \frac{1}{2A} \left(c_i \frac{\partial}{\partial L_i} + c_j \frac{\partial}{\partial L_j} + c_m \frac{\partial}{\partial L_m} \right) \end{aligned} \right\} \quad (2.2-35)$$

面积坐标的幂函数在三角形全面积上的积分公式为

$$\int_A L_i^a L_j^b L_m^c dx dy = \frac{a!b!c!}{(a+b+c+2)!} 2A \quad (2.2-36)$$

式中 a, b, c —— 一整常数。

面积坐标的幂函数在三角形某一条边 (例如 ij 边) 上的积分公式是

$$\int_L L_i^a L_j^b dl = \frac{a!b!}{(a+b+1)!} L \quad (2.2-37)$$

式中 L —— 该边的长度。

(4) 高次三角形单元

既然整体坐标 x, y 的多项式可以表示为面

积坐标 L_i, L_j 和 L_m 的同阶多项式, 对三角形单元建立的高阶多项式插值函数就可以表示为面积坐标的多项式。由于面积坐标是一种自然坐标, 其变化区间为 $[0, 1]$, 在这种坐标系中的积分可以表达为标准的形式, 对编程计算很有利。采用高次单元一方面提高了位移插值多项式的次数, 因而能更准确地描述位移、应变和应力在单元中的分布, 提高计算精度; 另一方面增加了单元的节点数, 能更好地拟合曲线边界。现以 6 节点三角形单元为例, 类似地可建立更高阶的三角形单元。

1) 拉格朗日插值函数 拉格朗日插值多项式为

$$N_i(x) = l_i^{(n-1)}(x) = \prod_{j=1, j \neq i}^n \frac{x - x_j}{x_i - x_j} = \frac{(x - x_1)(x - x_2) \cdots (x - x_{i-1})(x - x_{i+1}) \cdots (x - x_n)}{(x_i - x_1)(x_i - x_2) \cdots (x_i - x_{i-1})(x_i - x_{i+1}) \cdots (x_i - x_n)} \quad (i = 1, 2, \dots, n) \quad (b)$$

其中 $l_i^{(n-1)}(x)$ 的上标 $(n-1)$ 表示拉格朗日插值多项式的次数, Π 表示连乘积, n 是一维单元的节点数, x_1, x_2, \dots, x_n 是 n 个节点的坐标。

如果引入量纲为一的坐标

$$\xi = \frac{x - x_1}{x_n - x_1} = \frac{x - x_1}{l_1}$$

其中 l 代表单元长度, 则式 (b) 可表示为

$$l_i^{(n-1)}(\xi) = \prod_{j=1, j \neq i}^n \frac{\xi - \xi_j}{\xi_i - \xi_j}$$

可以验证拉格朗日插值函数满足条件。

$$N_i(x_j) = \delta_{ij}$$

$$\sum_{i=1}^n N_i(\xi) = 1$$

拉格朗日插值函数可以作为一维单元的形函数。在二维和三维的情况下, 用拉格朗日插值多项式来构造形函数也很方便。对于矩形和块状单元, 沿各边方向均匀分割而构成节点阵列, 则形函数可写成沿各边方向拉格朗日插值函数的乘积。

2) 6 节点三角形单元 图 2.2-3a 所示为一 6 节点三角形单元, 它在三角形的 3 个顶点和 3 条边的中点各有一个节点。对于每个位移分量, 6 个节点值可以确定 6 个待定系数, 所以形函数为 x, y 的二次完全多项式。各节点的面积坐标

值 L_i ($i=1, 2, 3$) 分别标注在括号内。利用拉格朗日插值函数可以求得用面积坐标表示的各节点的形函数 N_k ($k=1\sim 6$):

$$\left. \begin{aligned} N_1 &= (2L_1 - 1)L_1 \\ N_2 &= (2L_2 - 1)L_2 \\ N_3 &= (2L_3 - 1)L_3 \\ N_4 &= 4L_1L_2 \\ N_5 &= 4L_2L_3 \\ N_6 &= 4L_3L_1 \end{aligned} \right\} \quad (2.2-38)$$

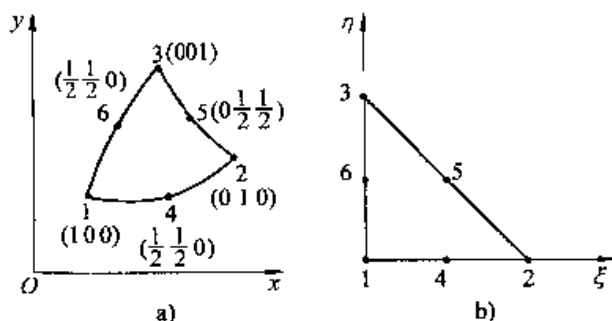


图 2.2-3 6 节点三角形单元
a) 整体坐标系 b) 自然坐标系

表 2.2-1 3 至 6 可变节点数二维三角形单元用自然坐标表示的插值函数

补充项 \ 基本项		$i=4$	$i=5$	$i=6$
N_1	$1 - \xi - \eta$	$-\frac{1}{2}N_4$		$-\frac{1}{2}N_6$
N_2	ξ	$-\frac{1}{2}N_4$	$-\frac{1}{2}N_5$	
N_3	η		$-\frac{1}{2}N_5$	$-\frac{1}{2}N_6$
N_4	$4\xi(1 - \xi - \eta)$			
N_5	$4\xi\eta$			
N_6	$4\eta(1 - \xi - \eta)$			

图 2.2-3b 为三角形单元的自然坐标系, 表 2.2-1 给出了当单元的节点数在 3 至 6 之间变化时对应的形函数。表中每一行各项之和给出对应节点的形函数。其中节点 1~3 是必须的, 节点 4~6 是可选的。当节点 4~6 中任何节点不存在时, 令与之对应的形函数为零即可。

4.1.2 矩形单元

(1) 4 节点矩形单元

图 2.2-4 中所示矩形单元 1234, 其边长分别为 $2a$ 、 $2b$, 矩形的两边分别与 x 、 y 轴平行。取矩形的四个角点作为节点, 每个节点位移有两个分量, 整个矩形单元共有八个自由度。根据 4.6 节所述选择多项式模式的原则, 我们取 8 个广义坐标 β_1 、 β_2 、 \dots 、 β_8 , 多项式的各项则取为 1 、 x 、 y 、 xy 。单元的位移模式为

$$\begin{aligned} u &= \beta_1 + \beta_2x + \beta_3y + \beta_4xy \\ v &= \beta_5 + \beta_6x + \beta_7y + \beta_8xy \end{aligned}$$

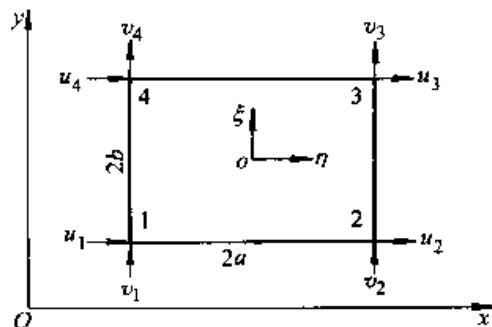


图 2.2-4 4 节点矩形单元

这种位移模式是具有完全一次式的非完全二次式。因为它在 x 和 y 方向均呈线性变化, 所以又称为双线性位移模式。也正是由于在单元的边界上, 位移是按线性变化的, 且相邻单元公共节点上有共同的节点位移值, 因此保证了两个相邻单元在其公共边界上位移的连续性。

将 4 个节点的坐标和位移代入上式可求出 $\beta_1 \sim \beta_8$ 。如图 2.2-4 所示, 引入一个局部坐标系 ξ 、 η , 局部坐标的原点取在矩形的形心, ξ 和 η 轴分别与整体坐标轴 x 和 y 平行, 其坐标变换的关系为

$$x = x_0 + a\xi \quad y = y_0 + b\eta \quad (c)$$

式中

$$\begin{aligned} x_0 &= (x_1 + x_2)/2 = (x_3 + x_4)/2 \\ y_0 &= (y_2 + y_3)/2 = (y_1 + y_4)/2 \end{aligned}$$

其中, (x_i, y_i) 是节点 i 的整体坐标 ($i=1, 2, 3, 4$)。

用节点位移表示的单元位移模式可在此局部坐标系中较为简洁地表达为

$$\left. \begin{aligned} u &= N_1u_1 + N_2u_2 + N_3u_3 + N_4u_4 \\ v &= N_1v_1 + N_2v_2 + N_3v_3 + N_4v_4 \end{aligned} \right\} \quad (2.2-39)$$

其中

$$\left. \begin{aligned} N_1 &= (1 - \xi)(1 - \eta)/4 \\ N_2 &= (1 + \xi)(1 - \eta)/4 \\ N_3 &= (1 + \xi)(1 + \eta)/4 \\ N_4 &= (1 - \xi)(1 + \eta)/4 \end{aligned} \right\} \quad (d)$$

ξ, η 是矩形单元的自然坐标。在单元内 $-1 \leq \xi \leq 1, -1 \leq \eta \leq 1$ 。4 个角点的自然坐标分别是 $(-1, -1), (1, -1), (1, 1), (-1, 1)$ 。若记

$$\xi_0 = \xi_i, \eta_0 = \eta_i \quad (i = 1 \sim 4)$$

则式 (d) 可以合并用一个公式表示为

$$N_i = \frac{1}{4}(1 + \xi_0)(1 + \eta_0) \quad (i = 1 \sim 4) \quad (2.2-40)$$

采用矩阵记法, 有

$$\mathbf{u} = \begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = [N_1 \quad N_2 \quad N_3 \quad N_4] \mathbf{U}^e = \mathbf{N} \mathbf{U}^e \quad (2.2-41)$$

其中, $N_i = \mathbf{I} N_i \quad (i = 1 \sim 4)$, \mathbf{I} 为二阶单位矩阵; $\mathbf{U}^e = [u_1 \ v_1 \ u_2 \ v_2 \ u_3 \ v_3 \ u_4 \ v_4]^T$ 。得到形函数矩阵 \mathbf{N} 以后, 将它代入 3.1.2 和 3.1.3 节的有关计算公式, 可以求出应变矩阵 \mathbf{B} 、应力矩阵 \mathbf{S} 、单元刚度矩阵 \mathbf{K}^e 和单元节点载荷列阵 \mathbf{P}^e 。

由整体坐标 x, y 和局部坐标 ξ, η 的关系式 (c) 可知, 位移模式无论表达为关于 x, y 或 ξ, η 的多项式, 其阶次相同。4 节点矩形单元的位移模式比常应变三角形元中采用的线性位移模式增添了 xy 项, 所以矩形单元内的应变分量、应力分量都不是常量, 而是沿着 x 及 y 方向呈线性变化。因此, 在弹性体中采用相同数目的节点时, 矩形单元的精度要比常应变三角形单元

高。但是, 矩形单元亦有明显的缺点, 一是不能适应斜交边界和曲线边界, 二是不便于对不同部位采用不同大小的单元, 因此其直接应用受到限制。

(2) 高次矩形单元

高次矩形单元可以采用不同的方法导出, 如拉格朗日单元与 Serendipity (珍奇) 单元。

图 2.2-5 所示的 9 节点矩形单元是二次矩形单元的一般情况。我们仅讨论这种单元, 表 2.2-2 给出了当节点数从 4 至 9 变化时对应的形函数, 节点数可变这一性质在有限元分析中是很有用的, 利用这一性质可以实现不同阶次单元之间的过渡, 从而能在不同的区域采用不同精度的单元; 另外当采用矩形单元时 (后面将要谈到, 可以将自然坐标系中的正方形单元变换为整体坐标系中的任意曲边四边形单元), 可以在网格重划分时使不同大小的矩形单元灵活地衔接过渡。

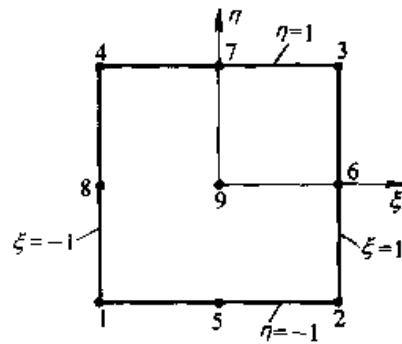


图 2.2-5 9 节点矩形单元

表 2.2-2 中, 每一行的各项之和即为对应节点的形函数 N_i 。节点 1~4 是必需的, 而节点 5~9 则是可选的, 当其中任何节点不存在时, 令与之对应的形函数 $N_i = 0$ 即可。

表 2.2-2 4 至 9 可变节点数矩形单元的插值函数

补充项 基本项		$i=5$	$i=6$	$i=7$	$i=8$	$i=9$
N_1	$\frac{1}{4}(1 - \xi)(1 - \eta)$	$-\frac{1}{2}N_5$			$-\frac{1}{2}N_8$	$-\frac{1}{4}N_9$
N_2	$\frac{1}{4}(1 + \xi)(1 - \eta)$	$-\frac{1}{2}N_5$	$-\frac{1}{2}N_6$			$-\frac{1}{4}N_9$
N_3	$\frac{1}{4}(1 + \xi)(1 + \eta)$		$-\frac{1}{2}N_6$	$-\frac{1}{2}N_7$		$-\frac{1}{4}N_9$
N_4	$\frac{1}{4}(1 - \xi)(1 + \eta)$			$-\frac{1}{2}N_7$	$-\frac{1}{2}N_8$	$-\frac{1}{4}N_9$

续表 2.2-2

补充项 基本项		$i=5$	$i=6$	$i=7$	$i=8$	$i=9$
N_5	$\frac{1}{2} (1 - \xi^2) (1 - \eta)$					$-\frac{1}{2} N_9$
N_6	$\frac{1}{2} (1 - \eta^2) (1 + \xi)$					$-\frac{1}{2} N_9$
N_7	$\frac{1}{2} (1 - \xi^2) (1 + \eta)$					$-\frac{1}{2} N_9$
N_8	$\frac{1}{2} (1 - \eta^2) (1 - \xi)$					$-\frac{1}{2} N_9$
N_9	$(1 - \xi^2) (1 - \eta^2)$					

4.2 轴对称问题

许多机械零件和结构的几何形状、约束条件以及作用的载荷都对称于某一对称轴，在这种条件下的物件中的位移、应变和应力也对称于此轴。这种问题称为轴对称问题。

对于轴对称问题，通常采用圆柱坐标 (r, θ, z) 。以对称轴作为 z 轴，所有应力、应变和位移都与 θ 方向无关，仅是坐标 r 和 z 的函数，任一点的位移只有两个方向的分量，即沿 r 方向的径向位移 u 和沿 z 方向的轴向位移 w 。由于轴对称， θ 方向的位移 v 等于零。因此轴对称问题可作为二维问题处理，仅在子午面内进行分析。

离散轴对称物体时，采用的单元是一些圆环。这些圆环单元与 rz 平面（子午面）正交的截面可以有不同形状，例如 3 节点三角形等。截面内单元的节点实际上代表一个圆环，各单元在 rz 平面内形成网格。如图 2.2-6 所示。

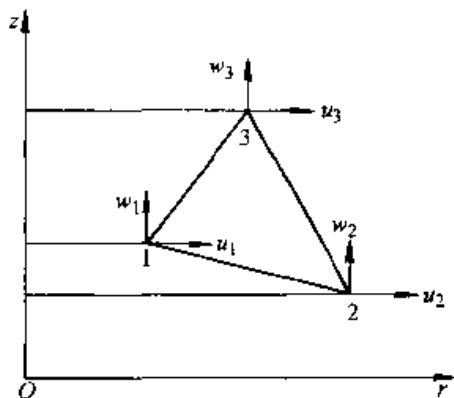


图 2.2-6 3 节点三角形轴对称单元

对轴对称问题进行计算时，只需在 rz 平面进行网格划分和分析，但应注意到单元是圆环状的，所有的节点载荷都应理解为均匀地分布在单元节点所代表的整个圆周上。

4.2.1 形函数

令轴对称问题中的 r, z 分别与平面问题中的 x, y 相对应，同时令沿 r, z 方向的位移分量 u, w 分别与平面问题中沿 x, y 方向的位移分量 u, v 相对应，则子午面内的环单元的形函数与平面问题的具有相同节点数的单元是一样的。

4.2.2 单元应变和应力

轴对称问题的应变分量可以写成如下列矢量

$$\boldsymbol{\varepsilon} = [\varepsilon_r \varepsilon_z \varepsilon_\theta 2\varepsilon_{rz}]^T$$

$$= \left[\frac{\partial u}{\partial r} \frac{\partial w}{\partial z} \frac{u}{r} \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial r} \right]^T = \mathbf{B}\mathbf{U}^T \quad (2.2-42)$$

轴对称单元中的应变分量 $\varepsilon_r, \varepsilon_z, \varepsilon_{rz}$ 与平面问题中的 $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_{xy}$ 是对应的，但环向应变 ε_θ 在平面问题中没有对应项。由于求 ε_θ 时不需对坐标求导，因此即使对于 1 次单元 ε_θ 在单元中也不是常数，而是坐标 (r, z) 的函数。

轴对称问题的弹性矩阵 \mathbf{C} 为

$$\mathbf{C} = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 \\ & 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 \\ & & 1 & 0 \\ & & & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \end{bmatrix}$$

对称

(2.2-43)

对于 1 次单元，由于 ε_θ 不是常量，所以单

元中除切应力 σ_{rz} 外其他应力分量也不是常量。

4.2.3 轴对称单元的积分

轴对称问题的体积微元是 $dV = r d\theta dr dz$ ，将轴对称问题的 N 、 B 、 C 和 $dV = r d\theta dr dz$ 代入式 (2.2-24)，即可求得轴对称单元的单元刚度矩阵和等效节点载荷

$$K^e = \int_V B^T C B r d\theta dr dz = 2\pi \int_A B^T C B r dr dz \quad (2.2-44)$$

$$\left. \begin{aligned} P_b^e &= 2\pi \int_A N^T p b r dr dz \quad \text{为体积力引起的等效节点载荷} \\ P_s^e &= 2\pi \int_{\Gamma} N^T \bar{p} r dl \quad \text{为面力引起的等效节点载荷} \end{aligned} \right\} \quad (2.2-45)$$

式中 A^e ——轴对称三角形单元的面积；
 dl ——轴对称单元边界上的线元。

4.3 三维问题

在实际工程问题中，许多物体形状很复杂，只能作为三维问题求解。经典弹塑性力学对这类问题常常是无能为力的，而有限元法则提供了求解复杂三维工程问题的有效方法。

4.3.1 四面体单元族

(1) 4节点四面体单元

1) 形函数 图 2.2-7 所示为四面体单元，以4个角点 i, j, m, l 为节点。每个节点有3个自由度，一个单元共有12个自由度，因此位移函数为如下线性函数

$$\left. \begin{aligned} u &= \beta_1 + \beta_2 x + \beta_3 y + \beta_4 z \\ v &= \beta_5 + \beta_6 x + \beta_7 y + \beta_8 z \\ w &= \beta_9 + \beta_{10} x + \beta_{11} y + \beta_{12} z \end{aligned} \right\} \quad (2.2-46)$$

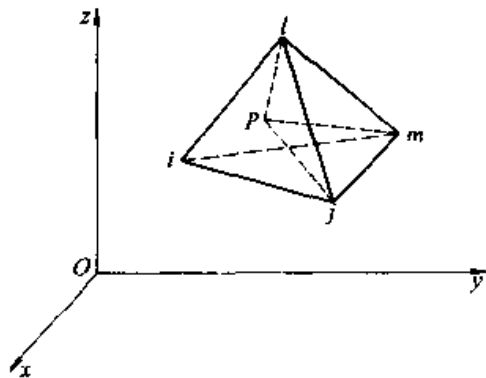


图 2.2-7 4节点四面体单元

$\beta = [\beta_1, \beta_2, \beta_3, \dots, \beta_{12}]^T$ 为广义坐标。将各节点的坐标和位移值代入式 (2.2-46) 可求出广义坐标 β 。将求得的 β 代入式 (2.2-46) 并加以整理后可得

$$u = [u \ v \ w]^T = N U^e = [N_i \ N_j \ N_m \ N_l] U^e$$

其中， I 为三阶单位矩阵

$$U^e = [u_i \ v_i \ w_i \ u_j \ v_j \ w_j \ u_m \ v_m \ w_m \ u_l \ v_l \ w_l]^T$$

$$N_i = \frac{1}{6V} (a_i + b_i x + c_i y + d_i z) \quad (i, j, m, l) \quad (2.2-47)$$

$$a_i = \begin{vmatrix} x_j & y_j & z_j \\ x_m & y_m & z_m \\ x_l & y_l & z_l \end{vmatrix}, b_i = - \begin{vmatrix} 1 & y_j & z_j \\ 1 & y_m & z_m \\ 1 & y_l & z_l \end{vmatrix}$$

$$c_i = \begin{vmatrix} 1 & x_j & z_j \\ 1 & x_m & z_m \\ 1 & x_l & z_l \end{vmatrix}, d_i = - \begin{vmatrix} 1 & x_j & y_j \\ 1 & x_m & y_m \\ 1 & x_l & y_l \end{vmatrix} \quad (i, j, m, l) \quad (a)$$

$$V = \frac{1}{6} \begin{vmatrix} 1 & x_i & y_i & z_i \\ 1 & x_j & y_j & z_j \\ 1 & x_m & y_m & z_m \\ 1 & x_l & y_l & z_l \end{vmatrix} \quad (b)$$

由解析几何知， V 是四面体 $ijml$ 的体积。为了使四面体的体积不为负值，单元节点编号 i, j, m, l 必须依照一定的顺序。在右手坐标系中，当按照 $i \rightarrow j \rightarrow m$ 的方向转动时，右手螺旋应向 l 的方向前进。

设 $P(x, y, z)$ 为四面体中任一点，如图 2.2-7 所示，则点 P 分别与四面体 $ijml$ 的4个三角形表面构成4个小四面体。

记四面体 P_jml 的体积为 V_i ，即 V_i 为与节点 i 相对的面与点 P 所构成的四面体，则

$$V_i = \frac{1}{6} \begin{vmatrix} 1 & x & y & z \\ 1 & x_j & y_j & z_j \\ 1 & x_m & y_m & z_m \\ 1 & x_l & y_l & z_l \end{vmatrix}$$

上式按第1行展开得

$$V_i = \frac{1}{6} [a_i + b_i x + c_i y + d_i z] \quad (c)$$

定义四面体单元中节点 i 的体积坐标为

$$L_i = \frac{V_i}{V} \quad (d)$$

将式 (c) 代入式 (d) 得

$$L_i = \frac{1}{6V}[a_i + b_i x + c_i y + d_i z] = N_i \quad (e)$$

可见，与3节点三角形单元的面积坐标相对应，这里形函数 N_i, N_j, N_m, N_l 即是四面体单元的体积坐标。

由体积坐标的定义可知

$$L_i(x_j, y_j, z_j) = N_i(x_j, y_j, z_j) = \delta_{ij}$$

又因四面体 $ijml$ 的体积 V 为 V_i, V_j, V_m, V_l 之和，即

$$V = V_i + V_j + V_m + V_l$$

所以

$$L_i + L_j + L_m + L_l = \frac{V_i}{V} + \frac{V_j}{V} + \frac{V_m}{V} + \frac{V_l}{V} = 1$$

由于位移函数是线性的，相邻单元交界面上的位移由该界面上三个节点的位移所决定，因此是连续的。

体积坐标的幂函数的积分公式为

$$\int_V L_i^a L_j^b L_m^c L_l^d dV = \frac{3!a!b!c!d!}{(a+b+c+d+3)!} V \quad (2.2-48)$$

$$C = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ & 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ & & 1 & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} & 0 & 0 \\ & & & & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} & 0 \\ & & & & & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \end{bmatrix} \quad \text{对称} \quad (2.2-52)$$

3) 单元刚度矩阵和等效节点载荷 四面体单元的单元刚度矩阵和等效节点载荷可利用式(2.2-24)求得，对于三维问题，式中 $dV = dx dy dz$ 。其中应变矩阵 B 为常数矩阵，可提到积分号外。

四面体单元不仅能适应多种复杂边界形状，而且容易实现网格密度的变化，有利于对不规则三维空间区域进行全自动网格剖分，因此得到了

$$\left. \begin{aligned} \text{角节点} \quad N_1 &= (2L_1 - 1)L_1 \quad (i = 1, 2, 3, 4) \\ \text{棱边中点} \quad N_5 &= 4L_1L_2, N_6 = 4L_1L_3, N_7 = 4L_1L_4 \\ N_8 &= 4L_2L_3, N_9 = 4L_3L_4, N_{10} = 4L_2L_4 \end{aligned} \right\} \quad (2.2-53)$$

图 2.2-8c 为四面体单元的自然坐标系。表 2.2-3 给出了当单元的节点数在 4 至 10 之间变化时对应的用自然坐标表示的形函数。表中每一

2) 应变矩阵和应力矩阵 将三维问题的应变分量写成向量形式为

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\varepsilon} &= [\varepsilon_x \quad \varepsilon_y \quad \varepsilon_z \quad 2\varepsilon_{xy} \quad 2\varepsilon_{yz} \quad 2\varepsilon_{xz}]^T \\ &= \left[\frac{\partial u}{\partial x} \quad \frac{\partial v}{\partial y} \quad \frac{\partial w}{\partial z} \quad \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \quad \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \quad \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right]^T \end{aligned} \quad (2.2-49)$$

$$= \mathbf{BU} = [B_i \quad -B_j \quad B_m \quad -B_l] \mathbf{U}^T$$

其中

$$B_r^T = \frac{1}{6V} \begin{bmatrix} b_r & 0 & 0 & c_r & 0 & d_r \\ 0 & c_r & 0 & b_r & d_r & 0 \\ 0 & 0 & d_r & 0 & c_r & b_r \end{bmatrix} \quad (r = i, j, m, l) \quad (2.2-50)$$

由式(2.2-50)可见，应变矩阵 B_r 的元素均为常数，故四面体单元是一种常应变单元。

应力为

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{CBU} = \mathbf{SU} \quad (2.2-51)$$

上式中，三维问题的弹性矩阵为

广泛的应用。但空间中四面体的拼合较复杂，划分中容易出错，也不容易直观地理解。

(2) 高次四面体单元

图 2.2-8 表示了各次四面体单元，这种单元和二维情况下的三角形单元相类似，插值函数是在三维坐标系中的各次完全多项式。

高次四面体单元的形函数可以表示为体积坐标的函数，我们仅考虑二次的情况。

行各项之和给出对应节点的形函数。其中节点 1~4 是必需的，节点 5~10 是可选的。当节点 5~10 中任何节点不存在时，令与之对应的形函

数为零即可。

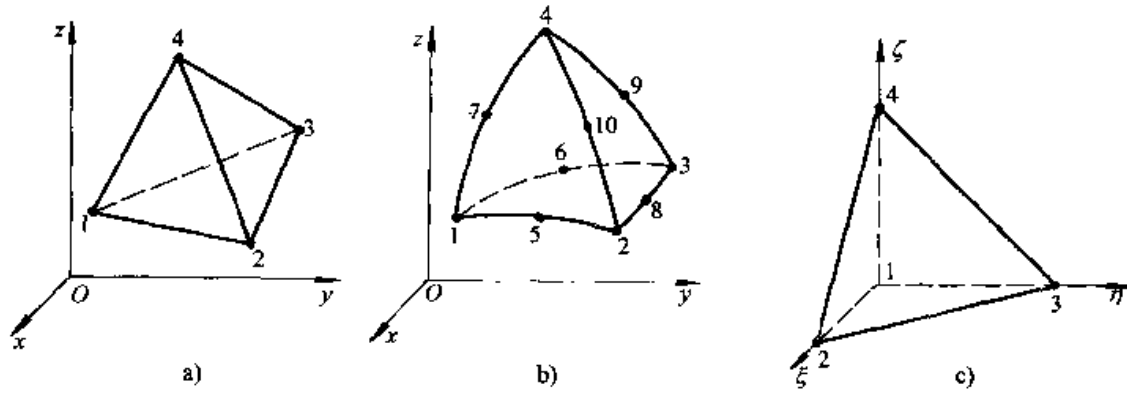


图 2.2-8 四面体单元族

a) 线性的 b) 二次的 c) 自然坐标系

表 2.2-3 4 至 10 可变节点数四面体单元用自然坐标表示的插值函数

补充项		$i=5$	$i=6$	$i=7$	$i=8$	$i=9$	$i=10$
基本项							
N_1	$1-\xi-\eta-\zeta$	$-\frac{1}{2}N_5$	$-\frac{1}{2}N_6$	$-\frac{1}{2}N_7$			
N_2	ξ	$-\frac{1}{2}N_5$			$-\frac{1}{2}N_8$		$-\frac{1}{2}N_{10}$
N_3	η		$-\frac{1}{2}N_6$		$-\frac{1}{2}N_8$	$-\frac{1}{2}N_9$	
N_4	ζ			$-\frac{1}{2}N_7$		$-\frac{1}{2}N_9$	$-\frac{1}{2}N_{10}$
N_5	$4\xi(1-\xi-\eta-\zeta)$						
N_6	$4\eta(1-\xi-\eta-\zeta)$						
N_7	$4\zeta(1-\xi-\eta-\zeta)$						
N_8	$4\xi\eta(1-\zeta)$						
N_9	$4\eta\zeta(1-\xi)$						
N_{10}	$4\xi\zeta(1-\eta)$						

4.3.2 六面体单元族

(1) 8 节点六面体单元

图 2.2-9 所示为 8 节点六面体单元，单元的各边平行于整体坐标系的坐标轴。设单元沿 x, y, z 方向的边长分别为 $2a, 2b, 2c$ ，单元形心

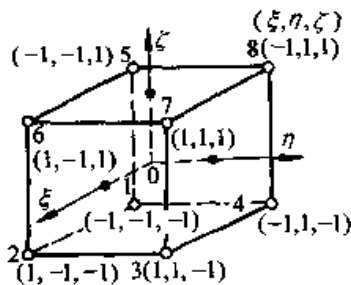


图 2.2-9 8 节点六面体单元

坐标为 x_0, y_0, z_0 。每个节点有 3 个自由度，一个单元共有 24 个自由度。

每个位移分量由 8 个节点位移进行插值，插值多项式中包括如下各项：

$$\phi = [1 \ x \ y \ z \ xy \ yz \ zx \ xyz]^T$$

以单元的形心为原点建立一个局部坐标系， ξ, η, ζ 为自然坐标，在单元内部 $-1 \leq \xi \leq 1, -1 \leq \eta \leq 1, -1 \leq \zeta \leq 1$ 。利用节点坐标和位移求得插值多项式的系数，可将位移表示为

$$u = [u \ v \ w]^T = [IN_1 \ IN_2 \ IN_3 \ IN_4 \ IN_5 \ IN_6 \ IN_7 \ IN_8] U^*$$

与平面问题的矩形单元类似，六面体单元的形函数可表达为

$$N_i = \frac{1}{8}(1 + \xi_0)(1 + \eta_0)(1 + \zeta_0) \quad (2.2-54)$$

其中

$$\xi_0 = \xi\xi_i, \eta_0 = \eta\eta_i, \zeta_0 = \zeta\zeta_i$$

形函数对自然坐标 ξ, η, ζ 求偏导数以后, 沿各坐标方向均为线性函数, 所以在各单元中应变

$$\left. \begin{aligned} \text{角节点} \quad N_1 &= g_1 - (g_9 + g_{12} + g_{17})/2, N_2 = g_2 - (g_9 + g_{10} + g_{18})/2 \\ N_3 &= g_3 - (g_{10} + g_{11} + g_{19})/2, N_4 = g_4 - (g_{11} + g_{12} + g_{20})/2 \\ N_5 &= g_5 - (g_{13} + g_{16} + g_{17})/2, N_6 = g_6 - (g_{13} + g_{14} + g_{18})/2 \\ N_7 &= g_7 - (g_{14} + g_{15} + g_{19})/2, N_8 = g_8 - (g_{15} + g_{16} + g_{20})/2 \end{aligned} \right\} \quad (2.2-55)$$

边中节点 $N_i = g_i \quad (i = 9, \dots, 20)$

其中

$$g_i = G(\xi, \xi_i)G(\eta, \eta_i)G(\zeta, \zeta_i)$$

$$G(\beta, \beta_i) = \begin{cases} \frac{1}{2}(1 + \beta_i\beta), & \text{当 } \beta_i = \pm 1 \\ (1 - \beta^2), & \text{当 } \beta_i = 0 \end{cases} \quad (\beta = \xi, \eta, \zeta)$$

当不包括节点 i 时, $g_i = 0$

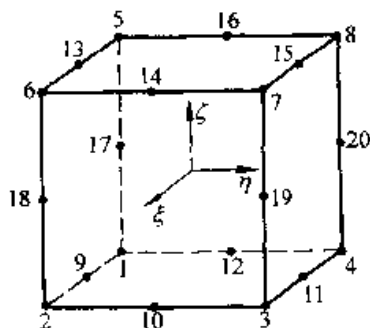


图 2.2-10 8 至 20 可变节点数六面体单元

4.4 等参单元

用自然坐标表示的单元具有规则的形状, 规范的插值公式, 自然坐标的变化范围也是规则的。因此可以用标准的程序进行处理, 这给编程计算提供了方便。但是它不能适应复杂的几何形状。为此需要对单元进行坐标变换, 将自然坐标系中形状规则的单元变换为整体笛卡儿坐标系中形状扭曲的单元, 对于高次单元还可变换为曲边单元。这样不仅给有限元网格划分带来了很大的灵活性, 也能拟合复杂的边界几何形状。

4.4.1 等参变换和单元矩阵的变换

(1) 等参变换

为将局部(自然)坐标系中几何形状规则的单元转换成整体(笛卡儿)坐标中几何形状扭曲

是呈线性分布的。这种单元的计算精度比四面体单元要高。但是它的形状过于规则, 不能拟合复杂边界形状, 故应用场合有限。

(2) 高次六面体单元

图 2.2-10 所示为 20 节点六面体单元。各节点的形函数为

的单元, 以满足对一般形状求解域进行离散化的需要, 要建立一个坐标变换。最方便的方法是将变换公式也表示成插值函数的形式

$$x = \sum_{i=1}^m N_i' x_i, y = \sum_{i=1}^m N_i' y_i, z = \sum_{i=1}^m N_i' z_i \quad (2.2-56)$$

式中 m ——用以进行坐标变换的单元节点数;

N_i' ——用于坐标变换的形函数, 它也是用局部(自然)坐标表示的插值函数。

式 (2.2-56) 建立了两个坐标系之间的变换, 从而将自然坐标内的形状规则的单元(母单元)变换为笛卡儿坐标内的形状扭曲的单元(子单元), 如图 2.2-11 所示。

如果坐标变换和未知函数(如位移)插值采用相同的节点, 并且采用相同的插值函数, 即 $m = n, N_i' = N_i$, 称这种变换为等参变换。如果坐标变换节点数多于函数插值的节点数, 即 $m > n$, 则称为超参变换。反之, $m < n$, 则称为次(亚)参变换。连续介质单元多采用等参变换。

(2) 单元矩阵的变换

1) 导数之间的变换 考虑图 2.2-11 所示的六面体单元, 由复合函数的求导法则

$$\frac{\partial N_i}{\partial \xi} = \frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial \xi} + \frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial \xi} + \frac{\partial N_i}{\partial z} \frac{\partial z}{\partial \xi}$$

对于其他两个坐标 η, ζ , 可写出类似的表达式, 将它们集成矩阵形式, 得

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial z}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} & \frac{\partial z}{\partial \eta} \\ \frac{\partial x}{\partial \zeta} & \frac{\partial y}{\partial \zeta} & \frac{\partial z}{\partial \zeta} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} \end{Bmatrix} = \mathbf{J} \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} \end{Bmatrix}$$

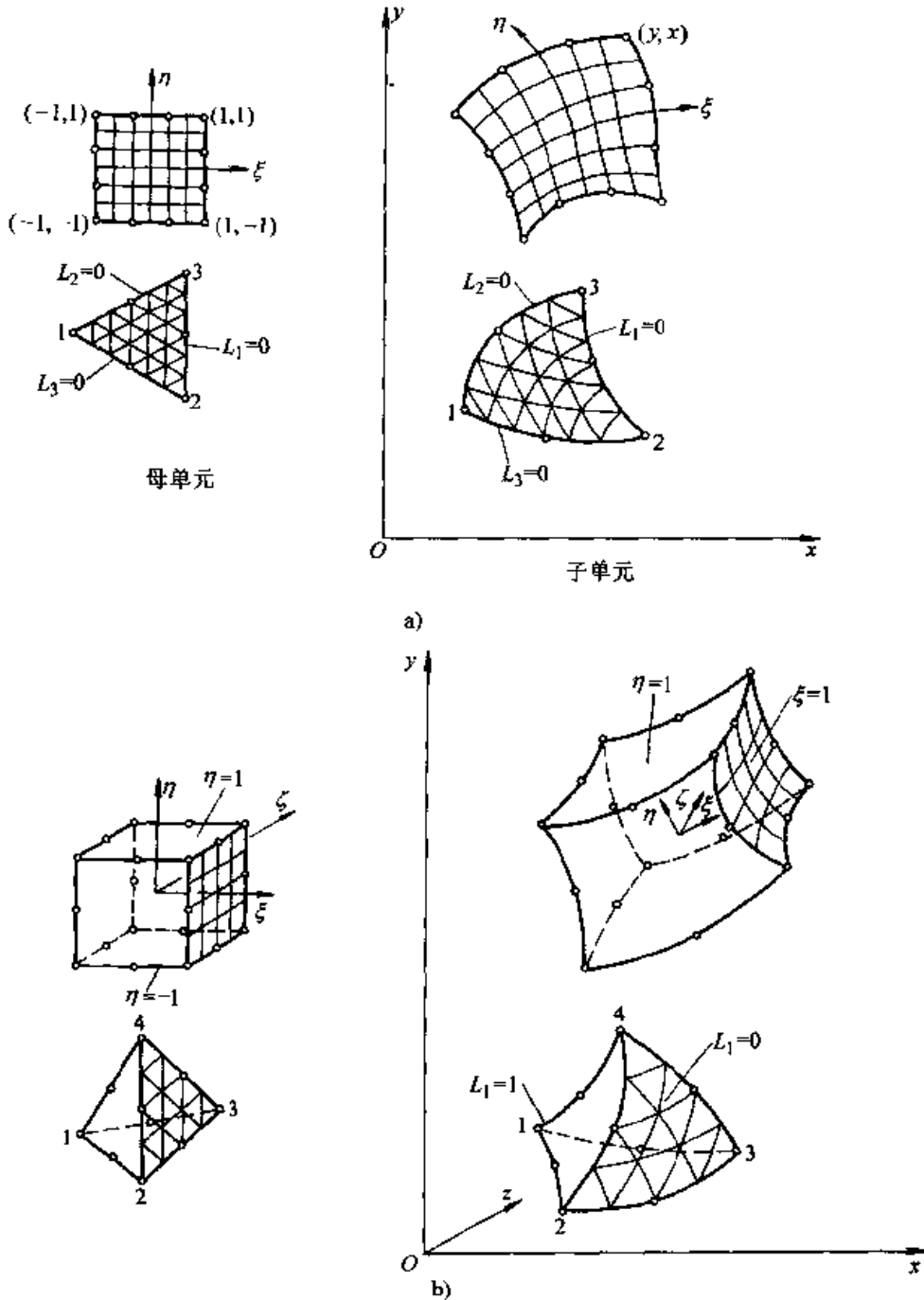


图 2.2-11 单元的变换

a) 二维单元的变换 b) 三维单元的变换

上式中 J 称为雅可比矩阵。于是 N_i 对于 x, y, z 的偏导数可用自然坐标显式地表示为

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} \end{Bmatrix} = J^{-1} \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} \end{Bmatrix} \quad (2.2-57)$$

其中 J^{-1} 是 J 的逆矩阵。

2) 体积微元、面积微元和线元的变换

线元 $d\xi, d\eta, d\zeta$ 在笛卡儿坐标系中所形成的体积微元是

$$dV = d\xi \cdot (d\eta \times d\zeta) \quad (a)$$

令笛卡儿坐标系中的矢径为 $r = xi + yj + zk$, 则

$$\left. \begin{aligned} d\xi &= \frac{\partial x}{\partial \xi} d\xi + \frac{\partial y}{\partial \xi} d\eta + \frac{\partial z}{\partial \xi} d\zeta \\ d\eta &= \frac{\partial x}{\partial \eta} d\xi + \frac{\partial y}{\partial \eta} d\eta + \frac{\partial z}{\partial \eta} d\zeta \\ d\zeta &= \frac{\partial x}{\partial \zeta} d\xi + \frac{\partial y}{\partial \zeta} d\eta + \frac{\partial z}{\partial \zeta} d\zeta \end{aligned} \right\} (b)$$

其中 i, j, k 是笛卡儿坐标系的基向量。将式 (b) 代入式 (a) 得

$$dV = \begin{vmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial z}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} & \frac{\partial z}{\partial \eta} \\ \frac{\partial x}{\partial \zeta} & \frac{\partial y}{\partial \zeta} & \frac{\partial z}{\partial \zeta} \end{vmatrix} d\xi d\eta d\zeta = |J| d\xi d\eta d\zeta \quad (2.2-58)$$

在 $\xi=c$ (常数) 的面上, 面积微元 dA 为

$$\begin{aligned} dA &= |d\eta \times d\zeta|_{\xi=c} \\ &= \left[\left(\frac{\partial y}{\partial \eta} \frac{\partial z}{\partial \zeta} - \frac{\partial y}{\partial \zeta} \frac{\partial z}{\partial \eta} \right)^2 + \left(\frac{\partial x}{\partial \eta} \frac{\partial z}{\partial \zeta} - \frac{\partial x}{\partial \zeta} \frac{\partial z}{\partial \eta} \right)^2 + \left(\frac{\partial x}{\partial \eta} \frac{\partial y}{\partial \zeta} - \frac{\partial x}{\partial \zeta} \frac{\partial y}{\partial \eta} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} d\eta d\zeta \\ &= Ad\eta d\zeta \quad (2.2-59) \end{aligned}$$

其他表面上的面元 dA 可通过轮换 ξ, η, ζ 而得到。

线元 $d\xi$ 的长度为

$$dl = |d\xi \cdot d\xi| = \sqrt{\left(\frac{\partial \xi}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial \xi}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial \xi}{\partial z}\right)^2} d\xi \quad (c)$$

通过以上公式, 可将单元体积和面积内的积分转换到自然坐标的规则化区域内进行。

$$\int_V G(x, y, z) dx dy dz = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 G^*(x(\xi, \eta, \zeta), y(\xi, \eta, \zeta), z(\xi, \eta, \zeta)) |J| d\xi d\eta d\zeta \quad (2.2-60)$$

$$\int_A g(x, y, z) dS = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 g^*(x(c, \eta, \zeta), y(c, \eta, \zeta), z(c, \eta, \zeta)) Ad\eta d\zeta \quad (2.2-61)$$

二维情况下的有关公式可由上面各式相应退化得到。

(3) 等参变换的条件

由微积分学知, 两个坐标之间一对一变换的条件是雅可比行形式 $|J|$ 不得为 0, 等参变换作为一种坐标变换也必须服从此条件。在二维的情况下, 面积微元

$$dA = |J| d\xi d\eta = |d\xi \times d\eta| = |d\xi| |d\eta| \sin(d\xi, d\eta)$$

其中 $|a|$ 表示矢量 a 的模, 于是

$$|J| = \frac{|d\xi| |d\eta| \sin(d\xi, d\eta)}{d\xi, d\eta}$$

为了防止 $|J|=0$ 的情况出现, 应防止因任意的两个节点退化为一个节点而发生 $|d\xi|$ 或 $|d\eta|$ 中的任一个为 0; 还应防止单元的任一内角大于或等于 π , 从而导致 $\sin(d\xi, d\eta) \leq 0$ 。三维的情况是类似的。

4.4.2 等参单元的计算格式

采用等参单元时, 基本的计算步骤不变。差别在于等参单元的插值函数是用自然坐标给出的, 等参单元的一切计算都是在自然坐标系中规则的母单元内进行。计算单元矩阵时要作两方面

的修改, 即改变积分变量 (取自然坐标) 和积分限。

(1) 母单元为 ξ, η, ζ 坐标系中的立方体单元系列

可以从 8 至 20 节点的六面体单元。自然坐标的变化区间为

$$-1 \leq \xi \leq 1, -1 \leq \eta \leq 1, -1 \leq \zeta \leq 1$$

刚度矩阵和节点载荷列阵的计算公式为

$$K^e = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 B^T C B |J| d\xi d\eta d\zeta \quad (2.2-62)$$

$$F_b^e = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 N^T \rho b |J| d\xi d\eta d\zeta \quad (2.2-63)$$

$$F_s^e = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 N^T \bar{p} A d\eta d\zeta (\bar{p} \text{ 作用在 } \xi = 1 \text{ 的面上}) \quad (2.2-64)$$

其中 $|J|$ 和 A 参见式 (2.2-58) 和式 (2.2-59) 的有关项。

(2) 四面体单元系列

可以是节点数由 4 至 10 变化的四面体单元。自然坐标是体积坐标 L_1, L_2, L_3, L_4 , 它们并不完全独立。按照表 2.2-3 的规则, $\xi=L_2, \eta=L_3, \zeta=L_4$, 则 $1-\xi-\eta-\zeta=L_1$ 。

于是式 (2.2-62) ~ 式 (2.2-64) 可以改写

成如下形式

$$K^e = \int_0^1 \int_0^{1-L_4} \int_0^{1-L_3-L_4} \mathbf{B}^T \mathbf{C} \mathbf{B} |J| dL_2 dL_3 dL_4 \quad (2.2-65)$$

$$P_b^e = \int_0^1 \int_0^{1-L_4} \int_0^{1-L_3-L_4} \mathbf{N}^T \rho \mathbf{b} |J| dL_2 dL_3 dL_4 \quad (2.2-66)$$

$$P_s^e = \int_0^1 \int_0^{1-L_3} \mathbf{N}^T \bar{p} \mathbf{A} dL_2 dL_3 \quad (2.2-67)$$

(\bar{p} 作用在 $L_4 = 0$ 的面)

在计算中, 计算应变矩阵 \mathbf{B} 需要用到雅可比矩阵的逆矩阵, 将插值函数对整体坐标的求导转化为对自然坐标的求导。

二维问题的有关公式可以由以上二组三维问题的公式退化而得到。

对于以上各积分式表示的单元矩阵和矢量, 只有对少数规则形状的单元, 积分可以解析地积出。一般情况下要采用数值积分方法, 其中最常用的是高斯积分。

4.4.3 数值积分

对于一维问题的数值积分 $\int_a^b F(\xi) d\xi$, 其基本思想是: 构造一个多项式 $\Psi(\xi)$, 使在 ξ_i ($i = 1, 2, \dots, n$) 上有 $\Psi(\xi_i) = F(\xi_i)$, 然后用对近似函数 $\Psi(\xi)$ 的积分 $\int_a^b \Psi(\xi) d\xi$ 来近似原被积函数 $F(\xi)$ 的积分 $\int_a^b F(\xi) d\xi$ 。 ξ_i 称为积分点或取样点。条件 $\Psi(\xi_i) = F(\xi_i)$ 可用来构造一个多项式, 该多项式积分后可写成如下形式

$$\int_a^b \Psi(\xi) d\xi = \sum_{i=1}^n w_i F(\xi_i)$$

式中, w_i 称为积分的权系数, 简称为权。

如将积分点坐标和权系数分别修改为

$$\frac{a+b}{2} - \frac{a-b}{2} \xi_i, \frac{b-a}{2} w_i$$

则可将积分区间规则化为 $(-1, 1)$ 。

现介绍高斯积分, 这是一种被广泛采用的数值积分方法。

(1) 一维高斯积分

在高斯积分方案中, 积分点 ξ_i 不是等间距分布的, 通过适当选择 ξ_i , 使 n 个积分点的数值积分达到 $2n-1$ 阶的精度, 也就是说如果 $F(\xi)$ 是 $2n-1$ 次多项式, 积分结果将是精确的。

以较少的积分点得到较高的积分精度是高斯积分的优点。

在规则化区间 $(-1, 1)$ 中, 一阶和二阶高斯积分的积分点坐标和权系数分别为

$$\text{一阶: } \xi_i = 0.0, \quad w_i = 2.0$$

$$\text{二阶: } \xi_i = \pm 1/\sqrt{3}, \quad w_i = 1.0$$

一维高斯积分表达为

$$I = \int_{-1}^1 F(\xi) d\xi = \sum_{i=1}^n w_i F(\xi_i) \quad (2.2-68)$$

其中 n 为积分的阶数, 即积分点的个数。

(2) 二维和三维高斯积分

对二维积分

$$I = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 F(\xi, \eta) d\xi d\eta$$

首先令 η 为常数, 进行内层积分

$$\int_{-1}^1 F(\xi, \eta) d\xi = \sum_{j=1}^n w_j F(\xi_j, \eta)$$

用同样的方法进行外层积分就得到

$$\begin{aligned} I &= \sum_{i=1}^n w_i \sum_{j=1}^n w_j F(\xi_j, \eta_i) \\ &= \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n w_i w_j F(\xi_j, \eta_i) \end{aligned} \quad (2.2-69)$$

同理, 对于三维数值积分, 有

$$\begin{aligned} I &= \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 F(\xi, \eta, \zeta) d\xi d\eta d\zeta \\ &= \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n \sum_{m=1}^n w_i w_j w_m F(\xi_m, \eta_j, \zeta_i) \end{aligned} \quad (2.2-70)$$

以上积分在各个坐标方向上选取的积分点数是相同的。实际上, 根据单元的特点对不同坐标方向也可选取不同的积分点数。对于4节点四边形单元, 在单元刚度矩阵积分中, 被积函数中包含 $1, \xi, \eta, \xi^2, \eta^2, \xi\eta$ 项, 最高方次为2。通常采用 2×2 阶高斯积分。同样, 对于8节点六面体单元, 通常采用 $2 \times 2 \times 2$ 阶高斯积分。

4.4.4 等参单元的退化

在有限元模型和有限元程序编制中, 只用少数几种单元进行分析会带来很多方便。对于一个具体问题, 只采用一种单元是最为方便的。在材料成形过程模拟这种强非线性问题中, 宜采用低阶单元。计算经验表明: 用4节点四边形和8节点六面体等参单元比用3节点三角形单元和4节点四面体单元能得到更好的计算结果。但是任意平面域的全四边形有限元网格剖分和任意空间域

原书缺页

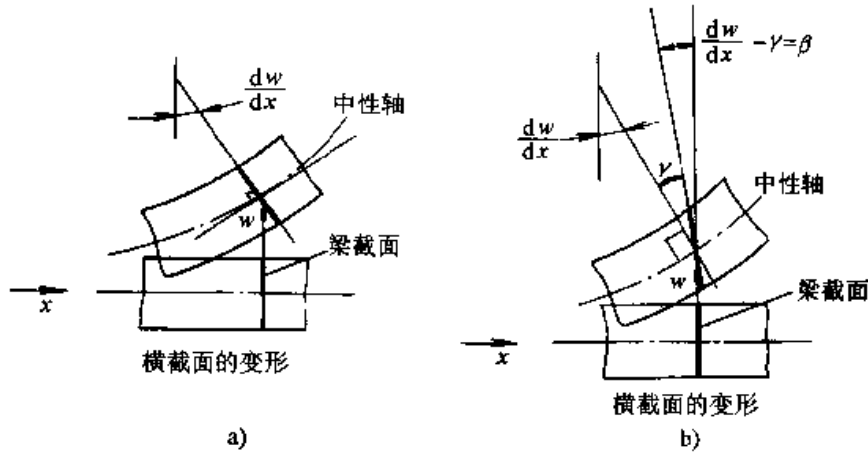


图 2.2-14 梁变形假设

a) 不考虑剪切影响时的梁变形 b) 考虑剪切影响时的梁变形

$$\tau = \frac{V}{kA}$$

式中 V ——截面上的剪力；
 A ——截面面积；

k ——修正系数，对于矩形梁取 1.2。

(2) 有限元方程

考虑梁的弹性弯曲问题。梁的总位能为

$$\Pi = \frac{EI}{2} \int_0^L \left(\frac{d\beta}{dx}\right)^2 dx + \frac{GA}{2k} \int_0^L \left(\frac{dw}{dx} - \beta\right)^2 dx - \int_0^L p w dx - \int_0^L m \beta dx \quad (2.2-71)$$

式中 p ——单位长度的横向载荷；
 m ——单位长度的力矩载荷；
 I ——截面的惯性矩，对于矩形截面梁 $I = \frac{bh^3}{12}$ ， b 为宽度， h 为高度。

式 (2.2-71) 右边的前两项分别表示对应于弯曲变形和剪切变形的应变能，后两项表示外载荷位能。

由最小位能原理有：

$$\delta \Pi = EI \int_0^L \frac{d\beta}{dx} \delta \left(\frac{d\beta}{dx}\right) dx + \frac{GA}{k} \int_0^L \left(\frac{dw}{dx} - \beta\right) \delta \left(\frac{dw}{dx} - \beta\right) dx - \int_0^L p \delta w dx - \int_0^L m \delta \beta dx = 0 \quad (b)$$

这也就是梁单元变形的虚位移原理。

图 2.2-15 所示为一梁单元，表 2.2-4 给出了单元的节点数为 2 或 3 的形函数。其中节点 1、2 是必需的，节点 3 是可选的，若节点 3 不存在，则相应的形函数值为零。

梁单元的场变量有两个，即挠度 w 和转角 β 。相应地每个节点也有两个自由度，即节点挠度 w_i 和节点转角 θ_i 。每个节点的自由度记为 $U_i = [w_i, \theta_i]^T$ 。

$$u = \begin{Bmatrix} w \\ \beta \end{Bmatrix} = \sum_{i=1}^n N_i U_i = N U^e \quad (c)$$

利用等参单元的计算方法，将式 (c) 代入式 (b) 可求得有关的各种单元矩阵和单元刚度方程。

这种单元可以有效地应用于中等高度梁和浅梁结构的分析。在浅梁的分析中由于 2 节点单元不能以足够的精度表示弯曲变形和剪切变形，故必须用 3 节点或 4 节点单元。

下面考察梁的高度变低时出现的问题，为此考虑总位能中的应变能部分，并将其除以 $EI/2$

$$\tilde{\Pi} = \int_0^L \left(\frac{d\beta}{dx}\right)^2 dx + \frac{GA}{kEI} \int_0^L \left(\frac{dw}{dx} - \beta\right)^2 dx$$

当梁的高度 h 很小时，因子 $\alpha = GAk / (EI)$ 变

图 2.2-15 可变节点数为 2 至 3 的梁单元

表 2.2-4 2 至 3 个可变节点的一维单元插值函数

补充项 基本项		仅在 有节点 3 时才计入
N_1	$\frac{1}{2} (1 - \xi)$	$-\frac{1}{2} (1 - \xi^2)$
N_2	$\frac{1}{2} (1 + \xi)$	$-\frac{1}{2} (1 - \xi^2)$
N_3	$(1 - \xi^2)$	

得很大，它就相当于约束变分原理中罚函数法的罚因子。于是，当 $h \rightarrow 0$ 时 $\alpha \rightarrow \infty$ ，使得 $\gamma = \frac{dw}{dx} - \beta \rightarrow 0$ ，即相当于强加了零剪切变形的约束。

当并非各处剪切变形都很小时，因有关 w 和 β 的假设式 (a)，则由于罚因子是错误的剪切变形的乘子，单元刚度将会大大超过实际刚度。当采用 2 节点梁时，由于它不能正确地反映弯曲变形，即使在纯弯曲情况下也会表现出虚假的切应变，如图 2.2-16 所示，这就必然使刚度不适当地增大。因此它不能用于浅梁结构的分析。由于同样的原理，低阶的壳单元也不适合于薄壳的分析。薄单元非常刚硬的现象称为单元“锁定”（或称为锁死）。

为了使计算简便的低阶单元能用于薄结构，就要对其进行改进。下面两种方法是常用的。一种是选择的或减缩的积分（又称为降价积分），另一种是运用离散的 Kirchhoff 理论。

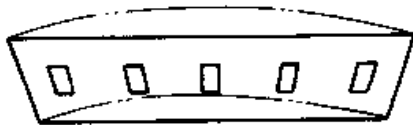


图 2.2-16 由弯曲造成的虚假的剪切变形

关于选择或减缩积分，我们将在介绍壳单元时结合具体积分方法介绍。

离散的 Kirchhoff 理论中，为了避免单元“锁定”，假设切应变很小，不将其包含于总位能泛函中。另一方面，令切应变为零的条件（Kirchhoff 假设）在单元的某些离散点上（例如各边中点）得到满足，由此建立节点位移与转角之间的关系，使弯曲变形能够正确地得以计算。

4.5.2 壳单元

(1) 板壳的基本理论

板和壳都用来描述薄结构，只是板的中面是平面，而壳的中面可以是任意的曲面。在板材成形过程模拟时，为了改善计算精度和提高计算效率，通常采用壳理论进行公式化，而将板看作是壳的一种特殊情况。

在工程中，当壳体的厚度与中面的曲率半径之比小于 1/20 时，即当作薄壳的处理。薄壳理论是建立在两个克希荷夫假定的基础上的。这两个假定是：

1) 变形前垂直于中面的法线在变形后仍然是直线，与变形后的中面保持垂直，称为直法线

假定；

2) 垂直于中面方向的应力与其他应力相比可以忽略不计。

第一个假定忽略壳的横向（即垂直于中面的方向）的剪切变形，第二个假定忽略壳体的横向挤压应力。这样，我们就把薄壳看成是由许多平行于中面彼此互不挤压的薄层所构成的。

当壳厚与中面曲率半径相比较小时，不能忽略横向剪切的影响，因此不能采用上述薄壳理论。这时可采用 Mindlin 壳理论，即将克希荷夫薄壳理论的第一个假定修改为“变形前垂直于中面的法线变形后仍然是直线，但这条直线不一定垂直于变形后的中面”。

(2) 退化的四节点壳单元

用三维连续介质等参单元来表示板壳结构时，会产生一些问题，一个是沿板壳厚度方向的尺寸比其他尺寸小得多，与沿厚度方向相对应的刚度系数变大，可能导致病态的方程，影响求解精度。另一方面，考虑到法线变形后保持为直线这一假定，没有必要在厚度方向取多个节点。将连续介质单元沿厚度方向的节点仅用中面上的一个节点来代替，就得到了退化的壳单元。

在壳单元中，上、下表面采用二次插值函数时，可以较好地逼近壳体曲面。但在板材成形模拟等强非线性分析中，一般采用线性三角形单元或双线性四边形单元，以便于处理。

1) 形函数和坐标插值 图 2.2-17 所示为一退化四边形壳单元。 ξ 和 η 为壳体中面上的两个自然坐标，而 ζ 为厚度方向的自然坐标， ξ 、 η 、

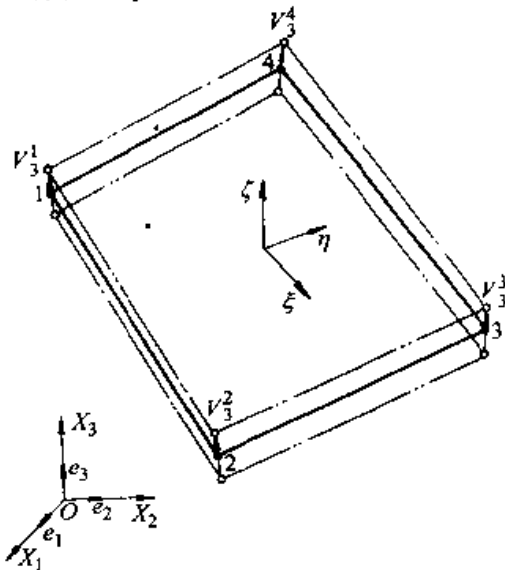


图 2.2-17 由 8 节点六面体退化得到的 4 节点壳单元

ζ 的变化范围均为 -1 到 $+1$ 。图中 X_1 、 X_2 和 X_3 为总体笛卡儿坐标系的坐标。壳体中任一点

$$\begin{Bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^4 N_k(\xi, \eta) \frac{1+\zeta}{2} \begin{Bmatrix} X_1^k \\ X_2^k \\ X_3^k \end{Bmatrix}_{\text{顶面}} + \sum_{k=1}^4 N_k(\xi, \eta) \frac{1-\zeta}{2} \begin{Bmatrix} X_1^k \\ X_2^k \\ X_3^k \end{Bmatrix}_{\text{底面}} \quad (a)$$

式中 X_1^k 、 X_2^k 和 X_3^k ——节点坐标；
 $N_k(\xi, \eta)$ ——四边形单元的形函数；
 k ——节点的局部编号。

其中 $N_k(\zeta, \eta)$ 为

$$\begin{Bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^4 N_k \begin{Bmatrix} X_1^k \\ X_2^k \\ X_3^k \end{Bmatrix}_{\text{中面}} + \sum_{k=1}^4 N_k \frac{\zeta}{2} \mathbf{V}_3^k \quad (2.2-72)$$

其中 $(X_i^k)_{\text{中面}} = \frac{1}{2} [(X_i^k)_{\text{顶面}} + (X_i^k)_{\text{底面}}]$ ，节点矢量 \mathbf{V}_3^k 为

$$\mathbf{V}_3^k = \begin{Bmatrix} X_1^k \\ X_2^k \\ X_3^k \end{Bmatrix}_{\text{顶面}} - \begin{Bmatrix} X_1^k \\ X_2^k \\ X_3^k \end{Bmatrix}_{\text{底面}}$$

对于节点号 k ，在上下表面和中面上各有一个节点与之相对应。通常我们说节点 k 指的是中面上的节点。

$$\begin{Bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ U_3 \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^4 N_k \begin{Bmatrix} U_1^k \\ U_2^k \\ U_3^k \end{Bmatrix} + \sum_{k=1}^4 N_k \zeta \frac{h^k}{2} [-v_2^k v_1^k] \begin{Bmatrix} \theta_1^k \\ \theta_2^k \end{Bmatrix} \quad (b)$$

其中 U_1 、 U_2 、 U_3 分别为沿 X_1 、 X_2 、 X_3 方向的速度分量， h^k 为节点 k 处的厚度。为简便计，此处及以下省略下标“中面”。

v_1^k 、 v_2^k 和 $v_3^k = \frac{\mathbf{V}_3^k}{\|\mathbf{V}_3^k\|}$ 构成了节点直角坐标系的基向量。可以令 v_1^k 垂直于 v_3^k 同时垂直于整体坐标系的 X 轴，即

$$\mathbf{v}_1^k = \mathbf{e}_1 \times \mathbf{v}_3^k$$

$$\mathbf{v}_1^k = \frac{\mathbf{V}_1^k}{\|\mathbf{V}_1^k\|}$$

式中 \mathbf{e}_1 为整体坐标系 X_1 轴方向的基矢量。当 \mathbf{V}_3^k 与 \mathbf{e}_1 方向一致时，可将上式中的 \mathbf{e}_1 换为沿 X_2 方向的基矢量 \mathbf{e}_2 。因为 v_2^k 应与 v_1^k 和 v_3^k 一道构成一右手系，故可求得如下

$$\mathbf{v}_2^k = \mathbf{v}_3^k \times \mathbf{v}_1^k$$

将 (b) 式写成分量式为

的整体坐标可根据直“法”线（变形后该法线可能不再垂直于中面）假定由上下表面坐标插值得到

$$N_k = \frac{1}{4} (1 + \xi \xi_k)(1 + \eta \eta_k)$$

式中 ξ_k 和 η_k ——节点 k 的自然坐标值。

采用连接上下表面对应节点形成的节点矢量，可将 (a) 式写为更简洁的形式

2) 速度场 在壳体的假定中，不考虑“法线”长度的变化。单元中的速度场由中面节点在笛卡儿坐标系中的三个平动速度分量和节点矢量 \mathbf{V}_3^k 绕与它垂直且相互垂直的两个方向的两个转动速度唯一地确定。变形前的节点矢量是垂直于或近似垂直于中面的，但变形后不一定仍垂直于中面，所以这是一种 mindlin 壳。设沿上述两个方向的单位矢量分别为 v_1^k 和 v_2^k ，且相应的转动速度分别为 θ_1 和 θ_2 ，则单元中任一点的速度为

$$U_i = \sum_{k=1}^4 N_k U_i^k + \frac{\zeta}{2} \sum_{k=1}^4 h^k N_k [-v_2^k \theta_1^k + v_1^k \theta_2^k] \quad (2.2-73)$$

将上式写成矩阵式为

$$\mathbf{U} = \bar{\mathbf{N}} \mathbf{a}$$

式中

$$\begin{aligned} \mathbf{U} &= [U_1 \ U_2 \ U_3]^T \\ \mathbf{a} &= [(\mathbf{a}^1)^T \ (\mathbf{a}^2)^T \ (\mathbf{a}^3)^T \ (\mathbf{a}^4)^T]^T \\ \bar{\mathbf{N}} &= [\bar{\mathbf{N}}_1 \ \bar{\mathbf{N}}_2 \ \bar{\mathbf{N}}_3 \ \bar{\mathbf{N}}_4] \end{aligned}$$

将 \mathbf{a}^k 和 $\bar{\mathbf{N}}_k$ 中的各项写出为

$$\mathbf{a}^k = (U_1^k \ U_2^k \ U_3^k \ \theta_1^k \ \theta_2^k)^T \quad (c)$$

$$\bar{\mathbf{N}}_k = N_k \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & \zeta g_{11}^k & \zeta g_{21}^k \\ 0 & 1 & 0 & \zeta g_{12}^k & \zeta g_{22}^k \\ 0 & 0 & 1 & \zeta g_{13}^k & \zeta g_{23}^k \end{bmatrix} \quad (d)$$

其中采用了以下符号

$$g_{1i}^k = -\frac{1}{2} h^k v_{2i}^k, \quad g_{2i}^k = \frac{1}{2} h^k v_{1i}^k$$

3) 速度梯度和应变速率 速度场对自然坐标的偏导数为

$$\begin{Bmatrix} \dot{U}_{i,\xi} \\ \dot{U}_{i,\eta} \\ \dot{U}_{i,\zeta} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^4 \begin{bmatrix} N_{k,\xi} & (1 \ \zeta_{k1}^A \ \zeta_{k2}^A) \\ N_{k,\eta} & (1 \ \zeta_{k1}^A \ \zeta_{k2}^A) \\ N_k & (0 \ g_{1i}^A \ g_{2i}^A) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_i^A \\ \theta_1^A \\ \theta_2^A \end{Bmatrix} \quad (e)$$

其中 $\dot{U}_{i,\xi} = \frac{\partial \dot{U}_i}{\partial \xi}$ 。

为了求得速度场对整体坐标 X_i ($i=1, 2, 3$) 的导数, 即整体坐标系中速度梯度 $L_{ij}^G = \frac{\partial \dot{U}_i}{\partial X_j}$ 的诸分量 (上标“G”表示 L_{ij}^G 为整体坐标系中的分量), 采用雅可比变换

$$\frac{\partial}{\partial \mathbf{X}} = \mathbf{J}^{-1} \frac{\partial}{\partial \boldsymbol{\xi}} \quad (f)$$

式中 $\mathbf{X} = [X_1 \ X_2 \ X_3]^T$, $\boldsymbol{\xi} = [\xi \ \eta \ \zeta]^T$, \mathbf{J} 为雅可比矩阵。

将式 (f) 代入式 (e) 可得

$$\begin{Bmatrix} L_{i1}^G \\ L_{i2}^G \\ L_{i3}^G \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial \dot{U}_i}{\partial X_1} \\ \frac{\partial \dot{U}_i}{\partial X_2} \\ \frac{\partial \dot{U}_i}{\partial X_3} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^4 \begin{bmatrix} N_{k,1} & g_{1i}^A & g_{2i}^A \\ N_{k,2} & g_{1i}^A & g_{2i}^A \\ N_{k,3} & g_{1i}^A & g_{2i}^A \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_i^A \\ \theta_1^A \\ \theta_2^A \end{Bmatrix}$$

其中

$$N_{k,i} = J_{i1}^{-1} N_{k,\xi} + J_{i2}^{-1} N_{k,\eta}$$

$$G_i^A = \zeta (J_{i1}^{-1} N_{k,\xi} + J_{i2}^{-1} N_{k,\eta}) + J_{i3}^{-1} N_k$$

J_{ij}^{-1} 是式 (f) 中矩阵 \mathbf{J}^{-1} 的元素 (i, j)。

应变速率 \mathbf{d} 和旋转速率 $\boldsymbol{\omega}$ 可根据速度梯度 \mathbf{L} 计算得到, 即

$$d_{ij}^G = \frac{1}{2} (L_{ij}^G + L_{ji}^G) \quad (g)$$

$$\omega_{ij}^G = \frac{1}{2} (L_{ij}^G - L_{ji}^G)$$

将式 (g) 写成矩阵式为

$$\mathbf{d}^G = \mathbf{B} \mathbf{a}$$

其中

$$\mathbf{d}^G = [d_{11} \ d_{22} \ d_{33} \ 2d_{12} \ 2d_{23} \ 2d_{31}]^T$$

$$\mathbf{B} = [\mathbf{B}_1 \ \mathbf{B}_2 \ \mathbf{B}_3 \ \mathbf{B}_4]$$

将 \mathbf{B}_i 的各元素写出为

$$\mathbf{B}_k = \begin{bmatrix} N_{k,1} & 0 & 0 & g_{11}^A G_1^A & g_{21}^A G_1^A \\ 0 & N_{k,2} & 0 & g_{12}^A G_2^A & g_{22}^A G_2^A \\ 0 & 0 & N_{k,3} & g_{13}^A G_3^A & g_{23}^A G_3^A \\ N_{k,2} & N_{k,1} & 0 & g_{11}^A G_2^A + g_{12}^A G_1^A & g_{21}^A G_2^A + g_{22}^A G_1^A \\ 0 & N_{k,3} & N_{k,2} & g_{12}^A G_3^A + g_{13}^A G_2^A & g_{22}^A G_3^A + g_{23}^A G_2^A \\ N_{k,3} & 0 & N_{k,1} & g_{11}^A G_3^A + g_{13}^A G_1^A & g_{21}^A G_3^A + g_{23}^A G_1^A \end{bmatrix}$$

考虑到壳体的假定, 要忽略厚度方向的应力, 因此应当在应力的计算点 (即积分点) 对于 $\zeta = \text{常数}$ 的面建立三个互相垂直的坐标轴, 即局部直角坐标系。在这个局部坐标系中表述应变和应力。令局部坐标系的坐标轴分别为 x_1, x_2 和 x_3 轴, 对应的基矢量分别为 $\mathbf{e}_1', \mathbf{e}_2'$ 和 \mathbf{e}_3' 。这三个基矢量可通过自然坐标系的基矢量 $\bar{\mathbf{e}}_i$ ($i=1, 2$) 求得。首先求得 $\bar{\mathbf{e}}_i$ 如下

$$(\bar{\mathbf{e}}_1)_i = \frac{\partial X_i}{\partial \xi} \quad i=1, 2, 3$$

$$(\bar{\mathbf{e}}_2)_i = \frac{\partial X_i}{\partial \eta} \quad i=1, 2, 3$$

其中 $(\bar{\mathbf{e}}_i)_i$ 为基矢量 $\bar{\mathbf{e}}_i$ 在总体坐标系 X_i 轴方向的分量。然后由 $\bar{\mathbf{e}}_i$ 计算 \mathbf{e}_i'

$$\mathbf{e}_1' = \frac{\bar{\mathbf{e}}_1}{\|\bar{\mathbf{e}}_1\|}, \mathbf{e}_3' = \frac{\bar{\mathbf{e}}_1 \times \bar{\mathbf{e}}_2}{\|\bar{\mathbf{e}}_1 \times \bar{\mathbf{e}}_2\|}, \mathbf{e}_2' = \mathbf{e}_3' \times \mathbf{e}_1'$$

另外 \mathbf{e}_3' 也可象节点坐标系那样, 由 $\bar{\mathbf{e}}_1 \times \bar{\mathbf{e}}_2$ 再化为单位矢量得到。

由整体坐标系到局部坐标系的坐标转换矩阵为

$$\mathbf{T} = [\mathbf{e}_1' \ \mathbf{e}_2' \ \mathbf{e}_3']$$

其中 \mathbf{e}_i' 用它在整体坐标系中的分量表示。

将速度场诸分量由总体坐标系转换到局部坐标系为

$$\mathbf{a} = \mathbf{T}^T \dot{\mathbf{U}}$$

其中 $\mathbf{a} = [a_1 \ a_2 \ a_3]^T$, 为局部坐标系中的速度分量。

将速度梯度和应变速率张量的诸分量由整体坐标系转换到局部坐标系为

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial \dot{u}_1}{\partial x_1} & \frac{\partial \dot{u}_2}{\partial x_1} & \frac{\partial \dot{u}_3}{\partial x_1} \\ \frac{\partial \dot{u}_1}{\partial x_2} & \frac{\partial \dot{u}_2}{\partial x_2} & \frac{\partial \dot{u}_3}{\partial x_2} \\ \frac{\partial \dot{u}_1}{\partial x_3} & \frac{\partial \dot{u}_2}{\partial x_3} & \frac{\partial \dot{u}_3}{\partial x_3} \end{bmatrix} = \mathbf{T}^T \begin{bmatrix} \frac{\partial \dot{U}_1}{\partial X_1} & \frac{\partial \dot{U}_2}{\partial X_1} & \frac{\partial \dot{U}_3}{\partial X_1} \\ \frac{\partial \dot{U}_1}{\partial X_2} & \frac{\partial \dot{U}_2}{\partial X_2} & \frac{\partial \dot{U}_3}{\partial X_2} \\ \frac{\partial \dot{U}_1}{\partial X_3} & \frac{\partial \dot{U}_2}{\partial X_3} & \frac{\partial \dot{U}_3}{\partial X_3} \end{bmatrix} \mathbf{T}$$

$$\begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} & d_{13} \\ d_{21} & d_{22} & d_{23} \\ d_{31} & d_{32} & d_{33} \end{bmatrix} = T^T \begin{bmatrix} d_{11}^c & d_{12}^c & d_{13}^c \\ d_{21}^c & d_{22}^c & d_{23}^c \\ d_{31}^c & d_{32}^c & d_{33}^c \end{bmatrix} T$$

其中 $d_{ij} = (\partial \dot{u}_i / \partial x_j + \partial \dot{u}_j / \partial x_i) / 2$ ，为局部坐标系中的应变速率分量。

为了满足厚向应力 $\sigma_{33} = 0$ 这一壳体的基本假定，认为 d_{33} 不是独立的。为了计算变形过程中壳厚的变化，应通过体积不变条件由 d_{11} 和 d_{22} 求得 d_{33} 。

4) 本构方程和应力速率 与应变速率一样，应力速率也在局部坐标系 x_1, x_2, x_3 中计算。为了考虑有限变形问题，将应力速率写为久曼速率。三维速率型本构方程为

$$\dot{\sigma}_{ij} = C_{ijkl}^0 d_{kl} \quad (h)$$

根据壳体假设

$$\dot{\sigma}_{33} = C_{33kl}^0 d_{kl} = 0 \quad k, l = 1, 2, 3$$

得

$$d_{33} = \frac{1}{C_{3333}^0} [C_{33\alpha\beta}^0 d_{\alpha\beta} + 2C_{333\gamma}^0 d_{3\gamma}] \quad \alpha, \beta, \gamma = 1, 2 \quad (i)$$

将式 (i) 代入式 (h) 得出的应力速率满足平面应力条件 $\dot{\sigma}_{33} = 0$ 。对于与横向剪切对应的分量，将本构方程修改为

$$\dot{\sigma}_{3\alpha} = \frac{1}{1.2} C_{3\alpha kl}^0 d_{kl} \quad \alpha = 1, 2 \quad k, l = 1, 2, 3$$

由速度场式 (2.2-73) 计算所得的横向切应变速率沿壳厚方向近似不变，而实际切应力沿厚度方向按抛物线分布。因此将式 (h) 中的 $C_{3\alpha kl}^0$ 除以 1.2。壳体所受的最大应力一般在其表面，为清楚起见，最好用主应力表示。

(3) 单元积分

为了得到有限元方程，需要逐个单元对虚功方程积分。由于被积函数比较复杂，通常采用数值积分方法。在选取高斯点的个数以及如何具体进行积分等方面有下列一些值得注意的问题。

1) 保证收敛性 为了保证计算的收敛性，对于 C^0 单元，应该保证被积函数中的常数值能

$$L_{13}(\xi, \eta, \zeta) = 0.5(1 + \eta)L_{13}(0, 1, 0) + 0.5(1 - \eta)L_{13}(0, -1, 0)$$

$$L_{23}(\xi, \eta, \zeta) = 0.5(1 + \xi)L_{23}(1, 0, 0) + 0.5(1 - \xi)L_{23}(-1, 0, 0)$$

L_{11}, L_{22}, L_{12} 采用完全积分。这种积分方式计算可靠，但计算代价增大了。

③ 减缩积分。对所有分量都采用减缩积分，

被正确地积分，即单元体积 $\int_V dV$ 必须被正确地计算出来。在自然坐标系中， $\int_V \det |J| d\xi d\eta d\zeta$ 应能精确地计算出来。一般说来 $\det |J|$ 不是常数，所以沿各个自然坐标方向应取 2 个高斯点。对 4 节点退化壳单元在 $\xi\eta$ 面内的积分点选取亦是如此。

2) 过约束、剪切锁定和减缩积分 采用由收敛性要求确定的积分点个数进行积分，称为完全积分 (full integration, FI)。金属材料在塑性变形中近似保持体积不变。这样，在每个积分点进行本构关系计算时，强加了一个体积不变约束条件。过多的约束条件会使得物体变形困难，产生锁定现象。

与图 2.2-16 中讨论的薄梁单元类似，当壳单元的壳厚与中面内的单元尺寸相比很小时，由于位移模式的不精确而引起的横向剪切的变形功率，造成了壳单元虚假的刚度增加，即剪切锁定 (shear locking)。为了克服此问题，通常采用减缩积分方案 (reduced integration, RI) 或选择减缩积分方案 (selective reduced integration, SRI)。所谓减缩积分是指实际采用的积分点数比收敛性要求所确定的积分点数为少，而选择减缩积分则是仅对某些应变分量采用减缩积分，对其他分量仍采用完全积分。对于 4 节点退化壳单元，为防止体积不变条件带来的过约束问题，将正应变分解为平均应变和偏量应变，其中的平均应变仅在单元中心计算，而偏量应变仍采用完全积分。对于横向切应变，一般可采用如下三种积分方法：

① 选择减缩积分。在局部坐标系中计算速度梯度 L_{ij} 时，与横向剪切有关分量 L_{23}, L_{32}, L_{31} 和 L_{13} ，仅在单元中心计算。 L_{11}, L_{22} 和 L_{12} ，则采用完全积分。

② 假设应变积分 (assumed strain integration, ASI)。单元中与横向剪切有关的速度梯度分量采用如下方法修正以避免剪切锁定

这样能大大减少计算量，但是会产生零能模式，使计算发生错误。

3) 零能模式及其消除方法 一个好的单元

模型，应该能描述所有可能的刚体运动，并排除其对变形的影响，同时对刚体运动以外的变形模式都产生变形能和变形抗力。但是当不适当地采用 RI 以后，单元对于某些并非刚体运动的位移模式不产生变形能和抗力，而使得这些模式所产生的节点位移急剧增大，因而得不到正确的解，

甚至造成刚度矩阵奇异而无法求解。这样的位移模式被称为零能模式 (zero energy mode, ZEM) 或砂漏 (hourglass)。图 2.2-18 是零能模式的两个例子，假设均采用 RI。图中所示的位移模式在单元的中心均不引起应变，故不产生应变能和抗力。

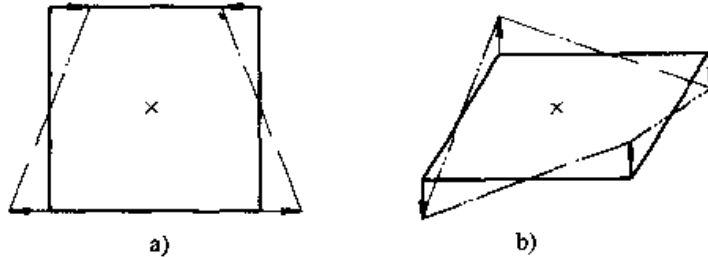


图 2.2-18 零能模式的例子

a) 平面四边形单元 b) 4 节点退化壳单元

为了利用 RI 计算量小且不产生锁定现象的优点，同时又能消除零能模式。Liu 等人在 RI 单元的应变和应力计算中采用了在中心点进行泰

勒展开的方法。这种方法被称为砂漏控制 (hourglass control)。

$$d(\xi, \eta, \zeta) = \sum_{k=1}^4 [B_k(0,0,\zeta) + B_{k,\xi}(0,0,\zeta)\xi + B_{k,\eta}(0,0,\zeta)\eta] \hat{a}^k$$

$$\sigma(\xi, \eta, \zeta) = \sigma(0,0,\zeta) + \sigma_{,\xi}(0,0,\zeta)\xi + \sigma_{,\eta}(0,0,\zeta)\eta$$

这里对于过约束、减缩积分和零能模式的讨论可以推广到其他单元。

本节介绍一种简化的 4 节点壳单元，即 BLT (Belytschko-Lin-Tsay) 单元。

4) 厚向分布的积分点数 厚向分布的积分点数是由应力计算的需要决定的。由于要考虑弯曲效应，所以沿壳的厚向至少应取 2 个积分点。预测板材成形后的回弹时，为了较准确地反映应力沿厚向的分布，可根据计算精度的需要沿厚向取较多 (例如 7 个) 积分点。

这种单元计算效率很高，它是结合采用共回转和应变速率列式而建立的，因此在数学上得到很大简化，避免了非线性力学的复杂处理。它采用的是应变速率以及与其能量共轭的熟知的柯西应力。

与连续介质单元相比，壳单元的计算公式要复杂得多，计算量也大得多。壳单元的形式很多，在板料成形模拟中，由于计算模型复杂、增量计算步数多、非线性强，因此通常采用最简单的壳单元。常用的是采用 1 点积分的 4 节点壳单元。砂漏控制除上面介绍的方法外，还可以针对单元节点的砂漏速度模式引入人工粘性进行控制。由于全四边形网格剖分的困难，以及处理 4 节点壳单元翘曲 (即偏离 4 个节点应大致共面的条件) 的需要，3 节点三角形壳单元往往也是必需的。3 节点壳单元的应变可以分解为中面的薄膜应变和偏离中面的弯曲应变之和，相应地，其位移模式可由平面应变单元和 3 节点板单元的位移模式组合而成。

1) 共回转坐标系 如图 2.2-19 所示，单元局部坐标系是根据单元的 4 个节点坐标建立的。单元局部坐标系的基矢量 $\hat{e}_1, \hat{e}_2, \hat{e}_3$ 计算如下：

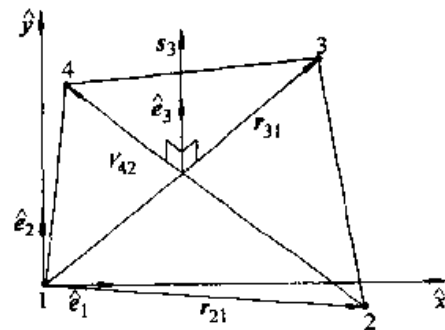


图 2.2-19 单元局部坐标系的建立

$$\hat{e}_3 = s_3 / \|s_3\|$$

$$s_3 = r_{31} \times r_{42}$$

其中，上标“^”表示单元局部坐标系。

(4) 一种简化的 4 节点壳单元

$$s_1 = r_{21} - (r_{21} \cdot \hat{e}_3)\hat{e}_3$$

即 s_1 为 r_{21} 在垂直于 \hat{e}_3 的平面内的投影。

$$\hat{e}_1 = s_1 / \|s_1\|$$

$$\hat{e}_2 = \hat{e}_3 \times \hat{e}_1$$

沿厚度的纤维方向与 \hat{e}_3 的差别由如下准则控制

$$|e_3 \cdot f - 1| < \delta \quad (j)$$

式中 f ——沿纤维方向的单位矢量；

δ ——允许误差，可取为 10^{-2} 。

式 (j) 所控制的是壳单元的离面翘曲，即 4 个节点偏离共面的状况。满足式 (j) 的情况下，单元的共回转坐标系的旋转与壳单元中各质点物质旋转之间的差别应该是小的。

单元局部系基矢量也定义了如下由局部坐标系到整体坐标系之间的转换矩阵 T 。于是将矢量由局部系转换到整体系的公式为

$$\left. \begin{aligned} A &= T\hat{A} \\ \hat{A} &= T^T A \\ T &= [\hat{e}_1 \hat{e}_2 \hat{e}_3] \end{aligned} \right\} \quad (k)$$

式中 \hat{A} 和 A ——矢量在局部系和整体系中的分量表示。

2) 位移—应变速率关系

式 (j) 的条件并不限制刚体转动的大小，而是限制了离面 (out-of-plane) 变形的大小。与此对应，以下应变速率与速度之间的关系也限于小应变。

根据 Mindlin 壳理论，将速度场 v 分解为中面的速度与由纤维转动引起的速度两部分。

$$v = v^m - \hat{z}\hat{e}_3 \times \theta \quad (l)$$

式中 v^m ——中面的速度；

θ ——角速度矢量；

\hat{z} ——纤维方向 (厚向) 坐标。

应变速率在局部系中计算如下：

$$\hat{d}_y = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \hat{v}_i}{\partial \hat{x}_j} + \frac{\partial \hat{v}_j}{\partial \hat{x}_i} \right) \quad (m)$$

例如：

$$\hat{d}_x = \left(\frac{\partial \hat{v}_x^m}{\partial \hat{x}} + \hat{z} \frac{\partial \theta_y}{\partial \hat{x}} \right)$$

中面的速度 v^m ，角速度 θ^m 和坐标 x^m 采用双线性形函数由节点值进行插值

$$v^m = \sum_{k=1}^4 N_k(\xi, \eta) v_k, \quad (n)$$

$$\theta^m = \sum_{k=1}^4 N_k(\xi, \eta) \theta_k, \quad x^m = \sum_{k=1}^4 N_k(\xi, \eta) x_k$$

其中 $N_k(\xi, \eta)$ 见式 (2.2-40)。

将式 (n) 代入式 (m) 得

$$\hat{d}_x = B_{1k} \hat{v}_{xk} + \hat{z} B_{1k} \theta_{yk} \quad (o)$$

$$\hat{d}_y = B_{2k} \hat{v}_{yk} - \hat{z} B_{2k} \theta_{xk}$$

$$2\hat{d}_{xy} = B_{2k} \hat{v}_{xk} + B_{1k} \hat{v}_{yk} + \hat{z} (B_{2k} \theta_{yk} - B_{1k} \theta_{xk})$$

$$2\hat{d}_{xx} = B_{1k} \hat{v}_{xk} + N_k \theta_{yk}$$

$$2\hat{d}_{yy} = B_{2k} \hat{v}_{yk} - N_k \theta_{xk}$$

其中， k 为节点编号。

$$B_{1k} = \frac{\partial N_k}{\partial \hat{x}}, \quad B_{2k} = \frac{\partial N_k}{\partial \hat{y}}$$

它们均在单元中心计算 (即 $\xi = \eta = 0$)。

3) 合成应力和节点力 根据以上求得的应变速率，利用适当的本构方程，可求得应力。将应力沿厚度方向积分，可得到合成应力 (在局部系中)

$$\hat{f}_{\alpha\beta}^R = \int \hat{\sigma}_{\alpha\beta} d\hat{z}, \quad \hat{m}_{\alpha\beta}^R = \int \hat{z} \hat{\sigma}_{\alpha\beta} d\hat{z} \quad (p)$$

其中上标“R”表示合成应力或力矩，希腊字母的下标 $\alpha\beta$ 表示求和范围为 1~2，即引入了平面应力条件。

利用虚功率原理，采用一点积分，可将上述在单元中求得的合成应力和力矩与其 (在单元局部系中的) 节点值联系起来。

$$\hat{f}_{xk} = A (B_{1k} \hat{f}_{xx}^R + B_{2k} \hat{f}_{xy}^R)$$

$$\hat{f}_{yk} = A (B_{2k} \hat{f}_{xy}^R + B_{1k} \hat{f}_{yy}^R)$$

$$\hat{f}_{zk} = A \kappa (B_{1k} \hat{f}_{xz}^R + B_{2k} \hat{f}_{yz}^R)$$

$$\hat{m}_{xk} = A (B_{2k} \hat{m}_{xy}^R + B_{1k} \hat{m}_{yx}^R - \frac{\kappa}{4} \hat{f}_{xx}^R) \quad (q)$$

$$\hat{m}_{yk} = -A (B_{1k} \hat{m}_{xx}^R + B_{2k} \hat{m}_{xy}^R - \frac{\kappa}{4} \hat{f}_{xx}^R)$$

$$\hat{m}_{zk} = 0$$

式中 A ——单元面积；

κ ——Mindlin 壳理论的剪切系数。

在 BLT 列式中， κ 被用作罚因子，以便在薄壳的情况下强加克希荷夫直法线假设。

以上在局部系中求得的节点力和节点力矩通过转换矩阵 (k) 转换到整体系中后组装，形成有限元求解方程。

4) 砂漏控制 BLT 单元的高效率部分地得益于采用了一点 (减缩) 积分方法。为了抑制砂漏，在单元分析中，在物理 (即真实的) 应力上迭加了砂漏粘性应力 (虚拟的应力)。此处对砂漏控制的讨论也适用于其他一点积分壳单元和膜

单元。

砂漏形状矢量 τ_k 定义为

$$\tau_k = h_k - (h_k \hat{x}_d) B_{\alpha k} \quad (\alpha = 1, 2) \quad (r)$$

式中, $h = [1 \quad -1 \quad 1 \quad -1]^T$ 是被一点积分忽略了变形模式的基矢量。

由砂漏形状向量 τ_k 算得到的砂漏应变为

$$\begin{aligned} \dot{q}_\alpha^B &= \tau_k \dot{v}_{\alpha k} \\ \dot{q}_3^B &= \tau_k \dot{v}_{\alpha k}, \dot{q}_\alpha^M = \tau_k \dot{v}_{\alpha k} \end{aligned} \quad (s)$$

式中, 上标 B 和 M 分别表示弯曲变形模式和膜变形模式。

相应的砂漏应力速率为

$$\begin{aligned} Q_\alpha^B &= \frac{r_0 E t^3 A}{192} B_{\beta k} B_{\beta k} \dot{q}_\alpha^B \\ Q_3^B &= \frac{r_w K G t^3 A}{12} B_{\beta k} B_{\beta k} \dot{q}_3^B, Q_\alpha^M = \frac{r_m E t A}{8} B_{\beta k} B_{\beta k} \dot{q}_\alpha^M \end{aligned} \quad (t)$$

式中 t ——壳厚;

r_0, r_w 和 r_m ——计算参数, 一般可取为 0.01 ~ 0.05。

砂漏应力的更新与一般的应力更新方式相同

$$Q^{n+1} = Q^n + \Delta t \dot{Q}$$

		1						
	x		y					
	x ²	xy	y ²					
	x ³	x ² y	xy ²	y ³				
	x ⁴	x ³ y	x ² y ²	xy ³	y ⁴			
	x ⁵	x ⁴ y	x ³ y ²	x ² y ³	xy ⁴	y ⁵		
		←						

项在二元多项式中, 若包含有巴斯卡三角形对称轴一边的任意一项则必须同时包含另一边的对称项。对于三维问题有类似的结论。

选择多项式模式要考虑的最后一个因素, 就是多项式中的项数必须等于或稍大于单元节点的自由度数。通常是取得与该自由度数相等, 这样便于通过节点自由度的数值确定多项式的各系

砂漏合成应力为

$$\begin{aligned} \hat{m}_{\alpha k}^H &= \tau_k Q_\alpha^B \\ \hat{f}_{3k}^H &= \tau_k Q_3^B \\ \hat{f}_{\alpha k}^H &= \tau_k Q_\alpha^B \end{aligned}$$

式中, 上标 H 表示砂漏变形模式引起的 (虚拟的) 内力。砂漏内力直接叠加到原来算得的内力上。

4.6 单元模型小结

4.6.1 多项式位移模式阶次的选择

在选择多项式位移模式的阶次时, 首先要考虑满足完备性和协调性的要求。此外, 位移模式应该与局部坐标系的方位无关, 这一性质称为几何各向同性。对于线性多项式, 各向同性的要求通常就等价于必须包含常应变的各分量。对于高次模式, 就是不应有一个优先的坐标方向, 也就是位移形式不应随局部坐标的更换而改变。对于二维问题, 实现几何各向同性的一种方法, 是根据下列巴斯卡三角形来选择完全二元多项式的各

名称	项数
常数项	1
线性项	3
二次项	6
三次项	10
四次项	15
五次项	21

数。

4.6.2 单元分析常用资料

(1) 弹性矩阵

一维、二维、轴对称和三维位移法单元的位移、应变、应力、微分算子 (由位移求应变所用的算子) 以及弹性矩阵见表 2.2-5。

表 2.2-5 位移法有限元单元的基本变量和弹性矩阵

矩阵符号	杆	梁	平面问题	轴对称问题	三维问题
位移 u^T	[u]	[w]	[uv]	[uw]	[uvw]

续表 2.2-5

矩阵符号	杆	梁	平面问题	轴对称问题	三维问题
应变 ϵ^T	$[\epsilon_x]$	$[\kappa_x]$	$[\epsilon_x \epsilon_y 2\epsilon_{xy}]$	$[\epsilon_r \epsilon_\theta 2\epsilon_{rz}]$	$[\epsilon_x \epsilon_y \epsilon_z 2\epsilon_{xy} 2\epsilon_{yz} 2\epsilon_{zx}]$
应力 σ^T	$[\sigma_x]$	$[M_x]$	$[\sigma_x \sigma_y \tau_{xy}]$	$[\sigma_r \sigma_\theta \tau_{rz}]$	$[\sigma_x \sigma_y \sigma_z \tau_{xy} \tau_{yz} \tau_{zx}]$
微分算子 L	$\left[\frac{d}{dx} \right]$	$\left[\frac{d}{dx^2} \right]$	$\begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial r} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ \frac{1}{r} & 0 \\ \frac{\partial}{\partial z} & \frac{\partial}{\partial r} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial z} & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix}$
弹性矩阵 C	EA	EI	$D_0 \begin{bmatrix} 1 & \nu_0 & 0 \\ \text{对} & 1 & 0 \\ \text{称} & \frac{1-\nu_0}{2} \end{bmatrix}$ $D_0 = \frac{E_0}{1-\nu_0^2}$ 平面应力 $E_0 = E$; $\nu_0 = \nu$ 平面应变: $E_0 = \frac{E}{1-\nu^2}$, $\nu_0 = \frac{\nu}{1-\nu}$	$D_0 \begin{bmatrix} 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 \\ \text{对} & 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 \\ \text{称} & 0 & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} & 0 \end{bmatrix}$ $D_0 = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)}$	$D_0 \begin{bmatrix} 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ \text{对} & 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ \text{称} & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} & 0 & 0 \\ & & & & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} & 0 \\ & & & & & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \end{bmatrix}$ $D_0 = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)}$

(2) 自然坐标

线元、三角形单元和四面体单元的自然坐标见表 2.2-6。

(3) 高斯积分

一维线元高斯积分的积分点坐标及权系数见表 2.2-7。二维正方形和三维立方体的高斯积分的坐标和权系数可以由一维的相应常数组合得到。三角形和四面体单元的高斯积分常数分别见表 2.2-8 和表 2.2-9。

(4) 形函数

一维、二维和三维单元的形函数分别见表 2.2-10、表 2.2-11 和表 2.2-12。

(5) 二维等参单元积分阶数的选择

为了保证数值积分精度，避免出现零能模式，同时避免发生单元“锁定”，以及减少计算量，要选择合适的积分阶数（即数值积分点的个数）。二维等参单元的积分阶数见表 2.2-13。

表 2.2-6 各种单元的自然坐标系

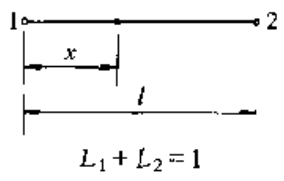
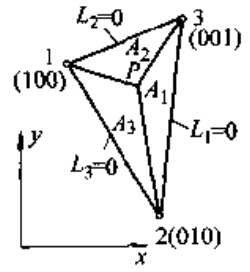
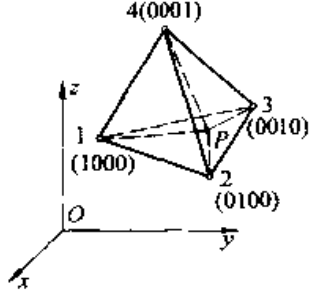
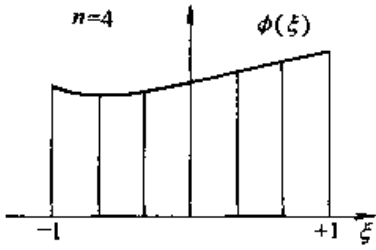
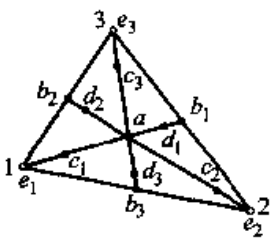
自然坐标(L ₁ , L ₂ , L ₃ , L ₄)	自然坐标与直角坐标的变换	导数	积分
(a) 线单元			
 <p>$L_1 + L_2 = 1$</p>	$\begin{bmatrix} 1 \\ x \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ x_1 & x_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} L_1 \\ L_2 \end{bmatrix}$ $\begin{bmatrix} L_1 \\ L_2 \end{bmatrix} = \frac{1}{l} \begin{bmatrix} x_2 & -1 \\ -x_1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 \\ x \end{bmatrix}$	$\frac{d}{dx} = \sum_{i=1}^2 \frac{\partial L_i}{\partial x} \frac{\partial}{\partial L_i}$ <p>形函数见表 2.2-10</p>	$\int_l L_1^p L_2^q dl = \frac{p!q!}{(p+q+1)!} l$
(b) 三角形单元			
 <p>$L_1 + L_2 + L_3 = 1$ $L_i = A_i/A$ A_{ij} 为三角形 (ijO) 的面积, 其中 O 为坐标原点</p>	$\begin{bmatrix} 1 \\ x \\ y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ x_1 & x_2 & x_3 \\ y_1 & y_2 & y_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} L_1 \\ L_2 \\ L_3 \end{bmatrix}$ $\begin{bmatrix} L_1 \\ L_2 \\ L_3 \end{bmatrix} = \frac{1}{2A} \begin{bmatrix} a_1 & b_1 & c_1 \\ a_2 & b_2 & c_2 \\ a_3 & b_3 & c_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 \\ x \\ y \end{bmatrix}$ <p> $c_1 = x_3 - x_2, b_1 = y_2 - y_3$ $c_2 = x_1 - x_3, b_2 = y_3 - y_1$ $c_3 = x_2 - x_1, b_3 = y_1 - y_2$ $a_1 = 2A_{23}$ $a_2 = 2A_{31}$ $a_3 = 2A_{12}$ </p> $2A = \begin{vmatrix} 1 & x_1 & y_1 \\ 1 & x_2 & y_2 \\ 1 & x_3 & y_3 \end{vmatrix}$	$\frac{\partial}{\partial x} = \sum_{i=1}^3 \frac{\partial L_i}{\partial x} \frac{\partial}{\partial L_i}$ $= \sum_{i=1}^3 \frac{b_i}{2A} \frac{\partial}{\partial L_i}$ $\frac{\partial}{\partial y} = \sum_{i=1}^3 \frac{\partial L_i}{\partial y} \frac{\partial}{\partial L_i}$ $= \sum_{i=1}^3 \frac{c_i}{2A} \frac{\partial}{\partial L_i}$ <p>形函数见表 2.2-11</p>	$\int_A L_1^p L_2^q L_3^r dA = \frac{p!q!r!}{(p+q+r+2)!} 2A$
(c) 四面体单元			
 <p>$L_1 + L_2 + L_3 + L_4 = 1$ $L_i = V_i/V$</p>	$\begin{bmatrix} 1 \\ x \\ y \\ z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 \\ x_1 & x_2 & x_3 & x_4 \\ y_1 & y_2 & y_3 & y_4 \\ z_1 & z_2 & z_3 & z_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} L_1 \\ L_2 \\ L_3 \\ L_4 \end{bmatrix}$ $\begin{bmatrix} L_1 \\ L_2 \\ L_3 \\ L_4 \end{bmatrix} = \frac{1}{6V} \begin{bmatrix} a_1 & b_1 & c_1 & d_1 \\ a_2 & b_2 & c_2 & d_2 \\ a_3 & b_3 & c_3 & d_3 \\ a_4 & b_4 & c_4 & d_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 \\ x \\ y \\ z \end{bmatrix}$ <p> $a_i = V_{ijk}, (i, j, k, l)$ V_{ijk} 为以 $ijkO$ 为顶点的四面体体积 b_i, c_i, d_i = 面 i 在 x, y 和 z 坐标平面内的投影面积, 例如 $b_2 = \begin{vmatrix} 1 & 1 & 1 \\ y_1 & y_3 & y_4 \\ z_1 & z_3 & z_4 \end{vmatrix}$ </p>	$\frac{\partial}{\partial x} = \sum_{i=1}^4 \frac{\partial L_i}{\partial x} \frac{\partial}{\partial L_i}$ $= \sum_{i=1}^4 \frac{b_i}{6V} \frac{\partial}{\partial L_i}$ $\frac{\partial}{\partial y} = \sum_{i=1}^4 \frac{\partial L_i}{\partial y} \frac{\partial}{\partial L_i}$ $= \sum_{i=1}^4 \frac{c_i}{6V} \frac{\partial}{\partial L_i}$ $\frac{\partial}{\partial z} = \sum_{i=1}^4 \frac{\partial L_i}{\partial z} \frac{\partial}{\partial L_i}$ $= \sum_{i=1}^4 \frac{d_i}{6V} \frac{\partial}{\partial L_i}$ <p>形函数见表 2.2-12</p>	$\int_V L_1^p L_2^q L_3^r L_4^s dV = \frac{p!q!r!s!}{(p+q+r+s+3)!} 6V$

表 2.2-7 线元的高斯积分常数

图 形	$n^{\text{①}}$	$\pm \xi_i$	w_j
 $I = \int_a^b f(x) dx$ $= \int_{-1}^1 \phi(\xi) J d\xi$ $= \frac{I_c}{2} \sum_{j=1}^n w_j \phi(\xi_j)$	1	0.0	2.00 000 00 000 00 000
	2	0.57 735 02 691 89 626	1.00 000 00 000 00 000
	3	0.77 459 66 692 41 483 0.00 000 00 000 00 000	0.55 555 55 555 55 556 0.88 888 88 888 88 889
	4	0.86 113 63 115 94 053 0.33 998 10 435 84 856	0.34 785 48 451 37 454 0.65 214 51 548 62 546
	5	0.90 617 98 459 38 664 0.53 846 93 101 05 683 0.00 000 00 000 00 000	0.23 692 68 850 56 189 0.47 862 86 704 99 366 0.56 888 88 888 88 889

① 对 $(2n-1)$ 次或以下的多项式，其结果是正确的，即三次多项式需要两个积分点，等等。

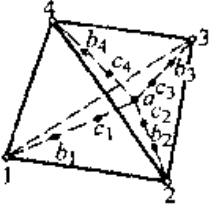
表 2.2-8 三角形单元的高斯积分常数

图 形	n	误差阶	积分点	L_1	L_2	L_3	w_j
 $I = \iint f(x, y) dx dy$ $= \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \phi(\xi, \eta) J d\xi d\eta$ $= A \sum_{j=1}^n w_j \phi(\xi_1, \xi_2, \xi_3)_j$	1	线性 $O(h^2)$	a	$\frac{1}{3}$	$\frac{1}{3}$	$\frac{1}{3}$	1
	3	二次 $O(h^3)$	b_1	0	0.5	0.5	$\frac{1}{3}$
			b_2	0.5	0	0.5	$\frac{1}{3}$
			b_3	0.5	0.5	0	$\frac{1}{3}$
	3	二次 $O(h^3)$	c_1	$\frac{2}{3}$	$\frac{1}{6}$	$\frac{1}{6}$	$\frac{1}{3}$
			c_2	$\frac{1}{6}$	$\frac{2}{3}$	$\frac{1}{6}$	$\frac{1}{3}$
			c_3	$\frac{1}{6}$	$\frac{1}{6}$	$\frac{2}{3}$	$\frac{1}{3}$
	4	三次 $O(h^4)$	a	$\frac{1}{3}$	$\frac{1}{3}$	$\frac{1}{3}$	-0.5 625
			c_1	0.6	0.2	0.2	0.5 208 333
			c_2	0.2	0.6	0.2	
		c_3	0.2	0.2	0.6		

注：1. 图形中使用了三个量纲为一的坐标 $\xi_1 = L_1, \xi_2 = L_2, \xi_3 = L_3$ 。

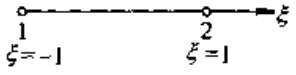
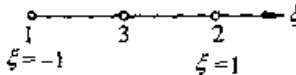
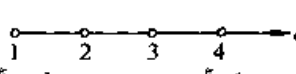
2. $O(h^n)$ 表示误差与单元尺寸 h 的 n 次方同阶。

表 2.2-9 四面体单元的高斯积分常数

图 形 ^①	n	误差阶	积分点	L_1	L_2	L_3	L_4	w_j
 $I = \iiint f(x, y, z) dx dy dz$ $= \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \phi(\xi, \eta, \zeta) J d\xi d\eta d\zeta$ $= V \sum_{j=1}^n w_j \phi(\xi_j, \eta_j, \zeta_j)$ $\alpha = 0.58541020$ $\beta = 0.13819660$	1	线性 $O(h^2)$	a	0.25	0.25	0.25	0.25	1
	4	二次 $O(h^3)$	b_1 b_2 b_3 b_4	α β β β	β α β β	β β α β	β β α β	0.25 0.25 0.25 0.25
	5	三次 $O(h^4)$	a c_1 c_2 c_3 c_4	$\frac{1}{4}$ $\frac{1}{3}$ $\frac{1}{6}$ $\frac{1}{6}$ $\frac{1}{6}$	$\frac{1}{4}$ $\frac{1}{6}$ $\frac{1}{3}$ $\frac{1}{6}$ $\frac{1}{6}$	$\frac{1}{4}$ $\frac{1}{6}$ $\frac{1}{6}$ $\frac{1}{3}$ $\frac{1}{6}$	$\frac{1}{4}$ $\frac{1}{6}$ $\frac{1}{6}$ $\frac{1}{3}$ $\frac{1}{6}$	-0.8 0.45 0.45 0.45 0.45

① 图形中使用了三个量纲为一的坐标 $\xi_1=L_1, \xi_2=L_2, \xi_3=L_3, \xi_4=L_4$ 。

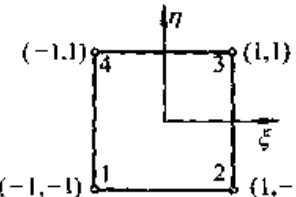
表 2.2-10 一维 (线性) 等参单元 (对于节点 $i, \xi_0 = \xi_i$)

序号	单元名称	图 形	自由度	形函数	优点	缺点
1	两节点线单元 ^②		①	$N_i = \frac{1}{2}(1 + \xi_0); i=1,2$	几何形状简单	只限于常应变
2	3节点二次单元		①	$N_i = \frac{1}{2}\xi_0(1 + \xi_0); i=1,2$ $N_i = (1 - \xi^2); i=3$	可处理曲线形状	
3	4节点三次单元		①	$N_i = \frac{1}{16}(1 + \xi_0)(9\xi^2 - 1); i=1,4$ $N_i = \frac{9}{16}(1 + 9\xi_0)(1 - \xi^2); i=2,3$		

① 这些单元可用于一维 (u)、二维 (u, v) 和三维 (u, v, w) 直角坐标空间。

② 参照结构工程中的桁架元。

表 2.2-11 二维 (平面) 等参单元^①; (对于节点 $i, \xi_0 = \xi_i \xi; \eta_0 = \eta_i \eta$)

序号	单元名称	图 形	自由度	形函数	优点	缺点
1	4节点平面四边形单元		u, v	$N_i = \frac{1}{4}(1 + \xi_0)(1 + \eta_0); i=1, 2, 3, 4$	几何形状简单	近似性差, 形状扭曲后精度会降低

续表 2.2-11

序号	单元名称	图形	自由度	形函数	优点	缺点
2	8 节点 平面四边 形单元 [ⓐ]		u, v	$N_i = \frac{1}{4} (1 + \xi_0) (1 + \eta_0) (\xi_0 + \eta_0 - 1)$ $i = 1, 2, 3, 4$ $N_i = \frac{1}{2} (1 - \xi^2) (1 + \eta_0)$ $i = 5, 7$ $N_i = \frac{1}{2} (1 - \eta^2) (1 + \xi_0)$ $i = 6, 8$	可处理曲边形状; 很适用于非线性列式	
3	6 节点 平面四边 形单元		u, v	$N_i = \frac{\xi_0}{4} (1 + \xi_0) (1 + \eta_0)$ $i = 1, 2, 3, 4$ $N_i = \frac{1}{2} (1 - \xi^2) (1 + \eta_0)$ $i = 5, 6$	可处理曲边形状; 很适用于非线性列式; 可用于二次单元与线性单元间的过渡, 反之亦可	
4	7 节点 平面四边 形单元		u, v	$N_1 = -\frac{1}{4} (1 - \xi) (1 - \eta) (1 + \xi + \eta)$ $N_2 = \frac{\xi}{4} (1 + \xi) (1 - \eta)$ $N_3 = \frac{\xi}{4} (1 + \xi) (1 + \eta)$ $N_4 = -\frac{1}{4} (1 - \xi) (1 + \eta) (1 + \xi - \eta)$ $N_5 = \frac{1}{2} (1 - \eta) (1 - \xi^2)$ $N_6 = \frac{1}{2} (1 + \eta) (1 - \xi^2)$ $N_7 = \frac{1}{2} (1 - \xi) (1 - \eta^2)$	可处理曲边形状; 很适用于非线性列式; 可用于二次单元与线性单元间的过渡, 反之亦可	过大的形状扭曲会降低精度
5	6 节点 平面四边 形单元		u, v	$N_1 = \frac{1}{4} (1 - \xi) (1 - \eta)$ $N_2 = \frac{-\eta}{4} (1 + \xi) (1 - \eta)$ $N_3 = \frac{1}{4} (1 + \xi) (1 + \eta) (\xi + \eta - 1)$ $N_4 = -\frac{\xi}{4} (1 - \xi) (1 + \eta)$ $N_5 = \frac{1}{2} (1 + \xi) (1 - \eta^2)$ $N_6 = \frac{1}{2} (1 + \eta) (1 - \xi^2)$	可处理曲边形状; 很适用于非线性列式; 可用于二次单元与线性单元间的过渡, 反之亦可	

续表 2.2-11

序号	单元名称	图形	自由度	形函数	优点	缺点
6	3节点平面三角形单元		u, v	$N_1 = L_1$ $N_2 = L_2$ $N_3 = L_3$	几何形状简单; 能很好地模拟具有尖角点的复杂形状	仅限用于常应变
7	6节点平面三角形单元		u, v	$N_1 = L_1 (2L_1 - 1)$ $N_2 = L_2 (2L_2 - 1)$ $N_3 = L_3 (2L_3 - 1)$ $N_4 = 4L_1 L_2$ $N_5 = 4L_2 L_3$ $N_6 = 4L_3 L_1$	可处理曲边形状; 很适用于非线性列式; 能很好地模拟具有尖角点的复杂形状	过大的形状扭曲会降低精度

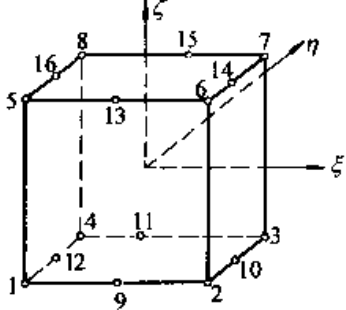
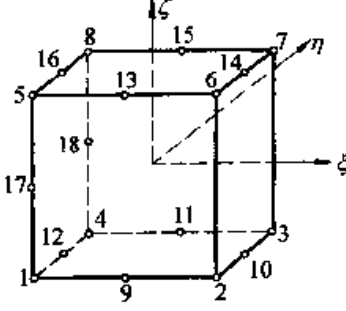
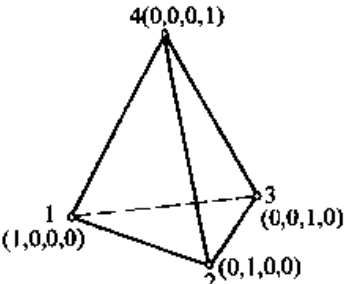
① 对平面应力、平面应变、轴对称体等情况。

② 用增加内部节点来提高性能。

表 2.2-12 三维(实体)等参单元 (对于节点 i , $\xi_0 = \xi, \eta; \zeta_0 = \zeta, \xi$)

序号	单元名称	图形	自由度	形函数	优点	缺点
1	8节点三维实体单元		u, v, w	$N_i = \frac{1}{8} (1 + \xi_0)(1 + \eta_0)(1 + \zeta_0)$ $i = 1, 2, \dots, 8$	几何形状简单	近似性差; 过大的形状扭曲会降低精度
2	20节点三维实体单元 ^①		u, v, w	$N_i = \frac{1}{8} (1 + \xi_0)(1 + \eta_0)(1 + \zeta_0)(\xi_0 + \eta_0 + \zeta_0 - 2)$ $i = 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8$ $N_i = \frac{1}{4} (1 - \xi^2)(1 + \eta_0)(1 + \zeta_0)$ $i = 9, 11, 13, 15$ $N_i = \frac{1}{4} (1 - \eta^2)(1 + \xi_0)(1 + \zeta_0)$ $i = 10, 12, 14, 16$ $N_i = \frac{1}{4} (1 - \zeta^2)(1 + \xi_0)(1 + \eta_0)$ $i = 17, 18, 19, 20$	可处理曲边和曲面形状; 很适用于非线性列式	过大的形状扭曲会降低精度

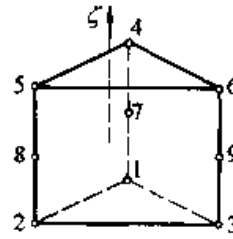
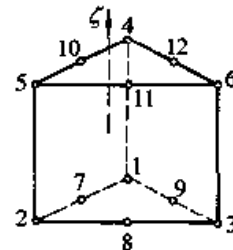
续表 2.2-12

序号	单元名称	图形	自由度	形函数	优点	缺点
3	16 节点三维实体单元		u, v, w	$N_i = \frac{1}{8}(1 + \xi_0)(1 + \eta_0)$ $(\xi_0 + \eta_0 - 1)(1 + \zeta_0)$ $i = 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8$ $N_i = \frac{1}{4}(1 - \xi^2)(1 + \eta_0)$ $(1 + \xi_0)$ $i = 9, 11, 13, 15$ $N_i = \frac{1}{4}(1 - \eta^2)(1 + \xi_0)$ $(1 + \zeta_0)$ $i = 10, 12, 14, 16$		
4	18 节点三维实体单元		u, v, w	$N_i = \frac{1}{8}(1 + \xi_0)(1 + \eta_0)$ $(1 + \zeta_0)(\xi + \eta_0 + \zeta_0 - 2)$ $i = 1, 4, 5, 8$ $N_i = \frac{1}{4}(1 - \eta^2)(1 + \xi_0)$ $(1 + \zeta_0)$ $i = 12, 16$ $N_i = \frac{1}{4}(1 - \xi^2)(1 + \xi_0)$ $(1 + \eta_0)$ $i = 17, 18$ $N_i = \frac{1}{8}(1 + \xi_0)(1 + \eta_0)$ $(1 + \zeta_0)(\xi - (1 + \eta_0))$ $i = 2, 3, 6, 7$ $N_i = \frac{1}{4}(1 + \eta_0)(1 - \xi^2)$ $(1 + \zeta_0)$ $i = 9, 11, 13, 15$ $N_i = \frac{1}{4}(1 - \eta^2)(1 + \xi_0)$ $(1 + \zeta_0)$ $i = 10, 14$	可处理曲边和曲面形状; 很适合于非线性列式; 可用于二次单元与线性单元间的过渡, 反之亦可	过大的形状扭曲会降低精度
5	4 节点线性四面体单元		u, v, w	$N_1 = L_1$ $N_2 = L_2$ $N_3 = L_3$ $N_4 = L_4$	几何形状简单; 能很好地模拟有尖角点的复杂实体	仅限于常应变问题

续表 2.2-12



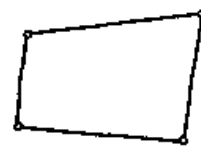

序号	单元名称	图形	自由度	形函数	优点	缺点
6	10节点二次四面体单元		u, v, w	$N_1 = L_1(2L_1 - 1)$ $N_2 = L_2(2L_2 - 1)$ $N_3 = L_3(2L_3 - 1)$ $N_4 = L_4(2L_4 - 1)$ $N_5 = 4L_1L_2$ $N_6 = 4L_1L_3$ $N_7 = 4L_1L_4$ $N_8 = 4L_2L_3$ $N_9 = 4L_3L_4$ $N_{10} = 4L_4L_2$	可处理曲边和曲面形状; 很适合于非线性列式; 能很好地模拟有尖角点的复杂实体	过大的形状扭曲会降低精度
7	6节点线性楔形单元		u, v, w	$N_i = \frac{1}{2} L_1(1 + \zeta_0); i = 1, 4$ $N_i = \frac{1}{2} L_2(1 + \zeta_0); i = 2, 5$ $N_i = \frac{1}{2} L_3(1 + \zeta_0); i = 3, 6$	能很好地模拟有尖角点的复杂实体	近似性差
8	15节点二次楔形单元		u, v, w	$N_i = \frac{1}{2} L_1(2L_1 - 1)(1 + \zeta_0) - \frac{1}{2} L_1(1 - \zeta^2); i = 1, 4$ $N_i = \frac{1}{2} L_2(2L_2 - 1)(1 + \zeta_0) - \frac{1}{2} L_2(1 - \zeta^2); i = 2, 5$ $N_i = \frac{1}{2} L_3(2L_3 - 1)(1 + \zeta_0) - \frac{1}{2} L_3(1 - \zeta^2); i = 3, 6$ $N_i = 2L_1L_2(1 + \zeta_0); i = 9, 12$ $N_i = 2L_2L_3(1 + \zeta_0); i = 7, 10$ $N_i = 2L_3L_1(1 + \zeta_0); i = 8, 11$ $N_{13} = L_1(1 - \zeta^2)$ $N_{14} = L_2(1 - \zeta^2)$ $N_{15} = L_3(1 - \zeta^2)$	可处理曲边和曲面形状; 很适合于非线性列式; 能很好地模拟有尖角点的复杂实体	过大的扭曲会降低精度

续表 2.2-12

序号	单元名称	图形	自由度	形函数	优点	缺点
9	9节点楔形单元		u, v, w	$N_i = \frac{L_1}{2} \zeta_0(1 + \zeta_0); i = 1, 4$ $N_i = \frac{L_2}{2} \zeta_0(1 + \zeta_0); i = 2, 5$ $N_i = \frac{L_3}{2} \zeta_0(1 + \zeta_0); i = 3, 6$ $N_7 = L_1(1 - \zeta^2)$ $N_8 = L_2(1 - \zeta^2)$ $N_9 = L_3(1 - \zeta^2)$	可处理曲边形状; 能很好地模拟有尖角点的复杂实体, 可用于过渡单元	近似性差
10	12节点楔形单元		u, v, w	$N_i = \frac{1}{2} L_1(2L_1 - 1)(1 + \zeta_0)$ $i = 1, 4$ $N_i = \frac{1}{2} L_2(2L_2 - 1)(1 + \zeta_0)$ $i = 2, 5$ $N_i = \frac{1}{2} L_3(2L_3 - 1)(1 + \zeta_0)$ $i = 3, 6$ $N_i = 2L_1L_2(1 + \zeta_0)$ $i = 7, 10$ $N_i = 2L_2L_3(1 + \zeta_0)$ $i = 8, 11$ $N_i = 2L_3L_1(1 + \zeta_0)$ $i = 9, 12$	可处理曲边形状; 能很好地模拟有尖角点的复杂实体, 可用于过渡单元	过大的形状扭曲会降低精度

① 用增加内部节点来提高性能。

表 2.2-13 二维等参单元推荐采用的积分阶数

单元	通常优化积分阶数	最高积分阶数	单元	通常优化积分阶数	最高积分阶数
4节点矩形单元 	2×2	2×2	8节点矩形单元 	2×2	3×3
4节点任意四边形单元 	2×2	3×3	8节点曲边单元 	3×3	4×4

5 有限元方程的求解

线弹性力学问题的整体刚度方程在引入边界条件消除奇异性以后，为一大型线性方程组。非线性问题的整体刚度方程为大型非线性方程组。研究高效、稳定的线性和非线性方程的求解方法，是有限元理论研究和程序开发的重要问题。

5.1 线性方程组的求解

线性联立方程组的解法可以分作两大类：直接解法和迭代解法。

直接解法以高斯消去法为基础，求解效率高。在方程组的阶数不是特别高时（例如不超过10 000阶），通常采用直接解法。直接解法的另一个优点是可以以重复的方式应用到有很多右端向量的情况，例如对同一个结构承受各种载荷工况进行分析的场合。当方程组的阶数过高时，由于计算机有效位数的限制，直接解法中的舍入误差，消元中有效位数的损失等将会影响方程求解的精度，此时，可用迭代解法。

5.1.1 直接解法

(1) 对称系数矩阵的高斯消去法

对于对称的系数矩阵 A ，从方程组

$$Ax = b$$

出发，高斯消去法分两步进行。

1) 逐行进行消元，将 A 变换为上三角形形式。相继的变换矩阵的积 L 是一个具有单位对角线的下三角形矩阵，消元过程形式上可以写成

$$LA = U \quad \text{或} \quad A = L^{-1}U$$

作为消元结果的上三角矩阵 U 被显式地构造出来，但是变换矩阵 L 则不然。右端向量变换为

$$Lb = y \quad \text{而} \quad y = Ux$$

算法如下：

为了保持初始矩阵的对称性，沿着对角线选择相继的主元。

在第 r 步，通常按其最大模（即绝对值最大），选择主元 $a_{ii}^{(r-1)}$ （第 i 个对角元素）。行和列 i 和 r 置换使得 $a_{ii}^{(r-1)}$ 变成 $a_{rr}^{(r-1)}$ 。然后执行这个主元的消去，使得对角线以下产生零。这里，上标 $(r-1)$ 表示消元（即约化）的次数。

下面这些项已完成消元，不受第 r 次消元的影响

$$\begin{aligned} a_{ij}^{(r)} &= a_{ij}^{(r-1)} \quad i = 1, \dots, r; j = i, \dots, n \\ a_{ij}^{(r)} &= 0 \quad i = r+1, \dots, n; j = 1, \dots, r-1 \\ b_i^{(r)} &= b_i^{(r-1)} \quad i = 1, \dots, r \end{aligned} \quad (2.2-74)$$

而其余的项按如下变换：

$$\begin{aligned} a_{ir}^{(r)} &= 0 \quad i = r+1, \dots, n \\ a_{ij}^{(r)} &= a_{ij}^{(r-1)} - \frac{a_{ir}^{(r-1)}}{a_{rr}^{(r-1)}} a_{rj}^{(r-1)} \quad i = r+1, \dots, n \\ &\quad j = r+1, \dots, n \\ b_i^{(r)} &= b_i^{(r-1)} - \frac{a_{ir}^{(r-1)}}{a_{rr}^{(r-1)}} b_r^{(r-1)} \quad i = r+1, \dots, n \end{aligned} \quad (2.2-75)$$

如果第 $r=1$ 步对应初始矩阵 A ，则在第 $n-1$ 步得到三角矩阵。由相继的主元的积可以得到 A 的行列式的值

$$\det A = \prod_{r=1}^n a_{rr}^{(r)}$$

2) 回代

初始未知数用 $Ux = y$

还原，回代由

$$x_i = \frac{1}{u_{ii}} \left(y_i - \sum_{r=i+1}^n u_{ir} x_r \right) \quad i = n, n-1, \dots, 1$$

实现。

(2) Choleski 三角分解

在不定的情况下，对称矩阵 A 可分解为如下形式

$$A = LDL^T$$

式中 L ——具有单位对角线的三角矩阵；

D ——具有主元的对角矩阵。

产生 L 的相继元素的方程是

$$\sum_{r=1}^{\min(i,j)} d_{rr} l_{ri} l_{rj} = a_{ij}$$

分解算法如下：

从 $d_{11} = a_{11}$ 开始，得到由下面的分解产生的 $n(n+1)/2$ 个方程：

$$\begin{aligned} d_{11} &= a_{11} \\ l_{j1} &= \frac{a_{j1}}{d_{11}}, j = 2, \dots, n \\ d_{ii} &= a_{ii} - \sum_{r=1}^{i-1} d_{ri} l_{ri}^2 \\ l_{ji} &= \frac{1}{d_{ii}} \left(a_{ji} - \sum_{r=1}^{i-1} d_{ri} l_{rj} \right), j = i+1, \dots, n \end{aligned} \quad \left. \vphantom{\begin{aligned} d_{11} &= a_{11} \\ l_{j1} &= \frac{a_{j1}}{d_{11}}, j = 2, \dots, n \\ d_{ii} &= a_{ii} - \sum_{r=1}^{i-1} d_{ri} l_{ri}^2 \\ l_{ji} &= \frac{1}{d_{ii}} \left(a_{ji} - \sum_{r=1}^{i-1} d_{ri} l_{rj} \right), j = i+1, \dots, n \end{aligned}} \right\} i = r, \dots, n \quad (2.2-76)$$

初始矩阵的行列式由如下的乘积得到

$$\det A = \prod_{r=1}^n d_{rr}$$

在求得三角分解后的矩阵 L^T 和 D 后, 就可以向前和向后回代求解基本未知量 x 。三角分解后的求解步骤是

- ① 由 $LV = b$ 向前回代求解 V 。
- ② 求对角阵 D 的逆阵 D^{-1} , 其中 $d_{ii}^{-1} = 1/d_{ii}$ 。
- ③ 由 $\tilde{V} = D^{-1}V$ 求修正的分解后右端矢量。
- ④ 由 $L^T x = \tilde{V}$ 向后回代求解基本未知量 x 。

采用三角分解法比高斯消去法节省计算时间。

(3) 大型稀疏矩阵的存储和处理方法。

1) 等带宽矩阵 具有适当的自由度编号的有限元离散化产生的对称刚度矩阵往往表现为带状形式。它意味着存在常数 $b \ll n$, 使得

$$a_{ij} = 0 \begin{cases} |i - j| > b \\ i = 1, \dots, n \\ j = 1, \dots, i \end{cases}$$

由于矩阵的对称性, 只需存储上(或下)三角部分。要求的存储量是

$$\frac{1}{2}(b+1)(2n-b)$$

其中量 $(b+1)$ 是矩阵的半带宽。图 2.2-20 展示一个典型的带状矩阵: 要存储的部分限制在实线限定的范围。

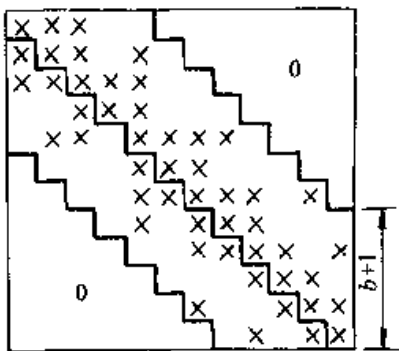


图 2.2-20 一个典型的等带宽带状矩阵

2) 变带宽矩阵 等带宽矩阵存有较多零元素的缺点可以通过引入变带宽的概念得到一些缩小。这个概念是按列存储矩阵。用限制矩阵的存储到它的轮廓线的办法避免存储带内的零项。带宽随列变化(图 2.2-21), 每列对应一个变长度记录, 其中包括: 列号 n_c ; 列的最终非零项的行号 n_r ; $(n_c - n_r + 1)$ 个非零项的数值大小。

如果应用一个自动的行和列重排序算法, 采用的执行判据对应于最小的矩阵的填入项, 和等带宽的情况比较, 这个判据导致最少的算术运算。

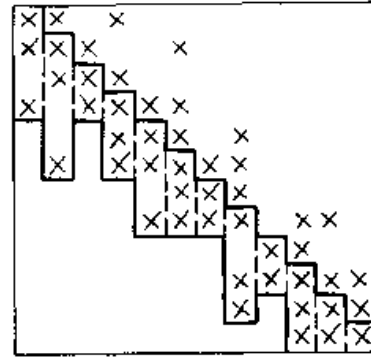


图 2.2-21 带状矩阵: 局部变带宽

3) 波前法 波前法是高斯消去法的变种, 其中所有涉及零项、即使在矩阵带内的零项的运算都可以避免。波前法的基本概念是在每一消去步骤中更新一个三角形规模的数组, 它只包含被现行的变换所影响的元素。这个工作数组的规模一般地说比矩阵的半带宽小得多, 当系统的密度使得带本身保持很稀疏时, 波前法变得特别有利。波前法比带概念的优越性在多连通域的情况下特别明显。

波前法的主要特点在于, 在有限元模型中消元顺序必须对应结构单元的组装顺序。实际上, 有限元网格中一个给定的节点一旦当它在进一步的连结中不再涉及时就能被消元。因此在波前法中, 对刚度矩阵的消去和组装顺序是紧密联系的。总体矩阵的组装不是显式地执行, 完全避免了对复杂编址方案的需要。

4) 子结构法 子结构法是波前法的变种, 在此方法中消元不再按行执行, 而是在方程的块上同时进行。它是一个递推过程, 在其中一个子结构被定义为(图 2.2-22)把一定数量的单元组装进上一个子结构的结果。附着于子结构的自

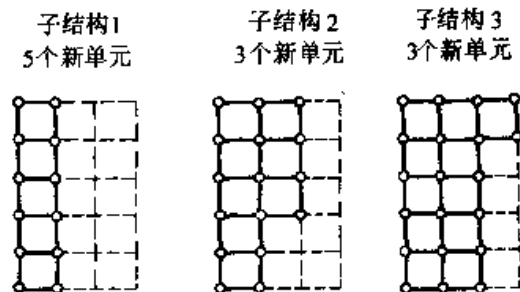


图 2.2-22 子结构的构成

由度如果不涉及和其他单元的连接就可消元。

5.1.2 迭代解法

我们以雅可比迭代法为例，说明迭代法的基本概念。

设有方程组

$$Ax = b \quad (a)$$

系数矩阵为非奇异矩阵，且 $a_{ii} \neq 0 (i=1 \sim n)$ ，则 A 可分解为

$$A = D + A_0 \quad (b)$$

式中， D 为由 A 的对角元素组成的对角矩阵， $d_{ii} = a_{ii} (i=1 \sim n)$ ； $A_0 = A - D$ 。于是，式 (a) 可写为

$$(D + A_0)x = b$$

或
$$x = \bar{A}x + \bar{b} \quad (c)$$

其中

$$\bar{A} = D^{-1}A_0, \bar{b} = D^{-1}b$$

迭代计算公式为

$$x^{k+1} = \bar{A}x^k + \bar{b} \quad (2.2-77)$$

初始向量为 x^0 。可取 $x^0 = 0$ 。

还有一些改进的迭代算法，如高斯-赛德尔迭代法、超松弛迭代法、PCG 法等。

5.2 非线性方程组的求解

当变形过程涉及到材料非线性、几何非线性以及状态非线性因素的影响时，所建立的有限元方程是非线性方程组，因为刚度矩阵 K 与当前变形状态有关，是未知量 U 的函数。下面我们先介绍非线性方程组的解法，然后讨论有限元方程的求解。

(1) 牛顿-拉夫森法

非线性的弹塑性有限元方程可以一般地写成如下形式

$$\phi(U) = K(U)U - P = F(U) - P = 0 \quad (2.2-78)$$

若已得到一近似解 U_n ，则可在该近似解的附近将上式进行泰勒展开以求得改进的近似解：

$$\phi(U_{n+1}) \equiv \phi(U_n) + \left(\frac{d\phi(U)}{dU} \right)_n \Delta U_n = 0 \quad (a)$$

及

$$U_{n+1} = U_n + \eta \Delta U_n \quad (b)$$

在以上各式中

$$\left(\frac{d\phi(U)}{dU} \right)_n \equiv \left(\frac{dF(U)}{dU} \right)_n \equiv [K_T]_n = K(U_n)$$

$[K_T]_n$ 称为有限元系统在 $U = U_n$ 时的切线刚度矩阵，它就是 $K(U_n)$ ； η 通常称为减速因子，可以通过沿 ΔU_n 方向的一维搜索确定，搜索的目标函数是使得非线性方程组的误差矢量的范数为最小。为了减少一维搜索的计算代价，可根据计算经验选取 η 的值。对于大多数使用牛顿-拉夫森方法作静力和动力结构分析的情况， η 的范围从 0.25 到 0.5 是适当的。

改进的值 U_{n+1} 则可通过按下式计算 ΔU_n 而得到

$$\Delta U_n = [K_T]_n^{-1} (P - F(U_n)) \quad (c)$$

以上计算过程由可图 2.2-23 所示的一维情况直观地看出。

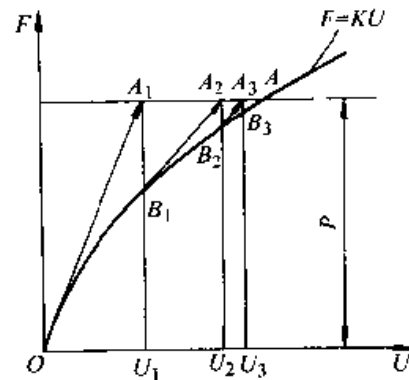


图 2.2-23 牛顿-拉夫森法

在每次迭代中，都要形成一个新的线性方程组求解，要求更新切线刚度矩阵。这一方面提高了收敛性和收敛速度，另一方面也需耗费较大的计算量。

在真实解的邻近区域内，牛顿-拉夫森法通常是收敛的，而若初始“猜测解”和真实解相差较大，则有可能发散。

为了克服某些情况下由于切线刚度矩阵 $[K_T]_n$ 非正定而造成迭代不收敛，可以将刚度矩阵修改为

$$[\bar{K}_T]_n = [K_T]_n + \mu D$$

式中 D ——具有元素 $d_{ii} > 0$ 的对角矩阵；

μ ——一个标量，且 $0 < \mu < 1$ 。

从非线性结构力学的观点看，这种修改可以看成是加线性弹簧以约束结构。

(2) 修正的牛顿-拉夫森法

为了克服每一次迭代都必须求解一个完全新的线性方程组这个缺点，可令

$$[K_T]_n = [K_T]_0$$

即在计算中反复使用初始切线刚度矩阵。将式

(c) 修改为

$$\Delta U_n = [K_T]_0^{-1}(P - F(U)_n) \quad (d)$$

这样，每次迭代的工作量减小了，但收敛速度将变慢。图 2.2-24 用一维的情况说明了这种方法的迭代过程。

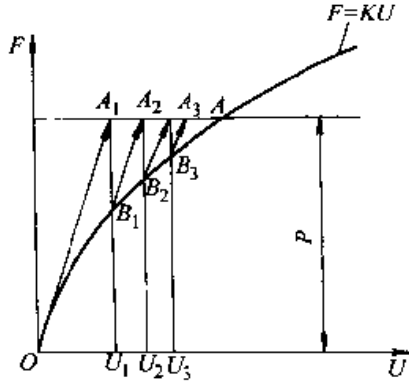


图 2.2-24 修正的牛顿-拉夫森法

在实际问题的求解中，也可以交替使用以上这两种方法。当切线刚度发生较大变化（如弹塑性状态改变）而使收敛速度减慢时，重新计算切线刚度矩阵。

非线性方程组求解还可用其他方法，如拟牛顿法、迭代法等。

6 有限元前后置处理

对一个科学或工程问题的有限元分析一般由前处理、分析计算和后处理这三个环节组成，如图 2.2-25 所示。

前面对分析计算已经作了较详细的介绍，本节着重介绍前置及后置处理的基本概念和方法。

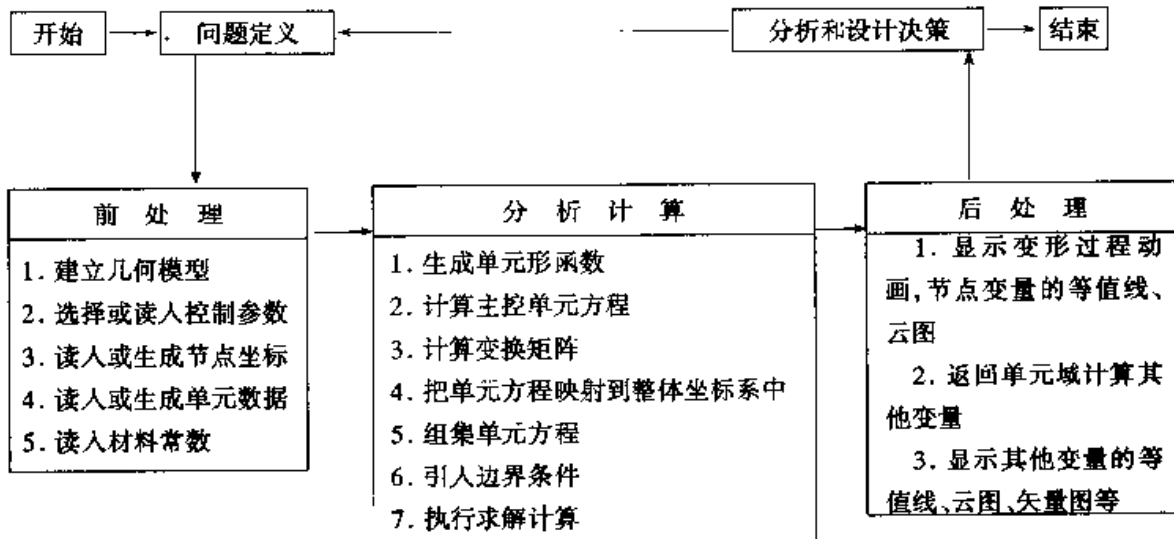


图 2.2-25 有限元法实施流程图

6.1 有限元法模型化和前置处理

6.1.1 分析模型

模型化是指对一个系统或结构的模拟，模型必须能反映我们所关心的问题的所有特性，同时又要尽量简化以避免不必要地浪费计算资源和增加问题的复杂程度。力学计算模型的优劣取决于分析人员的知识和经验。以下是建立分析模型时要考虑的一些问题。

(1) 根据求解目的进行模型化

问题的求解过程可以分成三步。第一，对问题的统观和确定；第二，寻求一个切实可行的途径来模拟该系统；第三，对问题的求解。

用有限元法解决问题时，首先要定义几何尺

寸、边界条件、材料（类型和参数）和载荷。在问题的定义阶段还要明确解的类型，即关心系统哪方面的性能，是关心变形、强度，还是关心动态特性或成形缺陷等。这些因素对模型的简繁程度、材料类型、单元类型、求解算法等都有直接的影响。

“最好”的模型是能精确地回答所关心的问题，而计算机所用机时和所花费用都最少。

(2) 单元选择

正确地选择单元是模型化的一个步骤，一般的有限元软件都提供了种类繁多的单元类型供用户选择。选择单元时要考虑它们的下述特点。

1) 几何特性及理论 从几何特性看，有线、平面（包括轴对称问题的子午面）和体。从理论

上看,线单元又分为杆、梁、管、绳索、弹簧等,平面问题又分为平面应力和平面应变,壳单元又分为薄膜单元、Kirchhoff 薄壳单元和 Mindlin 厚壳单元等。要根据问题本身的特点和求解要求进行选择。

2) 几何和位移函数 用较高阶的等参单元来模拟曲的外边界是很普遍的,但研究表明,仅在边界上这些单元才应该用曲边或曲面,在内部则应尽量保持为直线或平面。对于三维壳面,单元边缘应随壳的曲率变化。仅当内边缘平行于该区域的常应力线时,内边缘才可以是曲的。例如在板材成形过程模拟时,在模具圆角处,壳单元的边应尽量沿着两个主曲率的方向。

3) 应力场 在单元内,应力和应变的变化比位移的变化阶数要低,所以其精确性也比后者低。因此,单元内的应力变化就是选择单元的一个准则。模型必须兼顾到物体中的变形和应力分布这两个方面。

常应力单元如平面3节点三角形单元、空间4节点四面体单元是最基本的单元,其网格剖分和计算都较简单,但在高应力梯度的区域,应采用很密的网格。

线性应力场单元(如平面4节点四边形单元、空间8节点六面体单元)是目前用得最普遍的。其计算精度较常应力单元要高,另外,采用正确的减缩积分方案后,它们不像常应力单元那样过于刚硬。

高阶单元一般计算代价较高,仅当相对较粗的网格能用于高应力梯度问题时,高阶单元才是实用的。对于非线性问题,不宜采用高阶单元。

(3) 单元应用指南

单元的理想形状是各边边长和各个内角都相等。但对于复杂问题,由于边界形状、壳的曲率变化、网格密度随着应力梯度的变化而改变等原因,它们会偏离理想形状,单元密度不同的区域之间需要过渡。

1) 形态比 单元的形态比定义为单元的最长和最短的尺度之间的比率,参见图 2.2-26。形态比的允许范围依赖于单元和所求解的问题,但一般会给用户一个数值上的界限,例如,对应力为 3:1,对挠度为 10:1。并没有一条固定的规则用来控制一切单元。形态比的最好度量,是该单元是否有能力模拟一个给定问题的挠度和应力

梯度。如果问题的挠度或应力梯度在某方向占有优势,单元就可以取相对较高的形态比(10:1),假设在最大的梯度方向上对应最短的单元尺度。

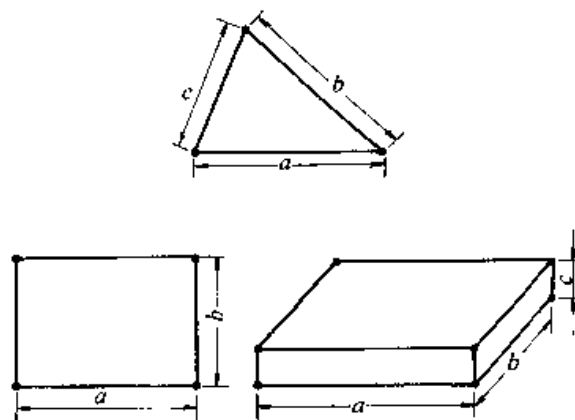


图 2.2-26 各种单元的形态比

2) 畸变 单元的歪斜和离面翘曲是需要着重考虑的问题。所谓歪斜,是指单元顶角的变化,如四边形指相对于 90°、三角形指相对于 60°的变化等,如图 2.2-27a 所示。翘曲是指三维的板或壳单元的所有节点不再保持在同一平面内,或者三维体单元的某个面内节点离开了该面,见图 2.2-27b。

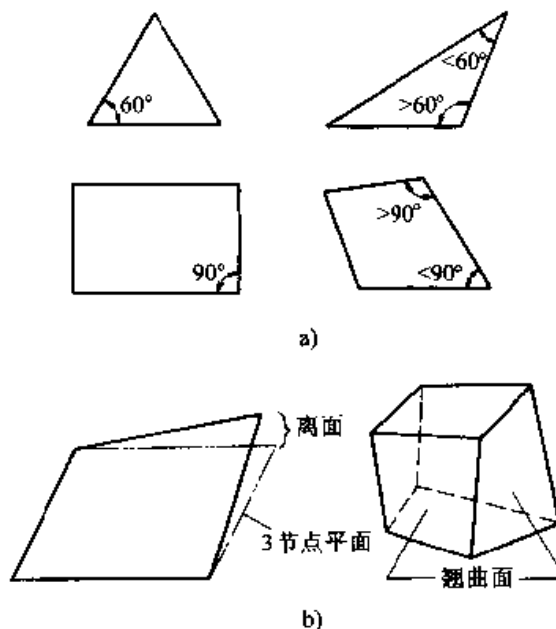


图 2.2-27 单元畸变

a) 歪斜单元 b) 翘曲单元

3) 过渡 由于变形体的形状不规则、变形不均匀等原因,单元的大小通常是变化的。图 2.2-28 所示为易于用户控制的简单的过渡情况,

图 2.2-29 所示为由程序自动生成的较复杂的过渡情况。对于图 2.2-28 所示的过渡单元，一个常用的经验法则就是邻近单元的尺度比不宜高于 2:1。这个经验法则实际上是基于应变能和应变能密度的计算。具有近乎常能量的网格是最优的。对于图 2.2-29 所示的过渡，最好在低应力梯度区域进行，避免在高应力、高挠度区或其他感兴趣的区域附近。以免过渡单元的畸变在这些区域引入误差。



图 2.2-28 简单的过渡

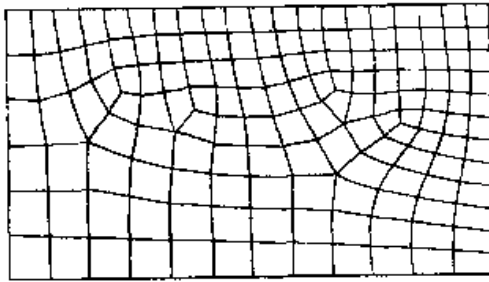


图 2.2-29 较复杂的过渡

4) 边界条件 当边界远离我们感兴趣的区域，则其上作用的分布载荷可以用集中载荷代替，力矩可以用力偶来模拟。根据圣维南原理，这些力系转换造成的影响仅是局部的。

对联合载荷作用于线弹性结构的情况，最节省而又有效的处理办法是先考虑各单位载荷的作用，然后采用叠加原理。

5) 间断 裂纹、空洞、截面突变、结构交接面、加强部位、不同种类材料交接处都可认为产生了应力间断。这类问题中同时存在着粗糙的整体响应和精细的局部微响应模型。

处理具有空洞或开口的结构的位移响应，通常有两种方法。其一是周围用粗网格，孔边界只是粗略地估算一下；其二是干脆略去孔而在孔的位置上设置一个或几个单元，而令这些孔位上的单元材料常数（弹性模量、密度等）为零或近似为零，但要注意避免奇异性和病态矩阵。

对于空洞和开口区附近应力精细的模型化有两种基本的方法。一种方法是用细密的网格计算，这需要若干层过渡单元，模型复杂而计算量大。另一方法是将应力集中系数 K_T 应用于基本

应力，而不进行网格的局部细分。

对截面突变进行模型化等情况与对空洞进行模型化类似，即或者在间断区建立细密的网格，或者对线性应力解用应力集中系数来修正。

(4) 几何非线性的模型化

几何非线性表现在大挠度、接触、应力刚化以及屈曲等方面。非线性问题一般需要迭代求解，计算费用较高，同时可能出现不收敛的情况。

1) 大挠度 大挠度一般指变形超过了结构的某一特征尺寸，如壳的厚度、梁的高度等。大转角通常定义为转角超过 10° 。对于这类问题应该考虑对刚体旋转带来的影响进行修正。

2) 接触问题 解决这类问题有两个办法：一是在相邻的表面节点间用接触单元，另一个是当相对运动的物体发生接触时，使节点的运动自动耦合。如果接触中含有摩擦，则不是一个保守的问题，这意味着问题依赖于加载的历史。

大挠度和接触问题很可能需要网格细化，以充分精确地描述几何形状的变化，也更可能产生局部高应力梯度区。

(5) 材料非线性的模型化

由于通常情况下的非弹性响应比相应的弹性响应复杂，所以有限元的单元模型等应作相应的修改。一个办法是适当增加单元内的应力积分点。例如，当壳发生大塑性变形时，沿壳的厚度方向取较多的应力积分点（而不是通常高斯积分要求的两个点），以考虑沿厚度方向应力分布的非线性变化，而在中面内通常不需要多取积分点。这样做的结果，是用最少的自由度数目来分析一个给定的非弹性问题。

当物体表面的应力分布非常重要时，Lobatto 积分格式特别有用。

(6) 模型化小结

有限元法是一种强有力的数值工具，但是如果用得合适，就会得出错误的结果而使人误入歧途。建立一个有限元模型，需要大量的工程判断力，基本假设应该用一些小的检验问题来考证，以免整个工程返工。一般说来，应先建立较粗略的模型进行分析，以考察响应的特性，然后逐步精化，直到精化过程前后两个解答的数值充分接近为止。须注意的是，建模的指导法则通常都有例外的情况，所以尚不能单纯根据法则和推

理来完成建模工作。

6.1.2 利用对称性

对于具有对称性的结构，要尽量利用对称性来简化模型和减少计算量。例如具有镜面对称的物体可仅取一半进行分析。这时模型中的自由度 n 大约为整体结构模型自由度总数的一半。一般情况下，模型的带宽 b 也减少了。有限元计算包括方程求解（其计算量正比于 nb^2 ）和大量其他运算（计算量大致正比于 n ），所以利用对称性能大量地减少总的计算量。

(1) 对称的分类和定义

在工程应用中，最常见的对称类型有：反射（或镜像）对称，旋转（或轴）对称以及反对称。如图 2.2-30 所示。

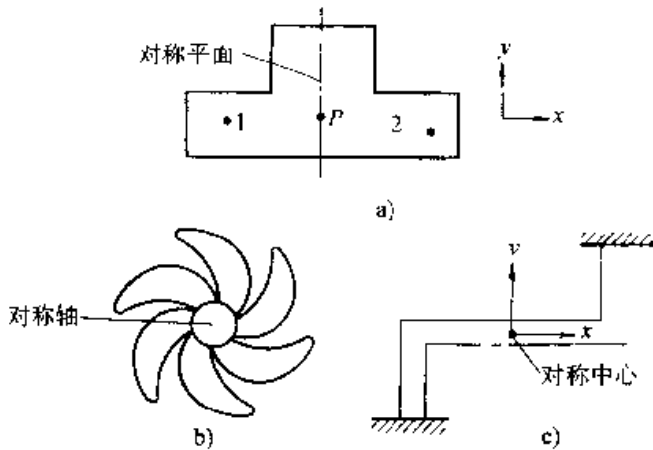


图 2.2-30 各种对称的例子

a) 反射对称 b) 旋转对称 c) 反对称

如果对一个物体施以某种操作（如反射、旋转或反转），这个物体变换为等价的图形，则称这个物体具有对称性。对于工程应用，这种对称的特性不仅要求几何上对称，而且要求材料性质及约束也对称。

在某些情况下，一组对称操作与另一组对称操作是等价的。一般地讲，反射对称被认为是基本的对称类型。可以证明，三维有限形体的所有对称变换，都可以简化为对不超过三次的平面依次进行反射变换（这些平面甚至可以不是对称面）。

载荷对称性是这样定义的：设有一组载荷施加于具有某种对称性的结构上，如果将结构的对称变换作用于载荷，它变为等价的形式，则这组载荷定义为对称的；如果对称变换加一个负号，所有载荷变为等价形式，则定义该组载荷是反对称的。

例如，例如图 2.2-31 中的载荷是对称的。

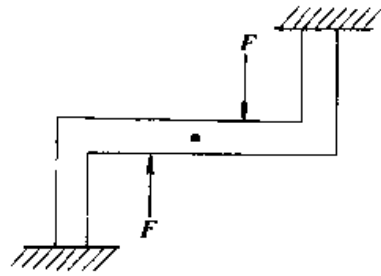


图 2.2-31 一个具有对称载荷的结构

(2) 对称和反对称边界条件

利用对称性可以仅对结构的一部分建立分析模型，结构中被删去的部分对模型的影响体现在对称面上的边界条件中。因为反射对称是一种基本的对称类型，所以这里仅讨论对称平面上的边界条件。

例如，考虑图 2.2-30a 所示的对称区域，其中 P 代表对称面上具有代表性的一个点，定义一个直角坐标系， x 方向垂直于对称面， yz 平面平行于对称面。如果只模型化了区域的一半，我们来推导施加于点 P 的对称或反对称边界条件。①依次考虑点 P 的各位移分量，②将这个结构的对称（或反对称）特征施于那个分量（假设不为零），③观察这个分量是否变换成为它自己本身。如果这个分量没有变为它本身，这个分量就必须为零才能不违背对称性。相应的对称变换是对包括 P 点的 yz 平面的反射，反对称变换是相同的反射加一个负号。

因此有

$$\left. \begin{aligned} u_x &= 0 && \text{对称情形} \\ u_y = u_z &= 0 && \text{反对称情形} \end{aligned} \right\} \quad (a)$$

不同于真实矢量的反射，一个轴矢量（转动或弯矩）对一个平面的反射需要加一个负号。例如图 2.2-30a 中的 1 和 2 两点互为镜像点，施于这两点的对称弯矩符号必须相反（弯矩可利用右手螺旋定则定义为一个轴矢量）。因此，旋转分量的对称与反对称条件是

$$\left. \begin{aligned} R_y = R_z &= 0 && \text{对称情形} \\ R_x &= 0 && \text{反对称情形} \end{aligned} \right\} \quad (b)$$

综合式 (a) 和式 (b) 得

$$\left. \begin{aligned} u_x = R_y = R_z &= 0 && \text{对称情形} \\ R_x = u_y = u_z &= 0 && \text{反对称情形} \end{aligned} \right\} \quad (2.2-79)$$

这些等式所表示的结果可以推广如下：位于

对称平面内的点不可能有离开该平面的平动和绕面内任何一条直线的转动；对于反对称，与对称情形互补的自由度是受约束而为零的。对称性和反对称性边界条件互补是一个一般的结论。

6.1.3 网格自动生成和自适应分析

需要生成单元网格可以说是有限元方法的一个缺点，它增加了有限元分析的难度。网格自动生成是指当分析对象的几何模型确定之后，用户只需给定少数控制参数即可利用软件自动生成整个结构的有限元网格，包括节点坐标和单元连接信息。

自适应有限元处理器是一个程序，它反复进行一个有限元分析，确定那些解不够精确的区域，再改进这些区域的离散化，直到达到预期的精度为止。一个自适应程序所需的两个关键技术是后验误差和网格改进。材料成形过程模拟因计算量十分巨大，一般不采取反复计算的方法，而是在模拟进行的过程中，不断根据应力梯度、接触面曲率、制件本身的形状变化等情况在局部细分网格，这称为自适应网格重分。重分的目的不仅是为了改善分析的精度，也是为了保证或改善计算过程的收敛性。

(1) 网格生成技术

从20世纪70年代以来，研究者们就一直致力于开发网格生成的方法。各种现行的网格生成技术可以分为如下几类：

①映射法，它与有限元中等参变换所采用的技术类似。

②三角化法，包括平面三角形和空间四面体的剖分方法，最基本的是Delaunay三角化。

③空间分解法，其基本方法是利用一无穷大的规则栅格与分析对象求交。

④几何分解法，将物体逐步分割，最终形成有限元网格。

可以一般地说，一些网格生成技术比另外的好一些，但却不能证明一个网格生成技术比其他的优越，或者全而满意适用。大部分情况下，用网格生成器首先把所感兴趣的区域分成一系列小区域，节点就设置在这些区域的边界上，然后对每一个区域再应用网格生成器。

光滑化方法经常被用于决定网格内部节点的最终位置，一般是反复用迭代法解给定的差分方程来修正节点的位置。最流行的是Laplace方法，

将节点放在其所连接的几个节点的重心上，另外几种光滑化方法是基于势函数的。

有限元网格自动生成技术只需用户输入初始几何尺寸，以及可选的网格尺寸控制参数，即可全自动地实现网格剖分。三角化是比较成熟的实现网格自动剖分的技术，即在平面域进行三角形剖分，在空间域进行四面体剖分。而将平面域剖分为全四边形网格或将空间域剖分为全六面体网格则相当困难。

(2) 自适应网格改善

有两种办法可以用来改进选定单元区域的离散化：第一种方法是将这个单元分为若干同类小单元，这个方法被称为h型加密格式，因为离散化是由减小单元尺度而得以改进的（常以边长 h 来度量），如图2.2-32所示，这种方法在材料成形过程模拟中进行自适应网格重分时也常采用；第二种方法，不改变单元几何尺度而增加所选单元的多项式阶数，这个方法一般称为p型方法。

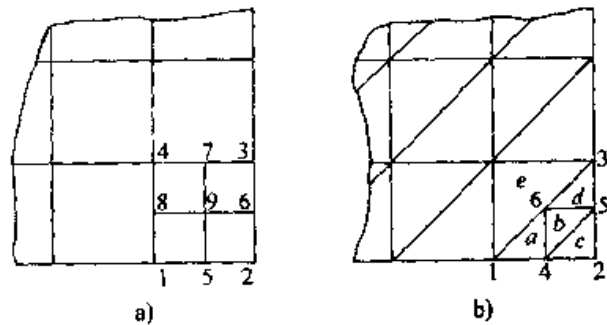


图 2.2-32 单元细分格式

a) 四边形单元 b) 三角形单元

6.2 后置处理

有限元分析的结果表现为海量的数据，无法直接判读，故要利用可视化技术表达为易于理解的图形方式，这是后置处理的任务。一般地讲，后置处理关心两个问题，一是以可理解的方式变换结果和给出结果；二是保证使用的结果是给定模型所能产生的最精确的结果。

为了提高人们解释有限元分析结果的能力，出现了很多用图形提取和给出计算结果的方法。其中有：

- 1) 位移后的形状（可显示网格和阴影）；
- 2) 等值图（包括等值线和彩色云图）；
- 3) 矢量显示图；
- 4) 动画化；

5) 结果的临界显示 (显示达到某种阈值的区域);

6) 历史曲线, 即指定位置的某一变量随时间的变化曲线;

7) 按设计规范自动校核;

8) 结果报告的自动生成。

有限元后置处理还包括解释设计决策中使用的、以灵敏度参数形式出现的附加量。灵敏度参数即当设计参数发生变化时, 模型性能的预期变化量。它为优化设计提供了基础。

确定和输出与基本变量的导数相对应的量 (如应力) 必须特别小心。因为这种量的精度强烈依赖于计算点的位置和计算方法。大多数有限元等值算法根据节点值产生等值图。但是直接计算出来的节点值是相当不精确的。应当采用最佳样点和光滑等专门的方法。

6.3 利用 CAD/CAM 的交互式图形界面

由于有限元建模是一项十分繁琐的工作, 通

常要采用 CAD/CAM 的交互式图形界面来完成。这不仅很便捷、高效, 而且不易出错。很多商用 CAD/CAM 软件本身就带有有限元模型生成器, 甚至带有较简单的有限元求解器。复杂的非线性分析模型亦可以在 CAD/CAM 系统中建立, 然后通过专用接口, 传送到专门的有限元分析软件中去分析。而专门的有限元分析系统的造型能力较弱。因此往往将 CAD/CAM 软件与有限元软件结合应用。

有限元模型的生成大致可分成四步:

1) 问题几何定义。

2) 几何离散化 (即将感兴趣的区域分成一系列有限单元)。

3) 问题特征的应用 (即材料特性、载荷和边界条件的指定)。

4) 分析程序所需要的控制参数的指定和模型信息与分析的连接。

第3章 刚塑性有限元法

金属塑性加工是材料成形的一种主要工艺方法,属大变形问题。根据变形特点分为两大类工艺问题,即体积成形和板料成形问题。板料成形工艺,如冷冲压、冷轧等,金属材料的变形中既有弹性变形又有塑性变形,且弹性变形占有相当的比例,为此常采用下一章将介绍的弹塑性有限元法进行工艺过程模拟与分析。而体积成形工艺中,如锻造、轧制及挤压等,金属材料产生较大的塑性变形,而弹性变形相对极小,可忽略不计。于是,就出现了刚塑性有限元法,这个方法最初是将上限法用有限单元求极小值开始发展的。1971年Lung在Markov变分原理基础上,把体积不可压缩条件用Lagrange乘子法引入泛函中,建立了刚塑性有限元公式。1973年Lee和Kobayashi提出刚塑性分析的矩形法,而后Zienkiewicz等人又用罚函数法把体积不可压缩条件列入Markov变分原理,得到了相应的刚塑性有限元法。

刚塑性有限元法不计弹性变形,采用Levy-Mises率方程和Mises屈服准则,求解未知量为节点位移速度。它通过在离散空间对速度的积分来解决几何非线性,因而解法相对简单,并且求解效率高,求解精度可以满足工程要求。由于体积成形工艺中金属材料呈现不同的特性,典型有刚塑性硬化材料、刚粘塑性材料。刚塑性硬化材料所对应的有限元法即刚塑性有限元法,它适用于冷、温态体积成形问题。刚粘塑性材料对应的则是刚粘塑性有限元法,它适于热态体积成形工艺,并且可以进行变形过程中变形与传热的耦合分析。由于忽略了弹性变形,所以刚(粘)塑性有限元法不能进行卸载分析,无法得到残余应力、变形及回弹,此外刚性区的应力计算等亦有一定误差。尽管如此,对于绝大多数体积成形过程的分析,采用刚(粘)塑性有限元法是非常有效的。

随着有限元理论和模拟实施中的关键技术以及计算机相关技术的发展,刚塑性有限元法在金属体积成形方面的应用已由二维问题扩展到三维

问题,由典型的简单工艺延伸到复杂成形工艺。与此同时,有限元软件也由功能简单的计算程序发展成界面友好、功能较强大的模拟分析软件,并且有向智能化和集成化发展的趋势。可以预计,随着刚塑性有限元模拟技术的进一步发展和完善,它必将在金属体积成形过程的模拟分析中发挥更大的作用。

本章着重阐述刚(粘)塑性有限元法的原理、基本公式及计算过程相关技术的处理。

1 刚塑性变分原理

刚塑性材料的变分原理是刚塑性有限元法的理论基础。概括起来,变分原理以能量积分形式把塑性偏微分方程组的求解问题变成了泛函极值问题。通过这种形式转换,建立了有限元法的基本方程。

1.1 刚塑性材料的边值问题

塑性变形问题是一个边值问题,可以描述如下:设一刚塑性体,体积为 V ,表面积为 S ,在表面力 p_i 作用下整个变形体处于塑性状态,表面 S 分为 S_p 和 S_v 两部分,其中 S_p 上给定表面力 p_i , S_v 上给定速度 v_i^0 。该问题称之为刚塑性边值问题,它由以下塑性方程和边界条件定义,即

1) 平衡微分方程

$$\sigma_{ij,j} = 0 \quad (2.3-1)$$

2) 几何方程

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2} (v_{i,j} + v_{j,i}) \quad (2.3-2)$$

3) 本构关系

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{3\dot{\epsilon}}{2\sigma} \sigma'_{ij} \quad (2.3-3)$$

式中 $\bar{\sigma}$ —— 等效应力, $\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}}$;

$\dot{\bar{\epsilon}}$ —— 等效应变率, $\dot{\bar{\epsilon}} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}}$ 。

4) Mises 屈服条件

$$\bar{\sigma} = \sigma_M \quad (2.3-4)$$

式中 σ_M ——材料屈服应力,

$$\sigma_M = \begin{cases} \sigma_0 & \text{理想刚塑性材料} \\ f(\bar{\epsilon}) & \text{刚塑性硬化材料} \end{cases}$$

5) 体积不可压缩条件

$$\dot{\epsilon}_V = \dot{\epsilon}_{ij} \delta_{ij} = 0 \quad (2.3-5)$$

6) 边界条件 边界条件包括应力边界和速度边界条件, 表示如下

$$\sigma_{ij} n_j = p_i \quad S \in S_p \quad (2.3-6)$$

$$v_i = v_i^0 \quad S \in S_v \quad (2.3-7)$$

式中 n_i —— S_p 表面上任一点处单位外法线矢量的分量。

1.2 理想刚塑性材料的变分原理

理想刚塑性材料的变分原理也称为马可夫变分原理 (Markov Principle), 可表述为: 对于刚塑性边值问题, 在满足变形几何方程、体积不可压缩条件和边界位移速度条件的一切运动容许速度场 v_i^* 中, 使泛函

$$\Pi = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon}^* dV - \int_{S_p} p_i v_i^* dS \quad (2.3-8)$$

取驻值 (即一阶变分 $\delta\Pi = 0$) 的 v_i^* 为问题的精确解。

Markov 变分原理式 (2.3-8) 是塑性力学极限分析中上限定理的另一种表达形式。它的物理意义是刚塑性变形体的总能耗率, 泛函 Π 的第一项表示变形制件内部的塑性变形功率, 第二项则代表制件表面的外力功率。对于塑性加工问题, 外力功率主要指变形制件与模具接触界面的摩擦功率, 此外对于不同类型工艺可能还有其它外力功率, 如轧制和拉拔中的张力功率、板料液压拉伸工艺中的介质静压功率等等。实际上, 该变分原理与力学中的最小位能原理 (即满足平衡状态的位移必然使总位能的一阶变分为零: 位能 = 变形能 - 外力功) 相类似。

1.3 刚塑性材料不完全广义变分原理

Markov 变分原理的意义在于将式 (2.3-1) ~ (2.3-7) 所描述的刚塑性材料边值问题归结为能量泛函对位移速度场的极值问题, 避开了偏微分方程组的求解困难, 一旦得到速度 v_i 的精确解后, 利用几何方程 (2.3-2) 求出应变率场 $\dot{\epsilon}_{ij}$, 然后再由本构关系 (2.3-3) 进一步确定

变形体瞬时的应力场 σ_{ij}^* 。但是, 应用该变分原理求解的难点之一就是构造容许速度场 v_i^* 。一般来说, 选取满足位移速度边界条件式 (2.3-7) 的容许速度比较容易, 而要满足体积不可压缩条件式 (2.3-5) 则非常困难。同时, 由于刚塑性材料模型不计弹性变形部分, 并采用体积不可压缩假设, 就难以确定静压力 σ_m , 因而求不出变形体内的应力分布 σ_{ij} 。上述困难使刚塑性有限元法发展初期的应用受到很大限制, 后来的研究者们先后提出了几种不同的处理方法, 典型的有拉格朗日乘子法、罚函数法和可压缩特性法。

1.3.1 拉格朗日乘子法

刚塑性有限元法中的拉格朗日乘子法的数学基础是数学分析中多元函数的条件极值理论, 对于 Markov 变分原理, 把体积不可压缩条件式 (2.3-5) 用拉格朗日乘子 λ 引入泛函式 (2.3-8), 构造的新泛函如下

$$\Pi = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon}^* dV + \int_V \lambda \dot{\epsilon}_V dV - \int_{S_p} p_i v_i^* dS \quad (2.3-9)$$

对于一切满足几何方程和位移速度边界条件的容许速度场, 其精确解使式 (2.3-9) 取极值, 即满足

$$\delta\Pi = \int_V \bar{\sigma} \delta\dot{\epsilon}^* dV + \int_V \lambda \delta\dot{\epsilon}_V dV + \int_V \delta\lambda \delta\dot{\epsilon}_V dV - \int_{S_p} p_i \delta v_i^* dS = 0 \quad (2.3-10)$$

式 (2.3-9) 中的拉格朗日乘子 λ 具有明确的物理意义, 可以证明速度场为真解时 λ 为

$$\lambda = \sigma_m \quad (2.3-11)$$

1.3.2 罚函数法

罚函数法的基本思想是用一个足够大的正数 α , 把体积不可压缩条件引入泛函式 (2.3-8), 构造出一个新泛函, 即

$$\Pi = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon}^* dV + \frac{\alpha}{2} \int_V \dot{\epsilon}_V^2 dV - \int_{S_p} p_i v_i^* dS \quad (2.3-12)$$

则对于一切满足几何方程和位移速度边界条件的容许速度场, 其真实解使式 (2.3-12) 取极值, 即满足

$$\delta\Pi = \int_V \bar{\sigma} \delta\dot{\epsilon}^* dV + \alpha \int_V \dot{\epsilon}_V \delta\dot{\epsilon}_V dV - \int_{S_p} p_i \delta v_i^* dS = 0 \quad (2.3-13)$$

这里的罚函数法源于最优化原理中的罚函数法，具有数值解法的特征。它的作用原理是，当速度场 v_i 远离真实解时，惩罚项值很大，相当于对速度解违反约束条件施加一种“惩罚”作用；而随着 v_i 接近真解，罚项的作用也随之降低。应当指出，从理论上讲 Lagrange 乘子法是精确的。对于罚函数法，只有当 α 趋于无穷大时， $\dot{\epsilon}_V$ 才趋于零。但在实际应用时， α 不可能取无穷大。计算实践表明， α 的取值大小对解有很大影响。若 α 取值太小，则体积不可压缩条件施加不当，以至降低计算精度；若 α 取值过大，则有限元刚度方程会出现病态，甚至不能求解。因此， α 取值应适宜，通常取 $\alpha = 10^5 \sim 10^7$ 较好。

将式 (2.3-13) 与式 (2.3-11) 比较，容易得出，当 \dot{v}_i 为真实解时，静压力 σ_m 为

$$\sigma_m = \alpha \dot{\epsilon}_V \quad (2.3-14)$$

泛函式 (2.3-12) 罚项的被积函数采用 $\dot{\epsilon}_V$ 形式，它要求 $|\dot{\epsilon}_V|$ 在域内处处满足体积不可压缩条件，才能保证罚项总值很小。而实际应用中发现这样的约束条件过于严格而不易达到，可通过适当放松约束条件处理。目前常用的方法有简化积分法和修正罚函数法。

(1) 简化积分法

所谓简化积分法，即减少罚项 $\int_V \dot{\epsilon}_V^2 dV$ 在数值积分时的高斯积分点数。具体做法是将多点高斯积分（如平面问题 2×2 点，三维问题 2^3 点）简化为单元形心一点处的积分运算，亦即只要求单元形心点 $|\dot{\epsilon}_V|$ 很小，而对其他点不做要求。对于平面问题简化积分值与积分原值相同。所以，这种简化积分反映了单元内部体积变化的平均效应，即只需单元整体满足体积不可压缩条件就可。但是，对于轴对称问题二者不相等。尽管如此，简化积分法仍可以用于轴对称问题。

(2) 修正罚函数法

该方法是通过对于罚项构造形式的修改，来达到放松约束的目的。修改后罚项的泛函表示为

$$\Pi = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV + \frac{\alpha}{2V} \left[\int_V \dot{\epsilon}_V dV \right]^2 - \int_{S_p} p_i v_i dS \quad (2.3-15)$$

式中的第二项即为修改后的罚项，它的直观意义是要求单元体积变化的平均值很小。因此，尽管

修正的罚项与前者在形式上不同，但它们的内涵是类似的。

同理，对于泛函式 (2.3-15)，若 v_i 取真实解时，静压力 σ_m 为

$$\sigma_m = \frac{\alpha}{V} \int_V \dot{\epsilon}_V dV \quad (2.3-16)$$

实际应用时，两种放松约束的方法都能达到同样的目的。对于修正罚函数法，各体积积分运算在同一数值积分格式下进行，所以程序可适当简化。而对于简化积分法，由于减少了积分点，因而降低了运算次数，提高了计算效率。

1.3.3 可压缩特性法

假设材料的相对密度不是 100%，而大约在 99%~99.9% 之间，即材料有少量的可压缩性。与刚塑性不可压缩材料相比，它可以直接从应变率求出应力分量，这样能够达到 Lagrange 乘子法和罚函数法同样的目的。

(1) 本构关系

可压缩特性法考虑材料的屈服应力对静压力有少许依赖性，其等效应力定义为

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3J'_2 + g\sigma_m^2} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij} + g\sigma_m^2} \quad (2.3-17)$$

式中 g ——可压缩参数，取 $g = 0.01 \sim 0.0001$ 。

与 Mises 屈服准则类似，可以在主应力空间表示刚塑性可压缩材料屈服准则的屈服表面形状。如图 2.3-1 所示，该屈服准则的屈服表面是一个内切于 Mises 圆柱的椭球面。可以看出， g 值越小，就越接近 Mises 屈服条件，如果 $g = 0$ ，二者完全一致。

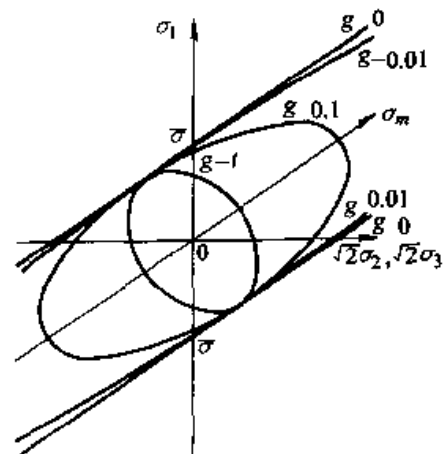


图 2.3-1 可压缩材料在主应力空间的屈服表面
采用塑性势定义可以推导出刚塑性可压缩材

料的本构关系，即

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{3\dot{\epsilon}}{2\sigma} \left(\sigma'_{ij} + \frac{2}{9} g \sigma_m \delta_{ij} \right) \quad (2.3-18)$$

或者
$$\sigma_{ij} = \frac{\bar{\sigma}}{\dot{\epsilon}} \left[\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} + \dot{\epsilon}_V \left(\frac{1}{g} - \frac{2}{9} \right) \delta_{ij} \right] \quad (2.3-19)$$

式中 $\dot{\epsilon}$ ——刚塑性可压缩材料的等效应变率，

$$\dot{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} + \frac{1}{g} \dot{\epsilon}_V^2};$$

$\dot{\epsilon}_V$ ——刚塑性可压缩材料的体积应变率，

$$\dot{\epsilon}_V = \frac{\dot{\epsilon}}{\sigma} g \sigma_m$$

这样，若 g 值给定，就可以直接由应变率 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 从式 (2.3-19) 计算出应力场 σ_{ij} 。

表 2.3-1 是考虑不同的 g 值后，可压缩材料的屈服应力 $\bar{\sigma}$ 与 Mises 屈服应力 $\bar{\sigma}_M$ 的偏离程度，此处以单向压缩为例，同时给出了相对压下率为 10% 时的体积变化率。

表 2.3-1 可压缩材料屈服条件与 Mises 屈服条件的偏离程度

g	$(\bar{\sigma} - \bar{\sigma}_M) / \bar{\sigma}_M$	相对压下率为 10% 时的体积变化率
0.04	0.2%	-0.1%
0.01	0.06%	-0.04%
0.0025	0.01%	-0.009%

(2) 变分原理

刚塑性可压缩材料的变分原理仍可使用 Markov 变分原理的形式，即真实速度场使以下泛函取极值

$$\Pi = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV - \int_{S_p} p_i v_i dS \quad (2.3-20)$$

1.3.4 三种体积不可压缩约束处理方法的比较

1) 拉格朗日乘子法引入附加未知数 λ ，使有限元刚度方程数（未知量）及刚度矩阵半带宽增大。如对子二维分析的 4 节点单元，当离散单元数较大时，单元数与节点数相近，从而使未知量增加近 50%。所以，与罚函数法和可压缩特性法相比，对同样问题要大大增加计算时间。

2) 虽然三种方法的有限元刚度矩阵都是对称的、稀疏的，但拉格朗日乘子法的刚阵非零元素分布形态不呈带状，而罚函数法和可压缩特性

法都为明显带状分布。故拉格朗日乘子法会增加计算机贮存空间，降低计算效率。

3) 如果罚函数法的罚数 α 选得过大，或可压缩特性法的 g 值选得过小，都有可能使刚度方程组出现病态，可能得不到收敛解。而拉格朗日乘子法的乘子 λ 是经过求解优化得到的，精确地计入了体积不可压缩条件，不用预先设定。

4) 理论上拉格朗日乘子法精确地计入了体积不可压缩条件，当对静压力和体积不变性要求比较严格时，应该采用这种方法。但作为物理问题的数值解法，三种方法都不可避免地带有某种程度的近似性，解决工程问题时，如果运用得当，都可以给出很好的结果，况且罚函数法和可压缩特性法求解效率高，也是优点。

2 刚塑性有限元公式

变分原理的实质是把塑性问题的求解归结为从容许速度场中求满足能量率泛函驻值的真实速度场问题，但是这样的场函数将非常复杂，求解很困难。利用有限元法可以克服这个困难，可将变形体分成有限个单元后，仅要求在单元内保持场函数连续性，依次建立单元泛函，将单元泛函集成得到整体的泛函，对整体泛函求驻值，得到问题的数值解。一旦解出速度场，则再利用各塑性方程求出应变速率场、应力场，并通过积分求得应变场，位移场等等，最终可获得塑性加工问题的全解。

本节主要介绍二维和三维刚塑性和刚粘塑性有限元法基本求解公式。

2.1 离散化

刚塑性有限元的离散化步骤与弹塑性有限元法相同。在有限元分析中，选择适当的单元和形函数即插值函数是离散化中决定性步骤之一。一般说来，单元形状的选择依赖于结构或总体求解域的几何特点以及求解所希望的精度等因素，而有限元插值函数则取决于单元的形状、节点数目和类型等因素。单元的种类很多，可分为常应变单元、线性单元及高次单元。由于塑性问题的特点，考虑到求解精度与效率的统一性，以及刚塑性有限元有关技术的应用，通常选用较为简单的线性单元，对于二维问题（平面变形和轴对称）选用 4 节点四边形单元，三维问题选用 8 节点六

面体单元。

2.1.1 单元与形函数

(1) 4节点四边形单元

单元形函数以参数形式定义, 定义域为 $-1 \leq \xi \leq 1, -1 \leq \eta \leq 1$; 称为自然或局部坐标系, 并且形函数为

$$N_i(\xi, \eta) = \frac{1}{4} (1 + \xi_i \xi) (1 + \eta_i \eta) \quad (i=1, 2, 3, 4) \quad (2.3-21)$$

式中 ξ_i, η_i ——节点 i 的局部坐标值。

单元内的容许速度场可以由节点速度矢量表示为

$$\mathbf{v} = \mathbf{N}\dot{\mathbf{u}}^e \quad (2.3-22)$$

式中 $\dot{\mathbf{u}}$ ——单元任一点速度矢量;

$\dot{\mathbf{u}}^e$ ——单元的节点速度矢量;

\mathbf{N} ——单元形函数矩阵。

$$\dot{\mathbf{u}}, \dot{\mathbf{u}}^e, \mathbf{N} \text{ 为 } \dot{\mathbf{u}} = (\dot{u}_x \quad \dot{u}_y)^T \quad (2.3-23)$$

$$\dot{\mathbf{u}}^e = (\dot{u}_x^1 \quad \dot{u}_y^1 \quad \dots \quad \dot{u}_x^4 \quad \dot{u}_y^4)^T \quad (2.3-24)$$

$$\mathbf{N} = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & N_2 & 0 & N_3 & 0 & N_4 & 0 \\ 0 & N_1 & 0 & N_2 & 0 & N_3 & 0 & N_4 \end{bmatrix} \quad (2.3-25)$$

对于轴对称问题, 仅将式 (2.3-23) 和 (2.3-24) 中的下标 (x, y) 换为 (r, z) 即可。

单元内局部坐标系下任一点 (ξ, η) 可以映射到整体坐标系 (x, y) 内, 定义如下

$$x(\xi, \eta) = \sum_i N_i(\xi, \eta) x_i \quad (2.3-26)$$

$$y(\xi, \eta) = \sum_i N_i(\xi, \eta) y_i$$

式中 x_i, y_i ——节点 i 的整体坐标。

(2) 8节点六面体单元

8节点六面体单元亦称三维线性块状单元, 它是二维线性单元的自然扩展。其形函数定义域为 $-1 \leq \xi \leq 1, -1 \leq \eta \leq 1$ 和 $-1 \leq \zeta \leq 1$, 选用如下

$$N_i(\xi, \eta, \zeta) = \frac{1}{8} (1 + \xi_i \xi) (1 + \eta_i \eta) (1 + \zeta_i \zeta) \quad (i=1, 2, \dots, 7, 8) \quad (2.3-27)$$

$$\text{单元速度场表示为 } \dot{\mathbf{u}} = \mathbf{N}\dot{\mathbf{u}}^e \quad (2.3-28)$$

式中 $\dot{\mathbf{u}} = (\dot{u}_x \quad \dot{u}_y \quad \dot{u}_z)^T$

$$\mathbf{N} = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & 0 & N_2 & 0 & 0 & \dots & N_8 & 0 & 0 \\ 0 & N_1 & 0 & 0 & N_2 & 0 & \dots & 0 & N_8 & 0 \\ 0 & 0 & N_1 & 0 & 0 & N_2 & \dots & 0 & 0 & N_8 \end{bmatrix} \quad (2.3-29)$$

其坐标变换用相同形式, 即

$$x(\xi, \eta, \zeta) = \sum_i N_i(\xi, \eta, \zeta) x_i$$

$$y(\xi, \eta, \zeta) = \sum_i N_i(\xi, \eta, \zeta) y_i \quad (2.3-30)$$

$$z(\xi, \eta, \zeta) = \sum_i N_i(\xi, \eta, \zeta) z_i$$

式中 x_i, y_i, z_i ——节点 i 的整体坐标。

2.1.2 单元应变率矩阵

利用形函数建立了单元速度场与节点速度矢量之间关系, 下面进一步导出用节点速度表示单元内任一点应变率的表达式。

(1) 4节点等参元

单元内的应变率常用几何方程计算, 由于平面变形问题和轴对称问题采用相同的单元而且单元自由度相同, 因此一起推导并写出统一公式。若令平面变形和轴对称问题中的应变率矢量分别为

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}} = (\dot{\epsilon}_x \quad \dot{\epsilon}_y \quad \dot{\epsilon}_z \quad \dot{\gamma}_{xy})^T \quad (\text{平面变形})$$

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}} = (\dot{\epsilon}_r \quad \dot{\epsilon}_z \quad \dot{\epsilon}_\theta \quad \dot{\gamma}_{rz})^T \quad (\text{轴对称}) \quad (2.3-31)$$

则

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}} = \mathbf{L}\dot{\mathbf{u}} = \mathbf{L}\mathbf{N}\dot{\mathbf{u}}^e = \mathbf{B}\dot{\mathbf{u}}^e \quad (2.3-32)$$

式中 \mathbf{L} ——微分算子矩阵;

\mathbf{B} ——应变率矩阵或几何矩阵。

而

$$\mathbf{L} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial y} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix}^T \quad (\text{平面变形})$$

$$\mathbf{L} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial r} & 0 & \frac{1}{r} & \frac{\partial}{\partial z} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial r} \end{bmatrix}^T \quad (\text{轴对称}) \quad (2.3-33)$$

可以看出, 平面变形问题与轴对称问题应变率矢量除第三分量不同外, 其他分量只需将各有关下标 (x, y) 与 (r, z) 对调即可。为此, 下面先给出轴对称问题的 \mathbf{B} 矩阵公式。

$$\mathbf{B} = \mathbf{L}\mathbf{N} = (\mathbf{B}_1 \quad \mathbf{B}_2 \quad \mathbf{B}_3 \quad \mathbf{B}_4) \quad (2.3-34)$$

式中 $\mathbf{B}_i = \begin{bmatrix} X_i & 0 \\ 0 & Y_i \\ K_i & 0 \\ Y_i & X_i \end{bmatrix} \quad (2.3-35)$

$$\begin{Bmatrix} X_i \\ Y_i \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial r} \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} \end{Bmatrix} = \mathbf{J}^{-1} \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} \end{Bmatrix} \quad (2.3-36)$$

其中, \mathbf{J}^{-1} 为雅可比矩阵 \mathbf{J} 的逆矩阵, 分别为

$$J = \begin{bmatrix} \frac{\partial r}{\partial \xi} & \frac{\partial z}{\partial \xi} \\ \frac{\partial r}{\partial \eta} & \frac{\partial z}{\partial \eta} \end{bmatrix} \quad (2.3-37)$$

$$J^{-1} = \frac{1}{|J|} \begin{bmatrix} \frac{\partial z}{\partial \eta} & -\frac{\partial z}{\partial \xi} \\ -\frac{\partial r}{\partial \eta} & \frac{\partial r}{\partial \xi} \end{bmatrix} \quad (2.3-38)$$

而|J|为雅可比(Jacobian)矩阵行列式,即

$$|J| = \frac{\partial r \partial z}{\partial \xi \partial \eta} - \frac{\partial r \partial z}{\partial \eta \partial \xi} \quad (2.3-39)$$

而式(2.3-35)中的 K_i 项,对于平面变形问题恒为零,对式(2.3-35),只需将坐标量(r, z)换为(x, y)即可,

$$K_i = \begin{cases} 0 & (\text{平面变形}) \\ \frac{N_i}{r} & (\text{轴对称}) \end{cases} \quad (2.3-40)$$

(2) 三维块状单元

在直角坐标系下,三维问题的应变率矢量定义为

$$\dot{\epsilon} = (\dot{\epsilon}_x \quad \dot{\epsilon}_y \quad \dot{\epsilon}_z \quad \dot{\gamma}_{xy} \quad \dot{\gamma}_{yz} \quad \dot{\gamma}_{zx})^T \quad (2.3-41)$$

由几何方程,则

$$\dot{\epsilon} = L\dot{u} = LN\dot{u}^e = B\dot{u}^e$$

式中 L —— 三维微分算子矩阵

$$J^{-1} = \frac{1}{|J|} \begin{bmatrix} \frac{\partial y \partial z}{\partial \eta \partial \zeta} - \frac{\partial y \partial z}{\partial \zeta \partial \eta} & \frac{\partial y \partial z}{\partial \xi \partial \zeta} + \frac{\partial y \partial z}{\partial \zeta \partial \xi} & \frac{\partial y \partial z}{\partial \xi \partial \eta} - \frac{\partial y \partial z}{\partial \eta \partial \xi} \\ \frac{\partial x \partial z}{\partial \eta \partial \zeta} + \frac{\partial x \partial z}{\partial \zeta \partial \eta} & \frac{\partial x \partial z}{\partial \xi \partial \zeta} - \frac{\partial x \partial z}{\partial \zeta \partial \xi} & -\frac{\partial x \partial z}{\partial \xi \partial \eta} + \frac{\partial x \partial z}{\partial \eta \partial \xi} \\ \frac{\partial x \partial y}{\partial \eta \partial \zeta} + \frac{\partial x \partial y}{\partial \zeta \partial \eta} & -\frac{\partial x \partial y}{\partial \xi \partial \zeta} + \frac{\partial x \partial y}{\partial \zeta \partial \xi} & \frac{\partial x \partial y}{\partial \xi \partial \eta} - \frac{\partial x \partial y}{\partial \eta \partial \xi} \end{bmatrix} \quad (2.3-47)$$

(3) 等效应变率和体积应变率矩阵形式

由等效应变率公式,即

$$\bar{\epsilon} = \left(\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} \right)^{\frac{1}{2}} = (\dot{\epsilon}^T D \dot{\epsilon})^{\frac{1}{2}} = ((\dot{u}^e)^T A \dot{u}^e)^{\frac{1}{2}} \quad (2.3-48)$$

式中矩阵 D 为对角阵,对角元素值取 $\frac{2}{3}$ 或 $\frac{1}{3}$,分别对应于应变率矢量 $\dot{\epsilon}$ 中的正应变率和切应变率分量,其阶数与 $\dot{\epsilon}$ 中分量数相同,如平面变形或轴对称问题具体形式为

$$D = \begin{bmatrix} \frac{2}{3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{2}{3} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{2}{3} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{3} \end{bmatrix} \quad (2.3-49)$$

$$L = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} & \frac{\partial}{\partial z} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \quad (2.3-42)$$

应变率矩阵 B

$$B = LN = (B_1 \quad B_2 \quad \dots \quad B_7 \quad B_8) \quad (2.3-43)$$

$$B_i = \begin{bmatrix} X_i & 0 & 0 \\ 0 & Y_i & 0 \\ 0 & 0 & Z_i \\ Y_i & X_i & 0 \\ 0 & Z_i & Y_i \\ Z_i & 0 & X_i \end{bmatrix} \quad (2.3-44)$$

$$\begin{Bmatrix} X_i \\ Y_i \\ Z_i \end{Bmatrix} = J^{-1} \begin{Bmatrix} \partial N_i / \partial \xi \\ \partial N_i / \partial \eta \\ \partial N_i / \partial \zeta \end{Bmatrix} \quad (2.3-45)$$

三维 Jacobian 变换矩阵 J 及逆矩阵 J^{-1} 分别为

$$J = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial z}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} & \frac{\partial z}{\partial \eta} \\ \frac{\partial x}{\partial \zeta} & \frac{\partial y}{\partial \zeta} & \frac{\partial z}{\partial \zeta} \end{bmatrix} \quad (2.3-46)$$

矩阵 A 定义为

$$A = B^T D B \quad (2.3-50)$$

由体积应变率公式,得

$$\dot{\epsilon}_v = C^T \dot{\epsilon} = C^T B \dot{u}^e$$

其中,矢量 C 定义为

$$C = \begin{cases} (1 \quad 1 \quad 0 \quad 0)^T & (\text{平面变形}) \\ (1 \quad 1 \quad 1 \quad 0)^T & (\text{轴对称}) \\ (1 \quad 1 \quad 1 \quad 0 \quad 0 \quad 0)^T & (\text{三维问题}) \end{cases} \quad (2.3-51)$$

2.1.3 泛函离散化

将变形体 V 分割成在 n 个节点上相连接的 m 个单元,则可以建立上述各泛函的离散形式。设 Π^e 表示单元 e 上的泛函,则总体泛函 Π 为

$$\Pi = \sum_e \Pi^e \quad (2.3-52)$$

(1) 拉格朗日乘子法

将泛函式(2.3-10)用于单元 e , 其体积为 V , 力边界为 S_p , 则单元泛函为

$$\Pi^e = \int_V \bar{\sigma} \bar{\epsilon} dV + \int_V \lambda^e \epsilon_v dV - \int_{S_p} p^T \dot{u} dV \quad (2.3-53)$$

再将 $\bar{\epsilon}$ 、 ϵ_v 和 \dot{u} 的离散公式代入上式, 可得

$$\begin{aligned} \Pi^e = & \int_V \bar{\sigma} [(\dot{u}^e)^T A \dot{u}^e]^{\frac{1}{2}} dV + \int_V \lambda^e C^T B \dot{u}^e dV \\ & - \int_{S_p} p^T N \dot{u}^e dV \end{aligned} \quad (2.3-54)$$

(2) 罚函数法

罚函数法的单元泛函为

$$\begin{aligned} \Pi^e = & \int_V \bar{\sigma} [(\dot{u}^e)^T A \dot{u}^e]^{\frac{1}{2}} dV + \frac{\alpha}{2} \int_V (C^T B \dot{u}^e)^2 dV \\ & - \int_{S_p} p^T N \dot{u}^e dV \end{aligned} \quad (2.3-55)$$

(3) 可压缩特性法

其单元泛函为

$$\begin{aligned} \Pi^e = & \int_V \bar{\sigma} [(\dot{u}^e)^T A \dot{u}^e + \frac{1}{g} (C^T B \dot{u}^e)^2]^{\frac{1}{2}} dV \\ & - \int_{S_p} p^T N \dot{u}^e dV \end{aligned} \quad (2.3-56)$$

2.2 有限元求解公式

2.2.1 拉格朗日乘子法求解公式

将单元泛函 Π^e 集成为总体泛函 Π , 有

$$\Pi = \sum_e \Pi^e(\dot{u}^e, \lambda^e) = \Pi(\dot{u}, \lambda) \quad (2.3-57)$$

式中 \dot{u} 和 λ 分别为总体节点速度向量和拉格朗日乘子向量, 定义为

$$\begin{aligned} \dot{u} = & (\dot{u}_1 \ \dot{u}_2 \ \dot{u}_3 \ \dots \ \dot{u}_{k-1} \ \dot{u}_k)^T \\ \lambda = & (\lambda^1, \lambda^2, \dots, \lambda^m)^T \end{aligned} \quad (2.3-58)$$

式中, k 等于总节点数 n 与问题维数之积。

经过上述的离散化处理, 泛函已变为节点速度 \dot{u} 和拉格朗日乘子 λ 的函数, 其驻值条件为

$$\begin{aligned} \delta \Pi = & \sum_e \left[(\delta \dot{u}^e)^T \frac{\partial \Pi^e}{\partial \dot{u}^e} + \delta \lambda^e \frac{\partial \Pi^e}{\partial \lambda^e} \right] \\ = & (\delta \dot{u})^T \frac{\partial \Pi}{\partial \dot{u}} + (\delta \lambda)^T \frac{\partial \Pi}{\partial \lambda} = 0 \end{aligned} \quad (2.3-59)$$

由于 $\delta \dot{u}$ 和 $\delta \lambda$ 的任意性, 显然上式成立的条件是

$$\begin{cases} \frac{\partial \Pi}{\partial \dot{u}} = \sum_e \frac{\partial \Pi^e}{\partial \dot{u}^e} = 0 \\ \frac{\partial \Pi}{\partial \lambda} = \sum_e \frac{\partial \Pi^e}{\partial \lambda^e} = 0 \end{cases} \quad (2.3-60)$$

这样, 问题就归结为单元泛函对本单元的场变量求导, 并按式(2.3-60)集成后得到总体刚度方程, 即离散形式的平衡方程如下

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} \frac{\partial \Pi}{\partial \dot{u}} \\ \frac{\partial \Pi}{\partial \lambda} \end{Bmatrix} = & \begin{bmatrix} \sum_e \int_V \frac{\bar{\sigma}}{\epsilon} A dV & \sum_e Q \\ \sum_e Q^T & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{u} \\ \lambda \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \sum_e P \\ 0 \end{Bmatrix} \\ = & \begin{Bmatrix} 0 \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (2.3-61)$$

其中, 矢量 P 若外力为非摩擦力可以用下式表示

$$P = \int_{S_p} N^T p dS \quad (2.3-62)$$

$$Q = \int_V B^T C dV$$

式(2.3-61)是一个关于节点速度矢量 \dot{u} 和拉格朗日乘子矢量 λ 的非线性方程组, 即系数矩阵与节点速度相关, 所以方程不能直接求解。实际上, 塑性变形的本质决定了任何一种塑性有限元方程都是非线性的, 必须线性化处理, 用迭代法求解。

通常采用 Newton-Raphson 法线性化后代迭代求解, 其要点是: 假定泛函在求解区域内连续, 并存在对节点速度的各阶导数, 若 \dot{u}_{n-1} 为第 $n-1$ 次迭代的近似解, 则将泛函得一阶偏导数在 \dot{u}_{n-1} 的邻域展成泰勒级数, 并仅取线性项, 从而得到以 $\Delta \dot{u}_n$ 为未知数的线性方程组, 其迭代递推公式如下

$$\begin{cases} \left[\frac{\partial^2 \Pi}{\partial \dot{u} \partial \dot{u}^T} \right]_{n-1} \cdot \Delta \dot{u}_n = - \left\{ \frac{\partial \Pi}{\partial \dot{u}} \right\}_{n-1} \\ \left[\frac{\partial^2 \Pi}{\partial \lambda \partial \dot{u}^T} \right]_{n-1} \cdot \Delta \dot{u}_n = - \left\{ \frac{\partial \Pi}{\partial \lambda} \right\}_{n-1} \end{cases} \quad (2.3-63)$$

或

$$\begin{cases} \left[\sum_e \frac{\partial^2 \Pi^e}{\partial \dot{u}^e \partial (\dot{u}^e)^T} \right]_{n-1} \cdot \sum_e \Delta \dot{u}_n^e = - \left\{ \sum_e \frac{\partial \Pi^e}{\partial \dot{u}^e} \right\}_{n-1} \\ \left[\sum_e \frac{\partial^2 \Pi^e}{\partial \lambda^e \partial (\dot{u}^e)^T} \right]_{n-1} \cdot \sum_e \Delta \dot{u}_n^e = - \left\{ \sum_e \frac{\partial \Pi^e}{\partial \lambda^e} \right\}_{n-1} \end{cases}$$

$$\dot{u}_n = \dot{u}_{n-1} + \beta \Delta \dot{u}_n$$

式中, n 表示迭代次数, β 称为减速系数或阻尼因子, $0 < \beta \leq 1$ 。 β 的作用在于提高 Newton 迭代法的收敛性, 但会降低其收敛速度, 亦即增加迭代次数。若同时兼顾迭代求解的收敛及其速度, 通常迭代初期 β 值应小些, 随着求解过程的进行 β 值逐渐增大直至收敛为止。

$$\begin{bmatrix} \sum_r \bar{\sigma} K_1 & \sum_r Q \\ \sum_r Q^T & 0 \end{bmatrix}_{n-1} \begin{Bmatrix} \Delta \dot{u} \\ \lambda \end{Bmatrix}_n = \begin{Bmatrix} \sum_r (P - \bar{\sigma} H_1) \\ \sum_r Q \dot{u}^r \end{Bmatrix}_{n-1} \quad (2.3-64)$$

式中

$$\begin{aligned} K_1 &= \int_V \frac{1}{\epsilon} \left[A - \frac{1}{\epsilon^2} b b^T \right] dV \\ H_1 &= \int_V \frac{1}{\epsilon} b dV \\ b &= A \dot{u}^r \end{aligned}$$

应当注意, Lagrange 法迭代公式 (2.3-63) 说明, 泛函一阶变分方程仅是 \dot{u} 的非线性方程组, 它关于 λ 是线性的, 因此迭代时 \dot{u} 进行逐步修正计算, 而 λ 则伴随求解。

2.2.2 罚函数法和可压缩特性法

罚函数法和可压缩特性法中泛函均只是节点速度 \dot{u} 的函数, 采用上述同样的方法可以推导出它们的有限元公式。

(1) 罚函数法

$$\begin{aligned} & \left[\sum_r (\bar{\sigma} K_1 + \alpha M) \right]_{n-1} \Delta \dot{u}_n \\ &= \left\{ \sum_r (P - \bar{\sigma} H_1 - \alpha H_2) \right\}_{n-1} \end{aligned} \quad (2.3-65)$$

式中

$$\begin{aligned} M &= \int_V B^T C (B^T C)^T dV \\ H_2 &= \int_V B^T C (B^T C)^T \dot{u}^r dV \end{aligned}$$

K_1 、 P 、 H_1 与拉格朗日乘子法相同, 而 M 和 H_2 都是与体积变化有关的量, 计算时应采用简化积分法。

(2) 可压缩特性法

$$\left[\sum_r (\bar{\sigma} K_2) \right]_{n-1} \Delta \dot{u}_n = \left\{ \sum_r (P - \bar{\sigma} H_3) \right\}_{n-1} \quad (2.3-66)$$

式中

$$\begin{aligned} K_2 &= \int_V \frac{1}{\epsilon} \left(A + \frac{1}{g} B^T C (B^T C)^T - \frac{w^T w}{\epsilon^2} \right) dV \\ H_3 &= \int_V \frac{1}{\epsilon} w dV \\ w &= \left(A + \frac{1}{g} B^T C (B^T C)^T \right) \dot{u}^r \end{aligned}$$

2.3 刚塑性有限元模拟分析步骤

前面给出了基于变分原理的刚塑性有限元求解公式, 其求解对象只是金属塑性成形过程中的任一瞬时状态。在金属塑性成形过程中, 相对坐标空间而言, 变形制件塑性区的大小和形状及其内部场变量 (如速度场、应力场、应变场和温度场等) 一般都随变形过程的进行或随时间的变化而变化。此外, 金属材料性能、制件与模具的接触表面及模具运动速度等影响变形的主要因素也在同时改变。因而, 通常把这种变化机制称为非稳态变形, 大部分塑性成形工艺都具有这种变形特征, 尤其在锻造、冲压等工艺中更为显著。

为了实现对整个金属塑性成形过程的模拟, 下面主要针对非稳态变形过程的增量变形 (加载) 分析方法及其计算步骤进行分析和讨论。

2.3.1 增量变形分析方法

增量变形分析方法的要点如下:

① 首先把整个塑性成形过程分为若干个增量变形或加载区间, 并且假定每个增量区间的变形为稳态变形, 即在任一增量变形区间内, 认为变形制件的速度场、应变率场、材料性能以及边界条件等都保持不变。简言之, 就是把非稳态变形过程近似看作若干个稳态变形阶段之和。

② 设第 m 步增量变形区间表示为 $[t_{m-1}, t_m]$, 其增量步长 $\Delta t_m = t_m - t_{m-1}$ 。采用牛顿-拉夫森法迭代解出该区间收敛的速度场后, 利用几何方程求得应变率场, 再由塑性本构关系得到应力场, 并同时更新变形制件构形 (节点坐标)、变形分布 (应变场)、材料性能和边界条件等, 为下一步增量计算准备。

③ 对于任一增量变形区间的求解, 都以上一增量步计算更新的制件构形做为参考构形, 并以更新的变形分布、材料性能和边界条件等作为计算条件。因而, 该增量变形区间的计算结果就是变形过程进行到该区间终了时的总结果。由此而得到变形过程各个阶段及最终的模拟结果。

由上述分析可知,增量法采用数学上以增量近似代替微分的方法,它实质上就是把非稳态的连续变形过程离散成若干个稳态变形阶段之和。因此,增量步长不能取得太大,否则会大大降低计算精度。下面就增量法具体实施时的几个主要问题进行分析。

(1) 增量步长的确定

若以时间 Δt 表示增量步长,它主要取决于以下几方面因素。①制件自由表面节点与模具接触的最短时间 Δt_d ; ②应变增量与位移增量满足线性几何关系(小变形条件)所限定的时间步长 Δt_e ; ③满足所需计算精度的允许最大时间步长 Δt_l 。 Δt_d 可以通过检验所有自由节点接触模具的时间,并从中取得最小值来确定。 Δt_e 能够根据应变率计算结果和小变形条件来判定。而 Δt_l 很难用一个参数做定量检查,其原因在于计算精度不仅与增量步长有关,而且还与有限元网格密度及分布合理与否等其它因素密切相关。文献[1]中通过分析平面变形和轴对称均匀压缩,用制件变形后体积损失率的大小定义计算精度,并且认为增量步长 Δt 对应的相对压下率 $\Delta H/H$ 不应大于1%。

增量步长 Δt 的确定应当兼顾求解精度和效率。若 Δt 太小,虽然计算精度高,由于增量步数大大增加,效率会明显降低。反之若 Δt 太大,计算精度显然要降低,有时还可能会造成迭代计算的步数增加,甚至影响到速度解的收敛,这样计算效率不一定能有效提高。因此, Δt 取偏小值要比过大值适宜。从理论上讲,增量步长 Δt 应当取 Δt_d 、 Δt_e 和 Δt_l 三种限值中的最小者,然而由于它们往往是事后检测的,因此要给出一个理想的方法非常困难。通常是先根据计算经验大约设定一个平均步长 $\Delta \bar{t}$,然后在增量变形计算时,再利用自由节点接触模具时间予以确定。

(2) 制件构形和变形的更新

每步增量变形计算时,收敛的速度场求出后,就可以由几何关系式(2.3-22)计算应变率场。若两者分别用 v 和 $\dot{\epsilon}_m$ 表示,并且假定增量步长 Δt_m 已经确定。则根据稳态变形假设,直接采用增量计算得到各节点位移增量和单元应变增量,即

$$\begin{aligned} \Delta u_m &= \dot{u}_m \cdot \Delta t_m \\ \Delta \epsilon_m &= \dot{\epsilon}_m \cdot \Delta t_m \end{aligned} \quad (2.3-67)$$

那么,变形制件新的构形和应变场可以表示为

$$\begin{aligned} x_m &= x_{m-1} + \Delta u_m \\ \epsilon_m &= \epsilon_{m-1} + \Delta \epsilon_m \end{aligned} \quad (2.3-68)$$

式中 x_m 、 x_{m-1} ——第 m 步的制件更新构形和参考构形(即 $m-1$ 步结果);
 ϵ_m 、 ϵ_{m-1} ——第 m 步和第 $m-1$ 步的应变场。

新的应变场 ϵ_m 确定后,就可以根据材料的屈服应力公式更新材料性能。增量变形分析的另一内容是对制件边界条件的更新,亦即制件与模具接触边界的更新。详细内容参见本章4.5节。

2.3.2 模拟分析步骤

刚塑性有限元法模拟非稳态变形过程的主要步骤如下:

- 1) 建立有限元模拟初始模型,包括制件网格划分、材料模型、模具型腔几何信息及其运动和边界条件等各方面信息;
- 2) 构造或生成初始速度场;
- 3) 计算各单元刚度矩阵和残余力矢量,并进行斜约束处理;
- 4) 形成整体刚度矩阵和残余力矢量,并引入速度约束条件消除奇异性;
- 5) 解整体刚度方程得到节点速度增量 $\Delta \dot{u}_i$,修正节点速度 \dot{u}_i ,并检查收敛情况,若收敛转入第6步,反之重复第3~第5步;
- 6) 由几何方程和塑性本构关系求出应变率和应力场;
- 7) 确定增量变形时间步长 Δt_m ,并对制件构形、应变场和材料性能进行更新,同时检查制件接触边界并更新之;
- 8) 若预定变形未完成,则重复第3~第7步直到结束。

3 刚黏塑性有限元法

3.1 黏塑性材料的变分原理

刚黏塑性边值问题可以叙述如下:设在准静态变形的某一阶段,变形体的形状、内部温度及材料参数等的瞬时值已确定。设该变形体体积为 V ,表面为 S , S 分为 S_p 和 S_v 两部分,并且 S_p 和 S_v 上分别给定了应力边界条件和位移速度边界条件。此时,变形体处于黏塑性状态。

刚黏塑性边值问题的描述方程和边界条件与刚塑性问题的方程相同, 即式 (2.3-1) ~ (2.3-7)。但是, 黏塑性材料的塑性屈服应力更多地依赖应变速率 $\dot{\bar{\epsilon}}$ 的大小, 其屈服应力可以表示为

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T) \quad (2.3-69)$$

从上式可以看出, 黏塑性材料的屈服应力与刚塑性材料有较大不同, 它更具有普遍性, 而刚塑性材料可看作是刚黏塑性材料的一种特例。

对于刚黏塑性边值问题, 在满足几何方程、体积不可压缩条件及位移速度边界条件的一切容许速度场中, 其真实解使下列泛函

$$\Pi = \int_V E(\dot{\bar{\epsilon}}) dV - \int_{S_p} p_i v_i dS \quad (2.3-70)$$

取驻值。

式中 $E(\dot{\bar{\epsilon}})$ —— 塑性变形功率函数, 它与材料模型公式密切相关。

功函数 $E(\dot{\bar{\epsilon}})$ 可以表示为

$$E(\dot{\bar{\epsilon}}) = \int_0^{\dot{\bar{\epsilon}}} \sigma'_{yy} d\dot{\bar{\epsilon}}_{yy} = \int_0^{\dot{\bar{\epsilon}}} \sigma d\dot{\bar{\epsilon}} \quad (2.3-71)$$

这样, 若刚黏塑性材料模型公式 (2.3-69) 一旦给定, 则可以由上式得到对应的功函数。

上述变分原理与 Markov 变分原理一样, 可以用拉格朗日乘子法、罚函数法和可压缩特性法中的任何一种方法引入体积不可压缩条件, 其修正的泛函分别为:

1) 拉格朗日乘子法

$$\Pi = \int_V E(\dot{\bar{\epsilon}}) dV + \int_V \lambda \dot{\bar{\epsilon}}_v dV - \int_{S_p} p_i v_i dS \quad (2.3-72)$$

2) 罚函数法

$$\Pi = \int_V E(\dot{\bar{\epsilon}}) dV + \frac{\alpha}{2} \int_V \dot{\bar{\epsilon}}_v^2 dV - \int_{S_p} p_i v_i dS \quad (2.3-73)$$

3) 可压缩特性法

$$\Pi = \int_V E(\dot{\bar{\epsilon}}) dV - \int_{S_p} p_i v_i dS \quad (2.3-74)$$

3.2 刚黏塑性有限元公式

3.2.1 拉格朗日乘子法

经离散化后, 单元 e 的泛函为

$$\Pi^e = \int_V E(\dot{\bar{\epsilon}}) dV + \lambda^e \int_V \mathbf{C}^T \mathbf{B} \dot{\mathbf{u}}^e dV - \int_{S_p} \mathbf{p}^T \mathbf{N} \dot{\mathbf{u}}^e dS \quad (2.3-75)$$

式 (2.3-72) 右端第一项中的 $E(\dot{\bar{\epsilon}})$ 与黏塑性材料的屈服应力模型有关, 将上式对 $\dot{\mathbf{u}}^e$ 和 λ^e 求导, 并利用 (2.3-71) 式, 可得单元泛函的一阶、二阶偏导数

$$\begin{aligned} \frac{\partial \Pi^e}{\partial \dot{\mathbf{u}}^e} &= \int_V \frac{\partial E}{\partial \dot{\bar{\epsilon}}} \frac{\partial \dot{\bar{\epsilon}}}{\partial \dot{\mathbf{u}}^e} dV + \lambda^e \int_V \mathbf{B}^T \mathbf{C} dV - \int_{S_p} \mathbf{N}^T \mathbf{p} dS \\ &= \int_V \frac{\bar{\sigma}}{\dot{\bar{\epsilon}}} \mathbf{A} \dot{\mathbf{u}}^e dV + \lambda^e \mathbf{Q} - \mathbf{P} \\ &= \mathbf{H}'_1 + \lambda^e \mathbf{Q} - \mathbf{P} \end{aligned} \quad (a)$$

$$\frac{\partial \Pi^e}{\partial \lambda^e} = \int_V \mathbf{C}^T \mathbf{B} \dot{\mathbf{u}}^e dV = \mathbf{Q} \dot{\mathbf{u}}^e \quad (b)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 \Pi^e}{\partial \dot{\mathbf{u}}^e \partial (\dot{\mathbf{u}}^e)^T} &= \int_V \frac{1}{\dot{\bar{\epsilon}}} \left[\bar{\sigma} \mathbf{A} + \frac{1}{\dot{\bar{\epsilon}}} \left(\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \dot{\bar{\epsilon}}} - \frac{\bar{\sigma}}{\dot{\bar{\epsilon}}} \right) \mathbf{b} \mathbf{b}^T \right] dV \\ &= \mathbf{K}'_1 \end{aligned} \quad (c)$$

$$\frac{\partial^2 \Pi^e}{\partial \lambda^e \partial (\dot{\mathbf{u}}^e)^T} = \mathbf{Q}^T \quad (d)$$

式 (a) 和 (c) 求导时, 应当注意刚黏塑性材料的屈服应力 $\bar{\sigma}$ 是等效应变率 $\dot{\bar{\epsilon}}$ 的函数。事实上, 对于刚塑性材料, 屈服应力 $\bar{\sigma}$ 对等效应变率 $\dot{\bar{\epsilon}}$ 的导数为零, 即 $\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \dot{\bar{\epsilon}}} = 0$ 。而对于刚黏塑性材料, 则应根据所采用的材料模型公式来确定该项导数。

利用上述 (a) ~ (d) 各式, 最后得到经过线性化的总刚度方程, 即

$$\begin{bmatrix} \sum_e \mathbf{K}'_1 & \sum_e \mathbf{Q} \\ \sum_e \mathbf{Q}^T & \mathbf{0} \end{bmatrix}_{n-1} \begin{Bmatrix} \Delta \dot{\mathbf{u}} \\ \lambda \end{Bmatrix}_n = \begin{Bmatrix} \sum_e (\mathbf{P} - \mathbf{H}'_1) \\ \sum_e \mathbf{Q}^T \dot{\mathbf{u}} \end{Bmatrix}_{n-1} \quad (2.3-76)$$

式中

$$\mathbf{K}'_1 = \int_V \frac{1}{\dot{\bar{\epsilon}}} \left[\bar{\sigma} \mathbf{A} + \frac{1}{\dot{\bar{\epsilon}}} \left(\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \dot{\bar{\epsilon}}} - \frac{\bar{\sigma}}{\dot{\bar{\epsilon}}} \right) \mathbf{b} \mathbf{b}^T \right] dV$$

$$\mathbf{H}'_1 = \int_V \frac{\bar{\sigma}}{\dot{\bar{\epsilon}}} \mathbf{b} dV$$

3.2.2 罚函数法和可压缩特性法

罚函数法和可压缩特性法中泛函均只是节点速度 $\dot{\mathbf{u}}$ 的函数, 采用上述同样的方法可以推导出它们的有限元公式。

(1) 罚函数法

$$\left[\sum_e (K'_1 + \alpha M) \right]_{n-1} \Delta \dot{u}_n = \left[\sum_e (P - H'_1 - \alpha H_2) \right]_{n-1} \quad (2.3-77)$$

式中, K'_1 、 P 、 H'_1 与式 (2.3-76) 相同, 而 M 和 H_2 与式 (2.3-65) 中相同。

(2) 可压缩特性法

$$\left[\sum_e (K'_2) \right]_{n-1} \Delta \dot{u}_n = \left[\sum_e (P - H'_3) \right]_{n-1} \quad (2.3-78)$$

式中

$$K'_2 = \int_V \frac{1}{\dot{\epsilon}} \left(\bar{\sigma} + \frac{1}{g} B^T C (B^T C)^T + \left(\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \dot{\epsilon}} - \frac{\bar{\sigma}}{\dot{\epsilon}^2} \right) w^T w \right) dV$$

$$H'_3 = \int_V \frac{\bar{\sigma}}{\dot{\epsilon}} w dV$$

向量 w 与式 (2.3-66) 中相同。

4 计算中的几个问题

前面, 已经分析了刚(黏)塑性有限元的各种处理方法, 并给出了相应的计算公式, 据此可以进行编程计算。但在计算前和计算过程中还需对以下问题进行处理。

4.1 刚性区的处理

刚(黏)塑性有限元建立于刚(黏)塑性变分原理之上, 而刚(黏)塑性变分原理只适用于塑性变形区。因为, 在刚性区内应变速率接近零或等于零, 在计算过程中会引起泛函变分的奇异, 造成计算结果的溢出, 因此有必要区分塑性区与刚性区。但在计算开始时, 很难准确地确定塑性变形区与刚性区的交界面。为了解决这个问题, 常采取以下简化的处理办法。

首先, 将塑性区域假定为一个较大的范围, 取得计算结果后, 引入等效应变速率截断值 $\dot{\epsilon}_0$, 当某单元的等效应变速率满足 $\dot{\epsilon} \geq \dot{\epsilon}_0$ 时为塑性区, 否则为刚性区。对于刚性区单元取 $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_0$, 并认为该区域的应力与应变关系呈线性, 即

$$\sigma'_{ij} = \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}}{\dot{\epsilon}_0} \dot{\epsilon}'_{ij} \quad (2.3-79)$$

相应地, 泛函有如下形式

$$\Pi = \begin{cases} \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV - \int_{S_p} p_i v_i dS & \dot{\epsilon} \geq \dot{\epsilon}_0 \\ \int_V \frac{1}{2} \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV - \int_{S_p} p_i v_i dS & \dot{\epsilon} < \dot{\epsilon}_0 \end{cases} \quad (2.3-80)$$

等效应变速率截断值 $\dot{\epsilon}_0$ 的大小对有限元计算结果的精度和计算过程的收敛性都有一定的影响。 $\dot{\epsilon}_0$ 过小时, 相当于放松了约束条件, 使收敛性变差; $\dot{\epsilon}_0$ 过大时, 使计算结果的精度降低。因此, 确定 $\dot{\epsilon}_0$ 的大小时, 应遵循在保证收敛的前提下, 尽量提高计算精度的原则。

4.2 初始速度场的生成

前已述及, 用牛顿-拉夫森迭代法求解非线性有限元方程组时, 需要设定一个初始速度场作为迭代的初始点, 并从该初始点开始进行反复迭代直至收敛于真实解。尽管牛顿-拉夫森迭代法收敛速度很快, 但是前提条件是初始速度场要接近于真实解, 反之可能导致求解不收敛, 就意味着求解过程的失败。因此, 可以看出初始速度场确定的重要性。应当指出, 初始速度场并不要十分精确, 但必需满足边界条件, 并且基本符合此时材料变形的流动规律。

下面将介绍两种较为通用的方法。

4.2.1 近似泛函法

近似泛函法生成初始速度场的具体思路是: 从广义变分原理的几种泛函出发, 构造一个与之近似的泛函 G , 由其驻值条件得到的有限元方程是一个线性方程组, 然后解此方程组求出满足边界条件的速度场, 作为初始速度场。

(1) 近似泛函

近似泛函 G 可以采用以下三种形式。

拉格朗日乘子法:

$$G_1 = \sqrt{\int_V (\bar{\sigma} \dot{\epsilon})^2 dV + \int_V \lambda \dot{\epsilon}_v dV \pm \int_{S_p} (p_i v_i)^2 dS} \quad (2.3-81)$$

罚函数法:

$$G_2 = \sqrt{\int_V (\bar{\sigma} \dot{\epsilon})^2 dV + \int_V \frac{a}{2} (\dot{\epsilon}_v)^2 dV \pm \int_{S_p} (p_i v_i)^2 dS} \quad (2.3-82)$$

可压缩特性法:

$$G_3 = \sqrt{\int_V (\dot{\sigma}\dot{\epsilon})^2 dV \pm \int_{S_p} (p_i v_i)^2 dS} \quad (2.3-83)$$

以上三式中，正负号的取法是，当 $p_i v_i$ 为正时，前面取“-”号；反之取“+”号。

(2) 有限元公式

上述泛函离散化后，取一阶变分为零，可得到各自的初始速度场有限元公式如下。

拉格朗日乘子法：

$$\begin{bmatrix} \sum_c (\dot{\sigma}^2 K_1 + K_2) & \sum_c \bar{Q} \\ \sum_c Q^T & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{u} \\ \lambda \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2.3-84)$$

罚函数法：

$$\left[\sum_c (\dot{\sigma}^2 K_1 + K_2 + \alpha K_3) \right] \dot{u} = \{0\} \quad (2.3-85)$$

可压缩特性法：

$$\left[\sum_c \left(\dot{\sigma}^2 \left(K_1 + \frac{2}{g} K_3 \right) + K_2 \right) \right] \dot{u} = \{0\} \quad (2.3-86)$$

式中 $K_1 = \int_V 2A dV$
 $K_2 = \pm \int_{S_p} 2N^T P (N^T P)^T dS$
 $K_3 = \int_V B^T C (B^T C)^T dV$

而 A 、 Q 、 N 、 B 和 C 与前述第3节相同。

可以看出，它们都是关于节点速度 \dot{u} 的线性方程组，能够直接一次求解。由此求解的运动容许速度场是对真实解的第一次逼近。

4.2.2 线性本构关系法

线性本构关系法实际上也是一种近似泛函法。与上述各种近似泛函的不同之处在于，它是基于塑性本构关系的近似线性化假设构造泛函。这种近似泛函得到有限元方程必然是一个线性方程组，将其解答用作初始速度场。

若把刚(黏)塑性材料假设为线黏性材料，其本构关系为

$$\sigma'_{ij} = 2\mu \dot{\epsilon}_{ij} \quad (2.3-87)$$

式中 μ —— 材料的黏性系数，并且 μ 与 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 无关。

由上式可以构造出本章第1节中各泛函公式

对应的近似泛函如下。

拉格朗日乘子法：

$$\Pi = \int_V 3\mu \dot{\epsilon}^2 dV + \int_V \lambda \dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_p} p_i v_i dS \quad (2.3-88)$$

罚函数法：

$$\Pi = \int_V 3\mu \dot{\epsilon}^2 dV + \frac{\alpha}{2} \int_V \dot{\epsilon}_v^2 dV - \int_{S_p} p_i v_i dS \quad (2.3-89)$$

可压缩特性法：

$$\Pi = \int_V 3\mu \dot{\epsilon}^2 dV - \int_{S_p} p_i v_i dS \quad (2.3-90)$$

该泛函离散后的一阶偏微分为一线性方程组，可以一次求解得出初始速度场。

(1) 有限元公式

拉格朗日乘子法：

$$\begin{bmatrix} \sum_c 3\mu K_1 & \sum_c Q \\ \sum_c Q^T & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{u} \\ \lambda \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \sum_c P \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2.3-91)$$

罚函数法：

$$\left[\sum_c (3\mu K_1 + \alpha K_3) \right] \dot{u} = \left\{ \sum_c P \right\} \quad (2.3-92)$$

可压缩特性法：

$$\left[\sum_c \left(3\mu K_1 + \frac{2}{g} K_3 \right) \right] \dot{u} = \left\{ \sum_c P \right\} \quad (2.3-93)$$

以上各式有限元方程是关于节点速度向量的线性方程组，可以直接解得满足速度边界条件、体积不可压缩条件以及线黏性材料假定的速度场，完全可以作为牛顿-拉夫森迭代求解的初始速度场。

(2) 求解方法及步骤

求解以上关于节点速度 v 的线性方程组时，需要预先给定材料黏性系数 μ 的值。将线性本构关系式 (2.3-87) 与刚黏塑性本构关系相比较，可以得到

$$\mu = \frac{\dot{\sigma}}{3\dot{\epsilon}} \quad (2.3-94)$$

因此，确定黏性系数 μ 就相当于设定一个等效应变率场。

$\dot{\epsilon}$ 值的设定对于式 (2.3-91) ~ (2.3-93) 各

线性方程组的速度场求解有一定的影响,一般取 $\dot{\epsilon}$ 为 10^{-2} 左右,即相当于 $\mu = 50 \sim 100\sigma_s$ 。为了使解出的初始速度场更接近于真实解,通常采用迭代方法进行多次逼近。这种迭代不同于牛顿-拉夫森迭代,其基本步骤为:先由给定的 $\dot{\epsilon}$ (或 μ)值求解线性方程组,得到第一次初始速度场解,并且该速度场求出等效应变率场,然后再将这个新的 $\dot{\epsilon}$ 返回原线性方程组进行初始速度场的第二次求解,如此反复直到相邻两次迭代的 $\dot{\epsilon}$ (或 μ)的相对误差很小为止,此时初始速度场求解完毕。S. Kobayashi将上述方法称为直接迭代法,该方法实际上就是直接或割线刚度法,往往前几步迭代的收敛趋势较快,随后趋于缓慢。所以,建议迭代3~5步后所得到的速度场,即可作为初始速度场。

4.3 迭代收敛判据

在刚(黏)塑性有限元求解过程中,还必须给出一个收敛标准,作为非线性方程组迭代收敛的判据。常用的收敛判据有以下几种。

(1) 速度收敛判据

以节点速度修正量的相对范数比作为收敛判据:

$$\frac{\|\Delta \dot{u}_n\|}{\|\dot{u}_n\|} \leq \delta_1 \quad (2.3-95)$$

式中 δ_1 —— 很小的正数,一般取 $10^{-4} \sim 10^{-6}$;

$\|\Delta \dot{u}_n\|$ —— 第 n 次迭代的节点速度修正量范数;

$\|\dot{u}_n\|$ —— 第 n 次迭代的节点速度范数。

$$\text{并有 } \|\Delta \dot{u}_n\| = \sqrt{(\Delta \dot{u}_n)^T \Delta \dot{u}_n} \quad (2.3-96)$$

$$\|\dot{u}_n\| = \sqrt{(\dot{u}_n)^T \dot{u}_n}$$

当所求的节点速度增量范数与节点的速度范数比满足式(2.3-95)时,即认为迭代收敛。这时获得收敛速度场就是真实的速度场。

(2) 平衡收敛判据

以节点力不平衡量的相对范数作为收敛判据:

$$\frac{\|R_n\|}{\|P_n\|} \leq \delta_2 \quad (2.3-97)$$

式中 δ_2 —— 很小的正数,一般取 $10^{-3} \sim 10^{-4}$;

$\|R_n\|$ —— 节点力不平衡量的范数, R_n 是计算出的节点力列向量与外加的节点载荷列向量的差;

P_n —— 外加的节点载荷列向量。

随着迭代次数的增加,速度场趋近于真实解,由它计算出来的节点力应与给定的节点载荷相等,即节点力与节点载荷相互平衡,所以当节点力不平衡量的相对范数满足式(2.3-97)时,就认为迭代收敛。

(3) 能量收敛判据

以能量泛函的一阶变分值作为收敛判据(以拉格朗日乘子法为例):

$$\sqrt{\sum_i \left[\left(\frac{\partial \Pi^c}{\partial \dot{u}^e} \right)^2 + \left(\frac{\partial \Pi^c}{\partial \lambda^e} \right)^2 \right]} \leq \delta_3 \quad (2.3-98)$$

式中 δ_3 —— 很小的正数,一般取 10^{-4} 以下。

真实的速度场使能量泛函的一阶变分为零。所以,在迭代过程中,泛函的一阶变分值变得越来越小,当满足式(2.3-98)时,就认为速度场趋近于真实解。

4.4 摩擦边界条件

制件变形时在与模具接触面上受到的摩擦力作用,对金属材料流动模式、制件几何尺寸、内部缺陷、模具受力状态以及总载荷和总能量都有很大的影响作用。然而,塑性加工中的摩擦是在高压、高温条件下发生的,并且随着制件的塑性变形而变化,所以其机制十分复杂,影响因素也很多,如接触面上的润滑条件、模具表面状态、变形温度以及材料化学成分及性能等等。如何正确地处理摩擦边界条件,选择合理的摩擦模型将直接影响到有限元计算结果的准确性。

4.4.1 摩擦力计算模型

为了便于分析计算,通常采用两种简化的摩擦力计算模型,即库仑模型和剪切模型。

(1) 库仑摩擦模型

假设摩擦系数 μ 为一个常数,摩擦应力 τ_t 与摩擦表面上的正压力 p 成正比,即

$$\tau_t = \mu p \quad (2.3-99)$$

对于接触压力不太高的情况下,库仑摩擦模型是正确的。但是,在金属塑性成形特别是体积成形时,接触压力可能相当高,例如挤压时的接触压力可以高出屈服应力 $\bar{\sigma}$ 十倍以上,这时使用库

库仑摩擦模型算得的摩擦力会高过剪切屈服强度 k ($k = \bar{\sigma}/\sqrt{3}$), 显然是不正确的。因此, 库仑摩擦模型所求出的摩擦应力应小于或等于剪切屈服强度。

(2) 剪切摩擦模型

该模型亦叫做塑性摩擦模型, 它表示为

$$\tau_f = mk = m\sigma/\sqrt{3} \quad (2.3-100)$$

式中 m ——摩擦因子, 取值 $0 \leq m \leq 1_c$

上式表示, 在 m 给定的条件下, 摩擦力 τ_f 与接触压力 p 无关, 仅与材料的剪切屈服强度 k 有关。该模型适用于体积成形问题。

以上两种摩擦力计算模型仅能给定摩擦力 τ_f 的数值大小, 但其作用方向尚不能确定, 因此有限元计算时还难以直接使用。从摩擦产生的机制来看, 摩擦力 τ_f 的方向应该与接触面上制件和模具的相对滑动速度方向相反, 这样摩擦力的完全描述可以表示为

$$\tau_f = - \begin{cases} \mu p \frac{v_r}{|v_r|} \\ mk \frac{v_r}{|v_r|} \end{cases} \quad (2.3-101)$$

式中, 负号表示摩擦力 τ_f 与相对滑动速度 v_r 方向相反。由式 (2.3-101) 可知, 若 $|v_r| = 0$, 则 τ_f 计算出现奇异。实际上, 这种情况在塑性加工中称为中性点, 它存在于许多工艺之中。由于事先并不知道中性点的位置, 所以摩擦模型还需要进一步修正, 以达到根据接触面上的相对滑动自动选择摩擦力的方向, 并且要求其计算收敛性好。

一种修正方法是用反正切函数描述摩擦力, 即反正切摩擦模型, 表示为

$$\tau_f = - \tau \left\{ \frac{2}{\pi} \arctan \left(\frac{|v_r|}{\dot{u}_0} \right) \right\} \frac{v_r}{|v_r|} \quad (2.3-102)$$

式中 \dot{u}_0 ——常数, 可取 $u_0 = 10^{-3} \sim 10^{-5}$;

τ ——按下式确定

$$\tau = \begin{cases} \mu p & (\text{库仑摩擦}) \\ mk & (\text{剪切摩擦}) \end{cases}$$

当 $\tau = mk$ 时, 反正切摩擦模型可以用图 2.3-2 表示。可见, 在中性点 ($|v_r| = 0$) 处, 摩擦力能平滑地从 $+mk$ 过渡到 $-mk$ 。

另一种方法是用指数函数摩擦力

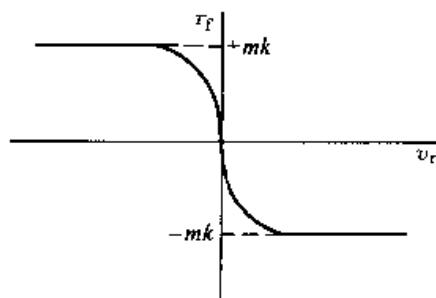


图 2.3-2 反正切摩擦模型

$$\tau_f = - \tau \left[1 - \exp \left(- \frac{|v_r|}{\dot{u}_0} \right) \right] \frac{v_r}{|v_r|} \quad (2.3-103)$$

上式和式 (2.3-102) 的基本性质相同, 在相对速度趋于零时, 摩擦力趋于零。但是当相对速度升高时 (即离开中性点), 指数函数能使摩擦力更快地达到满值 τ , 这是它的优点。

以上两种描述的差别如图 2.3-3 所示。假如取常数 $\dot{u}_0 = 0.2$, 若相对速度 $|v_r| = 0.2$, 则指数描述能够施加满值的 63.2% 的摩擦力, 而反正切描述仅可施加 50%。若相对速度 $|v_r| = 1$, 指数函数可产生满值的 99.3% 的摩擦力, 已接近于满值, 而反正切函数仅可产生 87.4%。

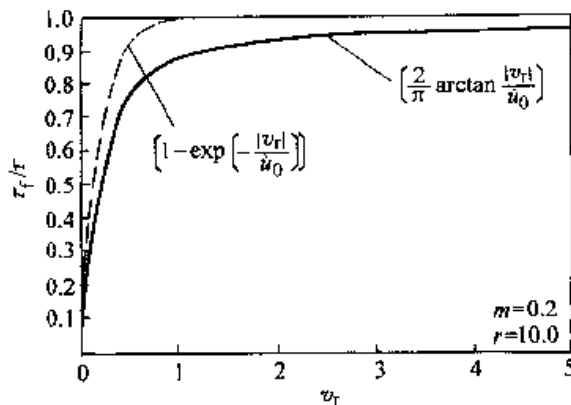


图 2.3-3 两种摩擦模型比较

4.4.2 摩擦功泛函及有限元公式

(1) 摩擦功泛函

摩擦力是作为表面力引入泛函的。由式 (2.3-102) 和式 (2.3-103) 可知, 摩擦力是相对滑动速度的函数, 所以摩擦功计算与一般的表面外力功在形式上有所不同。若采用反正切描述, 接触边界为 S_f , 摩擦功可以表示为

$$\Pi_f = - \int_{S_f} \left[\int_0^{v_r} \frac{2}{\pi} mk \arctan \left(\frac{v_r}{\dot{u}_0} \right) dv_r \right] dS \quad (2.3-104)$$

式中的负号表明摩擦力和相对滑动速度方向相反。因为摩擦功增加了系统的内能，所以系统的能量泛函表示成

$$\Pi = \int_V \bar{\sigma} \bar{\epsilon} dV - \int_{S_p} p \bar{u}_i dS + \int_{S_f} \left[\int_0^{\dot{u}_r} \frac{2}{\pi} mk \arctan \left(\frac{\dot{u}_r}{u_0} \right) d\dot{u}_r \right] dS \quad (2.3-105)$$

这样，本章前几节中的有限元公式就必须增加摩擦功的贡献。

(2) 摩擦功率的有限元公式

1) 二维问题 对于边界接触单元 e 的一条接触边界，其任一点的切向相对速度 v_r 可由节点的相应值表示

$$v_r = \sum_{i=1}^2 N_i \dot{u}_{ri} = \mathbf{N}^T \dot{\mathbf{u}}_r^e \quad (2.3-106)$$

其中， $\dot{\mathbf{u}}_r^e$ 和 $\dot{\mathbf{u}}_s^e$ 分别为接触边界上的节点相对速度向量和切向速度矢量， \mathbf{N} 为形函数矢量，分别为

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{u}}_r^e &= (\dot{u}_r^1 \quad \dot{u}_r^2)^T \\ \dot{\mathbf{u}}_s^e &= (\dot{u}_s^1 \quad \dot{u}_s^2)^T \\ \dot{u}_r^i &= \dot{u}_s^i - s^T \dot{\mathbf{u}}_d \\ \mathbf{N} &= (N_1 \quad N_2)^T \end{aligned}$$

式中 $\dot{\mathbf{u}}_d$ —— 模具运动速度矢量， $\dot{\mathbf{u}}_d = (\dot{u}_{dx} \quad \dot{u}_{dy})^T$ ；

s —— 该条接触边界的切向单位矢量，

$$s = (s_x \quad s_y)^T$$

$$N_i = \frac{1}{2} (1 + \xi_i \xi) \quad (i=1,2)$$

则经过上述离散化后，可得到摩擦功率对单元刚度矩阵和列矢量的贡献，即摩擦功对节点切向速度的一阶和二阶偏导数为

$$\frac{\partial \Pi_f^e}{\partial \dot{\mathbf{u}}_s^e} = \int_{S_f} \frac{2}{\pi} mk \arctan \left(\frac{v_r}{u_0} \right) \mathbf{N} dS \quad (2.3-107)$$

$$\frac{\partial^2 \Pi_f^e}{\partial \dot{\mathbf{u}}_s^e (\partial \dot{\mathbf{u}}_s^e)^T} \int_{S_f} \frac{2}{\pi} mk \frac{u_0^2}{u_0^2 + v_r^2} \mathbf{N} \mathbf{N}^T dS \quad (2.3-108)$$

若接触单元 e 有一条以上的接触边界，则对于每一条边界都需进行上述计算。

2) 三维问题 对于三维接触单元 e 上的任一接触表面，其切向相对速度可由节点的对应量插值表示为

$$v_r = \mathbf{N} \dot{\mathbf{u}}_r^e \quad (2.3-109)$$

而

$$\begin{aligned} \mathbf{v}_r &= (v_{rx} \quad v_{ry})^T \\ \dot{\mathbf{u}}_r^e &= (\dot{u}_{rx}^1 \quad \dot{u}_{ry}^1 \quad \cdots \quad \dot{u}_{rx}^4 \quad \dot{u}_{ry}^4)^T \\ \dot{\mathbf{u}}_s^e &= (\dot{u}_s^1 \quad \dot{u}_s^1 \quad \cdots \quad \dot{u}_s^4 \quad \dot{u}_s^4)^T \\ \dot{u}_{rx}^i &= \dot{u}_s^i - s_x^T \dot{\mathbf{u}}_d \\ \dot{u}_{ry}^i &= \dot{u}_s^i - t^T \dot{\mathbf{u}}_d \end{aligned}$$

$$\mathbf{N} = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & N_2 & 0 & N_3 & 0 & N_4 & 0 \\ 0 & N_1 & 0 & N_2 & 0 & N_3 & 0 & N_4 \end{bmatrix}$$

式中 $\dot{\mathbf{u}}_d$ —— 模具运动速度矢量， $\dot{\mathbf{u}}_d = (\dot{u}_{dx} \quad \dot{u}_{dy} \quad \dot{u}_{dz})^T$ ；

s —— 该接触面的第一切向单位矢量，

$$s = (s_x \quad s_y \quad s_z)^T$$

t —— 该接触面的第二切向单位矢量，

$$t = (t_x \quad t_y \quad t_z)^T$$

$$N_i = \frac{1}{4} (1 + \xi_i \xi) (1 + \eta_i \eta) \quad (i=1,2,3,4)$$

所以，单元 e 接触面上任一点的总切向相对速度为

$$\dot{w} = \sqrt{\mathbf{v}_r^T \mathbf{v}_r} = \sqrt{(\dot{\mathbf{u}}_r^e)^T \mathbf{N}^T \mathbf{N} \dot{\mathbf{u}}_s^e} \quad (2.3-110)$$

则摩擦功泛函的一阶和二阶导数分别为

$$\frac{\partial \Pi_f^e}{\partial \dot{\mathbf{u}}_s^e} = \int_{S_f} \frac{2}{\pi} mk \arctan \left(\frac{\dot{w}}{u_0} \right) \frac{1}{\dot{w}} \mathbf{g} dS \quad (2.3-111)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 \Pi_f^e}{\partial \dot{\mathbf{u}}_s^e (\partial \dot{\mathbf{u}}_s^e)^T} &= \int_{S_f} \frac{2}{\pi} mk \frac{1}{\dot{w}} \left[\arctan \left(\frac{\dot{w}}{u_0} \right) \mathbf{H} + \frac{1}{\dot{w}} \right. \\ &\quad \left. \left(\frac{u_0}{u_0^2 + \dot{w}^2} \cdot \arctan \left(\frac{\dot{w}}{u_0} \right) \frac{1}{\dot{w}} \right)^T \mathbf{g} \mathbf{g}^T \right] dS \end{aligned} \quad (2.3-112)$$

式中

$$\mathbf{H} = \mathbf{N}^T \mathbf{N}$$

$$\mathbf{g} = \mathbf{H} \dot{\mathbf{u}}_s^e$$

4.5 动态接触边界条件的处理

金属塑性成形过程伴随着变形制件与模具接触的动态变化过程。在变形的任一瞬时，制件外表面总是可以分为自由表面和接触表面两部分，随着变形过程的进行，由于与模具的相对运动，自由表面上的质点会与模具表面接触，而接触表面也有可能脱离模具表面。对于自由表面，其边界条件十分简单，即为给定载荷为零的特殊力

面；而接触表面上是给定了外力或位移速度的混合边界条件，即切向分力（摩擦力）和法向分速度给定。动态接触边界条件的处理，主要是对接触问题的几何机制——触模与脱模和速度约束的处理。

4.5.1 自由节点触模判断

设第 m 步增量变形区间为 $[t_{m-1}, t_m]$ ，采用牛顿-拉夫森法解出该区间收敛的速度场后，各自由节点就以该速度场给定的速度在空间运动，它们与模具是否接触是由本身与模具的相对运动性质所决定的，而接触条件可以归结为任一自由节点与模具接触时间的确定。

设 P_i 和 \dot{u}_i 分别表示任一自由节点在 t_{m-1} 时刻在空间的位置和速度矢量， Γ 和 Γ' 表示模具型腔曲面在 t_{m-1} 和 t_m 时几何方程， v_d 为模具速度矢量，如图 2.3-4 所示。若经过 Δt_m 时间以后 ($\Delta t_m = t_m - t_{m-1}$)，节点 P_i 运动到 P'_i ，而 P'_i 又正好位于 Γ' 上，那么就表明节点 P_i 与模具发生接触。从几何上讲，它等价于以 P_i 为始点，以其与模具相对速度矢量方向作一射线，对该射线与 Γ 求交。

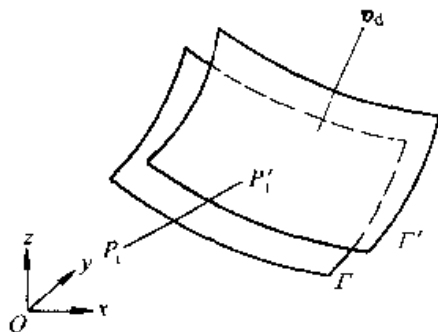


图 2.3-4 自由节点接触模具示意图

实际上有限元模拟时增量时间步长 Δt_m 并非预先知道，而是应根据各自由节点的接触情况而定。为保证模拟精度，步长 Δt_m 往往要规定一个限定值，S. Kobayashi 认为，应按增量变形的条件 $\Delta H/H \leq 0.01$ 确定该限定值 Δt_{lim} 。为简化分析，可以上述射线求交变为有界线段与模具表面求交。

该有界线段 PP' ，参数方程为

$$X = Du + E \quad 0 \leq u \leq 1 \quad (2.3-113)$$

式中 $X = (x \ y \ z)^T$ ，表示 PP_i 上任一点的位置矢量；

$$D = (\dot{u}_i - v_d) \Delta t_{lim}$$

$$E = (x_i \ y_i \ z_i)^T。$$

若第 j 片模具曲面的方程为 $\Gamma_j(X) = 0$ ，则上述求交问题变为以下方程求解

$$\Gamma_j(Du + E) = 0 \quad (2.3-114)$$

上式是关于参数 u 的代数方程，其阶次取决于曲面方程的具体形式，若 u^* 为系数 u 的解，对应交点为 X^* ，则上式有实交的条件为

$$\begin{cases} 0 \leq u^* \leq 1 \\ X^* \in R_j \end{cases} \quad (2.3-115)$$

式中 R_j —— 曲面 Γ_j 的边界。满足式 (2.3-115) 实交条件后，自由节点 P_i 与模具接触时间为

$$(\Delta t_m)_i = u^* \Delta t_{lim} \quad (2.3-116)$$

如上所述，对 t_m 时刻所有自由节点遍历上述过程，从中选取最小值即可作为增量区间长 Δt_m ，即

$$\Delta t_m = \min\{(\Delta t_m)_i, i = 1, 2, \dots\} \quad (2.3-117)$$

同时，接触时间等于 Δt_m 的自由节点在 t_m 时刻亦即下一增量的变形计算时变为接触节点，而其他自由节点的性质保持不变。

4.5.2 接触节点脱模检验与位置修正

(1) 接触节点脱模检验

对于接触节点脱离模具，常用接触力检验法检验，即检查接触节点的法向是否受拉力，若为拉力时，认为原节点脱离模具。

接触节点脱离模具的接触力判据为

$$F_n > 0 \text{ 或 } \sigma_n > 0 \quad (2.3-118)$$

式中 F_n 和 σ_n —— 接触节点的法向力和应力。

若接触节点满足式 (2.3-118)，则该节点在下一增量计算时解除接触约束，变为自由节点。

(2) 接触节点位置修正

前已述及，采用增量计算会造成接触节点偏离模具表面。这主要是由于计算时接触节点的运动与实际变形不完全相同而造成的，实际变形时接触点是贴合在模具表面上并沿其形状变化滑动，而有限元计算时接触节点在任一增量区间的速度近似认为不变。这种处理误差引起的偏差有以下两种情况，即接触节点穿透模具表面嵌入到模具内或离开模具表面与之分离，如图 2.3-5 所示。

由于模具型腔表面的分片描述，因而首先要确定接触节点在空间上所对应的曲面片，即接触

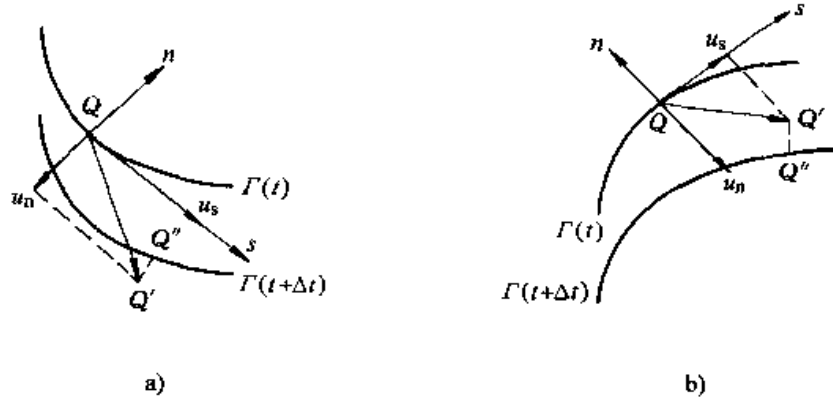


图 2.3-5 接触节点与模具的位置偏差修正

a) 偏离节点 b) 嵌入节点

节点与曲面的相关性判断，然后再进行位置修正。

对于任一接触节点 Q ，其相关性判断的主要条件是

$$\Gamma_j(x_Q, y_Q, z_Q) \leq \epsilon \quad (2.3-119)$$

且 Q 点还必须落在曲面片 Γ_j 的界限之内。

位置修正的原则是将偏离表面的接触节点，沿最短距离拉回到模具表面上，如图 2.3-5 中 Q' 的位置拉至 Q'' 的位置，并按修正点重新确定该接触节点的局部坐标系以及速度边界条件。

4.5.3 速度约束条件的处理

整体刚度矩阵 K 集成后是一个奇异矩阵，即 $|K|=0$ ，则对应的逆矩阵 K^{-1} 不存在，此时整体刚度方程无法求解。它反映了刚度方程所定义的解中含有任意刚体运动，必须引入速度约束条件予以消除。

速度约束条件就是变形体 S_v 表面上的速度边界条件。显然 S_v 表面就是制件与模具的接触表面 S_f ，这种接触状态的边界条件表现为该表面上任一点的法向运动速度给定。如图 2.3-6 所示，经离散化后 S_v 上的速度边界条件只对该表

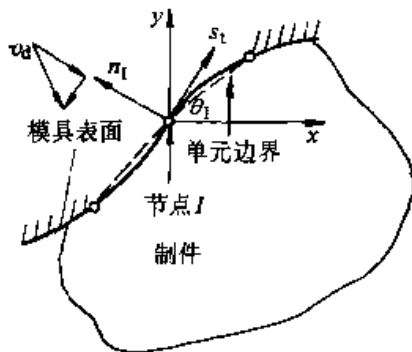


图 2.3-6 任意形状的模具约束型面

面上的节点产生约束作用，而其他点则由节点值插值自动满足。

对于 S_v 上整体节点号码为 I 的接触节点，速度约束条件表示为

$$(\dot{u}_n)_I = v_d^T n_I \quad (2.3-120)$$

式中 $(\dot{u}_n)_I$ ——节点 I 的法向速度分量；
 n_I ——节点 I 处模具表面的单位法向量；
 v_d ——模具速度矢量。

由于速度场采用牛顿-拉夫森迭代法求解，则式 (2.3-120) 变为

$$(\Delta \dot{u}_n)_I = 0 \quad (2.3-121)$$

若接触节点 I 处所定义局部切法向坐标系与整体坐标系重合，该速度约束条件可以直接引入到整体刚度方程中。但通常局部切法向坐标系与整体坐标系不重合，习惯上称作斜约束，此时要先对刚度方程进行旋转变换，然后才能处理约束条件。

对于二维问题，设 \dot{u}_I 和 \dot{u}'_I 分别表示接触节点 I 在整体坐标系 (x, y) 和局部坐标系 (s, n) 下的速度矢量，则二者间存在以下变换关系

$$\dot{u}'_I = T_I \dot{u}_I \quad (2.3-122)$$

式中

$$\begin{aligned} \dot{u}_I &= (\dot{u}_{Ix} \quad \dot{u}_{Iy})^T \\ \dot{u}'_I &= (\dot{u}'_{Is} \quad \dot{u}'_{In})^T \\ T_I &= \begin{bmatrix} \cos(s_I, x) & \cos(s_I, y) \\ \cos(n_I, x) & \cos(n_I, y) \end{bmatrix} \end{aligned}$$

如图 2.3-7 所示，若 θ_I 表示 I 节点处切向 s_I 与 x 轴夹角，并且规定以 x 轴正向起逆时针转到 s_I 正向的 θ_I 为正，反之 θ_I 为负。则二维旋转

变换矩阵 T_I 进一步表示为

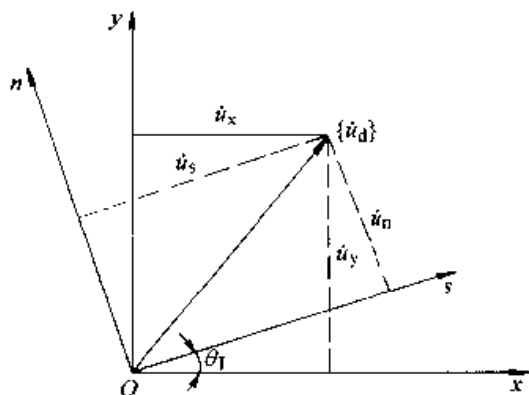


图 2.3-7 旋转变换示意图

$$T_I = \begin{bmatrix} \cos\theta_I & \sin\theta_I \\ -\sin\theta_I & \cos\theta_I \end{bmatrix} \quad (2.3-123)$$

由于旋转变换矩阵 T_I 具有 $T_I^{-1} = T_I^T$ 的性质，因此式 (2.3-122) 也可以改写成

$$\dot{u}_I = T_I^{-1} \dot{u}'_I = T_I^T \dot{u}'_I \quad (2.3-124)$$

若整体节点速度增量在整体坐标系 (x, y) 和局部切法向坐标系 (s, n) 下分别以 $\Delta \dot{u}$ 和 $\Delta \dot{u}'$ 表示，则有

$$\Delta \dot{u} = T^T \Delta \dot{u}' \quad (2.3-125)$$

同理，整体节点残余力矢量也可做同样变换，即

$$R = T^T R' \quad (2.3-126)$$

式中， $[T]$ 称为整体旋转变换矩阵，其形式为

$$T = \begin{bmatrix} T_1 & & & & 0 \\ & T_2 & & & \\ & & \ddots & & \\ & & & \ddots & \\ 0 & & & & T_n \end{bmatrix} \quad (2.3-127)$$

其中， n 表示节点总数。矩阵 $[T]$ 中任一子矩阵 T_I 由式 (2.3-123) 确定。显然，对于变形制件内部节点和表面自由节点，由于它们不受速度边界条件约束，故可不必进行这种变换，或者它们的变换子阵 T_I 为单位阵。

利用式 (2.3-125) 和 (2.3-126) 可以得到经过旋转变换后的整体刚度方程，即

$$K' \Delta \dot{u}' = R' \quad (2.3-128)$$

其中， $\Delta \dot{u}'$ 和 R' 分别称为动切法向坐标系下的节点速度增量和节点残余力矢量， K' 为对应的系数矩阵，它等于

$$K' = TKT^T \quad (2.3-129)$$

上式说明，矩阵 K' 依然是对称矩阵。通过上述变换，原整体坐标系下的刚度方程，变成了关于动切法向坐标系下的刚度方程，它反映了节点在动切法向坐标系下力的平衡关系。这样实现了刚度方程与速度约束条件坐标系的一致性，就能进行约束条件的处理。

对于三维问题，其接触节点 I 的旋转变换子矩阵为

$$T_I = \begin{bmatrix} \cos(s_I, x) & \cos(s_I, y) & \cos(s_I, z) \\ \cos(t_I, x) & \cos(t_I, y) & \cos(t_I, z) \\ \cos(n_I, x) & \cos(n_I, y) & \cos(n_I, z) \end{bmatrix} \quad (2.3-130)$$

具体的处理过程和方法与二维问题相同。

4.6 网格重新划分

金属塑性成形过程中，金属材料在模具的作用下经过连续变形，从较为简单形状的毛坯变为形状复杂的制作，其间往往伴随着大变形和大位移。用刚（黏）塑性有限元法模拟这种成形过程时，随着金属材料不断塑性流动，变形体内各节点的相对位置在不断改变，原本规则的有限元网格也要发生变形，某些局部区域的网格甚至严重畸变，以至于使求解的过程无法进行下去。此外，变形过程中变形制件与模具型腔表面也有很大的相对运动，会造成某些边界单元与模具干涉，可能会导致模拟结果精度降低，达不到预期目的。因此，要完成变形过程模拟计算，必须进行有限元网格的重新划分。

网格重新划分技术是实现塑性成形过程有限元模拟的关键技术之一。它包括网格畸变判别、重新划分网格和新旧网格之间的数据转换等三个主要步骤，其中重新划分网格是该技术的重点和难点。以下就网格重新划分给出其概念性的解释。

第一步、网格畸变判别。可以根据几何判据判断网格畸变的程度，以决定是否需要进行网格重新划分。对于四边形单元，判据之一是单元内角变化，当四边形单元任一内角接近 0° 或 180° ，单元畸变就较为严重了，实际使用是可以将内角控制在 $30^\circ \sim 150^\circ$ 之间。几何判据还有其他一些形式，如单元边长与对角线长之比、单元雅可比矩阵的行列式值等等。

第二步,重新划分网格。在以变形的坯料上划分新网格与在初始规则坯料上定义网格的方法基本相同,但复杂性要大大增加。其要点包括①进行网格重分所需变形体的几何重构,以建立重分对象的几何模型;②由重建的平面区域或几何立体上进行新网格的划分。实施网格重划的技术有很多,其优劣是由通用性、自动化程度、新网格质量及网格密度分布的合理性等指标来评价的。

第三步,新旧网格之间的数据转换,即将网

格重分前基于旧网格的各种数据如应变场、温度场、速度场等等转换到新网格下,为后续模拟计算准备。对于在网格节点表示的数据场如温度场、速度场,可以通过检查新节点是在哪一个旧单元内,然后在旧单元内进行插值计算,就能得到其相应数据。而对于用单元表示的数据如应变场,则首先需要在旧网格系统内将单元值转换到旧节点上,常用的方法有面积或体积加权法、最小二乘法和混合法,之后与节点数据转换相同。

第 4 章 弹塑性有限元静力分析

弹塑性变形分析与线弹性变形分析的基本差别在于前者的应力应变关系是非线性的、依赖于变形历史的。因此，弹塑性变形分析一般采用增量分析方法，即将加载过程分为若干个增量步，在每个增量步中使物体所受的载荷或给定的边界位移产生一个增量。在一小段增量的范围内对应力应变关系进行线性化处理，通过增量形式的有限元方程求得增量步中的位移增量，然后求得应变增量和应力增量，并逐步累加。

在塑性成形过程中，在制件与模具的接触表面存在着摩擦，摩擦也是依赖于变形历史的，这是必须采用增量分析方法的另一个理由。一般在一个增量步中，节点的接触状态不应发生变化。

对塑性成形过程进行的分析，当变形过程中的几何非线性性质不显著时，例如金属流动过程中转动很小的挤压、锻造和平板轧制等过程，可把成形过程划分为一系列小变形增量步，在每个变形增量步中采用小变形弹塑性理论求解。在每一增量步中，制件的初始构形和变形后的构形很接近，位移梯度很小，采用欧拉变量描述小应变张量和柯西应力张量。在每个增量步中采用小变形弹塑性有限元分析，整个弹塑性成形过程由一系列增量过程累加而成。对于大位移变形的情况，即变形过程中几何非线性性质显著的情况，例如大变形的弯曲成形、复杂形状板料成形件的成形过程和金属流动过程中转动大的体积成形过程，需同时考虑物理非线性和几何非线性，采用有限应变弹塑性有限元分析，才能有效地分析和模拟这类过程。因此本章首先介绍已经广泛应用的小变形和有限变形（应变）弹塑性有限元方程及其解法，然后介绍近年来出现并有很好应用前景的有限元逆算法。

1 小变形弹塑性有限元法

对于小位移小变形，可采用小变形弹塑性理论对其变形进行有限元分析。对金属塑性成形过程的每一个小变形增量应用这种方法进行变形分析，通过一系列增量分析来实现对整个成形过程

的分析。每一增量步中产生的应变称为应变增量，应变增量张量 $\Delta\epsilon_{ij}$ 为小应变张量，而应力增量张量就是柯西应力增量张量 $\Delta\sigma_{ij}$ 。其本构关系要写成增量形式，并引入塑性流动法则和加载-卸载准则，虚功方程也要写成增量的形式，由此得到的有限元方程是非线性方程组，要采用迭代法求解。

1.1 应力应变矩阵

增量形式的小应变弹塑性本构方程的一般张量形式为

$$\Delta\sigma_{ij} = C_{ijkl}^p \Delta\epsilon_{kl} = (C_{ijkl}^e - \alpha C_{ijkl}^p) \Delta\epsilon_{kl} \quad (2.4-1)$$

写成矩阵形式为

$$\Delta\sigma = C^p \Delta\epsilon = (C^e - \alpha C^p) \Delta\epsilon \quad (2.4-2)$$

其中 C^p 称为弹塑性应力应变矩阵，简称弹塑性矩阵。下面给出小应变弹塑性有限元分析中上式各项的具体表达式。

(1) 三维变形问题的弹塑性矩阵

对于三维变形问题，式 (2.4-2) 中的各个矢量和矩阵分别是：

$$\Delta\sigma = [\Delta\sigma_{11} \quad \Delta\sigma_{22} \quad \Delta\sigma_{33} \quad \Delta\sigma_{12} \quad \Delta\sigma_{23} \quad \Delta\sigma_{31}]^T \quad (2.4-3)$$

$$\begin{aligned} \Delta\epsilon &= [\Delta\epsilon_{11} \quad \Delta\epsilon_{22} \quad \Delta\epsilon_{33} \quad 2\Delta\epsilon_{12} \quad 2\Delta\epsilon_{23} \quad 2\Delta\epsilon_{31}]^T \\ &= \left[\frac{\partial(\Delta u_1)}{\partial x_1} \quad \frac{\partial(\Delta u_2)}{\partial x_2} \quad \frac{\partial(\Delta u_3)}{\partial x_3} \quad \frac{\partial(\Delta u_1)}{\partial x_2} + \frac{\partial(\Delta u_2)}{\partial x_1} \right. \\ &\quad \left. \times \frac{\partial(\Delta u_2)}{\partial x_3} + \frac{\partial(\Delta u_3)}{\partial x_2} \quad \frac{\partial(\Delta u_3)}{\partial x_1} + \frac{\partial(\Delta u_1)}{\partial x_3} \right]^T \end{aligned} \quad (2.4-4)$$

C^e 和 C^p 分别为

$$C^e = \frac{E}{1+\nu} \begin{bmatrix} \frac{1-\nu}{1-2\nu} & & & & & \\ \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} & & & & \\ \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} & & & \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} & & \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} & \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad \text{对称} \quad (2.4-5)$$

后的任一单元。采用与弹性变形有限元分析相同的位移（位移增量）插值函数和应变矩阵，并采用矩阵形式的弹塑性本构方程式(2.4-2)。

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{u} &= \mathbf{N}\mathbf{u}^e \\ \Delta\mathbf{u} &= \mathbf{N}\Delta\mathbf{u}^e \end{aligned} \right\} \quad (2.4-17)$$

$$\Delta\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{B}\Delta\mathbf{u}^e \quad (2.4-18)$$

$$\Delta\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}^p\mathbf{B}\Delta\mathbf{u}^e \quad (2.4-19)$$

则将以上各式代入式 (2.4-16) 得到任一单元的虚功方程

$$\begin{aligned} & \int_V \delta(\Delta\mathbf{u}^e)^T \mathbf{B}^T \mathbf{C}^p \mathbf{B} \Delta\mathbf{u}^e dV \\ = & \int_{S_p} \delta(\Delta\mathbf{u}^e)^T \mathbf{N}^T t^{+\Delta t} \mathbf{p} dS + \int_V \delta(\Delta\mathbf{u}^e)^T \mathbf{N}^T t^{+\Delta t} \mathbf{b}_p dV \\ & - \int_V \delta(\Delta\mathbf{u}^e)^T \mathbf{B}^T t^{\sigma} dV \end{aligned} \quad (2.4-20)$$

由于节点位移增量 $\Delta\mathbf{u}^e$ 和节点虚位移增量 $\delta(\Delta\mathbf{u}^e)$ 与单元体积分及面积分无关，由上式可得

$$\begin{aligned} & \int_V \mathbf{B}^T \mathbf{C}^p \mathbf{B} \Delta\mathbf{u}^e dV \\ = & \int_{S_p} \mathbf{N}^T t^{+\Delta t} \mathbf{p} dS + \int_V \mathbf{N}^T t^{+\Delta t} \mathbf{b}_p dV - \int_V \mathbf{B}^T t^{\sigma} dV \end{aligned} \quad (2.4-21)$$

令

$$\begin{aligned} \mathbf{K}^e &= \int_V \mathbf{B}^T \mathbf{C}^p \mathbf{B} dV \\ \mathbf{P}^e &= \int_{S_p} \mathbf{N}^T t^{+\Delta t} \mathbf{p} dS + \int_V \mathbf{N}^T t^{+\Delta t} \mathbf{b}_p dV \\ \mathbf{F}^e &= \int_V \mathbf{B}^T t^{\sigma} dV \\ \Delta\mathbf{R}^e &= \mathbf{P}^e - \mathbf{F}^e \end{aligned}$$

式 (2.4-21) 可写成

$$\mathbf{K}^e \Delta\mathbf{u}^e = \Delta\mathbf{R}^e \quad (2.4-22)$$

上式即单元刚度方程。把所有单元刚度方程进行集合，即可获得整体有限元方程

$$\mathbf{K}\Delta\mathbf{U} = \Delta\mathbf{R} \quad (2.4-23)$$

其中

$$\begin{aligned} \mathbf{K} &= \sum_e \mathbf{K}^e \\ \Delta\mathbf{R} &= \sum_e \Delta\mathbf{R}^e \end{aligned}$$

式中 \mathbf{K} ——整体刚度矩阵；

$\Delta\mathbf{U}$ ——整体节点位移增量列阵；

$\Delta\mathbf{R}$ ——整体节点载荷增量列阵。

实际物体弹塑性变形过程中，内部可能存在弹性区、过渡区、弹塑性区和塑性卸载区四种不同状态的区域。对于每个积分点，都要判断它属

于哪个区域，以便采用适当的弹塑性矩阵的相应形式。物体中的四种区域，可以用屈服函数区分如下：

(1) 弹性区

$$F(t\sigma_{ij}, tY) < 0$$

$$F(t+\Delta t\sigma_{ij}, t+\Delta tY) < 0$$

即在 t 时刻和 $t + \Delta t$ 时刻都处于弹性变形状态， $\alpha = 0$ ， $\mathbf{C}^p = \mathbf{C}^e$ 。

(2) 弹塑性区

$$F(t\sigma_{ij}, tY) \geq 0$$

$$F(t+\Delta t\sigma_{ij}, t+\Delta tY) \geq 0$$

即在 t 时刻和 $t + \Delta t$ 时刻都处于弹塑性变形状态， $\alpha = 1$ ， $\mathbf{C}^p = \mathbf{C}^e - \mathbf{C}^p$ 。

(3) 塑性卸载区

$$F(t\sigma_{ij}, tY) \geq 0$$

$$F(t+\Delta t\sigma_{ij}, t+\Delta tY) < 0$$

即在 t 时刻处于弹塑性状态，在增量步中发生卸载， $\alpha = 0$ ， $\mathbf{C}^p = \mathbf{C}^e$ 。

(4) 过渡区

$$F(t\sigma_{ij}, tY) < 0$$

$$F(t+\Delta t\sigma_{ij}, t+\Delta tY) \geq 0$$

即在 t 时刻处于弹性状态，在增量步中进入弹塑性状态。可将此增量步分为两个阶段：第一阶段为弹性变形，应变增量为 $m\Delta\epsilon_{ij}$ ($0 < m < 1$)，正好使材料屈服， $\alpha = 0$ ， $\mathbf{C}^p = \mathbf{C}^e$ ；第二阶段为弹塑性变形，应变增量为 $(1-m)\Delta\epsilon_{ij}$ ， $\alpha = 1$ ， $\mathbf{C}^p = \mathbf{C}^e - \mathbf{C}^p$ 。于是整个增量步的弹塑性矩阵为

$$m\mathbf{C}^e + (1-m)(\mathbf{C}^e - \mathbf{C}^p) = \mathbf{C}^e - (1-m)\mathbf{C}^p$$

上式中可令 $\alpha = 1 - m$ ，于是确定上述四种区域的弹塑性矩阵的问题归结为确定 α 值的问题 ($0 \leq \alpha \leq 1$)。

在增量步计算中，首先按弹性区计算，算得的应力值为 $t+\Delta t\sigma_{ij}^*$ 。设此时的流动应力为 σ_s ，若 $F(t+\Delta t\sigma_{ij}^*, \sigma_s) > 0$ ，则该积分点处于过渡区，可取

$$m = \frac{\sigma_s - t\bar{\sigma}}{t+\Delta t\bar{\sigma} - t\bar{\sigma}}$$

式中 $t\bar{\sigma}$ 和 $t+\Delta t\bar{\sigma}$ —— t 时刻和 $t + \Delta t$ 时刻的等效应力。

1.4 求解步骤

(1) 初始状态确定

1) 施加给定外力 \bar{P}_g (或边界位移), 按线弹性有限元法进行计算。

2) 对上述结果, 逐个积分点进行搜索, 确定等效应力最大者, 并记录 $\bar{\sigma}_{max}$ 和 $\beta = \sigma_s / \bar{\sigma}_{max}$ 。

3) 以 $\beta\sigma$ 、 $\beta\varepsilon$ 、 βU 和 $\beta\bar{P}_g$ 作为弹塑性有限元分析的初始状态。实际上这个状态就是弹性变形的极限状态。

(2) 弹塑性有限元增量迭代步骤

1) 选定增量步数, 确定每一增量步所施加的外力增量。一般考虑每一加载增量步使 1~2 个单元进入屈服来选择增量步数。设将整个加载过程划分为 n_g 个增量步, 每一增量步施加相等的外力增量 ΔP , 则每个增量步所施加的外力增量为 $\Delta P = \frac{1}{n_g} (1-\beta) \bar{P}_g$ 。

2) 在第 i 个增量步中: ①以 $i-1$ 增量步的计算结果作为本增量步迭代计算的初值, 此时采用的本构关系应由当前状态来选定; ②按牛顿-拉夫森迭代法的增量解法进行计算, 在此增量步计算中, 施加一个 ΔP 后, 外力 P 在迭代中保持不变, 而 ΔR_n 随迭代步改变, 每次迭代需计算 ΔR_n ; ③弹塑性状态判断, 若所用的各单元的本构关系与其变形特性一致, 则本构关系正确, 否则按试算显示的变形特性选用相应的本构关系重做②的计算; ④迭代至满足收敛准则, 记录计算结果, 此增量步计算结束。

3) 如果 $i = n_g$, 执行 4); 如果 $i < n_g$, 令 $i = i + 1$, 执行 2)。

4) 全部计算结束。

计算程序框图如图 2.4-1 所示。

2 有限应变弹塑性有限元分析

在有限应变弹塑性有限元分析中, 可以按欧拉描述, 也可以按拉格朗日描述。一般地说, 流体力学问题常采用欧拉描述, 固体力学问题常采用拉格朗日描述。我们在这里只讨论按拉格朗日描述的方法。

在增量求解过程中, 可以把求解过程中的每一个增量步与变形过程中的每一增量时间 Δt 相对应, 令第 1, 2, ..., $i, i+1$ 增量步的初始时间为 0, $\Delta t, 2\Delta t, \dots, t, t + \Delta t$ 。当我们对从 t 时刻开始至 $t + \Delta t$ 时刻这一时间步进行分析计算时, 时刻 0, $\Delta t, 2\Delta t, \dots, t$ 时刻的构形都是

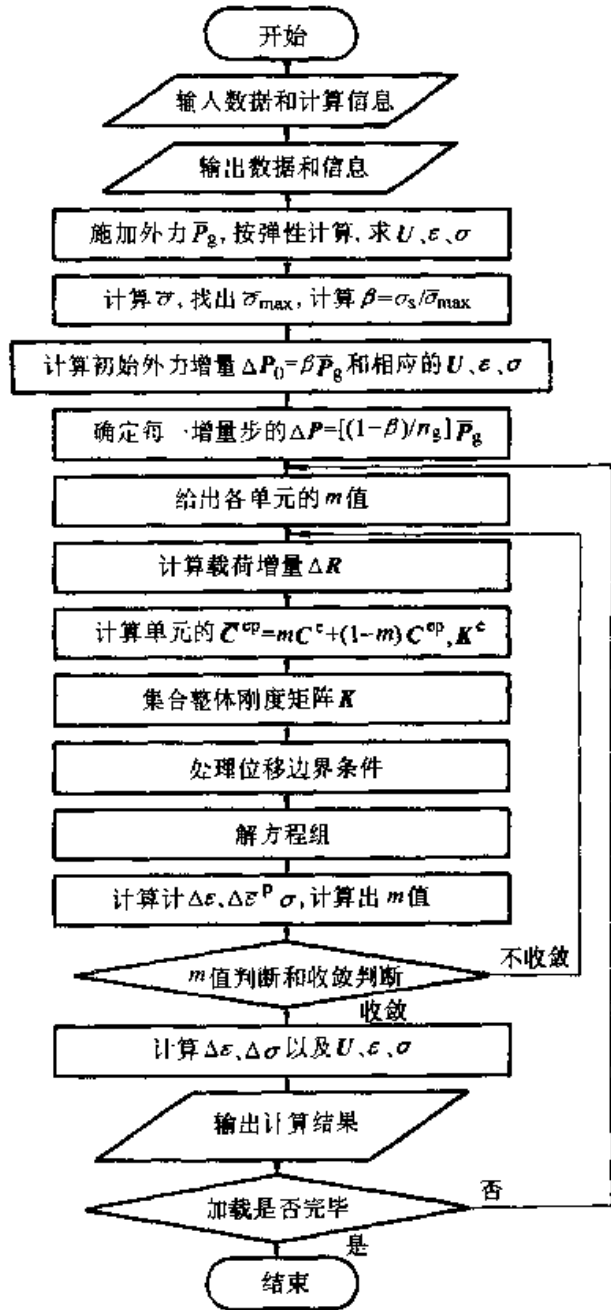


图 2.4-1 小变形弹塑性有限元分析的程序框图

已知的, 都可以作为拉格朗日描述的参考构形。若以初始构形为参考构形, 则称为全拉格朗日 (Total Lagrange) 法, 简称 TL 法, 若以 t 时刻的构形为参考构形, 则称为修正的拉格朗日 (Updated Lagrange) 法, 简称 UL 法。在 TL 法和 UL 法中, $t + \Delta t$ 时刻的构形均为变形态构形。下面我们将采用 UL 法建立以笛卡儿直角坐标为参考系的有限应变弹塑性有限元方程, 它可以有效地用于大位移大变形分析。

2.1 应力应变矩阵

UL法中所用的本构方程可以由本篇第1章4.3.6节中讨论的采用欧拉描述的速率型弹塑性本构方程经变换而得到。对于有限变形问题，在变形态构形上的应力应变关系的速率型方程形式为

$$\dot{\sigma}_{ij} = C_{ijkl}^p d_{kl} \quad (2.4-24)$$

其中， C_{ijkl}^p 与小变形弹塑性本构方程中的对应项 C_{ijkl}^e 相同，其中的应力分量和应力偏量采用柯西应力分量和柯西应力偏量。

由式(2.1-20)可求得

$$\dot{E}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_k}{\partial X_i} \frac{\partial x_k}{\partial X_j} + \frac{\partial x_k}{\partial X_i} \frac{\partial v_k}{\partial X_j} \right) = \frac{\partial x_k}{\partial X_i} \frac{\partial x_l}{\partial X_j} d_{kl} \quad (2.4-25)$$

由式(2.1-26)知

$$\sigma_{ij} = \frac{\rho}{\rho_0} \frac{\partial x_l}{\partial X_\alpha} \frac{\partial x_l}{\partial X_\beta} S_{\alpha\beta}$$

对上式求物质导数，并把式(2.4-24)和式(2.4-25)代入，认为弹塑性变形中材料体积不变，可得拉格朗日描述的速率型本构方程

$$S_{ij} = \frac{\partial X_i}{\partial x_\alpha} \frac{\partial X_j}{\partial x_\beta} C_{\alpha\beta kl}^p \frac{\partial X_m}{\partial x_k} \frac{\partial X_n}{\partial x_l} \dot{E}_{mn} - \frac{\partial X_i}{\partial x_p} \frac{\partial X_n}{\partial x_p} S_{im} \dot{E}_{nn} - \frac{\partial X_i}{\partial x_p} \frac{\partial X_n}{\partial x_p} S_{jm} \dot{E}_{mn} \quad (2.4-26)$$

由于 $t + \Delta t$ 时刻的构形是未知的，因而上

$$\tau_\sigma = \begin{bmatrix} 2\sigma_{11} & & & & & \\ & 0 & 2\sigma_{22} & & & \\ & 0 & 0 & 2\sigma_{33} & & \\ \sigma_{12} & \sigma_{12} & 0 & \frac{1}{2}(\sigma_{11} + \sigma_{22}) & & \\ 0 & \sigma_{23} & \sigma_{23} & \frac{1}{2}\sigma_{31} & \frac{1}{2}(\sigma_{22} + \sigma_{33}) & \\ \sigma_{31} & 0 & \sigma_{31} & \frac{1}{2}\sigma_{23} & \frac{1}{2}2\sigma_{12} & \frac{1}{2}(\sigma_{11} + \sigma_{33}) \end{bmatrix} \quad \left. \begin{array}{l} \text{对称} \\ \\ \\ \end{array} \right\} \quad (2.4-32)$$

2.2 虚功率方程

在变形态物体上用欧拉变量描述的虚功率方程为

$$\int_V \sigma_{ij} \delta d_{ij} dV = \int_{S_p} p_i \delta v_i dS + \int_V \rho b_i \delta v_i dV \quad (2.4-33)$$

由式(2.4-25)、式(2.1-20)和式(2.1-26)知

式中的 x_α 也是未知的，在求解 $t + \Delta t$ 时刻的构形时不能给出上式的显式格式进行计算。在计算中可先令 $x_\alpha = X_\alpha$ ，求出近似解，然后用迭代法作进一步的修正。这样，式(2.4-26)成为

$$S_{ij} = C_{ijmn}^p E_{mn} - \sigma_{im} E_{mj} - \sigma_{jm} E_{mi} \quad (2.4-27)$$

上式写成矩阵形式为

$$\Delta S = (C^p - \tau_\sigma) \Delta E \quad (2.4-28)$$

这就是UL法的克希荷夫应力张量增量与格林应变张量增量关系的矩阵表达式。对于三维空间问题，符合密席斯屈服准则和等向强化的弹塑性材料，式(2.4-28)中的各项写出如下：

$$\textcircled{1} \Delta S = [\Delta S_{11} \quad \Delta S_{22} \quad \Delta S_{33} \quad \Delta S_{12} \quad \Delta S_{23} \quad \Delta S_{31}]^T \quad (2.4-29)$$

$$\textcircled{2} \Delta E = [\Delta E_{11} \quad \Delta E_{22} \quad \Delta E_{33} \quad 2\Delta E_{12} \quad 2\Delta E_{23} \quad 2\Delta E_{31}]^T \quad (2.4-30)$$

其中，式(2.4-30)中的诸分量与位移增量分量 Δu_i 的关系为

$$\Delta E_{ij} = \frac{1}{2} \left[\frac{\partial(\Delta u_i)}{\partial X_j} + \frac{\partial(\Delta u_j)}{\partial X_i} + \frac{\partial(\Delta u_k)}{\partial X_i} \frac{\partial(\Delta u_k)}{\partial X_j} \right] \quad (2.4-31)$$

$\textcircled{3} C^p = C^e - \alpha C^p$ ，与小应变弹塑性本构关系中的对应项是相同的，参见式(2.4-5)和式(2.4-6)。

$\textcircled{4} \tau_\sigma$ 为

$$\dot{E}_{ij} = \frac{\partial x_k}{\partial X_i} \frac{\partial x_l}{\partial X_j} d_{kl}$$

$$S_{ij} = J \frac{\partial X_i}{\partial x_k} \frac{\partial X_j}{\partial x_l} \sigma_{kl}$$

$$dV = J dV_0$$

由以上三式可将式(2.4-33)左边改写为

$$\int_V \sigma_{ij} \delta d_{ij} dV = \int_{V_0} S_{ij} \delta E_{ij} dV_0$$

式中 V_0 ——与 V 相对应的物体在初始参考构

形时的体积。

对于保守载荷的情况，有

$$\rho_0 b_i^0 dV_0 = \rho b_i dV$$

$$p_i^0 dS_0 = p_i dS$$

式中 b_i^0 和 p_i^0 ——与 b_i 和 p_i 相对应的在参考态构形中的单位体积的体力和受载表面 S_0 上的表面力分量。

因此从式 (2.4-33) 得到按拉格朗日描述的虚功率方程，如下。

$$\int_{V_0} S_{ij} \delta E_{ij} dV_0 = \int_{S_0} p_i^0 \delta v_i dS_0 + \int_{V_0} \rho_0 b_i^0 \delta v_i dV_0 \quad (2.4-34)$$

若在位移约束表面 S_{0u} 上已知其质点的速度为 \bar{v}_i ，则在 S_{0u} 边界面上的速度边界条件为 $v_i = \bar{v}_i$ 。拉格朗日描述的虚功率方程式 (2.4-34) 既适用于 TL 法，也适用于 UL 法。

2.3 有限元方程

2.3.1 应变增量及其分解

由式 (2.4-31) 可将格林应变增量 ΔE_{ij} 分解为线性部分 ΔE_{ij}^L 和非线性部分 ΔE_{ij}^N

$$\Delta E_{ij} = \Delta E_{ij}^L + \Delta E_{ij}^N \quad (2.4-35)$$

其中

$$\Delta E_{ij}^L = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \Delta u_i}{\partial X_j} + \frac{\partial \Delta u_j}{\partial X_i} \right) \quad (2.4-36)$$

$$\Delta E_{ij}^N = \frac{1}{2} \frac{\partial \Delta u_k}{\partial X_i} \frac{\partial \Delta u_k}{\partial X_j} \quad (2.4-37)$$

将以上三式写成矩阵形式为

$$\Delta \mathbf{E} = \Delta \mathbf{E}^L + \Delta \mathbf{E}^N \quad (2.4-38)$$

$$\Delta \mathbf{E}^L = \mathbf{L} \Delta \mathbf{u} \quad (2.4-39)$$

$$\Delta \mathbf{E}^N = \frac{1}{2} \Delta \boldsymbol{\theta} \Delta \boldsymbol{\beta} \quad (2.4-40)$$

其中

$$\mathbf{L} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial X_1} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial X_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial X_3} \\ \frac{\partial}{\partial X_2} & \frac{\partial}{\partial X_1} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial X_3} & \frac{\partial}{\partial X_2} \\ \frac{\partial}{\partial X_3} & 0 & \frac{\partial}{\partial X_1} \end{bmatrix} \quad (2.4-41)$$

$$\Delta \mathbf{u} = [\Delta u_1 \quad \Delta u_2 \quad \Delta u_3]^T \quad (2.4-42)$$

$$\Delta \boldsymbol{\beta}_I = \left[\frac{\partial \Delta u_1}{\partial X_I} \quad \frac{\partial \Delta u_2}{\partial X_I} \quad \frac{\partial \Delta u_3}{\partial X_I} \right]^T \quad (I=1, 2, 3) \quad (2.4-43)$$

$$\Delta \boldsymbol{\beta} = [\Delta \boldsymbol{\beta}_1^T \quad \Delta \boldsymbol{\beta}_2^T \quad \Delta \boldsymbol{\beta}_3^T]^T \quad (2.4-44)$$

$$\Delta \boldsymbol{\theta} = \begin{bmatrix} \Delta \boldsymbol{\beta}_1^T & \mathbf{0}^T & \mathbf{0}^T \\ \mathbf{0}^T & \Delta \boldsymbol{\beta}_2^T & \mathbf{0}^T \\ \mathbf{0}^T & \mathbf{0}^T & \Delta \boldsymbol{\beta}_3^T \\ \Delta \boldsymbol{\beta}_2^T & \Delta \boldsymbol{\beta}_1^T & \mathbf{0}^T \\ \mathbf{0}^T & \Delta \boldsymbol{\beta}_3^T & \Delta \boldsymbol{\beta}_2^T \\ \Delta \boldsymbol{\beta}_3^T & \mathbf{0}^T & \Delta \boldsymbol{\beta}_1^T \end{bmatrix} \quad (2.4-45)$$

2.3.2 单元增量刚度方程和整体增量刚度方程

(1) 单元应变增量

设将物体离散化后，单元内任一点的位移增量可用节点位移增量表示为

$$\Delta \mathbf{u} = \mathbf{N} \Delta \mathbf{u}^e \quad (2.4-46)$$

式中 \mathbf{N} ——形函数矩阵；

$\Delta \mathbf{u}^e$ ——单元节点位移增量列阵。

将式 (2.4-46) 代入式 (2.4-39) 得

$$\Delta \mathbf{E}^L = \mathbf{L} \mathbf{N} \Delta \mathbf{u}^e = \mathbf{B}_L \Delta \mathbf{u}^e \quad (2.4-47)$$

式中的 \mathbf{B}_L 与线弹性或小变形弹塑性应变矩阵是相同的，称为线性应变矩阵。将式 (2.4-46) 代入式 (2.4-43) 有

$$\Delta \boldsymbol{\beta}_I = \mathbf{G}_I \Delta \mathbf{u}^e \quad (I=1, 2, 3) \quad (2.4-48)$$

式中

$$\mathbf{G}_I = [\mathbf{G}_I^{(1)} \quad \mathbf{G}_I^{(2)} \quad \dots \quad \mathbf{G}_I^{(n)}] \quad (2.4-49)$$

n 为单元节点数，而其中

$$\mathbf{G}_I^{(k)} = \begin{bmatrix} \frac{\partial N^{(k)}}{\partial X_I} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial N^{(k)}}{\partial X_I} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial N^{(k)}}{\partial X_I} \end{bmatrix} \quad (k=1, 2, \dots, n) \quad (2.4-50)$$

把 I 作行号，并按 1, 2, 3, 排列后，得

$$\Delta \boldsymbol{\beta} = \mathbf{G} \Delta \mathbf{u}^e \quad (2.4-51)$$

式中

$$\mathbf{G} = \begin{bmatrix} \mathbf{G}_1^{(1)} & \mathbf{G}_1^{(2)} & \dots & \mathbf{G}_1^{(n)} \\ \mathbf{G}_2^{(1)} & \mathbf{G}_2^{(2)} & \dots & \mathbf{G}_2^{(n)} \\ \mathbf{G}_3^{(1)} & \mathbf{G}_3^{(2)} & \dots & \mathbf{G}_3^{(n)} \end{bmatrix} \quad (2.4-52)$$

把式 (2.4-51) 代入式 (2.4-40) 得

$$\Delta E^N = \frac{1}{2} \Delta \theta G \Delta u^e = B_N^* \Delta u^e \quad (2.4-53)$$

式中 B_N^* 称为非线性应变矩阵。

将式 (2.4-47) 和式 (2.4-53) 代入式 (2.4-38), 得

$$\Delta E = B \Delta u^e \quad (2.4-54)$$

其中

$$B = B_L + B_N^* \quad (2.4-55)$$

(2) 单元应力及其增量

按 UL 法求解时, 以 t 时刻构形为参考构形, t 时刻构形中的克希荷夫应力即为柯西应力, 而 $t + \Delta t$ 时刻的克希荷夫应力列阵为

$$S = \tau + \Delta S \quad (2.4-56)$$

其中, τ 是 t 时刻以 X_i 为拉格朗日坐标的参考构形的单元中任一点的柯西应力。把式 (2.4-54) 代入式 (2.4-28) 可得式中的 ΔS 为

$$\Delta S = (C^p - \tau_\sigma) B \Delta u^e = (C^p - \tau_\sigma) (B_L + B_N^*) \Delta u^e \quad (2.4-57)$$

$$\begin{aligned} & \int_V \delta(\Delta u^e)^T (B_L^T + B_N^{*T}) \tau dV + \int_V \delta(\Delta u^e)^T (B_L^T + B_N^{*T}) (C^p - \tau_\sigma) (B_L + B_N^*) \Delta u^e dV \\ = & \int_V \delta(\Delta u^e)^T B_L^T \tau dV + \int_V \delta(\Delta u^e)^T G^T \Delta \theta^T \tau dV + \int_V \delta(\Delta u^e)^T B_L^T C^p B_L \Delta u^e dV - \int_V \delta(\Delta u^e)^T B_L^T \tau_\sigma B_L \Delta u^e dV \\ & + \int_V \delta(\Delta u^e)^T [B_L^T (C^p - \tau_\sigma) B_N^* + B_N^{*T} (C^p - \tau_\sigma) B_L + B_N^{*T} (C^p - \tau_\sigma) B_N^*] \Delta u^e dV \end{aligned} \quad (2.4-61)$$

其中

$$\begin{aligned} & \int_V \delta(\Delta u^e)^T G^T \Delta \theta^T \tau dV \\ = & \int_V \delta(\Delta u^e)^T G^T T G \Delta u^e dV \\ & T = \begin{bmatrix} \sigma_{11} I_{3 \times 3} & & \\ \sigma_{12} I_{3 \times 3} & \sigma_{22} I_{3 \times 3} & \\ \sigma_{31} I_{3 \times 3} & \sigma_{23} I_{3 \times 3} & \sigma_{33} I_{3 \times 3} \end{bmatrix} \quad \text{对称} \end{aligned}$$

而式 (2.4-59) 右边可写成

$$\int_{S_p} \delta(\Delta u^e)^T N^T p^T dS + \int_V \delta(\Delta u^e)^T N^T b p dV$$

综合以上各式可得到单元增量刚度方程

$$(k_0^e + k_\sigma^e + k_l^e) \Delta u^e = P^e - F^e - Q^e \quad (2.4-62)$$

式中

$$k_0^e = \int_V B_L^T C^p B_L dV \quad (2.4-63)$$

$$k_\sigma^e = \int_V G^T T G dV \quad (2.4-64)$$

$$k_l^e = \int_V B_N^{*T} (C^p - \tau_\sigma) B_N^* dV \quad (2.4-65)$$

(3) 单元增量刚度方程和整体增量刚度方程

将虚功率方程式 (2.4-34) 应用于 t 时刻构形中的任一单元, 写成增量形式, 得

$$\int_V \delta(\Delta E)^T S dV = \int_{S_p} \delta(\Delta u)^T p dS + \int_V \delta(\Delta u)^T b p dV \quad (2.4-58)$$

把式 (2.4-56) 和式 (2.4-57) 代入上式,

得

$$\begin{aligned} & \int_V \delta(\Delta E)^T [\tau + (C^p - \tau_\sigma) \Delta E] dV \\ = & \int_{S_p} \delta(\Delta u)^T p dS + \int_V \delta(\Delta u)^T b p dV \end{aligned} \quad (2.4-59)$$

式中

$$\begin{aligned} \delta \Delta E &= \delta \Delta E^L + \delta \Delta E^N \\ &= B_L \delta \Delta u^e + \frac{1}{2} (\delta \Delta \theta \Delta \beta + \Delta \theta \delta \Delta \beta) \\ &= B_L \delta \Delta u^e + \Delta \theta \delta \Delta \beta = (B_L + B_N) \delta \Delta u^e \end{aligned} \quad (2.4-60)$$

其中 $B_N = 2B_N^*$

于是式 (2.4-59) 左边可以写成

$$P^e = \int_{S_p} N^T p dS + \int_V N^T b p dV \quad (2.4-66)$$

$$F^e = \int_V B_L^T \tau dV \quad (2.4-67)$$

$$Q^e = \int_V [B_N^T (C^p - \tau_\sigma) B_N + B_N^{*T} (C^p - \tau_\sigma) E_L] dV \quad (2.4-68)$$

以上几式中, k_0^e 称为小位移刚度矩阵; k_σ^e 称为初应力刚度矩阵; k_l^e 称为大位移刚度矩阵, 为形成对称刚度矩阵, 将产生不对称矩阵的项移至等式右边作为虚拟载荷 Q^e ; F^e 称为初应力节点内力; P^e 是外力 (面力和体力) 节点载荷。

式 (2.4-62) 可写为

$$K^e \Delta u^e = P^e - F^e - Q^e \quad (2.4-69)$$

将单元刚度方程集成后可得到整体刚度方程

$$K \Delta U = P - F - Q = R \quad (2.4-70)$$

式中 K —— 整体切线刚度矩阵;

ΔU —— 整体节点位移增量列阵;

P —— 整体外力节点载荷列阵;

F —— 整体初应力内力节点力列阵;

Q ——整体虚拟载荷列阵;

R ——整体节点不平衡力列阵。

比照第2章关于非线性方程组的求解方法求解式(2.4-70)。

3 有限元逆算法

冲压工艺设计时,设计人员要考虑板料成形的可行性与合理性。影响成形工艺的因素有模具形状,板坯轮廓,板坯厚度,压边力,摩擦和润滑情况等等。基于流动理论的增量有限元法可以全面考虑这些因素,是目前最精确的方法。但是在板料成形工艺设计时,对于设计人员来说最重要的是:①根据产品模型迅速得到板料的毛坯展开形状以及制件的厚向应变分布,以此来判断工艺可行性;②研究板坯形状对成形的影响,并根据给定的板料毛坯形状计算成形后需要去除的废料部分,以此来判断工艺的合理性。有限元增量解耗时太多,显然不能满足设计人员实时计算的需要。本节将简要叙述理想形变理论,重点推导用于有限元逆算法的公式体系,在此基础上构造出满足以上两个要求的,适用于板料成形产品设计的高效分析工具。

3.1 理想形变理论

理想形变理论认为变形体在整体塑性功取得相对极值的条件下得到均匀变形。变形取相对极值的条件要求,在成形的最后一刻,变形体在边界上仅受法向力的作用而处于平衡状态且变形分布较为均匀。变形过程中消耗的整体塑性功取相对极值的条件确定了应变分布的优化解。将变形过程看作一个匀速的过程,考虑到塑性变形的不可压缩条件,包括不均匀变形的塑性功可表示为

$$W = \int (\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{D} dt) dV_0 = \int (\bar{\sigma} d\bar{\epsilon}) dV_0 \quad (2.4-71)$$

式中 $\boldsymbol{\sigma}$ ——柯西应力;

\mathbf{D} ——应变速率;

$\bar{\sigma}$ ——等效应力;

$\bar{\epsilon} (= \int d\bar{\epsilon})$ ——等效应变;

V_0 ——初始体积。

当确定了物质微元的变形路径时,塑性功就只由位移确定,可以看作是位移的函数 $W = W(U)$ 。

产品的最终构形 x 和板料毛坯的初始位置(一般是平面 $X_3 = 0$) 是已知的。将理想形变应用于板料成形分析时,认为成形过程的力边界条件未定,板料上的物质点在最终构形必须满足曲面约束方程 $x_3 = x_3(x_1, x_2)$ 。将满足以上条件的塑性功记为 \bar{W} , 由于 $x = X + U$, 而 x 是已知的,所以 U 和 \bar{W} 是初始坐标 X 的函数, $\bar{W}(U)$ 可写为 $\bar{W}(X)$, 它取得整体塑性功极值的静力平衡方程可表示为

$$\frac{d\bar{W}(X)}{dX} = 0 \quad (2.4-72)$$

3.2 有限元逆算法

3.2.1 单元应变

在冲压产品的最终构形上用三角形膜单元进行离散化,再将离散后的三角形膜单元映射到水平面上,得到板坯的一个猜测值。这里,逆算法只考虑最终构形和初始板坯两个状态,如图2.4-2,下面给出这两个状态间的应变公式。

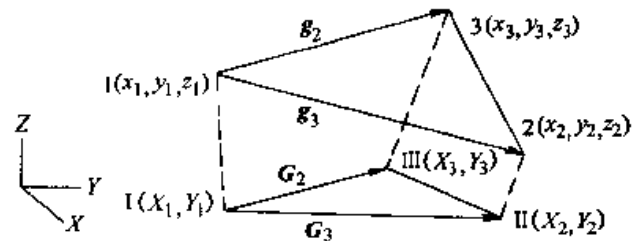


图2.4-2 最终构形上的单元123
与初始板坯的猜测值 I II III

为了计算方便,利用左Cauchy-Green变形张量 B^{-1} 求平面内的主伸长 λ_i

$$\lambda_i^{-2} = \{n_i\}^T [B]^{-1} \{n_i\}, (i=1,2) \quad (2.4-73)$$

式中 $\{n_i\}$ 是 B^{-1} 的特征向量,根据式(2.4-73)并联系图2.4-2所示边的伸长关系可以求得主伸长 λ_i

$$\begin{cases} \lambda_1 = \left(\frac{1}{2}(B_{11} + B_{22}) + \frac{1}{2}((B_{11} - B_{22})^2 + 4B_{12}^2)^{\frac{1}{2}} \right)^{-1/2} \\ \lambda_2 = \left(\frac{1}{2}(B_{11} + B_{22}) - \frac{1}{2}((B_{11} - B_{22})^2 + 4B_{12}^2)^{\frac{1}{2}} \right)^{-1/2} \\ \theta = \arctan\left(\frac{\lambda_1^{-2} - B_{11}}{B_{12}}\right) = \arctan\left(\frac{B_{12}}{\lambda_1^{-2} - B_{22}}\right) \end{cases} \quad (2.4-74)$$

式中 θ —— λ_1 与最终构形的局部系 x 轴的夹角;

B_{11}, B_{22}, B_{12} ——变形张量 B^{-1} 的分量。

而

$$\begin{Bmatrix} B_{11} \\ B_{22} \\ B_{12} \end{Bmatrix} = \frac{1}{(h_{2y}h_{3x} - h_{2x}h_{3y})^2} \begin{Bmatrix} h_{3y}^2L_2 + h_{2y}^2L_3 - (L_2 + L_3 - L_1)h_{2y}h_{3y} \\ h_{3x}^2L_2 + h_{2x}^2L_3 - (L_2 + L_3 - L_1)h_{2x}h_{3x} \\ -h_{3x}h_{3y}L_2 - h_{2x}h_{2y}L_3 + \frac{1}{2}(L_2 + L_3 - L_1)(h_{2y}h_{3x} + h_{2x}h_{3y}) \end{Bmatrix} \quad (2.4-75)$$

式中 $L_i = \|H_i\|^2$; 而 H_i, h_i 分别为图2.4-2中 G_i, g_i 在最终构型的局部系中的分量表达。由式 (2.4-74) 可求得对数应变为

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \ln\lambda_1 \cos^2\theta + \ln\lambda_2 \sin^2\theta \\ \ln\lambda_1 \sin^2\theta + \ln\lambda_2 \cos^2\theta \\ (\ln\lambda_1 - \ln\lambda_2) \sin\theta \cos\theta \end{Bmatrix} \quad (2.4-76)$$

3.2.2 本构关系

根据理想形变理论, 材料微元的变形路径取事先指定的相对极值路径, 最终构型的应变分量与最终构型的应力分量成比例, 对于厚向异性材料其本构方程为

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \begin{Bmatrix} \frac{(1+r)(2+r)}{(1+2r)} & \frac{r(2+r)}{(1+2r)} & 0 \\ \frac{r(2+r)}{(1+2r)} & \frac{(1+r)(2+r)}{(1+2r)} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{(2+r)}{(1+2r)} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.4-77)$$

式中 r ——材料的厚向异性参数。

将上式表达的本构关系应用于式 (2.4-72), 就能求解出板坯的形状。

3.2.3 塑性功及其极值

将板料进行有限元离散后, 式 (2.4-71) 可表达为

$$W(\mathbf{X}) = \sum_j \int \left(\int_0^{\epsilon_i} \sigma \cdot d\epsilon \right) dV_0 \quad (2.4-78)$$

式中 ϵ_i ——最终构型的应变张量。

为了求得整体塑性功 $W(\mathbf{X})$ 的极小值, 令

$$\mathbf{R}(\mathbf{X}) = \frac{\partial W(\mathbf{X})}{\partial \mathbf{X}} = 0 \quad (2.4-79)$$

用牛顿-拉夫森方法求解方程组 (2.4-79), 得到的迭代求解方程组为

$$\begin{cases} \left[\frac{\partial \mathbf{R}(\mathbf{X})}{\partial \mathbf{X}} \right]_n d\mathbf{X} = -\mathbf{R}(\mathbf{X})_n \\ \mathbf{X}_{n+1} = \mathbf{X}_n + \beta d\mathbf{X} \end{cases} \quad (2.4-80)$$

式中 β ——减速因子, 取值为 0 至 1, 这里取

为 1。

3.2.4 原始板坯形状的猜测与逆算法的实施

由于几何非线性和材料非线性, 使得求解式 (2.4-80) 非常困难, 猜测一个合理的初始解 \mathbf{X}_0 对于计算的收敛性有很大的影响。现采用弹性分析来求得初始解 \mathbf{X}_0 , 具体步骤如下 [在此为了与式 (2.4-80) 中下标 i 区分, 将上标 j 用来标记循环]:

1) 首先将最终产品构形 x 按照线性映射到水平面上, 得到初始猜测值 \mathbf{X}_0^j 。映射的方式可以是直接垂直投影到水平面上, 对于制件有垂直壁的情况, 垂直投影会使垂直面退化为线, 这时可先投影到一个球面上再将球面上的坐标映射到水平面上, 还可以用其他的映射方式。猜测的初始解 \mathbf{X}_0^j 不影响最终的解 [式 (2.4-80) 中的 \mathbf{X}_{i+1}]。

2) 按照前述单元应变的计算方法, 计算各单元的猜测值 \mathbf{X}_0^j 到最终产品构形 x 的应变 ϵ_0 。

3) 将应变 ϵ_0 看作弹性应变, 求解使猜测值 \mathbf{X}_0^j 在水平面内达到平衡状态的 \mathbf{X}_0^{j+1} 。

4) 计算 \mathbf{X}_0^j 和 \mathbf{X}_0^{j+1} 之间差的范数。如果满足精度要求就执行下一步, 否则返回第 2) 步。

5) 调整猜测值构形 \mathbf{X}_0^{j+1} 的面积与最终产品构形 x 的面积相等, 得到原始板坯形状的猜测值 \mathbf{X}_0 。

将以上得到原始板坯形状的猜测值 \mathbf{X}_0 代入式 (2.4-80), 并且只考虑两个变形状态: 原始板坯 \mathbf{X} 和最终产品构形 x , 然后运用迭代求解就能获得板坯形状。

3.3 有限元逆算法应用实例

3.3.1 板坯形状与厚向应变的预测

以方盒拉延为例, 图 2.4-3 是 1/4 方盒的有限元网格和应用理想形变理论求得板坯形状及其

厚向应变分布, 在对角线方向上厚向应变的计算结果与现有文献的试验数据基本上是吻合的。计

算共迭代 12 次, 在微机上比增量有限元法的计算时间少得多。

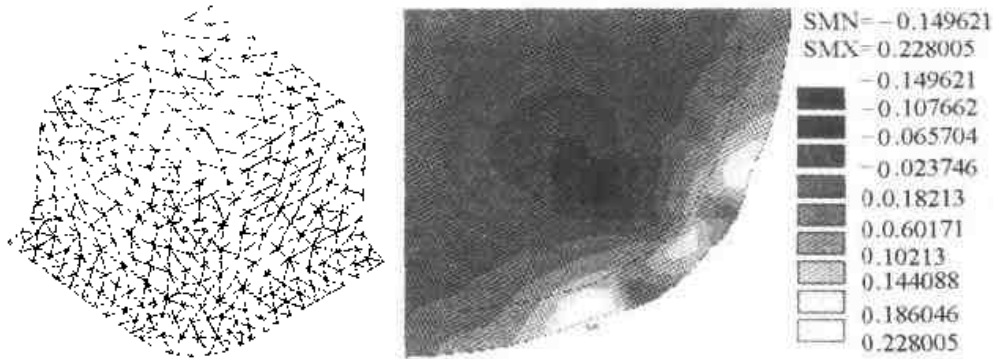


图 2.4-3 在产品最终构形上的有限元网格和原始板坯上的厚向应变分布

3.3.2 板坯形状及其对成形的影响

为了讨论方便, 这里将冲压件的最终构形分为两部分: 有用部分 (如上例所示) 和废料部分。另外本例中用 S 来表示构形外轮廓, 上标 0 表示板坯构形, 无上标表示成形后构形, 下标 i 表示循环次数, 下标 u 表示有用部分。在上例中, 从已知的有用部分可以求得有用部分的板坯展开形状和厚向应变分布。在实际的冲压过程中废料部分对冲压工艺有非常重要的影响, 而废料部分又是依赖于板坯初始形状的自由参量。这里提出了一种根据给定板料毛坯形状 S_0^0 , 估算成形后冲压件轮廓 S 和应变分布的方法。具体过程如下:

整后的最终构形, 重复上节所述的逆算法就能得到给定板坯形状的最终构形及应变分布。下面给出一个实例。

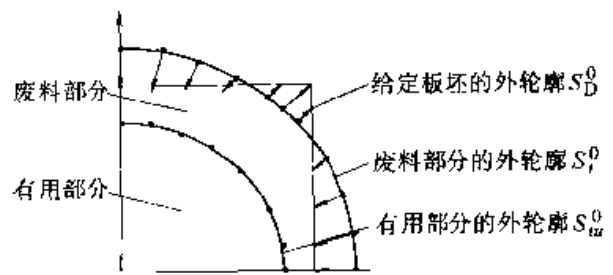


图 2.4-4 废料部分节点的调整

1) 根据给定冲压产品, 从边缘向外加一个偏移量得到冲压件最终构形轮廓的一个初值 $S_{i=1}$ 。

2) 从 S_1 计算得到初始板坯形状 S_1^0 。

3) 比较计算 S_1^0 和 S_0^0 的差别 $\Delta S_1^0 = S_0^0 - S_1^0$ 。

4) 令 $\Delta S_i = \Delta S_1^0$, 调整冲压件最终构形轮廓为 $S_{i+1} = S_i + \Delta S_i$, 并调整 S_{iu} 与 S_i 之间节点的位移 (S_{iu} 对应 S_{iu}^0 , S_i 对应 S_i^0)。

图 2.4-5 所示为一个仿汽车车门的产品离散化模型, 根据此离散化模型运用逆算法得到的计算板坯, 和根据计算板坯设计的切角板坯见图 2.4-6。图 2.4-7 为用计算板坯和切角板坯预测变形后的厚向应变分布。分别用计算板坯和切角板坯进行了冲压实验, 然后分别比较计算板坯和切角板坯法兰部分外边缘预测结果和实际测量结果, 见图 2.4-8。可见预测基本上是准确的。

循环执行步骤 2, 3, 4, 2..., 其中以 i ($= 1, 2, 3 \dots$) 为循环变量, 直到 $S_i^0 \approx S_0^0$, 这样就得到了根据给定板坯形状 S_0^0 的成形后冲压件轮廓 S 的估算值。步骤 4 中废料部分节点位移的调整见图 2.4-4, 固定有用部分外轮廓 S_{iu} , 以 ΔS_i 为位移边界条件, 按照弹性变形求解 S_{iu} 与 S_i 之间 (即废料部分) 节点的位移, 以此作为调

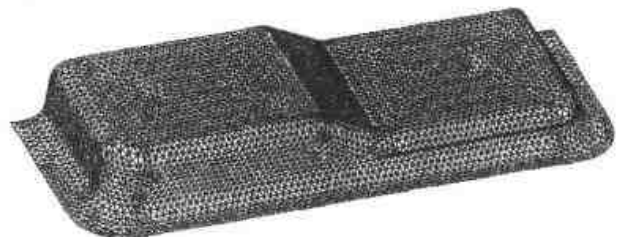


图 2.4-5 仿汽车车门的离散化模型

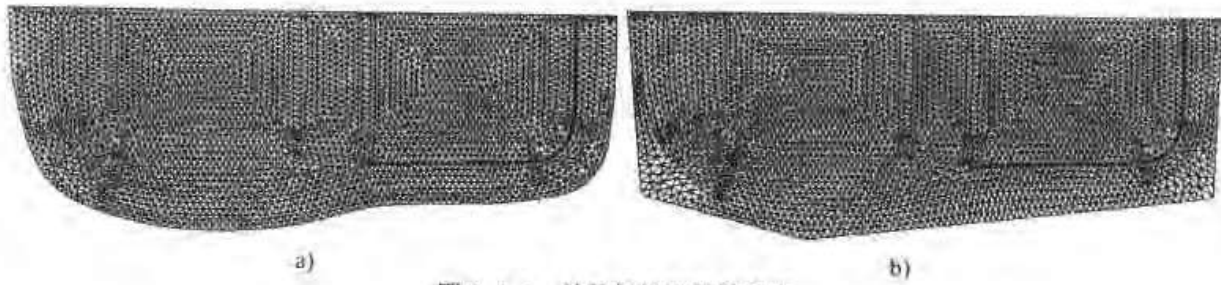


图 2.4-6 计算板坯和切角板坯
a) 计算板坯 b) 切角板坯

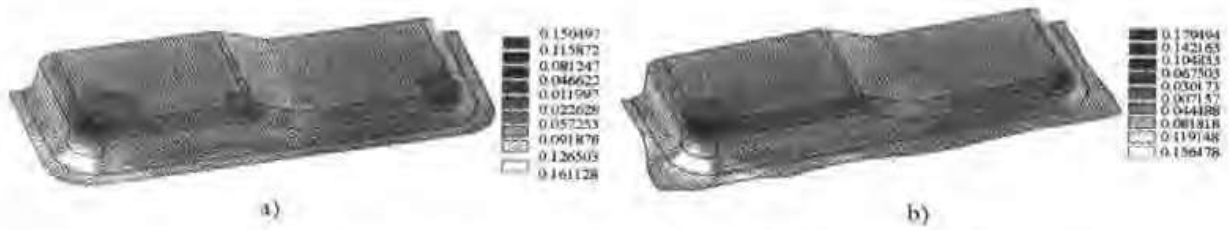


图 2.4-7 用计算板坯和切角板坯预测变形后的厚向应变分布

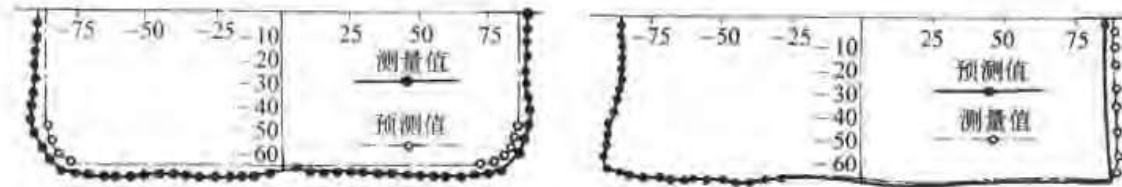


图 2.4-8 预测结果和实测结果的比较

第5章 有限元动力分析

金属塑性成形问题大都属于准静态问题，即成形过程中惯性力与成形载荷相比可以忽略，因此一般用第4章所介绍的静力方法进行分析。当成形过程进行得很快，因而惯性力与成形载荷相比不能忽略时，例如在锤上锻造、爆炸成形等场合，就必须采用有限元动力分析方法进行分析。

另外，有限元动力分析中基于对时间的中心差分而建立的显式计算方法，不需迭代求解，避免了隐式计算常常发生的收敛性问题。在采用对角化的集中质量矩阵和集中阻尼矩阵后，使有限元方程成为一组分立的方程，可逐个求解，极大地减小了存储量、提高了计算效率。因此特别适合于大型强非线性问题的分析。将准静态的塑性成形过程虚拟地视为一个动力问题，采用动力显式方法来分析，常常能更方便、稳定和迅速地得出结果，因而近年来引起人们极大的重视。

1 动力分析的有限元方程

我们首先通过一维动力系统模型引入动力分析的一些基本概念，然后以连续介质力学的运动方程为基础，通过加权余量法得到一般动力系统的虚功率方程，由它对空间域的离散化得到有限元方程。

1.1 一维动力系统

图 2.5-1 所示为一由质点 m 、弹簧 k 、阻尼

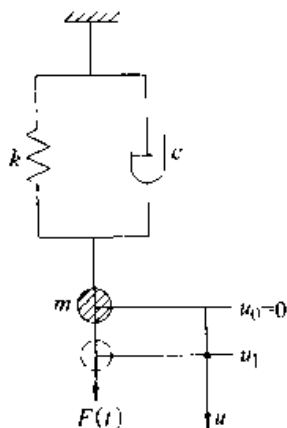


图 2.5-1 一维动力系统示意图

器 c 所构成的一维动力系统，该系统受到随时间变化的外力 $F(t)$ 的作用。 m 、 k 和 c 同时也分别表示质点的质量、弹簧的弹性系数和阻尼器的阻尼系数。

令 u 为质点 m 沿竖直方向的位移，则系统的运动方程为

$$m\ddot{u} + c\dot{u} + ku = F(t) \quad (2.5-1)$$

上式两端同除 m 得

$$\ddot{u} + 2\zeta\omega\dot{u} + \omega^2 u = f(t) \quad (2.5-2)$$

其中： $\omega = \sqrt{k/m}$ ，为系统的特征频率，即无阻尼时系统的自由振动圆频率； $\zeta = c / (2\sqrt{mk})$ ， $f(t) = F(t)/m$ 。

下面我们考虑 $F(t)$ 为常数，例如为重力的情况。设 $t=0$ 时，弹簧处于既不伸长，也不压缩的状态，令这时质点 m 位移 $u=0$ 。这时突然将质点释放，则它将在重力、弹簧力、阻尼力的共同作用下作一维振动。依 ζ 的取值不同，方程 (2.5-2) 的解将有几种不同的类型。 $\zeta=0$ 时，系统处于自由振动状态，由于没有阻尼，即没有能量耗散，系统将永远作等幅振荡；当 $0 < \zeta < 1$ 时，系统处于阻尼振动状态，由于阻尼器消耗了能量，振幅将不断衰减，最后趋向于零；当 $\zeta > 1$ 时，系统处于过阻尼状态，过大的阻尼使系统不能产生振动，质点 m 只是缓慢地运动到使重力和弹簧力正好平衡的位置 $u_1 = F/k$ ；当 $\zeta=1$ 时，系统处于临界阻尼状态，这时质点 m 将最快地达到平衡位置。

实际的系统都是存在阻尼的，因此质点 m 最终将达到稳定的平衡位置。有时我们的兴趣仅在于确定这个平衡位置，而对于达到平衡位置以前的过渡过程不感兴趣。这时一方面可以假设载荷 F 是极缓慢地逐渐增加的，在每一时刻系统都处于准平衡状态，从而可以采用静力学的方法由力平衡方程求解；另一方面，也可以采用动力学方法求解方程 (2.5-1) 或 (2.5-2)，为了尽可能减少计算的工作量，令 $\zeta=1$ 。有时为了利用动力方法的优点，将准静态的力学问题当作动力问题来求解，虚拟动力问题的稳定静止平衡状

态的解（稳态分量）就是静力问题的解。这时为了尽可能减少计算的工作量，也令 $\zeta = 1$ 。这种把静力问题的求解作为有阻尼的虚拟动力问题的求解方法称为动力松弛法。

1.2 虚功率方程和有限元方程

1.2.1 虚功率方程

前面的一维模型给出了动力分析中的一些基本概念。下面考虑连续介质的动力学分析。设在 t 时刻的物体现时构形为 V ，其表面为 S ， $S = S_p + S_u + S_c$ 。其中 S_c 为该物体与其他物体的接触表面，记接触表面力为 q_i 。物体 V 发生弹塑性变形时满足下列基本方程

运动方程

$$\sigma_{ij,j} + \rho b_i - \rho \ddot{u}_i - \dot{w}_i = 0 \quad (\text{在 } V \text{ 内}) \quad (2.5-3)$$

几何方程

$$d_{ij} = \frac{1}{2} (\dot{u}_{i,j} + \dot{u}_{j,i}) \quad (\text{在 } V \text{ 内}) \quad (2.5-4)$$

本构方程 $\hat{\sigma}_{ij} = C_{ijkl}^0 d_{kl}$ (在 V 内) (2.5-5)

边界条件 $u_i = \bar{u}_i$ (在 S_u 上) (2.5-6)

$\sigma_{ij} n_j = \bar{p}_i$ (在 S_p 上) (2.5-7)

$\sigma_{ij} n_j = \bar{q}_i$ (在 S_c 上) (2.5-8)

初始条件

$$\left. \begin{aligned} u_i(x_1, x_2, x_3, 0) &= \bar{u}_i(x_1, x_2, x_3) \\ \dot{u}_i(x_1, x_2, x_3, 0) &= \bar{\dot{u}}_i(x_1, x_2, x_3) \end{aligned} \right\} \quad (2.5-9)$$

式 (2.5-3) 中， $\rho \ddot{u}_i$ 和 \dot{w}_i 分别为惯性力和阻尼力，运动方程比静力平衡方程多出这两项，这是动力学问题与静力学问题相区别的基本特点之一。

运动方程式 (2.5-3) 和力边界条件式 (2.5-7)、(2.5-8) 的等效积分形式的伽辽金法可表示如下

$$\int_V \delta \dot{u}_i (\sigma_{ij,j} + \rho b_i - \rho \ddot{u}_i - \dot{w}_i) dV - \int_{S_p} \delta \dot{u}_i (\sigma_{ij} n_j - \bar{p}_i) dS - \int_{S_c} \delta \dot{u}_i (\sigma_{ij} n_j - \bar{q}_i) dS = 0 \quad (a)$$

对上式第一项 $\int_V \delta \dot{u}_i \sigma_{ij,j} dV$ 进行分部积分，并利

用几何方程，得

$$\int_V \sigma_{ij} \delta \dot{d}_{ij} dV = \int_V \rho b_i \delta \dot{u}_i dV + \int_{S_p} \rho_i \delta \dot{u}_i dS + \int_{S_c} q_i \delta \dot{u}_i dS - \int_V \rho \ddot{u}_i \delta \dot{u}_i dV - \int_V \dot{w}_i \delta \dot{u}_i dV \quad (2.5-10)$$

式 (2.5-10) 即是动力问题的虚功率方程，其中 $\delta d_{ij} = (\delta \dot{u}_{i,j} + \delta \dot{u}_{j,i}) / 2$ 。

1.2.2 有限元方程

针对三维问题进行讨论。在动力分析中，位移、速度和加速度都是时间的函数。对于空间域进行离散化，单元的位移插值函数为

$$u = Nu^e \quad (a)$$

其中

$$u = [u_1, u_2, u_3]^T$$

$$N = [N_1 I_{3 \times 3} \quad N_2 I_{3 \times 3} \quad \dots \quad N_n I_{3 \times 3}] \quad (b)$$

$$u^e = [(u^1)^T (u^2)^T \dots (u^n)^T]^T \quad (c)$$

式 (b)、式 (c) 中的 n 为单元的节点数。对于速度 \dot{u} 和加速度 \ddot{u} 有类似的插值函数

$$\left. \begin{aligned} \dot{u} &= N\dot{u}^e \\ \ddot{u} &= N\ddot{u}^e \end{aligned} \right\}$$

单元的应变速率可由速度插值函数计算如下

$$d = LN\dot{u}^e = B\dot{u}^e \quad (d)$$

其中 $d = [d_{11} \quad d_{22} \quad d_{33} \quad 2d_{12} \quad 2d_{23} \quad 2d_{31}]^T$ 。相应地，单元应力列阵定义为 $\sigma = [\sigma_{11} \quad \sigma_{22} \quad \sigma_{33} \quad \sigma_{12} \quad \sigma_{23} \quad \sigma_{31}]^T$ 。

将式 (a)、式 (d) 代入虚功率方程式 (2.5-10)，并考虑到节点速度变分 $\delta \dot{u}_i$ 的任意性，得到系统的运动方程

$$M\ddot{U} + C\dot{U} = P - F \quad (2.5-11)$$

式中 \ddot{U} 和 \dot{U} ——系统的节点加速度矢量和节点速度矢量；

M ——系统的质量矩阵；

C ——系统的阻尼矩阵；

P ——系统的节点外力矢量；

F ——系统的节点内力矢量。

上述各量分别由各自的单元矩阵和矢量集成

$$\left. \begin{aligned} M &= \sum_e M^e, C = \sum_e C^e \\ P &= \sum_e P^e, F = \sum_e F^e \end{aligned} \right\} \quad (e)$$

$$M^e = \int_V \rho N^T N dV \quad (2.5-12)$$

$$C = \int_V \nu N^T N dV \quad (2.5-13)$$

$$F^e = \int_V N^T \rho b dV + \int_{S_p} N^T \bar{p} dS + \int_{S_q} N^T q dS \quad (2.5-14)$$

$$F^e = \int_V B^T \sigma dV \quad (2.5-15)$$

式中 M^e —— 单元质量矩阵;
 C^e —— 单元阻尼矩阵。

与静力分析不同, 在动力分析中, 有限元离散化以后得到的求解方程式 (2.5-11) 不是代数方程组, 而是对时间的二阶常微分方程组, 还要对时间进行离散化和积分。对于二阶常微分方程组, 尤其是对于塑性成形模拟这一类强非线性问题, 一种有效的求解方法是直接积分法, 即直接对运动方程进行积分。其他的求解方法还有建立在频率域分解基础上的振型迭加法等。我们只讨论直接积分法。我们将在本章的后面分别介绍显式和隐式时间积分方法。

1.2.3 质量矩阵和阻尼矩阵

(1) 质量矩阵

式 (2.5-12) 表示的单元质量矩阵

$$M^e = \int_V \rho N^T N dV$$

称为协调质量矩阵或一致质量矩阵。因为推导它时, 和导出刚度矩阵所根据的原理和所采用的位移插值函数是一致的。单元的一致质量矩阵几乎是一个满阵。若在单元内质量密度 ρ 是均匀的, 则单元一致质量矩阵是一个对称方阵, 由单元一致质量矩阵集合形成的整体质量矩阵像整体刚度矩阵一样是一个带状的对称方阵。

由式 (2.5-12) 可知, 一致质量矩阵积分式中被积函数是插值函数的平方项, 而刚度矩阵则是其导数的平方项, 因此在相同精度要求条件下, 质量矩阵可用较低阶的插值函数。在有限元法中, 为简化计算, 常常采用集中质量矩阵, 即假定单元的质量集中在各个节点上。这样, 某一节点的加速度不引起其他节点的惯性力。集中质量矩阵实质上可以等效于对质量的积分采用了简化的插值函数, 它是对角矩阵。对于实体单元, 其对角元素为

$$m_a^e = \frac{1}{N_e} \int_V \rho dV = \frac{1}{N_e} M_e \quad (2.5-16)$$

式中 m_a^e —— 单元 e 中第 a 节点的质量;

N_e —— 单元节点数;

M_e —— 单元 e 的总质量。

由单元集中质量矩阵组装得到的整体质量矩阵也是对角矩阵

$$M = \begin{bmatrix} M_{11} & & & 0 \\ & M_{22} & & \\ & & \ddots & \\ 0 & & & M_{NN} \end{bmatrix} \quad (2.5-17)$$

式中 N —— 有限元系统的总自由度数。

根据计算经验, 在单元数和节点数相同的条件下, 对结构的动力分析, 用集中质量矩阵计算所得的振动频率稍低于用一致质量矩阵计算所得的频率, 但两者相差不大。而集中质量矩阵使计算得到极大的简化, 所以实际计算中多采用集中质量矩阵。

(2) 阻尼矩阵

式 (2.5-13) 所表示的单元阻尼矩阵

$$C = \int_V \nu N^T N dV$$

基于和协调质量矩阵一样的理由称为协调阻尼矩阵。它是假定阻尼力正比于质点运动速度而得出的, 通常将介质阻尼简化为这种情况。比较式 (2.5-12) 和 (2.5-13) 可知单元阻尼矩阵与单元质量矩阵成比例。

此外, 由材料内摩擦引起的结构阻尼通常可认为是与应变速率成比例的。这时单位体积所受的阻尼力可表示成 $\nu C^e \dot{\epsilon}$, 于是单元阻尼矩阵为

$$C = \nu \int_V B^T C^e B dV \quad (f)$$

这种单元阻尼矩阵比例于单元刚度矩阵。

式 (2.5-13) 和式 (f) 中的比例系数, 在一般情况下是依赖于频率的。因此在实际分析中, 要精确地决定阻尼矩阵是相当困难的。通常允许将实际结构的整体阻尼矩阵简化为 M 和 K 的线性组合, 即

$$C = \alpha M + \beta K \quad (2.5-18)$$

式中 α, β —— 不依赖于频率的常数, 可由实验确定或由理论分析近似确定。这种阻尼称为 Rayleigh 阻尼。

在以低频为主的动力系统中, 通常 βK 项可以忽略, 此时有

$$C = \alpha M \quad (2.5-19)$$

当 M 为集中质量矩阵时, C 也是对角矩阵。

对于金属塑性成形过程模拟来说, α 的取值对过渡过程有很大影响, 而对于成形过程达到平衡状态时变形体的最终形状和应变分布没有显著影响。因此, 在模拟计算中, 可根据计算经验取一适当的 α , 有时令 $\alpha = 0$, 或由临界阻尼条件确定一个矢量 α 的各分量 α_i 。

2 显式时间积分方法

2.1 中心差分法

通常的直接积分法是基于两个概念对时间域进行离散化, 一是将在求解域 $0 < t < T$ 内任何时刻都应满足运动方程, 代之为在一系列离散的时间点满足运动方程, (例如彼此相隔 Δt 的) 时间点满足运动方程, 二是在任一个时间段 Δt 内, 假设位移 u , 速度 \dot{u} 和加速度 \ddot{u} 满足一定的函数形式。

在求解某些问题时, 中心差分法是求解数学上为二阶常微分方程组的运动方程式 (2.5-11) 的一种很有效的方法。

在中心差分法中, 加速度和速度可以用位移表示为

$$\ddot{U} = \frac{1}{\Delta t^2} [{}^{t-\Delta t}U - 2{}^tU + {}^{t+\Delta t}U] \quad (2.5-20)$$

$$\dot{U} = \frac{1}{2\Delta t} [-{}^{t-\Delta t}U + {}^{t+\Delta t}U] \quad (2.5-21)$$

假设已经求得 ${}^{t-\Delta t}U$ 和 tU , 则时刻 $t + \Delta t$ 的位移解答 ${}^{t+\Delta t}U$ 可以将式 (2.5-20) 和 (2.5-21) 代入时刻 t 的运动方程式 (2.5-11) 而得到

$$\begin{aligned} \left(M + \frac{\Delta t}{2}C\right) {}^{t+\Delta t}U &= \Delta t^2 ({}^tP - {}^tF) + 2M{}^tU \\ &\quad - \left(M - \frac{\Delta t}{2}C\right) {}^{t-\Delta t}U \end{aligned} \quad (2.5-22)$$

这是求解各个离散时间点的递推公式, 这种积分方法又称逐步积分法。

当采用集中质量矩阵式 (2.5-17) 和集中阻尼矩阵式 (2.5-19) 时, 式 (2.5-22) 中的各个方程是独立的方程, 可以分别求解。例如由第 i 个方程可解得

$$\begin{aligned} {}^{t+\Delta t}U_i &= \frac{1}{M_{ii} + \frac{\Delta t}{2}C_{ii}} \left[\Delta t^2 ({}^tP_i - {}^tF_i) + 2M_{ii}{}^tU_i - \right. \\ &\quad \left. (M_{ii} - \frac{\Delta t}{2}C_{ii}) {}^{t-\Delta t}U_i \right] \end{aligned}$$

需要指出的是, 此算法有一个起步的问题。因为当 $t = 0$ 时, 为了计算 ${}^{\Delta t}U$, 除了从初始条件已知的 0U 以外, 还需要知道 ${}^{-\Delta t}U$ 。为此必须用一专门的起步方法。为此利用式 (2.5-20) 和式 (2.5-21) 得

$${}^{-\Delta t}U = {}^0U - \Delta t \dot{U} + \frac{\Delta t^2}{2} \ddot{U} \quad (a)$$

其中 ${}^0\dot{U}$ 由初始条件给出, ${}^0\ddot{U}$ 则可以利用 $t = 0$ 时刻的运动方程式 (2.5-11) 得到

$$M{}^0\ddot{U} = {}^0P - {}^0F - C{}^0\dot{U} \quad (b)$$

中心差分法是一种显式算法。这是由于递推公式是从时刻 t 的运动方程导出的, 因此内力 F 不出现在递推公式 (2.5-22) 的左端, 而 M 、 C 均为常数矩阵。显式算法的这一优点在非线形分析中更为重要, 因为在隐式算法中式 (2.5-15) 所示的积分要表示为与位移有关的随时间变化的刚度矩阵与节点位移向量的乘积, 求解中要进行矩阵求逆的运算。

2.2 时间步长的确定

中心差分法是条件稳定算法, 即利用它求解具体问题时, 时间步长 Δt 必须小于由该问题求解方程性质所决定的某个临界值 Δt_{cr} , 否则算法将是不稳定的。中心差分法的稳定性条件是

$$\Delta t \leq \Delta t_{cr} = \frac{T_n}{\pi} \quad (c)$$

式中 T_n ——有限元系统的最小固有振动周期。

可以证明, 系统的最小固有振动周期 T_n 总是大于或等于最小尺寸单元的最小固有振动周期 $\min(T_n^e)$ 的。因此, 网格中最小尺寸的单元将决定中心差分法时间步长的选择。它的尺寸愈小, 将使 Δt_{cr} 愈小, 从而使计算费用愈高。这点在划分有限元网格时要予以注意, 以避免因个别单元尺寸过小, 而使计算费用不合理地增加。

在塑性成形模拟计算中, 我们并不求解系统的最小振动周期, 而且制件的最小振动周期是随着变形而变化的。在实际计算中, 一般是根据准确地描述弹性应力波的传播过程的要求确定的。这时可由各单元的最小特征尺寸近似地确定系统的临界时间步长, 即

$$\Delta t_{cr} = \min \left(\frac{L^e}{c} \right) \quad (2.5-23)$$

式中 c ——弹性波在物体中的传播速度;

L_e ——单元的最小特征尺寸。

c 可由下式计算

$$c = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)\rho}} \quad (2.5-24)$$

壳单元中的弹性波速可以用下式计算

$$c = \sqrt{\frac{E}{(1-\nu^2)\rho}} \quad (2.5-25)$$

式中 E ——材料的弹性模量；

ν ——材料的泊松比；

ρ ——材料的质量密度。

至于 L_e (单元的最小特征尺寸) 则与单元类型有关。可取为单元中相距最近的两个节点之

$$L_e = \begin{cases} \frac{V_e}{\max\{A_e\}}, \\ \frac{(1+\beta)A_s}{\max\{L_i\}} \text{ 或 } \frac{(1+\beta)A_s}{\max\{D_i\}}, \end{cases}$$

式中 V_e ——体单元的体积；

$\max\{A_e\}$ ——体单元的最大侧面积；

A_s ——壳单元的面积；

L_i ——壳单元的边长；

D_i ——四边形单元的对角线长。

在塑性成形过程有限元模拟中，一般可取时间步长 Δt 为

$$\Delta t = \eta \Delta t_\alpha \quad (2.5-28)$$

式中 η 一般可取为 0.5~0.9。

在大变形过程中，单元尺寸将发生明显的改变，应该根据单元尺寸的变化修改计算中所用的时间步长 Δt 。例如每隔一定的计算步数重算一次时间步长。

设修改前后的时间步长分别为 Δt_{i-1} 和 Δt_i ， $\Delta t_i = \beta \Delta t_{i-1}$ ，则考虑时间步长变化时式 (2.5-20) ~ (2.5-22) 分别修改为

$${}^iU = \frac{2}{\Delta t_{i-1}^2(1+\beta)\beta} [\beta {}^{i-1}U - (1+\beta){}^iU + {}^{i+1}U] \quad (2.5-29)$$

$${}^iU = \frac{1}{\Delta t_{i-1}(1+\beta)} [{}^{i-1}U + {}^{i+1}U] \quad (2.5-30)$$

$${}^{i+1}U = \left[\frac{2}{\Delta t_{i-1}^2(1+\beta)\beta} M + \frac{1}{\Delta t_{i-1}(1+\beta)} C \right]^{-1} \left\{ {}^iP - {}^iF + \frac{2}{\Delta t_{i-1}^2\beta} M {}^iU - \left(\frac{2}{\Delta t_{i-1}^2(1+\beta)} M - \frac{1}{\Delta t_{i-1}(1+\beta)} C \right) {}^{i-1}U \right\} \quad (2.5-31)$$

间的距离，也有人建议取相距最近的两个积分点之间的距离。在板料成形过程分析中，若采用退化 4 节点壳单元， L_e 可取为

$$L_e = \frac{A}{\sqrt{B_u B_w}} \quad (i=1,2; \alpha=1,2,3,4) \quad (2.5-26)$$

$$[B_u] = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} x_2^2 - x_1^2 & x_2^3 - x_1^3 & x_2^4 - x_1^4 & x_2^5 - x_1^5 \\ x_1^4 - x_1^2 & x_1^3 - x_1^1 & x_1^2 - x_1^4 & x_1^3 - x_1^1 \end{bmatrix}$$

式中 A ——单元表面积；

x_i^α ——节点 α 的 x_i 坐标值。

L_e 也可以由下式计算

$$\begin{matrix} \text{体单元} \\ \text{壳单元, 其中 } \beta = \begin{cases} 0, & \text{四边形} \\ 1, & \text{三角形} \end{cases} \end{matrix} \quad (2.5-27)$$

求解有限元运动方程 (2.5-11) 时，也可以以节点速度或节点加速度 (这时忽略阻尼项) 为基本未知量，节点位移则由基本未知量和中心差分公式计算得出。

2.3 动力显式算法的进一步讨论

2.3.1 惯性效应问题

由于动力显式有限元法算法简捷、不需进行迭代计算、能稳定地求解强非线性问题，因此近年来在冲压成形过程的计算机模拟中得到了广泛的应用。应用这种方法时，由于中心差分方法的稳定性要求限制了时间步长，为了提高计算效率往往人为地提高工具的运动速度。这样，就不可避免地引入了过度的惯性效应。在制件所受的约束不足的情况下，惯性效应表现得尤为明显，可能导致模拟结果严重偏离实际情况。如在模拟冲压工艺中压料面中包含部分柱面的压边圈夹紧阶段变形过程时，由于这一阶段模具对板材所加的几何约束很少，惯性效应的影响十分突出。当压边圈低速运动时，板材弯曲成柱面，与实际情况一致；而当压边圈高速运动时，模腔中部的板材由于惯性滞留不动，仅边缘部分随压边圈一起运动，最终形成一个凸包。这个凸包在随后的冲压成形阶段模拟中，可能发生失稳，导致计算发散。

因此，一般建议在曲面压边圈夹紧阶段的模拟中采用较小的工具运动速度，如 1 m/s，以避

免惯性效应导致明显的计算误差；另外，也可以假想地将压料面延拓到模腔区域（对单曲率曲面），或用膜面将模腔区域补满（对双曲率曲面），从而构成一个“拟实压边圈”，使工具速度得以提高。在冲压成形阶段的模拟中，由于凸模、凹模和压边圈对制件形成了很强的约束，制件的形状不会偏离实际情况，故可以采用较大的工具速度，如 10~20 m/s。应该注意，惯性效应除了会引起形状误差外，对于制件中应力和应变的分布，起皱、破裂和回弹的预测，以及成形力等等，都有影响。惯性效应的大小，可以用制件中动能与变形能之比来衡量。但是如何定量地评价惯性效应的影响程度，以及为了将惯性效应对计算结果的影响限制在可以接受的范围内、应该如何选择工具的运动速度，还没有科学的、系统的方法。因此，对于提高工具运动速度所得到的塑性成形过程模拟结果，要进行谨慎的分析，尽可能通过实验进行验证。

另一种人为改变计算参数提高计算效率的方法是增大材料的密度。由式 (2.5-24) 和式 (2.5-25) 可知，增大密度 ρ 能降低弹性波速，从而增大临界时间步长 Δt_{cr} 。就提高计算效率和引进惯性效应的程度而言，增大材料密度与提高工具速度是相当的。当采用速率无关的弹塑性本构关系时，这两种方法是等同的；当采用弹粘塑性本构关系时，由于提高工具速度还会提高整体的应变速率，从而引起本构关系计算的误差，而单纯增大材料密度不会改变整体的应变速率，所以在这种情况下采用增大密度的方法更为适宜。

2.3.2 动力松弛法

金属塑性成形一般地都可视为准静态问题。为了利用动力显式算法求解强非线性问题的能力，有时把塑性成形问题作为动力问题来处理。若模具速度在合理的范围内，用动力方法求得的制件的位移和应变与静力解是一致的，但制件所受节点外力和制件中的应力都是波动的。在某些时刻，希望得到较精确的应力和节点力，即使其尽可能接近静力解；或当加载过程结束后以及制件卸载回弹时，希望得到稳定静止平衡状态的应力解以及回弹过程达到稳定平衡状态的位移解，就要采用动力松弛法。因为松弛的目的是尽快地求得系统达到稳定静止平衡状态的解，所以要找出达到临界阻尼的条件，这时 M 和 C 均可采用任

意的虚拟值。

动力松弛法采用与动力显式算法同样的方程，主要问题是如何确定临界阻尼。对于一维振动系统，临界阻尼条件是 $c = 2\sqrt{mk}$ ，这时过渡过程时间最短。对于有限元系统，若阻尼矩阵由式 (2.5-19) 表示，即

$$C = \alpha M$$

则由临界阻尼条件

$$\alpha = 2\omega_{\min} \quad (a)$$

其中 ω_{\min} 是系统的最小特征圆频率，可由瑞利商估计如下

$$\omega_{\min}^2 = \frac{U^T K U}{U^T M U} \quad (2.5-32)$$

由于显式时间积分不求刚度矩阵 K ，在上式中用 F 代替 KU ，于是得

$$C_{ii} = 2\sqrt{M_{ii}K_{ii}}, \quad K_{ii} = \frac{\Delta F_i}{\Delta U_i} \quad (b)$$

我们把判断物体系统达到稳定平衡的判据称为动力松弛法的收敛准则。可以采用如下收敛准则：

不平衡力收敛准则

$$\frac{\|P - F\|}{\|F\|} \leq \epsilon_F \quad (2.5-33)$$

动能收敛准则 $\frac{E_k}{E_{kmax}} \leq \epsilon_E \quad (2.5-34)$

式中 E_k ——物体系统在任一时刻 t 时的动能；

E_{kmax} ——物体系统的最大动能；

ϵ_F 和 ϵ_E ——容许误差。

2.3.3 提高计算效率的一些措施

为了进一步提高动力显式算法的计算效率，可以采取的措施：①在保证计算稳定性的前提下，应尽可能采用简单的单元，如采用减缩积分加砂漏控制代替其他积分方法，等等；②可采用子循环将尺寸相差过大的单元分两批处理，彼此的时间步长可相差一倍；③对于极个别因应变集中而使其最小特征尺寸过小的单元，可以通过增大材料密度的方法增大其临界时间步长，使整个计算所用的时间步长不致因个别单元的畸变受到影响。

3 隐式时间积分方法

3.1 Newmark 法

Newmark 法是应用最广泛的一种隐式算法，

实质上是线性加速度法的一种推广。它采用下列假设

$${}^{t+\Delta t}\dot{U} = \dot{U} + [(1-\delta)\dot{U} + \delta{}^{t+\Delta t}\dot{U}]\Delta t \quad (2.5-35)$$

$${}^{t+\Delta t}U = U + \dot{U}\Delta t + \left[\left(\frac{1}{2} - \alpha \right) \ddot{U} + \alpha{}^{t+\Delta t}\ddot{U} \right] \Delta t^2 \quad (2.5-36)$$

其中, α 和 δ 是按积分精度和稳定性要求而决定的参数。当 $\delta=0.5$ 和 $\alpha=1/6$ 时, Newmark 法成为线性加速度法(梯形法), 这时式(2.5-35)和(2.5-36)可以从下面时间间隔 Δt 中线性假设的加速度表达式的积分得到

$${}^{t+\Delta t}\ddot{U} = \ddot{U} + ({}^{t+\Delta t}\ddot{U} - \ddot{U})\tau/\Delta t \quad (a)$$

式中 $0 \leq \tau \leq \Delta t$ 。当 $\delta=0.5$ 和 $\alpha=0.25$ 时, Newmark 法为常平均加速度法, 这时 Δt 内的加速度为

$${}^{t+\Delta t}\ddot{U} = \frac{1}{2}({}^{t+\Delta t}\ddot{U} + \ddot{U})$$

和中心差分法不同, Newmark 法中时刻 $t + \Delta t$ 的位移解答 ${}^{t+\Delta t}U$ 是通过满足时间 $t + \Delta t$ 的运动方程

$$M{}^{t+\Delta t}\ddot{U} + C{}^{t+\Delta t}\dot{U} = {}^{t+\Delta t}P - {}^{t+\Delta t}F \quad (b)$$

而得到的。

为了写出增量计算公式, 将式(b)中的 ${}^{t+\Delta t}F$ 改写成下面的形式。在单元 e 中

$${}^{t+\Delta t}\sigma = {}^t\sigma + \Delta\sigma = {}^t\sigma + C^p B \Delta u^e \quad (c)$$

代入式(2.5-15)得

$$\begin{aligned} \sum_e \int_V B^T \sigma dV &= \sum_e \int_V B^T ({}^t\sigma + \Delta\sigma) dV \\ &= \sum_e \int_V B^T {}^t\sigma dV + \sum_e \int_V B^T C^p B \Delta u^e dV \end{aligned}$$

即

$${}^{t+\Delta t}F = {}^tF + K \Delta U \quad (d)$$

将上式代入式(b)得

$$M{}^{t+\Delta t}\ddot{U} + C{}^{t+\Delta t}\dot{U} + K \Delta U = {}^{t+\Delta t}P - {}^tF \quad (e)$$

式(2.5-36)可改写为

$${}^{t+\Delta t}\ddot{U}_{i+1} = \frac{1}{\alpha \Delta t^2} \Delta U_i - \frac{1}{\alpha \Delta t} \dot{U} - \frac{1}{\alpha} \left(\frac{1}{2} - \alpha \right) \ddot{U} \quad (f)$$

其中下标表示本增量步的迭代步数。

$$\Delta U_0 = {}^{t+\Delta t}U_0 - {}^tU$$

将式(f)、式(2.5-35)代入式(e)得

$$K^* \Delta U_0 = {}^{t+\Delta t}P - {}^tF^* \quad (2.5-37)$$

其中

$$K^* = K + \frac{1}{\alpha \Delta t^2} M + \frac{\delta}{\alpha \Delta t} C \quad (g)$$

$$\begin{aligned} {}^tF^* &= {}^tF - M \left(\frac{1}{\alpha \Delta t} \dot{U} + \frac{1}{\alpha} \left(\frac{1}{2} - \alpha \right) \ddot{U} \right) - \\ &C \left(\left(\frac{\delta}{\alpha} - 1 \right) \dot{U} + \Delta t \left(\frac{\delta}{2\alpha} - 1 \right) \ddot{U} \right) \quad (h) \end{aligned}$$

利用时刻 t 的结果代入式(2.5-37)求得 ΔU_0 后, 进行如下迭代计算对 ${}^{t+\Delta t}U$ 进行修正

$$\left. \begin{aligned} K \Delta U_i &= {}^{t+\Delta t}P_i - {}^{t+\Delta t}F_i^* \\ {}^{t+\Delta t}U_{i+1} &= {}^{t+\Delta t}U_i + \Delta U_i \end{aligned} \right\} \quad (2.5-38)$$

其中

$${}^{t+\Delta t}F_i^* = {}^{t+\Delta t}F_i + M{}^{t+\Delta t}\ddot{U}_i + C{}^{t+\Delta t}\dot{U}_i \quad (i)$$

式(2.5-37)和(2.5-38)可以按照与静力分析相同的步骤进行求解。由于最终的迭代计算公式是利用 $t + \Delta t$ 时刻的运动方程式(e)得出的, 因此方程左边的系数矩阵也是未知量 ${}^{t+\Delta t}U$ 的函数, 这种算法称为隐式算法。可以证明, 当 $\delta \geq 0.5$, $\alpha \geq 0.25 (0.5 + \delta)^2$ 时, Newmark 法是无条件稳定的, 即时间步长 Δt 的大小不影响解的稳定性, 此时 Δt 的选择主要根据解的精度确定。无条件稳定的隐式算法以 K^* 和 K 求逆为代价换得了比有条件稳定的显式算法可以采用大得多的时间步长。

3.2 显式与隐式算法的比较和显隐结合的方法

显式算法比较适合用于波的传播问题求解。当给定某些节点的初始扰动, 经过 Δt 后, 和它们相关的节点将进入运动, 随着时间的推移逐步传播, 这与波的传播特点是一致的。在塑性成形模拟中, 显式算法适合于成形加载过程的分析求解。这是因为显式算法无需迭代, 在采用集中质量矩阵和集中阻尼矩阵后, 各自由度的方程可单独计算, 求解方便; 由于不形成大的系数矩阵, 所以计算量与总自由度数成比例, 适合于大规模的问题; 由于时间步长 Δt 很小, 所以对各种非线性因素进行线性化处理误差小, 对处理强非线性问题很有利。而采用隐式算法模拟成形过程, 由于问题的高度非线性性质, 计算的收敛性不易得到保证。

反之, 无条件稳定的隐式算法比较适合于结构动力学问题。因为结构的响应中通常低频成分主要是, 从计算精度考虑, 允许采用较大的时

间步长，不要因为 Δt_c 的限制而使时间步长太小致使计算量过大。隐式算法中 Δt 的选取主要取决于精度要求。在塑性成形模拟，尤其是板材成形模拟中，卸载回弹即是一个结构动力学问题。回弹后制件需经过与系统最低振动周期有关（可取其 1.5 倍）的时间以后才能接近达到稳定平衡状态，这段时间远大于临界时间步长。因此，采

用显式算法模拟回弹过程所需的计算量将远大于模拟成形过程所需的计算量。实际上在回弹分析中，只关心制件的最终形状和残余应力的分布，而无需考察虚拟的过渡过程；同时回弹过程的非线性并不太强，计算收敛性是有保证的。这时采用隐式算法求解可以取很大的时间步长，甚至只需计算一步，是很有效的。

第6章 塑性成形模拟的实施

1 塑性成形模拟的一般步骤

与一般的有限元结构分析类似,塑性成形过程模拟也可以大致分为建模(即建立几何模型)、分网(即建立有限元模型)、加载(即给定边界条件)、求解和后处理几个步骤。但是塑性成形模拟还有自身的特点:

1) 制件通常不是在已知的载荷下变形,而是在模具的作用下变形,而模具的型面通常是很复杂的。处理制件与复杂的模具型面的接触问题增大了模拟计算的难度。

2) 塑性成形中往往伴随着温度变化,在热成形和温成形中更是如此,因此为了提高模拟精度,有时要考虑变形分析与热分析的耦合作用;塑性成形还会导致材料微观组织性能的变化,如变形织构、损伤、晶粒度等的演化,考虑这些因素也会增加模拟计算的复杂程度。

下面对这些步骤作一些基本的介绍。

1.1 建立几何模型

一般的有限元分析商业软件都是提供简单的几何造型功能,可满足几何形状简单的成形模拟建模需要。形状复杂的制件或模具的几何模型可以在CAD系统中生成,利用分析软件的IGES等文件接口读入。

1.1.1 几何建模方法

利用分析软件建模时,首先要选择合适的坐标系,选择当前的工作平面,构成当前几何元素定义及其操作所针对的参考系。坐标系和工作平面有缺省定义,且可以根据需要随时改变。

给定参考系后,就可以创建点、线、面、体等基本的几何元素,创建这些元素时根据需要输入有关参数,许多参数可以通过鼠标拾取的方式输入。基本几何元素生成后,可以对它们进行各种几何操作,从而建立复杂的模型。由低级的几何对象可以生成高级的几何对象,如由点生成线、线生成面、面生成体等。几何对象的并、交、扫动、回转、分割、合并等操作则能生成新

的更复杂的几何对象。

1.1.2 模具和制件的几何模型

形状简单的模具和制件,可以采用以上介绍的方法由分析人员生成。毛坯通常采用这种方法生成,一方面它的形状简单,另一方面在工艺设计阶段毛坯的精确尺寸往往还没有确定,而是要根据模拟结果确定。

模具型面往往包含自由曲面,需要用CAD系统造型。分析软件一般都具有CAD系统的文件接口,以便读入在CAD系统中生成的设计结果。最常用的文件接口包括:IGES, STL, VDA等。有些软件还针对Pro/E、I-DEAS等知名CAD软件开发了专用接口,但这些专用接口需要另外购买。

由模具设计人员用CAD软件设计的几何模型,往往不能完全满足有限元分析的要求,例如曲面有重叠、缝隙,包含过于细长的曲面片等等。因此,需要进行检查和修改,消除这些缺陷。另外,原始设计中包含的一些细小特征,如小凸台,拉延肋等,应该删去,以免导致在这些区域产生过多细小的单元,不必要地增加计算工作量。

冲压成形中,凹模、凸模和压边圈的型面分别与冲压件的上下表面而贴合,因此只需要输入冲压工序件的形状,通过适当的偏移(offset)和裁剪,即可由它生成各模具的型面。有些冲压成形模拟专用软件(如AutoForm等)具有冲模型面设计模块,可以只输入零件的几何模型,利用软件对零件模型进行处理,如将空洞和边缘的凹进部分补满,根据零件形状生成压料面、工艺补充部分,定义拉延肋模型,定义毛坯形状等,这样在设计开始阶段就能利用模拟计算出合理的模具型面,具有很强的实用性。

1.2 建立有限元分析模型

1.2.1 分网

分网即是将问题的几何模型转化成离散化的有限元网格。分网时要根据问题本身的特点选择

适当的单元类型。根据问题的几何和受力状态的特点,尽可能选用较简单的单元类型,例如平面应变问题和轴对称问题仅在平面内进行离散化,尽量不用三维单元;冲压成形模拟中采用壳单元,尽量不用实体单元等。针对问题中所要分析的物理场变量类型,选择单元的节点自由度类型,例如自由度为位移、温度等。一般说来,采用三角形和四面体单元容易对复杂的区域自动分网,具有很强的适应性,但常应变的三角形单元和四面体单元计算精度低。四边形和六面体单元计算精度较三角形和四面体单元高,但是复杂区域难以剖分成全部为四边形或六面体单元,尤其是难以实现全自动剖分。如果可能,应尽量采用四边形和六面体单元。由于塑性成形的高度非线性性质,一般多采用低阶单元(形函数为线性、双线性或三重线性的单元),而不采用高阶单元。但是为了便于在计算中根据曲率变化和应变梯度的变化灵活地进行网格密度调整(细化和粗化),提高成形模拟的精度,也常常采用可变节点数的过渡单元。这种单元可以根据需要灵活引入边中节点,实现单元本身的细分(如将一个四边形单元或三角形单元分为4个相同形状的单元)和边长相差1倍的单元的过渡(其中一边的单元细分一次,另一边的单元仅引入边中节点而不细分)。

网格划分的方法主要可分为两类。一类是映射法,或称为结构化的方法,使用这种方法首先要将需要分网的区域分解成四边形或三角形的较规则的子域,每个子域作为一个超单元。然后针对每个子域给定各边的节点数量,最后生成与子域形状相似的单元。这类方法用户易于控制,以实现其特定的意图,但操作麻烦,网格的质量不一定好。另一类是自由的或非结构化的方法,这类方法所依据的算法种类繁多,由于其自动化水平高,一般而言生成的网格质量好,能适应各种复杂的情况,用户可以指定各个位置单元的边长以实现网格密度的变化,使用更为方便。在成形模拟中,毛坯形状简单,可用映射法分网,而模具型面一般由许多曲面片构成,形状复杂,一般采用自动剖分方法。

分网后应检查网格质量,其中包括:单元各边长应尽可能相等,单元的内角应尽可能平均,4节点壳单元的各节点应尽可能共面。另外,为了使离散后的有限元模型尽可能逼近原模型的几

何形状,应控制离散化前后的表面之间的最大偏差。对于检验不合格的单元,需要调整网格密度控制参数重新分网,或进行局部的手工调整,如移动节点位置,网格加密等。

1.2.2 选择材料模型

功能强的分析软件提供的材料模型种类较多,用户可以根据问题的主要特点,精度要求和可得到的材料参数选择合适的模型,并输入有关参数。例如对于各向异性较强的板材的冲压成形,应选用塑性各向异性材料模型;对于热锻问题,应选用黏塑性模型,为了提高计算精度,还可以考虑选用材料参数随温度变化的模型;为了预测冷锻等成形过程中制件的内部裂纹,可以采用损伤模型,等等。越是复杂的模型,其计算精度越高;但计算量也会提高,同时所需输入的材料参数也越多。一般而言,材料的物理性能和弹性性能参数,如密度、热容、弹性模量、泊松比等,对于材料成分和组织结构小的变化不太敏感,精度要求不特别高时,可以参照类似材料的参数给定。但是材料的塑性性能是结构敏感的,与材料的成分、组织结构、热处理状态,以及加工历史等都有密切关系,需要通过试验测定。

1.2.3 选择求解算法

对于准静态的成形过程,应尽可能选用静力算法求解,以避免采用动力算法时人为地引入的惯性效应,同时静力算法求得的应力场也更为准确,有利于回弹预测的准确性。对于高速成形过程,应采用动力算法求解,以便考虑惯性效应的影响;另外,对于静力算法不易收敛的准静态问题,也可利用动力算法对强非线性问题的强大处理能力进行求解,但要仔细地考察惯性效应带来的误差。

在冲压成形模拟中,可以根据需要选择增量法或逆算法。在冲模概念设计阶段,可以采用逆算法,快速地、甚至实时地评价不同的工艺方案,同时设计合理的毛坯形状。在冲模详细设计和冲模调试阶段,应采用增量法以便得出精确的模拟结果,指导设计和调试工作。

在体积成形模拟中,若主要关心成形过程中制件的变形情况,应采用刚塑性有限元法,以减少计算量;若还要考虑制件卸载后的残余应力分布,则应采用弹塑性有限元法。

对于变形分析与热分析耦合的问题,可以选

择间接耦合或直接耦合的计算方式。间接耦合计算量较小,但变形场和热场计算的切换较麻烦,对热成形问题可以采用这种方式。直接耦合计算不易收敛,计算量较大,但不需切换计算。热处理过程变形量很小,变形场对热场分析的影响也很小,宜采用这种方式模拟。

1.3 定义工具和边界条件

与结构分析中的加载相对应,塑性成形模拟中要定义工具和边界条件。

1.3.1 定义边界条件

成形模拟中的位移边界条件主要是对称性条件,利用对称性可以大大减小所需的计算量。在液压胀形中要定义液压力作用的制件表面和液压力随时间的变化关系。

热分析中的边界条件包括:环境温度、表面换热系数等。

1.3.2 定义工具

在成形模拟中直接给定制件所受外力的情况是很少见的。制件所受的外力主要是通过制件与模具的接触施加的。

建立几何模型时定义了工具的几何形状,分网时建立了工具表面的有限元模型。为了使工具的作用能正确地施加到制件上,还需定义工具如下三方面的性质。

(1) 位置和运动

将各个工具放置到正确的位置上,各工具应有正确的相对位置关系。通过工具的死/活选择,定义每一道工序中起作用的工具。其他工具在该工序中不起作用。工具的运动方式主要有两种:直线运动和旋转。定义直线运动需给定运动方向和位移(或速度)随时间的变化规律;定义旋转需给定转轴和转角(或角速度)随时间的变化规律。

(2) 接触和摩擦

有的软件提供了多种接触和摩擦的处理方法供用户选择,有的仅提供缺省的处理方法,仅需输入摩擦系数或摩擦因子。

(3) 其他工艺参数

例如冲模中的压边圈需给定压边力。冲模的拉延肋若直接用其几何形状来建模,就要对制件流过拉延肋的部分细分网格,不必要地增加了计算量,所以通常采用等效拉延肋模型(线模型)

来模拟它对板材的进料阻力。用户可以直接输入确定拉延肋阻力的参数,也可以给出拉延肋的剖面尺寸,由软件计算出对应的拉延肋阻力。

1.4 求解

求解阶段一般不需用户干预。成形过程模拟由于具有高度非线性性质,计算量很大。计算过程的有关文字信息可以从输出窗口观察,有的软件还可以通过图形显示随时检查计算所得的中间结果。如果计算出现异常情况或用户想改变计算方案,可以随时中止计算进程。计算的中间结果将以文件形式保存,重新启动计算时不必从头算起,可以从保存了结果的时刻算起。另外,塑性成形中,尤其是体积成形中,网格可能发生严重的畸变。在这种情况下,为保证计算的正常进行需要重分网格,然后再继续计算。功能强的软件可以自动地进行网格自适应重分,不必用户干预。

1.5 后处理

后处理通常是通过读入分析结果数据文件激活的。分析软件的后处理模块能提供制件变形形状、模型表面或任意剖面上的应力应变分布云图、变形过程的动画显示、选定位置的物理量与时间的函数关系曲线、沿任意曲线路径的物理量分布曲线等,使用户能方便地理解模拟结果。除此以外,成形模拟软件的后处理模块还提供一些专门的手段用以预测成形质量和成形缺陷,如冲压成形模拟中的成形极限图显示制件各部分的安全裕度,光照效果图显示制件的起皱等表面缺陷;体积成形中的损伤因子分布云图显示制件内部出现裂纹的危险程度,选定质点的流线显示成形中金属的流动方式。

如何用平面图形形象而明确地显示物理量,特别是张量在三维空间中的分布,仍是正在研究的问题。

1.6 CAE与CAD的集成

成形模拟通常又称为CAE(Computer Aided Engineering),它与塑性成形工艺及模具的计算机辅助设计(CAD)具有十分密切的关系,这是因为:

1) CAE的目的,是对成形工艺和模具设计

结果进行校核和检验, 以及对某些工艺参数进行优化。模拟计算的结果, 必须返回给设计人员, 使他们能根据计算结果修改原设计, 提高设计质量, 减少试模工作量, 实现优化设计。

2) 塑性成形中所用模具的型面通常都十分复杂, 必须借助于三维 CAD 软件才能生成, 因此 CAD 也是塑性成形模拟的必要的技术支持。

因此, 实现 CAD/CAE 的集成, 对于提高设计效率和设计质量, 实现并行工程, 缩短产品开发周期, 具有重要意义。目前这种集成主要是通过 IGES 等格式的文件接口实现的, 已有一些 CAD 软件通过自己的菜单可以调用 CAE 软件。随着网络技术的发展, CAD、CAE、CAM 等各种软件资源将能集成到由企业和社会的其他人力、物力资源为一个共同的产品开发目标而结成的虚拟设计、制造系统中, 在集成的环境中发挥更大的作用。

2 工具加载的模型化

2.1 工具与制件之间的接触

工具对制件的加载是通过接触实现的。我们先介绍金属塑性成形模拟中接触与摩擦的处理方法。

2.1.1 接触条件

设有两个物体发生接触, 如图 2.6-1 所示。这两个物体各自占据的空间区域为 V_1 和 V_2 , 外表面分别为 S_1 和 S_2 。实线所示为物体在 t 时刻的位置。而在 $t = \tau$ 时, 两个物体发生接触, 如双点画线所示。 P_1 和 P_2 分别为接触区域中两个物体上的对应接触点。这两点上的外法线向量分别记为 n_1 和 n_2 。若这两个物体保持接触状态, 则应满足如下条件。

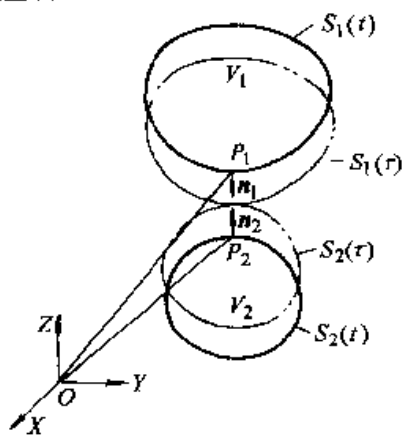


图 2.6-1 两个物体的接触

(1) 几何条件

这两个物体不能相互嵌入, 且有相重合的外表面。处于重合即接触部分的任意一对接触点坐标相同, 而外法线方向相反, 即

$$(V_1 - S_1) \cap V_2 = \phi, S_1 \cap S_2 \neq \phi \quad (a)$$

$$\overrightarrow{OP_1} = \overrightarrow{OP_2}, n_2 = -n_1 \quad (b)$$

其中 $\overrightarrow{OP_\alpha}$ ($\alpha=1, 2$) 为 P_α 点的矢径。

(2) 运动学条件

当两个物体保持接触时, 在任意接触点处的法向速度相同, 即

$$U_1 \cdot n_1 = -U_2 \cdot n_2 \quad (c)$$

(3) 力学条件

若不考虑发生焊合的情况, 则在两个相互接触的物体之间, 法向只能有压力。若计算得出拉力, 则认为两物体已脱离接触, 应将作用力置为零。设 F_1 和 F_2 分别为物体 1 和物体 2 所受到的因接触产生的外力, 则

$$F_2 = -F_1 \quad (d)$$

$$F_\alpha \cdot n_\alpha \leq 0, \alpha = 1, 2 \quad (e)$$

在塑性成形模拟中, 由于与制件相比, 工具的刚度很大, 因此一般将工具作为刚体看待。式 (b) 第一式和式 (c) 由工具决定。由于离散化的误差, 式 (b) 第二式只是近似满足的。由工具表面算得的法矢量称为“工具法矢”(tool normal), 由有限元离散化后的制件表面算得的法矢量称为“网格法矢”(mesh normal)。一般来说, 前者精度较高, 但在不知道与制件上有限元节点相对应的工具表面上的接触点位置时, 采用后者较简便。

2.1.2 接触判断

在成形过程中, 坯料与工具之间的接触状态是不断变化的。在接触区域中要对坯料施加接触条件。为此在每步计算中都要进行接触判断, 以便确定坯料上的哪些节点与哪个模具上的哪个表面单元处于接触状态。为了提高效率, 可以将接触判断分为两步。首先进行整体搜索, 目的是确定位于同一空间子域中的节点和表面单元的编号, 将这些节点和表面单元称为可能接触的节点和表面单元。然后进行局部搜索, 以便最终确定可能接触的节点和表面单元是否真的发生接触。

(1) 整体搜索 (global search)

整体搜索是建立在对坯料和模具所涉及的空间

间区域的划分的基础之上的。通常可以采用整体坐标系中的坐标平面或坐标线进行划分。在一般的三维描述中,用坐标面将曲面的定义域分割成相互连接的立方体。若曲面均不包含与 XY 平面垂直的部分,也可用坐标线将曲面在 XY 平面的投影的定义域分割成相互连接的矩形。分割后形成的立方体或矩形可统称为空间子域。若在一个空间子域同时存在坯料上的节点和模具上的表面单元或它们的投影,则它们构成了可能接触的节点和表面单元。

(2) 局部搜索 (local search)

局部搜索要完成的任务是:

1) 判断一个可能接触的节点与各模具在同一个空间子域中的诸表面单元中的哪一个最“接近”,即最有接触的可能性;

2) 该节点是否进入了最“接近”的表面单元的内部;

3) 如果进入,则求出过该点的法线与表面单元的交点坐标与该节点进入模具的进入量、局部搜索方法算法种类很多,这里介绍其中的一种沿工具法矢投影的算法。

如图 2.6-2 所示将节点 P 向曲面片投影,设投影点为 P'。P 点和 P' 点的坐标分别为 x 和 x'。P 点应该处在通过 P' 点且由 P' 点的工具法矢 n 所决定的直线上,而 $(\partial x / \partial \xi) |_{x'_0}$ 和 $(\partial x / \partial \eta) |_{x'_0}$ 分别为曲面片上通过 P' 点的两条曲线,因此有

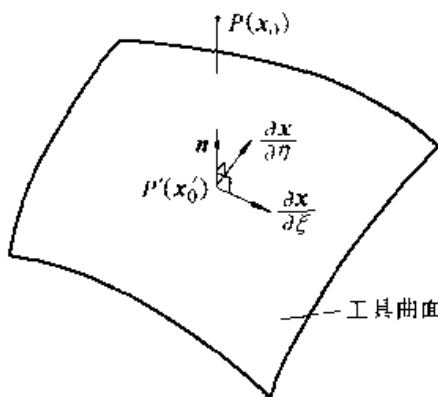


图 2.6-2 局部搜索的投影法

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial x}{\partial \xi} \Big|_{x'_0} \cdot \overrightarrow{P'P} &= 0 \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} \Big|_{x'_0} \cdot \overrightarrow{P'P} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (f)$$

式 (f) 是关于坐标 x' 的非线性方程组,可以用牛顿-拉夫森法求解。求得 x' 后,可以算得 P' 点的工具法矢 n。P 点的进入量由下式求得

$$g = n \cdot \overrightarrow{P'P}$$

当 g > 0 时, P 点位于曲面片外侧,不发生接触。当 g ≤ 0 时发生接触。这种方法是普遍适用的,但式 (f) 的求解计算量较大。

2.1.3 接触边界条件的处理

(1) 接触几何约束条件

设当第 n 步计算后节点 i 有进入量ⁿP

$${}^n P = ({}^n x^2 - {}^n x^1) \cdot {}^n n_1 \quad (\text{右上标为物体号})$$

在 n+1 步中,为满足接触的几何条件式 (b),应使下式成立

$$P = {}^n P - ({}^{n+1} x^2 - {}^{n+1} x^1) \cdot {}^n n_1 + (u^2 - u^1) \cdot {}^n n_1 = 0 \quad (g)$$

其中, P 为第 n+1 步的新的进入量。如果将上式作为约束条件加入问题的变分方程(或虚功方程)成为约束变分方程,则由约束变分原理可知,一般可采用罚函数法或拉格朗日乘子法使接触几何条件得到满足。这两种方法的特点也如前所述。其基本概念可用线弹性问题示例如下,对非线性问题的处理思路是类似的。

由最小位能原理得到的泛函经离散化处理后可写成

$$\Pi(U) = \frac{1}{2} U^T \cdot K \cdot U - U^T \cdot F$$

接触几何约束条件为

$$P = Q \cdot U + {}^0 P = 0$$

其中⁰P 和 P 分别为本步计算开始和结束时的进入量矢量, Q · U 为本步计算对进入量的修正(参见式 (g))。

1) 拉格朗日乘子法 拉格朗日乘子法的修正后的泛函为

$$\Pi_L(U, \Lambda) = \frac{1}{2} U^T \cdot K \cdot U - U^T \cdot F + \Lambda^T \cdot (Q \cdot U + {}^0 P) \quad (h)$$

由泛函驻值条件

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \Pi_L}{\partial U} &= 0 \\ \frac{\partial \Pi_L}{\partial \Lambda} &= 0 \end{aligned} \right\}$$

得

$$\begin{bmatrix} K & Q \\ Q^T & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U \\ \Lambda \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F \\ -{}^0 P \end{Bmatrix} \quad (2.6-1)$$

或

$$K_L \cdot U_L = F_L$$

A 的物理意义是接触力向量。

2) 罚函数法 罚函数法的修正后的泛函为

$$\Pi_p = \frac{1}{2} U^T \cdot K \cdot U - U^T \cdot F + \frac{1}{2} \alpha P^T \cdot P \quad (i)$$

由泛函驻值条件

$$\frac{\partial \Pi_p}{\partial U} = 0$$

得

$$[K + \alpha Q^T \cdot Q] \{U\} = \{F - \alpha Q^T \cdot P\} \quad (2.6-2)$$

或

$$K_p \cdot U = F_p$$

接触力为

$$F_c = \alpha P \quad (P \text{ 为进入量矢量}) \quad (2.6-3)$$

(2) 摩擦定律

摩擦与润滑对金属塑性成形过程有很大影响。在成形过程中制件与工具接触面摩擦的机理十分复杂，目前难以准确地描述。在理论分析和模拟计算中，一般采用下面两种模型。

1) 库仑摩擦定律

$$\tau = \mu \sigma_n \quad (\text{但 } \tau < \tau_s = k) \text{ 或 } P_t = \mu P_n \quad (2.6-4)$$

式中 μ ——摩擦系数；

τ ——摩擦应力；

P_t ——摩擦力；

σ_n ——正应力；

P_n ——正压力；

τ_s ——剪切屈服应力。

前一式用于描述分布的摩擦应力，后一式用于描述节点力等集中力。当正压力较小时（例如在冲压成形中），常用库仑摩擦定律。

2) 常摩擦力模型

$$\tau = mk = m \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \quad (2.6-5)$$

式中 m ——摩擦因子，理论上可取 $0 \leq m \leq 1$ ，但为了计算的稳定性，取 $m \leq 0.5$ 为好；

σ_s ——材料的屈服应力（屈服点）。

当正压力较大时（例如在体积成形中），应采用常摩擦力模型。在本篇第3章中已经介绍了常摩擦力模型的处理方法。

(3) 罚函数法在冲压成形模拟中的应用

下面针对板料成形过程的动力显式弹塑性有限元模拟，介绍用罚函数法处理接触边界条件的实施方法。其中摩擦定律用集中力的形式表达。

1) 接触力的计算 接触力即接触节点所受的力向外力，可采用罚函数法计算。当板料上的节点进入工具表面时，受到的法向外力 P_n 由下式计算

$$P_n = -\alpha \cdot g \quad (2.6-6)$$

式中 α ——罚因子；

g ——进入量。

此法向外力将节点推向工具表面，使得接触几何条件和运动学条件近似得到满足。罚因子 α 取得愈大，进入量 $|g|$ 愈小，即接触条件满足得愈精确。但 α 取得过大会影响系统的动态响应。罚因子可由下式确定

$$\alpha = \begin{cases} \frac{KA^2}{V}, & \text{对实体单元} \\ \frac{KA}{l}, & \text{对壳单元} \end{cases} \quad (j)$$

式中 K ——体积弹性模量；

A ——单元的接触面积；

V ——实体单元的体积；

l ——壳单元的最大尺寸。

由于接触点法向的刚度很大，采用动力显式时间积分时，可能使得与此刚度相对应的特征频率太高，从而使得计算稳定性所要求的时间步长太小。因此对于按式 (2.6-6) 算得的 P_n 要乘以一个缩减因子 α_1 ，以保证计算的稳定性。

罚函数法的优点是处理简便、不增加问题的自由度。缺点是罚因子要根据经验适当选择，由于进入量的存在，接触条件只能近似得到满足，而且会引起接触力的不真实的振荡。

2) 摩擦力的计算 为了提高有限元计算的稳定性，可采用修正的库仑摩擦定律，除去静摩擦状态，使摩擦力 P_t 随相对位移增量 Δu_t 连续变化

$$P_t = \mu \| P_n \| \phi(\Delta u_t) \frac{\Delta u_t}{\|\Delta u_t\|} \quad (2.6-7)$$

式中 P_t ——摩擦力；

P_n ——正压力（法向力）；

μ ——摩擦系数；

Δu_t ——板料与模具接触点的相对位移增

量;

$\phi(\Delta u_t)$ ——连续函数, 可以采用类似于弹性-理想塑性应力应变关系曲线的形式, 如图 2.6-3 所示。

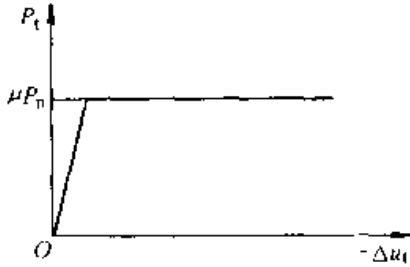


图 2.6-3 修正的库仑摩擦定律

用弹塑性应力应变关系来比拟摩擦问题中摩擦力和相对位移增量的关系, 可以建立摩擦问题的本构方程并引入所谓的关联流动法则。根据库仑摩擦定律, 滑动摩擦时摩擦力与正压力之间应满足关系 $P_t = \mu P_n$, 另一方面摩擦应力不能超过剪切屈服应力, 即接触点上作用的摩擦力应小于或等于剪切屈服应力与该节点对应的接触面积的乘积, 据此可写出摩擦问题的“屈服函数”。

$$F = (P_t)_1^2 + (P_t)_2^2 - k^2 = 0 \quad (2.6-8)$$

式中 $(P_t)_1$ 和 $(P_t)_2$ ——沿接触点局部坐标系在切平面内的两个坐标轴的摩擦力分量, 局部坐标系的另一个轴沿法向;

k ——由下式确定,

$$k = \min(|\mu P_n|, \tau_s A)$$

式中 τ_s ——剪切屈服应力;

A ——与该接触节点对应的接触面积。

类似于弹塑性应变的分解, 将摩擦问题中相对位移增量分解为“弹性”部分和“塑性”部分, 即 $\Delta u_t = \Delta u_t^e + \Delta u_t^p$ 。当式 (2.6-8) 中的 $F < 0$ 时为“弹性”状态, 摩擦力与相对位移呈线性关系

$$P_t = -E_f \Delta u_t = -E_f \Delta u_t^e \quad (2.6-9)$$

其中 $P_t = [(P_t)_1, (P_t)_2]^T$, $\Delta u_t = [(\Delta u_t)_1, (\Delta u_t)_2]^T$, E_f 为摩擦“刚性模量”或称为切向刚度, 可写为一对角矩阵。

当 $F = 0$ 时, 进入“屈服状态”。根据“关联流动法则”

$$(\Delta u_t^p)_\alpha = -\Delta \lambda \frac{\partial F}{\partial (P_t)_\alpha}, \Delta \lambda > 0, \alpha = 1, 2 \quad (k)$$

即“塑性”相对位移增量的方向指向“屈服面”外法线方向的反方向。

在实际计算中可采用与弹塑性本构关系中的回映算法类似的步骤:

① “弹性”预测

$$(\Delta P_t)_\alpha = -(E_f)_\alpha \cdot (\Delta u_t)_\alpha \quad (l)$$

$$(P_t)_\alpha^{trial} = (P_t)_\alpha + (\Delta P_t)_\alpha \quad (m)$$

② 径向回映

将式 (m) 算得的预测值代入“屈服函数”式 (2.6-8), 若 $F \leq 0$, 则 ${}^{t+\Delta t}(P_t)_\alpha = (P_t)_\alpha^{trial}$; 若 $F > 0$, 则应将算得的摩擦力拉回到“屈服面”上, 即

$${}^{t+\Delta t}(P_t)_\alpha = \beta (P_t)_\alpha^{trial}$$

$$\beta = k / \sqrt{[(P_t)_1^{trial}]^2 + [(P_t)_2^{trial}]^2}$$

摩擦力的增量计算是在接触节点的局部坐标系中进行的, 由于接触点的位置随时间改变, 该点的法线从而在该点建立的局部坐标系的坐标轴方向也随之改变。在采用式 (m) 进行摩擦力更新时, 首先应将在时刻 t 计算的摩擦力 P_t 转换到时刻 $t + \Delta t$ 时的局部坐标系中成为 \bar{P}_t 。具体计算如下:

$$\bar{P}_t = ({}^{t+\Delta t}T)^{-1} W \cdot {}^tT \cdot P_t \quad (n)$$

其中 tT 和 ${}^{t+\Delta t}T$ 分别为时刻 t 和 $t + \Delta t$ 由接触点局部坐标系到整体坐标系的坐标转换矩阵, W 为由于接触点法向的转动而引起的旋转算子。

$$W = W_1 \cdot W_2 \cdot W_3 \quad (o)$$

$$W_1 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \omega_1 & -\sin \omega_1 \\ 0 & \sin \omega_1 & \cos \omega_1 \end{bmatrix}$$

$$W_2 = \begin{bmatrix} \cos \omega_2 & 0 & \sin \omega_2 \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \omega_2 & 0 & \cos \omega_2 \end{bmatrix}$$

$$W_3 = \begin{bmatrix} \cos \omega_3 & -\sin \omega_3 & 0 \\ \sin \omega_3 & \cos \omega_3 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

式中

$$\sin \omega_1 = R_1$$

$$\sin \omega_2 = R_2$$

$$\sin \omega_3 = R_3$$

$$R = {}^t n \times {}^{t+\Delta t} n$$

式中 ${}^t n$ 和 ${}^{t+\Delta t} n$ ——时刻 t 和 $t + \Delta t$ 工具上接

触点的单位外法矢。

2.2 拖延肋阻力模型

对于汽车覆盖件等复杂冲压件，为了防止起皱，使变形分布均匀，经常采用拖延肋。拖延肋的剖面尺寸较小，如果在成形模拟中采用拖延肋的实际形状，单元必须分得很细，这将极大地增加模拟的困难。因此，一般采用简化的拖延肋模型，如图 2.6-4 所示。将拖延肋简化为模具表面上的一条曲线，对图中所取的线元 dl ， n_T 为沿模具表面的单位法矢量， n 和 t 分别为处于模具表面内的拖延肋线的单位法矢量和单位切矢量。 t 、 n 和 n_T 构成一右手系的三个基矢量。在成形过程中，板材在冲头的作用下沿图中 v 所示的方向流入型腔。这时拖延肋上的各点产生沿着拖延肋法向（即 n 向）的拖延肋阻力。板料经过拖延肋时要产生三次弯曲和反弯曲，形成一个稳定的塑性变形区。因此，拖延肋所产生的进料阻力也大体上保持不变。拖延肋的进料阻力与板材沿拖延肋线法矢的反方向的拉入量的关系与前面所述摩擦力与相对滑动位移增量的关系相似，如图 2.6-5 所示。图中 P_b 为拖延肋阻力， $-u_n$ 为沿拖延肋线法矢反方向的位移， E_b 为拖延肋的

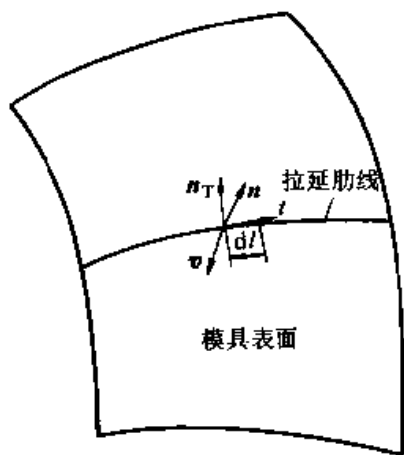


图 2.6-4 拖延肋线模型

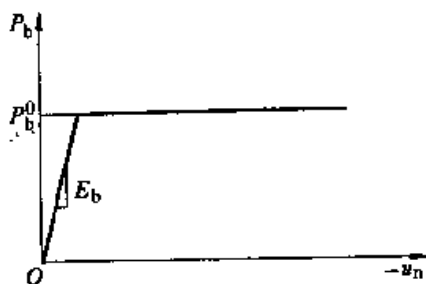


图 2.6-5 拖延肋力-位移关系

“弹性模量”。此处参照弹性-理想塑性模型，令最大拖延肋力为 P_b^0 。于是，我们可以借用弹塑性本构模型中的概念建立拖延肋的本构方程。

在拖延肋局部坐标系中考察拖延肋线的一段线元，只在 n 方向上有拖延肋力，故可仅在该方向上建立本构方程，仍可采用回映算法。

(1) “弹性预测”

$$\Delta P_b = -E_b \Delta u_n \quad (a)$$

$$P_b^{trial} = P_b + \Delta P_b \quad (b)$$

(2) 回映

$$\epsilon + \Delta \epsilon P_b = \begin{cases} P_b^{trial}, & \text{当 } P_b^{trial} \leq P_b^0 \\ P_b^0, & \text{当 } P_b^{trial} > P_b^0 \end{cases}$$

拖延肋模型中的参数 E_b 和 P_b^0 可通过试验测得。

在冲压成形模拟中，为了便捷地计算拖延肋力，可在拖延肋线上取一系列离散点，将拖延肋力用这些点上作用的集中力表示。为了使得拖延肋力能均匀地分配给有关的制件单元，拖延肋线上这些离散点的间距应小于制件单元的最小尺寸。集中力作用的方向为拖延肋线在该点的法向。某一拖延肋集中力对节点力 P_b^k 的贡献在该点处的拖延肋局部坐标系中可计算如下

$$P_{bi}^k = N_i^k P_b \quad (c)$$

式中 P_b —— 拖延肋集中力， i 表示处于制件单元内受 P_b 作用的拖延肋离散点；

N_i^k —— 节点 k 的形函数在该点的值；

P_{bi}^k —— 该集中力对节点 k 的节点力的贡献。

如果忽略拖延肋本构方程中的“弹性”部分，则离散后的集中力为一常数，计算更为简单。

在拖延肋局部坐标系中算得它对于节点力的贡献之后，要先将其转换到合适的坐标系中，才能与节点力的其他部分相加。

板料通过拖延肋时产生的阻力可以分为两部分：即分别由摩擦力和弯曲反弯曲变形产生的变形阻力。根据塑性理论可以建立这两部分阻力与拖延肋几何参数、摩擦系数以及材料性能参数之间的近似计算公式。拖延肋阻力的另一种确定方法是根据有关参数建立一个有限元模型进行模拟计算。

3 热分析与热力耦合分析

材料的成形过程是外加能量在材料内部重新再分配的过程，最常见的能量形式有热能和机械能。在金属塑性变形过程中，大量的机械能会转变成热能，热能的分布又影响到机械能的转变和分配，只有将变形模型与热分析耦合，才能更加合理地模拟材料的成形过程。

3.1 热传导问题的基本方程

热传导问题属于能量问题，必须满足能量平衡方程：

$$\dot{E}_{in} + \dot{E}_g = \dot{E}_{out} + \dot{E}_{ie} \quad (2.6-10)$$

式中，符号上的圆点表示时间速率；

- \dot{E}_{in} ——流入变形体的热能；
- \dot{E}_g ——变形体内部产生的热能；
- \dot{E}_{out} ——流出变形体的热能；
- \dot{E}_{ie} ——变形体内能的变化。

在变形体中的热能传递，用热传导来描述，假定热流密度与温度梯度成正比，即

$$q_x = -\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x}, \quad q_y = -\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y}, \quad q_z = -\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \quad (2.6-11)$$

式中 q_x, q_y, q_z —— x, y, z 方向上的热流密度，即在单位时间内通过单位面积上的热量；

$\lambda_x, \lambda_y, \lambda_z$ —— x, y, z 方向上的导热系数；

T —— 温度。

热量由高温向低温方向流动，因而上式右端取负号。

变形体与周围流体之间的热能交换，用对流来描述，通常认为热流密度与固体表面温度 T 及流体温度 T_c 的差成正比，即

$$q = \beta(T - T_c) \quad (2.6-12)$$

式中 β —— 表面放热系数。

对于服从电磁学定律的两个表面之间的热能交换，用辐射来描述，其热流密度由下式确定：

$$q = \sigma \epsilon (T^4 - T_c^4) \quad (2.6-13)$$

式中 σ —— Stefan-Boltzman 常数；

ϵ —— 材料表面的辐射系数；

T —— 变形体表面的绝对温度；

T_c —— 环境的绝对温度。

变形体内部热源产生的能量，用热源密度 ω 来描述，其物理意义为单位时间内单位体积的变形材料所产生的热量，具体计算公式与热源性质有关。

变形体内能的变化与其所吸收的热量相关，在单位时间内单位体积的变形材料吸收的热量 φ 可用下式描述：

$$\varphi = c\rho \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.6-14)$$

式中 c —— 变形材料的比热；

ρ —— 变形材料的密度；

t —— 时间。

从变形体中取出一个六面体微元 $dxdydz$ 如图 2.6-6 所示。由能量平衡方程得到

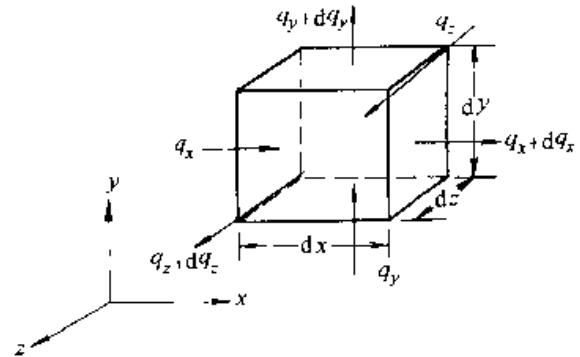


图 2.6-6 六面体微元

$$\begin{aligned} & (q_x dydz + q_y dzdx + q_z dx dy) + \omega dx dy dz \\ & = (q_x + dq_x) dydz + (q_y + dq_y) dzdx + (q_z + dq_z) \\ & \quad \times dx dy + c\rho \frac{\partial T}{\partial t} dx dy dz \end{aligned}$$

经整理，并将上式两边同除以 $c\rho dx dy dz$ ，即得到变形体的热传导基本方程：

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\alpha_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\alpha_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\alpha_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \frac{\omega}{c\rho} \quad (2.6-15)$$

式中 $\alpha_x = \frac{\lambda_x}{c\rho}, \alpha_y = \frac{\lambda_y}{c\rho}, \alpha_z = \frac{\lambda_z}{c\rho}$ (2.6-16)

$\alpha_x, \alpha_y, \alpha_z$ 称为变形材料的导温系数。对于各向同性材料 ($\alpha_x = \alpha_y = \alpha_z = \alpha, \lambda_x = \lambda_y = \lambda_z = \lambda$)，则热传导方程可表述为

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\omega}{\lambda} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.6-17)$$

如果变形体处于稳定状态，则温度场不随时间而变化，得

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\omega}{\lambda} = 0 \quad (2.6-18)$$

如果变形体处于没有任何内热源的稳定状态, 则热传导方程就简化成

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = 0 \quad (2.6-19)$$

热传导方程所描述的是温度随时间和空间的变化关系, 其实质反映了热能在变形体中的分布及其随时间的变化, 其解是不定的, 针对方程(2.6-15) 现引入初始条件和边界条件如下:

初始条件 ($t=0$),

$$T = \phi(x, y, z) \quad (2.6-20)$$

第一类边界条件 (给定边界面的温度), 变形体表面温度是时间 t 的已知函数, 即

$$T = \phi(t) \quad (\text{在边界 } S_1 \text{ 上}) \quad (2.6-21)$$

第二类边界条件 (给定边界面的热流密度), 变形体表面的热流密度是时间 t 的已知函数, 即

$$\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} l_x + \lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} l_y + \lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} l_z = q(t) \quad (\text{在边界 } S_2 \text{ 上}) \quad (2.6-22)$$

式中 l_x, l_y, l_z —— 边界面的外法线方向余弦。

第三类边界条件 (给定边界面的对流换热条件), 变形体表面与周围流体对流换热, 即

$$\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} l_x + \lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} l_y + \lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} l_z = -\beta(T - T_C) \quad (\text{在边界 } S_3 \text{ 上}) \quad (2.6-23)$$

3.2 稳态温度场的有限元法

稳态温度场的有限元法求解和稳态变形场求解相类似, 主要区别于场变量。在变形场分析中, 场变量是矢量场。而在温度场分析中, 场变量是标量场。因此稳态温度场问题要比变形场相对简单一些。同样, 稳态热传导问题也存在变分的泛函, 由变分建立的有限元方程与用伽辽金法建立的有限元方程是一致的。

伽辽金法是基于加权余量准则的一种求解线性和非线性微分方程近似解的方法。现以三维热传导问题为例, 说明用伽辽金法建立稳态温度场有限元法求解的一般格式。

由式(2.6-15)和式(2.6-16)可得正交各向异性材料的稳态热传导方程:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \omega = 0 \quad (2.6-24)$$

将求解区域 V 离散成由 m 个单元体和 n 个节点组成的有限元求解模型, 在每个单元内各点处的温度 $T(x, y, z)$ 可以近似地用该单元节点处的温度 $T_i(x_i, y_i, z_i)$ 来表示:

$$T = \sum_{i=1}^{n_e} N_i(x, y, z) T_i \quad (2.6-25)$$

$$\text{即} \quad T = \mathbf{N} \mathbf{T}^e \quad (2.6-26)$$

式中 n_e —— 每个单元的节点个数;

\mathbf{N} —— 形函数矩阵;

\mathbf{T}^e —— 单元节点温度的列矢量。

由于 $T(x, y, z)$ 为近似函数, 虽在求解过程中经边界条件的处理能够强制满足 S_1 边界上的温度值, 但将其代入方程(2.6-24)及 S_2 和 S_3 边界上相应的稳态边界条件式时, 会产生余量, 即有

$$R_V = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \omega \quad (a)$$

$$R_{S_2} = \lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} l_x + \lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} l_y + \lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} l_z - q \quad (b)$$

$$R_{S_3} = \lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} l_x + \lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} l_y + \lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} l_z - \beta(T_C - T) \quad (c)$$

用加权余量准则建立有限元求解格式的基本思想是使上述余量的加权积分为零, 即

$$\int_V R_V w_1 dV + \int_{S_2} R_{S_2} w_2 dS + \int_{S_3} R_{S_3} w_3 dS = 0 \quad (2.6-27)$$

式中 w_1, w_2, w_3 —— 权函数。

上式的意义是使热传导基本方程和相关边界条件得到加权意义上的满足。

将式(a)至式(c)代入式(2.6-27), 并进行分部积分可得出

$$\begin{aligned} & - \int_V \left[\frac{\partial w_1}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial w_1}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial w_1}{\partial z} \right. \\ & \quad \left. \times \left(\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) - \omega w_1 \right] dV + \\ & \int_S w_1 \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} l_x + \lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} l_y + \lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} l_z \right) dS + \\ & \int_{S_2} \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} l_x + \lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} l_y + \lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} l_z - q \right) w_2 dS + \\ & \int_{S_3} \left[\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} l_x + \lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} l_y + \lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} l_z - \beta(T_C - T) \right] w_3 dS = 0 \quad (2.6-28) \end{aligned}$$

由于近似函数 T 是构造在单元中的, 因此式 (2.6-27) 的积分可改写成对单元积分的总和, 并用伽辽金法选择权函数, 其值和相应的权函数相关

$$\omega_2 = \omega_3 = -\omega_1 = N_j \quad (j=1, 2, \dots, n) \quad (2.6-29)$$

将式 (2.6-26) 和式 (2.6-29) 代入式 (2.6-28) 中, 并考虑到第一类边界条件属强制边界条件, 在 S_1 边界上不再产生余量, 则

$$\sum_{\sigma} \int_{V_{\sigma}} \left[\frac{\partial N_i}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial N}{\partial x} \right) + \frac{\partial N_i}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial N}{\partial y} \right) + \frac{\partial N_i}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial N}{\partial z} \right) \right] \mathbf{T} dV - \sum_{\sigma} \int_{V_{\sigma}} \omega_i \rho V_{\sigma} dV - \sum_{\sigma} \int_{S_2} N_i q dS - \sum_{\sigma} \int_{S_3} N_i \beta T_c dS + \sum_{\sigma} \int_{S_3} N_i \beta \mathbf{T} dS = 0 \quad (j=1, 2, \dots, n) \quad (2.6-30)$$

写成矩阵的形式则有

$$\sum_{\sigma} \int_{V_{\sigma}} \left[\left(\frac{\partial N}{\partial x} \right)^T \lambda_x \frac{\partial N}{\partial x} + \left(\frac{\partial N}{\partial y} \right)^T \lambda_y \frac{\partial N}{\partial y} + \left(\frac{\partial N}{\partial z} \right)^T \lambda_z \frac{\partial N}{\partial z} \right] \mathbf{T} dV + \sum_{\sigma} \int_{S_3} \beta \mathbf{N}^T \mathbf{N} \mathbf{T} dS - \sum_{\sigma} \int_{S_2} \mathbf{N}^T q dS - \sum_{\sigma} \int_{S_3} \mathbf{N}^T \beta T_c dS - \sum_{\sigma} \int_{V_{\sigma}} \mathbf{N}^T \omega dV = 0 \quad (2.6-31)$$

写成有限元求解格式为

$$\mathbf{KT} = \mathbf{P} \quad (2.6-32)$$

式中, \mathbf{K} 为热传导矩阵; $\mathbf{T} = [T_1 T_2 \dots T_n]^T$ 是节点的温度列阵; \mathbf{P} 为温度载荷列阵。矩阵 \mathbf{K} 和 \mathbf{P} 的元素分别表示如下

$$K_{ij} = \sum_{\sigma} K_{ij}^{\sigma} + \sum_{\sigma} H_{ij}^{\sigma} \quad (2.6-33)$$

$$P_i = \sum_{\sigma} P_{\psi}^{\sigma} + \sum_{\sigma} P_{\beta}^{\sigma} + \sum_{\sigma} P_{\omega}^{\sigma} \quad (2.6-34)$$

式中

$$K_{ij}^{\sigma} = \int_{V_{\sigma}} \left(\lambda_x \frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial N_j}{\partial x} + \lambda_y \frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial N_j}{\partial y} + \lambda_z \frac{\partial N_i}{\partial z} \frac{\partial N_j}{\partial z} \right) dV$$

$$H_{ij}^{\sigma} = \int_{S_3} \beta N_i N_j dS$$

$$P_{\psi}^{\sigma} = \int_{S_2} N_i q dS$$

$$P_{\beta}^{\sigma} = \int_{S_3} N_i \beta T_c dS$$

$$P_{\omega}^{\sigma} = \int_{V_{\sigma}} N_i \omega dV$$

式 (2.6-33) 中的第一项是各单元对热传导

矩阵的贡献, 第二项是第三类热交换边界条件对热传导矩阵的修正。式 (2.6-34) 中的三项分别为给定的热流密度、热交换及内部热源引起的温度载荷。

3.3 瞬态温度场的有限元法

瞬态温度场与稳态温度场相比, 主要差别在于其温度场函数不仅是空间域 V 的函数, 而且还是时间域 t 的函数, 但时间和空间两种域并不耦合, 空间域采用有限元法, 时间域采用差分方法。现仍以三维热传导问题为例, 采用伽辽金法来建立瞬态温度场的有限元求解格式。

首先, 将求解区域 V 离散成由 m 个单元体和 n 个节点组成的有限元求解模型, 在每个单元内的温度 $T(t)$ 仍近似地用单元节点处的温度 $T_i(t)$ 来描述:

$$T(t) = \sum_{i=1}^n N_i(x, y, z) T_i(t) \quad (2.6-35)$$

将其代入场方程 (2.6-15) 和边界条件 (2.6-22)、式 (2.6-23) 时, 将产生余量

$$R_V = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \omega - \rho c \frac{\partial T}{\partial t}$$

$$R_{S_2} = \lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} l_x + \lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} l_y + \lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} l_z - q$$

$$R_{S_3} = \lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} l_x + \lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} l_y + \lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} l_z - \beta(T_c - T)$$

选择权函数, 并令余量的加权积分为零, 则

$$\int_V R_V N_j dV - \int_{S_2} R_{S_2} N_j dS - \int_{S_3} R_{S_3} N_j dS = 0$$

与稳态温度场有限元格式的建立过程类似, 由于近似函数 T 是构造在单元中的, 所以式中的积分可以改写成对单元积分的总和, 则

$$\sum_{\sigma} \int_{V_{\sigma}} \left[\frac{\partial N_i}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial N}{\partial x} \right) + \frac{\partial N_i}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial N}{\partial y} \right) + \frac{\partial N_i}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial N}{\partial z} \right) \right] \mathbf{T} dV - \sum_{\sigma} \int_{V_{\sigma}} \omega N_j dV - \sum_{\sigma} \int_{S_2} N_i q dS - \sum_{\sigma} \int_{V_{\sigma}} N_i \rho c \mathbf{N} \frac{\partial T}{\partial t} dV - \sum_{\sigma} \int_{S_3} N_i \beta T_c dS + \sum_{\sigma} \int_{S_3} N_i \beta \mathbf{T} dS = 0 \quad (j=1, 2, \dots, n) \quad (2.6-36)$$

写成矩阵的形式则有

$$\sum_e \int_V \left[\left(\frac{\partial N}{\partial x} \right)^T \lambda_x \frac{\partial N}{\partial x} + \left(\frac{\partial N}{\partial y} \right)^T \lambda_y \frac{\partial N}{\partial y} + \left(\frac{\partial N}{\partial z} \right)^T \lambda_z \frac{\partial N}{\partial z} \right] T^T dV +$$

$$\sum_e \int_{S_3} N^T N^T dS - \sum_e \int_{S_2} N^T q dS - \sum_e \int_V N^T N \alpha \frac{\partial T}{\partial t} dV -$$

$$\sum_e \int_{S_3} N^T \beta T_c dS - \sum_e \int_V N^T \omega dV = 0 \quad (2.6-37)$$

写成瞬态温度场的有限元求解格式为

$$C \frac{\partial T}{\partial t} + K T = P \quad (2.6-38)$$

式中 C ——热容矩阵。

矩阵 K 、 C 和 P 的元素分别表示如下：

$$K_{ij} = \sum_e K_{ij}^e + \sum_e H_{ij}^e \quad (2.6-39)$$

$$C_{ij} = \sum_e C_{ij}^e \quad (2.6-40)$$

$$P_i = \sum_e P_{qi}^e + \sum_e P_{fi}^e + \sum_e P_{oi}^e \quad (2.6-41)$$

其中

$$K_{ij}^e = \int_V \left(\lambda_x \frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial N_j}{\partial x} + \lambda_y \frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial N_j}{\partial y} + \lambda_z \frac{\partial N_i}{\partial z} \frac{\partial N_j}{\partial z} \right) dV$$

是单元对热传导矩阵的贡献；

$$H_{ij}^e = \int_{S_3} \beta N_i N_j dS$$

是单元的热交换边界对热传导矩阵的修正；

$$C_{ij}^e = \int_V \alpha c N_i N_j dV$$

是单元对热容矩阵的贡献；

$$P_{qi}^e = \int_{S_2} N_i q dS$$

是单元给定热流密度边界的温度载荷；

$$P_{fi}^e = \int_{S_3} N_i \beta T_c dS$$

是单元对流换热边界的温度载荷；

$$P_{oi}^e = \int_V N_i \omega dV$$

是单元内部热源所产生的温度载荷。

至此，瞬态热传导问题的温度场计算转换成了在空间域内关于 n 个节点温度的常微分方程组的计算。取时间步长为 Δt ，假定 $\frac{\partial T}{\partial t}$ 随时间 t 线性变化，得

$$\frac{\partial T_i}{\partial t} + \frac{\partial T_{i-\Delta t}}{\partial t} = \frac{T_i - T_{i-\Delta t}}{\Delta t} \quad (2.6-42)$$

整理后可得

$$\frac{\partial}{\partial t} T_i = -\frac{\partial}{\partial t} T_{i-\Delta t} + \frac{2}{\Delta t} (T_i - T_{i-\Delta t}) \quad (2.6-43)$$

将式 (2.6-43) 代入式 (2.6-38) 得：

$$\left(K + \frac{2}{\Delta t} C \right) T_i = C \frac{\partial}{\partial t} T_{i-\Delta t} + \frac{2}{\Delta t} C T_{i-\Delta t} + P_i \quad (2.6-44)$$

由式 (2.6-38) 可知：

$$C \frac{\partial}{\partial t} T_{i-\Delta t} = P_{i-\Delta t} - K T_{i-\Delta t} \quad (2.6-45)$$

将上式代入式 (2.6-44) 中

$$\left(K + \frac{2}{\Delta t} C \right) T_i = -\left(K - \frac{2}{\Delta t} C \right) T_{i-\Delta t} + P_{i-\Delta t} + P_i \quad (2.6-46)$$

在初始瞬时 $t = 0$ ， T 是已知的初始温度，把它作为 $T_{i-\Delta t}$ 代入上式可求出第一个时间步长的 T_i ，再逐步计算下去，就可以算出任意时刻的温度。

3.4 变形与传热过程的耦合分析

材料变形过程中的温度变化会引起材料力学性能的改变，材料力学性能的改变又会影响到材料变形过程的分析。同样，材料的变形过程在很大程度上影响了材料的温度分布。在变形过程分析中，温度场通过改变材料的本构关系以及热应变来实现和传热过程的耦合。在传热过程分析中，变形场通过改变传热空间、边界条件和能量转化来实现和变形过程的耦合。

当考虑温度场作用，变形体受热膨胀而发生热变形，对各向同性材料的热应变可以表述为

$$\epsilon_{Tij} = \begin{cases} \alpha \Delta T & (i=j) \\ 0 & (i \neq j) \end{cases} \quad (i, j = x, y, z) \quad (2.6-47)$$

式中 ϵ_{Tij} ——热应变分量；

α ——线膨胀系数；

ΔT ——温度变化量， $\Delta T = T - T_r$ ， T_r 为参考温度。

当考虑变形场作用时，在热传导分析中应考虑塑性应变能和摩擦功转化的热能：

$$\omega_p = \alpha_p \bar{\sigma} \dot{\epsilon} \quad (2.6-48)$$

式中 ω_p ——塑性应变能转化成的热源密度；

α_p ——热转化效率，通常取 $\alpha_p = 0.9 \sim 0.95$ ；

σ —— 等效应力;
 ε —— 等效塑性应变速率。

$$q_f = \beta_f |\tau_f| |v_r| \quad (2.6-49)$$

式中 q_f —— 摩擦功转化成的热流密度;
 β_f —— 热分配系数, 通常取 $\beta_f = 0.5$;
 τ_f —— 模具和变形体间的摩擦应力;
 v_r —— 变形体和模具间的相对滑动速度。

针对变形与传热的耦合问题, 有多种方法可以求解, 大致可分为直接法和间接法。在直接法中, 单元选用同时具有温度和速度自由度的耦合单元。在间接法中, 变形和热分析过程交替计算, 直到两个解都收敛为止。

3.5 热力耦合分析的基本方程

材料成形过程的热力耦合问题其实是能量的耦合问题, 其中变形体内能的变化率 E 可表示为

$$E = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} + q_{i,i} + \omega_i \quad (2.6-50)$$

式中 σ_{ij} —— 材料变形应力张量;
 ε_{ij} —— 材料变形应变张量;
 $q_{i,i}$ —— 变形体与外界热交换的热流密度;
 ω_i —— 变形体内热源的热流密度。

由热力学第二定律得:

$$TdS > dQ \quad (2.6-51)$$

式中 T —— 变形体的绝对温度;
 S —— 变形体的熵;
 Q —— 变形体中的热量。

现引入变形体内能耗散变量 D , 则

$$TdS = dQ + D \quad (2.6-52)$$

或

$$TS = q_{i,i} + \omega_i + D \quad (2.6-53)$$

由 Helmholtz 自由能公式

$$F = F(\varepsilon_{ij}^e, T) = E - ST \quad (2.6-54)$$

式中 ε_{ij}^e —— 变形体的弹性应变张量。

将式 (2.6-54) 对时间求微分, 参照式 (2.6-50) 并引入 D , 得到

$$\dot{F} = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} - \dot{S}T - D \quad (2.6-55)$$

由熵的定义可得

$$\frac{\partial F}{\partial T} = -S \quad (2.6-56)$$

则

$$TS = -T \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial F}{\partial T} \right) = T \frac{\partial^2 F}{\partial T \partial \varepsilon_{ij}^e} \dot{\varepsilon}_{ij}^e - T \frac{\partial^2 F}{\partial T^2} \dot{T} \quad (2.6-57)$$

另据

$$\rho c = T \frac{\partial S}{\partial T} = -T \frac{\partial^2 F}{\partial T^2} \quad (2.6-58)$$

定义 $\beta_{ij} = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial T} = \frac{\partial^2 F}{\partial T \partial \varepsilon_{ij}^e}$ (2.6-59)

并分析式 (2.6-53), (2.6-57) 和 (2.6-58) 得

$$\rho c \dot{T} - \beta_{ij} T \dot{\varepsilon}_{ij}^e - D = q_{i,i} + \omega_i \quad (2.6-60)$$

引入热传导中的 Fourier 定律, 即

$$q_i = -\lambda T_{,i} \quad (2.6-61)$$

或

$$q_{i,i} = -(\lambda T_{,i})_{,i} \quad (2.6-62)$$

式中 λ —— 变形体材料的导热系数。

则式 (2.6-60) 可表示为

$$(\lambda T_{,i})_{,i} + \omega_i + \beta_{ij} T \dot{\varepsilon}_{ij}^e + D = \rho c \dot{T} \quad (2.6-63)$$

式中, $\beta_{ij} T \dot{\varepsilon}_{ij}^e$ 为热弹性耦合项; D 为热塑性耦合项。

由微分式

$$(Tq_i)_{,i} = Tq_{i,i} + q_i T_{,i} \quad (2.6-64)$$

在求解域 V 内积分得

$$\int_V Tq_{i,i} dV = \int_V (Tq_i)_{,i} dV - \int_V q_i T_{,i} dV \quad (2.6-65)$$

利用奥高公式得

$$\int_V Tq_{i,i} dV = - \int_V q_i T_{,i} dV + \oint_S Tq_{i,n_i} dS \quad (2.6-66)$$

式中 S —— 包围变形体区域的面;

n_i —— 一面 S 的外法线方向余弦。

将式 (2.6-62) 代入式 (2.6-63) 后, 再代入式 (2.6-66) 得

$$\int_V T(\rho c \dot{T} - \beta_{ij} T \dot{\varepsilon}_{ij}^e - D - \omega_i) dV = - \int_V q_i T_{,i} dV + \oint_S Tq_{i,n_i} dS \quad (2.6-67)$$

由变形体材料在机械载荷作用下的平衡条件得:

$$\int_V \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} dV = \int_V f_i v_i dV + \oint_S p_i v_i dS \quad (2.6-68)$$

式中 v_i —— 材料的变形速率;

f_i 和 p_i —— 单位体积的体积力分量和面积力分量。

热力耦合作用下, 变形体材料的本构方程可表示为

$$\dot{\sigma}_{ij} = C_{ijkl}^e \dot{\epsilon}_{kl} + \gamma_{ij} \dot{T} \quad (2.6-69)$$

式中 C_{ijkl}^e ——弹塑性张量, $C_{ijkl}^e = C_{ijkl}^s - C_{ijkl}^p$;
 $C_{ijkl}^s = C_{ijkl}^s(T)$ ——弹性张量;
 $C_{ijkl}^p = C_{ijkl}^p(\sigma_{ij}, T, \epsilon_{ij}^p)$ ——塑性张量;
 γ_{ij} ——广义热载系数;
 $\dot{\epsilon}_{kl}$ ——应变速率。

式(2.6-63)中的 $\beta_{ij} T \dot{\epsilon}_{ij}^e$ 可由应变速率 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 来表示, 即

$$\beta_{ij} T \dot{\epsilon}_{ij}^e = \bar{\beta}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} - \bar{\gamma}_{ij} \dot{T} \quad (2.6-70)$$

式中, $\bar{\beta}_{ij} = \bar{\beta}_{ij}(\sigma_{ij}, T)$, $\bar{\gamma}_{ij} = \bar{\gamma}_{ij}(\sigma_{ij}, T)$ 。

从式(2.6-67), (2.6-68), (2.6-69) 和 (2.6-70) 得出:

$$\int_V (C_{ijkl}^e \dot{\epsilon}_{kl}) \dot{\epsilon}_{ij} dV + \int_V \gamma_{ij} T \dot{\epsilon}_{ij} dV = \int_V \dot{f}_i v_i dV + \oint_S \dot{p}_i v_i dS \quad (2.6-71)$$

$$\int_V (\rho c + \bar{\gamma}_{ij}) T \dot{T} dV - \int_V \bar{\beta}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} dV - \int_V D T dV - \int_V \omega_i T dV = \int_V \lambda_{ij} T_{,i} T_{,j} dV + \oint_S T q_i n_i dS \quad (2.6-72)$$

3.6 热力耦合分析的有限元法

在有限元计算中位移、应变、应力和温度的计算公式在本篇中有关章节已作了详细的描述。在此, 只是借用有关公式对热力耦合分析的有限元法进行简单的描述。

单元内位移矢量 u 和节点位移矢量 U 间的关系式

$$u(x, t) = R(x) h U(t) \quad (2.6-73)$$

式中 R 和 h ——联系单元内位移和节点位移的矩阵;

x ——坐标矢量;

t ——时间变量。

上式符合插值函数定义, 即

$$N(x) = R(x) h \quad (2.6-74)$$

式中 N 常被称作形状函数矩阵。

从式(2.6-73)中, 可以求出单元内部和单元节点间变形速率的关系式

$$v(x, t) = R(x) h \dot{U}(t) \quad (2.6-75)$$

对于单元温度函数 $T(x, t)$

$$T = \sum_{i=1}^n T_i(t) b_i(x) \quad (2.6-76)$$

写成矩阵形式为

$$T = T(t) b(x) \quad (2.6-77)$$

式中 $b(x)$ ——插值函数矢量;

$T(t)$ ——单元节点温度列矢量。

对于应变矩阵 $\epsilon(x, t)$, 有

$$\epsilon(x, t) = G(x) h U(t) \quad (2.6-78)$$

式中 $G(x)$ ——矩阵 $R(x)$ 通过适当的微分运算获得的单元的几何矩阵。

对于温度梯度 $T = T(x, t)$, 其计算公式如下

$$T(x, t) = a(x) T(t) \quad (2.6-79)$$

式中 $a(x)$ 直接从式(2.6-77)中的 $b(x)$ 导出。

由式(2.6-73) ~ (2.6-79) 并结合式(2.6-71) 和式(2.6-72) 可以获得

$$\dot{U}^T (K_u \dot{U}(t) + M_T T(t) - L(t)) = 0 \quad (2.6-80)$$

$$T^T (C T(t) + M_u \dot{U}(t) - D - Q - K_T T(t)) = 0 \quad (2.6-81)$$

式中 K_u ——单元的力学刚度矩阵;
 M_T ——单元的传热学刚度矩阵;
 L ——机械载荷矢量;
 C ——热容矩阵;
 K_T ——热传导矩阵;
 M_u ——热力耦合矩阵;
 Q ——热载荷矢量;
 D ——能量耗散矢量。

其中

$$K_u = h^T \left(\int_V G^T C_\phi G dV \right) h \quad (2.6-82)$$

$$M_T = h^T \int_V G^T \gamma b dV \quad (2.6-83)$$

$$L = h^T \left(\int_V R^T \dot{f} dV + \oint_S R^T \dot{p} dS \right) \quad (2.6-84)$$

$$C = \int_V b^T (\rho c + \gamma) b^T dV \quad (2.6-85)$$

$$K_T = \int_V a \lambda a^T dV \quad (2.6-86)$$

$$M_u = - \left(\int_V b \bar{\beta}^T G dV \right) h \quad (2.6-87)$$

$$Q = \int_V b^T Q dV + \oint_S b q^T n dS \quad (2.6-88)$$

$$D = \int_V D b^T dV \quad (2.6-89)$$

塑性变形和传热过程耦合时的有限元数值模拟列式为

$$\begin{bmatrix} K_u & M_T \\ M_u & C \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{U}(t) \\ T(t) \end{Bmatrix} = P(t) \quad (2.6-90)$$

$$\text{式中 } \dot{P}(t) = \{\dot{L}, K_1 T(t) + Q(t) + D\}^T \quad (2.6-91)$$

$$\begin{aligned} \text{如果假定 } \quad \dot{T}(t) &\approx \frac{\Delta T}{\Delta t} \\ \dot{U}(t) &\approx \frac{\Delta U}{\Delta t} \\ L &\approx \frac{\Delta L}{\Delta t} \\ \dot{P}(t) &\approx \frac{\Delta P}{\Delta t} \end{aligned}$$

则有限元求解列式可写成:

$$\begin{bmatrix} K_u & M_T \\ M_u & C \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta U \\ \Delta T \end{Bmatrix} = \Delta P \quad (2.6-92)$$

4 组织性能的变化和成形缺陷预测

4.1 塑性成形过程中材料组织性能的变化

在金属塑性成形过程中,伴随着材料组织性能和微结构的变化,例如变形诱导织构和损伤的演化,热加工过程中的相变与再结晶等等。一方面,材料的组织性能对材料的成形性能有很大的影响,在分析时要加以考虑,例如,材料的晶粒度和变形历史会影响其屈服应力和塑性,多晶体金属材料的织构会导致塑性各向异性等。另一方面,材料的组织性能及其演化又直接影响零件的使用性能,应该在塑性成形中予以控制。

由织构引起的塑性各向异性目前通常是采用宏观的现象学模型,如 Hill 提出的两种各向异性屈服准则加以考虑。建立在织构分析基础上的塑性对偶势理论将塑性各向异性与织构直接联系起来,物理意义更加明确,织构演化可以利用晶体塑性理论进行分析。近年来,研究人员将由滑移引起的切应变与由孪晶引起的切应变结合起来考虑,使得晶体塑性理论的应用范围得到了很大的扩展,由高层错能的面心立方晶体扩展到低层错能面心立方晶体和体心立方晶体。但目前对于织构演化的预测主要还是定性的。

对于损伤的分析,目前较为成熟的是 Gurrison 所提出的各向同性空洞损伤模型,它已为许多商用软件所采用,作为预测塑性变形中损伤破坏的手段。损伤的演化与平均应力有密切的关系。在塑性成形中,制件各处的平均应力的正负和大小各不相同,因此各处的空洞演化方式也是

各不相同的。近年来各向异性损伤模型有了很大进展,它对于各向异性材料以及在一般三向应力状态下的损伤演化的描述更精确,具有很好的应用前景。

材料热加工中的相变与再结晶要与变形分析与热分析结合进行。具体材料在一定的温度和应力条件下相变转化规律和晶粒长大规律以及各相力学性能与温度的关系都要通过实验测定。在这种分析中,要考虑变形、传热和组织转变三者的相互影响。

塑性成形中材料组织性能演化规律的研究,是一个力学、材料科学和塑性成形工艺等多学科交叉的研究领域,应该采用多学科协同的研究方法,通过力学分析预测应变场、应力场和温度场,通过材料科学研究和实验,建立具体材料的组织、性能和微结构演化规律,通过塑性成形工艺研究,探索利用上述分析结果实现工艺优化的途径。

4.2 成形缺陷预测

成形缺陷的种类很多,这里仅介绍对其中几种主要缺陷的预测方法。

4.2.1 弹塑性稳定性的基本概念

(1) 弹塑性边值问题的解的唯一性与稳定性
一般说来,在弹塑性变形起始阶段,变形模式是唯一的,即解是唯一的,也是稳定的。随着变形的进行,载荷的增加,新的变形模式成为可能,解失去唯一性。

采用更新的拉格朗日描述,考虑时刻 t 的弹塑性边值问题。假定存在两个不同的解,令它们的拉格朗日应力速率和速度之差分别为 ΔT_{ij} 和 Δv_i 。由于它们都应满足力边界条件,应用散度定理可以得到

$$0 = \int_{S_n} \Delta p_j \Delta v_j dS = \int_V \Delta T_{ij} \Delta \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} \right) dV \quad (a)$$

上面第一个等式是由力边界条件而得,第二个等式是由散度定理而得。考虑到

$$\begin{aligned} T_{ij} &= S_{ik} F_{jk} \\ \dot{T}_{ij} &= S_{ik} \dot{F}_{jk} + S_{ik} F_{jk} \end{aligned}$$

及采用 UL 法时

$$T = S = \sigma, \quad F = I, \quad \dot{F} = L$$

解的唯一性的充分条件是对任一对这些差成立

$$\int_V \Delta \hat{T}_{ij} \Delta \left(\frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) dV \neq 0$$

由散度定理知上式中至少有一个解不满足力边界条件，这就与解的定义相矛盾，于是解的唯一性得证。上式又可以写为

$$\int_V (\Delta \hat{S}_{ij} + \sigma_{ik} \Delta v_{j,k}) \Delta v_{j,i} dV \neq 0 \quad (b)$$

由式 (2.4-28) 知

$$\Delta \hat{S} = (C^p - \tau_\sigma) \Delta \hat{E}$$

可将式 (b) 经有限元离散化后写成

$$K \Delta \hat{E} \neq 0$$

当上式等式成立，且 $\Delta \hat{E} \neq 0$ 时，解失去唯一性。这时显然应有

$$\det K = 0 \quad (2.6-93)$$

这就是解发生分叉（即失去唯一性）的充分条件。图 2.6-7 所示为载荷-位移曲线的分叉点。

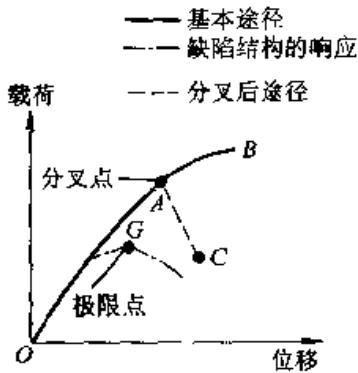


图 2.6-7 分叉点

结构系统的稳定性的判断准则有静力准则、能量准则和动力准则。其中能量准则物理意义明确，也便于使用。能量准则可表述为：结构在一定载荷作用下，若对其所处的平衡状态给予任意一个可能位移，都将导致系统总势能的增大，则系统所处的平衡状态是稳定的，否则是不稳定的。

解的唯一性与解的稳定性是两个不同但是关系十分紧密的概念。若解是唯一的，则必然是稳定的。当解不唯一时，可能是稳定的，也可能是不稳定的。分叉点和失稳点很接近。

(2) 受拉失稳和受压失稳

受压失稳一般表现为由压缩变形模式转变为弯曲变形模式，如压杆失稳，板材成形中的起皱。受压失稳在弹性或弹塑性状态下都可以出现，主要受刚度参数影响。

受拉失稳一般表现为由均匀变形模式转变为

局部化的变形模式，最终变形集中于某一局部而发展成破裂，如圆棒或板材试件的拉伸断裂，板材成形中的破裂。受拉失稳发生在塑性变形阶段，主要受强度参数的影响。受拉失稳受几何软化（即由于截面积减小而导致局部抗力减小）的影响很大。

在复杂的成形过程中，这两种失稳可能同时出现。

4.2.2 起皱和折叠的预测

采用隐式算法模拟板材成形时，可采用式 (2.6-93) 来判断起皱失稳的发生。在简单情况下可以求得壳体结构受压失稳的解析解或近似解。但是板材冲压成形过程十分复杂，成形中的起皱有一个产生和发展的过程。有的皱纹可以在加工中压平消失，回弹过程中也可能出现皱纹。另外，如果皱纹只发生在要切除的部分，则对零件没有影响。因此，对于板材成形过程的起皱分析只能用有限元模拟等数值方法来追踪起皱的整个发展过程。由于起皱要由变形后的节点坐标插值所构造的曲面来表示，因此应在起皱发生的部位采用密网格，以便准确地反映皱纹的形状。最好采用自适应网格重分技术，根据皱纹大小调整局部网格的疏密。

与板材成形中的起皱一样，体积成形中的折叠也是通过制件变形后的形状表现出来的。因此，也应采用自适应网格重分技术，追踪折叠的形成过程。

4.2.3 破裂预测

(1) 破裂的分类

由脆性材料到延性材料，按机理区分破裂大致可分为三类，即脆性断裂，空洞发展导致的破裂和由缩颈或局部剪切导致的破裂。在塑性成形中发生的是后两类破裂。

(2) 破裂的理论分析方法

1) 损伤理论 采用损伤力学方法，分析变形中空洞的萌生、长大和连接，最后导致宏观断裂的过程。这种研究应该与微观分析相结合。

2) 塑性变形局部化理论 无论何种材料（单晶体、多单体或非晶体材料），其延性都受到应变局部化（应变集中）的限制，这说明采用连续介质力学方法研究变形局部化问题是适宜的。当然，材料的微观组织的不均匀性以及结构本身的初始缺陷等，对于触发变形的局部化有重要的

影响。即变形局部化迟早是要发生的，但何时发生则受材料和结构的不均匀性的影响。

变形局部化有两种主要的形式：缩颈和剪切带。

其中剪切带的产生是一种典型的分叉现象。在高速的塑性变形过程中，由于塑性变形功转化的热量来不及扩散，会造成绝热剪切带。

(3) 金属可成形性的经验准则

1) 塑性功准则

$$\int_0^{\epsilon_f} \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} = A \quad (2.6-94)$$

式中 A —— 由材料和加工方式确定的常数，它表示材料的成形极限。

2) 临界拉伸塑性功准则 (Latham 准则)

$$\int_0^{\epsilon_f} \sigma_T d\epsilon = B \quad (2.6-95)$$

式中 σ_T —— 最大拉应力；

B —— 与材料和加工方式有关的常数。

在上式中计入静水应力的影响，得到一个修正的准则

$$\int_0^{\epsilon_f} \frac{\sigma_1 d\epsilon}{3(\sigma_1 - \sigma_m)} = C \quad (2.6-96)$$

以上两种准则中，式 (2.6-94) 与实验吻合较好。

3) Osakada 等人提出的半经验准则

$$\int_0^{\epsilon_f} \langle \bar{\epsilon} + a\rho - b \rangle d\epsilon = c \quad (2.6-97)$$

式中 a、b、c —— 由实验确定的常数；

ρ —— 静水应力。

$$\langle x \rangle = \begin{cases} x, & (x > 0) \\ 0, & (x \leq 0) \end{cases}$$

上式是通过大量实验总结出来的。

经验公式和基于空洞发展的理论公式都表明了静水应力对于延性断裂的重要影响。这些准则都不是应力准则而是能量准则，这说明延性断裂有一个发展过程。

(4) 板材的可成形性

在板材成形中，可成形性一般是由变形的稳定性决定的。出现变形局部化或起皱即标志着产生缺陷。

根据 Johnson 的研究，起皱发生于受很大压应力的情况下，即屈服轨迹中的 A 区 (见图 2.6-8)；在 B 区和 D 区产生局部受拉失稳，这时存在一条不伸长的线，其中发生平面变形；在

C 区产生双拉失稳。

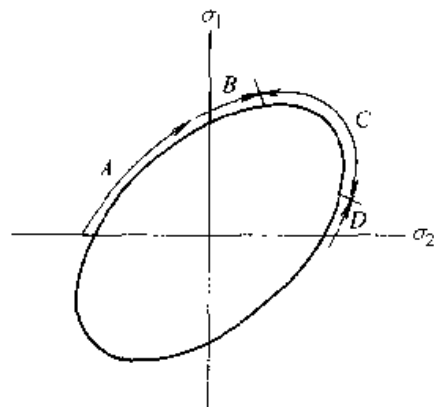


图 2.6-8 失稳的类型

σ_1, σ_2 —— 面内主应力

在板材成形中，出现局部缩颈的经验准则用成形极限曲线表示，如图 2.6-9 所示。它一般是采用专门的实验方法测定的。

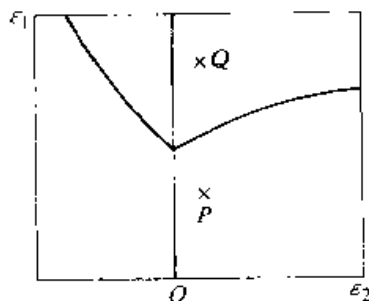


图 2.6-9 成形极限曲线

对于成形极限曲线，理论上也提出了一些根据材料参数进行预测的方法。例如 Hill 根据经典塑性力学提出的理论公式，M-K 凹槽理论，Stören 和 Rice 采用分叉理论进行的分析，近年来 Chow 等人采用各向异性损伤理论进行的分析等。总的说来，理论成形极限的准确性还有待进一步改善。

(5) 体积成形中的可成形性

1) 体积成形中破裂的分类 体积成形中的破裂可分为如下三类：①自由表面破裂，发生于缴粗及有关加工 (如弯曲)；②由制件-模具接触表面开始发生的破裂；③制件内部的破裂。

2) 表面破裂的经验准则 Kudo 等人利用缴粗实验得出了如下出现表面破裂的直线条件。

$$\epsilon_{\theta f} = a - \frac{1}{2} \epsilon_{z f} \quad (2.6-98)$$

式中 $\epsilon_{\theta f}$ 和 $\epsilon_{z f}$ —— 出现破裂时的环向和轴向应变。

a ——平面应变时的断裂应变。

中碳钢的直线断裂条件如图 2.6-10 所示。实验中试件的径长比为 $1/2 \sim 2$ 。他们发现良好的润滑使应变路径延长，裂纹与最大切应力面重合。

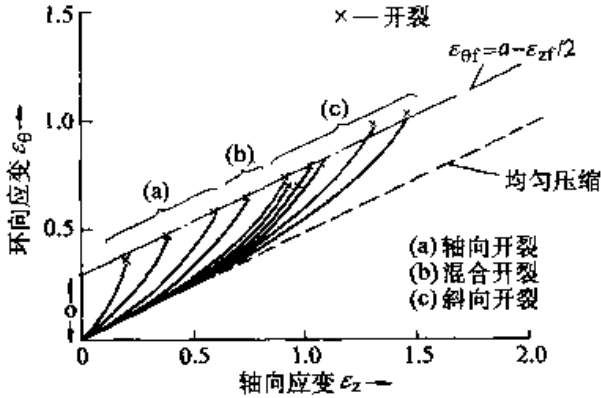


图 2.6-10 中碳钢的直线断裂条件

利用上限法、滑移线法等方法可以推导出各种体积成形过程中出现断裂的一些准则。

(6) 断裂预测

采用有限元法预测断裂时，大致有两种做法：

1) 在应变集中处局部细分网格，当变形集中于某些单元而使其急剧变形甚至导致计算发散时，即认为该处发生断裂。若配合采用空单元技术，可追踪断裂的发展过程。

2) 采用有关经验的和理论的断裂准则（如成形极限曲线、表面断裂的直线准则等），即使不细分单元，也可将有限元模拟所得各离散点处的应力、应变值代入这些准则来预测断裂。

在以上两种方法中，都可以采用能量积分式 (2.6-94)、(2.6-95)、(2.6-96) 和 (2.6-97) 作为断裂准则。

4.2.4 回弹预测

(1) 预测方法

成形加载过程模拟结束以后，已经得到了制件变形后的形状、应力、应变分布和表面力分布。此后，在约束制件的刚体运动自由度的情况下（如约束 2~3 个节点）进行卸载，将节点外力减小到零，由于内、外力应平衡，所以内应力分布也将随之变化。最后得到残余应力分布以及制件回弹后的最终形状。如果回弹中出现反向屈服，则需分步卸载，且最好采用随动强化本构方程以考虑包兴格效应。

回弹分析应采用隐式算法，避免采用动力显式积分算法。这是因为动力显式计算中的最终稳定静止状态是由系统最低频率的振动所决定的。由于显式算法中对时间步长 Δt 的限制，会使回弹分析所需计算步数大大超过成形分析所需计算步数。而回弹过程基本上是线性的，用隐式算法不难分析。

(2) 预测精度

准确描述应力沿制件厚向的分布对于准确地计算弯矩，从而准确地预测回弹有很大影响，适当增加沿厚向的积分点数（例如取 5~7 个点）有利于提高回弹预测的精度。

回弹分析的结果至今还不能令人满意，这可能与校正弯曲所带来的复杂性有关，这方面还有待于探索。

第 7 章 塑性成形数值模拟的应用实例

1 锻造过程的数值模拟

1.1 尾轮锻造

尾轮锻造属于轴对称问题。毛坯为半径 $R_0 = 28.6 \text{ mm}$ 和高度 $H_0 = 50.8 \text{ mm}$ 的圆柱体，材料为 $T_1 - 6242 - 0.1S_1$ ，模拟在 954°C 等温条件下进行，取刚粘塑性材料模型。上模以 25.4 mm/s 速度压下，下模静止不动。摩擦状态

考虑有润滑和干摩擦两种情况，对应的摩擦系数 μ 分别取 0.3 和 0.6。计算时增量变形步长取 0.04 s 。

(1) 塑性流动规律和变形分布

图 2.7-1a 表示尾轮毛坯初始有限元网格和模具初始位置，为比较方便将两种摩擦条件下的网格绘制在一起。摩擦系数 μ 对变形的影响可以从图 2.7-1b 中看出，图中虚线所示网格表示 $\mu = 0.3$ 的情况，实线表示 $\mu = 0.6$ 的情况。

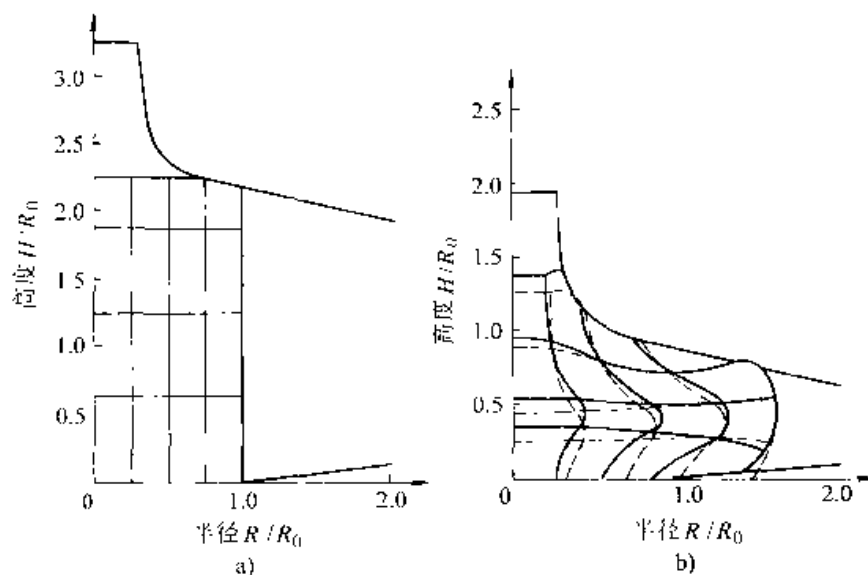


图 2.7-1 尾轮有限元网格

a) 初始网格 b) 行程 $0.58H_0$ 网格

图 2.7-2 和图 2.7-3 分别表示 μ 为 0.3 和 0.6 时毛坯内速度矢量图，图中箭头表示与上模相对速度的大小和方向，它们能够形象而准确地显示出变形过程中金属流动模式。从图中可以看出，尾轮成形以挤出和镦粗两种典型变形模式进行。在变形初始阶段，毛坯以镦粗变形为主，而向上挤出相对很小。随着变形过程进行，挤出变形逐渐增大，它与镦粗变形的分界在毛坯与模具接触面上的中性点处（图中 ∇ 位置）。比较图 2.7-2 和图 2.7-3 可以发现，摩擦系数 μ 较大时中性点出现较早，并且中性点位置也较远离毛坯中心，它说明挤出变形较早发生且挤出变形区也较

大，因此， μ 值较大时尾轮中心高度尺寸也较大。

从等效应变分布（图 2.7-4）可以看出，两种摩擦条件下尾轮变形分布规律相同，尾轮头部变形最小，而最大变形区为其右上角到中心中部两侧的带状区域。同时摩擦系数较大时，等效应变梯度也大，表明变形分布不均匀。

(2) 模拟与试验结果比较

如图 2.7-5 所示，两种摩擦条件下尾轮外形的有限元模拟结果与试验结果都十分一致。图 2.7-6 表示尾轮中心高度尺寸 H 与模具行程 S 的关系，图中说明计算结果与试验结果非常吻合。这就证实了有限元模拟的可靠性和准确性。

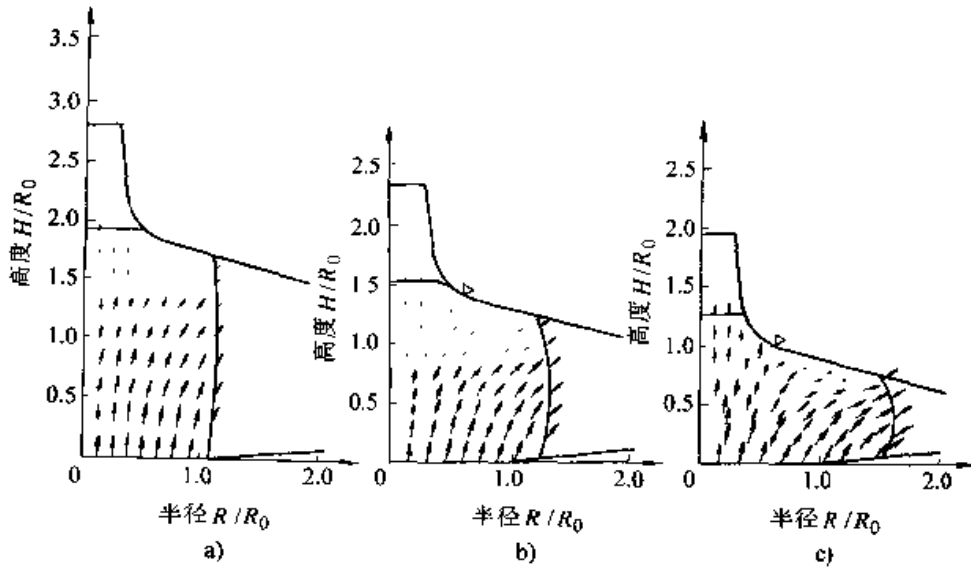


图 2.7-2 $\mu=0.3$ 时尾轮速度矢量图

a) $0.2H_0$ b) $0.4H_0$ c) $0.58H_0$

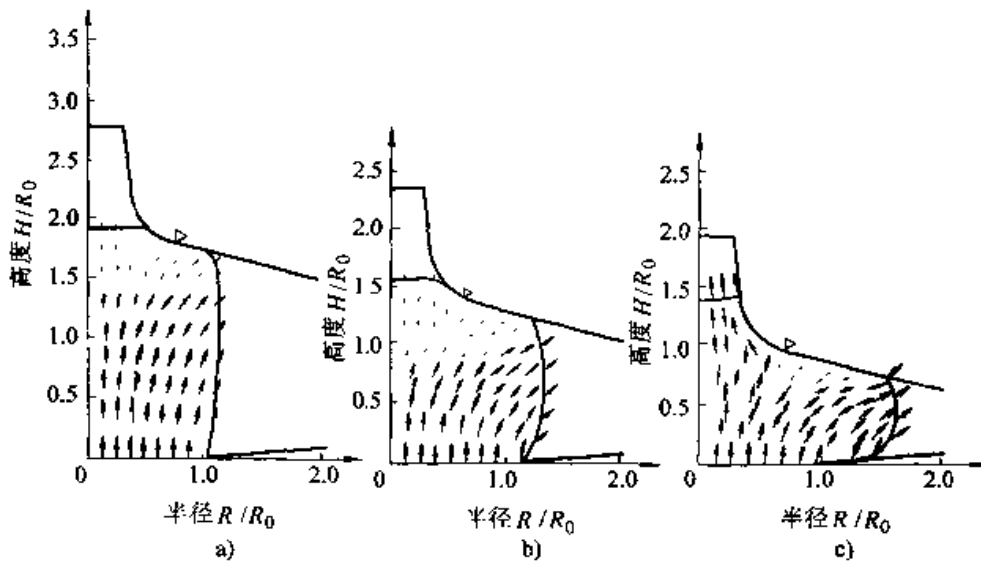


图 2.7-3 $m=0.6$ 时尾轮速度矢量图

a) $0.2H_0$ b) $0.4H_0$ c) $0.58H_0$

1.2 曲轴 RR 弯曲锻锻

RR 弯曲锻锻法是生产大型全纤维曲轴的主要锻造方法。锻造时，将台阶轴毛坯局部工频加热，在专用装置上锻锻成形，成形过程中毛坯受垂直弯曲和水平锻粗的复合作用。每次成形一个曲拐，然后再加热锻造下一曲拐。该工艺过程毛坯变形量较大，是典型的三维非稳态变形过程。

下面以 6160 曲轴弯曲锻锻过程为例，进行三维刚塑性有限元模拟。毛坯材料为 45 钢，采用等温理想刚塑性材料模型。取摩擦系数 μ 为 0.3，模具垂直位移与水平位移之比为 1:0.56，模具垂直行程 S 为 137.5 mm。

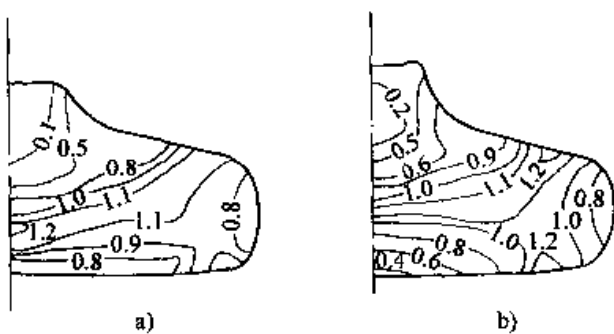


图 2.7-4 行程为 $0.58H_0$ 时等效应变分布

a) $\mu=0.3$ b) $\mu=0.6$

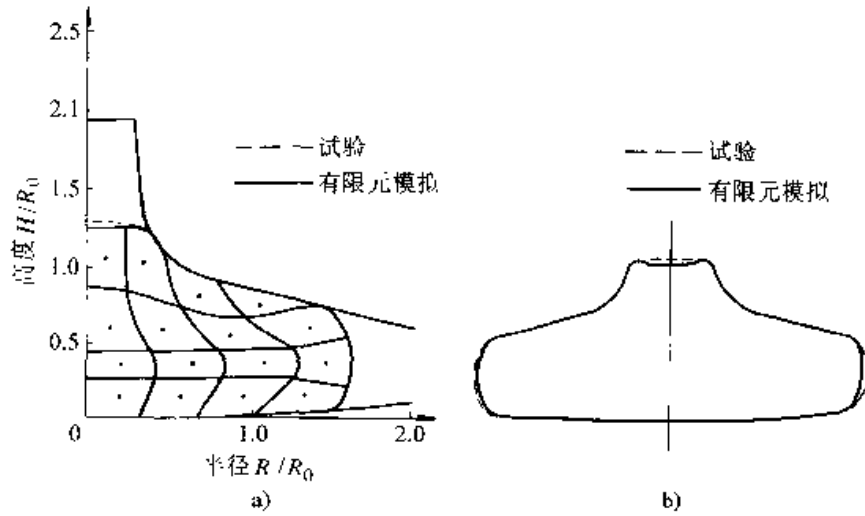


图 2.7-5 尾轮外形的模拟结果与试验结果
a) $\mu=0.3$ b) $\mu=0.6$

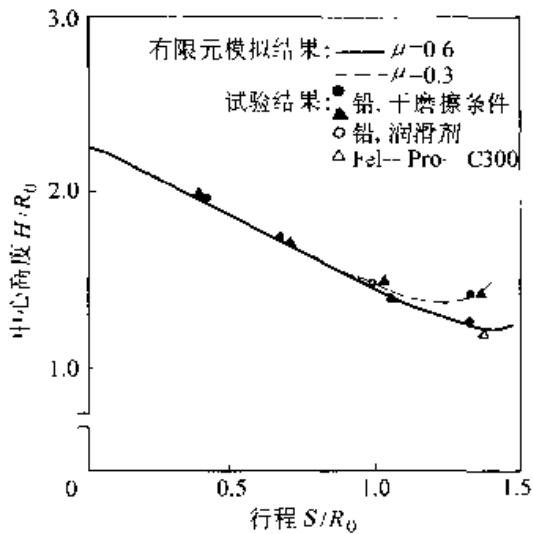


图 2.7-6 尾轮中心高度与模具行程的关系

图 2.7-7 表示曲轴毛坯成形过程不同阶段的

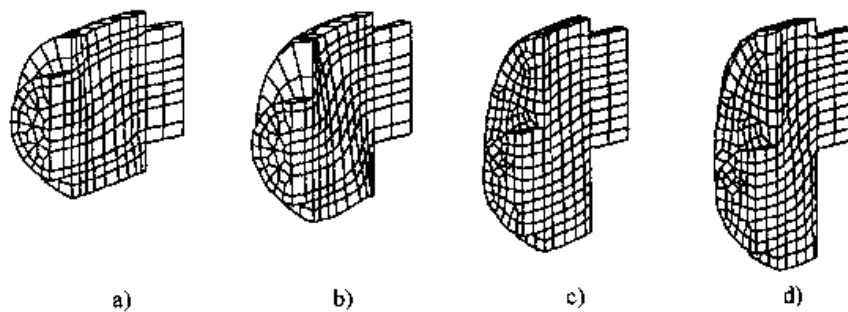


图 2.7-7 曲轴成形过程三维有限元网格的变化

a) 0.2S b) 0.5S c) 0.8S d) 1.0S (S—模具垂直行程)

典型三维有限元网格图，从图中的三维网格变化可以看出，主轴颈和曲柄销两个区域变形极小，基本为刚性区。毛坯的塑性变形主要集中在曲臂区，随着冲头向下运动和曲臂成形模块的水平运动，曲柄销和主轴径之间的偏心越来越大，并且曲臂部分被逐渐墩粗。由于曲臂部分向下运动和与模具的摩擦作用，左上角部分随冲头拉下。右下角部分由于与模具的阻力作用，墩粗的趋势较中间部分小。整个曲臂部分的变形呈现沿左上角与右下角连线成对称作用，变形最剧烈的区域就是这两个角。由于水平运动作用，左上角本来在柱面的金属逐渐翻到上冲头的侧面上，从立体网格图中可以看出，这种趋势沿外柱面向外逐渐减弱。同理右上角也呈现这种现象，剧烈的变化导致畸变的网格数目越来越多，因此计算中间进行了一次网格重分。

从图 2.7-8 的有限元计算的等效应变分布可以看出,曲柄销和主轴颈基本为无变形的刚性区,塑性变形集中在拐颊部分,以靠近曲柄销上和主轴颈下部附近等效应变为最大,并且该两角连线附近变形也较大,自此向两侧等效应变逐渐变小,这与上述塑性流动规律分析一致。

图 2.7-9a 表示 6160 曲轴弯曲锻造有限元模拟的成形后流线变化图。由图中可见,成形后流线严格按照曲拐外形,中心部分按曲拐中心轴线排列,保证了毛坯内部缺陷不外露,在曲拐受力

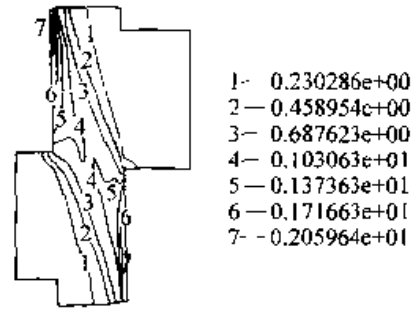


图 2.7-8 曲轴成形后纵向对称面的等效应变分布

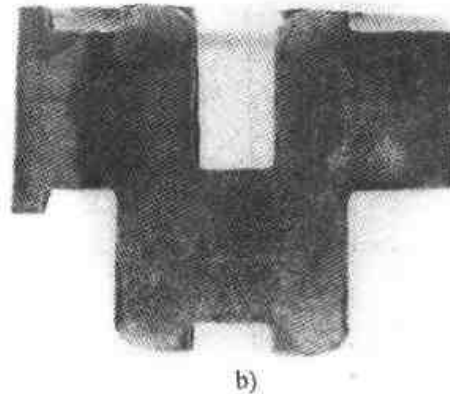
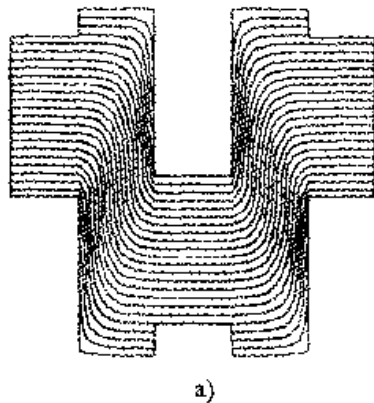


图 2.7-9 曲轴成形的纵向对称面流线图
a) 计算 b) 实验

最大的拐颊中部流线排列也最紧密。这一结果与现场所做的 6160 曲轴纵剖面流线照片 (图 2.7-9b) 很吻合。

2 挤压过程的数值模拟

挤压工艺是一种重要的体积成形工艺。下面给出阀件冷挤压过程的有限元模拟,该阀件几何形状如图 2.7-10 所示,其挤压毛坯为圆柱形棒料,但变形过程显然具有明显三维特征。阀件冷挤压成形后,顶面上会产生一条缝隙缺陷。为了分析阀件冷挤压变形的流动情况和缺陷的形成过程,取垂直于该条缺陷的截面进行模拟,即将三维变形问题近似按平面变形处理。

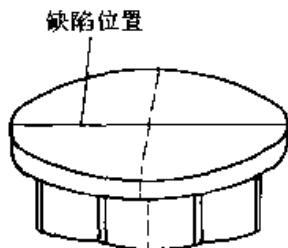


图 2.7-10 冷挤压阀件的几何形状

图 2.7-11 为阀件初始有限元网格图。由于该阀件几何形状复杂,而且塑性变形也很大,因此整个模拟过程共用了八次网格重分。将模拟结果处理成流线图 (图 2.7-12) 和定点位置变化图 (图 2.7-13) 可以清楚地显示出阀件变形过程的材料流动和缺陷的形成过程。

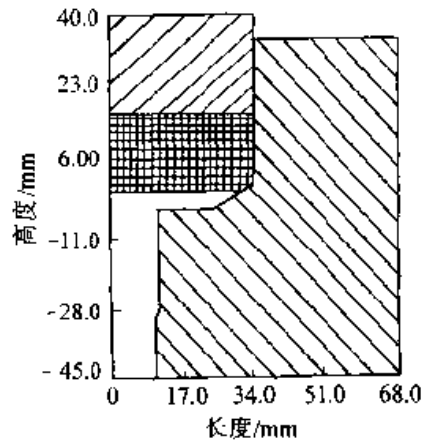


图 2.7-11 阀件初始有限元网格

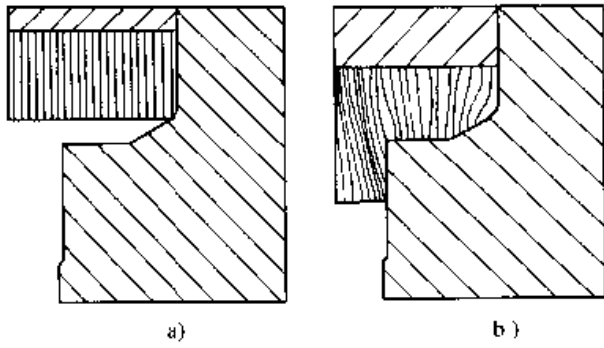


图 2.7-12 阀件成形过程的流线变化

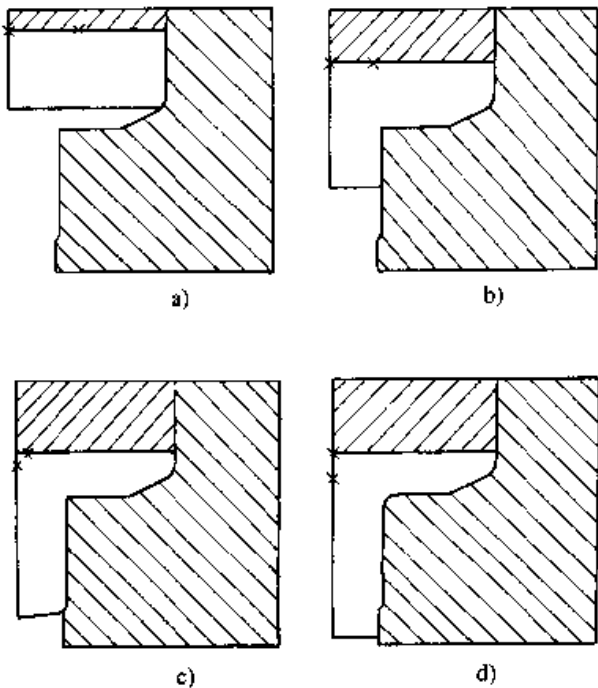


图 2.7-13 顶面两点的位置变化

3 冲压过程的数值模拟

冲压过程的数值模拟对于产品的概念评价、设计、样品试制、生产准备等各个阶段都能给予支持,以达到降低生产成本,改善产品质量和使用性能,降低开发风险、缩短开发周期的目的。

冲压过程模拟可以采用逆算法或增量法。逆算法中具有代表性的方法是一步法,它需要的输入数据少、分析计算时间短,且可以预测合理的毛坯形状,但结果不够精确,因此适用于概念评价和初步设计阶段。而增量法计算结果精确性高,但需要有详尽的输入数据,分析计算时间长,因此适用于详细设计和模具调试阶段。

3.1 逆算法的应用

逆算法由于对制件变形过程进行了简化,因此可以在概念评价阶段对尚不完整的设计方案进行评价。在输入数据中,最重要的是零件的几何模型和材料性能,暂时还不明确的几何模型的细节以及工艺参数可以省略。当然,各种细节和参数提供得越充分,模拟的精度就越高。逆算法的结果主要是制件的应变分布和毛坯形状,根据应变分布可以推测成形中是否可能出现破裂和起皱。其中破裂可以根据成形极限图推测,而制件局部的增厚趋势表明了其受压缩的变形特性和起皱的倾向。逆算法的输入/输出见图 2.7-14。

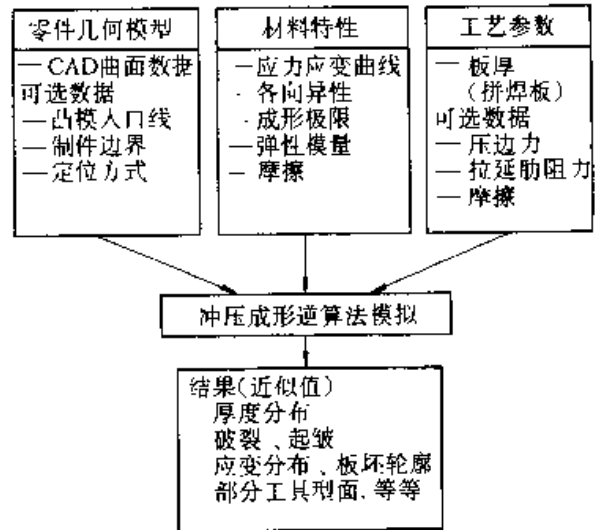


图 2.7-14 逆算法所需的输入数据和产生的计算结果

图 2.7-15 给出了一个用逆算法模拟复杂零件冲压成形的例子。从中可见逆算法的分析特点,分析中不需要生成模具型面。

3.2 增量法的应用

增量法需要详尽的输入数据,如图 2.7-16 所示。所以,它一般用于冲压工艺和模具型面设计完成以后的阶段。增量法所得出的模拟结果能

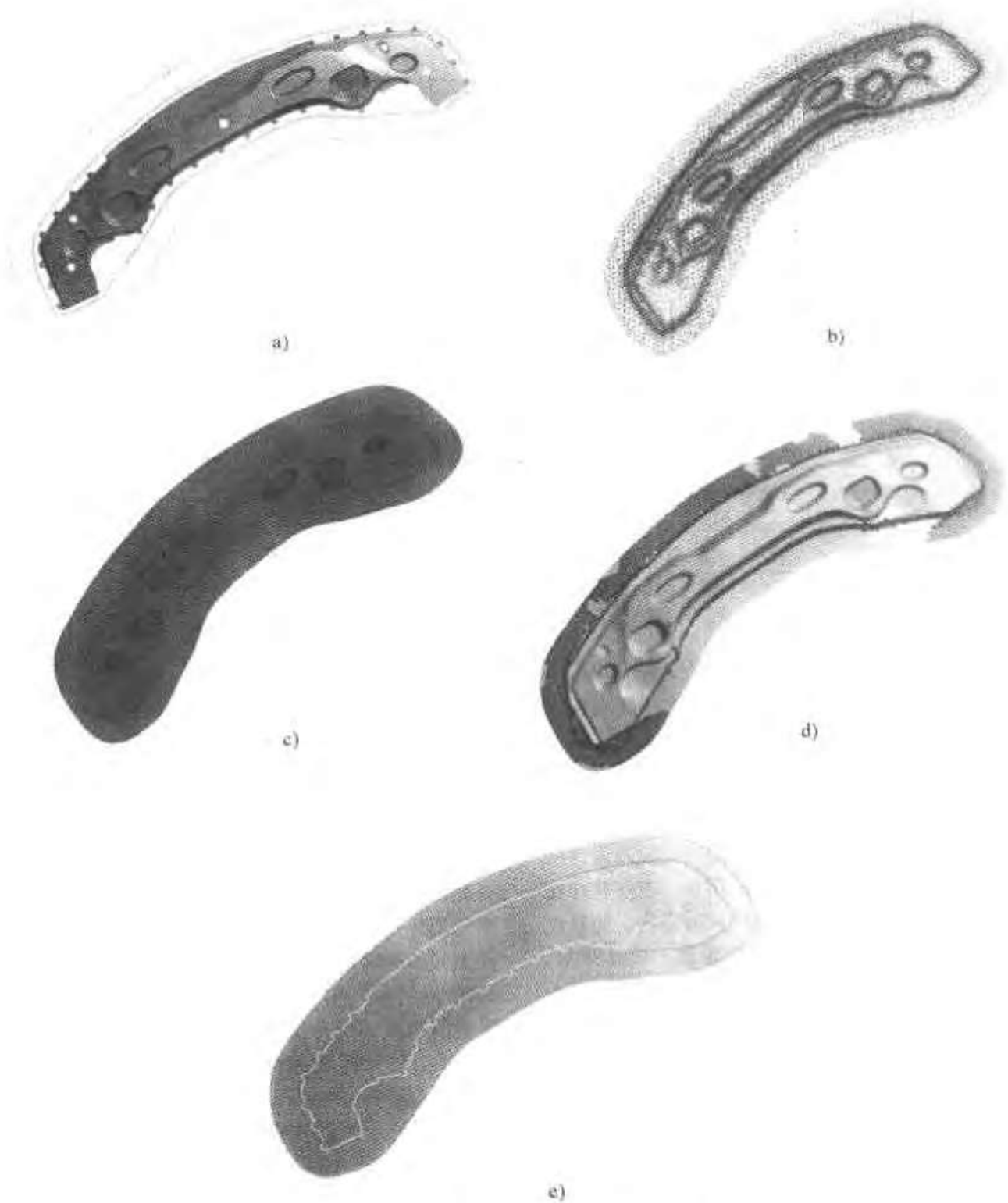


图 2.7-15 复杂零件冲压成形的逆算法模拟

- a) 输入数据：零件几何模型和可选的凸模入口线和凸缘外轮廓
b) 自动生成有限元网格并进行模拟计算
c) 厚度分布计算结果 d) 成形性能分析 e) 预测的毛坯外轮廓

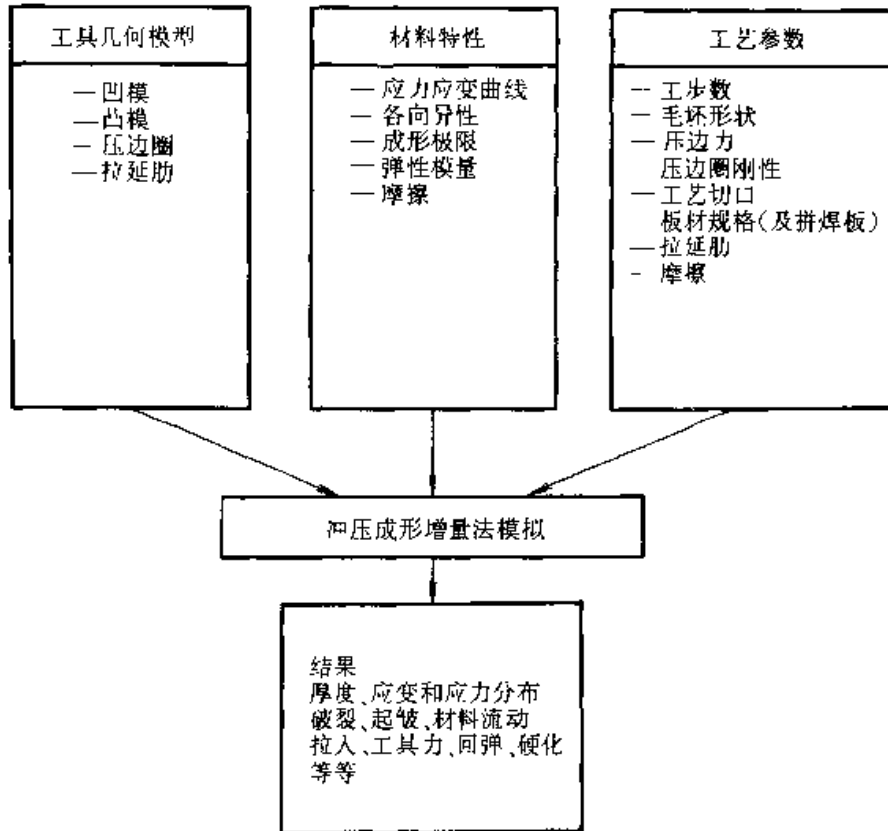


图 2.7-16 增量法所需的输入数据和产生的计算结果

更真实地反映实际的冲压过程，对于应变分布，破裂和起皱等成形缺陷的预测具有相当高的精度。利用增量法进行模拟，能及时地发现设计中的问题，提供修改设计所需的信息。有些软件在成形分析软件中嵌入了优化计算的模块，能够以成形极限等为目标函数，对拉延肋、模具圆角、压边力等工艺参数自动进行优化。这样，就能大大减少模具开发的风险和费用。

增量法既可用于样件试生产简易模具的开发过程，也可用于批量生产用模具的开发过程。图 2.7-17 说明了增量法在模具开发中的作用。

图 2.7-18 为用增量法模拟一个轿车行李箱盖冲压成形的实例。图 2.7-18a 所示为该零件的几何模型。行李箱盖有一个装汽车牌照的凹坑，为便利起见，此凹坑在拉延工序中可先忽略，在后续工序中采用局部成形进行加工。图 2.7-18b 和图 2.7-18c 分别为在成形模拟软件中

删去凹坑及将空洞填充后的零件形状。以这个修改后的零件曲面模型为基础，利用软件的模具型面设计功能可以自动地生成或读入压料面、工艺补充部分，用户可根据经验和设计要求对压料面和工艺补充部分进行交互式修改。这里比较了两种不同的冲模设计方案。方案 1 的模具型面如图 2.7-18d 所示。生成的全部曲面可作为凹模面，除去压料面的部分再按板厚偏移 (offset) 即为凸模面，另外再设定各个工具的运动规律即完成了整个模具的建模。图 2.7-18e 是采用方案 1 时模拟所得的成形极限图，可见有大量的点超出了成形极限曲线，因此拉延过程中必然出现破裂。图 2.7-18f 为对模具设计进行修改后的模具型面 (方案 2)，图 2.7-18g 是与方案 2 相应的成形极限图。对比图 2.7-18e 和图 2.7-18g 可见，在工艺补充部分添加拉延条 (draw bar) 后，有效地改善了冲压成形的质量。

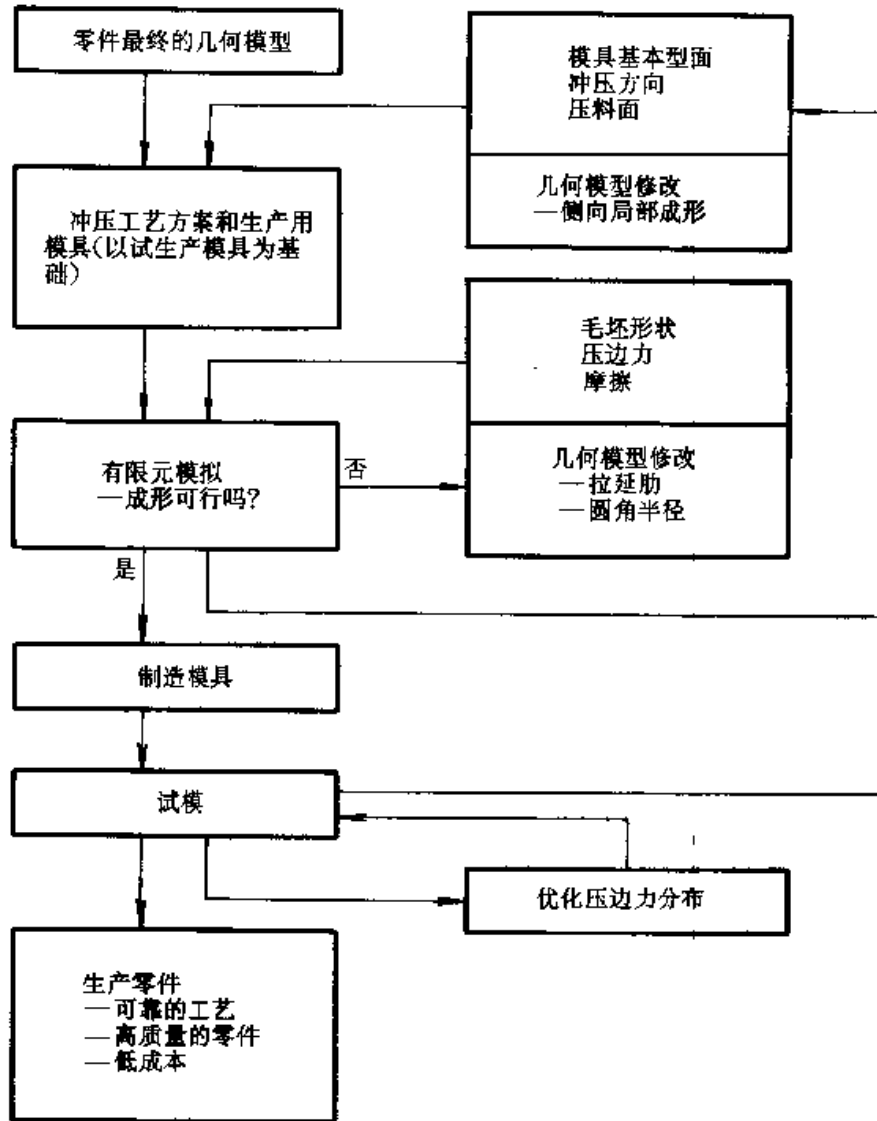


图 2.7-17 成形模拟在生产用模具开发中的作用

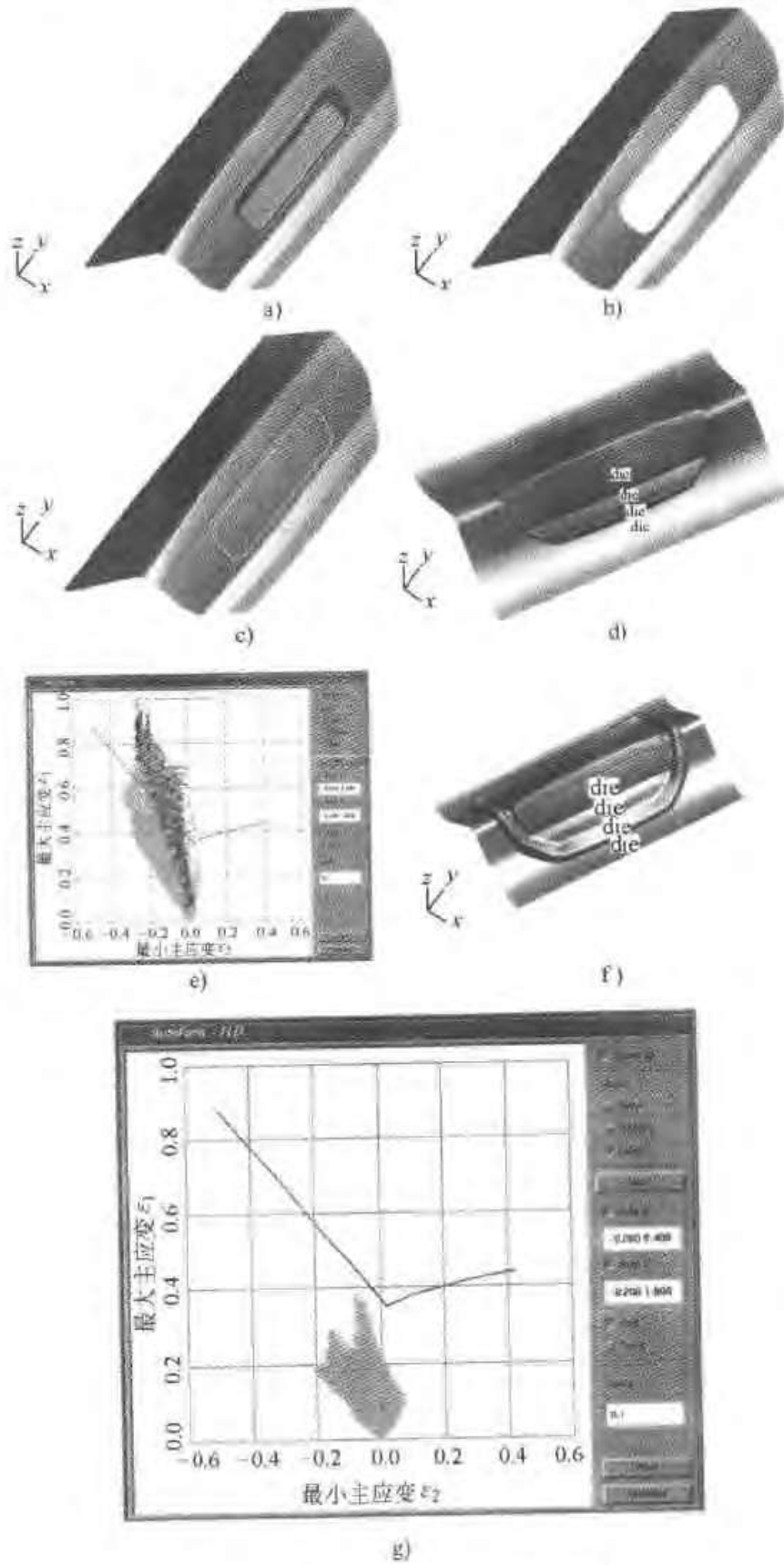


图 2.7-18 轿车行李箱盖的冲压成形模拟

- a) 零件 b) 删去凹坑 c) 填充空洞 d) 方案1的模具型面
- e) 方案1的成形极限图 f) 方案2的模具型面 g) 方案2的成形极限图

第 8 章 有限差分法

有限差分法 (FDM, Finite Difference Method) 是数值求解微分问题的一种重要工具, 很早就有人在这方面作了一些基础性的工作。到了 1910 年, L.F. Richardson 在一篇论文中论述了 Laplace 方程、重调和方程的迭代解法, 为偏微分方程的数值分析奠定了基础。但是在计算机问世前, 研究重点在于确定有限差分解的存在性和收敛性。这些工作成了后来实际应用有限差分法的指南。20 世纪 40 年代后半期出现了计算机, 有限差分法得到迅速的发展, 在很多领域 (如传热分析、流动分析、扩散分析等) 取得了显著的成就。

有限差分法在材料成形领域的应用较为普遍, 与有限元法一起成为材料成形计算机模拟技术的两种主要数值分析方法。目前材料加工中的传热分析 (如铸造成形过程的传热凝固、塑性成形中的传热、焊接成形中的热量传递等), 流动分析 (如铸件充型过程、焊接熔池的产生、移动, 激光熔覆中的动量传递等), 都可以用有限差分方式进行模拟分析。特别是在流动场分析方面, 与有限元相比, 有限差分法有独特的优势, 因此目前进行流体力学数值分析, 绝大多数是基于有限差分法。另外, 一向被认为是有限差分法的弱项——应力分析, 目前也取得了长足进步。一些基于差分法的材料加工领域的应力分析软件纷纷推出, 从而使流动、传热、应力分析可统一地采用差分方式。可以预见, 随着计算机技术的飞速发展, 有限差分法将得到更为广泛的应用。

本章主要讲述有限差分法的一些基本知识, 包括差分原理及逼近误差、差分方程、截断误差和相容性、收敛性与稳定性以及 Lax 等价定理等。

1 差分的基本原理及逼近误差

1.1 差分原理

设有 x 的解析函数 $y = f(x)$, 从微分学知道函数 y 对 x 的导数为

$$\frac{dy}{dx} = \lim_{\Delta x \rightarrow 0} \frac{\Delta y}{\Delta x} = \lim_{\Delta x \rightarrow 0} \frac{f(x + \Delta x) - f(x)}{\Delta x} \quad (2.8-1)$$

式中 dy 、 dx ——函数及自变量的微分;
 $\frac{dy}{dx}$ ——函数对自变量的导数, 又称微商;

Δy 和 Δx ——函数和自变量的差分;

$\frac{\Delta y}{\Delta x}$ ——函数对自变量的差商。

在导数的定义中 Δx 是以任意方式趋近于零的, 因而 Δx 是可正可负的。在差分方法中, Δx 总是取某一小的正数。这样一来, 与微分对应的差分可以有 3 种形式:

$$\text{向前差分 } \Delta y = f(x + \Delta x) - f(x) \quad (2.8-2)$$

$$\text{向后差分 } \Delta y = f(x) - f(x - \Delta x) \quad (2.8-3)$$

中心差分

$$\Delta y = f\left(x + \frac{1}{2}\Delta x\right) - f\left(x - \frac{1}{2}\Delta x\right) \quad (2.8-4)$$

上而谈的是一阶导数, 对应的差分称为一阶差分。对一阶差分再作一阶差分, 所得到的称为二阶差分, 记为 $\Delta^2 y$ 。以向前差分为例, 有

$$\begin{aligned} \Delta^2 y &= \Delta(\Delta y) \\ &= \Delta[f(x + \Delta x) - f(x)] \\ &= \Delta f(x + \Delta x) - \Delta f(x) \\ &= [f(x + 2\Delta x) - f(x + \Delta x)] - [f(x + \Delta x) - f(x)] \\ &= f(x + 2\Delta x) - 2f(x + \Delta x) + f(x) \end{aligned} \quad (2.8-5)$$

依此类推, 任何阶差分都可由其低一阶的差分再作一阶差分得到。例如 n 阶前差分为

$$\begin{aligned} \Delta^n y &= \Delta(\Delta^{n-1} y) \\ &= \Delta[\Delta(\Delta^{n-2} y)] \\ &\dots\dots \\ &= \Delta\{\Delta \dots [\Delta(\Delta y)]\} \\ &= \Delta\{\Delta \dots [\Delta(f(x + \Delta x) - f(x))]\} \end{aligned} \quad (2.8-6)$$

n 阶的向后差分、中心差分的形式类似。

函数的差分与自变量的差分之比, 即为函数对自变量的差商。如一阶向前差商为

$$\frac{\Delta y}{\Delta x} = \frac{f(x + \Delta x) - f(x)}{\Delta x} \quad (2.8-7)$$

一阶向后差商为

$$\frac{\Delta y}{\Delta x} = \frac{f(x) - f(x - \Delta x)}{\Delta x} \quad (2.8-8)$$

一阶中心差商为

$$\frac{\Delta y}{\Delta x} = \frac{f(x + \frac{1}{2}\Delta x) - f(x - \frac{1}{2}\Delta x)}{\Delta x} \quad (2.8-9)$$

或

$$\frac{\Delta y}{\Delta x} = \frac{f(x + \Delta x) - f(x - \Delta x)}{2\Delta x} \quad (2.8-10)$$

二阶差商多取中心式,即

$$\frac{\Delta^2 y}{\Delta x^2} = \frac{f(x + \Delta x) - 2f(x) + f(x - \Delta x)}{(\Delta x)^2} \quad (2.8-11)$$

当然,在某些情况下也可取向前或向后的二阶差商。

以上是一元函数的差分与差商。多元函数 $f(x, y, \dots)$ 的差分与差商也可以类推。如一阶向前差商为

$$\frac{\Delta f}{\Delta x} = \frac{f(x + \Delta x, y, \dots) - f(x, y, \dots)}{\Delta x} \quad (2.8-12)$$

$$\frac{\Delta f}{\Delta y} = \frac{f(x, y + \Delta y, \dots) - f(x, y, \dots)}{\Delta y} \quad (2.8-13)$$

.....

1.2 逼近误差

由导数(微商)和差商的定义知道,当自变量的差分(增量)趋近于零时,就可由差商得到导数。因此在数值计算中常用差商近似代替导数。差商与导数之间的误差表明差商逼近导数的程度,称为逼近误差。由函数的 Taylor 展开,可以得到逼近误差相对于自变量差分(增量)的量级,称为用差商代替导数的精度,简称为差商的精度。

现将函数 $f(x + \Delta x)$ 在 x 的 Δx 邻域作 Taylor 展开:

$$f(x + \Delta x) = f(x) + \Delta x \cdot f'(x) + \frac{(\Delta x)^2}{2!} \cdot f''(x) + \frac{(\Delta x)^3}{3!} \cdot f'''(x) + \frac{(\Delta x)^4}{4!} f^{IV}(x) + O((\Delta x)^5) \quad (2.8-14)$$

$$\therefore \frac{f(x + \Delta x) - f(x)}{\Delta x} = f'(x) + \frac{f''(x)}{2!} \Delta x$$

$$+ \frac{f'''(x)}{3!} (\Delta x)^2 + \frac{f^{IV}(x)}{4!} (\Delta x)^3 + O((\Delta x)^4) = f'(x) + O(\Delta x) \quad (2.8-15)$$

这里符号 $O()$ 表示与 $()$ 中的量有同数量级的量。上式表明一阶向前差商的逼近误差与自变量的增量同量级。我们把 $O((\Delta x)^n)$ 中 Δx 的指数 n 作为精度的阶数。这里 $n=1$, 故一阶向前差商具有一阶精度。由于 Δx 是个小量,因此阶数越大精度越高。又

$$f(x - \Delta x) = f(x) - \Delta x \cdot f'(x) + \frac{(\Delta x)^2}{2!} f''(x) - \frac{(\Delta x)^3}{3!} f'''(x) + \frac{(\Delta x)^4}{4!} f^{IV}(x) + O((\Delta x)^5) \quad (2.8-16)$$

$$\therefore \frac{f(x) - f(x - \Delta x)}{\Delta x} = f'(x) + O(\Delta x)$$

一阶向后差商也具有一阶精度。

将 $f(x + \Delta x)$ 与 $f(x - \Delta x)$ 的 Taylor 展开式相减可得

$$\frac{f(x + \Delta x) - f(x - \Delta x)}{2\Delta x} = f'(x) + O((\Delta x)^2) \quad (2.8-17)$$

可见一阶中心差商具有二阶精度。

将 $f(x + \Delta x)$ 与 $f(x - \Delta x)$ 的 Taylor 展开式相加可得

$$\frac{f(x + \Delta x) - 2f(x) + f(x - \Delta x)}{\Delta x^2} = f''(x) + O((\Delta x)^2) \quad (2.8-18)$$

这说明二阶中心差商的精度也为二阶。

在掌握了用 Taylor 展开分析差商精度的方法后,再回过头来谈一谈函数差分和差商的定义。由于差分 and 差商是微分和导数的近似表达式,所以不必局限于前面的定义,而可予以扩充。设有函数 $f(x)$, 自变量 x 的增量为 Δx , 若取

$$x = x_i + j\Delta x, \quad j = 0, \pm 1, \pm 2, \dots \quad (2.8-19)$$

对应的函数值为 $f(x_i + j\Delta x)$, 则 $f(x)$ 在 x_i 处的 n 阶差分可表达为

$$\Delta^n f(x_i) = \sum_{j=-J_1}^{J_2} c_j f(x_i + j\Delta x) \quad (2.8-20)$$

$$c_j = \frac{n!}{J_2!} \frac{a_j}{\sum_{j=-J_1}^{J_2} a_j j^n} \quad (2.8-21)$$

式中 c_j 为给定系数, J_1 和 J_2 是两个正整数。当

$J_1=0$ 时,称为向前差分;当 $J_2=0$ 时,称为向后差分;当 $J_1=J_2$ 且 $|c_j|=|c_{-j}|$ 时,称为中心差分。函数的 n 阶差分与自变量的 n 阶差分之比为 n 阶差商,可用Taylor展开分析其逼近误差 $O(\Delta x^m)$ 。显然, $m \leq 0$ 的差商及其对应的差分是不恰当的。当 a_j 为表2.8-1至表2.8-6中所列的数值时,可得 $m > 0$ 。其中表2.8-1和表2.8-2的 $m=1$,即此二表对应差商的精度是一阶的;表2.8-3至表2.8-5的 $m=2$,即这些表对应差商的精度是二阶的;表2.8-6的 $m=4$,即此表对应差商的精度是四阶的。从这些表可以看出,一般来说,随着差分阶数的增大和对应差商精度的提高,差分表达式所包含的项数也增多。

表 2.8-1

n	j				
	0	1	2	3	4
	a_j				
1	-1	1			
2	1	-2	1		
3	-1	3	-3	1	
4	1	-4	6	-4	1

表 2.8-2

n	j				
	-4	-3	-2	-1	0
	a_j				
1				-1	1
2			1	-2	1
3		-1	3	-3	1
4	1	-4	6	-4	1

表 2.8-3

n	j					
	0	1	2	3	4	5
	a_j					
1	-3	4	-1			
2	2	-5	4	-1		
3	-5	18	-24	14	-3	
4	3	-14	26	-24	11	-2

表 2.8-4

n	j					
	-5	-4	-3	-2	-1	0
	a_j					
1				1	-4	3
2			-1	4	-5	2
3		3	-14	24	-18	5
4	-2	11	-24	26	-14	3

表 2.8-5

n	j				
	-2	-1	0	1	2
	a_j				
1		-1	0	1	
2		1	-2	1	
3	-1	2	0	-2	1
4	1	-4	6	-4	1

表 2.8-6

n	j						
	-3	-2	-1	0	1	2	3
	a_j						
1		1	-8	0	8	-1	
2		-1	16	-30	16	-1	
3	1	-8	13	0	-13	8	-1
4	-1	12	-39	56	-39	12	-1

以上的差分是用 $f(x_i \pm j\Delta x)$ 求得的,这表示是以等距离 Δx 向前、向后进行差分的。在有些情况下要求自变量的增量本身是变化的,如图2.8-1中的 Δx_{i-2} 、 Δx_{i-1} 、 Δx_i 和 Δx_{i+1} 不相等,相应的差分 and 差商就是不等距的。

下面列出一些不等距的差商供参考:

一阶向后差商

$$\frac{f(x_i) - f(x_i - \Delta x_{i-1})}{\Delta x_{i-1}} \quad (2.8-22)$$

一阶中心差商

$$\frac{f(x_i + \Delta x_i) - f(x_i - \Delta x_{i-1})}{\Delta x_i + \Delta x_{i-1}} \quad (2.8-23)$$

二阶向后差商

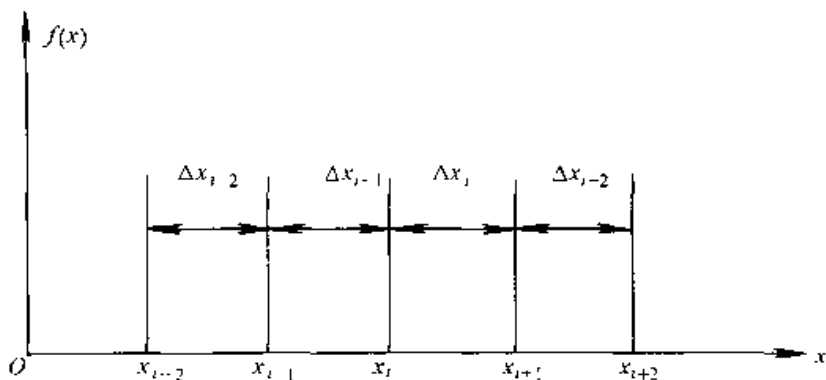


图 2.8-1 变距离差分

$$\frac{2[f(x_i)\Delta x_{i,-2} - f(x_{i-1})\Delta x_{i,-1} + f(x_{i-2})\Delta x_{i,-2}]}{[\Delta x_{i,-2}\Delta x_{i,-1}(\Delta x_{i,-2} + \Delta x_{i,-1})]} \quad (2.8-24)$$

二阶中心差商

$$\frac{2[f(x_{i+1})\Delta x_{i,-1} - f(x_i)(\Delta x_{i,-1} + \Delta x_i) + f(x_{i-1})\Delta x_i]}{[\Delta x_{i,-1}\Delta x_i(\Delta x_{i,-1} + \Delta x_i)]} \quad (2.8-25)$$

以上都是一阶精度的。二阶精度的差商如下：

一阶向后差商

$$\frac{f(x_i)[(\Delta x_{i,-2} + \Delta x_{i,-1})^2 - \Delta x_{i,-1}^2] - f(x_{i-1})(\Delta x_{i,-2} + \Delta x_{i,-1})^2 + f(x_{i-2})\Delta x_{i,-1}^2}{[\Delta x_{i,-2}\Delta x_{i,-1}(\Delta x_{i,-2} + \Delta x_{i,-1})]} \quad (2.8-26)$$

一阶中心差商

$$\frac{f(x_{i+1})\Delta x_{i,-1}^2 + f(x_i)(\Delta x_{i,-1}^2 - \Delta x_i^2) - f(x_{i-1})\Delta x_i^2}{\Delta x_{i,-1}\Delta x_i(\Delta x_{i,-1} + \Delta x_i)} \quad (2.8-27)$$

基于不等距离(一维)、不等规格(二维、三维)网格的有限差分方法已广泛应用于目前的商品化软件中,一般称为变网格技术。变网格技术可以在保证计算精度的前提下,有效地提高计算速度。

划分出矩形网络,如图 2.8-2。通常空间步长 Δx 取为相等的,而时间步长 Δt 与 Δx 以及 α 有关。当 Δx 和 α 为常数时, Δt 也取常数。直线 $t = t_n$ 称为第 n 层。网格交叉点称为结点。

2 差分方程、截断误差和相容性

2.1 差分方程

从上节所述可知,差分相应于微分,差商相应于导数。只不过差分 and 差商是用有限形式表示的,而微分和导数则是以极限形式表示的。如果将微分方程中的导数用相应的差商近似代替,就可得到有限形式的差分方程。现以对流微分方程

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \alpha \frac{\partial k}{\partial x} = 0 \quad (2.8-28)$$

为例,列出对应的差分方程。

用差商近似代替导数时,首先要选定 Δx 和 Δt ,称为步长。然后在 $x - t$ 坐标平面上用平行于坐标的两族直线:

$$x_i = x_0 + i\Delta x, i = 0, 1, 2, \dots \quad (2.8-29)$$

$$t_n = n\Delta t, \quad n = 0, 1, 2, \dots \quad (2.8-30)$$

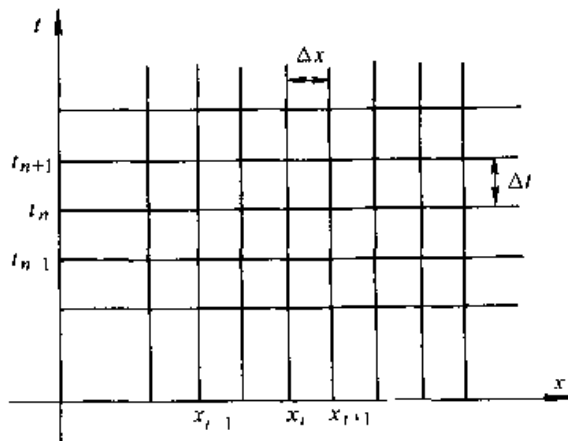


图 2.8-2 差分网格

网格划定后,就可针对某一结点,例如图 2.8-2 中的结点 (x_i, t_n) ,用差商近似代替导数。现用 $()_n$ 表示 $()$ 内函数在 (x_i, t_n) 点的值(有时括号可省略),则对流方程在 (x_i, t_n) 点为

$$\left(\frac{\partial \zeta}{\partial t}\right)_i^n + \alpha \left(\frac{\partial \zeta}{\partial x}\right)_i^n = 0 \quad (2.8-31)$$

这里 α 是作常数处理的。若 α 是 x 的函数, 则应该用 α_i 。

若时间导数用一阶向前差商近似代替, 即

$$\left(\frac{\partial \zeta}{\partial t}\right)_i^n \approx \frac{\zeta_i^{n+1} - \zeta_i^n}{\Delta t} \quad (2.8-32)$$

空间导数用一阶中心差商近似代替, 即

$$\left(\frac{\partial \zeta}{\partial x}\right)_i^n \approx \frac{\zeta_{i+1}^n - \zeta_{i-1}^n}{2\Delta x} \quad (2.8-33)$$

则在 (x_i, t_n) 点的对流微分方程就可近似地写作

$$\frac{\zeta_i^{n+1} - \zeta_i^n}{\Delta t} + \alpha \frac{\zeta_{i+1}^n - \zeta_{i-1}^n}{2\Delta x} = 0 \quad (2.8-34)$$

这就是对应的差分方程。

2.2 截断误差

按照前节关于逼近误差的分析知道, 用时间向前差商代替时间导数时的误差为 $O(\Delta t)$, 用空间中心差商代替空间导数时的误差为 $O((\Delta x)^2)$, 因而对流方程与对应的差分方程之间也存在一个误差, 它是

$$R_i^n = O(\Delta t) + O((\Delta x)^2) = O(\Delta t, (\Delta x)^2) \quad (2.8-35)$$

这也可由 Taylor 展开得到。因为

$$\begin{aligned} & \frac{\zeta(x_i, t_n + \Delta t) - \zeta(x_i, t_n)}{\Delta t} + \alpha \frac{\zeta(x_i + \Delta x, t_n) - \zeta(x_i - \Delta x, t_n)}{2\Delta x} \\ &= \left(\frac{\partial \zeta}{\partial t}\right)_i^n + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial^2 \zeta}{\partial t^2}\right)_i^n \Delta t + \dots \\ & \quad + \alpha \left[\left(\frac{\partial \zeta}{\partial x}\right)_i^n + \frac{1}{3!} \left(\frac{\partial^3 \zeta}{\partial x^3}\right)_i^n (\Delta x)^2 + \dots \right] \\ &= \left(\frac{\partial \zeta}{\partial t} + \alpha \frac{\partial \zeta}{\partial x}\right)_i^n + O(\Delta t, (\Delta x)^2) \quad (2.8-36) \end{aligned}$$

这种用差分方程近似代替微分方程所引起的误差, 称为截断误差。这里误差量级相当于 Δt 的

一次式、 Δx 的二次式。若已知 Δt 与 Δx 的关系, 例如 $\frac{\Delta t}{\Delta x} = \text{const}$, 则 $R_i^n = O(\Delta t, (\Delta x)^2) = O(\Delta t)$, 精度为一阶。在一般情况下, 则说对 Δt 精度为一阶, 对 Δx 精度为二阶。

一个与时间相关的物理问题, 应用微分方程表示时, 还必须给定初始条件, 从而形成一个完整的初值问题。对流方程的初值问题为

$$\begin{cases} \frac{\partial \zeta}{\partial t} + \alpha \frac{\partial \zeta}{\partial x} = 0 \\ \zeta(x, 0) = \bar{\zeta}(x) \end{cases} \quad (2.8-37)$$

这里 $\bar{\zeta}(x)$ 为某已知函数。同样, 差分方程也必须要有初始条件:

$$\begin{cases} \frac{\zeta_i^{n+1} - \zeta_i^n}{\Delta t} + \alpha \frac{\zeta_{i+1}^n - \zeta_{i-1}^n}{2\Delta x} = 0 \\ \zeta_i^0 = \bar{\zeta}(x_i) \end{cases} \quad (2.8-38)$$

初始条件是一种定解条件。如果是初边值问题, 定解条件中还应有的适当的边界条件。差分方程和其定解条件一起, 称为相应微分方程定解问题的差分格式。

上述初值问题的差分格式可改写为

$$\begin{cases} \zeta_i^{n+1} = \zeta_i^n - \alpha \frac{\Delta t}{2\Delta x} (\zeta_{i+1}^n - \zeta_{i-1}^n) \\ \zeta_i^0 = \bar{\zeta}(x_i) \end{cases} \quad (2.8-39)$$

我们称它为 FTCS 格式。

从 FTCS 格式可见, 若已知第 n 层上 (x_{i-1}, t_n) 、 (x_i, t_n) 和 (x_{i+1}, t_n) 点处函数 ζ 的值, 立即可算出第 $n+1$ 层上 (x_i, t_{n+1}) 点处函数 ζ 的值。由于在第 0 层 (初始层) 函数 ζ 的值是已给定的, 故可逐层计算。为了直观起见, 可用图 2.8-3a 表示 FTCS 格式的计算方式。差分方程是由图中“ \otimes ”点列出, 图中“ \circ ”表示计算所涉及的结点。这种图称为格式图。

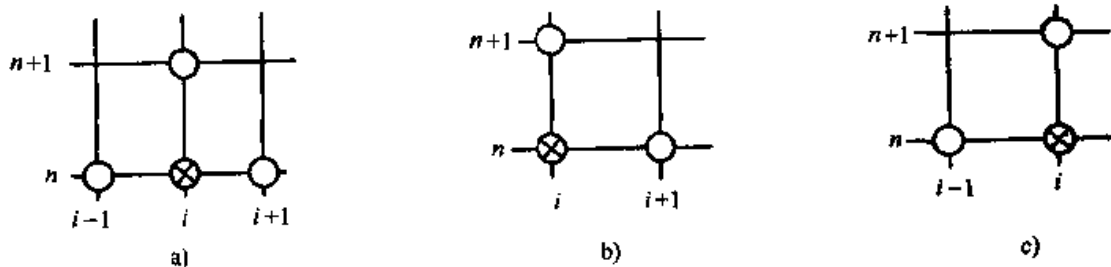


图 2.8-3 差分格式

FTCS 格式是采用时间向前差分、空间中心差分得来的。若时间和空间都用向前差分, 则得

$$\begin{cases} \frac{\zeta_i^{n+1} - \zeta_i^n}{\Delta t} + \alpha \frac{\zeta_{i+1}^n - \zeta_{i-1}^n}{\Delta x} = 0 \\ \zeta_i^0 = \bar{\zeta}(x_i) \end{cases} \quad (2.8-40)$$

或改写成

$$\begin{cases} \zeta_i^{n+1} = \zeta_i^n - \alpha \frac{\Delta t}{\Delta x} (\zeta_{i+1}^n - \zeta_{i-1}^n) \\ \zeta_i^0 = \bar{\zeta}(x_i) \end{cases} \quad (2.8-41)$$

这是 FTFS 格式, 其格式图如图 2.8-3b 所示,

若采用时间向前差分、空间向后差分, 则得到 FTBS 格式:

$$\begin{cases} \frac{\zeta_i^{n+1} - \zeta_i^n}{\Delta t} + \alpha \frac{\zeta_i^n - \zeta_{i-1}^n}{\Delta x} = 0 \\ \zeta_i^0 = \bar{\zeta}(x_i) \end{cases} \quad (2.8-42)$$

或

$$\begin{cases} \zeta_i^{n+1} = \zeta_i^n - \alpha \frac{\Delta t}{\Delta x} (\zeta_i^n - \zeta_{i-1}^n) \\ \zeta_i^0 = \bar{\zeta}(x_i) \end{cases} \quad (2.8-43)$$

其格式图如图 2.8-3c 所示。

FTCS 格式的截断误差为

$$R_i^n = O(\Delta t, (\Delta x)^2) \quad (2.8-44)$$

FTFS 和 FTBS 格式的截断误差为

$$R_i^n = O(\Delta t, \Delta x) \quad (2.8-45)$$

这 3 种格式对 Δt 都有一阶精度。

一般说来, 若微分方程为

$$D(\zeta) = f \quad (2.8-46)$$

其中 D 是微分算子, f 是已知函数, 而对应的差分方程为

$$D_\Delta(\zeta) = f \quad (2.8-47)$$

其中 D_Δ 是差分算子, 则截断误差为

$$R = D_\Delta(\phi) - D(\phi) \quad (2.8-48)$$

这里 ϕ 为定义域上某一足够光滑的函数, 当然也可以取微分方程的解 ζ 。

2.3 相容性

如果当 $\Delta x, \Delta t \rightarrow 0$ 时, 差分方程的截断误差的某种范数 $\|R\|$ 也趋近于零, 即

$$\lim_{\substack{\Delta x \rightarrow 0 \\ \Delta t \rightarrow 0}} \|R\| = 0 \quad (2.8-49)$$

这表明从截断误差的角度来看, 此差分方程是用来逼近微分方程的, 通常称这样的差分方程和相应的微分方程相容 (一致)。如果当 $\Delta x, \Delta t$

$\rightarrow 0$ 时, 截断误差的范数不趋于零, 则称为不相容 (不一致), 这样的差分方程不能用来逼近微分方程。

以上只考虑了方程, 但从整个问题来看, 还应考虑定解条件。若微分问题的定解条件为

$$B(\zeta) = g \quad (2.8-50)$$

式中 B —— 微分算子;

g —— 已知函数。

而对应的差分问题的定解条件为

$$B_\Delta(\zeta) = g \quad (2.8-51)$$

式中 B_Δ —— 差分算子。

则截断误差为

$$r = B_\Delta(\phi) - B(\phi) \quad (2.8-52)$$

只有方程相容, 定解条件也相容, 即有

$$\lim_{\substack{\Delta x \rightarrow 0 \\ \Delta t \rightarrow 0}} \|R\| = 0 \text{ 和 } \lim_{\substack{\Delta x \rightarrow 0 \\ \Delta t \rightarrow 0}} \|r\| = 0 \quad (2.8-53)$$

整个问题才相容。 $\Delta x, \Delta t \rightarrow 0$ 的情况有两种: 一是各自独立地趋于零, 这是无条件相容; 另一是 Δx 与 Δt 之间在某种关系 (譬如要求 $\frac{\Delta t}{\Delta x} = K$) 下同时趋于零, 这种情况下的相容为条件相容。

从截断误差的分析知道, FTCS、FTFS 和 FTBS 格式都具有相容性。这三种格式都只涉及两个时间层的量。此外, 若知道第 n 层的 ζ , 可由一个差分式子直接算出第 $n+1$ 层的 ζ , 故称这类格式为显式格式。总起来, 以上三种格式都属于一阶精度、二层、相容、显式格式。

这三种格式也有不同的特性, 如有的不能用来做实际计算, 这将在下面介绍稳定性时谈到。

以上介绍中将一点 (x_i, t_n) 的函数值, 如函数 ζ 在这点的值, 有时写为 $\zeta(x_i, t_n)$, 有时写为 ζ_i^n , 以后还会遇到这类情况。通常认为, $\zeta(x_i, t_n)$ 表示连续函数 $\zeta(x, t)$ 在 (x_i, t_n) 点的值; 而 ζ_i^n 没有“连续”的含意, 只是表示某离散点 (x_i, t_n) 处的 ζ 值。因此 $\zeta(x_i, t_n)$ 可以作为微分方程的解在 (x_i, t_n) 点的值, 而 ζ_i^n 则作为差分问题 (代数方程) 的解。

3 收敛性与稳定性

3.1 收敛性

所谓相容性, 是指当自变量的步长趋于零

时, 差分格式与微分问题的截断误差的范数是否趋于零, 从而可看出是否能用此差分格式来逼近微分问题。然而, 方程 (无论是微分方程或是差分方程) 是物理问题的数学表达形式, 其目的是为了借助数学的手段来求问题的解。因此, 除了必须要求差分格式能逼近微分方程和定解条件 (表明这两种数学表达方法在形式上是一致的) 外, 还进一步要求差分格式的解 (精确解) 与微分方程定解问题的解 (精确解) 是一致的 (表明这两种数学表达方法的最终结果是一致的), 即当步长趋于零时, 要求差分格式的解趋于微分方程定解问题的解。我们称这种是否趋于微分方程定解问题的解的情况为差分格式的收敛性。更明确地说, 对差分网格上的任意结点 (x_i, t_n) , 也是微分问题定解区域上的一固定点, 设差分格式在此点的解为 ζ_i^n , 相应的微分问题的解为 $\zeta(x_i, t_n)$, 二者之差为

$$e_i^n = \zeta_i^n - \zeta(x_i, t_n) \quad (2.8-54)$$

称为离散化误差。如果当 $\Delta x, \Delta t \rightarrow 0$ 时, 离散化误差的某种范数 $\|e\|$ 趋近于零, 即

$$\lim_{\substack{\Delta x \rightarrow 0 \\ \Delta t \rightarrow 0}} \|e\| = 0 \quad (2.8-55)$$

则说明此差分格式是收敛的, 即此差分格式的解收敛于相应微分问题的解, 否则不收敛。与相容性类似, 收敛又分为有条件收敛和无条件收敛。

粗看起来, 似乎只要差分格式逼近微分问题 ($\Delta x, \Delta t \rightarrow 0$ 时, $\|R\| \rightarrow 0, \|r\| \rightarrow 0$, 其解就应该一致; 也就是说, 似乎相容性能保证收敛性。其实并不一定如此。这是因为在分析截断误差时, 是以差分格式与微分问题有同一个解 $\zeta(x, t)$ 为基础 (或以定解域内某足够光滑的函数 ϕ 为基础), 并对此函数分别在 (x_i, t_n) 点的邻域作 Taylor 展开的, 其中所有的 $\zeta, \partial\zeta/\partial t, \partial\zeta/\partial x$ 等都是指同一个函数及其各阶导数。所以最后得到的截断误差 R, r 实质上是当差分问题与微分问题有同一解时两种方程、两种定解条件之间的误差。 R, r 并不能真正表示两种方程、两种定解条件之间的误差, 因此, 相容性不能保证收敛性, 不能保证二者解的一致。但若没有相容性就更不能得到二者解的一致, 故相容性是收敛性的必要条件, 有人称相容性是形式上的逼近。

相容性不一定能保证收敛性, 那么对于一定

的差分格式, 其解能否收敛到相应微分问题的解? 答案是差分格式的解收敛于微分问题的解是可能的。至于某给定格式是否收敛, 则按具体问题予以证明。下面以一个差分格式为例, 讨论其收敛性。

微分问题

$$\begin{cases} \frac{\partial \zeta}{\partial t} + a \frac{\partial \zeta}{\partial x} = 0 \\ \zeta(x, 0) = \bar{\zeta}(x) \end{cases} \quad (2.8-56)$$

的 FTBS 格式为

$$\begin{cases} \frac{\zeta_i^{n+1} - \zeta_i^n}{\Delta t} + a \frac{\zeta_i^n - \zeta_{i-1}^n}{\Delta x} = 0 \\ \zeta_i^0 = \bar{\zeta}(x_i) \end{cases} \quad (2.8-57)$$

在某结点 (x_i, t_n) 微分问题的解为 $\zeta(x_i, t_n)$, 差分格式的解为 ζ_i^n , 则离散化误差为

$$e_i^n = \zeta_i^n - \zeta(x_i, t_n) \quad (2.8-58)$$

按照截断误差的分析知道

$$\begin{aligned} \frac{\zeta(x_i, t_n + \Delta t) - \zeta(x_i, t_n)}{\Delta t} + a \frac{\zeta(x_i, t_n) - \zeta(x_i - \Delta x, t_n)}{\Delta x} \\ = O(\Delta x, \Delta t) \end{aligned} \quad (2.8-59)$$

以 FTBS 格式中的第一个方程减去上式得

$$\frac{e_i^{n+1} - e_i^n}{\Delta t} + a \frac{e_i^n - e_{i-1}^n}{\Delta x} = O(\Delta x, \Delta t) \quad (2.8-60)$$

或写成

$$\begin{aligned} e_i^{n+1} &= e_i^n - a \frac{\Delta t}{\Delta x} (e_i^n - e_{i-1}^n) + \Delta t \cdot O(\Delta x, \Delta t) \\ &= (1 - a \frac{\Delta t}{\Delta x}) e_i^n + a \frac{\Delta t}{\Delta x} e_{i-1}^n + \Delta t \cdot O(\Delta x, \Delta t) \end{aligned} \quad (2.8-61)$$

若条件 $a \geq 0$ 和 $a \frac{\Delta t}{\Delta x} \leq 1$ 成立, 即 $0 \leq a \frac{\Delta t}{\Delta x} \leq 1$, 则

$$\begin{aligned} |e_i^{n+1}| &\leq (1 - a \frac{\Delta t}{\Delta x}) |e_i^n| + a \frac{\Delta t}{\Delta x} |e_{i-1}^n| + \Delta t \cdot O(\Delta x, \Delta t) \\ &\leq (1 - a \frac{\Delta t}{\Delta x}) \max_i |e_i^n| + a \frac{\Delta t}{\Delta x} \max_i |e_i^n| + \Delta t \cdot O(\Delta x, \Delta t) \end{aligned} \quad (2.8-62)$$

式中 $\max_i |e_i^n|$ 表示在第 n 层所有结点上 $|e|$ 的最大值。

由上式知, 对一切 i 有

$$|e_i^{n+1}| \leq \max_i |e_i^n| + \Delta t \cdot O(\Delta x, \Delta t) \quad (2.8-63)$$

故有

$$\max_i |e_i^{n+1}| \leq \max_i |e_i^n| + \Delta t \cdot O(\Delta x, \Delta t) \quad (2.8-64)$$

于是

$$\begin{aligned} \max_i |e_i^1| &\leq \max_i |e_i^0| + \Delta t \cdot O(\Delta x, \Delta t) \\ \max_i |e_i^2| &\leq \max_i |e_i^1| + \Delta t \cdot O(\Delta x, \Delta t) \\ &\dots\dots \\ \max_i |e_i^n| &\leq \max_i |e_i^{n-1}| + \Delta t \cdot O(\Delta x, \Delta t) \end{aligned} \quad (2.8-65)$$

综合得

$$\max_i |e_i^n| \leq \max_i |e_i^0| + n\Delta t \cdot O(\Delta x, \Delta t) \quad (2.8-66)$$

由于初始条件给定函数 ζ 的初值, 初始离散化误差 $e_i^0 = 0$ 。并且 $n\Delta t = t_n$ 是一有限量, 因而

$$\max_i |e_i^n| \leq O(\Delta x, \Delta t) \quad (2.8-67)$$

可见本问题 FTBS 格式的离散化误差与截断误差具有相同的量级。最后得到

$$\lim_{\substack{\Delta x \rightarrow 0 \\ \Delta t \rightarrow 0}} (\max_i |e_i^n|) = 0 \quad (2.8-68)$$

这样就证明了, 当 $0 \leq \alpha \frac{\Delta t}{\Delta x} \leq 1$ 时, 本问题的 FTBS 格式收敛。这种离散化误差的最大绝对值趋于零的收敛情况称为一致收敛。

此例介绍了一种证明差分格式收敛的方法, 同时表明了相容性与收敛性的关系: 相容性是收敛性的必要条件, 但不一定是充分条件, 还可能

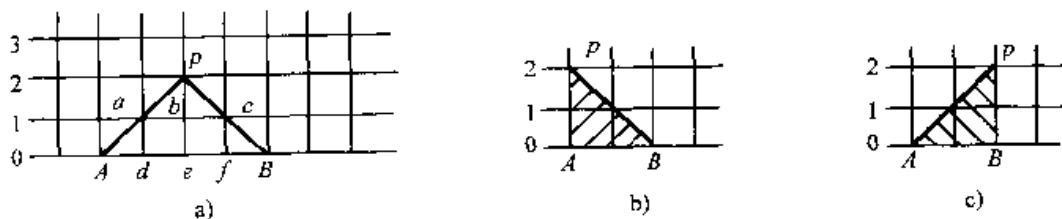


图 2.8-4 差分格式的依赖区间

随着时间的推移, 一点的函数值将影响以后某些结点的解。如图 2.8-5, 设 p 为第 n 层的某结点, 当用 FTCS 格式计算第 $n+1$ 层上的结点值时, a 、 b 、 c 这 3 点的解必须用到 p 点的函数值, 在第 $n+2$ 层上则有更多点的解受 p 点函数值的影响。所有受 p 点函数值影响的结点总和为 p

要求其他条件, 如本例就是要求 $0 \leq \alpha \frac{\Delta t}{\Delta x} \leq 1$ 。

3.2 稳定性

首先介绍一下差分格式的依赖区间、决定区域和影响区域。还是以初值问题

$$\begin{cases} \frac{\partial \zeta}{\partial t} + a \frac{\partial \zeta}{\partial x} = 0 \\ \zeta(x, 0) = \zeta(x) \end{cases} \quad (2.8-69)$$

为例, 先看 FTCS 格式, 如图 2.8-4a 所示, 欲计算第二层 p 点的函数值, 必先知道第一层上 a 、 b 、 c 这 3 点的函数值, 故 p 点的解依赖于 a 、 b 、 c 这 3 点的解。而 a 点的解又依赖于第 0 层 (初值线) 上 A 、 d 、 e 的初值, b 点的解依赖于 d 、 e 、 f 的初值, c 点的解依赖于 e 、 f 、 B 的初值。因此 p 点的解依赖于初值线 AB 段上所有结点的初值, 故称 AB 段上所有结点为 p 点的依赖区间。又, 三角形 pAB 区域内任一结点的依赖区间都包含在 AB 之内, 即该区域内任一结点上的解都由 AB 段上某些结点的初值所决定, 而与 AB 以外结点的初值无关, 故称此三角形区域为 AB 区间所决定的区域。这里为方便起见, 是以第二层的 p 点为例的, 事实上对任意层的任一结点, 都在初始层上有一对应的依赖区间, 而初始层的任一区间都有一对应的决定区域。

FTFS 格式和 FTBS 格式的依赖区间分别为图 2.8-4b、c 中的 AB 线段上的全部结点; 图中阴影部分为 AB 所决定的区域。

点的影响区域, 如图 2.8-5 中阴影所示区域。

由上可知, 同一微分问题, 当采用不同差分格式时, 其依赖区间、决定区域和影响区域可以是不一样的。依赖区间、决定区域和影响区域是由差分格式本身的构造所决定的, 并与步长比 $\Delta t/\Delta x$ 有关。

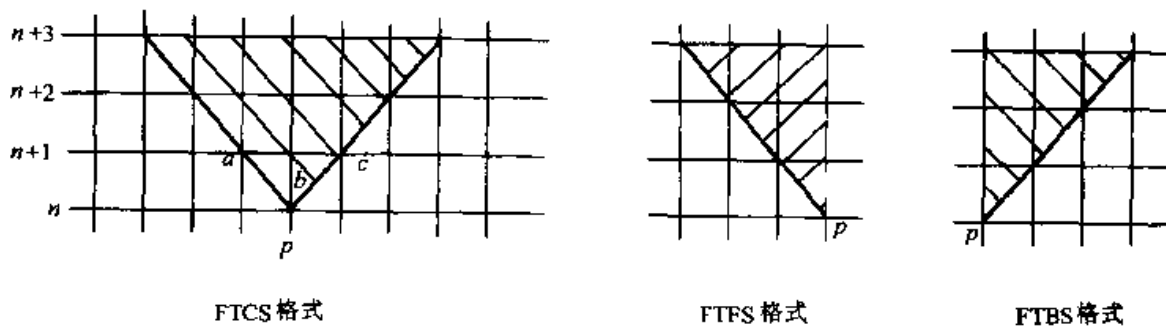


图 2.8-5 差分格式的影响区域

例如微分问题

$$\begin{cases} \frac{\partial \zeta}{\partial t} + \frac{\partial \zeta}{\partial x} = 0 \\ \zeta(x, 0) = 0 \end{cases} \quad (2.8-70)$$

其解为零，即 $\zeta(x, t) = 0$ 。若用 FTBS 格式计算，且计算中不产生任何误差，则结果也是零，即

$$\left. \begin{aligned} \zeta_i^n &= 0, \quad n=0, 1, 2, \dots, \\ i &= 0, \pm 1, \pm 2, \dots \end{aligned} \right\} \quad (2.8-71)$$

假设在第 k 层上的第 j 点，由于计算误差得到 $\zeta_j^k = \epsilon$ 。不妨设 $k=0, j=0, \epsilon=1$ ，即相当于 FTBS 格式写成

$$\begin{cases} \zeta_i^{n+1} = \zeta_i^n - \frac{\Delta t}{\Delta x} (\zeta_i^n - \zeta_{i-1}^n) \\ \zeta_0^0 = 1 \\ \zeta_i^0 = 0, \quad i \neq 0 \end{cases} \quad (2.8-72)$$

现分别取 $\frac{\Delta t}{\Delta x} = 1/2, 1$ 和 2 ，列表计算如下：

1) $\frac{\Delta t}{\Delta x} = \frac{1}{2}$

4	0	0	0	0	$\frac{1}{16}$	$\frac{1}{4}$	$\frac{3}{8}$	$\frac{1}{4}$	$\frac{1}{16}$
3	0	0	0	0	$\frac{1}{8}$	$\frac{3}{8}$	$\frac{3}{8}$	$\frac{1}{8}$	0
2	0	0	0	0	$\frac{1}{4}$	$\frac{1}{2}$	$\frac{1}{4}$	0	0
1	0	0	0	0	$\frac{1}{2}$	$\frac{1}{2}$	0	0	0
0	0	0	0	0	1	0	0	0	0
ζ_i^n	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4

2) $\frac{\Delta t}{\Delta x} = 1$

4	0	0	0	0	0	0	0	0	1
3	0	0	0	0	0	0	0	1	0
2	0	0	0	0	0	0	1	0	0
1	0	0	0	0	0	1	0	0	0
0	0	0	0	0	1	0	0	0	0
ζ_i^n	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4

3) $\frac{\Delta t}{\Delta x} = 2$

4	0	0	0	0	1	-8	24	-32	16
3	0	0	0	0	-1	6	-12	8	0
2	0	0	0	0	1	-4	4	0	0
1	0	0	0	0	-1	2	0	0	0
0	0	0	0	0	1	0	0	0	0
ζ_i^n	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4

这个例子一方面显示了该格式的影响区域，另一方面还显示了当 $\Delta t/\Delta x$ 值不同时，计算误差所产生的影响在数值上有很大的不同。当 $\Delta t/\Delta x \leq 1$ 时，所产生的影响在数值上不再扩大；当 $\Delta t/\Delta x > 1$ 时，所产生的影响在数值上将越来越大。数值上的差别引出了质的不同，因而出现了稳定性问题。

差分格式的数值稳定性，早在 1928 年就由 R. Courant、K.O. Friedrichs 和 H. Lewy 等人发现，并提出了关于双曲型方程差分格式稳定性的必要条件（简称 CFL 条件）。此后在这方面作了不少研究工作。1950 年公开发表了 von Neumann 提出的稳定性分析法，这是现在比较广泛地用来确定稳定性准则的一种分析方法。

在有限差分法的具体运算中，计算误差总是不可避免的，如舍入误差，以及这种误差的传播、积累。然而，人们通过大量的实践和理论分析发现，同一问题的各种差分格式在某一定条件下，对误差的敏感程度不一样。例如某种格式在某一定条件下，若计算中某处产生了误差，则这个误差将对以后的计算产生影响。如果这一误差对以后的影响越来越小，或是这个影响保持在某个限度以内，像上面例子中 $\Delta t/\Delta x \leq 1$ 的情况，那么就称这个差分格式在给定的条件下稳定，这个条件就是它的稳定准则。如果误差的影响随着 n 的增大越来越大，像上面例子中 $\Delta t/\Delta x > 1$ 的情况，使计算的结果随着 n 的增大越来越偏离差分格式的精确解，从而毫无实用价值，那么这种情况就是不稳定的。实际表明，有些格式在一定条件下稳定；有些格式在任何情况下都不稳定，称为完全不稳定。有些格式是无条件稳定的，称为完全稳定。

值得强调的是，这里所说的某种格式稳定或不稳定，是一种简略的说法。实际上，不可能孤立地研究某种格式，而是针对某一微分问题来研究某种差分格式。所以，差分格式的相容性、收敛性、稳定性都是针对给定的微分问题而言的。

现在以适当的数学式子给出稳定性定义。为此将差分解 ξ 表示为连续函数 $Z(x, t)$ ，则稳定性的一种定义为

$$\|Z(x, t)\| \leq K \|Z(x, 0)\| \quad (2.8-73)$$

这里 K 是某个有限常数，称为 Lipschitz 常数，不随 $\Delta x \rightarrow 0, \Delta t \rightarrow 0$ 而变。这就是说，当此不等式成立时，只要差分问题初始值所含的误差为小量时，此后的解与差分问题的精确解的误差也一定为小量。由于计算误差不仅可以来自初值（包括在某一时刻前的任一时刻），还可以来自边界值，而且可以来自右端项，所以也有将稳定性定义为

$$\|Z\| \leq K_1 \|D_\Delta(Z)\| + K_2 \|B_\Delta(Z)\| \quad (2.8-74)$$

式中 D_Δ 和 B_Δ ——对应于微分方程和定解条件的差分算子；

K_1, K_2 ——对应于 $D_\Delta(Z), B_\Delta(Z)$ 的 Lipschitz 常数。

若取

$$K = \max(K_1, K_2) \quad (2.8-75)$$

则为

$$\|Z\| \leq K(\|D_\Delta(Z)\| + \|B_\Delta(Z)\|) \quad (2.8-76)$$

在建立了上述稳定性概念之后，便可以进一步判定格式是否稳定，或在什么条件下稳定。

4 Lax 等价定理

前面讨论了差分问题的相容性、收敛性和稳定性。已经知道，相容性是收敛性的必要条件；还发现稳定性与收敛性有一定的联系。Lax 等价定理就是阐述相容性、收敛性和稳定性三者之间关系的。

Lax 等价定理：对一个适定的线性微分问题及一个与其相容的差分格式，如果该格式稳定则必收敛，不稳定必不收敛。换言之，若线性微分问题适定，差分格式相容，则稳定性是收敛性的必要和充分条件。这也可表示为

$$\begin{array}{ccc} & \text{线性微分问题适定} & \\ \text{稳定性} & \leftarrow = \rightarrow & \text{收敛性} \\ & \text{差分格式相容} & \end{array}$$

下面对此定理作一些简略的说明。

由于在定解域内有

$$D(\xi) = f \quad \text{及} \quad D_\Delta(Z) = f \quad (2.8-77)$$

式中 D 和 D_Δ ——微分算子和差分算子，是线性的；

f ——已知函数；

ξ ——微分解；

Z ——差分解。

两式相减得

$$D_\Delta(Z) - D(\xi) = 0 \quad (2.8-78)$$

改写成

$$[D_\Delta(Z) - D_\Delta(\xi)] + [D_\Delta(\xi) - D(\xi)] = 0 \quad (2.8-79)$$

因为算子是线性的，故式中第一个 $[\]$ 内相当于 $D_\Delta(Z - \xi)$ ；而第二个 $[\]$ 内就是截断误差 R ，所以有

$$D_\Delta(Z - \xi) = -R \quad (2.8-80)$$

若定解条件为

$$B(\xi) = g \quad \text{及} \quad B_\Delta(Z) = g \quad (2.8-81)$$

式中 B 和 B_Δ ——微分算子和差分算子，且是线性的；

g ——已知函数。

按照以上对方程的同样推导法，可导得

$$B_\Delta(Z - \xi) = -r \quad (2.8-82)$$

其中 $r = B_{\Delta}(\zeta) - B(\zeta)$ 是截断误差。若差分格式是稳定的，按稳定性的定义，应该有

$$\|Z - \zeta\| \leq K[\|D_{\Delta}(Z - \zeta)\| + \|B_{\Delta}(Z - \zeta)\|] \quad (2.8-83)$$

将式 (2.8-80) 和式 (2.8-82) 代入得

$$\|Z - \zeta\| \leq K(\|R\| + \|r\|) \quad (2.8-84)$$

当差分格式相容时，可得

$$\lim_{\substack{\Delta t \rightarrow 0 \\ \Delta x \rightarrow 0}} \|Z - \zeta\| = 0 \quad (2.8-85)$$

从而保证了收敛性。

根据此定理，在线性适定和格式相容的条件下，只要证明了格式是稳定的，则一定收敛；若不稳定，则不收敛。由于收敛性的证明往往比稳定性更难，故人们就可以把注意力集中在稳定性的研究上。

第 9 章 温度场分析

1 数学模型

1.1 傅里叶定律

在归纳大量实验基础上, J.B. Fourier 于 1882 年指出, 单位时间内由热传导而通过单位面积的热量 (比热流量) 与温度梯度成正比。

在一维空间, 傅里叶 (Fourier) 定律表示成下式

$$\dot{q} = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2.9-1)$$

式中 \dot{q} ——比热流量 (w/m^2);

T ——温度 (K);

x ——坐标值 (m);

$\frac{\partial T}{\partial x}$ ——温度梯度 (K/m);

λ ——导热系数 [$\text{w}/(\text{m}\cdot\text{K})$].

负号表明, 导热的方向永远沿着温度降低的方向, 即导热热流从高温区流向低温区。

如图 2.9-1 所示, 当 x 方向的温度分布呈线性时, 温度梯度 $\partial T/\partial x$ 为

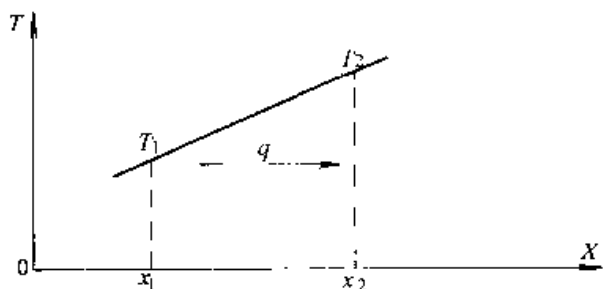


图 2.9-1 一维空间的热传导传热

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \frac{T_2 - T_1}{x_2 - x_1}$$

根据式 (2.9-1), 沿方向 x 产生的比热流量为

$$\dot{q} = -\lambda \frac{T_2 - T_1}{x_2 - x_1} \quad (2.9-2)$$

1.2 三维热传导微分方程

如图 2.9-2 所示, 假设微元体的尺寸 dx 、

dy 、 dz , 很明显的微元体的体积为 $dx dy dz$ 。

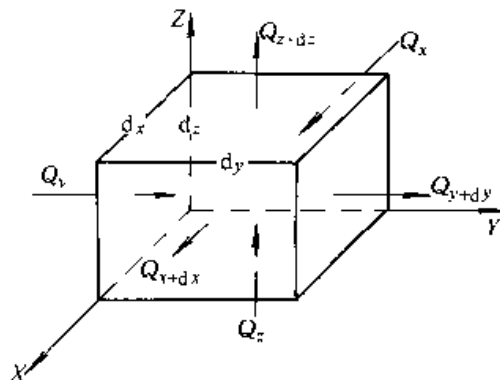


图 2.9-2 三维空间单元热平衡图

根据 Fourier 定律, 流入此微元体的热量为

$$\left. \begin{aligned} Q_x &= -\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \cdot dy dz \\ Q_y &= -\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \cdot dx dz \\ Q_z &= -\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \cdot dx dy \end{aligned} \right\} \quad (2.9-3)$$

而流出此微元体的热量为

$$\left. \begin{aligned} Q_{x+dx} &= -\lambda \frac{\partial}{\partial x} \left(T + \frac{\partial T}{\partial x} dx \right) dy \cdot dz \\ Q_{y+dy} &= -\lambda \frac{\partial}{\partial y} \left(T + \frac{\partial T}{\partial y} dy \right) dx \cdot dz \\ Q_{z+dz} &= -\lambda \frac{\partial}{\partial z} \left(T + \frac{\partial T}{\partial z} dz \right) dx \cdot dy \end{aligned} \right\} \quad (2.9-4)$$

如物体中无内热源, 根据能量守恒定律:

流入热量 - 流出热量 = 微元体内蓄热量的增加

$$\text{即} \quad Q_{\text{入}} - Q_{\text{出}} = \Delta Q \quad (2.9-5)$$

而单位时间内微元体蓄热量增量:

$$\Delta Q = \rho c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \cdot dx dy dz \quad (2.9-6)$$

将上述式 (2.9-3)、(2.9-4)、(2.9-6) 代入式 (2.9-5), 整理得:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (2.9-7)$$

式中 ρ ——物体的密度;

c_p ——物体的比定压热容;

λ —— 物体的导热系数。

ρ 、 c_p 和 λ 均为常数令 $\frac{\lambda}{\rho c_p} = \alpha$ ，则式 (2.9-

7) 变为

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = \alpha \nabla^2 T \quad (2.9-8)$$

注：一维情况则为 $\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}$

式中 ∇^2 —— 拉普拉斯运算符号 (算子)；

α —— 导热系数 (m^2/s)。

该方程的物理意义：

① 当 $\nabla^2 T > 0$ 时， $\frac{\partial T}{\partial t} > 0$ ，物体被加热；

② 当 $\nabla^2 T = 0$ 时， $\frac{\partial T}{\partial t} = 0$ ，稳定温度场；

③ 当 $\nabla^2 T < 0$ 时， $\frac{\partial T}{\partial t} < 0$ ，物体被冷却；

式 (2.9-8) 即为铸件 (如铸件等) 温度场数值模拟的数学模型。

2 数值求解方法

确定了上述温度场数学模型以后，仍然不能用计算机直接求解该微分方程，原因是计算机只能处理离散化了的值。因此必须在时间上和空间上对微分方程进行离散，然后基于离散的方程进行求解。

温度场数值模拟求解方程有有限差分法 (FDM)、有限元法 (FEM)、直接差分法 (DFDM) 及边界元法 (BEM) 等，这些方法各有优缺点。本节将就常用的有限差分法 (FDM) 及直接差分法 (DFDM) 进行阐述。

2.1 有限差分法 (FDM)

由微分方程式推导出差分式的方程中，历来用得最多的是有限差分法 (Finite Difference Method)，该方法在本篇第 8 章已作了详细阐述。

2.1.1 一维热传导差分方程

所谓泰勒展开差分法就是将求解的时间范围划分为许多时间步长 Δt ，将求解的空间划分为节点间距等于 Δx 网格 (见图 2.9-3)，之后使泰勒展开式适用于这些网格单元。

假定 $x = x_i$ 时的值为 T_i ，在 $x = x_{i+1} (= x_i + \Delta x)$ 时的值为 T_{i+1} ，按泰勒展开， T_i 与 T_{i+1}

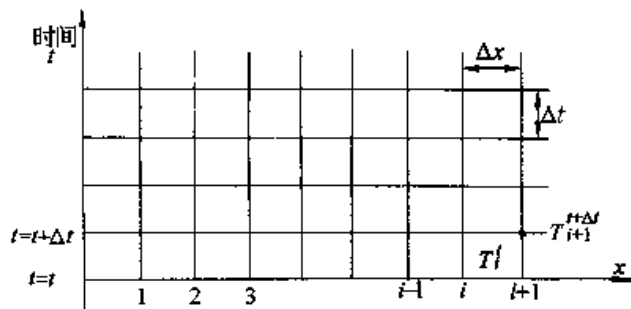


图 2.9-3 有限差分法解一维问题的网格图的关系为

$$T_{i+1} = T_i + \Delta x \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_i + \frac{\Delta x^2}{2!} \left. \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right|_i + \frac{\Delta x^3}{3!} \left. \frac{\partial^3 T}{\partial x^3} \right|_i + \dots \quad (2.9-9)$$

同理，图 2.9-3 中的 $x = x_{i-1}$ 与 $x = x_i$ 的温度 T_{i-1} 、 T_i 之间关系为

$$T_{i-1} = T_i - \Delta x \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_i + \frac{\Delta x^2}{2!} \left. \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right|_i - \frac{\Delta x^3}{3!} \left. \frac{\partial^3 T}{\partial x^3} \right|_i + \dots \quad (2.9-10)$$

将式 (2.9-9) 和式 (2.9-10) 两式相加，得

$$\left. \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right|_i = \frac{T_{i+1} - 2T_i + T_{i-1}}{\Delta x^2} - \frac{\Delta x^2}{12} \left. \frac{\partial^4 T}{\partial x^4} \right|_i - \dots \quad (2.9-11)$$

忽略 $\partial^4 T / \partial x^4$ 以上各项，则能得到二阶微分的差分方程，在 t 时刻为

$$\left. \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right|_i^t = \frac{T_{i+1}^t - 2T_i^t + T_{i-1}^t}{\Delta x^2} \quad (2.9-12)$$

同样，关于时间的泰勒展开为

$$T_i^{t+\Delta t} = T_i^t + \Delta t \left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i + \frac{\Delta t^2}{2!} \left. \frac{\partial^2 T}{\partial t^2} \right|_i + \frac{\Delta t^3}{3!} \left. \frac{\partial^3 T}{\partial t^3} \right|_i + \dots \quad (2.9-13)$$

忽略 $\frac{\partial^3 T}{\partial t^3}$ 以上各项，则有

$$\left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i = \frac{T_i^{t+\Delta t} - T_i^t}{\Delta t} \quad (2.9-14)$$

对于 $\frac{\partial T}{\partial t}$ 的不同情况，有限差分法又可分为前进差分法、后退差分法及改良欧拉法。

(1) 前进差分法

当 $\left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i = \left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i^t$ 时，由式 (2.9-8)、(2.9-12) 和 (2.9-14) 可得

$$\frac{T_i^{t+\Delta t} - T_i^t}{\Delta t} = \alpha \cdot \frac{T_{i+1}^t - 2T_i^t + T_{i-1}^t}{\Delta x^2} \quad (2.9-15)$$

$$T_i^{t+\Delta t} = T_i^t + \frac{\Delta t \cdot \alpha}{\Delta x^2} (T_{i+1}^t - 2T_i^t + T_{i-1}^t) \quad (2.9-16)$$

显而易见，如果时刻 t 时的 T_i^t 、 T_{i+1}^t 、 T_{i-1}^t 已知，则对于 i 单元，就可以根据上式求出 Δt 时间之后的 $T_i^{t+\Delta t}$ 值，因此称为前进差分法或显式差分法。

(2) 后退差分法

当 $\left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i = \left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i^{t+\Delta t}$ 时，由式 (2.9-8)、(2.9-12) 和 (2.9-14) 可得

$$\begin{aligned} \left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i &= \left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i^{t+\Delta t} = \frac{T_i^{t+\Delta t} - T_i^t}{\Delta t} \\ &= \frac{\alpha}{\Delta x^2} (T_{i+1}^{t+\Delta t} - 2T_i^{t+\Delta t} + T_{i-1}^{t+\Delta t}) \end{aligned} \quad (2.9-17)$$

可见只从上式不能求得 $T_i^{t+\Delta t}$ 的值，必须解涉及 $T_1^{t+\Delta t}$ 、 $T_2^{t+\Delta t}$ 、 $T_3^{t+\Delta t}$ 、...、 $T_i^{t+\Delta t}$ 、... 的联立方程式，因此称为后退差分法，或隐式差分法。

(3) 改良欧拉法

$$\begin{aligned} \text{当 } \left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i &= \frac{1}{2} \left(\left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i^t + \left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i^{t+\Delta t} \right) \text{ 时:} \\ \left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i &= \frac{1}{2} \left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i^t + \frac{1}{2} \left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i^{t+\Delta t} \\ \frac{T_i^{t+\Delta t} - T_i^t}{\Delta t} &= \frac{1}{2} \left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_i^t + \frac{\alpha}{2\Delta x^2} \\ &\quad \times (T_{i+1}^{t+\Delta t} - 2T_i^{t+\Delta t} + T_{i-1}^{t+\Delta t}) \end{aligned} \quad (2.9-18)$$

可见，仍然必须解联立方程式，该方法称为改良欧拉法，也称库拉克-尼康尔索法，实质上也是一种形式的隐式解法。

显式解法与隐式解法各有优缺点，表 2.9-1 为显式及隐式解法的比较。

目前，显式差分法较隐式差分法的应用更为广泛。

2.1.2 显式差分法（前进差分法）求解的稳定性条件

如前所述显式（前进）差分法的离散方程式为（参见式 (2.9-16)）

$$T_i^{t+\Delta t} = T_i^t + \frac{\Delta t}{\Delta x^2} \cdot \alpha (T_{i+1}^t - 2T_i^t + T_{i-1}^t)$$

表 2.9-1 显式解法和隐式解法的比较

解法	优点	缺点
显式解法	<ul style="list-style-type: none"> 程序容易 内存需要小 只要不发散，解的精度大致一定 	<ul style="list-style-type: none"> 求解过程时间步长有限制
隐式解法	<ul style="list-style-type: none"> 时间步长可以较大 如是同样时间步长，精度较高 	<ul style="list-style-type: none"> 程序比较复杂 内存要求高 难以评价时间步长大时的精度

令 $F_0 = \frac{\alpha \Delta t}{\Delta x^2}$ ，则

$$\begin{aligned} T_i^{t+\Delta t} &= T_i^t + F_0 (T_{i+1}^t - 2T_i^t + T_{i-1}^t) \\ &= F_0 (T_{i+1}^t + T_{i-1}^t + \left(\frac{1}{F_0} - 2\right) T_i^t) \end{aligned}$$

为了符合实际物理意义：

$$\frac{1}{F_0} - 2 \geq 0, \text{ 即 } F_0 \leq \frac{1}{2}$$

由此可以求得

$$\Delta t \leq \frac{\rho c_p \cdot \Delta x^2}{2\lambda} \quad (2.9-19)$$

此式即为显式差分法求解的稳定性条件。

注： F_0 为傅里叶数；

$$F_0 = \frac{\alpha \Delta t}{\Delta x^2} = \frac{\lambda \Delta t}{\rho c_p \Delta x^2} = \frac{\lambda}{\rho c_p \Delta x^2} \cdot \frac{\Delta t}{\Delta t} = \frac{\text{导热速率}}{\text{蓄热速率}}$$

F_0 值越小，加热或冷却此物体所需时间越长，反之，越短。

对于二维和三维系统也都存在着求解稳定性条件。

2.2 直接差分法 (DFDM)

2.2.1 直接差分法的原理

直接差分法最早由日本大中逸雄 (Ohnaka) 提出来的。它从传热的物理本质和能量守恒定律出发，直接形成计算机可进行计算的差分方程式。其优点是能灵活处理几何形状较复杂的铸件（如铸件）外形，网格单元形状丰富，可以为三角形、四边形或多边形网格（三维情况下可以为四、五、六面体）。

按节点与节点领域设定方法的不同，直接差分法可分为两种，即内节点法和外节点法。

(1) 内节点法

二维系统、内节点法形成的网格单元应满足如下条件：

1) 单元的各顶点共圆、圆心就是单元的节点。这样可保证任一节点与相邻单元节点的连线同单元的边垂直。

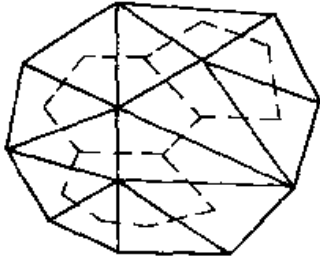


图 2.9-4 内节点法

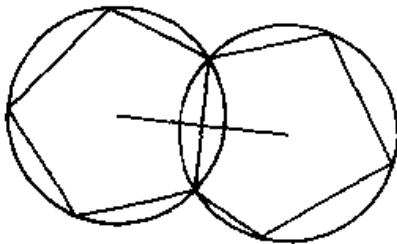


图 2.9-5 相邻单元的形状

设热流流向为 x 方向 (参见图 2.9-6)。单元时间通过边界面 \overline{AC} 的热流显为

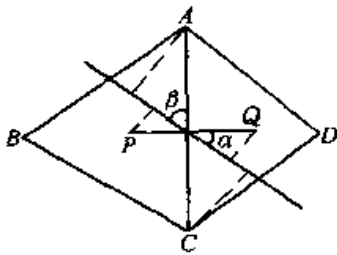


图 2.9-6 相邻单元间的热平衡

$$q = \overline{AC} \sin \beta \cdot \lambda \frac{T_P - T_Q}{PQ \cos \alpha} \quad (2.9-20)$$

如 \overline{PQ} 与 \overline{AC} 相垂直, 则 $\sin \beta = \cos \alpha$, 此时不论热流方向如何都可以得到下式:

$$q = \frac{\overline{AC}}{\overline{PQ}} \cdot \lambda (T_P - T_Q) \quad (2.9-21)$$

2) 尽量少避免外心不在节点领域内的情况。实在不能避免时, 把最接近外心的位置作为节点。

(2) 外节点法

与内节点法不同的是, 对于外节点法的网格单元形成过程如下:

- 1) 由各单元边的作垂直平分线。
- 2) 各垂直平分线构成新的节点领域, 原来的顶点作为节点。

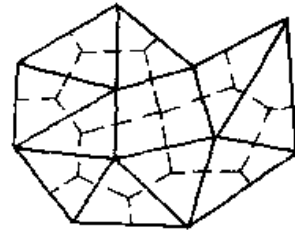


图 2.9-7 外节点法

2.2.2 内节点直接差分方程

通过面 S_a, S_b, \dots 而与其他节点领域 a, b, \dots 相接的节点领域之间的热量毫无疑问符合能量守恒定律, 见式 (2.9-5)。

1) 首先, 在微小时间 Δt 内, 节点领域 i 所积蓄的热量 ΔQ_i 为

$$\Delta Q_i = (\rho c_p V T^{t+\Delta t})_i - (\rho c_p V T^t)_i \quad (2.9-22)$$

其次, 假定 i 节点领域与相同物质的节点领域 a 相邻, 它们之间的无热阻形式相接触, 根据 Fourier 定律, 从它们相接触的界面 S_a 流入 i 节点领域的热量为

$$Q_{inz} = \bar{\lambda}_{ia} \cdot \frac{S_a}{l_{ia}} (T_a - T_i) \Delta t \quad (2.9-23)$$

式中 l_{ia} —— 节点 i 和 a 之间的距离 (m);
 $\bar{\lambda}_{ia}$ —— 节点 i 和 a 之间的平均导热系数 [W/(m·K)]。

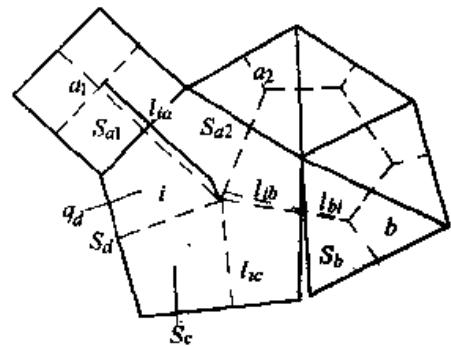


图 2.9-8 内节点单元的热量守恒

2) 另外, 假定 b 节点领域以具有热阻 r_b 的形式相接, 则从它们相接触界面 S_b 流入 i 节点的热量

$$Q_{imb} = \frac{S_b}{r_b + \frac{l_{ib}}{\lambda_i} + \frac{l_{ib}}{\lambda_b}} (T_b - T_i) \Delta t \quad (2.9-24)$$

式中 l_{ib}, l_{bi} —— 分别为节点 i 和 b 到界面 S_b 之间的距离;

$l_b/\lambda_i, l_{bi}/\lambda_b$ ——热传导的热阻;

r_b ——界面热阻, $r_b = 1/h_b, h_b$ 为传热系数 $[\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})]$ 。

3) 当外部温度为 T_c , 热传达系数为 h_c 时, 由边界面 S_c 流入 i 节点的热量为

$$Q_{mc} = \frac{S_c}{\frac{1}{h_c} + \frac{l_{ic}}{\lambda_i}} (T_c - T_i) \Delta t \quad (2.9-25)$$

4) 假定比热流量 \dot{q}_d 已知时, 则由边界面 S_d 流入的热量为

$$Q_{md} = S_d \cdot \dot{q}_d \Delta t \quad (2.9-26)$$

5) 假定 S_e 是热辐射系数为 ϵ_e 的边界面, 从环境 (温度 T_e) 辐射进的热量为

$$Q_{me} = \epsilon_e T_e^4 [T_e^4 - T_i^4] S_e \cdot \Delta t \quad (2.9-27)$$

式中 T_e ——边界 S_e 的表面温度 (K)。

将式(2.9-23)、(2.9-24)、(2.9-25)、(2.9-26)、(2.9-27)代入式 (2.9-22), 可得

$$\begin{aligned} & (\rho c_p V)_i T_i^{t+\Delta t} - (\rho c_p V)_i T_i^t \\ &= \sum_a \bar{\lambda}_{ia} \frac{S_a}{l_{ia}} (T_a - T_i) \Delta t \\ &+ \sum_b \frac{S_b}{r_b + \frac{l_{ib}}{\lambda_i} + \frac{l_{bi}}{\lambda_b}} (T_b - T_i) \Delta t \\ &+ \sum_c \frac{S_c}{\frac{1}{h_c} + \frac{l_{ic}}{\lambda_i}} (T_c - T_i) \Delta t + \sum_d S_d \cdot \dot{q}_d \Delta t \\ &+ \sum_e \epsilon_e T_e^4 [T_e^4 - T_i^4] S_e \cdot \Delta t \end{aligned} \quad (2.9-28)$$

此式即为求解方程的直接差分法。

2.2.3 直接差分法解的稳定性条件

将 (2.9-28) 式变形为:

$$\begin{aligned} (\rho c_p V)_i T_i^{t+\Delta t} &= [(\rho c_p V)_i - \alpha_i \Delta t] T_i^t + \\ &\sum_a \bar{\lambda}_{ia} \cdot \frac{S_a}{l_{ia}} \cdot T_a^t \cdot \Delta t + \\ &\sum_b \frac{S_b \cdot T_b^t \Delta t}{V_b + \frac{l_{ib}}{\lambda_i} + \frac{l_{bi}}{\lambda_b}} + \\ &\sum_c \frac{S_c \cdot T_c^t \Delta t}{\frac{1}{h_c} + \frac{l_{ic}}{\lambda_i}} + \sum_d S_d \cdot \dot{q}_d \Delta t \\ &+ \sum_e \epsilon_e T_e^4 T_i^{t+\Delta t} \Delta t \end{aligned} \quad (2.9-29)$$

$$\begin{aligned} \text{式中 } \alpha_i &= \sum_a \bar{\lambda}_{ia} \frac{S_a}{l_{ia}} + \sum_b \frac{S_b}{r_b + \frac{l_{ib}}{\lambda_i} + \frac{l_{bi}}{\lambda_b}} + \\ &\sum_c \frac{S_c}{\frac{1}{h_c} + \frac{l_{ic}}{\lambda_i}} + \sum_e \epsilon_e T_e^4 T_i^t / T_i^t \end{aligned}$$

式 (2.9-29) 右边的第 2、3、4、6 项经常全部为正。因此, 一般应要求第 1 项系数为正, 才能符合物理定义, 即

$$\begin{aligned} & (\rho c_p V)_i - \alpha_i \Delta t \geq 0 \\ \text{得} \quad & \Delta t \leq (\rho c_p V)_i / \alpha_i \end{aligned} \quad (2.9-30)$$

上式即为直接差分法求解的稳定性条件。

2.3 改值的直接差分方程

2.3.1 二维

改值的直接差分方程是基于正方形网格单元 (二维) 而言, 三维则是正六面体网格单元。如图 2.9-9 所示, 正方形边长为 Δx , 在微小时间 Δt 内, 单元 i 吸收热量为:

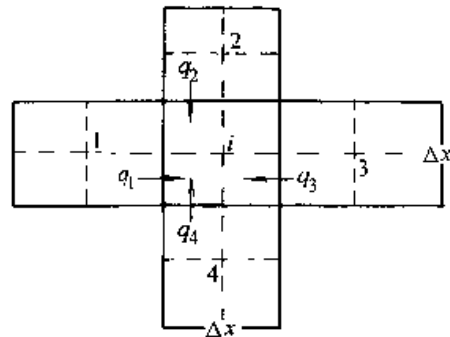


图 2.9-9 四边形单元 i 热平衡示意图

$$Q = (\rho c_p)_i \Delta x^2 (T_i^{t+\Delta t} - T_i^t) \quad (2.9-31)$$

从相邻单元 1、2、3、4 流入单元 i 的热量为

$$Q_m = \sum_{j=1}^4 \frac{\Delta x (T_j^t - T_i^t)}{r_{ji} + \frac{\Delta x/2}{\lambda_i} + \frac{\Delta x/2}{\lambda_j}} \Delta t \quad (2.9-32)$$

根据能量守恒方程, 得

$$\rho c_p \Delta x^2 (T_i^{t+\Delta t} - T_i^t) = \sum_{j=1}^4 \frac{\Delta x (T_j^t - T_i^t)}{r_{ji} + \frac{\Delta x}{2\lambda_i} + \frac{\Delta x}{2\lambda_j}} \Delta t$$

整理后得

$$T_i^{t+\Delta t} = T_i^t + \frac{\Delta t}{\rho c_p \Delta x} \sum_{j=1}^4 \frac{T_j^t - T_i^t}{r_{ji} + \frac{\Delta x}{2\lambda_i} + \frac{\Delta x}{2\lambda_j}} \quad (2.9-33)$$

2.3.2 三维

将式 (2.9-33) 推广到三维传热条件单元 i 与六个相邻单元。则上式变为:

$$T_i^{t+\Delta t} = T_i^t + \frac{\Delta t}{\rho_i c_{pi} \Delta x} \sum_{j=1}^6 \frac{T_j^t - T_i^t}{r_{ji} + \frac{\Delta x}{2\lambda_i} + \frac{\Delta x}{2\lambda_j}} \quad (2.9-34)$$

表 2.9-2 DFDM 与 FDM 比较

	网格形状	输入数据量	程序	所用内存	计算时间
DFDM	较灵活	大	复杂	多	较长
FDM	较单调	小	简单	小	较短

直接差分法较适合复杂形状问题, 能比较准确描述铸件 (如铸件) 的复杂形体。但三维 DFDM 法, 网格剖分比较复杂。

对于有规律网格剖分格式 (如正边形、正六面体) DFDM 与 FDM 的差分格式相同。

3 初始条件

如前所述, 无论是前进差分法还是直接差分法, 要想确定各单元在新时刻 $(t + \Delta t)$ 时的温度值, 必须首先知道前一时间 (t) 时的温度值 (参见式 (2.9-16)、(2.9-28))。因此, 初始条件就是要确定 $t = 0$ 时刻 (开始计算时刻), 各单元的温度值。

对于三维温度场, 一般有如下函数式:

$$T = f(x, y, z, t)$$

则初始时刻 $(t = 0)$

铸件部分: $T_{cast}^0 = f_c(x, y, z, 0)$

模型部分: $T_{mold}^0 = f_m(x, y, z, 0)$

所以, 在初始时刻 (液态金属浇注完毕)。铸件内部和模型内部温度 T_{cast}^0, T_{mold}^0 都是空间位置 x, y, z 的函数, 即温度分布不均匀。其原因是非常明显的, 主要是液态金属充填模型过程的流动、对流、辐射散热引起的。

初始条件的几种确定方法如下:

1) 瞬间充型、初温均布 假定液态金属瞬间充型、铸件、模型温度值为常数, 且均匀分布, 即

$$T_{cast}^0 = C_1, \quad T_{mold}^0 = C_2$$

其中 C_1 定义为等于或略低于浇注温度 T_p 。 C_2 定义为浇注前模型实际温度, 一般取

2.4 直接差分法 (DFDM) 与有限差分法 (FDM) 比较

直接差分法与有限差分法都是常用的铸件热传导分析求解方法, 各有优缺点, 见表 2.9-2。

空气温度 (砂型铸造) 或预热后温度 (金属型铸造)。

2) 考虑液态金属充填模型, 假定铸件、模型温度沿流动方向 (以内浇口为基准) 存在一个温度梯度, 则沿流动方向有

$$T_{cast}^0 = T_p - \frac{T_p - T_{cast\ min}}{L} \cdot x$$

$$T_{mold}^0 = \frac{1}{L} [T_a + (L - x) \cdot T_{mold\ max}]$$

式中 T_p —— 浇注温度;

$T_{cast\ min}$ —— 铸件最低温度值;

L —— 铸件最远端距内浇口距离;

T_a —— 铸型浇注前温度;

$T_{mold\ max}$ —— 内浇口处铸型最高温度。

3) 数值准确求解法 模拟液态金属的充型过程, 在分析流动的同时, 分析热量交换。由此可以得到最后充满时刻的温度分布, 以此为后续凝固分析的初始条件。

关于流动与传热耦合分析技术将在后续章节进行论述。

4 边界条件

如图 2.9-10 所示与边界相接的微元体的热量守恒公式为 (A 为截面积)

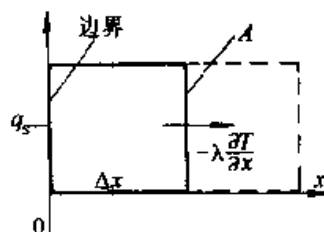


图 2.9-10 边界微单元热量流入与流出

$$\begin{aligned} \Delta Q_{\Delta t} &= Q_{in\Delta t} - Q_{out\Delta t}, \text{ 即} \\ &\rho c_p V (T^{i+\Delta t} - T^i) \\ &= \dot{q}_s A \Delta t - \left(-\lambda A \Delta t \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=\Delta x} \right) \end{aligned} \quad (2.9-35)$$

如果 A 为单位截面积, 即 $A=1$, 则体积 $V=1 \cdot \Delta x$, 上式变形为

$$\rho c_p (T^{i+\Delta t} - T^i) \Delta x = \dot{q}_s \cdot \Delta t + \lambda \Delta t \frac{\partial T}{\partial x}$$

如 Δx 趋于无限小 ($\Delta x \rightarrow 0$), 则可得边界上的传热方程

$$\dot{q}_s + \lambda \frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad (2.9-36)$$

4.1 热传导边界条件

在模型的外表而, 流体 (液体、气体) 和固体相接触的场所 [图 2.9-11 中的 (1)] 即使是流体一侧, 在边界面上也仍然会因热传导而引起热的流动, 即

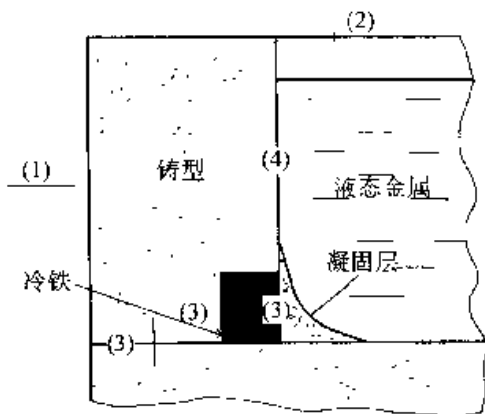


图 2.9-11 各种传热边界条件

$$\dot{q}_s = -\lambda_f \frac{\partial T_f}{\partial x}$$

式中文字下标 f 表示为流体的值。如果流体一侧的温度分布 T_f 为已知的话, 代入式 (2.9-36) 以后就能导出边界条件式。可是在流体的场合, 热不仅会因热传导, 而且也会由于流体的流动而引起热的流动 (对流传热), 所以流体一侧的温度分布是不容易知道的, 因此引入如下的传热系数 h [$W/(m^2 \cdot K)$], 即令

$$\dot{q}_s = -\lambda_f \frac{\partial T_f}{\partial x} \equiv h(T_n - T_s) \quad (2.9-37)$$

式中 T_s —— 固体表面 (边界) 的温度;

T_n —— 流体的代表温度。

因此由式 (2.9-36) 和 (2.9-37) 得出边界

条件式为

$$-h(T_n - T_s) + \lambda \frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad (2.9-38)$$

从传热系数的定义式 (2.9-37) 就可了解, 传热系数 h 将随着流体的导热系数 λ_f 和流体一侧的温度分布 (此随流动状态而变化) 而变化。因此, 如果能解流动场和温度场, 则就能计算出传热系数。

4.2 热辐射边界条件

热也可由于热辐射而传导, 特别是在液体金属 [图 2.9-11 的 (2)] 等高温物体的表面, 传热的主要方式是热辐射。

热辐射是由于电磁波引起的热流动现象, 它以光速传播。根据布朗克定律, 温度为 T (K) 的黑体 (不反射电磁波的理想物质) 所辐射波长从 λ_m 到 $\lambda_m + d\lambda_m$ 的比辐射能 $E_{\lambda} d\lambda_m$ ($J \cdot s^{-1} \cdot m^{-2}$), 可表示为

$$E_{\lambda} d\lambda_m = \frac{2\pi c_1}{n^2 \lambda^5 [\exp(c_2/n\lambda T) - 1]} \quad (2.9-39)$$

式中 λ_m —— 光速为 c 的介质中的波长;

λ —— 真空中的波长, $\lambda = n\lambda_m$;

n —— 折射率, $n = \lambda/\lambda_m = c_0/c$;

c —— 介质中的光速;

c_0 —— 真空中的光速 (3×10^8 m/s);

$c_1 = hc_0^2$;

$c_2 = hc_0/k$;

h —— 布朗克常数;

k —— 玻尔兹曼常数。

折射率 n , 除玻璃等以外 (石英为 1.5), 一般可以当作 1, 即 $n=1$, $\lambda_m = \lambda$ 。

对于一般的传热问题, 很少讨论各种波长的辐射能量问题, 而是讨论整个波长的辐射能。因此, 如果式 (2.9-39) 在全波长条件下积分, 则能得到以下的斯蒂芬-波尔兹曼定律。

$$E_b = \int_0^{\infty} E_{\lambda} d\lambda = \sigma T^4 \quad (2.9-40)$$

式中 σ —— 斯蒂芬-波尔兹曼常数。

式 (2.9-40) 中的 E_b 是温度 T (K) 的黑体的比辐射能 (比热流量), 而实际物体的辐射能 E 要比此值小, 为

$$E = \epsilon \Gamma T^4 \quad (2.9-41)$$

式中 ϵ —— (全) 辐射系数。

热辐射能是以光速传播的。由于物质表面的反射, 从某个面 S_1 实际流出的热量不仅决定于 S_1 , 而且受周围的面的影响。例如求解浇包中的液体金属表面流出的热辐射能时, 必须考虑浇包壁和盖的反射与热辐射。

如果周围的影响不大, 将式 (2.9-41) 代入式 (2.9-36) 的 \dot{q}_s 中 [$T^4 \geq T_s^4$, 假定 T_s 是周围温度 (K)。另外, 因为式 (2.9-41) 是流出的比热流量, 所以加上负号], 则边界条件式为

$$-\epsilon \Gamma T^4 + \lambda \frac{\partial T}{\partial x} = 0, x = x_s (\text{边界}) \quad (2.9-42)$$

4.3 接触热阻边界条件

铸型和砂箱, 砂箱和冷铁, 或者轧辊和铸锭等固体相互接触的场所 [图 2.9-11 的 (3), (3)], 由于实际接触面积比名义接触面积要小, 所以在接触面之间产生了温度差 ($T_1 - T_2$)。在这种情况下的界面比热流量, 在引入热阻 R 之后用下式表示

$$\dot{q}_s = \frac{T_1 - T_2}{R} \quad (2.9-43)$$

此处, 如果假定 $h_R = 1/R$, 则式 (2.9-43) 和式 (2.9-37) 为同一形式, 即与热传达边界条件相同。 h_R 称为传热系数, 以示与热传达系数相区别。

4.4 液体金属和凝固层、铸锭和铸型之间的边界条件

液体金属浇入铸型后, 在铸型表面, 水分和粘结剂等将气化而生成气体层, 或者与铸型反应形成熔渣层, 或者在短时间内形成凝固层。形成的凝固层未必与铸型完全接触, 特别是对于铸钢和铝合金, 由于热收缩, 在铸型和凝固层之间产生了空隙 (气体间隙, 空气间隙)。对于铸钢, 有时还产生更厚的氧化层。另外, 在连续铸造时也夹杂了熔渣和油等润滑材料。这样一来, 在液体金属和凝固层、铸型的界面之间产生了复杂的现象, 可是在传热上往往作为接触热阻边界条件处理。

另外, 在铸钢等高温铸锭的场合也有作为热

辐射边界条件处理的。这种场合, 假定凝固层一侧、铸型一侧的边界温度各自为 T_s 、 T_m (K), 全辐射系数为 ϵ_s 、 ϵ_m , 如果当作无限长平行板之间的热辐射传热考虑, 则流入铸型一侧的比热流量可以用下式求得

$$\dot{q}_s = \Gamma \frac{T_s^4 - T_m^4}{1/\epsilon_s + 1/\epsilon_m - 1} \quad (2.9-44)$$

4.5 其他边界条件

完全接触边界条件: 实际上这种边界条件是很少见的。对于这种场合, 边界条件式为

$$\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} = \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x}$$

绝热边界条件为

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = 0$$

温度为定值的边界条件为

$$T = \text{定值}$$

比热流量为定值的边界条件为

$$\dot{q}_s = \text{定值}$$

5 潜热处理

5.1 定义

液相的内能 E_L 大于固相的内能 E_S , 因此, 当合金凝固由液相变为固相时, 必须产生 $\Delta E = E_L - E_S$ 的内能变化。这个内能变化 ΔE (通常用 L 表示) 称为凝固潜热, 或称为熔化潜热 (Latent Heat of Fusion)。

5.2 考虑析出潜热的热能守恒式

假定单位体积, 单位时间内固相率的增加率为 $\partial g_s / \partial t$, 潜热放出的热量为

$$\rho L \cdot \frac{\partial g_s}{\partial t}$$

考虑潜热后的热能守恒式, 一维问题为

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \rho L \cdot \frac{\partial g_s}{\partial t}$$

其中最后一项可表为 $\rho L \cdot \frac{\partial g_s}{\partial t} = \rho L \cdot \frac{\partial g_s}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial t}$

则一维热能守恒式变为

$$\rho \left(c_p - L \cdot \frac{\partial g_s}{\partial T} \right) \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right)$$

求解的关键是确定固相率 g_s 和温度 T 的关系。

严格讲, 质量固相率 f_s 和体积固相率 g_s 是不同的, 但以下近似认为 $f_s = g_s$ 。

5.3 固相率和温度的关系

一般从状态图可知道 f_s 与 T 的关系, 但对恒温下凝固的纯金属, 共晶凝固和包晶凝固, 其固相率不能根据温度来确定。对于具有一定结晶温度范围的合金, 固相结晶析出的固-液共存区中, 液相线温度是与液相浓度相对应的。

(1) 已知平衡分配系数 k

设已知平衡分配系数为

$$k_0 = C_s / C_L$$

式中 C_s —— 固相浓度;

C_L —— 液相浓度。

假定液相线为直线, k 为常数, 对于 $k < 1$ 的合金, T_L 与 C_K 呈线性关系, 则有

$$T_L = T_f - \sum a_i C_i$$

式中 T_f —— 作为熔剂的纯金属的熔点;

a_i —— 液相线温度随成分 i 的浓度 C_i (%) 变化的下降系数。

因此, 为了求 T_L , 必须知道固-液共存区的溶质浓度, 而溶质浓度又随固相率而变化。即要知固相率 f_s 与 T 关系, 就是要了解 f_s 与溶质浓度的关系。

由杠杆定律 (见图 2.9-12) $f_s = \frac{C_L - C_0}{C_L - C_s}$

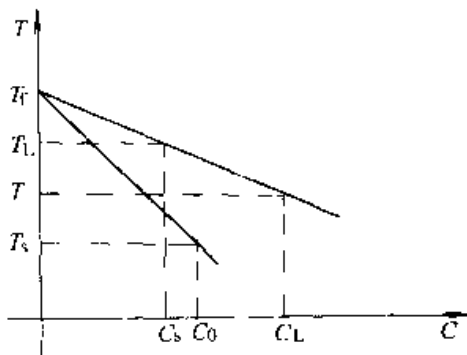


图 2.9-12 杠杆定律

变形后得

$$C_L = \frac{C_0}{1 + f_s(k_0 - 1)}$$

代人 T_L 与 C_i 关系式得

$$T = T_f - \sum a_i \frac{C_0}{1 + f_s(k_i - 1)}$$

式中 C_0 —— 成分 i 的初始浓度;

k_i —— 成分 i 的平衡分配系数。

对于二元合金 (见图 2.9-13)

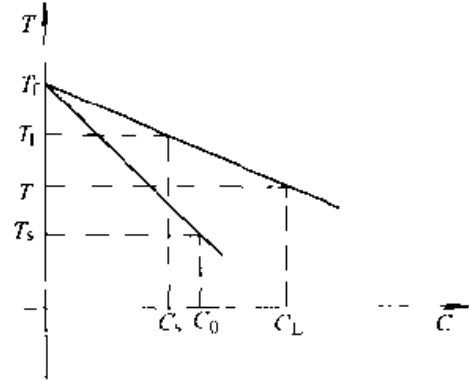


图 2.9-13 二元合金相图一角

$$\begin{aligned} T &= T_f - \frac{T_f - T_L}{C_0} \times \frac{C_0}{1 + f_s(k_0 - 1)} \\ &= T_f - \frac{T_f - T_L}{1 + f_s(k_0 - 1)} \end{aligned}$$

所以 $f_s = \frac{1}{1 - k_0} \cdot \frac{T_L - T}{T_f - T}$

(2) 平衡分配系数 k 未知

先采用热分析法求出凝固开始度 T_L 和结束温度 T_s 之后, 假定

1) T 与 f_s 呈线性分布 则有

$$T = T_L - (T_L - T_s) f_s$$

$$\frac{\partial f_s}{\partial T} = -\frac{1}{T_L - T_s}$$

2) T 与 f_s 呈二次分布 则有

$$T = T_L - (T_L - T_s) f_s^2$$

$$\frac{\partial f_s}{\partial T} = -\frac{1}{2} \cdot \frac{1}{(T_L - T_s)^{1/2} (T_L - T)^{1/2}}$$

5.4 潜热放出的实际处理方法

5.4.1 等价比热容法

将 $\rho \left(c_p - L \cdot \frac{\partial f_s}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right)$

中置换

$$c_{PE} = c_p + L \cdot \frac{\partial f_s}{\partial T}$$

假定 f_s 与 T 呈线性关系 (阶梯函数法), 则

$$c_{PE} = c_p + \frac{L}{T_L - T_s}$$

对于扩散充分、杠杆定律成立场合（杠杆定律法），有

$$c_{PE} = c_p + \frac{L}{1 - k_0} \cdot \frac{T_L - T_f}{(T_f - T)^2}$$

对凝固区间较小的合金，当通过液相线温度和固相线温度时产生显著误差，需要进行修正。如图 2.9-14 所示，通过 T_L 线时，有

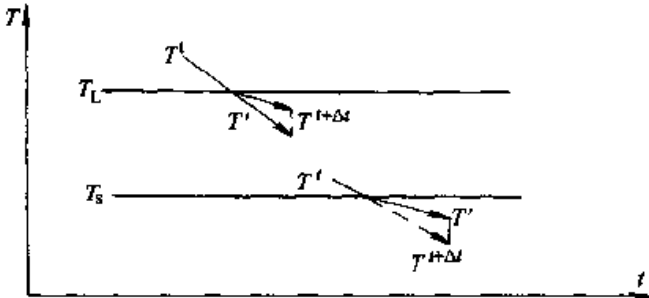


图 2.9-14 等价比热容法在通过 T_L 和 T_s 线的修正温度

$$\rho c_p (T' - T') = \rho c_p (T' - T_L) + \rho c_{PE} (T_L - T^{'+\Delta t})$$

即 $T^{'+\Delta t} = T_L - (T_L - T') c_p / c_{PE}$
通过 T_s 线时，有

$$\rho c_{PE} (T' - T') = \rho c_{PE} (T' - T_s) + \rho c_p (T_s - T^{'+\Delta t})$$

即

$$T^{'+\Delta t} = T_s - (T_s - T') c_{PE} / c_p$$

5.4.2 热焓法

焓与温度的关系如图 2.9-15 所示，凝固相变时物质比焓 H 为

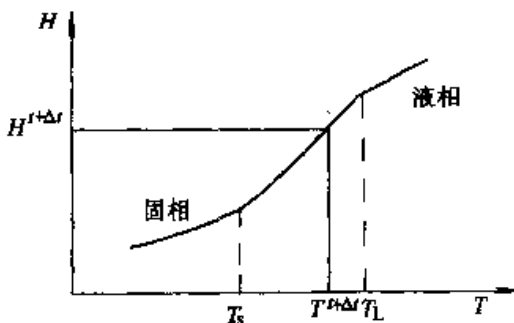


图 2.9-15 焓 H 与温度 T 的关系

$$H = H_0 + \int_{T_0}^T c_p dT + (1 - f_s)L$$

式中 f_s —— 质量固相率；
 L —— 凝固潜热；

c_p —— 物体的比热容；

H_0 —— 基准温度 T_0 时的比焓。

对温度的导数，即

$$\frac{\partial H}{\partial T} = c_p - L \frac{\partial f_s}{\partial T}$$

假定体积固相率与质量固相率相等，即 $g_s = f_s$ ，得

$$\rho \cdot \frac{\partial H}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right)$$

对二维问题，若热物性为常数，用热焓法。考虑潜热的热能守恒式

$$\rho \cdot \frac{\partial H}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right)$$

并以差商代替微商，即

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{H^{p+1} - H^p}{\Delta t}$$

$$\begin{aligned} \text{又 } H^{p+1} - H^p &= (H^{p+1} - H_0) - (H^p - H_0) \\ &= \Delta H^{p+1} - \Delta H^p \end{aligned}$$

所以 $\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{\Delta H^{p+1} - \Delta H^p}{\Delta t}$

假 f_s 与 T 近似线性分布，则有

$$f_s = \frac{T_L - T}{T_L - T_s}$$

对 H 表达式积分

$$\begin{aligned} \Delta H &= H - H_0 = c_p (T - T_0) + \\ &\quad \left(1 - \frac{T_L - T}{T_L - T_s} \right) \cdot L \end{aligned}$$

所以

$$\begin{aligned} \Delta H^{p+1} - \Delta H^p &= \left[c_p (T^{p+1} - T_0) + \left(1 - \frac{T_L - T^{p+1}}{T_L - T_s} \right) L \right] \\ &\quad - \left[c_p (T^p - T_0) + \left(1 - \frac{T_L - T^p}{T_L - T_s} \right) L \right] \\ &= c_p (T^{p+1} - T^p) L_0 \end{aligned}$$

式中 $L_0 = 1 + \frac{L}{(T_L - T_s) \cdot c_p}$

最后得 $\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{c_p (T^{p+1} - T^p) \cdot L_0}{\Delta t}$

令 $p = t$, $p + 1 = t + \Delta t$ ，并代入微分方程，导出考虑潜热后的差分方程：

假设 $\Delta x = \Delta y$

$$\begin{aligned} T_{i,j}^{t+\Delta t} - T_{i,j}^t &= \frac{\lambda \Delta t}{\rho c_p L_0 (\Delta x)^2} [T_{i-1,j}^t + T_{i+1,j}^t + \\ &\quad T_{i,j-1}^t + T_{i,j+1}^t - 4T_{i,j}^t] \end{aligned}$$

$$F_0 = \frac{\lambda \Delta t}{\rho_p (\Delta x^2)}$$

$$T_{i,j}^{t+\Delta t} = \frac{F_0}{L_0} \left[T_{i-1,j}^t + T_{i+1,j}^t + T_{i,j-1}^t + T_{i,j+1}^t + \left(\frac{L_0}{F_0} - 4 \right) T_{i,j}^t \right]$$

用热焓法处理潜热，即使是等温凝固的金属和合金，利用算式

$$H = H_0 + \int_{T_0}^T c_p dT + (1 - f_s)L$$

很容易求出固相率，而不会产生等价比热容法那样的问题。

5.4.3 温度回复法

假定某个区域（体积 V ）中固相率增加 Δg_s ，其放出的潜热（被夺走的热量）可表示为

$$Q_s = \rho V \Delta g_s L$$

处理时，可先不考虑潜热放出，求出微小时间 Δt 内以 T_L 线开始的温度降低，即

$$\Delta T = T_L - T$$

如果 $\Delta t > 0$ ，就产生凝固，由于放出潜热，温度回升到 T_L （假定无过冷），则下式成立。

$$Q_s = \rho c_p V \Delta T$$

联立求解，可得

$$\Delta g_s = c_p \Delta T / L$$

在此方法中，采用 g_s 的增加来代替潜热的放出。若固相率为1（ $\sum \Delta g_s = 1$ ），则表明领域 V 凝固结束。

另外，液相线 T_L 值随 f_s 发生变化。即使在等温凝固时，此法也能容易求出固相率 g_s 。

6 温度场数值模拟系统流程

与一般的有限分析系统（包括有限元、有限差分、直接差分 and 边界元）类似，温度场数值模拟系统包括三大部分：

1) 前置处理 含三维造型及网格剖分两个模块。如为铸造，三维造型主要是将铸件、铸型、冷铁、浇冒口等三维实体输入计算机；网格剖分则是将已输入的三维实体剖分成计算所需的

网格单元。

2) 计算分析 包括初始条件设置、边界条件设置和潜热问题处理，在此基础上分析铸件的冷却、凝固，预测与凝固有关的铸造缺陷。

3) 后置处理 将计算分析结果，真实、生动而形象地显示出来。此部分需要采用计算机图形学、多媒体技术，图形处理技术等。

整个系统的计算流程如图 2.9-16 所示。

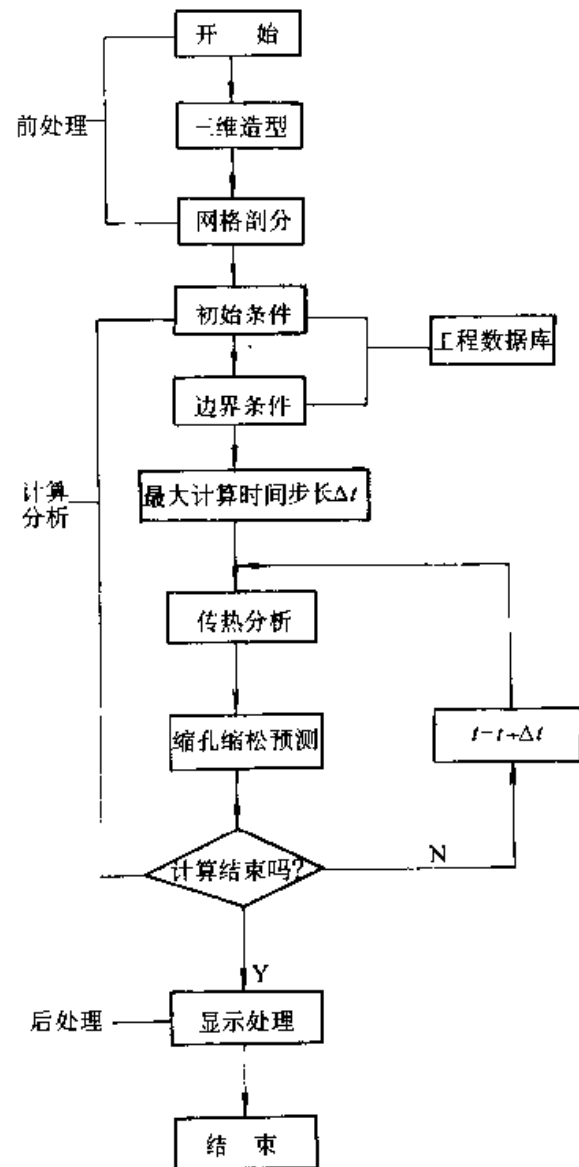


图 2.9-16 温度场计算流程

第 10 章 流动场分析

1 数学模型

一般说来, 液态金属的流动属于带有自由表面、黏性、不可压缩、非稳态流动, 它的运动状态可用动量守恒方程和质量守恒方程来描述。

动量守恒方程 (Navier-Stokes 方程) 为

$$\begin{aligned} & \frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} \\ &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + g_x + \\ & \gamma \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) \end{aligned} \quad (2.10-1)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} + w \frac{\partial v}{\partial z} \\ &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + g_y + \\ & \gamma \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) \end{aligned} \quad (2.10-2)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial w}{\partial t} + u \frac{\partial w}{\partial x} + v \frac{\partial w}{\partial y} + w \frac{\partial w}{\partial z} \\ &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + g_z + \\ & \gamma \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) \end{aligned} \quad (2.10-3)$$

质量守恒方程 (连续性方程) 为

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (2.10-4)$$

为了确定自由表面的移动, 目前一般采用 SOLA-VOF 方法, 因此还要求解体积函数方程:

$$\frac{\partial F}{\partial t} + u \frac{\partial F}{\partial x} + v \frac{\partial F}{\partial y} + w \frac{\partial F}{\partial z} = 0 \quad (2.10-5)$$

以上各式中 u, v, w ——分别为网格点 (x, y, z) 流速在三个坐标轴方向上的速度矢量分量 (m/s);

g_x, g_y, g_z ——分别为重力加速度在三个坐标轴方向上的分量 (m/s²);

ρ ——流体的密度 (kg/m³);
 γ ——流体的运动黏度 (m²/s);
 t ——时间 (s);
 F ——体积函数。

SOLA-VOF 法就是通过 SOLA 法求解式 (2.10-1) ~ 式 (2.10-4) 的动量守恒方程和质量守恒方程, 得到流场的速度变量和压力变量在时间上和空间上的变化情况; 利用 VOF 法通过求解式 (2.10-5) 的体积函数方程来追踪流场的自由表面, 并描述整个流场不断变化的流动域。上述数学模型只是用来描述纯流动现象的, 而没有考虑充型流动中热量散失, 至于流动与温度耦合的数学模型及处理方式将在本章第 7 节加以论述。

2 数学模型的离散化

欲准确求出式 (2.10-1) ~ 式 (2.10-4) 偏微分方程组的解析解是非常困难的, 因此需要采用数值求解方法。数值求解的实质就是将求解目标离散成有限个相对独立的微元体, 然后基于这些微元体进行求解计算, 最后将所有微元体求解结果在时间上联系起来作为整个求解目标的结果, 所以, 数值求解的前提就是要对上述偏微分方程组在空间上和时间上进行离散。

2.1 离散格式的选择

离散格式是指采用何种方式将连续的场变量 (速度、压力) 进行离散。目前材料成型上一般采用了 S.V. 帕坦卡提出的交错网格进行离散, 各变量在三维交错网格中的位置如图 2.10-1 所示。这种网格形式的采用与非交错网格相比, 有两点好处: 一是避免了不合乎实际的速度场, 却能满足连续性方程的问题; 二是两个相邻网格点之间的压力差成了位于这两个网格点之间速度分量的自然驱动力, 具有明确的物理意义。

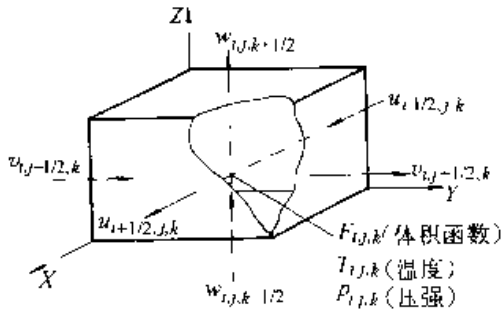


图 2.10-1 交错网格示意图

2.2 动量方程 (Navier-Stoks 方程) 的离散

利用上述的交错网格离散格式, 对动量守恒方程 (Navier-Stoks 方程) 进行离散, 可以得到如下形式的离散化方程。

$$\begin{aligned}
 u_{i+\frac{1}{2},j,k}^{n+1} &= u_{i+\frac{1}{2},j,k}^n + \delta t \left[\frac{p_{i,j,k}^{n+1} - p_{i+1,j,k}^{n+1}}{\delta(\rho x)_{i+\frac{1}{2}}} \right. \\
 &\quad \left. + g_x - FUX - FUY - FUZ + \right. \\
 &\quad \left. VISX \right] \\
 v_{i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},k}^{n+1} &= v_{i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},k}^n + \delta t \left[\frac{p_{i,i,k}^{n+1} - p_{i,i+1,k}^{n+1}}{\delta(\rho y)_{j+\frac{1}{2}}} \right. \\
 &\quad \left. + g_y - FVX - FVY - FVZ + \right. \\
 &\quad \left. VISY \right] \\
 w_{i+\frac{1}{2},j,k+\frac{1}{2}}^{n+1} &= w_{i+\frac{1}{2},j,k+\frac{1}{2}}^n + \delta t \left[\frac{p_{i,i,k}^{n+1} - p_{i,i,k+1}^{n+1}}{\delta(\rho z)_{k+\frac{1}{2}}} \right. \\
 &\quad \left. + g_z - FWX - FWY - FWZ + \right. \\
 &\quad \left. VISZ \right] \quad (2.10-6)
 \end{aligned}$$

其中

$$\begin{aligned}
 FUX &= \frac{u_{i+\frac{1}{2},j,k}}{\delta x_{av}} [\delta x_{i+1} DUB + \delta x_i DUT + \\
 &\quad \alpha \operatorname{sgn}(u)(\delta x_{i+1} DUB - \delta x_i DUT)] \\
 FUY &= \frac{v_{i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},k}}{\delta y_{av}} [\delta y_{j+\frac{1}{2}} DUL + \delta y_{j-\frac{1}{2}} DUR + \\
 &\quad \alpha \operatorname{sgn}(v)(\delta y_{j+\frac{1}{2}} DUL - \delta y_{j-\frac{1}{2}} DUR)] \\
 FUZ &= \frac{w_{i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},k}}{\delta z_{av}} [\delta z_{k+\frac{1}{2}} DUQ + \delta z_{k-\frac{1}{2}} DUH + \\
 &\quad \alpha \operatorname{sgn}(w)(\delta z_{k+\frac{1}{2}} DUQ - \delta z_{k-\frac{1}{2}} DUH)]
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 FVX &= \frac{u_{i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},k}}{\delta x_{av}} [\delta x_{i+\frac{1}{2}} DVB + \delta x_{i-\frac{1}{2}} DVT + \\
 &\quad \alpha \operatorname{sgn}(u)(\delta x_{i+\frac{1}{2}} DVB - \delta x_{i-\frac{1}{2}} DVT)] \\
 FVY &= \frac{v_{i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},k}}{\delta y_{av}} [\delta y_{j+1} DVL + \delta y_j DVR + \\
 &\quad \alpha \operatorname{sgn}(v)(\delta y_{j+1} DVL - \delta y_j DVR)] \\
 FVZ &= \frac{w_{i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},k}}{\delta z_{av}} [\delta z_{k+\frac{1}{2}} DVQ + \delta z_{k-\frac{1}{2}} DVH + \\
 &\quad \alpha \operatorname{sgn}(w)(\delta z_{k+\frac{1}{2}} DVQ - \delta z_{k-\frac{1}{2}} DVH)] \\
 FWX &= \frac{u_{i,j,k+\frac{1}{2}}}{\delta x_{av}} [\delta x_{i+\frac{1}{2}} DWB + \delta x_{i-\frac{1}{2}} DWT + \\
 &\quad \alpha \operatorname{sgn}(u)(\delta x_{i+\frac{1}{2}} DWB - \delta x_{i-\frac{1}{2}} DWT)] \\
 FWY &= \frac{v_{i,j,k+\frac{1}{2}}}{\delta y_{av}} [\delta y_{j+\frac{1}{2}} DWL + \delta y_{j-\frac{1}{2}} DWR + \\
 &\quad \alpha \operatorname{sgn}(v)(\delta y_{j+\frac{1}{2}} DWL - \delta y_{j-\frac{1}{2}} DWR)] \\
 FWZ &= \frac{w_{i,j,k+\frac{1}{2}}}{\delta z_{av}} [\delta z_{k+1} DWQ + \delta z_k DWH + \\
 &\quad \alpha \operatorname{sgn}(w)(\delta z_{k+1} DWQ - \delta z_k DWH)] \\
 VISX &= \gamma \left[\frac{DUT - DUB}{\delta x_{i+\frac{1}{2}}} + \frac{DUR - DUL}{\delta y_j} + \right. \\
 &\quad \left. \frac{DUI - DUQ}{\delta z_k} \right] \\
 VISY &= \gamma \left[\frac{DVT - DVB}{\delta x_i} + \frac{DVR - DVL}{\delta y_{j+\frac{1}{2}}} + \right. \\
 &\quad \left. \frac{DVH - DVQ}{\delta z_k} \right] \\
 VISZ &= \gamma \left[\frac{DWT - DWB}{\delta x_i} + \frac{DWR - DWL}{\delta y_j} + \right. \\
 &\quad \left. \frac{DWH - DWQ}{\delta z_{k+\frac{1}{2}}} \right]
 \end{aligned}$$

$$DUB = \frac{u_{i+\frac{1}{2},j,k} - u_{i-\frac{1}{2},j,k}}{\delta x_i}$$

$$DUT = \frac{u_{i+\frac{3}{2},j,k} - u_{i-\frac{1}{2},j,k}}{\delta x_{i+1}}$$

$$DUL = \frac{u_{i+\frac{1}{2},j,k} - u_{i+\frac{1}{2},j-1,k}}{\delta y_{j-\frac{1}{2}}}$$

$$DUR = \frac{u_{i+\frac{1}{2},j+1,k} - u_{i+\frac{1}{2},j,k}}{\delta y_{j+\frac{1}{2}}}$$

$$DUQ = \frac{u_{i+\frac{1}{2},j,k} - u_{i-\frac{1}{2},j,k-1}}{\delta z_{k-\frac{1}{2}}}$$

$$DUH = \frac{u_{i+\frac{1}{2},j,k+1} - u_{i+\frac{1}{2},j,k}}{\delta z_{k+\frac{1}{2}}}$$

$$DVB = \frac{v_{i,j+\frac{1}{2},k} - v_{i-1,i+\frac{1}{2},k}}{\delta x_{i-\frac{1}{2}}}$$

$$DVT = \frac{v_{i+1,j+\frac{1}{2},k} - v_{i,j+\frac{1}{2},k}}{\delta x_{i+\frac{1}{2}}}$$

$$DVL = \frac{v_{i,j+\frac{1}{2},k} - v_{i,j-\frac{1}{2},k}}{\delta y_j}$$

$$DVR = \frac{v_{i,j+\frac{3}{2},k} - v_{i,j+\frac{1}{2},k}}{\delta y_{j+1}}$$

$$DVQ = \frac{v_{i,j+\frac{1}{2},k} - v_{i,j+\frac{1}{2},k-1}}{\delta z_{k-\frac{1}{2}}}$$

$$DVH = \frac{v_{i,j+\frac{1}{2},k+1} - v_{i,j+\frac{1}{2},k}}{\delta z_{k+\frac{1}{2}}}$$

$$DWB = \frac{w_{i,j,k+\frac{1}{2}} - w_{i-1,j,k+\frac{1}{2}}}{\delta x_{i-\frac{1}{2}}}$$

$$DWT = \frac{w_{i+1,j,k+\frac{1}{2}} - w_{i,j,k+\frac{1}{2}}}{\delta x_{i+\frac{1}{2}}}$$

$$DWL = \frac{w_{i,j,k+\frac{1}{2}} - w_{i,j-1,k+\frac{1}{2}}}{\delta y_{j-\frac{1}{2}}}$$

$$DWR = \frac{w_{i,j+1,k+\frac{1}{2}} - w_{i,j,k+\frac{1}{2}}}{\delta y_{j+\frac{1}{2}}}$$

$$DWQ = \frac{w_{i,j,k+\frac{1}{2}} - w_{i,j,k-\frac{1}{2}}}{\delta z_k}$$

$$DWH = \frac{w_{i,j,k+\frac{3}{2}} - w_{i,j,k+\frac{1}{2}}}{\delta z_{k+1}}$$

$$\delta x_{av} = \delta x_{i+1} + \delta x_i + \alpha \operatorname{sgn}(u_{i+\frac{1}{2},j,k})$$

$$[\delta x_{i+1} - \delta x_i]$$

$$\delta y_{av} = \delta y_{j+\frac{1}{2}} + \delta y_{j-\frac{1}{2}} + \alpha \operatorname{sgn}(v_{i,j+\frac{1}{2},k})$$

$$[\delta y_{j+\frac{1}{2}} - \delta y_{j-\frac{1}{2}}]$$

$$\delta z_{av} = \delta z_{k+\frac{1}{2}} + \delta z_{k-\frac{1}{2}} + \alpha \operatorname{sgn}(w_{i,j,k+\frac{1}{2}})$$

$$[\delta z_{k+\frac{1}{2}} - \delta z_{k-\frac{1}{2}}]$$

$$\delta x_{av} = \delta x_{i+\frac{1}{2}} + \delta x_{i-\frac{1}{2}} + \alpha \operatorname{sgn}(u_{i+\frac{1}{2},j,k})$$

$$[\delta x_{i+\frac{1}{2}} - \delta x_{i-\frac{1}{2}}]$$

$$\delta y_{av} = \delta y_{j+1} + \delta y_j + \alpha \operatorname{sgn}(v_{i,j+\frac{1}{2},k})$$

$$[\delta y_{j+1} - \delta y_j]$$

$$\delta z_{av} = \delta z_{k+\frac{1}{2}} + \delta z_{k-\frac{1}{2}} + \alpha \operatorname{sgn}(w_{i,j,k+\frac{1}{2}})$$

$$[\delta z_{k+\frac{1}{2}} - \delta z_{k-\frac{1}{2}}]$$

$$\delta x_{av} = \delta x_{i+\frac{1}{2}} + \delta x_{i-\frac{1}{2}} + \alpha \operatorname{sgn}(u_{i+\frac{1}{2},j,k})$$

$$[\delta x_{i+\frac{1}{2}} - \delta x_{i-\frac{1}{2}}]$$

$$\delta y_{av} = \delta y_{j+\frac{1}{2}} + \delta y_{j-\frac{1}{2}} + \alpha \operatorname{sgn}(v_{i,j+\frac{1}{2},k})$$

$$[\delta y_{j+\frac{1}{2}} - \delta y_{j-\frac{1}{2}}]$$

$$\delta z_{av} = \delta z_{k+1} - \delta z_k + \alpha \operatorname{sgn}(w_{i,j,k+\frac{1}{2}})$$

$$[\delta z_{k+1} - \delta z_k]$$

$$\delta x_{i+\frac{1}{2}} = (\delta x_{i+1} + \delta x_i)/2$$

$$\delta x_{i-\frac{1}{2}} = (\delta x_{i-1} + \delta x_i)/2$$

$$\delta y_{j+\frac{1}{2}} = (\delta y_{j+1} + \delta y_j)/2$$

$$\delta y_{j-\frac{1}{2}} = (\delta y_{j-1} + \delta y_j)/2$$

$$\delta z_{k+\frac{1}{2}} = (\delta z_{k+1} + \delta z_k)/2$$

$$\delta z_{k-\frac{1}{2}} = (\delta z_{k-1} + \delta z_k)/2$$

式中 $\operatorname{sgn}(u)$ —— u 的符号;

α —— 权重因子, 其取值范围 $0 \leq \alpha \leq 1.0$ 。

一般说来, 动量方程离散格式的选取根据 Péclet 数的差别可分为五种: 中心差分格式、上风格式、指数格式、混合格式及乘方格式。根据实际应用情况和经验, 一般采用介于中心差分和上风格式之间的离散方法, 并由权重因子予以调整, 当 $\alpha=1$ 时为上风格式; $\alpha=0$ 时为中心差分格式, 因此 α 表示受上游变量的影响程度。

2.3 连续性方程的离散

连续性方程 $D = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0$ 的离散形式为

$$D_{i,j,k}^{n+1} = \frac{u_{i+\frac{1}{2},j,k}^{n+1} - u_{i-\frac{1}{2},j,k}^{n+1}}{\delta x_i} +$$

$$\frac{v_{i,j+\frac{1}{2},k}^{n+1} - v_{i,j-\frac{1}{2},k}^{n+1}}{\delta y} + \frac{w_{i,j,k+\frac{1}{2}}^{n+1} - w_{i,j,k-\frac{1}{2}}^{n+1}}{\delta z_k} = 0 \quad (2.10-7)$$

式中D称为散度。

2.4 体积函数的求值

SOLA-VOF方法利用体积函数F来描述整个流场的流动域，F的定义为

$$F = \text{单元内流体的体积} / \text{单元总体积} \quad (2.10-8)$$

因此体积函数的取值范围为 $0 \leq F \leq 1$ 。当 $F = 0$ 时，该单元为空单元，没有流体；当 $F = 1$ 时为满单元，说明该单元为内部单元；当 $0 < F < 1$ 时则表示该单元内有流体流入，但又没有充满，即为表面单元，由此可见，在计算铸件充型、流动时只要计算出每个单元的F值就可以得到该铸件在任一时刻的流动、充型状态。

为了减少计算量，提高计算速度，可以采用立方体空间网格单元，即 $\delta x_i = \delta y_j = \delta z_k$ 。此时单元 (i, j, k) 在 δt 时间段内体积函数的变化值 $\delta F_{i,j,k}$ 可以由下式求出：

$$\begin{aligned} \delta F_{i,j,k} &= \frac{\Delta Q_{i,j,k}}{\rho_{i,j,k} \delta x_i \delta y_j \delta z_k} = \frac{\Delta Q_{i,j,k}}{\rho_{i,j,k} \delta x_i^3} \\ &= -\frac{\delta t}{\delta x_i} (u_{i+\frac{1}{2},j,k} - u_{i-\frac{1}{2},j,k} + v_{i,j+\frac{1}{2},k} - v_{i,j-\frac{1}{2},k} + w_{i,j,k+\frac{1}{2}} - w_{i,j,k-\frac{1}{2}}) \end{aligned} \quad (2.10-9)$$

式中， $\Delta Q_{i,j,k}$ 为单元 (i, j, k) 在 δt 时间段内流体质量的变化，显而易见：

当 $\delta F_{i,j,k} > 0$ 时 ($\Delta Q_{i,j,k} > 0$)，表示该单元流入量大于流出量，单元内流体量在增加；

当 $\delta F_{i,j,k} = 0$ 时 ($\Delta Q_{i,j,k} = 0$)，表示该单元流入量等于流出量，单元内流体量不变；

当 $\delta F_{i,j,k} < 0$ 时 ($\Delta Q_{i,j,k} < 0$)，表示该单元流出量大于流入量，单元内流体量在减少。

计算流动场时，当求解每一个时刻速度场与压力场后，都要利用上式求出当前时刻每个网格单元的 δF 值，并根据 $F + \delta F$ 值的不同情况做

不同处理。

3 SOLA-VOF 计算方法

目前流行的 SOLA-VOF 有限差分流体力学计算方法，是用 SOLA 求解压力场和速度场，用 VOF 确定流动域和自由表面。整个计算过程中由速度初值及猜测压力值试算速度场的过程并不参与迭代，因而是一场迭代，其计算步骤如下：

1) 由 Navier-Stokes 方程 (2.10-1) ~ (2.10-3) 离散公式，以初始条件或前一时刻值为基础，计算当前时刻的试算速度；

2) 根据连续性方程 (2.10-7) 离散式，对于每一个单元定义散度 $D_{i,j,k}$ ：

$$\begin{aligned} D_{i,j,k} &= \frac{u_{i+\frac{1}{2},j,k} - u_{i-\frac{1}{2},j,k}}{\delta x_i} + \frac{v_{i,j+\frac{1}{2},k} - v_{i,j-\frac{1}{2},k}}{\delta y_j} + \frac{w_{i,j,k+\frac{1}{2}} - w_{i,j,k-\frac{1}{2}}}{\delta z_k} \end{aligned} \quad (2.10-10)$$

将第一步的试算速度值代入上式，求出 $D_{i,j,k}$ ；

3) 若 $D_{i,j,k} = 0$ (一般当 $D_{i,j,k} < 10^{-3}$ ，即认为 $D_{i,j,k} = 0$) 则说明第一步试算速度值能够满足连续性方程 [见式 (2.10-7)]，即此时的速度场与压力场值既满足动量守恒方程又满足质量守恒方程，至此，当前时间步长计算结果。如整个流场中有任一单元不能满足式 (2.10-7)，则需要下一步的修正；

4) 当 $D_{i,j,k} \neq 0$ 时，说明第一步试算的速度值不能满足连续性方程，需要修正，而欲修正速度，必须先修正压力：

$$p^{n+1} = p^n + \delta p^n \quad (2.10-11)$$

其中， δp^n 为压力修正量，其值可以用下式求得：

$$\delta p^n = -D_{i,j,k} / \frac{\partial D_{i,j,k}}{\partial p} \quad (2.10-12)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial D_{i,j,k}}{\partial p} &= \frac{\delta t}{\delta x_i} \left(\frac{1}{\rho \delta x_{i+\frac{1}{2}}} + \frac{1}{\rho \delta x_{i-\frac{1}{2}}} \right) \\ &+ \frac{\delta t}{\delta y_j} \left(\frac{1}{\rho \delta y_{j+\frac{1}{2}}} + \frac{1}{\rho \delta y_{j-\frac{1}{2}}} \right) \end{aligned}$$

$$+ \frac{\delta t}{\delta z_k} \left(\frac{1}{\rho \delta z_{k+\frac{1}{2}}} + \frac{1}{\rho \delta z_{k-\frac{1}{2}}} \right) \quad (2.10-13)$$

根据校正压力利用下式可以求出校正后的试算速度:

$$\begin{aligned} u_{i+\frac{1}{2},j,k}^{n+1} &= u_{i+\frac{1}{2},j,k}^n + \frac{\delta t \delta p^n \omega}{\rho \delta x_{i+\frac{1}{2}}} \\ u_{i-\frac{1}{2},j,k}^{n+1} &= u_{i-\frac{1}{2},j,k}^n - \frac{\delta t \delta p^n \omega}{\rho \delta x_{i-\frac{1}{2}}} \\ v_{i,j+\frac{1}{2},k}^{n+1} &= v_{i,j+\frac{1}{2},k}^n + \frac{\delta t \delta p^n \omega}{\rho \delta y_{j+\frac{1}{2}}} \\ v_{i,j-\frac{1}{2},k}^{n+1} &= v_{i,j-\frac{1}{2},k}^n - \frac{\delta t \delta p^n \omega}{\rho \delta y_{j-\frac{1}{2}}} \\ w_{i,j,k+\frac{1}{2}}^{n+1} &= w_{i,j,k+\frac{1}{2}}^n + \frac{\delta t \delta p^n \omega}{\rho \delta z_{k+\frac{1}{2}}} \\ w_{i,j,k-\frac{1}{2}}^{n+1} &= w_{i,j,k-\frac{1}{2}}^n - \frac{\delta t \delta p^n \omega}{\rho \delta z_{k-\frac{1}{2}}} \end{aligned} \quad (2.10-14)$$

上式中, ω 为松弛因子 ($0 < \omega < 2$), n 与 $n+1$ 表示校正循环次数;

5) 将校正后的试算速度值代入第二步, 反复迭代直至所有单元均满足连续性方程;

6) 由体积函数方程确定新的流动域, 对表面单元做合理设置;

7) 返回第一步, 进入下一时刻计算, 直到型腔充满为止。

可以看见, 虽然 SOLA-VOF 是一场迭代,

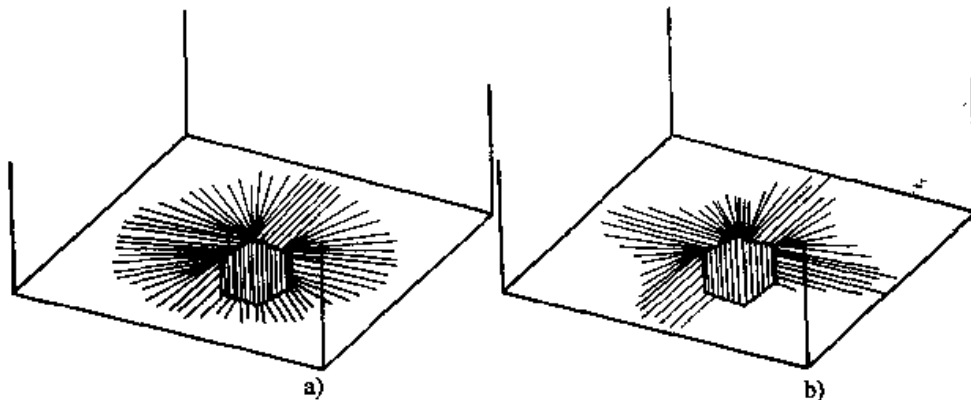


图 2.10-2 速度边界条件设置比较

a) 正确的边界条件 b) 不正确的边界条件

一般可采用惯性原理和连续原理相结合的方法。该方法的主要思路是: 在同一个网格单元

但每次收敛计算过程仍需很多次迭代, 特别是计算分析带有自由表面复杂三维形状铸件时, 可能需要几千万甚至亿次以上的迭代。可见, 加快流动场计算收敛速度具有重要意义, 也正是很多科研工作者努力追求的目标。

4 初始条件

(1) 速度初始条件

以铸造为例, 要根据浇注方式、准确设置浇口处的初始速度值。

(2) 压力初始条件

以铸造为例, 当铸型排气条件良好时, 铸型内背压可以认为是零, 否则应根据背压的计算将初始压力设置为背压。

5 边界条件

5.1 自由表面速度边界条件

处理流动场表面区域时, 动量守恒方程 (Navier-Stokes 方程) 依旧可应用, 但是连续性方程因流动域的变化而不再适用。此时的速度和压力条件必须人为加以设置, 而自由表面速度边界条件设置的准确性直接影响到流动场计算的结果, 不全面或不正确的速度边界条件将会使计算结果出现人为的不对称性 (见图 2.10-2b 所示), 甚至导致计算崩溃, 因此全面准确设置自由表面速度边界条件是进行流动场模拟的一个关键环节。

内, 如果流体不遇到阻碍, 则保持原有的方向和流速继续前进 (惯性原理); 如果遇到了阻碍,

则将其流量均匀地转移到其他可能的出流方向去, 然后再调整出流速度, 使新生成的满网格能够满足连续性方程。

5.2 自由表面压力边界条件

自由表面压力边界条件的设置是指如何处理作用于自由表面压力问题。就材料液态成型而言, 自由表面压力主要由两部分组成: 一部分是由铸型(模具)排气不畅产生的背压而引起的, 另一部分则是液态金属的表面张力。

材料液态成型中背压的大小与铸型(模具)的排气条件, 铸件的结构及浇注速度等因素紧密相关, 实际生产中可用压力传感器来测定背压的大小。

表面张力的存在对材料液态成型金属液充型、流动过程的确有一定的影响, 一些文献也都提及这方面的问题。为了模拟表面张力的作用, 一般在动量守恒方程(Navier-Stoks)中加进以下表面力 F_s , 即

$$F_s = \sum (Wcm)_s \quad (2.10-15)$$

- 式中 W ——型腔的厚度 (m);
- σ ——表面张力 (N/m);
- m ——自由表面的切向单位矢量。

目前, 这个问题在二维条件下已被很好地解决, 但有待于进一步发展到三维流场中去。此外, 还有必要收集一些熔体表面张力和与型壁接触角的数据, 这些数据因受到金属液表面氧化膜层以及金属液与型壁涂料之间交互作用的影响而难以准确获得, 从而也限制这方面数值模拟的发展。

既然表面张力现象的模拟存在上述问题, 能否将它忽略呢?

表面张力引起的压力差 Δp 与曲率的关系可由下式来描述:

$$\Delta p = \frac{\sigma}{R} \quad (2.10-16)$$

- 式中 R ——曲率半径 (m);
- σ ——金属液的表面张力 (N/m)。
- 曲率半径 R 为

$$R = \frac{L/2}{\cos\theta} \quad (2.10-17)$$

- 式中 θ ——金属与铸型的接触角;
- L ——厚度 (m)。

为了衡量表面张力的影响程度, 将 Δp 与液体金属内部静压强进行比较:

$$\frac{\Delta p}{p_a} = \frac{\Delta p}{\rho gh} = \frac{\sigma \cos\theta}{0.5L\rho gh}$$

对于铝合金铸件, 当 L 为 2.0 cm, $\cos\theta = 0.5$, $\sigma = 0.8$ N/m, $\rho = 2.6 \times 10^3$ kg/m³, $g = 9.8$ m/s² 时,

$$\frac{\Delta p}{p_a} = \frac{1}{h} \cdot 1.56 \times 10^{-3}$$

可见对于厚度 2.0 cm 这样的薄壁件, 充型过程中因表面张力引起的 Δp 与液体金属自身所产生的静压强 p_a 相比, 要小 2 到 3 个数量级, 为了节省内存, 加快处理速度, 使流动场计算能在微机上进行, 一般情况下可以省去表面张力的作用, 只将自由表面压力设置成型内背压。

5.3 型壁速度边界条件

在处理液态金属与铸型(模具)相邻的液体单元的速度时, 必须通过假想网格层设置速度边界条件。SOLA-VOF 给出了两种极端条件下的边界条件: 自由滑动边界和无滑动边界, 见图 2.10-3 所示。对于自由滑动边界条件:

$$u_1 = u \quad v_b = 0 \quad w_1 = w \quad (2.10-18)$$

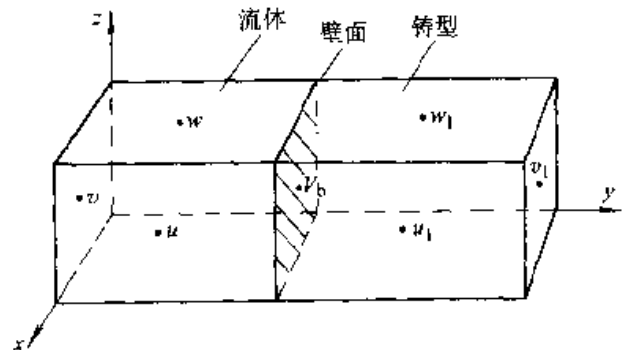


图 2.10-3 型壁速度边界条件

对于无滑动边界条件:

$$u_1 = -u \quad v_b = 0 \quad w_1 = -w \quad (2.10-19)$$

上述两种边界条件中, 前者认为型壁对液体的流动没有任何阻碍, 能够自由滑动; 后者认为液体在型壁上根本不能流动。显而易见, 实际材料成型充型、流动过程并非是上述两种极端情况, 而是处于两者之间。为此, 定义了一个系数

θ , 实际材料液态成型条件下型壁速度边界条件可由下式描述:

$$u_1 = \theta u \quad v_b = 0 \quad w_1 = \theta w \quad (2.10-20)$$

当 $\theta = 1$ 时, 式 (2.10-20) 变为式 (2.10-18), 为自由滑动边界条件; $\theta = -1$ 时式 (2.10-20) 变为式 (2.10-19), 则为无滑动边界条件。因此实际材料液态成型条件下 θ 的取值范围为 $-1 < \theta < +1$, 具体值取决于铸型 (模具)、涂料及网格相对于速度边界层厚度的大小等因素。

6 数值稳定性条件

在利用 SOLA-VOF 方法进行流动场计算时, 为了缩短计算时间, 时间步长越大越好。但时间步长不能任意大, 否则将会导致流动场计算发散, 而使整个计算失败, 因此要对时间步长进行限制。

时间步长的选择要考虑两个方面的因素, 即物理方面和数学方面的因素。

从物理方面考虑, 首先, 一个时间步长内液体的流动不能超过一个单元, 这是因为差分公式只适用于相邻单元之间, 因此

$$\delta t < \min \left\{ \frac{\delta x}{|u|}, \frac{\delta y}{|v|}, \frac{\delta z}{|w|} \right\} \quad (2.10-21)$$

其次, 在同一个时间步长内, 动量扩散同样不能超过一个单元, 由此可以得出:

$$\gamma \delta t < \frac{3}{4} \left(\frac{\delta x^2 \delta y^2 \delta z^2}{\delta x^2 \delta y^2 + \delta y^2 \delta z^2 + \delta z^2 \delta x^2} \right) \quad (2.10-22)$$

从数学方面考虑, 迭代时的权重因子 α 必须控制在一定范围之内, 应作如下选择:

$$\max \left\{ \left| u \frac{\delta t}{\delta x} \right|, \left| v \frac{\delta t}{\delta y} \right|, \left| w \frac{\delta t}{\delta z} \right| \right\} < \alpha \leq 1 \quad (2.10-23)$$

上述三个公式即为流动场数值模拟的稳定性条件。

7 流动与传热耦合计算

7.1 前言

高温液态金属的充型过程总是伴随着热量的散失。如巨大的热量散失导致液态金属温度过

低, 则会形成冷隔、欠浇等严重缺陷, 使充型过程无法顺利完成。另一方面, 随着热量的散失, 温度的下降, 金属液的流动特性会发生明显变化, 密度, 热容, 导热系数以及黏度因温度不同都有很大差异。这也就决定了液态金属在不同温度下有着不同的流动方式和形态。换句话说, 模拟液态金属充型过程仅限于理想化的流动场研究而没有考虑热量的散失是不够的, 其计算结果与实际生产必然有一定距离, 甚至大相径庭。因此, 从这种意义上来讲, 要准确模拟流动场, 就必须考虑热量的散失, 必须进行流动与温度耦合计算。

与之相应, 欲准确对材料液态成型的凝固过程进行数值计算, 流动分析必不可少。以往温度场计算时, 通常都假设一个理想的温度均匀的初始条件, 或凭经验进行人为地设置初温, 这显然会直接影响到计算的准确性。流动与温度的耦合计算从根本上解决了这一问题, 得出的初始温度场保证了后续凝固过程模拟的准确性与可靠性。

7.2 数学模型与数值求解

流动与传热耦合计算的数学模型必须能够完整而准确地描述铸造的流动、充型过程以及与此同时发生的换热过程。一般说来, 数学模型由下述三个方程组成。

动量守恒方程 (N-S 方程):

$$\rho \frac{D\mathbf{v}}{Dt} = \mu \nabla^2 \mathbf{v} - \nabla P + \rho \mathbf{G} \quad (2.10-24)$$

质量守恒方程 (连续性方程):

$$\nabla \cdot \mathbf{v} = 0 \quad (2.10-25)$$

能量守恒方程:

$$c_p \rho \frac{\partial T}{\partial t} = -c_p \rho \mathbf{v} \cdot \nabla T - \nabla \cdot \mathbf{q} \quad (2.10-26)$$

上述各式中 T —— 温度 (K);

t —— 时间 (s);

ρ —— 密度 (kg/m^3);

c_p —— 比定压热容 [$\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$];

\mathbf{v} —— 速度 (m/s)。

采用本章第3节所述的 SOLA-VOF 法求解式 (2.10-24)、(2.10-25), 得到求解对象的速度、压力分布, 再根据速度分布求解式 (2.10-

26) 的能量守恒方程。

在求解能量守恒方程时, 采用帕坦卡提出的幂函数方法, 在与充型流动计算一致的交错网格上(见图 2.10-1)进行离散, 温度变量 (T) 与压力变量 (p) 以及体积函数 (F) 放在网格中心, 具体离散按下式进行。

$$T_{i,j,k}^{t+\delta t} = (\alpha_{i-1,j,k} T_{i+1,j,k}^t + \alpha_{i-1,j,k} T_{i-1,j,k}^t + \alpha_{i,j+1,k} T_{i,j+1,k}^t + \alpha_{i,j-1,k} T_{i,j-1,k}^t + \alpha_{i,j,k+1} T_{i,j,k+1}^t + \alpha_{i,j,k-1} T_{i,j,k-1}^t + T_{i,j,k}^t B) / \alpha_{i,j,k} \quad (2.10-27)$$

其中

$$\left. \begin{aligned} \alpha_{i+1,j,k} &= D_{i+\frac{1}{2},j,k} A \left(\left| P_{i+\frac{1}{2},j,k} \right| \right) + \max(-Q_{i+\frac{1}{2},j,k}, 0) \\ \alpha_{i-1,j,k} &= D_{i-\frac{1}{2},j,k} A \left(\left| P_{i-\frac{1}{2},j,k} \right| \right) + \max(Q_{i-\frac{1}{2},j,k}, 0) \\ \alpha_{i,j+1,k} &= D_{i,j+\frac{1}{2},k} A \left(\left| P_{i,j+\frac{1}{2},k} \right| \right) + \max(-Q_{i,j+\frac{1}{2},k}, 0) \\ \alpha_{i,j-1,k} &= D_{i,j-\frac{1}{2},k} A \left(\left| P_{i,j-\frac{1}{2},k} \right| \right) + \max(Q_{i,j-\frac{1}{2},k}, 0) \\ \alpha_{i,j,k+1} &= D_{i,j,k+\frac{1}{2}} A \left(\left| P_{i,j,k+\frac{1}{2}} \right| \right) + \max(-Q_{i,j,k+\frac{1}{2}}, 0) \\ \alpha_{i,j,k-1} &= D_{i,j,k-\frac{1}{2}} A \left(\left| P_{i,j,k-\frac{1}{2}} \right| \right) + \max(-Q_{i,j,k-\frac{1}{2}}, 0) \end{aligned} \right\} \quad (2.10-28)$$

$$\alpha_{i,j,k} = \rho_{i,j,k} c_{p,i,j,k} \delta x \delta y \delta z / \delta t$$

$$B = \alpha_{i,j,k} - \alpha_{i+1,j,k} - \alpha_{i-1,j,k} - \alpha_{i,j+1,k} - \alpha_{i,j-1,k} - \alpha_{i,j,k+1} - \alpha_{i,j,k-1}$$

上述各式中 t —— 计算时间 (s);

δt —— 计算时间步长 (s);

D —— 传导项, 见式 (2.10-29);

$A(|P|)$ —— 幂函数, 见式 (2.10-31);

Q —— 对流项见式 (2.10-30)。

其中传导项 D 的表达式为:

$$\left. \begin{aligned} D_{i+\frac{1}{2},j,k} &= \lambda_{i+\frac{1}{2},j,k} \delta y \delta z / \delta x \\ D_{i-\frac{1}{2},j,k} &= \lambda_{i-\frac{1}{2},j,k} \delta y \delta z / \delta x \\ D_{i,j+\frac{1}{2},k} &= \lambda_{i,j+\frac{1}{2},k} \delta x \delta z / \delta y \\ D_{i,j-\frac{1}{2},k} &= \lambda_{i,j-\frac{1}{2},k} \delta x \delta z / \delta y \\ D_{i,j,k+\frac{1}{2}} &= \lambda_{i,j,k+\frac{1}{2}} \delta x \delta y / \delta z \\ D_{i,j,k-\frac{1}{2}} &= \lambda_{i,j,k-\frac{1}{2}} \delta x \delta y / \delta z \end{aligned} \right\} \quad (2.10-29)$$

对流项 Q 值可由下列式求得:

$$\left. \begin{aligned} Q_{i+\frac{1}{2},j,k} &= (pu)_{i+\frac{1}{2},j,k} \cdot C_{p,i,j,k} \cdot \delta y \cdot \delta z \\ Q_{i-\frac{1}{2},j,k} &= (pu)_{i-\frac{1}{2},j,k} \cdot C_{p,i,j,k} \cdot \delta y \cdot \delta z \\ Q_{i,j+\frac{1}{2},k} &= (pv)_{i,j+\frac{1}{2},k} \cdot C_{p,i,j,k} \cdot \delta x \cdot \delta z \\ Q_{i,j-\frac{1}{2},k} &= (pv)_{i,j-\frac{1}{2},k} \cdot C_{p,i,j,k} \cdot \delta x \cdot \delta z \\ Q_{i,j,k+\frac{1}{2}} &= (pw)_{i,j,k+\frac{1}{2}} \cdot C_{p,i,j,k} \cdot \delta x \cdot \delta y \\ Q_{i,j,k-\frac{1}{2}} &= (pw)_{i,j,k-\frac{1}{2}} \cdot C_{p,i,j,k} \cdot \delta x \cdot \delta y \end{aligned} \right\} \quad (2.10-30)$$

幂函数 $A(|P|)$ 由下式定义:

$$A(|P|) = \max[0, (1 - 0.1|P|)^5] \quad (2.10-31)$$

其中 P 为贝克利脱数 (Peclet number), 用来衡量流动传热作用与热传导传热作用的强度比。

$$P = UL/a \quad (2.10-32)$$

式中 U —— 流体流动速度 (m/s);

L —— 距离 (m);

a —— 导温系数 (m^2/s)。

上述离散公式具有很明确的物理意义; D 代表热传导作用, Q 代表流动传热的作用, 幂函数 $A(|P|)$ 用来调节二者的比例。当流体流动的速度很大时, 由 (2.10-32) 式可以看出, 此时的贝克利脱数 P 值很大, 幂函数 $A(|P|)$ 趋于零, 也就是说, 此时热传导传热的作用很小, 而流动传热的作用占主导地位。符号 \max 体现上风差分格式的思想, 可以确保离散系数不会出现负值而导致物理上不真实的解。当流体流动的速度很小时, 贝克利脱数 P 值也很小, 此时的幂函数 $A(|P|)$ 趋于 1, 也就是说, 此时热传导传热的作用很大, 占主导地位, 而流动传

热则很少。如果出现极端情况，流体流动速度 U 为 0，则 P 值为 0，而幂函数 $A(|P|) = 1$ 。此时流动传热根本不存在，只有热传导传热，即为纯导热问题。

此外，流动与传热耦合计算还需处理边界条件、初始条件、潜热问题、紊流问题和稳定性等问题。

8 流动场模拟软件流程

与温度场模拟分析软件类似，流动场模拟软件亦分为三大部分，即前置处理、计算部分及后置处理。其中前、后处理与温度场模拟软件功能很类似，只是在计算部分有很大差异。

图 2.10-4 为流动场模拟软件流程图。

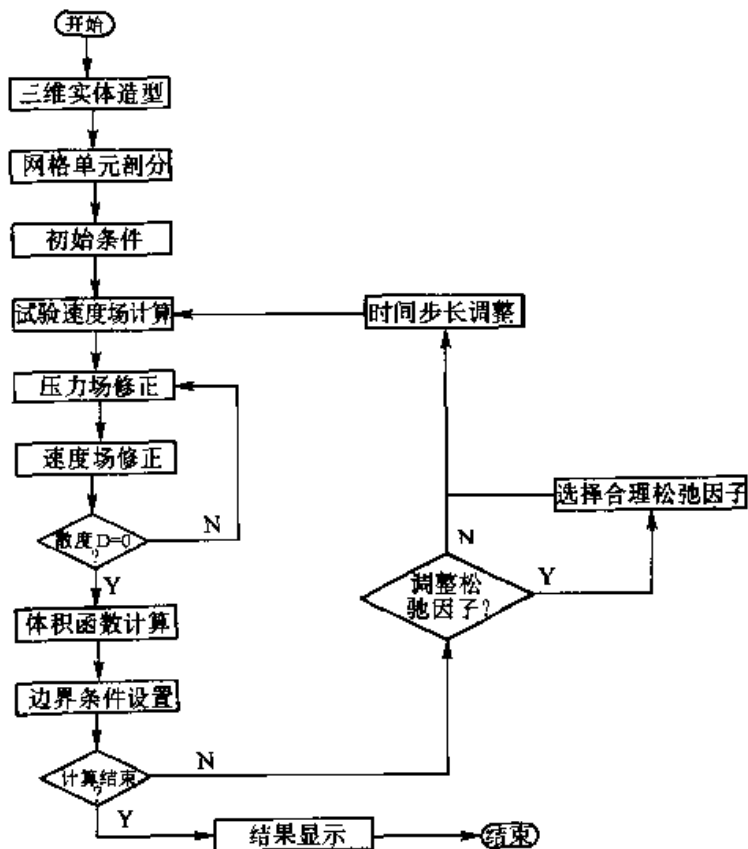


图 2.10-4 三维流动场模拟软件流程图

第 11 章 塑料注射成形过程模拟

1 充模过程的数学描述

注射成形充模过程属非牛顿流体、非等温、非稳态的流动过程。基于黏性流体力学的基本方程虽然在原则上能够求解，但并无实用价值。只有引入合理而必要的假设与简化，并结合特定的边界条件，才能采用数值方法求解。

1.1 充模过程的基本方程

(1) 连续性方程

连续性方程是质量守恒定律对于运动流体的表达式。其矢量形式为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \quad (2.11-1)$$

式中 ρ —— 密度；
 t —— 时间；
 \mathbf{v} —— 速度矢量。

在直角坐标系中，上式可表示为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w)}{\partial z} = 0 \quad (2.11-2)$$

$$[\boldsymbol{\varepsilon}] = \begin{bmatrix} \varepsilon_x & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_y & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) & \frac{\partial v}{\partial y} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) & \frac{\partial w}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (2.11-5)$$

将式 (2.11-4) 代入式 (2.11-3)，则直角坐标系中黏性流体的运动微分方程为

$$\begin{aligned} \rho \frac{D u}{D t} = & \rho F_x - \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(2\eta \frac{\partial u}{\partial x} + \lambda \nabla \cdot \mathbf{v} \right) \\ & + \frac{\partial}{\partial y} \left[\eta \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right] \\ & + \frac{\partial}{\partial z} \left[\eta \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \right] \end{aligned} \quad (2.11-6a)$$

$$\begin{aligned} \rho \frac{D v}{D t} = & \rho F_y - \frac{\partial P}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left[\eta \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right] \\ & + \frac{\partial}{\partial y} \left(2\eta \frac{\partial v}{\partial y} + \lambda \nabla \cdot \mathbf{v} \right) \\ & + \frac{\partial}{\partial z} \left[\eta \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \right] \end{aligned} \quad (2.11-6b)$$

式中 u, v, w —— 速度矢量 \mathbf{v} 沿 x, y, z 三个坐标方向的分量。

(2) 运动方程

运动方程是动量守恒定律对于运动流体的表达式。其矢量形式为

$$\rho \frac{D \mathbf{v}}{D t} = \rho \mathbf{F} + \nabla \cdot [\boldsymbol{\tau}] \quad (2.11-3)$$

式中 \mathbf{F} —— 流体单位质量的质量力；

$[\boldsymbol{\tau}]$ —— 应力张量。

应用广义牛顿内摩擦定律，有

$$[\boldsymbol{\tau}] = 2\eta[\boldsymbol{\varepsilon}] - (P - \nu \nabla \cdot \mathbf{v})[\mathbf{I}] \quad (2.11-4)$$

式中 η —— 流体的动力黏度；

$[\mathbf{I}]$ —— 单位张量；

ν —— 系数；

P —— 型腔中熔体压力；

$[\boldsymbol{\varepsilon}]$ —— 应变速率张量。

$[\boldsymbol{\varepsilon}]$ 的表达式为

$$\rho \frac{D w}{D t} = \rho F_z - \frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial x} \left[\eta \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right] \\ + \frac{\partial}{\partial y} \left[\eta \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \right] \\ + \frac{\partial}{\partial z} \left(2\eta \frac{\partial w}{\partial z} + \lambda \nabla \cdot \mathbf{v} \right) \quad (2.11-6c)$$

(3) 能量方程

能量方程是能量守恒定律对于运动流体的表达式。其矢量形式为

$$\rho c_v \frac{D T}{D t} = -\mathbf{P} \nabla \cdot \mathbf{V} + \Phi + \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \rho q \quad (2.11-7)$$

式中 q ——单位质量流体的热源强度；

λ ——导热系数；

c_v ——比定容热容；

Φ ——黏性耗散功。

对于液体, $c_v \approx c_p$ (比定压热容)。对于不可压缩流体 (在充模阶段, 我们假定熔体是不被压缩的), 有 $\nabla \cdot \mathbf{V} = 0$ 。于是, 在直角坐标系中, 式 (2.11-7) 可写为

$$\begin{aligned} & \rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} + w \frac{\partial T}{\partial z} \right) \\ &= \eta \left[2 \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 \right. \\ &+ \left. \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 \right. \\ &+ \left. \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \right] + \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) \\ &+ \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \rho q \end{aligned} \quad (2.11-8)$$

(4) 应力-应变速率关系

广义牛顿内摩擦定律建立了在一般情况下应力张量与应变速率张量之间的关系, 其分量形式为

$$\sigma_x = -P + \sigma'_x = -P + \nu \nabla \cdot \mathbf{v} + 2\eta \frac{\partial u}{\partial x} \quad (2.11-9a)$$

$$\sigma_y = -P + \sigma'_y = -P + \nu \nabla \cdot \mathbf{v} + 2\eta \frac{\partial v}{\partial y} \quad (2.11-9b)$$

$$\sigma_z = -P + \sigma'_z = -P + \nu \nabla \cdot \mathbf{v} + 2\eta \frac{\partial w}{\partial z} \quad (2.11-9c)$$

$$\tau_{xy} = \tau_{yx} = \eta \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \quad (2.11-9d)$$

$$\tau_{yz} = \tau_{zy} = \eta \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \quad (2.11-9e)$$

$$\tau_{zx} = \tau_{xz} = \eta \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \quad (2.11-9f)$$

(5) 状态方程

当研究可压缩流体的运动规律时, 应考虑热力学参数对流体运动的影响。流体的压力 P 、温度 T 与体积 V 之间的关系, 由状态方程表征

$$P = P(V, T) \quad (2.11-10)$$

注射成型流动分析的实质, 是在一定的边界条件下, 求满足式 (2.11-2)、式 (2.11-6)、式 (2.11-9) 及式 (2.11-10) 的解, 包括塑料熔体的压力、温度、密度及流速, 并进而由式

(2.11-5) 及式 (2.11-9) 求出熔体的切应变速率和切应力。显然, 以上所列的基本方程过于复杂, 需要引入必要的假设和简化, 才便于求解。

1.2 基本方程的简化

由于注射成形的塑料制品大多是薄壁件, 塑料熔体的黏度又较大, 故可引入如下假设与简化条件:

1) 由于制品的厚度 (y 向) 远小于其他两个方向 (x, z 向) 的尺寸, 熔体的黏度大, 可将熔体的充模流动视为扩展层流。于是, y 向速度分量可以被忽略, 即 $v=0$, 并认为熔体中的压力沿 y 向不变化, 即 $\partial P / \partial y = 0$ 。

2) 在充模流动过程中, 型腔内熔体压力并不很高, 且合适的浇口数量和位置可避免局部过压现象。因此在充模阶段, 可认为熔体不被压缩, 即 $\nabla \cdot \mathbf{v} = 0$ 。

3) 由于塑料熔体的高黏度, 熔体的惯性力和重力与黏性剪切力相比均很小, 可忽略不计, 即忽略式 (2.11-3) 中的 $\rho (D\mathbf{v}/Dt)$ 项与 $\rho \mathbf{F}$ 项。此外, 还忽略塑料熔体的弹性效应。

4) 在熔体流动方向 (x, z 向) 上, 相对于热对流项而言, 热传导项较小, 可忽略不计, 即忽略式 (2.11-8) 中的 $\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right)$ 项和 $\frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right)$ 项。因熔体中不含热源, 可令热源强度 $q=0$ 。

5) 在充模过程中, 熔体温度变化范围不大, 可认为熔体的比热容 c_p 和导热系数 λ 皆为常数。

6) 忽略熔体前沿附近区域喷泉效应的影响。

1.3 数学模型及边界条件

利用上节的假设和简化条件, 由充模过程的基本方程可得到如下一组控制方程:

$$\frac{\partial(\overline{bu})}{\partial x} + \frac{\partial(\overline{bw})}{\partial z} = 0 \quad (2.11-11)$$

$$\frac{\partial P}{\partial x} - \frac{\partial}{\partial y} \left(\eta \frac{\partial u}{\partial y} \right) = 0 \quad (2.11-12)$$

$$\frac{\partial P}{\partial z} - \frac{\partial}{\partial y} \left(\eta \frac{\partial w}{\partial y} \right) = 0 \quad (2.11-13)$$

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + w \frac{\partial T}{\partial z} \right)$$

$$= \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \eta \left[\left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right] \quad (2.11-14)$$

式中 b ——型腔的半个厚度；
 \bar{u} 、 \bar{w} ——分别为 x 和 z 方向熔体的平均流速。
 其他符号同以前各式。

关于 y 向速度和温度边界条件，可以假定熔体的流动关于型腔中心层 ($y=0$) 对称，如图 2.11-1 所示，即

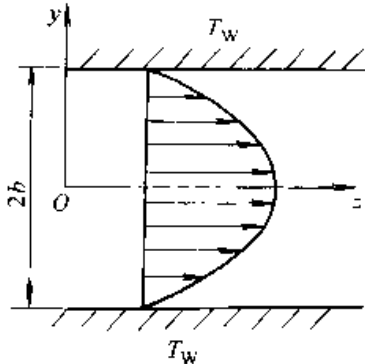


图 2.11-1 对称边界条件示意图

$$u = w = 0, \quad T = T_w, \quad \text{对 } y = b$$

$$\frac{\partial u}{\partial y} = \frac{\partial w}{\partial y} = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial y} = 0, \quad \text{对 } y = 0$$

在实际注射成形过程中，受制品形状、模具结构形式的限制，模具型芯与型腔的冷却效果不可能达到完全一致，而且型芯模壁和型腔模壁的温度随空间位置变化。此外，熔体接触模壁的瞬间，其温度不可能骤冷至模壁温度。因此， y 向的速度和温度边界条件一般是非对称的，如图 2.11-2 所示，即

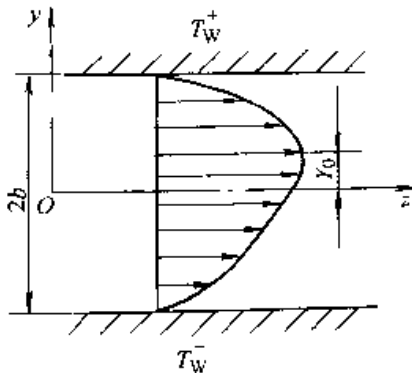


图 2.11-2 非对称边界条件示意图

$$u = w = 0; -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_w^+), \quad \text{对 } y = b \quad (2.11-15a)$$

$$u = w = 0; -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_w^-), \quad \text{对 } y = -b \quad (2.11-15b)$$

$$\text{对 } y = -b \quad (2.11-15b)$$

$$\frac{\partial u}{\partial y} = 0; \quad \frac{\partial w}{\partial y} = 0,$$

$$\text{对 } y = y_0 \quad (2.11-15c)$$

式中 λ ——导热系数；
 h ——对流热系数；
 T_w^+ 、 T_w^- ——型芯模壁和型腔模壁的温度。

h 、 T_w^+ 和 T_w^- 需要通过冷却分析的耦合计算才能确定。所以，对称边界条件为大多数流动分析软件所采用；非对称边界条件只有当流动与冷却分析相关联时才能够采用。

为了获得充模过程中压力场的控制方程，分别对式 (2.11-12) 和式 (2.11-13) 积分，并利用边界条件 [式 (2.11-15c)]，有

$$\frac{\partial u}{\partial y} = -\frac{\Lambda_x(y - y_0)}{\eta} \quad (2.11-16a)$$

$$\frac{\partial w}{\partial y} = -\frac{\Lambda_z(y - y_0)}{\eta} \quad (2.11-16b)$$

其中， $\Lambda_x = -\partial P / \partial x$ 、 $\Lambda_z = -\partial P / \partial z$ 、 y_0 为一待求值，参见图 2.11-2。

再次对式 (2.11-16) 积分，并利用边界条件式 (2.11-15b)，可得

$$u = -\Lambda_x \int_b^y \frac{(y - y_0)}{\eta} dy \quad (2.11-17a)$$

$$w = -\Lambda_z \int_{-b}^y \frac{(y - y_0)}{\eta} dy \quad (2.11-17b)$$

考虑到边界条件式 (2.11-15a)，有

$$\int_{-b}^b \frac{(y - y_0)}{\eta} dy = 0$$

$$\text{于是 } y_0 = \frac{\int_b^b \frac{y}{\eta} dy}{\int_{-b}^b \frac{dy}{\eta}} \quad (2.11-18)$$

对式 (2.11-17) 沿 y 向积分，可得到熔体的平均流速：

$$\bar{u} = \frac{\Lambda_x S}{b} \quad (2.11-19a)$$

$$\bar{w} = \frac{\Lambda_z S}{b} \quad (2.11-19b)$$

其中， S 为流动率，即

$$S = \int_{-b}^b \frac{y^2}{\eta} dy - y_0 \int_{-b}^b \frac{y}{\eta} dy \quad (2.11-20)$$

将式 (2.11-19) 代入式 (2.11-11) 中, 便可得到充模过程中压力场的控制方程

$$\nabla \cdot (S \nabla P) = 0 \quad (2.11-21)$$

图 2.11-3 示出流动平面 ($x-z$ 平面) 内的边界条件。

如图 2.11-3 所示, 在型腔边界 C_0 和型芯边界 C_i 上, 应满足无渗透边界条件, 即

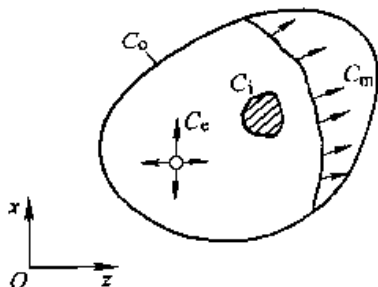


图 2.11-3 流动平面内边界条件

$$\frac{\partial P}{\partial n} = 0 \quad \text{在 } C_0 \text{ 和 } C_i \text{ 上} \quad (2.11-22a)$$

假定模具排气良好, 并以大气压力为基点, 在熔体流动前沿, 有

$$P = 0 \quad \text{在 } C_m(t) \text{ 上} \quad (2.11-22b)$$

在熔体入口处, 若注射流量 q 给定, 可假定熔体压力沿入口边界均匀分布, 则有

$$\int_{C_c} \left(-S \frac{\partial P}{\partial n} \right) dl = q(t) \quad (2.11-22c)$$

熔体入口处温度边界条件为

$$T = T_0 \quad \text{在 } C_c \text{ 上} \quad (2.11-22d)$$

式中, T_0 可近似取为熔体的注射温度。

1.4 塑料熔体的黏度模型

为了求解注射成形充模过程的基本方程, 除了引入必要的假设和简化, 并结合特定的边界条件外, 还需要给出塑料熔体的黏度模型。熔体黏度 η 主要取决于注射成形时熔体温度 T 和剪切(应变)速率 $\dot{\gamma}$, 压力 P 的影响相对较小。目前, 较常用的基于经验的黏度模型主要有:

(1) 幂律模型

$$\eta = A e^{T_a/T} \dot{\gamma}^{n-1} = m_0 g(T) \dot{\gamma}^{n-1} \quad (2.11-23)$$

式中 n ——非牛顿指数;

A, T_a 与 m_0 ——材料常数。

(2) Cross 修正模型

$$\eta = \frac{\eta_0(T, P)}{1 + (\eta_0 \dot{\gamma} / \tau^*)^{1-n}} \quad (2.11-24)$$

式中 τ^* ——材料常数;

n ——非牛顿指数;

η_0 ——零剪切黏度。

η_0 的表达式为

$$\eta_0(T, P) = B e^{T_b/T} e^{\beta P} \quad (2.11-25)$$

式中, B, T_b, β 均为材料常数。式 (2.11-24) 有时又称为五参数 (n, τ^*, B, T_b, β) 黏度模型。该五参数对于某一特定塑料熔体为确定值。它们可由熔体流变仪试验所测得的数据经拟合而获得。

在开发流动分析软件时选择何种黏度模型, 应根据材料特性、剪切速率等因素确定。

当采用幂律模型时, 流动率 S 的计算式 (2.11-20) 可变形为

$$S = \frac{1}{\Lambda} \left(\frac{\Lambda}{m_0} \right)^{1/n} \int_{-b}^b y \left(\frac{y}{g} \right)^{1/n} dy - \frac{y_0}{\Lambda} \left(\frac{\Lambda}{m_0} \right)^{1/n} \int_{-b}^b \left(\frac{y}{g} \right)^{1/n} dy \quad (2.11-26)$$

式中 $\Lambda = \sqrt{\Lambda_x^2 + \Lambda_z^2}$

不难看出, 式 (2.11-26) 中与温度有关的项已作为独立因子被分离出来, 这将使 S 的计算速度明显加快, 从而提高流动分析的效率。但是, 幂律黏度模型也有其局限性。当剪切速率较低时, 由幂律模型计算出的黏度值偏高。而对于 Cross 修正模型则无此局限性。当剪切速率较低时, 式 (2.11-24) 退化为零剪切黏度, 即 $\eta = \eta_0$ 。当剪切速率较高时, 式 (2.11-24) 便转化为幂律模型

$$\eta(\dot{\gamma}, T, P) = \frac{B^n}{(\tau^*)^{n-1}} e^{nT_b/T} e^{n\beta P} \dot{\gamma}^{n-1} \quad (2.11-27)$$

由此可见, 与幂律模型相比, Cross 修正模型适用于更宽的剪切速率范围, 因而在流动分析中得到了广泛的应用。

2 一维流动分析

所谓一维流动分析, 是指塑料熔体流动过程的速度场可用单方向的流速来表征。

一维流动的基本形式有三种，它们分别是圆管流动、矩形板流动和径向流动，见图 2.11-4。

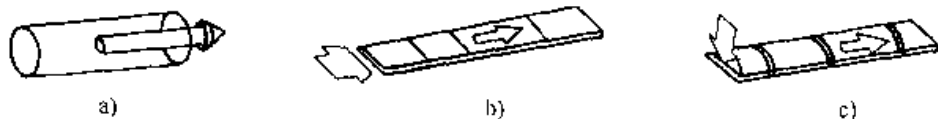


图 2.11-4 一维流动的三种基本形式

a) 圆管流动 b) 矩形板流动 c) 径向流动

圆管流动主要用来模拟熔体在流道与浇口内的流动，而矩形板和径向流动则用来模拟熔体在模具型腔内的流动。

前述充模过程数学模型在一维流动中可进一步简化为

$$\frac{\partial}{\partial y} \left(\eta \frac{\partial v}{\partial y} \right) - \frac{\partial P}{\partial z} = 0 \quad (2.11-28)$$

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + w \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \phi \quad (2.11-29)$$

$$\Gamma(x) \int_y^b u dy = q \quad (2.11-30)$$

$$\Delta = \frac{q}{2\Gamma S} \quad (2.11-31)$$

$$S = \int_0^b \frac{y^2}{\eta} dy \quad (2.11-32)$$

$$\dot{\gamma} = \frac{|\Delta| y}{\eta} \quad (2.11-33)$$

$$u = \int_y^b \dot{\gamma} dy \quad (2.11-34)$$

$$\phi = n \dot{\gamma}^2 \quad (2.11-35)$$

式中 q ——设定的熔体注射流量；

ϕ ——黏性热；

$\Gamma(x)$ ——型腔形状函数，对于圆盘型腔，

$\Gamma(x) = 2\pi x$ ，对于矩形型腔，

$\Gamma(x) = W$ ， W 为型腔宽度；

Δ ——压力梯度， $\Delta = -\frac{\partial P}{\partial z}$ ；

其他符号均同上节。

因为在一维流动中，型腔形状仅限于圆盘类

和矩形类，故可以简单地采用有限差分法求解。其计算步骤可以这样安排：如果已知某一时刻的温度场 T （假定开始计算时温度场恒定，且 $T = T_c$ ），可利用上一时刻的黏度 η 和式 (2.11-32) 求得流动率 S 。利用式 (2.11-31) 求得压力梯度，便可获得该时刻的压力场。然后，再利用式 (2.11-24) 求得该时刻的黏度 η ，利用式 (2.11-33) 求得剪切速率 $\dot{\gamma}$ ，利用式 (2.11-35) 求得黏性热 ϕ ，利用式 (2.11-29) 求得速度场 w 。至此，就可利用式 (2.11-29) 求取下一时刻的温度场 T ，依次循环下去，直至整个圆盘单元或者矩形单元被塑料熔体充满为止。

3 二维流动分析

当建立起圆盘单元和矩形单元的一维流动数学模型和算法后，便可根据熔体在型腔内的流动路径，将一维流动单元组合起来，用以分析在任意形状的二维型腔内熔体的充模流动过程。

应用这种方法时，模具设计人员需要根据经验，首先划分出熔体在型腔内的流动路径，然后再根据所划分的流动路径，将型腔分解成若干个串联的一维流动基本单元。

图 2.11-5 示出了常用的四种一维流动单元。在实际应用中，还可能用到一些其他基本单元，如梯形块、圆环管、圆锥管等。应注意的是，无论这些基本单元形状如何变化，它们都应属于一维流动。

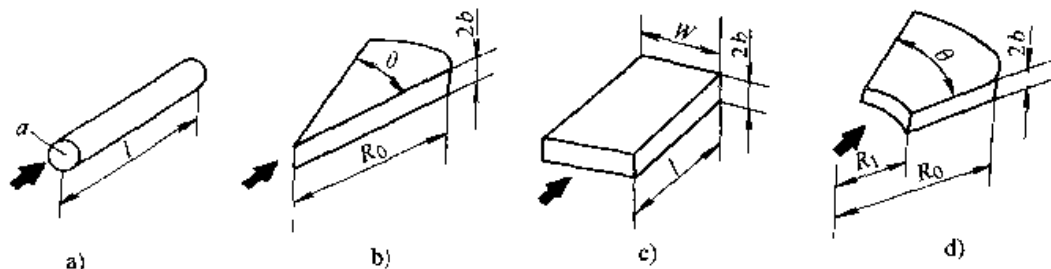


图 2.11-5 四种常用流动单元

a) 圆形管 b) 具有中心浇口的圆板 c) 具有边缘浇口的平板 d) 具有中心浇口的圆环板

图 2.11-6 示出某二维型腔的九个流动单元。它们可以是图 2.11-5 所示单元类型中的任意一种。通过分析不难看出,以单元 1 为入口的塑料熔体一共有五条流动路径,它们由 1-2-9、1-3-4、1-3-5-6、1-3-5-7 及 1-3-5-8 单元组合而成。

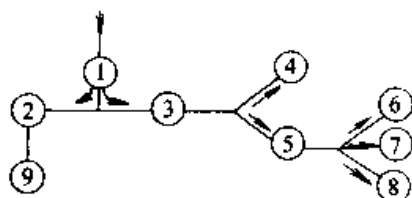


图 2.11-6 流动路径的确定及单元划分

又如图 2.11-7 所示的某平板型腔及流道,经分析,可划分出两条流动路径。第一条路径由 1-2-3-4-5 单元组成。第二条路径由 1-2-6-7-8-9 单元组成。从图中可知,1 与 2 属于圆形管单元,3 与 6 属于圆板单元,4 与 7 属于圆环板单元,5、8、9 属于矩形板单元。

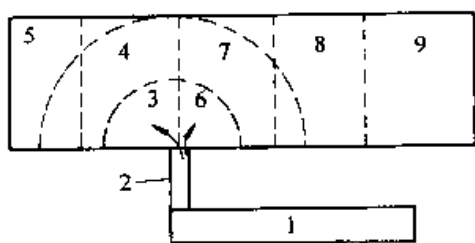


图 2.11-7 某平板型腔的单元划分

当人为地确定好流动路径和流动单元后,便可借助于二维流动分析软件来模拟熔体在平面型腔内的流动,获取在充填过程中任一时刻熔体流动前沿位置及其温度场、压力场、速度场、熔合纹位置等预测结果。

二维流动分析软件是基于二维流动分析之上的,其算法的主要步骤如下:

1) 由于塑料熔体在充模阶段是一个非稳态过程,因此在流动分析时应分别考虑每一个时间步长。名义时间步长 $\Delta t = t/N$ (t 为设定的型腔充满时间, t 亦可由型腔体积和熔体注射流量之比获得, N 为人为取定的时间间隔数)。因为二维流动分析是依靠一系列一维流动单元的串联组合来进行的,所以在某一个时间步长中,不可避免地会涉及到两个流动单元的计算。此时,程序应根据前一个流动单元的充满时间,调整该次的时间步长,使得在该时间步长内,前一个流动

单元恰好被充满,而不致于在该时间步长内涉及到后一个流动单元,也就是说,在一个时间步长内只考虑一个单元的熔体流动过程。

2) 因为每条流动路径的入口压力近似相等,末端压力皆为大气压力,所以在任一时刻,每条流动路径的总压力降应该相等。根据这一物理条件,利用迭代法在每一时间步长内,沿每条流动路径更新其体积流量 $Q_i(I)$ ($I=1, 2, \dots, NN$), NN 为型腔的总流动路径数。若在流动过程中,某一流动路径的最后一个单元已全部被熔体充满,在后续的时间步长内再无熔体流入该路径,程序便从此刻起,置该流动路径的体积流量为零。

3) 只要某流动单元内熔体的流动尚未停止,在每个时间步长内,都需更新该单元的温度场。

4) 根据更新后的体积流量,计算熔体在每个未充满单元内的前沿位置。

5) 根据一维流动分析中所介绍的计算步骤,计算单元内的压力场、速度场等。

6) 返回到步骤 2),重复以上计算过程,直至全部流动路径内的单元均被熔体充满为止。

4 三维流动分析

在实际生产中,模具的型腔绝大多数都是三维形状。我们仍然可以借助于二维流动分析方法来预测三维型腔内熔体的流动。为此,需要将三维形状的塑料制品展平,以便划分流动路径和流动单元。图 2.11-8 示出某塑料制品的平面展开图及其流动路径和单元的划分。

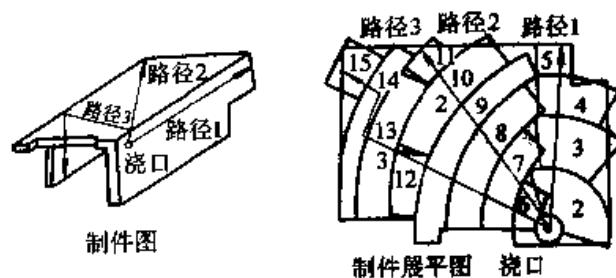


图 2.11-8 制件展开图及其流动路径和单元的划分

制件三维形状的展平,既可手工完成,也可借助于专用的交互式程序。当采用交互式程序时,模具设计师只要指定需展开的表面以及旋转轴,程序便可根据三维平面的数据结构,逐步将制品展平,以构成等效的二维型腔。

商品化的软件并不把制件形状的展平过程通过屏幕显示给用户，而是在计算机内记录每个表面在展平前后的几何对应关系。程序依靠展平图和人为地划分的流动路径做完二维流动分析后，能将展平图的分析结果映射回三维形状中去，以使用户看到具有三维效果的熔体前沿位置、温度场、压力场等。

这种用二维代替三维的流动分析方法具有计算量小、简便易行等优点，特别适合浇注系统的分析计算。但是，这种方法要依靠模具设计师的经验，需要人为地设定熔体流动路径、划分流动单元，还需将制品的三维形状展平，使用起来诸多不便。而采用有限元法来模拟注射过程充模流动过程时，不必事先规定流动路径和流动单元，也不必将三维形状展平，对模具设计师的经验依赖甚少，而且分析精度也较高，因而在实际生产中得到了越来越广泛的应用。

目前，最为行之有效的方法是有限元/有限差分法。无论是原美国 AC-Tech 公司的 C-FLOW，澳大利亚的 MOLDFLOW，还是我国华中科技大学的 HSCAE/F，都采用了这种混合法来开发流动分析软件。

有限元与有限差分混合法的实质是，将三维流动问题分解为流动平面 ($x-z$ 面) 的二维分析和壁厚方向 (y 向) 的一维分析。流动平面内各待求量，如压力与温度等，用有限元法求解，而型腔壁厚方向上的各待求量和时间变量等，用有限差分法求解。在求解过程中，有限元法与有限差分法交替进行，相互依赖。

注射模具型腔边界一般都十分复杂，采用三角形网格来进行有限元分析是大多数流动分析软件开发者的共识。

4.1 压力场有限元方程

在实施数值计算之前，需要对型腔中心面进行三角形网格划分。

三角形单元内压力分布可采用线性插值表示

$$P^{(l)}(x, z, t) = \sum_{K=1}^3 L_K^{(l)}(x, z) P_K^{(l)}(t) \quad (2.11-36)$$

式中， $P_K^{(l)}$ 为单元的节点压力； $L_K^{(l)}$ 为单元插值函数，其表达式为

$$L_K^{(l)}(x, z) = (b_{1k}^{(l)} + b_{2k}^{(l)} x$$

$$+ b_{3k}^{(l)} z) / 2A^{(l)} \quad k = 1, 2, 3 \quad (2.11-37)$$

式中 $A^{(l)}$ ——三角形单元 l 的面积。

设单元节点坐标分别为 (x_1, z_1) 、 (x_2, z_2) 、 (x_3, z_3) ，则对于 $k=1, 2, 3$ ，有

$$\begin{aligned} b_{1k}^{(l)} &= x_2^{(l)} z_3^{(l)} - x_3^{(l)} z_2^{(l)}, \\ x_3^{(l)} z_1^{(l)} - x_1^{(l)} z_3^{(l)}, & x_1^{(l)} z_2^{(l)} - x_2^{(l)} z_1^{(l)} \\ b_{2k}^{(l)} &= z_2^{(l)} - z_3^{(l)}, z_3^{(l)} - z_1^{(l)}, z_1^{(l)} - z_2^{(l)} \\ b_{3k}^{(l)} &= x_3^{(l)} - x_2^{(l)}, x_1^{(l)} - x_3^{(l)}, x_2^{(l)} - x_1^{(l)} \end{aligned} \quad (2.11-38)$$

如图 2.11-9 所示，连接三角形单元的重心和三个边的中点，将单元划分为三个子区域。各子区域乘以单元的厚度便得到各个子体积。

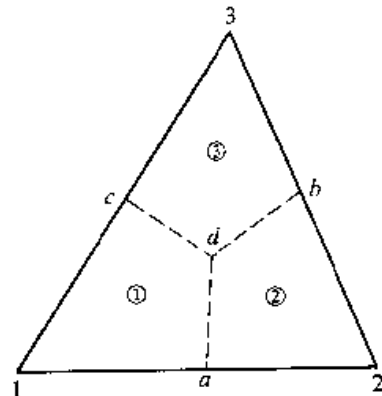


图 2.11-9 形成控制体积时的单元分割
a、b、c—三角形各边的中点 d—三角形重心
①、②、③—子区域（或子体积）

如图 2.11-10 所示，包含某节点所有单元的相应子体积之和，构成了该节点的控制体积。图中的两个阴影部分，便是节点 NN 和节点 N 的控制体积。在下节中将详细叙述如何利用控制体积来处理流动过程中移动的边界。

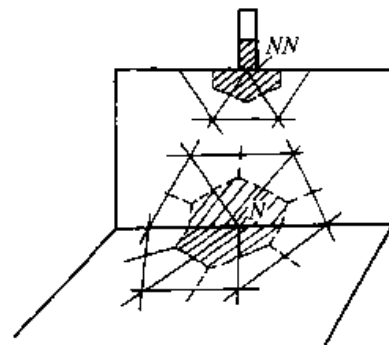


图 2.11-10 三维空间中控制体积的形成

考察图 2.11-9 所示的三角形单元，在该单

元内流入子体积①的流量为 q_1 ，由式 (2.11-19) 可知，在单元内 $\bar{u}^{(l)}$ 和 $\bar{v}^{(l)}$ 均为常数，经推导可得：

$$q_1 = S^{(l)} \sum_{j=1}^3 D_{1j}^{(l)} P_N$$

同理 $q_2 = S^{(l)} \sum_{j=1}^3 D_{2j}^{(l)} P_N$

$$q_3 = S^{(l)} \sum_{j=1}^3 D_{3j}^{(l)} P_N$$

综合得 $q_i = S^{(l)} \sum_{j=1}^3 D_{ij}^{(l)} P_N, i = 1, 2 \text{ 或 } 3$ (2.11-39)

根据质量守恒原理，对未被压缩的流体，若流体已充满控制体积，则该控制体积中流体的净流量为零，即

$$\sum_l S^{(l)} \sum_{j=1}^3 D_{ij}^{(l)} P_N = 0 \quad (2.11-40)$$

其中， i 表示单元 l' 中对应于总体节点 N 的局部节点号，即 $N = \text{NOD}(l', i)$ 。类似地， $N' = \text{NOD}(l', j), j = 1, 2 \text{ 或 } 3$ ， NOD 为节点号关系数组。

参见图 2.11-10，在熔体入口处，节点 NN 的控制体积不仅包括由三角形单元组成的子体积，而且包括由圆柱单元生成的子体积。类似如上过程，可推出

$$\sum_l S^{(l)} \sum_{j=1}^3 D_{ij}^{(l)} P_N + \sum_l S^{(l)} \sum_{j=1}^2 R_{ij}^{(l)} P_N = 0 \quad (2.11-41)$$

式中 $R_{11}^{(l)} = \frac{\pi}{4L^{(l)}}$, $R_{12}^{(l)} = -\frac{\pi}{4L^{(l)}}$,

$$R_{21}^{(l)} = -\frac{\pi}{4L^{(l)}}$$
, $R_{22}^{(l)} = \frac{\pi}{4L^{(l)}}$,

l' 遍历包含节点 N 的所有三角形单元， l'' 遍历包含节点 NN 的所有圆柱单元。

对于每个已充满熔体的控制体积，皆列出式 (2.11-40) 或者式 (2.11-41)，便获得以节点压力为未知量的代数方程组。

由于流动率 S 的计算依赖于压力场，因此式 (2.11-40) 或式 (2.11-41) 是非线性方程，常采用迭代法求解。计算出节点压力后，由上节所述的方法可计算出塑料熔体的流速、剪切（应变）速率和切应力。

4.2 熔体流动前沿位置的确定

熔体流动前沿位置可由控制体积的填充状态

确定。

对于每个控制体积，引入系数 f ，其定义为

$$f = \frac{V_m}{V} \quad (2.11-42)$$

式中 V ——控制体积的总体积；

V_m ——该控制体积已被熔体填充的那一部分体积。

f 的大小反映了控制体积被熔体的充满程度。显然，若控制体积已被熔体充满， $f = 1$ ；若控制体积尚未流入任何熔体， $f = 0$ ；若控制体积尚未被熔体完全充满， $0 < f < 1$ 。控制体积前沿位置的标定如图 2.11-11 所示。

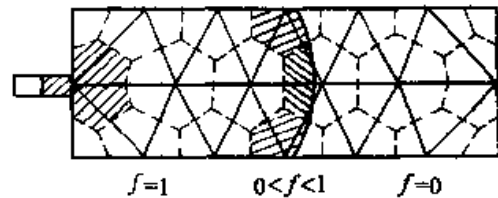


图 2.11-11 控制体积的标定及前沿位置的确定

用控制体积法确定熔体流动前沿位置的算法简单易行。根据当前时刻的压力场，由式 (2.11-39) 计算出流入每一前沿控制体积的净流量以及这些控制体积完全充满所需要的时间，取其中最小的充满时间作为当前时间步长，则在下一时刻必有某一个前沿控制体积被熔体充满，与其相邻的各个控制体积将在该时刻变为新的流动前沿。如此进行下去，直至所有的控制体积，也即整个型腔被熔体完全充满。

4.3 温度场计算

熔体温度在流动平面内以及沿型腔壁厚方向均发生变化。因此，在求解温度场时需沿厚向 (y 向) 划分差分网格，即

$$y_j = (j-1)\Delta y \quad j = 1, 2, \dots, N_y + 1 \quad (2.11-43)$$

单元内的温度分布仍采用线性插值。例如，对三角形单元，有

$$T^{(l)}(x, y, z, t) = \sum_{k=1}^3 L_k^{(l)}(x, y) T_k^{(l)}(y, t) \quad (2.11-44)$$

式中 $L_k^{(l)}$ ——插值函数，由式 (2.11-37) 定义；

$T_k^{(l)}(y, t)$ —— t 时刻三角形单元节点处的温度

分布。

由于式(2.11-14)中的热传导项、热对流项和黏性热项在单元边界不连续,通常的解决方法是采用加权平均。

图2.11-12示出三角形单元和圆柱单元沿厚

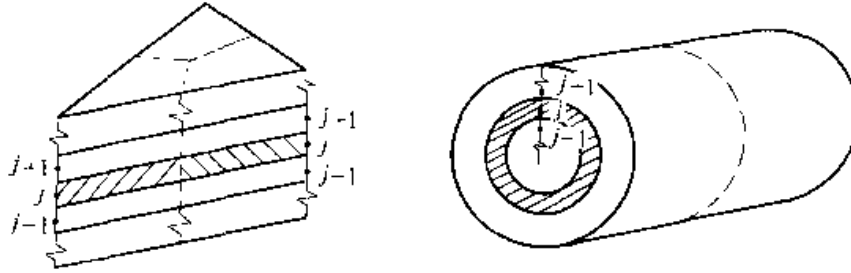


图2.11-12 三角形单元和圆柱单元的分层

(1) 瞬态项

瞬态项采用向后差分近似,即

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \rho c_p \frac{T_{N,j,t+1} - T_{N,j,t}}{\Delta t} \quad (2.11-45)$$

(2) 热传导项

对三角形单元,有

$$\lambda \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \Big|_{N,j,t+1} = \frac{1}{\sum_l V_{i,j}^{(l)}} \sum_l \frac{V_{i,j}^{(l)} K}{3\Delta y_j^2} \times \left[\sum_{m=1}^3 (T_{N',j+1,t+1} - 2T_{N',j,t+1} + T_{N',j-1,t+1}) \right] \quad (2.11-46)$$

$j = 2, 3, \dots, N_y$

式中, l 遍历所有包含节点 N 的单元, $N' = \text{NOD}(l, m)$, NOD 表示单元局部节点号与总体节点号的关系数组。

在模壁处 ($j=1$ 及 $j=N_y+1$) 的热传导项基本上与上式相同,所不同的是还需代入边界条件式(2.11-15)中。

(3) 热对流项

为了保证数值计算过程的稳定性,在流动分析中,通常采用“上风法”来处理热对流项。所谓上风法,是指在对热对流项进行加权平均计算时,仅考虑来自节点上游单元的贡献,而不考虑节点下游单元的贡献。

如图2.11-13所示, CN 表示从单元重心到节点 N 的矢量, V 表示单元重心处的速度矢量。引入函数

向和径向的分层。热传导项、热对流项和黏性热项在各层单元的重心处计算后,再加权平均。权函数取相应层(如第 j 层)上单元 l 对节点 N 的分层控制体积的体积贡献 ($V_{i,j}^{(l)}$),各项的处理过程分述如下。

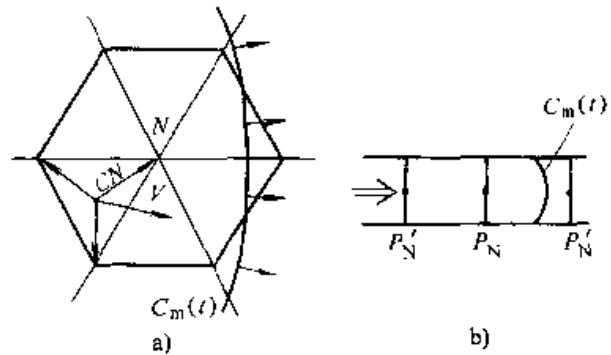


图2.11-13 节点上游单元判断

$$\text{DOT} = \begin{cases} CN \cdot V & \text{对三角形单元} \\ P_{N'} - P_N & \text{对圆柱单元} \end{cases}$$

于是,加权函数可定义为

$$\hat{V}_{i,j}^{(l)} = \begin{cases} V_{i,j}^{(l)} & \text{若 DOT} > 0 \\ 0 & \text{若 DOT} \leq 0 \end{cases}$$

对三角形单元,热对流项的加权平均计算公式为

$$\rho c_p \left(u \frac{\partial T}{\partial x} + u \frac{\partial T}{\partial z} \right) \Big|_{N,j,t+1} = \frac{\rho c_p}{\sum_l \hat{V}_{i,j}^{(l)}} \sum_l \hat{V}_{i,j}^{(l)} \frac{\int_{-b}^b \left(\frac{\tilde{y}-y_0}{\eta} \right)^{(l)} dy}{2A^{(l)}} \times \sum_{m=1}^3 [\Lambda_x^{(l)} b_{2m}^{(l)} + \Lambda_x^{(l)} b_{3m}^{(l)}] \cdot T_{N',j,t+1} \quad (2.11-47)$$

$j = 2, 3, \dots, N_y$

在模壁处 ($j=1$ 及 $j=N_y+1$),所有单元的热对流项均为零。

(4) 黏性热项

黏性热项的处理方法同热对流项,即

$$\eta \gamma^2 \Big|_{N,j,t+1} = \frac{1}{\sum_i \hat{V}_{i,j}^{(t)}} \sum_i \hat{V}_{i,j}^{(t)} \frac{[\Delta^{(t)} z_j]^2}{\eta^{(t)}} \quad j = 1, 2, \dots, N_y + 1 \quad (2.11-48)$$

对于每个节点，都写出式 (2.11-45) ~ (2.11-48)，并代入到温度控制方程式 (2.11-14) 中，便可得到以各节点的温度为未知量的方程组

$$[\lambda] \{T\} = \{F\} \quad (2.11-49)$$

4.4 数值计算过程

注射成型流动有限元/有限差分法的数值计算过程如图 2.11-14 所示。

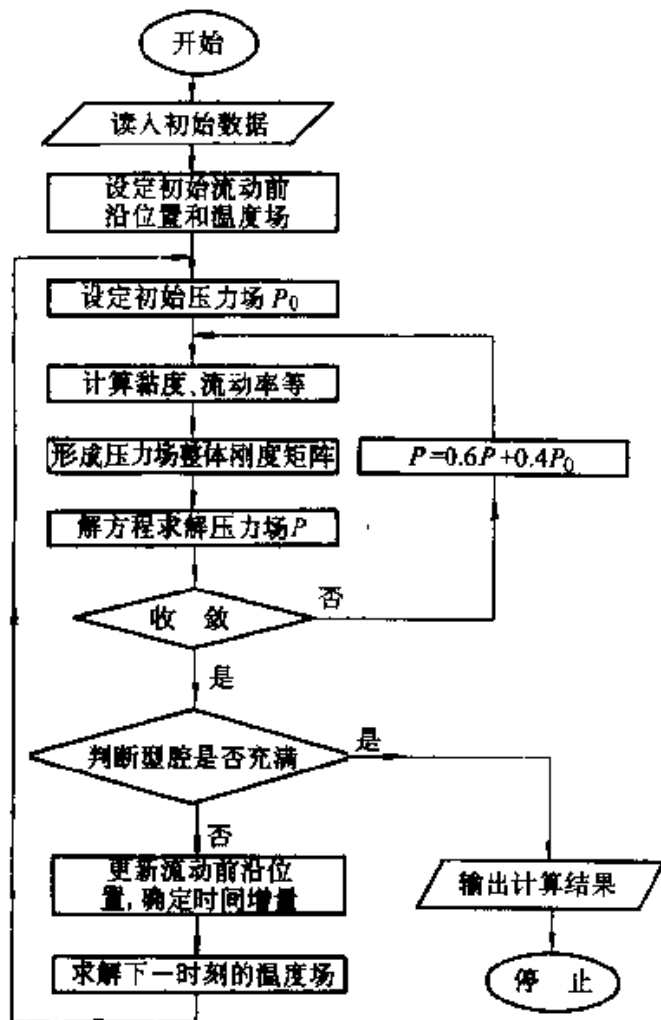


图 2.11-14 流动分析程序流程图

程序在开始时，需要读入的初始数据包括型腔形状、网格单元、塑料材料特性数据及流动工艺条件等参数。开始分析时，假定塑料熔体入口的第一个控制体积已被熔体充满。此时可以近似认为，熔体仍处于等温状态，其温度即为熔体的入口温度 T_e ，这样便可获得初始时刻熔体的前

沿位置和温度场，然后再求解压力场。利用压力场的计算结果，更新流动前沿位置（增加一个控制体积），确定时间增量，求解新时刻的温度场、压力场，如此循环下去，直至整个型腔被熔体充满为止。

5 保压过程分析

保压过程的分析原理与充模过程类似，但有如下区别：

1) 在充模流动阶段，若熔体填充过程比较均衡，型腔各部分基本上可被熔体同时充满，不存在着严重的局部过压问题，因此熔体密度 ρ 的变化很小。在充模流动阶段，假定熔体不被压缩是合理的。但是在保压阶段，熔体密度变化较大，在保压过程分析中必须要计算熔体密度的变化。

2) 由于考虑了熔体密度的变化，因此在进行保压分析时需引入熔体的状态方程 (P - V - T) 才能求解。

3) 在保压过程中，熔体温度的变化范围较大，因此需采用适合于更宽温度范围的黏度模型。熔体的比热容和导热系数也应是随温度变化的变量。

4) 充模过程的流动分析计算区域是逐渐扩大的，分析过程中需不断更新流动前沿位置，熔体流动前沿的压力为大气压，注射压力为待求量。而保压分析的计算区域是固定的，保压压力是设定值，熔体的压力分布为待求值。因此，保压与充模过程压力场求解的边界条件是不同的。

保压过程数学模型的推导与充模流动过程相似，其控制方程为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho u) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho w) = 0 \quad (2.11-50)$$

$$\frac{\partial P}{\partial x} - \frac{\partial}{\partial y} \left(\eta \frac{\partial u}{\partial y} \right) = 0 \quad (2.11-51)$$

$$\frac{\partial P}{\partial z} - \frac{\partial}{\partial y} \left(\eta \frac{\partial w}{\partial y} \right) = 0 \quad (2.11-52)$$

$$\begin{aligned} & \rho c_p(T) \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + w \frac{\partial T}{\partial z} \right) \\ & = \frac{\partial}{\partial y} \left[X(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \eta \left[\left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right] \end{aligned} \quad (2.11-53)$$

式中 ρ —— 熔体密度；

v ——沿型腔壁厚方向 (y 向) 的流动速度;

其他参数的含义均同于充模流动分析。

采用式 (2.11-15) 的边界条件, 可得到与流动分析相同的表达式, 经推导可得到保压过程压力场的控制方程:

$$G \left(\frac{\partial P}{\partial t} \right) - \frac{\partial}{\partial x} \left(\bar{S} \frac{\partial P}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \left(\bar{S} \frac{\partial P}{\partial z} \right) = -F \quad (2.11-54)$$

式中 $G = \int_{-b}^b \left(\frac{\partial \rho_s}{\partial P} \right)_T dy + \int_x^{x^+} \left(\frac{\partial \rho_l}{\partial P} \right)_T dy + \int_{x^+}^b \left(\frac{\partial \rho_s}{\partial P} \right)_T dy \quad (2.11-55)$

$$F = \int_b^x \left(\frac{\partial \rho_s}{\partial T} \right)_P \frac{\partial T}{\partial t} dy + \int_x^{x^+} \left(\frac{\partial \rho_l}{\partial T} \right)_P \frac{\partial T}{\partial t} dy + \int_{x^+}^b \left(\frac{\partial \rho_s}{\partial T} \right)_P \frac{\partial T}{\partial t} dy + (\rho_l - \rho_s)_{y-x} \frac{\partial x^-}{\partial t} + (\rho_l - \rho_s)_{y-x^+} \frac{\partial x^+}{\partial t} \quad (2.11-56)$$

其中, 下标 l 、 s 分别表示液相和固相, x^+ 和 x^- 分别为靠近型芯和型腔一侧的液、固相交界面位置。

由实验研究结果表明, 在保压分析中采用七参数黏度模型比较理想, 因为它适用于较宽的温度范围, 其表达式为

$$\eta = \frac{\eta_0(T, P)}{1 + (\eta_0 \dot{\gamma} / \tau^*)^{1-n}} \quad (2.11-57)$$

式中 $\eta_0(T, P) = D_1 \exp \left[- \frac{A_1(T - T^*)}{A_2 + (T - T^*)} \right] \quad (2.11-58)$

$$T^*(P) = D_2 + D_3 P \quad (2.11-59)$$

$$A_2(P) = \bar{A}_2 + D_3 P \quad (2.11-60)$$

以上各式中, n 、 τ^* 、 D_1 、 D_2 、 D_3 、 A_1 、 \bar{A}_2 为黏度模型的七参数, 它们由实验确定。

图 2.11-15 为一典型的 P - V - T 关系图 (塑料为 PS), 它描述了比容随压力和温度的变化特征。目前, 在保压分析中所用的状态方程尚依赖于经验公式。例如, 原美国 AC-Tech 公司的保压分析软件 C-PACK 所用的经验公式为

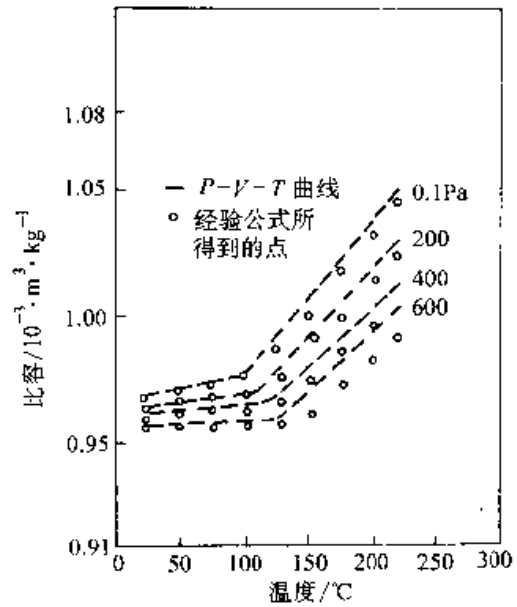


图 2.11-15 P - V - T 关系图 (PS 塑料)

$$\frac{V_0(T) - V(T, P) - V_l(T, P)}{V_0(T)}$$

$$= C \ln \left[1 + \frac{P}{B(T)} \right] \quad (2.11-61)$$

式中 $C = 0.0894$,

$$V_0(T) = \begin{cases} (b_1)_l + (b_2)_l \bar{T} & \text{对于 } T > T_1, \\ (b_1)_s + (b_2)_s \bar{T} & \text{对于 } T < T_1, \end{cases} \quad (2.11-62)$$

$$B(T) = \begin{cases} (b_3)_l \exp[-(b_4)_l \bar{T}] & \text{对于 } T > T_1, \\ (b_3)_s \exp[-(b_4)_s \bar{T}] & \text{对于 } T < T_1, \end{cases} \quad (2.11-63)$$

$$\bar{T} = T - b_5 \quad (2.11-64)$$

其中, T_1 为玻璃化温度 (对无定形塑料) 或结晶温度 (对结晶形塑料)。 T_1 可近似为压力的线性函数, 即

$$T_1(P) = b_5 + b_6 P \quad (2.11-65)$$

$V_l(T, P)$ 的引入是为了克服密度的不连续性, 其表达式为

$$V_l(T, P) = \begin{cases} 0 & \text{对于 } T > T_1 \\ b_7 \exp(b_8 \bar{T} - b_9 P) & \text{对于 } T < T_1 \end{cases} \quad (2.11-66)$$

上述各式中的 $b_1 \sim b_9$ 均为材料常数, 由实验测定。

在保压分析中, 熔体的比热容 c_p 和导热系数 λ 随温度的变化关系, 也依赖于经验公式, 如

对无定形塑料

$$c_p(T) = C_1 + C_2 \bar{T} + C_3 \tanh(C_4 \bar{T})$$

对结晶形塑料

$$c_p(T) = C_1 + C_2 \bar{T} + C_3 \exp(-C_4 \bar{T}^2)$$

式中, $\bar{T} = T - C_5$, $C_1 \sim C_5$ 皆为由实验测定的材料常数。

$$\lambda(T) = \lambda_1 + \lambda_2 \bar{T} + \lambda_3 \tanh(\lambda_4 \bar{T})$$

式中, $\bar{T} = T - \lambda_5$, $\lambda_1 \sim \lambda_5$ 为由实验测定的材料常数。

从以上公式可知, 保压过程的分析与充模流动一样, 归结为求解一组满足给定边界条件的偏微分方程。实践表明, 采用有限元与有限差分的混合法是求解保压过程最有效的数值方法。因保压分析的计算方法与充模流动过程极为相似, 故略去其推导过程及求解步骤。图 2.11-16 示出保压过程数值计算流程图。

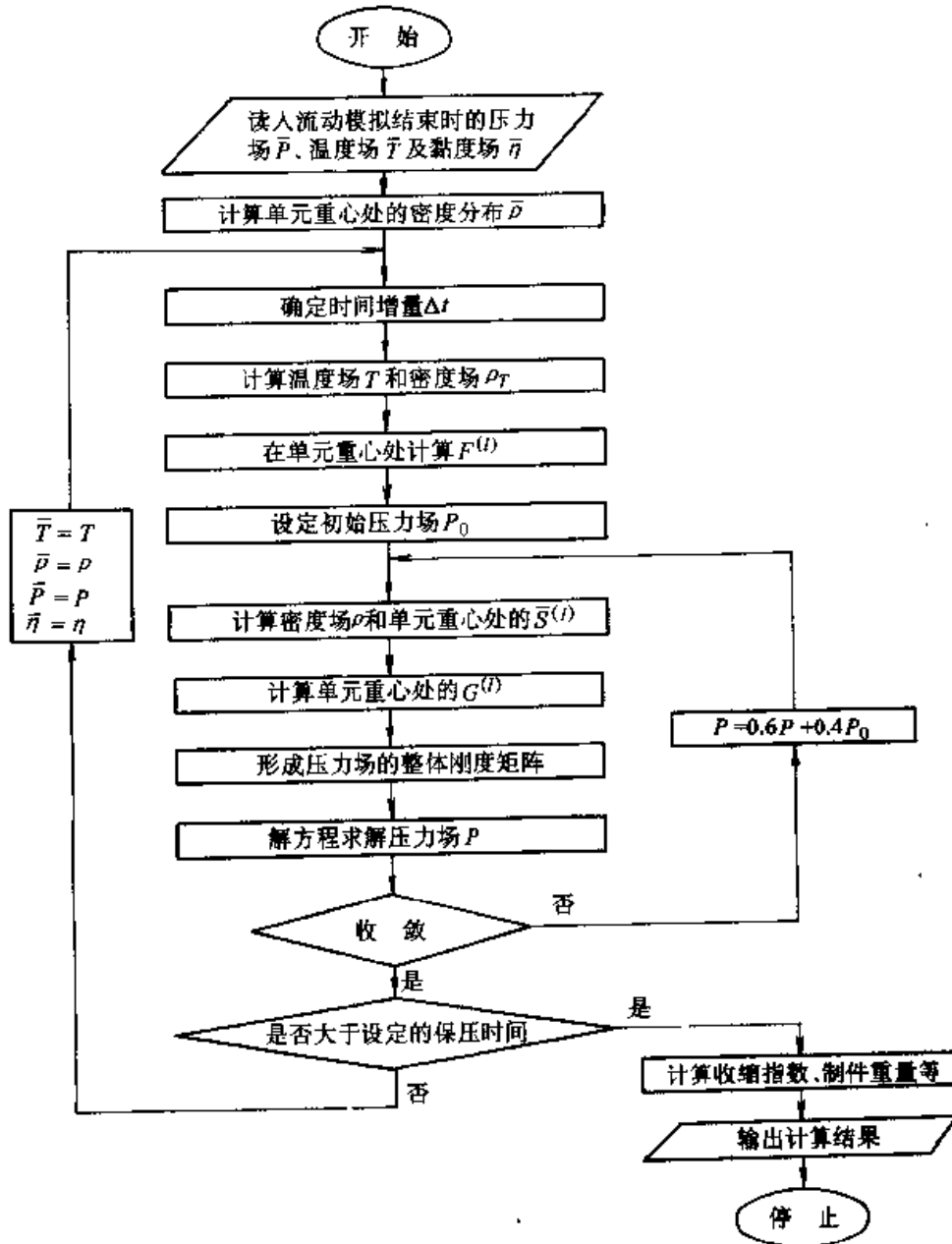


图 2.11-16 保压过程数值计算流程图

6 冷却过程分析

实践表明，塑料注射模冷却时间约占整个注射循环周期的三分之二。塑料制件的翘曲变形与局部凹痕等弊病常常是冷却不良所致。因此，注射模冷却系统的设计直接影响到制件的生产效率和质量，模具设计师必须充分重视模具冷却系统的设计。

影响冷却系统的因素很多，诸如制件形状、冷却管道类型、尺寸与位置、冷却介质的流速与温度、制件与模具之间的非稳定热交换等，对制件的冷却过程都有很大影响。

长期以来，注射模冷却系统的设计主要依靠经验。模具设计师因缺乏经验而造成注射模具冷却效果不好的例子屡见不鲜。目前，已能借助计算机，分析影响冷却系统的各个因素，模拟制件在模具内的冷却过程，从而提高模具冷却系统的设计质量。

6.1 一维冷却分析

对于具有简单扁平形状的大型注射模型腔，常采用如图 2.11-17 所示的等间距冷却管道布置方案。

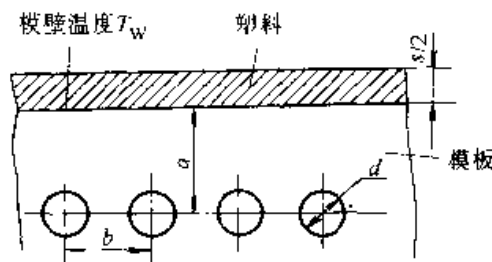


图 2.11-17 一维冷却系统的管道布置

因为模具的型腔壁较长，这样的冷却系统仅用图示的 a 和 b 两个参数就可确定，通常将这样的管道布置称之为 一维冷却系统。

若设定冷却管道中允许的温度波动率为 J ，可用如下公式迭代求解 一维冷却系统中的管边距 a 和管间距 b ：

$$J = 2.4 \left(\frac{h_c d}{\lambda_w} \right)^{0.22} \left(\frac{b}{a} \right)^{2.8} \ln \left| \frac{b}{a} \right| \quad (2.11-67)$$

$$Q_c = \frac{0.87(T_w - T_c)\lambda_w h_c d}{0.876\lambda_w + h_c d[a - 0.13(\pi d - b)]} \quad (2.11-68)$$

式中 J ——冷却管道中允许的温度波动率，对于无定形塑料， $J < 5\%$ ，对于结晶形塑料， $J < 2.5\%$ ；

d ——设定的冷却管道直径；

h_c ——冷却水与管壁之间的传热系数；

λ_w ——模具材料的导热系数；

T_w ——型腔壁的平均温度；

T_c ——冷却水的平均温度；

Q_c ——冷却水应带走的热量。

由于直接利用上述两式求解 a 和 b 不方便，在编制程序时可按如下步骤计算 a 和 b ：

① 设定允许的水管温度波动率 J 、水管直径 d 以及 b/a 的初始值（如选定一个大值 $b/a = 5.0$ ）。

② 将 b/a 的初始值代入式 (2.11-67) 中，计算 J 值。比较 J 值与 J 值的接近程度，若 J 值不接近于 J 值，则依次减小 b/a （如每次减小 0.1）。

③ 通过制件与冷却水的热平衡分析获得的冷却水应带走的热量 q_c 。初次利用式 (2.11-68) 计算 Q_c 时，可假定 $a = d$ （管道直径）。比较 Q_c 与 q_c 的大小，若两值有较大差距，逐次增加 a 值（如每次增加 1 mm），重新计算 Q_c 值，一直计算到 Q_c 与 q_c 接近为止，以此方法得到管边距 a 与管间距 b 。

此算法简单，易于编程。对于大型、规则的塑料制件，如电视机外壳、箱类零件等，一维冷却分析的结果是令人满意的。

在冷却系统设计时，模具设计师除了水管的距离外，还希望能够获得冷却管道的长度、预测制件在脱模时的温度以及计算所需冷却时间等，其常用算法分列如下。

(1) 冷却时间计算

假定热量仅沿着制件的厚向传递，由 一维微分方程 $\frac{\partial T}{\partial t} = a_1 \frac{\partial^2 T}{\partial y^2}$ 的解析解，可近似求得制品最小冷却时间 t_c ，即

$$t_c = \frac{4h^2}{\pi^2 a_1} \ln \left[\frac{4(T_{1\max} - T_{2\min})}{\pi(T_{1\min} - T_{2\min})} \right] \quad (2.11-69)$$

式中 h ——制件的半个厚度；

a_1 ——塑料的热扩散系数；

T_{1max} ——熔体注射温度;
 T_{1min} ——制件推出温度;
 T_{2min} ——型腔壁最低温度。

T_{1max} 与 T_{2min} 由注射成形工艺确定, T_{1min} 可作为模具设计者的期望值事先确定。此时, t_c 是在理论上为了达到制件推出温度期望值所需的最小冷却时间。

(2) 热阻计算

假定在模具型腔一侧有 n 个水管, 模壁与水管 i 之间的传热阻力为 R_{V_i} , 则总传热阻力 R_V 与各个单独的传热阻力 R_{V_i} 的关系为

$$\frac{1}{R_V} = \sum_{i=1}^n \frac{1}{R_{V_i}} \quad (2.11-70)$$

如图 2.11-18 所示, 为了计算热阻, 可将型腔壁简化为矩形面 ($a \times b$), 将水管 i 也简化为与型腔壁平行、间距为 δ 的矩形面 ($A \times B$)。此时可建立如下关系式

$$dR_{V_i} = \frac{dx}{\lambda \phi(x)} \quad (2.11-71)$$

式中 $\phi(x)$ ——与矩形面 ($a \times b$) 距离为 x 的平行截面的面积;
 dx ——两相邻平行截面的距离;
 λ ——模具材料的导热系数。

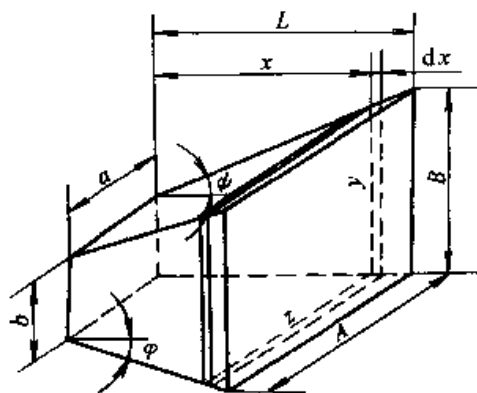


图 2.11-18 热阻计算模型

对型腔而言, 解式 (2.11-71) 可得

$$R_{V_i} = \frac{1}{\lambda} \left[\frac{2.3\delta}{(A-a)b - (B-b)a} \right] \times \lg\left(\frac{Ab}{aB}\right) \quad (A/B \neq a/b) \quad (2.11-72)$$

或 $R_{V_i} = \frac{2.3\delta}{\lambda aB} \quad (A/B = a/b) \quad (2.11-73)$

对型芯内部的冷却水管, 用类似方法可得

$$R_{V_i} = \frac{2.3}{2\pi\lambda L_C} \lg\left(\frac{d_c}{d_i}\right) \quad (2.11-74)$$

式中 L_C ——型芯长度;
 d_c ——型芯外径;
 d_i ——型芯内安置的冷却水管 i 的直径。

(3) 冷却水管总长度计算

冷却水管总长度取决于所需要的冷却水管传热总面积 A , 其表达式为

$$A = \frac{Q}{(T_{3_m} - T_{4_m})\alpha_2} \quad (2.11-75)$$

式中 Q ——冷却水需带走的热量;
 T_{3_m} ——水管壁平均温度;
 T_{4_m} ——冷却水平均温度;
 α_2 ——水管壁与冷却水交界面的传热系数。
 α_2 的表达式为

$$\alpha_2 = 7348(1 + 0.015T_{4_m}) \frac{v^{0.87}}{d^{0.13}} \quad (2.11-76)$$

式中 d ——水管直径;
 v ——冷却水流速, 其值应大于在直径为 d 的水管内达到湍流状态的最低流速。

水管壁平均温度 T_{3_m} 可由下式决定:

$$T_{3_m} = T_{2_m} - QR_V \quad (2.11-77)$$

式中 T_{2_m} ——型腔壁平均温度;
 R_V ——总热阻;
 Q ——所需带走的热量。

(4) 预测制件的实际推出温度

在计算冷却时间时, 制件从模具中的推出温度 T_{1min} 已作为模具设计者的期望值而预先设定。以此为基础, 经过一系列计算, 可以获得所需冷却水管总长度等参数, 这些参数能否保证制件的实际推出温度与预先设定的期望值相吻合呢? 仍需要利用实验公式加以验证。

图 2.11-19 所示为实验曲线, 横坐标为冷却时间 t_c , 纵坐标为冷却过程中制件与型腔壁之间的温差 ΔT 。此波动曲线可用幂律函数表征, 即

$$\Delta T = T_1 - T_2 = (T_{1max} - T_{2min})e^{-kt_c} \quad (2.11-78)$$

式中 T_1 ——制件温度;
 T_2 ——型腔壁温度;

k ——常数;

t_c ——冷却时间;

T_{1max} 与 T_{1min} ——制件在冷却过程中的最高温度与最低温度, 也即熔体注入温度与制件在推出时的实际温度;

T_{2max} 与 T_{2min} ——型腔壁在冷却过程中的最高温度与最低温度。

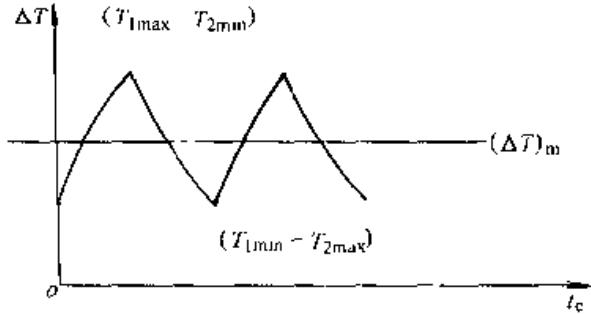


图 2.11-19 温差波动曲线

从图中可见, 对于稳定的注射过程, 该曲线在一个恒定的温度水平 $(\Delta T)_m$ 上重复出现。

在制件的一个冷却过程中对上式积分, 取关于时间 t_c 的平均值, 并利用 $t_c = 0$ 时的初始条件, 可得对数平均温差值

$$(T_1 - T_2)_m = \frac{(T_{1max} - T_{2min}) - (T_{1min} - T_{2max})}{\ln\left(\frac{T_{1max} - T_{2min}}{T_{1min} - T_{2max}}\right)} \quad (2.11-79)$$

根据牛顿冷却定律, $(\Delta T)_m$ 又可表示为

$$(T_1 - T_2)_m = \frac{Q}{\alpha_3 f \tau} \quad (2.11-80)$$

式中 Q ——模具冷却系统在一个冷却过程中应带走的热量;

α_3 ——制品与模具之间的传热系数;

f ——制品与模具的接触面积;

τ ——有效传热率 (冷却时间与注射循环周期之比)。

联立式 (2.11-79) 与式 (2.11-80), 采用迭代法便可计算出在设定的冷却条件下制件推出温度的预测值。

若此预测值与模具设计师预先设定的期望值不符, 可调整诸如冷却时间、型腔壁温度或者型腔壁温度波动值等参数, 使预测值逐步与期望值相符。由这样的交互计算所获得的冷却系统工艺条件及冷却水管总长度等参数是较为可靠的。华

中科技大学开发的 HSCAD 3.0 软件具有此功能。

6.2 二维冷却分析

由于大多数塑料制件均具有复杂的形状, 以等间距水管布置为基础的一维冷却系统设计方案显然是无法胜任的。一种行之有效的方法是, 对注射模典型截面上的冷却系统进行二维冷却分析。

注射模的冷却过程具有非稳态性。模具内某点的测量温度在循环注射过程中呈周期性变化。但这种非稳态温度波动较小, 且主要表现在型腔表面区域。在二维冷却分析中, 经常忽略温度的这种周期性变化, 认为温度场是稳定的。

二维稳态传热在数学上归结为求解拉普拉斯方程

$$\nabla^2 T = \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = 0 \quad x \in \Omega \quad (2.11-81)$$

其边界条件为

$$T = T_0 \quad x \in \Gamma_1 \quad (2.11-82)$$

$$\frac{\partial T}{\partial n} = 0 \quad x \in \Gamma_2 \quad (2.11-83)$$

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = h(T_{1max} - T_0) \quad x \in \Gamma_3 \quad (2.11-84)$$

式中 T ——温度;

λ ——模具材料的导热系数。

Γ_1 、 Γ_2 和 Γ_3 分别对应不同的边界条件。例如, 模具与空气接触的部分属于 Γ_1 , 有时可简单地认为模具外壁温度是恒定的, 且等于室温 T_0 , 边界条件 Γ_2 常用于对称的模具, 此时因对称性可以只分析半个模具。模具的对称面便成为模具边界的一部分, 因为在对称面上热流量为零。故温度的法向梯度 $\frac{\partial T}{\partial n} = 0$, 边界条件 Γ_3 分别对应如下三种情况:

1) 模具与空气的边界。此时不认为模具外壁温度是恒定的, 式 (2.11-84) 中的 h 为模具与室温 T_0 之间空气的传热系数。

2) 模具与冷却管道的边界, 此时式 (2.11-84) 中的 h 为水管壁与冷却水交界面的传热系数 α_2 (参见式 (2.11-76)), T_0 此时为冷却水的温度。

3) 塑料制件与型腔壁的边界, 此时 h 为塑

料与模具之间的传热系数, T_0 为塑料制品冷却时的温度。对此, 系数 h 可定义为

$$h(t_c) = \frac{\int_0^{t_c} q(t) dt}{t_c(T_{1max} - T_{2min})} \quad (2.11-85)$$

式中 $q(t)$ —— 随时间变化的塑料制品的热流量;

- t_c —— 冷却时间;
- T_{1max} —— 熔体注入温度;
- T_{2min} —— 型腔壁最低温度。

从上式可见, $h(t_c)$ 是制件与型腔壁之间在一个冷却周期内传热系数的平均值。

式 (2.11-81) 既可用有限元法求解, 又可用边界元法求解。在求解冷却问题时, 常用边界元法。因为边界元法仅需离散二维截面的边界面不是整个截面, 能够简化操作, 节省计算时间。

边界元积分公式借助于格林第二公式得到。格林第二公式可写为

$$\int_D (T - \nabla^2 K - K \cdot \nabla^2 T) dt = \int_{\Omega} \left(T \frac{\partial K}{\partial n} - K \frac{\partial T}{\partial n} \right) dA \quad (2.11-86)$$

式中 T 和 K —— 任意两个在区域 D 内二次可微函数;

Ω —— 区域 D 的边界。

如果能够选择函数 T 和 K 均满足拉普拉斯方程, 即 $\nabla^2 K = \nabla^2 T = 0$, 则有

$$\int_{\Omega} \left(T \frac{\partial K}{\partial n} - K \frac{\partial T}{\partial n} \right) dA = 0 \quad (2.11-87)$$

T 选择满足拉普拉斯方程式 (2.11-81) 的温度场函数, K 选择满足拉普拉斯方程的“自由空间格林函数”, K 称为基本解。

在选定基本解后, 通过积分计算, 由上式可得到如下形式的公式

$$C(P)T(P) = \int_{\Gamma} [K_n(P, Q)T(Q) - K(P, Q)T_n(Q)] dS \quad (2.11-88)$$

式中 P 和 Q —— 区域中和边界上的任意点, 如图 2.11-20a 所示;

$K(P, Q)$ —— 基本解, 二维分析时, $K = \ln|PQ|$;

T_n 和 K_n —— 定义为 $T_n = \frac{\partial T}{\partial n}$ 和 $K_n = \frac{\partial K}{\partial n}$, n 为在点 Q 的单位外法向矢量;

$C(P)$ —— P 点内角;

S —— 边界 Γ 的弧长。

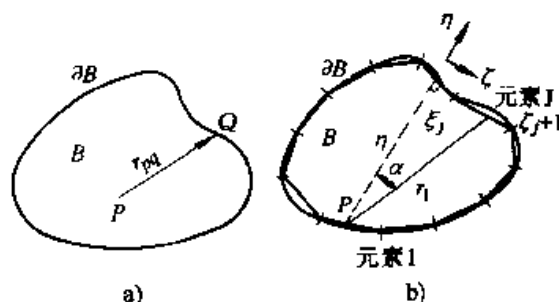


图 2.11-20 二维区域及其离散

式 (2.11-88) 又可改为

$$C(P)T(P) = \int_{\Gamma} \left(T \frac{\partial \ln r}{\partial n} - \ln r \frac{\partial T}{\partial n} \right) dS \quad (2.11-89)$$

其中, $r = |PQ|$, 假定边界 S 平滑, 当 P 在边界上时 $C(P) = \pi$, P 在区域内时 $C(P) = 2\pi$ 。

式 (2.11-89) 表明, 区域内任一点温度 $T(P)$, 皆能用边界积分项定义, 即已知边界上的 T 和 $\frac{\partial T}{\partial n}$, 便可利用上式求得区域内任一点的温度。

如图 2.11-20b 所示, 若将 P 点移至由 N 个线性单元组成的边界上, 且假定 T 和 $\frac{\partial T}{\partial n}$ 在每个单元内为常数, 则式 (2.11-89) 可改写为

$$\pi T_i(P) = \sum_{j=1}^N \left[T_j \int_{\Gamma} \frac{\partial \ln r_j}{\partial n} dS - \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_j \int_{\Gamma} \ln r_j dS \right] \quad (2.11-90)$$

上式的积分项可利用图 2.11-20 中所示的局部坐标系 (η, ξ) 求出。这样, 随着点 P 在边界上的移动, 便可得到 N 个代数方程, 加上 N 个边界条件, 就能唯一地确定 $2N$ 个未知数 (T 和 $\frac{\partial T}{\partial n}$)。

二维冷却分析软件可将分析结果 (温度场或热流量场) 用图形的形式显示在模具边界上, 同时可以输出冷却时间、冷却水管进、出口温度等数据。

利用二维冷却与分析软件,可交互式地改变冷却管道尺寸和位置,或者改变冷却介质的流速和温度,或者改变铸件推出温度等,来选择合理的冷却系统设计方案,以便获得均匀的温度场分布和较短的模具冷却时间。

6.3 三维冷却分析

用二维典型截面代替三维模具进行冷却分析,具有编程简单、计算量小等优点,但并非所有的模具都能用二维典型截面来代替,特别是大型、精密注射模具,需要更精确的分析结果,此时应采用三维冷却分析。

在三维冷却分析时,采用边界元法的优点除了能将三维问题化作二维问题处理外,还能与三维注射流动分析程序共用同一几何模型,可以大大简化几何造型和图形处理的工作量。下面分别简述三维稳态和非稳态的冷却分析原理及实现方法。

(1) 三维稳态冷却分析

当考虑稳态传热时,三维边界积分方程与二维相同(式(2.11-88)),差别仅是三维基本解 $K = -1/PQ|^{-1}$,但与二维冷却分析相比,三维冷却分析的数值求解要困难得多,具体表现为:

1) 模具尺寸比例相差悬殊。例如,模具外表面比冷却管道内表面尺寸大若干数量级,冷却管道本身长度又比管道直径大许多倍,型腔厚度和长度的尺寸也相差甚远,除非将单元划分得很细,否则边界元法无法适应单元尺寸的这种大幅度变化。

2) 离散管道圆周一般需要8个单元。由于模具内冷却管道很长,当划分管道表面网格时,就会产生大量单元。

3) 边界元法产生非对称满矩阵。当模具具有复杂型腔时往往导致计算量过大,一种解决方法是,将模具分解为若干子区域,然后分别对各子区域进行三维冷却分析,用化整为零的方法来减小数值计算的工作量。但是,对于复杂的冷却管道布置和不规则的模具型腔,三维子区域的划分方法很难实现。

由于注射模具内的封闭型腔与金属零件内的封闭裂纹较为相似,目前流行的一种解决办法是采用断裂力学的研究方法,用型腔的中心面代替封闭表面来克服上述数值求解的困难。这种简化

方法意义很大,不仅使计算量成倍地减少,而且其几何模型及网格划分能与一维流动分析软件共用。如果忽略温度和热流量沿冷却管道圆周方向上的变化,还可避免沿冷却管道表面划分网格的困难,这些措施为开发实用的三维冷却分析软件创造了极为有利的条件。

如图2.11-21所示模具,外表面为 S_E ,型腔上表面为 S^+ ,下表面为 S^- , $S_1 = S^+ + S^-$, Γ 为中心面。

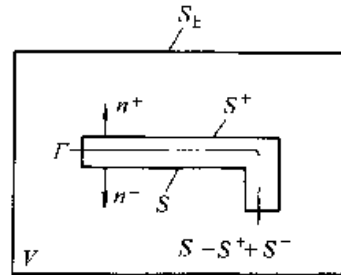


图2.11-21 由表面 S_E 和 S_1 围成的 V 域

假定型腔边界光滑,将 S^+ 、 S^- 面分别向 Γ 面无限接近,则趋近后的各面上满足拉普拉斯方程的基本解相同,即

$$K(P, Q^+) = K(P, Q^-) \quad (2.11-91)$$

$$K_n(P, Q^+) = -K_n(P, Q^-) \quad (2.11-92)$$

将此关系代入式(2.11-88),并将点 P 从区域 V 内移至中心面 Γ 上,可得

$$\int_{\Gamma} [K(P, Q) \sum T_n(Q) - K_n(P, Q) \Delta T(Q)] dS_E + \int_{S_E} [K(P, Q) T_n(Q) - K_n(P, Q) T(Q)] dS_E = T(P^+) - C(P^+) [T(P^+) - T(P^-)] \quad (2.11-93)$$

求解式(2.11-93),所得到的是 $\sum T_n(Q)$ 和 $\Delta T(Q)$,它们分别是两型腔面 S^+ 与 S^- 热通量的和及两型腔面的温差。为了求解出型腔的温度和热通量,需要补充公式。为此,采用在断裂力学中常用的微分法,可得

$$\int_{\Gamma} [K_m(P, Q) \sum T_n(Q) - K_{m,n}(P, Q) \Delta T(Q)] dS_E + \int_{S_E} [K_m(P, Q) T_n(Q) - K_{m,n}(P, Q) T(Q)] dS_E = T_m(P^+) - C(P^+) [T_m(P^+) + T_m(P^-)] \quad (2.11-94)$$

式中 $K_m = \frac{\partial K}{\partial m}, K_{mn} = \frac{\partial^2 K}{\partial m \partial n}$

冷却管道也可用类似方法简化, 如图 2.11-22 所示。设 S_C 为冷却管道表面, 将点 P 移置到管道轴线上, 并将管道沿轴线划分为 M 段, 采用柱面坐标系, 由式 (2.11-88) 有

$$\int_{l_j} \int_{S_E} [K(P, Q)T_n(Q) - K_n(P, Q)T(Q)] \times dSdl + \int_{l_j} \sum_{i=1}^M \int_{l_i} \int_0^{2\pi} [K(P, Q)T_n(Q) - K_n(P, Q)T(Q)] R d\theta dl(Q) dl(P) = 0 \quad (2.11-95)$$

式中, l_j 表示第 j 段圆柱管道长度, 因为一般冷却管道之间的距离大于管道直径, 在上式中可忽略 T 和 T_m 沿 θ 角的变化。

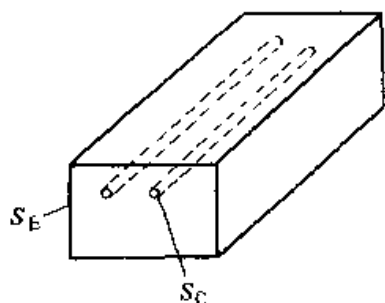


图 2.11-22 由表面 S_E 和 S_C 围成的 V 域

在模具中, 同时考虑型腔和冷却管道, 用类似的推导, 可以得到一组点 P 在模具外表面、点 P 在型腔中心面、点 P 在冷却管道轴线上的方程式, 然后用数值方法求解。

(2) 三维非稳态冷却分析

当对精密注射模作冷却系统分析时, 需要考察型腔壁的各点温度随时间变化的情况, 此时就需采用三维非稳态冷却分析, 非稳态问题的求解比稳态问题要复杂得多。

非稳态分析的传热方程为

$$\frac{\lambda}{\rho c} \nabla^2 T = \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.11-96)$$

- 式中 T —— 温度;
- λ —— 导热系数;
- ρ —— 密度;
- c —— 比热容。

对式 (2.11-96) 的计算机求解, 国内外许多学者进行了大量研究, 最早是采用有限差分法。为了提高求解的精度, 20 世纪 60 年代又流

行有限元法。从理论上讲, 将非稳态传热微分方程求解转化为泛函变分问题, 将温度对时间的微分用差分法展开, 用数值方法求出各时间步长的温度场是可行的。然而, 有限元法需对整个模具进行三维网格划分, 会导致数据量过大、计算时间过长、操作复杂等弊病。

对于三维非稳态传热问题。国外学者在 20 世纪 70 年代曾提出用直接边界元法求解, 采用了与时间有关的基本解。但采用与时间有关的基本解进行边界元计算时仍要求三维网格划分, 失去了边界元法中只计算边界积分和只划分边界网格的优越性。

美国 SDRC 公司的三维非稳态冷却分析软件, 在求解式 (2.11-96) 时采用了傅里叶变换消去其时间变量, 然后采用边界元法求解。对应于不同的傅里叶数的温度场, 该方法或者由于精度问题, 或者由于计算量大, 在使用中仍受到一定限制。

华中科技大学塑料模 CAD 组, 采用特解边界元法将非稳态传热问题转化为完全边界积分的形式, 开发了实用可靠的三维非稳态冷却分析软件。其处理过程如下。

引入满足式 (2.11-96) 的基本解

$$K(P, Q) = \frac{\rho c}{4\pi\lambda r(P, Q)} \quad (2.11-97)$$

- 式中 r —— 计算点 P 与积分点 Q 的距离;
- ρ —— 密度;
- c —— 比热容;
- λ —— 导热系数。

根据格林公式, 由式 (2.11-94) 得到边界积分方程为

$$\int_V \frac{\partial T}{\partial t} K(P, Q) dV = \int_{\Gamma} [K_n(P, Q)T(Q) - K(P, Q)T_n(Q)] dS_{\Gamma} - C(P)T(P) \quad (2.11-98)$$

- 式中 V —— 体积;
- Γ —— V 的边界;
- S_{Γ} —— 弧长;
- T —— 温度;
- $C(P)$ —— P 点内角。

等式左边包含体积分。为了将体积分化为面积分, 将温度对时间的微分表示为一系列与空间有关的函数 f 和与时间有关的函数 a 的乘积

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \sum_{j=1}^N f_{\gamma'}(x) \frac{\partial \alpha_j(t)}{\partial t} \quad (2.11-99)$$

假定 f 为某函数 ψ 的二阶导数 $f = \nabla^2 \psi$, 式 (2.11-98) 左端的体积分可表为

$$\begin{aligned} \int_V \left[K \frac{\partial T}{\partial t} \right] dV &= \sum_{j=1}^N \frac{\partial \alpha_j}{\partial t} \int_V [f_j K] dV \\ &= \sum_{j=1}^N \frac{\partial \alpha_j}{\partial t} \int_V \nabla^2 \psi K dV \end{aligned} \quad (2.11-100)$$

将上式用格林公式变换, 整理后得到

$$\begin{aligned} &\int_V \nabla^2 \psi_j(Q) K(P, Q) dV \\ &= - \int_{\Gamma} [K(P, Q) \varphi_j(Q) + K_n(P, Q) \psi_j(Q)] dS_{\Gamma} - C_j(P) \psi_j(P) \end{aligned} \quad (2.11-101)$$

式中, $\varphi = \frac{\partial \psi}{\partial n}$ 。将上式代入式 (2.11-98) 可得

$$\begin{aligned} C(P) T(P) + \int_{\Gamma} [K(P, Q) T_n(Q) \\ - K_n(P, Q) T(Q)] dS_{\Gamma} &= \frac{\alpha}{\lambda} \sum_{j=1}^N \\ \left\{ C_j(P) \psi_j(P) + \int_{\Gamma} [K(P, Q) \varphi_j(Q) \right. \\ &\left. - K_n(P, Q) \psi_j(Q)] dS_{\Gamma} \right\} \end{aligned} \quad (2.11-102)$$

至此, 已将温度对时间微分有关的体积分转化为面积分, 因此可用纯边界积分求解。

在冷却过程中, 制件与模具不断地进行热交换。理想的非稳态分析应同时考虑四方面的热交换: 制件内部、制件与模具之间、模具内部、模具与冷却介质之间。由于在制件和模具的冷却分

析中分别采用了不同的数值分析方法, 需采用迭代法对制件和模具的冷却进行耦合分析, 其计算步骤如下:

1) 选定时间步长。由于在制件及模具计算中采用的有限差分格式皆为无条件稳定, 该时间步长的确定主要以考虑计算精度为主, 如可取时间步长为 0.5 s。

2) 读入流动分析结果。以流动结束时刻的温度作为非稳态冷却分析的初始温度。

3) 对制件进行一维非稳态传热的有限差分计算, 确定本时间步长内制件与模具界面的热通量。

4) 根据特解边界元法, 对模具进行三维非稳态冷却分析, 求出模具内的温度分布。

5) 根据模具内的温度分布, 重复步骤 3 和步骤 4, 直至制品与模具上的每一节点温度值满足收敛条件

$$\frac{T_i^{(n)} - T_i^{(n-1)}}{T_i^{(n)}} < 0.01 \quad (2.11-103)$$

式中, $T_i^{(n)}$ 与 $T_i^{(n-1)}$ 分别为第 n 次和第 $n-1$ 次迭代时求出的节点 C 的温度值。

6) 将上一时间步长的模具温度分布作为本时间步长的初始条件, 重复步骤 3) 至步骤 5), 直至所有时间步长全部计算完毕。

原美国 AC-Tech 公司、澳大利亚 Moldflow 公司和我国华中科技大学模具技术国家重点实验室开发的冷却分析软件都具有三维非稳态冷却计算功能, 可以为模具设计师提供各个冷却时刻中制件与模具的温度分布。

第 12 章 材料成形过程模拟商业软件简介

1 塑性成形模拟软件

经过几十年的发展,国际上已出现了一批塑性成形模拟软件,这些软件都是采用有限元法进行数值计算。现有的软件大致可以分为两类,一类是将通用有限元软件的功能扩充后用于塑性成形过程模拟,如集成了 LS-DYNA3D 和 LS-NIKE3D 后的 ANSYS, ABAQUS 等;另一类是专门为塑性成形模拟开发的软件,如主要用于体积成形和热处理分析的 DEFORM,用于冲压成形(包括液压胀形)模拟的 DYNAFORM、Auto-Form、PAM-STAMP、OPTRIS 等。下面简单介绍几种塑性成形模拟专用软件的基本功能和特点。

1.1 体积成形模拟软件

1.1.1 DEFORM 软件

DEFORM (Design Environment for FORMing) 软件由美国 SFTC (Scientific Forming Technologies Corporation) 公司开发,是一套基于过程模拟系统的面向金属塑性加工及相关行业的有限元分析软件,主要用于分析各种金属成形工艺及与之相关的热处理等辅助工艺。利用该软件模拟制件的塑性加工过程,可以显示加工过程中材料的流动规律、预测各种成形缺陷的产生,优化工模具设计和工艺方案,减少现场生产实验和修模时间及费用,从而达到减少材料和能源消耗、降低生产成本、缩短新产品开发周期、提高产品质量的目的。

DEFORM 有别于其他通用的有限元软件,专为变形模拟而设计,具有良好的用户界面、数据准备和处理简便,从而使设计者能够撇开复杂的计算机系统而专心研究成形工艺,该软件最大的特点是具有分析大变形问题的基于变量密度的自适应网格自动划分功能,实用性强。

DEFORM-HT 具有模拟热处理工艺的功能,如正火、退火、淬火、回火、时效和渗碳等热处理过程,可以预测制件的硬度、残余应力、淬火

变形以及其他有关机械的和材料的特性。

由于二维和三维图形系统功能的差异,DEFORM 分为 DEFORM2D 和 DEFORM3D 两个相对独立的模块。DEFORM2D 用于分析轴对称和平面变形问题的分析,其图形建模系统包括 XYR 和直线圆弧两种数据输入模式,也有 IGES、DXF 等标准图形输入接口;DEFORM3D 则只有 STL、PATRAN、IDEAS 等图形输入接口,但其他功能基本相同。DEFORM2D/3D 主要由前处理 (Preprocessor)、有限元分析 (Simulation)、后处理 (Postprocessor) 三大模块组成。

(1) 前处理 (Preprocessor) 模块

主要用于模拟模型的建立,具体有

1) Simulation Controls 子模块 用于变形条件的输入,包括模拟类型(轴对称、平面变形问题)和模拟模式(变形、热传导、相变、扩散等)的选取、增量步(起始步、终止步、存储间隔步、增量步长)的设置,以及变形终止条件、迭代控制和其他工艺参数的输入等。

2) Material Data 子模块 提供常用金属材料及性能数据库,可以直接选用,也可输入材料实验数据和有关的性能参数,定义新材料。

3) Inter Material Data 子模块 主要用于相变过程参数的输入和控制,该项只有在选择相变模拟模式后才有效。

4) Object Definition 子模块 该模块用于模拟模型的建立,包括工模具几何图形的建立、工模具网格的划分和重分参数的设置、工模具类型(刚性、弹性、塑性、弹塑性及多孔材料)的定义、工模具材料的选择、工模具的初始条件、边界条件和属性的设置。其中 DEFORM2D/3D 具有自动划分四节点线性/四面体和六面体单元的能力,包括网格密度的优化和网格的自动划分。网格密度由以下因素决定:①求解区域的几何形状;②应变率分布;③温度分布;④应变分布。由于有限元网格离散待解区域存在一定误差,而该误差与边界网格密

度有关。考虑应变率分布和温度分布的网格可以使求解误差在各个区域分布一致,即自适应网格。而基于应变分布的考虑,是为了提高大变形网格重分后应变分布的精度。

5) Inter Object Definition 子模块 用于工模具工艺参数的输入和控制,如工模具之间的摩擦类型和摩擦系数的选择和设置、工模具的定位和接触边界的定义等。

以上子模块相对独立,可以依工艺顺序设置,也可交叉设置。模拟模型建立后,就可以保存成 DEFORM 的前处理文件 (*.KEY),检查无误后,就可生成 DEFORM 数据库文件 (*.DB),提交有限元分析模块。

(2) 有限元分析 (Simulation) 模块

该模块是 DEFORM 软件的核心组成部分。它集中了 Kobayoshi 和 S.I.Oh 等人多年的研究成果,在刚塑性有限元中具有代表性。模拟过程可以通过 Process Monitor 或 Simulation Graphics 模块进行监控。

(3) 后处理 (Postprocessor) 模块

用于模拟结果的图形处理,其功能较为丰富。DEFORM 软件的后处理系统提供:①变形的几何图形,包括每步的模具运动和变形网格图等;②彩色线形和云纹图显示状态参数,如应变、应力以及温度等值线图;③速度矢量图显示节点位移或速度的大小和方向;④坐标曲线图显示载荷-位移的变化;⑤点跟踪和网格跟踪功能不仅可以显示材料的流动模式和流线分布,而且可以预测成形中充不满、折叠等缺陷的产生。后处理的图形还可以输入其他常用形式,以方便其他应用程序使用。

由于 DEFORM 强大的前后处理功能和有限元分析功能以及先进的用于模拟大变形问题的自适应网格自动划分系统,DEFORM 不仅可以模拟锻压、轧制、挤压、粉末成形等多种加工工艺,还可以模拟断裂、冲裁、热处理等辅助工艺,已成为塑性加工行业用于研究金属成形工艺、优化工具设计和新工艺开发的有力工具。采用 DEFORM 软件模拟实例如图 2.12-1 所示。

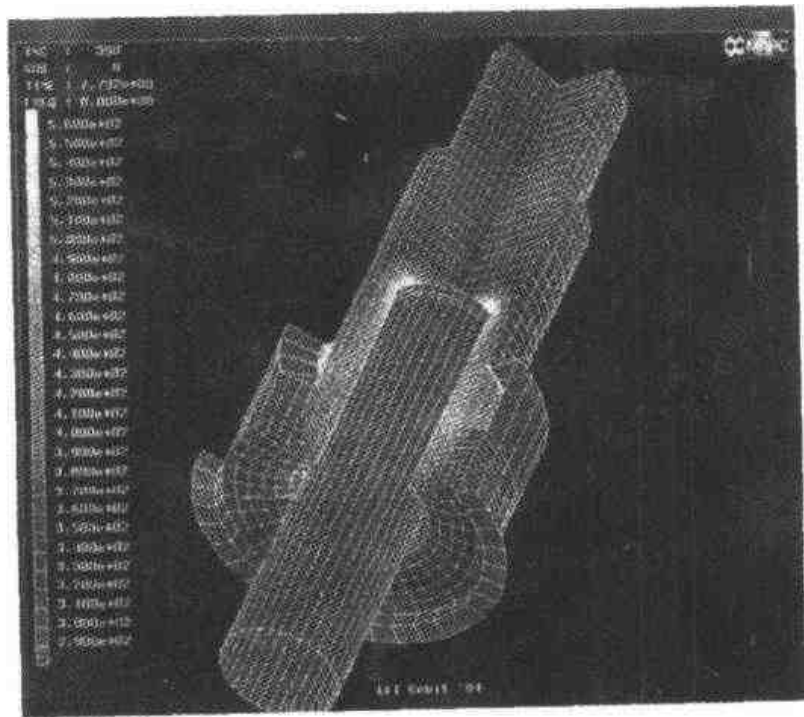


图 2.12-1 炭素钢零件挤压过程模拟

1.1.2 MARC/AutoForge 软件

MARC/AutoForge 是 MARC 软件中的一个子模块,它与 MARC/Mentat II、MARC/Desinger 组成 MARC 软件系统。该软件产品是

由美国 MARC (MARC Analysis Research Corporation) 公司开发的大型通用非线性有限元分析软件,其中的 MARC/AutoForge 应用先进的有限元技术,可以快速有效地模拟锻造、挤压、轧辗

中的工艺问题。

MARC/AutoForge 提供了专门分析成形过程的单元, 这些单元具有精确和稳定的特点, 对单元数目和类型没有限制, 包括平面应变、轴对称实体、三维实体。MARC/AutoForge 支持弹塑性和刚塑性两种材料模型, 考虑了所有模拟锻造成形过程中的重要方面, 如二维与三维接触、离散及解析接触表面、自动施加约束、摩擦接触(库仑、剪切、用户定义)、多工步锻造以及网格自动重新划分技术等等。此外, MARC/AutoForge

还具有热成形分析功能, 包括完全热-结构耦合分析、塑性变形热与摩擦生热、潜热和相变、传导和对流。

MARC/AutoForge 提供了全方位的后处理结果和可视化功能, 如载荷随行程的变化、制件最终几何形状、制件表面法向接触力分布、等效应变分布、温度分布、速度矢量、模具应力、成形缺陷和任意分析结果值沿空间和时间的变化。采用 MARC/AutoForge 模拟分析的实例如图 2.12-2 所示。

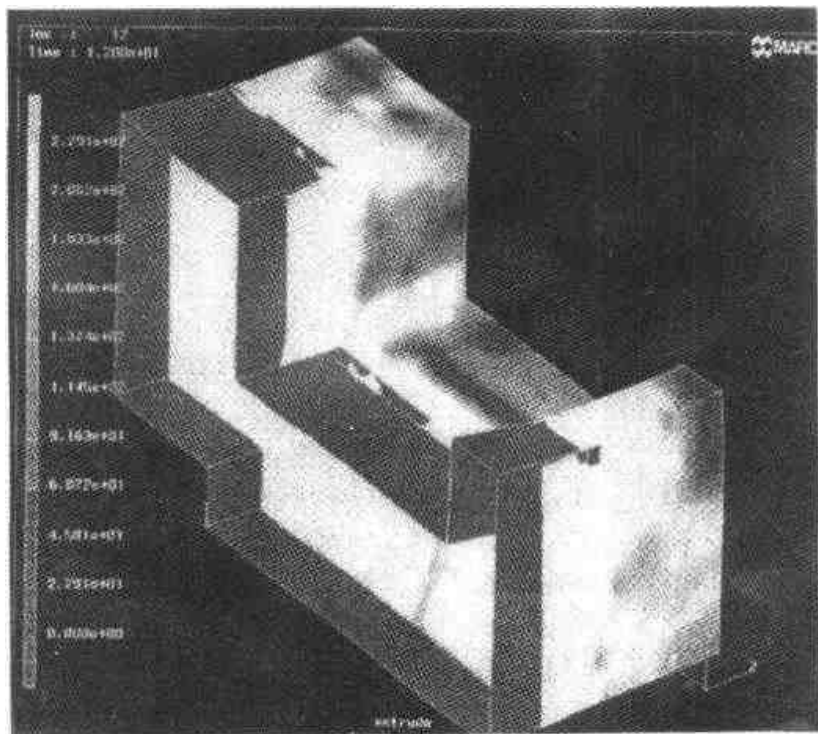


图 2.12-2 二辊斜轧棒材模拟

1.2 冲压成形模拟软件

1.2.1 AutoForm 软件

AutoForm 原来是由瑞士联邦工学院开发的, 后来成立了 AutoForm Engineering 公司。

(1) AutoForm 的特色

1) 采用静力隐式算法求解及全拉格朗日理论。由于对壳单元面内的和横向的刚度进行了解耦, 消除了刚度矩阵的病态, 保证了计算的收敛性; 而且由于采用迭代法求解, 其求解速度很快。

2) 突出的易用性和针对性。作为冲压成形模拟的专业化软件, 用户操作简便, 软件的功能均尽可能自动地执行。例如, 在读入 IGES 等形

式的曲面的同时就自动完成了对曲面的三角形网格剖分, 对板坯也是首先自动进行三角形剖分, 然后在计算的进行过程中, 根据几何精度和应变梯度自动进行网格重分, 用户仅需给定几何误差的容许值; 根据冲压工艺的特点, 提供了诸如指定最小圆角半径, 曲面的删除和填充等常用的曲面修改手段; 对工具的定义、工序的增删十分灵活; 在计算进行中, 可实时地利用图形显示观察已得到的中间结果, 对于各种物理量分布的检查十分简便。

3) 对于冲压工艺和模具设计的支持较全面。它提供了自动生成和交互修改压料面、工艺补充部分和拉延肋的手段, 使用户仅输入零件几何模

型就能利用该软件进行成形分析；它也提供了可快速进行成形分析并预测毛坯形状的逆算法（一步法）；它还提供了对工艺参数和几何参数进行优化计算的模块。

(2) AutoForm (3.03 版) 的主要模块

1) AutoForm-Mesher 网格生成器 可对读入的 IGES 或 VDAFS 格式的曲面自动进行三角形网格剖分。

2) AutoForm-DieDesigner 模具设计模块 可自动生成或交互修改压料面、工艺补充部分、拉延肋、拉延条 (draw bar)、凸模入口线、板坯形状等；可选择冲压方向，定义侧向局部成形模具，产生工艺切口，定义重力作用、压边、成形、修边、翻边、回弹等工序或工艺过程。

3) AutoForm-Incremental 增量法求解模块 可精确地模拟冲压成形过程。

4) AutoForm-OneStep 逆算法（一步法）求解器 可快速地得到近似的冲压成形模拟结果，并预测毛坯形状。

5) AutoForm-Optimizer 优化计算模块 以成形极限为目标函数对 1~20 个设计变量（如拉延肋阻力等）进行优化，自动进行迭代计算直至收敛。

AutoForm 还有用于液压胀形模拟的模块。

AutoForm 能够接受的由其他软件生成的数据文件格式包括 IGES、VDAFS、STL、NAS-TRAN。AutoForm 的后处理图形可存为位图文件，它的一些结果可以以 IGES、VDAFS 和 NASTRAN 格式输出。

1.2.2 DYNIFORM 软件

DYNIFORM 是美国 Engineering Technology Associates (ETA) 公司开发的板材成形模拟专用软件。目前的 DYNIFORM 3.1 版集成了 ETA 公司开发的有限元前置和后置处理软件 eta/FEMB 和美国 Livermore Software Technology Corporation (LSIC) 公司开发的有限元动力显示求解器 LS-DYNA 940 和 950 版以及隐式求解器 LS-NIKE3D 963 版。

(1) DYNIFORM 的特点

1) 它是采用显隐结合算法进行板材成形模拟的最具代表性的软件。它采用动力显式求解器 LS-DYNA 模拟冲压成形过程，所以计算稳定、效率较高；采用动力隐式求解器 LS-NIKE3D 分

析回弹过程，可以采用大的时间步长，提高了回弹计算效率。该算法综合了显式与隐式算法各自的优点。

2) 它为用户提供了 FEMB 强大的有限元前置和后置处理功能，帮助用户生成、检查和修改几何模型和有限元网格，使用户对模型有较强的控制能力。生成的图形和动画质量好，视窗风格的用户界面应用方便。

3) 主要采用四边形网格，其优点是计算精度较高，其缺点是四边形单元对于翘曲等网格质量问题敏感，变形过大时可能会因此使计算不能顺利进行。另外四边形网格划分的灵活性比三角形低。

(2) DYNIFORM 的主要组成部分

1) FEMB 有限元前置和后置处理软件 可进行建模、分网、计算结果显示等，功能相当齐全。

2) LS-DYNA3D 通用非线性动力显式有限元求解器 原来主要用于碰撞、爆炸等问题，后来扩展到用于金属成形模拟，用途相当广泛。它具有丰富的单元模型、本构模型、接触处理类型等供用户选择。

3) LS-NIKE3D 通用非线性隐式有限元求解器 有较为丰富的单元模型和本构模型。在 DYNIFORM 中用于回弹过程的模拟。

DYNIFORM 的文档内容详尽。除了用户手册外，还有培训手册帮助用户通过实例学习软件的操作步骤，有应用手册介绍冲压过程模拟的各个环节，并配有例题。更详细的内容包含在 FEMB、LS-DYNA 和 LS-NIKE3D 各自的用户手册中。LS-DYNA3D 的理论手册则详细地介绍了有关的理论基础。

DYNIFORM 能够接受的由其他软件生成的数据文件格式有 IGES、VDA、NASTRAN。

DYNIFORM 还可以用于液压胀形过程的模拟。另外，ETA 公司最近还开发出用于冲模设计的模块。

1.2.3 PAM-SYSTEM 软件简介

PAM-SYSTEM 是一个大型的系列化的软件产品，其中包括冲压成形模拟软件 PAM-STAMP，汽车碰撞模拟软件 PAM-CRASH，焊接热处理和化学热处理模拟软件 SYSWELD 等等。PAM-SYSTEM 是由法国的 ESI (Engineer-

ing System International) 集团开发的。2000年初ESI收购了Dynamic Software公司,将后者开发模拟软件OPTRIS并入自己的冲压模拟产品系列,称为PAM-STAMP/OPTRIS。目前,PAM-STAMP在UNIX工作站运行,OPTRIS运行在WindowsNT平台。

PAM-SYSTEM中与冲压有关的软件产品主要是PAM-STAMP/OPTRIS, PAM-QUICKSTAMP, PAM-DIEMAKER。

(1) PAM-SYSTEM的特点

1) 它是由相互关联的模拟软件构成的系列化产品,有利于多学科专业、多部门的协同研究开发。

2) 就冲压模拟而言,PAM-SYSTEM提供了全面的解决方案,从基于产品零件设计的PAM-QUICKSTAMP (Inverse)开始,到快速模面生成系统PAM-DIEMAKER,快速冲压模拟方案PAM-QUICKSTAMP (Direct),到最后的冲压成形精确模拟软件PAM-STAMP/OPTRIS。

(2) PAM-SYSTEM与冲压有关的主要模块

1) PAM-QUICKSTAMP 冲压成形快速模拟软件 它包含逆算法 (Inverse) 和直接法 (Direct) 两个分析模块。前者不需要模具几何信息,主要用于产品设计和冲压工艺的初步设计,计算速度极快;后者加入了模具几何信息和工艺参数,可用于对这些参数进行检查和优化,计算速度比前者慢一些。

2) PAM-OPT 优化计算模块 可与PAM-QUICKSTAMP结合使用,进行各种工艺参数、模具几何尺寸和材料参数的优化。

3) PAM-DIEMAKER 快速模面生成系统 利用它可生成压料面、工艺补充部分,冲头入口线,选择冲压方向,凸缘宽度等。然后,可以用来对生成的模具型面进行交互式的参数化修改,最后可将设计结果输出到CAD系统中去。

4) PAM-STAMP/OPTRIS 增量法冲压成形模拟软件 可模拟压边圈夹紧、拉延成形、修边、翻边等各种冲压工艺,可进行回弹分析,还可以模拟液压胀形、吹塑成形、超塑性成形、爆炸成形、橡胶成形等其他成形工艺以及模拟拼焊板的成形。

5) PAM-VIEW 三维后置处理模块 可显示云图、动画和时间历史曲线,可多窗口显示,它

具有专为冲压成形分析提供的一些功能,如模拟蚀刻圆形网格的变形、材料流动、板坯/工具接触状态、截面可视化(厚度等)、局部应变路径、修边线、模具磨损、成形极限图、工具的载荷历史曲线等。

2 铸造成形模拟软件

经过近四十年年的发展,目前铸造领域商品化的数值模拟软件较多,国内外著名的软件系统有德国的MAGAMA、美国的PROCAST、英国的SOLSTAR、挪威的NOVACAST、日本的JSCAST、国内华中科技大学的“华铸CAE”等。这些软件在铸造领域得到了较为广泛的应用,取得了良好的应用效果。这里,以国内铸造行业最著名的“华铸CAE”系统为例,介绍一下铸造成形模拟软件的特点及应用。

“华铸CAE铸造工艺分析系统”软件是分析和优化铸造工艺的重要工具,是华中科技大学(原华中理工大学)经长期研究开发,并在生产实践中不断完善、发展起来的具有自主版权的集成化软件系统。

它以铸件充型过程、凝固过程数值模拟技术为核心,进行铸造工艺过程分析。可以完成多种合金材质(包括铸钢、球铁、灰铁、铸造铝合金等)、多种铸造方法(砂型铸造、金属型铸造、压铸、低压铸造、熔模铸造等)下铸件的凝固分析、流动分析以及流动和传热耦合计算分析。在预测铸件缩孔缩松缺陷的倾向,改进和优化工艺,提高产品质量,降低废品率,减少浇冒口消耗,提高工艺出品率,缩短产品试制周期,降低生产成本,减少工艺设计人员对经验的依赖,保持工艺设计水平稳定等诸多方面都有明显的效果。曾在多种不同材质复杂铸件的工艺改进、工艺优化中圆满地完成增收降废的任务,创造了显著的经济效益和社会效益。

(1) 使用范围

材质包括:铸钢、灰铁、球铁、铸铝、铸铜及其他合金。

铸造方式:普通重力铸造、金属型、压力、低压、熔模等铸造方式。

(2) 分析内容

充型过程、流动与传热耦合过程、结晶凝固过程、应力应变分布。

(3) 缺陷预测

卷气、卷渣、冲砂、浇不足、冷隔、缩孔、缩松、裂纹、变形。

(4) 软件特点

- 1) 铸件适应面宽;
- 2) 界面傻瓜化, 功能智能化, 操作简捷;
- 3) 计算速度快, 容量无限制, 运行稳定可靠;
- 4) 易学易用易掌握;
- 5) 图形动画, 直观动感;
- 6) 自学示范, 向导帮助。

(5) 功能

1) 广泛的三维建模接口, 从低档的 AutoCAD、到中档的 SolidEdge、SolidWorks, 到高档的 UG、Pro-E 等;

2) 自动网格剖分, 自动生成和维护迭代计算环境;

3) 连续计算, 间歇保护, 自动恢复;

4) 多铸造材质, 多铸造方法, 多工艺参数模拟分析;

5) 充型模拟, 耦合计算, 精确的温度场模拟, 辅助浇注系统优化设计;

6) 温度计算, 凝固模拟, 可为小到千克级、大至百吨级铸件预测缺陷, 优化工艺;

7) 计算结果图形生成自动化, 批处理化, 动画功能菜单化;

8) 可为流动、温度、液相分布构造二维、三维二值图、色标图, 为速度、温度梯度构造矢量分布图, 可在任意的多个部位构造多点温度曲线;

9) 结果显示, 可按任意比例、任意旋转、任意剖切, 显示可局部、可断面、可透视;

10) 充型过程、凝固过程动态显示, 动画合成、动画分解、动画播放, 完全菜单操作, 自动完成;

11) 可与三维 CAD、CAM、RPM (快速成形制造) 集成。

(6) 铸造 CAE 软件实例分析

1) 汽车后桥壳缩孔问题的改进 图 2.12-9 是国内某厂生产的球铁汽车后桥壳原生产工艺剖视图, 经“华铸 CAE”软件模拟分析, 发现有两处在凝固过程中出现较大断面的孤立液相, 无法得到充分的收缩补充, 因此会存在严重的缩孔缩松倾向, 如图 2.12-10 所示。经实物解剖验证, 证实确有较大孔洞存在。

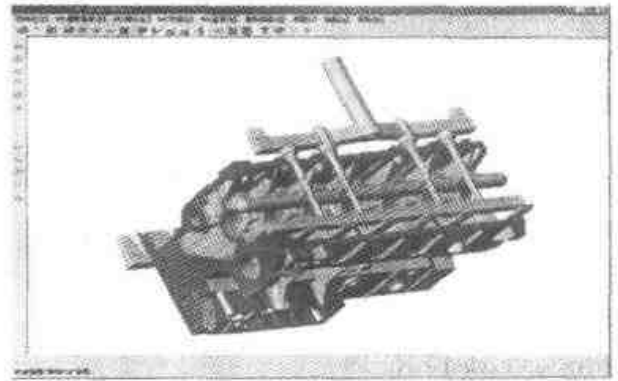


图 2.12-3 华铸 CAE 系统前置处理界面

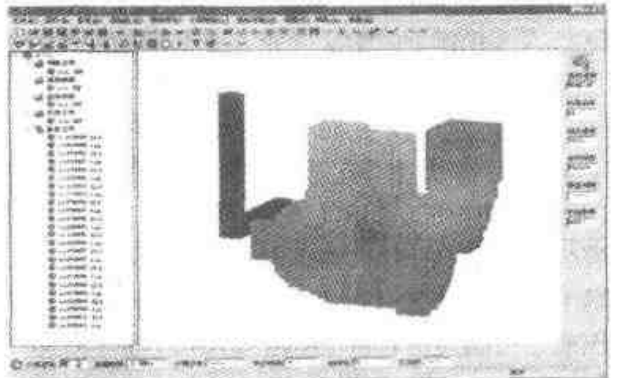


图 2.12-4 华铸 CAE 系统计算部分界面

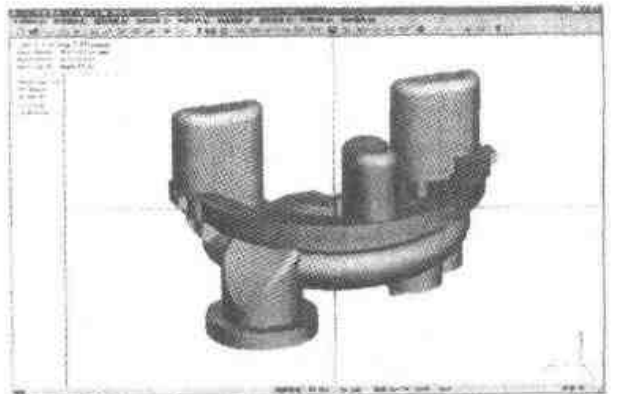


图 2.12-5 华铸 CAE 系统后置处理界面

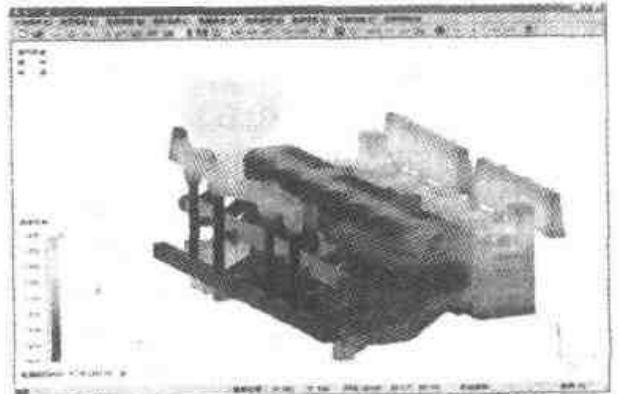


图 2.12-6 六缸柴油机机体色温分布图

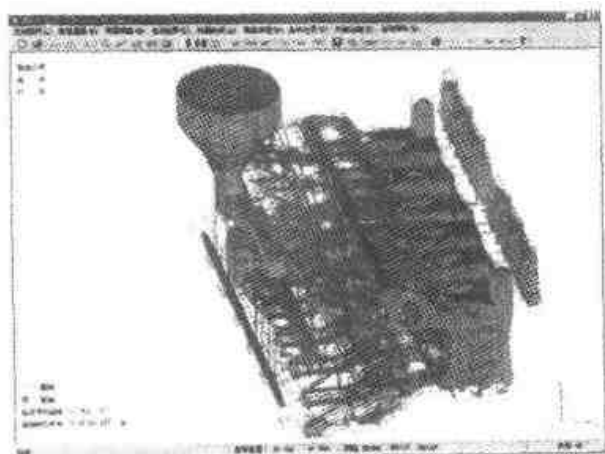


图 2.12-7 六缸柴油机机体凝固液相分布图

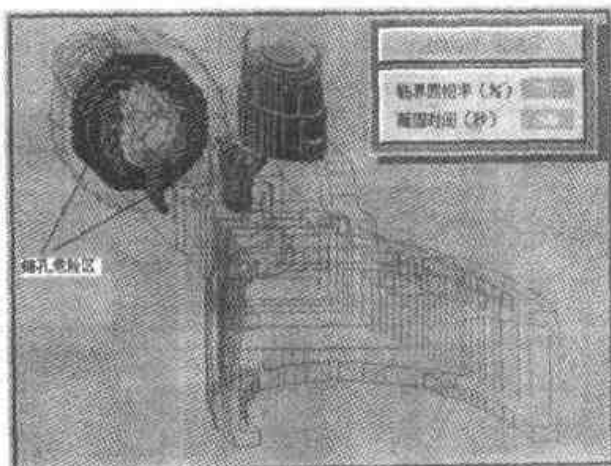


图 2.12-10 模拟显示的缩孔危险区

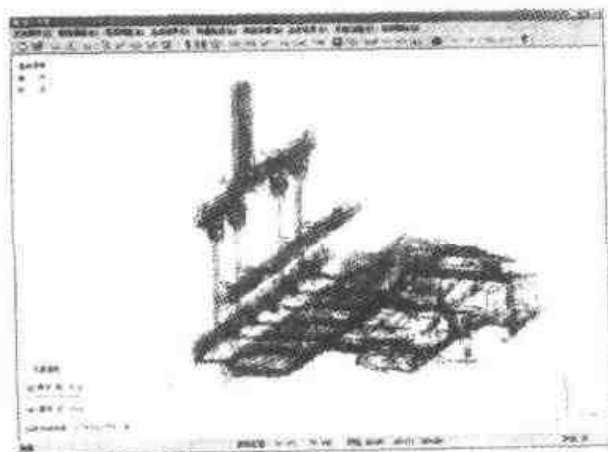


图 2.12-8 六缸机体充型流速图

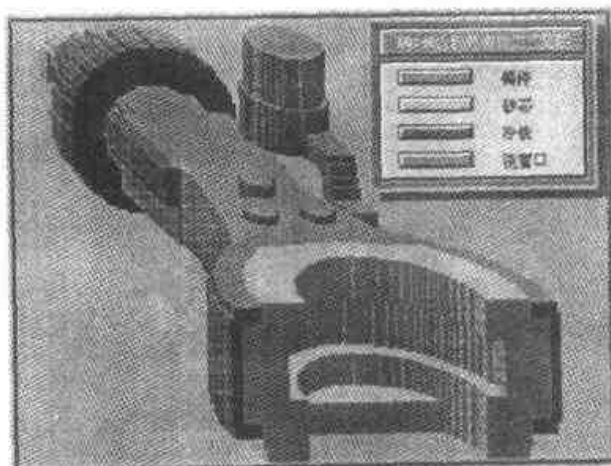


图 2.12-11 二次改进方案

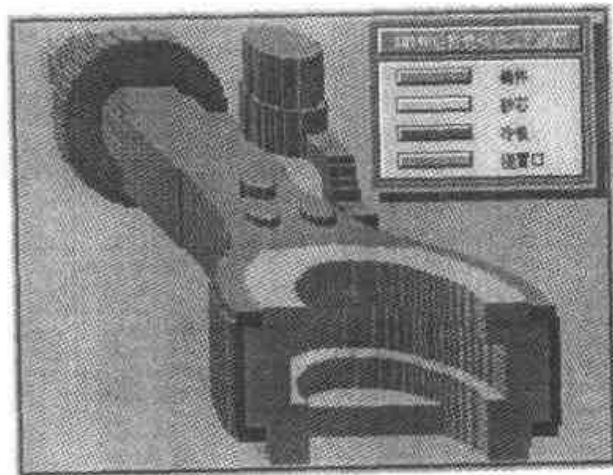


图 2.12-9 汽车桥壳原工艺剖视图

为改进工艺，首先在端部突缘处加一环形冷铁，通过软件进行模拟，确认该冷铁可以消除端部突缘内的缩孔，但颈部侧面的缩松倾向仍较明显。为进一步改进，在侧面再加一冷铁，如图 2.12-11 所示。经模拟，此方案较好地解决了两处出现孤立液相的问题（图 2.12-12）。解剖所生

产的铸件，证明缺陷确已消除，解决了长期隐藏的缩孔缩松质量隐患。

需要附带说明的是，由于球铁在凝固过程中有一个石墨化膨胀过程，在铸型刚度较好时，一些小断面的孤立液相会因此而得到所谓“自补缩”。工艺上就不必为这些分布很广的小断面孤立液相做许多琐碎的工作。实际上，相对于铸钢件，球铁件必然形状更复杂，更容易存在这种小断面的孤立液相。而有限的自补缩能力又恰好能够自我消化掉这些毛病。另外，始终与冒口连通的液相显然也不会引起缩孔缩松的危险，见图 2.12-12。

2) 柴油机机体夹渣问题的改进

图 2.12-13 是某厂生产的康明斯柴油机灰铸铁机体的工艺简图，该铸件形状复杂，为表达清晰起见，特将浇注系统单独绘出。其横浇道有上下两层，上层横浇道位于机体高度中心处，下层位于高度底部（图 2.12-13）。图 2.12-14 为柴油

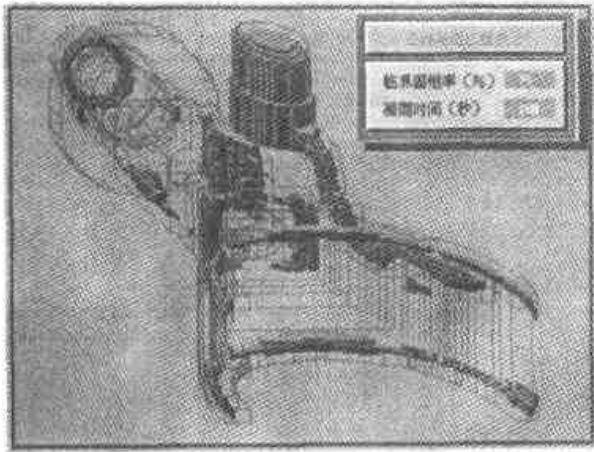


图 2.12-12 改进方案模拟结果
柴油机机体装配图 (左) 与色温图 (右)。

利用华铸 CAE 系统对上述机体的试制工艺方案进行了充型模拟分析, 并对缺陷进行了预测。计算分析发现, 该工艺方案充型的前期及后期都比较顺畅、平稳, 但在中间阶段 (大约为 3.8 s—6.0 s) 充型顺序不好, 出现明显的紊流。图 2.12-15 所示为原工艺方案在 4.55 s 时的速度场分布, 可以看出金属液是从高处 (A 点) 向低处 (B、C 点) 流动, 类似瀑布一样, 在 B 点出现了明显的负压带。也就是说, 该工艺方案在充型过程中 B、C 两处会有较多的气体和渣搅入。而通过流动与传热的耦合模拟计算得知, 此时 B、C 两处的温度较低 (流动前沿), 搅入的气体和渣难以及时上浮, 易造成卷气、夹渣缺陷。

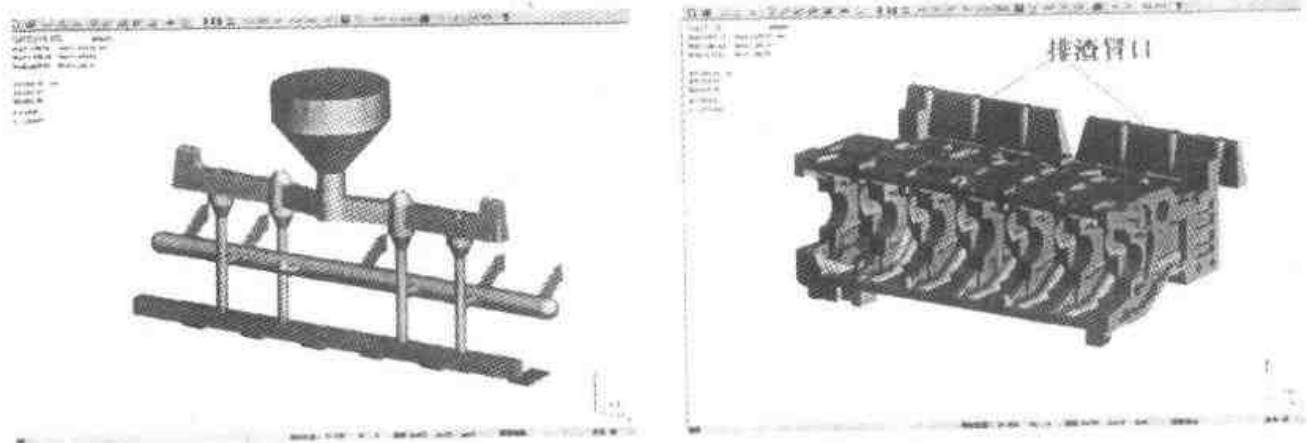


图 2.12-13 柴油机机体 (右) 及浇道 (左)

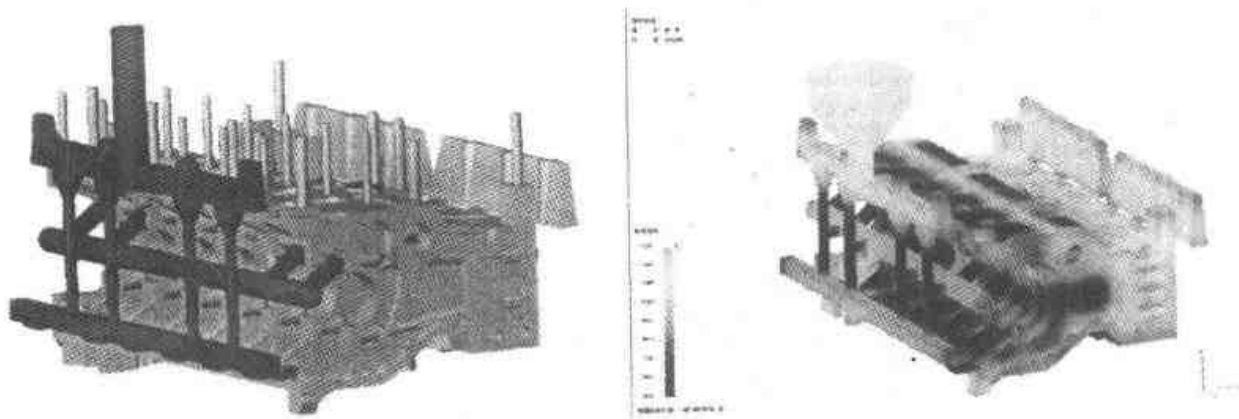


图 2.12-14 柴油机机体装配图 (左) 与色温图 (右)

为此, 对上述原始工艺进行了改进, 在相关部位增加导流槽, 以改善中间阶段的充型状况。图 2.12-16 即为改进方案在 4.1 s 时的速度场分布, 可以看出, 液态金属, 是从底部向上充填, 即先充到 C 点, 再达 B 点、A 点, 上述各点没

有明显出现负压带, 充型顺序得到显著改善, 工艺得到优化。

在上述模拟之前, 该厂采用原始工艺方案生产了几十件, 经解剖发现几乎每一个铸件在 B、C 两个位置都有卷气、夹渣缺陷发生, 废品率甚

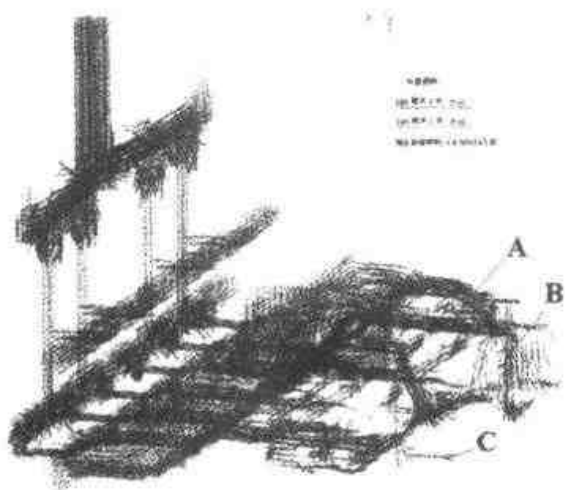


图 2.12-15 原始工艺 4.55 s 时的速度分布

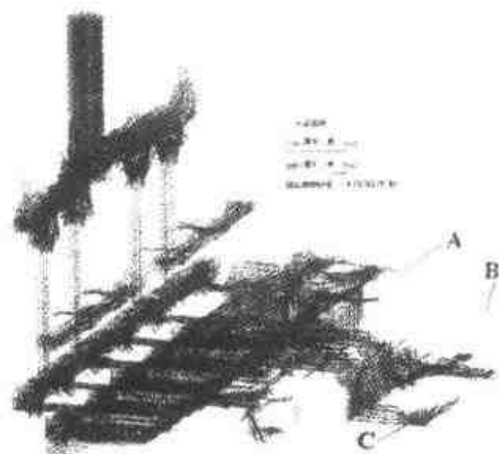


图 2.12-16 改进工艺 4.10 s 时的速度分布

高。采用经模拟优化的改进工艺方案后，B、C 两处卷气、夹渣缺陷得以解决。这说明 CAE 软件的流动分析功能对于改进流动方式，克服夹渣缺陷是非常有效、实用的。

3 塑料注射成形模拟软件

3.1 充模流动模拟软件

注射模流动模拟软件作为一种辅助设计工具，能在模具制造之前预测塑料熔体在型腔内的流动行为，因而能提高模具设计质量、降低模具成本、缩短模具制造时间。

(1) 流动模拟软件总体结构

利用前述塑料注射成形流动分析、流动平衡分析以及保压过程分析的数学模型和数值计算方法，开发出相应的分析模块，以这些分析模块为核心，配置统一的前、后置处理模块，便构成了流动模拟分析软件。从总体上看，HSCAE/F 系统将所有的功能模块分为三级。材料选择、工艺条件选择、几何造型及网格划分为第一级；这一级的工作完成是分析程序的先决条件。分析模块包括简易流动分析、详细流动分析、流动平衡分析、工艺条件优选、保压分析，它们构成第二级。第三级由后置处理程序组成，其总体结构如图 2.12-17 所示。

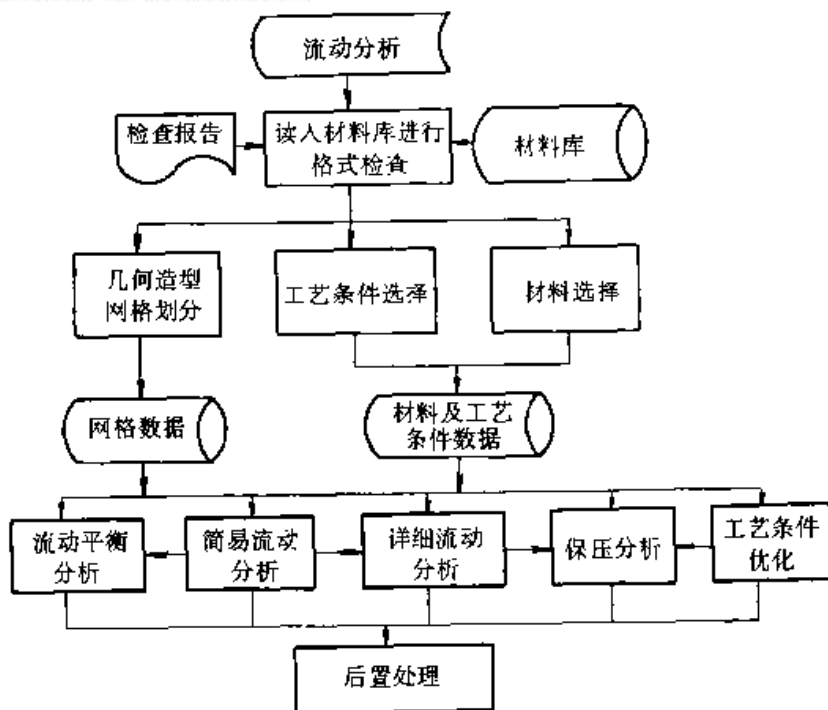


图 2.12-17 流动模拟软件总体结构图

(2) 简易流动分析

简易流动分析,是将塑料熔体的充模流动简化为牛顿流体的等温流动进行分析,所得流动状态的预测结果和详细流动分析的预测结果在许多情况下较为接近。由于在简易流动分析中省去了温度场的计算过程,其所需分析时间仅为详细流动分析的 $1/30 \sim 1/20$,因此,简易流动分析模块的开发可以减少详细流动分析的次数,提高分析效率。

(3) 详细流动分析

详细流动分析,是将塑料熔体的充模流动视为非牛顿流体的非等温流动进行分析。采用有限元/有限差分混合法求解流动模拟问题,所得流动状态的预测结果较简易流动分析更接近实际情况。除了能得到浇口数目、位置、流道尺寸、流动前沿外,还能得到压力分布、温度分布、剪切速率、切应力、锁模力等结果,但由于在分析中基于温度场和压力场的迭代求解导致了分析时间较长。

(4) 成形工艺条件分析

在设置成形工艺条件时,注射时间、注射温度和模具温度是设计者根据经验初步确定的。注射成形工艺分析模块的功能,是通过一维流动分析,帮助设计者在进行详细流动分析之前较合理地确定上述三个参数。首先,设计者根据制件的几何特征和浇口位置,确定制件的最大流动长度,并将制件按体积相等的原则简化成端部浇口的矩形平板,然后采用有限差分法进行一维流动分析,得到所需注射压力、温度分布,切应力等信息。再依次改变注射时间、注射温度、模具温度,重复上述计算,就可得到一组反映注射压力、温度分布、切应力与注射时间、注射温度、模具温度之间关系的一组曲线。再根据三个条件[注射压力应小于注射机额定的最大注射压力;熔体平均温度(沿型腔壁厚方向)的最大差值不大于 20°C ;熔体的切应力尽可能小],可得到相应于给定注射温度和模具温度的可选注射时间范围。最后,由设计者根据分析结果确定较合理的注射时间,注射温度和模具温度。

(5) 保压分析

保压模拟的实质,是求解可压缩、非牛顿流体的非等温流动问题。其分析原理与充模流动模

拟类似,所不同的是在流动模拟中流体是不被压缩的,而保压分析中流体是被压缩的,因而必须引入合适的状态方程才能求解。在保压模拟中,熔体温度的变化范围较大,因此,必须采用适用于更宽范围的黏度模型。同时,不能再将熔体的比热容和导热系数作常数处理,必须考虑其随温度的变化关系。

(6) 流动软件的层次及作用

注射模流动模拟软件可分为三个层次,即一维、二维和三维流动模拟。一维流动模拟软件实质上是一维有限差分程序,使用这类程序时,只需要输入塑料名称、型腔最大的流动长度、平均厚度、熔体温度和模具温度,便能及时得到输出结果,包括一组允许的熔体填充时间,以及与每个填充时间相对应的注射压力、切应力和不同时刻的熔体温度。

二维流动模拟软件需将三维型腔展平,从设定的进料口出发,人为地划分熔体在型腔中的各个流动分支,每个分支又被抽象为若干个基本流动单元(如圆管、圆板、圆环、矩形板等)的组合,将这些数据连同塑料名称、熔体与模具温度、填充时间等输入到计算机中,则二维软件能计算出每个流通分支的压力、剪切速率,切应力,不同时刻的熔体温度、熔体凝固时间以及所需锁模力等。二维流动模拟软件的基本算法仍然是一维有限差分,也有一些二维流动软件采用有限元法。

三维流动模拟软件,一般采用有限元与有限差分的混合方法。用户可以直接在型腔的三维视图上生成有限元网格。输入塑料名称和成形工艺参数后,三维流动软件能给出熔体流动前沿的动态图,提供不同时间间隔熔体各处的温度、压力、剪切速率、切应力以及所需最大锁模力等。应该指出,这里所说的三维主要是指流动方向的二维有限元计算与厚度方向的一维有限差分计算的混合。

在三个层次的流动模拟软件中,以三维软件使用价值最高。这类有限元分析程序不依靠模具设计者事先选定的流动分支和基本流动单元,程序能给出流动前沿的动态位置,对于那些富有经验的模具设计师都难于把握的流动问题,三维软件预测结果便具有特别的指导意义。三维软件的

缺点是需要花费较多时间,编辑与生成型腔中心层的三维几何形状。随着注射模 CAE 技术的进步,此缺点已经克服,目前已能用型腔的表面模型或实体模型取代中心层模型。在 CAD 阶段生成的型腔几何形状可直接供流动模拟软件调用。实践表明,型腔有限元节点数据文件一旦建立起来,三维软件的使用比二维软件更为方便。三维流动模拟软件自从 20 世纪 80 年代问世以来,得到了愈来愈广泛地使用。

三维流动模拟软件的诞生,并不意味着一维和二维软件的过时。考虑到减少程序运行时间、节省费用,在一些简单情况下采用一维和二维流动模拟软件已能解决的问题,就没有必要运用三维软件。当需要使用三维软件时,为了获得精确的分析结果,先要设定正确的输入数据,诸如熔体温度、熔体填充时间等工艺参数。当然可以反复运行三维流动程序,参照计算结果来修改输入数据,这得耗费大量的机时和人力。正确的做法是先采用一维流动软件来初选注射成形工艺参数,采用二维流动软件来平衡流道系统,然后在必要的情况下可根据一维和二维软件的分析结果,设定较为正确的工艺参数,再运行三维软件,这样就能以较小的代价获得最佳的分析结果。

(7) 输入数据的准备

三维流动模拟软件的输入数据包括三部分:①塑料流变和物理性能数据;②型腔几何形状数据;③注射成形工艺参数。

正确选择和输入这些数据是成功地运行三维流动软件的先决条件。

由于商品化流动模拟软件具有塑料流变和物性数据库,用户不必通晓塑料的黏度模型,只需在塑料品种的菜单中选取所需要的牌号即可。便可得到这种材料不同温度下的黏度与剪切速率关系曲线图,据此判断该材料对成型条件的敏感性。

成形工艺参数的设定,是流动模拟软件中最难输入的数据,用户除了可借助一维或三维流动软件来确定这些数据外,还可根据自身的经验和常用公式来设定成形工艺参数。例如熔体充填时间 T_f 可以由模具所需要的冷却时间 T_c 来估计:

$$T_f = (0.1 - 0.2) T_c = (0.1 - 0.2) h^2 / 4a \quad (2.12-1)$$

式中 h ——制件厚度(mm);

a ——热扩散系数(mm^2/s)。

熔体温度不能简单地用注射机的料筒温度代替,这是因为塑料熔体在通过注射机喷嘴时因剪切发热而导致温度上升。流动模拟软件所需要的是进料口处的熔体温度而不是料筒温度,用户应参照熔体温度与注射速率对应的关系(或者是经验图表,或者实测数据)作适当修正。用户也可以将喷嘴处的熔体视为制件的一部分,让流动软件直接计算熔体在喷嘴里的温升,此时喷嘴部分可以定义成熟流道。

模具温度可以用模具冷却水的出口温度代替。研究表明,模具温度对熔体填充过程的影响较小($<3\%$),因此设定均匀的模具温度是合理的,在需要作精密分析的场合,可以利用冷却分析软件,得到比较精确的模具温度分布,然后再调用流动模拟软件。

(8) 输出结果的指导意义

注射模流动模拟软件是一种设计工具,能够辅助模具设计师优化流道系统,指导产品设计师从工艺的角度改进产品形状,选择最佳成形性能的塑料,帮助模具制造者选择合适的注射机。当变更塑料品种时对现有模具的可行性作出判断,分析现有模具设计弊病。同时,流动软件又是一种教学工具,能够帮助模塑工作者把握熔体在型腔内的流动行为,正确运用熔体流动的基本原则。下面逐项分析三维流动软件主要输出结果的指导意义。

1) 熔体流动前沿动态显示 三维流动软件能显示熔体从进料口逐渐充满型腔的动态过程,由此可判断熔体的流动是否为较理想的单向流形式?各个流动分支是否能同时充满型腔的各个角落?熔合纹是否产生在预定的位置?熔体在何处最后充满型腔?有可能产生气穴吗?若熔体的填充过程不理想,可以改变进料口的尺寸、数量和位置,反复运行流动分析软件,一直到获得理想的流动形式为止。若仅仅是为了获得较好的流动形式而暂不考察详尽的温度场、应力场的变化,或是初调流道系统,最好是运行等温流动分析软件,即简易流动分析软件,经过几次修改,得到较为满意的流道系统后,再运行非等温三维流动软件。

2) 型腔压力 在填充过程中最大的型腔压力值,能帮助判断在指定的注射机上熔体能否顺利充满型腔?何处最有可能产生飞边?在各个流动方向上压力梯度是否相等?因为最有效的流动形式是沿着每个流动分支熔体的压力梯度相等。流动分析软件还能给出熔体填充时模具所需的最大锁模力,以使用户选择注射机。

3) 熔体温度 流动模拟软件能提供型腔内熔体在填充过程中的温度场。可鉴别在填充过程中熔体是否存在因剪切发热而形成的局部热点,检查流动前沿的熔体温度是否接近该熔体的不流动温度?熔体接合部的温度还可帮助判断熔合纹的相对强度。

4) 剪切速率 剪切速率又称应变速率和速度梯度。该值对熔体的流动过程影响甚大,实验表明,熔体在剪切速率为 10^3 s^{-1} 左右成型,制件的质量最佳。流道处熔体剪切速率的推荐值约为 $5 \times 10^2 \sim 5 \times 10^4 \text{ s}^{-1}$,浇口处熔体剪切速率约为 10^5 s^{-1} ,这有助于用户判断在该设计方案下预测的剪切速率是否与推荐值接近,而且还能判断熔体的最大剪切速率是否超过该材料的所允许的极限值。

5) 切应力 切应力也是影响制件质量的一个重要因素。制件的残余应力值与熔体的切应力值有一定的对应关系。一般,切应力值大,残余应力值也大,因此总希望熔体的切应力值不要过大,以避免制件翘曲或开裂。根据经验,熔体在填充型腔时所承受的切应力,不应超过该材料抗拉强度的1%。

3.2 冷却模拟软件

在注射模设计过程中,模具设计师往往把注意力集中在流道系统和推出系统上,而事先对注射模的冷却系统重视不够,导致冷却管道最终只能沿模具空余空间布置。这种轻视冷却过程的设计是不合理的,因为注射成形周期主要取决于冷却时间。据统计,注射成形周期中约5%的时间用于注射成形,约15%的时间用于推出塑件,而80%左右的时间用于冷却。由此可见,注射模冷却系统的设置直接影响到注射制件的生产效率和质量。

衡量注射模冷却系统优劣的标准有两条,第

一是使注射模冷却时间最短;第二是使注射制件表面温度均匀,以减少制件的变形。

影响注射模冷却系统的因素是多方面的,除了注射制件的几何形状、冷却介质、流速、温度、冷却管道的布置、模具材料、熔体温度、制件推出温度、模具温度外,还涉及到塑料熔体和模具之间非稳态热交换。用实验方法测试不同冷却系统,对冷却时间和制件质量的影响是相当困难的,而计算机模拟则是完成这种预测的最佳方法。

(1) 冷却模拟软件总体结构

利用前面几章论述的塑料注射成形冷却模拟的数学模型和数值计算方法,开发出相应的分析模块,以这些分析模块为核心,配置统一的前后置处理模块,便构成了冷却模拟软件。从总体上看,该软件将所有的功能模块分为三级,材料选择、工艺条件选择、几何造型及网格划分为第一级,这一级的工作是完成分析程序的先决条件;分析模块(包括稳态分析和非稳态分析)构成第二级;第三级由后置处理程序组成。其总体结构如图2.12-18所示。

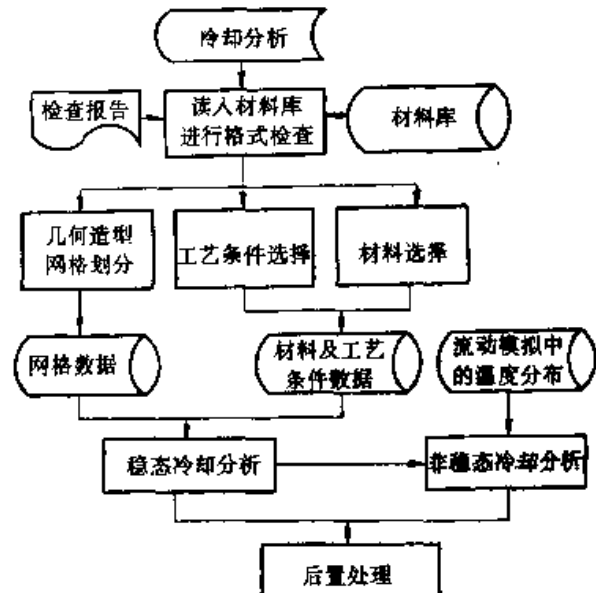


图 2.12-18 冷却模拟软件总体结构图

(2) 稳态冷却分析

稳态冷却分析是模拟在一个注射循环周期中的平均换热,计算出各点的平均温度。利用稳态分析结果,根据模具型腔及制件的温度分析,可以判断冷却装置各部分的冷却效果。据此对模具的冷却装置进行调整,因而稳态冷却分析是模具

冷却装置设计的重要依据。稳态冷却分析的流程图如图 2.12-19 所示。

(3) 非稳态冷却分析

非稳态冷却分析是模拟在一个注射循环周期中的实时换热，计算出各点温度随时间的变化情况。这样可以观察各点温度达到制件推出条件的顺序；同时，在计算制件的应力时，需要利用制件温度随时间变化的数据。因而，非稳态冷却分析是制件应力分析及翘曲分析的先决条件。非稳态冷却分析的流程图如图 2.12-20 所示。

(4) 商品化冷却模拟软件

目前已有许多公司出售商品化冷却模拟软件，如美国 GRAFTEK 公司的 SLMUCOOL，APPLICATION 公司的 MOLDCOOL，原美国 AC-

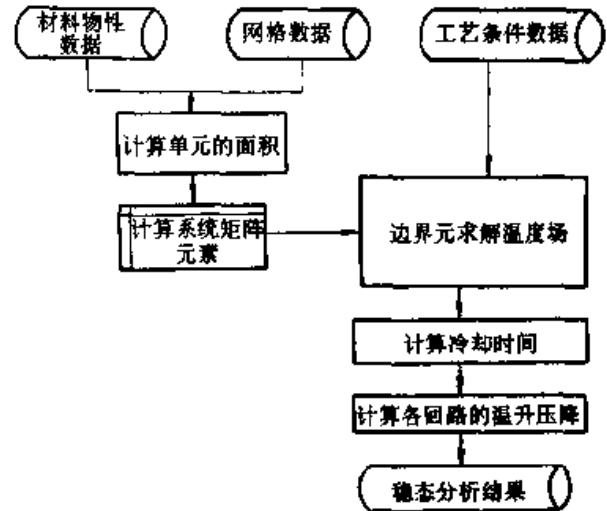


图 2.12-19 稳态冷却分析的数据流程图

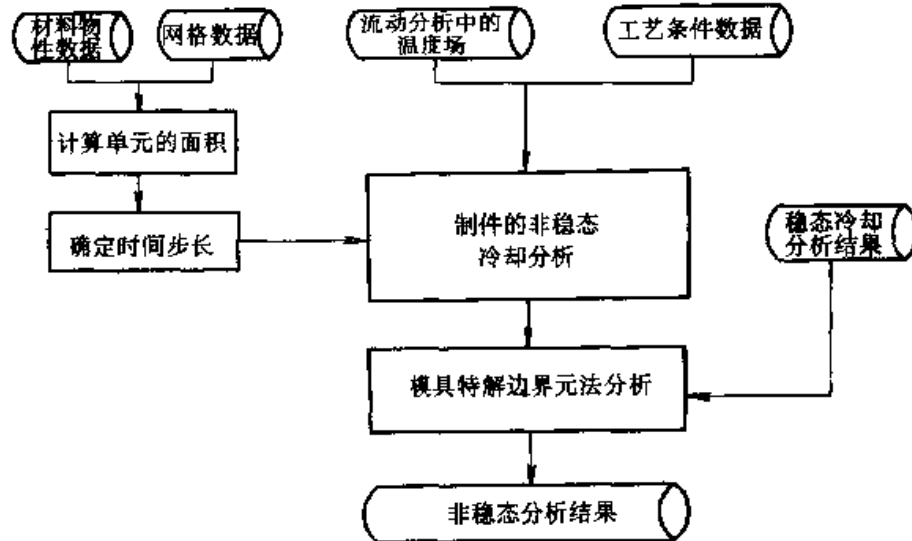


图 2.12-20 非稳态冷却分析的数据流程图

Tech 公司的 C-COOL 和 SDRC 公司的 POLY-COOL2，澳大利亚 Moldflow 公司的 MF/COOL 等。我国华中理工大学也研制出实用的三维非稳态冷却软件 HSCAE/C，并在生产中应用。应注意的是，无论是一维、二维、还是三维冷却分析

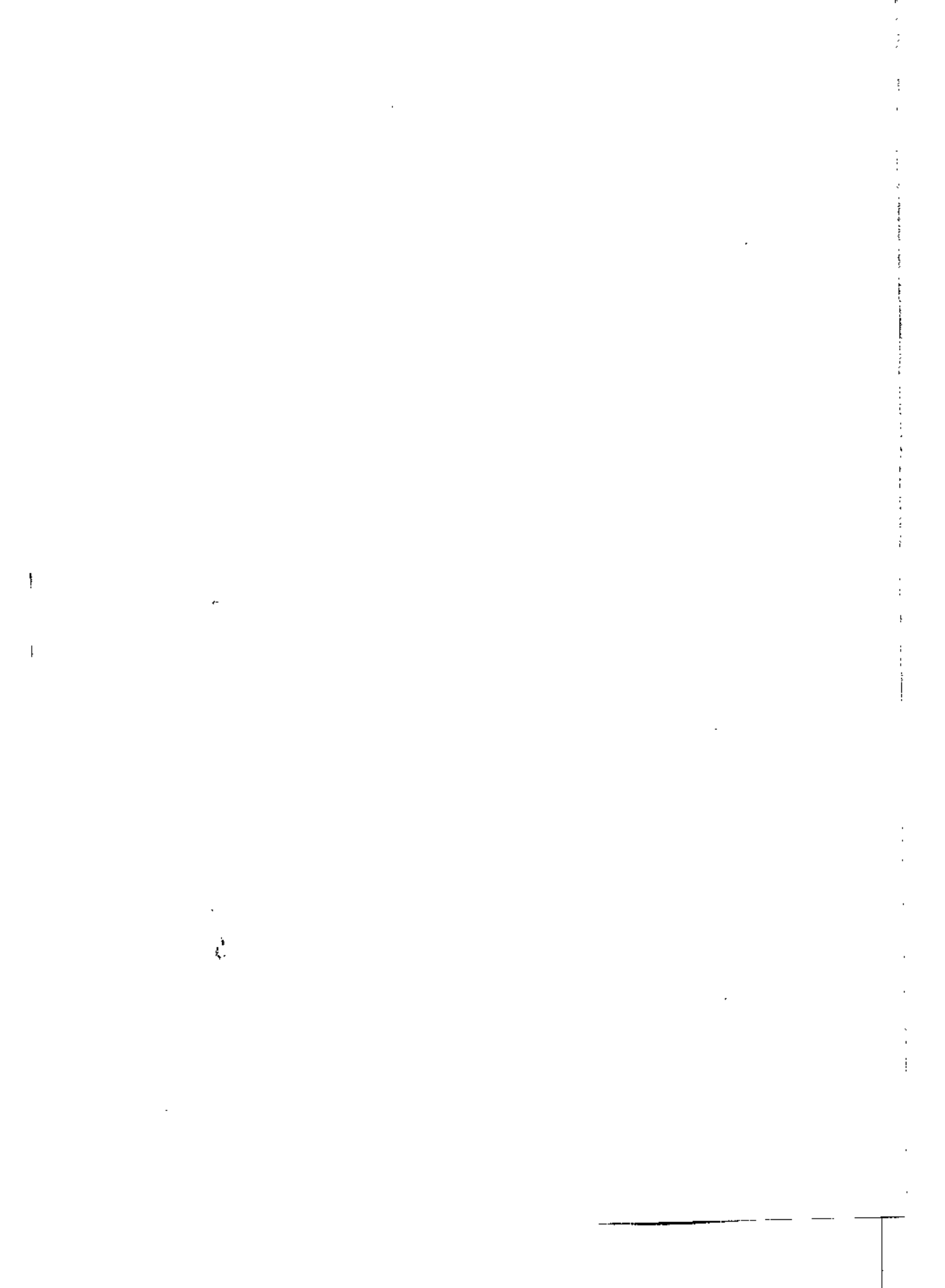
软件目前尚不能代替模具设计师设计注射模冷却系统。它们的主要作用是用来检验模具设计人员设计的冷却系统是否合理。所谓“优化”是体现在对冷却方案的反复验证，对冷却系统的反复模拟、比较的基础上的，切勿误解。

参考文献

- 1 黄克智. 非线性连续介质力学. 北京: 清华大学出版社, 北京大学出版社, 1989
- 2 杜珣. 连续介质力学引论. 北京: 清华大学出版社, 1985
- 3 数学手册编写组. 数学手册. 北京: 人民教育出版社, 1979
- 4 李尚健主编. 金属塑性成形过程模拟. 北京: 机械工业出版社, 1999
- 5 汪大年主编. 金属塑性成形原理. 修订版. 北京: 机械工业出版社, 1986

- 6 匡震邦. 非线性连续介质力学基础. 西安: 西安交通大学出版社, 1989
- 7 刘庄, 吴肇基, 吴景之, 张毅著. 热处理过程的数值模拟. 北京: 科学出版社, 1996
- 8 李国琛, M. 耶纳著. 塑性大应变微结构力学. 第二版. 北京: 科学出版社, 1998
- 9 [日] 富田佳宏. 数值弹塑性力学. 东京: 养贤堂, 1990
- 10 江体乾. 工业流变学. 北京: 化学工业出版社, 1995
- 11 [英] O.C. 监凯维奇著. 有限元法. 尹泽勇, 江伯南译. 北京: 科学出版社, 1985
- 12 王勖成, 邵敏编著. 有限单元法基本原理和数值方法. 第2版. 北京: 清华大学出版社, 1997
- 13 丁皓江, 何福保, 谢贻权等编. 弹性和塑性力学中的有限单元法. 修订版. 北京: 机械工业出版社, 1989
- 14 [日] 日本塑性加工学会. 非线性有限要素法. コロナ社, 1994
- 15 T. Belytschko, J. Lin, C.S. Tsay. Explicit Algorithms for Nonlinear Dynamics of Shells. *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, 1984, (42): 225~251
- 16 [美] K.J. 巴斯著. 工程分析中的有限元法. 傅子智译. 北京: 机械工业出版社, 1991
- 17 H. 卡德斯图赛主编. 有限元法手册. 诸德超, 傅子智译. 北京: 科学出版社, 1996
- 18 S. Kobayashi, S. I. Oh and T. Altan. Metal Forming and the Finite-Element Method. New York: Oxford Press, 1989
- 19 陈如欣, 胡忠民编著. 塑性有限元法及其在金属成形中的应用. 重庆: 重庆大学出版社, 1989
- 20 吕丽萍主编. 有限元法及其在锻压工程中的应用. 西安: 西北工业大学出版社, 1989
- 21 兰箭, 董湘怀, 李志刚. 理想变形与板料成形设计. 华中科技大学学报, 2001, 29(4): 72~74
- 22 E. Nakamachi and X. Dong. Elastic/Crystalline-Viscoplastic Finite Element Analysis of Dynamic Deformation of Sheet Metal. *Engineering Computations*, 1996, 13 (2/3/4): 308~326.
- 23 董湘怀, 郑莹, 李尚健等. 冲压成形动力分析中惯性效应对板坯变形的影响. *机械工程学报*, 2000, 36 (12): 70~74
- 24 Zhi-hua Zhong. Finite Element Procedure for Contact Impact Problems. New York: Oxford University Press, 1993
- 25 S.P. Wang and E. Nakamachi. the Inside-Outside Contact Search Algorithm for Finite Element Analysis. *Int. J. for Numerical Methods in Eng.*, 1997, Vol.40, 3665~3685
- 26 王仁, 黄克智, 朱兆祥主编. 塑性力学进展. 北京: 中国铁道出版社, 1988
- 27 梁炳文, 胡世光. 弹塑性稳定性理论. 北京: 国防工业出版社, 1983
- 28 B. Dodd, Y. Bai. Ductile Fracture and Ductility. London: Academic Press, 1987
- 29 M.J. Finn et al.. Use of a Coupled Explicit-implicit Solver for Calculating Spring-back in Automobile Body Panels. *J of Materials Processing Tech.*, 1995, (5): 395~409
- 30 C. Weidemann. the Blank Holder Action of Drawbeads. *Proceedings of 10th Biennial IDDRG Congress*, 1978: 79~85
- 31 A. Sluzalec. Thermal Effects in Friction Welding. *Int. J. Mech. Sci.*, 1990, 32 (6): 467~478
- 32 V. Steininger. Forming Simulation in the Vehicle Development Process. *The Fabricator*, 1998, (28): 135~156
- 33 顾尔祚编. 流体力学中的有限差分法基础. 上海: 上海交通大学出版社, 1988
- 34 钱壬章等编. 传热分析与计算. 北京: 高等教育出版社, 1987
- 35 [日] 大中逸雄. 计算机传热凝固解析入门——铸造过程中的应用. 许云祥译. 北京: 机械工业出版社, 1988
- 36 [美] 施天谟著. 计算传热学. 北京: 科学出版社, 1987
- 37 傅德薰主编. 流体力学数值模拟. 北京: 国防工业出版社, 1993
- 38 唐志玉, 李德群等. 塑料模具设计师指南.

- 北京：国防工业出版社，1999
- 39 冯元祯．连续介质力学导论．北京：科学出版社，1984
- 40 俞昌铭．热传导及其数值分析．北京：清华大学出版社，1981
- 41 孔祥谦．热传导中的有限单元法．北京：科学出版社，1986
- 42 V.W.Wang,C.A.Hieber and K.K.Wang.Dyn-amic Simulation and Graphics for the Injection Modeling of Three Dimensional Thin Parts.J.Polym.Eng., 1986, (7): 21~45
- 43 李志刚主编．模具 CAD/CAM. 北京：机械工业出版社，1994
- 44 AutoForm User's Manual.Autoform Engineering GmbH, 2001
- 45 Eta/DYNAFORM User's Manual, Version 3.1.Engineering Technology Associates, Inc., 2000
- 46 陈兴等．模拟注射模具传统设计方法的 CAD 系统．华中理工大学学报，1993 (4)
- 47 李德群等．注塑模浇注系统的设计研究．中国塑料，1994 (3)
- 48 陈兴等．计算机辅助注射模成型零件结构设计，模具工业，1994 (2)
- 49 陈兴等．参数化图形库技术及其在注塑模中的应用．机械与电子，1994 (2)
- 50 陈兴等．注塑模 CAD/CAM/CAE 集成系统的开发．计算机辅助工程，1992 (4)
- 51 李德群等．注塑模 CAD/CAM/CAE 技术的发展和应 用．塑料科技，1992 (1)
- 52 李德群等．计算机辅助生成注塑模型腔及型芯．模具技术，1992 (1)
- 53 叶显高．基于尺寸驱动的注塑模图形输入软件．华中理工大学学报，1994 (12)
- 54 李德群等．如何使用注射模流动模拟软件．模具工业，1993 (2)



中国模具设计大典
CHINA DIE & MOULD DESIGN CANON

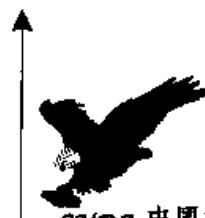
第
3
篇

金属塑性成形过程优化设计方法

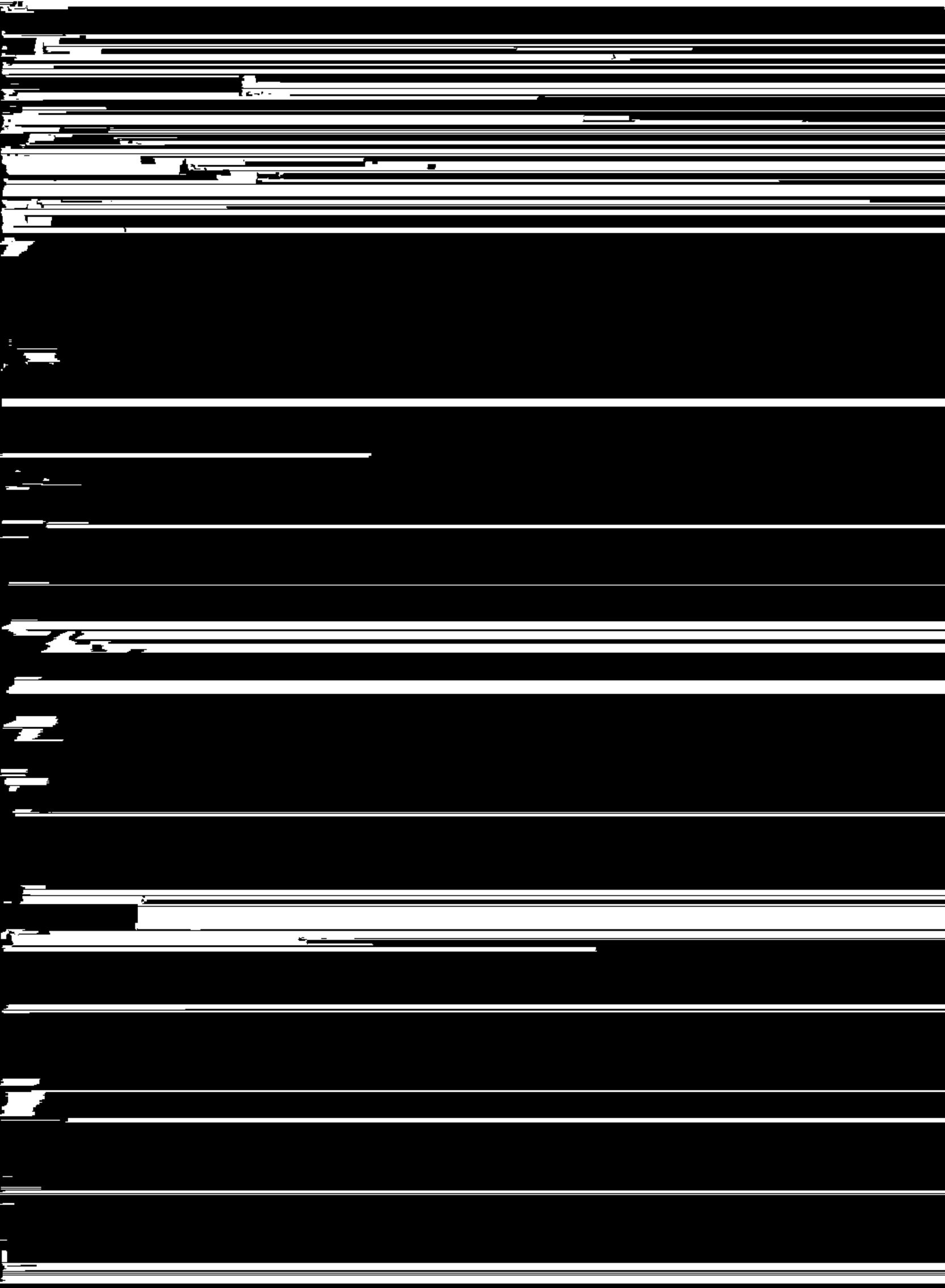
主 编 赵国群

编 写 赵国群 王广春
赵新海

审 稿 李志刚



中国机械工程学会
CMOC 中国模具设计大典编委会



第 1 章 绪 论

1 金属塑性成形理论分析方法概述

金属塑性成形技术是一种少、无切削的金属加工方法,广泛应用于工业生产部门,其理论和应用研究一直受到国内外广大科技工作者的高度重视。常见的金属塑性成形工艺包括锻造、挤压、轧制、拉拔和板料冲压等。作为一个系统,对金属塑性成形的研究应包括对成形金属、模具、成形金属与模具作用的界面条件、加工设备以及最终产品特性的研究等等。由于塑性成形过程伴随着很大的塑性变形,而且既存在着几何非线性特征,又有物理非线性,加之初始边界条件的复杂性及其数学处理上的困难,因而长期以来人们只能通过采用简化、假设和利用实验、经验数据、图表、模型等方法来进行理论分析和应用设计,不能适应飞速发展的工业生产需要。

金属塑性成形理论就其内容来分有金属塑性变形的物理-化学理论和数学-力学理论。其中,金属塑性成形的数学-力学理论主要是用宏观数学-力学分析方法求解塑性成形过程的力能参数、变形参数以及应力、应变、温度的分布规律和金属的塑性流动模式等,而这些理论问题正是金属塑性成形工艺的制订、模具设计、产品质量的控制与提高的重要基础。金属塑性成形的数学-力学分析方法可分为以平衡微分方程为基础的分析方法,例如主应力法、滑移线法、Nevica-Strokes 方法和以能量守恒定律为基础的方法,例如上限法/上限单元法、Hill 的一般解法、有限元法。主应力法、滑移线法、Nevica-Strokes 方法、上限法、Hill 的一般解法目前主要是对二维简单成形过程的分析有一定的适用性。

随着计算机科学技术和数值模拟技术的发展,工业生产对于提高金属塑性成形工艺和模具设计水平的需求越来越迫切。在过去的 20 年中,以有限元方法为主的金属塑性成形过程的数值模拟技术得到了极大的进步和发展,并成为模具与工艺 CAD/CAM/CAE 技术的重要核心技术之一,在工业生产中已经得到了广泛应用。塑性成形模

拟技术能够真实地描述金属塑性成形过程材料的流动全貌,显示出成形过程中材料、模具的各种物理场量的分布与变化规律、力能参数变化规律、诊断和预测成形过程缺陷,从而在计算机上形象地显示出塑性成形过程的虚拟制造过程,为验证和掌握塑性成形工艺与模具设计方案提供了强有力的工具。

众所周知,影响金属塑性成形过程的因素很多,掌握金属塑性成形的最佳路径对于模具与工艺设计至关重要,但实现金属塑性成形过程的优化设计具有相当大的难度。近年来,国内外许多研究者开展了有关塑性成形过程优化设计方法的研究,特别是预成形设计这一重要问题的研究,并取得了较大进展。

金属体积成形过程通常为非稳态大变形问题,其产品的质量主要取决于模具设计的水平。对于形状复杂的锻件,绝大多数采用多工序加工,工序数目的确定和各工序模具形状的设计,即预成形设计,是材料成形工艺与模具设计的中心工作。如何设计预锻件形状和预锻模具形状是生产合格终锻件的关键,也是模具设计的难点之一。

体积成形过程预成形设计是根据所掌握的锻造过程中材料流动规律进行的创造性活动。到目前为止,人们对体积成形过程金属流动规律的认识途径主要有三种:生产实践、物理模拟技术和数值模拟技术。与此相适应,预成形设计和工艺设计中所依据的知识和采用的手段也主要有三种:基于以往丰富经验的经验性指导原则、物理模拟技术和基于数值模拟的计算机辅助设计。基于以往丰富经验的经验性指导原则,其定性准则由于经验性强,技术含量高,应用起来十分困难;其定量准则主要基于体积计算和圆角半径的修正,并不能预测材料流动、应力应变分布和可能出现的缺陷,因而精度不高,在计算机辅助预成形及模具设计中,仅能起辅助的、先期的指导作用。物理模拟技术,作为验证预成形设计和工艺设计、验证数值模拟结果的手段以及研究金属

成形规律的实验手段,具有重要的实用价值。但这种方法仍然需要实物的模具和材料,具体实施仍然耗时、耗力、耗材。另外由于软材料与真实材料物理性质的差异,试验结果不可避免存在偏差。故此方法在预成形及模具设计中也只能起辅助作用。而基于数值模拟的计算机辅助设计,由于利用数值模拟方法,可方便地确定塑性成形过程各个阶段所需的变形功和载荷,获得工件的内部应力、应变、温度分布和金属流动规律,获得模具的应力、应变、温度分布和合理形状,预测工件的成形状况、残余应力、缺陷、晶粒的粒度和取向分布,为预成形设计和工艺设计提供了强有力的工具,同时由于计算机软硬件技术的发展,基于数值模拟的预成形设计得到了迅速的发展。

2 基于数值模拟技术的预成形设计方法

基于数值模拟的预成形设计方法主要有反向模拟法和正向模拟法。反向模拟是从具有假定的应变分布和速度分布的终锻件开始,反向跟踪到给定工件形状和应变分布所经历的变形路径,以确定预成形件形状和初始坯料,故这种模拟方式又称为反向跟踪。

反向模拟技术中广泛使用的方法是有限元法和上限元法。反向模拟技术在金属成形的预成形设计中得到了较广泛的应用。Park^[27]将其用于壳体缩口的预成形设计。Kang^[28,29]用刚塑性有限元反向模拟法对一净形壳体缩口零件和挤压进行了预成形设计。Huang^[30,31]用基于有限元法的反向模拟技术对轴对称圆盘锻件、非应变硬化材料消除端头废切料的平面应变轧制过程进行了预成形设计,并在反向模拟中考虑了温度的影响。Zhao等^[37~45]用刚塑性有限元法对涡轮机转子圆盘、截面为H形的锻件等轴对称锻件的锻造过程进行反向模拟和预成形设计,并对其结果进行了正向模拟验证。刘庆斌等^[46,47]采用上限元法对截面为H形的轴对称锻件的锻造过程进行反向模拟和预成形设计,用有限元法对其结果进行了正向模拟验证,并将设计结果成功的应用于实际生产。

反向模拟方法在三维问题上也有应用。Kang^[48,49]等首先在圆环轧制过程预成形设计的

反向模拟中采用三维有限元法,并用此方法对平截面及“T”形截面圆环的轧制过程进行了预成形设计;用刚塑性有限元反向模拟技术开发了一套三维塑性成形分析程序,并对矩形方坯锻造与圆柱体径向锻造进行了反向模拟。

反向模拟本身不是一种结果唯一的技术,由于变形过程和顺序的多样性,根据边界条件的不同选择可以得到不同的预成形形状。因此,边界条件的处理就成为反向模拟技术中的关键问题。目前二维问题的边界还没有通用的准则,对于三维问题,处理节点脱模的准则问题更为复杂。因此,如何解决好节点的边界条件问题是决定反向模拟技术未来应用的关键所在。

正向模拟是从坯料开始,模拟工件在模具作用下的整个成形过程,以获得工件的变形状况和各种场量分布。正向模拟中广泛使用的是有限元法^[13~23]。Duggirala^[50]用刚塑性有限元程序ALPID模拟了多种锻造过程,以确定一种闭式模锻工艺来获得无缺陷的圆环齿轮锻件。Kim^[32]用有限元法对应变硬化材料及非应变硬化材料H形截面锻件三种几何形状进行了无飞边锻造预成形设计,以获得不同截面高宽比(H/B)零件所需的预成形工序数和预成形形状。Mamalis^[51]用显式有限元程序DYNA3D模拟了两个轴对称预成形(锥形壳体和斜齿轮)的高温锻造过程,并考虑了温度的影响。Kang^[39]将翼形截面桨叶作为二维平面应变问题,采用有限元的正向加载方法,由模拟结果提出了此类锻件较为理想的预成形设计方法。

但以上方法均可归结为利用数值模拟技术进行设计结果验证的试错法。其基本思路仍与传统的试错法思路一样,只不过所用的验证手段不同,对不合理设计的修改方案还是需要由设计者根据模拟结果和对影响模拟结果的因素的经验提出,设计过程的自动化问题还有待于进一步提高。

近年来,随着市场竞争日益激烈,产品的成本和质量成为决定各生产企业命运的关键。在锻造行业,在努力降低设计与制造成本的同时,提高锻件的性能和质量已成为大势所趋。因而必须对成形工艺进行优化设计已获得少无飞边高性能的锻件。同时,优化过程应实现自动化,从而提高设计效率,减少设计过程的盲目性。于是,人

们开始研究可实现预成形优化设计的方法,并取得了显著进展。

3 基于灵敏度分析的模具优化设计方法

目前预成形设计优化方法中具有代表性的有:基于灵敏度分析的正向模拟优化法、直接微分法、拟合优化法、微观遗传算法等等。

3.1 基于灵敏度分析的正向模拟优化法

基于灵敏度分析的优化方法属于梯度型优化方法。这种方法首先是确定目标函数和设计变量,然后找出目标函数和设计变量之间的函数关系,推导目标函数对设计变量的灵敏度方程,根据设计变量的现有值求解出这些灵敏度信息,再利用有效的优化方法确定设计变量的最优搜索方向,得到更优的设计变量,再求解灵敏度信息,如此反复,直至优化迭代收敛为止。

Badrinarayanan 和 Zabaras^[52~54]从力学和数学的角度提出了一种超弹粘塑性材料大变形过程的灵敏度分析方法,并将这种方法用于轴对称圆柱坯墩粗的预成形优化设计,设计目标是消除侧面鼓形。这种方法的设计目标是预成形件的形状面不是预成形模形状,预成形模形状则需根据设计出的预成形件形状进行设计。但该方法设计出的预成形件形状通常不易成形,如圆柱体墩粗过程,为了消除锻件的侧面鼓形,设计出的预成形件侧面呈凹形,增加了预成形模设计和生产的难度。Fourment^[55,56]等也提出了一种用于预成形及预锻模形状优化设计的方法,目标函数为理想锻件形状和实际锻件形状距离,预成形件和预锻模形状用 B 样条曲线拟合,设计变量为 B 样条曲线控制点的法向距离,并对一次锻造毛坯形状和二次锻造预成形形状进行了优化设计。Zhao 等^[57~60,62~66]采用实际终锻件形状与理想终锻件形状之差为目标函数,预成形模具形状用 B 样条曲线表示,优化目标是减小实际终锻件形状与理想终锻件形状之间的差异。该方法直接对预成形模形状进行设计,而预成形件形状则根据预成形模的形状进行设计。用这种方法分别对圆柱坯墩粗无侧面鼓形、轴对称锻件 H 形截面高宽比 $H/B=1.0, 2.0$ 的两类锻件进行了无飞边预成形优化设计。基于此方法,开发了锻造过程优

化设计系统,此系统可自动进行灵敏度分析,优化过程也可自动进行,故可实现锻造过程预成形设计的自动化。

基于灵敏度分析的正向模拟优化法在实用中仍存在一些值得研究的问题:

(1) 金属塑性成形过程的灵敏度信息的方程式推导比较复杂。由于金属成形过程是材料分布和塑性变形能量分布的耦合形式,各种目标函数与设计变量之间的函数关系较复杂,因此目标函数和设计变量之间的灵敏度信息的推导也具有一定的复杂性。

(2) 虽然节点坐标对设计变量和节点速度对设计变量的灵敏度是通用的,但目标函数对设计变量的灵敏度是针对特定的目标函数和特定的设计变量推导得出,并固化在优化程序中。因此,如要改变目标函数和设计变量,由目标函数对设计变量的灵敏度到节点坐标对设计变量或节点速度对设计变量的灵敏度之间的转换关系就需要重新推导,并重新编制优化程序。所以,可将常用的灵敏度信息固化在优化程序中,根据不同的目标函数调用不同的灵敏度信息。这部分工作还有待于完善。

3.2 直接微分法

这是一种基于求导技术的方法。在该方法中通过求解由有限元等式的扰动产生的微分形式的矩阵方程来得到状态变量对设计变量的微分。然后这些微分的值被用来计算当前的设计准则基于其上的设计灵敏度。Kusak 和 Thompson 把这种技术应用于稳态成形的模具形状的优化设计。后来, Badrinayanan 和 Chenot 及其合作者把这种技术应用到非稳态成形的模具形状和预成形的优化设计。Chung 和 Hwang 采用该方法提出了一种用于非等温、非稳态成形过程的工艺优化设计方法。该方法可以处理多目标函数的问题,给出了控制工件变形的均匀性、温度分布的均匀性和控制工件轮廓与预定直线偏移量的目标函数,并分别针对壳缩口工艺、 C 形截面的无飞边平面锻造和一个由两个开式锻造进行预锻的圆盘热成形工艺进行了净成形优化设计、均匀变形优化设计和均匀温度的优化设计,得到了较满意的结果。但优化迭代的次数较多,一般在 20 次以上,说明直接微分法的收敛速度不够理想,这将在一定

程度上限制它在预成形设计上的发展。

3.3 拟合优化法

Kusiak^[80,81]提出的拟合优化方法思想来源于外推法。这种方法用简单的函数来近似逼近目标函数和设计变量之间的函数关系,通过求解这个简单函数的极值点来推测真实函数的极值点。

拟合优化法属于非梯度型直接优化法,它不需要灵敏度信息,而只需要根据目标函数值确定优化方向。Kusiak用这种方法对轴对称闭式模锻的预成形进行优化设计,设计目标是使锻件中奥氏体颗粒分布尽量一致。模具形状用三次多项式表示,设计变量为三次多项式的系数。这种方法的优点在于不需要触及有限元程序代码,只要有数值模拟软件,就可以进行优化设计。但对设计变量个数有一定的限制。当设计变量个数大于3时,有可能会使拟合过程失效。

3.4 微观遗传算法

遗传算法是一种模拟生命进化机制的搜索和优化算法,它利用“优胜劣汰”的生命机制进行优选,是一种直接优化法^[82~84]。主要用于自动控制、机器人学、神经网络中,与其它算法相比,遗传算法具有全局优化和隐含并行性的优点,尤其适用于设计灵敏度可能是不连续的或者目标函数具有多个极值点,设计迭代只依赖于目标函数的情况。

根据遗传算法的群体规模,遗传算法又分为简单遗传算法和微观遗传算法。简单遗传算法的群体规模一般为30~200,且规模越大越有利于防止过早收敛问题的出现,但由于金属成形问题是一个几何非线性和物理非线性耦合的复杂过程,此过程模拟比较费时,而遗传算法必须通过数值模拟来获得目标函数,Roy^[85,86]等对一种汽车零件的预成形工步的模具形状进行了优化,计算耗时较大。因此,简单遗传算法不适应于分析金属成形过程。而微观遗传算法可克服此弊端,群体规模可少至6,且具有自适应性,效率更高。

罗仁平^[75,76]通过对微观遗传算法实际编程和验证,对其进行了改进:采用多点杂交技术提高基因块结合的多样性;根据染色体的编码距离配对,引入远源杂交原理,以加快收敛速度,并

避免了近亲杂交引起的早熟现象的出现;提出了一种适应值转换函数解决了适应值问题。在此基础上,对平面应变方坯墩粗和轴对称H形零件的锻造进行了预成形优化设计,并以连杆闭式模锻为例对三维问题进行了预成形设计,取得了良好的效果,但该方法具有较强的专业性,群体、染色体、适应值、模式等概念较多,编码、复制、杂交、变异等基本操作较多,且复制、杂交和变异等操作都会对模式产生影响,所有这些有可能会影响到它在预成形优化设计中的应用。

4 金属塑性成形过程的其他优化设计方法

4.1 一致变换方法及理论流动模型

这两种方法是Lanka^[44]提出的。一致变换方法的基本思想为:根据体积不变假设,将金属成形过程作为纯几何变换过程,即在约束条件限制下,按照形状变换规则,将终锻件逐步变换成为较为简单的预成形。变换过程使用三种不同的投影方法。本方法在实际应用中,存在下列问题:在预成形的初始状态,锻造方向、分模线应预先确定;变换过程仅考虑单方向金属流动,不能用于锻造方向和分模线需变换的多工序锻造中;仅基于形状变化,不能考虑不同材料因流动行为不同而发生的变动,即不能考虑材料行为。

理论流动模型基于理想材料概念。对于一般材料,其本构关系可用幂强化形式表示:

$$\sigma = C\epsilon^m$$

一般材料, $m = 0.1$, $m = 0$ 为理想塑性材料, $m = 1$ 为牛顿流体。此处指定牛顿流体为“理想材料”,而真实材料 $m = 0.2 \sim 0.5$ 。理想材料流动方法这一概念为:若真实材料可允许像理想材料一样变形,无缺陷锻造这一目标可以实现得最好。将用理想流动形式获得的中间形状作为预成形,对真实材料进行锻造,可使真实材料达到近似理想的流动状态。

Lanka在文中提出了划分工序准则,认为合理的锻造工艺应为材料分布最优,并使产品无缺陷。并定义应力比参数 g (平均应力和等效应力之比),认为若 $g > 0$,可能出现的拉伸机会最大。在实际分析过程中,通过对设计模拟结果的分析,比较 g 值和应变梯度,可确定锻造工序,

这种方法的实用性还有待于进一步探讨。

4.2 神经网络形状内插值法

此方法是一种基于设计实例的预成形设计方法。它利用零件所属零件族的已有的预成形设计事例,通过对零件族中已有零件的预成形设计进行内插值得到此零件的预成形形状。利用这种技术,可以将由经验设计、数值模拟设计、物理模拟设计等方式得到的预成形设计结果储存在零件族的预成形形状库中,作为已有的设计知识,内插值可用神经网络算法实现。此方法将减少有限元分析设计和物理模拟设计的时间消耗。此方法实现预成形设计的主要问题在于零件和预成形的形状表示及神经网络的训练。

4.3 改进的约束变尺度法

约束变尺度法是从牛顿法求解的最优化条件出发提出的一种很有效的方法。聂绍珉^[77,79]等为了解决海森矩阵非正定问题,引入了修正的变尺度法,并引入了不精确一维搜索的策略。在此基础上,用三次样条函数描述模具和工件的形状,以工件变形的均匀性为目标函数,控制凹形坯料

镦粗后母线的直线度为约束条件,对侧面凹形坯料轴对称镦粗进行了优化设计,优化得到的工件内部等效应变分布有较大改善。

综上所述,国内外众多学者对预成形设计进行了大量研究,并取得了很多研究成果。随着数值模拟技术的发展和更加深入的研究,金属成形工艺的计算机辅助设计和仿真对于优化设计的需求愈来愈大,金属成形工艺与模具的优化设计方法必将得到更大的发展。目前的研究主要集中在控制工件形状的预成形设计,对于影响工件质量的因素如变形均匀性、内部组织结构等的研究还较少;目前的研究主要集中在二维问题上,对于三维问题的研究还有待于进一步开发和提高;目前的研究多是针对两个工序的体积成形进行的预成形设计,对于更为复杂的多工序体积成形过程的优化设计的研究还很少;目前的研究集中于金属塑性成形过程的单目标优化设计,其多目标优化设计的研究所见不多;目前的优化方法的收敛性和收敛速度还有待于提高,需要进一步完善或随着研究的发展寻求更高效的适合于体积成形变形状况的优化方法。

第2章 工程优化设计方法

1 引言

长期以来,工程设计工作者一直沿用经验类比设计方法来处理工程实际问题,需要通过多次反复地“设计—分析—再设计”过程,才可能得到一个较为满意的设计方案。显然,这个设计过程是人工试凑与类比分析的过程,不仅需要花费较长的设计时间,而且只限于少数几个候选方案中进行分析比较。由于设计过程缺乏严格的、科学的定量分析计算,一般很难得到近乎最优的设计方案,特别是对于影响因素很多的复杂工程设计问题,更是如此。

随着计算机技术的发展和运用,20世纪50年代发展起来的以线性规划与非线性规划为主要内容的新的数学分支——数学规划被应用于解决工程设计问题,形成了工程设计的新理论和新方法,即工程优化设计理论与方法。工程优化设计研究与实践的不断深入,使传统的工程设计方法发生了根本性的变革,从而把经验的、感性的、类比的传统设计方法转变为科学的、理性的、立足于计算分析的设计方法。特别是近年来,随着有限元法、可靠性设计、计算机辅助设计的理论与方法的发展及与优化设计方法的结合应用,使整个工程设计过程逐步向自动化、集成化、智能化发展,其前景是令人鼓舞的。

对工程问题进行优化设计,本质上是根据优化设计理论,采用优化设计算法,运用计算机高质量高速度地完成设计任务。为此,首先要把工程设计问题转化为数学模型,即用数学表达式描述工程设计问题;然后,按照数学模型的特点选择优化设计方法及其计算程序,运用计算机求得最优解,即最优设计方案。因此,工程优化设计包括建立数学模型和运用优化方法求解这两个方面的重要内容。

本章只简要介绍几种常用的工程优化设计方法,以便为后面几章的内容提供一定的基础,有关更深广方面的工程优化设计方法,见有关参考文献。

2 工程优化设计的数学模型

工程设计问题一般都可以用数学表达式来描述,即转化为数学模型。一个优化设计的数学模型通常包含设计变量、目标函数和约束条件三个基本要素,由它们所组成的工程优化设计数学模型所表达的含义是:在满足一定的约束条件下,寻求一组设计变量值,使得目标函数达到极小值(或极大值)。

2.1 设计变量

在优化设计中不断变化的一组参数(也构成一个向量),称为设计变量或设计向量。一组设计变量代表一个设计方案。设计变量有连续变量和离散变量两种不同形式。若设计变量的值可在上限与下限之间连续变化,则称之为连续变量。若设计变量的数值是按照某种离散数列变化的,称为离散变量。设计变量的数目称为优化设计问题的维数。如有 n 个设计变量,则称为 n 维设计问题。若将 n 维设计问题的 n 个设计变量,按一定顺序排列组成一个 n 维向量,即

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \vdots \\ x_n \end{bmatrix} = [x_1, x_2, \dots, x_n]^T \quad (3.2-1)$$

以 n 个设计变量 x_i ($i=1, 2, \dots, n$)为坐标轴就构成 n 维空间。一般设计变量均为实变量,故称为实欧氏空间,用 R^n 表示。在工程优化设计中,称此实欧氏空间为设计空间。

2.2 目标函数

在确定的设计思想指导下,由设计变量表达的用来评价所追求指标的函数,称为目标函数。目标函数当然是设计变量的函数,一般表示为

$$f(\mathbf{x}) = f(x_1, x_2, \dots, x_n) \quad (3.2-2)$$

目标函数是根据设计要求,按照设计准则建立起来的设计变量和已定参数的非线性多元函

数。目标函数在求解时一般都将其求解过程转化为在各种约束条件下求解某一多元非线性函数的极小值问题，即当目标函数在设定的约束条件下具有极小值时，我们就认为它所代表的设计变量是最优的，使 $f(x)$ 达到极小值的解 x^* 就是最优的设计方案。

选择和确定目标函数是优化设计中最重要决策之一。在探索和解决实际工程问题时，应尽量把要解决的目标集中，即集中解决主要目标。当然，在实际的工程设计和工程问题中，也常常存在多目标问题，即在考虑某一种目标时又必须顾及其他方面的要求，所以工程实际的优化问题也常常要处理多目标问题。这种在优化设计中要求几项指标同时达到最优值的问题，称为多目标优化问题。一个多目标优化问题的目标函数，表达式将变为

$$\min f(x) \quad x \in R^n$$

$$f(x) = [f_1(x), f_2(x), \dots, f_k(x)]^T \quad (3.2-3)$$

式中， $f_1(x), f_2(x), \dots, f_k(x)$ 称为分目标问题，它们具有不同的含义和完全独立的关系。

一般来说，处理多目标优化问题的主要方法是线性加权组合法，其基本原理是总目标函数 $f(x)$ 为各分目标函数加权后的线性叠加

$$f(x) = \sum_{i=1}^k w_i f_i(x) \quad (3.2-4)$$

式中 k ——分目标个数；

w_i ——加权因子，为大于0小于1的数，其选值是整个多目标优化问题的关键。

2.3 约束条件

在优化设计过程中，设计变量不断改变其取值，以期达到目标函数的最小值，但设计变量的改变和取值要受到一系列的限制和约束，问题本身对于设计变量的一些限制条件，构成了对设计变量的约束条件。对设计变量的约束条件，均以等式和不等式两种形式表示为一系列的约束方程

不等式约束： $g_u(x) \geq 0$ ($u=1, 2, \dots, m$)
或者 $g_u(x) \leq 0$ 亦可将其一律转化为 $g_u(x) \geq 0$ 形式，只须前面冠以负号。

等式约束： $h_v(x) = 0$ ($v=1, 2, \dots, p < n$)

等式约束方程的总数 v ，不应等于和超过设

计变量的个数，否则未知量将全部有定解而无所谓有什么极小值问题，优化问题变得毫无意义。对于不等式约束方程的个数 m 并无限制。

优化数学模型的建立过程实际上就是确定设计变量、目标函数和约束条件的过程，一个优化问题的命题是否正确，应看其设计变量及其约束条件的选择和设定是否合理，目标函数的表达式是否协调，这三者在逻辑结构上是否严谨无误。可以说解决了优化数学模型问题，也就解决了优化问题。

根据目标函数和约束条件的表达形式可将工程优化问题分为以下三类：

(1) 无约束优化问题

无约束优化问题的一般表达式为

$$\min f(x) \quad x \in R^n$$

虽然无约束优化问题在工程设计中并不多见，但由于有相当一部分约束优化问题都是建立在无约束优化问题解法基础上的，因而此类优化问题及其解法应给予重视。

(2) 等约束优化问题

等约束优化问题的一般表达形式为

$$\min f(x) \quad x \in R^n$$

$$\text{s. t. } h_v(x) = 0$$

(3) 等约束和不等约束优化问题，即一般形式的优化问题

该类一般形式优化问题的表达形式为

$$\min f(x) \quad x \in R^n$$

$$\text{s. t. } h_v(x) = 0$$

$$g_u(x) \geq 0$$

3 无约束优化方法

无约束优化问题的一般数学表达式为

$$\min f(x)$$

$$x \in R^n \quad (3.2-5)$$

求解这类问题的方法，称为无约束优化方法。

虽然工程优化问题几乎都是有约束条件的，但是，有约束条件的工程优化问题的优化方法的基本求解策略或者是将约束优化问题转化为无约束优化问题来求解，或者是来源于无约束优化方法。因而可以认为，无约束优化方法是约束优化方法的基础。所以，无约束优化方法在工程优化设计中有着十分重要的作用。

若函数 $f(x)$ 为一元函数, 则求解问题的无约束优化方法称之为—维搜索方法。—维搜索方法有: 分数法, 黄金分割法, 二次插值法和三次插值法等。工程优化问题中的目标函数为一元函数的情况并不多见, 一般都为多元函数。多元函数的无约束优化方法, 可按其确定的搜索方向所使用的信息和方法的不同分为两大类: 一类方法是需要利用函数的一阶偏导数甚至二阶偏导数构造搜索方向, 如梯度法、牛顿法、变尺度法和共轭梯度法等。由于需要计算偏导数, 这类方法计算量大, 但收敛快, 一般称之为解析法。另一类方法是仅利用迭代点的函数值来构造搜索方向, 如坐标轮换法、模式搜索法、Powell 共轭梯度法和单纯形法等。由于只需要计算函数值, 对于无法求导或求导困难的函数, 这类方法就有突出的优越性, 但是其收敛速度较慢, 一般称之为直接法。

3.1 一维搜索方法

目标函数为一元函数的一维搜索方法是按照迭代格式

$$x^{(k+1)} = x^{(k)} + \alpha s^{(k)} \quad (3.2-6)$$

求解的, 即从已知点 $x^{(k)}$ 出发, 沿给定的方向 $s^{(k)}$ 搜索, 以得到目标函数沿 $s^{(k)}$ 方向的极小点, 其实质是求 α 的一个最优步长因子 α_k , 使

$$f(x^{(k+1)}) = f(x^{(k)} + \alpha s^{(k)}) = \min_{\alpha} f(x^{(k)} + \alpha s^{(k)}) \quad (3.2-7)$$

由于上式中的 $x^{(k)}$ 和 $s^{(k)}$ 都已确定, 所以上式所表达的问题就是以 α 为设计变量的一维无约束优化问题。

—维搜索方法的求解一般分两步进行。第一步是确定函数值最小点的所在区间, 即搜索区间; 第二步是求出该区间内的最优步长因子 α_k 的值。

3.1.1 搜索区间的确定

根据函数的变化情况, 可将区间分为单峰区间和多峰区间。对于单峰区间 $[a, b]$ 的函数值, 必然存在高一低一高的变化特征。如果在一维搜索之前, 可估计极小点的大致位置, 则可以直接给出搜索区间; 否则, 需采用试算法确定之。常用的确定搜索区间的方法是进退试算法, 也称为跨步法, 其求解方法如下:

设给定初始点 a 及初始步长 T_0 , 待定的搜索区间为 $[a, b]$ 。首先计算函数值 $f(a)$ 及 $f(a + T_0)$ 并比较它们大小。若 $f(a) > f(a + T_0)$, 则表明极小点在试算点的右侧, 特征为高一低, 说明跨步方向是正确的, 需再跨一步, 步长为 $T_1 = 2T_0$, 向前试算, 直至 $f(a + T_{i-1}) < f(a + T_i)$ 为止, 则边界为 $[a, a + T_i]$; 若 $f(a) < f(a + T_0)$, 则表明极小点在试算点的左侧, 特征为低—高, 说明跨步方向是错的, 应采用 $T = -T_0$ 后退试算来确定搜索区间。

有时, 当确定正确的搜索方向后, 可采用倍增步长法, 即将步长顺次增大一倍来加速区间的搜索速度。

3.1.2 黄金分割法

黄金分割法的基本思想是: 通过比较单峰区间内两点函数值, 不断舍弃单峰区间左端或右端一部分, 使区间接固定区间缩小率 0.618 逐步缩小, 直至极小点所在的区间缩小到给定的误差范围内而得到近似最优解。

黄金分割法的计算步骤如下:

1) 给定区间 $[a, b]$ 及允许误差 ϵ_1 及 ϵ_2 ;

2) 在区间 $[a, b]$ 内取两个试算点 $a_0^{(1)} = b - \lambda(b - a) = b - 0.618(b - a)$, $a_0^{(2)} = a + \lambda(b - a) = a + 0.618(b - a)$ 并计算函数值 $f_1 = f(a_0^{(1)})$, $f_2 = f(a_0^{(2)})$

3) 若满足收敛判断准则 $\left| \frac{f_2 - f_1}{f_1} \right| \leq \epsilon_1$ 则转至第 5) 步, 否则转第 4) 步;

4) 比较函数值 f_1 和 f_2 的大小。若 $f_2 \leq f_1$, 则取 $[a_0^{(1)}, b]$ 为新区间, 而 $a_0^{(2)}$ 则作为新区间内的第一个试算点, 即令 $a \leftarrow a_0^{(1)}$, $a_0^{(1)} \leftarrow a_0^{(2)}$, $f_1 \leftarrow f_2$, 而另一试算点可按下式计算出:

$$a_0^{(2)} = a + \lambda(b - a) = a + 0.618(b - a)$$

并计算函数值 $f_2 = f(a_0^{(2)})$, 然后转第 3) 步; 若 $f_2 > f_1$, 则取 $[a, a_0^{(2)}]$ 为新区间, 而 $a_0^{(1)}$ 作为新区间的一个试算点, 即令 $b \leftarrow a_0^{(2)}$, $a_0^{(2)} \leftarrow a_0^{(1)}$, $f_2 \leftarrow f_1$, 而另一个试算点可按下式计算出:

$$a_0^{(1)} = b - \lambda(b - a) = b - 0.618(b - a)$$

并计算函数值 $f_1 = f(a_0^{(1)})$, 然后转第 3) 步;

5) 若满足收敛判断准则 $\left| \frac{a_0^{(2)} - a_0^{(1)}}{a_0^{(1)}} \right| \leq \epsilon_2$

则转第6)步;否则,令 $a \leftarrow a_0^{(1)}$, $b \leftarrow a_0^{(2)}$ 并转第2)步;

6) 可令极小点为 $x^* = \alpha^* - \frac{1}{2}(\alpha_0^{(2)} + \alpha_0^{(1)})$, $y^* = f(x^*)$ 并输出结果, 停止迭代。

与上述步骤一致的计算框图如图 3.2-1 所示。

3.1.3 二次插值法

二次插值法的基本思想是: 在给定的单峰区间中, 利用函数上的三个点构造一个二次插值多项式来近似代替原来复杂的一元函数, 并求出此二次插值多项式的极小点, 作为原函数的极小点的近似值。

二次插值法的原理及求解过程如下:

设某一元函数 $f(x)$, 在单峰区间

$[\alpha_1, \alpha_3]$ 内取一点 α_2 , 且 $\alpha_1 < \alpha_2 < \alpha_3$, 这三点对应的函数值分别为 $f_1 = f(\alpha_1)$, $f_2 = f(\alpha_2)$, $f_3 = f(\alpha_3)$ 。于是可通过原函数曲线的三个点 (α_1, f_1) , (α_2, f_2) , (α_3, f_3) 作出一条抛物线(二次曲线), 此抛物线方程可表示为

$$p(\alpha) = a - b\alpha + \alpha^2 \quad (3.2-8)$$

由此方程可以很容易求得它的极小点 α_p^* , 此时求得的 α_p^* 不一定与原函数的极值点 x^* 重合。为求得满足预定精度要求的原函数的近似极小点, 一般要求进行多次迭代, 在已有的四个点 α_1 、 α_2 、 α_3 及 α_p^* 中选择新的三个点, 得到一个缩小了的单峰区间, 并利用此单峰区间的三个点再一次进行插值, 如此进行下去, 直到达到给定精度为止。

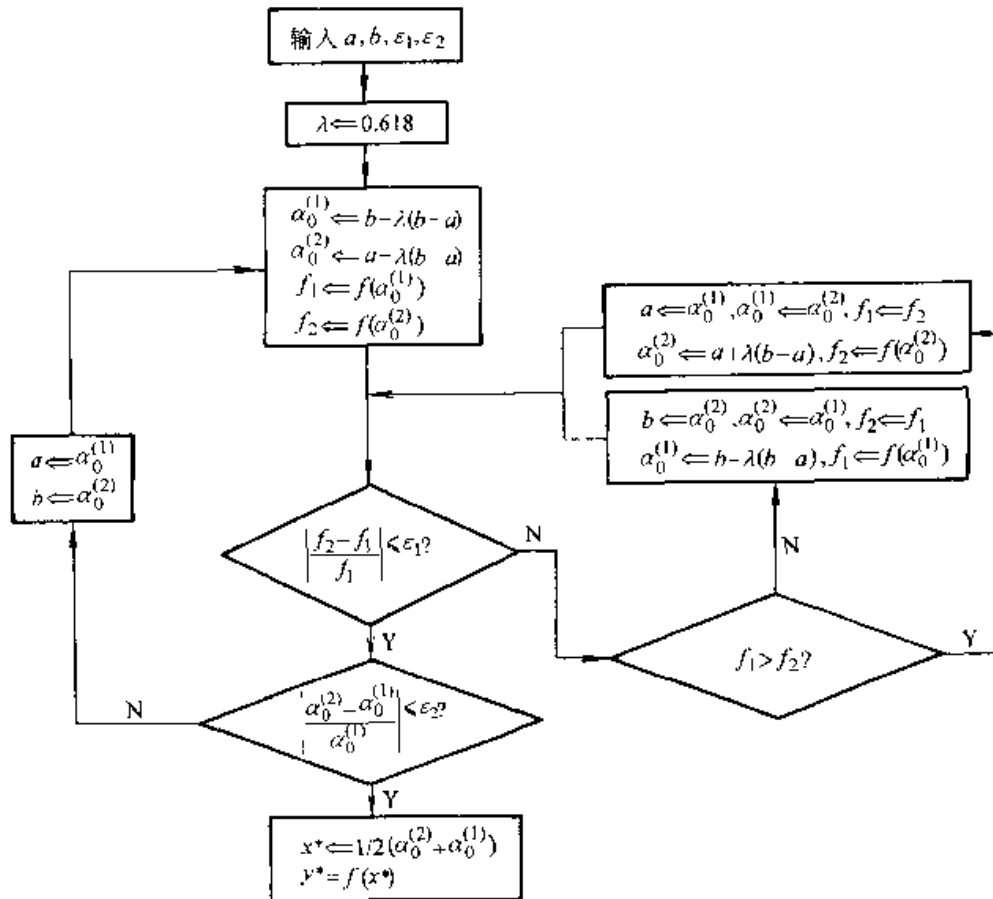


图 3.2-1 黄金分割法计算框图

3.2 梯度法

梯度法是求解多维无约束优化问题的解析方法。它的基本思想是: 将迭代点 $x^{(k)}$ 处的最速下

降方向, 即负梯度方向 $-\nabla f(x^{(k)})$ 作为搜索方向, 按照迭代格式

$$x^{(k+1)} = x^{(k)} + \alpha s^{(k)} = x^{(k)} - \alpha \nabla f(x^{(k)}) \quad (3.2-9)$$

求得负梯度方向的一个极小点 $x^{(k+1)}$ ，作为原问题的一个近似最优解；若此问题尚不满足精度要求，则再以 $x^{(k+1)}$ 作为迭代起始点，以 $x^{(k+1)}$ 处的负梯度方向 $-\nabla f(x^{(k+1)})$ 作为搜索方向，求得该方向的极小点 $x^{(k+2)}$ ；如此进行下去，直到所求得的解满足收敛条件为止。

(1) 梯度法的迭代步骤及计算框图

梯度法的迭代步骤如下：

- 1) 给定初始点 $x^{(0)}$ ，允许误差 ϵ ，并置 $k=0$ ；

- 2) 计算迭代点的梯度 $\nabla f(x^{(k)})$ 和搜索方向 $s^k = -\nabla f(x^{(k)}) / \|\nabla f(x^{(k)})\|$ ；

- 3) 如满足 $\|\nabla f(x^{(k)})\| < \epsilon$ ，迭代结束并输出 $x^{(k)}$ ，否则进行下一步；

- 4) 进行一维搜索，求最优步长 α_k ：
$$\min_{\alpha} f(x^{(k)} + \alpha s^{(k)}) = f(x^{(k)} + \alpha_k s^{(k)})$$

- 5) 求新迭代点 $x^{(k+1)} = x^{(k)} + \alpha_k s^{(k)}$ ；并令 $k = k + 1$ ，转第2)步。

程序框图见图 3.2-2。

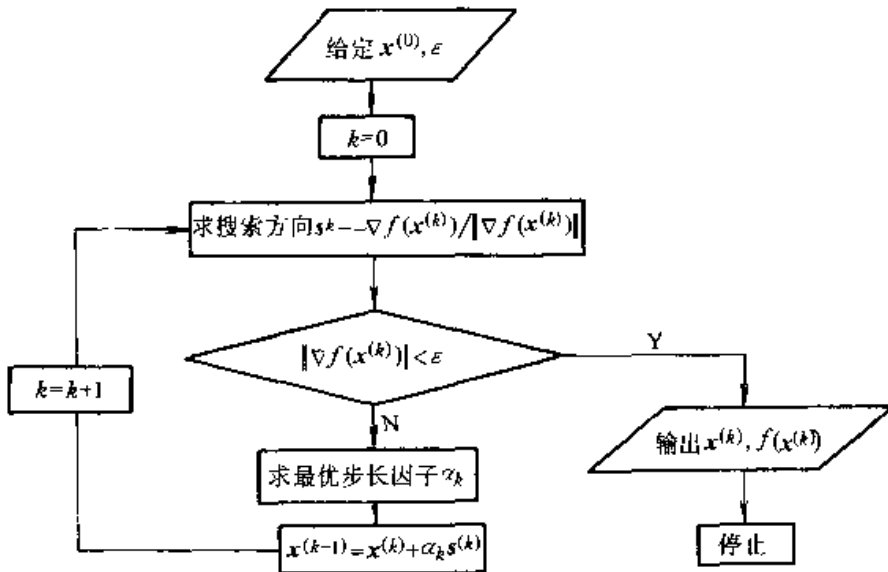


图 3.2-2 梯度法计算框图

(2) 梯度法的特点

由于梯度法每次迭代的搜索方向是选用最速下降方向，因此又称为最速下降法。从这点来看，容易使人认为这种方法是一个使函数值下降最快的方向，但实际上并不如此。从任意迭代点 $x^{(k)}$ 沿负梯度方向 $-\nabla f(x^{(k)})$ 搜索极小点 $x^{(k+1)}$ ，这就是求一元函数 $f_1(\alpha) = f(x^{(k)} + \alpha s^{(k)})$ 的极小值问题。可令

$$\frac{df_1(\alpha)}{d\alpha} = [\nabla f(x^{(k)} + \alpha s^{(k)})]^T s^{(k)} = 0 \tag{3.2-10}$$

由于 $s^{(k)} = -\nabla f(x^{(k)})$ ， $x^{(k+1)} = x^{(k)} + \alpha s^{(k)}$ ，故得 $[\nabla f(x^{(k+1)})]^T \nabla f(x^{(k)}) = 0$

上式表明，相邻两次迭代的极小点处梯度正交，即相邻两次迭代的搜索方向互相正交。因而搜索路线成锯齿状，并且愈接近极小点，其步长愈小，收敛速度极慢。由此可见，所谓最速下降是指函数在 $x^{(k)}$ 附近出现的局部性质，从全局

看，负梯度方向并非是下降最快的方向。

应当指出的是，目标函数的性态对梯度法收敛速度影响极大。例如，当二元二次函数的等值线是比较扁的椭圆时，其梯度法逼近函数极小值的过程呈直角锯齿状；而当等值线是圆时，则可一步达到极小值点。

梯度法的优点是迭代过程简单，而且在迭代最初的步长还是较大的，即在远离极小值点时，函数下降还是比较快的。因此，常将梯度法与其它方法结合，在迭代的开始几步用梯度法，当接近极小点时，再改用其它算法，以加快收敛速度。

3.3 牛顿法

牛顿法是梯度法的进一步发展，其基本思想是在求目标函数 $f(x)$ 的极小值时，先将它在点 $x^{(k)}$ 附近作泰勒展开提取二次近似函数式，然后求出这个二次函数的极小值点，并以此点作为原

目标函数的极小点 x 的一次近似值; 若此值不满足精度要求, 则以此近似点作为下一次迭代的初始点, 求出二次近似值; 照此方式迭代下去, 直至所求出的近似值极小点满足精度要求为止。

牛顿法求解的具体过程如下:

考虑从 $x^{(k)}$ 到 $x^{(k+1)}$ 的迭代过程, 在 $x^{(k)}$ 点用一个二次函数 $q(x)$ 来密切该函数 $f(x)$, 在 $x^{(k)}$ 点把 $f(x)$ 按泰勒公式展开 (到第二项为止)

$$f(x) \approx q(x) = f(x^{(k)}) + \nabla f(x^{(k)})^T (x - x^{(k)}) + \frac{1}{2} (x - x^{(k)})^T \nabla^2 f(x^{(k)}) (x - x^{(k)}) \quad (3.2-11)$$

对 $q(x)$ 求导数, 并知 $\nabla q(x^{(k)}) = 0$, 则 $\nabla q(x) = \nabla f(x^{(k)}) + \nabla^2 f(x^{(k)}) (x - x^{(k)}) = 0$, $(x - x^{(k)}) = -\frac{\nabla f(x^{(k)})}{\nabla^2 f(x^{(k)})}$, 于是 $x = x^{(k)} - \nabla^2 f(x^{(k)})^{-1} \cdot \nabla f(x^{(k)})$ 。在极值点附近, 我们用 $(x = x^{(k+1)})$ 来近似极值点, 得到

$$x = x^{(k)} - \nabla^2 f(x^{(k)})^{-1} \cdot \nabla f(x^{(k)}) \quad (3.2-12)$$

此式即为牛顿法的迭代公式, 其搜索方向为 $s^{(k)} = -\nabla^2 f(x^{(k)})^{-1} \cdot \nabla f(x^{(k)})$, 此方向称为牛顿方向, 步长因子 $\alpha_k = 1$ 。

牛顿法利用 $x^{(k)}$ 点提供的两阶导数信息 $\nabla f(x^{(k)})$ 、 $\nabla^2 f(x^{(k)})$ 、 $\nabla^2 f(x^{(k)})^{-1}$ 来构成它下一次迭代的修正量, 而 $\nabla^2 f(x^{(k)})^{-1} \cdot \nabla f(x^{(k)})$ 比起只有 $\nabla f(x^{(k)})$ 来, 不只是考虑了局部的最速下降方向, 而且还考虑了 $\nabla f(x^{(k)})$ 本身的变化趋势。因此它是一个考虑了全局的迭代方向, 必然具有较快的收敛速度。

3.4 变尺度法

变尺度法 (又称 DFP 法) 是在克服了梯度法收敛慢和牛顿法计算量大的缺点而发展起来的, 是求解无约束优化问题最有效的算法, 在工程优化设计中得到了广泛的应用。

变尺度法的基本思想是: 利用牛顿法的迭代形式, 然而并不直接计算 $\nabla^2 f(x^{(k)})^{-1}$, 而是利用一个对称正定阵 $A^{(k)}$ 近似地代替 $\nabla^2 f(x^{(k)})^{-1}$ 。 $A^{(k)}$ 在迭代过程中不断改进, 最后逼近 $\nabla^2 f(x^{(k)})^{-1}$ 。这种方法省去了 $\nabla^2 f(x^{(k)})$ 的计算和求逆, 计算量大为减少。

变尺度法的迭代公式为

$$x^{(k+1)} = x^{(k)} - \alpha_k A^{(k)} \nabla f(x^{(k)}) \quad (3.2-13)$$

其中, $-A^{(k)} \nabla f(x^{(k)})$ 为变尺度法的搜索方向, $A^{(k)}$ 为变尺度矩阵, 在迭代过程中逐次形成并不断修开。

当 $A^{(k)} = I$ (单位矩阵) 时, 式 (3.2-13) 变为

$$x^{(k+1)} = x^{(k)} - \alpha_k \nabla f(x^{(k)}) \quad (3.2-14)$$

而当 $A^{(k)} = \nabla^2 f(x^{(k)})^{-1}$ 时, 式 (3.2-13) 变为

$$x^{(k+1)} = x^{(k)} - \alpha_k \nabla^2 f(x^{(k)})^{-1} \nabla f(x^{(k)}) \quad (3.2-15)$$

显然, 式 (3.2-14) 就是梯度法的迭代公式, 式 (3.2-15) 就是牛顿法的迭代公式。由此可知, 梯度法及牛顿法可看作变尺度法的一种特殊形式。

由上述可知, 在迭代开始时, 一般令 $A^{(0)} = I$, 此时的变尺度法的迭代公式为式 (3.2-14), 它就是梯度法的迭代公式; 而当变尺度矩阵逼近 $\nabla^2 f(x^{(k)})^{-1}$ 时, 变尺度法迭代方向也逼近牛顿方向, 其迭代公式也逼近牛顿法的迭代公式。因而, 变尺度法最初的几步迭代与梯度法类似, 函数值下降较快; 而最后几步迭代与牛顿法相近, 可较快收敛到极小点。可见, 变尺度法克服了梯度法收敛慢的缺点, 但却保留了梯度法在最初几步函数值下降快的优点; 同时, 变尺度法避免了计算 $\nabla^2 f(x^{(k)})$ 及其逆矩阵, 从而克服了牛顿法计算量大的缺点, 但却有较快的收敛速度。因此, 在目标函数的梯度容易计算的情况下, DFP 变尺度法是一种很有效的方法。

4 约束优化方法

在实际工程中没有约束条件的优化问题是很少见的, 很难设想一个实际的工程设计在满足各种设计要求时会不受到一定的限制和各种外界因素及本身的制约。具有约束条件的优化问题的一般形式已为大家所熟知:

$$\begin{aligned} \min f(x) & \quad x \in R^n \\ \text{s.t. } h_i(x) & = 0 & (i = 1, 2, \dots, m) \\ g_i(x) & \leq 0 & (i = m+1, m+2, \dots, p) \end{aligned}$$

式中 $f(x)$ 、 $h_i(x)$ 、 $g_i(x)$ 都假定具有连续偏导数。

按求解这类约束最优化问题所采用的原始信

息和对约束条件处理方法的不同,可将约束优化分为两类:一是直接从可行域中寻找出它的约束最优解,称之为约束优化问题的直接解法;二是将复杂的约束优化问题转化为一系列简单的容易解决的子问题,用这一系列子问题的解去逼近原问题的解,称之为约束优化问题的间接解法。直接解法是依靠直接迭代来求解,且每次迭代中的迭代点都必须落在可行域中。直接迭代法有网格法、随机方向法及复合形法等,这一类方法的优点是算法简单、直观性强、对函数无特殊要求,其缺点是计算量大、收敛慢、效率低,只适用于维数低、精度要求不高的问题。间接法是将有约束的优化问题转化为一系列无约束问题,然后用比较成熟的无约束问题求解方法求出最优化解。间接法的关键是如何根据目标函数和约束条件把两方面的因素巧妙地合适地组织起来构造一个新函数,用它来替代原函数,同时又满足优化条件,使其优化解能够足够近似地代替原函数的优化解。

4.1 Lagrange 乘子法

Lagrange 乘子法是一种将约束问题转化为无约束问题的优化方法,它通过引入一些称为乘子的待定系数,把原有的约束条件与这些乘子结合,并添加到原目标函数中去,构成一个无约束的新目标函数,新目标函数的无约束最优解就是原约束问题的最优解。

在等式和不等式约束两种条件下的优化问题,虽然两者是相通的,但从较易观察的角度和较易解决的角度出发,应该从等约束问题入手,先研究在等约束条件下如何求解优化问题。

等约束条件优化问题的一般形式为

$$\mathbf{x} = [x_1, x_2, \dots, x_n]^T$$

$$\min f(\mathbf{x})$$

$$\text{s. t. } h_v = 0 \quad v = 1, 2, \dots, p < n$$

无约束条件下极值存在的条件是:

$$\text{必要条件 } \nabla f(\mathbf{x}^*) = 0$$

$$\text{充分条件 } \nabla^2 f(\mathbf{x}^*) > 0$$

我们从一个二元问题入手进行分析,得出结论后再扩展与推广到 n 维问题。设定一个二元函数:

$$\text{目标函数 } f(x_1, x_2)$$

$$\text{约束条件 } h(x_1, x_2) = 0$$

现从极值条件开始,如有极值点,必有

$$\frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} = \frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2} = 0$$

为了以后分析方便,将上式改写成全微分形式:

$$df = \left[\frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} \right] dx_1 + \left[\frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2} \right] dx_2 = 0$$

即

$$\frac{dx_2}{dx_1} = - \frac{\frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1}}{\frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2}} \quad (3.2-16)$$

对于约束条件,有

$$dh = \left[\frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} \right] dx_1 + \left[\frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2} \right] dx_2 = 0$$

满足约束条件 $h(x_1, x_2) = 0$, 同满足上式是等价的,做同样变换后,得到

$$\frac{dx_2}{dx_1} = - \frac{\frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1}}{\frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2}} \quad (3.2-17)$$

同时满足式 (3.2-16) 和式 (3.2-17), 则得到等约束极值存在的必要条件, 即

$$\frac{\frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1}}{\frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2}} = \frac{\frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1}}{\frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2}} = - \frac{dx_2}{dx_1}$$

简化后得到

$$\frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} \frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2} = \frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} \frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2}$$

即

$$\frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} \frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2} - \frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} \frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2} = 0 \quad (3.2-18)$$

式 (3.2-18) 本身是一个二维偏导数的混合式,不易分清问题,最好是能找出一种针对某一维(或分别对于二维)的偏导数方程,才能得出无约束条件下极值存在条件的形式。Lagrange 为了解决这一关键问题而引入了一个新的系数 λ , 称为 Lagrange 乘子。

$$\text{令 } \lambda = \frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} / \frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} = \frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2} / \frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2}$$

用 $\frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2}$ 除式 (3.2-18), 则得

$$\frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} - \lambda \frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} = 0$$

同样,用 $\frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1}$ 除式(3.2-18)并移位变号得

$$\frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2} - \lambda \frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2} = 0$$

还有一个等约束条件 $h(x_1, x_2) = 0$

现在我们将上述几个有关的式子按顺序整理如下:

$$\frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} - \lambda \frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} = 0$$

$$\frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2} - \lambda \frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2} = 0$$

$$h(x_1, x_2) = 0$$

按着极值条件的第一条——必要条件,应当是梯度矩阵为0,即该函数对各维的偏导数为0。从上述三式中的前二式可以看出这一被求偏导数的函数至少要有 $f(\mathbf{x})$ 和 $\lambda h(\mathbf{x})$ 两个部分,第二部分在对 x_1 及 x_2 的两次求偏导数中都有系数 λ 。从第三个式子中看到所设想的函数既没有对 x_1 ,亦没有对 x_2 的任何偏导,只有 $h(x_1, x_2)$ 的原型,而且消掉了系数 λ ,这就使我们自然想到这可能是对 λ 求偏导数,因此可将 λ 看作第三个自变量,问题就迎刃而解了。

根据这一构想,设想出这一新的函数必然具有如下形式:

$$l(x_1, x_2, \lambda) = f(x_1, x_2) - \lambda h(x_1, x_2)$$

把 $l(x_1, x_2, \lambda)$ 看成是无约束条件下的某一要寻找极值的新函数,则其极值存在的必要条件为

$$\nabla l(x_1, x_2, \lambda) = 0$$

$$\text{即 } \frac{\partial l(\mathbf{x}, \lambda)}{\partial x_1} = \frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} - \lambda \frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_1} = 0$$

$$\frac{\partial l(\mathbf{x}, \lambda)}{\partial x_2} = \frac{\partial f(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2} - \lambda \frac{\partial h(\mathbf{x}^*)}{\partial x_2} = 0$$

$$\frac{\partial l(\mathbf{x}, \lambda)}{\partial \lambda} = -h(x_1, x_2) = 0$$

这样我们在引入拉氏乘子 λ 之后,将一个在等式约束 $h(x_1, x_2) = 0$ 下求 $f(x_1, x_2)$ 的极值问题转化为一个在无约束条件下求一个新函数 $l(x_1, x_2, \lambda)$ 的极值问题。当其梯度 $\nabla l = 0$ 这一必要条件存在时,原函数极值存在的条件及约束条件也均可得到满足,这是由最后的条件向前追溯必然会得到的结论。法国著名数学家 Lagrange 首先提出来的这一重大成果是他对人类数学科学的重大贡献,我们称这样一种约束条件下函数极值的方法为 Lagrange 乘子法。解这一问题的关

键是引入系数 λ ,它表示在极值点附近目标函数的变化与约束函数的变化的比率关系,称 λ 为 Lagrange 乘子。

Lagrange 定理可规整叙述如下:

若 \mathbf{x}^* 是 $\min f(\mathbf{x})$

$$\mathbf{x} \in R^n$$

$$\text{s.t. } h_v(\mathbf{x}) = 0 \quad v = 0, 1, 2, \dots, p < n$$

的最优解,则存在实数 $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_p$,使得

$$\nabla f(\mathbf{x}^*) - \sum_{v=1}^p \lambda_v \nabla h_v(\mathbf{x}^*) = 0$$

在具有不等式约束的问题中,如果最优点处在容许集内部,则所有约束都是不起作用的,这时最优性条件便转化为无约束的简单情况,即 $\nabla f(\mathbf{x}^*) = 0$ 。如果最优点处在容许集边界上,那么在最优点处必有某些约束变为起作用的约束,某些不等式约束变成等式约束,既然是等式约束, Lagrange 定理当然适用。Kuhn 和 Tucker 两位学者根据 Lagrange 定理的基本原理,考虑了不等式约束在求优化解中的作用,将其推广应用于不等式约束条件下的优化问题,提出了相应的定理,称为 Kuhn—Tucker 定理,叙述如下:

若 \mathbf{x}^* 是 $\min f(\mathbf{x})$

$$\mathbf{x} \in R^n$$

$$\text{s.t. } g_u(\mathbf{x}) \geq 0 \quad u = 0, 1, 2, \dots, m$$

的最优解,则存在非负实数 μ_i (其中 $i \in I$),使

$$\nabla f(\mathbf{x}^*) - \sum_{i \in I} \mu_i \nabla g_i(\mathbf{x}^*) = 0$$

式中 $I = \{i | g_i(\mathbf{x}^*) = 0, i = 1, 2, \dots, m\}$

μ_i ——广义 Lagrange 乘子。

Lagrange 理论至少是在理论上较圆满的解决了在约束条件下求优化解问题。但正如以前一样,在理论上解决问题并不等于实际解决问题。理论上的思路提供了解决实际技术问题的线索和途径,由此便产生了惩罚函数法。

4.2 外部惩罚函数法(外点法)

(1) 惩罚函数法的提出和构成

对等式约束极小化问题,在目标函数和约束函数满足一定条件时,是能够用 Lagrange 函数求出极小点的。对于不等式约束,采用概念及方法推广的类比方法,引出了 Kuhn—Tucker 定理,也在原理上得到了解决。但是,用拉氏函数法来求解约束条件的优化问题是非常麻烦的,实际工

程上难以直接应用,因而必须寻找更实际的且又可靠的方法。惩罚函数法便是在拉氏定理的原理指导下发展起来的一类重要的算法。

同样以二元问题为例:

$$\begin{aligned} \min f(x) &= x_1^2 + x_2^2 \\ \text{s.t. } x_1 + x_2 - 2 &= 0 \end{aligned}$$

这是一个等式约束问题,容许集 D 为一直线 $x_1 + x_2 = 2$, 优化点为 $x^* = [1, 1]^T$ 。

我们按拉氏函数的原理组成一个新的函数,然后按无约束条件的优化问题来求解它的优化点。如果这一新函数不能完全代替它得到真正的优化点,可以一次次地逼近。根据拉氏定理,上述简单二元问题的新函数组成大致如下:

新函数 = 原函数 + 系数 · 约束函数

此外,还应该有一个基本要求:在满足约束条件时,应使这一新函数具有原型,即当满足 $x_1 + x_2 - 2 = 0$ 约束方程时,新函数应有 $\phi(x, \gamma) = f(x) = f(x_1, x_2)$;在不满足约束条件,即 $x_1 + x_2 - 2 \neq 0$ 时,必须使 $f(x)$ 不可能有极小点,而最简单的办法就是使新函数 $\phi(x, \gamma) = \infty$ 。但其中第一项为原函数 $f(x)$,不会有任何可能达到 ∞ ,所以只有使第二项实现趋于 ∞ 的想法。第二项中当 $x_1 + x_2 - 2 \neq 0$,也只有使系数 γ 趋于 ∞ 才可能实现,因为第一项 $x_1 + x_2 - 2 \neq 0$ 已有定值。

根据上述构想,令 $f(x_1, x_2) =$

$$\begin{cases} x_1^2 + x_2^2 & \text{当 } x_1 + x_2 = 2 \text{ 时} \\ \infty & \text{当 } x_1 + x_2 \neq 2 \text{ 时} \end{cases}$$

就是说,如满足约束条件,使 $f(x)$ 保持原形;如不满足约束条件,使 $f(x)$ 不可能有极小点,而使它的值达到无穷大。为此,新函数构造如下:

$$\phi(x_1, x_2, \gamma) = x_1^2 + x_2^2 + \gamma(x_1 + x_2 - 2)^2$$

式中, γ 是一个数值很大的正数,而约束函数的平方 $(x_1 + x_2 - 2)^2$ 保证第二项恒为正数。当约束条件满足时, $x_1 + x_2 - 2 = 0$, 第二项全部消失;当不满足时,由于 γ 很大,趋向于 ∞ ,整个函数 $\phi \rightarrow \infty$ 。可见,上述新函数能够比较理想地实现了上述构想。迭代点 x 离约束边界愈远,约束函数值愈大,第二项便愈大,自然也就无法求出极值点。

试解一下上述函数:

$$\frac{\partial \phi}{\partial x_1} = 2x_1 + 2\gamma(x_1 + x_2 - 2) = 0$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial x_2} = 2x_2 + 2\gamma(x_1 + x_2 - 2) = 0$$

解出 $x_1^* = x_2^* = \frac{2\gamma}{2\gamma+1}$, 当 $\gamma \rightarrow \infty$, 可得 $x_1^* = x_2^* = 1$

使 γ 由某一起始值开始,一次次地增大,直到趋于 ∞ , ϕ 函数的极值点就逐次逼近 $f(x_1, x_2)$ 的极小点。

由上述惩罚函数法的提出和形成过程可以看到,它是建立在两个基础上:一是建立在 Lagrange 函数理论上,可以把约束优化问题转化为无约束优化问题及该无约束优化函数是如何组成的;二是建立在惩罚函数的策略思想基础之上的,如果满足约束条件便保持原函数,如果不满足约束条件则施以惩罚而使之不可能有优化解。惩罚函数法的产生是拉氏定理的基本理论和惩罚策略思想相结合的结果。

(2) 外部惩罚函数算法的构成

对于等式和不等式约束条件的处理,在同一原则指导下罚函数具有不同的形式。以下分三种情况分述如下:

1) 对于等式约束下的 n 元函数 把上述构成原理推广到 n 元函数后会出现一系列的系数 γ 。为了简化问题,较快地看出解优化极值存在的方向,将各系数 $\gamma_1, \gamma_2, \dots, \gamma_n$ 均取为同一系数,这样新函数将具有以下形式:

$$\begin{aligned} \min f(x), x &= (x_1, x_2, \dots, x_n)^T \quad x \in R^n \\ \text{s.t. } h_v(x) &= 0, v = 0, 1, 2, \dots, p < n \end{aligned}$$

$$\phi(x, \gamma) = f(x) + \gamma \sum_{v=1}^p [h_v(x)]^2$$

式中, $\phi(x, \gamma)$ 为增广目标函数, $f(x)$ 为原函数, γ 为惩罚因子, $\gamma \sum_{v=1}^p [h_v(x)]^2$ 为惩罚项或惩罚函数。

由最后一式可见,惩罚项是由惩罚因子 γ 和各约束函数的平方项构成的,因而必须把所有的约束函数全部列入,惩罚项的个数与等约束方程的个数是一样的。

2) 对于不等式约束条件下的 n 元函数 推广到不等式约束条件下的 n 元函数求解优化点问题:

$$\min f(x), x = (x_1, x_2, \dots, x_n)^T \quad x \in R^n$$

$$\text{s.t. } g_u(x) \geq 0, u = 1, 2, \dots, m$$

其增广目标函数将具有新的形式,引入阶跃函数的新概念。

构成增广目标函数:

$$\phi(x, \gamma) = f(x) + \gamma \sum_{u=1}^m [g_u(x)]^2 u [g_u(x)]$$

$$\text{式中, } u(t) = \begin{cases} 0 & \text{当 } t \geq 0 \\ 1 & \text{当 } t < 0 \end{cases}$$

当自变量 $t \geq 0$ 时, $u(t) = 0$, 即整个惩罚项均不存在, 当满足约束条件 $g_u(x) \geq 0$ 时, 增广目标函数中只保留原目标函数一项; 当 $t < 0$ 时, $u(t) = 1$, 全部惩罚项起作用, 使增广目标函数值趋于 ∞ , 不可能有极小值。

3) 对于具有等式和不等式约束的 n 元函数

对于同时具有等式约束与不等式约束问题, 可综合采取两种惩罚策略, 新的增广目标函数为

$$\phi(x, \gamma) = f(x) + \gamma \cdot a(x)$$

式中右边第二项为惩罚函数, 它体现所谓两种惩罚策略, 由上述两种形式构成:

$$a(x) = \sum_{v=1}^p [h_v(x)]^2 + \sum_{u=1}^m [g_u(x)]^2 u [g_u(x)]$$

该式称为约束问题的惩罚函数。显然有

$$a(x) = \begin{cases} = 0 & \text{当 } x \in D \\ > 0 & \text{当 } x \notin D \end{cases}$$

$D = \left\{ (x) \mid \begin{array}{l} g_u(x) \geq 0, u = 1, 2, \dots, m; \\ h_v(x) = 0, v = 1, 2, \dots, p \end{array} \right\}$ 是容许集。

惩罚函数法的基本策略是根据约束特点构造某种形式的“惩罚”函数, 然后把它迭加到目标函数上去组成增广目标函数, 使得约束问题转化为一组无约束问题来求解。“惩罚”是一种策略, 它对于在求解过程中企图违反约束条件的那些迭代点施以极大的“惩罚”, 赋以很大的目标函数值, 迫使迭代点无限地向容许集靠近。惩罚函数法原理易懂, 程序简单, 使用有效, 但在向最优点靠近时, 增广目标函数的性质可能变“坏”, 致使方法失效。但惩罚函数法仍不失为求解约束最优化问题的一个重要而基本的解法, 具有重要优点, 在多数情况下都是有效的。

4.3 内部惩罚函数法 (内点法)

所谓内部惩罚函数法, 是指在迭代求解的整

个过程中, 初始点 $x^{(0)}$ 、迭代点 $x^{(k)}$ 及最终的优化点 x^* 都始终在容许集内, 迭代点永远在可行域内移动。对接近容许集边界的点施加惩罚, 直至边界上给予达到 ∞ 的惩罚。这就好比在边界上筑起一道很高的围墙, 阻碍迭代点穿越边界, 把它们封死在容许集内。这样容许集内部就构成了非空集, 否则失去惩罚意义。因此这种算法只适应于不等式约束, 因为等式约束下的容许集空间中不存在内点。

内点法与外点法一样, 完全建立在同一“惩罚”政策思想之上, 差别只在于迭代点相对于边界的位置是在边界之外还是在边界之内。组成增广目标函数时各项的构成原则以及基本思路都与外点法完全一致。只是由于对不等式约束, 迭代点始终应在域内, 只有在极端情况下才能靠近边界, 因而不可能在边界外移动。

对于一般不等式约束条件下的优化问题:

$$\min f(x), x = (x_1, x_2, \dots, x_n)^T \quad x \in R^n$$

$$\text{s.t. } g_u(x) \geq 0, u = 1, 2, \dots, m$$

$$\text{容许集 } D = \{x \mid g_u(x) \geq 0, u = 1, 2, \dots, m\}$$

为实现上述内部惩罚策略的构想, 必须在约束函数接近边界即 $g_u(x)$ 趋近于零时使函数值趋向 ∞ , 加以惩罚, 使之不能靠近而只能在域内移动。

对于 $g_u(x)$ 趋于零, 若需给予其值为 ∞ 的惩罚, 增广目标函数的构成可具有如下形式:

$$\phi(x, \gamma) = f(x) + \gamma \cdot \sum_{u=1}^m \frac{1}{g_u(x)}$$

当 $g_u(x) = 0$ 时, $\frac{1}{g_u(x)} = \infty, \phi(x, \gamma) \rightarrow \infty$ 。

令 $\beta(x) = \sum_{u=1}^m \frac{1}{g_u(x)}$, 则增广目标函数简写为

$$\phi(x, \gamma) = f(x) + \gamma \cdot \beta(x)$$

式中, $\gamma \cdot \beta(x)$ 为惩罚项。

当迭代点 $x^{(k)}$ 从容许集 D 内部某一点沿着某一方向向边界接近时, 至少有一个约束函数 $g_u(x)$ 将趋于零, 因而在 $\sum_{u=1}^m \frac{1}{g_u(x)}$ 中至少有一项趋于 ∞ , 使 $\beta(x)$ 趋于 ∞ , 从而达到惩罚的目的。换言之, 即迭代点不可能靠近边界。

根据上述思想, 内点惩罚函数可以有以下三种构造形式:

$$(1) \beta(x) = \sum_{u=1}^m \frac{1}{[g_u(x)]^2}$$

$$(2) \beta(x) = \sum_{u=1}^m \ln[g_u(x)]$$

$$(3) \beta(x) = \sum_{u=1}^m \frac{1}{g_u(x)u[-g_u(x)]}$$

内点法与外点法求解过程的差别较大。内点法是在集内,极小点由上向下移动到后极限;外点法的迭代点则始终是在集外,极小点是从下部向上移动,最后达到极限点。两种不同方法的惩罚因子 γ 也完全不同。

5 多目标优化问题的解法

多目标优化问题的解法从大的方面说,可以分为间接解法和直接解法两大类。间接解法又分为转化为一个单目标问题的解法,转化为多个单目标问题的解法和非统一模型的解法。其中,转化为一个单目标问题的解法应用较多。

所谓转化为一个单目标问题的解法是指:首先,设法将原多目标问题转化为一个单目标问题;然后,再利用非线性规划的有关算法求解此单目标问题,并将所求得解作为该多目标优化问题的最优解。该方法的关键是要保证所构造的单目标问题的最优解是多目标问题的有效解或弱有效解。

下面简要介绍两种典型的多目标优化问题转化为一个目标优化问题求解方法——主要目标法和加权函数法的基本原理。

5.1 主要目标法

主要目标法的基本思想是:在多目标问题中,根据问题的实际情况,确定一个目标为主要目标,而把其余目标作为次要目标,并且根据决策者的经验,选取一定的界限值。这样就可以将次要目标作为约束条件来处理,于是就将原多目

标问题转化为一个在新的约束条件下,求主要目标的单目标最优化问题。

主要目标法简单易行,它保证在次要目标允许取值的条件下,求出主要目标尽可能好的值,因此,对实际问题常常很适用。

5.2 加权函数法

在加权函数法中,较常用的是线性加权和法,其次还有指数权函数法和平方加权函数法等,下面简要介绍上述各种方法的函数形式。

(1) 线性加权和法

所谓线性加权和法就是按照多个目标的重要程度,分别乘以一组权系数,然后相加作为目标函数,再对此目标函数在多目标问题的约束集上求最优解。即构造如下的单目标问题:

$$\min_{x \in R} y(x) = \sum_{j=1}^k \lambda_j f_j(x) = \lambda^T f(x)$$

求此单目标问题的最优解,并将它称为多目标问题在线性加权和意义下的最优解。

线性加权和法是一种常用的算法,而且在理论上具有重要意义。在线性加权和法中,权系数的确定是十分重要的。一般说来,目标函数重要的,相应的权系数就要给的大些(当然最大不能超过1);而不很重要的目标函数,其相应的权系数就要给得小些(甚至可为0)。

(2) 指数权函数法

指数权函数的具体表达式为

$$\min_{x \in R} y(x) = \exp\left[\sum_{j=1}^k \lambda_j f_j(x)\right]$$

(3) 平方加权函数法

若 $f(x) \geq 0$,或是求各目标函数的零点,则可用平方权函数:

$$\min_{x \in R} y(x) = \sum_{j=1}^k \lambda_j [f_j(x)]^2$$

第3章 基于有限元模拟技术的反向模拟式设计

1 引言

在实际锻造生产中,大多数锻件的几何形状是相当复杂的,这些锻件用形状规则的初始毛坯(圆坯或方坯)直接成形(一次成形)时,终锻件往往会出现严重的质量问题,如充不满、折叠、裂纹等缺陷。为保证获得高质量的锻件,在进行终锻前,必须进行一次或多次预锻,即预成形。预成形的目的是为了合理地分配金属,使金属在终锻时完全充满模腔,且又不会出现缺陷。此外,还可以避免一次成形时变形力太大的问题,从而延长模具和设备寿命。预成形件的形状及预成形工序的数目是获得理想终锻件的重要因素,因此,预成形设计包括确定预成形工步数目、预成形件和预成形模具形状以及合理的毛坯尺寸。现行生产中多数情况下,人们仍是凭实际经验来进行类比设计。

金属成形中的预成形设计指的是设计工件的初始或中间的形状与尺寸,这种形状的毛坯经变形后,能够成功地变形为性能合乎要求、无缺陷、料耗少的产品,从而降低生产成本,提高材料利用率和锻件质量。在各种金属成形工艺中,如模锻、缩口、轧制及板料成形都会遇到预成形设计的问题。设计一个最佳预成形件要求同时确定最佳工艺条件,本章介绍在给定工艺条件下如何确定最佳预成形件及其预成形模具的形状。

进行锻造工艺设计,掌握金属流动规律是关键。从目前看,适合于正、反向模拟金属流动规律的数值方法有上限元技术(Upper bound elemental technique - UBET)^[97-109]和有限元法,模拟技术有正向模拟技术(forward simulation)和反向模拟技术(backward or reverse simulation)或反向跟踪技术(Back-tracing)。如果模拟是从已知模具参数和初始坯料形状尺寸的条件下开始进行,模拟自初始坯料到终锻件整个成形过程中的金属流动,则这种模拟称为正向模拟或加载模拟;若不是从可变的初始条件出发,而是从给定的最终锻件形状和工艺条件出发,沿与成形过

程相反的方向模拟变形过程中任意中间时刻的锻件形状和尺寸,以及最终确定成形终锻件所需的初始或中间毛坯形状与尺寸,则这种模拟方式称之为反向模拟或反向跟踪,也称为复原模拟。具体讲,反向模拟就是从终锻件开始,假想地使上、下模彼此逐步分离,材料随之脱离模具,逆向成形为一定形状的中间或初始毛坯的过程。

正向模拟与实际锻造生产过程相似,即由毛坯生产出锻件;而反向模拟过程则与生产中技术人员进行工艺设计的过程相似,即由已知的终锻件设计预成形件、毛坯形状以及预锻模具形状。实际设计一般以经验和手册为主,但反向模拟式设计却有一定理论可循。金属成形过程的正向模拟对于实际工艺设计具有很大的指导和验证作用,但这种作用是被动的,即当我们根据经验数据或资料设计出工艺方案后,采用正向模拟技术验证设计方案是否可行,若不够理想,则修改或调整某些工艺参数。而反向模拟技术对于成形工艺设计却有积极的指导作用。通过反向模拟,反演出预成形件、预锻模具及初始坯料的形状与尺寸,从而得到令人满意的设计方案。因此,反向模拟式设计对于实际生产具有重要的意义和作用。尽管反向模拟式设计方法仍存在许多尚未开发的难点,但可以预见锻造工艺的反向模拟式设计是提高锻造工艺设计科学水平的重要途径之一。

本章将介绍基于刚(粘)塑性有限元法的反向模拟技术,给出在实施反向模拟过程中所遇到的若干技术问题及其解决途径,叙述反向模拟系统的构造方法,指出其中的几个难点和未来的研究方向,最后介绍几个应用实例。

2 有限元反向模拟技术的原理

基于刚(粘)塑性有限元法的反向模拟技术在国内仍是一个令人感兴趣,又有待于进一步研究开发的领域。S.Kobayashi等^[1]应用有限元法对缩口、轧制和圆柱体自由锻粗过程进行了预成形设计,提出了基于有限元法的反向模拟技

术, 并指出有限元法在金属成形预成形设计问题的各个方面都具有重要作用。反向模拟技术在锻造工艺设计中的应用是对广大金属成形研究工作者的未来挑战。国内也开展了这方面的研究工作^[24~26,37~41]。

时刻为 t_0 , 锻件形状为 X_0 , 其中 X_0 为有限元节点坐标的集合, 取一个反向时间增量 ($-\Delta t$) 进行逆向计算, 即以 t_0 时刻的形状 X_0 为参考状态, 求得此时刻的收敛速度场 V_0 , 得到 t_{0-1} 时刻的预成形件形状

图 3.3-1 表示反向模拟过程示意图, 设终锻

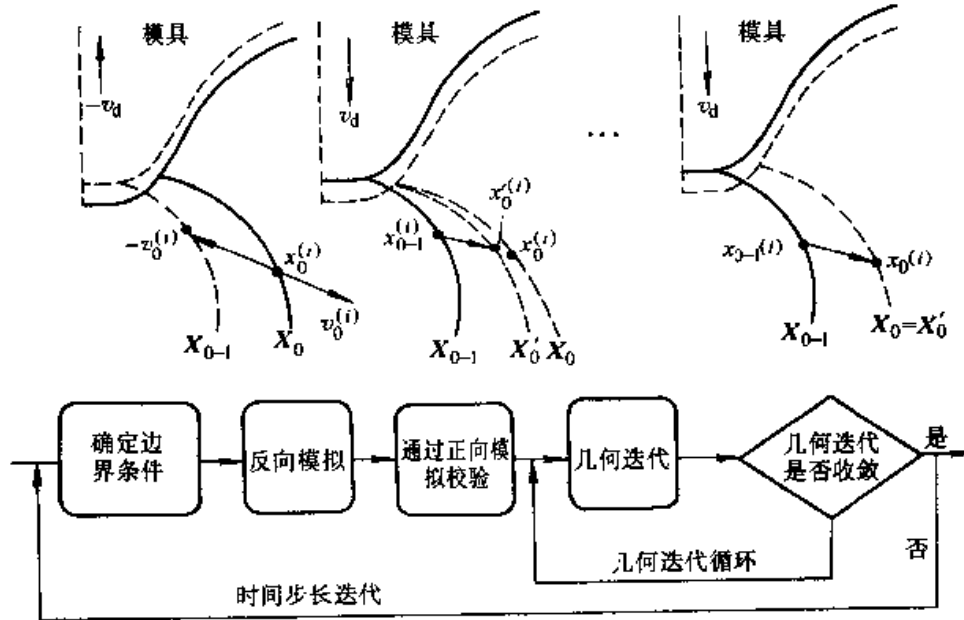


图 3.3-1 反向模拟技术几何迭代过程示意图

$$\left. \begin{aligned} X_{0-1} &= X_0 - V_0 \cdot \Delta t \\ t_{0-1} &= t_0 - \Delta t \end{aligned} \right\} \quad (3.3-1)$$

然后再以 X_{0-1} 为参考状态, 正向模拟求出此时刻的收敛速度场 V'_{0-1} , 再求出 t_0 时刻的正向解

$$X'_0 = X_{0-1} + V'_{0-1} \cdot \Delta t \quad (3.3-2)$$

一般地, $X'_0 \neq X_0$, 即反向模拟与正向模拟计算结果并非互逆, 这是因为:

- 1) 在计算时进行了简化, 对时间采用了差分代替微分关系;
- 2) 在 t_{0-1} 和 t_0 时刻的边界条件和收敛速度场不尽相同。

不难看出, 只有 X_0 与 X'_0 重合, 才能保证预成形件为 X_{0-1} 时, 正向模拟所得到的锻件形状满足给定的要求, 即终锻件形状为 X_0 。欲使二者重合, 必须反复调整 t_{0-1} 时刻的节点位置 (预成形件形状), 从而使 t_{0-1} 时刻的预成形件正向模拟一步后所达到的位置 (或形状) 恰好与 t_0 时刻的锻件形状 X_0 重合。这种调整或修正过程需要通过多次迭代对所有节点进行, 直至满足 $X_0 = X'_0$ 的条件。在计算中还应注意到边界条件

受模具约束, 在调整 X_{0-1} 时, 边界条件可能由于 X_{0-1} 的修正而变化, 这就出现了在反向模拟过程中如何确定预成形件边界条件的问题, 即边界节点与模具相脱离或接触的问题。

一般而论, 直接调整预成形件形状 X_{0-1} 使 X'_0 与 X_0 重合是很困难的, 事实上, 调整 X_{0-1} 的过程完全可以转变为调整 t_{0-1} 时刻、以 X_{0-1} 为参考状态的速度场, 图 3.3-2 给出了这种速度场调整过程的示意图, 其具体方法与步骤如下:

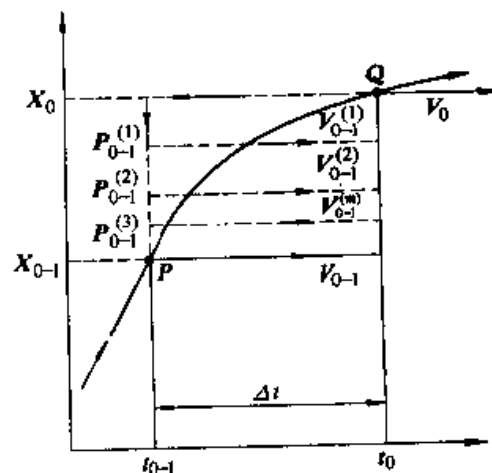


图 3.3-2 速度场调整过程示意图

1) 取 X_0 处 (Q 点, Q 为节点坐标集合) 的收敛速度场 V_0 , 确定 X_{0-1} (P 点, P 为节点坐标集合) 的第一次估计值: $P^{(1)} = X_0 - V_0 \cdot \Delta t$ 。

2) 根据 $P^{(1)}$ 点处的形状计算 t_{0-1} 时刻的正向加载解 $V_{0-1}^{(1)}$, 求出 $Q^{(1)} = P^{(1)} + V_{0-1}^{(1)} \cdot \Delta t$, 若 Q 与 $Q^{(1)}$ 相当接近, 则认为 $Q^{(1)}$ 是合乎要求的反向模拟解, 然后以 $Q^{(1)}$ 点为参考状态进行下一个时间步的反向模拟。

3) 若 Q 与 $Q^{(1)}$ 不足以接近, 则再由 X_0 及 $V_{0-1}^{(1)}$ 计算 P 的第二次估计值 $P^{(2)} = X_0 - V_{0-1}^{(1)} \cdot \Delta t$, 再由 $P^{(2)}$ 计算 $P^{(2)}$ 处的正向加载解 $V_{0-1}^{(2)}$, 即计算 t_0 时刻的第二个正向估计值 $Q^{(2)} = P^{(2)} + V_{0-1}^{(2)} \cdot \Delta t$, 再比较 Q 与 $Q^{(2)}$ 。

4) 继续迭代和比较, 直至 $Q^{(n)}$ 与 Q 足够接近为止, 其中, n 为几何迭代次数。

迭代公式为

$$\left. \begin{aligned} P^{(n)} &= X_0 - V_{0-1}^{(n-1)} \cdot \Delta t \\ Q^{(n)} &= P^{(n)} + V_{0-1}^{(n)} \cdot \Delta t \end{aligned} \right\} \quad (3.3-3)$$

下面进一步说明基于有限元法的反向模拟技术。

有限元离散化后, 在 t 时刻与塑性变形相关联的边值问题的解满足一个非线性耦合代数方程组

$$K(X, \bar{\epsilon}, \dot{\epsilon}, T)V - F(X) = 0 \quad (3.3-4)$$

并具有力和速度边界条件。

式中 K ——刚度矩阵, 为 $X, \bar{\epsilon}, \dot{\epsilon}, T$ 的函数;

F ——载荷向量矩阵;

X ——变形体所有节点的坐标向量;

V ——变形体所有节点的速度向量;

$\bar{\epsilon}$ ——变形体所有单元积分点处的等效应变向量;

$\dot{\epsilon}$ ——变形体所有积分点处的等效应变率向量;

T ——给定的变形体所有节点的温度向量。

由式 (3.3-4), 设 t 时刻的 X 和 $\bar{\epsilon}$ 已知, 并设 $\dot{\epsilon}$ 是 V 的函数, 在正向模拟 ($t \geq t_0$) 中, 应用 $t = t_0$ 时刻式 (3.3-4) 的解 V_0 作为下一步 $t = t_{0+1} = t_0 + \Delta t$ 时刻的解, 其显式为

$$\left. \begin{aligned} X_{0+1} &= X + V_0 \cdot \Delta t \\ \bar{\epsilon}_{0+1} &= \bar{\epsilon}_0 + \dot{\epsilon} \cdot \Delta t \end{aligned} \right\} \quad (3.3-5)$$

在反向模拟时 ($t \leq t_0$), 在 $t = t_{0-1} = t_0$

Δt 时刻, $X_{0-1}, \bar{\epsilon}_{0-1}$ 应满足下列条件:

$$\left. \begin{aligned} X_0 - X_{0-1} &= V_0 \cdot \Delta t \\ \bar{\epsilon}_0 - \bar{\epsilon}_{0-1} &= \dot{\epsilon}_{0-1} \cdot \Delta t \end{aligned} \right\} \quad (3.3-6)$$

对于给定的时间增量 Δt , 在 t_{0-1} 时刻将式 (3.3-6) 代入式 (3.3-4) 得

$$K(K_{0-1}, \dot{\epsilon}_{0-1}, X_0, \bar{\epsilon}_0, T)V_{0-1} - F(V, X_0) = 0 \quad (3.3-7)$$

式中, $X_0, \bar{\epsilon}_0$ 已知, $\dot{\epsilon}_{0-1}$ 是 V_{0-1} 的函数, $\dot{\epsilon}_{0-1} = \dot{\epsilon}(V_{0-1})$ 。

由上式可知, 如果 t_{0-1} 时刻的边界条件被指定, 则式 (3.3-7) 完全可以求解, 重复计算 $t_{0-1}, t_{0-2}, \dots, t_{0-n}$ 时刻的解 $V_{0-1}, V_{0-2}, \dots, V_{0-n}$, 即可完成整个成形过程的反向模拟, 获得各个时刻的预成形件及其有关参量的分布。

3 反向模拟关键技术

在第2节中介绍了基于有限元方法的反向模拟技术的基本原理, 在将该模拟技术应用于金属塑性成形过程的预成形设计时, 还遇到一些关键应用技术, 例如加工硬化问题的处理、预锻模具形状的设计、边界条件的确定准则等, 这些关键技术直接影响到反向模拟设计方法的实际应用, 下面着重介绍这些关键技术。

3.1 反向模拟与预成形设计的步骤

基于刚(粘)塑性有限元方法的反向模拟过程与正向模拟过程一样采用步进方法进行, 在当前模拟步内, 采用收敛的节点速度刷新有限元网格或工件的形状, 节点速度是通过在施加相应的边界条件下求解非线性方程组而获得, 典型的求解方法为 Newton-Raphson 迭代方法, 即摄动法。反向模拟与预成形设计的基本步骤如下:

1) 利用终锻件的几何形状、终锻模具形状和工艺参数等建立反向模拟的初始有限元模型, 包括边界节点与模具接触的条件等;

2) 对于当前模拟步, 确定反向模拟时边界节点与模具的接触或脱离条件, 这通常由预先确

定的边界接触节点脱离模具的准则来确定；

3) 进行速度场迭代，求得收敛的速度场，在前一反向模拟步的基础上，应用收敛的速度场刷新工件形状和模具位置，完成该步的反演。然后，对该反向模拟步进行正向模拟验证，即从反向刷新的工件形状、模具位置、边界条件等开始，进行有限元正向模拟，求得收敛的速度场，并正向刷新工件的几何形状。

4) 比较该模拟步正向验证模拟所得到的工件形状和该模拟步反向模拟开始时的工件几何形状，如果二者几何形状足够接近，则该反向模拟步结束，并进行下一模拟步的反演。若二者几何形状不够接近，则重复步骤3继续进行几何迭代，直至满足几何迭代的误差条件。

5) 对所有模拟步重复步骤1~4，直至整个反向模拟过程结束，原则上讲，当工件的边界节点全部脱离模具时，反向模拟过程结束。

3.2 加工硬化现象的处理

由式(3.3-7)看出，在反向模拟开始时，必须预知终锻件形状 X_0 和等效应变分布 $\bar{\epsilon}_0$ ，其中 X_0 已知，即为终锻件几何形状，而 $\bar{\epsilon}_0$ 未知，对于理想刚塑性材料 $\sigma = \text{const}$ ，与 $\bar{\epsilon}_0$ 无关，因此，不必预先知道锻件内的等效应变分布。然而，对于加工硬化材料的反向模拟，则必须预先知道终锻件内的等效应变分布。一般地，终锻件内的等效应变分布取决于预成形件的形状，而预成形件的形状事先未知，它是反向模拟所寻求的目标。因此，应通过某一途径来获得终锻件内的应变分布或近似分布，具体方法是：

1) 首先应用无加工硬化的材料进行反向模拟，求出对应的预成形件或毛坯的形状与尺寸。

2) 应用求出的无加工硬化材料的预成形件或毛坯对加工硬化材料进行正向模拟，求出对应的终锻件形状及其应变分布，该终锻件形状可能不同于实际锻件形状，但却非常接近指定的实际终锻件形状，然后根据实际锻件的形状修正正向模拟得出的终锻件形状，并保持相同的应变分布，这种应变分布可近似地作为加工硬化材料反向模拟开始时的应变分布 $\bar{\epsilon}_0$ ，这样，即可反向模拟出加工硬化材料的预成形件形状。

在反向模拟过程中，工件内的等效应变称为残余等效应变，第 n 步反向模拟结束时的残余应变为

$$\bar{\epsilon}_{0-n} = \bar{\epsilon}_{0-(n-1)} - \dot{\bar{\epsilon}}_{0-n} \cdot \Delta t \quad (3.3-8)$$

严格来讲，当反向模拟结束时，反向模拟得出的毛坯内的残余应变应减少为零。

3.3 预锻模模腔形状设计

终锻模（型腔部分）的形状是根据终锻件的形状及尺寸来设计的，同理，预锻模形状也可以按照预锻件的形状来设计。因此，预锻模模腔形状的设计实际上就转换为根据终锻件形状设计预锻件形状，只要能够求出合理的预锻件形状及尺寸，相应地就能设计出预锻模型腔形状，这也是进行反向模拟的目的之一。因此，可根据预锻件的形状设计出预锻模具的形状。

3.4 预锻件形状的选择及工序数目的确定

有限元反向模拟技术是一种步进式（或增量式）模拟技术，在整个模拟过程中，可以得到成形过程中任意时刻的锻件形状，必须进行合理取舍，留下最少和最必须的几个中间锻件做为预成形件。在正向模拟过程中，有一个确定的模拟终止条件，正向模拟的结束是以上、下模之间的距离达到规定的数值为条件，或者以飞边达到一定的高度为标志。而反向模拟则是以上、下模完全脱离锻件，即全部边界接触节点成为自由节点为终止条件。若反向模拟终止时的毛坯形状接近于圆坯或方坯，则简化成圆坯或方坯，并保证体积不变；若反向模拟结束时，锻件形状仍很复杂，则可作为一个预成形坯，并继续以此预成形坯为初始状态进行反向模拟，从而求出一个形状较规则的初始毛坯，中间任意时刻的锻件形状均可作为预成形件，但为了减少成形工序数目，可适当选择一到两个中间锻件作为预成形件。在确定了预成形工序数目及相应的预成形形状后，再进行全过程正向模拟验证，观察是否能够得到给定的终锻件形状，是否出现缺陷以及飞边是否较小等等，以确保预成形设计的正确性。若结果不够理想，则再进行适当调整。

3.5 反向模拟过程中动态边界条件的确定

反向模拟技术是有限元法在金属成形问题中

的一个独特应用,已经应用于多种成形工艺过程的预成形设计,同时也揭示出在进一步开发这种技术中的关键问题之一是边界条件的处理。

在正向模拟中,非稳态成形过程中的边界条件是不断变化的,而且变化的方式又取决于预成形件的形状。实际上,金属充填模腔的过程就是其自由边界(边界节点)与模具内表面不断贴合(接触)的过程。随着边界节点的不断接触与脱离,边界条件随之发生变化。这种变化的边界条件在正向模拟中通过自由节点的触模及接触节点的脱模判断是完全可以确定的^[1,6]。而在反向模拟时,却没有初始坯料或中间预成形件的边界条件,因为这正是我们进行反向模拟所寻求的目标。例如,对于锻造问题,反向模拟开始时,假设终锻件完全充满型腔,除飞边处的个别节点为自由节点外,其余边界节点均为与模具边界接触的节点。在反向模拟过程中,这些接触节点应随着反向模拟的不断进行,逐步地脱离模具成为自由节点。与有限元正向模拟不同,这种接触节点的脱离判断是无法单纯地依靠节点运动和模具形状或位置来确定的。因此,在进行反向模拟时,必须预先确定接触边界节点何时、何处、以何种顺序和方式脱离模具,即所谓的边界条件的控制准则。

在反向模拟过程中,沿最终锻件轮廓上的工件与模具接触面上的节点应当随上、下模的不断分离而逐步脱离模具,当反向模拟结束时,边界上的所有节点应成为自由节点,因此,从这种意义上讲,可以想象出三种边界条件的控制准则:

- 1) 控制预成形件的几何形状;
- 2) 控制工件内的变形;
- 3) 边界接触节点的受力特征。

控制预成形件几何形状的准则是人为地规定反向模拟过程中边界接触节点脱模的时机与顺序。终锻件的形状、可以想象出的预成形件形状,正向模拟时边界节点的贴模过程和顺序以及实际锻造生产中所期望的最佳成形特点,均可作为确定边界接触节点脱模时机和顺序的参考。

对于控制工件内变形的准则,在实际锻造生产中,变形体的变形很不均匀,而我们所希望的是尽可能获得变形均匀的锻件。若假设初始终锻件内的应变分布均匀,则在反向模拟过程中,变

形体内的应变(残余应变)分布就表征变形体内不同区域变形的大小及其规律,残余应变大的区域,变形较小;残余应变小的区域,变形较大。同时,残余应变分布又是模拟软件的输出结果之一。因此,可根据变形体内的残余应变分布来选择节点脱离模具的时机与顺序,以便使反向模拟出的预成形件或毛坯当正向模拟时得到终锻件内的应变分布尽量均匀,从而得到性能均匀的终锻件。

根据边界接触节点的受力状态确定脱模规律。从边界节点的受力状态来看,若边界接触节点的节点力(或应力)大于零(拉力),则表明该节点将脱离模具,若节点沿模具表面法线方向的节点力(或应力)小于零(压力),则表明该节点仍与模具相接触。

此外,在反向模拟过程中,已经脱离模具的节点(边界自由节点)也可能再次与模具接触,这种接触的判断方法与有限元正向模拟过程中节点的接触判断方法相同,读者可参考第2篇中的有关内容。

采用不同的边界条件控制准则,可求得不同的预成形件形状,这就为我们提供了灵活设计预成形件形状的可能性,例如,我们可以根据所要求的充填过程和变形规律来确定所期望的工艺方案。但是这种控制准则的不唯一性,给反向模拟设计实际应用带来了较大的困难,也较难实现反向模拟设计的自动化和通用化。因此,对于基于有限元的反向模拟预成形设计方法,其关键问题是如何确定合理的反向模拟过程中边界条件的变化,即动态边界条件的确定准则。目前,国内外还尚未有通用的边界条件控制准则。

本章将在后面几节结合具体实例介绍几种边界条件的控制准则。

3.6 有限元反向模拟系统的构造

如图3.3-3所示为基于有限元方法的反向模拟程序流程框图。在反向模拟过程中,加载模拟(正向模拟)与反向模拟交替进行,无论是正向还是反向模拟都离不开在一定几何和工艺条件下求其收敛的速度场,即速度场的迭代过程。因此,反向模拟系统中的绝大部分模块与正向模拟系统相同,可以借用正向模拟系统中的大多数模块,不同之处大致有以下几点:

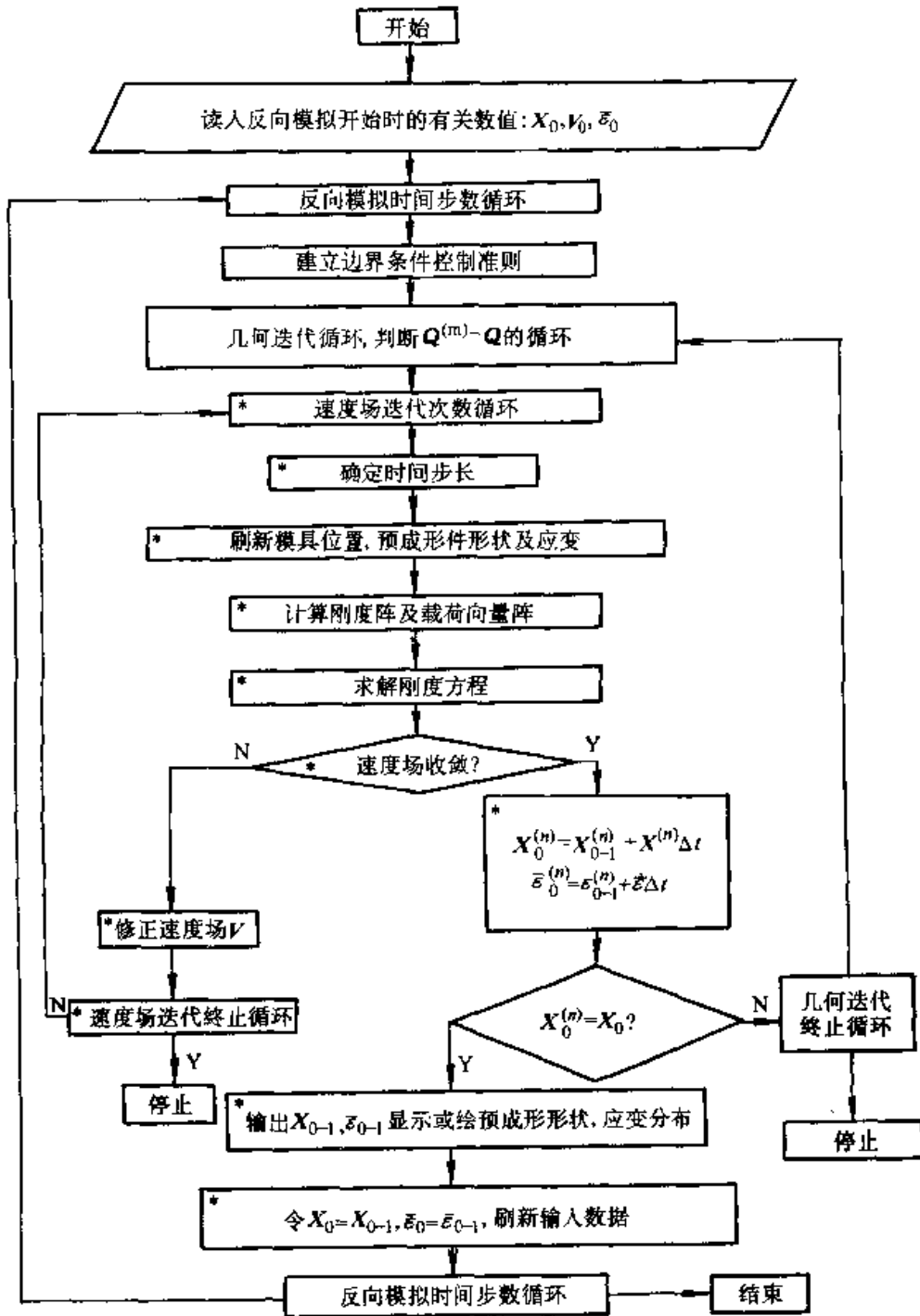


图 3.3-3 基于有限元方法的反向模拟程序流程框图

1) 在反向模拟系统中需增加一个主程序模块, 以控制反向模拟程序的运行。

2) 确定动态边界条件的模块, 该模块的编制主要基于边界条件的控制准则, 即控制边界接触节点何时、何地、以何种顺序脱离模具。

3) 增加几何迭代收敛判断模块和几何迭代次数循环语句, 控制反向模拟的结果精度。几何迭代公式见式 (3.3-4), 式中 n 为几何迭代次

数。收敛条件是使 $Q^{(n)}$ 与 Q 足够接近, 具体来讲, 可以采用下列几何收敛判断准则:

$$G = \| Q - Q^{(n)} \| / \| Q \| \leq G_0$$

$$\| Q - Q^{(n)} \| = \sqrt{\sum_{i=1}^M (x_i - x_i^{(n)})^2}$$

$$\| Q \| = \sqrt{\sum_{i=1}^M x_i^2}$$

(3.3-9)

式中 M ——节点坐标分量总数，对二维问题 $M=2N$ ， N 为节点总数；
 x_i ——节点坐标分量；
 G ——几何误差范数；
 G_0 ——几何误差极限，取为 $10^{-3} \sim 10^{-4}$ × 行程步长。

显然， G_0 取得越小，反向模拟结果越准确，但计算效率会降低，这是因为， G_0 越小，几何迭代次数越多，而在每次迭代中，又要进行多次速度场的 Newton-Raphson 迭代，若几何迭代次数为 n ，速度场迭代次数为 m ，则进行一步反向模拟所需的速度场迭代次数为 $n \times m$ 。可见，反向模拟时速度场的迭代次数远远大于单纯正向模拟的速度场迭代次数，呈 n 倍关系。经有关计算表明， n 一般为 2~4。

此外，步长越大，差分与微分的近似程度越差，因此， G_0 的选取也与步长大小有关，一般设定为线性关系。

反向模拟系统的可靠性与通用性，一方面取决于反向模拟系统本身的三个模块，即主控模块、边界条件控制模块和几何迭代收敛判断模块；另一方面又取决于正向模拟系统中与速度场 Newton-Raphson 迭代相关模块的可靠性与通用性。因此，反向模拟系统的构造必须建立在可靠的有限元正向模拟系统之上。图 3.3-3 所示的反向模拟系统结构框图中标有“*”者为正向模拟系统中的有关模块。

4 缩口过程的反向模拟及预成形设计^[1,34]

4.1 室温缩口过程的预成形设计

缩口工艺是通过施加压力使得筒形件进入某种形状的模具，从而使筒形件开口端部的直径减小的成形工艺。在现行的缩口工艺方法中，缩口件的内部型腔成形精度较高，而机加工往往限于缩口件的外表面。因而，确定使缩口件能够达到最终形状精度并具有所要求的壁厚分布的预成形形状显得很有必要。在缩口成形过程中的金属流动较复杂，对于某些大型缩口件，由于在开口端部要求具有很大的变形，往往要在高温下进行缩口成形。

对于缩口工艺设计，有关定量设计的资料较

少，在大多数情况下，为了设计出缩口成形工艺，仍需通过较多的试验或实验来获得满意的成形工艺方案。Nadai 最早对缩口工艺进行研究，给出了进行应变分析的方法。利用 Nadai 的方法，Carlson 提出了在最终形状已知的情况下决定最初管坯形状的方法。在 Carlson 方法的基础上，Lahoti 等编写了预成形工艺设计的计算机程序。Kobayashi 推导出了一根据模具表面上切向速度分布来确定初始管坯形状的近似方法。然而，上述方法只能给出缩口工艺的近似结果。

Park 等应用反向模拟方法来确定缩口过程的预成形工艺，采用设计出的预成形件，通过缩口后可得到壁厚一致的缩口工件。对于如图 3.3-4 所示的模具几何形状和缩口件形状，可以指定出两种预成形形状，预成形中所需的壁厚分布可以通过在预成形时改变其内径或外径来调整。这一准则可用来控制反向模拟过程中的边界条件。

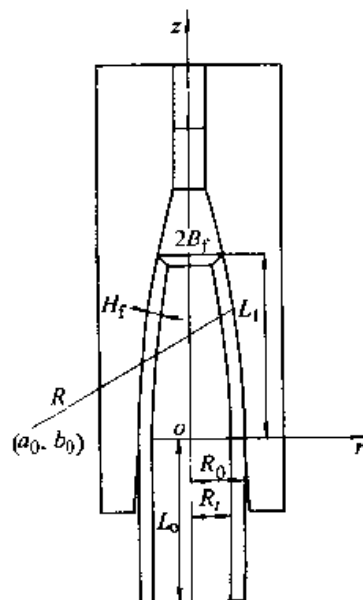


图 3.3-4 模具尺寸与缩口件形状
 $L_0=47.26 \text{ mm}$, $L_1=48.84 \text{ mm}$,
 $R_0=21.526 \text{ mm}$, $R_i=14.648 \text{ mm}$,
 $B_f=14.47 \text{ mm}$, $H_f=6.88 \text{ mm}$ (不变),
 $a_0=237 \text{ mm}$, $b_0=18.75 \text{ mm}$

对于外径不变的预成形形状 (O 型预成形件)，对所有的有限元节点 n 有 $R_n^0 = R_0$ ，其中 R_n^0 为沿缩口件外表面分布的有限元节点的半径， R_0 为模具入口处半径。这种类型的预成形件在反向模拟过程中边界条件的控制准则为：当满足

条件 $R_0^f = R_0$ 时, 与模具接触的节点 ($R_0^f \leq R_0$) 成为自由节点。

对于内径不变的预成形形状 (I 型预成形件), 边界条件控制的原则为: 对于 $R_0^f < R_0$ 的节点, 一旦满足条件 $R_0^f = R_0$ 时, 与模具接触的外表面节点就成为自由节点, 其中 R_0^f 为沿缩口件内表面分布的节点半径。

假设缩口件的材料为理想刚塑性材料 (无加工硬化), 针对上述缩口工艺进行反向模拟。每步压下量 (增量行程步长) 为 2 mm。对于速度场的 Newton-Raphson 迭代, 一般需要 6~7 次迭代即可获得收敛的速度场。要完成一步反向模拟计算, 对于边界条件不变的情况, 需要进行 1~2 次几何迭代; 对于边界条件发生改变的情况, 一般进行 2~3 次几何迭代。如果反向模拟中两个几何形状 Q 与 $Q^{(n)}$ 的误差小于给定的值时, 即认为几何迭代收敛。图 3.3-5 将两种预成形形状与最终所得的缩口件形状进行了对比。其中, ξ_0^0 与 ξ_0^1 分别为 O 型预成形件与 I 型预成形件的长度, 即缩口成形后成为缩口件缩口部分长度 L_f 的预成形件那一部分的长度。由于缩口成形时管坯被拉长, 预成形件要比缩口件短。

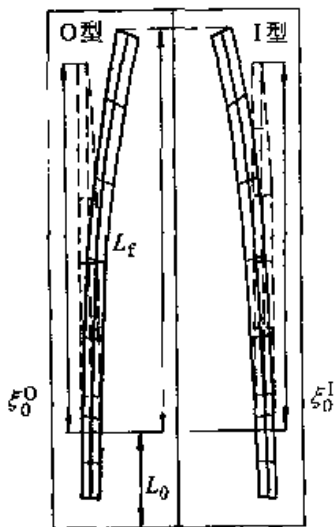


图 3.3-5 缩口件和无加工硬化材料的两种类型预成形件的形状

如果考虑加工硬化对于预成形设计的影响, 就需要了解缩口件的应变分布和几何形状。但缩口件的应变分布取决于预成形件的形状, 且预先未知 (或不确定)。图 3.3-6 给出了考虑加工硬化影响的反向模拟和预成形设计的步骤。

首先对非加工硬化材料的缩口过程进行反向

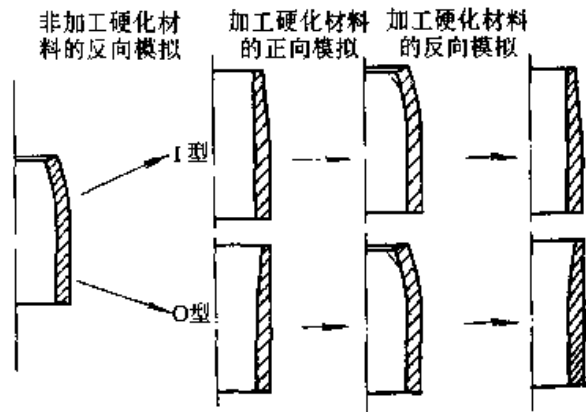


图 3.3-6 考虑到加工硬化效应的预成形设计

模拟和预成形设计, 得到两种类型的预成形设计。然后利用这两种预成形进行加工硬化材料的缩口成形过程的正向模拟。模拟结束后获得缩口件的等效应变分布以及与指定的加工硬化材料缩口件几何形状十分接近, 但又不完全相等的缩口件形状。将这种缩口件形状修正成精确的缩口件形状, 并保持同样的等效应变分布。采用该等效应变分布, 即可进行反向模拟和确定加工硬化材料的预成形件形状。在反向模拟每一步中, 还应根据材料的应力应变曲线对应变和相应的应力进行反向模拟。需要提及的是, 如果采用非加工硬化材料的预成形形状的近似解, 可取消图 3.3-6 所示的第一步计算过程。

4.2 热缩口成形过程的预成形设计

对于热粘塑性变形过程的预成形设计问题, 反向模拟过程就应当考虑温度变化的影响。除了满足式 (3.3-1) 所示的速度方程外, 根据边界条件, 还必须满足下面的温度方程和相应的边界条件:

$$K_c T + C(X) \dot{T} - Q(X, \bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T) = 0 \quad \text{在 } t \text{ 时刻} \quad (3.3-10)$$

- 式中 K_c ——热传导矩阵;
- C ——热容矩阵;
- Q ——热流向量;
- T ——节点温度向量;
- \dot{T} ——节点温度速率向量。

对于反向跟踪 ($t \leq t_0$), 在 $t = t_{0-1} = t_0 - \Delta t$, X_{0-1} 与 $\bar{\epsilon}_{0-1}$ 应满足式 (3.3-6) 给出的条件, 并且 T_{0-1} 应该满足下列条件

$$T_0 - T_{0-1} = [\beta T_0 + (1 - \beta) T_{0-1}] \Delta t \quad (3.3-11)$$

式中, $0 \leq \beta \leq 1$, 在常用的几种差分格式中, β 的取值有 4 种情况: $\beta = 0$, 为向前差分 (显式 Euler 方法); $\beta = 1$, 为向后差分 (隐式 Euler 方法); $\beta = 1/2$, 为 Crank-Nicolson 差分格式; $\beta = 2/3$, 为 Galerkin 差分格式。

在 t_{0-1} 时刻, 将式 (3.3-6) 代入式 (3.3-10), 得

$$K_c(X_0, V_{0-1}) T_{0-1} + C(X_0, V_{0-1}) T_{0-1} - Q(X_0, V_{0-1}, \bar{\epsilon}_0, \dot{\epsilon}_{0-1}, T_{0-1}) = 0 \quad (3.3-12)$$

在式 (3.3-12) 中, $X_0, \bar{\epsilon}_0, V_{0-1}, \dot{\epsilon}_{0-1}$ 应已知或通过求解速度方程获得。式 (3.3-12) 中温度 T_{0-1} 是由式 (3.3-11) 求出的 T_0 的函数。既然 T_0 和 T_0 已知, 在 T_{0-1} 时刻通过假设边界条件就可以由式 (3.3-12) 解出 T_{0-1} 。一旦 T_{0-1} 已知, 就可以算出 T_{0-1} 并与假设的边界值相比较。反复迭代就可以完成温度计算的反向模拟。

对于高温缩口过程的反向模拟和预成形设计, 已知缩口模具和缩口件的尺寸、工件与模具接触面上的摩擦、材料 (AISI 1045 钢)、初始温度分布、以及缩口成形速度 (270 mm/s)。预成形设计过程由以下三步组成:

1) 加载模拟 在已知缩口件和模具内的应变、温度场的条件下进行反向模拟, 为了预先获得这些场的分布, 利用一个预先设想的预成形件及其初始温度分布进行加载模拟, 假想预成形件的设计应遵循预成形件体积与缩口件体积相等的原则, 并假设预成形件的内部轮廓为直线, 然后根据外部轮廓为直线的要求确定出假想预成形件的几何形状。假想预成形件的形状及其内部的初始温度分布如图 3.3-7 所示。

2) 反向模拟准备 经步骤 1 模拟得到的最终缩口件形状与预先假想的不完全一致, 需要对某些有限元节点位置进行调整, 这样就得到预先假想的缩口件形状和其中的应变、温度分布, 如图 3.3-8 所示。

3) 反向模拟和边界条件的控制 反向模拟从假想的缩口件形状和相应的应变、温度场开始。为了使预成形件的外表面为直线, 通过假设每个与模具接触的节点在模具入口处脱离模具, 然后沿着轴向运动, 由此来控制反向模拟过程的

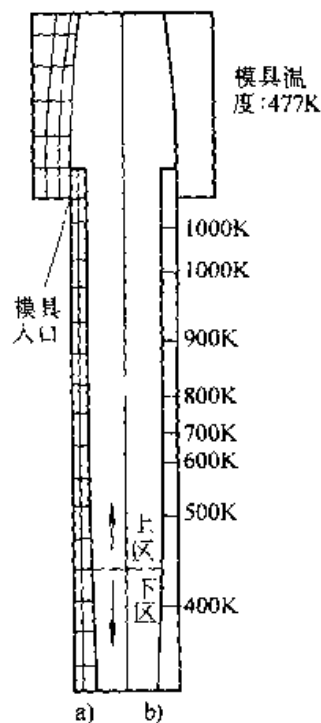


图 3.3-7

- a) 缩口过程正向模拟的假想预成形件形状及其有限元模型
- b) 预成形件中初始温度分布

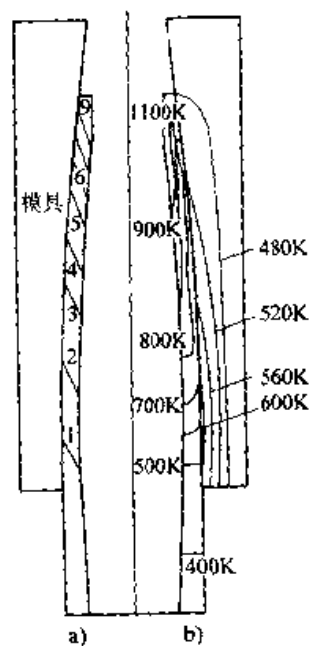


图 3.3-8

- a) 假想的缩口件的应变分布
 - b) 假想的缩口件和模具的温度分布
- 边界条件。图 3.3-9a 为最终的预成形形状, 图 3.3-9b 为通过反向模拟得到的初始温度分布。图 3.3-9b 中的温度分布与图 3.3-8b 中所示的初始温度分布十分相近, 表明不必再进行迭代。

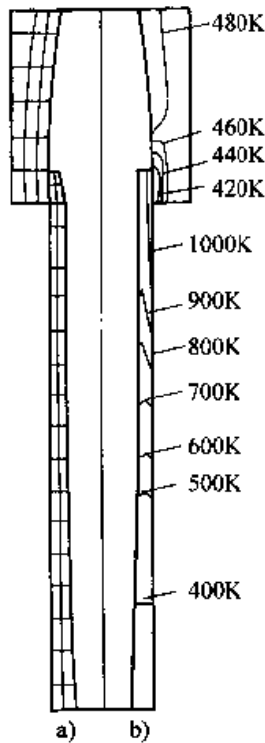


图 3.3-9

a) 预成形件形状

b) 反向模拟得到的初始温度分布

反向模拟方法是进行预成形设计的一种新技术。对于缩口成形问题，其边界条件的确定准则为几何控制准则，该准则在变形过程中维持不变。但是对于较复杂的变形过程，反向模拟路径是不断变化的。因而，一般成形过程的变形路径和反向模拟边界条件的确定就显得尤为重要。

5 反向模具接触跟踪方法^[38,41]

5.1 边界条件的确定

反向模具接触跟踪方法是一种确定反向模拟过程中接触节点脱离模具的判断准则。根据终锻件的形状和预测的金属流动情况，假想一个初始的预成形件，进行正向模拟，在正向模拟过程中记录模具边界与工件的接触时间及其顺序。采用一种与有限元网格无关的记录方法记录下模具边界与工件的接触顺序。得到该接触时间顺序后，可根据终锻件的成形情况，适当修正时间顺序，然后用作反向模拟边界条件的确定准则。

首先将终锻模具边界形状划分成一系列的直线段或圆弧段，采用一个假想的预成形件进行有限元正向模拟，在模拟过程中计算并记录每个模

具边界线段与变形体的接触时间。这样，就不必保持原始的有限元网格及其边界节点的数目。如果某个模具边界线段重复与变形体接触或脱离，则最后接触的时间被认为是该线段的接触时间。为了较明确地反映边界条件的变化，模具边界线段的长度应小于边界单元的最小边界长度。采用这种模具边界线段记录方法，处于工件边界节点之间的模具边界线段与边界节点不相接触，但事实上，只要两个相邻的边界节点均接触了模具边界线段，则处于这两个相邻边界节点之间的所有模具边界线段都应与工件相接触。因此，这些处于中间的模具边界线段的接触时间顺序通过两个相邻的接触线段的接触时间作为端点数据进行线性插值求出。这样就给出了模具边界线段与工件接触的连续的时间顺序记录曲线。

如果在正向模拟结束后发现预先给定的预成形件不能满足预成形设计的目标或要求，则应对得到的模具边界线段进行修正，修正的目的是确保终锻模具型腔充满和材料具有合理的流动特征。修正的程度取决于初始选择的预成形件的形状与所期望的预成形形状的接近程度。一般地，有以下边界条件的修正准则：

1) 如果存在未充满区域，则将未充满区域深腔处的模具边界线段的接触时间定义为上模到达所要求的最终位置的时间，在该线段两边的模具边界线段的接触时间逐步减小，最终与两边的接触线段的时间顺序相匹配。

2) 对于具有多深腔的锻造模具，应当调整最早充满的型腔处的模具边界线段的接触时间，以使得所有模具深腔在终锻结束时同时充满。如果某些模具型腔未能充满，则边界条件的修正准则可按照准则 1 进行。这种修正准则可确保预锻成形后获得合理的材料体积分布。

3) 如果在正向模拟结束时，终锻件存在着较大的飞边，应调整飞边处模具边界线段的接触时间，以获得所要求的飞边尺寸。在飞边槽内最外部的模具边界线段的接触时间定义为上模运动到所要求的最终位置的时间。

4) 由于对所记录的边界条件进行了不同程度的修正，在反向模拟过程中，工件的某些边界节点可能穿透模具。为防止这种情况产生，应对这些节点施加额外的接触约束，并保持这种约束直至这些节点不再穿透模具。对于一个反向模拟

步,当应用收敛的速度场刷新工件的几何形状后,通过节点与模具的几何关系检测穿透模具的节点。一般而言,这些节点大都为先前模拟步中脱离模具的边界节点。对于穿透模具的节点应施加边界接触约束,使其只能沿着模具表面的切线方向运动。然后返回到当前模拟步的开始状态,重新确定工件内的收敛速度场,进行模具位置和工件几何形状的刷新。当前模拟步结束后,立即释放对穿透模具的节点的接触约束。连续进行这种检测直至完成整个反向模拟过程。

在反向模拟过程中,根据修正的边界条件记录,如果一个模具边界线段在该模拟步内将脱离工件表面,则位于该模具边界线段内的边界接触节点应脱离模具。在正向模拟中最后接触模具边界的有限元节点,在反向模拟过程中将最早脱离模具而成为自由节点。当反向模拟过程结束后,除了初始接触的模具线段外,其余模具线段将成为自由边界。反向模拟结束后对应的预成形件的形状即为所要求的预成形件。该预成形件是由一系列直线段连接而成的。金属成形过程的有限元步进解法及其增量式的边界条件施加,可能使得预成形形状出现小齿状的面。这种齿状表面不能直接用作预成形形状,应当根据该预成形件的形状,通过对表面线段的光滑处理,得到光滑过渡的预成形形状。光滑时应尽量保证与原始齿状的预成形形状接近。一般地,所进行的光滑处理程度较小,这种光滑调整可通过手工或曲线拟合方法进行。

5.2 工序数目的确定

预成形设计的另一个重要方面是工序数目的确定。若从产品的成本考虑,则应以尽可能少的工序完成塑性成形产品的生产。影响工序数目的因素很多,例如:成形材料的可加工性、工件形状的复杂程度、工件可能产生的成形缺陷等等,这些缺陷包括材料开裂、模具受力过大、模具未充满、不良表面质量、不良的纤维分布、折叠、不允许的组织变化、微观裂纹等等。在考虑工序数目时,都应当考虑这些因素的影响,但如何定量地考虑这些因素的影响以及对工序数目的综合效应,目前尚无方法可言。因此,当前从理论上确定合理的工序数目还是相当困难的,这也是十分重要的研究课题。目前生产中采用的方法仍然

是经验型的设计方法。

采用有限元技术进行反向模拟和预成形设计,可以采用下列方法进行工序数目的确定。

(1) 根据要求的终锻件和模具形状,采用一个初始给定的预成形形状进行终锻阶段的正向模拟,通过反向模拟设计预锻模具形状。

(2) 应用正向模拟技术,模拟从初始坯料到预锻件的预锻过程,通过变换不同的坯料尺寸,选择一种较合理的初始坯料尺寸,如果可得到合理的预锻件形状,则不再需要其它预成形工序,反之,则需要另一个预成形工序。

(3) 如果需要另一个预成形工序,则应用第(1)步中的预锻模具形状进行反向模拟,以确定另一个预锻工序的预成形件形状及预锻模具形状。

(4) 采用初始坯料形状进行预锻工序的正向模拟,如果在预锻工序结束时,未获得所要求的预锻件形状,则重复上述步骤,设计下一个预锻工序;如果获得了所要求的预锻件形状,则工序数目设计完毕。

5.3 通用透平圆盘锻造过程的预成形设计

如图 3.3-10 所示为一透平圆盘(Generic Turbine Disk-GTD)锻件,属轴对称锻造问题。该锻件的轴截面形状由一系列的直线和圆弧段组成,为方便设计,用 $C_i (i=1, 2, 3 \dots 36)$ 表示不同的线段。GTD 锻件的形状复杂,其径向尺寸远远大于高度尺寸,若采用一次锻造,难以从初始毛坯锻造出终锻件。为了使材料在终锻阶段尽可能少地产生径向流动,预锻阶段应使初始毛坯具有合理的体积分布。GTD 锻件材料为镍基合金,设材料的应力应变率关系为 $\bar{\sigma} = Y_0 \dot{\epsilon}^{0.3}$, $Y_0 = 68.93 \text{ MPa}$ 。假使在工件和模具接触面上的摩擦为常摩擦,摩擦因子为 $m = 0.2$,上模的运动速度为 -20.0 mm/s ,下模静止不动。

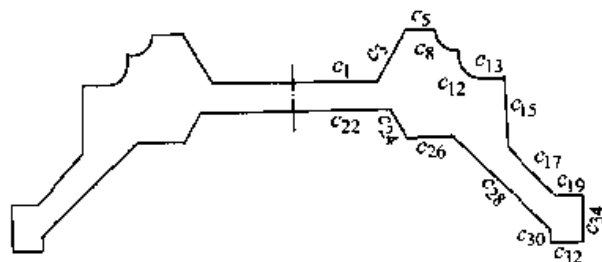


图 3.3-10 通用透平圆盘锻件

5.3.1 单工序成形坯料优化设计

在预成形设计之前,通过正向有限元模拟可得到有关变形特点、模具载荷、应变分布、材料流动等信息,对于了解 GTD 锻件的成形过程特点具有一定的作用。对于采用单工序成形,即从初始坯料开始直接进行终锻成形的情况,模拟了4种不同高径比的初始坯料的成形过程,模拟结果如图 3.3-11 所示。分析 GTD 锻件的形状特征,可知处于模具线段 c_{15} 和 c_{17} 之间的拐角处的半径 R_c 为临界半径,其对应的坯料的临界高径比为 0.286 3。因此,如果坯料半径大于 R_c ,则材料的变形特征将与小于 R_c 的坯料的变形特征相差较大。如果坯料半径小于 R_c 或高径比大于 0.286 3,则材料可同时充满内外型腔。对每一种情况的材料流动,采用两个高径比进行正向模拟。 $H/D=0.151 3$ 和 $H/D=0.218 1$ 为一种金属流动模式。 $H/D=0.286 3$ 和 $H/D=0.340 9$ 为另一种金属流动模式。 $H/D=0.340 9$ 时,坯料的半径与 R_c 和 c_{12} 表面拐角处半径的平均值相等。 $H/D=0.218 1$ 时,坯料的半径与 R_c 与 c_{17} 和 c_{19} 之间的拐角处的平均值相等。 $H/D=0.151 3$ 表示坯料的最大半径(在 c_{17} 和 c_{19} 之间的拐角处半径)

图 3.3-11a 是当 $H/D=0.151 3$ 时,锻造过程中某一时刻的锻件形状。在开始变形阶段,材料产生弯曲变形,其主要原因是坯料高径比较小,坯料形状呈扁盘型。当材料接触模具底部的倾斜表面 c_{28} 后,就会向上流入上模型腔,材料逐渐地接触上模的 c_3 和 c_5 面。当上模的压下量等于 55.73 mm,材料就会与下模的 c_{24} 表面分离,同时在锻件表面形成凹坑。随着上模压下量的增加,凹坑扩展为折叠缺陷。凹坑的形成可由变形体的速度场分布来说明。由于材料与上模的 c_3 和 c_{15} 表面接触,材料就会流入上模的深腔,对称轴附近的材料也会沿轴线向外流动。这一流动方式使材料与下模的 c_{24} 表面分离。在分离表面上,上层材料比下层材料流动快。因此,这一区域的材料会产生回流,从而在锻件表面产生凹坑。凹坑逐渐扩展,直至材料接触上模的 c_{12} 表面。随后由于上模的逐步下压,凹坑就会成为折叠缺陷。当锻造过程完成后,同时也形成了一个薄而宽的飞边。由于飞边冷却较快,飞边槽附近的模具很容易损坏。通过模拟可得到以下有用的信息:

(1) 与 GTD 锻件的体积分布相比,虽然该尺寸的坯料沿径向具有很好的体积分配,但是,为了消除或减少飞边,应适当增加原始坯料的高径比。

(2) 为了避免下模 c_{22} 和 c_{24} 表面之间拐角处的折叠缺陷,应使材料与上模的 c_{12} 表面接触,而不能与上模的 c_1 、 c_3 和 c_{17} 接触。

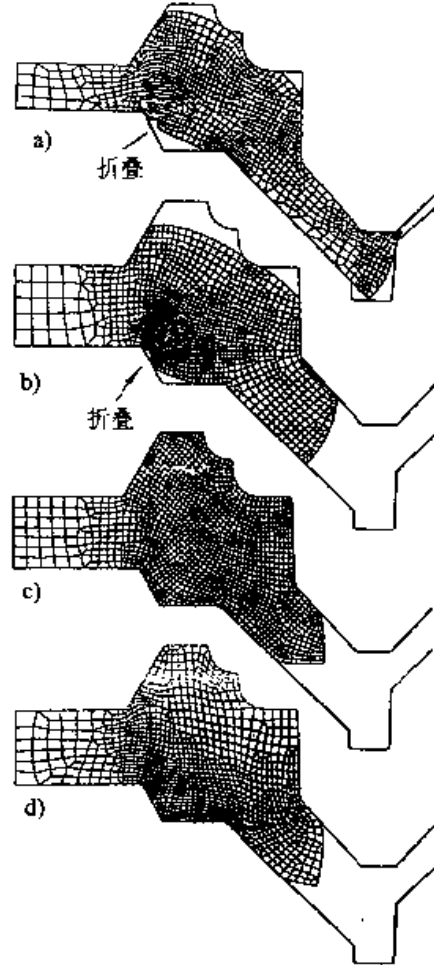


图 3.3-11 不同高径比 (H/D) 坯料的单工序锻造过程的正向模拟
a) 0.151 3 b) 0.218 1
c) 0.286 3 d) 0.340 9

图 3.3-11b 是当 $H/D=0.218 1$ 时,锻造过程中某一时刻的锻件形状。这种情况的材料流动特性与 $H/D=0.151 3$ 时相似。同样在 c_{22} 和 c_{24} 之间的拐角处会发生折叠缺陷,但是在锻造过程结束时可得到一个无飞边的终锻件。上述两种情况 ($H/D=0.151 3$ 和 $H/D=0.218 1$) 的锻造过程表明,对于单工序锻造过程,当坯料高径比小于临界值 0.286 3 时,总会使终锻件产生锻造折叠缺陷。

对于 $H/D=0.2863$ 的情况, 初始坯料的半径比 c_{13} 和 c_{15} 之间拐角处的半径 R_1 稍小一点。图 3.3-11c 给出了该种坯料锻造过程中某一时刻的锻件形状。由于模具 c_{15} 表面对材料流动的约束, 在初始阶段材料主要是向内部型腔流动。当上模向下移动到图 3.3-11c 所示的位置时, 上模型腔已经完全充满。上模的继续移动会使得材料通过类似于大飞边槽的斜通道流入外部型腔。这种材料的流动特性类似于挤压时材料的流动特性, 使模具载荷增加迅速。斜通道入口 (c_{15} 和 c_{17} 之间及 c_2 和 c_{28} 之间的转角) 处附近的模具表面会经历较长的材料与模具表面相对滑动过程, 同时, 由于材料和模具之间存在着较大的接触应力和较高的滑动速度, 会导致模具过早磨损, 但在整个锻造过程中, 锻件尚未发生折叠缺陷, 并且当锻造过程结束时, 可得到无飞边的终锻件。因此, 采用高径比为 0.2863 的坯料进行单工序锻造, 可实现少无飞边和无缺陷的锻造过程。

图 3.3-11d 表示坯料高径比 $H/D=0.309$ 时, 锻造过程中某一时刻的锻件形状。由图可以看出, 材料的流动性与 $H/D=0.2863$ 时相似, 只是材料更容易充满模具的内部形腔。窄通道入口 (c_{15} 和 c_{17} 之间, c_{26} 和 c_{28} 之间的拐角) 处附近的模具表面与材料相对滑动的时间较 $H/D=0.2863$ 时情况更长。因而会使模具磨损更大。

对比四种不同坯料高径比的锻造过程表明, 如果忽略模具磨损, 第三种高径比 ($H/D=0.2863$) 的原始坯料最适合于进行单工序锻造。用这种高径比的坯料可以实现无飞边、无缺陷的通用透平圆盘锻造。如果原始坯料的半径比 c_{15} 和 c_{17} 之间的拐角处半径大, 则在进行通用透平圆盘锻造时, 锻件会在 c_{22} 和 c_{24} 之间的拐角处产生折叠缺陷。但是单工序通用透平圆盘锻造过程, 会造成较大的模具磨损, 使模具磨损较小的预锻模具设计就成为两工序锻造工艺设计的主要工作。

5.3.2 两工序锻造的预成形设计

预成形过程的主要作用之一是获得符合终锻件形状要求的体积分布。以上进行的单工序正向模拟给出了有助于预成形设计的有关信息。从上述四种不同高径比坯料的锻造情况可以发现, $H/D=0.1513$ 的情况与其它三种情况相比, 可以得到较合理的径向体积分布。但是, 在 H/D

$=0.1513$ 时, 却存在着折叠缺陷和较大飞边。为了避免产生折叠缺陷, 所期望的预锻件在进行终锻的开始位置, 应使得终锻模上模的 c_{12} 表面能够在终锻开始时就接触到预成形件, 而且, 在终锻初始位置, 上模的 c_1 和 c_3 表面不能接触预成形件。为了消除或减少飞边, 应在预成形时就减少飞边槽附近材料的体积。这样, 根据 $H/D=0.1513$ 时锻造过程中间一个时刻的锻件形状, 通过上述两种修正, 可以设计出如图 3.3-12 所示的预锻模具形状。采用该预锻模具和初始的圆柱体坯料, 经过预锻可得到图 3.3-12 中所示的预成形件形状, 此预成形件用作反向模拟的假想预成形件。

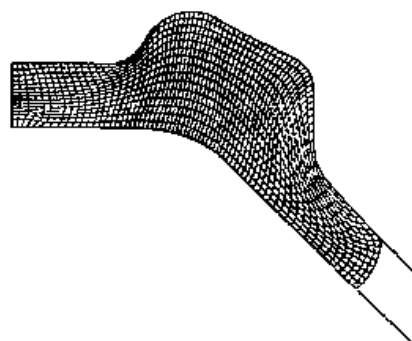


图 3.3-12 用于反向模拟的假想预成形件形状

(1) 正向试验模拟

图 3.3-13 所示为终锻阶段 (第二工序) 正向试验模拟的材料流动过程。图 3.3-13a 表示预成形件和终锻模具的初始位置。显然, 终锻模具仅在 c_{12} 和 c_{15} 表面上与工件接触。这种接触可防止在 c_{22} 和 c_{24} 之间的圆角部分产生凹坑, 这样就可以避免产生折叠缺陷。在正向试验模拟中, 记录了工件与模具上下模的边界接触状况。在模拟过程结束后, 可根据材料流动特性和边界条件的修正准则对记录的边界条件进行修正。修正后的边界接触条件可用来控制反向模拟时节点与模具的脱离。在正向试验模拟中, c_{22} 和 c_{24} 之间的拐角处的折叠缺陷得以避免。当上模移动到图 3.3-13b 所示的位置时, 内腔完全充满。但是外腔却未充满。这意味着预成形件的形状需要更大的变形才能获得合理的径向体积分布。由于内外模腔充满的程度不同, 需要对于记录的边界接触条件进行修正。外腔左侧的所有模具边界线段的接触时间都减去同样的值, 该值等于所要求的终锻行程时间和内腔完全充满时所对应的行程时间

之间的差。另一方面，外模型腔材料的流动速度不稳定，尤其是外模腔下模左拐角处。为了避免出现这种现象，需要调整外模腔底部的模具边界线段的接触时间，以使在终锻过程的初始阶段预成形件就几乎与模具表面相接触。通过以上边界条件的调整，可获得用于反向模拟的上下模的边界条件。

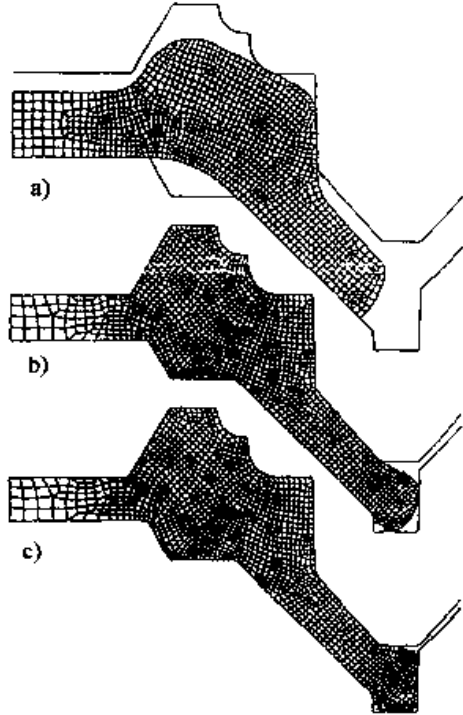


图 3.3-13 采用假想预成形件的正向模拟试验

(2) 反向模拟

利用修正的边界条件，即可进行反向模拟和预锻模具形状设计。图 3.3-14 表示所要求的既无飞边又完全充满型腔的终锻件。在反向模拟结束时，图 3.3-14d 所示的中间锻件形状即为所要求的预成形件形状。通过对反向模拟求得的预成形件表面进行少量光滑修整，可得到如图 3.3-15 所示的预锻模具形状。

(3) 正向模拟验证

为了验证预成形设计的有效性，需要进行从原始坯料，经预锻过程到终锻过程的整个变形过程的有限元正向模拟。图 3.3-15a 所示为初始圆柱体坯料和预锻模具形状，应注意，初始坯料的尺寸也会影响预成形件的形状和质量，如果不能正确地选择或设计初始坯料的高径比 H/D ，也会使预锻件产生缺陷。例如，当 $H/D=0.1513$

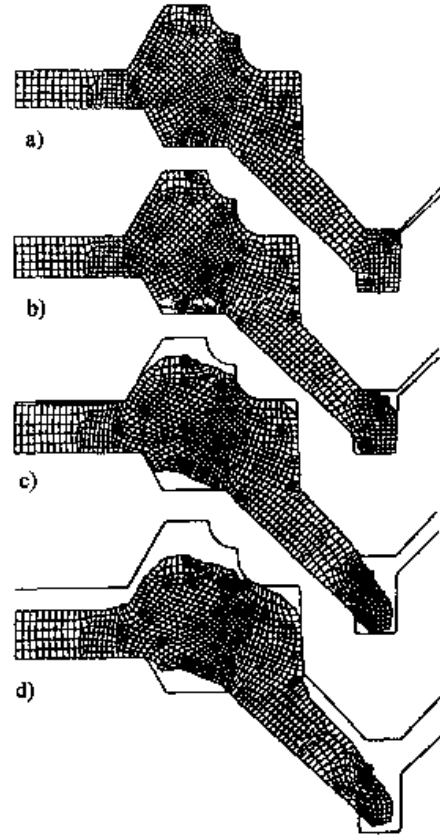


图 3.3-14 终锻过程反向模拟的材料流动模式

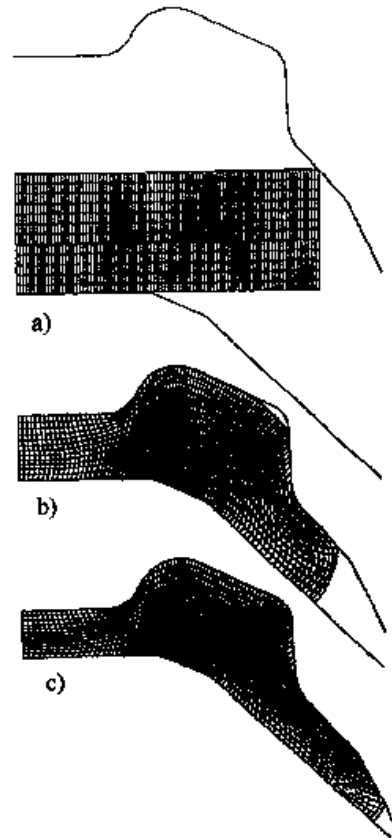


图 3.3-15 用反向模拟设计的预锻模具进行预锻过程的正向模拟验证

时,会使预锻件在下模拐角处产生凹坑,如图3.3-16所示。因此,初始坯料的高径比应大于0.2,才能避免凹坑产生。如果再考虑到坯料在模具型腔的体积分布要求, $H/D=0.2$ 是选择最优初始坯料高径比的下限值。图3.3-15c表示终锻阶段结束位置和对应的预锻件形状,该预锻件可用来进行终锻成形。

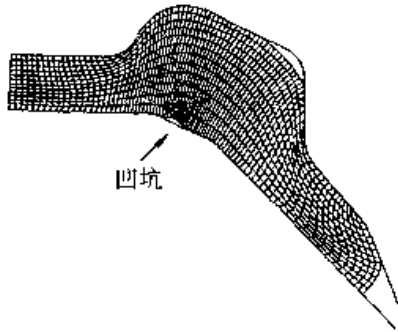


图 3.3-16 不合适初始坯料尺寸导致的预锻件缺陷

图3.3-17表示终锻阶段正向模拟过程的材料流动模式,其中图3.3-17a为终锻阶段的初始位置。由模拟结果可见,所设计的预锻模具锻造

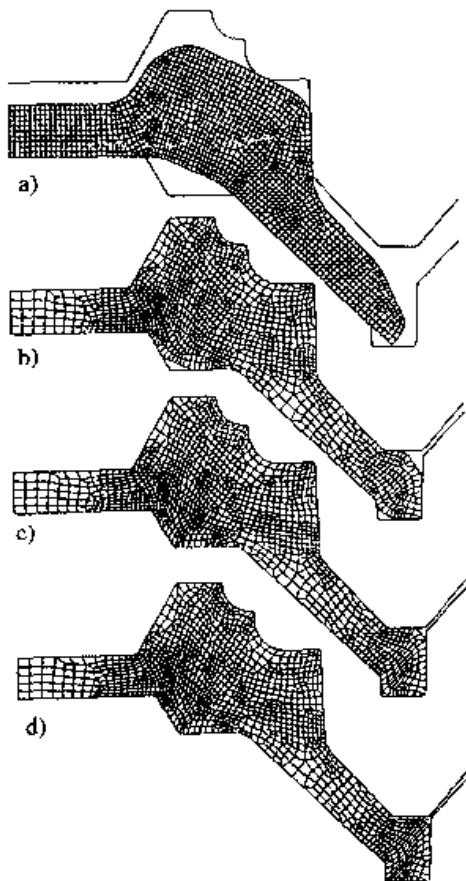


图 3.3-17 预锻模具和预锻件设计结果的正向模拟验证

出的预锻件形状为终锻阶段提供了合理的材料体积分布,内外模腔之间几乎没有材料转移,在初始阶段,通过上模向工件的 c_{12} 表面施加压力,防止了在 c_{22} 和 c_{24} 之间的过渡处凹坑的产生。因此,避免了终锻件折叠缺陷的产生。在终锻工序结束阶段,材料先充满型腔,最后才向飞边槽方向流动。因此,飞边是在终锻过程中的最后时刻形成。如果坯料下料尺寸精确,完全可以实现无飞边锻造,而且能够完全充满模具型腔。内外型腔几乎同时充满说明了沿锻件径向预锻件的体积分布与终锻件的体积分布要求相符。通过反向模拟设计,所设计的预锻模具形状和经预锻后所得到的预锻件形状完全可使终锻过程实现无飞边、充满型腔、无折叠缺陷和模具受力状况良好的通用透平圆盘锻件。

图3.3-18给出了通用透平圆盘锻造工序顺序、预锻件形状、初始坯料形状和锻粗制坯的锻粗比。整个圆盘锻件的工序为下料、锻粗、预锻和终锻。如果可以获得高径比 $H/D=0.2$ 的初始毛坯,则可省略锻粗工序,此时锻造工序为下料、预锻和终锻。

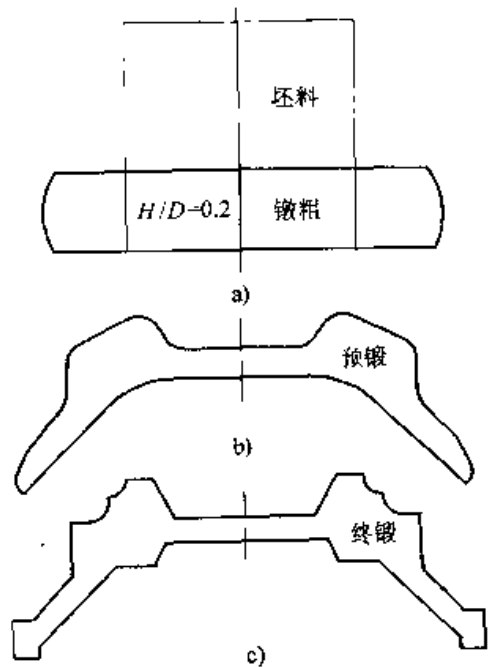


图 3.3-18 通用透平圆盘锻造工序设计结果

6 基于锻件形状复杂程度的控制准则

本节介绍另一种有限元反向模拟和预成形设

计的边界条件控制准则。该准则利用工件的形状复杂性系数,其目的是建立一系列与模具相接触的边界节点在反向模拟过程中的脱离顺序。

6.1 工件形状复杂系数及边界条件控制准则

在锻造生产中,具有深腔槽、小圆角半径和薄截面的锻件增加了锻造成形的难度。实际上,锻件形状复杂程度代表了锻造成形的难度。初始简单形状(例如圆柱体)的坯料经过锻造成形变为具有复杂形状的锻件,一般而言,终锻件形状越复杂,需要的成形工序越多。因此,工序数目和每个工序对应的模具形状与工件形状的复杂系数相关。对于轴对称锻件,不论其多么复杂,工件都是从圆柱形坯料开始进行锻造成形。为此,有必要确定终锻件形状和初始坯料形状的关系。由 Teterin^[36]提出的锻件形状复杂系数建立了坯料与最终形状之间的联系,并被广泛地应用于锻模飞边槽的设计。轴对称锻造中的形状复杂系数 S (也称为几何难度系数)是轴对称锻件截面几何形状复杂程度的表征。其值如下:

$$S = \alpha\beta$$

式中 α ——轴向形状复杂系数;

β ——径向形状复杂系数。

其定义如下:

$$\alpha = \frac{X_f}{X_c}$$

$$X_f = \frac{P^2}{F}$$

$$X_c = \frac{P_c^2}{F_c}$$

$$\beta = \frac{2R_g}{R_c}$$

式中 P 、 F ——轴向截面的周长和面积;

P_c 、 F_c ——轴向截面外接矩形的周长及其面积;

R_g ——对称轴到半个轴截面的重心或质心的距离;

R_c ——外接圆柱体的半径。

对于多工序锻造过程来说,终锻工序的形状复杂系数由下式决定:

$$S_f = \frac{S_{ff}}{S_{fp}}$$

式中 S_{ff} ——终锻件的形状复杂系数;

S_{fp} ——预锻件的形状复杂系数。

若锻件形状为一圆柱体,则 Teterin 形状复杂系数等于 1。当给定的终锻件的形状复杂系数越来越大时,这就意味着需要进行多工序锻造。因此,形状复杂系数是一个重要的工艺设计参考因素。在锻造过程有限元正向模拟过程中,形状复杂系数随着模具的不断压下而增大。当金属充满锻模型腔时,锻件的形状复杂系数增至最大。在模具行程的结束阶段,使金属尽量能够较迅速地填充深腔,从而减少锻造力较大的模具行程,在充满型腔后再使多余金属溢出形成飞边,是我们想达到的理想结果。因此,在终锻过程的结束阶段,理想的预锻和终锻过程应使变形体的形状复杂系数随着上模压下行程而迅速增大。相应地,如果进行反向模拟,随着模具的分离,形状复杂系数应该以同样的方式减小。这就定义了节点脱离模具的控制准则,即在反向模拟中,最大限度地减小锻件的几何复杂系数。

在反向模拟中,每一步从模具上释放一个接触节点。节点的选择是通过试验搜寻而获得的。在搜寻过程中,轮流释放每个边界接触节点,进行反向模拟,同时计算对应的形状复杂系数并进行比较,产生最小形状复杂系数的节点将在该步内脱离模具。在反向模拟过程中,可根据锻件的几何形状,对锻件边界节点进行分组,每组中的节点相邻,每组的端部节点一般取为模具型腔内凹处的节点,处于每组节点端部的节点是可能较早脱离模具的节点。上述对边界节点进行分组处理的目的是为了节省计算时间。选择节点以后,初始的优先权就给了位于模具型腔内角半径附近的节点,这样可保证预锻模具型腔内角半径大于终锻模具的内角半径,这也符合预锻模具的设计规则和常识。

利用形状复杂系数作为控制准则提供了边界条件的控制方法,它仅仅依靠边界节点的坐标而与节点或模具的速度不直接有关。因此,这个准则可以同时应用于运动或静止的模具,从而对于上下不对称的工件,在其上、下部分提供了一致的形状控制方法。

6.2 预成形设计应用举例

图 3.3-19 所示为一轴对称等温锻造过程,选

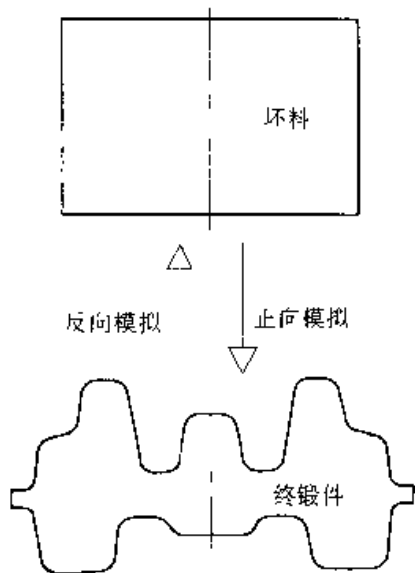


图 3.3-19 坯料和终锻件图

用应变率硬化材料，其应力应变率之间的关系为 $\bar{\sigma} = Y_0 \frac{1}{\dot{\epsilon}}^{0.3}$ ，其中 $Y_0 = 68.93 \text{ MPa}$ 。假设工件与模

具之间的摩擦状态为常摩擦状态，摩擦因子为 0.15。下模固定，上模运动速度为 -25.4 mm/s 。因锻件关于 Z 轴对称，故取 1/2 模型进行有限元分析。

6.2.1 单工序正向模拟

图 3.3-20 所示为单工序锻造过程金属流动情况。其中图 3.3-20a 所示为初始坯料网格和模具位置，圆柱体坯料的半径为 131.3 mm，高径比为 0.65。1/2 横截面模型的初始和结束时的单元数分别为 400 和 827。金属首先充满中心型腔。当上模到达图 3.3-20d 所示的位置时，中心处的上模腔和下模腔完全充满，金属开始流向飞边槽，但是上模两侧型腔仍有很大的空间未充满。随着上下模具的闭合，金属将流向上模两侧型腔和飞边槽。中心型腔的金属必须经过很长的流动路径才能到达上模两侧型腔，这种长距离的金属转移需要较大的变形力，并且增加了模具的磨损。

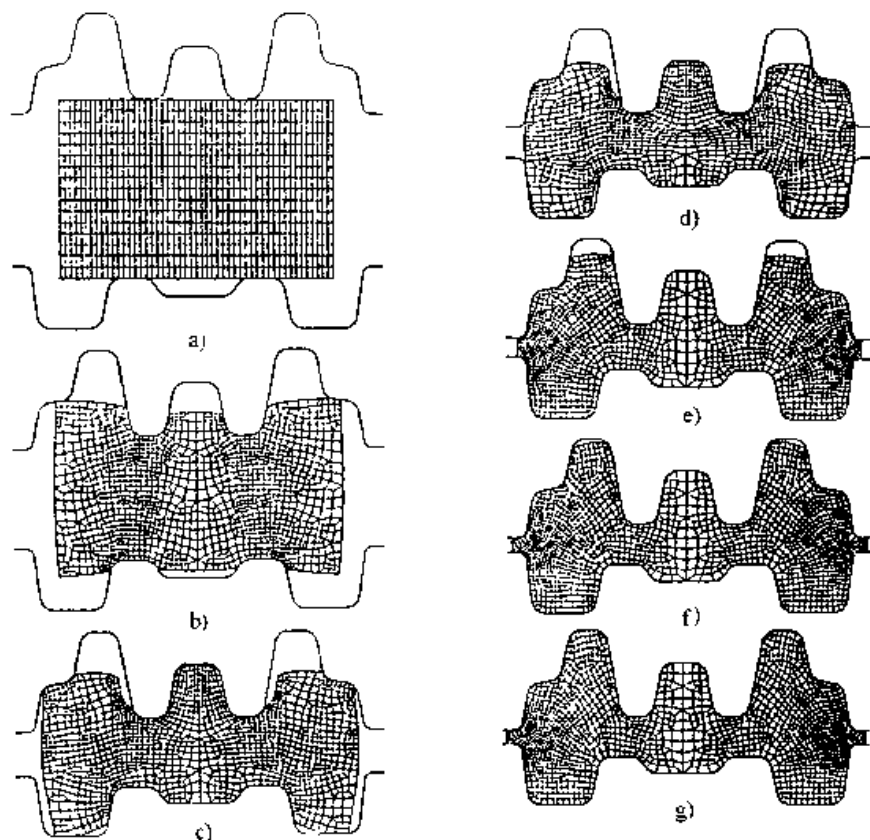


图 3.3-20 单工序锻造过程正向模拟的金属流动情况

当变形到达如图 3.3-20f 所示的位置时，即模具到达要求的飞边高度 15.24 mm 时，上模两侧型腔仍未充满，并且金属被挤入飞边槽形成飞边。继续闭合模具，行程极限就会超出要求，只

会导致更多的材料流入飞边槽，因此无法获得符合高度尺寸要求的锻件。这种伴随着大变形载荷的过量挤压还将引起飞边槽入口处模具的磨损。从以上情况可看出，有必要在终锻之前采用一道

预锻工序。

6.2.2 反向模拟预成形设计

假设采用两工序锻造过程，包括预锻和终锻工序。采用基于形状复杂系数的节点分离准则，并通过反向模拟的方法来设计预锻模具。图 3.3-21 所示为反向模拟过程中的金属流动情况，

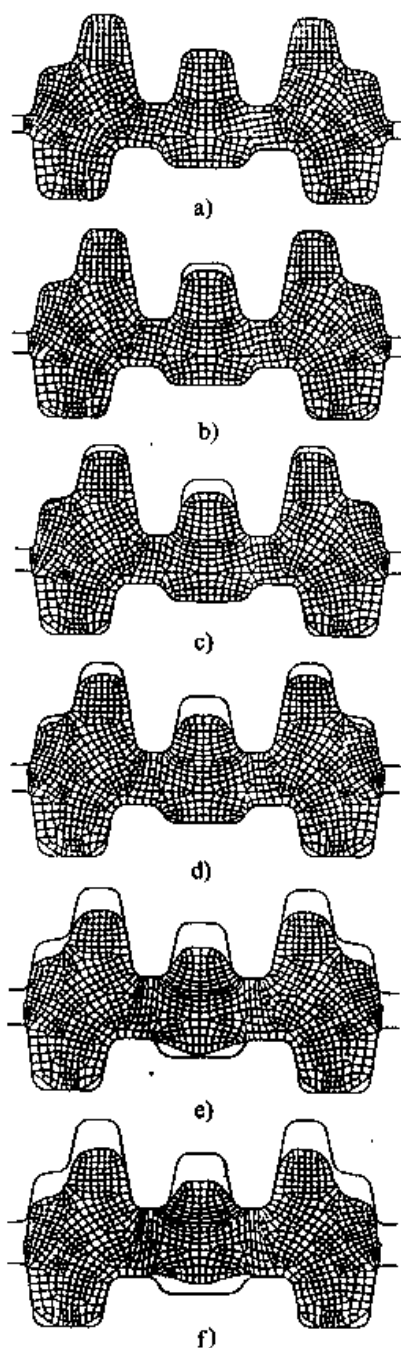


图 3.3-21 反向模拟和预锻件设计

其中图 3.3-21a 为反向模拟的开始状态，工件完全充满模具，即除了飞边外侧几个节点外，工件表面的所有节点都与模具接触。在反向模拟过程中，每一步只有一个节点从上模或下模脱离。当

所有的节点与模具分离时，反向跟踪过程即告结束，所对应的中间锻件形状即为预锻件形状，如图 3.3-21f 所示。通过光滑如图 3.3-21f 所示的中间工件形状即可得到预锻模具的形状。图 3.3-22 所示为预锻模具形状和终锻模具形状的比较。从图 3.3-21 和图 3.3-22 可得以下结论：

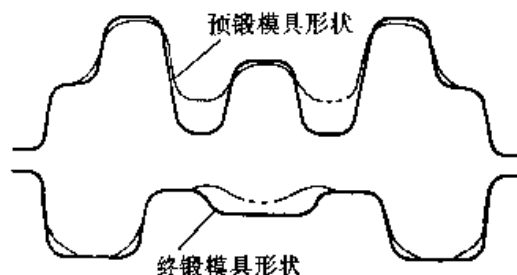


图 3.3-22 预锻件和终锻模具的形状

1) 根据本方法所获得的预锻件形状较为光滑，而且材料体积分布合理。位于预锻模具中心型腔的材料体积基本上接近于终锻模具型腔所要求的体积，模具两侧型腔的体积分布亦如此。因此，在终锻过程中中心型腔内的金属只在中心型腔内局部流动，两侧型腔内的金属也只向两侧型腔填充。这种金属流动模式有效地减少了终锻工序中金属向侧部型腔流动以及向飞边槽流动的趋势，从而降低了模具的磨损和终锻载荷。

2) 两侧型腔的金属在终锻阶段的流动模式为锻造模式，这就克服了单工序锻造过程流动模式的缺陷。

3) 预锻件或预锻模的过渡圆弧半径大于终锻件或终锻模相应的过渡圆弧半径。因此符合经验设计方法的要求或规则。

6.2.3 正向模拟验证和比较

为了验证预锻件设计结果的有效性，采用有限元正向模拟方法来模拟两工序锻造过程。图 3.3-23 所示为预锻阶段材料的流动情况，坯料尺寸和模具与工件表面之间的摩擦系数与单工序相同。当上模移动到要求的位置时，材料完全充满模具型腔并且获得了较小飞边的合格预锻件，如图 3.3-23e 所示。图 3.3-24 所示为终锻阶段的金属流动情况，从中可以看出中心和两侧型腔的金属流动都很小，而且两个型腔彼此之间几乎没有金属材料的转移，这是因为大部分的材料分布已经通过预锻过程取得。这就使得两侧型腔的上半部分和中心型腔的上半部分基本上同时充满，从而在行程结束阶段变形载荷具有较大程度

的减小。因此，通过对反向模拟方法得到预锻件形状的两工序锻造过程和单工序锻造过程的金属流动模式的比较，不难看出，锻造载荷、模具充满情况、飞边大小和能量要求都得到了较大程度的改善。

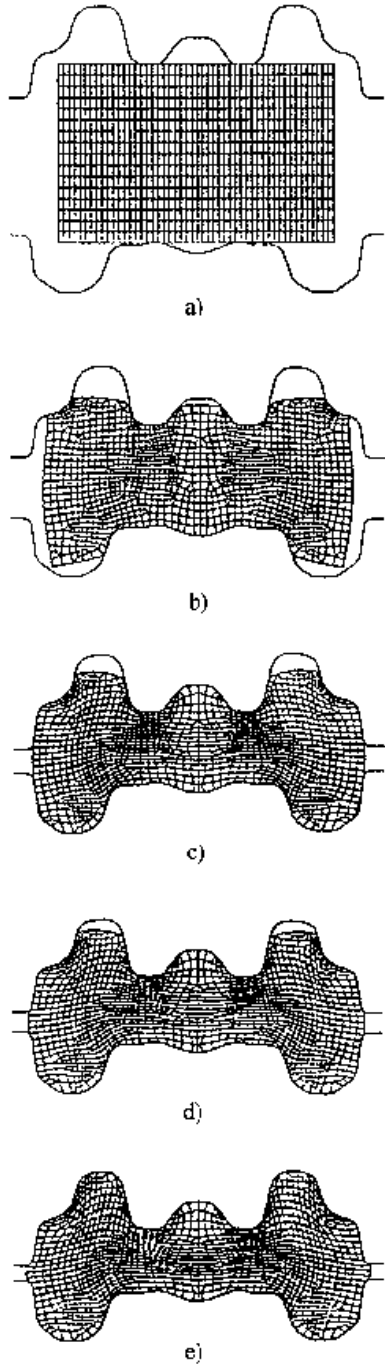


图 3.3-23 预锻过程的正向模拟验证

以上介绍了基于有限元数值模拟方法的反向模拟技术及金属塑性成形的预成形设计方法，给出了几种判断节点脱离模具的准则，通过实例证实了有限元反向模拟技术的可行性。在反向模拟技术中，关键问题是边界条件的确定，因此，实

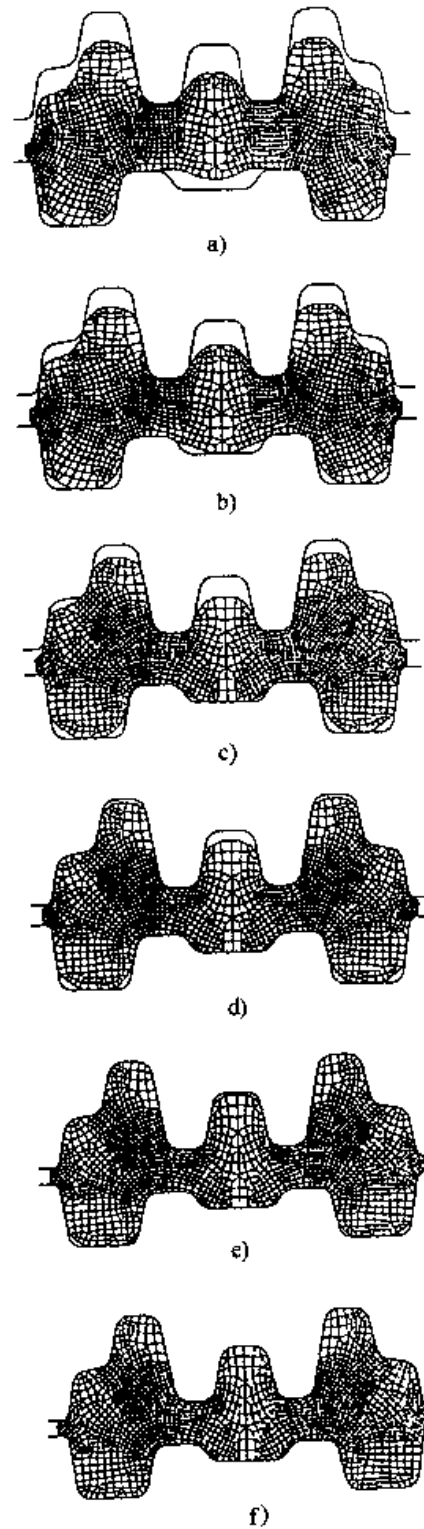


图 3.3-24 终锻过程的正向模拟验证

用的判别准则是该项技术应用研究的重点。不同的边界条件控制准则，可得到不同的预成形设计结果，这种设计结果的不唯一性给寻求最佳的设计方案带来了一定困难。因此，具有普遍适用性的边界条件的研究开发显得尤为重要。

实施反向模拟与预成形设计的数值模拟技术,除有限元方法外,还有上限元法。基于上限元的反向模拟技术与基于有限元法的反向模拟技术在几种关键问题的处理方法上有相似之处,所不同的是在上限元法反向模拟技术中锻件与模具的边界轮廓被理想化为直边界,并假定在某一时刻某条边界脱模。从这一点讲,上限元法的反向模拟技术较之有限元法的反向模拟技术简单,但预测结果的精度较有限元反向模拟技术粗。鉴于此,可以建立上限元与有限元的耦合正反向模拟技术,即首先应用上限元法反向模拟出预成形件,然后再用有限元正向模拟技术去验证,并由

正向模拟结果来修正反向模拟的结果,直至预测的预成形件用正向有限元模拟时的结果符合设计要求。关于上限元反向模拟技术可参见有关参考文献[99~109]。

金属塑性成形过程是将初始形状简单的坯料经过模具和设备成形为所要求形状的终成形件。从理论上讲,应有一条最佳的成形路径,与该成形路径对应的工艺参数、模具设计应当是我们寻求的设计方案。因此,将工程优化设计与金属塑性成形数值模拟技术相结合,进行塑性成形过程的优化设计至关重要。

第4章 刚（粘）塑性有限元灵敏度分析与模具优化设计方法

1 引言

随着计算机技术与有限元法的发展,形状优化方法已越来越多地应用于复杂结构工程的优化问题。在金属塑性成形生产中,产品的质量主要取决于模具设计的水平。前已述及,金属塑性成形过程通常为非稳态大变形问题,因其成形件形状的复杂性,绝大多数成形件采用多工序加工,工序数目的

确定和各工序模具形状的设计是材料成形工艺与模具设计的主要工作。图3.4-1所示为一锻造过程,为获得所要求的终锻件,必须经过中间的预锻工步,如何设计预锻件形状和加工此预锻件所用预锻模具的形状是生产合格终锻件的关键,也是模具设计的困难问题之一。在实际生产中,设计者的经验和直觉一直是预成形设计的主要依据,其设计水平、时间和成本都受到一定的限制。

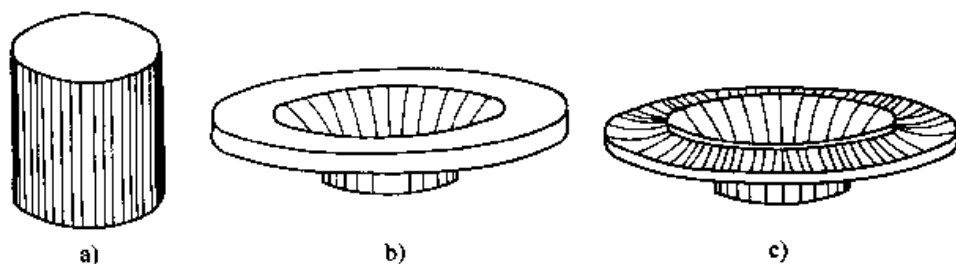


图3.4-1 典型多工序锻造过程

a) 初始坯料 b) 预锻件 c) 终锻件

近年来,以有限元为主的材料塑性成形过程模拟技术为预成形设计提供了良好的数学方法。第3章介绍了有限元反向模拟方法及其关键技术,并给出了实际锻造问题的预成形设计。这种反向模拟方法是从完全充满终锻模腔的终锻件形状出发,以反向变形方式模拟材料变形规律,按照规定的边界条件控制准则,通过解除边界节点的约束条件而得到任意时刻的预成形件形状。然后,根据预成形件形状设计预锻模具形状。

上述预成形设计方法都采用有限元正、反向模拟方法,都依赖于边界条件的控制准则。由于材料成形路径的多样化,建立通用的或者最佳的边界条件控制准则,仍存在较大困难。变形路径的多样化特征决定了寻求最佳预成形设计和建立具有全局优化特点的优化设计方法的可能性与必要性。

Badrinarayanan 等^[52-54]提出了一种拟弹-粘塑性材料的有限元灵敏度分析方法,并应用于

大变形过程的预成形优化设计,该方法设计目标是预成形件形状,而不是预成形模具形状,预成形模具形状则根据该预成形件形状进行设计。但设计出的预成形件形状通常不易成形,例如,圆柱体镦粗过程,为消除终锻件的侧面鼓形,设计出的预成形件侧面呈凹形,这就增加了预成形模具设计和实际生产的困难性。

赵国群等^[57-74]提出了一种基于刚（粘）塑性有限元数值模拟技术的灵敏度分析方法,并建立了相应的预成形模具形状优化设计方法与步骤。该方法以直接设计预成形模具形状为目标,应用有限元、优化和单纯正向模拟技术相结合的方法建立灵敏度分析理论和模具形状优化设计方法。本章主要介绍该方法的理论及其具体应用技术。

2 刚（粘）塑性有限元基本方程

为便于推导刚塑性、刚-粘塑性有限元灵敏

度方程, 本节简单列出刚(粘)塑性有限元的基本方程, 对于详细的刚塑性、刚-粘塑性有限元理论与技术, 参见有关文献 [1, 6]。

对于金属塑性成形问题, 经有限元离散化后, 单元应变率可用下列矩阵形式表示:

$$\dot{\epsilon} = BV \quad (3.4-1)$$

式中 B ——单元应变率矩阵;

V ——单元的节点速度向量。

对于四边形四节点等参单元, 单元应变率矩阵 B 可表示为

$$B = \begin{bmatrix} E_1 & 0 & E_2 & 0 & E_3 & 0 & E_4 & 0 \\ 0 & H_1 & 0 & H_2 & 0 & H_3 & 0 & H_4 \\ P_1 & 0 & P_2 & 0 & P_3 & 0 & P_4 & 0 \\ H_1 & E_1 & H_2 & E_2 & H_3 & E_3 & H_4 & E_4 \end{bmatrix} \quad (3.4-2)$$

式中 $E_\alpha = \partial N_\alpha / \partial x$, $H_\alpha = \partial N_\alpha / \partial y$, ($\alpha = 1, 2, 3, 4$);

N_α ——单元形状函数;

x, y ——单元内任意点的坐标。

对于平面变形问题, 式 (3.4-2) 中的 P_α ($\alpha = 1, 2, 3, 4$) 等于零, 对于轴对称变形问题, $P_\alpha = N_\alpha / r$, r 为径向坐标, 并表示为

$$r = \sum_{\alpha=1}^4 N_\alpha x_\alpha \quad (3.4-3)$$

式中, x_α ($\alpha = 1, 2, 3, 4$) 为单元四个节点的径向(横向)坐标。

刚(粘)塑性材料成形问题的有限元平衡方程式可写为

$$K(V, X)V + F(V, X) = 0 \quad (3.4-4)$$

其中,

$$K_v(V, X) = \int_V \frac{\sigma}{\epsilon} P_{ij} dV + Q \int_V C_i C_j dV \quad (3.4-5)$$

$$F_i(V, X) = \int_{S_C} mk \frac{2}{\pi} N_i \arctan\left(\frac{N_j v_{S_j}}{u_0}\right) dS \quad (3.4-6)$$

式中 K ——与材料和过程有关的非线性刚度矩阵;

F ——施加的节点力向量;

X ——单元的节点坐标向量;

Q ——引入塑性变形体积不变条件的惩罚因子;

$\bar{\sigma}$ ——等效应力;

$\dot{\bar{\epsilon}}$ ——等效应变率;

m ——常摩擦因子;

k ——剪切屈服应力。

工件与模具接触面上的摩擦力用相对滑动速度的反正切函数表示, 设 v_{sj} 为模具与工件接触面上节点 j 的相对滑动速度, 则滑动速度 v_s 可采用线性插值求得:

$$v_s = \sum_{j=1}^2 N_j v_{sj} \quad (3.4-7)$$

矩阵 P 与 C 可由应变率矩阵 B 构造,

$$P_{ij} = B_{ik} D_{km} B_{mj} \quad (3.4-8)$$

$$C_i = B_{1i} + B_{2i} + B_{3i} \quad (3.4-9)$$

$$C_j = B_{1j} + B_{2j} + B_{3j} \quad (3.4-10)$$

其中 $D = \begin{bmatrix} \frac{2}{3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{2}{3} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{2}{3} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{3} \end{bmatrix}$

对于材料成形问题, 平衡方程式 (3.4-4) 为一非线性方程组, 其求解过程为: 首先计算各单元的刚度阵和节点力向量; 然后在整个工件上进行组装, 形成刚度方程组; 最后进行线性化, 并采用 Newton-Raphson 迭代方法进行求解。

3 目标函数与设计变量

对于二维塑性成形问题, 假设 G_0 和 G 分别表示最终成形件的理想形状和对应于任意一个预成形模具形状实际取得的最终成形件形状。优化设计的目标是通过设计预成形模具形状使实际工件形状接近或等于理想工件形状。因此, G_0 与 G 之间的差别是预成形模具形状的函数, 其大小反映了预成形模具形状设计的准确性。目标函数定义为两个工件形状不重合区域的面积, 如图 3.4-2 所示。因此, 优化问题陈述为通过设计预成形模具形状, 使形状 G 接近于 G_0 。

对于一个经有限元离散化后的工件边界, 假设所取得的实际工件 G 有 N 个边界节点, 其坐标分别为 (x_i, y_i) , $i = 1, 2, 3, \dots, N$, 通过这些边界节点 i 并沿其法向向理想工件边界引直线, 其交点构成了另一组在理想工件上的边界

节点 $(x_{0i}, y_{0i}) \quad i=1, 2, 3 \dots, N$, 连接这两组边界节点, 在两个工件形状 G_0 与 G 不重合区域内构成了一组四边形单元, 这些单元的节点按逆时针方向编号, 如图 3.4-3a 示, 单元面积为

$$A_j = \frac{1}{2} (x_{32}y_{12} - x_{12}y_{32}) + \frac{1}{2} (x_{14}y_{34} - x_{34}y_{14})$$

其中 $x_{ij} = x_i - x_j, y_{ij} = y_i - y_j, i, j = 1, 2, 3, 4,$

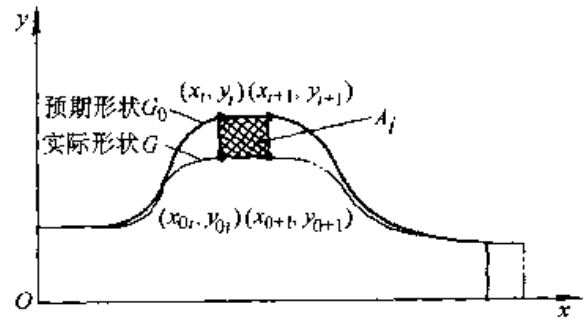


图 3.4-2 实际取得的终成形状与理想终成形状

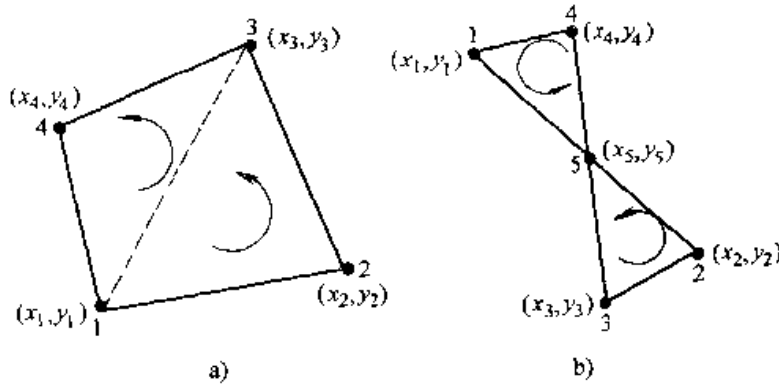


图 3.4-3 计算目标函数的单元
a) 规则单元 b) 交叉单元

在特殊情况下, 实际工件形状与理想工件形状相交, 在边界上形成相交单元, 如图 3.4-3b 所示。这种特殊单元的面积

$$A_j = \frac{1}{2} (x_{35}y_{25} - x_{25}y_{35}) + \frac{1}{2} (x_{14}y_{54} - x_{54}y_{14})$$

其中 (x_5, y_5) 为交点坐标。

应用各单元的面积 A_j 的平方和作为目标函数 ψ , 即

$$\psi = \sum_{j=1}^N A_j^2 \quad (3.4-11)$$

当 ψ 接近零时, 实际获得的最终成形件形状 G 将与理想终成形件形状 G_0 趋于一致。优化问题定义为通过使目标函数 ψ 取最小值的 B 样条曲线控制点的坐标定义最佳预成形模具形状。

采用三次 B 样条函数表示二维成形问题的预成形模具形状, 变化 B 样条曲线的控制点坐标, 可得到不同的 B 样条曲线形状。对于每个控制点, 有两个自由度 $(p_{xi}, p_{yi}), i=1, 2, \dots, K, K$ 为定义预成形模具形状的 B 样条曲线的控制点总数。因此, 共有 $2K$ 个设计变量, 对这种无约束的优化设计问题, 可采用拟牛顿方

法 BFGS 优化算法进行优化。

4 灵敏度分析

根据式 (3.4-11) 给出的目标函数表达式, 推导目标函数 ψ 对优化设计变量 p_l 梯度如下:

$$\frac{\partial \psi}{\partial p_l} = \sum_{i=1}^N \frac{\partial \psi}{\partial x_i} \frac{\partial x_i}{\partial p_l} + \sum_{i=1}^N \frac{\partial \psi}{\partial y_i} \frac{\partial y_i}{\partial p_l} \quad l = 1, 2, \dots, 2k \quad (3.4-12)$$

其中, $\frac{\partial \psi}{\partial x_i} = 2 \sum_{j=1}^N A_j \frac{\partial A_j}{\partial x_i}, \frac{\partial \psi}{\partial y_i} = 2 \sum_{j=1}^N A_j \frac{\partial A_j}{\partial y_i}$ 。

对于两个最终成形件不重合区域内的一般性单元 j 有

$$\frac{\partial A_j}{\partial x_1} = \frac{1}{2} (y_{34} - y_{32})$$

$$\frac{\partial A_j}{\partial x_2} = \frac{1}{2} (y_{32} - y_{12})$$

$$\frac{\partial A_j}{\partial y_1} = \frac{1}{2} (x_{32} - x_{34})$$

$$\frac{\partial A_j}{\partial y_2} = \frac{1}{2} (x_{12} - x_{32})$$

对于特殊的交叉单元 j 有

$$\frac{\partial A_2}{\partial x_1} = \frac{1}{2} y_{54}, \quad \frac{\partial A_2}{\partial y_1} = -\frac{1}{2} x_{54},$$

$$\frac{\partial A_3}{\partial x_2} = -\frac{1}{2} y_{35}, \quad \frac{\partial A_3}{\partial y_2} = \frac{1}{2} x_{35}$$

在有限元速度场迭代收敛后,应用收敛的速度场刷新该时间增量内的节点坐标,其刷新公式为

$$\mathbf{X}^{(t+\Delta t)} = \mathbf{X}^{(t)} + \mathbf{V}^{(t)} \Delta t \quad (3.4-13)$$

其中, $\mathbf{X}^{(t+\Delta t)}$ 是 $(t + \Delta t)$ 时刻节点的坐标向量, $\mathbf{X}^{(t)}$ 表示 t 时刻节点的坐标向量, $\mathbf{V}^{(t)}$ 表示 t 时刻节点的速度向量, 将式 (3.4-13) 对优化设计变量 p_l 求偏导, 得

$$\frac{\partial \mathbf{X}^{(t+\Delta t)}}{\partial p_l} = \frac{\partial \mathbf{X}^{(t)}}{\partial p_l} + \frac{\partial \mathbf{V}^{(t)}}{\partial p_l} \cdot \Delta t \quad (3.4-14)$$

上式即为有限元节点坐标对优化设计变量的灵敏度刷新公式, 当 $t=0$ 时, 有 $\partial \mathbf{X}^{(0)} / \partial p_l = 0$ 。

可见, 一旦确定节点速度对优化设计变量的灵敏度 $\partial \mathbf{V}^{(t)} / \partial p_l$, 即可根据式 (3.4-14) 确定出节点坐标对优化设计变量的灵敏度, 进而由式 (3.4-12) 计算出目标函数对优化设计变量的灵敏度。

4.1 节点速度灵敏度

对于任意一个单元, t 时刻的节点速度灵敏度向量 $\frac{\partial \mathbf{V}^{(t)}}{\partial p_l}$, 简记为 $\mathbf{V}_{, p_l}$, 可通过将单元平衡方程式 (3.4-4) 对优化设计变量求偏导得:

$$\left(\frac{\partial \mathbf{K}}{\partial \mathbf{V}} \mathbf{V} + \mathbf{K} + \frac{\partial \mathbf{F}}{\partial \mathbf{V}} \right) \frac{\partial \mathbf{V}}{\partial p_l} = - \left(\frac{\partial \mathbf{K}}{\partial \mathbf{X}} \frac{\partial \mathbf{X}}{\partial p_l} \mathbf{V} + \frac{\partial \mathbf{F}}{\partial \mathbf{X}} \frac{\partial \mathbf{X}}{\partial p_l} \right) \quad (3.4-15a)$$

上式简写为

$$\mathbf{R} \mathbf{V}_{, p_l} = \mathbf{F}_{, p_l} \quad (3.4-15b)$$

其中, \mathbf{R} 为单元的刚度灵敏度矩阵, $\mathbf{F}_{, p_l}$, 即 $\partial \mathbf{F} / \partial p_l$, 是单元的节点力灵敏度向量, 根据式 (3.4-15a)、式 (3.4-5) 和式 (3.4-6), 经推导得出矩阵 \mathbf{R} 与向量 $\mathbf{F}_{, p_l}$ 的计算公式如下:

$$R_{ij} = \sum_{n=1}^8 \sum_{m=1}^8 \int_V \left(\frac{1}{\epsilon} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \epsilon} - \frac{\bar{\sigma}}{\epsilon^2} \right) \frac{1}{\epsilon} P_{m v_n} v_m P_{m j} dV + K_{ij} + \frac{\partial F_i}{\partial v_j} \quad (i, j = 1, 2, \dots, 8) \quad (3.4-16a)$$

$$F_{i, p_l} = - \left(\sum_{n=1}^8 \frac{\partial F_i}{\partial x_n} \frac{\partial x_n}{\partial p_l} + \sum_{j=1}^8 \sum_{n=1}^8 \frac{\partial K_{ij}}{\partial x_n} \frac{\partial x_n}{\partial p_l} v_j \right) \quad (i = 1, 2, \dots, 8) \quad (3.4-16b)$$

当用式 (3.4-16a) 和式 (3.4-16b) 计算出所有单元的刚度灵敏度矩阵和节点力灵敏度向量后, 在整个工件上, 对所有单元进行组装, 得到一组关于节点速度灵敏度的线性方程:

$$\bar{\mathbf{R}} \bar{\mathbf{V}}_{, p_l} = \bar{\mathbf{F}}_{, p_l} \quad (3.4-17)$$

式中 $\bar{\mathbf{R}}$ —— 整体刚度灵敏度矩阵;

$\bar{\mathbf{V}}_{, p_l}$ —— 整体节点速度灵敏度向量;

$\bar{\mathbf{F}}_{, p_l}$ —— 整体节点力灵敏度向量。

对于给定的一个初始预成形模具形状, 首先进行预成形工序的有限元模拟, 在每一时间增量模拟步内, 进行速度场迭代, 当速度场收敛后, 按照式 (3.4-17) 求解节点速度灵敏度, 然后, 利用式 (3.4-14) 刷新节点坐标灵敏度。当整个变形过程 (包括预成形与终成形工步) 结束时, 根据求得的最终节点坐标灵敏度、实际求得的终成形件形状与理想终成形件形状, 利用式 (3.4-11) 与式 (3.4-12) 分别求出目标函数值及其梯度值。最后, 调用优化工具进行优化迭代, 判断或检查优化迭代是否已达到所规定的优化条件, 若未满足优化条件, 则利用得到的新控制点坐标刷新预成形模具形状, 进行下一次优化迭代, 直至达到所要求的优化条件。

4.2 $\frac{\partial K_{ij}}{\partial x_n}, \frac{\partial F_i}{\partial x_n}, \frac{\partial F_i}{\partial v_j}$ 的确定

根据式 (3.4-5) 与式 (3.4-6), 经推导可得式 (3.4-15a) 中的偏导数项 $\frac{\partial K_{ij}}{\partial x_n}, \frac{\partial F_i}{\partial x_n}$ 和 $\frac{\partial F_i}{\partial v_j}$ 的计算公式如下:

$$\frac{\partial K_{ij}}{\partial x_n} = \int_V \left(\frac{1}{\epsilon} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \epsilon} - \frac{\bar{\sigma}}{\epsilon^2} \right) \frac{1}{2\epsilon} \frac{\partial (\mathbf{V}^T \mathbf{P} \mathbf{V})}{\partial x_n} P_{ij} dV + \int_V \frac{\bar{\sigma}}{\epsilon} \frac{\partial P_{ij}}{\partial x_n} dV + Q \int_V \frac{\partial C_i}{\partial x_n} C_j dV + Q \int_V C_i \frac{\partial C_j}{\partial x_n} dV + \int_V \frac{\bar{\sigma}}{\epsilon} P_{ij} \frac{\partial (dV)}{\partial x_n} + Q \int_V C_i C_j \frac{\partial (dV)}{\partial x_n} \quad (3.4-18)$$

$$\frac{\partial F_i}{\partial x_n} = \sum_{e=1}^8 \sum_{k=1}^8 \int_S \frac{m}{\sqrt{3}\pi} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \epsilon} N_i \frac{1}{\epsilon} v_n \frac{\partial P_{0k}}{\partial x_n} v_{0k} \arctan \left(\frac{N_j v_{0j}}{u_0} \right) dS + \int_{S_C} m k \frac{2}{\pi} N_i \arctan \left(\frac{N_j v_{0j}}{u_0} \right) \frac{\partial (dS)}{\partial x_n} \quad (3.4-19)$$

$$\frac{\partial F_i}{\partial v_i} = \int_S^{mk} \frac{2}{\pi} N_i N_j \frac{u_0}{u_0^2 + (N_k v_{S_k})^2} dS \quad (3.4-20)$$

其中, 式(3.4-18)和式(3.4-19)中的 $\frac{\partial C_i}{\partial x_n}$,

$\frac{\partial C_i}{\partial x_n}$, $\frac{\partial P_{ij}}{\partial x_n}$ 与 $\frac{\partial (V^T P V)}{\partial x_n}$ 的计算公式可由式(3.4-

8)、式(3.4-9)和式(3.4-10)推导得出如下:

$$\frac{\partial C_i}{\partial x_n} = \frac{\partial B_{1j}}{\partial x_n} + \frac{\partial B_{2i}}{\partial x_n} + \frac{\partial B_{3i}}{\partial x_n} \quad (3.4-21a)$$

$$\frac{\partial C_i}{\partial x_n} = \frac{\partial B_{1j}}{\partial x_n} + \frac{\partial B_{2i}}{\partial x_n} + \frac{\partial B_{3i}}{\partial x_n} \quad (3.4-21b)$$

$$\frac{\partial P_{ij}}{\partial x_n} = \sum_{k=1}^4 \sum_{m=1}^4 \left(\frac{\partial B_{ki}}{\partial x_n} D_{km} B_{mj} + B_{ki} D_{km} \frac{\partial B_{mj}}{\partial x_n} \right) \quad (3.4-21c)$$

$$\frac{\partial (V^T P V)}{\partial x_n} = \sum_{m=1}^8 \sum_{k=1}^8 v_m \frac{\partial P_{mk}}{\partial x_n} v_k \quad (3.4-21d)$$

其中, 导数矩阵 $\frac{\partial B}{\partial X}$ 可由 B 矩阵式(3.4-2), 通

过计算 $\frac{\partial E_i}{\partial x_j}$, $\frac{\partial H_i}{\partial y_j}$, $\frac{\partial E_i}{\partial y_j}$, $\frac{\partial H_i}{\partial x_j}$ 面确定, $\frac{\partial B}{\partial X}$ 矩阵

中的诸元素计算公式为

$$\frac{\partial E_i}{\partial x_j} = -E_i E_j$$

$$\frac{\partial H_i}{\partial y_j} = -H_i H_j$$

$$\frac{\partial E_i}{\partial y_j} = -A_{ij} / (8|J|) - E_i H_j$$

$$\frac{\partial H_i}{\partial x_j} = -A_{ij} / (8|J|) - H_i E_j$$

$$\frac{\partial P_i}{\partial x_j} = -N_i N_j / r^2$$

$$\frac{\partial P_i}{\partial y_j} = 0$$

式中 $i, j=1, 2, 3, 4$, $|J|$ 为坐标转换矩阵的雅可比行列式的值, 其表达式为

$$|J| = \frac{1}{8} [(x_{13}y_{24} - x_{24}y_{13}) + (x_{34}y_{12} - x_{12}y_{34}) \xi + (x_{23}y_{14} - x_{14}y_{23}) \eta] \quad (3.4-22)$$

对于平面变形问题, $\frac{\partial P_i}{\partial x_j} = \frac{\partial P_i}{\partial y_j} = 0$ 。

经推导, A_{ij} 的计算公式由下列矩阵 A 给出:

$$A = \begin{pmatrix} 0 & \eta-1 & \xi-\eta & 1-\xi \\ 1-\eta & 0 & -(1+\xi) & \xi+\eta \\ \eta-\xi & 1+\xi & 0 & -(1+\eta) \\ \xi-1 & -(\xi+\eta) & 1+\eta & 0 \end{pmatrix}$$

$A^T = -A$, 故矩阵 A 为一反对称矩阵, 其中 (ξ, η) 为自然坐标。

应注意, 式(3.4-18)、式(3.4-19)和式(3.4-20)中的体积积分 dV 与面积积分 dS 也取决于节点坐标向量 X 。

对于平面变形问题有:

$$\frac{\partial (dS)}{\partial x_n} = \frac{\partial |J_S|}{\partial x_n} d\xi$$

$$\frac{\partial (dV)}{\partial x_n} = \frac{\partial |J|}{\partial x_n} d\xi d\eta$$

对于轴对称问题有:

$$\frac{\partial (dS)}{\partial x_n} = \left(|J_S| \frac{\partial r}{\partial x_n} + r \frac{\partial |J_S|}{\partial x_n} \right) d\xi$$

$$\frac{\partial (dV)}{\partial x_n} = \left(|J| \frac{\partial r}{\partial x_n} + r \frac{\partial |J|}{\partial x_n} \right) d\xi d\eta$$

式中 $|J_S|$ ——在工件与模具接触面上坐标转换矩阵的雅可比行列式的值;

r ——由式(3.4-3)定义的插值点的径向坐标。

5 速度灵敏度边界条件

在工件与模具接触面上, 接触节点 i 的速度边界条件(图3.4-4)为

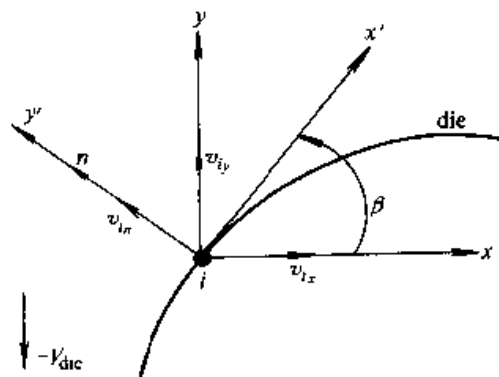


图 3.4-4 接触节点的速度灵敏度边界条件

$$v_{in} = V_{die}^T \cdot n = (v_{die_x}, v_{die_y}) \begin{pmatrix} -\sin\beta \\ \cos\beta \end{pmatrix} \quad (3.4-23)$$

式中 v_{in} ——节点 i 在接触面法线方向的速度分量;

V_{die} ——模具速度向量;

n ——节点 i 处的模具表面的单位法向量;

β ——整体坐标系 (xoy) 的 x 轴与模具表面切向与法向组成的局部坐

标系 $(x'o'y')$ 的 x' 轴之间的夹角。

对于一个由 $y = y(x) = y(p_l)$, ($l = 1, 2, 3, \dots, 2k$) 定义的 B 样条函数, 其斜率 $dy/dx = y_x = \tan\beta$, 故由此可导出下列关系:

$$\sin\beta = y_x / \sqrt{1 + y_x^2} \quad (3.4-24)$$

$$\cos\beta = 1 / \sqrt{1 + y_x^2}$$

将式 (3.4-23) 两边对优化设计变量 p_l 求导可得速度灵敏度边界条件:

$$\frac{\partial v_{in}}{\partial p_l} = v_{in}^I \frac{\partial n}{\partial p_l} = -v_{die_x} \frac{\partial \sin\beta}{\partial p_l} + v_{die_y} \frac{\partial \cos\beta}{\partial p_l} \quad (3.4-25)$$

式中 $\frac{\partial n}{\partial p_l}$ —— 模具表面法线方向单位矢量对设计变量 p_l 的灵敏度。

将式 (3.4-24) 代入式 (3.4-25) 得:

$$\frac{\partial n}{\partial p_l} = \begin{bmatrix} -\frac{\sin\beta}{\partial p_l} \\ \frac{\partial \cos\beta}{\partial p_l} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{y_x p_l}{(1 + y_x^2)^{3/2}} \\ -\frac{y_x p_l y_x}{(1 + y_x^2)^{3/2}} \end{bmatrix} \quad (3.4-26)$$

式中 $y_{x_{p_l}}$ —— 预成形模具表面斜率对设计变量的灵敏度, $y_{x_{p_l}} = \frac{\partial y_x}{\partial p_l}$ 。

由式 (3.4-25) 和式 (3.4-26) 可知, 只要确定 y_x 和 $y_{x_{p_l}}$, 即可确定节点速度灵敏度的边界条件。其中, y_x 和 $y_{x_{p_l}}$ 由 B 样条函数确定。

给定三次 B 样条函数的控制点坐标 (p_{x_i}, p_{y_i}) ($i = 1, 2, \dots, k$), 则设计变量为 $p = (p_1, p_2, \dots, p_{2k}) = (p_{x_1}, p_{y_1}, \dots, p_{x_k}, p_{y_k})$, 第 i 个三次 B 样条曲线上的 (x, y) 坐标可用参数方程表示为^[2-4]:

$$x = \frac{1}{6} [(1-s)^3 p_{x_i} + (4-6s^2+3s^3) p_{x_{i+1}} + (1+3s+3s^2-3s^3) p_{x_{i+2}} + s^3 p_{x_{i+3}}] \quad (3.4-27a)$$

$$y = \frac{1}{6} [(1-s)^2 p_{y_i} + (4-6s^2+3s^3) p_{y_{i+1}} + (1+3s+3s^2-3s^3) p_{y_{i+2}} + s^3 p_{y_{i+3}}] \quad (3.4-27b)$$

式中, $0 \leq s \leq 1$ 。

对 B 样条函数求导得:

$$y_x = \frac{dy}{dx} = \frac{\partial y}{\partial s} / \frac{\partial x}{\partial s} \quad (3.4-28)$$

式中 $\partial y / \partial s$, $\partial x / \partial s$ 分别由式 (3.4-27a) 和式 (3.4-27b) 导出如下:

$$\frac{\partial y}{\partial s} = \frac{1}{2} [- (1-s)^2 p_{y_i} + (-4s+3s^2) p_{y_{i+1}} + (1+2s-3s^2) p_{y_{i+2}} + s^2 p_{y_{i+3}}] \quad (3.4-29a)$$

$$\frac{\partial x}{\partial s} = \frac{1}{2} [- (1-s)^2 p_{x_i} + (-4s+3s^2) p_{x_{i+1}} + (1+2s-3s^2) p_{x_{i+2}} + s^2 p_{x_{i+3}}] \quad (3.4-29b)$$

由式 (3.4-28) 和式 (3.4-29), 即可很容易地推导出 B 样条曲线斜率对设计变量的偏导数 $y_{x_{p_l}}$, 即 $\frac{\partial y_x}{\partial p_l}$ 。

$$\frac{\partial^2 y}{\partial x \partial p_{y_i}} = -\frac{(1-s)^2}{2 \partial x / \partial s} \quad (3.4-30a)$$

$$\frac{\partial^2 y}{\partial x \partial p_{y_{i+1}}} = \frac{-4s+3s^2}{2 \partial x / \partial s} \quad (3.4-30b)$$

$$\frac{\partial^2 y}{\partial x \partial p_{y_{i+2}}} = \frac{1+2s-3s^2}{2 \partial x / \partial s} \quad (3.4-31a)$$

$$\frac{\partial^2 y}{\partial x \partial p_{y_{i+3}}} = \frac{s^2}{2 \partial x / \partial s} \quad (3.4-31b)$$

$$\frac{\partial^2 y}{\partial x \partial p_{x_i}} = \frac{(1-s)^2}{2} \frac{\partial y}{(\partial x / \partial s)^2 \partial s} \quad (3.4-32a)$$

$$\frac{\partial^2 y}{\partial x \partial p_{x_{i+1}}} = -\frac{-4s+3s^2}{2} \frac{\partial y}{(\partial x / \partial s)^2 \partial s} \quad (3.4-32b)$$

$$\frac{\partial^2 y}{\partial x \partial p_{x_{i+2}}} = -\frac{1+2s-3s^2}{2} \frac{\partial y}{(\partial x / \partial s)^2 \partial s} \quad (3.4-33a)$$

$$\frac{\partial^2 y}{\partial x \partial p_{x_{i+3}}} = -\frac{s^2}{2} \frac{\partial y}{(\partial x / \partial s)^2 \partial s} \quad (3.4-33b)$$

将由式 (3.4-28) 和式 (3.4-29) 给出的 y_x 和由式 (3.4-28) 和式 (3.4-29) 推导出的 $y_{x_{p_l}}$ (即 (3.4-30) ~ (3.4-33)) 代入方程式 (3.4-26), 即可求得模具表面法向矢量对设计变量 p_l 的灵敏度 $\frac{\partial n}{\partial p_l}$ 。然后将 $\frac{\partial n}{\partial p_l}$ 再代入式 (3.4-25), 即可确定节点速度灵敏度的边界条件。

对于上下模具对称的情况, 只需取上模进行分析即可, 由式 (3.4-25) 计算的速度灵敏度边界条件不为零。但对于上下模具不对称的情况, 需要同时对上下模具进行优化, 由于下模速度为零, 由式 (3.4-25) 计算的边界节点对所有的下模优化设计变量的速度灵敏度边界条件为零。而

$t=0$ 时, $\partial \mathbf{X}^{(0)} / \partial p_i = 0$, 故 $t=0$ 时, 式 (3.4-15b) 中每个单元节点力灵敏度向量 $\mathbf{F}_{, p_i}$ 的元素均为零。组装成的整体节点力灵敏度向量 $\bar{\mathbf{F}}_{, p_i}$ 全为零。因此, 整体灵敏度刚度方程式 (3.4-17) 成为:

$$\bar{\mathbf{R}} \begin{Bmatrix} \partial v_1 / \partial p_i \\ \vdots \\ \partial v_m / \partial p_i \\ \vdots \\ \partial v_n / \partial p_i \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ \vdots \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{Bmatrix}$$

其中上述方程右侧向量的元素全为零, 而速度灵敏度边界条件也为零。显然求解上述灵敏度刚度方程, 得到的节点速度灵敏度为零。根据 (3.4-14) 式的节点坐标灵敏度刷新公式, 刷新后的节点坐标灵敏度仍为零, 故模拟结束后, 目标函数对下模 B 样条控制点的梯度为零, 因而下模形状得不到优化。解决该问题的方法之一是给下模施加一个速度, 使其速度灵敏度边界条件不为零。因为在有限元模拟中, 只要上下模具的相对速度一定, 模拟结果相同, 所以给下模一个向上的速度, 不会影响模拟的结果, 却实现了对下模形状的优化。下模的速度一般取和上模的速度大小相等、方向相反。

6 模具优化设计方法的应用技术

非稳态材料成形过程的形状优化设计研究对于提高模具设计水平和有效控制产品质量至关重要, 前面给出了基于有限元灵敏度分析的模具优化设计方法的基本理论和方程。形状优化设计的目标函数对设计变量的灵敏度依赖于节点坐标、节点速度对设计变量的灵敏度, 其中节点坐标灵敏度是一个与变形历史有关的量, 它是整个变形过程的累加值。该方法对整个变形过程进行优化, 因此上述方法是一种全局优化设计。所寻求的最佳模具形状以三次 B 样条函数表示, 故设计出的模具形状光滑, 易于加工, 适合于材料塑性成形生产。所有的解析灵敏度方程是以有限元基本方程为出发点建立的, 当目标函数发生改变时, 灵敏度方程仍然适用, 故对于材料成形过程具有一定的通用性。下面主要介绍该方法的优化设计步骤、具体应用技术及其在模具形状优化设计中的应用。

6.1 模具优化设计步骤

基于有限元灵敏度分析的模具形状优化设计方法的形状目标函数定义为对应于任意一个预成形模具形状所得到的终成形件形状与理想终成形件形状之间的差别, 这种差别采用这两个形状不重合区域的面积来度量。采用三次 B 样条函数描述预成形模具形状, B 样条函数的控制点坐标作为优化设计变量。使形状目标函数取最小值的设计变量定义最佳预成形模具形状。目标函数是有限元节点坐标、节点速度和优化设计变量的复合函数, 目标函数对优化设计变量的梯度是分别通过节点坐标和速度对设计变量的灵敏度来建立的。灵敏度分析的边界条件为速度灵敏度边界条件。选用一种合适的优化算法, 例如拟牛顿方法的 BFGS 优化算法等确定优化搜索方向, BFGS 算法的理论性较强, 计算效率与可靠性良好。

下面以两工序锻造过程为例, 叙述模具形状优化设计的具体步骤。

对于一个多工序锻造问题, 模具优化设计的目的是通过优化各预锻工序的模具形状来获得无缺陷、少无飞边的净形状 (Net-Shape) 终锻件。这种基于有限元方法过程模拟的优化设计的计算机程序框图如图 3.4-5 所示。

其详细的优化设计步骤为:

1) 假定一个用于优化迭代的初始 (猜测) 预锻模具形状 (即假设 B 样条函数控制点的初始坐标值)。

2) 进行预锻工序的有限元正向模拟, 对于每一个时间增量模拟步, 首先进行有限元正向模拟的速度场迭代。当速度场收敛后, 求解有限元节点速度灵敏度方程, 利用求出的节点速度灵敏度刷新节点坐标灵敏度, 直至预锻工序的变形过程模拟完毕。

3) 在预锻工序模拟结束后, 进行终锻工序的有限元正向模拟。由于终锻模具形状预先给定, 且固定不变, 故在终锻阶段, 有限元节点速度灵敏度为零, 不必进行终锻阶段的灵敏度分析, 只进行有限元模拟。当终锻变形过程模拟结束后, 应用所得到的实际终锻件形状、预先给定的理想终锻件形状及求得的累加节点坐标灵敏度, 计算目标函数值及其对设计变量的梯度值。

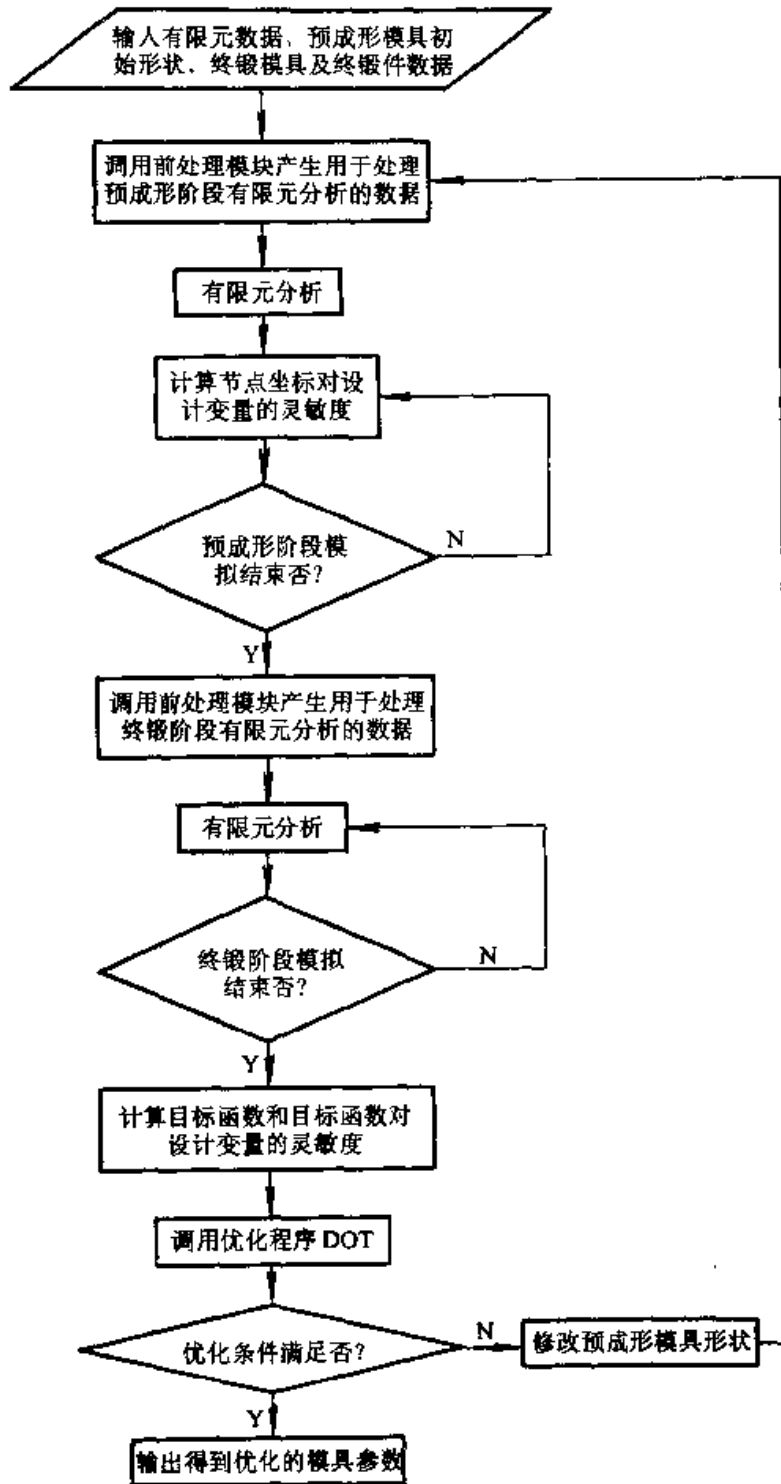


图 3.4-5 模具优化设计程序框图

4) 调用优化工具进行优化, 获得一组新的设计变量值, 这组新的设计变量值定义了一个新的预锻模具形状。同时检查优化迭代的收敛性, 如果连续两次迭代的目标函数值的绝对变化小于 $\max(0.0001|F_0|, 10^{-20})$, 式中 F_0 为初次优化迭代的目标函数值, 或者连续两次优化迭代的

目标函数值的相对变化小于 0.001, 就认为优化迭代过程收敛。当前的设计变量值就定义最佳预锻模具形状。若不满足优化迭代的收敛性条件, 则用新得到的控制点坐标刷新预锻模具形状, 重复步骤 2~4, 进行下一次优化迭代, 直至满足优化迭代的收敛性条件。

6.2 体积损失的调整

对于刚塑性、刚-粘塑性材料的有限元方法,通常采用惩罚函数法或拉格朗日乘子法将体积不变条件引入泛函,并进行变分。但在模拟过程中,由于工件几何形状的不断刷新和多次网格再划分等原因,会引起工件体积损失。体积损失量的大小主要取决于工件的变形量、增量步长、网格再划分次数及网格划分的稀密程度等因素。一般情况下,体积损失为工件体积的1%~6%之间。在常规的有限元模拟中,对于形状不甚复杂的工件,体积损失对模拟结果的影响可以忽略不计,但对于较复杂形状的成形问题,特别是形状较复杂的三维成形问题,其体积损失相当可观。例如,对于推上机链轨节第二预锻工步的三维有限元模拟,其体积损失为6%,这就影响了模拟结果的可信度,更困难的是不清楚工件内各部位体积损失的定量关系及分布情况。

如果减少增量步长,则由几何刷新引起的体积损失将减少,但导致计算时间增加。若同时考虑减小时间增量步长以降低几何刷新造成的体积损失和由此导致的计算效率降低,一般取每个时间增量内的相对压下量为0.01。但无论怎样减少时间步长(但不能取为零),由几何刷新造成的体积损失总是存在。

网格再划分是影响体积损失的又一主要因素。对于四节点四边形单元(最常用的一种二维单元),其边界为直线。当边界单元与曲线模具边界接触时,对于内凹模具边界,单元的边界总是位于模具轮廓以外,此处单元边界经有限元网格再划分后,一般不会引起单元体积的减少;但对于外凸模具边界,当单元与模具边界接触后,其边界总是位于模具轮廓内部(尽管该单元边界的两个节点必须位于模具边界上),在网格再划分时,此处单元一般都被细划,因细划而在单元边界新添加的新网格节点须被调整到该处的模具边界上,因而使得旧单元边界与模具轮廓所包围的区域的材料体积损失掉。这样,网格再划分过程总是使得材料体积受到损失。若对于不同的成形问题采用同一网格畸变判断准则,则形状复杂和变形量较大的问题的网格再划分次数多于形状简单和变形量较小的问题,且体积损失较大。若对于同一成形问题采用不同的网格畸变判别准

则,当网格畸变程度达到较严重时才进行网格再划分,即网格再划分次数较少,则体积损失较大;反之,当网格畸变程度达到较小时就进行网格再划分,网格再划分次数较多,则体积损失较少。通过细划初始有限元网格、再划分的网格,会减少材料的体积损失,但同时带来计算时间的显著增加。

若实际用于几何刷新的时间步长大于本步内的最小接触步长,则边界自由节点接触模具是引起体积损失的第三个主要因素。如果从变形材料的流动和模具的运动关系来看,其实质就是变形材料逐步与模具贴合的过程(包括少数节点与模具接触—脱离—再接触的情况)。在一个增量变形步内,规定多少自由边界节点与模具接触对体积损失影响较大,接触节点的数目取决于时间步长的大小。规定接触节点的数目有两种方法:一是规定一个模拟步内最多有一个边界节点接触模具边界,实施这种规定的方法是取实际增量步长为指定的时间步长、最小接触时间步长、该步内最大许可的等效应变增量和最大许可的等效应变率增量的最小值。如果最小接触时间步长为其中的最小值,则该步内只有与该最小接触时间步长对应的节点接触模具边界,否则,该步内无接触节点,以这种接触方法接触模具的节点几乎不影响体积损失,但这种处理方法使得计算效率降低。二是实际步长大于最小接触时间步长的情况,该步内可能有多于一个的节点接触模具边界,对于这些节点,经几何刷新后节点进入模具内部,应调整这些节点至最近的模具位置,这种调整势必引起工件的体积损失,而且损失量较几何刷新大。

工件体积损失是有限元方法及其过程模拟中出现的,不是实际成形生产中的现象。欲使模拟结果能接近于实际成形情况,在模拟过程中应进行体积损失的调整。在基于有限元灵敏度分析的模具形状优化设计方法中,初始坯料体积等于理想终成形件体积,理想终成形件形状和体积固定不变,目标函数取决于理想终成形件与实际终成形件形状不重合区域的面积。由于体积损失,实际终成形件体积总是小于理想终成形件体积,更重要的是在每次优化迭代过程中体积损失量不同,这就使得较为复杂成形过程的模具形状优化迭代过程收敛较困难。因此,就必须消除或减少

模拟时产生的体积损失。

此处介绍一种修正体积损失的方法，该方法可在有限元分析软件中得以实现。其修正原理为：在每个时间增量模拟步结束后，调整与模具相接触的节点在竖直方向（y或z向）的坐标位置，使工件体积等于初始坯料体积，同时，沿竖直方向调整模具同样的距离。一般地，对于一个材料成形过程，需要几百个时间增量步的模拟，在一个增量步内只修正该步的体积损失，因时间增量和在该时间增量内的模具行程都很小，接触节点的调整距离则更小，故这种调整对于材料流动的模拟结果影响很小。另一方面，体积损失主要集中在工件与模具的接触面上，即接触节点处。因此，这种体积损失的调整方法具有可行性。

图 3.4-6 表示一个与上模接触的单元，其中节点 4 为接触节点，其坐标为 (x_4, y_4) ，设其在 y 方向上的坐标调整量为 Δy ，则节点 4 的新坐标为 $(x_4, y_4 + \Delta y)$ 。

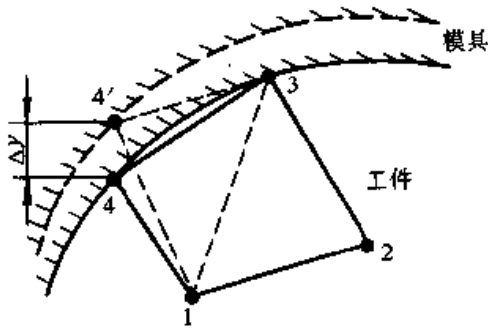


图 3.4-6 体积损失的调整

对于轴对称问题，单元 $\overline{1234}$ 的体积为

$$V_e = \frac{1}{2} C_1 (x_{32}y_{12} - x_{12}y_{32}) + \frac{1}{2} C_2 (x_{14}y_{34} - x_{34}y_{14})$$

其中， $C_1 = \frac{2}{3} \pi (x_1 + x_2 + x_3)$,

$C_2 = \frac{2}{3} \pi (x_1 + x_3 + x_4)$ 。

对于平面变形问题， $C_1 = C_2 = 1$ 。

单元 $\overline{1234}$ 的体积为：

$$V_e = \frac{1}{2} C_1 (x_{32}y_{12} - x_{12}y_{32}) + \frac{1}{2} C_2 (x_{14}y_{34} - x_{34}y_{14})$$

由于调整节点 4 引起的体积增加量为

$$\Delta V_4 = V_e - V_e = \frac{1}{2} C_2 (x_{34} - x_{14}) \cdot \Delta y = S_4 \cdot \Delta y$$

其中， $S_4 = \frac{1}{2} C_2 (x_{34} - x_{14})$ 。

同理，在每个模拟步内，对所有与模具接触的节点位置进行调整，并对各节点坐标调整引起的体积增加求和，可得到总体积的增加量 ΔV_T ：

$$\Delta V_T = \Delta y \sum S_i$$

令 ΔV_T 等于该模拟步内的体积损失 $(V_0 - V)$ ，其中 V 为该模拟步结束时的工件体积，可得到所有接触节点的竖直方向（y 向）的调整量：

$$\Delta y = \frac{\Delta V_T}{\sum S_i} = \frac{V_0 - V}{\sum S_i}$$

大量数值计算表明，在一个模拟步内，调整量 Δy 远远小于该模拟步内模具的增量行程，二者的比值仅为 0.01~0.001，如此小的调整量不会影响工件的变形流动模式，但在每个模拟步内实现了工件体积不变，从而保证了每次优化迭代后实际终成形件体积等于初始坯料体积，消除了体积损失对优化收敛性的影响。

图 3.4-7 为一平面变形过程结束状态的有限元模拟结果。在模拟中采用了体积损失补偿方法。初始变形体体积为 $2\,152.4\text{ mm}^3$ ，步长恒定，模拟总步数为 92 步，每个时间增量内的压下行程为 0.2 mm ，假设上模运动速度为 -1 mm/s ，则时间步长为 0.2 s 。在整个模拟过程中进行了 3 次网格再划分。整个变形过程的体积损失为 15.7 mm^3 ，占初始体积的 0.73%。图 3.4-8 为每个时间增量内补偿体积损失的上模调整量与加载（模拟）步数之间的关系曲线。由图中曲线可以看出，绝大多数增量模拟步内的调整量为 $0.001\,2\text{ mm}$ ，与增量行程的比值为 0.006。其中有三个增量步内的调节量在 $0.01\sim 0.015$ 之间，与增量行程的比值在 $0.05\sim 0.075$ 之间，这三个模拟步为网格再划分模拟步。其它体积损失较大的模拟步为边界接触条件发生变化的模拟步。对于该例，采用的步长固定，因而存在一步内有多于一个节点接触模具的现象，这种边界条件的变化也引起较大的体积损失。图 3.4-9 为加载步数与体积的变化曲线，当边界接触节点不变时，体积减少大致呈线性，但当接触节点增加时，体积减少较大。



图 3.4-7 平面变形问题有限元模拟结果

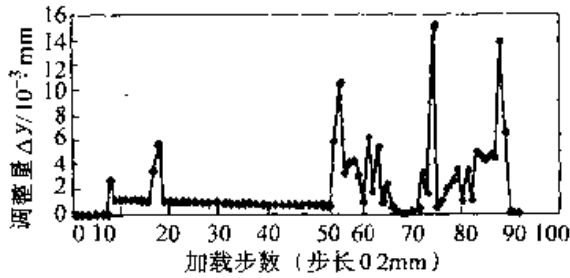


图 3.4-8 加载步内的调节量变化曲线

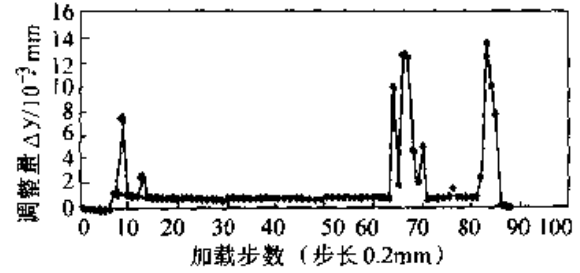


图 3.4-11 加载步内的调节量变化曲线

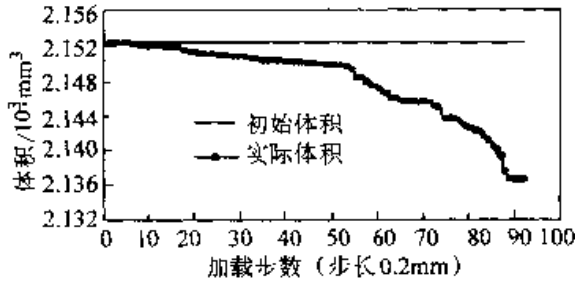


图 3.4-9 计算体积随加载步数的关系曲线

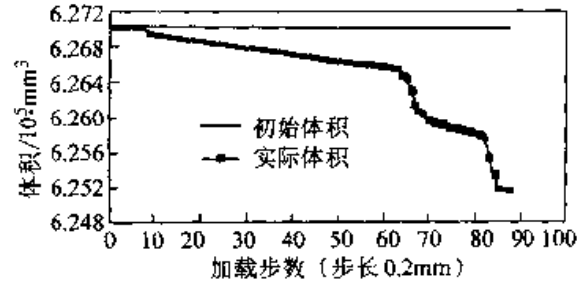


图 3.4-12 计算体积随加载步数的关系曲线

图 3.4-10 为一轴对称锻造过程的刚塑性有限元模拟结果。初始变形体体积为 $627\ 028\ \text{mm}^3$ ，步长恒定，增量模拟总步数为 88 步，每个时间增量内的压下行程、上模运动速度及时间步长与上例相同，在整个模拟过程中无网格再划分。整个变形过程的体积损失为 $1\ 845\ \text{mm}^3$ ，占初始体积的 0.294%。图 3.4-11 为每个时间增量内补偿体积损失的上模调整量与加载（模拟）步数之间的关系曲线。由图中曲线可以看出，绝大多数增量模拟步内的调整量为 $0.001\ 2\ \text{mm}$ ，与增量行程的比值为 0.006。只有少数增量步内的调节量在 0.01 附近，与增量行程的比值为 0.05 左右，这些少数模拟步为网格再划分步或有节点接触模具的模拟步。图 3.4-12 为加载步数与体积的变化曲线，当边界接触节点不变时，体积减少大致呈线性，但当接触节点增加时，体积减少较大。从图中也可以看出，在整个变形过程中，存在两个接触节点增加的阶段，即边界条件变化阶段，一是在 60 至 70 模拟步内，二是在 80 至 85 模拟步内。

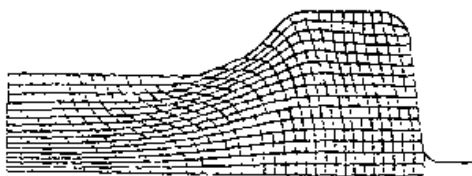


图 3.4-10 轴对称问题的有限元模拟结果

上述两例均为简单成形问题，体积损失较小，可以不计体积损失。但对于较复杂成形问题或变形量较大问题，体积损失较大，就不能不考虑体积损失问题了。

6.3 有限元网格再划分

材料塑性成形过程的变形量及模具表面与工件之间的相对滑动位移均很大，这种大变形与位移使有限元网格出现严重畸变。当外凸的四边形单元变成三角形单元或内凹单元时，等参变换的雅可比行列式的值出现负值或零，致使等参变换失真。为此，当单元畸变时，必须进行网格再划分。对于有限元模拟方法，在进行网格再划分时，应在旧网格区域上生成一套新的有限元网格系统，并将与变形历史有关的信息，如单元等效应变、节点温度等从旧网格上插值转换到新网格系统上，从而得到新网格系统的用于有限元模拟过程继续进行的数据文件。对于基于有限元灵敏度分析的模具形状优化设计方法，除了常规有限元模拟时网格再划分所进行的数据传递外，还应当包括节点坐标灵敏度的插值转换。因为它也是与变形历史有关的量。节点坐标灵敏度的插值转换步骤为：首先采用单元形状函数插值确定出单元内的坐标灵敏度分布；其次通过新节点与旧单元的包含测试确定出新节点所落入的旧单元；最后利用旧单元上的坐标灵敏度分布，插值求出新

网格节点上的坐标灵敏度值。对于节点速度对设计变量的灵敏度,由于其是瞬时量,不必进行插值转换。关于详细的插值转换方法,详见文献[6~9]。

6.4 提高程序运算速度的方法

有限元灵敏度分析方法在预锻模拟阶段的每一步后,需要计算所有节点坐标对每个优化设计变量的灵敏度,程序对每个优化设计变量求解灵敏度单元刚度矩阵,组装整体刚度方程,然后求解方程。有多少设计变量,就要求解多少次灵敏度刚度方程。程序大部分时间消耗在求解灵敏度刚度方程上,当节点数目和设计变量数目很大时,程序运行时间较长,因此必须寻求提高程序运行速度的方法。从上述几节介绍的灵敏度方程可以看出,计算单元的灵敏度矩阵较复杂,需要较长的计算时间。然而,从(3.4-15a)式单元刚度灵敏度方程的形式看出,每个单元的灵敏度刚度矩阵和右边的 $\partial K/\partial X$ 、 $\partial F/\partial X$ 项在对每个设计变量求解速度灵敏度过程中保持不变,如果在求解第一个优化设计变量的速度灵敏度之后,将这些值保存起来,用于其余的设计变量,将大大提高程序的运行速度。一般情况下,速度可提高5~10倍(取决于设计变量的数目)。此外,在大量实例分析和优化中发现,B样条曲线的 x 坐标在各次优化设计中变化甚微,因此,可以固定B样条曲线的 x 坐标,只对 y 坐标进行优化,这样就可以减少一半的设计变量,程序运行速度又可提高一倍左右。

7 少无鼓形圆柱体镦粗过程的优化设计

圆柱体镦粗过程是金属塑性成形中常用的制坯工序之一。当模具与工件接触面上存在摩擦时,在一个工序上,圆柱体自由镦粗变形过程不可能产生一个侧面无鼓形的终锻件,而且变形不均匀。应用基于灵敏度分析的模具优化设计方法对圆柱体镦粗过程进行优化设计,其目标是寻求最佳预锻模具形状,当用其锻造后的预锻件在一副平模之间进行终锻后能够获得侧面鼓形最小、满足高度尺寸要求的圆盘终锻件。

因圆柱体镦粗过程为轴对称问题,故只取

1/4模型进行有限元分析和优化设计。此处介绍高度压下量50%的圆柱体镦粗变形过程的模具形状优化设计。假设初始圆柱体坯料尺寸为 $\phi 100\text{ mm} \times 100\text{ mm}$,变形材料为刚-粘塑性体,变形为等温变形过程,材料的应力和应变率关系为 $\bar{\sigma} = Y_0 \dot{\epsilon}^{0.145}$,其中 $Y_0 = 33.99\text{ MPa}$ 。假设坯料与模具接触面上的摩擦为常摩擦状态,其摩擦因子为0.3,下模静止不动,上模的运动速度为 -1.0 mm/s 。一般来讲,表示预锻模具形状的B样条曲线控制点的数目大小取决于终锻(件)模具形状的复杂程度,如果终锻模具形状复杂,应取较多的控制点数目,但是较多的控制点数目会带来较多的运算时间。对于圆柱体镦粗过程,选取8个B样条控制点(p_{xi}, p_{yi})($p_{x1} > p_{x2} > \dots > p_{x8}$)描述预锻模具形状,这样就有5条B样条曲线和16个优化设计变量 p_l ($l=1, 2, \dots, 16$)。为了保证预锻模具形状的起始点的横坐标为零,根据(3.4-27a)式,令 $p_{x1} = -p_{x3} = b$, $p_{x2} = 0$,其中 b 为一正常数。因此在优化过程中,对 p_{x1} 、 p_{x2} 和 p_{x3} 施加上下限, p_{x1} 、 p_{x2} 和 p_{x3} 上下限分别为 $-b$ 、 0 和 b 。其它设计变量无上、下限制。

假设镦粗压下量为50%。图3.4-13表示目标函数与优化迭代次数之间的关系曲线,当经过9次优化迭代后,目标函数值趋于稳定并几乎接近于零。每次迭代过程中的预锻件形状、预锻模具形状及终锻后的终锻件形状如图3.4-14所示。经过9次优化迭代后所得到的预锻模具和预锻件,经终锻后可得到一个侧面几乎无鼓形的圆盘终锻件,其最小半径为69.52 mm,最大半径为70.44 mm,侧面鼓形的单边宽度仅为0.92 mm。理想终锻件半径为70.71 mm,本例未考虑体积损失的调整,其有限元分析过程中的体积损失为0.77%。因而使得优化得到的终锻件最大半径比理想终锻件半径小0.27 mm。可见,采用优化方法所得到的最佳预锻模具形状,可大大降低终锻件鼓形现象,其材料利用率提高了8.81%。图3.4-15为三种终锻件形状的比较,显然采用优化方法得出的预锻模具锻造出的终锻件形状几乎与理想终锻件形状相同。图3.4-16给出了预锻模具形状的优化迭代历史。经过9次优化迭代后,预锻模具形状几乎保持不变。

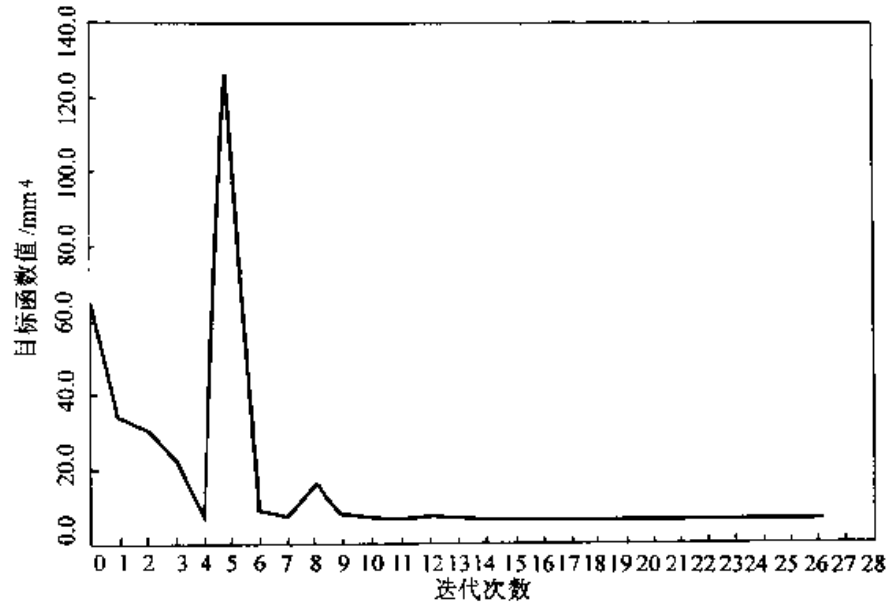


图 3.4-13 目标函数值随优化迭代次数的变化曲线

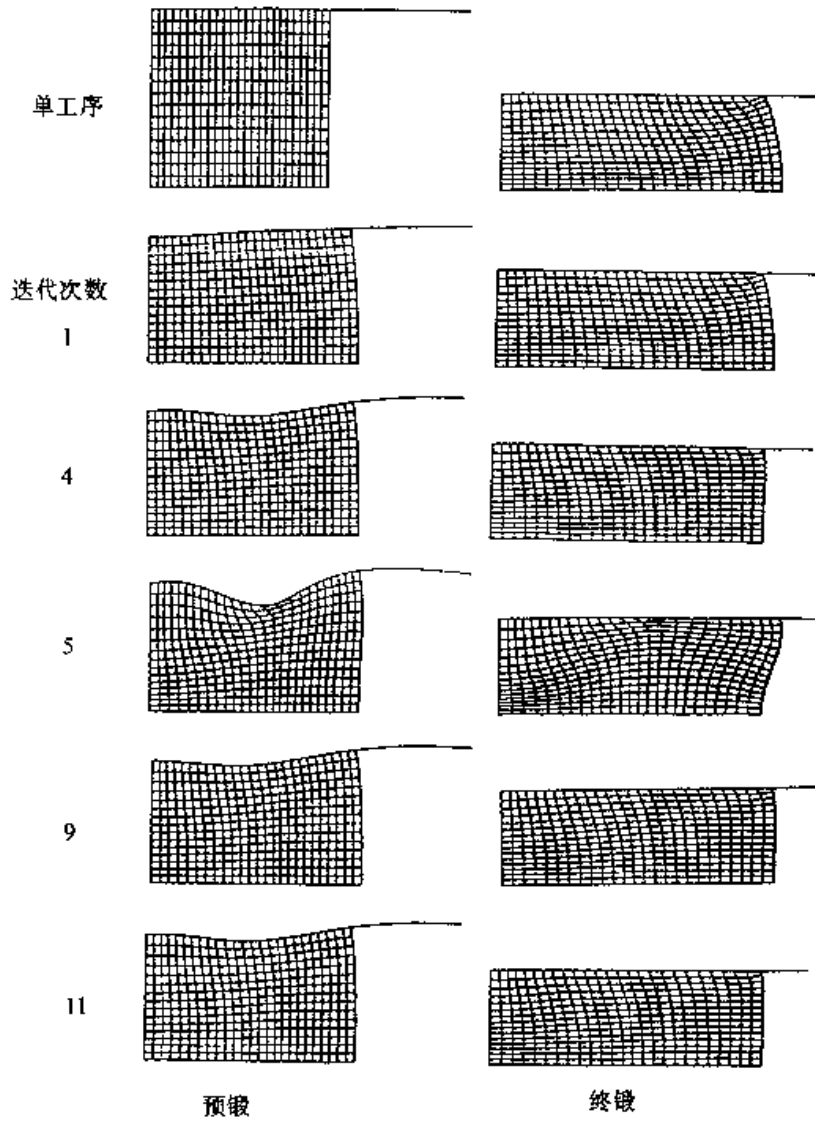


图 3.4-14 优化迭代过程中预锻件形状、预锻模具形状与终锻件形状变化

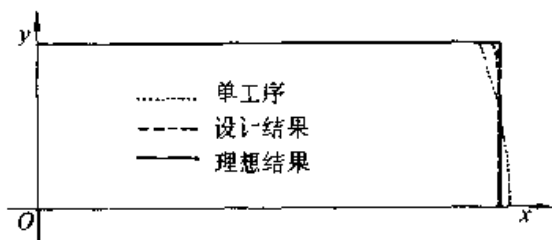


图 3.4-15 终锻件形状的比较

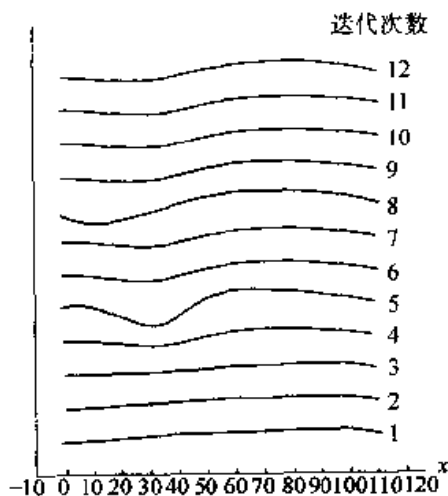


图 3.4-16 优化迭代过程中预锻模具形状的变化历史

8 有型腔模具的锻造过程优化设计

上节介绍了简单锻造过程的预锻模具优化设计过程，本节将介绍模具带有型腔的锻造过程预锻模具形状的优化设计。优化设计的目的是通过优化设计预锻模具形状，使得到的预锻件形状经过终锻过程后得到的终锻件完全充满型腔且少无飞边。

8.1 H 形截面轴对称锻件锻造过程（型腔高径比 $h/b=1$ ）

H 形截面锻件锻造过程是基本的锻造过程之一。其设计目的是通过优化设计预锻模形状，使其锻造出的预锻件，经终锻后能够获得无飞边、完全充满模腔的终锻件，即实现净形锻造。本节介绍 H 形截面轴对称锻件锻造过程的优化设计过程。

假设锻造过程为等温成形过程，材料为刚-粘塑性体，模具与工件之间的摩擦状态为常摩擦状态，摩擦因子 $m=0.2$ ，坯料为圆柱体，高度

与直径分别为 100 mm，变形材料为刚-粘塑性体，变形为等温变形过程，材料的应力和应变率关系为 $\bar{\sigma} = Y_0 \dot{\epsilon}^{0.145}$ ，其中 $Y_0 = 33.99 \text{ MPa}$ 。下模静止不动，上模的运动速度为 -1.0 mm/s 。由于对称，只取 1/4 模型进行分析与优化。采用 10 个 B 样条控制点表示预锻模具形状，故有 20 个优化设计变量 p_l ($l=1, 2, \dots, 20$)。用于优化迭代的预锻模具的初始（猜测）形状取为平模。

在优化迭代过程中，保持预锻件在竖直轴方向上的高度不变，这个高度决定了预锻过程的压下行程。图 3.4-17 表示得到的不同优化迭代次数对应的预锻模具形状、预锻件形状和终锻件形状。当预锻模具为平模时，终锻件存在飞边，并且在深腔左上角存在未充满区，因此，该终锻件不符合尺寸要求。随着优化迭代的进行，未充满区域的面积逐渐减少，当经过 5 次优化迭代后，预锻模具形状的优化迭代过程收敛，得到无飞边和完全充满型腔的终锻件。因此，对应于第 5 次优化迭代的预锻模具形状即为最优预锻模具形状。图 3.4-18 所示的目标函数与优化迭代次数的关系曲线也形象地表明了优化迭代的收敛过程。经过 5 次优化迭代后，目标函数几乎减少至零，即从初始的 9.309 mm^4 减少至 0.210 mm^4 ，此时优化迭代过程收敛。对于该例，存在网格再划分过程，并采用了体积损失调整方法。图 3.4-19 表示三种终锻件形状的比较，可见优化求得的终锻件形状几乎与理想终锻件形状完全相同。图 3.4-20 表示预锻模具形状随优化迭代次数的变化关系。

8.2 H 形截面轴对称锻件锻造过程（型腔高径比 $h/b=2$ ）

型腔高径比 $h/b=2$ 的 H 形截面锻件锻造过程是典型的两工序锻造过程，也是最基本的锻造过程之一。在实际锻造生产中，往往出现终锻件具有较大飞边的现象，而且在模具的深腔处往往存在未充满区。因此，设计目的是通过优化设计预锻模形状，使其锻造出的预锻件，经终锻后能够获得无飞边、完全充满模腔的终锻件，即实现净形锻造。以下将以轴对称变形过程为例介绍其优化设计过程和结果。

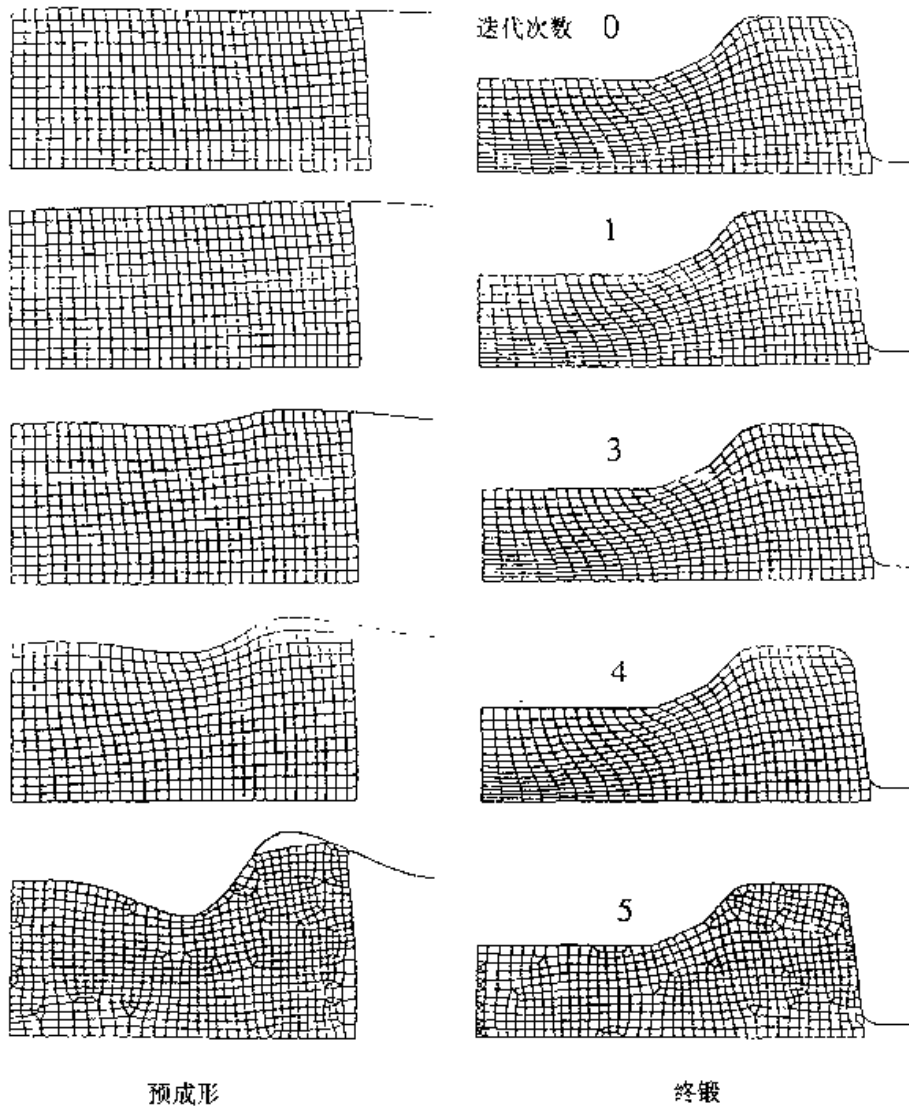


图 3.4-17 不同优化迭代次数对应的预锻件、预锻模具和终锻件形状

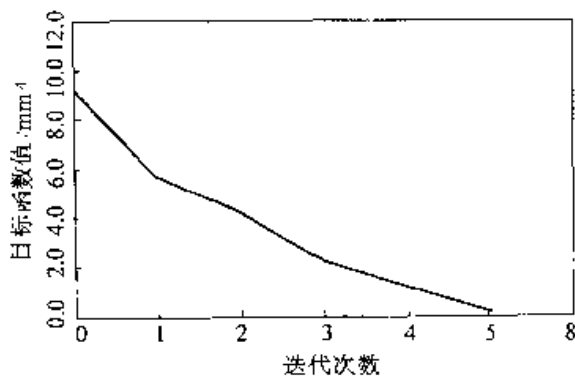


图 3.4-18 目标函数与优化迭代次数的关系曲线

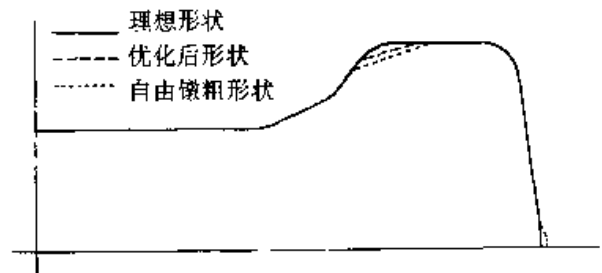


图 3.4-19 三种终锻件形状的比较

初始坯料为一圆柱体，其直径和高度均为 100 mm，通过优化设计获得了最佳预锻模具形状，采用该预锻模具所得到的预锻件形状经过终锻后可得到少无飞边和完全充满型腔的终锻件。图 3.4-21 为对应于每次优化迭代在预锻和终锻阶

段结束时获得的预锻模具形状、预锻件形状和终锻件形状。对于初始的优化迭代，所获得的终锻件形状存在较大飞边和型腔未充满区。在其后的三次迭代中，模具型腔未充满区逐渐减小，对应的飞边尺寸逐渐减小，这表明优化设计的搜索方

向正确。因此，在第5次优化迭代时，优化步长增大，预锻模具型腔具有较大的斜度，即呈陡峭趋势。这种预锻模具型腔的形状变化趋势可增大终锻过程中材料充满型腔和减少飞边尺寸的趋势。但是所获得的预锻件在进行终锻时出现了折叠现象。出现折叠缺陷后，应当返回上次迭代，减少优化搜索的步长。经过7次优化迭代后，终锻件几乎完全充满型腔，飞边尺寸几乎为零。经过9次优化迭代后，迭代过程收敛，对应的预锻模具形状为优化模具形状，获得了完全充满终锻型腔和几乎无飞边的设计效果。目标函数由初始的 73.41 mm^3 减少到 1.24 mm^4 。在每次优化迭代过程中，锻造过程均进行了网格再划分。图 3.4-22 为预锻模具形状随优化迭代次数的变化情

况，可见为了充满型腔深处较小的未充满区，预锻模具形状经历了较大的变化。

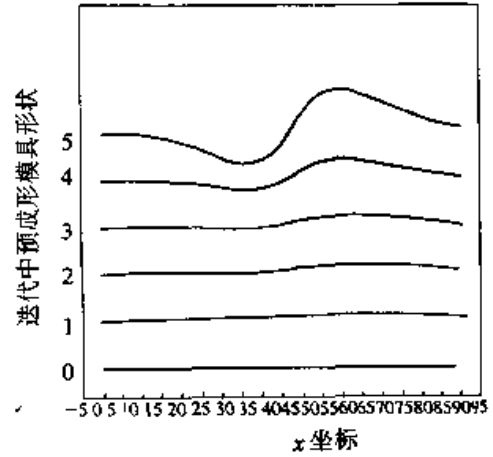


图 3.4-20 预锻模具形状随优化迭代次数的变化关系

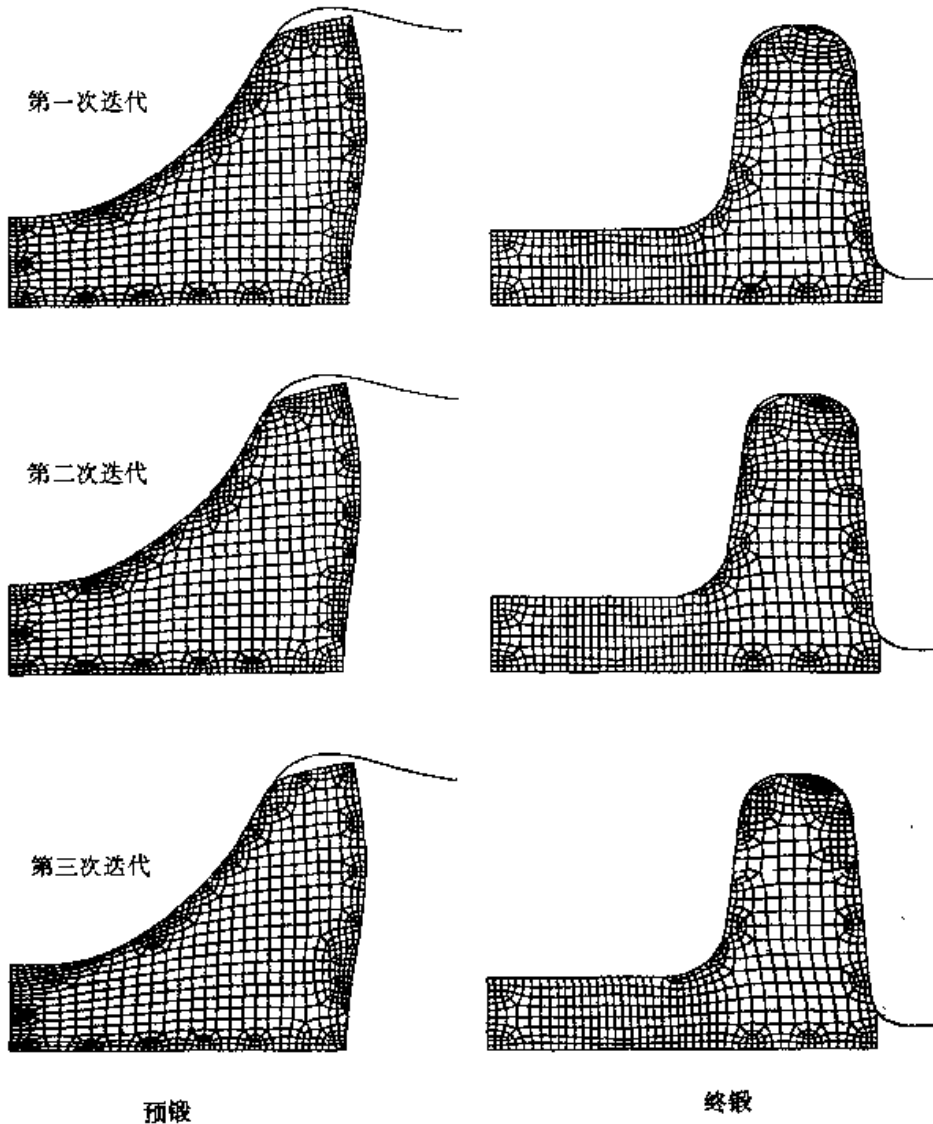


图 3.4-21 不同优化迭代次数对应的预锻件、预锻模具和终锻件形状

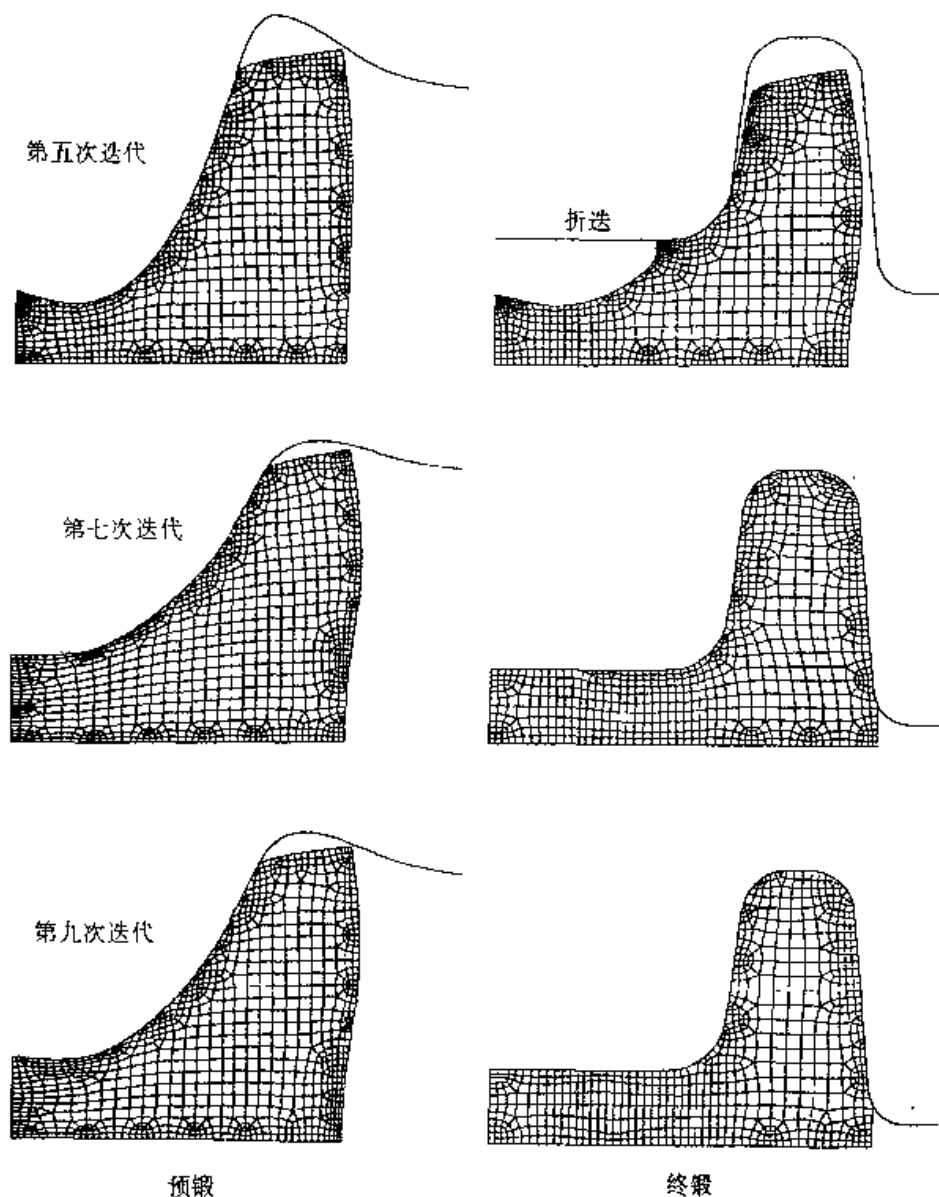


图 3.4-21 (续)

应指出,上述锻造过程优化设计实例中的理想锻件形状总是要求无任何飞边,这是一个非常严格的要求,对于较复杂的锻造问题,设定理想锻件具有一个很小或适量的飞边可有助于优化设计过程的较快收敛。实际上,这在实际锻造生产设计中也是很有必要的,因为坯料的下料一般采用剪切工艺,坯料的长度或体积具有一定误差,因此,为确保型腔完全充满,在理想锻件上适当设置较小的飞边将有助于优化过程的快速收敛和符合实际锻压工艺的需要。

8.3 齿轮坯锻造过程的优化设计

图 3.4-23 所示的锻件为一典型的肋-毅齿

轮坯。该锻件由于型腔比较复杂,一次成形时很难充满肋部模腔。本例的设计目的是通过优化预锻模具形状,使金属在终锻时能够充满模腔,得到少无飞边的终锻件。

由于本锻件为轴对称变形问题,且上下形状对称,故只取 1/4 模型进行分析和优化,采用 13 个 B 样条控制点表示预锻模具形状。预锻和终锻行程依靠模具到中心线的垂直距离来控制。当预锻模具第一个节点到中心的垂直距离达到 8.4 mm 时,预锻阶段结束,当终锻模具第一个节点到中心线的垂直距离达到 6.4 mm 时终锻阶段结束。选择坯料的体积略大于锻件的体积,坯料形状为 $\phi 116.8 \text{ mm} \times 96 \text{ mm}$ 。假设锻造过程为

等温成形过程，材料为刚粘塑性体，材料应力应变关系为 $\bar{\sigma} = 33.99\epsilon^n$ MPa，其中， n 为 0.145。模具与工件之间的摩擦状态为常摩擦，摩擦因子 $m = 0.2$ 。上述工艺参数在各次优化迭代过程中保持不变，图 3.4-24 表示迭代过程中求得的预锻件模具形状、预锻件形状及其对应的终锻件形状。可以看出，用初始的预锻模具所得到的终锻件出现明显的飞边和肋部充不满现象，经过 9 次

优化迭代后，预锻模具形状的优化迭代过程收敛，得到完全充满模腔，且飞边非常小的终锻件。因此，对应于第 9 次优化迭代的预锻模具形状即为最优预锻模具形状。图 3.4-25 表示第 1、4、9 次优化迭代时的预锻模具形状比较。图 3.4-26 为目标函数值随迭代次数的变化关系，可见，经过 9 次优化迭代后目标函数几乎减少至零。

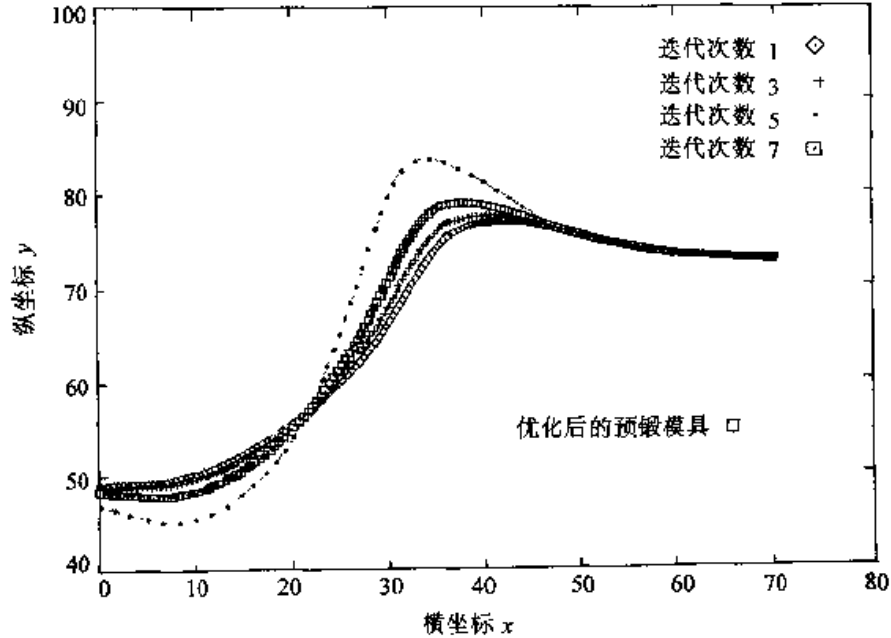


图 3.4-22 预锻模具形状随优化迭代次数的变化关系

从上述实例分析与优化结果来看，基于有限元灵敏度分析的模具形状优化设计方法在塑性成形过程优化中可获得使终锻件少无飞边和完全充满模具型腔的预锻模具形状。对于一般的塑性成形问题，只需要 5~9 次优化迭代即可得到优化解，每次优化迭代只需进行一次变形全过程的有限元模拟，因此，计算效率较高。该方法对于净形成形过程的模具形状优化设计较有效，为预成形设计提供了一种良好的设计方法。

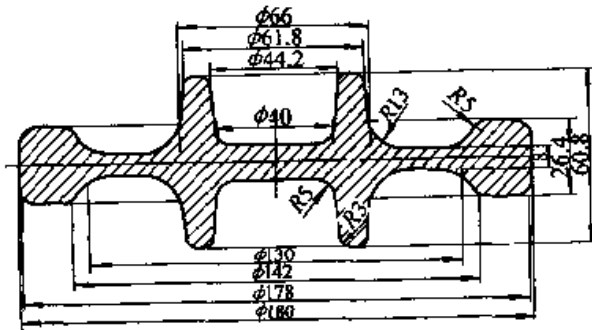


图 3.4-23 齿轮坯锻件

9 锻件毛坯形状优化设计方法

锻件根据其所需成形工序数量的不同，可分为单工序锻件、两工序锻件及多工序锻件。对于单工序锻件，其形状一般都相对简单，成形仅由一个工序就可以完成。但同时，由于其成形仅由一个工序来完成，终锻模具的形状成为一个定值，所以其毛坯形状就成为影响最终锻件质量的一个重要因素。如何选择合适的毛坯形状就成为单工序锻件形状优化的一个重要内容。

毛坯形状的优化可以分为两种情况：一种是纯意义上的毛坯形状优化。这种情况下，按照体积相等原则，毛坯的体积应与锻件的体积相等（不考虑加工余量和热损耗），这就意味着对于某一个具体问题，毛坯体积是一个常量，另一方面，由于二维锻件的毛坯形状多为圆柱体毛坯或矩形截面毛坯，面圆柱体毛坯或矩形截面毛坯的形状在体积一定的情况下可由其高径比或高宽比

唯一确定,所以就转化为以毛坯高径比或高宽比为单一优化变量的一维搜索问题。另一种是实际意义上的毛坯形状优化。这种情况是由现实的生产实际决定的。由于实际生产尤其是对于轴对称锻件来说,其所用的坯料多是圆柱体棒料,而圆柱体棒料的尺寸是由国家标准确定的,与理想锻件所要求的

毛坯尺寸会有一些的差距,有时不能满足锻造工艺的要求。常用的解决办法是将标准尺寸的棒料进行锻粗以达到工艺要求的尺寸。而对于锻粗工艺,其压下量的大小是决定其锻件形状及尺寸的主要影响因素,因而,这种情况可转化为以锻粗压下量为单一优化设计变量的一维搜索问题。

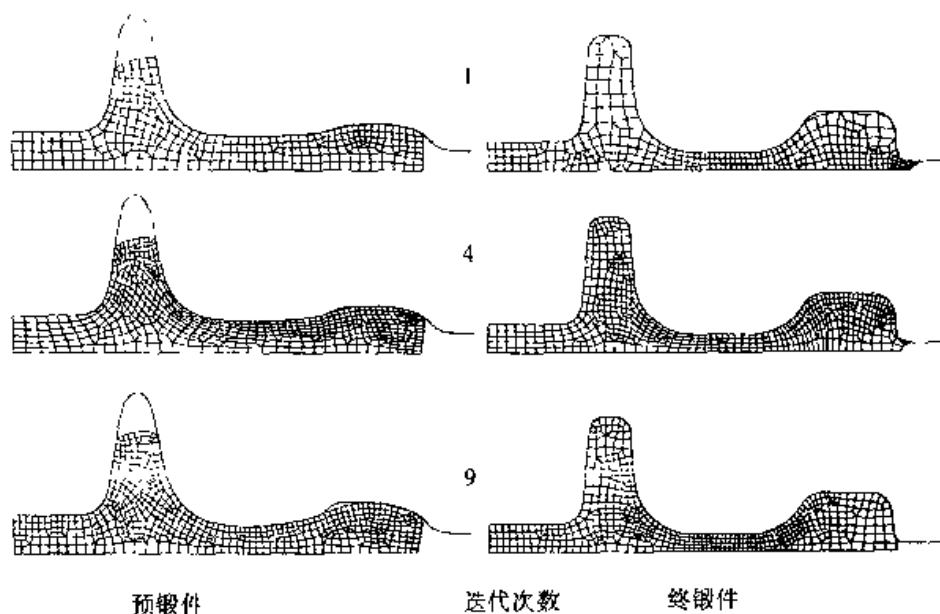


图 3.4-24 优化迭代过程中预锻模具、预锻件和终锻件形状的变化

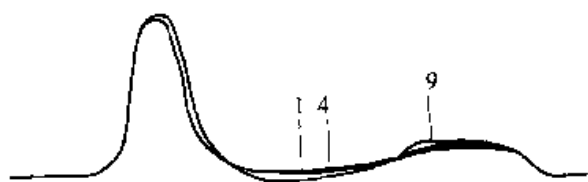


图 3.4-25 第 1、4、9 次优化迭代时的预锻模具形状比较

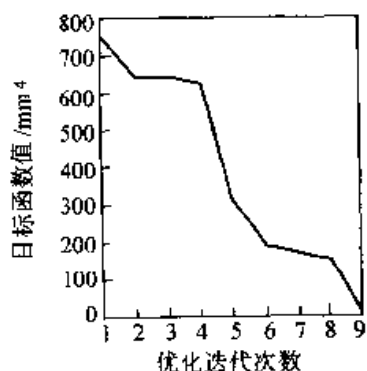


图 3.4-26 目标函数值与迭代次数的关系

由上述分析可知,无论是哪一种情况,毛坯形状的优化都可以转化为单一优化设计变量的一维搜索问题。

一维搜索问题是非线性最优化的最基本问题之一,其常用的方法有直接法、曲线拟合法和解析法。其中直接法中的黄金分割法不要求函数的连续性,只要能计算出函数值就可以进行优化求解,简单且优化效果较好,是一维搜索中较常用的一种方法。本文采用黄金分割法进行优化。黄金分割法是一种试探包围法,其基本思路是:首先确定一个包含最优解的计算区间,并在区间内选定两个试算点,计算这两个试算点的函数值,经比较就可以把包含区间缩小一次,然后在缩小的区间内再找一个新的试算点,便可以将包含的区间再度缩小。如此反复进行,直到最后的区间充分的小,就得到最优解的近似值^[10,11]。

9.1 目标函数

对于二维成形问题,假设 G 表示对应于任意一个实际坯料尺寸取得的最终成形件的形状, G' 表示模具的形状, L 表示锻件形状的理想边界直线。由于实际锻件未充满整个模具型腔,所以在锻件理想形状边界直线 L 外形成超出部分

即为飞边A。优化设计目标就是通过设计毛坯的高径比（高宽比）或墩粗的压下量使实际工件形状超出理想边界直线部分的体积（如图3.4-27中阴影部分A所示）最小，从而由体积不变原理可知模具型腔的充填情况最好。所以，以超出部分的体积作为优化毛坯形状问题的目标函数。对于二维问题，目标函数有以下两种情况。

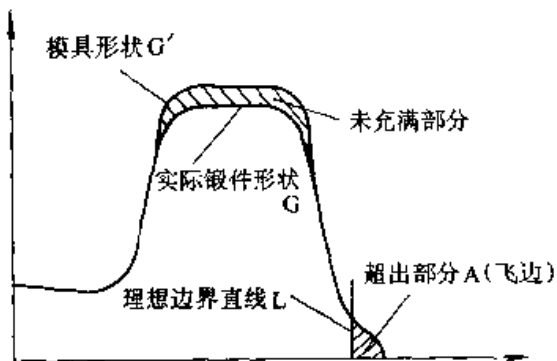


图 3.4-27 目标函数简图

9.1.1 平面应变问题

在平面应变条件下，实际仅考虑其截面。目标函数即为图3.4-27中超出部分A的面积。欲计算超出部分A的面积，首先需要判断预定理想直线与各个单元之间的关系，然后才能准确的计算出超出部分的面积。按照理想直线和单元之间的位置，其关系可分为以下三类：

(1) 整个单元位于直线之内 如图3.4-28所示。虽然这种情况下单元和理想直线仍可能会有一个或两个交点，但交点都位于单元边上，因而不会对超出部分造成影响，所以可以直接略过这些单元而不必计算其面积。

(2) 整个单元位于直线之外 如图3.4-29所示。同第一种情况类似，单元和直线之间仍会有一个或两个交点，但交点同样都是位于单元的边上，所以在计算超出部分的面积时可以直接计算整个单元的面积。

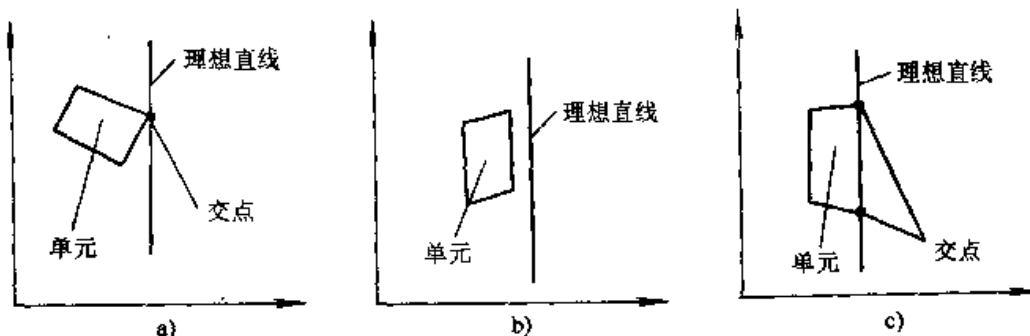


图 3.4-28 单元位于理想直线之内的情况

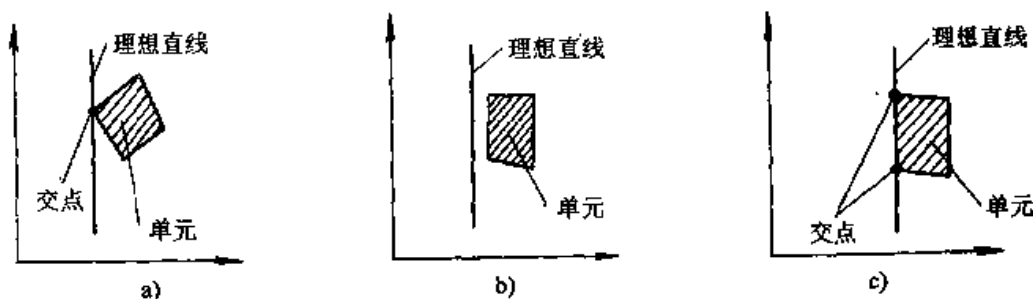


图 3.4-29 单元位于理想直线之外的情况

(3) 单元和直线相交 如图3.4-30所示。此时，按照单元位于直线之外部分（图中阴影部分）的形状，又可以细分成四边形、三角形和五边形三种情况。无论是哪种情况，在计算面积之前，都需要求出单元与直线交点的坐标，然后再进行计算。

1) 四边形 如图3.4-30a所示，首先按逆时针顺序把两个交点和直线之外的两个单元节点组合成一个新的四边形单元，再将新单元的节点坐标代入式(3.4-34)就可以求出新单元的面积。

设任意单元的节点坐标为 (x_i, y_i) , $i=1,$

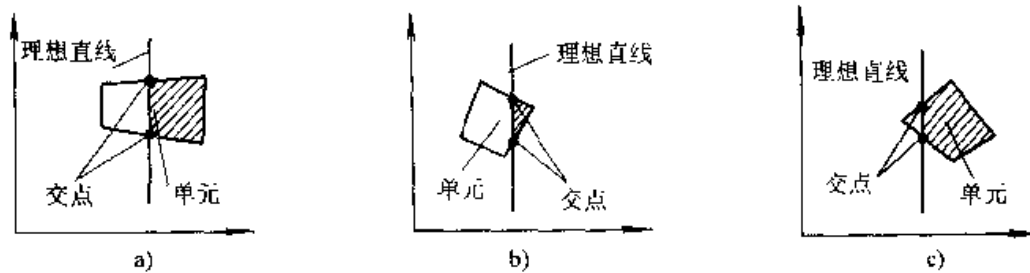


图 3.4-30 单元和直线相交的情况

2, 3, 4, 则其面积可计算如下:

$$S = \frac{1}{2} (x_{32}y_{12} - x_{12}y_{32}) + \frac{1}{2} (x_{14}y_{34} - x_{34}y_{14}) \quad (3.4-34)$$

式中 $x_{ij} = x_i - x_j$, $y_{ij} = y_i - y_j$ 。

2) 三角形 如图 3.4-30b 所示。此时两个交点与直线之外的一个单元节点形成一个三角形。将三角形的三个节点按逆时针编号, 并设编号后的节点坐标为 (x_i, y_i) , $i = 1, 2, 3$, 则其面积计算如下:

$$S = (x_{32}y_{12} - x_{12}y_{32}) / 2 \quad (3.4-35)$$

3) 五边形 如图 3.4-30c 所示。这种情况下, 单元与直线的两个交点和单元位于直线之外的三个节点形成了一个五边形, 同时和单元的另一节点形成了一个三角形。此时, 我们可以先按照上面的方法, 计算出三角形的面积, 再计算出整个四边形单元的面积, 用单元的面积减去三角形的面积就可以得到五边形的面积。

综合考虑上述情况, 则目标函数也就是超出部分的面积可表示如下:

$$\psi = \sum_{n=1}^M A_n \quad (3.4-36)$$

式中 A_n ——第 n 个需计算面积的单元面积;

M ——需计算面积的单元总数。

利用 (3.4-36) 式就可以计算出平面应变问题目标函数 ψ 。当 ψ 越小, 实际获得的最终成形件超出预定理想直线之间部分的面积就越小, 终锻模具的充填状况也就越好。

9.1.2 轴对称问题

对于轴对称问题, 由于零件的形状是和体积相对应的, 即使是相同的截面面积, 离对称轴距离的不同其体积也不相同。因而再用截面面积表示形状的差异是不恰当的, 所以可采用截面的体积来表示形状的差异, 也就是以超出部分的体积

作为优化的目标函数。

轴对称情况下单元和直线之间的关系与平面变形情况是相同的, 计算方法也类似, 不同的是计算单元超出部分的体积而不是面积。其目标函数可表示如下:

$$\psi = \sum_{n=1}^M V_n \quad (3.4-37)$$

式中 V_n ——第 n 个需计算体积的单元体积;

M ——需计算体积的单元总数。

对于任意四边形轴对称单元 n , 设单元节点的坐标为 (x_i, y_i) , $i = 1, 2, 3, 4$, 其体积可计算如下:

$$V_n = \frac{1}{2} C_1 (x_{32}y_{12} - x_{12}y_{32}) + \frac{1}{2} C_2 (x_{14}y_{34} - x_{34}y_{14}) \quad (3.4-38)$$

式中 $x_{ij} = x_i - x_j$, $y_{ij} = y_i - y_j$, x, y 为单元节点坐标,

C_1, C_2 ——两个系数, $C_1 = \frac{2\pi}{3}(x_1 + x_2 + x_3)$, $C_2 = \frac{2\pi}{3}(x_1 + x_3 + x_4)$ 。

计算出目标函数后, 就可以利用黄金分割法进行锻件毛坯形状的优化。其优化设计步骤如图 3.4-31 所示。

9.2 优化设计实例

采用上述方法, 分别对截面为 H 形轴对称锻件和平面应变变形锻件的毛坯形状进行了优化设计。

9.2.1 轴对称问题

本节以实际锻件超出预定理想直线部分的体积为目标函数, 圆柱体毛坯的高径比为优化设计变量, 目标是获得充填情况最好, 同时飞边最小的终锻件。轴对称锻件和初始坯料尺寸分别如图 3.4-32 和图 3.4-33 所示。

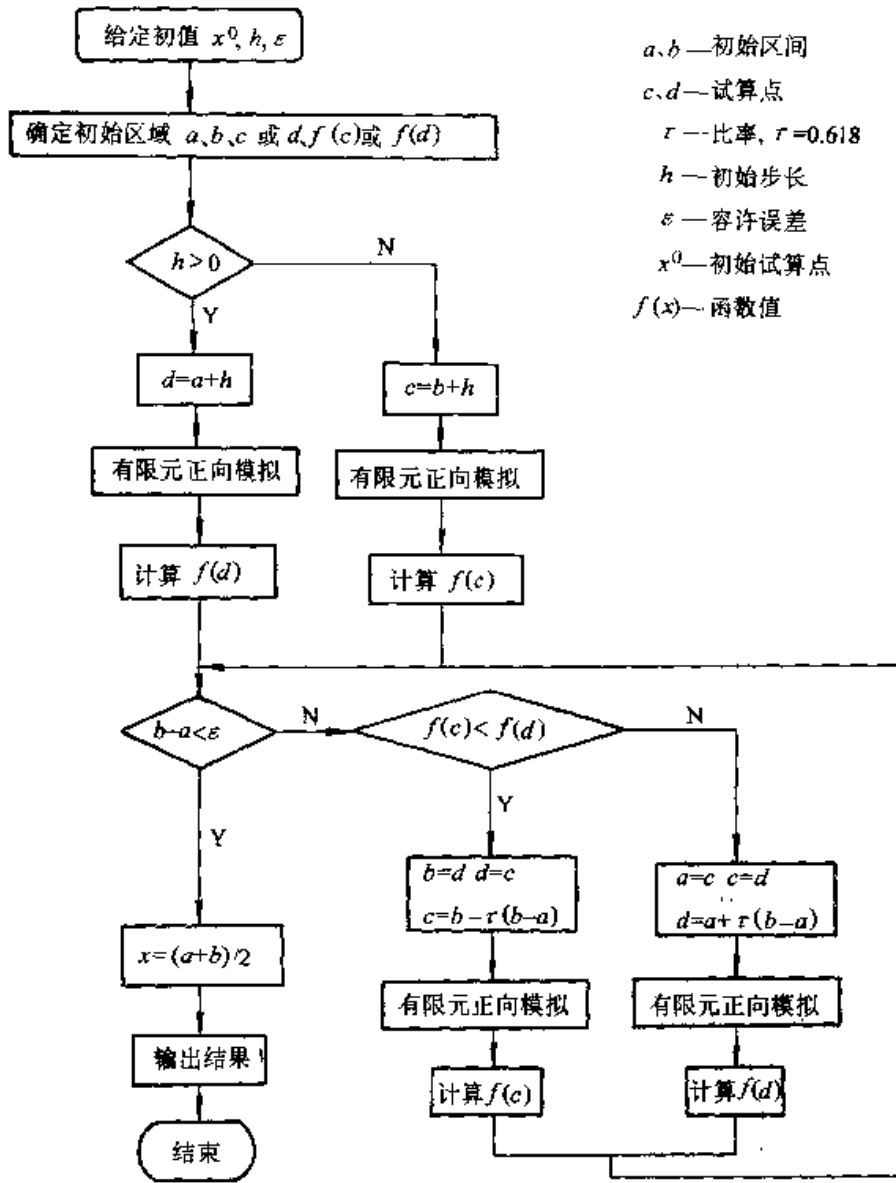


图 3.4-31 毛坯优化设计步骤流程图

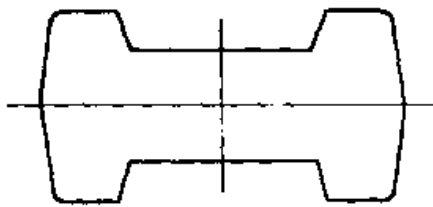


图 3.4-32 锻件图



图 3.4-33 坯料尺寸

设整个锻造过程等温，材料为 20 钢，摩擦

因子 $m=0.2$ ，上模速度为 -1.0 mm/s 。由于锻件上下对称，故只取坯料的 1/4 进行优化。优化开始时优化设计变量（即圆柱体坯料的高径比）取为 0.5，具体坯料尺寸为 $\phi 122.4356 \text{ mm} \times 61.2178 \text{ mm}$ 。图 3.4-34 表示目标函数随优化迭代次数的变化情况。由图可看出，经过 13 次优化迭代，目标函数由 2200 mm^3 左右下降到最后的 300 mm^3 ，大约下降了 80%，优化效果明显。图 3.4-35 显示了优化设计变量随优化迭代次数的变化情况。由图 3.4-35 可以看出，优化设计变量（即坯料的高径比）从初始值 0.5 开始升高，当到达最高点 1.0 左右后开始下降，然后在 0.75 左右振荡，最后收敛在 0.75 左右。优化趋势比较明显。

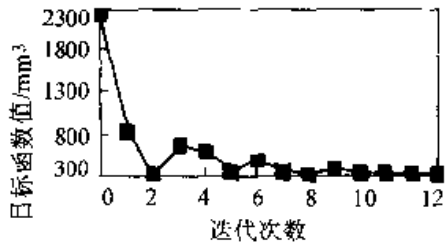


图 3.4-34 优化迭代中目标函数的变化

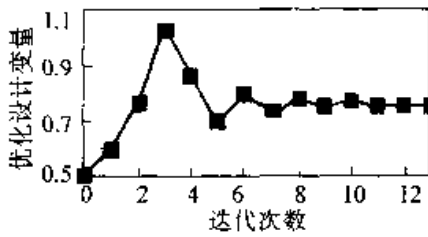


图 3.4-35 优化迭代中优化设计变量的变化

图 3.4-36 给出了不同优化迭代下的终锻件形状的比较，图 3.4-37 给出了优化过程中终锻件的变化情况，由图 3.4-36 和图 3.4-37 可以看出，第一次优化时得到的终锻件飞边较大，同时终锻模具型腔有很明显的充不满现象发生，而优化最后得到的终锻件不仅飞边减小了，而且终锻模具型腔完全充满，取得了明显的优化效果，达到了优化的目的。

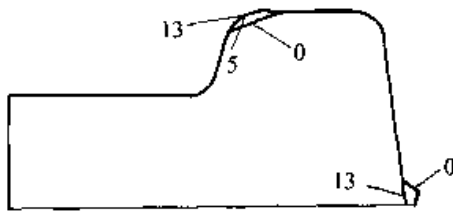


图 3.4-36 终锻件形状的比较
0、5、13—优化迭代次数

9.2.2 平面应变问题

以实际锻件超出预定理想直线部分的面积为目标函数，以毛坯的高宽比为优化设计变量，对二维平面应变变形问题的毛坯形状进行优化设计。如图 3.4-38 为终锻件形状，设整个过程等温，材料为 20 钢，摩擦因子 $m = 0.2$ ，上模速度为 -1.0 mm/s 。由于锻件上下对称，故只取坯料的 1/4 进行优化。优化开始时优化设计变量，即矩形截面坯料的高宽比取为 0.8，具体坯料尺寸为 $26.909 \text{ 98 mm} \times 21.527 \text{ 98 mm}$ 。图 3.4-39 显示了目标函数随优化迭代次数的变化情况。

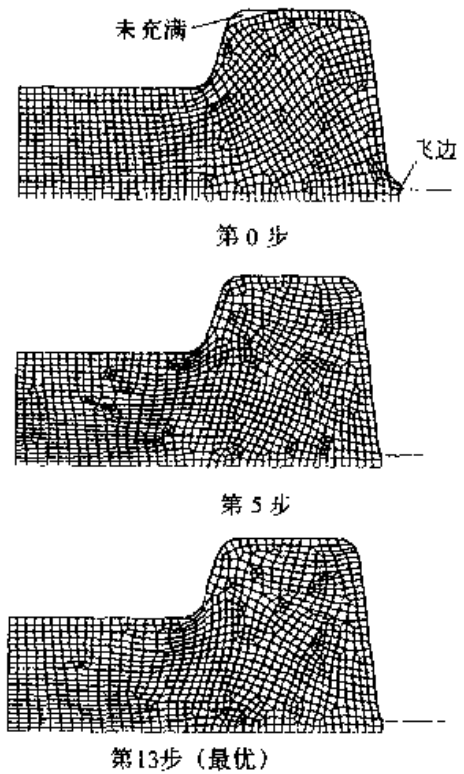


图 3.4-37 优化过程中终锻件形状的变化

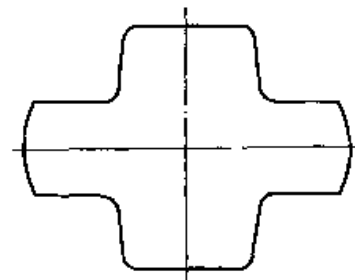


图 3.4-38 终锻件形状

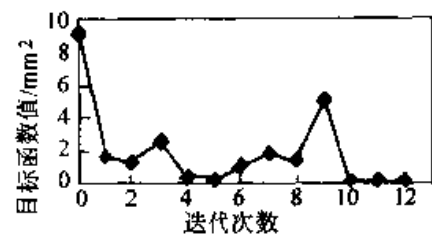


图 3.4-39 优化迭代中目标函数的变化

由图可看出，经过 13 次优化迭代，目标函数由 9.5 mm^2 左右下降到最后的 0.1 mm^2 左右，大约下降了 90%，优化效果明显。图 3.4-40 显示了优化设计变量随优化迭代次数的变化情况。可见优化设计变量（即坯料的高宽比）从初始值 0.8 开始升高，中间虽有震荡，最终仍收敛在 1.42 左右。优化趋势比较明显。

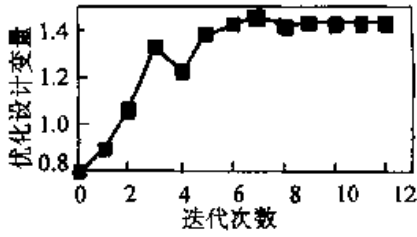


图 3.4-40 优化设计变量的变化

图 3.4-41 给出了不同优化迭代下的终锻件形状的比较。可见第一次优化时得到的终锻件飞边较大，同时终锻模型腔有很明显的充不满现象发生，而优化最后得到的终锻件不仅飞边减小了，而且终锻模具型腔完全充满，取得了明显的优化效果，达到了优化的目的。

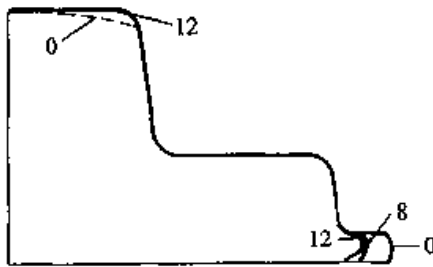


图 3.4-41 终锻件形状的比较
0、8、12—优化迭代次数

10 锻件变形均匀性优化控制

锻件变形均匀性是衡量锻件质量的重要指标之一。锻件变形均匀性越好，其各部分的变形越趋于均匀，晶粒组织也越趋于一致，锻件的组织性能就越好。同时，锻件变形均匀性好，还可以避免锻件因局部变形剧烈而断裂。所以，提高锻件变形均匀性可以提高锻件的综合性能，提高锻件的使用寿命。

本节介绍以控制锻件变形均匀性为目标，通过优化预锻模具形状使锻件变形的不均匀性最小。用三次 B 样条曲线表示预成形模具的形状，以 B 样条曲线控制点的坐标作为优化设计变量，采用灵敏度分析的方法，对变形均匀性进行优化控制。

10.1 目标函数

以任意单元的等效应变与所有单元的平均等效应变的差的平方和作为衡量锻件变形均匀性的目标函数，其数学表达式如下：

$$\psi = \sum_{i=1}^N (\bar{\epsilon}_i - \bar{\epsilon}_{av})^2 \quad (3.4-39)$$

$$\text{式中 } \bar{\epsilon}_{av} = \frac{\sum_{j=1}^N \bar{\epsilon}_j V_j}{\sum_{j=1}^N V_j} = \frac{\sum_{j=1}^N \bar{\epsilon}_j V_j}{V_{\text{总}}}$$

V_j ——单元 j 的体积；

$\bar{\epsilon}_j$ ——单元 j 的等效应变；

$\bar{\epsilon}_{av}$ ——所有单元的平均等效应变；

N ——单元总数；

$V_{\text{总}}$ ——所有单元的体积。

当 ψ 接近零时，实际获得的最终成形件的变形分布趋于均匀。优化问题就定义为通过使目标函数 ψ 取最小值的 B 样条曲线控制点的坐标定义最佳的预成形模具形状。

10.2 灵敏度分析

根据式 (3.4-39) 给出的目标函数表达式，推导目标函数 ψ 对优化设计变量 p_l 的灵敏度如下：

$$\begin{aligned} \frac{\partial \psi}{\partial p_l} &= \sum_{i=1}^N 2(\bar{\epsilon}_i - \bar{\epsilon}_{av}) \left(\frac{\partial \bar{\epsilon}_i}{\partial p_l} - \frac{\partial \bar{\epsilon}_{av}}{\partial p_l} \right) \\ &= \sum_{i=1}^N 2(\bar{\epsilon}_i - \bar{\epsilon}_{av}) \left[\frac{\partial \bar{\epsilon}_i}{\partial p_l} - \frac{1}{V_{\text{总}}} \sum_{j=1}^N \left(\frac{\partial \bar{\epsilon}_j V_j}{\partial p_l} + \bar{\epsilon}_j \frac{\partial V_j}{\partial p_l} \right) \right] \end{aligned} \quad (3.4-40)$$

由式 (3.4-40) 可以看出，只要求出单元体积对优化设计变量的灵敏度 $\partial V / \partial p_l$ 和单元等效应变对优化设计变量的灵敏度 $\partial \bar{\epsilon} / \partial p_l$ ，就可以得到目标函数对优化设计变量的灵敏度 $\partial \psi / \partial p_l$ 。

10.2.1 单元体积灵敏度 $\partial V / \partial p_l$

单元体积对优化设计变量的灵敏度 $\partial V / \partial p_l$ 可计算如下：

$$\frac{\partial V}{\partial p_l} = \frac{\partial V}{\partial \mathbf{X}} \frac{\partial \mathbf{X}}{\partial p_l} \quad (3.4-41)$$

式中 \mathbf{X} 为单元节点坐标向量。

由式 (3.4-41) 可以看出，单元体积灵敏度的计算可以通过计算单元体积对单元节点坐标灵敏度和单元节点坐标对优化设计变量的灵敏度来获得。其中，单元节点坐标对优化设计变量的灵敏度的计算在前面第 4 节中已经给出，下面仅给出单元体积对单元节点坐标灵敏度的计算。

对任意的四边形单元 i ，其体积计算见式

(3.4-38)。

下面分别计算轴对称问题和平面变形问题中的单元体积对节点坐标的灵敏度 $\partial V/\partial \mathbf{X}$ 。

(1) 轴对称问题

根据式 (3.4-38)，轴对称单元体积对节点坐标的灵敏度计算如下：

$$\frac{\partial V}{\partial x_1} = \frac{\pi}{3} [(x_{32}y_{12} - x_{12}y_{32}) - y_{32}(x_1 + x_2 + x_3) + (x_{14}y_{34} - x_{34}y_{14}) + y_{34}(x_1 + x_3 + x_4)]$$

$$\frac{\partial V}{\partial x_2} = \frac{\pi}{3} [(x_{32}y_{12} - x_{12}y_{32}) + (x_1 + x_2 + x_3)(y_{32} - y_{12})]$$

$$\frac{\partial V}{\partial x_3} = \frac{\pi}{3} [(x_{32}y_{12} - x_{12}y_{32}) + y_{12}(x_1 + x_2 + x_3) + (x_{14}y_{34} - x_{34}y_{14}) - y_{14}(x_1 + x_3 + x_4)]$$

$$\frac{\partial V}{\partial x_4} = \frac{\pi}{3} [(x_1 + x_3 + x_4)(y_{14} - y_{34}) + (x_{14}y_{34} - x_{34}y_{14})]$$

$$\frac{\partial V}{\partial y_1} = \frac{\pi}{3} [x_{32}(x_1 + x_2 + x_3) - x_{34}(x_1 + x_3 + x_4)]$$

$$\frac{\partial V}{\partial y_2} = \frac{\pi}{3} (x_1 + x_2 + x_3)(x_{12} - x_{32})$$

$$\frac{\partial V}{\partial y_3} = \frac{\pi}{3} [-x_{12}(x_1 + x_2 + x_3) + x_{14}(x_1 + x_3 + x_4)]$$

$$\frac{\partial V}{\partial y_4} = \frac{\pi}{3} (x_1 + x_3 + x_4)(x_{34} - x_{14})$$

(2) 平面变形问题

根据式 (3.4-34)，平面变形单元体积 (面积) 对节点坐标的灵敏度计算如下：

$$\frac{\partial V}{\partial x_1} = \frac{1}{2} (y_{34} - y_{32})$$

$$\frac{\partial V}{\partial x_2} = \frac{1}{2} (y_{32} - y_{12})$$

$$\frac{\partial V}{\partial x_3} = \frac{1}{2} (y_{12} - y_{14})$$

$$\frac{\partial V}{\partial x_4} = \frac{1}{2} (y_{14} - y_{34})$$

$$\frac{\partial V}{\partial y_1} = \frac{1}{2} (x_{32} - x_{34})$$

$$\frac{\partial V}{\partial y_2} = \frac{1}{2} (x_{12} - x_{32})$$

$$\frac{\partial V}{\partial y_3} = \frac{1}{2} (x_{14} - x_{12})$$

$$\frac{\partial V}{\partial y_4} = \frac{1}{2} (x_{34} - x_{14})$$

利用以上各式就可以计算出单元体积对单元节点坐标的灵敏度。

10.2.2 单元等效应变灵敏度

在有限元速度场迭代收敛后，单元等效应变的刷新公式如下：

$$\bar{\epsilon}(t + \Delta t) = \bar{\epsilon}(t) + \dot{\epsilon}(t) \cdot \Delta t \tag{3.4-42}$$

式中 $\bar{\epsilon}(t + \Delta t)$ —— $(t + \Delta t)$ 时刻单元的等效应变；

$\bar{\epsilon}(t)$ —— t 时刻单元的等效应变；

$\dot{\epsilon}(t)$ —— t 时刻单元的等效应变率。

将式 (3.4-42) 对优化设计变量 p_l 求偏导得

$$\frac{\partial \bar{\epsilon}(t + \Delta t)}{\partial p_l} = \frac{\partial \bar{\epsilon}(t)}{\partial p_l} + \frac{\partial \dot{\epsilon}(t)}{\partial p_l} \cdot \Delta t \tag{3.4-43}$$

上式就是有限单元等效应变对优化设计变量的灵敏度公式。当 $t=0$ 时，有 $\partial \bar{\epsilon}(0)/\partial p_l = 0$ 。

对于任意一个单元，其等效应变率可表示如下

$$(\dot{\epsilon})^2 = \dot{\epsilon}^T D \dot{\epsilon} \tag{3.4-44}$$

式中 $\dot{\epsilon}$ —— 单元的应变率矢量，对于二维问题有 $\dot{\epsilon} = \{\dot{\epsilon}_1, \dot{\epsilon}_2, \dot{\epsilon}_3, \dot{\epsilon}_4\}^T$ ；

D —— 数字对角线矩阵，对角线元素分别为 $2/3, 2/3, 2/3$ 和 $1/3$ 。

将式 (3.4-44) 两边对优化设计变量 p_l 求偏导得

$$2\dot{\epsilon} \frac{\partial \dot{\epsilon}}{\partial p_l} = \frac{\partial \dot{\epsilon}^T}{\partial p_l} D \dot{\epsilon} + \dot{\epsilon}^T D \frac{\partial \dot{\epsilon}}{\partial p_l} \tag{3.4-45}$$

所以，欲求单元等效应变率灵敏度 $\partial \dot{\epsilon}(t)/\partial p_l$ ，需先计算出单元各应变率分量的灵敏度 $\partial \dot{\epsilon}(t)/\partial p_l$ 。

对任意单元，其应变率矢量可表示如下

$$\dot{\epsilon} = B V \tag{3.4-46}$$

式中 B —— 单元的应变率矩阵；

V ——单元节点的速度矢量。

在式 (3.4-46) 两边对优化设计变量 p_i 求偏导得

$$\frac{\partial \dot{\epsilon}}{\partial p_i} = \frac{\partial B}{\partial X} \frac{\partial X}{\partial p_i} V + B \frac{\partial V}{\partial p_i} \quad (3.4-47)$$

式中 X 为单元的节点坐标矢量。

可见，一旦确定了节点速度对优化设计变量的灵敏度 $\partial V(t)/\partial p_i$ 和节点坐标对优化设计变量的灵敏度 $\partial X(t)/\partial p_i$ ，即可得到单元等效应变率灵敏度 $\partial \dot{\epsilon}(t)/\partial p_i$ ，其中 $\partial V(t)/\partial p_i$ 和 $\partial X(t)/\partial p_i$ 的计算参见第4节。最后根据式 (3.4-40)、式 (3.4-41) 和式 (3.4-43) 求出目标函数对优化设计变量的灵敏度 $\partial \psi/\partial p_i$ 。

锻件变形均匀性优化设计的步骤类似于第6节中介绍的模具形状优化设计步骤。

10.3 应用实例

图 3.4-42 所示为一典型的 H 形截面轴对称

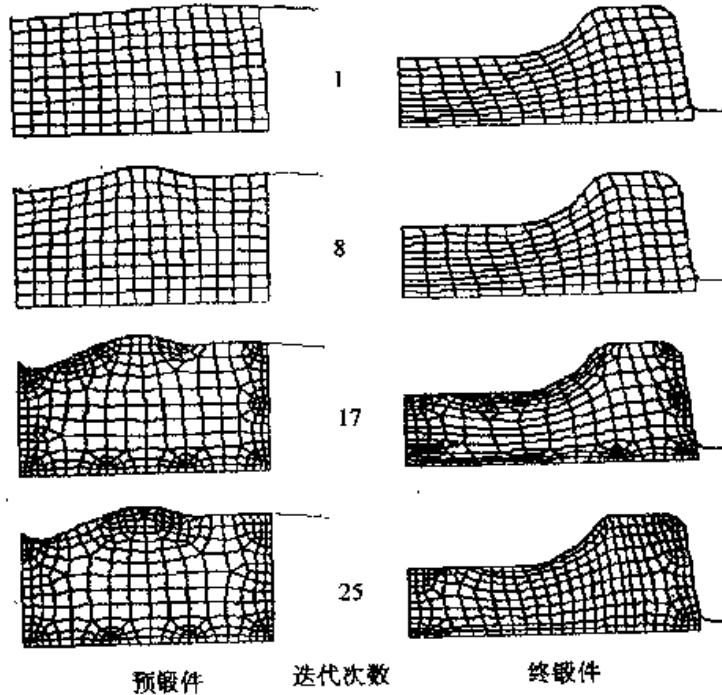


图 3.4-43 优化迭代过程中预锻件与终锻件形状的变化

肋-腹件。在轴对称锻件中，肋-腹件大约占 50%，所以此类锻件具有一定的代表性。

假设整个过程等温，材料为理想粘塑性体，其应力应变率关系为 $\bar{\sigma} = 33.99 \dot{\epsilon}^{0.145}$ ，摩擦因子 $m = 0.2$ ，上模速度为 -1.0 mm/s 。由于为轴对称变形，且上下对称，故只取坯料的 1/4 进行优化。在优化中，采用 10 个 B 样条控制点描述预锻模形状，因此就有 7 条 B 样条曲线和 20 个优化设计变量。

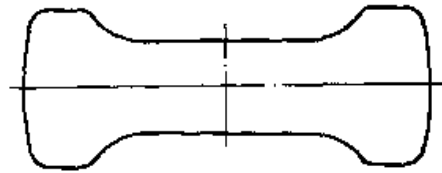


图 3.4-42 终锻件图

图 3.4-43 所示为优化迭代过程中预成形件、预成形模具形状和终锻件、终锻模具形状的变化情况。优化效果比较明显。

第5章 金属塑性成形过程的微观组织优化

1 引言

世界经济的发展使机械制造业的竞争日益激烈,高效、低耗、快捷地制造产品已成为企业提高自身竞争力的追求目标。在机械制造业中占据重要地位的金属塑性加工领域,由于传统的加工技术存在着严重的材料浪费和产品质量问题,因而近年来,少无切削精密成形技术受到高度重视,以净形锻造生产产品为目标的预成形模具优化设计理论和方法成为研究的热点。但锻造过程是一个极其复杂的过程,由于其本身的工艺特点(高温、大变形)及大多数零件的几何形状相当复杂,在实际锻造生产中,锻出的产品可能会出现严重的质量问题,如充不满、折叠和局部变形严重等,从而将严重影响零件的力学性能。在工艺设计与控制方面,只有达到“形”与“神”的完美统一,即既要满足产品形状的基本要求,又能达到产品性能的更高要求,才能充分发挥金属塑性成形技术的优越性。而直接决定产品力学性能的便是材料在金属塑性成形过程中的微观组织演变及最终产品的组织结构。因此,近年来人们进行金属塑性成形过程的微观组织模拟与优化的研究,并取得了重要进展。

众所周知,在热成形过程中,材料经历一系列的微观组织变化,如动态/静态恢复与再结晶及晶粒长大。了解影响产品微观组织演变的工艺因素对控制产品的力学性能是非常重要的,因为所有这些因素都会影响成形过程(如成形力、温度分布、应变及应变速率和金属的流动应力等)和产品的质量(包括强度、延展性和硬度等)。但是,由于大部分参量随着热变形的进行而发生变化,所以建立热成形过程参数和材料微观组织演变之间的量化关系及其基本算法是微观组织模拟和优化的难点。

有限元方法在金属塑性成形领域中对给定的工艺因素下在预测金属流动规律和产品宏观形状方面已经取得了广泛应用,使传统的依赖于设计者经验的工艺和模具设计从经验走向了科学。将

工程优化理论和方法引入到金属塑性成形数值模拟技术中,又一次使金属塑性成形工艺和模具设计方法学发生了巨大变化。数值模拟与优化技术相结合,能够自动地快速获得模拟的最终目标,提高了数值模拟的实效性和模拟的效率。在完成工艺模拟、模具优化两级跳跃后,金属塑性成形研究领域的学者又在尝试微观组织模拟和优化的第三级跳跃,使金属塑性加工技术真正能够在控制产品形状的同时进一步提高产品的性能。因此,热成形过程的微观组织模拟与优化是在金属塑性成形领域中有限元数值模拟技术的广泛应用和工程优化理论在金属塑性成形数值模拟技术中取得重要进展的基础和前提下发展起来的。

2 微观组织演变模型

热变形过程中,伴随着材料的变形,微观组织也会发生变化,进行动/静态再结晶和晶粒长大。

2.1 动态再结晶

动态再结晶发生在变形过程当中,在流动应力达到峰值之前,动态再结晶发生的临界应变与对应于最大流动应力的应变之间的差值,即 ϵ_p 相对较小。如果发生再结晶,就会形成没有预应变的晶粒。描述动态再结晶机理的关系式如下:

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_c &= 4.76 \times 10^{-4} \exp\left(\frac{8000}{T}\right) \\ d_{dyn} &= 22600Z^{-0.27} \\ X_{dyn} &= 1 - \exp\left[-\ln 2 \left(\frac{\epsilon - \epsilon_c}{\epsilon_{0.5}}\right)^2\right] \\ \epsilon_{0.5} &= 1.144 \times 10^{-5} d_0^{0.28} \dot{\epsilon}^{0.05} \exp\left(\frac{6420}{T}\right) \end{aligned} \right\} \quad (3.5-1)$$

式中 ϵ_c ——动态再结晶开始时的临界应变;

T ——绝对温度;

Z ——Zener-Hollomon 参数,它符合如下关系 $Z = \dot{\epsilon} \exp(Q/RT)$

d_{dyn} ——独立于原始晶粒大小 d_0 的动态再

结晶晶粒大小, 只由 Z 参数决定;

Q ——从实验中得到的活动能量;

R ——气体常数;

X_{dyn} ——动态再结晶的体积百分比;

$\epsilon_{0.5}$ ——再结晶过程到 50% 时的应变;

d_0 ——原始晶粒大小。

2.2 静态再结晶

将变形组织置于高温中, 一段时间后发生静态再结晶。理论上, 当变形材料回火处理时静态再结晶才会发生, 但起初动态再结晶与静态再结晶实际上没有什么不同。唯一不同之处在于动态再结晶与变形能量有关, 而静态再结晶与前一过程中的变形程度、回火温度等有关。在卸载状态下发生的静态再结晶的微观组织演变如下:

$$\left. \begin{aligned} X_{st} &= 1 - \exp\left[-0.693\left(\frac{t}{t_{0.5}}\right)^2\right] \\ t_{0.5} &= 2.2 \times 10^{-12} S_v^{-0.5} \epsilon^{0.2} - \exp\left(\frac{30\,000}{T}\right) \\ S_v &= \frac{24}{\pi d_0} (0.419e^\epsilon + 0.155e^{-\epsilon} + 0.1433e^{-3\epsilon}) \\ d_{st} &= \frac{5}{(S_v \epsilon)^{0.6}} \end{aligned} \right\} \quad (3.5-2)$$

式中 X_{st} ——静态再结晶的体积百分比;

$t_{0.5}$ ——静态再结晶的容积度为 50% 所用时间;

S_v ——代表单位体积的晶界面积;

d_{st} ——静态再结晶的晶粒大小。

在高温下静态再结晶也很迅速, 较大的变形程度和原始晶粒大小也影响着静态再结晶的过程。

2.3 晶粒生长

再结晶过程完成后的新组织是亚稳定的。为获得更稳定的组织, 需要释放晶粒内部的潜能。因此, 再结晶完成 (X_{dyn} 或 $X_{st} > 0.95$) 后, 要发生进一步的晶粒长大来减少单位体积内的晶界面积。晶粒长大的等式如下:

动态再结晶晶粒长大:

$$d = d_{dyn} + 1.1y(d_{pd} - d_{dyn}) \quad (3.5-3)$$

式中 $y = 1 - \exp[-295\epsilon^{0.1} \exp(-8\,000t/T)]$,

$$d_{pd} = 5\,380 \exp(-6\,840/T)。$$

静态再结晶晶粒长大:

$$d^2 = d_{st}^2 + 1.44 \times 10^{12} t \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (3.5-4)$$

式中各符号意义如前。

3 金属塑性成形过程微观组织模拟与优化基本算法^[91~93]

热成形过程的微观组织模拟是在金属塑性成形领域中有限元数值模拟技术的广泛应用和工程优化理论在金属塑性成形数值模拟技术中取得重要进展的基础和前提下发展起来的。最初, 关于微观组织的模拟通常是采用热力耦合分析方法, 通过计算热力学参数来间接地模拟材料的微观结构。后来, 在形状优化设计中较多采用的微观遗传算法和灵敏度分析方法被引入微观组织模拟中, 直接以微观结构参量作为目标函数的设计变量, 直接实现微观组织的优化。本节简要介绍遗传算法和灵敏度分析方法。

3.1 遗传算法

遗传算法 (Genetic Algorithm) 是由 John Holland 等人提出, 首先应用于自动控制、神经网络等学科, 后来作为一种优化方法被引入到金属塑性成形领域中。与常规优化方法不同, 基因遗传算法将优化问题视为一种生存环境, 将优化过程视为一种进化过程, 是一种模拟生命进化机制的搜索和优化算法。遗传算法利用“优胜劣汰”的生物进化机制选优, 优良的物种进化, 而低劣的物种则随着种群的繁衍而灭绝, 其基本操作是对优化设计变量进行编码、复制、杂交和变异, 如图 3.5-1 所示。

(1) 编码

编码是将设计变量转化为染色体的过程。一般来说, 是将设计变量转化为二进制字符串。在进行二进制符号编码时首先应确定每个设计变量的编码长度 k , 一般取 $k = 4$ 。如果设计变量个数为 n , 则染色体的代码长度为 $k * n$ 。另外, 编码前还需确定每个设计变量的变化范围。

(2) 复制

能繁殖后代的几列字符串由当前种群中选择, 一个字符串 D_i ($i = 1, 2, n$) 是否被选取

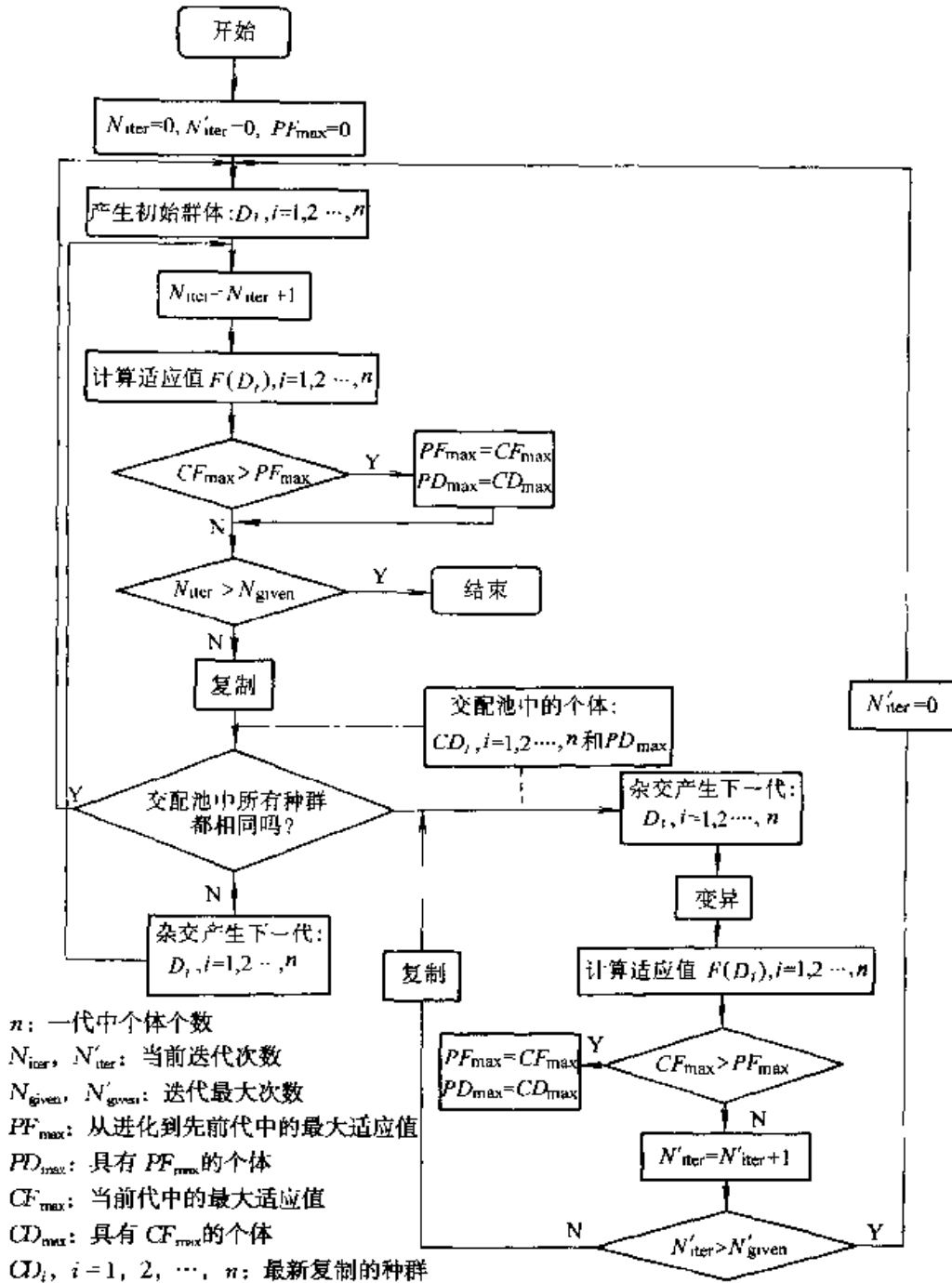


图 3.5-1 遗传算法的实施过程

取决于 $P(D_i)$ 的数值。 $P(D_i)$ 的数值由下式确定:

$$P(D_i) = \frac{F(D_i)}{\sum_{i=1}^n F(D_i)} \quad (3.5-5)$$

式中 F 为标度适应值, 定义如下:

$$F(D_i) = \frac{f_{avg}}{f_{max} - f_{avg}} f(D_i) + \frac{f_{max} - 2f_{avg}}{f_{max} - f_{avg}} f_{avg} \quad (3.5-6)$$

其中, $f(D_i) = C - \Psi_0(D_i), f_{avg} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n f(D_i),$

$f_{max} = \max f(D_i), \Psi_0$ 是目标函数值, C 是一个远超过任何目标函数可能值的一个较大的正数。

需要指出的是, 上述适应值的定义对 $f(D_i)$ 中差距的扩大有一定影响。当 Ψ_0 差距很小时, 这种影响可防止同一种群中的系列串得出相似的 $F(D_i)$ 值, 在它们中建立起一个比较明显的继承关系。被选中而进行复制的字符串表示为 $CD_i (i$

= 1, 2, ..., n), 如图 3.5-1 所示。

(3) 杂交

杂交分两步。首先, 在整个进化过程中, 直到当前的一代, 从交配池中的 $n + 1$ 个字符串即最新复制的 n 个字符串加上具有最大适应值的一个字符串中选出 $n/2$ 对字符串; 第二, 每一对字符串进行杂交而产生下一代的两个后代, 即: 对每一对字符串, 二进制数的位置 k 由第一位与第 $(m - 1)$ 位之间选择 (m 是该字符串的位数), 然后通过 $k + 1$ 与 m 间的所有位进行对换而创建两个新字符串。

(4) 变异

任何一个串中的二进制位在经过杂交后会依据一个给定的每个位变换的可能性而随意变换, 变换过程采用随机数生成器来实现。变异被用来防止设计变量的过早集中, 即防止所有的交配池中 $n + 1$ 个字符串的二进制位的结构在进化早期变为一致, 但变异可导致快速收敛, 因此, 有些研究学者在应用微观遗传算法时不采用变异手段, 而在算法系统中发生这种过早收敛时会触发一个也由杂交、变异、复制组成的次进化圈, 以寻找更好的 PD_{max} 值。这样, 进化就可由最新生成的一代和 PD_{max} 而得以延续。

3.2 灵敏度分析方法

基于灵敏度分析的优化设计方法属于梯度型优化设计方法。该方法将预成形设计和模具设计问题处理为优化问题, 用严密的数学公式进行描述, 将优化问题的目标函数定义为一组给定设计变量中所希望的最终状态和数值计算状态之间误差的程度。灵敏度分析方法需要计算目标函数对预成形参数的灵敏度信息 (导数), 然后采用高效的优化算法 (如 BFGS 算法) 进行优化设计。求解目标函数对设计变量的灵敏度通常有两种方法: 一种是根据有限元刚度方程推导灵敏度的值; 另一种是使用直接差分法求解灵敏度的值。前一种方法的推导过程复杂, 但求解的灵敏度值精度高, 优化迭代收敛速度快, 优化次数少; 后一种方法计算简单, 但灵敏度值精度低, 优化迭代次数多, 有时会出现优化不收敛的现象。

3.2.1 目标函数与设计变量

金属塑性成形过程是一个涉及多因素的复杂变形过程, 成形路径多样化, 势必存在一个最优

化的变形路径, 与此变形路径对应的模具形状及工艺参数就是优化的工艺设计方案。如何确定最优优化参数是金属塑性成形领域优化的主要工作, 也是难度最大的工作。有限元灵敏度分析方法是预成形设计和模具设计问题处理为优化问题。一般而言, 该优化设计问题是一种多目标的设计优化问题。该设计问题的数学描述为

$$\min f(x) = c_1 f_1(x) + c_2 f_2(x) + \dots + c_n f_n(x) = \sum_{i=1}^n c_i f_i(x) \quad (3.5-7)$$

$$\left. \begin{aligned} g_i(x) &\Rightarrow \underline{\epsilon}_i^l \leq \epsilon_i \leq \bar{\epsilon}_i^u & i = 1, 2, \dots \\ g_j(x) &\Rightarrow \underline{\epsilon}_j^l \leq \epsilon_j \leq \bar{\epsilon}_j^u & j = 1, 2, \dots \\ g_k(x) &\Rightarrow T_k^l \leq T_k \leq T_k^u & k = 1, 2, \dots \\ g_l(x) &\Rightarrow p_l \leq p_l^u & l = 1, 2, \dots \end{aligned} \right\} \quad (3.5-8)$$

及加工能力极限

$$x_i^{\min} \leq x_i \leq x_i^{\max} \quad i = 1, 2, \dots \quad (3.5-9)$$

式中 $f_i(x)$ —— 优化设计子目标函数;

x_i —— 优化设计变量;

c_i —— 衡量各子设计目标相对重要性的权系数;

$g_m(x)$ —— 表示通过对应变、应变率、温度及模具关键部位的应力 (强度) 施加极限值的约束条件。

3.2.2 灵敏度分析

根据所设定的目标函数表达式 Ψ , 推导目标函数 Ψ 对优化设计变量 p_l 梯度如下:

$$\frac{\partial \Psi}{\partial p_l} = \sum_{i=1}^N \frac{\partial \Psi}{\partial x_i} \frac{\partial x_i}{\partial p_l} + \sum_{i=1}^N \frac{\partial \Psi}{\partial y_i} \frac{\partial y_i}{\partial p_l}, l = 1, 2, \dots, 2k \quad (3.5-10)$$

在有限元速度场迭代收敛后, 应用收敛的速度场刷新该时间增量内的节点坐标, 其刷新公式为

$$X^{(t+\Delta t)} = X^{(t)} + V^{(t)} \Delta t \quad (3.5-11)$$

其中, $X^{(t+\Delta t)}$ 是 $(t + \Delta t)$ 时刻节点的坐标向量, $X^{(t)}$ 表示 t 时刻节点的坐标向量, $V^{(t)}$ 表示 t 时刻节点的速度向量, 将 (3.5-11) 式对优化设计变量 p_l 求偏导, 得

$$\frac{\partial X^{(t+\Delta t)}}{\partial p_l} = \frac{\partial X^{(t)}}{\partial p_l} + \frac{\partial V^{(t)}}{\partial p_l} \cdot \Delta t \quad (3.5-12)$$

上式即为有限元节点坐标对优化设计变量的灵敏

度刷新公式, 当 $t=0$ 时, 有 $\partial X^{(0)}/\partial p_i=0$ 。

可见, 一旦确定节点速度对优化设计变量的灵敏度 $\partial V^{(i)}/\partial p_i$, 即可根据 (3.5-12) 式确定出节点坐标对优化设计变量的灵敏度, 进而由 (3.5-10) 式计算出目标函数对优化设计变量的灵敏度。

4 微观组织模拟与优化实例

4.1 H形锻件成形过程组织模拟与优化

在热成形中, 对热传导特性的控制对于成功地生产产品是十分重要的。也就是说, 在金属流动控制中必须考虑热传导的影响。下面以采用热力学有限元耦合分析模型通过遗传算法来预测发生在工件与模具中的热传导和金属流动行为为例, 来介绍如何通过工艺优化设计来控制微观组织结构。

4.1.1 热力耦合有限元分析模型

在修正的拉格朗日有限元方法中, 假设工件材料呈现刚粘塑性变形行为, 模具是刚性体, 则优化问题的独立状态变量可减少为位置矢量 (X)、等效应变 (ϵ)、节点速度矢量 (V)、单元体静水压力矢量 (P)、工件节点温度 (T)、模具节点温度 (T_D) 等。从动量与能量守恒的角度来讲, 可以得出以下有限元的平衡公式。

1) 从工件的受力平衡角度得出如下平衡公式

$$f_1^{(i)}(X^{i-1}, \epsilon^{i-1}, V^i, P^i, T^i, D) = 0 \quad (3.5-13)$$

2) 从工件的能量守恒角度得出如下平衡公式

$$f_2^{(i)}(X^{i-1}, \epsilon^{i-1}, V^i, T^i, T_D, D) = 0 \quad (3.5-14)$$

3) 从模具的能量守恒角度得出如下平衡公式

$$f_3^{(i)}(X_D^{i-1}, V^i, T^i, T_D, D) = 0 \quad (3.5-15)$$

其中 $i=1, 2, \dots, k$ 表示成形过程中的第 i 个时间步, D 表示指定的工艺过程参数, 可由设计变量决定, 包括机械工艺参数 (预锻及模具形状、接触面摩擦、模具速度、模具行程及工件材料的流动应力等) 和热工艺参数 (锻件与模具的初始温度、模具与工件界面间及环境温度与冷却介质间的热传导系数、工件与模具的热传导率及热容、成形过程中的时间间隔及热边界条件等)。三个等式形成了关于状态变

量的一个耦合系统, 表达了工件热力学行为与机械行为之间以及工件与模具热性能之间的密切关系, 即: 工件材料流动应力随温度不断变化, 同时材料的塑性变形和材料与模具在接触面上相对滑动会产生热量, 通过工件表面就会发生热传导。该耦合系统中状态变量参数值的求解可采用迭代法进行。

4.1.2 优化设计方程

获得所要求的产品质量和生产效率等问题可以转化为确定有关的设计变量值而使某一特定的函数值最小化, 即目标函数最小化问题。目标函数一般可以用状态变量与设计变量的函数来表示, 即

$$\Psi_0 = \Psi_0(V^1, P^1, T^1, T_D^1, V^2, P^2, T^2, T_D^2, \dots, V^k, P^k, T^k, T_D^k, D) \quad (3.5-16)$$

此外, 金属塑性成形过程需满足某些特定的条件和要求, 即某些设计变量的值必须限制在一个允许的范围内, 如成形载荷不能超出设备的负载能力等, 这些限制被称为约束条件, 可大致表述如下:

$$\left. \begin{aligned} D &= \{d_j, d_{j\min} < d_j < d_{j\max} \mid (j=1, 2, \dots, r)\} \\ \Psi_l &= 0 \quad (l=1, 2, \dots, p) \\ \Psi_k &\leq 0 \quad (k=p+1, p+2, \dots, q) \end{aligned} \right\} \quad (3.5-17)$$

在这里, Ψ_l 、 Ψ_k 与 Ψ_0 一样, 是设计变量的函数。

由于相应的状态变量可由式 (3.5-13) ~ (3.5-15) 求得, 所需解决的优化问题可以描述如下: 在所有的设计变量 D_i 中, 能满足设计约束等式 (3.5-17) 而使目标函数式 (3.5-16) 取最小值的即为所要求的解。

4.1.3 优化结果

金属在高温下成形的主要特点是: 因位错密度增加而产生加工硬化, 同时, 又因大量的动态与静态的再结晶得以软化, 成形过程影响着产品最终所具有的冶金与力学特性, 因此, 在成形设计中对再结晶性能进行控制是十分重要的。由于最终产品中再结晶晶粒尺寸的分布与产品中的温度分布密切相关, 因此, 可以通过控制成形工艺来获得产品中均匀的温度分布以实现均匀的微观组织结构。

以圆柱形坯料加工 H 形轴对称产品为例, 对直接终锻和先预成形再终锻两种成形工艺进行对

比分析。在工艺参数中考虑的设计变量为：材料特性参数、产品及模具的形状尺寸、模具速度及行程、坯料及模具的初始温度、环境温度等。目标函数定义为产品中温度分布的不均匀程度，即

$$\Psi = \sqrt{\frac{\int_A (T - T_{avg})^2 dA}{A}}$$

$$T_{avg} = \frac{1}{A} \int_A T dA \quad (3.5-18)$$

式中 T —— 整个成形过程中横截面上的温度分布；

A —— 横截面的面积。

目标函数的收敛过程及设计变量值（预成形模具形状、加载行程及温度等）的优化进程如图 3.5-2 所示。与未经预锻的成形相比较，温度分布的一致性得到明显提高，特别是在横截面的中心部分，如图 3.5-3 所示。

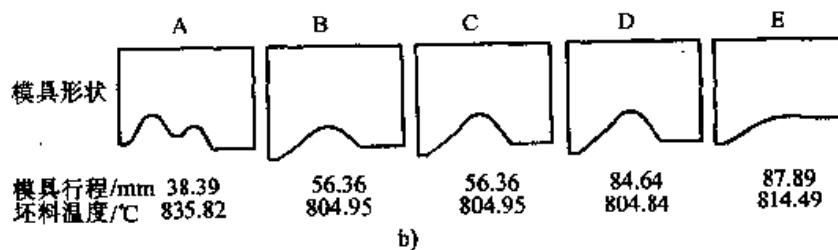
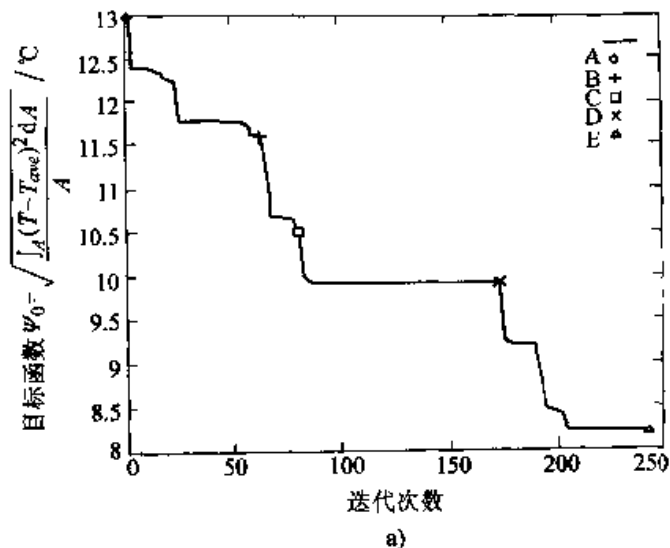


图 3.5-2 目标函数收敛及设计变量值的优化进程
a) 目标函数的收敛过程 b) 设计变量的优化进程

4.2 热挤压成形过程的微观组织模拟与优化

挤压工艺在金属塑性成形领域中的应用十分广泛，在实际生产应用中对挤压产品性能的要求也越来越高。因此，通过控制宏观工艺参数实现微观组织优化以提高挤压产品的性能具有重要的应用价值。文献 [94] 利用刚粘塑性有限元法及微观组织演变模型，以热挤压过程为例研究了通过挤压模具形状优化设计实现挤压产品均匀而良

好的微观组织。具体过程如下：

4.2.1 微观组织演变预测算法

在热成形过程中，为了预测材料的微观组织演变，就要了解材料的冶金性能和热力学性能对材料的影响。为此，将刚粘塑性有限元与微观组织模型进行耦合，其计算流程图如图 3.5-4 所示。如果等效应变大于临界应变 ($\bar{\epsilon} \geq \epsilon_c$)，就会发生动态再结晶；若等效应变小于临界应变 ($\bar{\epsilon} < \epsilon_c$)，就会发生静态再结晶。晶粒的长大取决于再结晶体积百分比。如果再结晶体积百分比

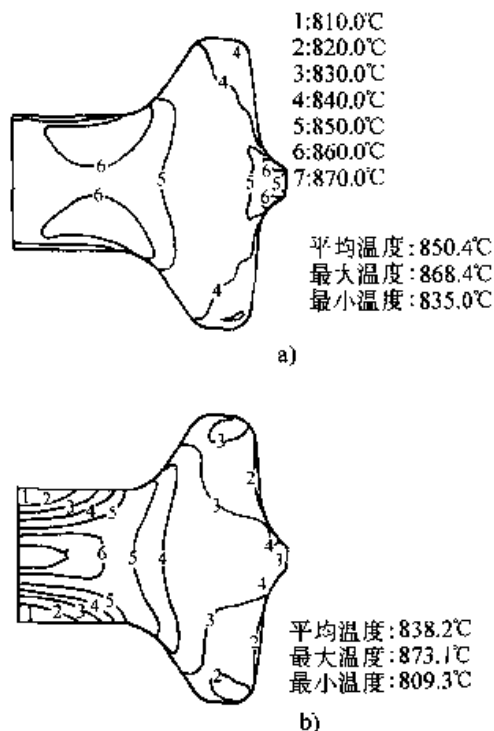


图 3.5-3 H 形产品成形后的温度分布
a) 采用优化预成形工序 b) 无预成形工序

大于 95%，就必须考虑晶粒长大。

当时间间隔过小或在给定温度下的应变值不足以产生完全再结晶时，就会发生部分再结晶。就部分再结晶而言，其微观组织由两部分组成。一是 X ，代表发生动态或静态再结晶的部分，另一部分是 $(1 - X)$ ，代表未发生再结晶的部分。则平均晶粒尺寸为

$$d_{avg} = d_{avg,i-1} (1 - X_i) + d_{avg,i} X_i \quad (3.5-19)$$

式中 $d_{avg,i-1}$ ——再结晶前的平均晶粒尺寸；

$d_{avg,i}$ ——再结晶后的平均晶粒尺寸；

X_i ——再结晶的体积分数。

4.2.2 模具形状优化设计步骤

采用有限元法和优化设计技术对热挤压成形过程的设计变量进行反复计算，直至得到一个能够使最终产品具有均匀的微观组织的最优解。优化设计变量为控制挤压模具形状的位置点的坐标，模具形状以这些控制点的 B 样条曲线描述。其基本过程及步骤如下：

1) 计算初始目标函数值

① 假定初始的设计变量 $(P_{(1,1)}, P_{(1,2)}, \dots, P_{(1,n)})$ ，其中 1 代表初始步， n 代表设计变量的

数目)，并由 B 样条曲线定义初始模具形状。

② 计算初始目标函数值 G_1 。

2) 计算新的一组设计变量的目标函数值 G_i 。

3) 将目标函数值与前一步的目标函数值进行比较：如果 $|G_i - G_{i-1}| \leq \delta$ (δ 是给定的任意小的一个正数)，则目标函数收敛，程序结束；如果 $|G_i - G_{i-1}| > \delta$ ，用优化设计方法刷新设计变量值，返回到第二步中，重复计算第三步，直到目标函数收敛为止。

4.2.3 目标函数

优化设计过程中的主要问题是找到合适的目标函数。为了获得性能良好的锻件，应以终锻件的微观组织为目标。因此，使得平均晶粒尺寸与实际晶粒尺寸之差最小定义为目标函数。其表达式如下：

$$\left. \begin{aligned} G &= \frac{\sqrt{\sum (d_i - d_{avg})^2 V_i}}{V_{total}} \\ d_{avg} &= \frac{\sum d_i V_i}{V_{total}} \end{aligned} \right\} \quad (3.5-20)$$

式中 V_{total} ——挤压件的体积；

d_i 、 V_i ——第 i 个单元体的晶粒尺寸和单元体体积。

因此，使得目标函数 G 取最小值的模具形状就是可获得均匀微观组织的优化的模具形状。

4.2.4 数值模拟条件及结果

为了预测微观组织演变过程，采用了刚粘塑性有限元方法。材料的流动应力是应变、应变速率和温度的函数。挤压速度为 30 mm/s，摩擦因子为 0.3，初始晶粒尺寸约为 300 μm ，坯料材料为 AISI1030 (碳含量 w_c 0.28% ~ 0.34%，锰含量 w_{Mn} 0.6% ~ 0.9%)，模具材料为 3Cr2W8V，模具初始温度为 300°C，初始坯料加热到 1200°C 并保温 10 min 后进行挤压。

随着迭代次数的增多，晶粒尺寸的平均值逐渐减小，当第 15 次迭代后该值成为一个常数。因此，第 15 次迭代生成的模具形状即为最优化的结果，其晶粒尺寸的优化过程如图 3.5-5 所示。从模拟和优化迭代过程看，迭代收敛时的应变速率分布更加均匀。可见，动态再结晶的晶粒尺寸主要取决于应变速率的大小。虽然在挤压过程中坯料的外部温度较低，但由于该处具有较高的应变和应变速率，因此再结晶体积百分比在外

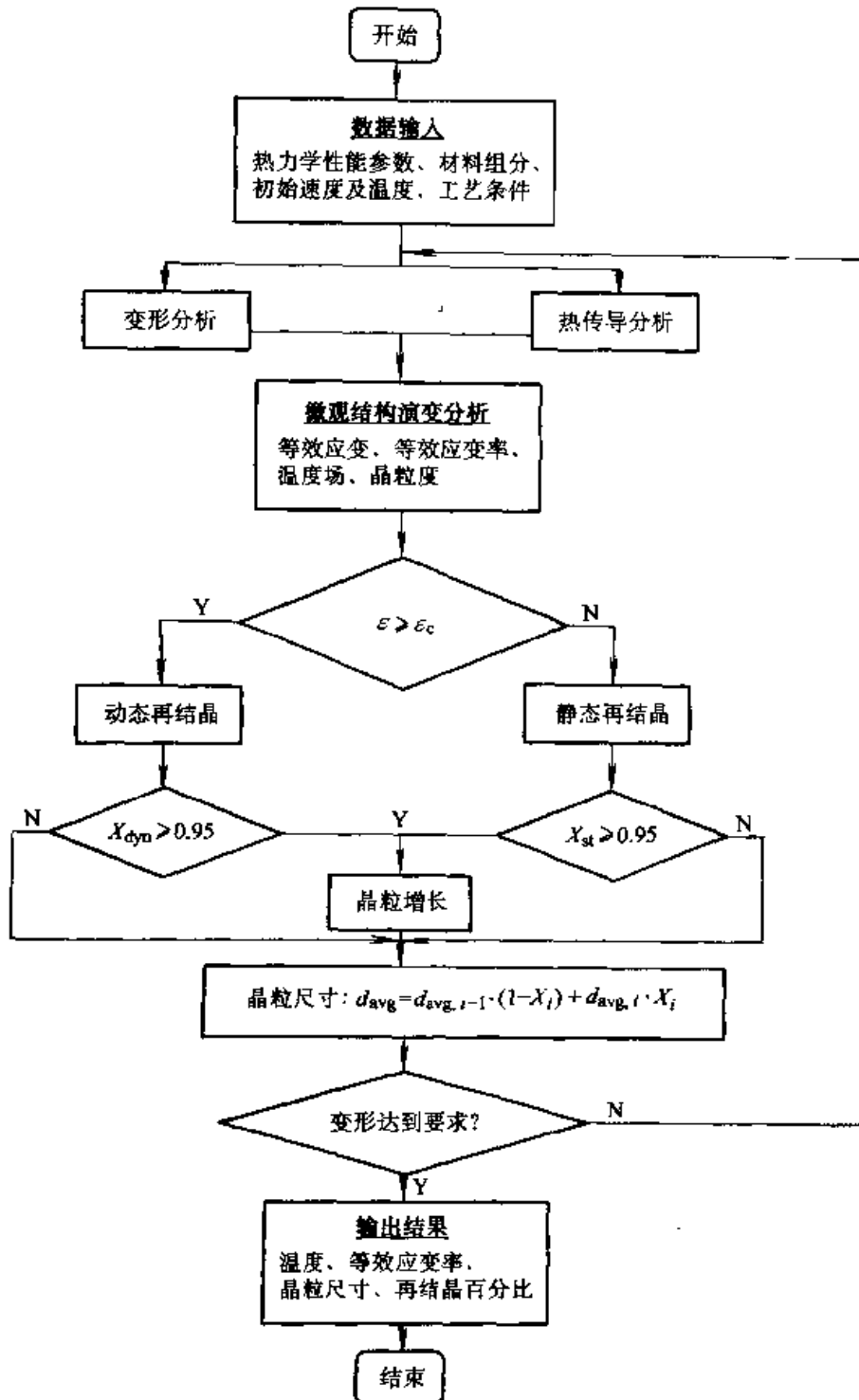


图 3.5-4 有限元法预测微观组织流程图

部区域比内部区域大。而内部温度虽然较高，但因其应变和应变速率较低，所以再结晶进行的并不充分。结果，外部区域的晶粒尺寸要小于中心部分。尽管在迭代过程中，模具形状发生变化时，对温度场几乎没有什么影响，而应变和应变速率的分布却发生了很大变化。因此，影响热挤压过程中再结晶的主要因素并不是温度，而是应

变和应变速率。晶粒尺寸在整个迭代过程中从 195 μm 到 207 μm 之间的变化规律也反映出同样的结果，即模具形状的改变很难影响平均晶粒尺寸的大小，若要控制平均晶粒尺寸，不仅要改变模具形状，而且要控制其它工艺条件，如挤压速度、挤压温度等。

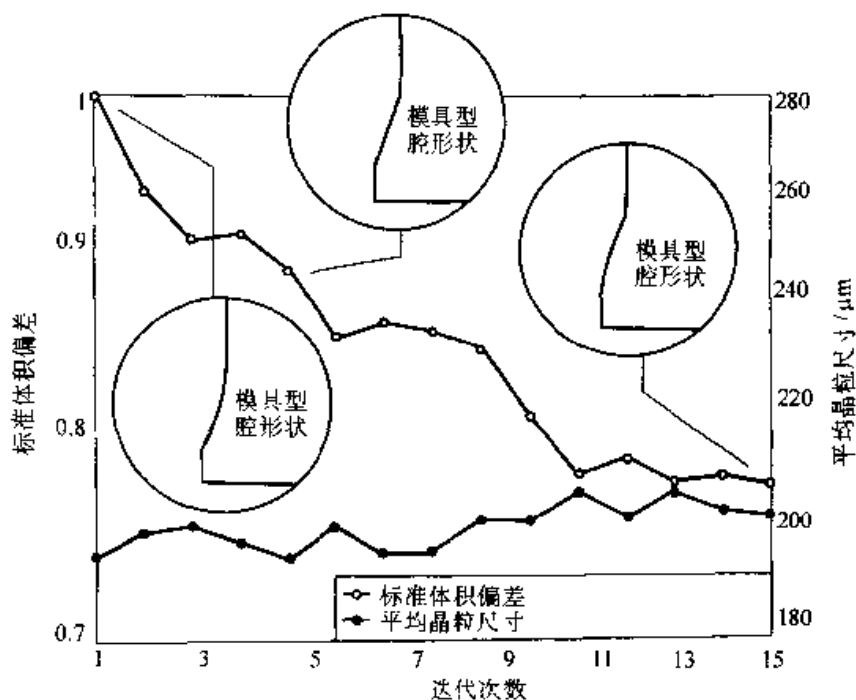


图 3.5-5 迭代过程中晶粒尺寸偏差及平均晶粒尺寸的变化

4.3 基于灵敏度分析方法的微观组织模拟与优化

由于灵敏度分析方法属于梯度型优化设计方法，其收敛速度较快，因此，文献[95]将该方法应用于微观组织模拟与优化中，考虑了复杂的再结晶机理如再结晶、部分再结晶和完全再结晶等推导了关于设计变量的再结晶体积百分比和动态再结晶晶粒大小的灵敏度分析方程。优化的目标为使单元晶粒尺寸与最终产品的平均晶粒尺寸的均方差描述的目标函数取最小值，将模具未充满及多余的飞边金属浪费作为优化过程的两个约束条件。优化设计变量分为状态参数（坯料的原始形状）和过程参数（模具速度）两类，以涡轮圆盘非等温锻造过程为例进行了微观组织模拟与优化，得到了能够获得良好微观组织结构的坯料原始形状和模具速度的优化解。

4.3.1 优化设计问题

(1) 目标函数

微观组织的变化，尤其是晶粒尺寸的变化对微观组织性能具有十分重要的影响。理论上，获得均匀良好的晶粒尺寸及较大的再结晶体积分数是最理想的状态。但是，由于有限元模拟的离散化和金属塑性成形的非均匀变形行为，在每一个单元体内的晶粒尺寸都不相同。因此，所有的亚

结构都会影响终锻件的性能。为此，引入每一单元体的平均晶粒度概念，优化建模时不仅要考虑再结晶晶粒尺寸和再结晶的程度，还要考虑未发生再结晶部分的晶粒尺寸及体积百分比。因此，将目标函数定义为所有单元体的晶粒尺寸与整个终锻件的平均晶粒尺寸的均方值差，即

$$\min \left[\frac{\sum_{i=1}^m \int (D_i - D_{ave})^2 dV_i}{\sum_{i=1}^m \int dV_i} + \beta_i (D_{ave} - D_{des})^2 \right] \quad (3.5-21)$$

式中 m ——坯料的单元总数；
 D_i ——每个单元体的实际晶粒尺寸；
 β_i ——权因子；
 D_{des} ——所要求获得的晶粒尺寸；
 D_{ave} ——最终锻件的平均晶粒尺寸，

$$D_{ave} = \frac{\sum_{i=1}^m \int D_i dV_i}{\sum_{i=1}^m \int dV_i}。$$

(2) 约束条件

优化设计的目的是获得原始坯料形状和模具速度的优化参数以便得到终锻时高精度少飞边的并具有优良组织的锻件。因此，在建立上述优化设计目标函数的同时，添加如下约束条件：

$$\frac{V_{\text{actual}} - V_{\text{desire}}}{V_{\text{desire}}} < \Psi \quad (3.5-22)$$

式中 V_{desire} 、 V_{actual} ——终锻件的理想体积和实际体积；

Ψ ——为控制形状约束而给定的较小的常数。

(3) 设计变量

在锻造过程中，有两种不同的设计变量（状态变量和过程变量）在最终产品的机械和冶金性能方面起着重要作用。初始坯料的形状设计变量为状态设计变量，面模具速度变量为过程设计变量。

1) 形状设计变量 微观组织的变化与初始坯料的形状有密切关系。初始坯料的形状会影响成形过程，如影响应变、应变速率及温度的分布，进而进一步影响微观组织及性能。

2) 速度设计变量 许多材料对应变速率十分敏感。锻造过程中应变速率的分布在很大程度上影响着微观组织结构的特点，尤其是再结晶晶粒尺寸和再结晶体积百分比。应变速率的控制常由对模具速度的控制得以实现。因此，模具速度的优化在成形过程中十分重要。在模具速度优化设计中，应尽可能用较少的参数来描述模具速度，典型的是上模速度给定为常数、指数或表格数据，而下模固定。

4.3.2 灵敏度分析

锻造过程优化设计中的灵敏度分析包括以下三个方面：微观组织的灵敏度分析、流动行为的灵敏度分析及温度的灵敏度分析。

(1) 微观组织行为及其灵敏度分析

为了优化锻造过程中的微观组织，尤其是计算微观组织参数和微观组织的灵敏度信息，需要得到微观组织行为和热机械变量的关系。用临界应变、再结晶体积百分比和动态再结晶晶粒尺寸来描述动态再结晶过程，用平均晶粒尺寸描述复杂的再结晶机理。

1) 临界应变 动态再结晶通常在应变值达到动态再结晶的临界应变后发生，当微观结构发生演变时，必须确定当前点的应变是否大于临界应变。在到达临界应变值之前，是不会发生再结晶的。

2) 再结晶体积百分比 再结晶体积百分比是再结晶晶粒的体积与总体积之比。

3) 再结晶晶粒尺寸 再结晶晶粒尺寸是发生动态再结晶后的晶粒尺寸，是应变速率和温度的函数。

4) 平均晶粒度及其梯度 微观结构优化设计的目的是获得均匀良好的晶粒尺寸和大的再结晶体积百分比。完全再结晶发生的温度范围很小，并且非等温锻造过程中大多数区域并不会发生完全再结晶。因此，在终锻中可能会发生以下几种情况：无再结晶，部分再结晶或完全再结晶。

(2) 流动行为的灵敏度分析

在非等温有限元数值模拟中，计算每一个设计变量的等效应变和等效应变速率的方法比等温过程模拟的公式要复杂许多。形状设计变量与模具速度变量的灵敏度分析也有一些不同。对于刚粘塑性材料，流动应力 $\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T)$ 是等效应变、等效应变速率和温度的函数。

对每一个设计变量进行求导，得到如下流动应力对设计变量的灵敏度方程：

$$\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial p_i} = \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \bar{\epsilon}} \frac{\partial \bar{\epsilon}}{\partial p_i} + \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \dot{\bar{\epsilon}}} \frac{\partial \dot{\bar{\epsilon}}}{\partial p_i} + \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial p_i} \quad (3.5-23)$$

(3) 温度灵敏度分析

金属塑性成形过程的热平衡方程可表述如下：

$$CT + K_c T = Q \quad (3.5-24)$$

节点温度及其温度速率对设计变量的灵敏度方程为：

$$\frac{\partial T_{i+\Delta t}}{\partial p_i} = \frac{1}{\beta \Delta t} \frac{\partial T_{\Delta t}}{\partial p_i} + \frac{\partial T_i}{\partial p_i} + \frac{T_i - T_{i+\Delta t}}{\beta \Delta t^2} \frac{\partial (\Delta t)}{\partial p_i} \quad (3.5-25)$$

(4) 优化设计过程

给定初始坯料形状和模具速度，在初始速度场建立起来以后，就可进行热力耦合有限元分析。首先，在每一步模拟中进行坯料和模具的热分析。坯料的热分析以模具的温度不变为前提。同样，在模具的热分析过程中坯料的温度是不变的。然后进行流动分析。当热分析（坯料和模具）和流动分析都收敛时，再进行形状设计变量和模具速度设计变量的节点速度和节点温度的灵敏度计算。设计变量的节点坐标、等效应变和温度的灵敏度由于是依靠过程的参数，所以可用迭代求解进行修正。当终锻行程结束时，再结晶体

积百分比、动态再结晶晶粒尺寸、残余应力、平均晶粒度及其梯度便能够计算出来。由此，便可调用优化程序为初始坯料形状和模具速度提供设计变量的刷新值。

4.3.3 实例计算

采用上述理论及方法对轴对称涡轮圆盘的锻造过程进行了微观组织模拟与优化。坯料的原始形状为 $H = 58.0 \text{ mm}$ 、 $R = 70.0 \text{ mm}$ 的圆柱体，坯料的原始晶粒尺寸是 $65 \mu\text{m}$ ，摩擦因子为 0.25。热力学参数为：坯料与模具的初始温度分别为 1100°C 和 300°C 、环境温度为 20°C 。当初始坯料加热到 1100°C 时直接放入下模中，热锻结束后，立即放入水中冷却。

未对初始坯料和模具速度进行优化设计时，坯料不能完全充满模具型腔而且飞边体积很大，如图 3.5-6 所示。终锻后，动态再结晶体积分数、再结晶晶粒度、平均晶粒尺寸及残余应变等

微观结构参数的分布如图 3.5-7。晶粒尺寸方差值为 $87.30 \mu\text{m}^2$ ，平均晶粒度的方差值为 $45.01 \mu\text{m}^2$ 。终锻后再结晶体积百分比在锻件中部区域较大，其原因是由于该处具有较大的应变值和较高的温度，产生了较多的位错，使再结晶行为进行得充分。在与模具接触的中心区，由于应变速率较小并且模具与坯料界面处的温度较低，再结晶体积百分比并不是很大。而由于模具深腔处的等效应变值较小，材料的再结晶体积百分比比较小。由于缺少充分的再结晶晶粒长大时间，所以飞边处的再结晶晶粒尺寸也不是太大。所有具有较大再结晶体积百分比的区域，其平均晶粒尺寸均较小，这是因为再结晶使得初始晶粒发生了细化。在再结晶行为充分的区域，其残余应变较小，并且大多数组织得到了一定程度的软化。所有这些都证明上述所建立的微观结构模拟方法是可行和有效的。

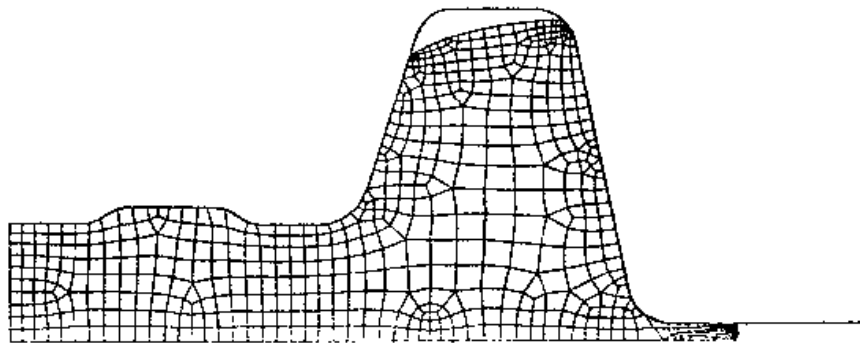


图 3.5-6 未经优化设计的终锻件形状

在上述优化过程中，根据优化目标函数不同实施了两种优化方案。优化设计方案 I 的目标函数为使等效应变的偏差最小以获得更均匀的终锻件等效应变分布，优化设计方案 II 的目标函数为使晶粒尺寸与终锻件平均晶粒度的方差值最小。上述两种方案均采用相同的设计变量和约束条件。第一种优化设计迭代 5 次后收敛，终锻件的等效应变方差值从 0.096 减小到 0.056，晶粒尺寸方差值从 $87.30 \mu\text{m}^2$ 减小到 $80.14 \mu\text{m}^2$ ，平均晶粒度的方差值则从 $45.01 \mu\text{m}^2$ 减小到 $42.03 \mu\text{m}^2$ ，其他的微观组织参数由于未经优化所以改变不大。

第二种优化设计方案中，优化设计经 7 次迭代后收敛。优化过程中模具速度逐渐增大，这对减少坯料与模具间界面上的热损失并产生足够的再结晶是十分有益的。优化后初始坯料的半径减

小、高度增大，飞边的体积也减小了，型腔充填完好，如图 3.5-8 所示。型腔体积的形状约束函数值由 0.016 减小到 0.004 5，飞边体积的形状约束函数值由 0.013 减小到 0.006，经优化，终锻后的微观结构参数分布如图 3.5-9 所示。大多数区域的动态再结晶体积分数要比第一种方案相应区域大，而中心区域再结晶体积分数达到了 1.0，说明中心区域发生了完全再结晶。在模具与坯料界面处的中心区域，因温度较低，再结晶体积百分比相对较小。平均晶粒尺寸方差值从 $87.30 \mu\text{m}^2$ 减少到 $58.31 \mu\text{m}^2$ ，而晶粒度的方差值也由 $45.01 \mu\text{m}^2$ 减少到 $32.64 \mu\text{m}^2$ 。这表明采用优化设计比未采用优化设计的终锻件平均晶粒尺寸更加均匀、良好。由于再结晶体积百分比较大，优化设计中大多数区域中的残余应变比未经优化设计时要小得多。

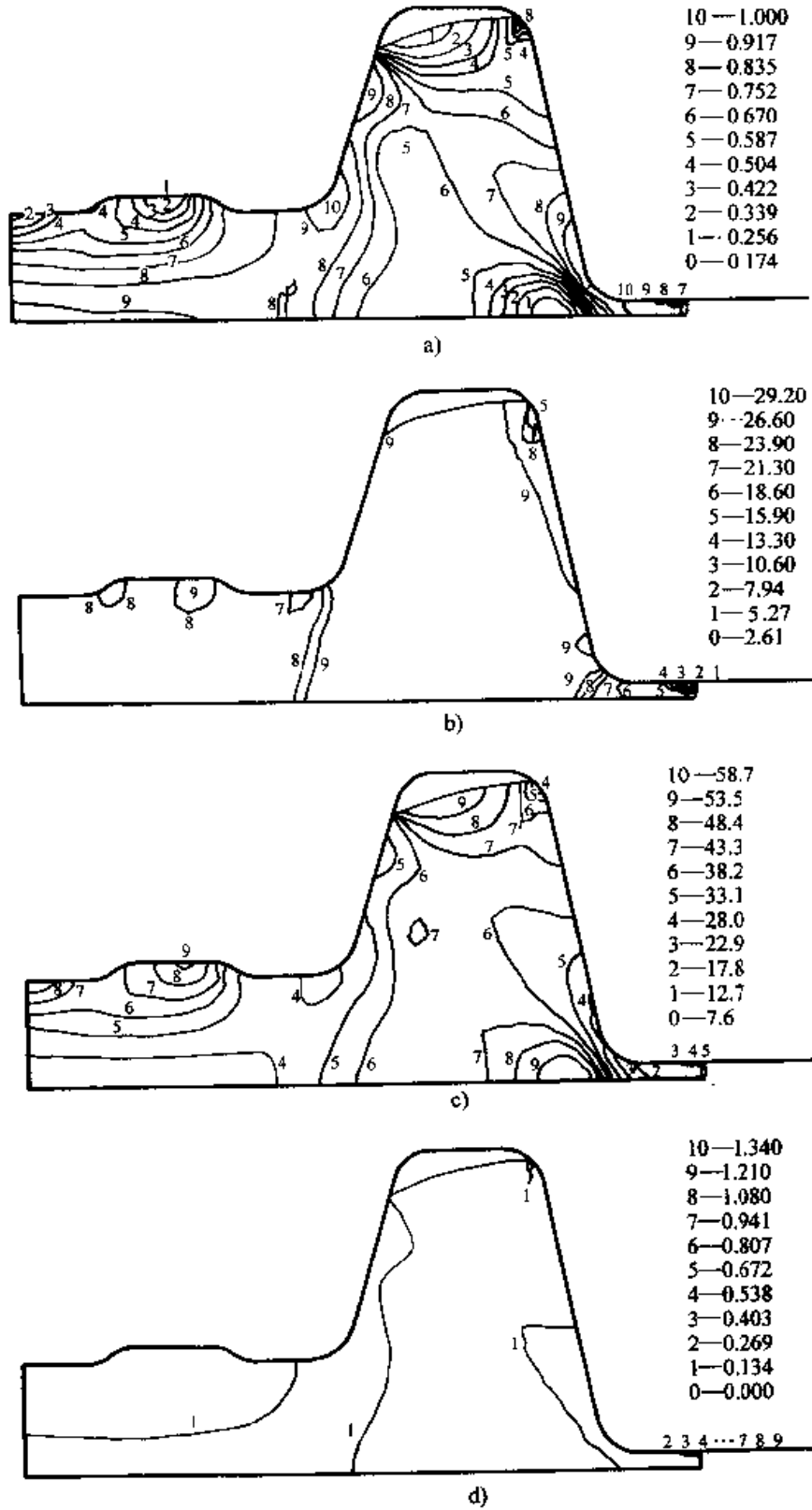


图 3.5-7 未经优化设计的终锻件微观结构
 a) 再结晶体积百分比 b) 再结晶晶粒尺寸
 c) 等效晶粒尺寸 d) 残余应变

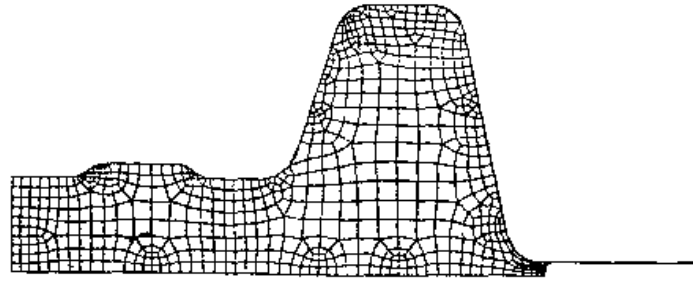


图 3.5-8 对坯料尺寸和模具速度优化设计后的终锻件形状

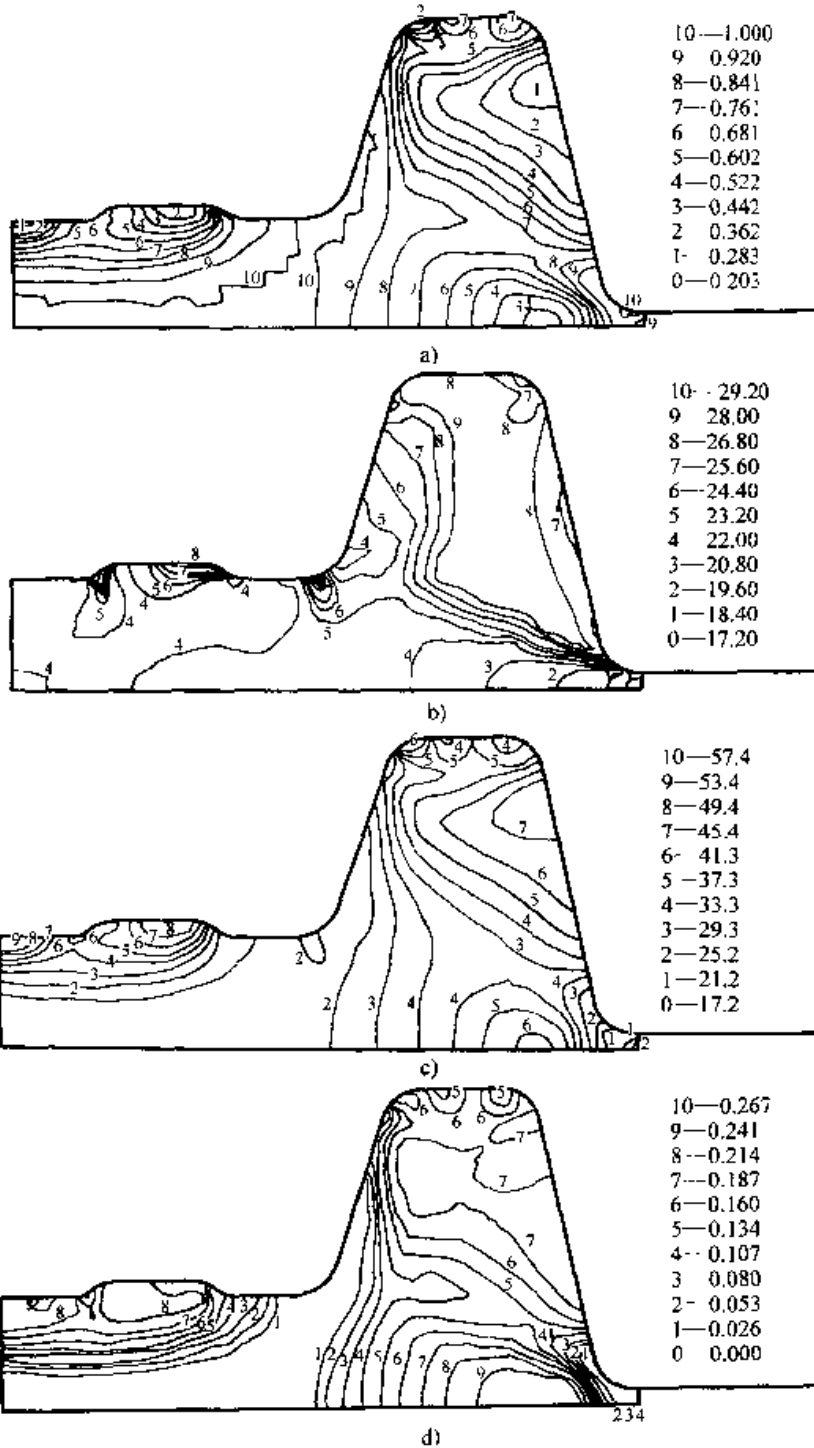


图 3.5-9 经优化设计后终锻件的微观结构

a) 再结晶体积百分比 b) 再结晶晶粒尺寸 c) 等效晶粒尺寸 d) 残余应变

将设计方案 I 与设计方案 II 的结果加以比较可以看出,不同的设计目标对可获得的优化结果影响很大。设计方案 I 中,等效应变值变化很大,从 0.096 减小到 0.056,但晶粒度与平均晶粒度的方差值却变化不大,从 $312.60 \mu\text{m}^2$ 减小到 $224.86 \mu\text{m}^2$ 。在设计方案 II 中,晶粒尺寸与平均晶粒度的方差值变化很大,从 $312.60 \mu\text{m}^2$

减小到 $65.28 \mu\text{m}^2$,但等效应变值变化却不大,从 0.096 减小到 0.089。上述对比结果可以看出,微观组织的变化不仅受应变的影响,还同时受应变速率、温度及其它因素的影响。同时,从两种不同优化目标的优化结果的对比还可以看出,要想得到要求的微观组织,就必须将设计目标直接描述为预期的微观组织结构。

第6章 稳态金属成形过程优化设计

挤压是一种少无切削加工的金属塑性加工工艺,它利用装在压力机上的模具,在相当大的单位压力作用下以一定的速度,使金属在模具型腔内产生塑性变形,从而获得所需形状尺寸和一定性能的零件。根据挤压时金属流动方向与凸模运动方向之间的关系,挤压工艺可分为正挤压、反挤压、复合挤压和径向挤压等。正挤压工艺如图3.6-1所示。

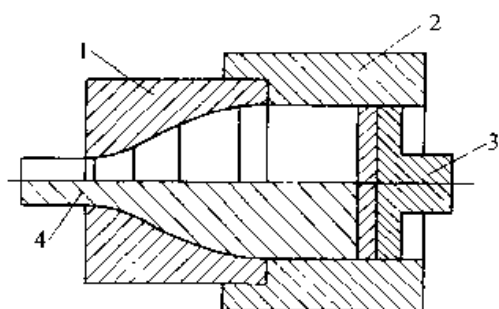


图 3.6-1 正挤压工艺示意图

1—凹模1 2—凹模2 3—冲头 4—工件

从本质上讲,金属在挤压过程中的变形属于非稳态流动。一般情况下,可将整个挤压过程分为三个阶段:挤压初期,塑性区由小逐渐变大,金属流动属于非稳态流动;挤压中期,塑性变形区达到最大且保持不变,由弹性区(或称刚性区)进入塑性区的金属量等于由塑性区流出工作带成为已成形区的金属量,变形体内的速度场变化很小,因此可将此时期的金属流动视为稳态流动;挤压后期,由于凹模腔内所剩金属量很少,凸、凹模与变形体逐渐接触,使摩擦对金属流动的影响增大,致使由弹性区流入塑性区的金属少于由塑性区流出工作带而成为已成形区的金属,塑性区变小,挤压缺陷有可能在此阶段产生,金属流动属于非稳态流动。属于稳态流动的挤压中期在整个挤压过程中所占的比例取决于坯料原始高径比和模具几何形状。在模具几何形状固定的情况下,坯料的原始高径比越大,稳态流动所占的比例越高。当坯料的原始高径比很大时,可忽略挤压前、后两期的非稳态流动,将整个挤压过程视为稳态流动^[6]。本章以稳态挤压为例,介绍

稳态金属塑性成形过程的优化设计方法。

1 稳态成形过程优化设计问题^[12,87~90]

优化设计问题是求解在某些约束条件下目标函数最优的问题。所谓目标函数就是设计者对设计目标的数学表示,可根据不同的设计需要构造不同的目标函数。对于金属塑性成形问题,通常以节省材料和能量等作为设计目标,因而设计的目标函数通常是材料消耗和成形力或成形能量等。所谓约束就是设计者除了目标函数外还必须考虑的一些其它因素或条件,是对目标函数的限制。在金属成形问题中一般要考虑到成形设备的吨位、模具费用、材料允许的最大应力和应变率、生产率等因素,因而常把这些因素作为设计约束。

对于正挤压工艺设计而言,要达到的目标有很多,其中最基本的要求就是所选择的工艺应能成形出形状精确且无缺陷的工件。其它设计目标有变形均匀、载荷或能量最小、模具磨损最小、微观结构控制等。凹模轮廓的形状对控制金属流动、模具的应力分布、应变分布以及挤压力具有明显的影响。不当的模具轮廓设计会导致过多的材料内部剪切和模具出口附近金属流动方向的急剧变化,因而在挤压合金材料时,会导致纤维断裂和第二相粒子与主体材料分离等问题。因此,凹模轮廓设计就成为挤压工艺设计中最重要的方面之一。

另一方面,金属在挤压过程中是在三向不均匀压应力作用下产生塑性变形。在变形过程中金属流动剧烈,其挤压变形力一般要大于模锻力,消耗的总能量也多,因而经常以挤压能量最小作为挤压凹模轮廓优化设计的目标。同时,使挤压能量最小也有助于提高工件的变形均匀程度、防止变形缺陷产生和提高模具使用寿命。

对于一个给定的正挤压工艺,在冲头速度或生产率给定的情况下,使能量最小就等价于使成形力最小,因此可以选用成形力作为正挤压工艺优化的目标函数。在罚函数有限元法中,成形力

可以表示为模具和工件接触表面 Γ_d 上速度分布的函数, 即

$$P = \int_{\Gamma_d} \xi(u_n - \bar{u}_n) d\Gamma \quad (3.6-1)$$

- 式中 P ——成形力;
 u_n ——材料速度的法向分量 $u_n = u(N_{iL}, V_L, n_i)$;
 \bar{u}_n ——冲头速度;
 ξ ——非常大的正常数;
 N_{iL} ——形状函数;
 V_L ——节点速度;
 n_i ——工件和模具接触面上的单位法向量。

一般用两种模型来描述正挤压凹模的轮廓形状。第一种模型是用由直线段组成的曲线来表示模具的轮廓形状, 因而轴对称正挤压过程就可以视为一个多工序的凹模呈锥形的正挤压问题。图 3.6-2 中的凹模被划分成 n 条直线段, 因此, 凹模形状可表示为一个包含 $n+1$ 个直线段端点的设计模型。每一个端点的 x_1 和 x_2 坐标作为确定凹模轮廓形状的设计变量。由图 3.6-2 可知, 设计变量的总数为 $2n+1$ 。若以三次样条曲线代替上述直线段, 便产生了如图 3.6-3 所示的描述凹模轮廓形状的第二种模型。该模型的设计变量为每段三次样条曲线端点的 x_1 和 x_2 坐标。

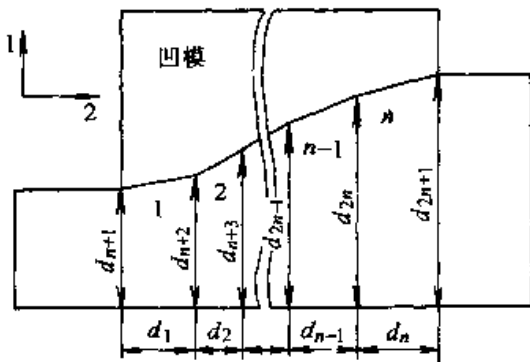


图 3.6-2 正挤压凹模轮廓设计的直线模型

上述正挤压凹模轮廓形状优化设计问题的数学表示如下:

$$\text{寻求设计变量 } d \text{ 使 } \Psi_0 = P \text{ 最小} \quad (3.6-2)$$

$$\text{且满足 } \Psi_1 = d_{2n+1} - r_i = 0 \quad (3.6-3)$$

$$\Psi_2 = d_{n+1} - r_o = 0 \quad (3.6-4)$$

$$\Psi_i = \Psi_i(s, d) \leq 0, \quad i=3, \dots, \beta \quad (3.6-5)$$

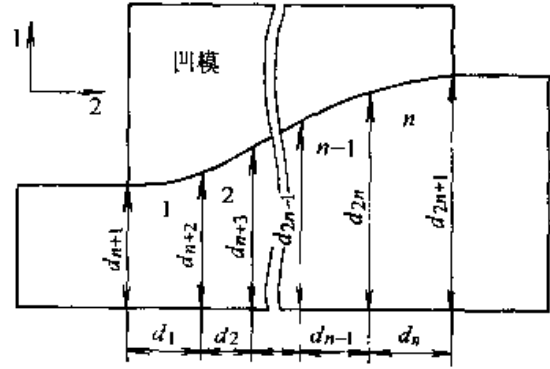


图 3.6-3 正挤压凹模轮廓设计的三次样条曲线模型以及有限元方程:

$$h(s, d) = 0 \quad (3.6-6)$$

- 式中 r_i, r_o ——挤压件横截面的初始半径和结束半径;
 d ——设计变量;
 s ——状态变量。

由式 (3.6-3) 和式 (3.6-4) 给出的约束可保证获得一个给定的面积上的断面缩减率。式 (3.6-5) 表示各种不同的设计约束, 这些约束包括工艺设备约束、不均匀变形程度约束、静水压力的非负值大小约束等等。

在机械设计中, 设计系统的力学特性可以用一系列称为状态变量的变量来描述, 与这些变量相关的基本方程称为状态方程。此外, 还有一系列描述系统的变量, 这些变量称为设计变量。设计变量必须由设计者自己选定。

在应用有限元模拟技术进行稳态金属成形分析和设计时, 其设计变量和状态变量可包括:

- 1) 设计变量 d 包括模具几何形状、工艺过程条件等;
- 2) 状态变量 s 包括有限元节点速度向量、节点力向量等等。

如果设计变量确定, 状态变量即可通过求解有限元方程而确定。

2 设计灵敏度分析

优化设计问题的迭代算法一般需要计算目标函数和约束函数对设计变量的灵敏度, 即目标函数和约束函数相对于设计变量的微分。在数值计算过程中, 大部分的时间用来寻找设计灵敏度的信息。

为了确定设计灵敏度, 考虑状态变量和设计变量的微小变化, 认为 $\delta\Psi_i$ 是 $\Psi_i(s, d)$, $i=0, 1, 2 \dots \beta$ 增量的线性近似:

$$\delta\Psi_i[s^0, d^0] = \frac{\partial\Psi_i}{\partial s}[s^c, d^0]\delta s + \frac{\partial\Psi_i}{\partial d}[s^0, d^0]\delta d \quad (3.6-7)$$

式中 d^0 ——优化设计迭代中设计变量的当前值;

s^0 ——与 d^0 相关的状态变量。

考虑到 $h(s^0, d^0) = 0$, δs 和 δd 满足方程 $h(s^0 + \delta s, d^0 + \delta d) = 0$, 可得下列方程:

$$J\delta s + \frac{\partial h}{\partial d}\delta d = 0 \quad (3.6-8)$$

式中雅可比矩阵 $J = \frac{\partial h}{\partial s}[s^0, d^0]$ 是采用 Newton-Raphso 迭代法求解有限元方程的刚度矩阵。对式(3.6-8)求解可得:

$$\delta s = -\delta J^{-1} \frac{\partial h}{\partial d} \delta d \quad (3.6-9)$$

把式(3.6-9)代入式(3.6-7), 并用 δd 来表示所有的变量, 可以得到

$$\delta\Psi_i = \left[-\frac{\partial\Psi_i}{\partial s} J^{-1} \frac{\partial h}{\partial d} + \frac{\partial\Psi_i}{\partial d} \right] \delta d \quad (3.6-10)$$

为了避免直接对雅可比矩阵 J 求逆, 定义相关变量 $\lambda^i, i=0, 1, 2, \dots, \beta$, 作为以下相关方程的解:

$$J^T \lambda^i = \frac{\partial\Psi_i}{\partial s} \quad (3.6-11)$$

从式(3.6-11)和式(3.6-10), 可以得到:

$$\delta\Psi_i = l^i \delta d \quad (3.6-12)$$

式中 $l^i (i=0, 1, 2, \dots, \beta)$ 为点 (s^0, d^0) 处的设计灵敏度向量, 且有

$$l^i = \frac{\partial\Psi_i}{\partial d} - \frac{\partial h^T}{\partial d} \lambda^i \quad (3.6-13)$$

通常, 函数 Ψ_0, Ψ 和 h 相对于设计变量 d 的微分的显式表达式很难求解, 因此, 采用有限差分法来计算其相对于设计变量的偏微分:

$$\frac{\partial f_i}{\partial d_j} = \frac{f_i(s^0, d^0 + \Delta d_j e^j) - f_i(s^0, d^0)}{\Delta d_j} \quad (3.6-14)$$

式中 Δd_j ——步长向量 Δd 的第 j 个分量, 即, d_j 的微小摄动量;

e^j ——单位向量, 在第 j 个位置为 1, 其余地方为 0。

差分法比较通用和简单, 但必须选择合适的步长 Δd_j 以保证设计灵敏度的精度。若选择不

好, 将会导致数值计算的困难。

3 二维挤压模具形状优化设计

如果不考虑挤压过程中温度变化的影响, 即认为挤压过程为等温过程, 采用式(3.6-1)定义的目标函数, 对理想刚塑性材料、无摩擦的平面应变等温正挤压工艺的二模轮廓形状进行了优化设计。

为了测定算法的精度, 将优化得到的凹模轮廓形状与 Richmond^[97] 给出的理论凹模轮廓形状进行了比较。优化中采用的正挤压凹模轮廓形状由 5 段三次样条曲线来描述。

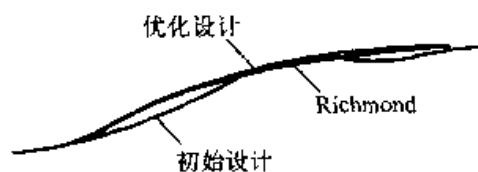


图 3.6-4 优化凹模形状与理想凹模形状的比较

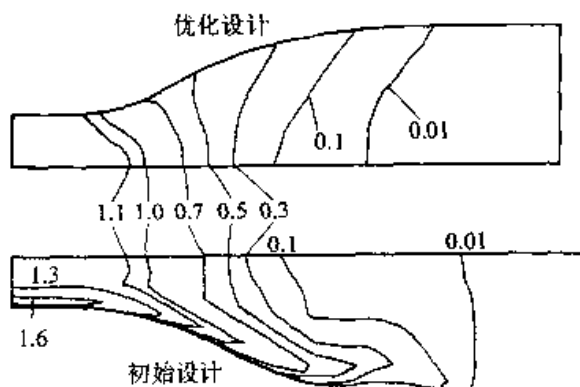


图 3.6-5 初始设计凹模和优化设计凹模中的等效应变分布

图 3.6-4 所示为某一断面缩减率 R_A ($R_A = (F_0 - F_1)/F_0 \times 100\%$, 其中 F_0, F_1 分别为挤压变形前、后毛坯的横截面面积) 时, 优化所得的凹模轮廓形状和理论凹模轮廓形状的比较。由图可以看出计算结果与理论结果吻合很好。由图 3.6-5 中的等效应变分布也可以看出, 对于初始设计的凹模轮廓形状, 材料在凹模表面经历了一个相对较大的变形, 导致在模具出口处沿厚向出现较大的应变梯度。与此相反, 采用优化的凹模轮廓形状, 凹模出口处的应变分布较均匀, 其分布值范围在 1.150~1.159 之间, 非常接近于理论值 1.154 7。

下面介绍不同工艺条件和材料特性对模具轮

廓形状的影响，其中工艺条件和材料如下：

- 1) 工艺 轴对称正挤压；
- 2) 材料 理想刚塑性材料， $\bar{\sigma} = 100 \text{ MPa}$ ，
应变硬化材料 $\bar{\sigma} = c\epsilon^n$ ，其中， $c = 65.95 \text{ MPa}$ ，
应变硬化指数 $n = 0.08, 0.15, 0.195$ ；
- 3) 入口半径 $r_n = 30 \text{ mm}$ ；
- 4) 断面缩减率 (%) $R_A = 55.6, 33.3, 16.7$ ；
- 5) 摩擦系数 $\mu = 0.05, 0.1, 0.2$ ；
- 6) 冲头速度 $\bar{u}_n = -100 \text{ mm/s}$ 。

对于理想刚塑性材料，优化得到的凹模轮廓形状如图 3.6-6 所示。在优化过程中，采用由八个线段组成的直线模型来描述凹模的轮廓形状。由图 3.6-6 可以看出，不管断面缩减率如何，随库仓摩擦系数的变化，凹模表面轮廓沿轴向的长度变化明显，这表明摩擦是影响优化凹模轮廓形状的一个重要因素。同时，可以看出在给定库仓摩擦系数的情况下，凹模轮廓长度随断面缩减率的增大而变长。由图 3.6-7 和图 3.6-8 可以看出，应变硬化材料 ($n = 0.195$) 和理想刚塑性材料的优化凹模轮廓形状有明显的差别。凹模轮廓的长度随应变硬化指数 n 的增大而变长，这意味着材料的应变硬化特性越高，用于完成剪切变形的断裂能量就越多。

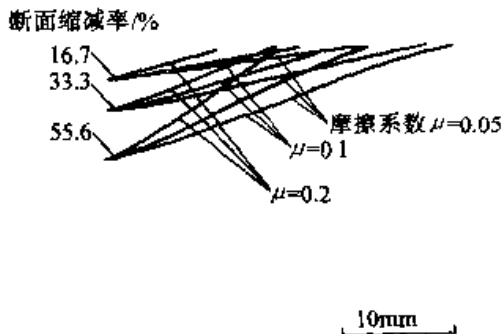


图 3.6-6 挤压理想刚塑性材料时优化凹模轮廓随断面缩减率和摩擦的变化

由图 3.6-9 给出的等效应变分布图可以看出，摩擦对挤压件的应变分布均匀性的影响很大。等效应变值在模具表面附近最大，而在挤压轴附近最小。值得注意的是，当摩擦系数 $\mu = 0.2$ 时，等效应变的最大值不是出现在表面那一层，而是出现在材料的内部。由图 3.6-10 所示的等效应变率的分布可以推断出更详细的金属流

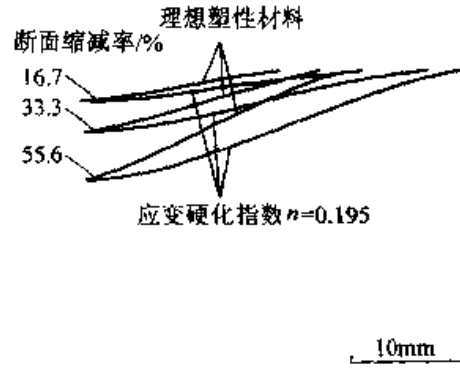


图 3.6-7 挤压理想塑性材料和应变率硬化材料的优化凹模轮廓形状 (摩擦系数 $\mu = 0.1$)

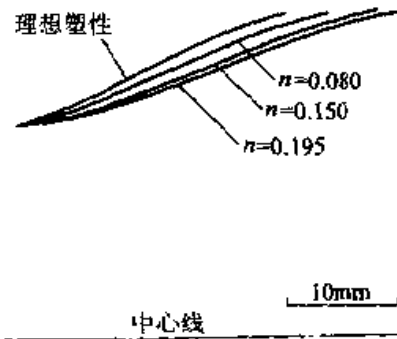


图 3.6-8 优化凹模轮廓随应变硬化指数的变化 ($R_A = 55.6\%$)

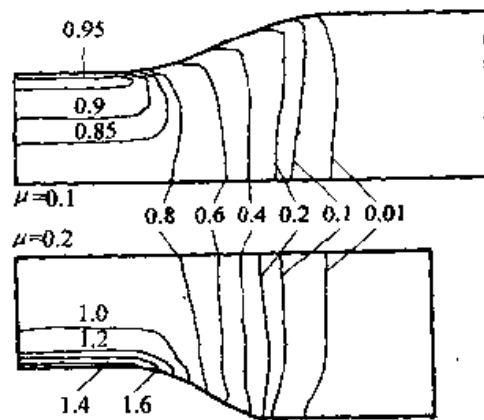


图 3.6-9 优化凹模形状对应的挤压件的等效应变分布 ($n = 0.195, R_A = 55.6\%$)

动规律：采用同样长度的模具进行挤压，采用锥形模具时应变率的峰值出现在模具附近，而应用优化后的模具轮廓形状时，应变率峰值则出现在变形区的中心区域，这对获得均匀的最终应变分布十分有利。挤压中心裂纹的出现与其中心区域的拉应力有关，由图 3.6-11 可以看出，优化得到的平均应力在中心区域均为负值 (压应力)，因而可以避免中心裂纹的产生，提高工件的质

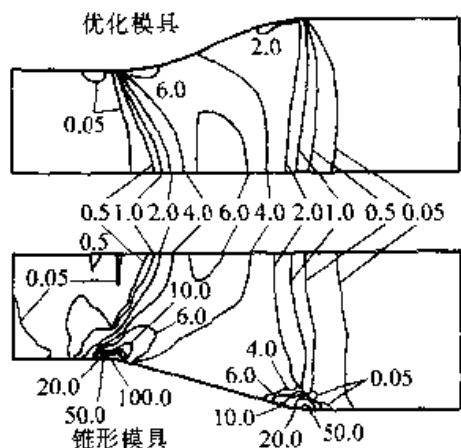


图 3.6-10 锥形模具与优化模具对应的挤压件内等效应变率分布的比较

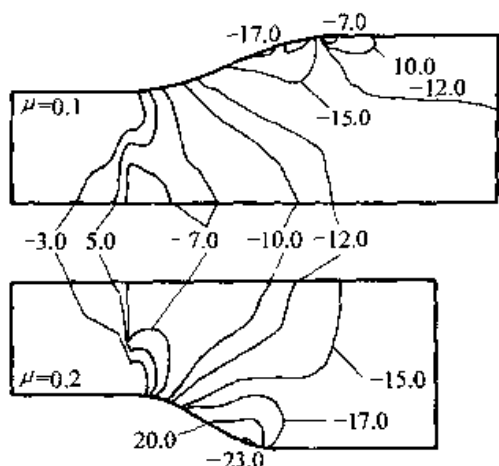


图 3.6-11 优化模具对应的挤压件内平均应力分布

量。图 3.6-12 所示为优化模具和锥形模具在两种摩擦条件下的模具压力分布。优化模具表面的压力分布较小，这表明以能量最小准则进行优化设计有利于减少模具表面的磨损。

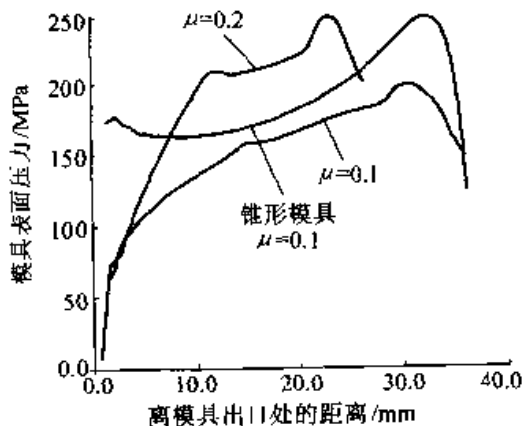


图 3.6-12 锥形模具和优化模具的压力分布比较

4 三维挤压模具形状优化设计^[98]

4.1 设计模型

如图 3.6-13 所示，假设模具几何形状至少有两个对称面，并且令 z 轴与挤压件的中心线重合，则模具表面上任意点的位置可用向量表示为：

$$r = R(\theta, z)\cos\theta i + R(\theta, z)\sin\theta j + zk \quad (3.6-15)$$

式中， $R(\theta, z)$ 为沿中心线任意位置上模具横截面的轮廓形状，所以 $R(\theta, 0)$ 就表示挤压件横截面的轮廓形状， $R(\theta, L)$ 表示模具挤压入口处横截面的轮廓形状。

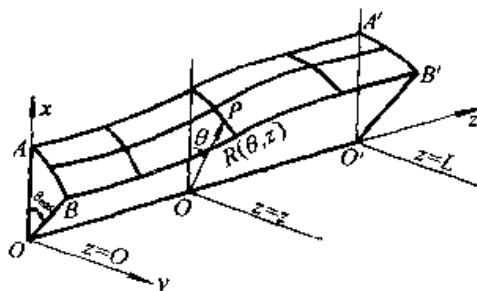


图 3.6-13 至少有两个对称面的挤压工艺的模具形状示意图

在这种情况下， $R(\theta, z)$ 可表示如下：

$$R(\theta, z) = R(\theta, 0)(1 - Z(\theta, z)) + R(\theta, L)Z(\theta, z) \quad (3.6-16)$$

式中，复合函数 $Z(\theta, z)$ 满足：

$$Z(\theta, z) = \begin{cases} 0 & z=0 \\ 1 & z=L \end{cases} \quad (3.6-17)$$

为了使凹模曲线在出口和入口处能够光滑过渡，函数 $Z(\theta, z)$ 还应满足以下附加约束：

$$\frac{\partial Z}{\partial z} = \begin{cases} 0 & z=0 \\ 0 & z=L \end{cases} \quad (3.6-18)$$

很明显，符合上述条件的函数 $Z(\theta, z)$ 是无限多个，每一个函数都会通过式 (3.6-16) 而获得特定的模具形状。此处只考虑下列形式的函数：

$$Z(\theta, z) = Z_1(z)f_1(\theta) + Z_2(z)f_2(\theta) \quad (3.6-19)$$

式中， Z_1 (和 Z_2) 是满足 $Z_1(0) = 0, Z_1(L) = 1$ 和 $Z_1'(0) = Z_1'(L) = 0$ 和以下约束的函数：

$$f_1(\theta) = [1 + \cos(\pi\theta/\theta_{\max})]/2 \quad (3.6-20)$$

$$f_2(\theta) = [1 - \cos(\pi\theta/\theta_{\max})]/2 \quad (3.6-21)$$

式中, θ_{\max} 为两相邻对称平面的夹角, 如图 3.6-13 所示。

所选择的 $f_1(\theta)$ 和 $f_2(\theta)$ 的表达式, 使 $Z(0, z) = Z_1(z)$ 和 $Z(\theta_{\max}, z) = Z_2(z)$ 成立。

用有三个子区间的三次样条曲线来重新表示函数 $Z_1(z)$ (和 $Z_2(z)$)。三次样条曲线的定义如下:

$$F(z) = \frac{g_i(z_{i+1}-z)^3}{6h_i} + \frac{g_{i+1}(z-z_i)^3}{6h_i} + \left[\frac{F_i - g_i h_i}{h_i} - \frac{g_i h_i}{6} \right] (z_{i+1}-z) + \left[\frac{F_{i+1} - g_{i+1} h_i}{h_i} - \frac{g_{i+1} h_i}{6} \right] (z-z_i) \quad (3.6-22)$$

在子区间 $z_i < z < z_{i+1}$ 中, 满足 $h_i = z_{i+1} - z_i$, $F_i = F(z_i)$ 和 $g_i = F''(z_i)$ 。 g_i 的值可以用函数 F 在数据点 (z_i, F_i) , $i = 1, 2, 3, 4$ 的 C^1 连续来确定。然后, 用这些数据点的坐标定义函数 Z_1 (和 Z_2)。因此, 它们也可视为设计变量。

忽略那些可以预先确定的设计变量, 即假定表示函数 Z_1 (和 Z_2) 的两条三次样条曲线的子区间的长度完全相等, 这样, 该设计模型中独立设计变量的数目就可以降低为 7 个, 分别用 $d_1 \sim d_7$ 表示, 如图 3.6-14 所示。

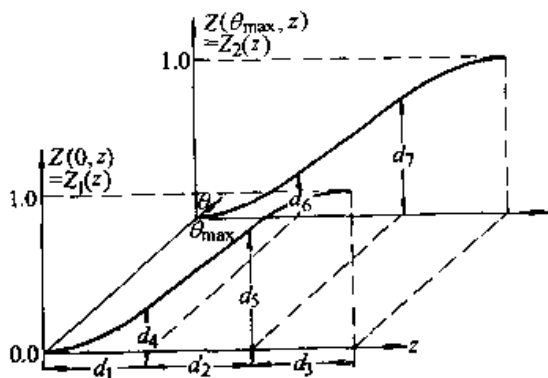


图 3.6-14 三维模具形状优化设计变量的选择

如果只有一个对称面或根本没有对称面, 那么模具的几何形状就没有如图 3.6-13 所示的一条中心线。在这种情况下, 在垂直于 z 轴的平面上相对于模具出口横截面 $R(\theta, 0)$ 的横截面 $R(\theta, z)$ 的位置未知, 因此, 必须把确定 $R(\theta, z)$ 位置的函数也包括在式 (3.6-15) 中。如果存在一个与 z 轴一致的对称面, 式 (3.6-15) 可以修改为:

$$r = \{R(\theta, z)\cos\theta + p(z)\}i + R(\theta, z)\sin\theta j + zk \quad (3.6-23)$$

式中, 函数 $p(z)$ 为沿 x 方向模具横截面 $R(\theta,$

$z)$ 的变换函数, 如图 3.6-15 所示。

此处函数 $p(z)$ 可用一个有三个子区间的三次样条曲线近似表示。由于 $p(0) = 0$, 所以函数 $p(z)$ 的引入可给出其余的六个设计变量。

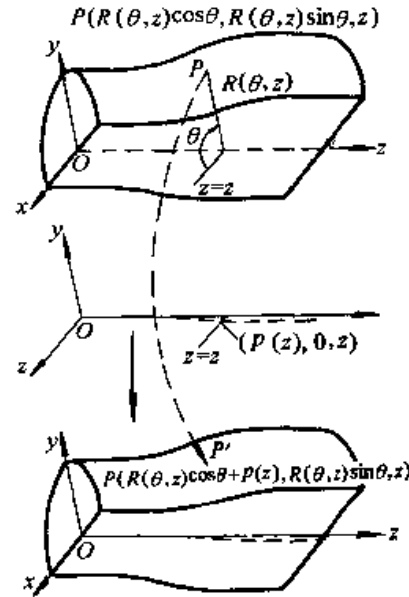


图 3.6-15 只有一个对称面的模具形状示意图

与二维挤压问题相同, 三维挤压问题的优化设计也同样需要计算目标函数和约束函数的设计灵敏度, 即目标函数和约束函数相对于设计变量的微分。由于三维问题设计灵敏度的计算与二维问题基本类似, 在此不再一一叙述, 参见本章第 2 节, 下面仅给出优化设计实例。

4.2 优化实例

本节介绍多边形、T 形和半圆半椭圆形等模具截面形状的挤压工艺优化设计。表 3.6-1 给出了各种形状的设计模型。假定坯料为圆形棒料, 以挤压力为优化设计目标对模具形状进行优化, 其工艺条件如下:

- $\bar{\sigma} = 65.95\bar{\epsilon}^{0.195}$ MPa;
- 冲头速度 = 100 mm/s;
- 模具和材料之间的接触摩擦系数: $\mu = 0.1$;
- 毛坯直径为 40 mm。

图 3.6-16 给出了各种模具形状时挤压件的有限元模型, 其中采用的单元为六面体单元。进行有限元模拟和优化设计即可对各种多边形截面的挤压模具形状进行优化。三维模具的优化形状如图 3.6-17 所示。图 3.6-18 表示多边形截面挤压件内的等

效应分布，由图 3.6-18 可以看出，优化得到的挤压件内部最终应变分布的均匀性得到明显提高，尤其是在与模具边界平行的方向上。采用上述方法，也可对 T 形截面的挤压工艺进行优化设计。对于这种情况，模具几何形状只有一个对称面，如图 3.6-19 中的 $x-z$ 平面。这时，就必须采用式 (3.6-23) 给出的设计模型，这种模型可以允许模具横截面 R

(θ, z) 沿 x 轴相对于出口横截面有相对位置的变化，对由函数 $p(z)$ 以及函数 $Z_1(z)$ 和 $Z_2(z)$ 定义的设计变量进行优化，优化得到的模具形状如图 3.6-20 所示。由图 3.6-21 所示的挤压件的等效应变分布图可以看出，等效应变的最大值出现在 T 形截面的凹表面处，等效应变的最小值则出现在 T 形截面的底部。

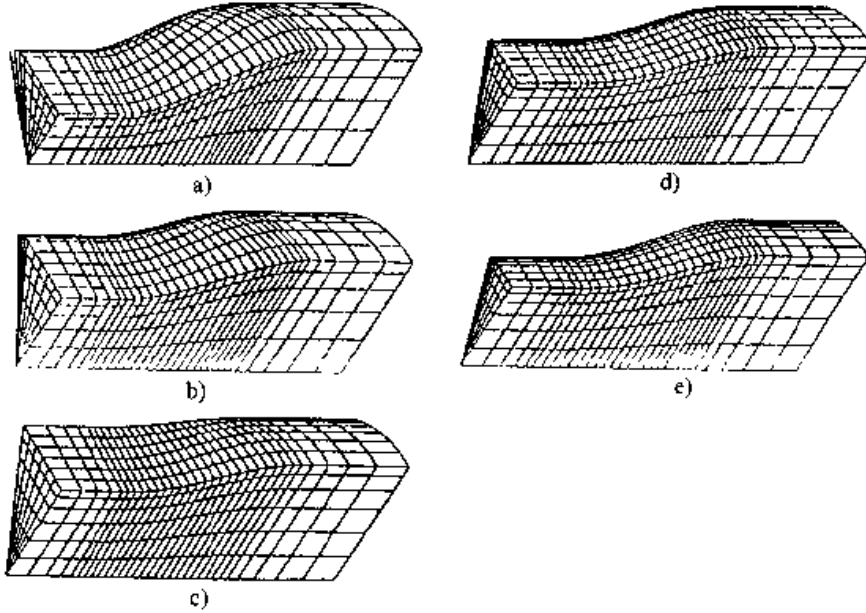


图 3.6-16 挤压模拟中的有限元网格
a) 三角形 b) 四边形 c) 五边形
d) 六边形 e) 八边形

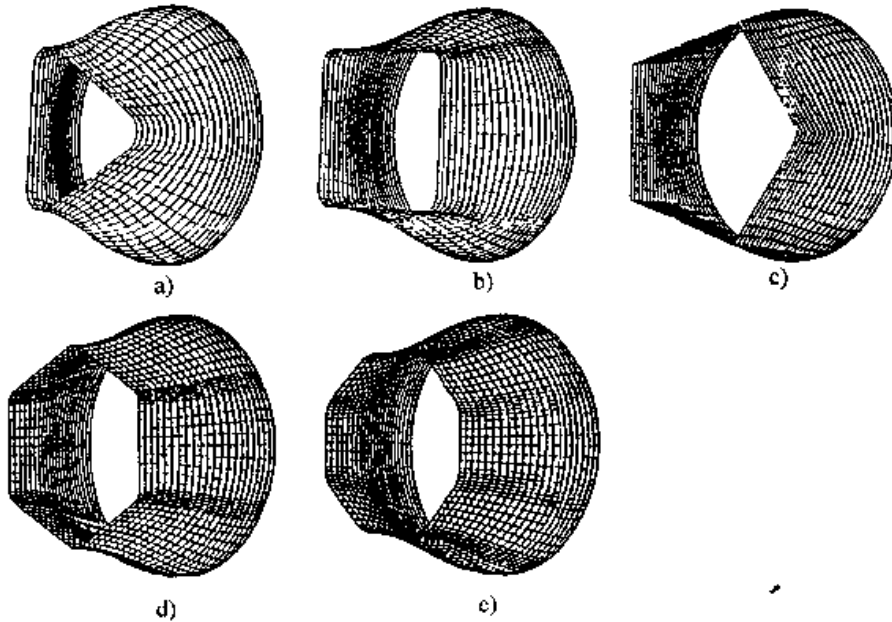


图 3.6-17 优化的挤压模具形状
a) 三角形 b) 四边形 c) 五边形
d) 六边形 e) 八边形

为了验证优化结果，将半圆半椭圆横截面的挤压工艺的优化结果与无优化的结果进行比较，优化结果如图 3.6-22 所示。无优化结果可通过分别用 $p(z) = 0$ 和 $-p(z)$ 代替优化设计中的 $p(z)$ 来获得，如图 3.6-23 所示。图 3.6-24 所示的等效应变比较表明优化设计对于变形均匀性的提高具有明显的作用。由图 3.6-25 还可以看出，优化设计还可以防止产品在脱离模具后的

弯曲现象。未经优化的模具会使得挤压件在出口处的轴向速度分布不均匀，从而导致挤压件出现弯曲现象，这自然就需要后续工序，对挤压件进行一定的弯曲或扭转矫形，导致额外能量的消耗。结果表明，以挤压力最小为目标，即在给定的冲头速度下使成形能量最小，可避免挤压件出现弯曲或扭转缺陷。

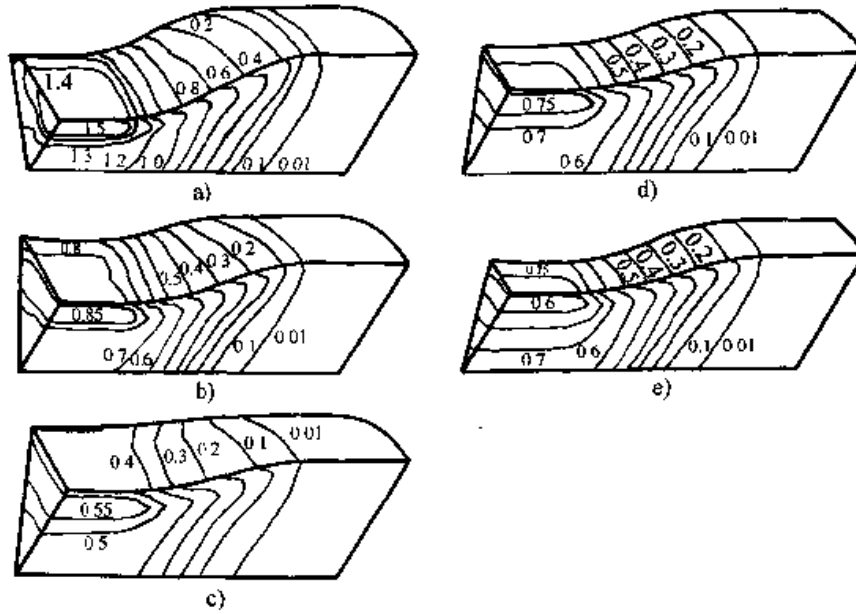


图 3.6-18 多边形截面挤压件的等效应变分布
a) 三角形 b) 四边形 c) 五边形
d) 六边形 e) 八边形

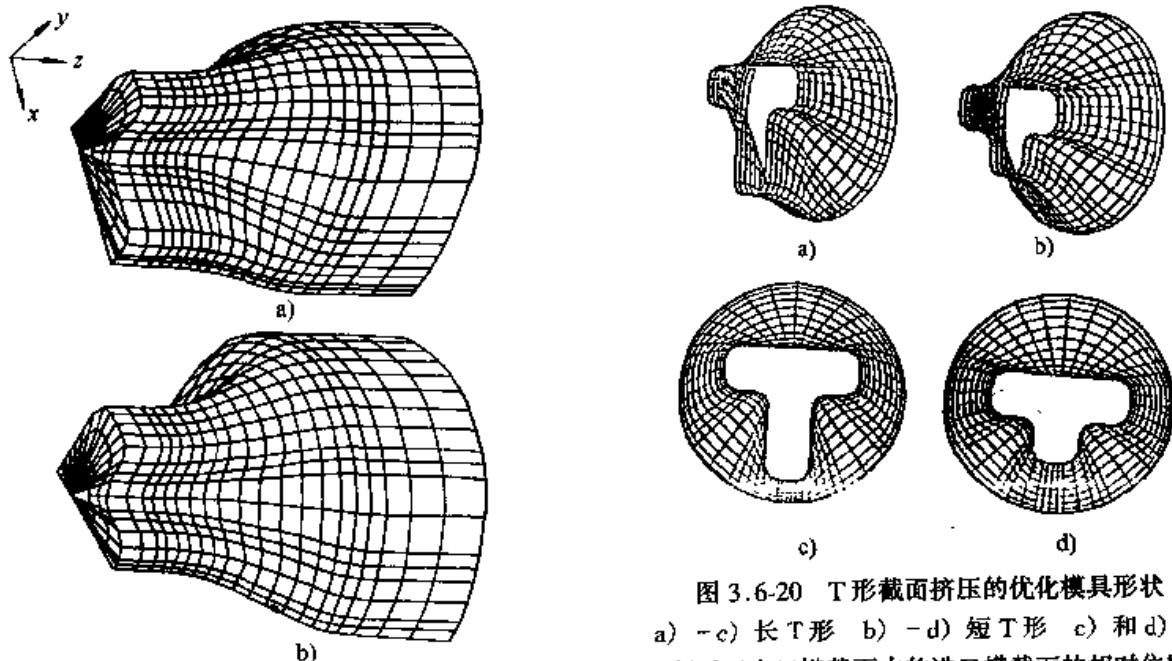


图 3.6-19 T形截面挤压过程的有限元网格
a) 长 T 形 b) 短 T 形

图 3.6-20 T形截面挤压的优化模具形状
a) -c) 长 T 形 b) -d) 短 T 形 c) 和 d) 为
相对于出口横截面内的进口横截面的相对位置

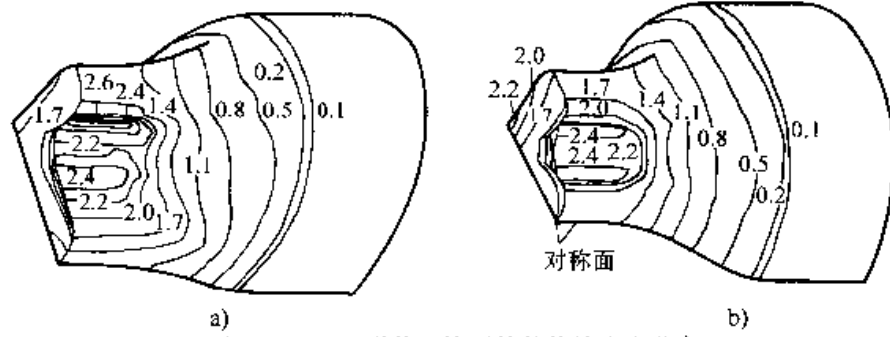


图 3.6-21 T形截面挤压件的等效应变分布
a) 长T形 b) 短T形

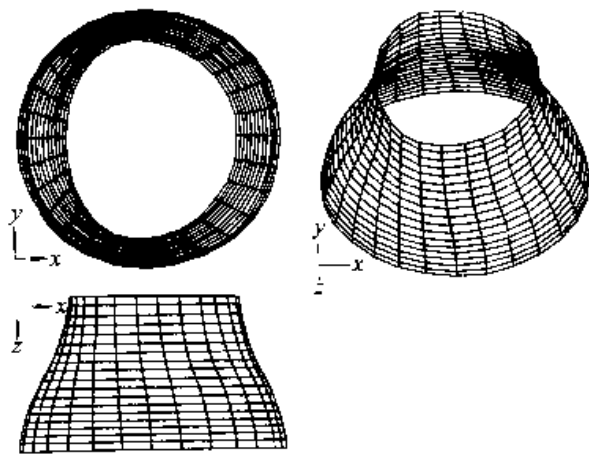


图 3.6-22 半圆半椭圆形挤压的优化模具形状

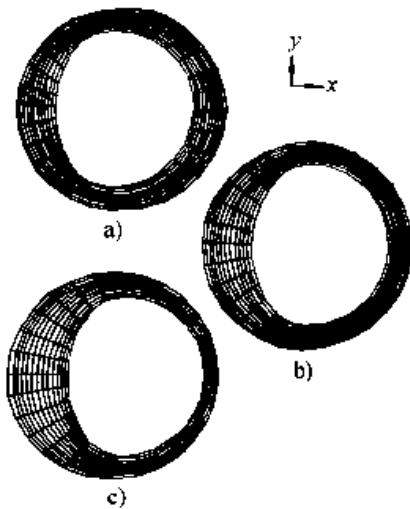


图 3.6-23 半圆半椭圆形挤压优化模具形状与无优化时的比较
a) 优化设计 b) $p(z) = 0$ c) $p(z) = -\text{Optimal } p(z)$

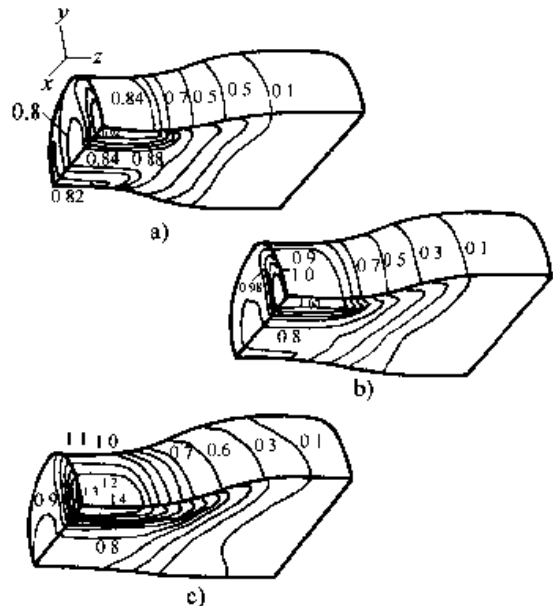


图 3.6-24 优化和无优化情况下等效应变分布的比较
a) 优化设计 b) $p(z) = 0$ c) $p(z) = -\text{Optimal } p(z)$

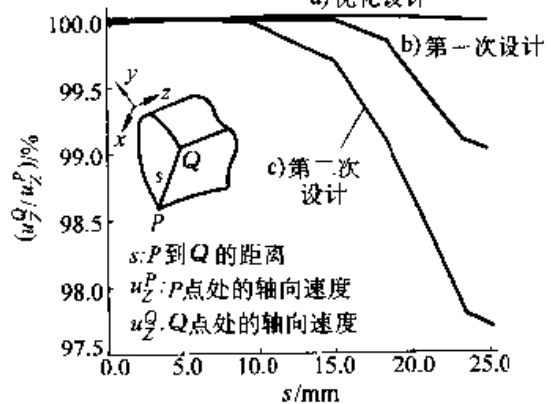
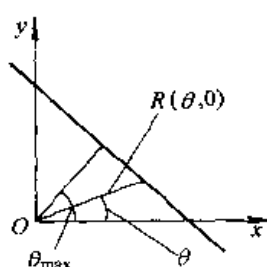
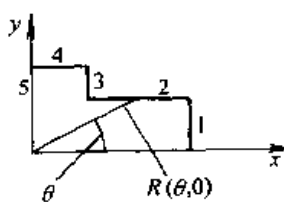
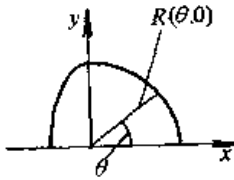


图 3.6-25 优化和无优化出口处轴向速度分布的比较

表 3.6-1 不同横截面的设计模型

形状	$R(\theta, 0) / \text{mm}$					
多边形	 $R(\theta, 0) = \frac{-c}{a \cos \theta}$ $a = 1,$ $b = 0,$ $c = -\frac{1}{2 \tan \theta_{\max}}, \theta_{\max} = \frac{\pi}{n}$					
	形状	边长 l	边数 n	拐角半径 r		
	三角形	30	3	3		
	四边形	25	4	2.5		
	五边形	15	5	0		
	六边形	16	6	2.5		
	八边形	11.48	8	4.8		
T形截面	 $R(\theta, 0) = \frac{-c}{a \cos \theta + b \sin \theta}$ <p>l 为线段长度, r 为拐角半径</p>					
	形状	线段 1 $0 < \theta < \theta_1$	线段 2 $\theta_1 < \theta < \theta_2$	线段 3 $\theta_2 < \theta < \theta_3$	线段 4 $\theta_3 < \theta < \theta_4$	线段 5 $\theta_4 < \theta < \theta_{\max} = \pi$
	长 T ($R=3$)	$a=1$ $b=0$ $c=-25$ $\theta_1=11.3^\circ$ $l=15$	$a=0$ $b=1$ $c=-5$ $\theta_2=45^\circ$ $l=20$	$a=1$ $b=0$ $c=-5$ $\theta_3=71.6^\circ$ $l=10$	$a=0$ $b=1$ $c=-15$ $\theta_4=108.4^\circ$ $l=10$	$a=1$ $b=0$ $c=5$ $l=15$
	短 T ($R=3$)	$c=-15$ $\theta_1=18.4^\circ$ 其余同上	$l=10$ 其余同上	同上	同上	同上
半圆 半椭圆形截面	 $R(\theta, 0) = 15, 0 < \theta < \pi/2$ $R(\theta, 0) = \frac{ab}{\sqrt{a^2 \sin^2 \theta + b^2 \cos^2 \theta}}, \frac{\pi}{2} < \theta < \theta_{\max} = \pi, a=15, b=10$					

参考文献

- 1 Kobayashi, S., Oh, S. I., Altan, T., Metal Forming and the Finite Element Method. London: Oxford University Press, 1989
- 2 Fletcher, R., Practical Methods of Optimization. New York: Wiley, 1987
- 3 Shäkin, E. V., Handbook on Splines for the User. Boca Raton, FL, USA: CRC Press, 1995
- 4 Rao, S. S., Optimization Theory and Applications. New York: Wiley Eastern Ltd, 1984
- 5 王祖唐, 关庭栋, 肖景容, 雷沛, 霍文灿. 金属塑性成形理论. 北京: 机械工业出版社, 1989
- 6 彭颖红. 金属塑性成形仿真技术. 上海: 上海交通大学出版社, 1999
- 7 赵国群. 锻造过程的正反向数值模拟: [博士学位论文]. 上海: 上海交通大学, 1991
- 8 彭颖红. CONFORM 连续挤压变形过程的数值模拟: [博士学位论文]. 上海: 上海交通大学, 1993
- 9 原平. 金属塑性成形过程的有限元数值模拟: [博士学位论文]. 上海: 上海交通大学, 1994
- 10 陈军. 虚拟模具制造及其金属成形过程三维仿真技术研究: [博士学位论文]. 上海: 上海交通大学, 1991
- 11 罗仁平. 锻造过程预成形计算机辅助优化设计研究: [博士学位论文]. 上海: 上海交通大学, 1999
- 12 田万秀 (韩). Process optimal design in steady-state metal forming by finite element method: [博士学位论文]. 1995
- 13 Scientific Forming Technology Inc., DEFORM User's Manual. Ohio, U.S.A., 1994
- 14 UES Inc. ANTARES User's Manual. Version 4.0 Dayton, Ohio, U.S.A., 1995
- 15 Yu, G. B. and Dean, T. A. A Practical Computer Aided Approach to Mould Design for Axisymmetric Forging Die Cavities. Int. J. Mach. Tool Des. Res, 1985, Vol. 25: P. 1~13
- 16 Choi, S. H. and Deam, T. A. Computer - Aided Design of Die Block Layouts. Int. J. Mach. Tools Manufact, 1987, Vol. 27: P. 91~103
- 17 Vemuri, K. R., Oh, S. I. and Altan, T., UA Knowledge - Based System to Automate Blocker Design. Int. J. Mach. Tools Manufact, 1989, Vol. 29: P. 505~518
- 18 Altan, T. and Oh, S. I. Application of FEM to 2-D Metal Flow Simulation: Practical Example. Proceeding of 4th Int. Conf. of Adv. Technol. Plasticity, 1990: P. 1779~1788
- 19 Duggirala, R., Design of Forging Dies for Forming Flashless Ring Gear Blanks Using Finite Element Methods. J. Mater. Shaping Technol., 1990, No. 7: P. 33~47
- 20 赵国群, 阮雪榆, 关庭栋. 金属成形有限元分析中的网格再划分技术. 模具技术, 1991, No. 2: P. 1~7
- 21 赵国群, 张鸿光, 阮雪榆. 锻造过程刚-粘塑性有限元模拟系统. 机械工程学报, 1992, Vol. 28, No. 6: P. 14~19
- 22 赵国群. 用有限元模拟非稳态成形过程边界约束条件的确定. 山东工业大学学报, 1992
- 23 Li, P. W., Zhao, G. Q. and Osawa, Y., Application of Finite Element in the Reform Light-Weight Vehicle Construction. J. Mater. Proc. Technol., 1996, Vol. 62: P. 211~218
- 24 赵国群, 阮雪榆, 关庭栋. 预成形设计的新方法—反向模拟技术. 模具技术, 1991, No. 3: P. 1~7
- 25 赵国群, 阮雪榆, 关庭栋. 锻造过程的反向模拟及预成形设计. 模具技术, 1992, No. 4: P. 1~6
- 26 Zhang, H. G., Ajmai, A. and Zhao, G. Q., Preform Design of Multistage Forging Process Using Finite Element Based Backward Simulation Technique. Proceeding of 11th International Conference of Computer Aided Production Engineering. London, England, 1995

- 27 Park, J.J., Rebelo, N. and Kobayashi, S., A New Approach to Preform Design in Metal Forming with the Finite Element Method. *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 1983, Vol. 23, No. 1: P. 71~79
- 28 Kang, B. S., Lee, J. H. and Kim, S. H. Development of a Methodology to Form Net - shape Nosing Shells by the Backward Tracing Scheme of the Rigid - Plastic FEM. *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, 1997, Vol. 137: P. 737~750
- 29 Kang, B. S., Kim, B. M. and Choi, J. C., Preform Design in Extrusion by the FEM and its Experimental Confirmation. *J. Mater. Proc. Technol.*, 1996, Vol. 41: P. 37~248
- 30 Huang, S. M. and Kobayashi, S., Preform Design in Disk Forging. *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 1986, Vol. 26, No. 3: P. 231~243
- 31 Huang, S. M. and Kobayashi, S., Preform Design in Plane - Strain Rolling by the Finite Element Method. *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 1984, Vol. 24, No. 4: P. 253~266
- 32 Kim, N. and Kobayashi, S., Preform Design in H - Shaped Cross Sectional Axisymmetric Forging by the Finite Element Method. *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, 1990, Vol. 30, No. 2: P. 243~268
- 33 Kang, B., Kim, N. and Kobayashi, S., Computer - Aided Preform Design in Forging of An Airfoil Section Blade. *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, 1990, Vol. 30, No. 1: P. 43~52
- 34 Hwang, S. M. and Kobayashi, S., Preform Design in Shell Nosing at Elevated Temperatures, *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, 1987, Vol. 27: P. 1~14
- 35 Kang, B. S. and Kobayashi, S., Preform Design in Rolling Processes by the Three Dimensional Finite Element Method, *Int. J. Mach. Tools Manufac.*, 1991, Vol. 31: P. 139~151
- 36 Teterin, G. P., 1996, Shape difficulty Criteria for Forgings, *Kuznechno - Shtamp. Proizv.*, P. 7
- 37 Zhao, G. Q., Wright E. and Grandhi, R. V., Preform Design in Bulk Forming Process, *Advanced Technology, Proceeding of 5th International Conference on Technology of Plasticity*, Columbus, Ohio, U. S. A., 1996: P. 453~456
- 38 Zhao, G. Q., Wright E. and Grandhi, R. V., Forging Preform Design with Shape Complexity Control in Simulating Backward Deformation, *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, 1995, Vol. 35, No. 9: P. 1225~1239
- 39 Zhao, G. Q., Wright E. and Grandhi, R. V., Preform Design in Forging Processing Using Nonlinear Finite Element Method, *Transactions of NAMRI/SME*, 1994, Vol. 12: P. 17~24
- 40 Zhao, G. Q., Wright E. and Grandhi, R. V., Computer Aided Preform Design in Forging Using the Inverse Die Contact Tracking Method, *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, 1996, Vol. 36, No. 7: P. 755~769
- 41 Zhao, G. Q., Zhao, Z. D., Wang, T. H. and Grandhi, R. V., Preform Design of a Generic Turbine Disk Forging Process, *J. Mater. Proc. Technol.*, 1998, Vol. 84: P. 193~210
- 42 Cheng, H., Grandhi, R. V. and Malas, J. C., Design of Optimal Process Parameters for Non - isothermal Forging, *Int. J. Numer. Methods Eng.*, 1994, Vol. 37: P. 155~177
- 43 Han, C. S., Grandhi, R. V. and Srinivasan, R., Optimum Design of Forging Die Shapes Using Nonlinear Finite Element Analysis, *AIAA J.*, 1993, Vol. 31: P. 774~781
- 44 Lanka, S. S., Srinivasan, R. and Grandhi, R. V., A Design Approach for Intermediate Die Shapes in Plane Strain Forgings, *J. Mater. Shaping Technol.*, 1991, No. 9: P. 193~206
- 45 Srinivasan, R., Rebbly, G. H. K., Kumar,

- S.S. and Grandhi, R.V., Intermediate Shapes in Closed Die Forging by the Backward Deformation Optimization Method (BDOM), *ASMJ Mater. Eng. Performance*, 1994, No.3: P.501~513
- 46 刘庆斌, 季中, 刘马宝, 吴诗焯, 一种锻件预成形设计的新方法. *西北工业大学学报*, 1996, Vol.14, No.4: P.643~644
- 47 刘庆斌, 吴诗焯, 孙胜, 轴对称锻件预成形设计的新方法. *热加工工艺*, 1997, No.5: P.41~42
- 48 Kang, A.S., Choi, H.H. and Lee J.H., Process Design in Coining by the Three Dimensional Backward Tracing Scheme of the Rigid-Plastic FEM, *Advance Technology of Plasticity*, 1990: P.371~380
- 49 Kang, A.S., Lee, J.H. and Choi, H.H., Extension of the Backward Tracing Scheme of the Rigid-Plastic FEM in Three-dimensional Deformation, *J.Manuf.Scie.Eng.*, 1997 Vol.119: P.556~562
- 50 Duggirala, R., Design of the Forging Dies for Forming Flashless Ring Gear Blanks Using Finite Element Method, *J.Mater. Shaping Technol.*, 1989, No.7: P.33~47
- 51 Mamalis, A.G., Maniopoulos, D.E. and Bal-doukas, A.K., Finite Element Simulation of Axisymmetric Preform in Precision Forging at Elevated Temperature, *J.Mater.Proc. Technol.*, 1996, Vol.57: P.103~111
- 52 Badrinarayanan, S. and Zabaras., N., A Sensitivity Analysis for the Optimal Design of Metal Forming Process, *J.Mater.Proc.Technol.*, 1994, Vol.129: P.83~104
- 53 Badrinarayanan, S. and Zabaras., N., Pre-form Design in Metal Forming, *Processings, NUMIFORM 95*, S-F. Shen and P. Dawson, ed., Ithaca, NY, 1995: P.533~538
- 54 Badrinarayanan, S. and Zabaras, N., A Sensitivity Analysis for the Design of Metal Forming Processes, *Computer Meth. Appl. Mech. Eng.*, 1996, Vol.129: P.319~348
- 55 Fourment, L. and Chenot, J.L., Optimal Design for Non-Steady-State Metal Forming Processes - I. Shape Optimal Design Method, *Int.J.Numer.Methods Eng.*, 1996, Vol.39: P.33~50
- 56 Fourment, L. and Chenot, J.L., Optimal Design for Non-Steady-State Metal Forming Processes - II. Application of Shape Optimization in Forging, *Int.J.Numer.Methods Eng.*, 1996, Vol.39: P.51~65
- 57 Zhao, G.Q., Wright, E. and Grandhi, R.V., Preform Die Shape Design in Metal Forming Using an Optimization Method, *Int.J.Numer.Methods Eng.*, 1997, Vol.40: P.1213~1230
- 58 Zhao, G.Q., Wright, E. and Grandhi, R.V., Preform Sensitivity Analysis Based Preform Die Shape Design for Net-Shape Forging, *Int.Mach.Tools Manufact.*, 1997, Vol.37, No.9: P.1251~1271
- 59 Zhao, G.Q., Huff, R., Hutter, A. and Grandhi, R.V., Sensitivity Analysis Based Preform Die Shape Design Using the Finite Element Method, *J.Mater. Eng. Perform.*, 1997, No.6: P.303~310
- 60 Zhao, G.Q., Wright, E. and Grandhi, R.V., Sensitivity Analysis and Preform Die Shape Design in Metal Forming, *Proceeding of the 1996 ASME International Mechanical Engineering Congress, Atlanta, Georgias, USA, 1996: P.123~124*
- 61 Wright, E., Zhao, G.Q., and Grandhi, R.V., Control of Deformation in Forging through Preform Shape Design, *Proceeding of the 1996 ASME International Mechanical Engineering Congress, Atlanta, Georgias, USA, 1996: P.125~126*
- 62 赵国群, 王广春, 贾玉玺, 赵振铎. 材料塑性成形过程最优化设计 - I 有限元灵敏度分析方法. *塑性工程学报*, 1999, Vol.6,

- No.2: P.1~7
- 63 赵国群,王广春,赵振铎,贾玉玺.材料塑性成形过程最优化设计-Ⅱ灵敏度分析方法在模具设计中的应用.塑性工程学报,1999,Vol.6, No.3: P.1~6
- 64 赵国群,马新武,王广春,赵新海.锻造过程最优化预成形设计系统的开发研究.锻压机械,1999,Vol.34, No.4: P.13~16
- 65 赵国群,赵振铎,王广春,贾玉玺.有限元灵敏度分析与预锻模具形状优化设计.应用力学学报,1999,Vol.16, No.4: P.68~72
- 66 赵国群,贾玉玺,王广春,赵振铎.圆盘锻件纯形状锻造模具优化设计.机械工程学报,1999,Vol.35, No.4: P.81~84
- 67 赵国群,王广春,马新武.塑性有限元模拟过程中影响材料体积损失的因素及补偿.金属成形工艺,1999, No.6: P.42~45
- 68 Zhao, G. Q., Wang, G. C., Jia, Y. X., Preform Design Engineering Method: From the Simulation Verification to Simulation Design, Proceeding of 6th ICTP, September, Germany, 1999: P.1625~1630
- 69 赵新海,马新武,郑毅,赵国群.锻造过程中变形均匀性控制及模具优化设计.材料科学与工艺(增刊),1999: P.237~240
- 70 赵国群,王广春,贾玉玺.基于有限元逆向模拟技术的预成形模具设计.机械工程学报,2000,Vol.36, No.2: P.65~68
- 71 Zhao, G. Q. and Deng, X., Buser Die Shape Design of a Track Link Forging using FEM based Back - Tracing Method, J. Mater. Sci. Technol., 2000, Vol.17, No.1: P.139~140
- 72 Ruan, X. Y., Peng, Y. H., Wu, G. M. and Zhao, G. Q., Situation and Development of Cold Forging Technology in China, VDIBERICHTER NR., 2000: P.17~29
- 73 赵新海,赵国群,王广春.基于变形均匀性的锻造模具形状优化设计方法.机械工程学报,2000,Vol.36, No.10
- 74 赵新海,赵国群,王广春.金属体积成形预成形设计的现状及发展.塑性工程学报,2000,Vol.7, No.3: P.1~6
- 75 罗仁平,彭颖红,张永清.基于数值模拟的锻造预成形优化设计系统集成.机械科学与技术,1999,Vol.18, No.5: P.739~741
- 76 罗仁平,姚华,彭颖红,张永清.微观遗传算法在预锻模优化设计中的应用.锻压技术,2000, No.1: P.52~54
- 77 段建新,任运来,聂绍珉.基于MARC系统的V型砧角度优化.金属成形工艺,1999,Vol.17, No.6: P.39~41
- 78 张麦仓,罗子健,曾凡昌.基于FEM的预成形最优化方法及应用.锻压技术,2000, No.4: P.7~10
- 79 聂绍珉,段新建,郑晓强.基于刚塑性有限元和非线性规划算法的锻造毛坯形状优化.全国塑性力学及其应用学术研讨会论文集,1997: P.247~252
- 80 Kusiak, J. and Thompson, E. G., Optimization Techniques for Extrusion Die Shape Design, Proc. 3rd Int. Conf. on Numer. Methods in Ind. Forming Processes, Fort Collins, CO., 1989: P.569~574
- 81 Kusiak, J., A Technique of Tool - shape Optimization in Large Scale Problems of Metal Forming, J. Mater. Proc. Technol., 1996, Vol.37: P.79~84
- 82 Holland, J. H., Concerning Efficient Adaptive System In Yovits, M. C., Eds., Self - Organizing Systems, 1962: P.215~530
- 83 Bremermann, H. J., Optimization through Eution and Recombination, In Self - Organizing Systems, Yovits M. C. Jaccobi G. T. and Goldstine G. D. Eds., Spartan Books, 1962: P.93~106
- 84 Holland, J. H., Adaptation in Natural and Artificial Systems, 2nd ed., Cambridge, MA: MIT press, 1992
- 85 Roy, S., Ghoshi, S. and Shivipuri, A New Approach to Optimal Design of Multi - Stage Metal Forming Processes with Micro Genetic

- Algorithms, *Int.J.Mach.Tools Manufact.*, 1997, Vol.37; P.29~44
- 86 Roy, R., Chodnikiewics, K. and Balendra, R., Interpolation of Forging Preform Shape using based Systems for Forging Die Design, *J.Mater.Proc.Technol.*, 1994, Vol.45: P.689~694
- 87 Joun, M.S. and Hwang, S.M., Optimal Process Design in Steady - State Metal Forming by Finite Element Method— I .Theoretical Considerations, *Int.J.Mach.Tool.Manufac.*, 1996, Vol.33, No.1: P.51~61
- 88 Joun, M.S. and Hwang, S.M., Optimal Process Design in Steady - State Metal Forming by Finite Element Method— II . Application to Die Profile Design in Extrusion, *Int.J.Mach.Tool.Manufac.*, 1996, Vol.33, No.1: P.63~70
- 89 Chung, S.H. and Hwang, S.M., Optimal Process Design in Non - Isothermal, Non - Steady Metal Forming by the Finite Element Method, *Int.J.Numer.Meth.Engng.*, 1998, Vol.42: P.1343~1390
- 90 Byon, S.m. and Hwang, S.M., Process Optimal Design in Non - Isothermal, Steady - State Metal Forming by the Finite Element Method, *Int.J.Numer.Mech.Engng.*, 1999, Vol.46: P.1075~1100
- 91 Chung, J.S., Hwang, S.M., Application of A Genetic Algorithm to Process Optimal Design in Non - Isothermal Metal Forming, *J.Mater.Proc.Technol.*, 1998, Vol.80~81: 136~143
- 92 Gao, Z.Y., Grandhi, R.V., Sensitivity Analysis and Shape Optimization for Preform Design in Thermo - Mechanical Coupled Analysis, *Int.J.Numer.Meth.Engng.*, 1999, Vol.45: P.1349~1373
- 93 Zabaraz, N., Bao, Y.G., Srikanth, A., Frazier, W.G., A Continuum Lagrangian Sensitivity Analysis for Metal Forming Processes with Applications to Die Design Problems, *Int.J. Numer.Meth.Engng.*, 2000, Vol.48: P.679~720
- 94 Lee, S.K., Ko, D.C., Kim, B.M., Optimal Die Profile Design for Uniform Microstructure in Hot Extruded Product, *Int.J.Mach. Tool.Manufac.*, 2000, Vol.40: P.1457~1478
- 95 Gao, Z.Y., Grandhi, R.V., Microstructure Optimization in Design For Forging Processes, *Int.J.Mach.Tool.Manufac.*, 2000, Vol.40: P.691~711
- 96 Jang, Y.S., Ko, D.C., Kim, B.M., Application of the Finite Element Method to Predict Microstructure Evolution in the Hot Forging of Steel, *J.Mater.Proc. Technol.*, 2000, Vol.101: P.85~94
- 97 Richmond, O. and Devenpeck, M.L., A profile Maximum Efficiency in Strip Drawing, 4th U.S.Cong.Appl.Mech., ASMEA, 1962: P.1053
- 98 Joun, M.S. and Hwang, S.M., Die Shape Optimal Design in Three - Dimensional Shape Metal Extrusion by the Finite Element Method, *Int.J.Numer.Meth.Engng.*, 1998, Vol.41: P.311~335
- 99 Sun, S., Luan, Y.G., A Die Forging Design Approach For Controlling Metal Flow Way and its Application in Practice, *Int.J.Mach.Tool.Manufac.*, 1994, Vol.34, No.2: P.161~167
- 100 Sun, S., Luan, Y.G., Preform Design of Axisymmetric Forging Based on Reverse Simulation Technique of Die Forging Process, *J.Mater.Proc. Technol.*, 1992, Vol.34: P.349~356
- 101 Luan, Y.G., Sun, S., Reverse Simulation using the Simulation Block and its Application in the Forging Process, *J.Mater.Proc. Technol.*, 1997, Vol.63: P.244~247
- 102 栾贻国. 基于 UBET 和 FEM 的模锻件预成形设计. *塑性工程学报*, 2000, Vol.7,

- No.3: P.7~9
- 103 孙胜, 栾贻国. 反向模拟基本技术及其在精密锻造中的应用. 中国机械工程, 1995, Vol.6, No.2: P.39~41
- 104 关庭栋, 孙胜, 赵振铎. 理想状态下轴对称锻粗工艺的上限单元分析—UBET 应用研究之一. 模具技术, 1984, No.4: P.1~16
- 105 关庭栋, 孙胜, 赵振铎. 轴对称模锻工艺的上限单元分析—UBET 应用研究之二. 模具技术, 1985, No.2: P.14~30
- 106 孙胜, 关庭栋, 潘继滨. 模锻坯料尺寸选择的新方法—反向成形模拟. 金属科学与工艺, 1988, Vol.7, No.4: P.91~98
- 107 杨建华, 曹诗倬, 董定福. 应用 UBET 模拟环形件金属流动及毛坯尺寸优化. 金属成形工艺, 1999, No.6: P.7~9
- 108 谭险峰. 应用 UBET 优化开式模锻中连皮厚度参数. 南昌航空工业学报, 1999, Vol.13, No.1: P.58~62
- 109 刘振宇, 张树有, 谭建荣. 基于混合单元模型及整体优化方法的模锻过程上限元法模拟研究. 中国机械工程, 1998, Vol.9, No.2: P.28~30

中 国 模 具 设 计 大 典
CHINA DIE & MOULD DESIGN CANON

第

4

篇

模具计算机辅助制造

主 编 陈 幼 平

编 写 陈 幼 平 张 国 辉
尹 勇

审 稿 李 志 刚



中国机械工程学会
中国模具设计大典编委会

第 1 章 概 论

1 基本概念

1.1 计算机辅助制造的定义

1.1.1 计算机辅助制造技术

作为 20 世纪 60 年代以来迅速发展起来的一门新兴的综合性计算机应用技术, 计算机辅助制造 (CAM) 技术以计算机作为主要的技术手段, 根据各种数字信息和图形信息, 辅助完成产品制造过程中的各项活动。它通过计算机系统来对生产过程进行规划、管理和控制。一般来说, CAM 既包括了与加工过程直接相联系的计算机监测与控制任务, 也包括了使用计算机来管理生产经营, 制定生产计划和控制进度等工作。

CAM 有狭义和广义之分。狭义的 CAM 通常指数控程序的编制, 包含了各种刀具路径的规划、刀位文件的生成、刀具轨迹的仿真以及 NC 代码的生成等; 而广义的 CAM 一般指利用计算机辅助从毛坯到产品制造过程中的直接和间接的活动, 包括工艺准备 (计算机辅助工艺设计)、计算机辅助装配、NC 自动编程、工时定额和材料定额编制等, 以及生产作业计划、物料作业计划的运行控制 (加工, 装配, 检测, 传输, 存储等)、生产控制和质量控制等。

需要说明的是, 计算机辅助工艺设计 (CAPP) 是 CAM 的一部分。但是, 在过去的几年里, 它已经逐渐形成了一门独立的技术分支。CAPP 是根据产品设计所给出的信息进行产品的加工方法和制造过程的设计。一般认为 CAPP 系统的功能包括毛坯设计、加工方法选择、工序设计、工艺路线制定和工时定额计算等。

1.1.2 CAM 与 CAD 的集成

由于制造过程中所需的信息和数据大量来自设计阶段, 因此对设计和制造而言, 这些数据和信息是共享的。设计系统只有配合数控加工, 才能显示其巨大的优越性。同时, 数控系统只有依靠设计系统产生的模型才能发挥其效率。在实际应用中很自然地将计算机辅助设计 (CAD) 和计

算机辅助制造 (CAM) 二者结合起来, 形成集成系统。这就是所谓的“CAD/CAM 一体化技术”。尽管日前许多企业的 CAD 和 CAM 还未实现集成, 但随着生产技术的发展, 不同功能的 CAD 和 CAM 模块的信息将能够相互传递, 最终把 CAD 和 CAM 融合为一体。

实现 CAD 和 CAM 的集成化, 其基本的工作步骤如下:

- 1) CAD 过程设计产品结构, 产生产品模型, 绘制产品图样, 为 CAM 过程准备设计数据;
- 2) 产生标准化的数据结构 (比如生成 STEP 文件), 并经过接口进行数据转换;
- 3) 生成零件加工工艺规程;
- 4) 生成数控编程所需的数据, 并按一定的标准转换成相应的中性文件;
- 5) 自动生成数控程序。

实现 CAD/CAM 一体化最简单的方法是开发一些接口转换程序, 实现信息流的传输。这种集成方式广泛应用于专业性很强的程序包或程序系统。但对于涉及到多学科、多专业和大量应用程序的 CAD/CAM 一体化系统, 这种集成方式则会因接口繁多而复杂化。在理想的 CAD/CAM 系统中, 所有的 CAD/CAM 功能都与一个公共的数据库相连, 应用程序利用存储在公共数据库中的信息, 以实现产品设计、工艺规程的编制、生产过程的控制和质量的控制等产品生产全过程的信息集成。

1.1.3 计算机在制造中的辅助作用

计算机辅助制造 (CAM) 本身包含了这样的意思, 即在人能发挥作用的地方不用计算机, 在计算机有可能被使用的场合下不需要人。计算机在制造过程中起重要的辅助作用, 但不是取代人的作用。计算机在制造中的辅助作用主要体现在数值计算, 数据存储与管理, 图样绘制和显示等方面。

作为计算工具, 计算机的优越性显而易见。人工计算容易发生错误的问题在这里得到了克

眼。许多需要多次迭代的复杂运算，只有用计算机才能完成。计算机作为计算工具提高了计算精度，保证了结果的正确性。

计算机可靠的记忆能力，使其能够在数据存储与管理方面发挥重要作用。例如，常规情况下，生产设计人员必须从有关的技术文件或手册中查找数据。这不但费时，而且容易出错。使用CAM系统时，标准的数据存放在统一的数据库中，检索存储方便迅速，有了数据库，设计人员便可以全神贯注于创造性的工作。

虽然CAM将使图样在制造中的作用逐渐消失，但图样在审查设计方案、检验产品等方面的作用仍将存在。图样的绘制工作约占整个设计工作量70%以上，因此计算机绘图是对设计工作的有力辅助。这就是为什么计算机绘图被广泛使用的原因。另外，实际设计中很大一部分图样只是在现有设计的基础上加以局部修改。一旦图形数据存储于图形库之中，它们可以重复使用，可以进行修改与编辑，以产生新的图样。

人和计算机相结合，恰当地发挥二者作用对CAM十分重要。在建立一个CAM系统时，应在以下几个方面考虑入机的特点：

1) 经验与判断相结合在产品 and 工艺过程设计中是不可缺少的，所以生产设计过程必须由人控制。生产设计人员应能在设计生产的各个阶段行使控制权，应能利用其直觉进行设计和生产控制，而不一定要遵循计算机的设计逻辑。计算机的学习能力很差，学习的任务应由人来完成。人可以从过去的行为中学习和总结经验。

2) 对于费时费力的数值分析工作，计算机可以高速精确地完成。在设计中应尽可能多地让计算机完成数值分析工作，使人有更多的时间利用数值分析的结果和他本身的直觉分析能力完成决策性的工作。

3) 计算机具有永久存储信息的能力，对重复性工作有极强的耐力。所以，在设计和制造过程中，信息的存储管理应在人的指导下由计算机完成。像绘图等繁琐的、令人疲倦的工作，适合计算机去完成，从而将人从重复劳动中解放出来。

4) 计算机具有系统检错能力，人则可用直觉方式检错。一般说来，让计算机自动改正错误是困难的。因此，改正错误、修改设计的任务主

要应由人来完成。

总之，在设计和制造中计算机可以起到重要的辅助作用。正确地处理人机关系，发挥二者各自的优势，是CAD/CAM中的一个重要问题。

1.2 CAM在模具行业的应用现状

随着工业技术的发展，产品对模具的要求愈来愈高。传统的模具设计与制造方法不能适应工业产品及时更新换代和提高质量的要求。因此，国际上的先进工业国家对模具CAM技术的开发与应用都十分重视。早在20世纪60年代初期，国外一些飞机和汽车制造公司就开始了CAM的研究工作，投入大量人力和物力。各大公司都先后建立了自己的CAM系统，并将其应用于模具的设计与制造。

这些公司采用模具CAM技术的主要理由是：

1) 利用几何造型技术获得的几何模型，可供后续的设计分析和数控编程等方面使用。

2) 可缩短新产品的试制期，例如在汽车工业中，可缩短模具的设计制造周期。

3) 提高产品质量。如汽车覆盖件，需要利用计算机准备数据和完成随后的制造工作；

4) 模具制造厂和用户对CAM的需要增加。例如，利用磁盘进行数据传送，用户要求模具制造单位能够交换和处理这些数据。

5) 模具加工设备的效率不断提高，需要计算机辅助处理数据，以提高设备利用率；

6) 在企业中建立联系各个部门的信息处理系统。

模具CAM技术发展很快，应用范围日益扩大。在冲模、锻模、挤压模、注塑模和压铸模等方面都有比较成功的CAM系统。采用CAM技术是模具技术发展的一个显著特点。

工业发达国家中较大的模具生产厂家在CAM上进行了较大的投资，大力开发和应用了这一高新技术。如法国FOS模具公司购买了大型的CAM系统，日本黑田精工株式会社大力投资开发了CAM系统，瑞士法因图尔公司采用大型CAM系统设计加工模具。目前，应用CAM技术较普遍的为美、日、德等国家。

例如，日本丰田汽车公司于1965年将数控用于模具加工，20世纪80年代初期开始采用覆

盖件冲模 CAM 系统。该系统包括了设计覆盖件的 NTDFB 和 CADETT 软件和加工凸、凹模的 TINCA 软件。利用三坐标测量仪测量粘土模型, 并将数据送入计算机。将所得图形经平滑处理后, 再把这些数据用于覆盖件的设计、冲模的设计与制造。该系统有较强的三维图形功能, 可在屏幕上反复修改曲面形状, 使制件在冲压成形时不致于产生工艺缺陷, 从而保证了模具和制件的质量。模具型面的模型保存在数据文件中, TINCA 软件可利用这些数据, 进行模具面的数控加工。

模具 CAM 在国外应用较广, 计算机控制的数控机床加工模具约 20% ~ 30%。此外, 加工中心 (MC)、柔性制造系统 (FMS) 也已用于模具制造。一般说来, CAM 比 CAD 的应用更为广泛。在欧洲, 用传统的机加工方法生产的模具和用 NC 加工方法生产的模具之比为 70:30。在日本, 这一比值为 40:60。

我国模具 CAM 的开发开始于 20 世纪 70 年代末, 发展也很迅速。到目前为止, 先后通过国家有关部门鉴定的有精冲模、普通冲裁模、辊锻模、锤模和注塑模等 CAM 系统。并开始在实际生产中推广应用。为迅速改变我国模具生产的落后面貌, 今后应加速模具 CAM 的研究开发和推广。

1.3 CAM 技术的优势

CAM 技术的优越性是传统的模具设计制造方法所不能比拟的, 表现在下列四方面。

1) CAM 可以提高模具的质量。在计算机系统内存储了各种有关专业的综合性技术知识, 为模具设计工艺的制定提供了科学依据。计算机与设计人员交互作用, 有利于发挥人机各自的特长, 使模具设计和制造工艺更加合理化。系统采用的优化设计方法有助于某些工艺参数的优化。

2) CAM 可节省时间, 提高生产率。CAD 与 CAM 的一体化可显著缩短设计和制造周期。例如, 采用冲裁模 CAD/CAM 系统设计制造模具, 比传统方法提高效率 5 倍以上。由于模具质量提高, 可靠性增加, 装修时间明显减少, 并使模具的交付使用的时间大大缩短。

3) CAM 可以较大幅度地降低成本。采用 CAM 可加工那些用传统方法难以加工的复杂模

具型面, 可减少模具的加工和调试工时, 降低制造成本。CAM 的经济效益有些可以估算, 有些则难以估算。由于采用 CAM 技术, 生产准备时间缩短, 产品更新换代加快, 大大增强了产品的市场竞争能力。

4) CAM 技术将技术人员从繁冗的计算、绘图和 NC 编程工作中解放出来, 使其可以从事更多的创造性劳动。

模具 CAM 的优越性还可以列举不少。可以预见, CAM 最终将在模具制造中居统治地位。

2 建立 CAM 系统的基本过程

2.1 建立 CAM 软件系统的过程

随着 CAM 技术的发展, 软件系统的规模越来越大, 复杂程度也越来越高。如果在建立 CAM 系统的过程中不遵循科学的方法, 便难以保证所开发软件的质量。20 世纪 70 年代以来, 软件开发已经由个体企业方式发展成为工程化, 逐渐形成了一门新的技术学科——软件工程学。

根据软件工程学的方法, CAM 系统的生命期可分为系统分析、系统设计、程序设计、系统调试和系统维护等五个阶段。前四个阶段称为开发期, 最后一个阶段称为维护期。

CAM 系统的生命期划分为上述五个阶段, 这就为工程人员研制 CAM 系统提供了一个框架。但是必须指出, 实际的系统研制工作不可能是直线进行的, 常常存在着反复。研制人员往往需要从后面阶段回复到前面阶段, 进行再分析或再设计。

下面对系统研制中各阶段的任务和方法做扼要说明。

(1) 系统分析

系统分析阶段的主要任务是对现行的工作流程进行调查, 收集并分析有关资料, 了解用户的需求。在此基础上, 确定系统的总目标、功能、性能和接口, 建立系统的总体逻辑模型。

数据流程图 (Data Flow Diagram, 简称 DFD) 是系统分析常用的主要工具。它不但可以表达数据在系统内部的逻辑流向, 而且还可以表达系统的逻辑功能和数据的逻辑转换。数据流程图既能表达现行的制造系统的数据流程和逻辑处理功能, 也能表达 CAM 系统的数据流程和逻辑

处理功能。

数据流程图的基本形式如图 4.1-1 所示。数据流程图中有四种基本符号，即外部项、数据流、处理逻辑和数据存储。

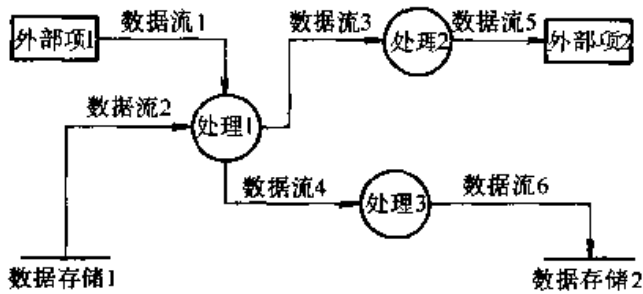


图 4.1-1 数据流程图的基本符号

外部项是不受系统控制的、在系统以外的事物或人，它表达了系统数据的外部来源或去处。外部项也可以是其他的 CAM 系统或信息处理系统，它向系统提供数据或接收系统输出的数据。在数据流程图中外部项用方框表示。

数据流在图中用箭头表示，指出了数据的流动方向。数据流可以由某一个外部项产生，也可以由某一个处理逻辑产生，或者来自某一数据存储。一般来说，对每一个数据流都要加以简单描述，并将这种描述写在数据流箭头旁。

数据流程图中的处理逻辑表达了对数据的逻辑处理功能，即对数据的变换功能。处理逻辑对数据的变换方式有两种：它可以变换数据的结构，例如将输入数据的格式重新排列；也可以在原有数据内容的基础上，产生新的数据内容，例如，在刀位文件的基础上编制数控程序。在图中，处理逻辑用圆圈表示，处理逻辑的功能描述一般由一个动词和名词组成，例如计算表面法矢等。通常，在数据流程图定稿后，需对每一个处理逻辑加以编号。

在数据流程图中，数据存储用直线段表示，它指出了数据保存的地方。这里所说的地方，不是指数据的物理地点，也不是文件、磁盘或磁带，而是对数据存储的逻辑描述，例如工艺方案、切削用量等。一个处理逻辑可以从数据存储中读取某些数据，也可以将一些数据存入某个数据存储中，甚至可以修改数据存储中的某些数据内容。

系统分析阶段的文档包括以下内容：

1) 系统的目标 说明系统的目标，所需硬

件、软件以及其他方面的限制。

2) 信息描述 描述系统的输入和输出信息、系统与其他部分（硬件、其他软件、用户）之间的接口。

3) 功能描述 描述系统的功能细节、功能之间以及功能与数据之间的关系。

4) 质量评审要求 规定软件功能和性能的正式确认需求和测试限值。

需要强调的是，因为开发是为用户服务的，故在需求分析中应建立和保持与用户的联系，自始至终要争取用户的支持与合作。

(2) 系统设计

过去，系统设计时利用系统流程图作为工具。系统流程图表达了系统的执行过程、输入/输出操作和有关的处理，也表达了数据在系统中的流向。但是，系统流程图无法表示系统的结构和每一模块的功能，因而无法评价系统是否符合用户的逻辑要求，也不可能知道系统的大小，以及是否易于维护和修改。

20 世纪 70 年代中期，结构化系统设计思想得到发展。所谓结构化系统设计，指的是用一组标准的工具和准则进行系统设计。其中，结构图是一个主要工具，用于表达系统内各部分的组织结构和相互关系。

用结构化的方法设计较复杂的 CAM 系统时，设计过程可分为概要设计和详细设计两个阶段。概要设计是在系统分析的基础上，确定软件系统的总体结构和模块间的关系，定义各模块间的接口，设计全局数据结构，确定系统与其他软件及用户之间界面的详细内容。详细设计主要是描述概要设计产生的功能模块，设计功能模块的内部细节，包括算法和数据结构。

结构化的系统设计强调“自顶向下”的分解，即将系统逐级向下分解成模块和子模块。在划分模块时，应尽可能地降低模块之间的耦合程度，增加每一模块的内聚性。模块间的耦合程度低，说明相互间的依赖程度低，模块的独立性好。模块间耦合程度越低，相互影响就越小，在修改一个模块时，可使修改范围控制在最小限度内；在对一个模块进行维护时，不必担心其他模块是否会受到影响。模块的内聚性指的是其内部各个部分的组合强度。一个模块的内聚性往往决定了它和其他模块之间的耦合程度。降低模块之

间的耦合程度和提高模块的内聚性是两个相辅相成的设计原则。

图 4.1-2 所示为一结构图，结构图指出了系统由哪些模块组成，以及模块间的调用关系。模块用一个方框表示，模块的名称写在方框内。连接模块间的箭头，表示了模块间的调用关系。

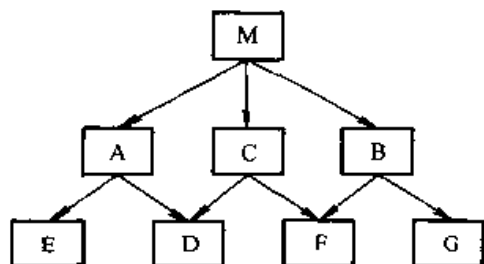


图 4.1-2 系统结构图

系统设计完成以后形成的文档资料是系统设计说明书。

(3) 程序设计

程序设计阶段的主要任务是把系统设计方案加以具体实施，根据系统设计说明书进行程序设计，将功能模块用某种语言实现。系统结构图中的各个模块都有模块说明，内容包括模块名称、输入数据、输出数据和转换过程等，程序员根据模块说明的要求进行程序设计。

在系统开发的全过程始终贯穿着结构化技术。结构化程序设计是程序设计阶段的基本技术，其目的在于编写出结构清晰、易于理解、也易于测试的程序。

结构化程序设计指的是“用一组标准的准则和工具从事程序设计”。这些准则和工具包括一组基本控制结构、自顶向下的扩展原则、模块化和逐步求精的方法。

结构化程序设计理论认为，任何一个程序都可以用三种基本逻辑结构来编制。这三种结构是顺序结构、判断结构和循环结构（图 4.1-3）。这三种基本结构又促使人们采用模块化思想编制程

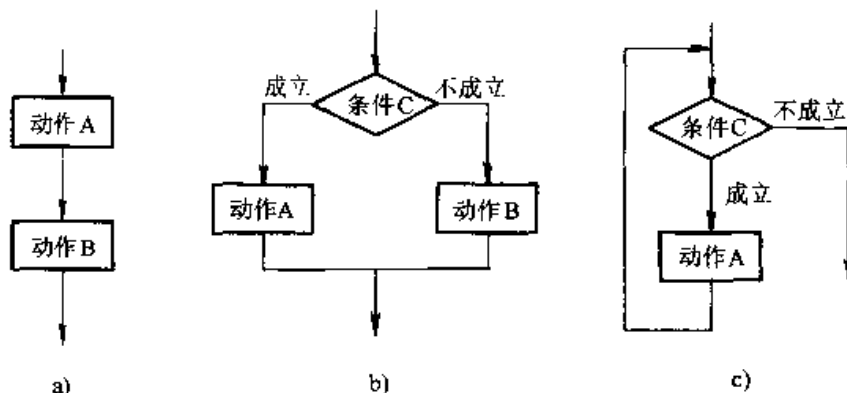


图 4.1-3 结构化程序设计的基本结构

a) 顺序结构 b) 判断结构 c) 循环结构

序。一个系统（程序）可分成若干个功能模块，用作业控制语句或程序内部的过程调用语句将这些模块联结起来。

自顶向下的程序设计，就是先把一个程序高度抽象，看作是一个功能结构。为了完成这个功能，需要进一步分解成若干较低一层的模块，实现一些较小的功能。如此逐步扩展，直到最低一层的每一个模块都非常简单，功能最小，能够很容易地用程序语句实现为止。

所谓逐步求精，指的是把一个模块的功能一步一步地分解成一组子功能，而这一组子功能可以通过执行若干个程序步来完成。自顶向下的程序设计过程只表达了各个功能之间的关系，却不

能表达模块的内部逻辑。采用逐步求精的方法所分解出来的内部逻辑，即程序的执行步骤，能够完成预期的程序功能。

结构化程序设计方法可大大改进程序的质量，提高编程的效率，而且增强了程序的可读性和可修改性。结构化程序设计方法也便于发现错误和纠正错误，在修改程序的某一部分时，对其他部分影响不大。

(4) 系统测试

在开发 CAM 系统时，不可避免地会出现错误。系统测试是对系统分析、系统设计和程序设计的最后审查，是保证软件质量的关键。为了保证系统的可靠性，必须对系统进行尽可能完全的

测试。因此,在有的系统开发中,测试的工作量占到整个开发工作量的40%。软件测试和纠错是密切相关的两个问题,通常所说的调试,实际上包括测试和纠错两方面的工作内容。

在对系统进行测试时,通常按照以下原则进行:

- 1) 设计测试例题时,要给出测试的预期结果,以便做到有的放矢。
- 2) 为保证测试的质量,开发和测试小组分立。
- 3) 要设计非法输入的测试用例,保证程序能够拒绝接受非法输入,并给出提示信息。
- 4) 在对程序修改之后,要进行回归测试,以免由于修改程序而引入新的错误。
- 5) 在进行深入的测试时,要集中测试容易出错的部分。

测试所用的方法有两种:一种是黑盒法,一种是白盒法。

黑盒法着眼于程序的外部特性,而不考虑程序的内部逻辑结构。测试人员将程序视为一个黑盒子,不关心其内部结构与特点,只检查程序是否符合它的功能说明。

与黑盒法不同,测试人员采用白盒法测试时需要了解程序的内部结构,对程序的所有逻辑进行测试,在不同点检查程序的状态。

按照软件工程的方法,测试过程可分为单元测试、整体测试和有效性测试。单元测试即模块测试,就是对模块逐个进行测试,对模块的接口、数据结构、执行路径等方面进行考察。整体测试是将模块逐个装配在一起进行测试,其目的在于考察经过单元测试的模块,是否能组装成一个符合设计要求的系统。有效性测试的目的是证实软件的功能与用户要求是否一致,有效性测试一般采用黑盒法进行。

(5) 系统维护

CAM系统生命期的最后一个阶段是维护阶段。系统的维护往往要消耗大量的精力和费用。系统维护的内容很广泛,但最主要是改正性维护、适应性维护和完善性维护。

软件测试往往不可能找出一个大型系统中所有潜伏的错误。所以,在系统使用期间仍有可能发现错误,诊断和改正这类错误的过程称为改正性维护。

由于计算机技术日新月异的发展,新的计算机硬件和操作系统新版本会不断出现。为了适应环境的变化,要对CAD/CAM系统进行修改,这类维护称为适应性维护。

当系统投入使用后,用户有时会提出增加新功能、修改已有功能或其他改进要求。为了满足或部分满足这类要求,要进行完善性维护,这类维护占系统维护工作的大部分。

如果仅有源程序,而缺乏文档资料,会因为软件结构、数据结构、系统接口和性能要求等方面不清楚,使维护工作十分困难。为了减少维护工作量,必须在系统开发过程中遵循软件工程方法,保证文档齐全,格式规范。

2.2 模具CAM基本功能与内容

(1) 模具CAM的特点

1) 模具CAM系统必须具备描述物体几何形状的能力。生产开始阶段必须提供产品零件的几何形状。这就要求模具CAM系统具备描述物体几何形状的能力,即几何造型的功能。为了计算刀具轨迹并编制NC加工程序,需要建立模具零件的几何模型。因此,几何造型是模具CAM中的一个重要问题。

2) 标准化是实现模具CAM的必要条件。种类繁多的模具及零件,是建立模具CAM系统时遇到的一个突出问题。解决这一矛盾的有效途径就是成组技术(Group Technology,简称GT)。成组技术用于CAM,就是按照零件的形状、尺寸和材料的不同,将其加以分类,根据各类成形零件的不同特点,采用不同的加工工艺和方法。

3) 模具CAM系统应具有充分的柔性。模具的结构随产品的不同而变化,模具型面的几何形状复杂,模具的生产方式又多为单件的或小批量的。故要求模具CAM系统具有充分的柔性,即可以根据不同产品的特点和生产条件,灵活地做出抉择。

(2) 模具CAM系统的作用

根据传统的做法,一个新产品的开发过程总是分为设计与制造两大部分。模具生产也不例外,模具属单件生产,不同模具的设计和制造往往是各不相同的。

模具CAM最初应用于模具型腔等复杂形状自动加工的计算机辅助编程,后又逐步扩展为工

艺准备和生产准备过程中的许多功能,例如计算机辅助模具制造工艺过程的设计、计算机辅助模具生产管理等方面的应用。尽管使用计算机代替了大量的繁重手工劳动,但是从整个模具生产过程看,却没有本质的变化。因为模具CAD仍然是从接受模具设计任务书开始,以绘制模具图完成整个过程;而模具CAM则是先接受图样,再完成模具制造。整个模具生产过程与传递模具生产类似,设计与制造环节间有着严格的分界,二个环节间传递信息的最重要手段只有靠图样。

模具CAD/CAM技术是在模具CAD和模具CAM分别发展的基础上出现的,它是计算机技术综合应用中的一个飞跃。

目前,模具CAM技术一般都与模具CAD技术集成,或者是模具CAM系统本身就包含一些设计的功能模块(即模具设计制造一体化),这样才能真正充分发挥整个系统的优势。在模具CAM系统中,产品的几何模型(有些综合系统还要求附加工艺和组织管理方面信息)是关于产品的最基本的数据,并作为整个计算、分析、生产过程中最原始的依据。通过模具CAM系统的计算和分析而得到的大量信息,可运用数据库和网络技术将其存储并直接传送到生产制造环节的各个方面,从而方便地进行生产控制。

采用了CAM技术以后,图样的作用大大减弱,大部分制造信息由系统直接传送,图样不再是制造、生产过程中的唯一依据,它的使用逐步减少,最终将会在制造过程中消失。

(3) CAM系统应具备的功能

一个比较完善的CAM系统,是由产品设计制造的数值计算和数据处理程序包、图形数据交换(输入、输出)和处理的交互式图形程序包、存储和管理设计制造数据的工程数据库等三大部分构成的。这种系统的主要功能包括:

1) 曲面造型(Surface Modeling)功能 系统应具有根据给定的离散数据和工程问题的边界条件,来定义、生成、控制和处理过渡曲面与非矩形域曲面的拼合能力,以及某些用自由曲面构造产品几何模型所需要的曲面造型功能。

2) 实体造型(Solid Modeling)功能 系统应有尽可能完善的定义和生成体素(Primitive)的能力,以及用几何体素构造法(Constructive Solid Geometry,缩写为CSG)或边界表示法

(Boundary representation,缩写为B-rep)构造实体模型的能力。

3) 物体特性计算功能 系统应具有根据产品几何模型计算相应物体的体积、表面积、质量、密度、质心、转动惯量等几何特性的能力,为系统对产品进行工程分析和数值计算提供必要的基本参数和数据。

4) 三维运动机构的分析和仿真功能 系统应具有数控代码加工过程动态图形仿真能力,使控制人员可以清楚地看到整个零件的加工过程,从而能够及时地发现和改正错误。

5) 三维几何模型的显示处理功能 系统应具有动态显示图形、消除隐藏线(面)、彩色浓淡处理(Shading)的能力,以便通过视觉直接观察、构思和检验产品模型,解决三维几何模型的逼真性显示问题。

6) 数控加工的功能 系统应具有用三、四、五坐标机床加工产品零件的能力,并能在图形显示终端上识别、校核刀具轨迹和刀具干涉,以及对加工过程的模态进行仿真。

7) 信息处理和数据管理功能 系统应具有统一处理和管理有关制造以及生产计划等全部信息(包括相应软件)的能力。应该建立一个与系统规模匹配的统一的数据库,以实现制造、管理的数据共享,并达到自动检索、快速存取和不同系统间的交换和传输的目的。

(4) CAM的基本内容

传统的生产流程图如图4.1-4的虚框中的内容所示。其中“计算机辅助工艺规划”、“计算机辅助工序安排、材料计划、车间工段控制”、“计算机控制机器人等”、“计算机辅助质量控制”等内容属于CAM的范畴。

在CAD系统完成产品的设计过程后,CAM系统根据产品图样和技术文件进行生产准备工作,编制工艺规程,设计工、夹、量具,制订计划、安排生产,生产过程中需对产品进行质量控制,产品出厂后根据用户的要求对产品进行改进。

在加工制造过程中,下列几方面特别繁琐和复杂的工作可由计算机完成:

1) 工程数据处理。这些数据涉及到材料、设备、结构和工艺等方面的标准规范、经验和试验数据,不仅数据量大,而且数据的类型、属性

和形式也是多种多样的,设计过程中需要对这些数据数据进行存取、加工、传递、检查等操作。

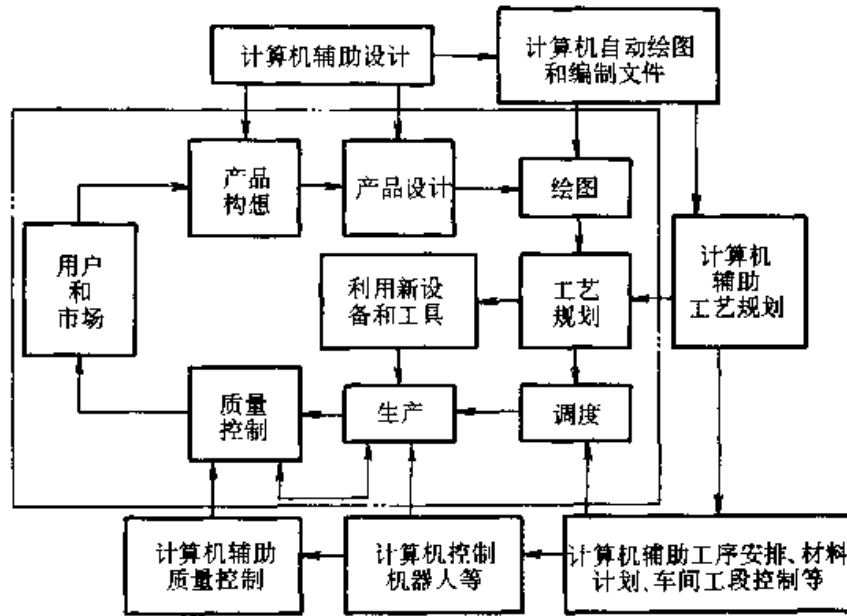


图 4.1-4 CAM 的工作内容

2) 图形绘制和显示。在 CAM 系统中需要生成和编辑有关的图形,需要给出大量的工艺文件;

3) 数值计算。数控编程需进行大量数值计算,包括加工路径规划、计算刀位和后置处理等。

在生产过程中,由于有了 CAM 系统,可在计算机上对产品的加工过程进行模拟仿真,而且,计算机还可以辅助绘制工程图样和文档编辑、辅助工艺人员和管理人员编制工艺规程、制订生产计划和作业调度计划,并可以控制工作机械(机床、机器人等)工作以及在加工过程中进行质量控制等。

在 CAM 系统中,进行科学计算可达到可视化效果。也就是在计算过程中,将计算结果转换为几何图形及图像信息,在屏幕上显示出来并进行交互处理。

3 发展趋势

3.1 计算机集成制造系统的重要组成部分——CAM

CIMS (Computer Integrate manufacturing System) 是计算机集成制造系统的缩写,它指的是以企业为对象,借助于计算机和信息技术,使经营决策、产品设计与制造、生产经营管理有机

地结合为一个整体,从而缩短产品开发和制造周期,提高产品质量及生产率,充分利用企业的各种资源,获得更高的经济效益。

CIMS 的主要特征是除了信息交流实现高度的集成外,在物流和设备流等方面也进行集成。CIMS 作为一门高新技术,也处于不断的发展和变化之中,一些新思想和新技术也被引入到 CIMS 中来。CAM 技术也已成为 CIMS 系统的一个重要组成部分。

20 世纪 80 年代以来,计算机集成制造技术已成为制造工业应用计算机技术的主要发展方向,利用 CIMS 技术建立的计算机集成制造系统,将制造企业的产品设计、加工制造和经营管理等活动集成起来,其目的是在计算机辅助下,利用最小的制造和管理资源,最优地实现企业的发展目标,获得最大的总体效益。

计算机集成制造系统一般由技术信息系统 (Technological Information System, TIS)、制造自动化系统 (Manufacturing Automation System, MAS) 和管理信息系统 (Management Information System, MIS) 组成。CAM 系统是技术信息系统的重要组成部分之一。CIMS 的核心技术是集成,包括了物理集成、信息集成和功能集成等方面的内容,其中信息集成是实现 CIMS 的基础和关键。

共享的产品模型、统一的数据库和网络环境

是实现信息集成的必要条件。为解决产品数据交换和共享问题,国际标准化组织(ISO)根据各国有关标准制定了产品模型数据交换标准(Standard for the Exchange of Product Model Data,缩写为STEP)。STEP不仅是产品数据交换标准,而且是信息集成技术,为开发新一代CAM系统提供了基础。

CIMS的产生反映了人们对制造有了更深刻的认识。从广义上讲,制造包括从产品概念形成、设计、开发、生产、销售及售后服务全过程中的一系列活动。过去将制造仅看作是物料的转换过程,即由原材料加工、装配成产品的过程。实际上,制造是一个复杂的信息流动和交换的过程,因此信息集成起着十分关键的作用。

自20世纪80年代后期以来,并行工程方法也受到了广泛的重视。并行工程是一种以集成的、并行的方式设计产品及其相关过程的系统方法。这种方法使产品开发人员,从一开始就考虑产品从概念形成,到报废处理的整个生命周期中的所有因素,包括质量、成本、进度和用户需求等各个方面。并行工程赋予CIMS信息集成新的内容,是CIMS的一种有效的优化运行模式。并行工程也将对CAM技术的发展产生重大影响。

CIMS被认为是21世纪制造工业的生产模式,工业发达国家把发展和应用CIM技术作为制造业发展战略,投入了大量资金。我国也十分重视发展CIM技术,已把它列入我国高技术发展计划。

3.2 网络化、智能化、最优化

基于微型计算机的CAM系统发展的一条主要途径是网络化。由于微型计算机价格低廉,功能较强,可将多台微机工作站连成分布式CAM系统。在分布式系统中,客户/服务器(Client/Server)结构得到普遍应用。在这种结构中,一台服务器可为多台工作站提供服务。分布式CAM系统结构灵活,功能强。每台工作站可以单独使用,也可以联合使用。整个网络还可以与大型、巨型机相连,以解决更复杂的问题。

设计制造全盘自动化固然理想,但在今天还只是一个追求的目标。人工智能技术是通向设计制造自动化的重要途径。近年来,人工智能的应用主要集中在引入知识工程,以发展专家系统。

专家系统的发展可扩大CAM的功能,有利于制造更高级的CAM系统。专家系统具有逻辑推理和决策判断能力,它将许多事实和有关专业的经验、准则结合在一起,应用这些事实和启发规则,根据设计目标不断缩小搜索范围,使问题得到解决,专家系统是当前研究相当活跃的一个课题。

工艺过程设计的最优化始终是人们追求的目标。目前,大多数模具CAM系统中使用的方法和手工方法基本相同,系统采用交互方式运行,遇到一些复杂问题时,由设计人员加以选择和判断,模具的可靠性仍然存在问题,难以保证一次成功。因此,优化设计、可靠性设计是今后的重要研究方向。

在NC编程时,利用仿真技术模拟加工过程,分析加工情况,判断干涉和碰撞,有利于确定最佳进给路径,保证加工质量,避免发生意外事故,近年来,加工仿真技术已得到很大发展。

3.3 虚拟制造技术

什么是虚拟制造,目前各国学者尚未形成统一的认识,笼统的理解是:在计算机内构造虚拟的生产系统模型,进行实际生产过程的模拟。

虚拟制造技术(Virtual Manufacturing Technology, VMT)是20世纪80年代后期提出并得到迅速发展的一个新思想。它是以虚拟现实和仿真技术为基础,对产品的设计、生产过程统一建模,在计算机上实现产品从设计、加工和装配、检验、使用整个生命周期的模拟和仿真。这样,可以在产品的设计阶段就模拟出产品及其性能和制造过程,以此来优化产品的设计质量和制造过程,优化生产管理和资源规划,以达到产品开发周期和成本的最小化,产品设计质量的最优化和生产效率最高化,从而形成企业的市场竞争优势。

虚拟制造技术按其功能可划分为:

- 1) 产品的虚拟设计技术。面向产品的原理、结构和性能的设计、分析、模拟和评测,以优化产品本身的性能、成本为目标。
- 2) 产品的虚拟制造技术。面向产品制造过程模拟、检验和优化,检验产品的可制造性、加工方法和工艺的合理性,以优化产品的制造工艺过程、保证产品的制造质量、制造周期和最低的

制造成本为目标。

3) 虚拟制造系统。着重于生产过程的规划、组织管理、资源调度、物流、信息流等的建模、仿真与优化,如虚拟企业、虚拟研发中心等。

虚拟制造技术是 CAD/CAE/CAM/CAPP 和仿真技术的更高阶段。利用虚拟现实技术、仿真技术等计算机上建立起的虚拟制造环境是一种接近人们自然活动的一种“自然”环境,在其中视觉、触觉和听觉都与实际环境接近。人们在这样的环境中进行产品开发,可以充分发挥技术人员的想象力和创造力,可以相互协作发挥集体智慧,从而大大提高产品开发的质量和缩短开发周期。

虚拟制造技术的发展首先是在其支撑技术的发展上取得进展,例如,虚拟现实技术、仿真技术等。特别是一些单元技术与制造业的紧密结合和不断深入,更推动了这些技术的进一步发展。同时,支撑技术和单元技术的不断成熟和在制造业中发挥越来越大的作用,也推动了虚拟制造技术的组合和集成。但由于各技术的相对独立性,其统一的特征模型的建立、数据共享和交换等遇到了巨大的挑战。基于 STEP、EDI、TCP/IP 等标准的集成技术是其发展方向。虚拟制造技术虽然于 20 世纪 80 年代才刚刚提出来的。但随着计算机技术的发展,很快就得到人们的极大重视而获得迅速发展。1983 年美国国家标准局 NEL 发展并提出了“虚拟制造单元”的报告。1989 年麻省理工学院的“虚拟制造”的报告提出了虚拟制造在产品概念设计和性能早期评价方面的优势。1993 年爱荷华大学的报告“制造技术的虚拟环境”提出了建立支持虚拟制造的环境,包括虚拟制造的评估系统、装配顺序计划和材料去除过程模拟以及离线编程等技术。里海大学的报告

则提出了与 CAD/CAM、CIM、CAPP、快速成型、敏捷制造、柔性制造有关的可制造性等问题。1995 年美国标准与技术研究所的报告“国家先进制造实验台的概念设计计划”,强调分散的、多节点的分散虚拟制造 (DVM),即虚拟企业的概念,强调企业、政府和大学的联合。美国国家研究委员会的报告“制造中的信息技术”探讨了产品集成、过程设计、车间控制、虚拟工厂等的信息技术问题。1997 年美国标准与技术研究所的报告“使用 VRML 的制造系统建模”则探讨了虚拟现实技术及其在网络上的应用。美国已经在虚拟制造的环境和虚拟现实技术、信息系统、仿真和控制、虚拟企业等方面进行了系统的研究和开发,多数单元技术已经进入实验和完善的阶段。例如,美国华盛顿大学的虚拟制造技术实验室发展的用于设计和制造的虚拟环境 VEDAM、用于设计和装配的虚拟环境等,已经初具规模。虚拟企业(工厂)的研究在美国得到政府和企业界的极大关注,研究异常活跃,成为其敏捷制造技术的主要支柱之一。

欧洲以大学为中心也纷纷开展了虚拟制造技术研究,如虚拟车间、建模与仿真工程等方面的研究。日本对虚拟制造技术的研究也秉承其传统的特点——重视应用,主要进行虚拟制造系统的建模和仿真技术以及虚拟工厂的构造环境研究。

我国在虚拟制造技术方面的研究多数是在原先的 CAD/CAE/CAM 和仿真技术等基础上进行的,目前主要集中在虚拟制造技术的理论研究和实施技术准备阶段,系统的研究尚处于对国外虚拟制造技术的消化和与国内环境的结合上。据不完全的调查统计,国内进行虚拟制造技术研究的单位达到了 100 家,已经取得了一些可喜的进展。

第 2 章 曲线与曲面

许多模具的工作型面为自由曲面，因此在模具的数控加工中不可避免地会涉及曲线和曲面的定义、描述和处理。例如，用曲线描述刃口模具的刃口形状，用曲面定义成形模具的工作型面等。在数控编程中，刀具轨迹的规划和刀位点的计算，也都需要处理有关的曲线或曲面。因此，处理曲线与曲面的数学方法对于模具的数控加工十分重要。本章将对数控加工中常用到的曲线、曲面及其数学描述进行介绍。

1 曲线

1.1 自由曲线的生成与参数方程

所谓自由曲线指的是不能用直线、圆弧和二次圆锥曲线描述的任意形状的曲线。自由曲线常用的生成方法是逼近和插值等方法。随着计算机技术的发展，自由曲线在机器人轨迹规划、航空航天、汽车、船舶、模具等流线型表面设计方面得到了广泛的应用。特别是非均匀有理 B 样条 (NURBS)，不仅能把规则物体和自由形状物体用统一的数学模型表达，而且能用样条精确地表示而不只是逼近规则形状的物体，从而为 CAD/CAPP/CAM 建立统一的几何模型提供了基础。

曲线可以用隐函数、显函数或参数方程表示。曲线用隐函数表示不直观，作图不方便；用显函数表示虽然简单直观，但存在多值性和斜率无穷大等问题。因此，隐函数、显函数只适合表达简单、规则的曲线。复杂的曲线如自由曲线一般表示成参数方程。

空间参数曲线可以看作是一个动点在空间的轨迹，可以用位置矢量 $\vec{r}(t)$ 连续不断地描述各瞬间位置，如图 4.2-1 所示。曲线的参数方程一般可写为： $\vec{r}(t) = \vec{r}(x(t), y(t), z(t))$ 的表达形式。工程常见的直线、圆弧、螺旋线等规则曲线也可用上述参数表达方法。本节讨论自由曲线的参数表达方法，并主要介绍 Ferguson 曲线、Bezier 曲线、B 样条曲线和 NURBS 曲线等表达方法。

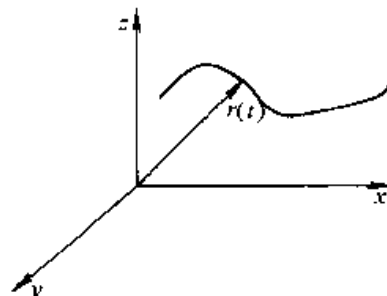


图 4.2-1 空间参数曲线

1.2 Ferguson 曲线

Ferguson 曲线也叫 Hermite 插值曲线。因为 Hermite 插值系数多项式为 k 次 ($k \geq 1$) 时，Hermite 插值多项式为 $(2k+1)$ 次。显然，Hermite 插值多项式的最低为 3 次 (或 4 阶)。设三次代数多项式

$$P(t) = At^3 + Bt^2 + Ct + D = [t^3 \ t^2 \ t \ 1] \begin{bmatrix} A & B & C & D \end{bmatrix}^T \quad (4.2-1)$$

则三次 Ferguson 曲线上任意一点的坐标可表示为：

$$P(t) = [t^3 \ t^2 \ t \ 1][M] \quad (4.2-2)$$

求 $[M]$ 矩阵的过程如下：已知某段曲线的起点和终点为 Q_0 和 Q_1 ，且 Q_0 和 Q_1 两点处曲线的切矢量 Q'_0 和 Q'_1 ，如图 4.2-2 所示。

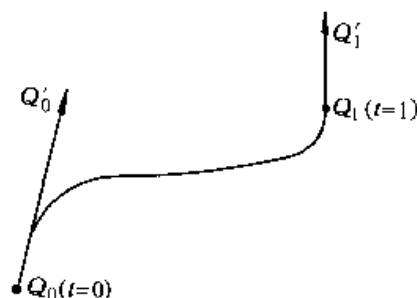


图 4.2-2 Ferguson 曲线

将 $t=0$ 和 $t=1$ 分别代入式 (4.2-2) 得

$$P(0) = [0 \ 0 \ 0 \ 1][M] = Q_0$$

$$P(1) = [1 \ 1 \ 1 \ 1][M] = Q_1$$

由式 (4.2-2) 对 t 求导数得

$$P'(t) = [3t^2 \ 2t \ 1 \ 0][M] \quad (4.2-3)$$

将 $t=0$ 和 $t=1$ 分别代入式 (4.2-3) 得

$$P'(0)=[0 \ 0 \ 1 \ 0][M]=Q'_0$$

$$P(1)=[3 \ 2 \ 1 \ 0][M]=Q'_1$$

上述几个式子可以合写成:

$$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 \\ 1 & 1 & 1 & 1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 3 & 2 & 1 & 0 \end{bmatrix} [M] = \begin{bmatrix} Q_0 \\ Q_1 \\ Q'_0 \\ Q'_1 \end{bmatrix} \quad (4.2-4)$$

由此可得

$$[M] = \begin{bmatrix} 2 & -2 & 1 & 1 \\ -3 & 3 & -2 & -1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_0 \\ Q_1 \\ Q'_0 \\ Q'_1 \end{bmatrix} \quad (4.2-5)$$

代入式 (4.2-2) 得 Ferguson 曲线方程如下:

$$P(t) = [t^3 \ t^2 \ t \ 1] \begin{bmatrix} 2 & -2 & 1 & 1 \\ -3 & 3 & -2 & -1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_0 \\ Q_1 \\ Q'_0 \\ Q'_1 \end{bmatrix} \quad (4.2-6)$$

记为

$$P(t) = TM_c Q \quad (4.2-7)$$

式中, T 、 M_c 、 Q 分别叫参数矩阵、代数矩阵和几何矩阵。

另外, Ferguson 曲线方程又可以写成:

$$P(t) = H_{00}(t)Q_0 + H_{01}(t)Q_1 + H_{10}(t) \times (t)Q'_0 + H_{11}(t)Q'_1 \quad (4.2-8)$$

式中, $H_{00}(t)$ 、 $H_{01}(t)$ 、 $H_{10}(t)$ 和 $H_{11}(t)$ 称为调配函数 (或权函数)。

上面是生成一段简单曲线的过程。如果要经过许多点构造一条由多段三次 Ferguson 曲线拼接而成的复杂曲线, 只需保证其中各后一段曲线的起点与前一段曲线的终点重合, 并且在重合点处两线段的切矢量方向相同。

Ferguson 曲线在早期的曲面设计中得到了应用, 但它有许多缺点: 一是设计条件与曲线始末两点的切矢量大小和方向有关, 设计时不易控制; 二是如果定义高次 Ferguson 曲线, 需要用到曲线始末两点的高阶导数。为此, 人们在 Ferguson 数学模型上作了一些改进, 得到另外形式的曲线。Bezier 曲线就是其中一种。

1.3 Bezier 曲线

(1) Bezier 曲线方程

在上述 Ferguson 曲线表达式推导过程中, 在切矢量 Q'_0 和 Q'_1 上的适当位置取两点 Q_{0e} 和 Q_{1e} , 如图 4.2-3 所示, 使之满足以下关系:

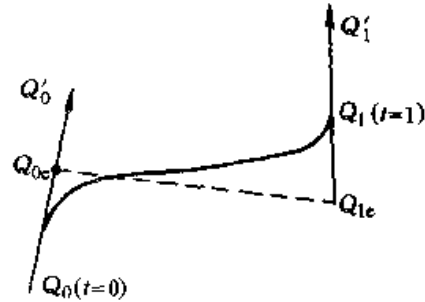


图 4.2-3 Ferguson 曲线

$$Q_{0e} = Q_0 + Q'_0/p, \text{ 即 } Q'_0 = p(Q_{0e} - Q_0)$$

$$Q_{1e} = Q_1 - Q'_1/p, \text{ 即 } Q'_1 = -p(Q_{1e} - Q_1)$$

点 Q_0 、 Q_{0e} 、 Q_1 、 Q_{1e} 都对曲线形状有影响, 是控制曲线形状的控制顶点, 多边形 $Q_0Q_{0e}Q_{1e}Q_1$ 称为控制多边形或特征多边形。将上面两式代入式 (4.2-6) 得:

$$P(t) = [t^3 \ t^2 \ t \ 1] \begin{bmatrix} 2 & -2 & 1 & 1 \\ -3 & 3 & -2 & -1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} Q_0 \\ Q_1 \\ p(Q_{0e} - Q_0) \\ -p(Q_{1e} - Q_1) \end{bmatrix} \quad (4.2-9)$$

整理后得:

$$P(t) = [t^3 \ t^2 \ t \ 1] \begin{bmatrix} 2-p & p & -p & -2+p \\ -3+2p & -2p & p & -3-p \\ -p & p & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} Q_0 \\ Q_{0e} \\ Q_{1e} \\ Q_1 \end{bmatrix} \quad (4.2-10)$$

上式与式 (4.2-6) 结构相似。也可写成与式 (4.2-8) 相似的结构, 其中权函数为

$$\begin{cases} x_0(t) = (1-t^2)(1+(2-p)t) \\ x_1(t) = pt(1-t)^2 \\ x_2(t) = pt^2(1-t) \\ x_3(t) = t^2((3-p)+(p-2)t) \end{cases} \quad (4.2-11)$$

若用 Q_0, Q_1, Q_2, Q_3 分别表示 Q_{0e}, Q_{1e}, Q_1 , 则可写为

$$P(t) = \sum_{i=0}^3 (x_i(t)Q_i) \quad (4.2-12)$$

为了保证曲线的几何不变性(权性、非负性), 应有下列关系成立

$$\begin{cases} x_0(t) + x_1(t) + x_2(t) + x_3(t) = 1 \\ x_0(t) \geq 0 \\ x_1(t) \geq 0 \\ x_2(t) \geq 0 \\ x_3(t) \geq 0 \end{cases} \quad (4.2-13)$$

$$P(t) = \begin{bmatrix} t^3 & t^2 & t & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -1 & 3 & -3 & 1 \\ 3 & -6 & 3 & 0 \\ -3 & 3 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_0 \\ Q_1 \\ Q_2 \\ Q_3 \end{bmatrix} \quad (4.2-15)$$

仿式(4.2-7), 记为

$$P(t) = TM_B Q \quad (4.2-16)$$

由四个控制点定义一条三次 Bezier 曲线, 如图 4.2-4 所示。

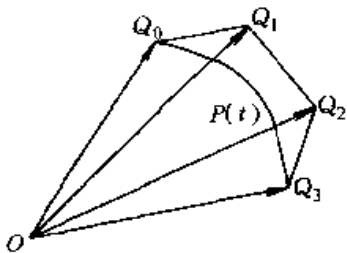


图 4.2-4 三次 Bezier 曲线

伯恩斯坦 (Bernstein) 定义了一种函数 $B_{i,n}(t) = C_n^i (1-t)^{n-i} t^i$, n 为基本曲线的次数, i 为基函数的序号。对 n 次 Bezier 曲线, 可以写成如下通式:

$$P(t) = \sum_{i=0}^n C_n^i (1-t)^{n-i} t^i Q_i = \sum_{i=0}^n B_{i,n} Q_i \quad (4.2-17)$$

由上述通式很容易导出一、二次及高次 Bezier 曲线方程。

当 p 取不同的值时, 取矢量 Q'_0, Q'_1 长度不同 (即控制点 Q_{0e}, Q_{1e} 位置不同), 曲线形状也不同, 分如下几种情况讨论:

- 1) 当 $p \rightarrow 0$ 时, 曲线退化为直线段;
- 2) 当 $p = 0 \sim 3$ 时, p 越大, 曲线越逼近控制多边形;
- 3) 当 $p > 3$ 时, 曲线不再保凸, 即曲线不再位于控制多边形围成的凸包内, 可能出现尖点或闭环 (自相交), 曲线特性变差;

所以, 当取 $p = 3$ 时, 曲线最贴近控制多边形而不出现尖点和闭环。现将 $p = 3$ 代入式 (4.2-11) 得权函数为

$$\begin{cases} x_0(t) = (1-t)^3 \\ x_1(t) = 3(1-t)^2 t \\ x_2(t) = 3(1-t) t^2 \\ x_3(t) = t^3 \end{cases} \quad (4.2-14)$$

所以

(2) Bernstein 基函数的性质

由排列组合和导数运算有关规律可以推导出 Bernstein 基函数如下性质:

- 1) 正性 (非负性): $B_{i,n} = C_n^i (1-t)^{n-i} t^i \geq 0$;
- 2) 权性: $\sum_{i=0}^n B_{i,n}(t) = 1$;
- 3) 对称性: $B_{i,n}(t) = B_{n-i,n}(1-t)$;
- 4) 导数递推性: $B'_{i,n}(t) = n [B_{i-1,n-1}(t) - B_{i,n-1}(t)]$;
- 5) 函数递推性: $B_{i,n}(t) = (1-t) B_{i,n-1}(t) + t B_{i-1,n-1}(t)$ 。

(3) Bezier 曲线的主要性质

由 Bezier 曲线方程和 Bernstein 基函数的性质可以得出 Bezier 曲线的一些性质:

- 1) 端点的特性 有二, 即
 - ① 位置: 曲线首尾端点分别经过折线多边形的首末点, 即 $p(0) = Q_0, p(1) = Q_n$;
 - ② 切矢: 由 $B_{i,n}(t)$ 函数的导数性质, 可以推出

$$P'(t) = n \sum_{i=0}^n (B_{i-1,n-1}(t) - B_{i,n-1}(t))$$

$$= n \sum_{i=0}^n [B_{i-1,n-1}(t)(Q_i - Q_{i-1})]$$

所以, 起点和终点切矢分别为 $P'(0) = n(Q_1 - Q_0)$, $P'(1) = n(Q_n - Q_{n-1})$ 。

2) 对称性 由 Bernsrein 基函数的对称性可知, 控制点的走向 $Q_0 \rightarrow Q_1 \rightarrow Q_2 \rightarrow Q_3$ 颠倒后, 曲线形状不变, 但走向相反。

3) 凸包性 Bernsrein 曲线位于其控制顶点 Q_0 到 Q_n 组成的凸包中 (这是由 Bernstein 基函数的正性与权性保证的)。

4) 保凸性 如果平面控制多边形是凸的 (即多边形的任意两个顶点的连线都在多边形内或其边界上), 则 Bezier 曲线也是凸的。

5) 几何不变性 曲线的形状不随坐标系的变化而变化。

6) 变差减少性 任意一平面与 Bezier 曲线的交点个数不多于该平面与控制多边形的交点个数, 这说明曲线比控制多边形的波动小 (更光顺)。

(4) Bezier 曲线的拼接

复杂 Bezier 曲线是通过多段简单 Bezier 曲线拼接而成的, 两段曲线首末相连时, 根据在连接点处的连续性条件不同, 常分为几种几何连续 (GC) 情况:

1) GC^0 零阶几何连续。即第一段曲线末点与第二段曲线起点重合。设两段曲线的起点和末点分别为 $Q_{10}, Q_{1n}, Q_{20}, Q_{2n}$, 则 $Q_{1n} = Q_{20}$ 。对 Bezier 曲线而言, 如果后一段曲线的第一个控制点与前一段曲线的最后一个控制点重合, 那么两段曲线是 GC^0 连续的。

2) GC^1 一阶几何连续。即同时满足 $Q_{1n} = Q_{20}$ 和 $Q'_{1n}(t) = \lambda Q'_{20}(t)$ 。对 Bezier 曲线而言, 如果后段曲线的第一个控制点与前一段曲线的最后一个控制点重合, 并且后一段曲线的控制多边形的第一条边与前一段曲线的控制多边形的最后一条边在一条直线上, 那么两段曲线是 GC^1 连续的。

3) GC^2 二阶几何连续。即当

$$\begin{cases} Q_{1n} = Q_{20} \\ Q'_{1n}(t) = \lambda Q'_{20}(t) \end{cases}$$

且曲线的主法矢 $\bar{N}_{Q_{1n}}$ 与 $\bar{N}_{Q_{20}}$ 方向一致, 以及曲率 $K_{Q_{1n}} = K_{Q_{20}}$ 时, 则曲线是二阶几何连续。

(5) Bezier 曲线的修改

以四次 Bezier 曲线为例, 如图 4.2-5 所示。图中修改 Q_2 点至 Q_2^* , 修改前的曲线方程为:

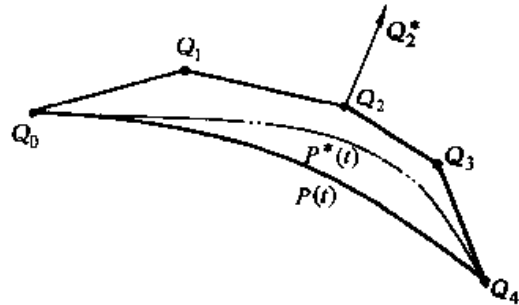


图 4.2-5 Bezier 曲线的修改

$$P(t) = Q_0 B_{0,4}(t) + Q_1 B_{1,4}(t) + Q_2 B_{2,4}(t) + Q_3 B_{3,4}(t) + Q_4 B_{4,4}(t) = \sum_{i=0}^4 Q_i B_{i,4}(t)$$

修改量 $\Delta Q_2 = Q_2^* - Q_2$, 修改后曲线方程为:

$$P^*(t) = Q_0 B_{0,4}(t) + Q_1 B_{1,4}(t) + (Q_2 + \Delta Q_2) B_{2,4}(t) + Q_3 B_{3,4}(t) + Q_4 B_{4,4}(t) = P(t) + \Delta Q_2 B_{2,4}(t)$$

因为 $t \in (0,1), \Delta Q_2 B_{2,4}(t) \neq 0$ 。所以修改一个控制点后, 曲线上任意点都要迭加分量 $\Delta Q_2 \cdot B_{2,4}(t)$, 在整个参数区域内, $P(t)$ 曲线都会发生变化, 所以曲线局部可操作性不好, 修改曲线不方便。

(6) Bezier 曲线控制顶点的反求

曲线控制顶点的反求是指由曲线上的的一系列点 (称之为型值点) 反求出定义该曲线的一系列控制顶点的过程。由实物模型测量数据后, 求产品的计算机描述数据 (如由汽车油泥模型测量数据求车身外形的控制点数据就是曲线的反求过程)。

如果给定 $(n+1)$ 个型值点 $P_0, P_1, P_2, \dots, P_n$, 要求一系列控制点, 由这些控制点定义的一条 Bezier 曲线通过已知的型值点, 这与平常给定控制点求型值点的过程恰好相反。为了确定特征多边形的顶点 Q_i , 可以取参数 $t_i = i/n$, 它们分别与型值点 $P_i (i = 0, 1, 2, \dots, n)$ 对应。于是, 根据 Bezier 的方程和性质, 可列出如下方程组:

$$P_i = C_n^0 (1 - i/n)^n Q_0 + C_n^1 (1 - i/n)^{n-1} (i/n) Q_1 + \dots + C_n^n (i/n)^n Q_n (i = 0, 1, 2, \dots, n)$$

上述方程组有 $Q_0, Q_1, Q_2, \dots, Q_n$ 共

$(n+1)$ 个未知数, 有 $n+1$ 个方程, 故可以得出唯一组解 $(Q_0, Q_1, Q_2, \dots, Q_n)$ 。应注意的是, 参数 t 的取法不一样, 得到的控制点序列也不一样, 由于这些点都逼近 Bezier 曲线, 但逼近的精度有所不同, 即反求的解并不唯一。

Bezier 曲线在自由曲线的设计上得到了广泛的应用, 但也存在一些不足, 主要是存在着以下几个问题:

1) 很复杂的 Bezier 曲线不分段时, 如果控制多边形的顶点数为 $(n+1)$, 也就定义了曲线的次数为 n 。一般控制多边形的顶点数较多, 因而曲线的次数很高, 数学计算很复杂, 采用分段 Bezier 曲线时, 如果要求拼接达到 G^2 连续, 连续条件的计算也相当繁琐。

2) 权函数在开区间 $(0, 1)$ 内均不为零, 因此所定义的曲线在开区间的任何一点均要受所有顶点的影响, 即改变其中任一个顶点的位置对整段曲线都有影响。因而, 不便对曲线进行局部修改。

3) 当曲线的次数 n 较大即控制多边形边数较多时, 多边形对曲线的控制减弱, 即逼近曲线的程度减弱。

为了克服上述问题, 人们提出了 B 样条基函数替代 Bernstein 基函数, 从而出现了 B 样条曲线。

1.4 B 样条曲线

B 样条曲线保持了 Bezier 的直观性、凸包性等优点外, 还具有便于局部修改、对特征多边形逼近程度高、多项式次数低、分段曲线拼接条件简单等特点。

(1) B 样条曲线的数学模型

样条曲线基函数为

$$X_{i,n}(t) = \frac{1}{n!} \sum_{j=0}^{n-1} (-1)^j C_{n+1}^{n-j} (t+n-i-j)^n$$

$(0 \leq t \leq 1, i=0, 1, \dots, n)$ (4.2-18)

式中 i ——基函数的序号;

n ——样条的次数;

j ——一个基函数的项数。

1) 二阶一次 B 样条曲线

将 $n=1$ 代入式 (4.2-18) 得

$$X_{0,1}(t) = 1-t$$

$$X_{1,1}(t) = t$$

两个控制点定义一段 B 样条曲线, 如果给定一系列控制点, 则第 i 段 B 样条曲线方程为

$$P_i(t) = (1-t)Q_{i-1} + tQ_i = \sum_{j=0}^1 X_{j,1}(t)Q_{-1+j}, \quad (4.2-19)$$

显然, 此时曲线是直线段, 就是特征多边形的边, 移动控制顶点 Q_i , 只影响 $\overline{Q_i Q_{i-1}}$, $\overline{Q_i Q_{i+1}}$ 二段, 如图 4.2-6 所示。

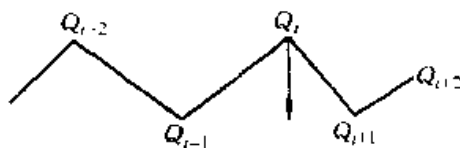


图 4.2-6 一次 B 样条曲线

2) 三阶二次 B 样条曲线

将 $n=2$ 代入上式 (4.2-18) 得

$$X_{0,2}(t) = \frac{1}{2}(t-1)^2 = \frac{1}{2}t^2 - t + \frac{1}{2}$$

$$X_{1,2}(t) = \frac{1}{2}(-2t^2 + 2t + 1) = -t^2 + t + \frac{1}{2}$$

$$X_{2,2}(t) = \frac{1}{2}t^2$$

第 i 段曲线方程为

$$P_i(t) = X_{0,2}Q_{i-1} + X_{1,2}Q_i + X_{2,2}Q_{i+1} =$$

$$\sum_{j=0}^2 X_{j,2}(t)Q_{-1+j},$$

$$t=0 \text{ 时, } P_i(0) = (0-0+\frac{1}{2})Q_{i-1} + (0-0+\frac{1}{2})Q_i + 0 \cdot Q_{i+1} = (Q_{i-1} + Q_i)/2$$

$$t=1 \text{ 时, } P_i(1) = (\frac{1}{2}-1+\frac{1}{2})Q_{i-1} + (-1+1+\frac{1}{2})Q_i + \frac{1}{2} \cdot Q_{i+1} = (Q_i + Q_{i+1})/2$$

因此, P_i 段二次 B 样条曲线由 Q_{i-1}, Q_i, Q_{i+1} 三个控制点定义, P_{i+1} 段曲线由 Q_i, Q_{i+1}, Q_{i+2} 三个控制点定义 (即往后顺移一个控制点)。

曲线端点切矢的基函数为

$$X_{0,2}'(t) = t-1$$

$$X_{1,2}'(t) = -2t+1$$

$$X_{2,2}'(t) = t$$

曲线端点切矢为

$$P_i'(0) = (0-1)Q_{i-1} + (-2 \times 0 + 1)Q_i + 0 \cdot Q_{i+1} = Q_i - Q_{i-1}$$

$$P_i'(1) = (1-1)Q_{i-1} + (-2 \times 1 + 1)Q_i + 1 \cdot Q_{i+1} =$$

$Q_{i+1} - Q_i$
基函数的二阶导数为

$$\begin{aligned} X''_{0,2}(t) &= 1 \\ X''_{1,2}(t) &= -2 \\ X''_{2,2}(t) &= 1 \end{aligned}$$

所以曲线端点的二阶导数为

$$P''_i(0) = P''_i(1) = Q_{i-1} - 2Q_i + Q_{i+1}$$

图 4.2-7 所示为 Q_0, Q_1, Q_2 和 Q_3 四个控制点构成的二次 B 样条曲线。

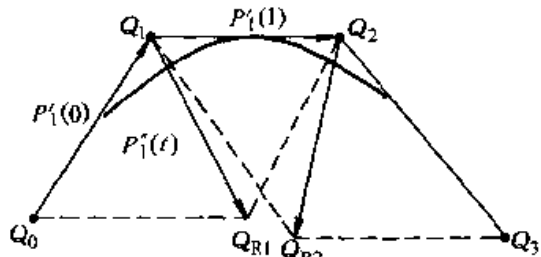


图 4.2-7 二次 B 样条曲线

3) 四阶三次 B 样条曲线

将 $n=3$ 代入式 (4.2-18) 得

$$\begin{aligned} X_{0,3}(t) &= \frac{1}{6}(-t^3 + 3t^2 - 3t + 1) \\ X_{1,3}(t) &= \frac{1}{6}(3t^3 - 6t^2 + 4) \\ X_{2,3}(t) &= \frac{1}{6}(-3t^3 + 3t^2 + 3t + 1) \\ X_{3,3}(t) &= \frac{1}{6}t^3 \end{aligned}$$

所以 $P_i(t) = X_{0,3}(t)Q_{i-1} + X_{1,3}(t)Q_i + X_{2,3}(t)Q_{i+1} + X_{3,3}(t)Q_{i+2} = \sum_{j=0}^3 X_{j,3}(t)Q_{-1+j+i}$
即

$$P_i(t) = \mathbf{TM}_s \mathbf{Q} \quad (4.2-20)$$

式中, T, Q 如前述, 而 M_s 为

$$M_s = \begin{bmatrix} -\frac{1}{6} & \frac{1}{2} & -\frac{1}{2} & \frac{1}{6} \\ \frac{1}{2} & -1 & \frac{1}{2} & 0 \\ -\frac{1}{2} & 0 & \frac{1}{2} & 0 \\ \frac{1}{6} & \frac{2}{3} & \frac{1}{6} & 0 \end{bmatrix}$$

(2) 三次 B 样条曲线几何性质

1) 端点特性

① 位置: 将 $t=0$ 代入式 (4.2-20), 得

$$P_i(0) = \frac{1}{6}Q_{i-1} + \frac{2}{3}Q_i + \frac{1}{6}Q_{i+1}$$

$$= Q_i + \frac{1}{6}(Q_{R1} - Q_i) \quad (4.2-21)$$

式中, $Q_{R1} = (Q_{i-1} - Q_i) + (Q_{i+1} - Q_i)$, 即为图 4.2-8 所示的平行四边形的对角线。

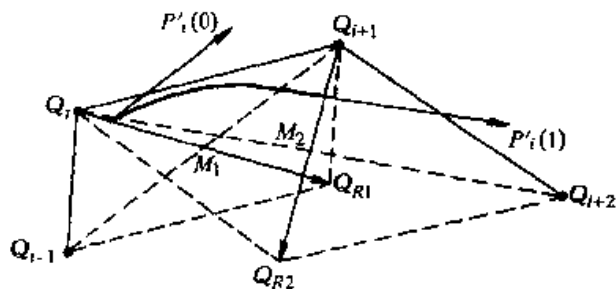


图 4.2-8 三次 B 样条曲线

将 $t=1$ 代入式 (4.2-20), 得

$$P_i(1) = Q_{i+1} + \frac{1}{6}(Q_{R2} - Q_{i+1}) \quad (4.2-22)$$

式中, $Q_{R2} = (Q_i - Q_{i+1}) + (Q_{i+2} - Q_{i+1})$.

式 (4.2-21)、式 (4.2-22) 描述了三次 B 样条曲线的起、终点与控制点之间的关系, 第 i 段三次 B 样条曲线只与 Q_{i-1}, Q_i, Q_{i+1} 和 Q_{i+2} 四个控制点有关, 如图 4.2-8 所示。曲线始点位于 $\Delta Q_{i-1}Q_iQ_{i+1}$ 的中线 Q_iM_1 的 $1/3$ 处, 或平行四边形 $Q_{i-1}Q_iQ_{i+1}Q_{R1}$ 对角线 Q_{R1} 的 $1/6$ 处。曲线终点位于 $\Delta Q_iQ_{i+1}Q_{i+2}$ 的中线 $Q_{i+1}M_2$ 的 $1/3$ 处, 或平行四边形 $Q_iQ_{i+1}Q_{i+2}Q_{R2}$ 对角线 Q_{R2} 的 $1/6$ 处。

② 一阶切矢: 将式 (4.2-20) 对 t 求导, 得

$$P'_i(t) = \sum_{j=0}^3 X'_{j,3}(t)Q_{-1+j+i}$$

$$P'_i(0) = \frac{1}{2}(Q_{i+1} - Q_{i-1})$$

$$P'_i(1) = \frac{1}{2}(Q_{i+2} - Q_i)$$

即曲线在端点处的切矢量分别平行于三角形 $\Delta Q_{i-1}Q_iQ_{i+1}$ 和 $\Delta Q_iQ_{i+1}Q_{i+2}$ 的底边, 等于三角形底边长的一半。

③ 二阶切矢。将式 (4.2-20) 对 t 求二阶导数, 得到

$$P''_i(t) = \sum_{j=0}^3 X''_{j,3}(t)Q_{-1+j+i}$$

则

$$P''_i(0) = Q_{R1} - Q_i$$

即为平行四边形 $Q_{i-1}Q_iQ_{i+1}Q_{R1}$ 的对角线 Q_{R1} ，而

$$P'_i(1) = Q_{R2} - Q_{i+1}$$

即为平行四边形 $Q_iQ_{i+1}Q_{i+2}Q_{R2}$ 的对角线 Q_{R2} 。

由于第 P_i 段曲线由 $(Q_{i-1}, Q_i, Q_{i+1}, Q_{i+2})$ 定义，第 P_{i+1} 段曲线由 $(Q_i, Q_{i+1}, Q_{i+2}, Q_{i+3})$ 定义（即往后顺移一个控制点），所以后一个平行四边形正好是下一段曲线的前一个平行四边形，即 $P'_i(1) = P'_{i+1}(0)$ ，所以三次 B 样条曲线自动满足 G^2 连续条件。对三次 B 样条， N 个控制点可定义 $(N-3)$ 段曲线。

2) 局部特性

每四个控制点定义一段三次 B 样条曲线，如图 4.2-9 所示。改变某一个控制点（如 Q_4 ），只对图中实线表示的四段 B 样条曲线有影响。一般地， K 次 B 样条基函数只在 $(K+1)$ 个曲线区间非零，其余区域为零，即改变一个控制点，只对 $(K+1)$ 条段 B 样条曲线有影响。这体现了 B 样条曲线的局部可修改性。

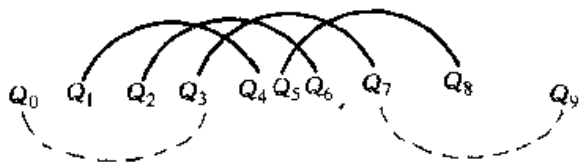


图 4.2-9 三次 B 样条曲线的局部修改特性

3) 几种特殊情况讨论

① 四点共线。当 $Q_{i-1}, Q_i, Q_{i+1}, Q_{i+2}$ 四个顶点位于同一直线上时，上面所提到的平行四边形都蜕化为一直线， $P_i(t)$ 也为一直线。因此，利用这一性质可以在两段曲线之间设计一段直线。

② 三重顶点。如果三个控制点重合，则曲线在此处构成尖点。

③ 四重顶点。如果四个控制点重合，则曲线退化为一一点。

(3) 三次 B 样条曲线的反求

三次 B 样条曲线的型值点的个数比控制点的个数少两个，如果已知 $(n+1)$ 个型值点 $P_i (i=0, 1, \dots, n)$ ，如何反求出 $(n+3)$ 个控制点 $Q_j (j=-1, 0, \dots, n+1)$ ，这就是三次 B 样条曲线的反求问题。显然，必须补充 2 个几何条件，才能求解。

由前面推导得知，型值点与控制点存在着下列关系：

$$\frac{1}{6}Q_{i-1} + \frac{2}{3}Q_i + \frac{1}{6}Q_{i+1} = P_i \quad (i=0, 1, \dots, n)$$

补充条件的方法有如下两种：

1) 对开曲线。设其两端点曲率为 0，可以设计成二重顶点，即

$$Q_{-1} = Q_0, Q_{n+1} = Q_n, \text{ 或 } 6Q_{-1} - 6Q_0 = 0; \\ 6Q_{n+1} - 6Q_n = 0.$$

将 $(n+3)$ 个方程写成矩阵的形式：

$$\begin{bmatrix} 6 & -6 & & & & & & & & 0 \\ 1 & 4 & 1 & & & & & & & \\ & & 1 & 4 & 1 & & & & & \\ & & & & \cdot & \cdot & \cdot & & & \\ & & & & & 1 & 4 & 1 & & \\ & & & & & & & 6 & -6 & \\ 0 & & & & & & & & & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_{-1} \\ Q_0 \\ \vdots \\ \vdots \\ Q_n \\ Q_{n+1} \end{bmatrix} = 6 \begin{bmatrix} 0 \\ P_1 \\ \vdots \\ \vdots \\ P_n \\ 0 \end{bmatrix}$$

对上述方程组，可利用追赶法求解。

2) 对闭曲线。曲线首尾封闭不是简单封闭，控制点必须沿环向重叠一部分，即取 $Q_{-1} = Q_n, Q_{n+1} = Q_0$ ，则得到

$$\begin{bmatrix} 6 & 0 & 0 & \cdot & \cdot & \cdot & -6 & 0 \\ 1 & 4 & 1 & 0 & \cdot & \cdot & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 4 & 1 & 0 & \cdot & \cdot & 0 \\ & & & \cdot & \cdot & \cdot & & \\ & & & & 1 & 4 & 1 & \\ 0 & 6 & 4 & \cdot & \cdot & \cdot & 0 & -6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_{-1} \\ Q_0 \\ \vdots \\ \vdots \\ Q_n \\ Q_{n+1} \end{bmatrix} = 6 \begin{bmatrix} 0 \\ P_1 \\ \vdots \\ \vdots \\ P_n \\ 0 \end{bmatrix}$$

可以用迭代法求解上述方程组。

1.5 非均匀有理 B 样条 (NURBS) 曲线

近年来，随着 CAD/CAM 的发展，非均匀有理 B 样条 (NURBS) 技术得到较快的发展和较广泛的应用，其主要原因在于：1) NURBS 为解析曲线（如圆锥曲线等）和自由曲线提供了统一的数学描述，便于工程数据管理和应用；2) 保留了 B 样条曲线的节点插入、修改、分割以及修改控制点等强有力的技术，而且还具有通过修改权因子来修改曲线形状的能力；3) 具有几何变换不变性；4) 均 B 样条曲线和 Bezier 曲线等均为 NURBS 曲线的表示特例。因此，NURBS 曲线具有更强的表达功能。

NURBS 曲线的定义如下：给定 $n+1$ 个控制点 $P_i (i=0, 1, \dots, n)$ 及其权因子 $W_i (i=0, 1, \dots, n)$ ，则 K 阶 $(K-1)$ 次 NURBS

曲线的表达式为:

$$C(u) = \sum_{i=0}^n W_i P_i N_{i,k}(u) / \sum_{i=0}^n W_i N_{i,k}(u)$$

式中 P_i 也称之为特征多边形顶点位置矢量。

$N_{i,k}(u)$ 是 K 阶 B 样条基函数, 按照递推方式可定义为:

$$N_{i,0}(u) = \begin{cases} 1 & \text{若 } u_i \leq u < u_{i+1} \text{ 或 } u \in [u_i, u_{i+1}] \\ 0 & \text{其他} \end{cases}$$

$$N_{i,k}(u) = \frac{u - u_i}{u_{i+k} - u_i} N_{i,k-1}(u) + \frac{u_{i+k+1} - u}{u_{i+k+1} - u_{i+1}} N_{i+1,k-1}(u)$$

上式中 u_i 为节点值, $U = [u_0 \ u_1 \ \dots \ u_{n+k+1}]$ 构成了 K 阶 B 样条基函数的节点矢量, 节点值必须是增序列, 即 $u_{i+1} > u_i$ 。当节点沿参数轴是均匀分布时, 即 $u_{i+1} - u_i = \text{常数}$, 则 B 样条基函数为均匀 B 样条基函数。在实际工程应用中, 通常取

$$u_0 = u_1 = \dots = u_{k-1} = \alpha = 0$$

$$[W_0 \ W_1 \ W_2 \ W_3 \ W_4 \ W_5 \ W_6 \ W_7 \ W_8] =$$

$$\left[1 \ \frac{1}{\sqrt{2}} \ 1 \ \frac{1}{\sqrt{2}} \ 1 \ \frac{1}{\sqrt{2}} \ 1 \ \frac{1}{\sqrt{2}} \ 1 \right]$$

其节点矢量

$$U = \left[0 \ 0 \ 0 \ \frac{1}{4} \ \frac{1}{4} \ \frac{1}{2} \ \frac{1}{2} \ \frac{3}{4} \ \frac{3}{4} \ 1 \ 1 \ 1 \right]$$

尽管 NURBS 曲线有许多优点, 但由于其表达式较前述几种自由曲线的表达式更为复杂, 因此其计算量较大, 影响软件的运行速度, 耗费的存贮量较大。而且, 当权因子为零和负值时容易引起计算的不稳定, 导致曲线发生畸变, 因此在使用 NURBS 时应有适当的限制以保证算法的稳定性。

2 曲面

2.1 概述

一些复杂的物体表面, 如汽车车身、飞机机身、模具型面等都是呈流线型的自由曲面。与自由曲线的定义相似, 所谓自由曲面是指不能用基本立体要素(棱柱、棱锥、球、一般回转体、有界平面等)描述的呈自然形状的曲面, 必须根据空间自由曲线和自由曲面的理论进行计算。传统的自由曲面设计一般采用放样(Lofting)方法, 即对曲面取不同的截面, 得到平面截交线, 用水平线(Water Line)、铅直线(Station Line)组成

$$u_{n+2} = u_{n+3} = \dots = u_{n+k+1} = \beta = 1$$

即取节点矢量 $U \in [0, 1]$ 且两端按 K 重节点取值, 这样曲线起点和终点就是控制多边形的起点和终点; 且起、终点的切矢量相切于控制多边形的第一条边和最后一条边。例如用 NURBS 曲线表达圆时, 其特征多边形顶点 P_i ($i=0, \dots, 8$) 按图 4.2-10 所示的矩形分布, 每个控制点的权值为

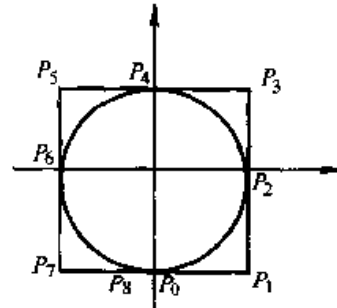


图 4.2-10 NURBS 曲线表达的圆

的矩形网格对截面线上的点进行定位。由于这种方法中网络线不可能无限度密, 对放样曲线上的点的确定, 有时由人的经验而定, 存在较大的误差, 且不适合计算机表达, 为此引入了参数曲面的概念。与参数曲线的定义类似, 参数曲面可看成是一条曲线 $\bar{r} = \bar{r}(u)$ 按某参数 v 运动形成的轨迹, 即参数曲面可表示为 $\bar{r}(u, v) = [x(u, v), y(u, v), z(u, v)]$ 。规则曲面的参数表达式也具有这种双参数形式。

参数曲面的切矢、切平面、法矢是参数曲面加工和检测中需要用到的重要特征, 知道曲面参数方程后, 可以求出曲面的 u 向切矢和 v 向切矢。

u 向切矢:

$$\bar{r}'_u(u, v) = \left[\frac{\partial x(u, v)}{\partial u}, \frac{\partial y(u, v)}{\partial u}, \frac{\partial z(u, v)}{\partial u} \right]$$

v 向切矢:

$$\bar{r}'_v(u, v) = \left[\frac{\partial x(u, v)}{\partial v}, \frac{\partial y(u, v)}{\partial v}, \frac{\partial z(u, v)}{\partial v} \right]$$

因此, 曲面上一点 P_0 处的切平面方程为:

$$\bar{T}(u, v) = \bar{P}_0 + u \bar{r}'_u + v \bar{r}'_v$$

曲面的法矢为:

$$\bar{N}(u, v) = \bar{r}'_u \times \bar{r}'_v$$

切平面方程也可写成:

$$\bar{T}(u, v) = \bar{P}_0(u, v) \cdot \bar{N}(u, v) = 0$$

与 Ferguson 曲线、Bezier 曲线和 B 样条曲线对应, 工程常用的自由曲面有 Coons 曲面、Bezier 曲面和 B 样条曲面。自由曲线的表达结构可以理解为调配函数对控制点进行一次调配, 是单参

$$P(u, v) = (x(u, v), y(u, v), z(u, v)) = \sum_{i=0}^m \sum_{j=0}^n X_i(u) Q_{ij} X_j(v) \quad (4.2-23)$$

式中 m ——关于参数 u 的调配函数的次数;

n ——关于参数 v 的调配函数的次数;

$m \times n$ 称为曲面的次数;

$X_i(u)$ 和 $X_j(v)$ ——关于参数 u 和参数 v 的调配函数 (两者的结构相同);

Q_{ij} ——给定的已知几何条件。

如果式 (4.2-23) 的 $X_i(u)$ 、 $X_j(v)$ 和 Q_{ij} 取与 B 样条曲线相似的基函数和几何条件时, 式 (4.2-23) 即为 B 样条曲面方程。下面分别介绍 3×3 次 Coons 曲面、Bezier 曲面和 B 样条曲面。

2.2 Coons 曲面

由前面分析, 已知三次 Ferguson 曲线的基函数为 $X = [u^3 \ u^2 \ u \ 1] \times M_c$, 代入式 (4.2-23), 得到双三次 Coons 曲面的方程

$$P(u, v) = [u^3 \ u^2 \ u \ 1] M_c Q_{ij} M_c^T [v^3 \ v^2 \ v \ 1]^T \quad (4.2-24)$$

其中

$$M_c = \begin{bmatrix} 2 & -2 & 1 & 1 \\ -3 & 3 & -2 & -1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$Q_{ij} = \begin{bmatrix} Q_{00} & Q_{01} & Q_{00}^u & Q_{01}^u \\ Q_{10} & Q_{11} & Q_{10}^v & Q_{11}^v \\ Q_{00}^v & Q_{01}^v & Q_{00}^{uv} & Q_{01}^{uv} \\ Q_{10}^v & Q_{11}^v & Q_{10}^{uv} & Q_{11}^{uv} \end{bmatrix}$$

这里, 几何矩阵 Q_{ij} 是一个 4×4 的矩阵, 它的 16 个元素中, 四个是曲面的四个角点 Q_{00} 、 Q_{01} 、 Q_{10} 、 Q_{11} , 如图 4.2-11 所示; 四个是曲面四个角点处的 u 向切矢 (一阶偏导) Q_{00}^u 、 Q_{01}^u 、 Q_{10}^u 、 Q_{11}^u ; 四个是曲面四个角点的 v 向切矢 (一阶偏导) Q_{00}^v 、 Q_{01}^v 、 Q_{10}^v 、 Q_{11}^v ; 四个是曲面四个角点处的扭矢 (二阶偏导) Q_{00}^{uv} 、 Q_{01}^{uv} 、 Q_{10}^{uv} 、 Q_{11}^{uv} 。同 Ferguson 曲线一样, 设计 Coons

数函数。自由曲面的构造与自由曲线的构造策略相似, 它可以看成是自由曲线的“单参数”、“一次调配”向“双参数”、“二次调配”的拓展, 即先通过参数 u 将点调配成曲线, 然后通过参数 v 将曲线调配成曲面。因此, 参数曲面方程可以写成:

曲面时, 需要用到切矢, 而且还要用到扭矢, 不直观, 而且难于控制, 因此 Coons 曲面的应用受到限制。

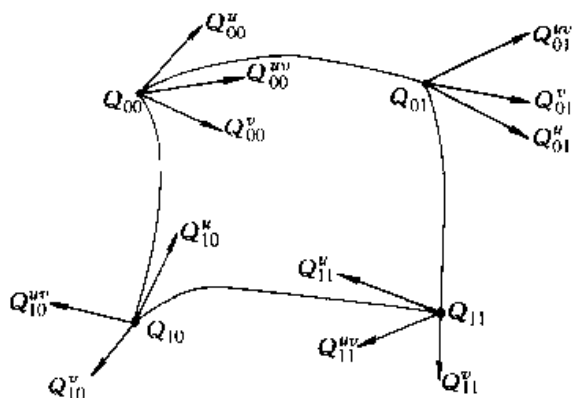


图 4.2-11 Coons 曲面

2.3 Beizer 曲面

由前面分析, 已知三次 Beizer 曲线的基函数为 $X = [u^3 \ u^2 \ u \ 1] \times M_B$, 代入式 (4.2-23) 得双三次 Beizer 曲面方程

$$P(u, v) = [u^3 \ u^2 \ u \ 1] M_B Q_{ij} M_B^T [v^3 \ v^2 \ v \ 1]^T \quad (4.2-25)$$

$$M_B = \begin{bmatrix} -1 & 3 & -3 & 1 \\ 3 & -6 & 3 & 0 \\ -3 & -3 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$Q_{ij} = \begin{bmatrix} Q_{00} & Q_{01} & Q_{02} & Q_{03} \\ Q_{10} & Q_{11} & Q_{12} & Q_{13} \\ Q_{20} & Q_{21} & Q_{22} & Q_{23} \\ Q_{30} & Q_{31} & Q_{32} & Q_{33} \end{bmatrix}$$

Q_{ij} ($i, j=0, 1, 2, 3$) 是由空间的 16 个控制点组成的矩阵, 即空间控制网格, 如图 4.2-12 所示, 控制网格 (图中实线) 的四个角点与曲面 (图中虚线) 的四个角点重合, 其余控制点都不在曲面上。

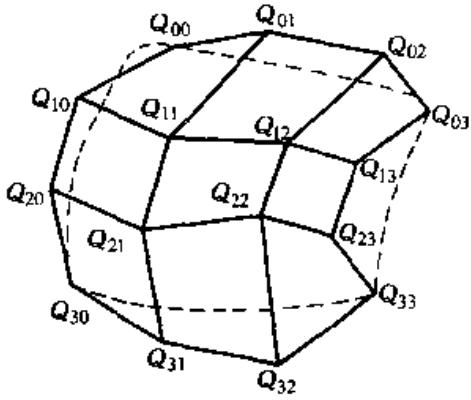


图 4.2-12 Bezier 曲面

2.4 B 样条曲面

由前面分析, 已知三次 B 样条曲线的基函数 $X = [u^3 \ u^2 \ u \ 1] \times M_s$, 代入式 (4.2-23) 得双三次 B 样条曲面方程:

$$P(u, v) = [u^3 \ u^2 \ u \ 1] M_s Q_{ij} M_s^T [v^3 \ v^2 \ v \ 1]^T \quad (4.2-26)$$

式中系数矩阵

$$M_s = \frac{1}{6} \begin{bmatrix} -1 & 3 & -3 & 1 \\ 3 & -6 & 3 & 0 \\ -3 & 0 & 3 & 0 \\ 1 & 4 & 1 & 0 \end{bmatrix}$$

几何矩阵 $Q_{ij} (i, j=0, 1, 2, 3)$ 是空间的 16 个控制点, 这些控制点逼近 B 样条曲面, 但都不经过 B 样条曲面, 如图 4.2-13 所示。

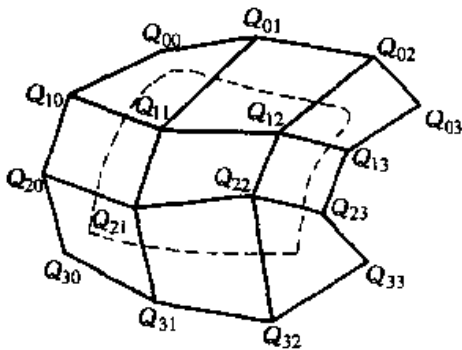


图 4.2-13 B 样条曲面

2.5 NURBS 曲面

与 NURBS 曲线的定义类似, 给定一组 $(m+1) \times (n+1)$ 的网格控制点 $P_{ij} (i=0, \dots, m, j=0, \dots, n)$ 以及各网格控制点的权值 $W_{ij} (i=0, \dots, m, j=0, \dots, n)$, 则其确定的 NUBRS 曲面的表达式为

$$S(u, v) = \frac{\sum_{i=0}^m \sum_{j=0}^n N_{i,k}(u) N_{j,l}(v) W_{ij} P_{ij}}{\sum_{i=0}^m \sum_{j=0}^n N_{i,k}(u) N_{j,l}(v) W_{ij}} \quad (4.2-27)$$

式中 $N_{i,k}(u)$ ——NUBRS 曲面的 u 参数方向的 B 样条基函数;

$N_{j,l}(v)$ ——NUBRS 曲面的 v 参数方向的 B 样条基函数;

k, l ——B 样条基函数的阶数, 其基函数的定义与 NUBRS 曲线中完全相同。

$N_{i,k}(u)$ 的节点矢量为: $[x_0 \ x_1 \ \dots \ x_p]$; $N_{j,l}(v)$ 的节点矢量为: $[y_0 \ y_1 \ \dots \ y_q]$ 。注意下面几个条件必须满足:

$$x_{i+l} \geq x_i, y_{j+l} \geq y_j, p = m + k + 1, q = n + l + 1$$

由于 NUBRS 曲面的定义方法完全类似于 NUBRS 曲线, 故计算方法也完全相似。不仅如此, NUBRS 曲线的许多重要特性也与 NUBRS 曲面相同, 故在此不再重复。

2.6 曲面的反求、拼接和互化

(1) 反求

自由曲面在计算机内部存储的是控制点, 但在实际工程中, 往往先经测绘得到曲面的型值点, 然后再由型值点反求出控制点。由于曲面是由空间点经过两次调配得到的, 因而曲面的控制点的反求需要“两次反求过程”。第一次反求过程为: 将一个参数方向 (如 u 方向) 上的型值点依次按曲线反求出一系列点; 第二次反求过程为: 沿另一个参数方向 (如 v 方向), 将第一次反求得到的点再按曲线算出另一系列点, 第二次反求得到的点即为曲面的控制点。

(2) 拼接

以双三次自由曲面为例, 相邻两片曲面光滑拼接的条件为

1) 对 Coons 曲面, 两张三次 Coons 曲面片共边界且在相邻两角点处的坐标、 u 向切矢、 v 向切矢、扭矢分别相等;

2) 对 Beizer 曲面, 两张双三次 Beizer 曲面片在边界处的相邻的控制网格共边且在同一平面上;

3) 对 B 样条曲面, 由于每 (4×4) 即 16 个

几何条件定义一片双三次曲面, 如果定义 B 样条曲面的几何矩阵 Q 有 M 行 N 列 ($M \geq 4, N \geq 4$), 则可以定义 $(M-3) \times (N-3)$ 个曲面片。与三次 B 样条曲线的连续性相似, 只要 (4×4) 的子矩阵在 Q 矩阵中是依次向右或依次向下移动的, 就能自动保证左右相邻的曲面片或上下相邻的曲面片二阶连续。可见, B 样条曲面的连续性条件十分简单, 这是 B 样条曲面得到广泛应用的原因之一。

(3) 互化

双三次 Coons 曲面、双三次 Beizer 曲面、双三次 B 样条曲面之间可以相互转化。根据式 (4.2-24)、式 (4.2-25) 和式 (4.2-26), 这三种曲面的方程可以分别表示成:

$$P(u, v) = UM_c Q_c M_c^T V^T \quad (4.2-28)$$

$$P(u, v) = UM_B Q_B M_B^T V^T \quad (4.2-29)$$

$$P(u, v) = UM_s Q_s M_s^T V^T \quad (4.2-30)$$

上述三个方程参数矩阵 $U = [u^3 \ u^2 \ u \ 1]$ 和 $V = [v^3 \ v^2 \ v \ 1]$ 都是相同的, 只是代数矩阵与几何矩阵不同, 但如果它们表示同一张曲面, 显然有

$$M_c Q_c M_c^T = M_B Q_B M_B^T = M_s Q_s M_s^T \quad (4.2-31)$$

式 (4.2-31) 描述的就是三种曲面之间的相互关系。例如, 由式 (4.2-31) 可以得到下列两个关系式:

$$Q_B = M_B^{-1} M_c Q_c M_c^T [M_B^T]^{-1} \quad (4.2-32)$$

$$Q_C = M_C^{-1} M_B Q_B M_B^T [M_C^T]^{-1} \quad (4.2-33)$$

式 (4.2-32) 描述的是将 Coons 曲面转化成 Bezier 曲面表示。式 (4.2-33) 描述的则是将 Bezier 曲面转化成 Coons 曲面表示, 其余曲面间的互化关系类推。

第3章 模具CAM的基本组成

1 硬件系统的组成

一个典型的CAM系统由以下几部分组成:

- 1) 计算机(主机);
- 2) 显示器;
- 3) 外存储器:如磁带、磁盘和光盘等;
- 4) 输入装置:如键盘、鼠标等;
- 5) 生产装备:如数控机床、机器人、搬运机械和自动测试装置等;
- 6) 网络:将以上各个硬件联接在一起,以实现一定程度的硬、软件资源共享,实现与上位机或其他计算机网络进行通信。

1.1 基本计算机硬件介绍

1.1.1 计算机

计算机由中央处理器(CPU)、内存储器(简称内存)和输入/输出(I/O)接口组成。计算机的内存是CPU可以直接访问的存储器,用于存储常驻控制程序、用户程序指令和准备接受处理的数据。CPU一般由两部分组成,即控制单元和算术逻辑单元(ALU)。控制单元使系统内各部分相互协调工作,进行人机之间、计算机之间、计算机与各外部设备之间的信息的传输和资源的调度,指挥系统中各个部分去执行各自的功能。算术逻辑单元从内存中获得数据,按内存中的程序指令进行数据的算术和逻辑操作。输入/输出接口实现计算机与外界之间的通信联系。

CAM系统选用哪个档次的计算机,应根据任务的复杂程度、处理的信息量和外部设备的配置情况而定。当前,CAM硬件系统可分为超级计算机和个人工作站两个档次。超级计算机通常由几十个到几千个CPU组成的大规模并行计算机系统,如我国1995年研制的曙光1000由36个CPU组成,峰值计算速度为浮点25.6亿次/s; Intel公司为美国能源部建造的超级计算机,采用9000个Pentium Pro(P6)微处理器,预计峰值计算速度为浮点1.8万亿次/s。个人工作站可以看成是介于原来的PC机与工程工作站之间

的一种计算机系统,通常由一个或几个CPU组成,在计算机技术飞速发展的今天,工程上已经能够用PC机完成工程上绝大部分工作,达到原来工程工作站的性能。

1.1.2 图形显示器

计算机配上高质量的图形显示系统就成为适用于CAM作业的图形工作站。判断图形工作站性能的是图形处理速度和图形显示质量。图形工作站的图形处理速度通常以每秒钟内可处理并显示的三维矢量个数和三维填充多边形的个数来衡量;显示质量通常以屏幕分辨率和可分辨的颜色种数来衡量。高档图形工作站采用专门设计的处理器执行如剪裁、坐标变换、光照等图形计算,这样大大加快了图形的生成过程,这特别是在数控加工过程的动态模拟中有着很大的用处。

目前采用的图形显示器主要是阴极射线管(CRT),CAM系统的CRT是利用计算机产生的数字信号,控制CRT屏幕上许多按矩形网格分布的“像素”(Pixel)发光,而构成屏幕上的图形,每个像素在屏幕上可以发光且具有不同的亮度。如要显示彩色图形,只需赋予每个像素以不同的颜色和亮度。网格分布越细,图像就越清晰,真实感越好。衡量网格稠密度的指标是分辨率,如分辨率为 1024×768 的显示器,在水平方向和铅直方向分别有1024行和768列像素组成。对于一般的CAM系统,采用分辨率为 1024×768 或 1280×1024 的20in左右的显示器即可较好地满足使用的要求。

1.1.3 外存储器

计算机除了有内存储器外,还有外存储器。内存储器可接受CPU的直接访问,存取速度快。由于内存储器成本较高、其容量又受CPU直接寻址能力的限制,通常其存储量是有限的。CAM系统的大量软件、图形库和数据文件均存在外存储器中。CPU不能直接在外存储器中存取信息,当需要使用外存储器中的信息时,需要通过其驱动器将这些信息以块为单位,调入内存存储器接受CPU的处理。内存存储器中暂时不用

的程序和数据则调回外存储器,以便腾出空间,来装入等待运行的程序和数据。外存储器有硬磁盘、软磁盘、磁带、光盘和光磁盘等几种形式。

(1) 硬磁盘

硬磁盘是用金属材料(如铝合金)制成的圆盘,上下两面涂上磁性材料,工作时按一个方向均匀高速旋转。磁盘面上的许多同心圆是记录信息的磁道,一个硬磁盘驱动器可由数片磁盘组成,每片磁盘的两面各有一只读写磁头,浮动地卡装在磁头臂上。磁头臂用弹簧压向盘面。当磁盘组旋转时,在气垫的支撑下使磁头和磁盘面间保持 $1\sim 3\ \mu\text{m}$ 的间隙。磁头臂可作径向移动,以便在不同的磁道上存取信息。磁盘技术发展迅速,正不断向大容量、高传输率、小体积方向发展。

硬磁盘在使用前需进行格式化,由计算机的系统软件将每个磁道分为若干个区段,分别赋以地址编号。所有磁盘面上相同位置的磁道落在一个圆筒上,因此,信息在磁盘上的位置由盘面号、圆筒号、扇区号确定。在硬磁盘上存取信息是随机的,存取速度较快。

硬磁盘是目前最常用的一种外存储器。因为其容量可做得较大,结构是封闭的,对环境的要求不高,可靠性较好。

(2) 软磁盘和光磁盘

软磁盘放在一个方形封套内,中心有一个驱动孔,以便当软磁盘插入驱动器后,由驱动器马达带动软磁盘旋转。封套是固定不动的,磁头在封套的长槽内作径向移动,寻找磁道来读取信息。磁盘上还有一个小孔称为起始孔,用它来表示磁道的起始位置。封套上相应位置也有一个小孔,以便检测光源的进入,起始孔被检测到时,发出一个信号,表示盘磁道的起始。

软磁盘在使用前需进行格式化,由计算机的系统软件把磁盘的存储区划分为若干扇区,每个扇区又分成若干个磁道。每一个扇区前有标识符,由它来记载信息的存取位置。

软磁盘可以随机存取,价格十分便宜。但由于其存储容量较小,一般为 $320\ \text{KB}\sim 1.44\ \text{MB}$,读取速度较慢,常用作微机输入/输出的一种存储介质。

要扩大存储容量,应提高磁盘的位密度和道密度。最近市场上出现的光磁盘较好地解决了上

述难题。光磁盘可向用户提供 $200\sim 600\ \text{MB}$ 格式化的存储空间,而且可以与目前广泛采用的软磁盘兼容,是一种极有发展前景的外存储介质。

(3) 磁带

磁带作为外存储器,价格比较便宜。但是,由于磁带存取数据是顺序的,因此,存取过程中跑空带时间较长,尤其当数据分散存取在带上的区域时,存取的时间更长。磁带常用于存储不常用的系统软件、数据和归档文件,也可用作硬盘的备份,还可用于支持脱机绘图和打印,或作为与外部计算机系统进行信息传递的载体。

(4) 光盘存储器

光盘的读写不用磁头,由半导体激光器和光路系统组成。这种记录技术的优点是记录密度高,不会受环境的影响而丢失信息,信息的保存寿命长,可达30年甚至100年之久,大大高于其它外存储器的保存寿命。另外,光盘工作时,光学读写头和介质之间保持较大的距离,相互不摩擦,介质的工作寿命较长。不足之处是:光学读写头较重,体积较大,使寻址时间较长;存入速度较低,与主机交换数据的速度不匹配,无法实现快速存储,故不能作为计算机的中间存储器。这是光盘一时难以完全替代硬磁盘的主要原因。光盘介质可交换,存储量大,可作为文献档案、图书管理、多媒体等方面的应用。

光盘存储器有以下几种形式:

① CD-ROM光盘机。这是一种只读式光盘机,光盘上所记录的信息是由厂家在盘上刻录好的,只能根据需要选购已记录信息的盘片,在CD-ROM光盘机上读出。用户不能进行信息的写入、更改和擦除。CD-ROM光盘上的信息是以沿着盘面螺旋形信息道上模压而成的一系列凹坑的形式存储,由聚集成亚微米级的激光束对信息道上的凹坑进行扫描,因激光束的反射率发生变化,读出二值化(0,1)信号。CD-ROM的读取时间较长,但因为它是只读的,特别适合存储那些不容许更改增删的文件资料。

② WORM光盘机。这是一种一次写入、多次读出的光盘机。即用户可以在光盘上自行写入信息,但一旦写入了便不可擦除或更改。光盘“写”的原理是利用聚焦成亚微米级的高能量激光束照射到盘片上,使盘片表面介质上形成烧孔、起泡、相变、色变或偏振态变化的信息点。

采用这类一次写光盘,用户不必担心会丢失存储的信息。WORM光盘信息保存寿命同CD-ROM一样可达60~100年之久。另外,其记录密度高、存储容量大、抗恶劣环境强、工作稳定、可靠、介质可换、位存储价格便宜等,非常适用于数字图像等文档信息的存储和检索。目前,5.25" WORM的最大容量已达1GB,12"盘的容量为6.56GB,14"盘的容量为10.2GB。

③可擦写光盘。目前市场上出现的可擦写光盘主要有磁光型和相变型两种。其中,磁光型存储技术已经成熟,其工作原理有居里点记录和补偿点记录两类:前者盘片表面磁光膜介质为稀土-铁合金膜;后者为稀土-钴合金膜。写入信息时,激光束聚焦在盘面磁光膜上,因温度达到“居里点”以上而迅速退磁。此时通过盘面另一面上的电磁线圈施加一个外磁场,使被照微斑反向磁化,从而实现了磁化的反向记录。擦除信息是写信息的逆过程。磁光光盘的读出是利用克尔效应检测记录单元的磁化方向。当激光束扫描磁化信息斑点时,经反射后,如磁化方向向上,激光偏振面绕反射线旋转一角度;反之,如磁化方向向下,激光偏振面绕反射线反方旋转一个角度。通过光学系统即可测出(0,1)二值化信号。目前已达到商品化的这类可擦写磁光盘是不能直接重写的第一代产品。由于盘面另一面的电磁线圈翻转磁化方向的速率有限,故磁光光盘一般需要盘片转三圈才能完成写动作;第一圈是擦除信息,第二圈进行信息的写入,第三圈是校验。相变可重写技术是利用激光束照射相变介质材料(如Ge-Sb-Te系合金),使之发生非晶态和晶态之间的翻转,来实现信息的记录和擦除。从反射率高的晶态转变为反射率低的非晶态(玻璃态)是写过程,如同“淬火”;从非晶态转变为晶态是擦过程,如同“退火”。相变光盘是一种“全光”型光盘,已经脱离了磁存储的痕迹。与上述磁光型相比,相变光盘的重写次数较少,当超过十万次后载噪比急剧下降,热稳定性较差。其结构简单,无需磁头和复杂、精密的光学头,因而价格低、体积小。

1.1.4 计算机网络

计算机网络是用通信线路和通信设备将分散在不同地点并具有独立功能的计算机互相联接,按照网络协议进行数据通信,实现资源共享。计

算机网络具有以下功能:计算机之间实现数据传送;网内各站点上的数据库实现共享;网内各站点上的软件,包括各种语言处理程序、服务程序 and 应用程序等实现共享;网内的计算机和外部设备等硬件资源实现共享;网内各站点可互为后备,以提高系统的可靠性;网内各站点实现负荷合理分配等。

计算机网络有广域网和局域网两种。广域网用于地区之间的通信,由于距离远,需采用调制解调器,将数字信号先调制成模拟信号进行远距离传送,到了目的地后,再将模拟信号解调成数字信号送入目的计算机,其传送速率低。局域网适用于距离短、覆盖面积跨度小的建筑群内计算机的互联,由于线路短,可以直接传送数字信号,不必进行调制解调,其传送速度快。CAM系统所采用的网络一般属于局域网。随着Internet技术的发展,有些远程控制系统有采用广域网的可行性和趋势。

1.2 硬件系统选择的基本原则

配置一套CAM系统,正确地选择硬件是十分重要的。在选择CAM硬件系统时一般应考虑下列主要问题。

1) 应用软件所需的系统环境。选购硬件系统的目的在于用来协助完成特定的任务,因此,评估的顺序应该是先软件后硬件,也就是先定应用方向,再配置硬件设备。在确定应用方向时,应依据具体产品的整个设计、制造作业流程的特点进行选择。例如,对于机械类产品的设计作业,大致有二维图、三维立体图、有限元分析、数控编程和加工等工作。对流程进一步分析还会发现,其中二维图要求有良好的用户界面、容量较大和文件规格一致的数据库。如果要求多用户使用,就还要求有良好的网络文件系统支持能力。对于三维设计的应用而言,高速计算、大容量存储及显示质量就是重要的考虑因素。通常,应针对不同的作业流程,配置档次不同的计算机。

2) 开放式系统。所谓开放式系统是指采用工业标准的系统。这种系统可以保证用户的资源与其他厂商所提供的资源联网,实现共享。同时,各种符合工业标准的结构设计可以适应新技术的发展,保证投资利益。

3) 性能指标。要具体评价一个计算机的优劣,并非易事,事实上没有一个统一的标准。选购计算机时应考虑整体系统的性能价格比,不能只注意 MIPS 和每个 MIPS 的价格,而要全面衡量其 MIPS、RAM (随机存储器)、cache (高速缓冲存储器)、图形加速器、外存、I/O、Bus, 以及 OS、Windows、Network 等系统软件的整体性能。

4) 图形处理。CAM 系统对图形处理的功能要求较高,衡量其功能的指标有二维矢量/s (反映二维绘图速度); 三维矢量/s (反映三维线框造型速度); 色彩的多边形/s (反映实体建模的速度)。若支撑软件是以实体建模为产品造型手段,则应重视有色彩的多边形/s 指标,而不应仅仅注意二维、三维矢量/s 指标。图形加速器按功能分成许多等级,若无特殊需要,用低档图形加速器也就可以了。高档图形加速器适用于高速图像处理、人工智能、动画、图形仿真、地理信息处理等领域中提供逼真的三维真实动态图形。但图形加速器价格较贵,有的甚至与计算机的价格相当。所以,在选购时一定要根据系统的要求与投资的能力综合考虑,过高地追求 CAM 的图形处理功能没有必要。

5) 网络环境。为充分利用网络功能,应做好各个网络终端的数据互连与共享工作。网络中各个终端,根据其分工的不同,进行不同的配置。例如,负责建模的终端应配以高档计算机和图形加速器,而负责绘图的终端只需较低档的计算机就可以了。

6) 扩充功能。为了保障长期的投资利益,系统的可扩充性是评价的重要内容之一。扩充性是多方面的,包括 CPU 浮点运算、内存、磁盘、总线、网络以及系统软件等。一般来说,系统的配置如果是基本型,其扩充能力一般有限,但价格便宜;反之,一个具有较大扩充能力的机种,价格就比较贵。系统是否易于扩充,关键在于它的结构设计是否符合工业标准。

7) CAM 工作站配置的台数。计算机硬件技术发展日新月异,几乎每半年就有新品推出而老品则大幅度降价。因此,工作站不要一批进得太多,尤其是初步开展 CAM 工作的企业,以满足当前需求为原则,以后随着工作的开展,分批逐步扩充。

8) 技术支持与售后服务。选购硬件系统时,

技术支持与售后服务是一个应予考虑的因素。供应商应有维修站和备件库,能提供及时而长期的维修服务,并能及时提供后续工程的支援与应用指导等。

2 软件组成

2.1 软件系统的分类

近年来 CAM 系统的硬件发展很快,但是仅仅靠硬件系统还不行。一个实用的 CAM 系统是一个面向应用并要处理极其复杂对象的系统。在 CAM 作业过程中,如要在显示器上显示设计模型,就要求计算机连续地执行一系列的指令,如确定光点、画图、修改和输出等。这一系列的工作,一般都由 CAM 系统中有关的软件驱动和控制硬件来实现。所以,在建立一个 CAM 系统时,除了要选择必要性能的硬件之外,同时还要十分慎重地调查和研究有关软件的性能,并选择与硬件系统相匹配的软件系统。只有这样,才能提高 CAM 系统的效率,发挥系统的功能,实现系统预期的目标。因此,在评价一个 CAM 系统时,必须综合考虑硬件和软件两个方面及其综合性能和指标。在建立 CAM 系统时必须十分重视软件的选择,否则再好的硬件也是不能发挥作用的。由于 CAM 系统要处理的对象和规模不同,要配置的软件也有较大的差异。从 CAD/CAM 系统的任务和计算机正常运行的角度出发,一般应由三类基本软件组成:控制计算机系统正常运行的系统软件、应用软件、具体产品设计软件。它们之间的关系如图 4.3-1a 所示。对于模具 CAM 而言,主要涉及系统软件和应用软件。

2.2 系统软件

CAM 系统软件与一般计算机系统软件大致相同,它是与计算机硬件直接联系,起到扩充计算机功能和合理调度计算机硬件资源的作用。任何应用软件的编写、编译和运行都是在一定系统软件的支持下进行的。也就是说,应用软件是以系统软件为基础的,即系统软件是应用软件的开发和运行环境。系统软件是以操作系统(OS)为内核和一些公用程序组成。

系统软件中的公用程序与操作系统密切相关,一般包括用户接口、软件支持、网络、图形

标准、数据库管理系统和文件制作等，如图 4.3-1b 所示。UNIX 操作系统具有相当丰富的公用软件。例如，用户接口软件提供了命令解释和窗口系统；软件开发支持系统提供了多种程序设计语言（汇编语言、C 语言、Fortran77；Pascal, lisp 等、编辑与编译程序和源程序管理等）；文件制作系统提供了图表制作和文件整形程序等；网络系统提供了文件传送和电子邮件程序等。总之，系统提供这些公用程序的目标在于扩大系统功能，为用户方便地使用计算机，为应用程序的运行提供服务，并合理调度计算机系统的各种资源，提高系统的使用效率，其中，操作系统是最重要的系统软件。对于一个 CAM 系统，还可能有一些与图形有关的系统处理软件。系统软件提供了整个 CAM 系统的支持功能，并控制存储操作、各种指令的执行及外部设备的运行。

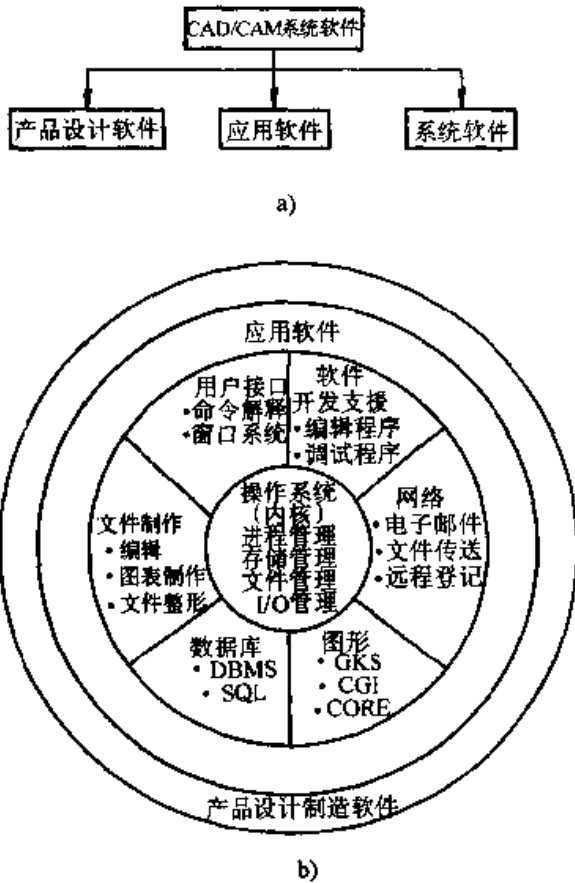


图 4.3-1 CAD/CAM 系统软件

a) 软件分类 b) 软件的相互关系

2.2.1 程序开发支持处理系统

程序开发支持处理系统，主要包括编写各种应用程序用的有关高级语言及相应的编译（解

释）程序和汇编程序。

计算机高级程序设计语言是独立于具体计算机的语言，即它是面向问题，而不是而向某种计算机的语言，具有很好的通用性。由于高级语言通用性好，程序设计人员不必深入了解计算机结构就可以编写出各种计算机的应用程序。用高级语言编写的程序，必须经过一定的处理之后才能在计算机上运行。这种处理过程就是把高级语言程序翻译成机器语言程序的过程。

编译程序的工作过程是把高级语言写的源程序翻译成目标程序。采用的方法是先分析词法和语法，然后进行综合，包括代码优化、存储分配和代码生成三部分。要完成这样复杂的任务，编译程序要对源程序进行多次的扫描，每扫描一遍完成一项或几项任务。不同高级语言具有不同的编译程序，编译过程采用的做法也不相同。词法分析、语法分析、代码优化、存储分配和代码生成五部分都生成相应的各种不同的表格。在词法分析过程中生成的各种表格，登记了词法分析扫描中所获得的有关消息；语法分析的主要功能是查找出源程序中语句的语法错误（有时还能发现一些语义错误），弄清句子结构并翻译成目标程序；代码优化可以使目标程序更为简洁合理，从而提高目标程序的质量；存储空间分配是为了在代码生成前先确定程序、变量以及常数在内存中存放的地址，并把分配的地址写入表格中，在代码生成时用它生成目标程序。

汇编程序和对应的机器语言程序之间有相同之处，又有不同之处。汇编程序是将汇编语言程序（源程序）翻译成机器语言程序（目标程序）。这一翻译过程称为汇编。在汇编过程中，汇编程序通过对源程序进行扫描，并用一定的方法进行机器码与源程序符号码之间的替换，同时对各种形式的错误进行检查和分析。

2.2.2 数据库及其管理系统

为了适应日益增大的信息处理和交换的需要，发展了数据库管理系统（DBMS —— Data Base Management System），它是对数据进行各种操作和管理的软件。数据库管理系统管理一个庞大的数据库，除了保证数据资源共享、数据保密和安全之外，还需要尽量减少库内数据的重复性和冗余性。用户在使用计算机时，通过数据库管理系统检索库内有关的数据，所以，也可以认为

数据库管理系统是用户与数据之间的接口。

数据库管理系统为了把用户对数据库的操作转化到物理级上去执行,一般要具有数据描述语言和数据操作语言。数据库管理系统的主要功能是描述数据库、管理数据库、维护数据库和实现数据通信。数据库管理系统为了实现这些功能需要许多程序,有时还要与操作系统协作。

CAM系统中有图形和非图形数据。在CAM系统中图形数据的结构往往都是用层次嵌套定义的,结构较复杂,而且在设计过程中,设计人员要不断地修改产品设计。所以描述产品的数据是一个变化频繁的动态数据。有时,不仅数据有变化,而且数据的结构也有可能发生变化。在CAM系统中,数据库和应用程序联系紧密,所以在数据库中不仅要存贮和管理数据,还可能要存贮和管理与模型有关的程序、限制条件和图形的表示。另外,在设计过程中,要对设计对象实行不同的处理,而不同的处理过程要求用不同的方法来表示物体。如在几何造型时,有时要用CSG方法表示,有时需要用边界表示。有时还可能要用其它方法表示。为此,对于CAM系统中的数据库管理系统,不仅要具有一般数据库管理系统的功能,而且还要满足CAM系统的上述特殊要求。

2.2.3 操作系统

操作系统是用来支持计算机运行和正常工作的有关程序的集合,并且能扩充计算机的功能。

操作系统是由一系列程序模块组成,应用它们来控制和管理计算机内的所有资源(硬件和软件),并且合理地组织计算机的作业流程,以便有效地利用这些资源,为用户提供了一个功能强大,使用方便的工作环境。操作系统在用户与计算机之间起到了一个接口作用,而且操作系统本身也是计算机系统的一个重要组成部分。操作系统的主要任务是对处理器(CPU)、主存贮器、各种输入/输出设备、文件和作业过程等进行管理。

操作系统一般与硬件关系密切,在引进硬件时,由计算机厂商提供。目前,工作站系统多采用UNIX操作系统,微机系统多采用Windows操作系统。

2.2.4 CAM系统中的网络

实际需要提出了如何在计算机之间进行通信

以及软件、硬件信息资源共享的要求,即要求将处于不同地理位置,并且有独立功能的多台(同类型或不同类型)计算机系统通过通信设备和线路连接起来,以功能完善的网络软件(即网络通信协议、信息交换方式及网络操作系统等)实现网络中资源的共享。

具有一定处理功能的CAM系统往往都由若干计算机/工作站(一般是不同类型,不同档次)组成,工程技术人员用它们分别完成不同的CAM作业任务。如果彼此之间的信息用磁介质传递,就十分不便。有些信息在设计过程中往往是动态改变的,这就要及时地传递到有关人员,否则会造成混乱或错误。为此,要求在CAM作业过程中计算机/工作站之间能自动而可靠地交换和传送有关设计制造信息。另外,随着计算机性能的提高,CAM系统需要逐步地增加新的计算机/工作站,扩大其功能。把这些新老计算机连接在一起共享系统资源,统一传送设计和制造信息,共同完成设计和制造任务,这些都需要计算机网络系统。还有,在建立CAM系统时,可能一次购进多台计算机/工作站(同类型、不同档次或不同类型、不同档次),为了提高系统功能和效率,也需要把全部计算机连接起来。有些企业需要把所有的计算机都连接起来以实现管理、设计制造和销售一体化,凡此等等,都需要计算机网络系统。为此,在建立一个CAM系统时,应注意网络的选择。

在CAM系统中,网上的任何一台计算机/工作站都可以利用网中的任何一台计算机/工作站系统上的资源,这就提高了整体处理能力和效率。在网上的各台计算机/工作站都有自己的操作系统。为了能达到在高一层上把全部计算机/工作站联系起来,就应有一个公共的语言,这个语言在网络通信上称为网络协议。在网络中各计算机/工作站之间的通信都应按照协议规定进行。当前应用最广的是“以太网”(Ether Net),其通信标准一般选用TCP/IP,或者采用IEEE802标准。

计算机网络按其分布位置一般分为局域网(LAN)和广域网(WAN)。而按网络的物理连接形式一般分为星形、树形、环形和总线形网,如图4.3-2所示。星形网在很多情况下不能保证各计算机/工作站之间处于同等的连接地位,因

此,在CAM系统中最理想的网络是总线网和环形网。当前计算机局域网发展十分快。一般CAM系统都用局域网把计算机、工作站和微机以及有关外设联接起来。而不同用途的局域网又可通过中继站连接到其他的网络系统。

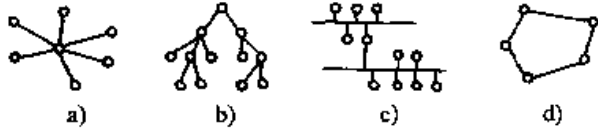


图 4.3-2 计算机网络逻辑结构类型

a) 星形网 b) 树形网 c) 总线形网 d) 环形网

总线网络结构是当前应用最广泛的局域网,它具有传输速率高,距离不受限制,网络可靠性高,用户站点重新配置容易等优点。如果传输信息量不大,而站点分散时,采用总线网络结构可以获得理想的信息传输量。总线网络结构常用“以太网”作为物理连接媒介。近年来,局域网已成为CAM系统与各种不同的制造单元之间的通信手段。在网络中,高级的、面向网络的工作站(服务器)具有很强的局部计算能力、能存贮大量的工程图样和工程数据。

在环形网结构中每台计算机/工作站以点ToPoint的方式连接,并首尾相接形成单向传输。这种网络结构具有响应时间确定、利用率高、灵活性高、覆盖距离大等优点。在环形网中,由一个结点的计算机/工作站向另一结点的计算机/工作站传送信息,只有当发送信息的计算机或工作站获得权限后,才能发送信息,方可确保无冲突地传输信息。

在实际的CAM系统中,对于计算机/工作站性能要求是多方面的,即任何一台单独的计算机/工作站都难以完成一个产品的CAM作业全过程的需求。为此,根据产品的需要,选配不同档次,不同功能的计算机/工作站和外部设备,采用有效的方式把它们联系起来以实现CAM作业过程的需要。为此,根据实际需要和具体情况,建立网络系统是必要的。

2.2.5 图形接口与标准

在CAM系统中,这是很重要的软件开发工具,一般也作为系统软件。计算机图形标准是指图形系统与其相关应用系统界面间进行数据传送和通信的接口标准,以及供图形应用程序调用的子程序及其格式标准。前者也称为数据及文件格

式标准,后者称为子程序界面标准。

国际标准化组织(ISO)已经批准的和拟定中的计算机图形标准有:计算机图形核心系统(GKS)、三维图形核心系统(GKS-3D)、程序员层次交互图形系统(PHIGS)、计算机图形元文件(CGM)、计算机图形接口(CGI)、基本图形转换规范(IGES)和产品数据转换规范(STEP)等。其中,CGM和CGI是面向图形设备的接口标准;GKS、GKS-3D、PHIGS等为面向图形应用软件的标准;IGES和STEP是面向图形应用系统的图形文件格式和产品数据模型标准。

图形化的用户接口——窗口系统是近年来迅速发展并广泛应用的工业标准,比较典型的有面向工作站的Motif, OpenLook和应用于PC机的MS-Windows。

2.3 CAM应用软件

应用软件是CAM系统中的基础软件,它以系统和支撑软件为基础,用于完成CAM作业过程中某些特定任务。在这里,主要介绍该类软件的组成、特点和运行环境等。对于一个CAM系统来说,到底要有多少种应用软件,这要看具体的功能要求,但对于一般的CAM系统来讲,应用软件应包括几何造型软件、有限元分析计算和优化设计软件、动态仿真软件及数控加工信息处理软件等。

(1) 几何造型软件

几何造型软件是CAM系统中重要的软件。几何造型的任务是正确地描述形体的几何形状,并建立起相应的数字模型,以便根据模型进行工艺设计及数控加工。设计师在产品的设计过程中应用几何造型软件可以构造出产品的几何模型。由于产品的形状一般都比较复杂,而且都是三维的。在二维的图形显示器上描述产品的三维图形是较困难的,所以,三维几何造型极为复杂。目前在三维几何造型软件系统中描述三维物体的方法分为三种模型:线框(Wireframe)模型、表面(Surface)模型及实体(Solid)模型。不同的几何造型有其相应的数据结构,并用一定的方法存储在计算机中。关于几何造型的论述详见本书第1篇。

(2) 有限元分析软件

在产品的设计过程中,通常需要作大量的分析

计算,在这些分析计算中有限元方法得到了广泛的应用。在CAM系统中,例如工装夹具设计时,为了计算夹具的变形及其对精度的影响,有时也采用有限元分析方法。有限元分析系统包含三个组成部分:前置处理、分析计算和后置处理。这三个部分可组合在一起运行,也可以单独运行。本书第2篇对有限元分析进行了详细介绍。

(3) 仿真软件

对于CAM系统,仿真技术主要是用于对产品性能和制造过程的模拟。不管是进行哪一种模拟,在设计仿真软件时,首先要建立一个能在计算机上模拟产品工作过程或生产过程的数学模型。这样技术人员不用进行“实物试验”就可以观察到产品的工作性能或生产过程的实时状况。因此,仿真用来模拟实际过程。在计算机上运行仿真软件时,就能实时地反映出过程的性态。一个仿真软件设计过程应包括以下内容:

1) 制定仿真活动计划。如仿真要求的确定,预期结果的定义和各种方案的分析;

2) 仿真对象的分析。主要是对数据的分析和数据采集以及处理;

3) 仿真模型的设计。通过前面的各种分析后,用综合过程的方法建立过程的数学模型;

4) 仿真软件设计。主要解决仿真系统程序设计原理和选择程序语言及系统的标准工具;

5) 仿真结果的分析 and 评价。一个系统仿真的结果与很多因素有关,所以,仿真并不是一种十分精确的方法,而只有当所有的前提、假设和约束条件等都全面考虑之后,所得结果才能比较接近客观情况。

在模具CAM中,常采用加工过程仿真软件,用来模拟走刀切削过程,检验编制的数控加工程序,以便发现存在的问题。

根据以上分析,一个CAD/CAM系统的软件组成可用图4.3-3表示,包括了系统软件、一般应用软件和专用应用软件。

一个CAM系统必须配置适当的硬件和软件,否则是不能实现CAM系统预期的功能的。所以,在研究CAM系统应用软件时,一定要注意系统的运行环境。

CAM技术的应用软件是随着计算机硬件技术的迅速发展而发展的,而应用软件的发展又促

进硬件的发展。在许多情况下,CAM系统的某些功能既可以用硬件实现,也可以用软件来实现,而且两者之间并无绝对的界限。随着计算机硬件技术的迅速发展,以往许多功能是依靠软件来处理的,而现在却把它们制成各种专用芯片,或者专用硬件单元来实现。如计算机图形处理中的三维图形的产生、变换等处理功能,过去是依靠软件来实现,处理时间相当长,而现在用专门的芯片来处理,不仅提高了处理速度,还提高了可靠性。

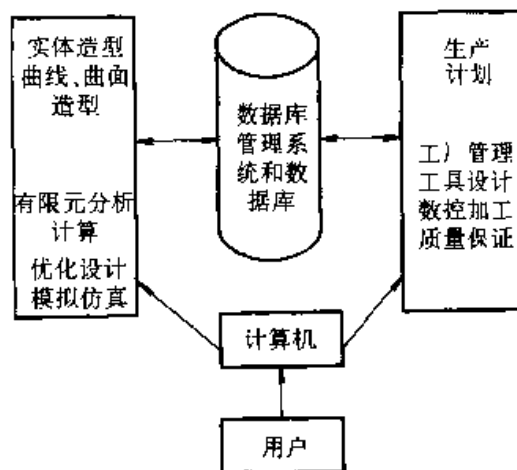


图 4.3-3 CAD/CAM 系统软件的组成

从以上的分析可以看出,应用软件和硬件之间存在互相影响互相依赖的关系。同样,硬件或者软件的发展都会推动和促进对方的发展。例如,过去由于内存贮器的价格昂贵从而限制CAM系统应用程序的容量,随着磁盘技术的提高,或采用内外存贮器相结合的虚拟存贮技术,从而大大放宽了对CAM软件容量的限制。又如各种系统软件和应用软件的不断完善,又促进了各种工作站、智能终端和图形终端的发展。这些充分说明了计算机软件和硬件之间是相辅相成的。在选择、研究开发CAM应用软件时应充分注意硬件的特点。

目前,应用较广泛的、档次较高的CAD/CAM软件有PRO/ENGINEER, I-Deas和Unigraphics等。Mastercam是目前国内应用最广泛,但价格较低的CAM软件。

(4) Mastercam 的介绍

Mastercam是美国从事计算机数控程序设计专业化的公司CNC Software INC研制出来的计

算机辅助制造软件。它将 CAD 和 CAM 这两大功能综合在一起,具有较好的实用性。

Mastercam 除了可产生 NC 程序外,本身也具有一定的 CAD 功能,可直接在系统上制图并转换成 NC 加工程序,也可以进行一些常用图形文件格式间的转换。它能提供适合目前国际上通

用的各种数控系统的后置处理程序文件,例如 FANUC、NELADS、AGIE、HITACHI 等数控系统。Mastercam 系统设有刀具库及材料库,能根据被加工制件材料及刀具规格尺寸自动确定进给率、转速等加工参数。具有较强的数控编程功能。

第 4 章 数控编程技术

1 概述

1.1 数控加工的基本概念

(1) 什么是数控加工

数控加工是指在数控机床上进行零件加工的一种工艺方法。这种加工方法与一般加工方法仅在控制方式上有所不同。在普通机床上，为了加工出有一定精度要求的零件，需要对机床的各种动作如开车、停车、进给、主轴变速等进行控制，既要控制机床各种动作的先后次序，又要控制机床各运动部件的位移量，而且开车、停车、进给、主轴变速等等操作都是由人工直接控制的。在自动机床和仿形机床中，上述的操作和运动参数是通过凸轮、靠模、挡块等装置以模拟量的形式来设定的。虽有一定的灵活性和通用性，但是零件的加工精度受凸轮、靠模制造精度的影响，工序准备时间也长。数控机床则是利用记录在控制介质上的数字指令来操纵机床的各种动作的。工件的加工内容、尺寸和操作步骤等用数字代码表示，将这些控制代码输入到机床的数控装置或系统中，由数控装置或系统加以运算处理后，转换成各种信号，控制机床动作，自动加工出零件来。

因此，数控加工实质上就是由数控装置或系统代替人操纵机床进行机械零件加工的一种自动化加工方法。所用的机床设备称为数字控制机床，简称数控机床或 NC 机床。机床数控系统则是能自动阅读输入载体（记载零件加工程序的介质，如磁盘）上事先记录的数字代码，将其译码，并使机床动作和加工零件的一种控制系统。

数控机床具有广泛的适应性，加工对象改变时只需要改变输入的程序指令；加工性能比一般自动机床高，可以精确加工复杂型面，因而适合于加工中小批量、改型频繁、精度要求高、形状又较复杂的工件，并能获得良好的经济效益。

(2) 工件轮廓的生成方法

数控机床的执行部件，如工作台或刀架通常

只能沿互相垂直的坐标方向作直线进给，因此当被加工工件上的轮廓为曲线轮廓或为与执行部件移动方向不一致的直线轮廓时，此工件轮廓就只能用沿工作台或刀架运动方向细分线段来逼近代替（图 4.4-1）。根据零件轮廓上已知的起点 A、终点 B 的坐标。求出各细分点坐标值，作为控制机床执行部件运动的依据，这称为插补运算，由数控系统的插补器或插补软件实现。

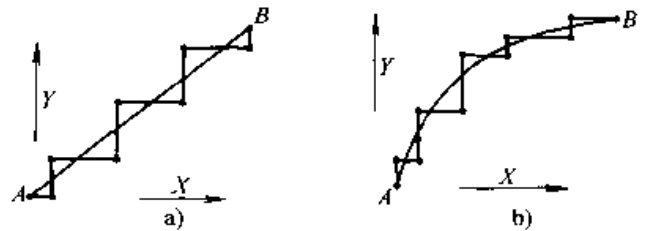


图 4.4-1 零件轮廓用细分线段逼近

a) 直线的逼近 b) 圆弧的逼近

具体加工时，数控系统根据插补运算结果，分别沿各细分线段的方向发出相应的指令脉冲，指挥机床驱动系统控制工作台或刀架按细分线段的方向和长度作步进式进给移动。例如要得到图 4.4-1a 所示斜向直线，一定要按 X、Y、X、Y、X、Y、X、Y 的顺序分配脉冲。

每一单位细分线段的长度为一脉冲当量。所谓脉冲当量就是数控装置每发出一个脉冲时，机床执行部件的位移量。脉冲当量越小，线段分得越细，就越逼近理想的轮廓，工件轮廓的加工精度也就越高。一般脉冲当量定为 0.01~0.005 mm。

具有沿直线分配脉冲功能的插补方式叫做直线插补。具有沿圆弧分配脉冲功能的插补方式叫做圆弧插补。目前生产中使用的数控机床，其数控系统都具有直线（图 4.4-1a）和圆弧（图 4.4-1b）两种插补功能，有些数控系统还具有抛物线和其他高次曲线的插补功能。

具有直线和圆弧插补功能的数控机床，在加工直线时，控制代码中只需给出直线的起点和终

点的坐标信息；在加工圆弧时，控制代码只需给出圆弧起点和终点坐标以及圆心坐标或半径，机床数控系统就能自动进行插补运算，分配指令脉冲，控制机床按规定的直线或圆弧加工出所要求

的工件轮廓表面。

(3) 数控加工作业过程

图 4.4-2 为用数控机床加工零件作业过程的示意图，通常由下述内容组成：

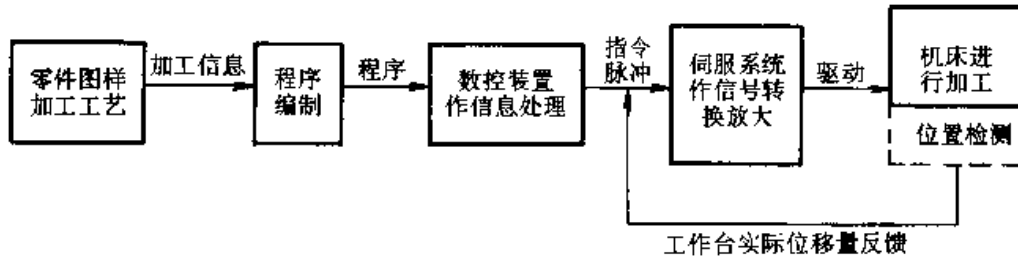


图 4.4-2 数控加工的作业过程

1) 根据被加工零件的工序图样编写该零件的加工程序，包括根据加工要求把加工过程分成若干个程序段；确定各程序段的加工控制指令；计算刀具运动轨迹的坐标数据；按加工过程编排各指令以及按规定的自动控制语言和格式编写程序单；

2) 将程序单全部加工程序的信息记录在信息载体上；

3) 通过输入装置将程序输入数控系统；

4) 数控系统对输入的信息进行计算处理，根据处理结果向机床各坐标的驱动伺服系统分配进给脉冲，并发出必要的动作信号；

5) 伺服系统将进给脉冲转换放大，驱动机床执行件按要求的轨迹运动，并配以其他机床动作实现零件的加工。

(4) 数控加工中的几个重要术语

1) 数控机床的坐标轴与运动方向 为了正确地控制数控机床的运动和进行程序编制，有关标准对机床坐标轴及运动方向做出了如下规定：

① 一个直线进给运动或一个圆周进给运动定义一个坐标轴。不论机床的具体结构是工件静止、刀具运动；还是工件运动，刀具静止，一律假定工件不动，用刀具相对于工件作进给运动的方向确定坐标轴正向。

② 机床的直线进给运动的直角坐标系用 X、Y、Z 表示，称为基本坐标系。X、Y、Z 坐标轴的相互关系用右手定则决定。通常取 Z 轴平行于机床的主轴，Z 轴的正方向是使刀具远离工件的方向。X 轴取为水平且平行于工件的装夹面。在工件旋转的机床上，如车床、磨床等，X 轴的方向是在工件的径向并平行于横向拖板，刀

具离开工件旋转中心的方向是 X 轴的正方向。在刀具旋转的机床上，如铣床、钻床等，若 Z 轴是水平的，则从刀具（主轴）向工件看时，X 轴的正向指向右边。如果 Z 轴是垂直的，对于单立柱机床，当从主轴向立柱看时，X 轴的正方向指向右边；对于双立柱机床，当从主轴向左侧立柱看时，X 轴的正方向指向右边。

③ 围绕 X、Y、Z 轴放置的圆周进给坐标轴分别用 A、B、C 表示，其正向按右手螺旋定则确定。

④ 如果在 X、Y、Z 主要直线运动之外，另有轴线平行于它们的坐标系，可命名为 U、V、W 轴，称为第二坐标系。再增加的第三坐标系用 P、Q、R 表示。同样，A、B、C 以外的转轴可命名 D 或 E 等。

2) 数控机床的坐标数与联动轴数 对于一台数控机床来说，所谓坐标数是指有几个进给运动采用了数字控制。如果一台数控车床，其 X 和 Z 方向的进给运动采用了数字控制，则是一台两坐标数控车床；如果其 X、Y、Z 三个方向的进给运动都能进行数控，则是一台三坐标数控车床。有些数控机床的运动部件较多，在同一坐标轴方向上会有两个或更多的进给运动是数控的，所以还有四坐标、五坐标、甚至更多坐标的数控机床。

要注意的是，数控机床的坐标数不要与“两坐标加工”、“三坐标加工”相混淆。如果有一台三坐标数控铣床，若数控装置只能控制任意两坐标联动，则只能实现两坐标加工；若数控装置能控制三个坐标联动，则能实现三坐标加工。

3) 机床坐标系与工件坐标系 机床坐标系

是机床上固有的坐标系。其固定的坐标原点（也称机床原点），可用机床的坐标轴返回各自的原点（又称零点）以后，各坐标轴部件上的基准线和基准面之间的距离来确定。如立式数控铣床的机床原点为 X、Y 轴返回零点后主轴中心线和工作台面的交点，可由主轴中心线至工作台的两个侧面的给定距离来测定。

工件坐标系是编程人员在编程时使用的，由编程人员以工件图样上的某一固定点为原点（也称工件原点）所建立的坐标系。编程尺寸都按工件坐标系中的尺寸确定。在加工时，工件随夹具在机床上安装后，需测量工件原点与机床原点间的距离，这个距离称为工件原点偏置。

4) 绝对坐标与相对坐标

数控编程时，工件上各加工点的坐标可用以下两种方式来描述：

① 相对方式（或增量方式）。其特点是处于坐标系中的各个点的位置，都是以该点的坐标与相邻点坐标之差表示。此方式表示工件上的尺寸或距离（如孔间坐标距离）比较直观，便于手工编程中的尺寸检查。但当改变工件上某一点的坐标值时，将影响相邻点的增量坐标值。

② 绝对方式。其特点是处于坐标中的每一个点的位置，都是以该点对坐标原点的坐标来表

示。因此当改变工件上某一尺寸的坐标时，不会影响其它尺寸的坐标值。

目前的数控机床有的采用的是绝对坐标系，有的采用的是相对系统，也有的是两者兼有。编程时，应根据具体机床的坐标系类型，从编程方便（如根据图样尺寸的标注方式）及加工精度要求来考虑选用何种坐标描述方式。

1.2 数控机床的组成、分类及发展

(1) 数控机床的组成

如图 4.4-3 所示，数控机床由以下几个部分组成。

1) 输入介质 采用数控机床加工零件时，应首先将加工一个零件所必需的全部信息，如零件在机床上的装夹位置，零件加工的工艺路线或加工顺序，机床进给运动的方向、速度和位移大小，主运动的启、停、换向及变速，以及其它诸如刀具的选择、更换，工件的夹紧、松开、冷却和润滑的启停等，用标准的数控代码，按规定的方法和格式，编制成零件的数控程序并存放于一种便于输入给数控装置的信息载体上。这种信息载体称为输入介质；它可以是穿孔纸带、磁带或软磁盘等，其中以磁盘最为常用。输入介质是将人的操作意图转达给数控机床的中间媒介。

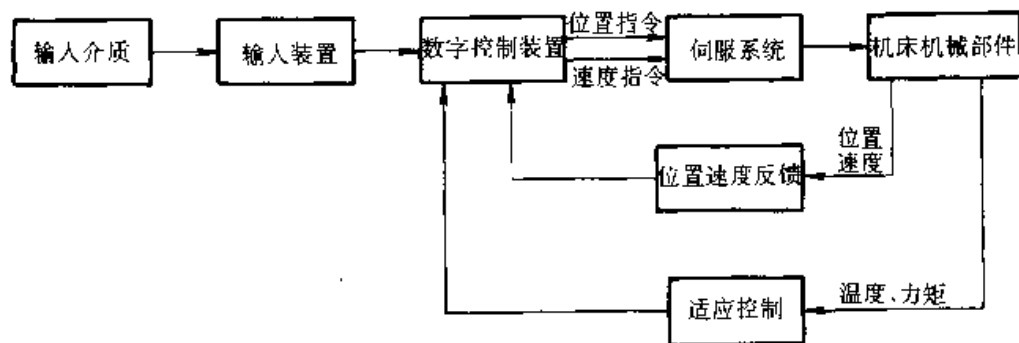


图 4.4-3 数控机床的组成

2) 输入装置 它的作用是将输入介质上的数控代码变成相应的电脉冲信号，传送并存入数控装置内。根据数控程序存储介质的不同，输入装置可以是光电读带机、磁带机或软盘驱动器。有些数控机床，不用任何程序存储载体，而是将数控程序单的内容通过数控装置上的键盘，用手工方式输入，或者通过计算机网络将数控程序由编程计算机传送到数控机床上。

3) 数控装置 数控装置是数控机床的中枢，

它接受输入装置送来的脉冲信号，经过数控装置的系统软件或逻辑电路进行编译、运算及逻辑处理后，输出各种信号和指令，控制机床的各个部分进行规定的、有序的动作。

4) 伺服系统 伺服系统由伺服电路、伺服驱动装置、机械传动机构及执行部件组成。它的作用是接受数控系统发出的进给速度和位移指令信号，由伺服电路作一定的转换和放大后，经伺服驱动装置（交流或直流伺服电机，功率步进电

机,电液脉冲马达等)和机械传动机构,驱动机床的工作台、主轴头架等执行部件实现工作进给和快速运动。数控机床的进给伺服系统与常规机床的进给系统有本质上的差别,它能根据指令信号精确地控制执行部件的运动速度与位置,以及几个执行部件按一定规律运动所合成的运动轨迹。因此,伺服系统的性能在很大程度上决定了数控机床的加工精度、表面加工质量和生产效率。

5) 反馈系统 反馈系统包括位置、速度反馈回路两个部分。位置、速度反馈回路的作用是将机床的实际位置、速度参数检测出来,转变成电信号,输送给数控装置,使数控装置能够校核机床的实际位置及实际速度是否与指令一致,如果不一致则由数控系统发出指令进行纠正。

如果数控机床配备了适应控制回路,则可在切削过程中随时检测某些状态参数(如切削力、扭矩、功率、温度、振动、热变形等),并能根据预定的评价指标(如最大生产率、最低加工成本、最好加工质量等)或约束条件(如恒切削力、恒切削功率等),及时自动修正机床的输入参数(如切削速度、进给量、切削深度等),从而使切削过程达到最佳状态,以获得最优的切削效益。适应控制目前仅用于高效率 and 加工精度较高的数控机床,一般的数控机床还较少采用。

6) 机床的机械部件 数控机床的机械部件包括:主运动部件、进给运动执行部件(如工作台、拖板及其传动部件)和床身、立柱等部件;此外,还有转位、夹紧、冷却、润滑等辅助装置;对于加工中心类的数控机床,还有存放刀具的刀库,交换刀具的机械手等部件。数控机床机械部件的组成与普通机床相似,但传动部件之间的间隙较小,传动和变速系统便于实现自动化控制。

为了减小反向间隙,机床进给系统的机械传动链常采用滚珠丝杠或静压丝杠,以及无间隙齿轮副等;为了减小摩擦,提高运动的平衡性,机床多采用塑料减摩导轨或静压导轨;为了简化机床的传动机构,不用或少用齿轮传动和齿轮变速,而采用宽调速的进给伺服电动机和宽调速的主轴电动机;机床布局便于排屑和装卸工件,有些数控机床采用了自动排屑器和自动工件交换装置。

(2) 数控机床的分类

数控机床的种类很多,分类方法不一。根据数控机床的功能和组成,可以从如下几个不同的角度进行分类:

1) 按数控机床的加工功能分类

① 点位控制数控机床 点位控制机床只控制刀具或工作台从一点移至另一点的准确定位,然后进行定点加工,而点与点之间的路径不需控制。但是为了简化机床控制,一般使刀具或工件沿机床的坐标轴运动,而且在刀具或工件运动的过程中不进行切削。这类机床主要有数控钻床、数控冲床和数控镗床。机床有三个坐标轴,其中两个轴控制在加工平面内的坐标位置,另一个坐标轴控制钻镗切削或冲压运动,为了提高生产效率和保证定位精度,机床控制系统能实现快速定位以减少空行程时间,接近定位点时降低速度,以减少运动部件因惯性过大所引起的定位误差。

② 直线控制数控机床 直线控制数控机床除控制直线轨迹的起点和终点的准确定位外,还要保证被控制的两点间的位移轨迹是平行于某一坐标轴的直线,并且在直线位移过程中按需要的进给速度进行切削。直线控制的数控车床和数控磨床,只有两个坐标轴,可用于阶梯轴的车削和磨削加工。直线控制的数控铣床,有三个坐标轴,可用于平面铣削加工。

③ 轮廓控制数控机床 这类机床又称连续轨迹控制或多坐标联动数控机床。机床有几个坐标轴,数控装置能够同时连续控制两个或两个以上坐标方向的联合运动。为了使刀具按规定的轨迹加工工件的曲线轮廓,数控装置具有插补运算的功能,使刀具的运动轨迹以最小的误差逼近规定的轮廓曲线,并协调各坐标轴间的运动速度,以便在切削过程中始终保持规定的进给速度。这类机床的数控装置的功能是最齐全的。能够进行多坐标联动控制的数控机床,一般也能够进行点位和直线控制。除了少数专用的数控机床,如数控钻床、冲床以外,一般的数控机床,如能加工曲面用的数控铣床、数控车床、数控磨床、加工中心和数控电火花线切割机床等,都具有轮廓控制功能。

2) 按所用进给伺服系统分类

① 开环数控机床 开环数控机床采用开环进给伺服系统。通常开环进给伺服系统由步进电机和步进电机驱动线路组成。机床数控装置发出

的每一脉冲信号使步进电机转动一定的角度,通过滚珠丝杠推动工作台移动一定的距离。它没有位置检测器和反馈线路等环节。这种伺服系统比较简单,工作稳定,容易掌握使用,但精度和速度的提高受到限制。为提高定位精度,常设置有工作台反间隙补偿和丝杠螺距补偿功能,能补偿机械传动链的误差。

② 半闭环数控机床 这种机床的进给伺服系统由比较线路、伺服加大线路、伺服马达、速度检测器和位置检测器组成。速度检测器和伺服马达同轴刚性连接,随时实测伺服马达的转速;位置检测器装在丝杠或伺服马达的端部,通过测量丝杠的回转角度间接测出工作台的实际位置。机床数控装置是根据来自位置检测器和速度检测器的反馈信息与指令信息相比较的结果来控制位置和速度的。常用的伺服马达有宽调速直流电动机、宽调速交流电动机和电液伺服马达。位置检测器有旋转变压器、光电式脉冲发生器和圆光栅等。位置检测反馈不包括由伺服马达到工作台之间的机械传动链,所以也要用反向间隙补偿和丝杠螺距误差补偿。因此,这种伺服系统称为半闭环进给伺服系统,其所能达到的精度、速度和动态特性优于开环伺服系统,为大多数中小型数控机床所采用。

③ 闭环数控机床 闭环数控机床进给伺服系统的工作原理和组成与半闭环伺服进给系统相同,只是位置检测安装在工作台上,可直接测出工作台的实际位置,故反馈精度高于半闭环控制。缺点是系统复杂,机床本身包含在位置环内,机床固有频率、阻尼和间隙等都可能影响系统的稳定性;调试维修较困难;成本也高。常用于高精度和大型数控机床。闭环伺服系统所用伺服电机与半闭环的相同,位置检测器则用长光栅、长感应同步器或长磁栅。

(3) 数控机床的发展

随着微电子、计算机、自动控制、伺服系统与自动检测等技术的迅速发展,表征数控机床水平和决定数控机床功能与特性的数控装置近几十年来也发展异常迅速。20世纪50年代初,美国帕森斯公司接受美国空军的委托,在美国麻省理工学院伺服机构研究室的协助下,于1952年试制成功世界上第一台数控铣床。当时的数控装置采用电子管元件,体积庞大,价格昂贵。1959

年,采用晶体管元件和印制电路板,使数控装置进入第二代。1965年出现了第三代采用集成电路的数控装置,促进了数控机床品种和产量的发展。20世纪60年代末,先后出现了由一台计算机直接控制多台机床的直接数控系统(direct numerical control,简称DNC),又称群控系统,以及采用计算机控制的计算机数控系统(computer numerical control,简称CNC),使数控装置进入了以计算机化为特征的第四代。1974年研制成功使用微处理器和半导体存储器的微型计算机数控装置(micro computer numerical control,简称MNC),这是第五代。第五代与第二代相比,数控装置的功能增加了1倍,而体积则缩小为1/20左右,价格降低了3/4,可靠性也有了极大提高。

将计算机作为控制单元的数控系统称为计算机数控系统。计算机数控系统的硬件电路是由小型或微型计算机再加上通用或专用的大规模集成电路组成,数控机床的主要功能几乎全部由系统软件来实现,不同功能的机床其系统软件也不同。修改或增减系统功能时,不需变动硬件,只需改变系统软件,因此具有较高的灵活性。同时由于硬件基本上是通用的,这就有利于大量生产,提高质量和可靠性。所以,目前新研制和生产的数控机床几乎全都采用微型计算机数控系统。

用计算机对具有数控装置的机床群直接进行联机控制和管理的数控系统称为直接数字控制系统(群控),根据不同的机械加工要求,直接数控系统中所应用的计算机可以是不同档次的计算机,控制的机床由几台至几十台。各数控机床的CNC系统与DNC系统的中央计算机组成计算机网络,实现分级控制管理。直接数字控制技术的发展为柔性制造系统奠定了基础。

20世纪80年代初,随着软件技术的发展,出现了利用键盘和显示屏手动输入数据的人机对话式编制程序的数控装置。

目前,数控机床的控制系统日益趋向于小型化和多功能化,并向着具有完善的自诊断功能发展。数控系统本身将普遍地实现自动编程。数控机床的类型将更加多样化,多工序集中加工的数控机床品种越来越多。激光加工等技术将应用在切削加工机床上,从而更加扩大多工序集中的工艺范围。数控机床的自动化程度更加提高,更多

的数控机床将配备刀具和工件的自动交换装置和储存装置，并具有多种监控功能，从而形成一个柔性制造单元 (flexible manufacturing cell, 简称 FMC)，更加便于纳入高度自动化的柔性制造系统 (flexible manufacturing system, 简称 FMS) 中。

特别值得一提的是，近几年来高速机床发展极为迅速。转速为每分钟数万转的高速数控机床已进入实用化阶段。高速数控机床具有比普通数控机床高出 10 倍以上的生产效率。经高速加工后的模具型面，仅需稍加抛光即可达到使用要求，大大减少了机加工后的打磨、抛光工作量。高速数控机床已越来越多地在模具制造中应用。

2 编程技术

2.1 数控加工程序的编制

(1) 数控加工程序编制的内容与步骤

数控加工程序的编制是数控机床使用中最重要的一环。数控机床之所以能加工出各种形状、尺寸和精度的零件，就是因为有编程人员为它编制不同的加工程序。

众所周知，在普通机床上加工零件时，应由工艺员制订零件的加工工艺规程。在工艺规程中规定了所使用的机床和刀具，工件的定位和夹紧方法，表面的加工顺序和加工尺寸，切削用量等内容。操作者按工艺规程所规定的“程序”加工。在数控机床上加工零件时，首先要进行程序编制。编程人员将在分析零件图样的基础上确定被加工零件的全部工艺过程、工艺参数以及工件与刀具相对运动轨迹的尺寸数据，用规定的文字、数字、符号组成代码，按一定的格式编写成加工程序，并将程序的信息通过控制介质输入到机床数控系统中，并由数控系统控制机床进行加工。这时机床操作者的工作只是装卸工件和刀具，载入加工程序，调整机床原点，按动开关及从旁监督机床加工。

我们把从分析零件图样和加工要求开始，到获得机床数字控制系统所需的程序指令或信息载体 (如磁盘、磁带等) 的整个工作过程，称为程序编制。

一般来说，用数控机床加工任何一种零件的程序编制，都要包含如下六个方面的工作 (图 4.4-4)。

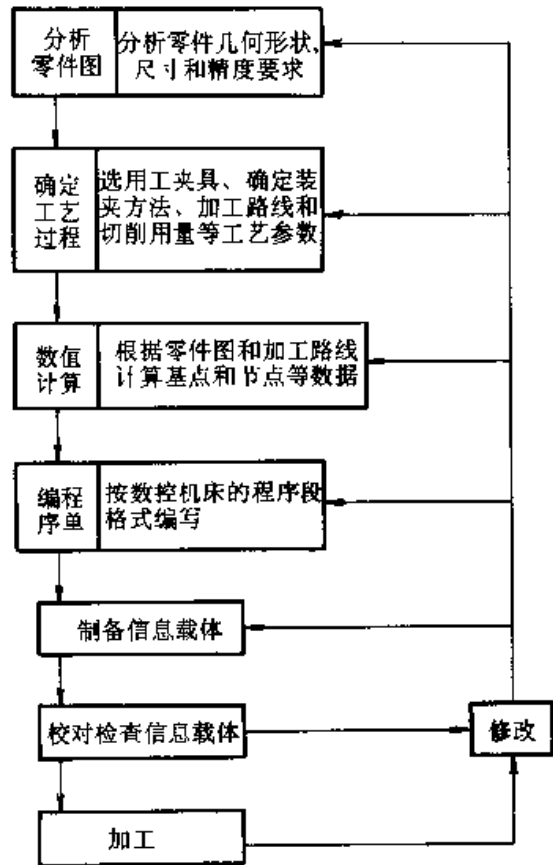


图 4.4-4 程序编制的内容与步骤

1) 分析零件图样 首先分析零件的材料、形状、尺寸、精度以及毛坯热处理要求等。通过分析可以确定该零件是否适于在数控机床上加工，或者该零件的哪几个表面适于在数控机床上加工。

2) 确定数控加工工艺过程 在分析零件图样的基础上，确定零件的加工方法 (如机床、刀具与夹具的选定，工件的定位与夹紧方法的选择) 和加工路线 (如对刀点、进给路线)，并确定切削用量等工艺参数 (如进给速度、切削深度或宽度、主轴转速等)。

3) 数值计算 根据零件图样和确定的加工路线，计算出数控机床所需的刀位点的坐标数据。

对于点位控制的数控机床，往往无需数值计算。如果零件图样的坐标数据与数控系统要求的输入数据不同，只需进行简单的换算即可。

对于直线、圆弧轮廓零件，若数控系统具有直线及圆弧插补功能和刀具半径补偿功能，数值计算也比较简单，仅需算出零件轮廓上相邻几何元素的交点或切点 (如直线的起点及终点，圆弧

的起点、终点和圆心)的坐标值,就能满足要求。

当零件形状比较复杂,并与数控系统的插补功能不一致时,需进行较复杂的数值计算。比如,由非圆曲线组成的平面零件,用直线插补功能的数控机床加工时,除了计算组成该零件轮廓相邻几何元素的交点和切点(称为基点)外,还要用直线逼近组成零件轮廓的所有几何元素,而且逼近误差要小于允许值。然后再求出相邻直线的交点(称为节点)。对于这种情况,需要借助于计算机完成数值计算工作。

4) 编写零件加工程序 根据加工路线计算出来的刀位点的坐标数据和已确定的切削用量,结合数控系统对输入信息的要求,编写零件加工程序。

编写加工程序时,要了解数控机床加工零件的过程,以便在程序中包括必要的工艺指令,如机床启停、切削液的开闭等。

5) 制备信息载体 将程序内容记录在信息载体上,作为数控装置的输入信息。若程序简单,也可直接将其通过键盘输入。现在,已有越来越多的企业采用网络传递加工程序,在这种情况下就不必制备信息载体了。

6) 校对检查信息载体 信息载体的检查方法很多,具体采用何种方法需视本单位的检测手段而定。最通常而又比较有效的方法是将信息载体上的内容输入到机床数控装置进行机床的空运转检查。对于平面轮廓工件,可在机床上用笔代替刀具,坐标纸代替工件进行空运转绘图;对于空间曲面零件,可用木料或塑料工件进行试切,以此检查刀具运动轨迹的正确性。在计算机的图形显示器上仿真加工过程,检验和纠正程序中的错误,现已成为一种普遍应用的检验加工程序的方法。

(2) 程序编制方法

数控加工程序编制方法有手工编程和自动编程两种。

手工编程时,整个程序的编制工作是由人工完成的。这就要求编程人员不仅要熟悉数控代码及编程规则,而且还必须具备机械加工工艺知识和数值计算能力。手工编程需耗费大量的劳动,既繁琐、费时,又容易出错。

自动编程时,编程人员只要根据零件图样的

要求,用专门的、人们容易理解的编程语言,编出零件数控加工的语言程序(此程序称为零件源程序),将其输入计算机后,通过计算机编程系统对零件源程序的处理,可直接输出零件的数控加工程序代码。这样,手工编程中大量繁琐的数值计算、编写程序单等工作完全由计算机自动完成,实现了编程自动化。因此自动编程也称作计算机辅助编程。

在计算机辅助编程中,工艺处理阶段的全部或部分工作,以及零件的源程序的编写仍然是由人工完成的。

应该注意的是,用专用语言编写的零件源程序和手工编程所得到的零件加工程序有本质的区别。手工编程的零件加工程序,可直接用于控制数控机床进行零件加工;而按零件源程序只能作为编程计算机处理的依据,不能控制数控机床。自动编程计算机对源程序处理后,所输出的结果才是所要求的零件加工程序和数控机床可用的数控代码。

为了处理源程序必须为编程计算机配置一套编程系统,也就是通常所说的编译软件。这个编译软件是根据具体的编程语言的要求,并结合具体的计算机编制而成的。

编程系统对零件源程序的处理,分主信息处理和后置信息处理两个阶段进行。

在主信息处理阶段,编译程序将零件源程序翻译成计算机能够识别的机器语言并对数控加工时的刀具运动轨迹进行计算,从而得到刀具中心位置数据,简称刀位数据或 CLDATA (Cutter Location Data)。此阶段的处理并不涉及数控系统的具体指令形式和机床的辅助功能,只与计算机的指令系统有关。因此,主信息处理软件对各类数控机床或数控系统都是通用的。

主信息处理阶段输出的结果——CLDATA 不能直接用在具体的数控机床上,必须通过专门的软件——后置信息处理程序,把 CLDATA 处理成适合于特定数控机床的指令,才能控制数控机床进行加工。因此,主信息处理程序的输出就是后置信息处理程序的输入。对于不同的数控机床来说,数控系统的指令形式不尽相同,机床的辅助功能也不一样,伺服系统的特性也有差别。因此,后置信息处理程序是不通用的,必须根据不同的机床和数控系统来编制。但手工编程中的

大量数值计算是在主信息处理阶段,因而后置处理程序相对要简单得多。

计算机计算、处理的结果,通过外部设备可以直接输出数控加工程序单和载有数控代码的介质,也可以画出被加工零件的轮廓图形。

如果源程序有错,计算机能将错误的地址和错误的性质输出,以便进行修改。

显然,对于自动编程,程编人员应熟悉自动编程系统规定的“语言”、“语法”和源程序的编写方法,了解数控机床对程序编制的要求。当编制具体零件的加工程序时,要根据零件图样和要求,选用或设计工夹具,确定工件坐标系与机床坐标系的关系以及进给顺序,然后再编写零件源程序。

一般来说,加工形状简单的零件,例如点位加工或直线切削零件,用于手工编程所需的时间和费用与用计算机辅助编程所需用的时间和费用相差不大。当被加工零件形状比较复杂(如复杂凸轮轮廓、叶片曲面、螺旋桨桨叶曲面等),或几何元素虽不复杂,但程序量很大的零件(如一个零件上有数千个孔),或铣削轮廓时,数控装置不具备刀具半径自动偏移功能,而只能按刀具中心轨迹进行编程,这时若不采用计算机辅助编程,不仅在编程时间和费用上不合理,甚至用手工编程方法无法完成。

目前,绝大部分情况是采用人机交互式的编程方法。CAD/CAM系统通常都提供了友好的用户界面,数控编程人员可以在图形显示器的屏幕上选择所需的功能。在屏幕上可以显示CAD产生的零件三维图形,并在其上规划走刀路径。CAM软件可自动地计算出刀位轨迹,并产生刀位文件。用户只需点击后置处理功能菜单项目,系统便会自动将其转换为数控系统所要求的NC代码。在显示器上还可以显示走刀轨迹,仿真加工过程,检验是否存在干涉或过切等问题。

2.2 自动编程语言

APT (Automatically Programmed Tools) 是20世纪50年代中期由美国麻省理工学院研究开发的数控自动编程系统。目前使用的APT系统有APT II、APT III、APT IV。其中APT II适用于曲线自动编程,APT III适用于3~5坐标立体曲面自动编程,APT IV适用于自由曲面自动编程。由于APT系统语言词汇丰富、定义的几何

类型多、并配有多种后置处理程序、通用性好,因此在世界范围内获得广泛应用。我国数控机床自动编程语言标准(GB/T 12646—1990)采用了APT的词汇语法;国际标准化组织公布的数控机床自动编程语言(ISO 4342:1985)也是以APT语言为基础。

APT数控自动编程语言与算法语言相类似,是由基本符号、语言和语义几部分构成的。

2.2.1 基本符号

数控语言中的基本符号是语言中不能再分的成分。语言中的其他成分均由基本符号组成。常用的基本符号有字母、数字、标点符号、算术运算符号等。其中标点符号用来分隔语句的词汇和其他成分。APT自动编程语言中常用到的标点符号和算术符号如下。

1) 逗号“,”用于分隔句内的词汇、标识符和数据。例如:

$C1 = \text{CURCKE}/0, 0, 25.$

2) 斜杠“/”用来分隔语句的主部和辅部,或者在计算语句中作除法运算符号。例如:

$\text{GOFWD}/C1; \quad A = B/D$

3) 星号“*”是乘法运算符号。例如:

$A = B * C$

4) 双星号“**”或“↑”是指数运算符号。例如:

$A = B * * \text{或} A = B \uparrow 2$

5) 正号“+”用来表示算术加法或规定一个数的符号。

6) 负号“-”用来表示算术减法或规定一个数的符号。例如:

$P_2 = \text{POINT}/2, -15, -26;$

7) 单美元符号“\$”表示语句尚未结束,延续到下一行。例如:

$L1 = \text{LINE}/\text{RIGHT}, \text{TANTO}, C2,$
 $\text{RIGHT}, \$$

$\text{TANTO}, C1;$

8) 冒号“:”用于分隔语句及其标号。

9) 方括号“[]”用于给出子曲线的起点号和终点号,或用于复合语句及下标变量中。例如:

$Q1 = \text{TABCYL}/ [P1, P2, P3 \dots Pn];$

$\text{GOFWD}/ [C2, \text{PAST}, O1]$

10) 等号“=”用于定义时给定一个名字或者给标识符号赋值用。例如:

P1=POINT/X, Y, Z;

11) 分号“;”作为语句结束符号。

12) 圆括号“()”用于括上算术自变量及几何图形语句中的嵌套定义部分。例如:

A=ABS (B)

13) 小数点“.”用于分隔数的整数部分和小数部分。

2.2.2 词汇

在APT自动编程系统中大约有300个词汇,其中一半用于编程中的控制功能,另一半用于描述零件几何形状、定义刀具轨迹等。例如:POINT(点),LINE(线)等为描述几何形状的词汇;XLARGE(X大)、YLARGE(Y大)等为表示位置状况的词汇;TANTO(相切)、PERPTO(垂直)为表示几何关系的词汇;TLLFT(刀具在左)、TLON(刀具在上)为描述刀具与工件关系的词汇;GOFWD(向前)、GOBACK(向后)为描述刀具运动方向的词汇;DRILL(钻孔)、BORE(镗孔)为描述工艺类型的词汇,等等。

2.2.3 语句

语句是数控编程语言中具有独立意义的基本单位。它由词汇、数值、标识符号等按一定语法规则组成。按语句在程序中的作用,大致可分为四类。

(1) 几何图形语句

几何图形语句的一般形式为

标识符=APT几何元素/参数,例如:

C1=CIRCLE/10, 60, 12.5;

其中C1为几何元素定义的名字,CIRCLE为几何元素类型,10,60,12.5分别为圆心的坐标值和半径值。

几何图形语句分为简单几何图形语句和带嵌套的几何图形语句,上例为简单几何图形语句。在嵌套几何图形语句中,允许将一种几何图形语句用括号括起来,作为一个组采用事先处理的方式来表达。例如:

L2=LINE/(POINT/40, 20), ATANGL, 45

(2) 刀具运动语句

刀具运动语句是用来描述加工过程中刀具运动的轨迹。为了定义刀具在空间的位置和运动,引进了如图4.4-5所示的三个控制面的概念,即零件面(PS)、导向面(DS)和检查面(CS)。

零件面是刀具运动过程中刀具切削点运动形成的表面。它是控制切削深度的表面。导向面是引导刀具运动的面,由此确定刀具与零件表面之间的位置关系。检查面是刀具运动终止位置的限定面。

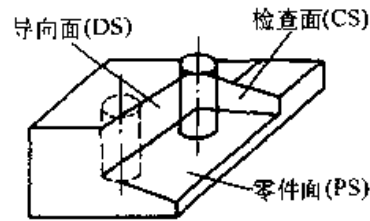


图4.4-5 定义刀具空间位置的控制面

描述刀具与零件面关系的语句如图4.4-6a所示,有TLONPS和TLOFPS分别表示刀具中心正好位于零件面上和不位于零件面上。描述刀具与导向面关系的语句如图4.4-6b所示,有TLLFT(刀具在左),TLRGT(刀具在右)、TLON(刀具在上)之分。描述刀具与检查面关系的语句如图4.4-6c所示,有TO(走到)、ON(走上)、PAST(走过)等。

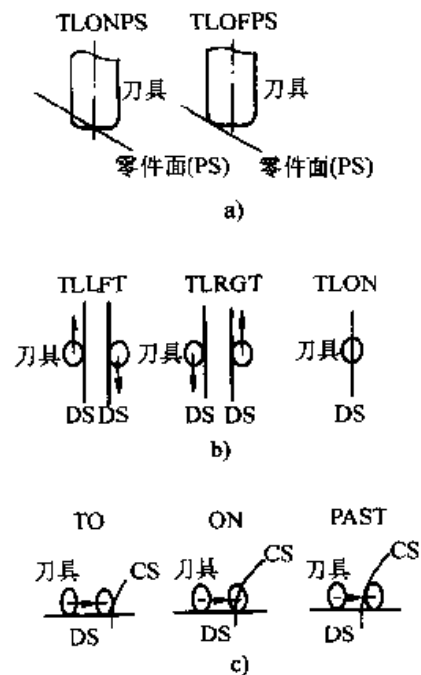


图4.4-6 刀具与零件的位置关系

a) 刀具与零件面关系 b) 刀具与导向面关系

c) 刀具与检查面关系

描述运动方向的语句如图4.4-7所示,它是指当前运动方向相对于上一个已终止的运动方向

而言的,即沿前一次运动的方向观察确定的。例如: GOLFT (向左)、GORGT (向右)、GOFWD (向前)、GOBACK (向后)等。

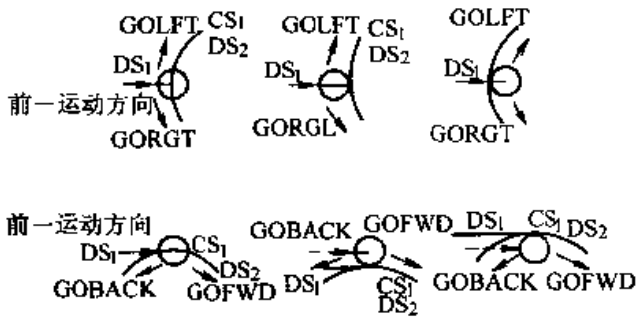


图 4.4-7 刀具运动方向的描述

(3) 工艺数据语句

工艺数据及一些控制功能也是自动编程中必须给定的,例如通过 SPINDL/n, GLW 给出机床主轴数及旋转方向。通过 CUTTER/d, r 给出铣刀直径和刀尖圆角半径。通过 OUTTOL 给出轮廓加工的外容差和内容差。通过 MATERL/FE 给出材料名称及代号,等等。

(4) 初始语句和终止语句

初始语句也称程序名称语句,由“PART-NO”和名称组成。终止语句表示零件程序的结束,用 FINI 表示。

2.3 数控自动编程技术的发展

随着数控技术的迅速发展和数控机床的广泛使用,对自动编程系统的研究近年来也取得了很大的进展,并有如下趋势和特点。

(1) 朝着小型语言系统发展

从自动编程发展的过程来看,自动编程系统基本上是朝着大而全和小而专方向发展的。目前主要是研制小型语言系统,以适应中小工厂使用微型计算机编程的需要。这种专用自动编程的着眼点不是放在功能齐全上,而是在如何简化程序和提高效率上。因此这类系统容易掌握,便于使用,且成本较低。

(2) 朝着加工技术处理语言系统发展

早期的自动编程系统(如 APT 系统)只能完成计算机辅助几何参数的计算,后来发展的自动编程系统则愈来愈多地考虑了工艺参数的自动确定问题。如前联邦德国的 4EXAPT (Extended APT) 语言系统就是在 APT 的基础上扩充了工艺处理能力。只要给出零件的最终加工尺寸、精

度及材料,计算机就能够自动确定加工顺序、刀具、进给速度、主轴转速等工艺参数,而且能部分解决工艺过程最优化问题。

(3) 朝着新的自动编程技术发展

如 20 世纪 70 年代后期发展起来的会话型自动编程、图形交互编程和数字化技术编程方法已在工业中应用,其后发展用语音实现人机联系的语音编程方法。

随着自动编程技术的发展,对自动数控编程系统的功能和应用的方便性提出了更高的要求。尤其是在处理零件的源程序的过程中,希望操作者能对计算机进行控制,就象与计算机进行对话一样。

会话型自动编程方法是在数控语言自动编程方法的基础上,增加“会话”功能而发展成的。程序编制人员通过键盘或其它输入装置,将用数控语言书写的零件源程序和会话型自动编程方法专用的会话命令送给计算机,计算机便在显示屏上显示回答与提问。程序编制员进而用键盘输入回答提问所必要的数据和指令,并对零件源程序进行编辑修改后,就可以获得正确的数控加工程序。会话型自动编程系统的特点是:操作者可随时修改零件源程序;随时停止或开始处理过程;随时打印零件加工程序单或某一中间结果;随意给出数控机床的脉冲当量等后置处理参数。

图形交互编程方法是计算机配备了图形终端和必要的软件后进行编程的一种方法。图形终端由鼠标、显示屏幕和键盘组成,它既是输入设备,又是输出设备。利用它能实现人与计算机“实时对话”,发现错误能及时修改。编程时,可在终端屏幕上显示出所要加工的零件图形,用户可利用键盘和鼠标交互确定进给路径和切削用量,计算机便可按预先存贮的程序计算刀具轨迹,自动编制出零件的加工程序,产生数控代码。这种方法现在已广泛地被商品化的 CAD/CAM 软件所采用。

数字化技术编程方法适用于有模型或实物而无尺寸的零件加工的程序编制,因此也称为实物编程。这种编程方法用三坐标测量机对模型的尺寸进行测量。测量机本身的控制计算机可以对测量数据进行处理,由测得的数据可获得加工的数控程序,走刀轨迹与坐标测量的轨迹相同。

语音编程法是利用人的声音作为输入信息,

并与计算机和显示器直接对话,令计算机编出加工程序的一种方法。编程时,程序员只需对着话筒讲出所需的指令即可。编程前,应使系统“熟悉”程序员的声音,即首次使用该系统时,程序员需对着话筒讲该系统约定的各种词汇和数字,让系统纪录下来并转换成计算机可以接受的数字指令。采用语音自动编程的主要优点是:便于操作,可大大提高编程效率。

(4) 数控编程与 CAD 的集成

随着 CAD 技术的发展及工程数据库研究的日益深入,为 CAD 与 CAM 的集成奠定了基础。

集成化的 CAD/CAM 就是使设计和制造中的各项功能计算机化,并且通过一个公用的中心数据库把这些功能联结在一起。其结果是,CAD 系统能让设计人员在图形显示器前通过与计算机对话的方式来设计产品形状,进行运动分析、结构分析、力学性能分析和模型试验,并自动绘制工程图。然后,生产人员以 CAD 提供的零件模型作为 CAM 的起点,来为零件编制工艺规程、产生数控机床的程序,指挥机器人运送工件和刀具,甚至用管理信息系统管理整个企业的制造过程。

集成化的 CAD/CAM 的一个重要优点是,由于所有的信息都存储在计算机内,而不是纸上,数据从一个部门传送到另一个部门变得更迅速、更可靠,这样就能大大提高了生产效率,并减少差错。

2.4 校核与真实感仿真技术

校核 G 代码就是把生成的 G 代码文件反读进来,生成刀具轨迹,以检查生成的 G 代码的正确性。如果反读的刀位文件中包含圆弧插补,需用户指定相应的圆弧插补格式。否则可能得到错误的结果。若后置文件中的坐标输出格式为整数,且机床分辨率不为 1 时,反读的结果是不对

的,亦即系统不能读取坐标格式为整数且分辨率为非 1 的情况。

刀位轨迹显示验证的基本方法是:当零件的数控加工程序(或刀位数据)计算完成以后,将刀位轨迹在图形显示器上显示出来,从而判断刀位轨迹是否连续,检查刀位计算是否正确。

刀位轨迹显示验证的判断原则为:

- 1) 刀位轨迹是否光滑连续;
- 2) 刀位轨迹是否交叉;
- 3) 刀轴矢量是否有突变现象;
- 4) 凹凸点处的刀位轨迹连接是否合理;
- 5) 组合曲面加工时刀位轨迹的拼接是否合理;
- 6) 走刀方向是否符合曲面的造型原则(这主要是针对直纹面)。

加工过程的动态图形仿真验证已成为图象数控编程系统中刀位验证的重要手段,其基本思想是:采用实体造型技术建立加工零件毛坯、夹具的几何模型及刀具的几何模型进行快速布尔运算(一般为减运算),最后采用真实感图形显示技术,把加工过程中的零件模型、夹具模型动态地显示出来,模拟零件的实际加工过程。其特点是仿真过程的真实感较强,基本上具有试切加工的验证效果。对于由于刀具受力变形、刀具强度及韧性不够等问题,目前还难以达到实际试切验证的效果。

加工过程的动态仿真验证,一般将加工过程中不同的显示对象采用不同的颜色来表示;已切削加工表面与待切削加工表面颜色不同;已加工表面上存在过切、干涉之处可采用另一种不同的颜色。对仿真过程的速度可进行控制,从而使程序员可以清楚地看到零件的整个加工过程,刀具是否啃切加工表面,刀具是否与约束面发生干涉与碰撞等。

第5章 应用实例与实用软件介绍

1 冲裁模 CAM 示例

用数控线切割加工冲模，具有加工精度高、生产效率高及对工人技术熟练程度的要求较低等优点。所以，冲裁模中的凸模、凹模、凸凹模以及卸料板、固定板等均用线切割加工。但在加工模具前，必须根据模具图样算出钼丝中心切割运动轨迹，即求出各轨迹段交点坐标以及确定计数方向与长度等，然后编出数据程序，因此很费时间，而且容易出错。若采用计算机辅助编程，实现 CAD/CAM 的一体化，不仅可以大大缩短编程时间，而且对于提高线切割机加工模具的速度和质量，也具有重要意义。

用计算机实现数控线切割机自动编程，首先根据图形信息，自动选取合理的穿丝孔位置、穿丝孔孔径和起割点位置。然后根据钼丝直径和放电间隙、凸凹模刃口间隙等，确定钼丝中心相对于图形形状的偏置量，生成钼丝运动轨迹和相应的数控加工指令。

1.1 生成钼丝运动轨迹

在切割凹模时，钼丝中心的轨迹应在要求加工图形的里面；切割凸模时，钼丝中心的轨迹应在加工图形的外面，如图 4.5-1 中的虚线所示。因此，只要将图形放大（切割凸模）或缩小（切凹模）即可求得钼丝中心的轨迹。放大或缩小量包括钼丝半径加上电火花放电间隙和凸模与凹模间的间隙。

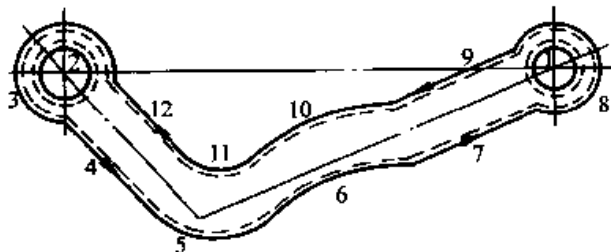


图 4.5-1 图形顺序向量化示意

首先将输入的图形信息进行几何元素的顺序化、表征参数的标准和向量处理，然后转换成—个有序表（表 4.5-1）。实现数控线切割机的计算

机辅助编程的各种几何计算，归纳为对这一表格的处理。表中 A、B、C 为各线段表征参数，T 为线型标志。每一行包含了一个几何元素的基本信息。这样归纳的结果，不仅使程序的设计简化，而且不需进行方向和三角函数运算，提高了计算机对图形的处理速度。

表 4.5-1 图形几何信息的参数化表征

起点坐标		表征参数			
x_1	y_1	A_1	B_1	C_1	T_1
x_2	y_2	A_2	B_2	C_2	T_2
\vdots	\vdots	\vdots	\vdots	\vdots	\vdots

1.2 穿丝孔和起割点的自动选取

线切割加工前，需根据工件图形大小和特点选取起割点（也是切割终点），打出穿丝孔。起割点位置和穿丝孔位置的大小，直接影响到加工难度和切割终点处的表面粗糙度。为了合理选取起割点位置、穿丝孔位置和孔径，建议考虑下列两点选取原则：

1) 当空间大小允许时，应尽量使穿丝孔径大一些；

2) 应使切割的起点位于两几何元素的交点。

由于冲压件的形状和大小种类繁多，千差万别，给穿丝孔位置、孔径和起割点的合理选取带来了困难，采用图形的等距缩放，可有效地解决这一问题。

设穿插丝孔径系列为 $d_1 > d_2 > d_3 > \dots$ ，图形缩放量按 $w_1 = Kd/2$ 选取，其中 K 为加工比例系数。开始应选取用较大的 d 值，然后根据图形空间特点，确定 d 值是否需要减小。对于切割内形（如凹模、卸料板等），穿丝孔在图形内，这时将轮廓向内缩小 w_1 ，构成新的图形，如图 4.5-2 中点划线所示。根据上述两点原则寻找穿插丝孔位置，首先对交点逐个进行判别，对于那些因缩小后不存在的交切点（主要指小圆弧缩小后 $c' < 0$ 的情形），不加判别。若判别点两边的几何元素在靠近判别点处构成的图形不为虚形（如图 4.5-2 中的点 c' ），则判别点为所求点。起割点就是原

图形上与之对应的元素节点。否则(图4.5-2中的点 a' 、 b')就转入下一点进行判别。若所有的交切点均不能作为穿丝孔位置,则说明所选取的穿丝孔孔径太大,应选较小的孔径,再按上法进行判别,直到找出合适的孔径与位置时为止。

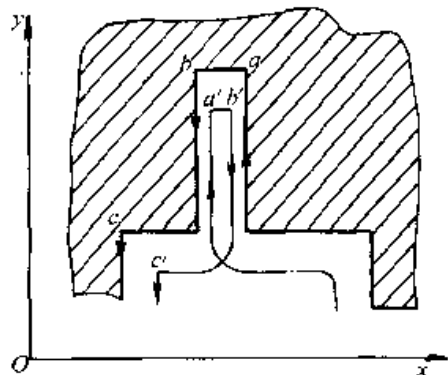


图 4.5-2 加工内形

若加工外形(如凸凹模与凸模),穿丝孔应在图形之外,则应以 w_1 为放大量对图形进行放大计算(图4.5-3),和加工内形一样求出交切点,进行与前述一样的工作。所不同的是不必进行重复的放大计算工作,只要沿轮廓向前判别,便可找到合适的孔径,如图4.5-3中 d' 既为所求之点。

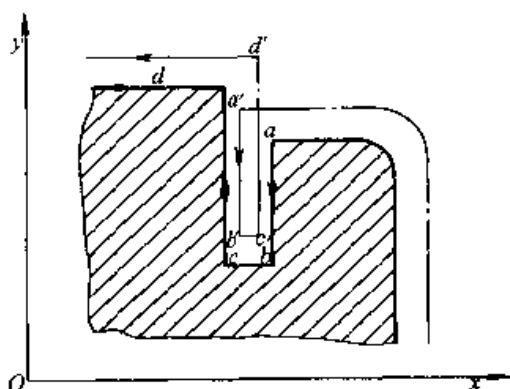


图 4.5-3 加工外形

1.3 自动编程过程

利用计算机实现自动编程的主要步骤为:

1) 输入图形信息 根据凹模的刃口尺寸信息,计算出凹模的几何信息,然后按照几何计算模型的要求,进行几何元素的序列化、表征参数的标准化和向量化处理,转换成表4.5-1所列的数据表格。

2) 选取穿插丝孔 选取合理的穿插丝孔位置和穿丝孔参数。

3) 等距缩放 根据冲裁件板厚,确定合理的刃口间隙值,同时考虑不同的电蚀补偿和修模

打光量以确定缩放量,对图形进行缩放计算,从而确定钼丝中心运动的轨迹;

4) 编程 完成等距缩放后,就可得到钼丝加工时相对工件的运动轨迹,首先将穿丝孔中心与起割段元素的起点连接起来,作为切割的第一段元素,并按切割顺序将几何元素进行重新编排,按数控线切割机控制程序的格式要求进行编程和数码转换。

5) 将几何元素进行反向编排变换 为了充分发挥自动编程的优越性,考虑到切割加工过程中有可能发生断丝,在程序设计时,可编入一几何元素反向编排变换程序。这样,可以得到一组与原切割方向相反,参数完全一样的数控程序。在切割过程中,当发生断丝时,只要换上新丝和相应的反向切割程序,就可以沿着与原切割顺序相反的方向将未割完部分继续切割完。图4.5-4

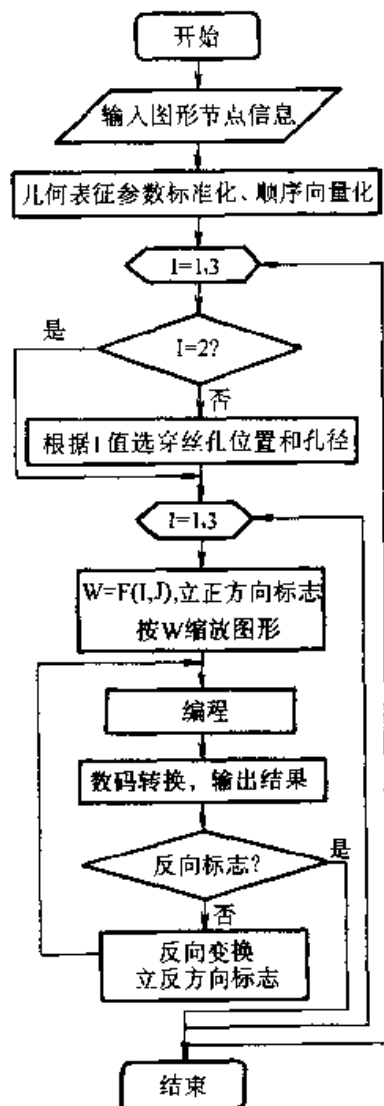


图 4.5-4 自动编程流程图

所示为自动编程流程。

2 注塑模具 CAM 示例

本节以 Master CAM 软件为例来说明一模具零件的加工。

图 4.5-5 为一要加工的模具型腔，该零件在 CAD 中设计出来并存储，当要产生加工程序时，可直接将其调出。

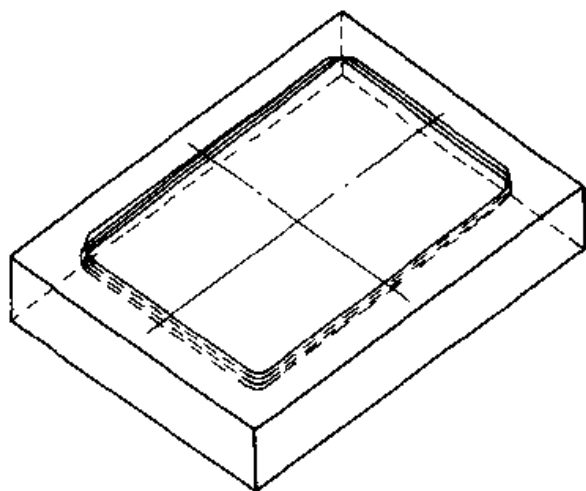


图 4.5-5 要加工的模具型腔

首先进行刀具轨迹的生成。一般的模具 CAM 软件在处理刀具轨迹时分为 2 轴加工、3 轴加工、4 轴加工及 5 轴加工等几种，以不同的加工方式形成刀具轨迹。图 4.5-5 的模板涉及到的有 2 轴加工和 3 轴加工。

2.1 2 轴加工

一般的 2 轴加工加工有三种方式：一种是轮廓加工，即在 2 轴内加工由直线、圆弧、折线、样条等组成的轮廓线；另一种是进行钻、扩、铰、攻丝等的定位加工；还有一种是挖槽加工。

所要加工的模板外形可以通过轮廓加工得到。轮廓加工的过程是首先从软件菜单中选刀具路径一项，再选轮廓加工。这时计算机会提示输入轮廓形状，用鼠标选取矩形轮廓。然后，计算机会弹出工艺参数表，如图 4.5-6 所示，其中包括走刀形式和刀具参数，当执行完成后计算机就产生加工轨迹。此加工轨迹也可根据操作员的需要进行修改。当确认刀具轨迹合适后，就会产生一个刀位文件，存储起来，以供后置处理产生 NC 代码。

2.2 3 轴加工

在 3 轴加工中通常有单一曲面和多重曲面加工。单一曲面仅用于产生一个曲面的刀具路径。多重曲面指令可以一次同时产生多个曲面的刀具路径。型腔可以用单一曲面一个一个地加工，也可用多重曲面一次性加工。在此采用多重曲面来加工。

首先调出模板零件，如图 4.5-7 所示。

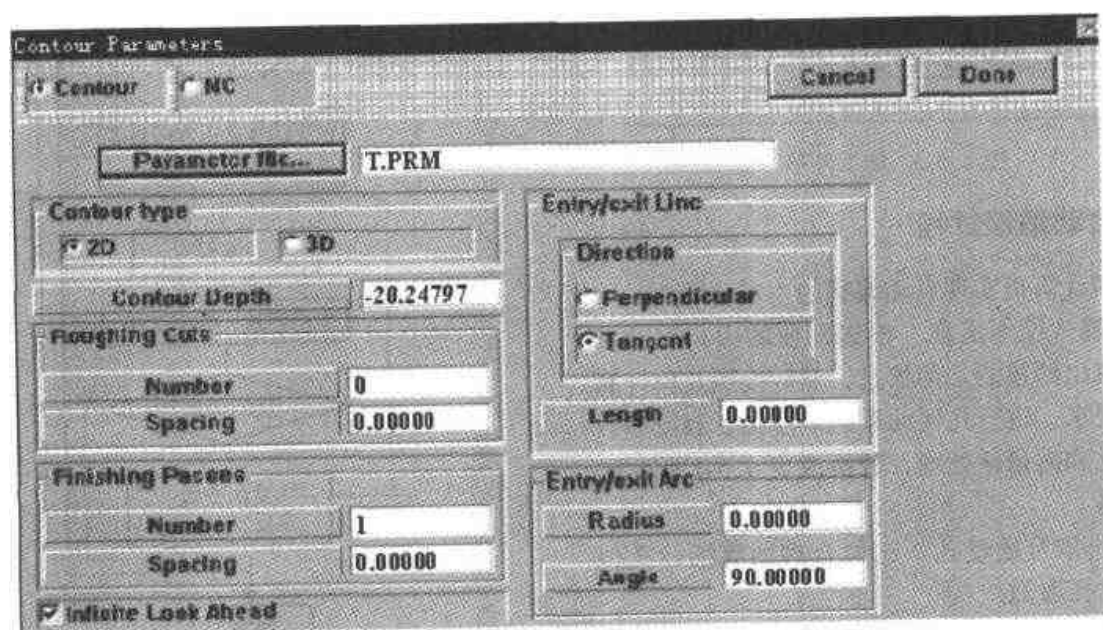


图 4.5-6 工艺参数表

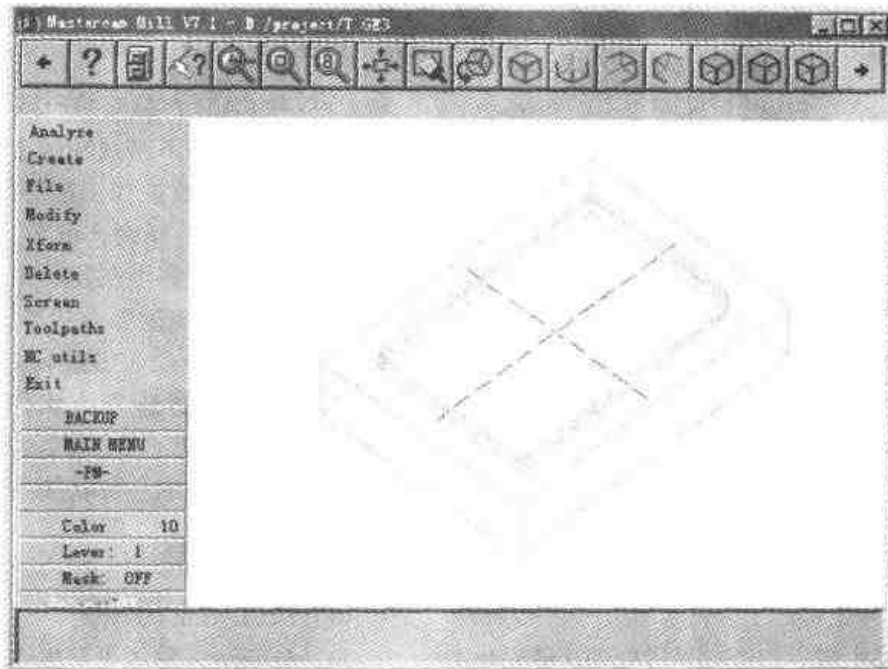


图 4.5-7 调出加工工件

然后选取菜单中刀具路径 一项，其中的功能有外形铣削、钻孔、挖槽、单曲面、多重曲面及 5 轴加工等，这里选取多重曲面功能。该功能下又分精、粗加工。

选取全部曲面，即型腔，并填写工艺参数

表。

刀具的其它参数如图 4.5-8 所示，包括刀具名称、刀具材料、刀具的直径、 xy 轴及 z 轴的吃刀量、进给率等。用户可以根据实际情况确定这些参数。

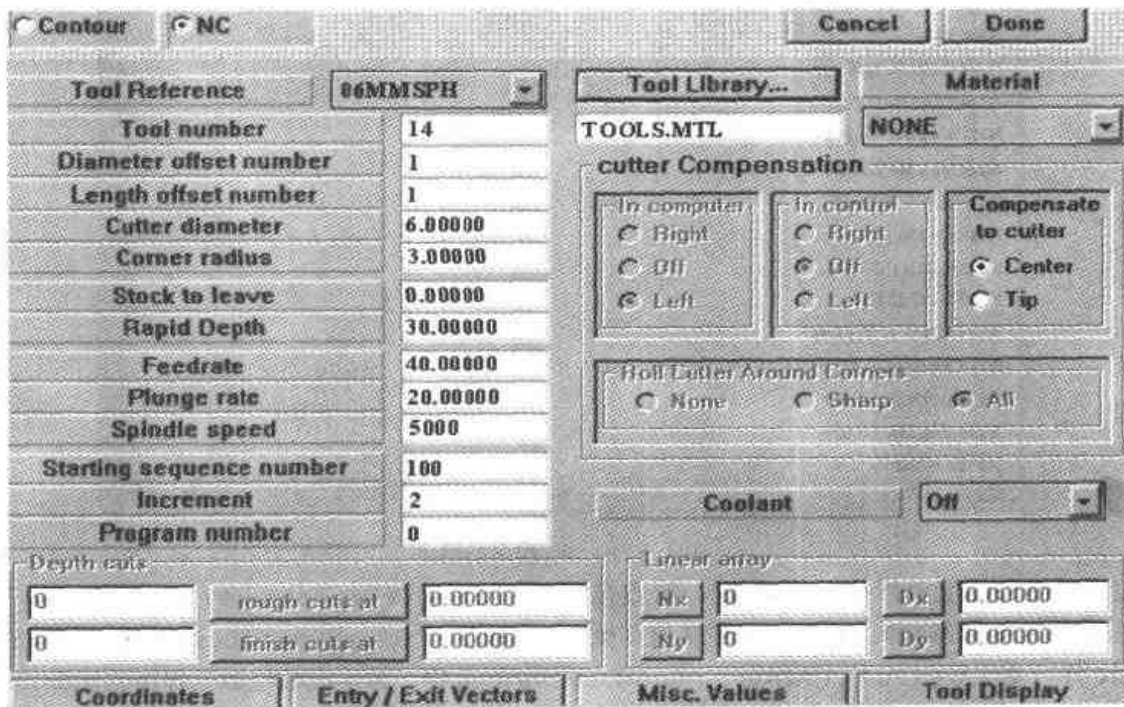


图 4.5-8 刀具参数表

当以上的操作完成之后，计算机就可以生成

实际的刀具轨迹，如图 4.5-9 所示。如果对刀具

轨迹不满意还可以进行修改。

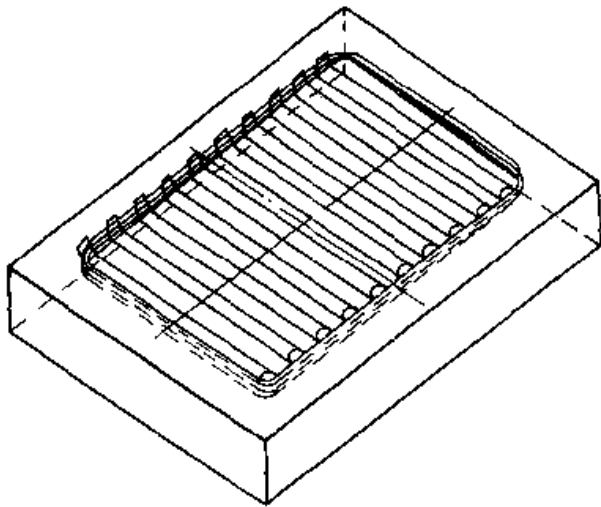


图 4.5-9 刀具轨迹

当刀具轨迹生成后, 经过后置处理, 最后输出的 NC (数控) 程序, 如图 4.5-10 所示。

```

%
(PROGRAM NAME - T)
( TOOL - 14 DIA . OFF . - 01 LENGTH - 01 DIA . - 6.000 FLOWLINE.
N100 G90G54G00Z100.0
N102 Z30.
N104 G0 G90 X-27.487 Y26.211 S5000 M3
N106 Z30.
N108 G1 Z.32 F20.
N110 Y7.02 Z-.47 F40.
N112 Y-12.163 Z1.186
N114 Y31.314 Z2.466
N116 Y-36.92 Z2.948
N118 G0 Z0.
N120 X-21.83 Y29.586
N122 G1 Z.12 F20.
N124 Y10.39 Z.171 F40.
N126 Y8.803 Z.787
N128 Y-27.968 Z1.969
N130 Y-0.296 Z3.029
N132 G0 Z30.
  
```

图 4.5-10 NC 程序的输出

注、动态旋转、图形阴影处理等功能), 可直接设计图形并转换成 NC 加工程序, 也可将用其他绘图软件 (如 AutoCAD、CADkey、Mi-CAD、DRAWBASE 及 VersaCAD 等) 绘好的图形, 经由一些标准的或特定的转换文件, 如 DXF 文件 (Drawing Exchange File)、CADL 文件 (CADkey

3 Mastercam 介绍

CAD 和 CAM 在目前的产品设计及加工制造过程中, 已经成为不可或缺的工具, 使用 CAD/CAM 从事设计和数控加工程序编制, 比较容易得到满意的结果。同时, 可节省时间、减少错误、降低成本、提高生产效率和产品质量。

Mastercam 是美国专业从事计算机数控程序设计专业化的公司 CNC Software Inc 研制出来的一套计算机辅助制造系统软件。它将 CAD 和 CAM 这两大功能综合在一起, 是我国及东南亚地区目前十分流行的一种软件。

3.1 系统特性概述

(1) Mastercam 的特点

1) Mastercam 除了可产生 NC 程序外, 本身也具有 CAD 功能 (2D、3D 图形设计、尺寸标

Advanced Design Language) 及 IGES 文件 (Initial Graphic Exchange Specification) 等, 转换到 Mastercam 中, 再生成数控加工程序。此外, 若要产生某一特定的曲线, 可用 Basic、Fortran 或 C 语言等计算机程序设计语言编制相应的计算程序, 生成符合要求的结果数据, 再用 ASCII 将文件转

换至 Mastercam 系统中。

2) Mastercam 是一套以图形驱动的软件, 适应性相当广泛, 操作方便, 而且它能同时提供适合目前国际上通用的各种数控系统的后置处理程序文件。以便将刀具路径文件 (NCI) 转换成相应的 CNC 控制器上所使用数控加工程序 (NC 代码), 如 FANUC、MELADS、AGIE、HI-TACHI 等数控系统。

3) Mastercam 能预先依据使用者定义的刀具、进给率、转速等, 模拟刀具路径和计算加工时间, 也可将 NC 加工程序 (NC 代码) 转换成刀具路径图。

4) Mastercam 系统设有刀具库及材料库, 能根据被加工工件材料及刀具规格尺寸自动确定进给率、转速等加工参数。

5) 提供 RS-232C 接口通讯功能及 DNC (Direct Numerical Control) 功能。

(2) 系统文件转换

1) 具有 3D ASCII (X、Y、Z 坐标点) 文件直接接收能力, 从而可与三坐标测量机相互通用。

2) 3D CDL 文件与 CAD KEY 系统作直接沟通, 而不需任何处理。

3) 3D 的 IGES 文件可与提供 IGES 转换的软件做转换, 如 AUTOCAD、VERSACAD 等。

4) 3D DXF 文件可与提供 DXF 转换的软件做转换。

5) NFL 文件目前可与 ANVIL CAD 系统的 3D 图形转换。

6) 3D STL 文件可与快速成形软件转换。

7) 3D VDA 文件转换。

8) SAT (实体模型) 文件转换。

9) 与 Mastercam 以前的版本转换图形。

(3) Mastercam 的 CAM 模块

可分为以下几种模块。

1) 铣床 2D 模块 (mill 2D), 提供 2 轴加工。

2) 铣床 2.5D 模块 (mill 2.5D), 提供 2~2.5 轴加工。

3) 铣床 3D 模块 (mill 3D), 提供 2~5 轴加工。

4) 车铣床模块 (Lathe), 提供 2 轴加工。

5) 线切割模块 (Wire EDM), 提供 2~4 轴加工。

6) 冲床模块 (Punch), 提供冲剪及展开功能。

7) 火焰切割及激光加工模块 (Plasma & Lasers)。

(4) Mastercam 的 Mill 软件

Mastercam 的 Mill 软件分为三个等级, 即 Level 1、2 和 3。软件等级决定了用户可以使用软件功能。有些软件功能只有高等级的系统才能使用。如 Coons 曲面的刀具路径、三维扫描曲面刀具路径的生成以及多曲面组合的刀具路径等功能, 只有 Level 3 才能使用。但系统的基本功能, 如绘图、删除、缩放、编辑和打印等, 所有的等级即 Level 1、2 和 3 都能使用。三个等级的功能分别为:

1) Level 1 除上述基本功能外, 还能生成下列刀具路径: ①轮廓加工; ②孔加工; ③型腔加工; ④文字加工。

2) Level 2 除了 level 1 的功能外, 还包括生成下列刀具路径: ①直纹曲面; ②二维扫描曲面; ③旋转曲面; ④投影到平面、圆柱面、球面、圆锥面以及横截面上的刀具路径; ⑤单一曲面 (flowline) 加工。

3) Level 3 允许使用 Mastercam 系统的全部功能, 即在 Level 2 基础上, 另加以下功能: ①举升曲面 (Lofted surface); ②孔斯曲面 (Coons surface); ③刀具路径修整 (Trim); ④三维扫描曲面 (3D Swept surface); ⑤投影到表面上的刀具路径; ⑥多重曲面 (Multisurface) 平行加工; ⑦多重曲面 (Multisurface) 粗加工; ⑧多重曲面 (Multisurface) 的参数线加工。

(5) 系统输出

1) C 语言: C-Hooks 程序是 CNC Software Inc 用 C++ 和 Mastercam C-Hooks 函数库所写的专业应用程序。

2) 连线功能: 绘图机、打印机。

3) 刀具路径显示。

3.2 系统的运行环境和流程

Mastercam 系统 5.0 版 (不含 5.0 版) 以前的版本, 属于 DOS 版本; 5.0 以后的版本, 均在 windows 系统的环境下使用。

Mastercam 对 PC 机的硬件配置要求:

1) 一般的 PC 机;

- 2) VGA卡及彩色显示器;
- 3) 鼠标;
- 4) 绘图机或打印机;

- 5) 软盘驱动器和RS-232C通讯接口;
- 6) CD-ROM用于安装系统。

图4.5-11所示为Mastercam的运行流程。

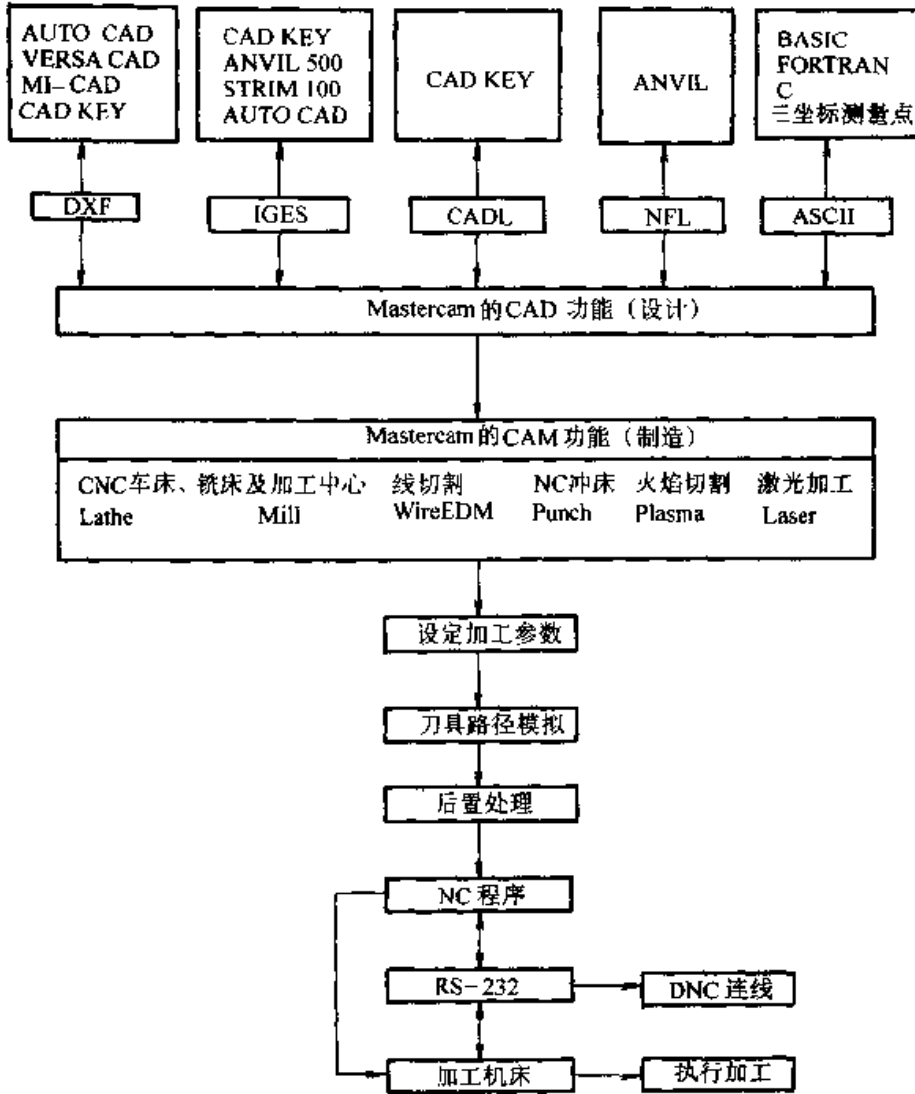


图4.5-11 Mastercam 系统流程图

3.3 系统界面及功能

(1) 系统界面

Mastercam 系统的主界面如图 4.5-12 所示。

主界面分为四个功能区：主功能表区、第二功能表区、绘图（图形显示）区、信息输入/输出区。

要退出 Mastercam 系统，从主功能表中选 Exit 后，再选择 Yes 即可。

(2) 主功能表简要说明

1) Analyze (分析)：显示屏幕上的点、线、面及尺寸标注等资料。

2) Create (绘图)：绘制点、线、弧、样条

曲线、矩形、曲面等。

3) File (文件)：存取、浏览几何图形、屏幕显示、打印、传输、转换、删除文件等。

4) Modify (修改)：可用 Fillet (倒圆角)、Trim (修整)、Break (打断) 和 Join (连接) 等功能去修改屏幕上的几何图形。

5) Delete (删除)：用于删除屏幕或系统图形文件中的图形元素。

6) Screen (屏幕显示)：用来设置 Mastercam 系统及其显示的状态。

7) Toolpaths (刀具路径)：用轮廓、型腔和孔等指令产生 NC 刀具路径。

8) NC utils (公用管理)：修改和处理刀具

路径。

9) Exit (退出系统): 退出 Mastercam 系统, 回到 Windows。

10) Backup (返回): 回到前一页目录。

11) Main menu (主功能表): 返回主功能表 (最上层目录)。

(3) 第二功能表简要说明

1) -PM- (尺寸标注参数): 用来设定标

注尺寸的参数。

2) Z (工作深度): 用来设定绘图平面的工作深度。当绘图平面设定为 3D 时, 设定的工作深度被忽略不计。

3) Color (颜色): 设定系统目前所使用的绘图颜色。

4) Level (图层): 设定系统目前所使用的图层。

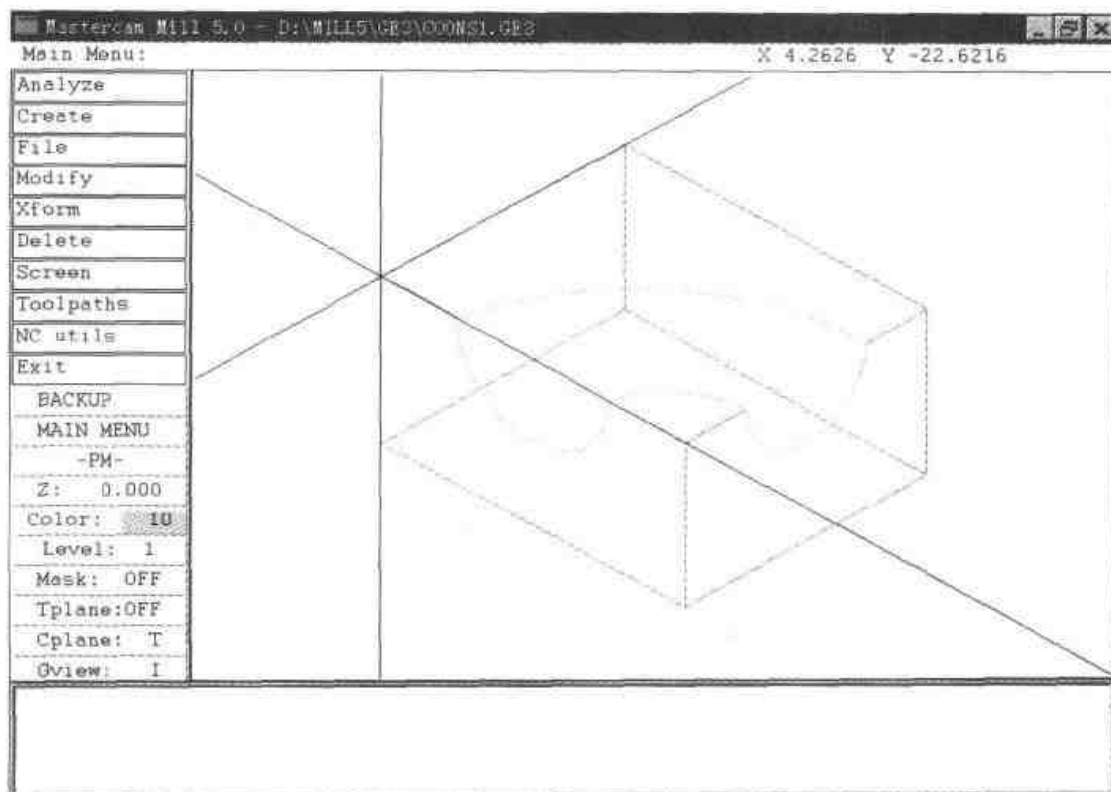


图 4.5-12 Mastercam 系统界面

5) Mask (使用层): 指定使用的图层, 关掉非指定的图层的使用权。当设定为 OFF 时, 全部的图层均可使用。

6) Cplane (绘图平面): 用来定义目前所要使用的绘图平面。

7) Gview (图形视角): 定义目前显示于屏幕上的视图角度。

8) Tplane (刀具平面): 设定一个刀具面。

3.4 用 Mastercam 编制 NC 加工程序的实例

用 Mastercam 生成 NC 加工程序的主要步骤包括: CAD (产生工件几何图形); CAM (根据刀具及切削工艺参数, 产生刀具路径及其他指令, 如进给量、主轴、冷却等指令, 输出 NCI

文件), 然后应用 Post processor (后置处理器, 将 NCI 文件转换为 CNC 能识别的 NC 代码, 生成适合数控机床加工的数控加工程序)。

这里, 用一个实例来说明用 Mastercam 生成 NC 加工程序的过程。

任务: 产生用 $\phi 12$ 的平底立铣刀加工如图 4.5-13 所示外轮廓的 NC 加工程序。

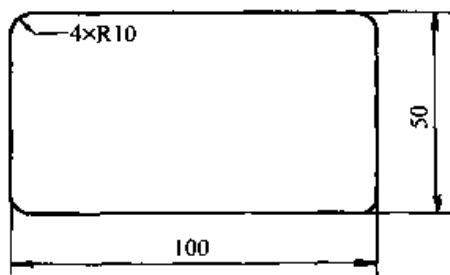


图 4.5-13 零件外形

步骤:

1) 进入 Mastercam

2) 产生一个矩形

选择 Main Menu (主功能表) Π Create (绘图) Π Rectangle (矩形) Π I Point (点) Π Values (坐标值)

输入左下角: 0, 0 (Enter)

输入宽度: 100

输入高度: 50

3) 将矩形四角倒圆 (R10) (图 4.5-14)

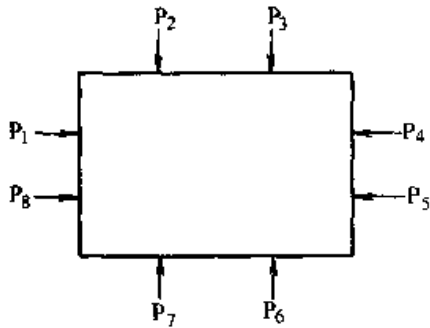


图 4.5-14 倒角

选 Main Menu (主功能表) Π Modify (修整)

Π Fillet (倒圆角) Π Radius (半径)

输入半径: 10

选择 P₁, P₂, 形成第一个倒圆角。

依次选择 P₃~P₈ 点, 形成其余三个倒圆角。

4) 用轮廓加工模块产生刀具路径

选择 Main Menu (主功能表) Π Toolpaths (刀具路径) Π Contour (轮廓加工)

输入文件名

从 Contour 中 Π Chain

选择 P₈ 点所在的位置, 菱形指针沿顺时针方向前进。

选择 Close Π End here Π Done 完成轮廓连接。

5) 设定轮廓参数

从图 4.5-15 所示功能表中选择设定参数

6) 设定刀具参数

在参数表中选 NC, 进入刀具参数设定

按图 4.5-16 所示设定, 完毕后选择 Done, 确认设定值, 刀具路径即会出现在屏幕上。

7) 显示刀具路径

从功能表中选择 Write。

选择 Yes 接受刀具路径。则轮廓加工的刀具路径显示在屏幕上。

8) 关闭刀具路径

选择 End Program, 关闭刀具路径文件。

显示 “Run Post processor?” 选择 No。

9) 选择 Main Menu (主功能表) Π NC utils Π Backplot Π Run, 屏幕上模拟显示刀具加工路径。

10) 选择 Main Menu (主功能表) Π NC utils Π Post proc Π Change

输入所需后置处理器名 (C: \ mill5 \ *.pst): mpfan

11) 生成 NC 加工程序

选择 Run。

输入需转换的刀具路径的文件名

输入 NC 文件名

所生成的 NC 加工程序显示于屏幕上。

(PROGRAM NAME - EXAMPLE)

(DATE, Day - Month - Year - 02 - 12 - 1998 TIME, Hr: Min - 11:40)

(TOOL - 01 DIA.OFF. - 01 LENGTH - 01 DIA. - 12.0000 2D - CONTOUR)

%

O0001

N100 G00 G40 G49 G80 G90

/N101 G91 G28 Z0.

/N102 G28 X0. Y0.

/N103 G92 X0. Y0. Z0.

N104 G00 G90 X-6. Y10. S1000 M3

N105 G43 H1 Z1.

N106 G1 Z-6. F50.

N107 Y40. F100.

N108 G2 X10. Y56. I16. J0.

N109 G1 X90.

N110 G2 X106. Y40. I0. J-16.

N111 G1 Y10.

N112 G2 X90. Y-6. I-16. J0.

N113 G1 X10.

N114 G2 X-6. Y10. I0. J16.

N115 G0 Z1.

N116 M05

N117 G91 G28 Z0.

N118 G90

N119 M30

%

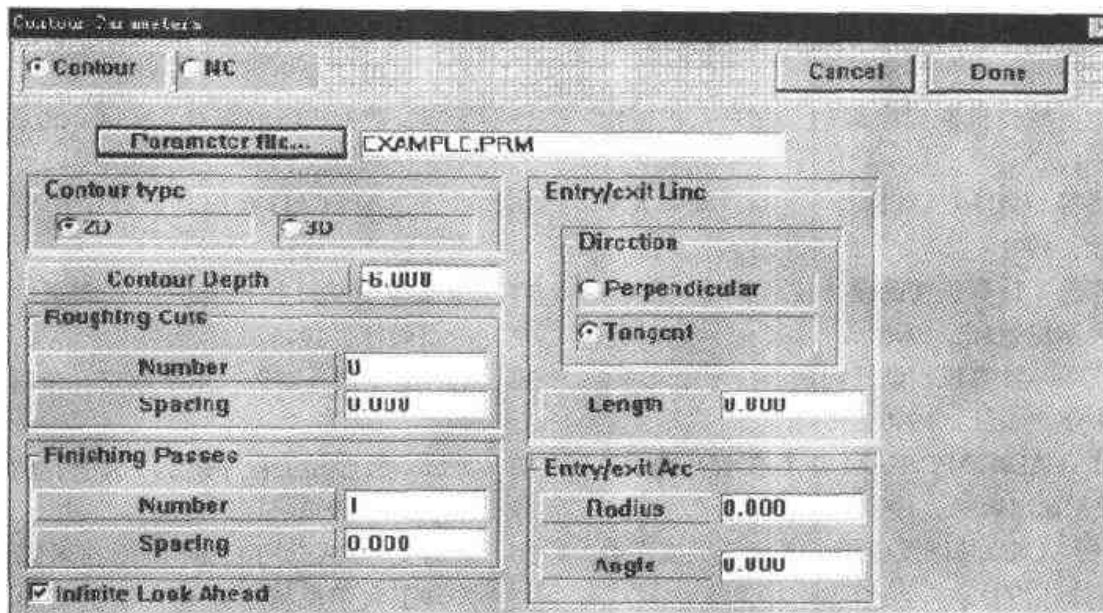


图 4.5-15 轮廓参数设定

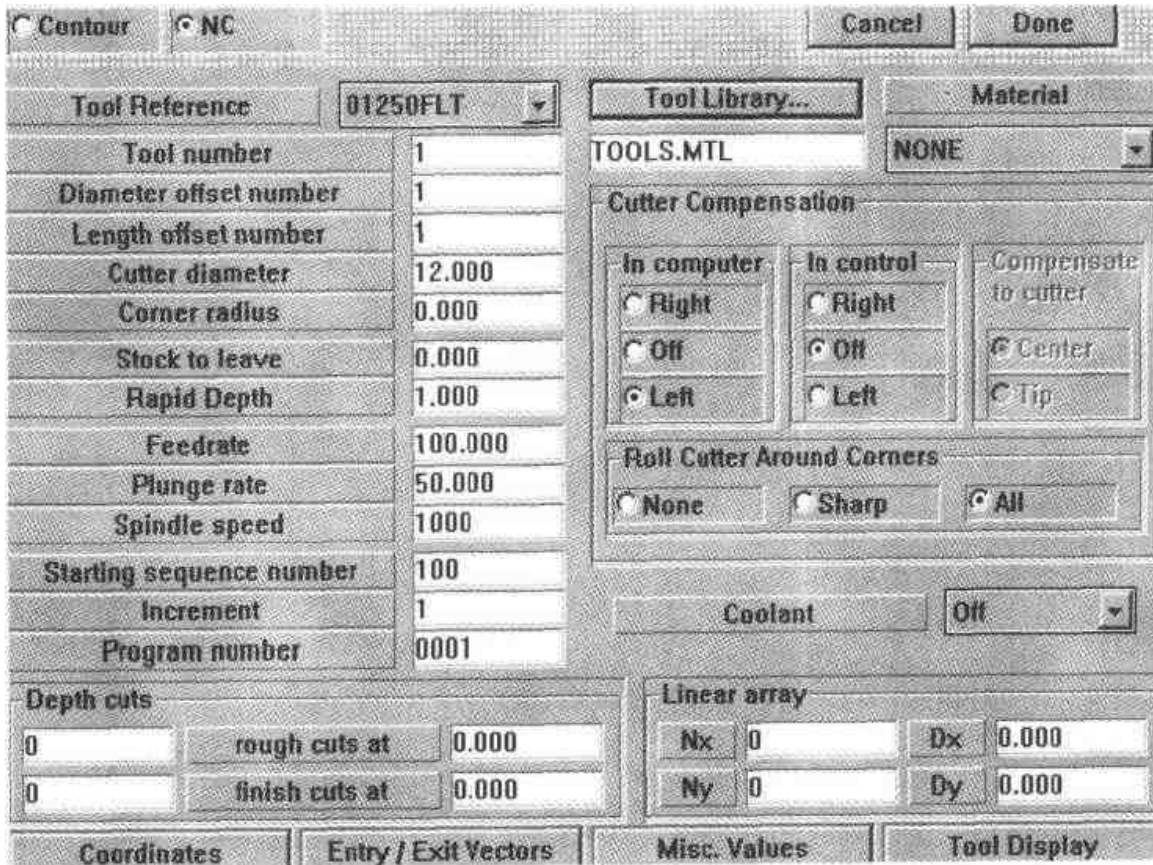


图 4.5-16 刀具参数设定

参考文献

- 1 李志刚等. 模具计算机辅助设计. 武汉: 华中理工大学出版社, 1990
- 2 肖景容等. 模具计算机辅助设计与制造. 北京: 国防工业出版社, 1990
- 3 李志刚. 模具 CAD/CAM. 北京: 机械工业出版社, 1994
- 4 现代模具技术编委会编. 模具 CAD/CAM 技术. 北京: 国防工业出版社, 1995

- 5 史翔. 模具 CAD/CAM 技术及应用. 北京: 机械工业出版社, 1998
- 6 李福生. 数控机床程序编制. 北京: 机械出版社, 1982
- 7 任仲贵等. CAD/CAM 原理. 北京: 清华大学出版社, 1991
- 8 孙家广等. 计算机辅助设计技术基础. 北京: 清华大学出版社, 1990
- 9 孙家广等. 计算机辅助几何造型技术. 北京: 清华大学出版社, 1990
- 10 戴同. CAD/CAPP/CAM 基本教程. 北京: 机械工业出版社, 1997
- 11 周济等. CAD 基础及应用. 北京: 机械工业出版社, 1995
- 12 刘飞等. CIMS 制造自动化. 北京: 机械工业出版社, 1997
- 13 李斌. 数控加工技术. 北京: 高等教育出版社, 2001
- 14 刘雄伟等. 数控加工理论与编程技术. 北京: 机械工业出版社, 1994
- 15 于华. 数控机床的编程及实例. 北京: 机械工业出版社, 1996
- 16 肖祥芷等. CAD 在模具设计中的应用. 北京: 科学出版社, 1993
- 17 杨岳等. CAM 技术与应用. 北京: 机械工业出版社, 1996
- 18 胡石玉. 模具制造技术. 南京: 东南大学出版社, 1997
- 19 林洁. 数控加工程序编制. 北京: 航空工业出版社, 1993
- 20 朱国文. MASTERCAM 应用技术基础. 华中理工大学机械学院现代制造实验与培训中心, 2001
- 21 罗琦等. 基于代理的虚拟企业制造系统控制框架的研究. 制造业自动化, 2000, 22(8): 1~3

第
5
篇

快速成形与快速制模

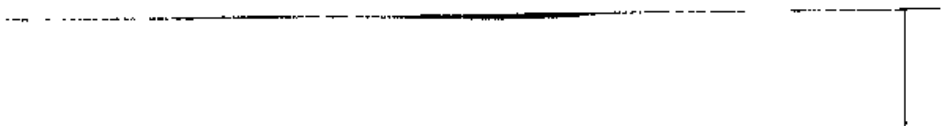
主 编 莫健华

编 写 莫健华 王从军
李湘生 刘 洁

审 稿 李志刚



中国机械工程学会
CMOC 中国模具设计大典编委会



第 1 章 概 论

1 引言

快速成形 (Rapid Prototyping, 简称 RP) 技术自 20 世纪 80 年代问世以来, 在成形系统、材料方面有了长足的进步, 同时推动了快速制模 (Rapid Tooling, 简称 RT) 和快速制造 (Rapid Manufacturing, 简称 RM) 的发展, 20 世纪 90 年代中末期是 RP 技术蓬勃发展的阶段。我国的华中科技大学、清华大学、西安交通大学、北京隆源公司、南京航空航天大学等单位, 于 20 世纪 90 年代初率先开展 RP 及相关技术的研究、开发、推广和应用。到 1999 年, 国内已有数十台引进或国产 RP 系统在企业、高校、研究机构和快速成形服务中心运行, 并先后成立了近十家旨在推广应用 RP 技术的“快速原型制造技术生产力促进中心”。国内投入 RP 研究和应用的单位逐年增加, RP 市场初步形成。

21 世纪将是知识经济和信息社会为特征的时代, 制造业面临信息社会中瞬息万变的市场对小批量多品种产品要求的严峻挑战。在制造业日趋国际化的状况下, 缩短产品开发周期和减少开发新产品投资风险, 成为企业赖以生存的关键。因此, 快速成形/快速制模/快速制造技术将会得到进一步发展。

2 快速成形技术发展历史的回顾

RP 技术是一种用材料逐层或逐点堆积出制品的制造方法。分层制造三维物体的思想雏形, 最早出现在制造技术并不发达的 19 世纪。早在 1892 年, Blather 主张用分层方法制作三维地图模型。1979 年东京大学的中川威雄教授, 利用分层技术制造了金属冲裁模、成形模和注塑模。光刻技术的发展对现代 RP 技术的出现起到了催化作用。

20 世纪 70 年代末到 80 年代初期, 美国 3M 公司的 Alan J. Hebert (1978)、日本的小玉秀男 (1980)、美国 UVP 公司的 Charles W. Hull (1982) 和日本的丸谷洋二 (1983), 在不同的地

点各自独立地提出了 RP 的概念, 即利用连续层的选区固化产生三维实体的新思想。Charles W. Hull 在 UVP 的继续支持下, 完成了一个能自动建造零件的称之为“光固化成形” (Stereolithography Apparatus, 简写 SLA) 的完整系统 SLA-1, 1986 年该系统获得专利, 这是 RP 发展的一个里程碑。同年, Charles W. Hull 和 UVP 的股东们一起建立了 3D System 公司, 随后许多关于快速成形的概念和技术在 3D System 公司中发展成熟。与此同时, 其它的成形原理及相应的成形机也相继开发成功。1984 年 Michael Feygin 提出了“分层实体制造”或称“纸叠层成形” (Laminated Object Manufacturing, 简称 LOM) 的方法, 并于 1985 年组建 Helisys 公司, 1990 年前后开发了第一台商业机型 LOM-1015。1986 年, 美国 Texas 大学的研究生 C. Deckard 提出了“选择性激光烧结” (Selective Laser Sintering, 简称 SLS) 的思想, 稍后组建了 DTM 公司, 于 1992 年开发了基于 SLS 的商业成形机 (Sinterstation)。Scott Crump 在 1988 年提出了“熔丝沉积制造” (Fused Deposition Modeling, 简称 FDM) 的思想, 1992 年开发了第一台商业机型 3D-Modeler。自从 80 年代中期 SLA 光成形技术发展以来到 90 年代后期, 出现了十几种不同的快速成形技术, 除前述几种外, 典型的还有 3DP, SDM, SGC 等。但是, SLA、LOM、SLS 和 FDM 四种技术, 目前仍然是快速成形技术的主流。

直接从计算机模型产生三维物体的快速成形技术, 涉及机械工程、自动控制、激光、计算机、材料等多个学科, 是由于现代设计和现代制造技术迅速发展的需求应运而生的。近年来, 该技术迅速在工业造型、制造、建筑、艺术、医学、航空、航天、考古和影视等领域得到良好应用。

3 快速成形技术的发展

3.1 光固化成形

该方法的基本原理见图 5.1-1, 是目前世界

上研究最深入、技术最成熟、应用最广泛的一种快速成形方法。目前,采用SLA方法的有3D System公司、EOS公司、F&S公司、CMET公司、D-MEC公司、Teijin Seiki公司、Mitsui Zosen公司、华中科技大学、西安交通大学等。美国3D System公司的SLA技术在国际市场上占的比例最大,该公司自1988年推出SLA-250机型以后,又于1997年推出SLA-250 HR、SLA-3500、SLA-5000三种机型,在技术上有了长足进步。其中,SLA-3500和SLA-5000使用半导体激励的固体激光器,扫描速度分别达到2.54 m/s和5 m/s,成形层厚最小可达0.05 mm。此外,还采用了一种称之为Zephyer recoating system的新技术,该技术是在每一成形层上,用一种真空吸附式刮板在该层上涂一层0.05~0.1 mm的待固化树脂,使成形时间平均缩短了20%。该公司于1999年推出的SLA-7000机型与SLA-5000机型相比,成形体积虽然大致相同,但其扫描速度却达9.52 m/s,平均成形速度提高了4倍,成形层厚最小可达0.025 mm,精度提高了一倍。国内外研究者在SLA技术的成形机理、控制制件变形、提高制件精度等方面,进行了大量研究。

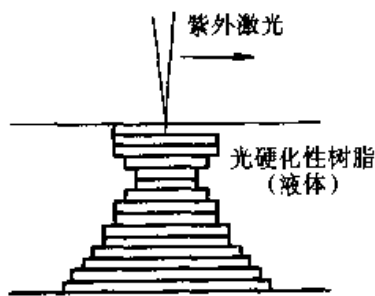


图 5.1-1 光固化法

SLA成形技术的材料主要有四大系列: Ciba公司生产的CibatoolSL系列; DuPont公司的SOMOS系列; Zeneca公司的Stereocol系列和RPC公司(瑞典)的RPCure系列。CibatoolSL系列有以下新品种: 用于SLA-3500的CibatoolSL-5510, 这种树脂可以达到较高的成形速度和较好的防潮性能, 还有较好的成形精度。CibatoolSL-5210, 主要用于要求防热、防湿的环境, 如水下作业条件。SOMOS系列也有新品种SOMOS 8120, 该材料的性能类似于聚乙烯和聚丙烯, 特别适合于制作功能零件, 也有很好的防潮、防水性能。

日本方面打破了SLA技术使用紫外光源的常规, 在日本化药公司开发新型光敏树脂的协作下, 由DENKEN ENGINEERING公司和AUTOSTRADE公司率先使用680 nm左右波长的半导体激光器作为光源, 大大降低了SLA设备的价格。特别是AUTOSTRADE公司的E-DARTS机型, 采用一种光源从下部隔着一层玻璃往上照射的约束液面型结构, 使得该设备价格降到了298万日元。西安交通大学推出了LPS和CPS系列SLA成形机和相应的光敏树脂。CPS成形机采用了紫外灯作为成形能源。

在提高制品精度方面, DeMontfort大学发展了一种称之为“Meniscus smoothing”的技术, 旨在提高制件表面光洁度。Clemson大学开发了一种旋转工件造型平台, 可消除分层造型中的台阶问题。

3.2 纸叠层成形

纸叠层成形又称LOM, 成形工艺如图5.1-2

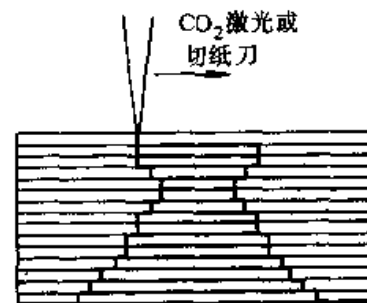


图 5.1-2 纸叠层成形

所示, 是先将单面涂有热熔胶的纸通过加热辊加压粘结在一起, 此时位于其上方的激光器按照3维CAD模型的切片数据, 将该层纸切割成所制零件的内外轮廓, 如此多次重复上述过程, 直至完成整个原型的制作。目前研究LOM工艺的有Helisys公司、华中科技大学、清华大学、Kira公司、Sparx公司和Kinergy公司。Helisys公司1992年推出LOM-1015(台面380 mm×250 mm×350 mm)机型后, 于1996年又推出台面达815 mm×550 mm×508 mm的LOM-2030H机型, 成形时间比原来缩短了30%。Helisys公司除原有的LPH、LPS和LPF三个系列纸材品种以外, 还开发了塑料和复合材料品种。日本Kira公司的PLT-A4机型采用了一种超硬质刀切割和选择性粘接的方法。清华大学推出了

SSM系列成形机及成形材料。华中科技大学推出的HRP系列成形机和成形材料,具有较高的性能价格比。

3.3 选择性激光烧结成形

该技术又称SLS,其原理如图5.1-3所示。该方法使用粉状材料作为加工物质,并用激光束分层扫描烧结。研究SLS的有DTM公司、EOS公司、华中科技大学、北京隆源公司、南京航空航天大学等。DTM公司于1992年、1996年和1999年先后推出了Sinterstation 2000、2500 2500Plus机型。其中2500Plus机型的成形体积比过去增加了10%,同时通过对加热系统的优化,减少了辅助时间,提高了成形速度。北京隆源公司推出了AFS-300成形机及数种材料,华中科技大学开发出HRPS系列成形机。在材料方面,DTM公司每年有数种新产品问世,其中DuraForm GF材料生产的制件,精度更高,表面更光滑。最近开发的弹性聚合物Somos201材料,具有橡胶特性,并可耐热和抗化学腐蚀,用该材料造出了汽车上的蛇型管、密封垫和门封等防渗漏的柔性零件;用RapidSteel 2.0不锈钢粉制造的模具,可生产100 000件注塑件;Rapid-Tool2.0这种材料的收缩率只有0.2%,其制件可以达到较高的精度和较低的表面粗糙度,几乎不需要后续抛光工序。DTM Polycarbonate铜-尼龙混合粉末,主要用于制作小批量的注塑模。EOS公司发展了一种新的尼龙粉末材料PA3200GF,类似于DTM的DuraForm GF,用这种材料制作的零件精度和表面光洁度都较好。

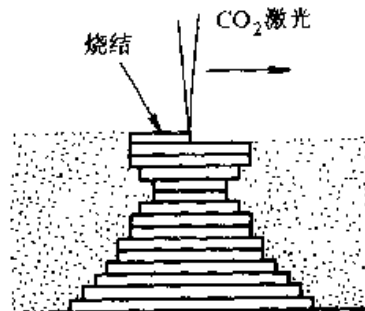


图 5.1-3 选择性激光烧结成形

3.4 熔丝沉积成形

熔丝沉积制造又称FDM,该技术的成形原

理如图5.1-4所示。采用丝状材料作为加工物质,通过两个喷头分别挤出熔融态的成形材料和支撑材料,扫描二维截面形成实体。它与前三种工艺不同的是成形过程不需要激光器,设备价格便宜。研究FDM的主要有Stratasys公司和Med-Modeler公司。Stratasys公司于1993年开发出第一台FDM-1650(台面为250 mm×250 mm×250 mm)机型后,先后推出了FDM-2000、FDM-3000和FDM-8000机型。其中FDM-8000的台面达457 mm×457 mm×610 mm。清华大学推出了MEM机型。引人注目的是1998年Stratasys公司推出的FDM-Quantum机型,最大造型体积为600 mm×500 mm×600 mm。由于采用了挤出头磁浮定位(Magna Drive)系统,可在同一时间独立控制两个挤出头,因此其造型速度为过去的5倍。Stratasys公司1998年与MedModeler公司合作开发了专用于一些医院和医学研究单位的MedModeler机型,使用ABS材料,并于1999年推出可使用聚脂热塑性塑料的Genisys型改进机型-Genisys Xs,造型体积达305 mm×203 mm×203 mm。

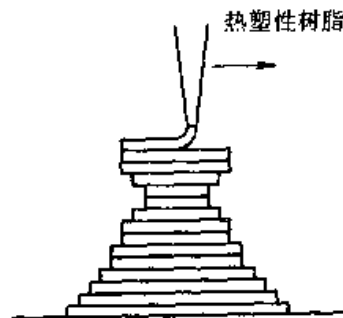


图 5.1-4 熔丝沉积成形

熔丝线材方面,其材料主要是ABS、人造橡胶、铸蜡和聚脂热塑性塑料。1998年澳大利亚的Swinburn工业大学,研究了一种金属-塑料复合材料丝。1999年Stratasys公司开发出水溶性支撑材料,有效地解决了复杂、小型孔洞中的支撑材料难去除或无法去除的难题。

3.5 其他方法成形

1997年Z公司推出Z-402机型,该设备以淀粉掺蜡或环氧树脂为原料,将粘结剂喷射到粉末上的方法制造零件。1998年ProMetal公司推出RTS-300机型,以钢、钢合金、镍合金和钛钼合金粉末为原料,同样采用将粘结剂喷到粉末

上的技术,可直接快速生产金属零件。1999年3D System公司开发了一种使用热塑性塑料的多喷头式热力喷射实体打印机(ThermoJet Solid Object Printer),成形速度更高(见图5.1-5)。

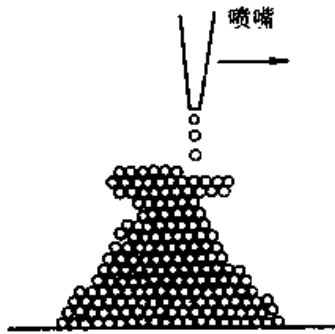


图 5.1-5 热喷打印

美国新泽西工学院1998年提出了一种快速冰冻成形(RFP)的新技术,以纯水作为原形材料,用冰点较低的盐水作为支撑材料,通过选区沉积和快速冰冻制造原形零件。1998年以来,微制造技术也是RP技术一个较为活跃的研究方向,美国的一个研究小组利用CVD技术制造了直径只有100 μm 的高密度零件;另一研究小组则研究了一种新的微制造方法,类似于固体光固化(SGC)技术,据称该技术可制造分子水平的零件,层厚仅2 μm 。

3.6 RP软件

Stratasys公司开发了对FDM系统的Quick-Slice6.0和对Genisys系统的AutoGen3.0软件包,采用了触摸屏,使操作更加直观。Helisys公司开发了面向Windows NT4.0的LOMSlice软件包新版本,增加了STL可视化、纠错、布尔操作等功能,故障报警更完善。3D公司开发了针对Actua概念机的新操作软件Allegro 2.0,用于SLA 7000,其3D Lightyear软件不仅操作简便(Easy-to-use)而且文件的确认速度提高了150倍,着色速度提高了6倍,文件的准备速度提高了两倍多,而文件的存储空间则减少了50%。Solid Concepts公司开发了SolidView3.0软件包。Clemson大学研究了通过对参数曲面的切片,产生参数曲线的分层边界,利用这种参数曲线控制快速成形机。国内有关研究单位也开发了多种RP软件,并达到实用水平。

4 快速制模、快速制造技术的发展

目前的快速制模方法大致有间接制模法和金属直接制模法。常用的快速制模方法有软模、桥模和硬模。

软模(soft tooling)通常指的是硅橡胶模具。用SLA、FDM、LOM或SLS等技术制作的原型,再翻成硅橡胶模具后,向模中灌注双组份的聚氨酯,固化后即得到所需的零件。调整双组份聚氨酯的构成比例,可使所得到的聚氨酯零件的力学性能接近ABS或PP。

桥模(bridge tooling)通常指的是可直接进行注塑生产的环氧树脂模具。采用环氧树脂模具与传统注塑模具相比,成本只有传统方法的几分之一,生产周期也大大减少。模具寿命不及钢模,但比硅胶模高,可达1000~5000件,可满足中小批量生产的需要。瑞士的Giba精细化工公司开发了树脂模具系列材料CibaTool。

硬模(hard tooling)通常指的是用间接方式制造金属模具和用快速成形直接加工金属模具。目前有用SLA、FDM和SLS方法加工出蜡或树脂模型,利用熔模铸造的方法生产金属零件;也有利用LOM加工的模型及其它方法加工的制件作为母模来制作硅橡胶模,通过硅橡胶模来生产金属零件;还有利用SLS方法,选择合适的造型材料,加工出可供浇注用的铸造型腔。利用原型件作为母模结合精密铸造等制作注塑模或其他金属模具的工艺,典型的还有3D System的QuickCast、Express Tool等。

多年来金属直接成形和快速制模技术,主要是选择性激光烧结(SLS)直接制作金属模具。这种烧结件往往是低密度的多孔状结构,可将低熔点相的金属渗入后直接形成金属模具。制件的强度与精度问题一直是难以逾越的障碍。Optomec公司于1998年和1999年分别推出了LENS-50、LENS-1500机型。以钢、铜合金、铁镍合金、钛钼合金和镍铝合金为原料,采用激光净成形技术,将金属直接沉积成形,使该技术有所突破。其生产的金属零件强度超过了传统方法生产的金属零件,其精度在X、Y平面可达0.13mm,Z向0.4mm,但表面光洁度较差,相当于砂型铸件的表面光洁度。DTM也推出了新的烧结材料RapidSteel2.0,其金属粉末已由碳

钢改变为不锈钢, 所渗的合金由黄铜变为青铜, 并且不像原来那样需要中间渗液态聚合物, 其加工过程几乎缩短了一半。EOS 开发出了新的金属烧结材料 DirectSteel 50-VI。

用于 LOM 的金属板材 MetLAM 已开发出来, 采用金属箔作为 LOM 造型材料可以直接加工出铸造用 EPS 气化模, 可批量生产金属铸件。东京技术研究所用金属板材叠层制造金属模具的系统也已问世。还有用于三维打印的金属材料 ProMetal、RTS-300 等。

用 SLA、SLS、FDM 或 LOM 方法加工熔模铸造中的蜡模, 这是目前生产金属零件和金属模

具最主要的途径之一。对快速成形得到的原型表面进行特殊处理后代替木模、直接制造石膏型或陶瓷型, 或是由 RP 原型经硅橡胶模过渡转换得到石膏型或陶瓷型, 再由石膏型或陶瓷型浇注出金属模具。这也是有效的方法之一。

欧洲 EARP (European Engineering Action) 与 Rover 集团合作, 研究 RP 件直接作注塑模的可能性, 用各种快速原型工艺直接制作 Rover 座椅调节手轮的注塑模嵌块, 背后衬以环氧树脂铝粉以增加模具强度和改善散热性能, 然后将其安装在模架中, 装配好的模具放在注塑机上生产聚丙烯零件。结果见表 5.1-1。

表 5.1-1 各厂商制模工艺及模具寿命比较

厂商	RP 系统	工艺	材料	模具寿命/件
Danish Technical Institute	3D System SLA - 250	SLA	Zebeca 模具系统树脂	50
IVF-Sweden	DTM Sinterstation 2000	SLS	玻璃填充尼龙	17
University of Nottingham	3D System SLA - 250	SLA	Zebeca 模具系统树脂	50
University of Warwick	Helisys LOM - 2030	LOM	LPH 042 纸	1
Sintef-Norway	Cubital Solider	SGC	Cubital 丙烯酸树脂	50
Fraunhofer IPT	EOS Stereos 600	SLA	DuPont SOMOS 3100	12
Fraunhofer IPA	Fockele & Schwarze LMS	SLA	AlliedSignal Exactomer 8176 树脂	36
Rover 集团	3D System SLA - 500	SLA	Ciba 5180 - 环氧树脂	50

5 快速成形技术的应用

至 1999 年, 全世界共出现了 334 家快速成形服务机构、27 家设备制造商、12 家材料供应商、14 家专门的软件供应商、23 家咨询机构和 51 家教育与科研机构。各大设备制造商的竞争日趋激烈, 其市场份额如图 5.1-6 所示。

从图 5.1-7 所示可以看出, 快速成形设备年销售量和快速成形服务机构逐年增加, 1999 年的服务机构是 1992 年的 7.9 倍。

不断提高 RP 的应用水平, 是推动 RP 技术发展的重要方面。自 RP 技术产生以来, 各 RP 系统制造商和 RP 服务中心, 都在不断地扩大 RP 技术的应用范围。从 3D 公司与克莱斯勒公司的第一次合作开始, RP 技术已经在许多领域里得到了应用, 其应用范围主要在设计检验, 市场预测, 工程测试 (应力分析, 风道等), 装配

测试, 模具制造, 医学, 美学等方面。

图 5.1-8、5.1-9 为 RP 技术的应用状况。RP 技术在制造工业中应用最多, 达到 67%, 说明 RP 技术对改善产品的设计和制造水平的巨大作用。

最近, RP 的应用出现如下新趋向:

1) 利用 RP 技术进行金属板材成形, 该技术利用 RP 模型制作成形模具, 通过液压机成形小批量的金属零件。

2) 更复杂的功能测试, 主要应用于流体和气体的流动测试, 由于流动分析是工程分析中最为复杂的分析之一, 所以借助于实际测试确定有关流动参数和设计参数是常用的方法。包括利用高温材料的 RP 原型进行发动机和泵的功能测试。

3) 在生物学和医学上的应用: 美国有研究小组利用 RP 技术生产人工肺和人工心脏, 而另

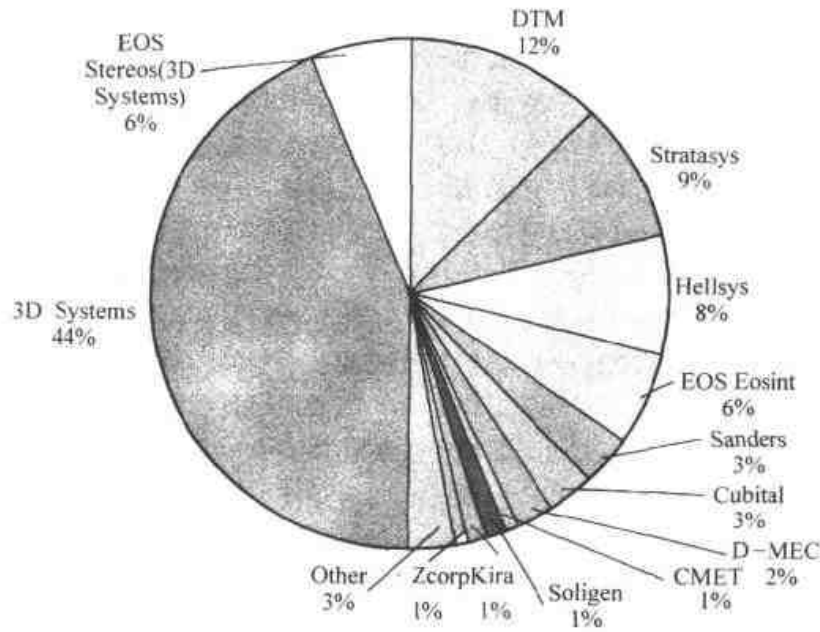


图 5.1-6 快速成形设备制造商市场份额

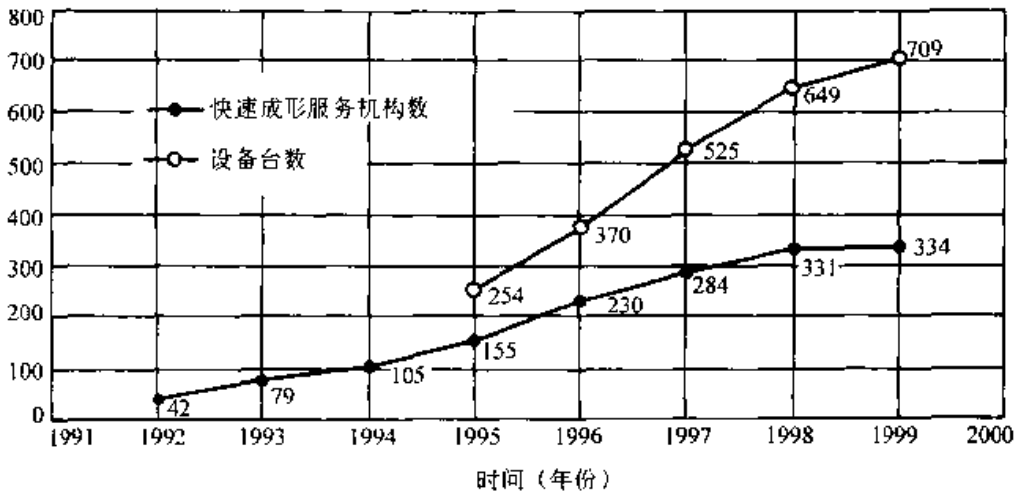


图 5.1-7 快速成形服务机构及其拥有的设备数量

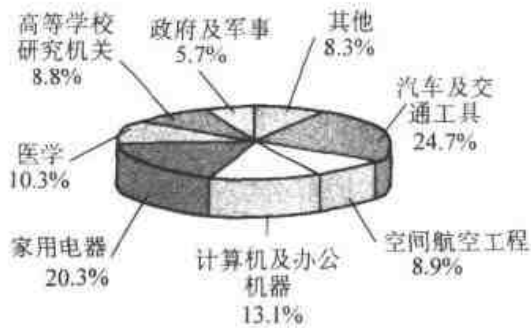


图 5.1-8 RP 技术在不同行业中的应用分布

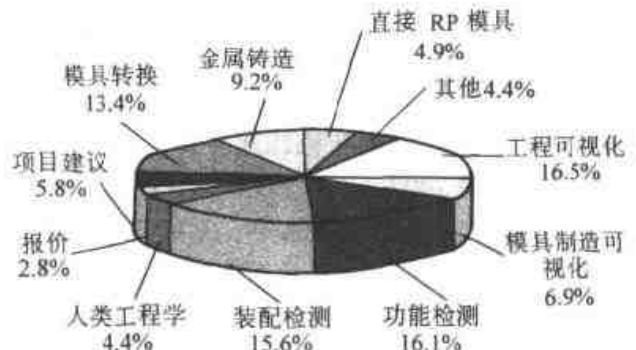


图 5.1-9 RP 技术按用途的分布状况

一研究小组则在小光斑激光 SLA 系统上用一种类生物材料建造生物组织如肌肉等。还有利用 RP 技术帮助发展新的医疗装置。

4) 在艺术上的应用, 利用 RP 技术建立佛像模型和数字雕刻。

5) 在金属和陶瓷零件成形方面的应用。

6) 制作彩色制件。目前已能制作具有两种色彩的制件(如牙模)。

6 快速成形技术的展望

RP技术经过十几年的发展,设备与材料两方面都有了长足的进步,但目前由于该技术的成本高,加之制件的精度、强度和耐久性能还不能满足用户的要求,在一定程度上阻碍了RP技术的推广普及。此外,近年来CNC切削机床亦在大步向前发展,一方面,价格大幅度下降;另一方面,高速、高精的CNC机床问世,制件时间缩短,精度及表面质量提高。因此,不少企业使用CNC切削机床快速制造金属或非金属模具及零件,向RP技术提出了新的挑战。但是,在成形复杂、中空的零件方面,CNC切削机床是不能取代RP技术的。这种直接从概念设计迅速转为产品的设计-生产模式,必然是21世纪中制造技术的主流。随着技术的进步,RP技术还会大踏步地向前发展,并将成为许多设计公司、制造公司、研究机构和教育机构的基本技术和装备。

从上述RP技术的发展现状来看,未来几年的趋势主要为:

1) 提高RP系统的速度、控制精度和可靠性,优化设备结构,选用性能价格比高、寿命长的元器件,使系统更简洁,操作更方便,可靠性更高,速度更快。开发不同档次、不同用途的机型亦是RP系统发展的一个方面。例如,一方面开发高精度、高性能的机型,以满足对制件尺寸、形状和表面质量要求更高、或有特殊要求的用户。另一方面,开发专门用于检验设计、模拟制品可视化,面对尺寸精度、形状精度和表面粗糙度要求不高的概念机。

2) 提高数据处理速度和精度,研究开发用CAD原始数据直接切片方法,减少数据处理量以

及由STL格式转换过程而产生的数据缺陷和轮廓失真。

3) 研究开发成本低、易成形、变形小、强度高、耐久及无污染的成形材料。将现有的材料,特别是功能材料进行改造或预处理,使之适合于RP技术的工艺要求。从RP的特点出发,结合各种应用要求,发展全新的RP材料,特别是复合材料,例如纳米材料、非均质材料、其它方法难以制作的复合材料等。降低RP材料的成本,发展新的更便宜的材料。

4) 开发新的成形能源。前述的主流成形技术中,SLA、LOM和SLS均以激光作为能源,面激光系统(包括激光器、冷却器、电源和外光路)的价格及维护费昂贵而传输效率(输出激光能量/输入电能)较低,影响制件的成本。新成形能源方面的研究也是RP技术的一个重要方向。

5) 研究开发新的成形方法。在过去的十年中,许多研究者开发出了十几种成形方法,基本上都基于立体平面化—离散—堆积的思路。这种方法还存在着许多不足,今后有可能研究集“堆积”和“切削”于一体的快速成形方法,即RP与CNC机床和其它传统的加工方式相结合,以提高制件的性能和精度,降低生产成本。还可能从RP原理延伸,产生一些新的快速成形方法。

6) 继续研究快速制模(RT)和快速制造(RM)技术。一方面研究开发RP制件的表面处理技术,提高表面质量和耐久性;另一方面研究开发与注塑技术、精密铸造技术相结合的新途径和新工艺,快速经济地制造金属模具、金属零件和塑料件。

7) 在应用方面,通过对现有RP系统的改进和新材料的开发,使之能够经济地生产出直接可用的模具、工业产品和民用消费品;制造出入工器官,用于治疗疾病。

第 2 章 光固化成形

1 光固化成形原理

利用光能的化学和热作用可使液体树脂材料产生变化的原理，对液体树脂进行有选择地硬化，就可以在不接触的情况下产生所需的三维实体原型。利用这种光硬化的技术进行叠层成型的方法，称之为光固化成形法（Stereolithography Apparatus, SLA）。

光硬化树脂是一种透明、粘性的液体。当光照射到该液体上时，被照射的部分由于发生聚合反应而固化。工作方式通常如图 5.2-1 所示，图 5.2-1a 是采用光源通过一个遮光板的方式使光照射树脂表面，该树脂接受面曝光，图 5.2-1b 所示的方式是用一细光束扫描树脂表面使之曝光。液体树脂被照射部分发生硬化，成形为所需形状的一层，然后用同样方式在该层面上再进行新一层截面轮廓的照射、硬化，依此类推，从而将一层层的截面轮廓逐步叠合在一起，最终形成三维原型。

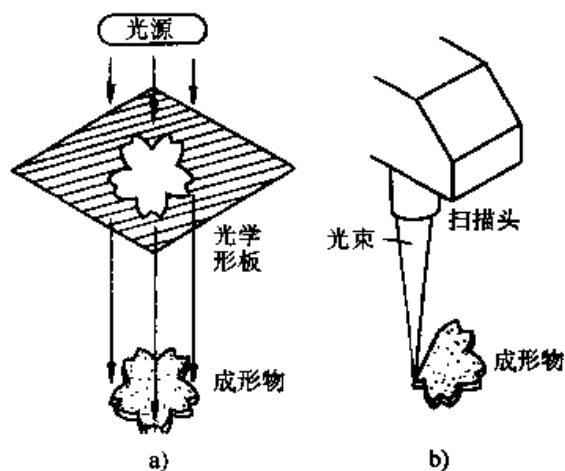


图 5.2-1 两种曝光方式

a) 光学型板方式 b) 光束扫描方式

最初使快速成形技术实现工业应用的，是美国 3D Systems 公司的光固化成形法，这是一种用紫外线照射液态的光敏树脂、使其固化成所需形状的技术。其工作过程如图 5.2-2 所示，首先

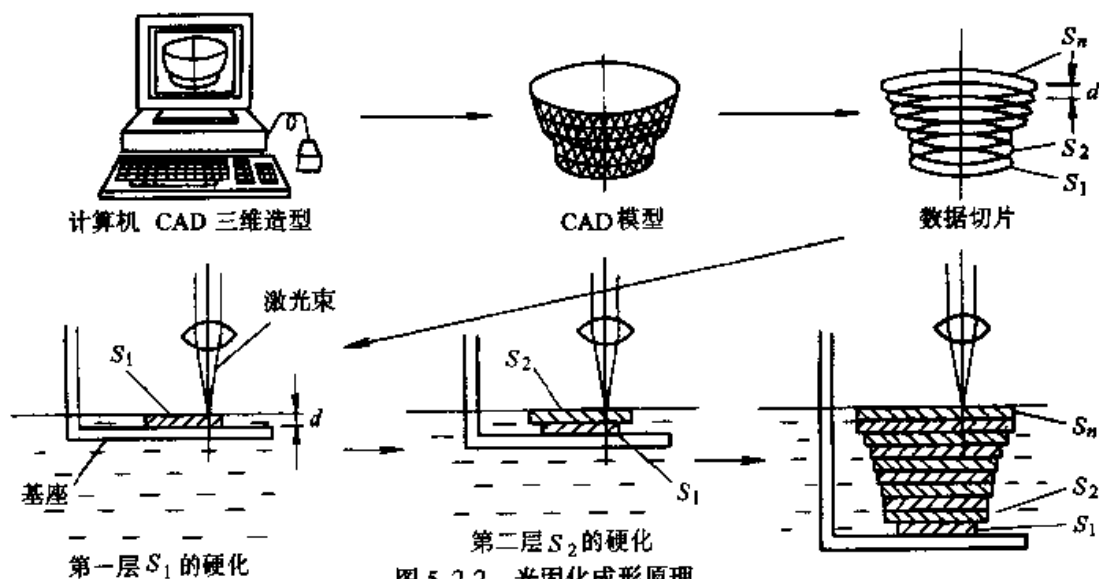


图 5.2-2 光固化成形原理

在计算机上用三维 CAD 系统构成产品的三维实体模型，然后对其进行分层切片，得到各层截面的二维轮廓数据。依据这些数据，计算机控制紫外激光束在液态光敏树脂表面扫描，光敏树脂中光引发剂在紫外光的辐射下，裂解成活性自由

基，引发预聚体和活性单体发生聚合，扫描区域被固化，产生一薄固化层。然后将已固化层下沉一定高度，让其表面再铺上一层液态树脂，用第二层的数据控制激光束扫描，这样一层层地固化，逐步顺序叠加，最终形成一个立体的原型。

2 光固化成形系统

对液态树脂进行曝光的光扫描系统通常有两种方式(图 5.2-3)。图 5.2-3a 是一种由计算机控制的 X-Y 平面扫描仪系统,光源可以经过光纤传送到安装在 Y 轴臂上的聚焦镜中,也可通过一组定位反光镜将光传送到聚焦镜中。并通

过计算机控制使聚焦镜在 X-Y 平面运动,对液态树脂进行扫描曝光。图 5.2-3b 是一种振镜光扫描系统,它是通过由振摆电动机带动的两片反射镜,根据控制系统的指令,按照每一截面轮廓的要求作高速摆动,从而将激光器发出的光束反射并聚焦于液态光敏树脂表面,并沿此面作 X-Y 方向的扫描运动。

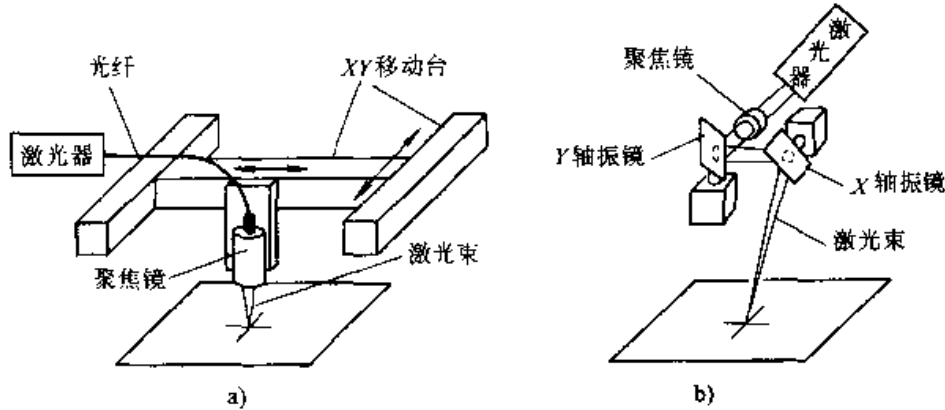


图 5.2-3 光扫描原理

a) 数控 X-Y 平面扫描方式 b) 振镜扫描方式

通常从上方对液态树脂进行扫描照射的成形方式称之为自由液面型成形系统,如图 5.2-4 所示。这种系统需要精确检测液态树脂的液面高

度,并精确控制液面与液面下已硬化树脂层上表面的距离,即控制成形层的厚度。

光固化成形机由液槽、可升降工作台、激光

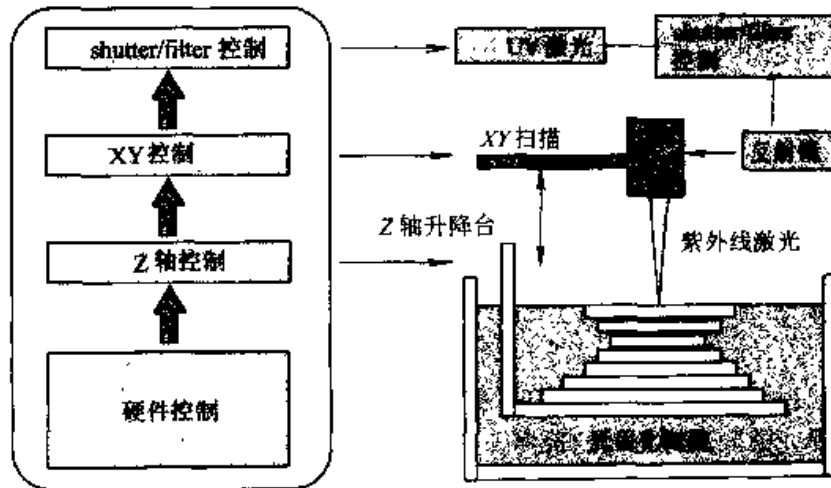


图 5.2-4 自由液面型光固化成形系统构成

器、扫描系统和计算机控制系统等组成。液槽中盛满液态光敏树脂。工作台在步进电机的驱动下可沿 Z 轴方向作往复运动。工作台面分布着许多可让液体自由通过的小孔。光源为紫外(UV)激光器,通常为氦镉(He Cd)激光器和固态(Solid state)激光器。近年 3D 公司趋向于采用半导体激光器。激光器功率一般为 10~200 mW,波长为 320~370 nm。扫描系统通常

为一组定位镜和两只振镜组成。两只振镜可根据控制系统的指令,按照每一截面轮廓曲线的要求作往复转摆,从而将来自激光器的光束反射并聚焦于液态树脂的上表面,在该面作 X-Y 平面的扫描运动。在这一层受到紫外光束照射的部位,液态光敏树脂在光能作用下快速硬化,形成相应的一层固态截面轮廓。

而采用光源从下部隔着一层玻璃板往上照射

扫描的成形方式,通常称为约束液面型成形结构(见图 5.2-5)。这种约束液面型结构,只要精确控制玻璃板上表面与硬化层下表面间的距离,即成形层的厚度。这种结构还有如下优点:①不需要精确控制上液面高度。②液槽容积小,不需要一次注入大量液态树脂,以免长期存放导致氧化或曝光等失效;③材料利用率高,成形一个原型件几乎可以全部用完注入的树脂;④树脂已硬化的部分可以不浸泡在液态树脂中,避免原型件变形。

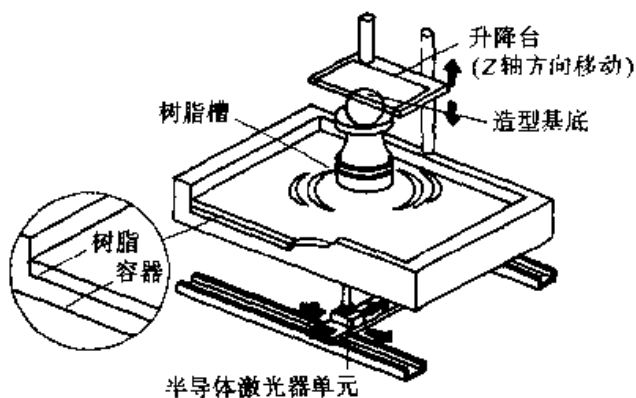


图 5.2-5 约束液面型结构 SLA 系统示意

日本方面打破了以往 SLA 技术使用紫外光源的常规,在日本化药公司开发新型光敏树脂的支持下, DENKEN ENGINEERING 公司和 AUTOSTRADE 公司率先使用 680 nm 左右波长的半导体激光器作为光源,大大降低了 SLA 设备的价格。

3 光固化成形的过程

光固化成形的全过程一般分为以下三个步骤:

(1) 前处理 包括工件的三维模型的构造、三维模型的近似处理、模型成形方向的选择和三维模型的切片处理。

由于快速成形系统只能接受计算机构造的原型的三维模型,然后才能进行其它的处理和造型。因此,首先必须在计算机上,用三维计算机辅助设计软件,根据产品的要求设计三维模型;或者用三维扫描机对已有的实体进行扫描,并通过反求技术得到三维模型。

用计算机辅助设计软件产生的模型数据文件的输出格式,常见的有 IGES、HPGL、STEP、DXF 和 STL 等。

IGES (International Graphics Exchange Standard): 是大多数 CAD 系统采用的一种图形标准,可支持不同文件格式间的转化。

HPGL (HP Graphics language): 是 HP 公司开发的一种用来控制自动绘图机的语言格式,这种格式的基本构成是描述图形的矢量,用 X 和 Y 坐标来表示矢量的起点与终点,绘图笔相应的抬起和放下。某些快速成形系统用 HPGL 来驱动它们的成形头。

STEP (Standard for The Exchange of Product): 是一种国际标准的数据交换标准。典型的 CAD 系统都能输出 STEP 格式的文件,目前有些研究人员正在采用 STEP 格式直接对三维 CAD 模型进行切片处理,以提高快速成形的精度。

DXF: 是 AutoCAD 软件输出文件的一种格式,目前已广泛地为其它 PC 系统所采用。

STL (StereoLithography interface specification): 是目前快速成形系统常用的一种文件格式,它由一系列相连的空间三角形组成,即用一系列的小三角形平面来逼近曲面。其中,每个三角形用 3 个顶点的坐标 (X、Y、Z) 和 1 个法向量 (N) 来描述(图 5.2-6)。三角形的大小是可以选择的,从而能得到不同的曲面近似精度。STL 格式最初出现于 1988 年美国 3D Systems 公司生产的 SLA 快速成形系统中,目前是快速成形系统中最常用的一种文件格式。这种格式有 ASCII 码和二进制码两种输出形式,二进制码输出形式所占用的文件空间比 ASCII 码输出形式的小的多(一般是 1/6)。

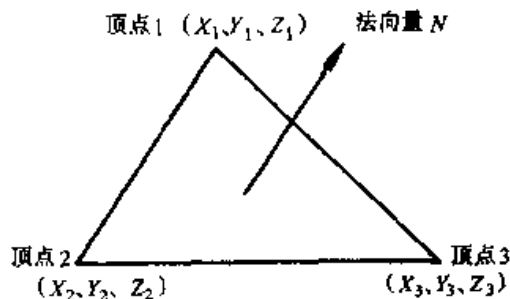


图 5.2-6 三角形的表示

三维模型的切片处理: 由于快速成形是按一层层截面轮廓来进行加工的,因此,加工前必须在三维模型上,用切片软件,沿成形的高度方向,每隔一定间隔进行切片处理,提取截面的轮廓数据。间隔愈小,精度愈高。间隔的取值范围一般为 0.05~0.5 mm。

(2) 分层叠加成形过程 这是快速成形的核心,包括模型截面轮廓的制作与截面轮廓的叠合。快速成形系统(图 5.2-7)根据切片处理得到的截面轮廓,在计算机的控制下,快速成形机的可升降工作台的上表面处于液面下一个截面层厚的高度(约 0.125~0.75 mm),将激光束在 X-Y 平面内按截面轮廓进行扫描,扫描过的液态树脂发生聚合硬化,形成第一层固态截面轮廓之后,工作台再下降另一层高度,使液槽中的液态光敏树脂流入并覆盖已固化的截面轮廓层。然后成形机控制一下特殊的刮刀,按照设定的层厚沿 X-Y 平面平行移动刮去多余的树脂,使该层液态树脂保持一定的厚度精度,再用激光束对该层液态树脂进行扫描固化,形成第二层固态截面轮廓。新固化的这一层粘接在前一层上,如此重复直到完成整个制件。

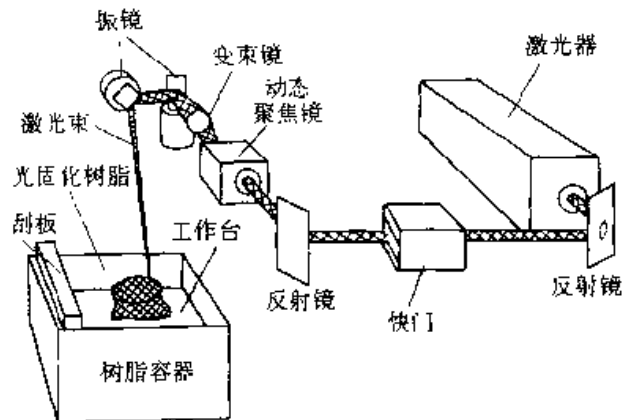


图 5.2-7 液态光敏树脂成形机原理图

(3) 后处理 树脂固化成形为完整制件后,从快速成形机上取下的制品需要去除支撑结构,并将成形件置于大功率紫外箱中作进一步的内腔固化。此外,制件的曲面上存在因分层制造引起的小台阶(图 5.2-8),以及因 STL 格式化而可能造成的小缺陷,制件的薄壁和某些小特征结构的强度、刚度不足,制件的某些形状尺寸精度还不够,表面硬度也不够,或者制件表面的颜色不符和用户要求等。因此,一般都需要对快速成形制件进行适当的后处理。

对于制件表面有明显的小缺陷而需要修补时,可用热熔塑料、乳胶以细粉料调和而成的腻子,或湿石膏予以填补,然后用砂纸打磨、抛光。打磨、抛光的常用工具有各种粒度的砂纸、小型电动或气动打磨机,也有使用喷砂打磨机进

行后处理的。

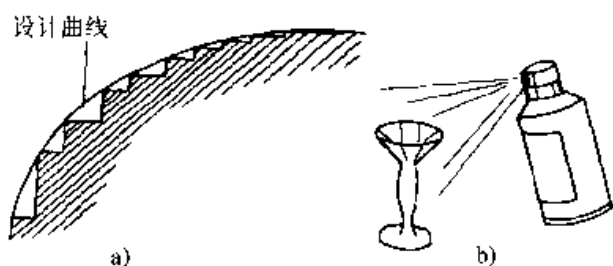


图 5.2-8 制件后的处理

a) 因分层制造引起的小台阶 b) 打磨、抛光和喷漆

4 光固化性树脂

4.1 光固化性树脂的成分

在光能的作用下会敏感地产生物理变化或化学反应的树脂一般称之为光敏树脂。表 5.2-1 中列出了光敏树脂在各方面的应用情况。其中,那些在光能的作用下既不溶于溶剂,又能从液体转变为固体的树脂称之为光固化性树脂。它是一种由光聚合性预聚合物(Pre-Polymer)或齐聚物(oligomer)、光聚合性单体(monomer)以及光聚合引发剂等为主要成分组成的混合液体。其主要成分有齐聚物(oligomer)、丙烯酸酯(acrylate)和环氧树脂(epoxy)等种类,它们决定光固化产物的物理特性。因为齐聚物的粘度一般很高,所以要将单体作为光聚合性稀释剂加入其中以改善树脂整体的流动性。在固化反应时单体也与齐聚物的分子链反应并硬化。体系中的光聚合引发剂,能在光能的照射下分解,成为全体树脂聚合开始的“火种”。有时为了提高树脂反应时的感光度还要加入增感剂,其作用是扩大被光引发剂吸收的光波长带,以提高光能的效率。此外,体系中还要加入消泡剂、稳定剂等。

根据光固化树脂的反应形式,可分为自由基聚合和阳离子聚合两种类型。

自由基聚合类型主要以丙烯酸系树脂为主体。作为官能团的丙烯酸系齐聚物是含有丙烯酰基($\text{CH}_2=\text{CH}-\text{CO}-$)的树脂,构成主链的分子种类有聚酯丙烯酸酯、环氧丙烯酸酯(图 5.2-9)和聚氨酯丙烯酸酯等等,树脂的硬度从高硬到柔软的范围内都有。对于丙烯酸树脂系,要解决丙烯酸单体的异臭、对人的刺激性和溶解在树脂中的氧阻碍固化等问题。

表 5.2-1 光敏树脂的应用分类

光反应分类	化学反应分类	树脂的种类	用途
光降解型	加成反应	叠氮化合物体系	制版材料光致抗蚀剂
	重排反应	石油脑-苯醌体系	
光交联型	聚合物交联	重铬酸体系	制版材料光致抗蚀剂
	二聚反应	聚乙烯肉桂酸酯体系	
光引发聚合型	自由基聚合反应	不饱和聚酯	木工涂装
		丙烯酸酯	印刷油墨 粘接剂 塑料用
	自由基加成反应	硫醇/烯	纸面涂膜用 金属覆膜
	阳离子聚合反应	环氧树脂	焊料抗蚀剂 电器绝缘

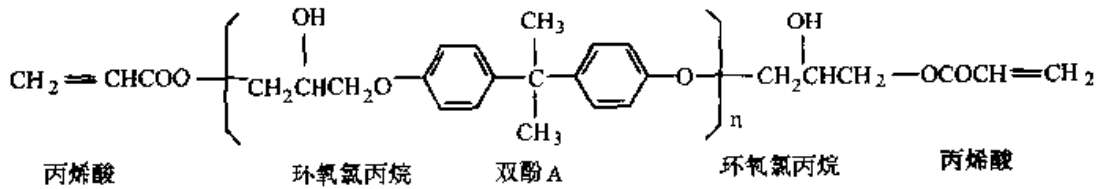


图 5.2-9 环氧丙烯酸酯的分子

作为预聚合物的阳离子聚合类型以环氧树脂为主要成分，并具有阳离子系光聚合引发剂的特征。作为官能团的环氧系齐聚物，是由 2 个氢原子和 1 个氧原子构成的三圆环（环氧环）树脂。其主链分子的种类分别有双酚型环氧树脂、脂环型环氧树脂（图 5.2-10）和脂肪族型环氧树脂等。阳离子聚合的树脂能得到很好的力学性能，而且其具有在空气中有良好的固化性的特征。丙烯酸的体积收缩率为 5%~8%，而环氧树脂只有 2%~3%，因此成形时的变形很小，可以造出高精度的制作。

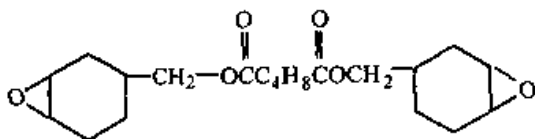
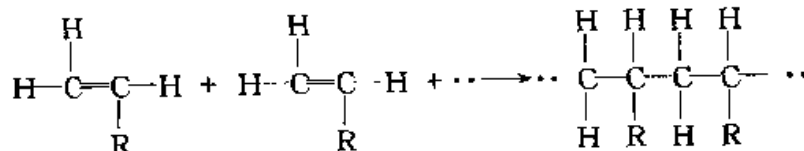


图 5.2-10 脂环型环氧树脂

尽管市场上销售的树脂大多是自由基聚合型的，而阳离子聚合型（环氧）树脂由于其具有固化反应完全不需要进行后续曝光处理（post-cure）；固化收缩率低，不易变形；粘度低易于操作等优点，目前是使用较普遍的树脂。

4.2 光固化反应

由低分子单体合成聚合物的反应称做聚合反应。例如，含有末端双键的有机物 $\text{CH}_2=\text{CHR}$ （也可称为乙烯基单体，其中 R 为非反应性官能团）在一定条件下分子结构中的 π 键断裂，分子间一个接一个的互相加合，成为分子量巨大的高分子化合物，这就是一个较为典型的聚合反应。反应式如下：



该聚合反应在机理上属于连锁聚合。带有两个官能团的单体发生聚合反应，得到的

是线型大分子。在加聚反应中，烯类的 π 键，或环状单体开环聚合时断裂的单键，都相当于两个官能

团。在线形缩聚反应中，单体须有两个具有反应能力的官能团，如二元醇、二元酸、二元胺、二酞氯、二异氰酸酯等。当含有两个以上官能团的单体聚合时，则有可能发生交联反应，得到交联聚合物，这种聚合物可以看成是许多线型或支链型大分子由化学键连接而成的体型结构。这时，许多大分子键合成一个整体，已无单个大分子可言。对于交联程度深的体型结构，加热时不软化，不易被溶剂所溶胀，其强度也一般高于线型聚合物。

光固化可定义为通过光化辐射使自由流动的液体转变为不粘性固体的相转变。在很多光固化

反应中，需要有光敏引发剂的存在才能顺利进行。反应一般在常温下就可发生。

在光引发聚合反应中，光引发剂可能发生的主要反应有：①分裂反应；②氢提取反应；③离子引发反应；④光交联反应；⑤三线态能量转移反应。根据引发剂本身引发机理的不同，光敏树脂发生的光固化反应有两类，即自由基引发聚合和阳离子引发聚合。在自由基引发聚合中，自由基光引发剂有两大类，即以二苯酮为代表的双分子引发剂和以安息香醚为代表的引发剂。它们的典型反应表示于图 5.2-11 中。

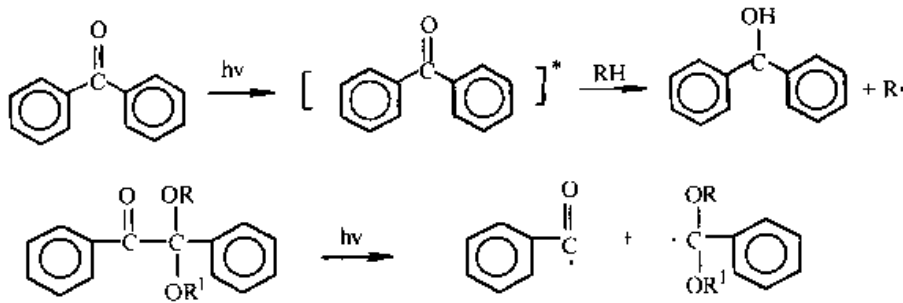


图 5.2-11 引发剂引发示意图

这两大类的引发剂很多，但对用于快速成形的光敏树脂而言，就要求光引发剂和激光光源相匹配。由于最常采用的 He-Cd 激光器，波长为 325 nm，因此采用的光引发剂应该在 325 nm 附

近有最大吸收。比较合适的光引发剂有 2, 2-二甲氧基-2-苯基苯乙酮 (图 5.2-12a)、2, 2-二甲氧基苯乙酮 (图 5.2-12b) 和 1-羟基环己基苯甲酮 (图 5.2-12c)。

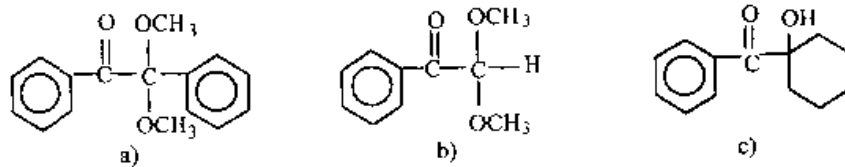
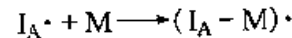
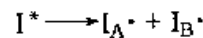
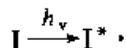


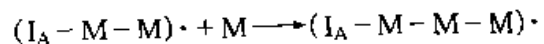
图 5.2-12 三种引发剂的结构式

用于激光快速成形系统的自由基光敏树脂齐聚物主要有三大类：环氧丙烯酸酯，聚酯丙烯酸酯和聚氨酯丙烯酸酯。在这些齐聚物的光聚合反应中，光引发剂吸收光能，发生分裂反应，产生可引发聚合反应的自由基，使单体以连锁反应的机理迅速地聚合，生成高分子化合物。

(1) 链引发反应 光引发剂 I 在一定波长的光的照射下吸收能量，其分子结构中的共价键，经过激发态 I^* (单线态或三线态) 断裂，产生初级自由基 $I_A\cdot$ 和 $I_B\cdot$ (若 $A=B$ ，为均裂反应，否则为异裂反应)，初级自由基与单体加成，形成单体自由基。



(2) 链增长反应 在链引发阶段产生的单体自由基仍具有活性，能与第二个单体分子反应生产新的自由基。新的自由基活性并不衰减，继续和其它单体分子结合成单元更多的链自由基，表现为活性链不断增长，最后终止成大分子，使树脂固化。

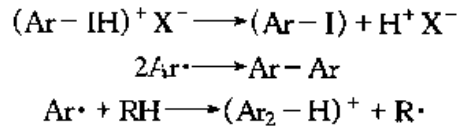
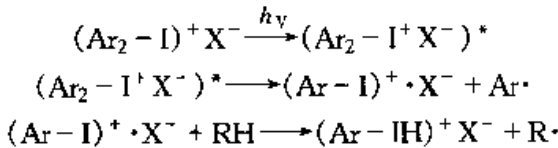


(3) 链终止反应 自由基活性很高，有相互作用而终止的倾向。终止反应有偶合终止和歧化终止两种方式。自由基发生终止反应后就失去了

活性。在连锁反应中，链的增长和链的终止是一对竞争反应。

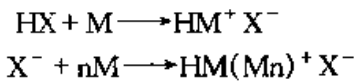
按上述机理发生光聚合反应的自由基光敏树脂，最大的优点是具有很好的光敏性，固化速度很快，通过对配方的调整，可以获得不同力学性能。其主要缺点是聚合后体系体积收缩较为明显，从而导致内应力。此外，在聚合过程中还受氧的阻聚作用影响。

阳离子聚合的活性中心是阳离子，即引发剂生成阳离子，阳离子再引发单体聚合。在光的作用下，阳离子引发剂（主要是二芳基碘翁盐和三芳基硫翁盐）分解出质子酸或路易斯酸，光解过程表示如下（以碘翁盐为例）：



二芳基碘翁盐和三芳基硫翁盐的对紫外光的最大吸收一般小于 300 nm，在 He-Cd 激光器波长为 325 nm 的条件下，二芳基碘翁盐和三芳基硫翁盐的光引发效率很低。可用对引发剂进行增感的方法提高其引发效率。

离子聚合中习惯使用“催化剂”一词，实际上所谓“催化剂”也参与了聚合反应，其碎片进入聚合物。阳离子聚合是通过 Lewis 酸和 Bronsted 酸进行的。若产生 Bronsted，机理如下：



阳离子聚合用齐聚物，最通用的是环氧树脂。在有质子酸存在时，环氧树脂可以发生开环聚合（图 5.2-13）。

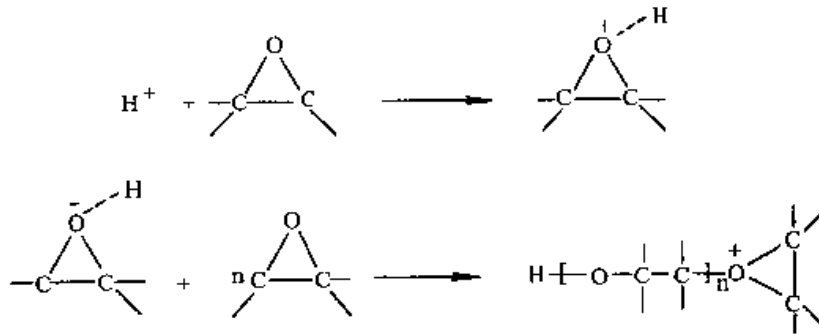


图 5.2-13 环氧树脂的光固化反应

还有一些其它含聚合性官能团的单体发生阳离子光固化的例子（图 5.2-14）。

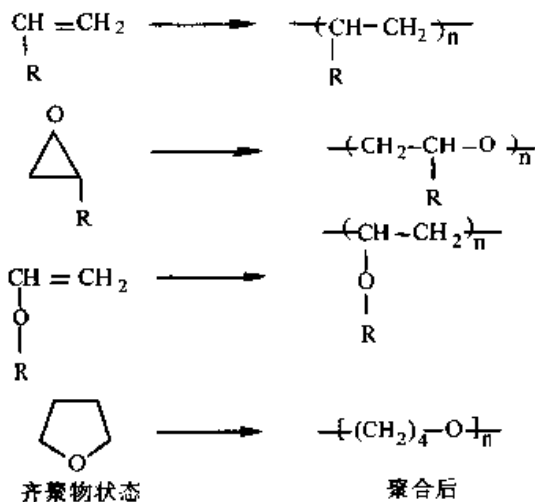


图 5.2-14 阳离子型聚合性官能团与聚合状态
环氧树脂主要包括以下四种类型

1) 双酚 A 环氧树脂 它的优点是具有良好的耐热性、耐化学腐蚀性、价格便宜且具有很好的力学性能，缺点是它本身黏度太大，而且光固化速度很慢。

2) 酚醛环氧树脂 它的优点是具有很好的耐冲击性、耐热性、耐化学、腐蚀性；缺点是耐候性和柔软性较差，黏度也较高。

3) 脂肪族环氧树脂 它的优点是光固化速度较快、黏度较低，可以有效地降低整个光固化体系的黏度，增加流平性，这使得它在激光快速成形系统中应用前景看好。其缺点是固化膜力学性能较差。

4) 脂肪族环氧化合物 这类环氧树脂的优点是固化快、黏度低，可以充当稀释剂使用。

与以自由基机理发生光固化反应的丙烯酸酯类相比，阳离子光敏树脂具有以下特点：

- ① 固化收缩小，成品准确性高；
- ② 阳离子聚

合是活性聚合,在光源熄灭后可继续引发聚合;③在阳离子聚合中,由于不存在氧的阻聚作用,树脂不怕氧气;④黏度低;⑤半成品强度较高,便于后处理;⑥成品可直接用于注塑模具。正是由于这些优点,近年来阳离子光敏树脂发展很快。

除上述两种树脂外,还有一类兼具自由基型和阳离子型光敏树脂二者优点的树脂—混杂型光敏树脂。在该类树脂中,以丙烯酸酯与环氧树脂为混合单体(或齐聚物),采用碘翁盐或硫翁盐与自由基引发剂共同引发的混杂聚合体系,此体系在光的照射下,可同时产生阳离子和自由基,从而引发体系聚合,得到光固化产物。对这类混杂光敏体系,通过选择单体和齐聚物的种类和比例,可控制体系的固化速度,改善黏流性能,提高附着力和机械性能,得到物理性能和化学性能均优良的光固化树脂和具有互穿网络结构的聚合物材料。

4.3 光固化性树脂应满足的条件

激光快速成形系统制造模具,要求快速准确,对模型的精确性及性能要求十分严格,这就使得用于该系统的光固化树脂必须满足以下条件:

1) 固化前性能稳定,可见光照射下不发生化学反应;

2) 黏度低。由于是分层制造技术,光敏树脂进行的是分层固化,就要求液体光敏树脂黏度较低,从而能在前一层上迅速流平,而且树脂黏度小,可以缩短模具的制作时间,同时还给设备中树脂的加料和清除带来便利;

3) 光敏性好,对紫外光有快的光响应速率,在光强不是很高的情况下能快速固化成形;

4) 固化收缩小,特别要求在后固化处理中收缩要小,否则,会严重影响模具的精度;

5) 溶胀小。由于在成形过程中,固化产物浸润在液态树脂中,如果固化物发生溶胀,将会使模具产生明显变形;

6) 半成品强度高,以保证后固化过程不发生形变、膨胀、出现气泡及层分离等;

7) 最终固化产物具有较好的机械强度,耐化学试剂,易于洗涤和干燥,并具有良好的热稳定性。

8) 毒性小,未来的快速成形可以在办公室中完成,因此对单体或预聚物的毒性和对大气的污染有严格要求。

随着社会的发展和现代科技的进步,快速成形技术得到了越来越广泛的应用。为了满足需要,对树脂的要求也随之提高。目前,关于树脂的研究也取得了一定的进展,研制开发出了一些高性能树脂。例如,利用丙烯酸单体和不饱和聚酯制备出的具有互穿网络结构的高分子合金;将羟基氟化物(Hydroxyflourones)和咕吨(Xanthenes)等两种物质引入到光固化体系的配方中,制得新型光敏树脂,该树脂光固化后,得到的模型可以应用于汽车工业、玻璃工业及医疗设备中;还有人将陶瓷粉末加入到用于UV固化的溶液中,同样可以获得光固化制件。

5 光固化的特性

5.1 固化形状

由于激光的单一性使得其可将光聚集得很小,因此一般用激光作光源。图 5.2-15 所示是激光束光强度沿光斑半径方向的高斯分布状态,光束的中心部分光强度最高。其中, I 表示单位面积的光强度, I_0 是光束中心部分的 I 值。沿 Z 方向即光束轴线方向,为光强的空间分布。取一直角坐标系 X 、 Y 平面垂直于光束轴线,则光强度在 X 、 Y 平面的分布可用式 (5.2-1) 来表示。

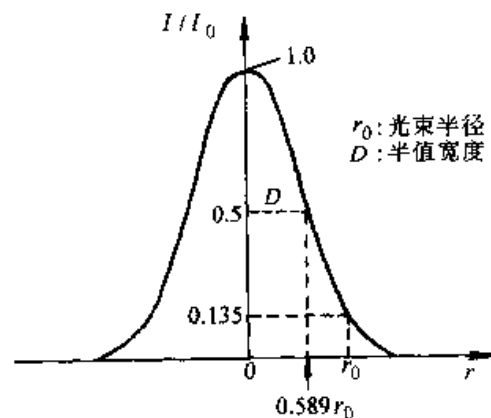


图 5.2-15 单一模式激光的光强度分布

$$I(x, y) = \{2P_t / \pi r_0^2\} \exp(-2r^2 / r_0^2) \quad (5.2-1)$$

式中, P_t 为激光全功率, r 是距光轴原点 (x_0 ,

y_0) 的距离, 可用式 (5.2-2) 表示,

$$r = \{(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2\}^{1/2} \quad (5.2-2)$$

r_0 是激光束中心光强度值 $1/e^2$ (约 13.5%) 处的半径。当激光束垂直地照射在树脂液面时, 设液面为 Z 轴的原点, 激光强度 $I(x, y, z)$ 沿树脂深度方向 z 分布, 光强度 I 遵循 Lambert-Beer 法则, 沿 z 方向衰减, 即

$$I(x, y, z) = \{2P_t / \pi r_0^2\} \exp(-2r^2 / r_0^2) \exp(-z / D_p) \quad (5.2-3)$$

式中, D_p 是光在树脂中的透过深度。

照射在树脂上的激光束处于静止状态时, 该处树脂上的曝光量 E 是时间 τ 的函数, 可表示为

$$E(x, y, z) = I(x, y, z) \cdot \tau \quad (5.2-4)$$

此时光固化形状如图 5.2-16a 所示, 呈旋转抛物面状态。

光成形时激光束是按一定速度扫描的, 当其沿 X 轴方向以速度 V 进行扫描时, 在某时刻 t 树脂中一点的光强度可表示为 $I(x - Vt, y, z)$ 。当扫描范围在 $-\infty < x < \infty$ 之间时, 树脂各部分曝光量为,

$$E(x, y, z) = \int_{-\infty}^{\infty} I(x - Vt, y, z) dt = \{(\sqrt{2}/\pi) P_t / (r_0 V)\} \exp(-2y^2 / r_0^2) \exp(-z / D_p) \quad (5.2-5)$$

当 $E = E_c$ (临界曝光量) 时开始固化, 在

$$E \geq E_c, z \geq 0 \quad (5.2-6)$$

空间范围内固化成形时, 则式 (5.2-5) 变为

$$2y^2 / r_0^2 + z / D = \ln \{(\sqrt{2}/\pi) P_t / (r_0 V E_c)\} \quad (5.2-7)$$

图 5.2-16b 中的 (y, z) 平面是关于 Z 轴的抛物线, 沿 X 轴方向是等截面的柱体。

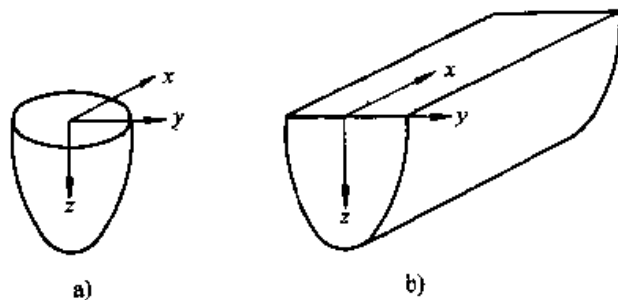


图 5.2-16 激光束照射得到的固化形状

a) 静止照射时的固化形状 b) 移动照射时的形状

将 $z=0$ 代入式 (5.2-7) 中, 求出 y 值, 即可得

到 2 倍的固化宽度 W , 即

$$W = 2r_0 \{ \ln [(\sqrt{2}/\pi) P_t / (r_0 V E_c)] \}^{1/2} \quad (5.2-8)$$

图 5.2-17 中的激光总功率 P_t , 激光半径 r_0 , 扫描速度 V , 均由临界曝光量 E_c 所决定。

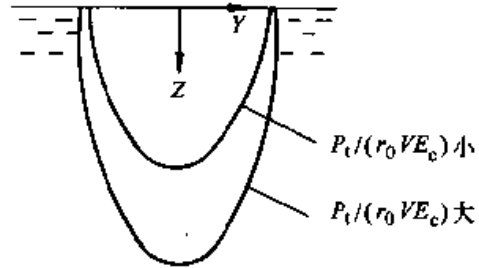


图 5.2-17 固化因子及尺寸

光固化成形过程如图 5.2-18 所示, 控制激光束按式 (5.2-6) 决定的单个树脂固化空间, 相互重叠地进行扫描, 使单个固化体相互粘接而形成一整体形状。

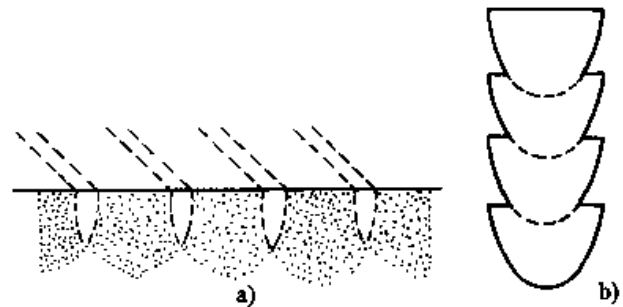


图 5.2-18 光固化成形过程

a) 水平方向扫描成形 b) 垂直方向(叠层)扫描成形

5.2 固化曲线

当一束均匀的光从液面上方垂直照射到树脂上时, 在液面下一定深度 z 处的曝光量为 E , 用曝光时间 τ 乘式 (5.2-1), 即 $I\tau = E, I_0\tau = E_0$, 则得

$$E(z) = E_0 \exp(-z / D_p) \quad (5.2-9)$$

式中, E_0 为液面的曝光量。

光引发剂在光的照射下发生分解, 对于丙烯酸系单体这种有氧气阻聚特性的树脂, 产生的自由基都被溶解在树脂中的氧消耗掉了。但当 E 超过某个值后, 氧对自由基的消耗达到饱和时开始出现初始聚合反应。设该临界值为 E_c , 则在一定深度范围内产生固化。当 $E(z) \geq E_0$ 时, 固化的范围为

$$z \leq D_p \ln(E_0 / E_c) \quad (5.2-10)$$

等号左边的 z 为深度, 设其值为 C_d , 则

$$C_d = D_p \ln(E_0/E_c) \quad (5.2-11)$$

固化深度与曝光量 E_0 成对数比例关系, 这一关系曲线称之为固化曲线, 该曲线因树脂的种类而异。如将式 (5.2-11) 改写为式 (5.2-12),

$$C_d = D_p \ln E_0 - D_p \ln E_c \quad (5.2-12)$$

并将 E_0 作为对数坐标, 则表示固化深度的固化曲线成为直线, 其斜率为 D_p 。

在式 (5.2-12) 中的第二项表示固化阻聚, 当 E_0 增加 C_d 为正值时, 固化开始。也就是说, E_c 为表示树脂感光度的参数之一。因为阻聚的主要因素为氧气阻聚, 所以如果没有氧气阻聚的话, 那么 E_0 会很小, E_0 很快达到正值, 使固化开始。自由基聚合型树脂在氮气环境中长期放置, 树脂中的氧气会释放出, E_c 值变小。

图 5.2-19 所示是通过实验得到的丙烯酸树脂的固化曲线, 从中可知, 如同理论上所指出的, 可以用直线来近似。同时可以看出, 丙烯酸树脂在空气中由于氧气阻聚的原因, 其 E_c 值更大, 即在同样的固化深度值上较之在氮气中需要更大的曝光量。在控制固化深度中, 固化曲线是经常用到的一个重要特性。

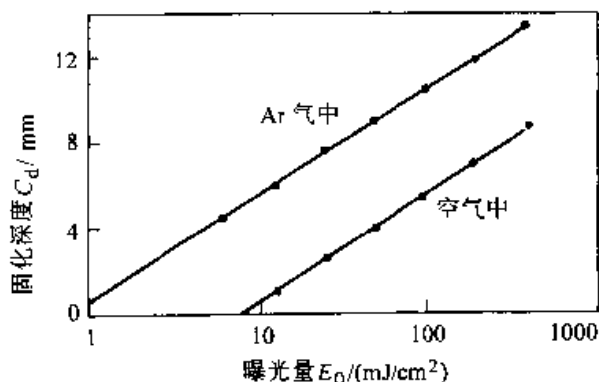


图 5.2-19 固化曲线

5.3 感光度

设 I 为照射到液态树脂中的光强度, ϵ 为分子吸光率, c 为光引发剂的浓度 (mol/L), 则沿深度 z 方向的吸光比例可表示为

$$dI/dz = -\epsilon c I \quad (5.2-13)$$

即单位时间的光引发剂所吸收的光可表示为

$$I_a(x, y, z, t) = \epsilon c I \quad (5.2-14)$$

其结果, 光引发剂的浓度变化率出现衰减,

$$dc/dt = -\phi I_a \quad (5.2-15)$$

式中, ϕ 是光引发剂光反应的量子效率。

设 R_p 为光聚合速度, 则单体以及齐聚物的浓度 M 的变化率为

$$dM/dt = -R_p \quad (5.2-16)$$

这里, R_p 与扩散系数 k_p 成正比, 可表示为

$$R_p = k_p M (\phi I_a / k_t)^{1/2} \quad (5.2-17)$$

因此

$$dM/dt = -k_p M (\phi I_a / k_t)^{1/2} \quad (5.2-18)$$

式中, k_t 为终止速率。因为 $-dM/dt$ 是单位时间的反应量, 从上式也可看出在反应初期, M 值大则反应活泼; 光引发剂浓度大则反应速度快; 树脂的流动性高则扩散系数大。由此可知, 用强光照射可提高反应效率。

图 5.2-20 为分子吸光系数 ϵ 、引发剂浓度 c 与 D_p 间关系的实验数据。由图可知, 在同一曝光量下, 可用引发剂浓度控制其固化深度, 浓度高则固化范围浅。

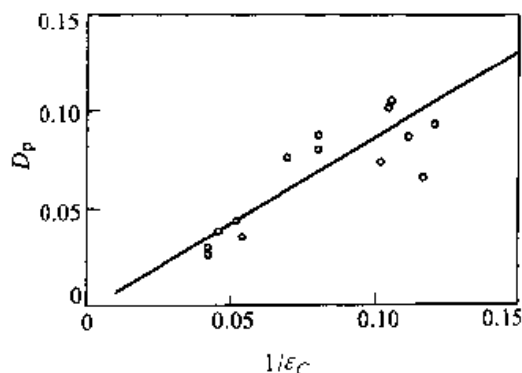


图 5.2-20 引发剂与固化深度的关系

由式 (5.2-17) 可知, $I_a = 0$ 则 $R_p = 0$, 即当光的照射一停止, 聚合反应即刻终止。但实际上当光的照射停止后还有部分自由基生存并继续反应 (即所谓“暗反应”)。因此, 如果设自由基浓度为 R , k_1 、 k_2 为自由基的增减系数, 则有

$$dR/dt = \phi I_a - k_1 MR \quad (5.2-19)$$

$$dM/dt = -k_2 MR$$

这说明当光的照射停止, 即 $I_a = 0$ 时, 浓度 R 呈递减变化, 反应逐渐终止。

图 5.2-21 表示阳离子树脂的感光度与树脂温度间关系曲线, 图 5.2-22 是该树脂的黏度与树脂温度间的关系曲线。由此可知, 如对这种树脂进行加温的话, 在降低其黏度的同时可提高其感光度。

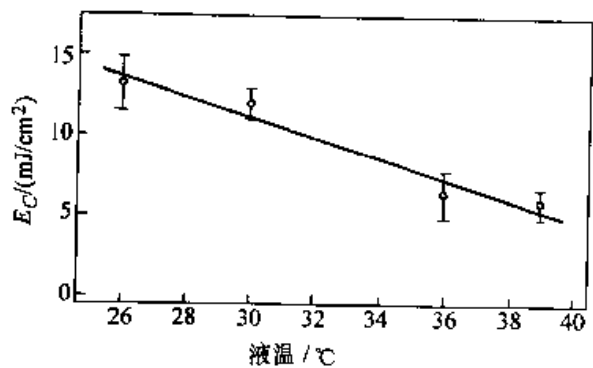


图 5.2-21 感光度与树脂温度的关系

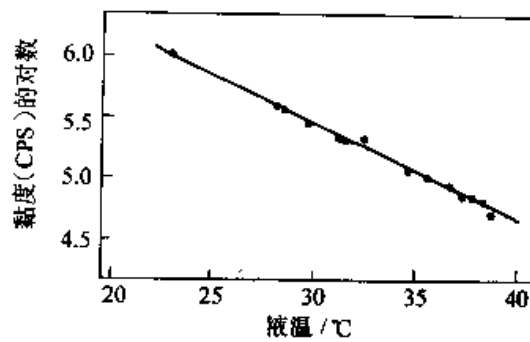


图 5.2-22 黏度与树脂温度的关系

第 3 章 纸叠层成形

1 纸叠层成形技术概述

纸叠层成形系统的原理如图 5.3-1 所示，它由计算机、原材料存储及送进机构、热粘压机构、激光切割系统、可升降工作台和数控系统、模型取出装置和机架等组成。

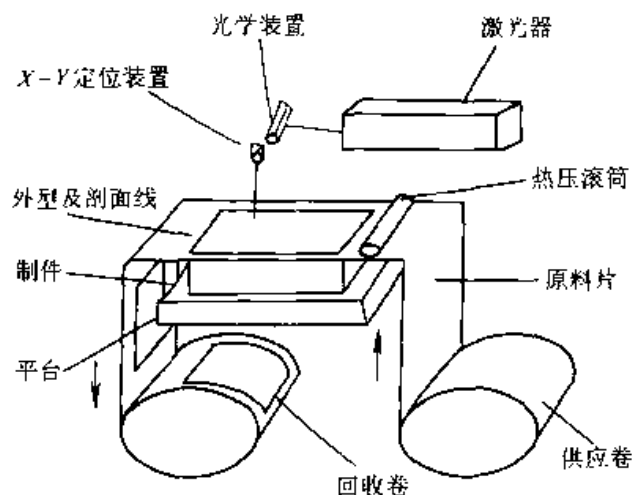


图 5.3-1 纸叠层成形系统的原理图

纸叠层成形系统的工艺过程如图 5.3-2 所示。

首先，计算机接受和存储工件的三维模型，沿模型的高度方向提取一系列的横截面轮廓线，发出控制指令。原材料存储及送进机构将存于其中的原材料（如底面有热熔胶和添加剂的纸），逐步送至工作台的上方。热粘压机构将一层层材料粘合在一起。激光切割系统按照计算机提取的横截面轮廓线，逐一在工作台上方的材料上切割出轮廓线，并将无轮廓区切割成小方网络，这是为了在成形之后能剔除废料。网格的大小据被成形件的形状复杂程度选定，网格愈小，愈容易剔除废料，但花费的时间较长，否则反之。可升降工作台支撑正在成形的工件，并在每层成形之后，降低一个材料厚度（通常为 0.1~0.2 mm），以便送进、粘合和切割新的一层材料。数控系统执行计算机发出的指令，使一段段的材料逐步送至工作台的上方，然后粘合、切割，最终形成三维工件。模型取出装置用于方便地卸下已成形的模型。机架是整个机器的支撑。

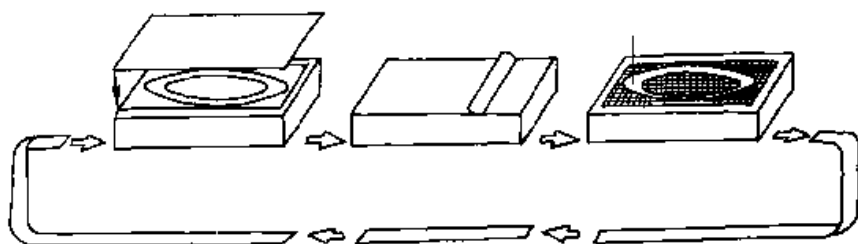


图 5.3-2 纸叠层成形系统的工艺过程

在这种快速成形机上，截面轮廓被切割和叠合后所成的制品被废料小方格包围着，剔除这些

小方格之后，便可得到所需的三维工件。如图 5.3-3 所示为纸叠层成形技术得到的电话机外壳

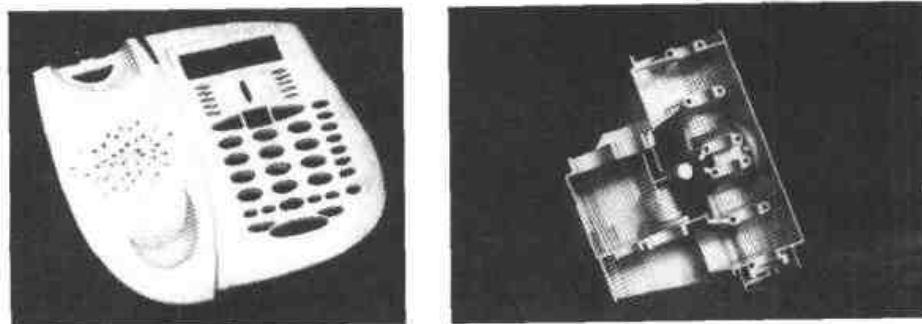


图 5.3-3 电话机外壳与摩托车发动机外罩

与摩托车发动机外罩。

目前,国内外已有多家公司生产纸叠层成形设备。例如,HRP系列成形机便是基于纸叠层

成形技术的成形机,有ⅡB、ⅢA、Ⅳ等三种规格。其主要技术参数如表5.3-1所示,图5.3-4所示为HRP-ⅢA成形机。

表 5.3-1 纸叠层成形设备的主要技术参数

参数 \ 型号	HRP-ⅡB	HRP-ⅢA	HRP-Ⅳ
成形空间 $L/mm \times W/mm \times H/mm$	450×350×350	600×400×500	800×500×500
激光器	由用户选择国产或进口CO激光器	50W, CO 美国	50W, CO 美国
冷却方式	全封闭恒温循环水冷	全封闭恒温循环水冷	全封闭恒温循环水冷
重复定位精度/mm	0.02	0.02	0.02
计算机配置	由用户自行配置	主流配置	主流配置
软件运行环境	Windows95/98/NT/2000	Windows95/98/NT/2000	Windows95/98/NT/2000
系统软件	HRP' 2000	HRP' 2000	HRP' 2000
输入格式	STL 格式	STL 格式	STL 格式
成形材料	热熔树脂涂覆纸	热熔树脂涂覆纸	热熔树脂涂覆纸
电源要求	50 Hz, 220 V, 10 A	3 相 4 线, 50 Hz, 380 V, 15 A	3 相 4 线, 50 Hz, 380 V, 30 A
安全措施	故障自动停机	故障自动停机	故障自动停机
主机外形尺寸 $L/mm \times W/mm \times H/mm$	1 470×1 100×1 250	1 570×1 100×1 700	2 000×1 400×1 500

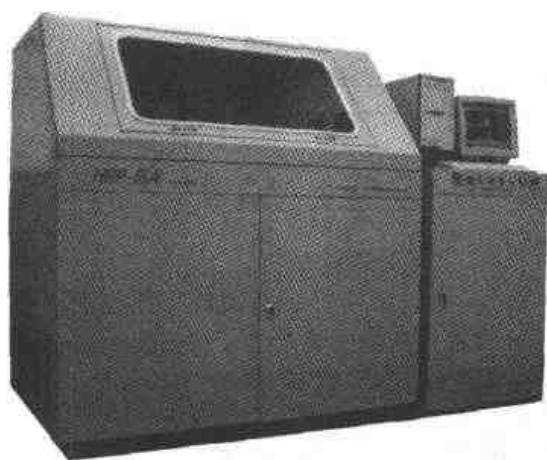


图 5.3-4 HRP-ⅢA 成形机

2 原型件的设计与制造

2.1 原型件的设计

LOM 技术是从三维 CAD 模型中沿高度方向

进行“分层”离散化,得到二维切片,再加工出相应的截面,层层堆积/粘接,形成三维制件。它具有不受零件复杂性限制的特征,CAD 软件的造型能力就决定了原型的复杂度。目前美国 PTC 公司的 Pro/E 软件、UG 公司的 Unigraphics 软件、Delcom 公司的 Powershape 软件都具有自由曲面造型功能,可以对三维实体的曲线和曲面进行直观动态设计和编辑,并且具有强大的网格划分、动态修改、分析及数字化点面重建功能,适于工程设计人员进行新产品开发的创造性设计。

进行三维实体的原型设计时,要考虑在利用 LOM 技术制造原型时的各种收缩变形以及原型的表面后处理余量,在实体造型过程中给以必要的补偿,尽可能消除误差,以满足制件尺寸对模具的要求。

2.2 原型件的制造

通过造型软件设计出的三维实体造型,经过

STL文件格式转换进行三角网格划分,得到分层处理后的数据即可传输到LOM机床,制造出三维实体纸质原型。纸质原型制作好后,经过后处理(包括打磨、抛光、喷漆等)以降低其表面粗糙度,便可使用。

3 成形件后处理

3.1 剥离

剥离是将成形过程中产生的废料、支撑结构与工件分离。虽然,SLA、FDM和TDP成形基本无废料,但是有支撑结构,必须在成形后剥离;LOM成形无需专门的支撑结构,但是有网格状废料,也须在成形后剥离。剥离是一项细致的工作,在有些情况下也很费时。剥离有三种方法,即手工剥离、加热剥离和化学剥离。对于纸叠层成形件,多采用手工剥离的方法。

1) 手工剥离 手工剥离法是,操作者用手和一些简单的工具使废料、支撑结构与工件分离。这是最常见的一种剥离方法。对于LOM成形机的制品,一般用这种方法使网格状废料与工件分离。

2) 加热剥离 当支撑结构为蜡,而成形材料为熔点较蜡高的材料时,可以用热水或适当温度的热蒸汽使支撑结构熔化并与工件分离。这种方法的剥离效率高,工件表面较清洁。

3) 化学剥离 当某种化学液能溶解支撑结构而又不会损伤工件时,可以用此种化学液使支撑结构与工件分离。例如,对于Model Maker成形机的制品,就可以用溶液来溶解蜡,从而使工件(热塑性塑料)与支撑结构(蜡)、基底(蜡)相分离。这种方法的剥离效率高,工件表面较清洁。

3.2 修补、打磨和抛光

当工件表面有较明显的小缺陷而需要修补时,可以用热熔塑料、乳胶与细粉料调合而成的腻子,或湿石膏予以填补,然后用砂纸打磨、抛光。

打磨、抛光的常用工具有各种粒度的砂纸、小型电动或气动打磨机。

对于用纸基材料快速成形的工件,当其上有很小而薄弱的特征结构时,可以先在它们的表面

涂覆一层增强剂(如强力胶、环氧树脂基漆或聚氨酯漆),然后再打磨、抛光;也可先将这些部分从工件上取下,待打磨、抛光后再用强力胶或环氧树脂粘结、定位。聚氨酯漆是聚氨酯基漆的简称,它是多异氰酸酯和多羟基化合物反应得到的含有氨基甲酸酯的高分子化合物,德国Opel公司生产的S210F水晶漆与S50硬化剂混合后可成为此类化合物。用氨基甲酸涂覆的纸基工件,易于打磨,耐腐蚀、耐热、耐水,表面光亮。

由于用纸快速成形的工件有很好的切削加工和粘结性能,因此,当受到快速成形机最大成形尺寸的限制,而无法制作更大的工件时,可以将大型工件的三维模型划分为若干个成形机能制作的小模型,分别进行成形,在这些小模型的结合部位制作定位孔,并用定位销和强力胶予以连接,结合成整体的大工件。当发现已制作的工件局部不符合设计者的要求时,可仅仅切除这一部分,并且只补成形这一部分,然后将补作的部分粘到原来的快速成形件上,构成修补后的新工件,从而可以大大节省时间和费用。

3.3 表面涂覆

在快速成形工件的表面上可以喷刷多种涂料,常用的有涂料、液态金属和反应型液态塑料等。对于涂料,以罐装喷射式环氧基漆、聚氨酯漆为好,因为它使用方便,有较好的附着力和防潮能力。所谓液态金属是一种金属粉末(如铝粉)与环氧树脂的混合物,在室温下呈液态或半液态,当加入固化剂后,能在若干小时内硬化,其抗压强度为70~80 MPa,工作温度可达140℃,有金属光泽和较好的耐湿性。反应型液态塑料是一种双组分液体,其中A是液态异氰酸酯,用作固化剂,B是液态多元醇树脂,它们在室温下按一定比例混合并产生化学反应后,能在约1 min后迅速变成凝胶状,然后固化成类似ABS的聚氨酯塑料。将这种未完全固化的材料涂刷在快速成形工件表面上,能构成一层光亮的塑料硬壳,显著提高工件的强度、刚度和防潮能力。

4 LOM技术应用案例

LOM技术发展至今,在零件的制造质量、

表面精度方面已经取得了很大的进展。但是也存在一些亟待解决的问题，诸如对于大尺寸、薄壁零件的制造等。因此，如何解决大尺寸、薄壁零件的制造，提高零件的强度与性能对LOM技术的进一步发展具有重要意义。

4.1 制作大尺寸、薄壁零件存在的问题

- 1) 利用快速成形技术制造中，往往由于受到工作台面尺寸的影响，很多大尺寸零件不能整体成形。
- 2) 在利用LOM技术制造零件的过程中，

如果零件在叠层方向的肋板壁厚很薄的话，就容易出现翘曲变形、影响零件的性能和强度。例如电视机、冰箱、空调壳体等零件的立肋板，这个问题尤其明显。以计算机显示器外壳为例，图5.3-5a是显示器外壳剖面图，图5.3-5b是其立体图（尺寸410 mm×370 mm×100 mm）。显示器面板部分壁厚为3 mm，在与后机箱连接处的侧立板壁厚为1.5 mm，按照正常的加工方案，零件叠层方向是与侧立板方向平行的，即制件叠层的高度为100 mm。由于侧立板壁很薄，因而在制作后处理过程中很容易发生变形。

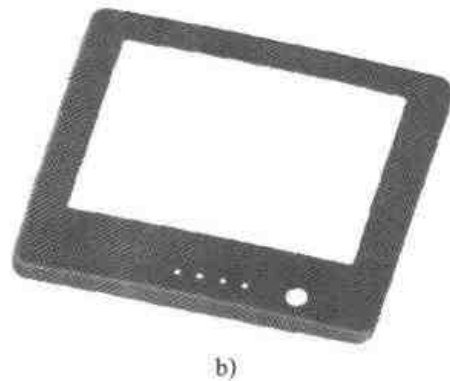
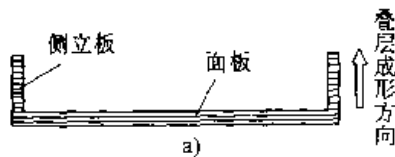


图 5.3-5 显示器外壳
a) 显示器外壳剖面图 b) 显示器外壳立体图

- 3) 由于原型件（如显示器外壳）是中空零件，若直接整体成形，材料的利用率就非常低。

4.2 大尺寸薄壁零件的剖分成形

解决上述问题的基本思想是将大尺寸或薄壁零件先根据零件的特点剖分成小尺寸零件，然后同时进行叠层成形；对于薄壁零件，在剖分的过程中，要尽量将剖分的立板平放进行成形。这样，既可以解决制造大尺寸零件的问题，又提高

了材料的利用率，节省加工时间，同时也可以更好地保证薄壁件的性能。

仍以显示器外壳为例，将图5.3-5b的显示器外壳进行剖切，分成如图5.3-6所示的若干块来成形，一则可以降低叠层成形的高度，由原来的100 mm下降到60 mm，节省成形时间约1/3以上；二则由于改变了立板的叠层方向，大大提高了制件的性能。图5.3-7是分块成形后拼接成的显示器外壳照片。

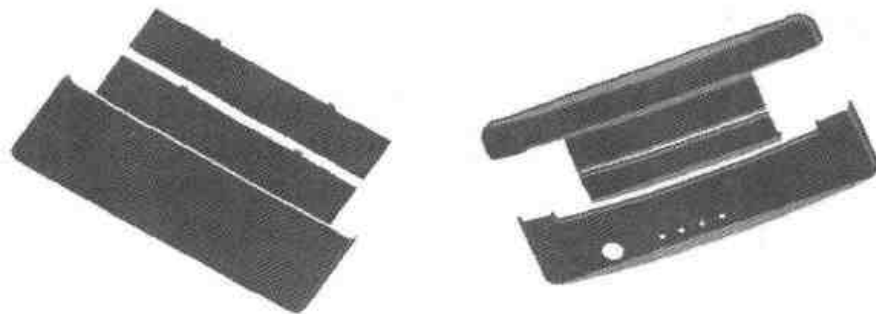


图 5.3-6 对显示器外壳进行剖分

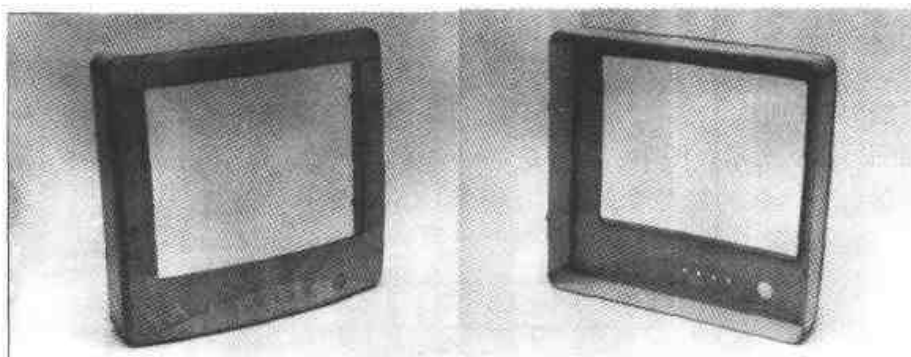


图 5.3.7 用 LOM 技术成形的显示器外壳 (拼接后)

4.3 实现大尺寸、薄壁零件制造的软件

这里，以华中科技大学开发的 RPData 的软件为例，说明纸叠层成形用软件的一些功能。RPData 软件可对 STL、CLI 格式的数字模型进行如下各种功能的操作：数字模型的移动、旋转、复制、缩放；两个数字模型在前后、左右、上下方向的自动拼接；在特殊平面（垂直 X、Y、Z 轴）或任意平面剖分数字模型。

RPData 软件对数字模型进行剖分的基本原理为：首先确定模型中的所有三角形与切片平面

的位置关系。这些三角形有三种情况，即位于切片平面之上，位于切片平面之下，与切片平面相交。与切片平面相交的三角形平面单元，通过特殊方式可以转化为前两种情况。位于切片平面之上的所有三角形和切片平面之下的所有三角形分别构成两个新模型中的一部分，但是仅由这些三角形还不能形成完整的 STL 模型，还必须将截面轮廓网格化形成的三角形加入新模型中以形成两个新模型的封闭面，从而最终形成两个完整的 STL 模型。分割过程见图 5.3-8。

现将剖分过程归纳为以下三个基本步骤：

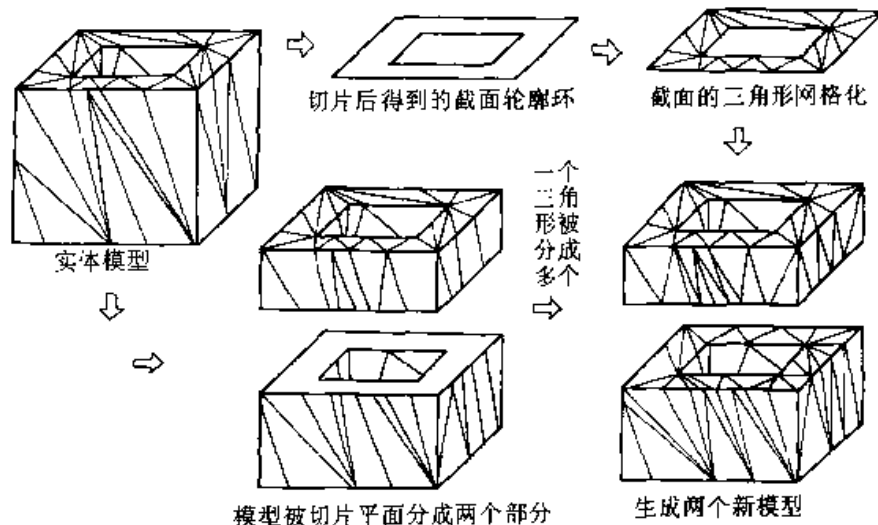


图 5.3.8 一个 STL 模型被分割成两个 STL 模型

1) 轮廓截面环的形成 通过对 STL 模型的切片处理，模型中的若干个三角形与切片平面相交，相交的交线构成了轮廓截面环。切片就是将三维模型用一系列平行于 XY 平面、在 Z 方向有一定间距的平面来切割，以生成一层一层的截面轮廓信息，每层的边界环是由许多小线段组成，边界环构成了轮廓截面。

2) 轮廓截面的三角形网格化 切片后的轮

廓截面由若干个封闭的有向内外环构成，为保证轮廓截面是新 STL 模型的一部分，必须将轮廓截面三角形面化处理，使得内外环之间的区域或单独外环里的区域用三角形网格填充，即将模型的切口处用三角网格封闭起来。采用有限元的任意多边形区域的 Delaunay (德劳力) 三角划分算法可以实现轮廓截面的三角形网格化。

3) 一个三角形转化为多个三角形 切片时，

STL模型与切片平面相交，许多三角形被切片平面分成两部分：一部分为三角形，另一部分可能为三角形也可能为四边形。

整个流程如图 5.3-9 所示。图中， Z_{max} 是一个三角形的三个顶点 Z 坐标的最大值， Z_{min} 为最小值。

在 RPData 软件的支持下，可以对大尺寸、薄壁零件进行剖切、旋转和拼接。图 5.3-10 所示的电冰箱面板，就是采用这种新的工艺，完成了这个尺寸为 $610\text{ mm} \times 605\text{ mm} \times 81\text{ mm}$ ，壁厚 1 mm 零件的制造。

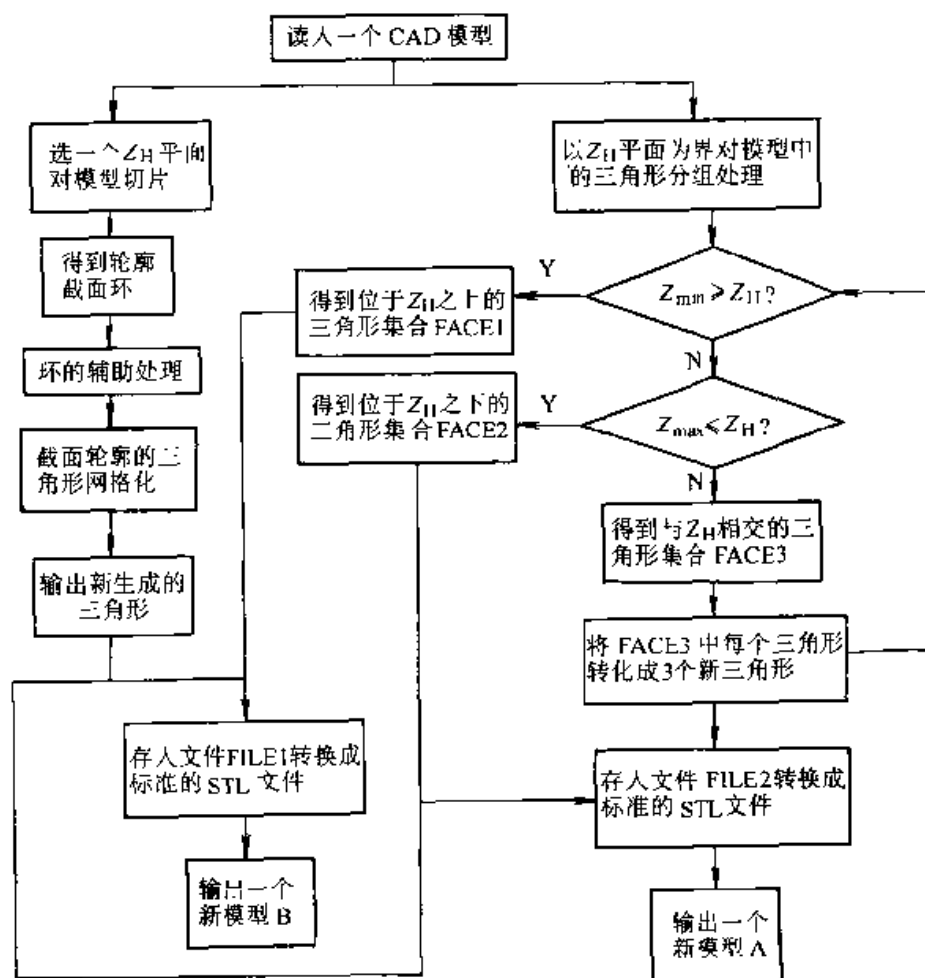


图 5.3-9 STL 模型分割实现过程

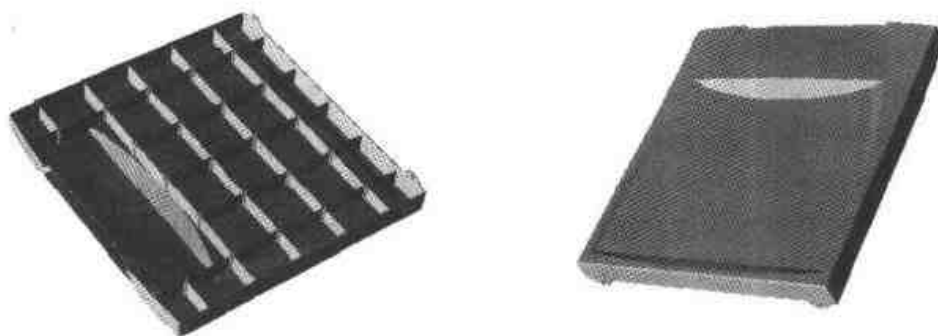


图 5.3-10 电冰箱面板

第4章 选择性激光烧结成形

1 选择性激光烧结成形原理

激光选区烧结 (Selective Laser Sintering, 简称 SLS) 技术, 最开始是在美国德克萨斯 (University of Texas At Austin) 研究成功的。1986 年 TEXAS 大学的 CARL DECKARD 提出了激光选区烧结的思想。同年, 他在别人的帮助下, 开发了 SLS 的初始机型, 随后组建了 DTM 公司, 在

1992 年开发了 Sinterstation 系列商品化的成形机。

SLS 的成形原理及其系统如图 5.4-1 所示, 其工作过程首先是将一薄层的粉末铺撒在底部, 然后用激光束在所选的区域进行扫描, 从而使所扫描区域发生熔融烧结, 而没有扫描区域的粉末就保持松散状态。这样一层一层的粉末不断地铺平和扫描, 层与层之间也发生粘结。从而制造一个复杂的零件。

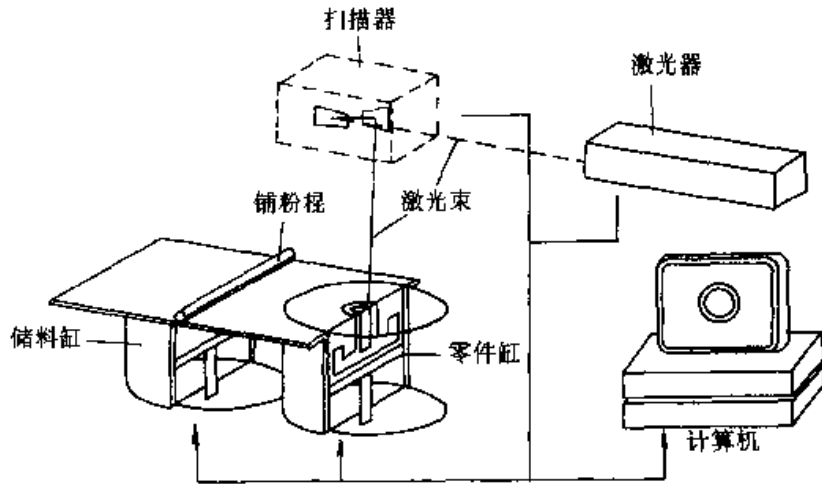


图 5.4-1 激光选区烧结成形示意图

对于大多数零件来说, 这个技术达不到零件的功能强度。这里的原因是多方面的, 可能是原材料本身的强度就不太高, 也可能是成形的零件达到的密度太低。实际上, 材料成形的结构性能、几何精度和表面粗糙度是制约这种技术应用的主要原因。现在有许多研究人员正在为解决这些问题而努力。

用于 SLS 技术的材料主要有塑料粉末、砂粉末和金属粉末。1998 年 DTM 公司在 DMF 材料 (金属粉末) 的烧结成形方面首先进行了研究, 同时还推出了 RapidTool2.0, 这种材料的收缩率很小, 只有 0.2%, 而且粉末很细小, 所以可以达到很高的精度和很低的表面粗糙度, 几乎不需要后续抛光工序。DTM 公司推出了铜-尼龙混合粉末, 主要用于制作小批量的注射模具, 由于铜的导热性很好, 对于减少注射时间很有利。在塑料材料方面 DTM 公司也推出了一个新品种

——DuraForm GF, 用这种材料生产的零件精度很高, 表面光滑。而 EOS 公司发展了一种新的尼龙粉末材料 (PA3200GF, 有点类似于 DTM 的 DuraForm GF), 这种材料可以产生高精度和很低的表面粗糙度。

2 成形系统及软件

这里, 以 HRFS-III 系统为例, 介绍 SLS 快速成形设备的主要组成部分。HRFS-III 的外观如图 5.4-2 所示, 由三部分组成: 控制系统、主机和激光器冷却器。

2.1 控制系统

系统框图如图 5.4-3 所示, 该系统主要包括以下几个部分:

1) 计算机系统 采用一台计算机完成控制和数据处理任务。

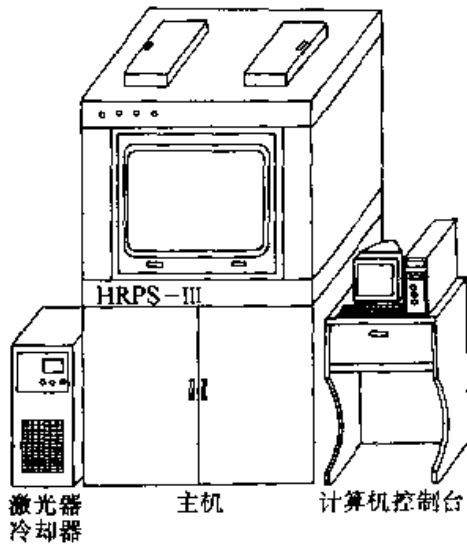


图 5.4-2 HRPS-III 快速成形系统

2) 振镜式动态聚焦扫描系统 振镜式动态聚焦扫描系统由 XY 扫描头和动态聚焦模块组成。XY 扫描头上的两个镜子在伺服电机的控制下，把激光束反射到工作面预定的 X、Y 坐标点上，其控制信号由动态聚焦扫描控制器提供；动态聚焦模块通过伺服电机调节 Z 方向的焦距，使反射到 X、Y 任意坐标点上的激光束始终聚焦在同一平面上。

动态聚焦扫描系统的各种动作由其控制器控制，控制器包括电源和 X、Y、Z 轴数字驱动器，其任务是把计算机系统输出的信息变成相应的控制指令，来控制 X、Y、Z 伺服电机的偏转角度和激光发送。扫描头和激光系统的控制始终是同步的。

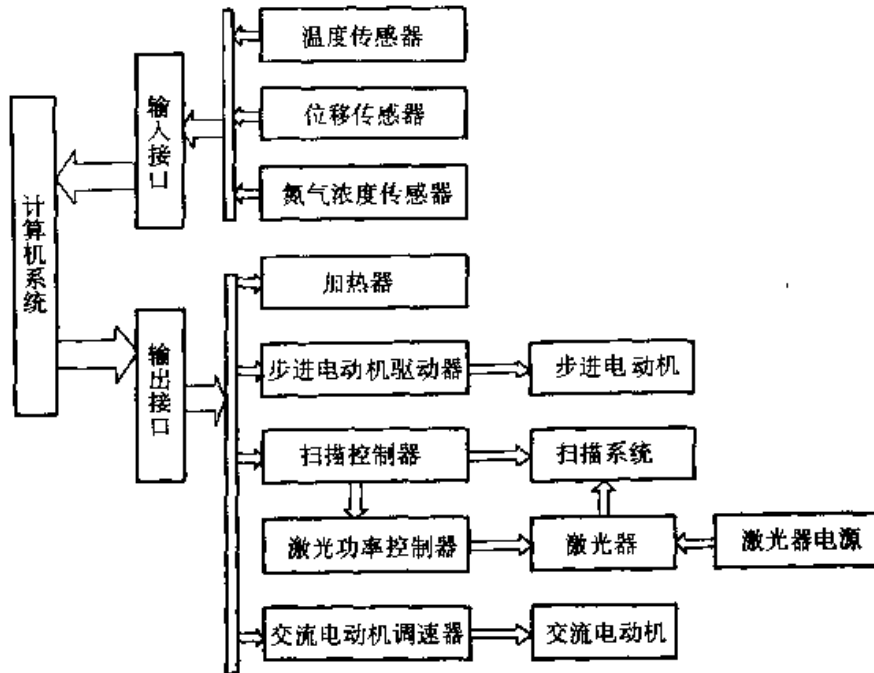


图 5.4-3 控制系统的硬件构成

3) 测量控制系统 主要为温度、氮气浓度和工作缸升降位移的检测与控制。温度传感器用来检测工作腔和送料筒的预热温度，以便进行预热温度的实时控制，氮气浓度传感器用来检测工作腔中的氮气浓度，以便把氮气浓度控制到预定的值。工作腔和送料筒粉末的预热温度可分别自动调节。

4) 驱动系统 交流电机完成送粉辊的铺粉和自转的驱动，其速度可由交流电动机调整器调节；步进电机完成工作缸的上下升降，上下升降的控制指令由计算机通过步进电机驱动器来提

供。

2.2 主机

如图 5.4-4 所示，该主机由七个基本单元组成：可升降工作缸、废料桶、铺粉辊装置、送料装置、聚焦扫描单元、加热装置、机身与机壳。它主要完成系统的加工传动功能。

目前，送料装置一般采用下置式底部活塞缸式（或单缸或双缸）送料方式和上置式送料方式两种。

下置式送料方式用伺服电机或步进电机通过

皮带带动连接在滚珠丝杆上的活塞缸（活塞缸中装有待烧结的粉末）向上移动一定的高度，高出基准面部分的粉末被铺粉辊带走并铺平在整个工作面上，从而完成送粉任务。

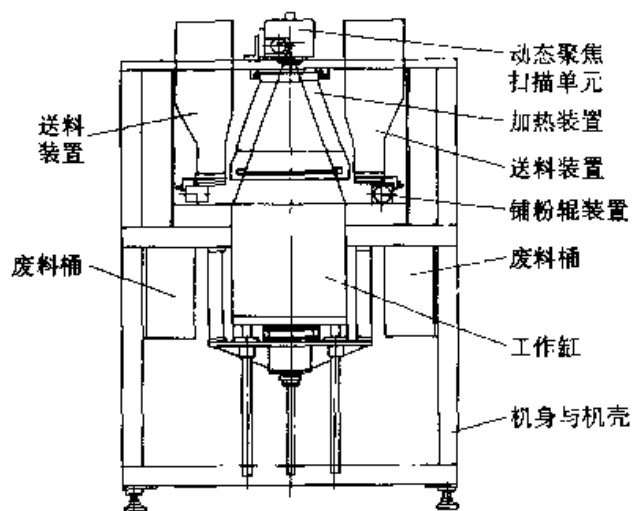


图 5.4-4 HRPS-III 型快速成形系统结构原理图

下置式送料方式经过大量的实际应用后，证明可以满足 SLS 的工艺要求，但也存在如下一些问题：

- 1) 送粉结构复杂，成本较高。
- 2) 不能在烧结过程中随时进行加粉。
- 3) 无论是采用单缸送粉方式还是双缸送粉方式，其铺粉时间和 SLS 设备的体积都比较大。
- 4) 成本比较高。

上置式送料装置（图 5.4-4）安装于工作面的上部。在烧结前或烧结过程中，把要烧结的粉末倒入装粉筒中。靠铺粉辊左右移动的机械力打开送料装置的有关机构，使一定量的粉末在重力的作用下，均匀、平整地铺在工作台面上。多余的粉末通过溢出口落入可分离式溢出粉末装载粉筒。工件制作完毕后，拿出溢出粉末装载粉筒，把其中的粉末返回到装粉筒中，以供下次烧结时使用。

上置式送料装置具有以下特点：

- 1) 送粉口设在 SLS 设备的顶部，不受烧结过程的影响，可在任何时间加粉。
- 2) 送粉过程只在机械部件的作用下即可完成，无须任何电气元件，从而大大地简化了结构，缩小了体积，降低了成本。
- 3) 送粉时间大大减少，提高了制件的成形效率。

4) 工作腔空间大为减小，可减少保护气体的消耗量。

5) 可使 SLS 设备的结构更加紧凑，体积较小。

激光器冷却器由可调恒温水冷却器及外管路组成，用于冷却激光器，以提高激光能量稳定性。

2.3 SLS 成形的软件

虽然 SLS 设备的种类繁多，但是在制造原理、控制系统体系结构等方面有许多共同点。可将 SLS 系统的软件总结归纳为图 5.4-5 所示的体系结构。它可以分为 CAD 层、CAM 层和 CNC 层。各层的主要功能如下：

1) CAD 层 运用成熟的计算机辅助设计软件如 UG、PRO/E 等，进行实体的造型设计，并生成实体的 STL 文件或 IGES 文件。若采用直接切片方法，可用专门的软件对实体的 IGES 文件进行直接切片，如用 PowerSHAPE 把 IGES 文件经直接切片转换为 PIC 文件的数据描述格式。

2) CAM 层 主要完成 STL 文件处理及实时切片或直接切片文件处理、工艺优化、数据转换、数控指令生成等工作。

3) CNC 层 主要完成数控代码解释、超前处理、插补、可编程控制器的管理、各类执行机构和基本输入/输出系统的控制等。

CAD 层属于 SLS 系统加工前必须做的工作，对所有的 SLS 系统都是一样的。所以在此只论述 CAM 和 CNC 层各具体模块的作用。根据 SLS 系统的特点，把以上各层又具体细分为具有相对独立功能的若干个模块：

1) 人机界面模块 完成系统运行前和运行中各种工艺参数的调试和设置、工艺过程的控制和监测。

2) STL 文件处理模块 完成 STL 文件的加载与处理过程，它将 CAM 层和 CAD 层分离开来。

3) 实时切片模块 完成三维实体模型的高散化过程，即由三维模型生成一系列的二维片层信息。当使用直接切片数据时，可不需要此模块。

4) 直接切片文件处理模块 对于具有高精度要求的高次曲面物体，可采用直接切片方法。

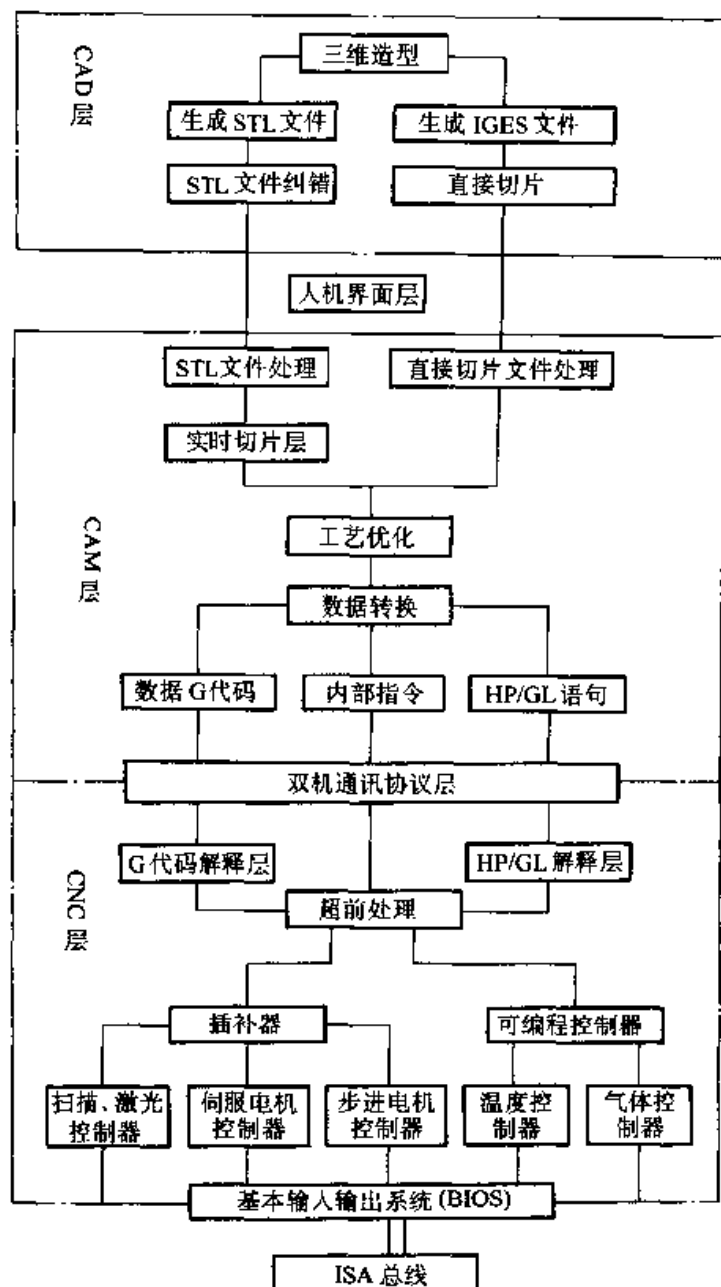


图 5.4-5 SLS 控制系统的软件体系结构框图

直接切片文件处理模块主要用来完成从 CAD 层传来的直接切片的数据处理。

5) 工艺优化模块 包括成形方向优化模块、扫描路径优化模块和成形参数（如激光功率、扫描速度、扫描间距、层厚、加热温度、光斑直径、保护气体的浓度、压力和流量等）优化模块。其目的是选择最理想的成形方向、扫描路径和成形参数，以便提高成形件的精度和力学性能，减少加工费用和时间。此模块既可以处理实时切片数据，也可以处理直接切片数据或其它格式的片层信息。

6) 数据转换模块 完成不同数据格式之间

的相互转化，它可以根据加工需要，生成不同格式的轨迹数据。例如，它既可以生成用于数控加工的标准 G 代码，还可以生成 HP/GL 格式以及内部指令码等格式。

7) 双机通讯协议模块 它按照 CAM 层与 CNC 层事先规定的协议进行进程间通信，虚拟实现双机结构中网络或串口所要完成的功能，它将 CAM 层与 CNC 层分离开来。

8) G 代码解释模块 将上层 CAM 传入的 G 代码轨迹数据转换成执行机构所能接受的内部代码。

9) HP/GL 解释模块 将上层 CAM 传入的

HP/GL 格式的轨迹数据转换成执行机构所能接受的内部代码。

10) 超前处理模块 由于插补模块是在实时控制的环境中运行, 不可能具备复杂的算法去识别前方急拐弯的区域, 超前处理模块通过预读若干数控程序段, 根据微段直线之间的转接关系, 识别出急拐弯的区域, 提前设置减速标志, 使系统运行到急拐弯之前降至合理的速度, 通过急拐弯后再恢复到原来的运行速度。

11) 插补模块 具有微段直线和圆弧的连续高速插补功能, 并且能够进行动态轮廓误差补偿。

12) 可编程控制器模块 负责各种开关量(各种电动机的开停、限位开关的检测等)的检测与控制。

13) 伺服电机控制器模块 对执行机构所用伺服电机进行控制, 使其按照 NC 指令指定的路径和速度运动。

14) 步进电机控制模块 负责对执行机构所用步进电机的控制, 工作缸升降的驱动等。

15) 扫描、激光控制模块 控制扫描头, 使可

控功率的激光束聚焦在预期的 X、Y 坐标点上。

16) 温度控制器模块 对工作腔、送粉筒预热温度进行监控。

17) 基本输入/输出系统模块 对硬件接口模板控制和管理。

以上这些软件模块间具有互操作性、可移植性和可扩展性。总之, SLS 系统的软件模块之间是相互独立的, 其结构使模块间的耦合程度降到最小。系统没有集中控制, 软件模块由数据流驱动。从宏观上看, 只要待处理的事件或数据就绪后, 相应的软件模块就能立即输出结果, 而与其它模块和数据无关, 数据流结构显示了操作的高度并行性, 使系统能够用软件的方式实现智能控制模板的功能。

2.4 商品化的 SLS 快速成形设备

目前生产 SLS 设备的公司主要有美国的 DTM 公司、德国的 EOS 公司、中国的北京隆源快速成形有限公司和华中科技大学。国内外主要制造商生产的 SLS 系统及其主要技术性能指标见表 5.4-1。

表 5.4-1 SLS 系统的主要制造公司及其主要技术经济指标

SLS 设备型号	HRPS-III	ABF-320MZ	Sinterstation 2500plus
制造商	华中科技大学	北京隆源公司	美国 DTM 公司
成形空间 (长/mm×宽/mm×高/mm)	400×400×500	320×320×440	381×330×457
激光类型	射频 CO ₂	射频 CO ₂	射频 CO ₂
激光波长/μm	10.6	10.6	10.6
激光最大功率/W	50	50	50
激光扫描系统	振镜式动态聚焦扫描	振镜式动态聚焦扫描	振镜式动态聚焦扫描
焦平面光斑直径/mm	<0.4	<0.4	<0.42
最大扫描速度/(m/s)	4	4	5
成形层厚/mm	0.075~0.3	0.08~0.3	0.075~0.3
扫描器定位精度/μm	40	40	50
预热功率/kW	0-3 可调	0-3 可调	不知
计算机配置	奔腾 PC 机, 3 G 以上硬盘, 64 RAM, 36 × CD-ROM	奔腾工控机, 10 G 硬盘, 64 RAM, 40 × CD-ROM	奔腾 PC 机, 3 G 硬盘, 128 RAM, 8 × CD-ROM

续表 5.4-1

SLS 设备型号	HRPS-III	ABF-320MZ	Sinterstation 2500plus
应用软件	HRPS-STL 和 HRPS-PDSlice	AFS Control12.0	DTM 专用软件
CAD 数据格式	STL 和 PIC	STL	STL
主机外形尺寸 (长/mm×宽/mm×高/mm)	1 270×1 080×1 850	1 410×930×1 830	2 133×1 364×1 981
工作环境	10℃~28℃, RH≤60%	8℃~28℃, RH≤60%	15℃~27℃, RH≤60%
电源	220 VAC, 7 kVA, 50 Kz, 三相四线	380 VAC, 6 kVA, 三相	240 VAC, 12.5 kVA, 50/60Hz, 三相
送粉方式	采用上置式双送粉筒	采用下置式单送粉筒	采用下置式双送粉筒
制件精度/mm	±0.25	±0.25	±0.25

3 烧结成形机理

激光烧结技术主要是利用激光束对高分子材料, 或者以高分子为粘结剂的金属和陶瓷材料进行扫描, 从而精确地定位粉末材料的熔融和粘结。由于激光的作用时间很短, 而高分子材料的导热性一般都较差, 精确控制激光能量的大小对烧结控制是极其重要的。同时关于粉末材料的烧结性能和烧结机理的理解有利于利用 SLS 成形机制造高精度和高性能的零件。这些问题主要涉及到粉层的温度, 粉末的热性能, 粉末的烧结速率, 激光束的直径, 功率和扫描速度等。

3.1 粉末特性

激光选区烧结本质上涉及一个热传递问题, 要求解此问题就需要关于有关粉末特性的知识, 包括粉末的表观密度 ρ , 比热容 c_p , 热传导系数 k , 这些参数可以综合为一个参数: 热扩散系数 α ,

$$\alpha = \frac{k}{\rho c_p} \quad (5.4-1)$$

这些参数对粉末的激光烧结成形时, 选定工作参数有非常重要的意义。

3.1.1 粉层密度

粉末经过铺粉过程后就得到所谓的粉层, 在粉层上的粉末密度不仅与材料的全密度有关, 而且与粉末的填充程度有关。而粉末材料的填充程度与粉末材料的尺度分布情况、铺粉过程的特性

有关。

在选区激光烧结过程中的粉层密度测量, 最好是直接测量铺粉后单层的粉末密度, 但测量不方便。从结果和方法看, 比较接近于随机灌注的密度。所以一般都选用这个方法来测量粉层的密度。

有些计算方法可以用来估计粉层密度的大小, 例如假设粉末颗粒的形状接近于球形, 空间排列结构为简单立方结构, 那么, 粉末密度与粉末颗粒的大小无关, 为

$$\rho = \frac{\pi \rho_s}{6}$$

这里 ρ_s 是颗粒的实体密度, 相对密度 ρ_r 就可以求出, 即

$$\rho_r = \frac{\rho}{\rho_s} \quad (5.4-2)$$

对于简单立方排列的球形颗粒, 相对密度为 0.523 (52.3%)。其空洞率则为

$$\epsilon = \frac{V - V_s}{V} = 1 - \rho_r \quad (5.4-3)$$

式中, V 是总体积, 而 V_s 是实体部分的体积, 对于简单立方排列的球形颗粒空洞率是 0.477 (47.7%)。大多数实际的铺粉粉层并不是全部由尺寸相同的球形颗粒组成, 相对密度在 40% 到 60% 之间。所以粉层中有一半的体积是由空气充满的。

3.1.2 粉层的比热

结合实验方法利用计算式能得到粉末比热相当准确的结果。

$$c_p = \sum_n \omega_i c_{p_i} \quad (5.4.4)$$

式中, ω_i 和 c_{p_i} 分别为组成材料第 i 组分的重量分数和比热。一般来说, 空气的密度还不到固体的一千分之一, 所以粉末中气体质量分数太小, 以致对粉层的比热没有太大的影响。因此, 一般粉层的比热就是固体颗粒的比热。

固体或者粉末的比热很容易用各种方法测量, 这些方法中用得较多的有差分扫描量热法。

3.1.3 传热系数

通过粉层的热传递问题一般可以只考虑热传导和热辐射两种方法, 由于颗粒之间的间隙很小, 所以对流所产生的影响也很小。所以, 通过空洞气体的热传递主要是以气体的热传导方式进行的, 大多数气体的传热系数很小, 并随温度的增加而增加, 例如空气的传热系数在室温时是接近 $0.0065 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, 当温度增加到 325°C 时, 其传热系数也线性地增加到 $0.0049 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 。相对于固体来说 (传热系数大约在 $0.2 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 到 $400 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 范围内), 气体的传热系数很小。所以不管粉末颗粒是由什么材料组成, 粉层的热阻主要是由其中的气体热阻所决定, 其值的变化在一个很小的范围内。可以说, 粉层的传热系数主要是由粉末的空洞率决定。例如, 尽管在室温铜固体的传热系数是塑料固体的 2 000 倍, 可是一种塑料粉末的传热系数是 $0.0065 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, 而铜粉末的传热系数也只有 $0.24 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 。所以, 在建立关于传热系数的预测模型时, 也必须考虑由于气体而引起的热阻。

3.2 粉末热性能的模型

由于有些粉末性能数据的测量很复杂, 而且不方便, 所以为了方便, 研究和建立了很多有关热性能预计模型。

这里介绍两种模型: YK 模型和 ZSD 模型。这两个模型都合理地考虑了通过固体、气体的热传导和通过颗粒间的辐射的比重, 而且都较精确地预测了粉层的导热性, 但它们在考虑这些分布的假设上面有所不同。

高温的 YK 模型为

$$\frac{k}{k_s} = \frac{(1-\epsilon)}{\frac{k_g}{k_s} + \frac{1}{\Psi + \frac{D_p h_m}{k_g}}} + \frac{\epsilon D_p h_m}{k_g} \quad (5.4.5)$$

$$\Psi = 0.02 \times 10^{2(\epsilon-0.3)}$$

式中, k 为粉层的传热系数; k_g 是颗粒间气体的导热系数; k_s 是固体的导热系数; ϵ 粉层的空洞比, D_p 是颗粒直径; h_m 是颗粒间的辐射传热系数; h_r 是空洞之间的辐射传热系数。YK 模型已经成功地用于预测化学加工工业的灌注粉层的导热性。

ZSD 模型是建立在传质和传热的类似的基础上, 粉层的导热系数可以满足

$$\frac{k}{k_g} = (1 - \sqrt{1-\epsilon}) + \sqrt{1-\epsilon} \frac{k_c}{k_g} \quad (5.4.6)$$

式中, k_c 是颗粒和颗粒间流体的复合导热系数, k_c 的计算较复杂, 但如果作一些假设和简化, 能够方便得出其结果。下面给出了 k_c 的一种计算方法。

$$k_c = \frac{2}{\left(1 - \frac{Bk_g}{k_s}\right)} \left[\frac{\left(1 - \frac{k_g}{k_s}\right) B}{\left(1 - \frac{Bk_g}{k_s}\right)^2} \ln\left(\frac{k_s}{Bk_g}\right) - \frac{B-1}{2} - \frac{B-1}{\left(1 - \frac{Bk_g}{k_s}\right)} \right] \quad (5.4.7)$$

式中 B 是颗粒的形状因子, 与空洞率的关系为

$$\epsilon = 1 - \left(\frac{B}{(B-1)^2} (B^2 - 4B + 2\ln(B) + 3)^2 \right) \quad (5.4.8)$$

考虑高温时辐射的影响, 可采用辐射修正项 k_R 。

$$k_R = 4F_V \sigma D_p T^3 \quad (5.4.9)$$

式中, F_V 是种类因子项, $F_V = \frac{2}{\left(\frac{2}{\epsilon_R} - 0.264\right)}$;

σ 是史迪凡-玻尔兹曼 (Stefan-Boltzmann) 常数; D_p 是颗粒平均直径; T 是粉层局部绝对温度值; ϵ_R 是粉层的辐射率。

同时, 考虑空洞中自由流动部分的辐射影响, 孔洞的平均特征尺寸为 ϵD_p , 这样式 (5.4.5) 就可以修正为

$$\frac{k}{k_g} = (1 - \sqrt{1-\epsilon}) \left(1 + \frac{\epsilon k_R}{k_g} \right) + \sqrt{1-\epsilon} \left(\frac{k_c + k_R}{k_g} \right) \quad (5.4.10)$$

这就是 ZSD 模型。

如果粉末是由高分子材料包裹的金属或者陶瓷材料, 其粉层的导热系数的估计应首先估计 k_s , 这需要考虑到所制的合成颗粒的形态和成分。由于主要是这些粉末的气相的热阻影响到综

合导热系数, 所以只要对 k_s 作一个粗略的估计就足够了, 现在假设颗粒是一个球形粒子, 粒子中间为一个无机物的芯, 具有导热系数 k_1 和半径 R_1 ; 粘结剂厚度为 t_c ; 导热系数为 k_2 。那么, 复合球形颗粒的导热系数可以由下式确定

$$\frac{1}{k_s} = \left(\frac{A}{k_1^2} - \frac{2}{k_1} \right) \ln \left[\frac{A - k_1}{A - \frac{k_1 t_c}{R_1}} \right] + \frac{t_c}{R_1 k_2} + \left[\frac{1 - \frac{t_c}{R_1}}{k_1} \right] \quad (5.4-11)$$

式中

$$A = 2 \left(\frac{t_c}{R_1} \right) k_2 + 2 \left(1 - \frac{t_c}{R_1} \right) k_1$$

$$\frac{t_c}{R_1} = \frac{1 - (1 - \phi_c)^{\frac{1}{3}}}{(1 - \phi_c)^{\frac{1}{3}}}$$

ϕ_c 是粘结剂的体积分数。实验结果说明上述公式能较好地预测粉末的导热系数。

3.3 粉末烧结的基本理论

SLS 成形技术涉及四个基本问题, 即数字控制问题、激光与粉末的相互作用问题、粉末传输问题、能量传输和粉末烧结问题。SLS 技术发展的一个重要基础是粉末烧结理论, 只有深入了解了粉末烧结的机制及烧结的控制方法, 才能利用 SLS 成形机制造高质量的成形件。由于烧结现象和机制十分的复杂, 多少年来, 关于烧结机理的研究已经取得了较大进展, 但离充分定量化和全面的科学了解还有相当大的距离。

烧结理论研究就是要揭示粉末在烧结过程中各种现象的物理本质和控制烧结过程的一般规律。关于烧结理论研究的成果可以归结为四个方面: 烧结的扩散理论, 烧结的流动理论, 烧结的几何理论, 强化烧结理论。这里, 介绍烧结的有关理论将有利于更全面、深入理解 SLS 加工中的烧结问题, 有利于发展新的烧结控制工艺和新的烧结材料, 有利于发展新的 SLS 成形原理和新的成形机器。

3.3.1 颗粒内部质点的扩散能力

从微观本质上来说, 粉末的烧结是颗粒中离子或分子团发生了迁移, 这种迁移的方式就是扩散。扩散也是许多化学物理过程发生的重要原因。所以, 粉末颗粒中离子或分子团 (简称为质点) 的扩散能力也就决定了该粉末的烧结性能。Fick 扩散定理描述了扩散的基本规律, 有

$$J = -D \frac{dc}{dx} \quad (5.4-12)$$

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D \frac{\partial c}{\partial x} \right) \quad (5.4-13)$$

式中, J 是扩散通量, 即单位时间内通过单位面积的质点数; D 是扩散系数; c 是质点浓度; t 是时间, x 是空间坐标。式 (5.4-12), (5.4-13) 分别表示 Fick 第一、第二扩散定理。因此, 扩散能力的大小可以用扩散系数来表示。

根据扩散特点的不同, 扩散系数具有不同的形式:

自扩散系数: 材料系统内无化学位梯度时原子的扩散能力, 即原子无规行走的能力;

晶格扩散系数: 晶体内部或晶格内的任何扩散能力的标志, 也称为体积扩散系数;

界面扩散系数: 原子沿各种界面的扩散能力;

表面扩散系数: 原子沿各种表面的扩散能力;

化学扩散系数: 材料系统内由于存在化学位梯度时质点的扩散能力。

不同的扩散系数有不同的测量方法。例如, 自扩散系数可以用示踪剂法和动力法测量; 化学扩散系数可以用假密度法 (容重法)、电导法和固态电池电势法测量等。扩散系数除了测量外, 还可以通过理论推导, 建立其数学模型, 例如自扩散系数

$$D = D_0 \exp \left(- \frac{\Delta G}{RT} \right) \quad (5.4-14)$$

式中, D 纯固体的自扩散系数; D_0 是常数; ΔG 是自扩散激活能; R 气体常数; T 绝对温度值。

从式 (5.4-14) 可以看出, 颗粒内部质点的扩散系数随着烧结温度的增加而增加, 而且是按指数规律迅速增加。除了温度对扩散系数有影响以外, 颗粒内部的杂质对扩散也有重要的影响, 不同的杂质对颗粒内部的扩散影响规律也不同。另一方面, 颗粒内部过剩空位浓度的大小也对烧结性能有影响, 较高的过剩空位浓度可以增加材料的烧结性能, 所以在实际中可以通过各种手段提高颗粒内部的过剩空位浓度, 以增加粉末的烧结性。

扩散系数表征扩散能力, 也就表征了材料的本质烧结性能。所以, 影响扩散系数的各种因素同时也是影响烧结性能的因素。当然, 具体物质

系统的烧结性能还受到其它因素的影响，如颗粒尺寸等。

3.3.2 颗粒系统烧结的热力学驱动力

(1) 烧结驱动力 一个过程能自发进行并且不可逆，从本质上说，是整个材料系统的自由能降低了。在烧结过程中，是从大量分散的颗粒烧结成一个密度更高的整体，细小的颗粒具有较高的自由能，而烧结以后，表面积减少，而且表面的曲率也大为减小，所以系统的自由能降低了。这个降低的自由能就是烧结过程的驱动力。如果假设从一个完全分散的颗粒系统，烧结成完全密实的整体，那么表面能的变化就是

$$\Delta E = E_p - E_d \quad (5.4-15)$$

式中， E_p 是烧结前粉末系统的表面能， E_d 是烧结后密实整体的表面能。由于上式中 E_d 相对于 E_p 而言很小，可以忽略。上式又可表达为

$$\Delta E = \gamma_{sg} w_m S_p \quad (5.4-16)$$

式中， γ_{sg} 是材料的固-气表面能 (J/m^2)， w_m 是材料的摩尔质量 (g/mol)， S_p 是颗粒系统的比表面积 (cm^2/g)。这里 ΔE 实际上表示了颗粒系统的本质驱动力。

由上式可知，颗粒系统烧结的本质驱动力随着系统材料的比表面积的增加而增加，也就是说当颗粒尺寸越小，烧结驱动力越大，当颗粒的几何形状越不规则，烧结的驱动力越大。另外，本身的固-气表面能高的材料，其烧结性能好。

所以，一个粉末系统的烧结性能基本上可以从三个方面综合考虑，即材料的两个属性（扩散系数和固-气表面能）和粉末系统的比表面积。可以用一个简单的判据进行评价：

$$\beta_s = \frac{D_V}{(2a)^3} \quad (5.4-17)$$

式中， D_V 为体积扩散系数； $2a$ 为粉末颗粒的大小。

β_s 较大，粉末系统的烧结性较好，而且只有当 β_s 近似为 1 时，粉末系统才能在有限时间里完成充分的致密化。

(2) 烧结收缩力 粉末系统在烧结时，首先形成颗粒之间的接触，并形成烧结颈，这样一来就形成许多颗粒间的空洞。烧结的继续进行必然需要空洞的变形和收缩，颗粒之间相互接近。那么一定存在一个力使得颗粒间相互接近，空洞缩小。Laplace 和 Yong 以弯曲液体为例，研究了表

面所受的应力差值与表面曲率半径、表面张力的关系。

$$\Delta\sigma = \gamma \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \quad (5.4-18)$$

式中， R_1 和 R_2 是表面上某点在两个相互垂直的平面内的两个曲线的曲率半径 (图 5.4-6)； γ 是材料的表面张力。

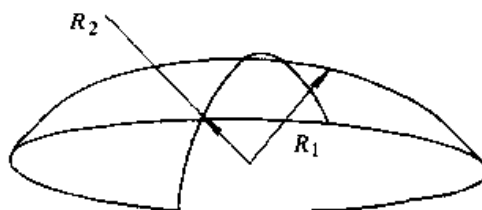


图 5.4-6 颗粒表面的曲率半径

这个应力差值对于已经形成烧结颈的两个颗粒之间就表现为 Laplace 应力：

$$\sigma_L = \gamma \left(\frac{1}{x} - \frac{1}{R_n} \right) \quad (5.4-19)$$

式中， x 是颈部接触面上某点的曲率半径； R_n 是通过某点和轴线的平面上的颈部表面的曲率半径。对于两颗粒之间的颈面言，Laplace 力实际上是有利于颈长大的拉伸应力，这也相当于两颗粒中心线上对颗粒存在压应力作用。Laplace 力的存在为烧结体的自动收缩提供了很好的解释。

3.3.3 颗粒接触驱动力

关于烧结基本阶段的划分，有不同的划分方法。其中，有的将烧结过程分为七个阶段：①颗粒之间形成接触；②烧结颈长大；③连通孔洞闭合；④孔洞圆化；⑤孔洞收缩和致密化；⑥孔洞粗化；⑦晶粒长大。也有的将烧结过程分为三个阶段：①烧结初期；②烧结中期；③烧结后期。

颗粒在形成颈之前应能形成有效的接触，经过研究发现接触的驱动力是多方面的，主要包括范·得·瓦尔 (Van der Waals) 力、静电力、金属的键合力、电子作用力和有液相存在时的表面张力引起的附加力。

1) 范·得·瓦尔 (Van der Waals) 力 范·得·瓦尔力的大小为

$$F_{vdw} = \frac{h \bar{w} R_p}{8\pi Z_0^2} \quad (5.4-20)$$

式中， $h \bar{w}$ 是 Lifshitz-Van der Waals 常数； Z_0 是接触处的最大吸引距离。实际的接触面可能是有一定粗糙度的，所以上式中的 R_p 应为凸凹接触

处的实际曲率半径 R' ，即：

$$F_{\text{vdw}} = \frac{h \bar{w} R'}{8\pi Z_0^2} \quad (5.4-21)$$

2) 静电力 在极化了的绝缘体之间存在静电力，单位截面上的静电力可以表示为

$$P_d = \frac{\epsilon_0 U^2}{2Z_0^2} \quad (5.4-22)$$

式中， $\epsilon_0 = 8.85 \times 10^{-12} \text{C}^2 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ 是常数； U 是接触时的表面电压。

接触面上由于静电力造成的压力为

$$F_d^0 = \frac{\pi \epsilon_0 U^2 R_p}{Z_0} \quad (5.4-23)$$

那么静电力与范·得·瓦尔力的合力为

$$F_d^0 = \frac{\pi \epsilon_0 U^2 R_p}{Z_0} + \frac{h \bar{w} R'}{8\pi Z_0^2} \quad (5.4-24)$$

3) 有液相存在时的毛细管力 当在烧结时，粉末系统是多相颗粒的混合，那么当烧结温度超过某一相的熔点时，该相的粉末就首先熔化成液体，这些液体有可能存在于未熔颗粒的表面或者颗粒之间的接触处。这时，弯曲液面的毛细管力和新形成的固-液界面所形成的表面张力，就成为颗粒间接触力的一部分。

3.3.4 烧结颈长大过程中的物质迁移机制

1) 烧结颈长大的驱动力 烧结颈长大的驱动力依然是表面能的减少。此外，在颗粒间存在 Laplace 力时，在颈部的凹表面处和中心位置存在最大的空位浓度差，这不仅为烧结颈长大提供了驱动力，而且为物质的迁移提供了方向。

2) 烧结颈长大的物质迁移机制 蒸发-凝聚机制：任何物质在表面都存在一定的蒸发，有些物质的表面蒸汽压较高，有些物质的表面蒸汽压较低，蒸汽压较高的物质颗粒系统很容易在烧结颈处出现较高的蒸汽压差，那么烧结时的物质迁移机制多为蒸发-凝聚，即颗粒表面大量蒸发的气相物质传递到烧结颈处而凝聚。对于两球模型（图 5.4-6），根据 Kelvin 方程或 Thomson-Freundlich 方程，可以得到

$$\ln \frac{P_1}{P_0} = \frac{\gamma_{\text{w}} M}{\rho R T} \left(\frac{1}{x} - \frac{1}{R_n} \right) \quad (5.4-25)$$

式中， P_1 为颈部上方的蒸汽压； P_0 是颗粒表面的蒸汽压； γ_{w} 为材料的表面能； M 为蒸汽相的分子量； R 为气体常数； R_n 为颈部在中心轴平面上的曲率半径； ρ 为材料的密度； x 为颈部的

高度； T 为热力学温度。

$$\text{当 } \frac{P_1 - P_0}{P_0} \text{ 比较小时, } \ln \frac{P_1}{P_0} \approx \frac{P_1 - P_0}{P_0} = \frac{\Delta P}{P_0},$$

同时由于 $x \gg R_n$ ，所以式 (5.4-25) 可以简化为

$$\frac{\Delta P}{P_0} = - \frac{\gamma_{\text{w}} M P_0}{\rho R_n R T} \quad (5.4-26)$$

式 (5.4-26) 说明凹表面的蒸汽压小于平表面的蒸汽压，而凸表面的蒸汽压大于平面的蒸汽压，所以颗粒表面与颈部之间存在一定的蒸汽压差。

按这种物质迁移机制，颈部生长速率为

$$\frac{x}{R_p} = \left(\frac{3 \sqrt{\pi} \gamma_{\text{w}} M^{\frac{3}{2}} P_0}{\sqrt{2} \rho^2 R^{\frac{3}{2}} T^{\frac{3}{2}}} \right)^{\frac{1}{3}} R_p^{-2} t^{\frac{1}{3}} \quad (5.4-27)$$

式 (5.4-27) 说明，颈部的生长速率与颗粒表面的蒸汽压的立方根和时间的立方根成正比。蒸汽压越大的材料，烧结速率越快。当颗粒原始半径越小，烧结速率越快。烧结温度也有较大的影响。一般说来，物质迁移机制主要适用于烧结颈长大的初期。通过该机制的物质迁移，一般也很少发生体积收缩。

体积扩散机制：由于在颈部的中心与颈表面之间的化学位梯度最大，所以从内部向表面的扩散是物质的重要迁移的机制。烧结颈生长速率可以根据 Fick 扩散第一定理得到，即

$$\frac{x}{R_p} = \left(\frac{40 \pi \gamma_{\text{w}} V_a D}{k T} \right)^{\frac{1}{5}} R_p^{-3} t^{\frac{1}{5}} \quad (5.4-28)$$

式中， V_a 为扩散空位的原子体积； $k = \rho R$ ； D 为体积扩散系数。

式 (5.4-28) 说明烧结颈增长速率随扩散系数的增加而增加，随颗粒的尺寸减小而增加，随着扩散空位的原子体积增加而增加，随着表面张力增加而增加。伴随着物质从内部向颈部的凹表面的迁移，颗粒中心相互接近，粉末系统将会发生体积收缩。

表面扩散机制：由于在颗粒凸表面和颈部凹表面之间也存在较大的浓度差，所以也会在这两个表面之间发生物质的迁移。颈部长大速率为

$$\frac{x}{R_p} = \left(\frac{56 \gamma_{\text{w}} \delta^4 D_s}{k T} \right)^{\frac{1}{7}} R_p^{-4} t^{\frac{1}{7}} \quad (5.4-29)$$

式中， D_s 是表面扩散系数； δ 是原子间距；其它各符号的意义与前面相同。

这种物质的迁移方式一般也是发生在烧结的

早期。烧结到一定程度，这种机制将变成晶界扩散机制。对于非晶态物质，后者可能不发生。

晶界扩散机制：颈部生长模型可以表示为

$$\frac{x}{R_p} = \left(\frac{\gamma_{\infty} V_3 W D_b}{kT} \right)^{\frac{1}{6}} R_p^{-\frac{2}{3}} t^{\frac{1}{6}} \quad (5.4-30)$$

式中， D_b 是晶界扩散系数； W 是晶界的宽度。

黏性流动机制：黏性流动机制最早是由俄国科学家 Frenkel 在 1945 年提出的。最初的目的是为了了解释晶体中空位的运动。两个具有黏性的液滴的对心运动模型（图 5.4-7）被用来模拟粉末颗粒的粘结过程，由此建立了著名的粉末颗粒黏性流动机制下的烧结颈长大方程。

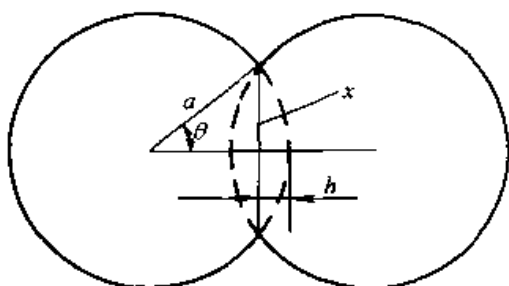


图 5.4-7 两液滴粘结模型

通过表面张力所作的功与黏性流动所消耗的功相互平衡，可以得到如下关系

$$\frac{x}{R_p} = \left(\frac{\gamma}{\eta} \right)^{\frac{1}{2}} R_p^{-\frac{1}{2}} t^{\frac{1}{2}} \quad (5.4-31)$$

式中， γ 是材料的表面能； η 是材料的黏度。

非晶体物质如玻璃、高分子材料的烧结机制，一般说来主要是以黏性流动为物质迁移的方式，但是从微观上来说，黏性流动也是颗粒内质点（这里主要是指分子团或空穴团）的定向扩散运动。非晶态材料烧结过程的黏性流动本质上也应当是材料的分子或原子被温度连续不断地激活，从一个平衡位置跳动到另一个平衡位置的过程。由于黏性流动机制是 SLS 烧结过程中最重要的烧结机制，所以这里将较详细地予以讨论。

非晶体材料内部由于分子的相互作用可能形成一个一个的分子团。高分子聚合物材料中，表现为分子量在 $10^4 \sim 10^7$ 范围内的大分子链，这些链状分子可以是线型的，也可以是支化的和三维网状的。巨大的链状分子在空间上表现为各种构象（图 5.4-8）。最典型的两种构象是长程无序的无规线团和折叠链结构。无定形聚合物都是由卷曲和缠结的分子组成的无序结构（图 5.4-8d）。

当它们低于玻璃化转变温度（ T_g ）时，这些分子是不动的，只有它们的原子振动，其振幅随温度的升高而增大。当温度升高到接近玻璃化转变温度点时，相邻原子开始协调地振动，结果使分子链段在温度 T_g 下发生振动，所以链段间的能量局部地变得与热能相等，从而让无定型聚合物（也包括半结晶聚合物）也具有柔顺性，但这时候的分子链段的运动黏性还很大，不可能在实际加工速度下发生流动，只有在 $T_g + 40 \sim 50^\circ\text{C}$ 温度下，聚合物才会变成可加工的熔体，此时链之间的滑动很容易发生。

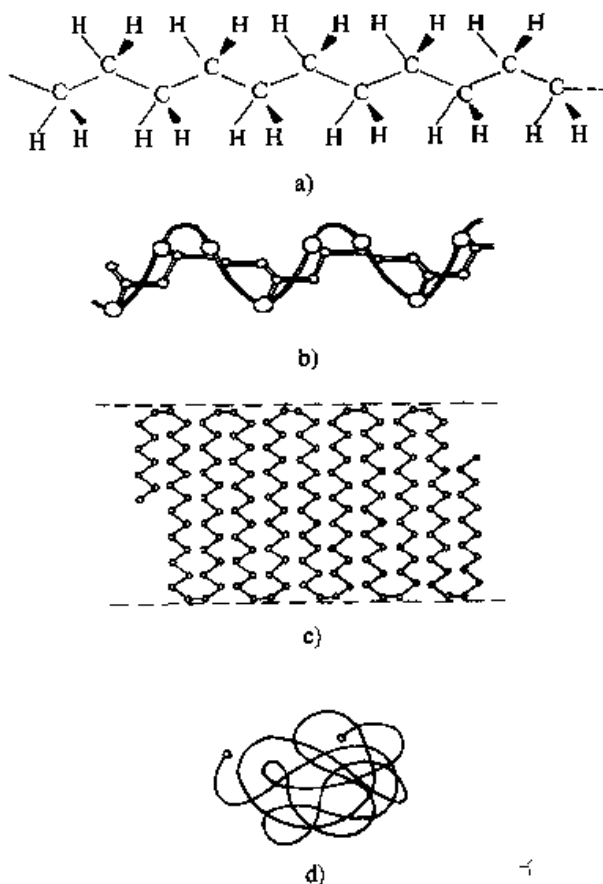


图 5.4-8 聚合物的各种构象

无定型聚合物的无序性还表现为结构上存在大量的空洞，这些结构空洞在温度 T_g 以下是稳定的，在 T_g 以上则是活动的。当在适当的条件下，空洞就会发生流动（即扩散），也可以说，发生了链段的流动，流动（或扩散）的速率随温度的升高而增加，随着链段的约束能或流动的激活能的增加而降低。这一点有助于理解 SLS 烧结成形中颗粒间的粘结机理。

聚合物分子内部的每个链节是一个分子间键合的地点，在任何聚合物分子内都有大量的链节

单元,在链节之间的分子间键合力是很大的。

晶态聚合物中的结构多是半结晶体,即由晶体和其中的无定型无规线团组成,而每个晶体是由分子长链的折叠和堆积而成。多晶体内部的每个晶粒并不是相互绝对分离的,一般是晶粒之间的有些折叠链相互渗透。同样地,晶态聚合物在温度处于熔点温度 T_m 以下时,分子链的振动不足以让分子链发生滑动,所以聚合物很难发生黏性流动。当温度升高到 T_m 以上时,分子链的折叠解开了,分子链的振动能较大,同时在熔体中也存在大量的空洞,所以分子链的扩散流动很容易发生。这与无定型聚合物的情况有些类似。在颗粒烧结中,由于存在这种分子链的快速扩散流动,在不加压条件下,高温时可以在很短时间内完成烧结过程,达到较高的密度。

分子团(对于聚合物是分子链或空洞)被热激活后增加了自由体积 V_f ,这是热膨胀引起的体积膨胀的一部分,称为激活体积

$$V_f = V - V_0 \quad (5.4-32)$$

式中, V 为热膨胀后一个分子团的体积, V_0 为热膨胀前的一个分子团的体积。流动性可以用下式表示

$$f = \frac{1}{\eta} = A \exp\left(-\frac{qV_0}{V_f}\right) \quad (5.4-33)$$

式中, q 是常数; η 为黏度。

当分子团从平衡位置移动到空洞的时候,需要克服势能 U ,从而可以得到非晶体材料的粘度

$$\eta = \eta_0 \exp\left(\frac{E}{kT}\right) \quad (5.4-34)$$

式中, E 是内压有效能; T 是绝对温度; k 、 η_0 是常数。

Nelson 等人提出的关于黏性的关系模型为

$$\eta = A \exp\left(\frac{\Delta E}{RT}\right) \quad (5.4-35)$$

式中, ΔE 是黏性流动的激活能; A 是常数; R 是气体常数; T 是绝对温度。

非晶体黏性流动烧结的动力学方程为

$$\ln\left(\frac{\theta}{\theta_0}\right) = -FV \frac{2}{\beta} \exp\left(\frac{E-2U}{kT}\right)t \quad (5.4-36)$$

式中, θ 和 θ_0 分别是粉末烧结过程中和烧结前的空洞分数; $F = \frac{8\gamma}{9R_p \sqrt{2\pi mk}}$ (其中 m 为分子

团的质量)。

3.3.5 影响烧结性能的因素

通过上述讨论,关于粉末烧结性可以得到以下结论:

1) 当粉末颗粒的表面能增加,烧结速率会增加。但是,对于聚合物来说其表面能的差别不大,在 $20 \sim 30$ dyne/cm 范围内。

2) 烧结速率随着颗粒尺寸的减小而增加,所以在 SLS 烧结中多采用尽量小尺寸的颗粒。这不仅可增加烧结速率,而且可以提高 SLS 成形件的精度。但 SLS 的粉末颗粒也不能太小,否则将会影响铺粉的正常进行和铺粉质量。一般来说 SLS 成形的最小颗粒尺寸是 $2 \mu\text{m}$ 。生产实际证明,颗粒尺寸在 $10 \sim 75 \mu\text{m}$ 范围内,可以获得好的零件精度、烧结速率和较好的铺粉质量。

3) 聚合物在成形温度时的黏性对烧结速率有很大的影响。当粘性减小时,烧结速率增加,烧结黏度不仅可以公式估算,也可以根据各种聚合物的黏性温度关系曲线图确定。图 5.4-9 表示了一些材料的黏性-温度关系曲线。

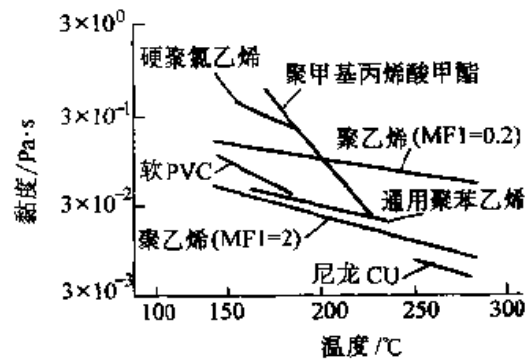


图 5.4-9 一些材料的黏性与温度的关系

4) 烧结温度高,烧结速率也会高,这不仅由于高温时黏性小,而且高的烧结温度,将有更多的分子团处于伪热激活状态,有利于更多的分子团扩散流动。

5) 分子团的大小,当分子团的尺寸(或质量)小时,分子团的激活更加容易,而且分子团的流动黏性也有较大的降低。黏性与相对分子质量的关系可以表达为

$$\ln \eta = A + B \bar{M}_m \quad (5.4-37)$$

式中, A 、 B 是常数; \bar{M}_m 是聚合物的平均相对分子质量。

除上面讨论的因素外,如果温度是非恒定

的,那么温度的变化特性也将严重地影响烧结性。另外,粉末的堆积方式和粉末的相对密度对系统的烧结性也有重要的影响。一般来说在烧结温度以上持续的时间长,即温度的下降是一个较缓慢的过程,那么烧结程度就更大。而粉层的相对密度较大,那么粉末的接触就更多,将更有利于提高烧结速度,同时烧结成致密的成形件所需要的时间间隔就更短。

从SLS成形工艺的角度出发,控制烧结性可从两个方面着手:一是控制粉末的颗粒大小,这在生产上也是有限的;另一方面可控制烧结温度。另外,烧结持续时间可以影响烧结的程度。所以在SLS加工技术中,主要的是考虑烧结温度的影响。应注意的是,烧结持续时间过长则会造成加工时间的增加,这对快速成形技术来说是不利的。

有些研究人员研究了扫描激光的功率、扫描速度和粉层的预热温度对烧结温度和烧结层厚的影响。

Texas 大学的研究者发展了一个实验方法^[17],用于测定粉末的烧结程度与温度和时间关系。图 5.4-10 示意地描述了这个实验装置的结构。

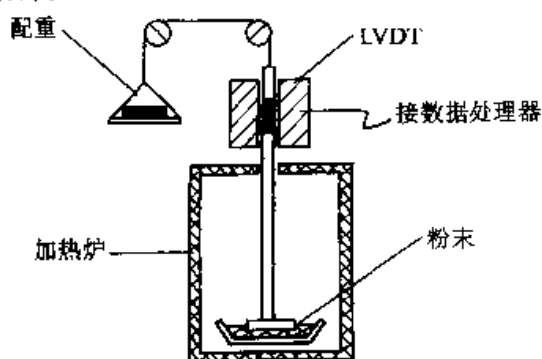


图 5.4-10 塑料粉末烧结的实验装置

这个装置包括了一个内部温度均匀 ($\pm 1^\circ\text{C}$) 的小炉子,一个线性可变微分转换器 (LVDT) 用来测量铁心的位置移动量。测量时粉末装在一个铜盘里面,在粉末上面为一个平板和连接这个平板的杆子。杆子与线性可变微分转换器的铁心连在一起,这样就可以测量粉末表面的位置变化,在粉末表面的物体通过一个配重来平衡。来自线性可变微分转换器的信号与一个调制器和放大器相连,并接入计算机进行数据处理。

为了保证烧结速率是均衡的,须选择适当的

温度和粉末层的厚度。对于聚碳酸酯 (PC) 材料选择的粉层厚度为 6 mm 比较合适,这个厚度可以在 6~8 min 内使整个粉层的温度达到 90% 的均匀。而烧结温度可以选在 T_g 温度以上 10~50 $^\circ\text{C}$ 的范围内。烧结时间取 90~120 min。

图 5.4-11 是所测量的 PC 材料粉末的烧结曲线。从曲线可以看到,在烧结的最初阶段,粉末的厚度,或者说是体积有所增加。这主要是因为开始时粉末的形状不是球形,而经过短时间的烧结则会从非球形形状变成球形颗粒,而同时颗粒有了一定的黏性,很难发生颗粒的位置重排,所以就会出现高度的增加。另外,从该图中还可以看出,在一定温度下烧结一定的时间后,曲线就呈现一个平台。这个平台随时间的继续,仍然没有什么改变。这说明经过一段时间的烧结以后,粉末的烧结过程停止了。所以在一定条件下存在一个粉末烧结的终点。这个终点有可能是全密度的烧结件,但是对于大部分流动性很差的塑料粉末,很难达到全密度。另一方面,这个终点条件也可以作为 SLS 成形件的密度估计。从该图中还可以看出,当温度增加时,平台的高度 (h_∞) 降低,而降低的程度越来越小 (图 5.4-12)。这与前面关于烧结动力学方程是吻合的。从物理意

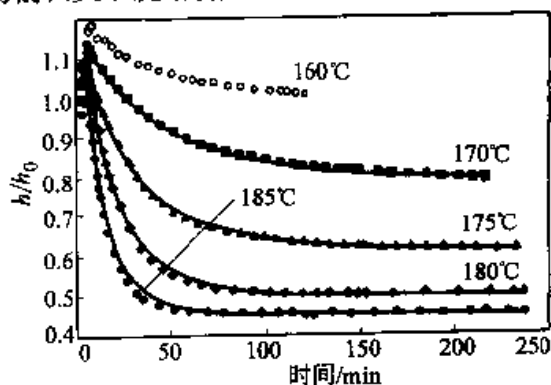


图 5.4-11 PC 粉末的烧结曲线图

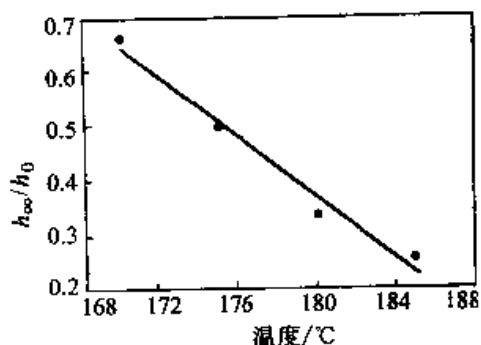


图 5.4-12 温度对烧结终点高度的影响

义上来分析, 烧结温度越高, 烧结的速度越快, 达到烧结终点的时间便越短。

粉末的烧结性能可以用一个经验公式来表达

$$-\frac{de}{dt} = k'(\epsilon - \epsilon_\infty) \quad (5.4-38)$$

式中, ϵ 和 ϵ_∞ 分别为空洞的分数和平台的空洞分数。 k' 是一个与烧结率有关的常数。对于前面的实验来说, 因为可以忽略粉层的径向流动, 因此可以用粉末的高度 h 的变化来表示。如果假设 h_∞ 对应于空洞分数为 0, 那么上式即为

$$-\frac{dh}{dt} = k' \frac{h}{h_\infty} (h - h_\infty) \quad (5.4-39)$$

通过积分可以得出

$$\frac{h}{h_0} = \frac{\frac{h_\infty}{h_0 \left(1 - \frac{h_\infty}{h_0}\right)}}{\left[\frac{1}{1 - \frac{h_\infty}{h_0}}\right] - \exp(-k't)} = \frac{A_1}{A_2 \exp(-k't)} \quad (5.4-40)$$

式中 $A_1 = \frac{h_\infty}{h_0 \left(1 - \frac{h_\infty}{h_0}\right)}$; $A_2 = \left(1 - \frac{h_\infty}{h_0}\right)$ 。

图 5.4-12 中的实线是用上述公式通过最小二乘法拟合实验数据的结果。可以看出, 两者吻合较好。参数 k' 与黏性有关, 通过实验结果可以得出 $\ln(k')$ 与 $1/T$ 的关系曲线, $\ln(k'')$ 与 $1/T$ 之间是一条直线的关系。比较方程 (5.4-35) 已知, 图中直线的斜率对应于 $-\frac{\Delta E}{R}$, 这样可以导出 $\Delta E = 28.4 \text{ kcal/mol}$ 。拟合的 k' (min^{-1}) 为

$$k' = 1.627 \times 10^{12} \exp\left(-\frac{2.84 \times 10^4}{RT}\right) \quad (5.4-41)$$

3.4 含有高分子粘结剂的混合物烧结性能

由于 SLS 成形的特殊性, 实际上有两种方法可以用于无机材料的混合物粉末, 一种是雾化涂层的方法, 一种是无机粉末与粘结剂的机械混合。前一种方法效果较好, 目前商业上使用的主要是这种方法。可是用机械混合的粉末模型对于分析填充物含量对烧结速率的影响要方便一些, 其结果也有助于对雾化涂层材料性能的分析。

实验中采用的粉末是, $5 \sim 10 \mu\text{m}$ 的铜粉, 粘结剂是 PMMA (聚甲基丙烯酸甲酯) 材料,

图 5.4-13 是粘结剂的量为 50% 时的烧结曲线。实验的装置也可以采用图 5.4-10 所示的装置。当粘结剂的含量发生变化时, 关于烧结的一些参数就会发生相应的变化。图 5.4-14 说明了常数 k' 随粘结剂含量的减少而减小, 图 5.4-15 表示了粉末在各种温度下的初始固化率与粘结剂含量的关系。由于混合物的烧结中只有粘结剂发生了烧结, 所以可以推断, 混合物的初始烧结速率应

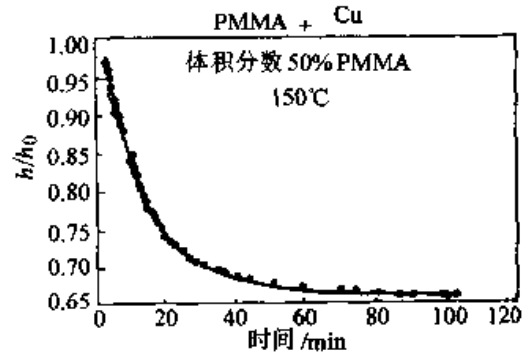


图 5.4-13 PMMA + Cu 粉末的烧结曲线

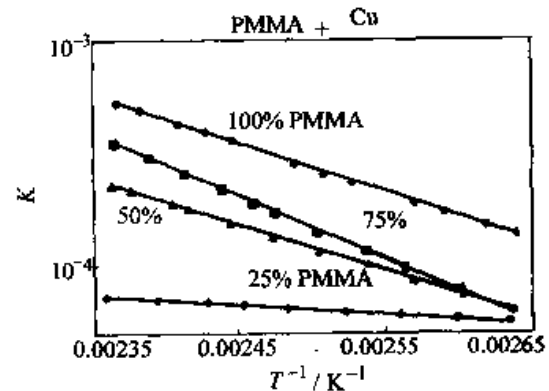


图 5.4-14 PMMA + Cu 的烧结常数 k 与温度和粘结剂含量的关系图

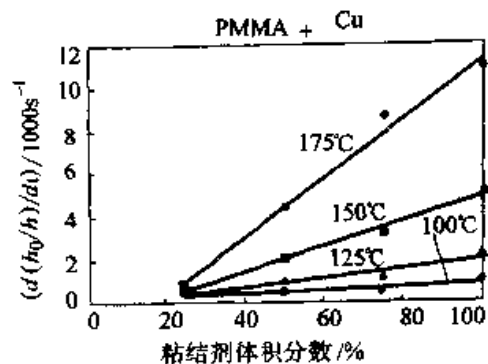


图 5.4-15 PMMA + Cu 的烧结速率与温度和粘结剂含量的关系图

该与粘结剂的体积分数和粘结剂的初始烧结速率成正比。

$$R_M = R_B \phi_B \quad (5.4-42)$$

式中, $R_M = \left[-\frac{d\left(\frac{h}{h_0}\right)}{dt} \right]_{M, t=0}$ 是混合物的初始烧结速率; $R_B = \left[-\frac{d\left(\frac{h}{h_0}\right)}{dt} \right]_{B, t=0}$ 是粘结剂的初始速率; ϕ_B 是粘结剂所占的体积分数。

当粘结剂的体积分数少于 25% 时, 由于粘结剂只占据无机粉末的空隙位置, 烧结时高度几乎不发生变化, 所以难以测量烧结的动力学数据。

从上述的关于粘结剂和无机粉末混合物的烧结性能的讨论可知, 烧结程度越小, 尺寸收缩越小, 尺寸精度越高。所以, 粘结剂与无机物的混合物比单纯的聚合物更容易烧结。另外, 机械混合的粉末粘结剂的含量有一个下限, 低于此含量时烧结的强度将太低。

从图 5.4-15 还可以看出, 当机械混合粉末的粘结剂的含量越来越少时, 其烧结率随温度变化的程度也越来越小。烧结率对温度的敏感性在粘结剂含量为 75% 时达到最大。高于这个含量, 烧结率对温度的敏感性随着含量的增加而减小。当无机粉末的量增加时, 粘结剂的黏性对烧结率的影响越来越小。

商业上使用的混合物粉末中粘结剂是雾化涂层。经过实验发现, 两种类型的混合物粉末具相当程度的一致性。通过将 20% PMMA 涂层的碳化硅粉末在 150°C (在 T_g 以上 45°C) 烧结 20 min, 发现烧结高度的相对减少量仅 3% ~ 5%, 这也说明了烧结主要发生在聚合物粉末颗粒之间。同时, 这也表明, 加有无机填料的聚合物粉末较纯聚合物粉末收缩更小, 尺寸更加稳定。

通过实验可以测量 PMMA + Cu 粉末的烧结率特性。与机械混合物一样, 带有涂层的无机粉末初始烧结率比纯聚合物的初始烧结率大大减小。与机械混合物不同的是, 涂层聚合物的烧结率对温度的敏感性保持与纯粘结剂的粉末同样的水平。 $-\frac{\Delta E}{R}$ 对于两种粉末都是在 4 000 到 4 700 K 的范围内, 而机械混合粉末的烧结激活

能发生了较大的变化 (图 5.4-16)。这说明了黏性流动机制仍然适用于这种粉末的烧结。

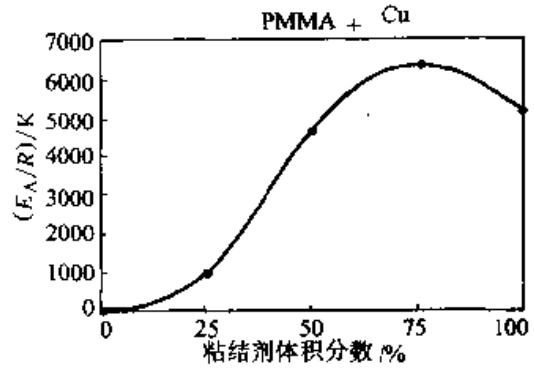


图 5.4-16 粘结剂含量对机械混合粉末的激活能的影响

4 SLS 成形工艺

当新的技术出现以后, 新的设备便会随之出现, 而如何在现有条件下最好地满足产品的要求是所有制造工程师所关心的问题。这里涉及了两个方面的问题, 一是设备问题, 新的设备制造商必须在经济和技术许可的条件下努力提高设备的性能和扩大加工参数的变化范围。这样才有利于工艺工程师选择最优的工艺方案。二是工艺问题, 制造工艺师应该在设备允许的条件下选择最合理的工艺方案, 优化选择加工工艺参数, 使得所加工的零件达到精度和性能要求。所以, 设备制造商总是在不断地完善所制造的设备, 使制造设备的工艺适应性越来越大, 而工艺工程师总是努力寻找最佳的工艺。快速成形技术是一个新的成形技术, 在现阶段, 快速成形设备的工作能力和性能还远没有达到很高的程度, 仔细而慎重地选择工艺是十分必要的。

工艺总是以产品的性能和质量为最终目标, 那么什么是快速成形产品的性能和质量要求呢? 一般来说, 这总是与产品的用途联系起来的。如只是将快速成形件作为设计的一般检验, 那么只要求产品具有一定的强度就可以了。但是如果要求产品作为功能零件, 那么其有关力学性能和精度则是十分重要的。但是通常对成形件的要求可归为两个方面: 一个是精度, 一个是力学性能和物理性能。

工艺的复杂性在传统的加工技术中是显然的, 在快速成形技术中加工工艺也是十分复杂的。工艺方案和工艺参数是如何影响加工精度和

产品性能，如何根据具体的条件、材料选择最好的工艺，是快速成形技术中研究最多的课题，也是最难以解决的问题。在SLS成形技术中，主要是热作用成形产品，传热问题、流动问题和由于热引起的反应等问题在制定工艺时必须加以考虑。

4.1 基本的工艺方法和工艺过程

SLS成形的材料选择范围很广，所以其成形

工艺方法也是多种多样的，但大体上可分为聚合物产品的成形、无机物与聚合物的混合物成形和无机物产品的成形。

4.1.1 聚合物产品的成形工艺方法和工艺过程

聚合物材料的成形工艺过程框图如图5.4-17所示。

1) 选择材料 使用在SLS成形技术中的聚合物材料有两大类，一类是无定形聚合物，另一

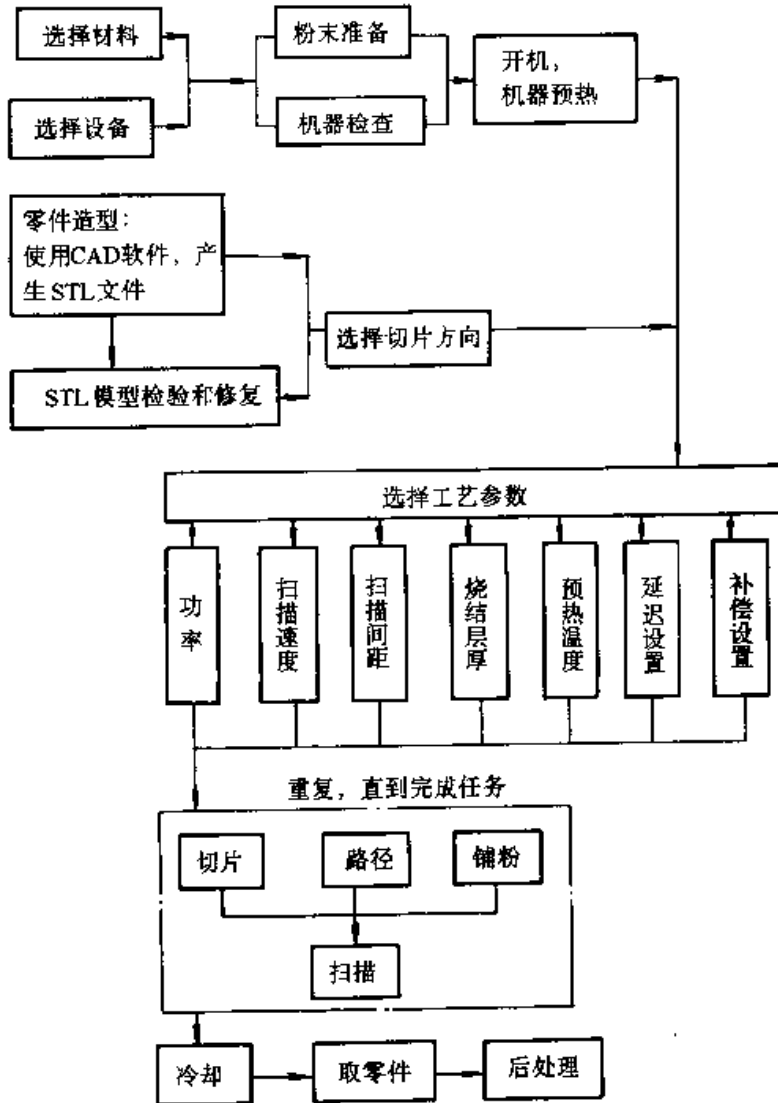


图 5.4-17 聚合物材料的加工过程

类是半结晶聚合物。无定形聚合物粉末经过SLS烧结成形后很难达到全密度，但收缩率一般较小，所以无定型聚合物一般不能直接作为成形功能零件的SLS材料使用，只能作为设计检验，熔模铸造模型等使用。目前在SLS成形技术中

常用的无定型聚合物材料有PS, PC, ABS等。而半结晶聚合物的SLS成形可以达到较高的相对密度，所成形的零件具有较高的力学性能，所以可以用作功能零件成形材料，目前在SLS成形技术中使用最多的半结晶聚合物材料的尼

龙。由于 SLS 成形技术所需要的材料是粉末材料，所以在选择材料时还必须考虑这方面的问题，粉末的颗粒度、分布和颗粒的统计形状都对产品的性能产生很大的影响。颗粒度越细，产品的粗糙度越低，可以采用更薄的成形层厚度，表面质量更好。但是，粉末颗粒太细，将会影响铺粉过程，从而也影响产品的成形质量。颗粒的分布对粉层密度有较大的影响，当粉末颗粒分布合理，可以适当提高粉层的密度，这样有利于提高粉末的烧结性能。粉末颗粒的合理分布还有利于粉末的铺粉顺利进行。颗粒形状也对粉末的烧结有所影响。

2) 选择设备 目前全球生产 SLS 成形设备的主要制造商是美国的 DTM 公司，德国的 EOS 公司，在中国有滨湖机电公司、隆源公司。各个制造商生产的设备指标和性能稍有差别，可加工的产品尺寸范围相差不大，差别较大的是工艺的控制性能。

一般来说，工艺的控制性能越好，其价格越高。所以选择设备时还必须考虑生产的经济性。并不是说选择工艺控制性能越好的设备越有利，这主要看产品的需要。

3) 数字模型准备 目前用于零件造型的软件包很多，使用较多的有：PRO/E，UG，IDEAS 等。快速成形系统多采用 STL 文件格式，而这些主要的造型软件都提供了 STL 格式的文件输出。这些模型文件由于本身存在的一些问题，还需要进行检验和修复。现在有些制造商采用直接切片软件，那么模型的修复和检验问题就不存在了。

4) 数字模型切片 现在 SLS 成形机的切片分实时切片和非实时切片，实时切片对于成形精度的反馈控制是必要的。如果是实时切片，那么切片是与成形过程交替进行的，而对于非实时切片，则必须在加工过程开始前完成这个任务。

5) 材料准备 在开机之前应该将所有料桶的粉末加足，否则在加工过程中会出现断料的情况，影响加工过程。

6) 机器预热 机器在受热后，温度就要升高，随后就要向环境中散热。那么机器中的温度在开始阶段就难以保持稳定，所以需要一定的预热时间使得机器工作间中的温度达到稳定。工作间的温度对所加工零件的质量有重要的影响，有

时还会影响到加工过程的顺利进行。一般，机器的预热需要 1~2 h。

7) 工艺参数设置 加工工艺参数包括激光功率、激光束扫描速度、扫描间距、环境温度、粉层预热温度、储料桶的粉末预热温度、层厚、铺粉棍速度等。这些参数的设备必须根据材料的一些特性，并结合加工条件仔细考虑。一般设备制造商对于一些常用的材料都定好了一个较成熟的成形工艺，包括所有工艺参数的值。

8) 成形 当所有准备工作做好以后，就可以开始零件的成形，在成形前，还必须在粉桶的底层铺上一定厚度的粉层作为基底。这是为了减少成形零件在底部的散热速度。成形过程可以自动进行，也可以手动进行。在零件成形完后，一定不要马上拿出来，可以关机，让零件随机器冷却。

9) 零件的取出 经过 3~5 h 的冷却后，可以打开机器的门，将工作缸活塞升高到工作平面，利用工具或者专用的附件将零件从工作台上取出来，再用压缩空气或软毛刷将零件表面上的浮粉去掉。对于无定型聚合物材料成形的零件必须格外小心，因为其强度较低。

10) 后处理 对去掉浮粉的零件可以进行如表面打磨，浸渗石蜡或树脂等的后处理工艺。

4.1.2 聚合物涂层的无机物粉末烧结成形工艺

因为带有粘结剂的无机粉末的 SLS 烧结是聚合物粘结剂的烧结，而内部的无机物粉末并没有任何烧结和改变，所以其加工过程与聚合物的 SLS 成形过程没有本质的区别，只是成形时的传热条件和流动条件发生了改变。其成形工艺过程不同的是前处理和后处理。加工过程如图 5.4-18 所示。

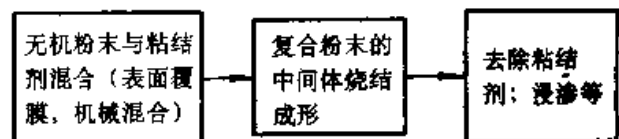


图 5.4-18 复合粉末成形的工艺过程示意图

在粉末烧结之前，无机物粉末与有机粘结剂需要充分混合，一般的混合方法有两种，一种是机械混合方法，另一种是包裹法。第一种方法所产生的混合粉末均匀性较差，所产生的零件质量不高，所以商业上多采用第二种方法，即在无机粉末颗粒的表面上包裹一层有机物。

聚合物与其它颗粒的粘结能力主要是由聚合物材料的表面特性所决定的，有时可以通过某些方法改善聚合物的表面特性从而提高两种材料的粘结力，如果提高了粘结剂的粘结力，就可以在不降低强度的条件下，减少粘结剂的量，这可以减少由于粘结剂分解而出现的收缩，从而提高加工件的精度。

在粘结剂方面必须综合考虑粘结剂的黏性、成分和形态。图 5.4-19 是粘结剂的两种形态。作为粘结剂材料还必须满足以下要求：

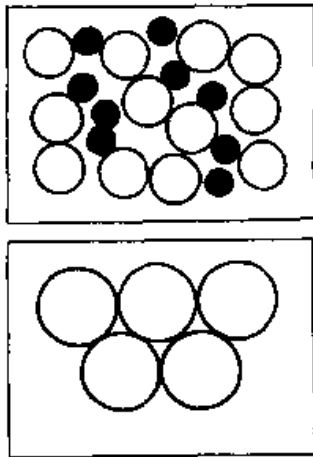


图 5.4-19 粘结剂的形态
a) 机械混合 b) 均匀涂层

1) 粘结剂必须是不溶于水的。这样的粘结剂的黏性不受空气湿度的影响，不溶于水的特性对于成形陶瓷和生物陶瓷零件也是非常必要的，这些零件的后处理工序中要使用水骨胶，如果粘结剂溶于水，在后处理过程中将会使已成形的零件失去强度。

2) 粘结剂必须适于通过水剂法施加在无机物颗粒上，因为所产生的粉末需要能够在 SLS 加工过程中自由流动，那么就要求聚合物粘结剂能够均匀地覆盖在无机物颗粒的表面。这里有两种方法，一种方法是将聚合物在一个有机溶剂里溶解，减少聚合物分子链的集中程度，然后将这些溶解物沉积在无机颗粒的表面，再通过适当的加热而将溶剂挥发掉，这样就可以在无机颗粒表面形成粘结剂膜。但是为了环保的需要，现在已不再采用有机物来溶解粘结剂，而可以采用水乳化的方法来使得聚合物粘结剂能够达到充分的分散。

3) 粘结剂必须在 40~100℃ 的温度范围内

产生熔融流动，如果熔融温度太低，将会使得粉末的保存、铺开产生困难。而制定 100℃ 的上限是为了保证水蒸发的同时，在正常压力下粘结剂能产生流动。从而增加聚合物在无机颗粒表面上的润湿性，在无机颗粒的表面形成均匀的膜。这个熔融温度对于无定型聚合物来说就是玻璃化转变温度 T_g ，而对于半晶体聚合物来说是它的熔化温度 T_m 。为了使聚合物的熔融温度落在上述温度区间，可以通过改变聚合物的组成。其方法可以采用二元共聚和三元共聚。共聚物的熔融温度与组成共聚物的各个组分的聚合物的熔融温度有关，也与共聚物各组分的质量分数有关。有

$$T_g^c = w_1 T_{g1} + w_2 T_{g2} \quad (5.4-43)$$

式中 T_g^c 是共聚物的熔融温度； w_1, w_2 分别是两组分的质量分数； T_{g1}, T_{g2} 分别是两组分的熔融温度。

(4) 聚合物粘结剂涂层颗粒的尺寸必须对 SLS 烧结是最优的，实验发现，当颗粒直径大于 10 μm 时，铺粉质量和烧结质量都是很好的。不管烧结层厚度多少，150 μm 直径的颗粒粉末都能很好地烧结。当颗粒直径小于 2 μm 时，将会出现粉层密度降低，还出现铺粉困难。

现在，多使用 PMMA 材料作为粘结剂。图 5.4-20 是粘结剂的雾化干燥工艺过程示意图，这个系统最适合于 2~20 μm 的粉末，粘结剂的量为 20%。如果颗粒的直径超过 40 μm 将会在浆料输送线上出现颗粒沉淀和阻塞。那么对于含有较大尺寸的颗粒或者比重超过 4.0 g/cm^3 的颗粒，就需要增加溶剂的粘性，以防止颗粒沉淀。然而粘性太高会影响旋转雾化器中的流体粉碎。

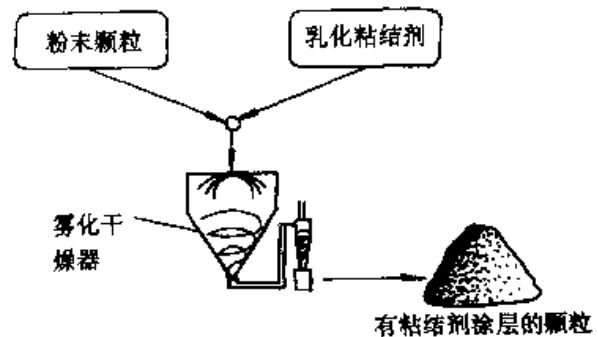


图 5.4-20 雾化干燥过程示意图

表 5.4-2 是产生体积含量为 25% 的粘结剂的乳化液的成分，其中聚合物的含量为 40%。

表 5.4-2 浆料的成分

无机粉末	浆料的成分/(g/g)			浆料 固体 /%	粘 结 剂 /%
	乳剂 (0.4 固体)	水	粘性 增强剂		
玻璃(5 μm)	0.335	0.933	0	50	11.8
SiC(13.4 μm)	0.297	0.302	0	70	10.6
工具钢(11 μm)	0.135	0.184	0.53	85	5.3

雾化器将无机颗粒和粘结剂乳化液的混合物变成热气流,热空气将乳液中的水蒸发掉,并熔融其中的聚合物,产生小团状的可自由流动的粉末,然后通过一个旋风离心机将团状颗粒粉碎。对于陶瓷粉末,用 PMMA 作为粘结剂,雾化干燥器的入口温度一般是 200℃,出口温度是 140℃,出口温度受入口温度和喂料的速度控制。对于铁粉末,入口的空气温度应为 250℃。

当零件在 SLS 成形机中加工完了以后,所得到的零件机械强度很低,不能满足实际的需要,所以在经过 SLS 成形以后还必须经过后续处理工艺才能制造出所需要的高强度的金属或陶瓷零件。这些后处理工艺主要包括陶瓷或金属颗粒表面的有机物分解(或称为脱脂)和渗较低熔点的金属。目前,完全无机物粉末的成形技术还不是很成熟。

4.2 工艺方案的确定和参数的选择

在进行实际零件制造之前,需要确定工艺方案,虽然快速成形的特点之一是其制造工艺方案简单,但是由于影响产品质量的因素非常复杂,成形工艺方案也直接影响产品的精度和力学性能。SLS 成形中工艺方案主要包括的内容有零件的成形方向、分割和组合方案等。

在 SLS 成形工艺中最主要的工作是选择最优的加工参数。在现在的 SLS 加工技术中,需要确定的工艺参数主要包括:预热系统参数、铺粉系统参数、激光和扫描系统参数、零件成形的过程参数。

4.2.1 预热参数的确定

预热参数主要包括开机后的空预热时间、待加工粉层的预热温度、待铺粉的预热温度、成形室温度。此外还包括零件加工完成后成形室的温度下降速度。

1) 开机后成形前的预热时间 在零件成形

前,为了使成形过程能稳定进行,所以需要将机器预热一段时间,让机器达到一个稳定的状态。一般来说,对于预定的粉末预热温度,这个空预热时间越长,机器的工作就越稳定,但是预热时间过长对加工的效率有较大影响。合适的空预热时间是 1~2 h。另外,当加工材料需要预热的温度越高,那么空预热时间就越长。

2) 待铺粉的预热温度 铺粉前的粉末预热主要目的是为了防止铺粉中温度差太大而出现的翘曲等变形,所以从成形的角度来看,这个温度越接近成形温度越好。但是另一方面,粉末在粉料桶里要保持一段时间,如果这个温度太高将会使得料桶里的粉末出现结块。塑料粉末达到或者超过一定的温度时会出现结块现象,这个温度就是所谓的结块温度 T_c 。一般来说, T_c 不超过熔融温度,对于无定形聚合物不超过玻璃转化温度 T_g ,对于半结晶材料这个温度不超过熔融温度 T_m 。结块温度一般可以通过流变仪测量,当测量的粉末储存模量超过某一个定值时,就说明此时的温度就是结块温度。表 5.4-3 是几种材料的结块温度。

表 5.4-3 几种材料的结块温度

材料	$T_g/^\circ\text{C}$	$T_c/^\circ\text{C}$
Nylon 11	153	170
PBT	195	210
PA(聚酰胺)	150	157

在铺粉过程中,已烧结层的温度较高,如果铺粉温度接近粉末结块温度,那么在铺粉过程中,将会由于已成形部分的热量使得铺粉的粉末温度超过 T_c 。所以实际的预热温度要比结块温度低一些。

另一方面,同样是由于成形过程中可能出现强烈的收缩和翘曲等原因,所以铺粉前的粉末预热温度必须使得所铺的粉末在已成形层上能形成松弛,即对已成形层的影响力尽量小。就是说,粉末在铺粉时在新铺粉层和烧结层的交接面温度要达到某一个确定的温度 T_s ,这个温度也就是所谓的柔软点。但是料桶温度如果太高,那么铺粉过程中,也有可能出现所送的粉末达到或超过 T_s ,使得铺粉过程困难。所以,一般的料桶上层粉末在铺粉前的温度为 $T_s - 2 \sim 40^\circ\text{C}$,常用的

温度为 $T_s - 20^\circ\text{C}$ 。

3) 扫描前粉层的预热温度 激光扫描的主要作用是精确地定位所烧结的截面形状, 所以所能提供的热量是十分有限的, 而粉末材料熔融的主要能量还是来源于扫描前的预热。基于这个要求, 在扫描前零件床的上表面粉层加热温度要尽量达到容许的最大温度限。对于所有的聚合物粉末材料, 确定这个温度的重要依据就是粉末的结块温度。因为在超过结块温度时, 零件床中的未烧结区域也将出现粘连, 使得在零件取出时, 未烧结粉末的分离出现困难。一般来说, 对于无定形聚合物 T_c 可以达到玻璃化转化温度以上, 对于半结晶型聚合物 T_c 一般比其熔点稍低 (表 5.4-3)。

4) 成形室的温度 成形室的温度确定依据主要是成形层的冷却速度控制, 当成形室温度较高时, 烧结层的冷却就慢一些, 烧结层的松弛时间更长, 松弛量更大一些, 烧结层的变形就小一些。但是, 这也增加了零件冷却的时间, 对提高生产率是不利的。所以对于变形大的材料成形室温度控制也是一个至关重要的工艺措施。一般来说, 成形室温度要比粉末材料的软化点温度要低一些, 而且不超过料桶粉层的预热温度。

4.2.2 铺粉系统参数选择

铺粉系统参数主要影响铺粉的质量, 从而影响烧结质量, 有关参数主要包括铺粉辊的前进速度、铺粉辊的旋转速度和前进速度比、铺粉的时间延迟。

1) 铺粉辊的前进速度 铺粉辊的前进速度对铺粉质量的影响。主要有两个方面。一个是当前进速度快, 铺粉的表面平整性较差。另一方面, 前进速度快又可以克服铺粉过程中减少所铺粉末与热烧结层之间的接触时间, 可以防止所铺粉末由于温度升高过快而出现粘连, 从而造成铺粉缺陷。同时铺粉辊的前进速度对成形效率也有影响, 当铺粉速度快时, 成形效率可以提高。所以, 选取铺粉速度应从这几个方面综合考虑。

2) 铺粉辊的旋转速度和前进速度比 这个速度比对铺粉的质量有重要的影响, 合适的速度比为 1~2.0。

3) 铺粉延迟时间 铺粉延迟主要是为了解决当材料软化点温度和结块温度较低时的铺粉问题。当软化点温度很低, 那么刚烧结层的热量足

以使冷态粉末发生软化, 就可以采用铺粉延迟使得烧结层的温度降低, 使得铺粉过程能顺利完成。另外, 对于传热速度快的材料也会存在类似的问题。铺粉延迟对于收缩大的材料还有另外一个好处, 就是当适当的铺粉延迟还可以减少新铺粉和烧结层之间的温度差别。有利于减小零件的变形。

4.2.3 激光和扫描系统参数的确定

与 SLS 成形有关的激光系统参数主要是激光功率和激光开延迟和激光关延迟时间, 扫描系统参数主要是指扫描速度和扫描间距、扫描路径以及扫描的向量长度。

1) 激光功率 SLS 成形系统的激光器多采用 CO_2 激光器, 其功率一般取 100 W 以下, 所以成形的热量需求必须基于这个功率限。激光功率对成形件的尺寸精度和烧结强度都有重要的影响。

2) 激光开和激光关延迟时间 由于振镜系统的运动惯性, 运动系统从零速度上升至所规定的运动速度需要一定的时间, 这说明了激光开和激光关延迟的必要性, 如果这个延迟时间调整不当, 则会存在一些问题。

扫描速度对成形质量的影响很大, 当其它参数都固定的情况下, 减少扫描速度, 将增大烧结能量, 提高烧结件的强度。但是, 减小扫描速度, 将会降低加工效率, 同时还会增加烧结收缩, 减少加工精度。另一方面, 扫描速度受振镜系统的机械特性的限制, 一般来说有一个加工速度的上限。所以生产中一般在加工速度的限制下选择尽量高的扫描速度。

3) 扫描间距对成形质量的影响 扫描间隔主要影响了零件成形时的烧结能量, 所以也是对烧结强度有重要的影响, 当其它参数不变时, 扫描间隔越小, 烧结强度也越大。图 5.4-21 是扫描间隔与能量密度的关系。

扫描间隔越小, 将会增加扫描时间, 降低生产效率。同时当烧结能量增加时, 还会对烧结精度有较大的影响, 当烧结能量增大时, 收缩和由于收缩而引起的翘曲变形将会增加, 所以对于要求有较高形状精度和尺寸精度的零件, 不宜采用较大的能量密度, 即不宜采用过小的烧结间隔。但是, 烧结间隔过大也会造成烧结能量的严重不均, 会严重影响烧结层的横向连接强度。所以烧

烧结扫描间隔有一个上限，这个上限一般可以按烧结能量不均匀性不超过 10% 而确定。如果激光光斑直径大，这个烧结间隔可以大一些，激光光斑直径小，这个扫描间隔应该小一些。在选择扫描间隔时，还必须考虑到激光功率的限制，可以用扫描间隔来调整激光能量。

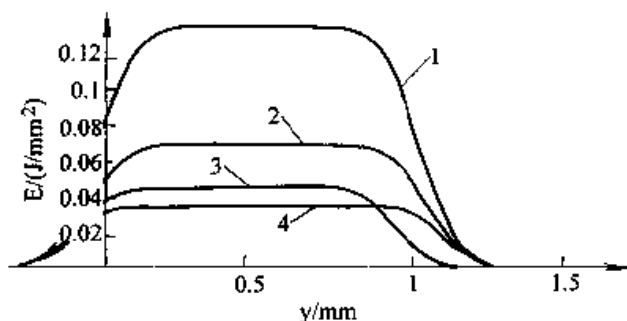


图 5.4-21 激光扫描能量密度在扫描区内的分布
功率：10 W，扫描速度：1 500 mm/s，
扫描间隔：1—0.05 mm 2—0.1 mm
3—0.15 mm 4—0.2 mm

扫描路径的确定：扫描路径是指扫描系统在成形时成形头运动的路径，图 5.4-22 所示是常见的一些扫描路径。

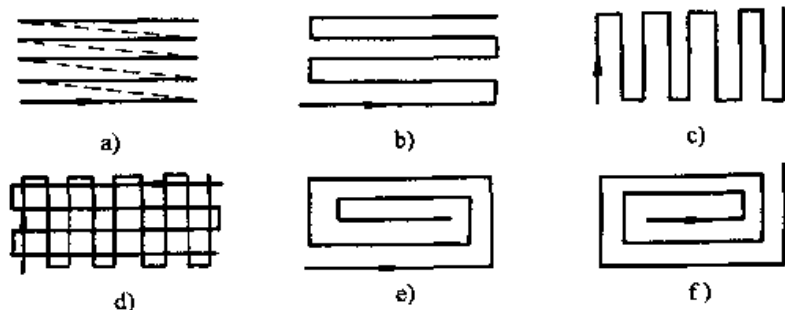


图 5.4-22 扫描方式

a) 长边同侧 b) 长边异侧 c) 短边方向 d) 光栅扫描 e) 向内循环 f) 向外循环

的数量 $N = \frac{L_s}{L}$ 。

对于中断式的扫描路径，是指当在扫描路径上有较长的扫描线段激光处于关的状态。这里不包括光栅式扫描路径中转头时避免能量集中而采取的激光开关操作。扫描的总时间还需要计算中断的总时间。所以，无中断的扫描方式效率比中断式的高，长扫描线比短扫描线的扫描效率高。

4) 扫描线段的长度 SLS 成形过程是激光扫描的热量使得粉末颗粒发生烧结而完成成形的过程，扫描向量的长度就会对粉末颗粒的热量吸收和温度升高发生影响。所以，扫描线段的长度

扫描路径应考虑成形的产品性能和成形的效率要求。如果对所成形的精度有较高要求，而对强度要求不高时，就可以选择能够减少变形和收缩的扫描路径。对于要求高强度的零件就必须选择成形强度高的扫描路径，通过其它方法改善精度。不管对零件的性能要求如何，以扫描效率为目标的扫描路径优化总是需要的。对于不同的成形方法，扫描路径对精度、强度和扫描效率的影响有所不同。对于 SLS 成形方法，扫描路径对成形精度成形强度都有较大的影响。一般来说，扫描长线段的效率比扫描短线段的效率要高，同时扫描线的总长和扫描线的数量对扫描效率也有影响。下式可以作为连续扫描方式中扫描时间的估算，

$$t = N \left(t_d + \frac{\bar{L}}{v} \right) = N t_d + \frac{L_s}{v} \quad (5.4-44)$$

式中， t 是一层的总扫描时间； t_d 是在一个线段的扫描中激光开和激光关延迟时间的总和； L_s 是一层中所扫描线的总长，对于固定的扫描面积，扫描总长度是一定的。 v 是扫描系统的扫描速度； \bar{L} 是扫描直线段的平均长度； N 是扫描线

也是一个重要的工艺因素。长的扫描向量将会使得激光作用时间间隔太长，将可能使得烧结能量不够，以至降低了烧结强度。为了解决这个问题，可以采用分块扫描方法。

4.3 烧结收缩及其影响因素

成形收缩是影响快速成形过程和成形件质量的一个重要因素，不只是在 SLS 快速成形技术中如此，在其它的快速成形技术中也是这样。所以，研究成形收缩问题对于提高成形质量有重要的作用。当出现严重的收缩时，就会产生翘曲，在成形起始几层时，就容易在铺粉时发生成形层

的移动问题。如果在成形第一层就存在翘曲,当扫描线的移动方向与铺粉的方向相同,那么铺第二层粉时,粉末就会进入翘曲层与底层粉末之间,移动的粉末就会对已成形层形成推力作用,从而造成已成形层的移动(图 5.4-23)。

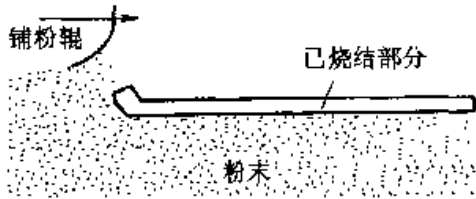


图 5.4-23 成形层移动示意图

如果扫描线移动方向与铺粉方向相反,那么将会出现另一种翘曲问题(图 5.4-24)。由于靠近铺粉辊一端的粉末最后烧结,所以在铺粉时还不会发生翘曲,但是另一端却发生了翘曲。当所铺粉末到达翘曲端时,将会使成形层倾斜,这样反复倾斜,最终可能会使成形过程无法继续下去。

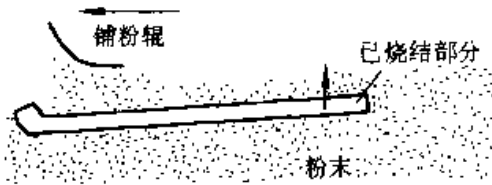


图 5.4-24 成形层上翘示意图

另一方面,如果在层烧结完成后,不会由于严重的收缩而马上出现翘曲,对成形过程不会有严重的影响。但是,随后的收缩也会引起翘曲从而引起制件精度的丧失。所以控制收缩对成形过程和成形精度都是极其重要的。

对于非结晶聚合物,成形收缩一般是由两部分组成的,一个是烧结收缩,另一个是温度下降引起的收缩。对于结晶型聚合物,成形收缩由三部分组成,即烧结收缩、结晶收缩和温度下降引起的收缩。

温度下降引起的收缩是显然的,几乎所有的物质,在温度下降时都会有收缩现象,而高分子物质由于温度引起的收缩率一般较大。

烧结收缩是粉末烧结加工中普遍存在的一种现象。在烧结过程中,由于粉末的空隙在不断减小,所以烧结过程必然引起较大的收缩。对于金属和陶瓷粉末的烧结,由于烧结速度很慢,所以烧结收缩也是缓慢进行的。在 SLS 加工过程中,

由于烧结温度常常超过材料的熔融温度,烧结都是在很短的时间内完成的,所以烧结收缩也是在短时间内完成的。对于 SLS 加工中的聚合物材料的烧结,还有另一个问题需要注意,那就是由于烧结颗粒在烧结温度时的弹性模量很小,颗粒本身会在重力作用下发生变形。这样一来在平面上的烧结收缩会有所减小,而垂直方向的收缩可以在随后的铺粉中得到补偿。这对于像 Nylon 之类的材料的烧结具有重要的意义,因为这类材料在烧结温度时的粘性很小,材料的流动性很好,所以平面的烧结收缩比较小。结晶型材料的收缩主要是由于结晶转变引起的。

结晶收缩主要是因为材料中的分子链的结构发生变化而引起的收缩,这种收缩主要与材料的结晶程度和晶体与非晶体的密度差别有关。材料的结晶程度越高,收缩就越严重。

从物理本质上来说,烧结收缩是由于烧结过程中的颗粒之间的收缩力而引起的。从对烧结机理的分析可以了解到,烧结过程中,颗粒首先是发生变形,由于粉末颗粒在烧结之前,可能是通过挤出等工艺过程而完成的,所以可能存在分子链的拉伸等现象,那么当温度达到一定的程度,分子链就可以回复到低能状态,而出现颗粒的变形。变形的颗粒之间如果从接触到形成烧结颈,那么烧结颈的曲率效应,使得颗粒的中心发生相对移动,中心的距离逐步变小(图 5.4-25)。

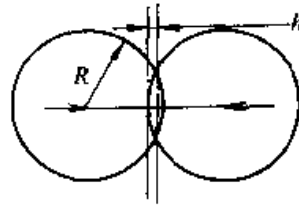


图 5.4-25 烧结时颗粒中心的相对移动

这种由于烧结颗粒的接触,在接触而上形成凹曲率,凹曲率半径产生了本征 Laplace 力,这就是烧结收缩的物理力,这种物理力是烧结过程中颗粒系统从较大空隙度转变为小空隙度的一种驱动力。这个驱动力对于烧结过程的顺利进行具有重要的积极意义。另一方面,这种驱动力也造成了收缩,这种收缩是 SLS 成形过程中收缩的一个重要方面。对于聚合物材料,这种收缩会由于颗粒在重力作用下出现变形,所以平面的收缩可以得到一些补偿,但是对于非结晶聚合物材

料,在较高温度下,仍然具有较高的粘性和弹性模量,颗粒在重力作用下的变形很小,烧结收缩的影响更大。

实际上,可以从烧结体的密度变化来测定烧结收缩。要注意的是,这里包括了平面收缩和垂直方向的收缩,必须首先确定垂直方向的烧结收缩量,才能确定平面的烧结收缩。

对于 PS 基的材料,如果烧结能量密度很小,可以假设三个方向的收缩是均匀的,那么就可以方便地估计收缩率的大小。

也可以直接通过实验方法测定收缩的大小,因为烧结收缩主要与烧结程度有关,而烧结程度又与烧结工艺有关,所以也可以通过烧结工艺参数确定烧结收缩的大小。通过实验发现烧结收缩与工艺参数存在一定的关系。

从图 5.4-26 可以看出平面收缩与成形长度的关系具有一定的规律性。一般来说,随着成形长度的增加,收缩量是增加的。但是由于收缩还与其它的成形条件有关,当其它的成形条件发生波动时,将会出现较大的波动。

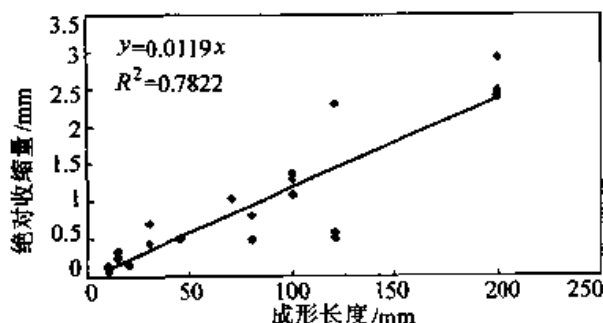


图 5.4-26 烧结时收缩与成形长度的关系

图 5.4-27 是同时做的三个试样的相对收缩与长度的关系。从该图可以看出,相对收缩是随着长度的增加而下降的。这主要是因为当成形长度减小时,激光扫描的向量长度减小,烧结能量的散失更小。所以成形件的烧结程度就更大,收缩也就更大一些。

扫描功率对成形收缩的影响也是显著的(图 5.4-28),当烧结功率增加时,粉末之间的烧结程度也增加,收缩也会增加。

扫描速度对成形收缩的影响(图 5.4-29),相反当扫描速度增加时,粉末实际接受的功率密度减小,那么烧结程度降低,成形收缩就可能降低。

当扫描间隔减小时,功率密度也发生了增

加。图 5.4-30 的结果说明了扫描间隔对相对误差的影响与上述参数的影响有些不同。由图中可知,当扫描间隔减小时,相对误差也减小,而扫描间隔增加到一定的程度时,相对误差也较小。这是因为当扫描间隔减小时,实际的扫描光斑的边缘效应就增大,那么体现出的最后误差就减小。

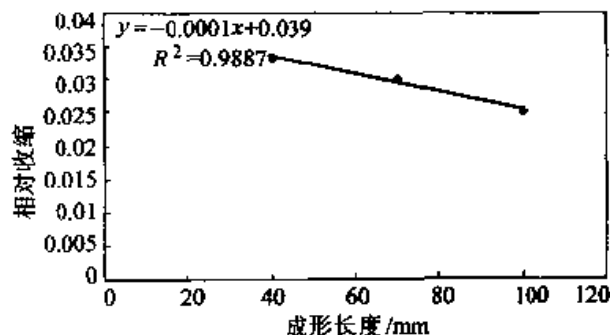


图 5.4-27 烧结时相对收缩与成形长度的关系

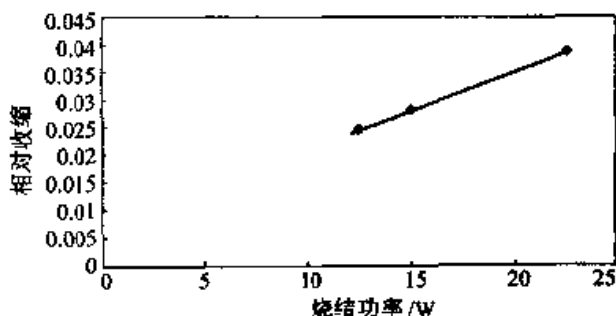


图 5.4-28 烧结时相对收缩与扫描功率的关系

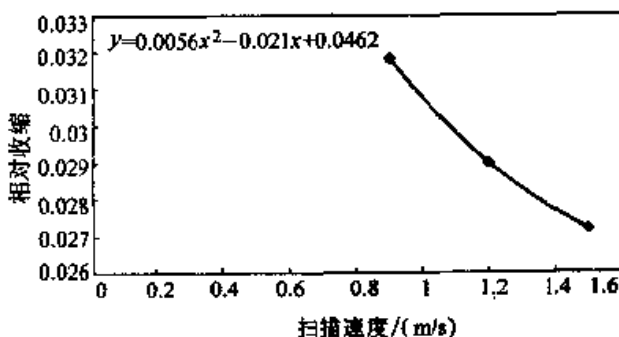


图 5.4-29 烧结时相对收缩与扫描速度的关系

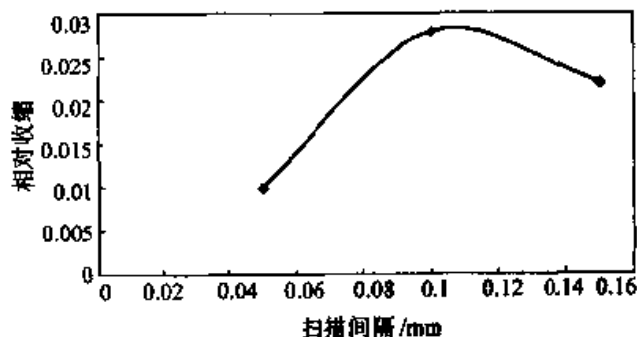


图 5.4-30 烧结时相对误差与扫描间隔的关系

从以上分析可以知道,收缩对加工精度有重要的影响,所以在加工过程中必须严格控制收缩的大小。在工艺上控制收缩的方法有:①采用收缩小的材料;②采用复合填料;③控制烧结程度;④控制冷却速度;⑤控制加工速度。

4.4 成形件的力学性能及其影响因素

成形件的质量除了精度水平外,还有一个重要方面就是其力学性能,成形件的力学性能不仅与其成形的材料有关,而且与成形工艺有关。表5.4.4~5.4.7表示了烧结成形功率对成形件的力学性能的影响。

表 5.4.4 扫描功率对成形件强度和弹性模量的影响^[1]

加工条件: $v=1.5$ m/s, $d_{sp}=0.1$ mm, $h=0.3$ mm, 颗粒度 0.154~0.106 mm (100~140 目)		
	强度/MPa	弹性模量/MPa
$P=12.5$ W	6.05	769
$P=20$ W	8.5	1 700

表 5.4.5 扫描间隔对成形件强度和弹性模量的影响

加工条件: $v=1.5$ m/s, $h=0.3$ mm, $p=12.5$ W, 颗粒度 0.154~0.106 mm (100~140 目)		
	强度/MPa	弹性模量/MPa
$d_{sp}=0.1$ mm	6.05	769
$d_{sp}=0.075$ mm	5.65	952

表 5.4.6 扫描方式对成形件强度和弹性模量的影响

加工条件: $v=1.5$ m/s, $h=0.3$ mm, $p=12.5$ W, $d_{sp}=0.1$ mm, 颗粒度 0.154~0.106 mm (100~140 目)		
	强度/MPa	弹性模量/MPa
短向扫描	3.5	600
长方向扫描	2.7	450

对于粉末烧结成形件而言,力学性能中最具有代表性的指标是弹性模量的变化,根据损伤力学的理论,损伤的一个直接现象就是材料的弹性模量的下降。损伤越大,弹性模量下降的就越多。而烧结成形件中的空洞实际上可以看作一种材料损伤。空洞越多,损伤越大。从测试的实验

结果也很好地说明了这一点。烧结的能量密度越大,烧结件的密度越大,性能越好。

表 5.4.7 扫描间隔对成形件强度和弹性模量的影响

加工条件: $h=0.3$ mm, $p=12.5$ W, $d_{sp}=0.1$ mm, 颗粒度 0.154~0.106 mm (100~140 目)		
	强度/MPa	弹性模量/MPa
$v=1.5$ m/s	3.5	600
$v=0.8$ m/s	5.2	859

但是,在 SLS 成形过程中不仅仅要考虑材料的性能,而且要考虑材料的成形性能。一般而言,由于聚合物材料颗粒在 SLS 成形过程中的烧结性能主要与温度有关,所以当材料的流动性对温度敏感时,其 SLS 成形性能就比较好。而对压力敏感的材料,其烧结性能就会较差。所以相对来说,半晶体材料的烧结速度多比无定型聚合物材料的烧结速度要大。影响烧结性能还有另外一个重要因素,那是材料的收缩。如果材料的收缩过大,将会引起成形件的翘曲等缺陷,甚至可能使得 SLS 成形无法实现。所以,必须在满足成形性能的情况下,选取性能较好的材料。制品的性能要求是选材料的主要依据。比如,有些零件要求较高的强度和较低的刚度,象软管之类的零件。目前,DTM 公司,EOS 公司用于制造高强度零件的材料是 Nylon,而制造软管类零件的材料是 Somo 类材料。

总之,材料本身的性能是 SLS 成形制品性能的决定因素,同时 SLS 成形工艺参数对制品的性能也有重要的影响。一般来说,烧结的能量密度越大,所得到的制品密度越大,其性能也越高。

从上面的分析可以知道,要提高制品的性能也必须从材料和加工工艺两方面着手。从材料方面,目前采取的主要措施一是改善高强材料的成形性能,二是采用复合材料。采用较多的复合材料是尼龙、玻璃纤维或者玻璃珠复合的材料。

在前面已介绍了烧结程度的增加将会引起收缩的增加,同时烧结程度的增加将会增加制品的强度。这就是一对矛盾,所以在实际中必须根据产品的要求制定合适的工艺。如果制品只用作设计观察检验,或者只作为最后制品的中间模型,那么烧结工艺就要在满足一定的强度条件

下,尽量减小烧结程度。如果制品是用作为功能模型,那么就应尽量提高烧结能量,从而提高烧结程度,提高制品的性能。优化烧结工艺可以在如下几个方面进行:

1) 提高烧结能量密度 从前面的分析中可以了解到,激光扫描的向量长度对烧结有较大的影响。如果要得到均匀的烧结性能,就需要随向量长度调整激光的能量。但是,在扫描系统中调整激光能量困难的情况下,可以将有较大的向量长度的区域分细,实行多区域扫描(图 5.4-31)。

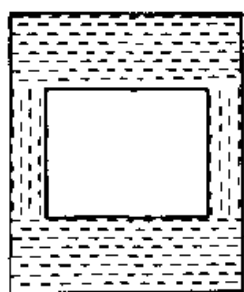


图 5.4-31 分区扫描

2) 提高预热温度 在 SLS 成形中,预热既是为了减小激光扫描能量,同时也是为了减少收缩变形,有利于零件的成形。提高预热温度,还可以提高制品的性能。但是,预热温度有一个限制,对于无定型聚合物,最高预热温度不超过其 T_g 。实际生产中为了便于工艺的控制常常将预热温度选得较低。这样,成形时的激光能量较大,会由于局部过热出现烧损,从而降低成形件的性能。

3) 提高成形室温度 成形室温度决定激光扫描后温度降低的速度。较高的成形室温度下,粉末所吸收的激光能量散失就慢一些,所以粉末处于烧结温度范围内的时间更长,有利于烧结成更为致密的零件。同时较高的成形室温度还有利于改善成形件的精度,减少收缩和翘变。

4) 成形时加等静压 激光选区烧结/热等静压(SLS/HIP)过程,使零件的内部固化的密度达到或者超过 80%,而同时在边界产生一个不透气的薄壁或者罐。零件由激光束按照零件的 CAD 模型选择地烧结。SLS/HIP 过程只在零件的边界形成一个密度超过 92% 的不透气的薄壁,内部的密度只达到 80% 以上,而不是在整个层上形成全密度。这样的零件在随后的 HIP 过程中被压和烧结成全密度的近净形状的零件。

5) 提高粉末密度 提高粉末的密度不能提高粉末的烧结性能,但是可以提高烧结初期的粉末颗粒实际接触的面积。从而提高烧结速度。而且,烧结的收缩由于粉末密度的提高而减小。目前关于提高粉末密度的措施并不是很理想,最常采用的措施是采用颗粒尺寸的多级分布。多级分布的粉末松密度比单一分布的粉末松密度要大。

提高制品性能的工艺措施还包括后处理工艺。例如,用 PS 基材料制作 RP 模型时由于材料很脆,烧结程度一般也较低,强度也低。为了提高这种材料模型的强度,对于用作为熔模铸造模型,可以采取浸蜡的工艺以提高模型的强度,以免在制造铸造壳型过程中由于模型强度太低而出现断裂。

如果用作设计检验模型,为提高制品的强度,一般是将环氧树脂渗入 RP 模型中,可以大幅度地提高制品的强度和冲击韧性。

4.5 金属粉末的 SLS 成形

在 SLS 成形过程中,烧结金属和陶瓷粉末主要是通过粘结剂的烧结来完成形状定义的,金属和陶瓷的真正烧结需要后续工序才能完成,目前,实际采用的金属和陶瓷快速成形工艺还是基于粘结剂烧结的。由于颗粒所承受的激光扫描时间是非常短的,一般只有 0.5~25 ms,因此热致黏结反应必须是比较快。这涉及到三个方面的问题:一个是粘结剂的流动性应是温度敏感的;第二是金属或者陶瓷颗粒的润湿性和渗透性;第三是超细粉末或者纳米晶体颗粒的曲率影响。

人们曾经尝试过烧结单相的金属如锌、铅和锡,但是由于烧结时的球化问题,所以都不成功。后来,又采用类似于液相烧结的两相粉末烧结。粉末是由熔点相差较大的至少两相粉末组成。激光束的热量只使得低熔点相粉末发生熔化,这个熔化的液体能够润湿固相并将固相粉末连接起来。固液混合物的粘性是与液相的粘性 η_0 和固相的含量 ϕ 有关,即

$$\eta_d = \eta_0 \left[1 - \left(\frac{\phi}{\phi_m} \right) \right]^{-2} \quad (5.4-45)$$

式中, ϕ_m 是体积分数的一个临界值,高于这个临界值,混合物的粘性将变得不确定的。

在两相粉末的烧结中,颗粒之间的连接是由液相的粘性决定的,而球化的趋势则是由 η_d 控

制的,而后者是由熔化的集合中固体颗粒的体积分数值而定的,所以调整集合体中高温相的体积分数就可以达到没有球化的连接。在固液两相烧结中的一个关键问题是液体对固体的润湿性。由于在 SLS 过程中,加热的时间非常短暂,所以润湿过程也必须是在瞬间完成的。在 SLS 过程中,可以通过控制气氛来提高润湿性。根据系统的不同,常用的气氛有氮气、氩气、氮氢混合气体和氢气。另外,各种各样的稀释剂也用来提高液相的润湿性。如用在铜焊、钎焊中的金属氯化物和金属磷化物都是较好的稀释剂。在 SLS 过程中,能达到较好密化的二元金属系统具有如下特征:

对固相颗粒而言,颗粒尺寸要很细,表面能较高,具有良好的激光吸收性。

对液相而言,较高的表面能,黏性较低,固相在其中的溶解度很小,而且没有挥发成分。

两相的熔点相差较大,可以使得熔化相达到过热从而使其熔化。

如果要使得粉末系统在烧结后达到完全致密,液相成分应超过 30% 的体积分数。

气氛控制对于减少液相和固相表面的氧气含量和氧化的形成都是很重要的。因为氧气将降低液体的表面能,而金属氧化比金属本身的表面能低很多。

颗粒的曲率也对连接和致密过程有很大的影响,在烧结开始时的曲率所引起的应力为

$$s = \frac{3\sigma}{R} \frac{\rho^3}{1-\rho} \quad (5.4-46)$$

式中, R 是颗粒的半径; σ 是颗粒材料的表面能; ρ 是粉末系统的相对密度。

如果材料的表面能为 1 J/m^2 , 相对密度为 0.4, 颗粒的平均直径为 20 nm , 那么由于曲率所引起的压力为 32 MPa 。所以,在纳米材料中由于曲率而引起的烧结压力是很大的,烧结时可以快速达到全致密的程度。

较早使用的二元金属系统包括 $\text{Cu}-(70\text{Pb}-30\text{Sn})$ 钎剂和铜锡合金。最大颗粒尺寸是 $150 \mu\text{m}$ 。在使用稀释剂时,将 ZnCl_2 溶于酒精中,然后加进金属粉末,溶剂在 $60 \sim 90^\circ\text{C}$ 和真空条件下将会蒸发掉,剩下的就是具有稀释剂涂层的金属粉末混合物。这样的粉末可以在空气中,或者在 $96\% \text{ N}_2 - 4\% \text{ H}_2$ 气氛中烧结成形。激光功率为 8

$\sim 26 \text{ W}$, 激光的表面扫描速度为 $3.4 \sim 6.8 \text{ cm/s}$ 。

在 SLS 中密度是一个重要的因素,当高熔点相的体积分数增加时,所加工零件的密度减小。一般来说,固体颗粒的含量低于 25% 时,将会出现球化现象。高于 60% 时,那么可流动的低熔点相的量太少,会大大降低颗粒间的连接强度。所以对于多数的粉末系统,高温相的含量是在 25% \sim 60% 之间。

利用 SLS 技术还可以加工青铜和镍粉末的混合物。这个材料系统是由青铜、镍和磷酸铜组成的,其中镍是高温相,青铜是低温相,在加工过程中形成液相,磷酸铜作为稀释剂。SLS 加工后,可以通过后处理烧结进一步使其密实和均匀化。青铜为 $89\% \text{ Cu} - 11\% \text{ Sn}$, 在接近 850°C 开始熔化。只有温度超过 1000°C 时,合金才能完全熔化。而在 $850 \sim 1000^\circ\text{C}$ 之间,是固体和富锡熔液共存。在 SLS 烧结成形时,首先将粉末预热到 $300 \sim 500^\circ\text{C}$, 成形是在氮气保护的条件下进行。

4.6 金属陶瓷和陶瓷的 SLS 成形

当使用两相的金属陶瓷粉末时,利用 SLS 技术也可以用于成形金属陶瓷制品。这个方法已经被成功地用于生产汽轮发动机的叶片。

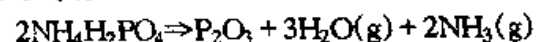
生产叶片的材料系统由钛涂层的陶瓷粉末、镍基超合金和钴基铜焊合金组成。在加工过程中,通过将加工的能量密度加大到 $2000 \sim 3000 \text{ J/cm}^2$, 可以提高产品的相对密度。

另一种用于 SLS 工艺的金属陶瓷材料是碳化钨-钴合金和钴、镍的混合物。成分(质量分数)为 $70\% \text{ 碳化钨-钴合金}(88\% \text{ WC} - 12\% \text{ Co}) + 20\% \text{ Co} + 10\% \text{ Ni}$ 。

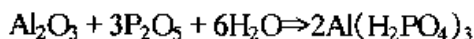
SLS 方法可以用来成形低温陶瓷相。这些低温陶瓷相在激光的扫描下发生熔化,有利于固体颗粒之间的连接,从而形成一个密实的整体零件。

材料为纯度较低的刚玉,成分(质量分数)为 $\text{Al}_2\text{O}_3 95\%$, $\text{TiO}_2 3\%$, $0.75\% \text{ SiO}_2$, $0.46\% \text{ Fe}_2\text{O}_3$, $0.25\% \text{ MgO}$; 熔点 $T_m > 2000^\circ\text{C}$; 磷酸氢二铵, $\text{NH}_4\text{H}_2\text{PO}_4$, 熔点 $T_m = 190^\circ\text{C}$ 。

在加热条件下,会发生复杂的反应,其中连接反应将包含与刚玉形成玻璃相的反应。在低于 200°C 时有



在更高的温度下,将发生下列反应:



这种材料的 SLS 加工条件为:脉冲式的 Nd:YAG 激光器,频率为 40 kHz,功率为 20~25 W,扫描速率为 2~6 cm/s,激光束半径为 0.5 mm,粉末床的温度为 21~60℃。磷酸氢二铵相在激光扫描下熔化并润湿刚玉粉末。通过 X-射线衍射分析结果来看,Al(PO₃)₃ 的形成并不完全。

在 SLS 成形后,将制品放到炉子中烧结,在高温中形成的转换为:



加热速度为 100℃/h,加热到 450℃,保温 2 h,然后按同样的加热速度加热到 850℃,并保温 6 h,再按 30℃/h 的速度冷却到室温。由于在烧结过程中形成了气相和多孔组织,所以烧结的制品收缩很小。

还可以将刚玉与铝粉混合,用于 SLS 成形。刚玉的尺寸为 15 μm,铝粉末的尺寸为 20 μm,混合物中铝的含量(质量分数)为 15%~35%。在 SLS 中,铝粉熔化成为连接相,烧结后的显微结构是铝点阵中的密实的刚玉网络。零件的表观密度是理论密度的 50%。用碳化硅粉末代替刚玉,也可以得到类似的结果。

5 激光烧结技术的应用

SLS 技术经过大力的发展已经相当完善,并且得到了广泛的应用,早期的 SLS 技术由于强度较低,精度较差只能用于产品的设计检验。在材料性能得到提高和成形技术更加完善后,SLS 加工技术在更广泛的领域里得到应用(表 5.4-8)。

表 5.4-8 商业 SLS 材料及其应用

SLS 材料	一般的应用
尼龙/玻璃增强尼龙	功能原型
聚碳酸酯/聚苯乙烯	失蜡铸造模型
铸造砂	砂芯和砂型
碳钢/镍-铜	金属模具

新产品开发过程中,为减少投资风险,就需要制作试制品(样品),对有关产品的外观造型、结构强度、组装精度、实体功能进行检验和测试。目前使用 ABS 塑板手工制作的模型样品已

无法满足上述要求,且大量耗费人力、时间和资金。采用 SLS 技术可以更快、更容易、更经济地设计并制造出各种复杂零件的原型,用作设计评估、功能测试及装配试验。

工装/模具的传统制造方法为 CNC 或电火花加工等,而采用 RP 技术制造则是一种具有诱人前景的方法。尤其当工装/模具几何形状复杂,传统加工成本很高甚至不可能时,RT 法充分显示出制造时间短、成本低、综合经济效益好的优点。

这里,着重研究利用 SLS 技术进行快速制造模具的方法。

5.1 基于 SLS 技术的间接制模技术

这里讨论基于 SLS 原型的硅橡胶间接制模技术。硅橡胶制模耗费的时间和成本很少,可应用于结构复杂、花纹精细、无拔模斜度(甚至有一定的倒拔模斜度)或带有深凹槽的产品。利用原型件,通过快速真空注塑技术制造硅橡胶模具,可用于 20~50 件以下树脂样品或零件的制造。

在计算机上使用 Pro/e、UG、Powershape 等造型软件设计出产品的三维实体造型,并以 STL 格式文件输出到 SLS 设备加工原型。制作的原型经过表面后处理,就可作为硅橡胶模具的母样。组合模框后,将硅橡胶主剂与硬化剂按照比例混合注入模框,经真空脱泡,置于室温下进行硬化,剖切取出母样即得到硅橡胶模具。在硅橡胶模具的基础上可以浇注出透明或不透明的树脂制件。

具体的制作细节见第 5 章的软模技术部分。

5.2 转换法制造金属模具

1) RP 模型处理 通过 SLS 技术制造的 RP 模型还不能直接用于铸造型壳制造,主要是因为这种模型强度太低和表面质量比较差。所以必须改善这两个方面的质量。因为 PS 基的材料是无定型聚合物材料,其熔体的粘性很大,在激光选区粉末烧结加工工艺条件下是难以达到全密度,所以所制造的模型是一个多孔体,其相对密度一般只有 50%~60%,在粉末冶金中,我们知道多孔体零件的强度满足如下关系:

$$\sigma = C\sigma_0\rho^m$$

式中, σ , σ_0 分别是多孔体零件和实体零件的强度; C , m 是常数; ρ 是多孔体零件的相对密度。从这个式子可以看出, 多孔体材料的密度对其强度有重要的影响。对于 PS 基的 RP 模型强度都很低, 而且很脆。但是多孔体对于铸造型壳有时是有利的, 在熔模过程中, 这种多孔体会减小体积膨胀对型壳的应力。

改善办法是浸蜡。将石蜡放到加热炉中融化, 加热至合适温度。将需要浸蜡的 RP 模型放入一个铝制或者不锈钢制的带孔的托盘中。将石蜡放到另外一个托盘中, 根据 RP 模型的尺寸加上托盘的尺寸确定需要浸入的高度, 加上一定的余量, 就能确定石蜡溶液的高度, 可求得石蜡的重量。先将石蜡盘加热到设定温度后, 保温使得石蜡完全融化。将 RP 模型进行适当的预处理后, 将 RP 模型托盘浸入石蜡溶液中。在液体石蜡中的浸入时间一般要超过 5 min, 所需要的时间一般应根据 RP 模型的壁厚来确定。如果 RP 模型太高超过了托盘的高度, 也可以通过毛细管的作用而使得所有的地方都能浸上石蜡, 但是还应该舀一些液体石蜡浇在 RP 模型上。当浸蜡完成以后, 将模型托盘取出并冷却到室温。从而完成了浸蜡工序。

为了降低铸造零件的表面粗糙度, 可以在浸蜡后对模型进行一些后处理。一种处理方法是使用沙纸对零件进行打磨, 打磨时要避免将脏物留在零件的表面上, 造成铸造缺陷。在很深的凹槽处可以用一些小工具完成打磨工作。还可以利用一些传统的抛光方法来降低零件的表面粗糙度。一般来说, 在经过这样的后处理后的零件表面粗

糙度可以降低到 $R_a 3 \mu\text{m}$ 。

如果有些零件的尺寸太大, 主要通过组合方法来制造。在所有片的 RP 模型做好以后, 可以一次进行浸蜡。在浸蜡完成以后, 再利用局部加热的技术将所有的零件片依次完成连接和组合。此时实际上是模型中的蜡熔融连接, 不会引起模型各片的变形和错位, 提高了组合的精度。

(2) 型壳制造 目前主要的制造型壳的方法是用涂挂法, 熔失模型后, 再将型壳高温焙烧。所谓涂挂法制型壳是在熔模上浸挂耐火涂料, 然后去掉过多的糊状物, 撒上加强的耐火沙粒, 并干燥硬化, 这样就在模型外面形成了一层型壳。重复这样的操作, 便可在模型外面形成多层坚硬的型壳。

完成涂挂工序以后, 就要将易熔模型消失掉。主要的消失工艺有热水溶失, 水蒸气熔失, 热空气熔失, 电烘箱熔失。前面几种方法是用于熔点低于 100°C 的熔模。而 PS 基的材料在 100°C 以下的粘度很大, 很难熔失, 所以应采用电烘箱熔失。

在熔模熔失的过程中, 要注意的是要防止熔模材料的高温碳化, 以免在型壳的内表面残留灰份, 造成随后的铸造缺陷。模型熔失以后, 还需将型壳进行焙烧, 以去掉型壳中挥发性的物质, 提高型壳的强度, 为热型浇铸做好准备。不同的型壳材料所采用的焙烧规范也不同, 可以参考有关铸造型壳的焙烧方法。

通过上述步骤就完成了—个铸造型壳的制造过程, 可以用其进行金属浇铸。图 5.4-32 所示为 PS 基材料的 RP 模型和浸蜡模型。

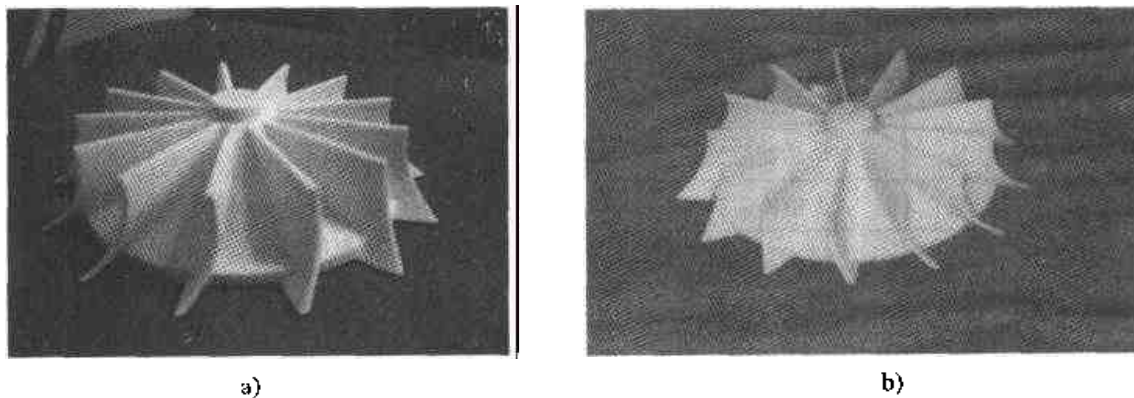


图 5.4-32 烧结成形件与浸蜡模型
a) 粉末烧结成形件 b) 烧结件浸蜡处理模型

5.3 激光烧结工艺在快速开发新产品和快速制模应用中的优点

目前，采用的快速制作模型的技术有热喷出石蜡技术，QuickCast SLA 技术，FDM 技术等。但是，相对来说激光选区粉末烧结技术最具有优势。

1) 如 SLA 技术和 FDM 技术都需要制作支撑结构。这些支撑结构不仅消耗了大量的材料，而且增加了制造时间。去除这些支撑也需要大量的人力和时间，而激光选区粉末烧结技术提供的模型不需要任何支撑，那么可以节约大量的时间和费用。同时，由于不需要支撑，就可以加工出很多别的方法无法加工的几何形状，最典型的就多层空心球结构（图 5.4-33）。

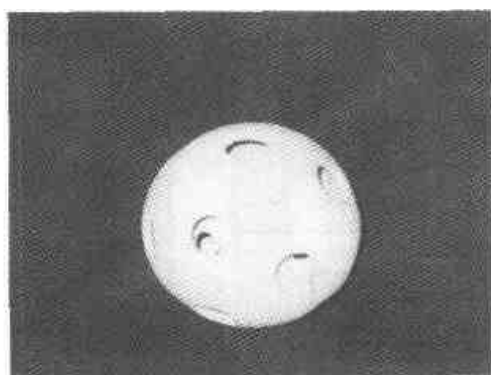


图 5.4-33 SLS 烧结的多层空心球

2) 激光选区粉末烧结加工技术消耗的材料和时间都是最低的，所以模型的加工费用是最少的。图 5.4-34 是各种方法加工熔模模型的费用比较（来自 DTM 公司）。

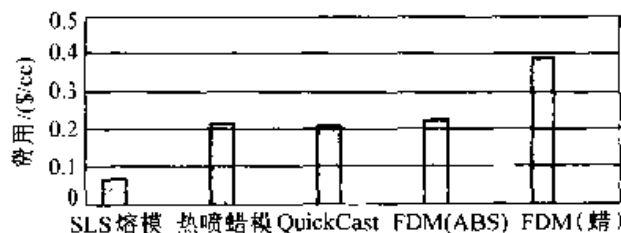


图 5.4-34 几种方法加工熔模模型费用的比较

3) 残余灰份很少，由于灰份很少（可以少于 0.02%），所以在铸造金属件时可以得到高质量的铸件。甚至可以生产一些通过反应烧结的铸件，如钛合金等。

4) 这种工艺所生产的模型强度较高，不会在生产中发生断裂。

5) 利用这种工艺生成的型壳进行铸造，成功率很高。几乎没有什么废品，特别对那些超合金的铸造，更有独特的优点。

传统熔模模型的制作是通过手工，或者利用机床加工完成的，但是利用这种方法无法完成形状复杂的零件的制造。SLS 技术在这方面具有独特的优点，可用于铸造复杂的零件。图 5.4-35 所示为利用石蜡材料制造 RP 原型和铸造金属模具零件的过程。

5.4 SLS 方法的其他应用

(1) 加工 EDM 电极 利用 SLS 加工方法可加工出 EDM 石墨电极或者铜电极，再利用放电加工可制造出锻造模具或者塑料模具（图 5.4-36）。图 5.4-37 所示为利用该方法制造金属模具和相应的锻造产品。

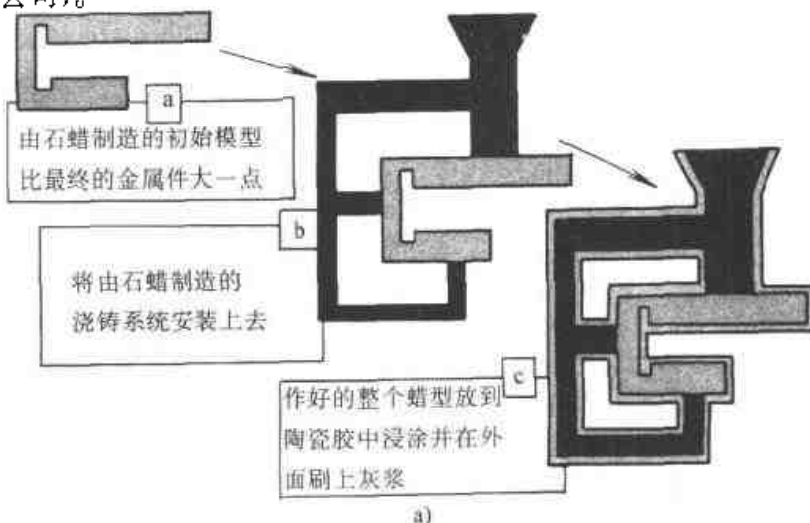


图 5.4-35 利用石蜡 RP 模型制造金属模具零件的过程
a) 制作 RP 模型和挂浆 b) 制作壳型 c) 浇铸金属

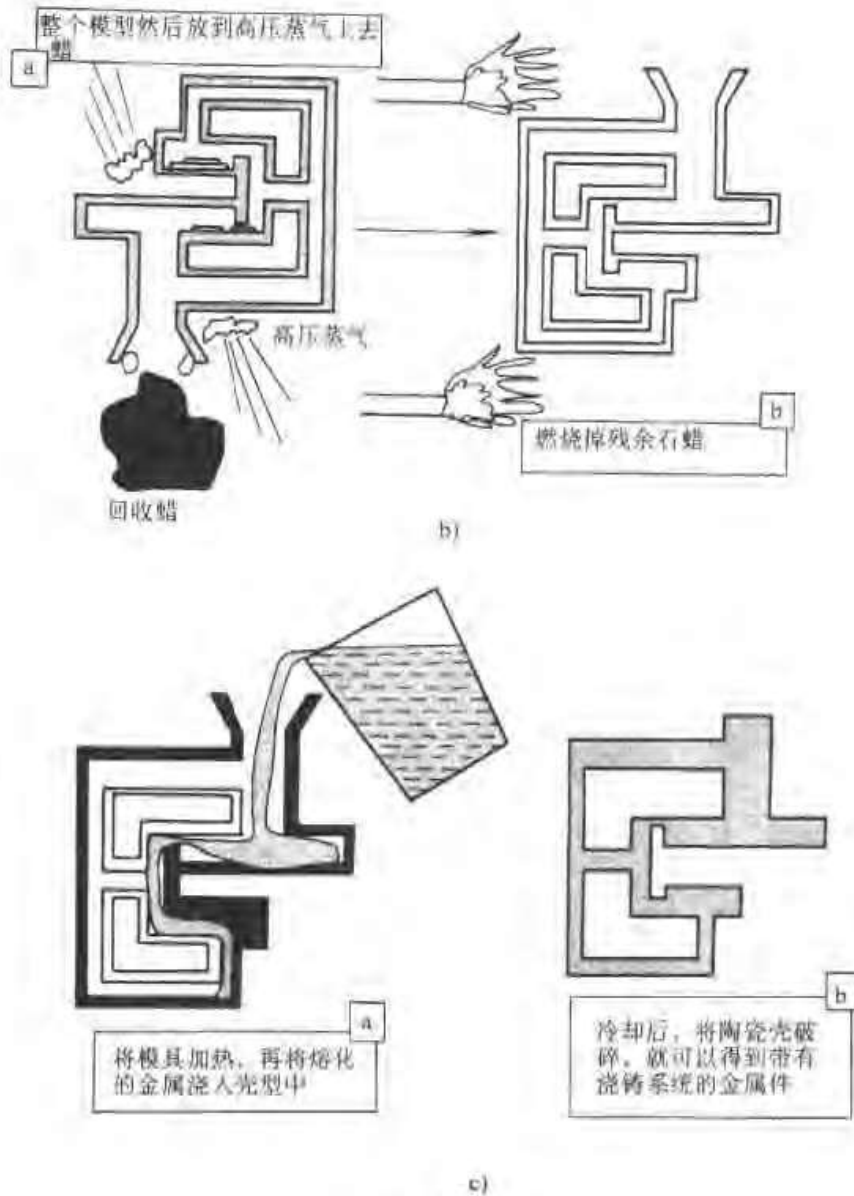


图 5.4-35 (续)

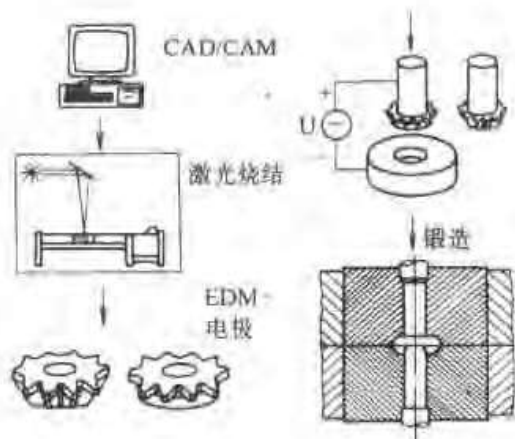


图 5.4-36 利用 SLS 加工 EDM 电极制造模具



图 5.4-37 利用 SLS 加工 EDM 电极制造的模具

(2) 直接快速制模 利用 SLS 加工技术直接制造模具是快速制模的一个重要方面, 图 5.4-

38 是该技术加工的模具。

DTM公司的 Rapidsteel 技术，烧结带有粘结剂涂层的钢粉末，使之成为所需要的模具形状，然后再将粘结剂去掉并用溶化的铜浸填其间的孔

隙。这样制作的模具可以达到很高的精度和很低表面粗糙度。同时 EOS 公司还开发了另外一种直接制模技术，该技术直接烧结两种金属粉末的混合物。这种方法制作的模具具有更高的强度。

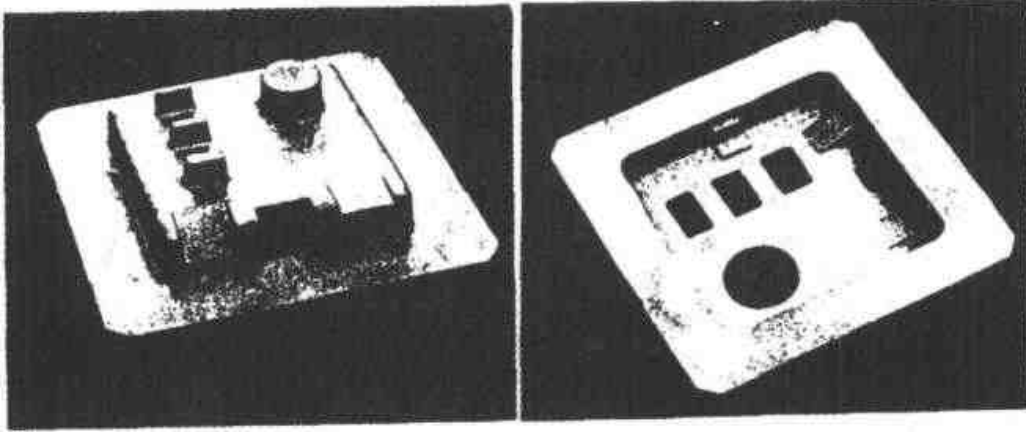


图 5.4-38 直接制造的金属模具

第5章 快速制模技术

自1988年美国3D SYSTEM推出第一台商品化的快速成形设备以来,快速成形技术得到了飞速发展,各种快速成形方法不断涌现,快速成形技术日臻完善。目前,快速成形技术已不局限于将计算机中的三维设计概念模型快速转换成实体原型,以验证概念设计,或作为原型进行展示收集市场反馈信息,而是进一步利用快速制模技术快速制造出小批量的塑料零件或金属零件,以进行功能测试和小批量试销。能有效缩短新产品开发及其模具的制造周期,快速制造出企业急需的接近成品的试制品,以了解消费者的反应,帮助企业做出正确的经营决策。

快速制模技术是利用快速原型制造或其他途径所得到的零件原型,根据不同的批量和功能要求,采用合适的工艺方法快速地制作模具。常用的快速制模方法有软模(soft tooling)、过渡模具(bridge tooling)和硬模(hard tooling)。另外还有用环氧树脂及聚氨酯制造金属薄板成形模具的技术。

1 软模技术

软模通常指的是硅橡胶模具。用SLA、FDM、LOM或SLS等技术制作原型,再翻成硅橡胶模具后,向模中灌注双组份的树脂,固化后即得到所需的零件。树脂零件的力学性能可通过改变树脂中双组份的构成来调整。

软模技术广泛应用于结构复杂、式样变更频繁的各种家电、汽车、建筑、艺术、医学、航空、航天产品的制作。在新产品试制或者单件、小批量生产时,具有以下优点:

1) 软模技术具有运行费用低,材料价格低廉,成形效率高,原型制作时间短的特点。

2) 硅橡胶可以在常温下固化,且硅橡胶具有良好的成形复制性和脱模性能,对凸凹部分浇铸成形后均可以直接取出。用硅橡胶制模,少则十几个小时,多则几天便能完成,这可以大大缩短新产品的开发周期。

3) 因在真空中进行注塑,可复制出多个精

度高且极少有气泡的成型品,30个制件成品大约23天即可完成。

4) 虽然形状复杂,厚薄程度不同,硅橡胶模具也不会产生缩水现象。即使对0.5mm厚度或极微细结构(有一点倒钩也没有问题),钢模较难制作的塑胶制品均可进行真空注塑。

5) 模具中可以插入金属零件、螺钉、螺帽及塑胶零件,制件成品还可以进行电镀、喷漆处理。

与传统方法相比,利用硅橡胶模具生产树脂零件不仅可以降低成本,更重要的是缩短了生产时间,使开发出来的新产品快速投入市场,使产品具有先声夺人的竞争优势,同时也使企业可以根据市场反馈确定新产品是正式投入批量生产或是需要改进,避免盲目投产带来的巨大损失。但是,聚氨酯零件的性能与ABS、PP或尼龙的性能毕竟不是完全相同,这些差异有时可能是无关紧要的,但有时在进行功能测试时可能是至关重要的。

1.1 工艺路线

利用原型件,通过快速真空注塑技术制造硅橡胶模具,可用于50~500件以下树脂样品或零件的制造。其工艺流程如图5.5-1所示。

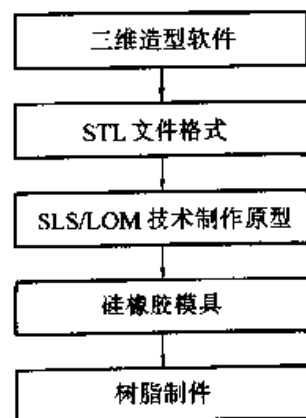


图 5.5-1 工艺路线流程图

首先在计算机上使用 Pro/e、UG、Powershape 等造型软件设计出产品的三维实体造型,

并以 STL 文件格式输出到 SLS/LOM 设备加工原型。制作的原型经过表面后处理,就可作为硅橡胶模具的母样。组合模框后,将硅橡胶主剂与硬化剂按照比例混合注入模框,经真空脱泡,置于室温下进行硬化,剖切取出母样即得到硅橡胶模具。在硅橡胶模具的基础上可以浇注出透明或不透明的树脂制件。

但使用 LOM 技术进行硅橡胶模具的制作也存在着一些问题,如纸质原型的废料剥离困难,需要专门研究废料去除及后处理工艺;硅橡胶在长期加热后产生收缩现象;硅橡胶具有不腐烂、有弹性的特点,不能进行回收等。这些问题有待今后在实践中进一步完善解决。

1.2 原型件的准备

用于制作硅橡胶模具的原型件,其尺寸和外形与用模具加工的零件相同,在制作硅橡胶模具时起分隔作用。借助于该原型,用液态的硅橡胶混合料,直接浇铸出模具的工作部分——凸模和凹模,原型的壁厚即为制出模具的凸凹模间隙。原型件是制作硅橡胶模具的关键,其形状、尺寸和表面粗糙度,都会直接反映到模具的型面上。原型件的设计与制造见第3章的相关内容。

1.3 制作硅橡胶模具

由于零件的形状、尺寸不同,对硅橡胶模具的强度要求也不一样,因而制模的方法也有所不同。这里介绍常温、真空下的制模方法。

(1) 制模的原材料和设备

1) 原材料 双组份的室温硫化的有机硅橡胶由于具有优异的仿真性、脱模性和极低的收缩率,并具有加工成形方便以及耐热老化等特点,因此是一种优良的模具材料。

这种双组份硅橡胶可分成聚合型和加成型两类。其中聚合型在固化时会产生副生成物(酒精),故收缩率比加成型大;而加成型硅橡胶反应不会产生副生成物,线性收缩率小于0.1%,不受模具厚度限制,可深度硫化,抗张、抗撕拉强度大,橡胶物性的稳定性比较优异,故成为模具硅橡胶的主导产品。

2) 设备 真空注塑机。

(2) 制作硅橡胶模具的步骤(图 5.5-3)

制作硅橡胶模具的工艺过程如图 5.5-2 所示。

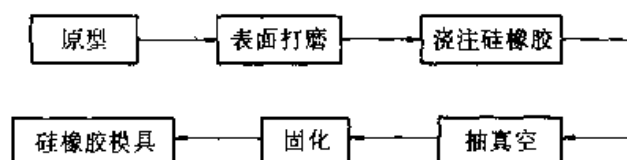


图 5.5-2 制作硅橡胶模具的工艺过程

具体步骤如下:

1) 取得母样。使用 RP 系统制造的原形作为硅橡胶模具的母样。根据实体造型,正确选择分模线,以确保制品能够顺利脱模。在分模线处贴上 5~10 mm 的胶带并涂颜色以示区分。

2) 粘着浇注口。选择合适尺寸的 ABS 胶棒,固定在纸质原型上,作为后续浇注树脂材料的入口。

3) 制作模框。从四方以包围母样的方式组合板状的模框。然后,把准备好的原型放置到模框内,并使原型周围距模框的距离均匀。

4) 计算硅橡胶主剂所需的剂量,再加上一一定的损耗系数,将硅橡胶按照比例进行调配。

5) 真空脱泡。调配均匀后,放入真空注塑机中排除硅橡胶混合体中的气泡。

6) 注入硅橡胶。取出硅橡胶注入模框直至母样被完全包围。

7) 真空脱泡。将注入硅橡胶后的模框再次放入真空注塑机中进行真空脱泡以排除注入过程中带进的空气。

8) 固化。取出模框,在室温(25℃)下放置约 24 h 硅胶可完全硬化。如果在 35℃ 情况下,完全硬化时间约为 10 h。尽量使用室温硬化,加热硬化会引起硅橡胶收缩。

9) 剖开并取出模样。取下模框,使用手术刀将硅橡胶模具剖开,将母样取出。

10) 合模完成。将两半模合起来,即可完成合模。如果发现模具有少量缺陷,可以用新调配的硅橡胶修补,并经固化处理即可。图 5.5-4 所示为一副硅橡胶模具。

1.4 浇注品的制作

(1) 浇注品原材料

真空注塑用聚氨酯材料分为硬质材料(类 ABS 或高温 ABS 材料);半硬质材料(类 PP、PE、PC、PMMA)和弹性材料(类橡胶)。颜色可为黑色、白色、米色以及完全透明等各种颜






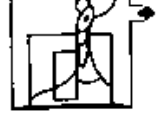


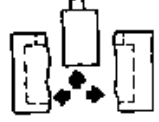
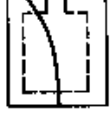
 <p>1) 取得母样</p> <p>母样材质为金属、塑胶、木材等，只要能耐 50~60℃ 即可</p>	 <p>2) 粘着浇注口</p> <p>浇注口将作为树脂材料的入口</p>
 <p>3) 制作图框</p> <p>从四周包住母样，固定板状的模框</p>	 <p>4) 硅胶计量混合</p> <p>按比例将主剂与固化剂混合</p>
 <p>5) 真空脱泡</p> <p>将搅拌时混入的空气在真空下脱泡</p>	 <p>6) 注入硅橡胶</p> <p>将硅胶注入母样，至完全包住为止</p>
 <p>7) 真空脱泡</p> <p>将注入硅胶时带人的空气再次抽真空脱泡</p>	 <p>8) 固化</p> <p>室温下放置约 10~15 h 即可固化，60℃ 时固化更快</p>
 <p>9) 剖开并取出母样</p> <p>取下模框，用手术刀将硅胶模剖开，并取出母样</p>	 <p>10) 合模完成</p> <p>将两半模合起来，不要错开，即已完成</p>

图 5.5-3 硅橡胶模具制作过程

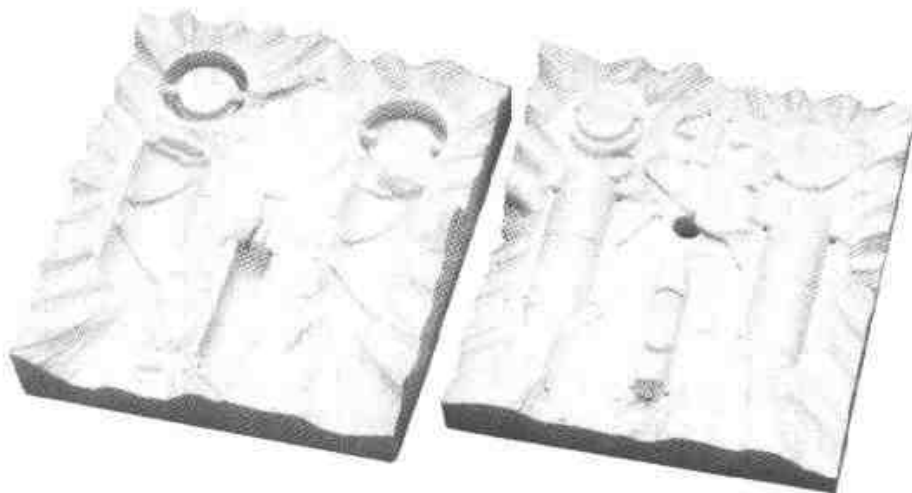


图 5.5-4 硅橡胶模具

色，还可以加入颜料或喷漆处理。可操作时间一般为 3~5 min，离模时间约为 1 h。例如，日本产 Polyurethane Resin (PU 树脂) PU4207AN 及硬化剂 4207B。

(2) 浇注品的制作步骤

利用真空注塑机，向硅橡胶模具中注入选定组份的树脂，待树脂固化后就形成与原型形状完全相同的树脂零件。如前所述，树脂零件的力学性能可通过改变树脂中双组份的构成来调整。每一件硅橡胶模具大约可以生产 20~50 件树脂零

件。其具体的制作过程如下(图 5.5-5)。

1) 按正确比例称量出树脂的主剂与硬化剂。

 <p>1) 计量树脂材料</p> <p>按正确比例称出树脂的主剂与硬化剂</p>	 <p>2) 真空脱泡</p> <p>将计量好的树脂在真空下脱去气泡</p>
 <p>3) 开气孔并清理硅胶模</p> <p>在上半模的最高处开气孔,并将上下模清洗干净、烘干</p>	 <p>4) 密封分模线并合并硅胶模</p> <p>将硅胶模合好,在分模线处进行密封,并将模具上下模合紧</p>
 <p>5) 制作浇口杯</p> <p>在浇注口上方制作一个V形的浇口杯,以便浇注</p>	 <p>6) 真空混合</p> <p>在真空情况下,将固化剂加入主剂中并充分搅拌</p>
 <p>7) 真空浇注</p> <p>在真空情况下将混好的材料注入硅胶模中</p>	 <p>8) 大气加压</p> <p>停止减压,排气使真空室回复到大气压,把树脂压入模腔内</p>
 <p>9) 固化</p> <p>将修整模具放置到使用树脂固化时间,如放入60℃左右的恒温环境则可提前固化</p>	 <p>10) 开模</p> <p>拆开模具取出注塑样件</p>
 <p>11) 切断浇注口</p> <p>用线锯等切除浇注口</p>	 <p>12) 修饰</p> <p>用小刀、锉刀等除去浇注口、毛边即可</p>

图 5.5-5 浇注品制作过程

2) 真空脱泡。将计量好的树脂材料放置于真空注塑机中进行真空脱泡,脱泡时间因树脂的种类不同而异。

3) 开气孔并清理硅橡胶模具。在上半模的最高处开气孔,用酒精擦拭分模面,除去分模面上的污渍,不易离型的还要喷上离型剂,然后放入烘箱中烘干。

4) 密封分模线并合紧硅橡胶模具。将硅橡胶模具合好,在分模线处进行密封,夹上模板框,再以胶带把模具固定。

5) 制作浇注V形口杯。为了便于浇注,在浇注口上方制作一个V形的浇口杯。

6) 真空混合。把模具及树脂材料放置到真

空注塑机中,在真空状态下,将硬化剂加入主剂中并充分搅拌。

7) 真空浇注。在真空状态下,将混合均匀的材料注入硅橡胶模具中。

8) 大气加压。停止减压,排气使真空室回复到大气压,把树脂压入模腔内。

9) 固化。取出模具,放置到使用树脂完全固化时间,如果放置在60~70℃恒温环境下则可提前固化。

10) 开模。拆开模框及模具取出注塑样件。

11) 切除浇注口。用线锯或夹钳等切除浇注口。

12) 修饰。用锉刀、利刃等,除去注入口及

注型品上的毛边即可完成。如果有表面气孔或棱角不清，需经过修整，然后再进行喷砂处理。

2 过渡模技术

过渡模具通常指的是用树脂材料制作的模块与钢模共同组成的注塑模具，可直接进行注塑生

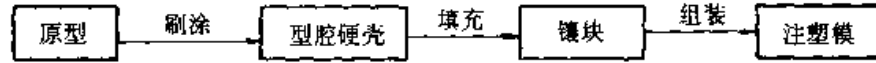


图 5.5-6 制作过渡模具的工艺流程

需要与最终零件完全一致的原型。首先，在原型的表面涂上一层脱模剂，然后在原型上外覆一层树脂作为注塑模型腔镶块。制作树脂型腔可以采取喷涂或刷涂的方法，如同制作玻璃钢制件一样。硬壳的厚度大多在 1.5~2 mm 之间，由于型腔在注塑过程中要承受一定的压力，所以型腔背后需填充环氧树脂和铝粉加以支承，再将填充后的型腔镶块安装在钢模之中进行注塑。制成的模具如图 5.5-7 所示。

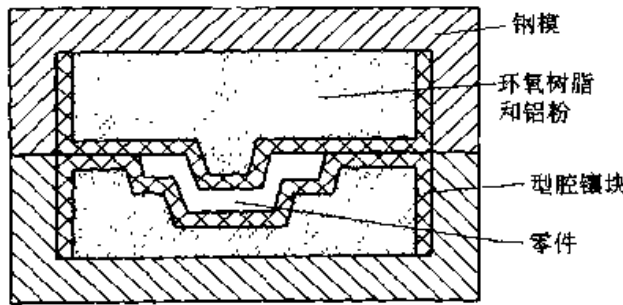


图 5.5-7 环氧树脂模具

采用环氧树脂模具与传统注塑模具相比，省略了传统加工工艺中的模具图详细设计、数控加工和热处理这三个耗时费钱的过程，因而成本只有传统方法的几分之一，生产周期也大大减少，

产。当用户需要 ABS、PP 或尼龙材料制作的产品，产量只有几百或几千件时，如果采用金属模具生产，则成本太高，此时最好采用过渡模具（环氧树脂模具）进行注塑生产，以降低成本。

制作过渡模具的工艺流程如图 5.5-6 所示。

如同制作硅橡胶模具一样，制作过渡模具也

模具寿命可达 1 000~5 000 件。可满足中、小批量生产的需要。

3 硬模技术

硬模通常指的是用间接方法制造金属模具和用快速成形直接制作金属模具。目前可以用金属粉末选择性烧结技术（SLS）直接制造金属零件或金属模具，但是成形精度还满足不了要求，仍然存在许多技术上的困难。因此，大多是通过间接的方式制造金属零件或金属模具。

所谓间接方式，是先利用快速成形技术加工出非金属材料的原型，然后借助其他技术将这些非金属原型翻制成金属零件或金属模具。例如，先利用 SLA、FDM 和 SLS 方法加工出树脂或蜡原型，再用熔模铸造的方法生产金属零件或金属模具；也可利用 LOM 技术加工的纸原型作为母模来制作石膏或陶瓷模型，通过这些模型再来生产金属零件；还可以利用 SLS 方法，选择合适的造型材料，加工出可供浇注用的与零件形状一致的铸造型腔，再通过铸造的方法制造金属零件或金属模具。图 5.5-8 是硬模制造的工艺路线图。

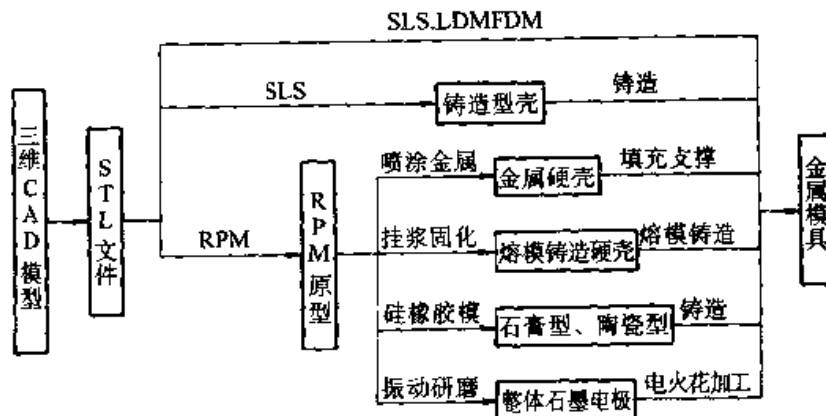


图 5.5-8 硬模制造的工艺路线

3.1 直接加工金属模具

常见的几种快速成形方法中,可以直接制作金属模具的主要是选择性激光烧结法(SLS)。利用选择性激光烧结方法,将金属粉末用易消失性聚合物包覆,通过选择性激光烧结得到金属粘结实体,再使树脂在一定温度下分解消失,然后使成形的金属粉在高温下烧结而得到金属的烧结件,这种烧结件往往是低密度的多孔状结构,为此可以渗入第二相熔点较低的金属后直接形成金属模具。用这种方法制作的钢铜合金注塑模,寿命可达5万件以上。

另外,采用金属箔作为LOM造型材料可以直接加工出实型铸造用EPS气化模,可批量生

产金属铸件。若用金属材料作为FDM的造型材料,也可以直接形成金属模具。

3.2 用SLS方法烧结铸型

这种方法首先根据零件三维数字模型,设计用于制造该零件的模具模型,经过适当的处理并设计相应的浇、冒口系统,即得到型壳的CAD模型。在烧结过程中,采用覆膜砂作材料,型壳部分成为烧结实体,零件部分仍是未烧结的粉末。烧结完成后,将壳体内部的粉末清除干净,再在一定温度下使烧结过程中未完全固化的树脂充分固化,就得到铸造用的型壳。

用这种方法烧结的铸造型壳和型芯如图5.5-9所示。

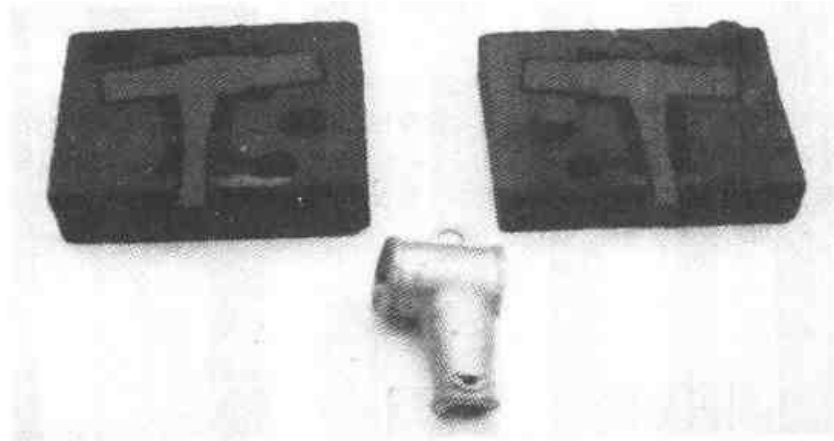


图 5.5-9 SLS 烧结铸造型壳与型芯

3.3 基于快速原型的喷涂法

这种方法是先采用快速成形技术(如SLA、SLS、FDM等)用石蜡或树脂等材料加工出零件原型,在原型表面涂上脱模剂,再用电弧喷涂或等离子喷涂法将雾状金属喷涂到零件原型上,产生一个金属硬壳(厚度为1.6~6.4mm)。然后,移去原型,在硬壳的背面注入金属基复合材料或环氧树脂来支撑。金属表面抛光后,即可得到精确的金属面、硬背衬的铸模。该模具主要用于砂型铸造。

这种方法的优点是,力学性能较好,而且由于喷镀所得铸模的轮廓表面紧贴原型的工作面,其精度仅取决于原型的精度,不会因喷镀金属层的厚度不均匀影响喷镀模的精度。因此操作比较简单,精度较易保证。另外该方法省略了传统加工工艺中的详细绘图、数控加工和热处理这三个

耗时费钱的过程,因而成本低,生产周期短,且模具寿命可达1000~30000件。

3.4 陶瓷壳砂型法

为了获得较精密的金属铸件或铸造金属模(如拉深模、注塑模等),可以采用陶瓷壳砂型,其制作过程如图5.5-10所示。

此陶瓷壳砂型可用于浇注金属铸件或金属模。由于陶瓷壳比较薄,其背衬材料是有一定容让性的砂,因此加热、固化时的翘曲变形较小,比整体浇注陶瓷型的精度高。

3.5 石墨研磨法

石墨研磨法的工艺过程如下:

- (1) 用快速成形机制作母模(图5.5-11a);
- (2) 在母模外充入环氧树脂和碳化硅粉的混合物,构成研磨模(图5.5-11b);

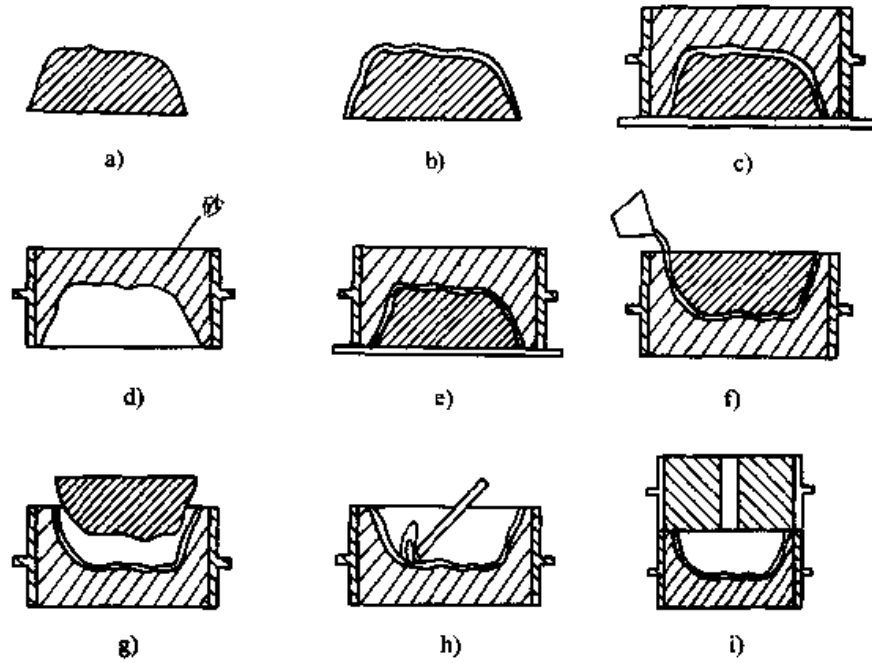


图 5.5-10 陶瓷壳砂型的制作过程

- a) 用快速成形机制作母模 b) 在母模的上工作面粘贴一薄层材料 (如蜡片), 其厚度等于所需陶瓷壳的厚度 (约 3 mm) c) 将母模置于砂箱中, 填充砂型
 d) 移去母模及粘贴材料 e) 将母模置于砂型中 f) 浇注陶瓷砂浆 g) 移去母模
 h) 用乙炔喷灯加热、固化陶瓷壳 i) 加入浇注系统, 构成陶瓷壳砂型

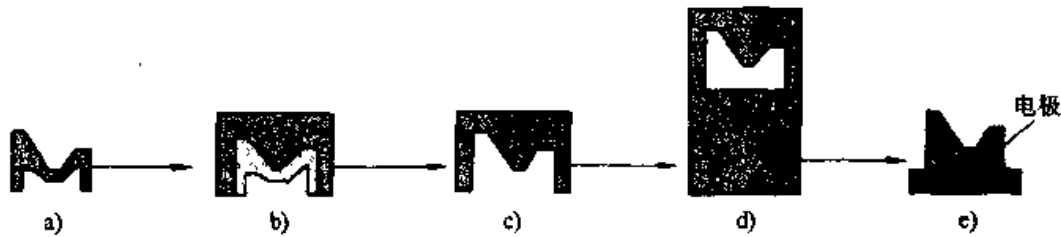


图 5.5-11 用 Hausermann 研磨机制作石墨电极的方法

- (3) 固化研磨模, 移去母模 (图 5.5-11c);
 (4) 在 Hausermann 研磨机上, 研磨模作环绕运动, 研磨出石墨电极 (图 5.5-11d、e)。

4 金属薄板成形模具的快速制造

用环氧树脂及聚氨酯制造的模具与钢模相比, 时间和费用均较低。根据设计及所用结构材料系列, 以合成树脂制造的模具重量很轻, 而且具有良好的力学及热性能和尺寸稳定性、高强度和高耐腐蚀性。对于样机、样车制造以及只需数千件零件的金属薄板成形件生产, 用制模树脂制造模具往往是最经济的解决方案。制模树脂制造模具的成本低、开发周期短、投资风险小, 因而用这种快速制模技术对于企业的新产品开发有着重要的经济意义。

用环氧树脂或聚氨酯制造模具有两种方法, 即填充法和浇铸法。

4.1 采用填充法制造金属板料拉深模

4.1.1 主模型准备

主模型 (或称原型) 采用快速成形的方法来制作, 例如用 SLA、LOM、SLS、FDM 和金属板料无模数字化成形的制作方法。对这些原型进行表面光滑处理后, 为避免脱模困难, 在其表面再涂一层脱模剂。

4.1.2 制模前期准备工作

凹模及压料圈最好都制作在牢固的金属框架中。金属框架既可以防止模具破裂, 又便于安装导板和将模具稳固在压床上。框架还便于在其内侧焊锚定件或拉筋, 因而大大地增强了基体与框

架间的联结力(图 5.5-12)。

对于小批量(少于 1 000 件)生产用的模具,可以不要金属框架。这种情况下,基体内必

须象钢筋水泥那样以钢筋加固。而凸模及凹模的底面需用厚钢板加强,以防止由于弯曲造成模具开裂或破坏(图 5.5-13)。

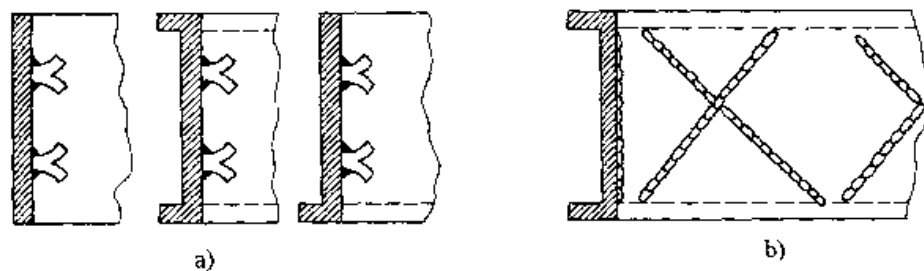


图 5.5-12 金属框架及锚定方法
a) 焊有锚定爪 b) 焊有拉肋

确的做成圆角条装好(图 5.5-14)。

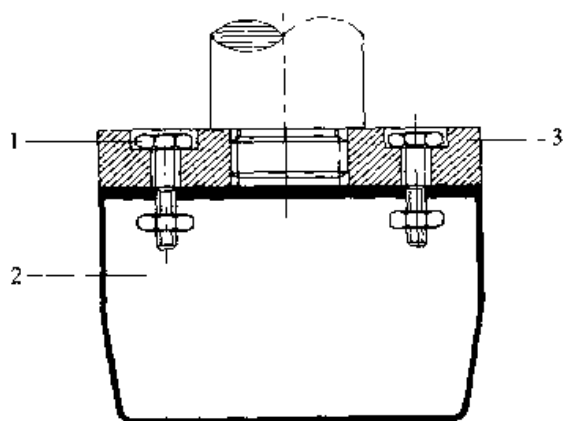


图 5.5-13 在凸模背部装上坚固钢板
1—紧固螺钉 2—凸模 3—钢底板

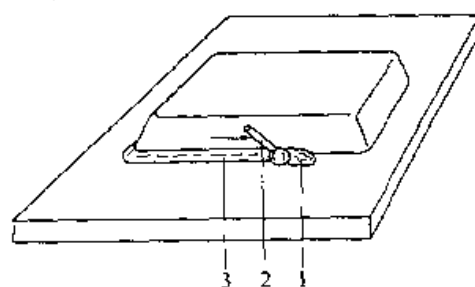


图 5.5-14 主模型在底板上的安装
1—蜡泥 2—压圆角的工具 3—拉深圆角

模型安装在底板上,并在模型上涂两层脱模剂。在模型周围用蜡泥或油灰按拉深圆角半径准

在主模型上装上柱塞,并在柱塞上套上热塑性塑料管,用作排气管。在一副模具上通常需要多个排气管。如果需要装上拉延筋,还必须用蜡或蜡泥条做出装拉延筋的沟槽。最后,将做好的金属框架围在模型周围(图 5.5-15)。

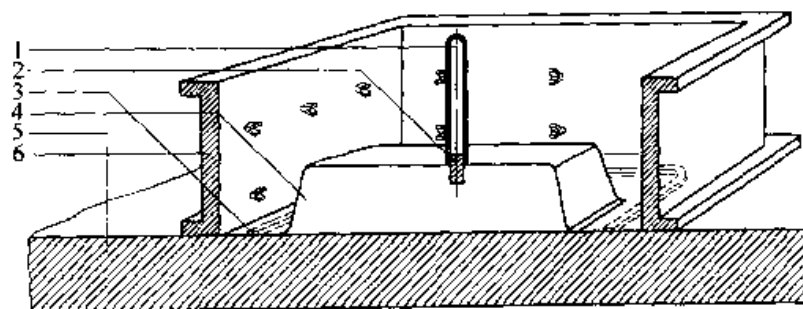


图 5.5-15 主模型在金属框架中的安装
1—热塑性塑料管 2—柱塞 3—蜡或蜡泥条 4—主模型 5—底板 6—金属框架

4.1.3 凹模板制作(图 5.5-16)

主模型在经模型封填剂处理和涂过脱模剂后,首先用约 15 cm 长密实硬鬃毛刷子涂上一层环氧树脂和固化剂的混合料,必须注意不要产生气泡。当这层胶固化但仍稍有粘性时,立即涂刷

第二层。重复此过程,涂刷环氧树脂。然后,涂刷联结层,联结层的作用是加强外涂层,并提高外涂层与基体之间的结合力。

如在模具与工件毛坯接触压力较强的易磨损部位镶上钢块加固,将可延长模具使用寿命。可

在填充过程中预留装镶块紧固螺钉的凹槽。模具在 20~25℃ 温度下至少经过 24 h 固化方可脱模。

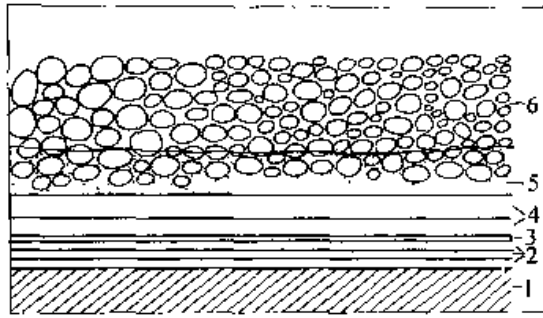


图 5.5-16 凹模的断面

1—主模型 2—三层模型封填剂 3—两层脱模剂
4—两层外涂层 5—联结层 6—基体

4.1.4 模具底面校平方法

校平模具底面有三种方法，即使用校平胶糊，加工浇铸层，或采用浇铸法校平。

1) 用校平胶糊 如果凹模做在有顶面与底面平行法兰边的金属框架内，则基体混合料应捣实到离框架顶面约 10 mm 处，以留下填入校平胶糊的空间（图 5.5-17）。

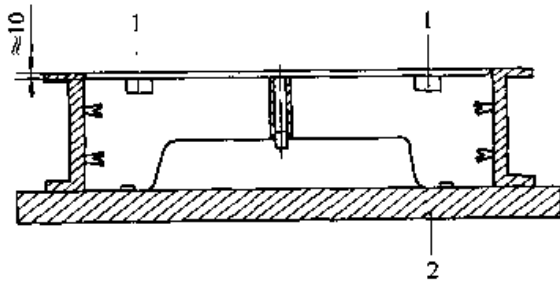


图 5.5-17 双面带法兰边的模具

1—留待以后嵌入紧固螺钉的凹模 2—工作台

如果金属框架只在底面有法兰边（图 5.5-18），或者模具做在非永久框架中（例如是凝固后可拆掉的木质框架），则校平过程须借助基体内的螺钉实现。

在模具底面的每个角部，当基体混合料还未凝固时将带螺帽的调整螺钉压入，压到螺钉头留在外面为止。这些螺钉是预涂过脱模剂的，在基体混合料硬化后只要拧动螺钉就可以准确地校平模具底面。在涂刷了脱模剂的工作台上糊上一手指厚的校平胶糊，将凹模上下颠倒过来，将底面压到校平胶糊中，直到框架或螺钉全部碰到工作台为止（图 5.5-19a 与 5.5-19b）。用抹刀刮去多余的胶糊，使边缘光滑平整（图 5.5-19c）。待树脂固化后，可用扁铲等工具开凿凹槽和通气孔

等。

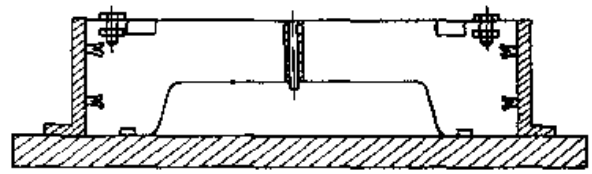


图 5.5-18 单面带法兰的模具

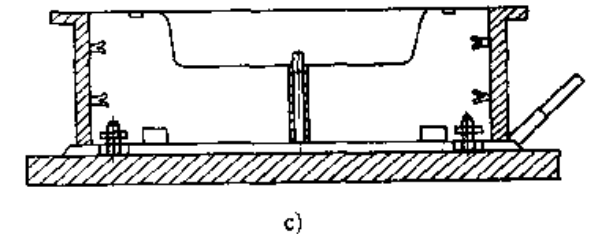
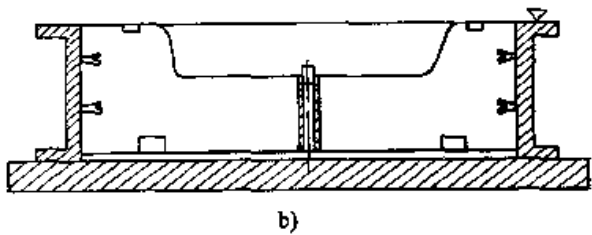
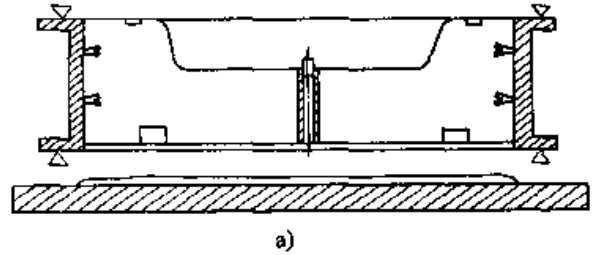


图 5.5-19 单面带法兰模具的校平

a) 将模具上下颠倒 b) 模具放在涂有校平胶糊的工作平台上 c) 刮去多余的胶糊

2) 加工浇铸层校平 当基体混合料已经固化或凝固后，在其上浇一层可加工层。浇铸的同时将安装螺钉埋好。在此之前通气孔用橡皮塞或蜡或蜡泥堵塞好（图 5.5-20）。待浇铸的可加工层凝固后，即可加工校平。

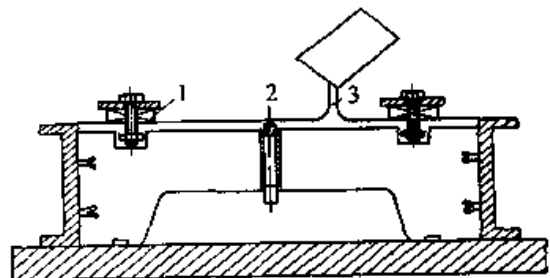


图 5.5-20 加工浇铸层的校平方法

1—安装螺钉 2—橡皮塞 3—浇铸树脂

3) 用浇铸法校平 在上下有平行法兰边的框架上, 装一块涂有脱模剂并带浇口和冒口管的盖板, 然后浇铸树脂充分注满基体混合料与盖板中的空隙。待浇铸树脂固化后, 除去浇口、冒口管、流道渣即可, 浇铸面无需再加工。在用盖板浇铸校平模具的同时将安装螺钉埋入, 并用适当的塞子堵好通气管 (图 5.5-21)。

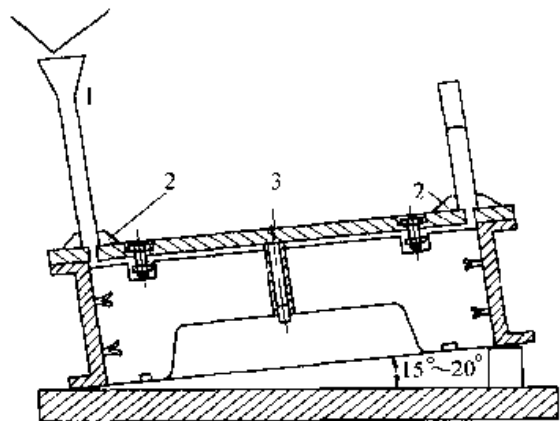


图 5.5-21 用浇铸法校平模具

1—浇铸树脂 2—固定用胶糊 3—封好的通气管

4.1.5 凸模制作

凹模凝固之后, 移去主模型 (图 5.5-22), 并在凹模型腔内铺贴一层与待成形金属板厚度相等的蜡片 (图 5.5-23)。凸模尺寸是由压料圈厚度及安装模具的压床型式而定的。根据凸模外形以及凸模自凹模口向上延伸的高度, 制做金属的或经过封填的木质框架, 并将其放置在凹模上 (图 5.5-24)。框架预涂脱模剂, 但不要让脱模剂与蜡片接触。如果木框是用封填剂处理过的, 以后脱模会较容易一些。于是, 凸模就可以按前面描述过的制作凹模的过程一样来进行制作了 (图 5.5-25)。

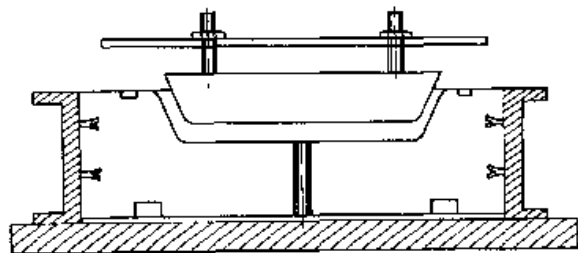


图 5.5-22 主模型脱模

4.1.6 压料圈制作

如果压料圈是平的, 压料圈最好用钢板做, 其他情况压料圈用合成树脂做较经济。

制作的过程为: 首先取掉凸模框架, 取下框架时必须确保凸模没有移动 (图 5.5-26)。在凸

模从凹模延伸出的部分的周围贴以 0.5~2 mm 厚的蜡片, 其厚度视凸模尺寸大小而定, 蜡片厚度决定了凸模外侧与压料圈内壁间的间隙。

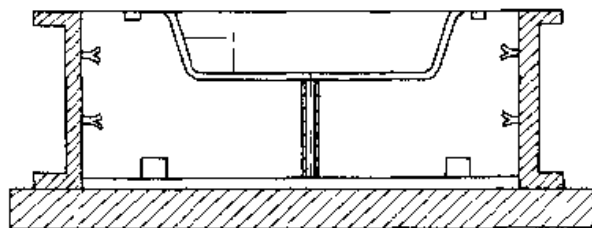


图 5.5-23 将与待成形金属板厚度相等的蜡片铺在凹模内

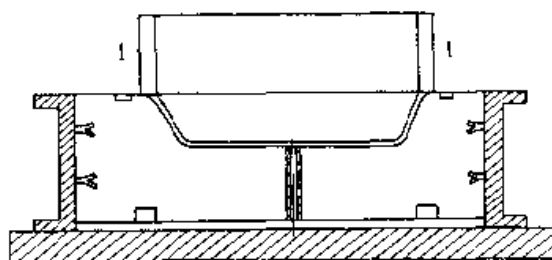


图 5.5-24 在凹模上安放框架

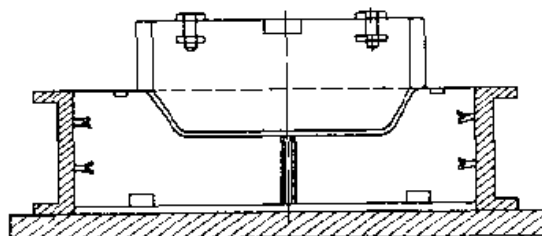


图 5.5-25 完成的凸模

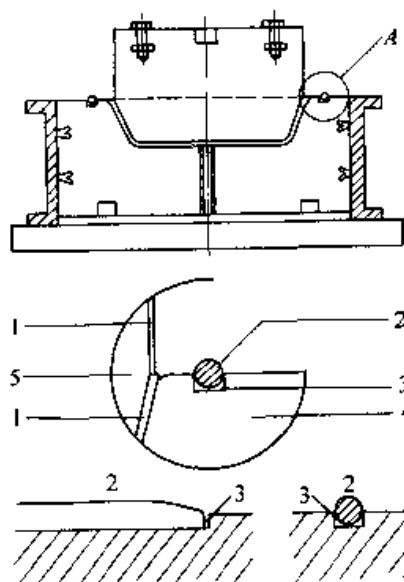


图 5.5-26 移去凸模框架, 装入拉延肋

1—蜡片 2—拉延肋 3—环氧树脂粘接剂 4—凹模 5—凸模

如果凸模导板是埋于压料圈内壁的，凸模周围的蜡片要留出4~8处3~4 cm的空隙，用于凸模的导板(图5.5-27)。如用拉延肋，在这个阶段可把拉延肋装在凹模上(图5.5-26)。将压料圈的金属框架准确地调整就位，便可开始制作压料圈，其过程与制作凹模的过程相同。

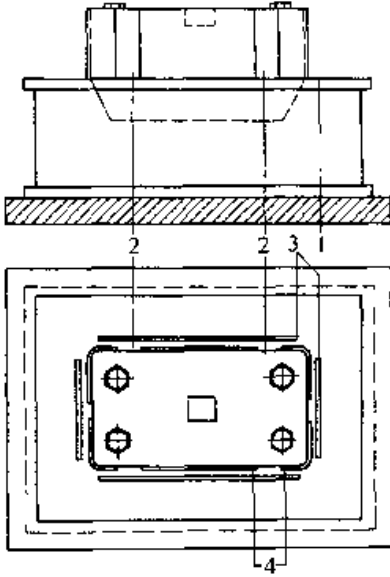


图 5.5-27 在压料圈内预留导板位置

1—拉延肋 2—预留的导板位置
3—拉延肋沟槽 4—蜡片

4.1.7 装入拉延肋

拉延肋是由一定直径的钢条制成，其一半埋入凹模面上沟槽内，并用环氧树脂粘结(图5.5-26)。埋拉延肋的沟槽是在凹模制作前用蜡条或蜡泥条预留在适当位置上的(图5.5-15)。钢条外露的一半同样用隔离膜覆盖，以保证以后压料圈与凹模之间必要的间隙。如果拉延肋的准确位置已经确定，就只在这些地方安装钢条拉延肋(图5.5-28)，否则最好在凹模周围全部装上拉延肋(图5.5-29)，以便在拉延时根据情况调整。

拉延肋当然也可以用环氧树脂制作，但工作寿命有限。

4.1.8 压料圈导板(图5.5-29)

压料圈或凹模的导面最好用整体浇铸型树脂/硬化剂制作。在浇铸混合物之前，已有的导面须先涂刷脱模剂。浇铸之后，小心取下压料圈，用锉刀将导面的尖角锉倒圆。

4.1.9 金属镶块

模具中磨损严重的部分通常采用永久的或可更换的金属镶块。永久镶块焊在(图5.5-30a)

或紧固在锚定于基体中的金属条带上。模具制作完成时，应将镶块经清洗脱脂装在模型的确定位置上。可换镶块先涂刷脱模剂，而后以螺钉螺母紧固在其锚固带上(图5.5-30b)。当模具做好时镶块都已位于其确定位置上。形状复杂的金属镶块也有用低熔点共晶合金制作的。

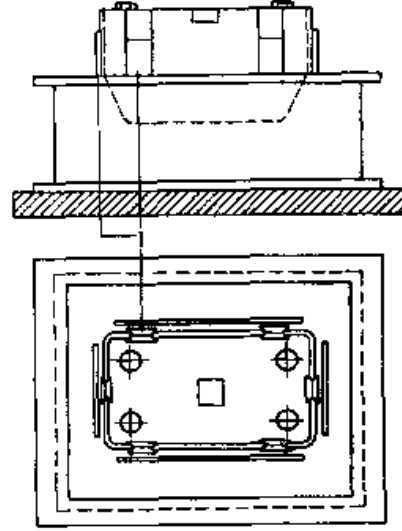


图 5.5-28 在压料圈和凸模内嵌入钢导板

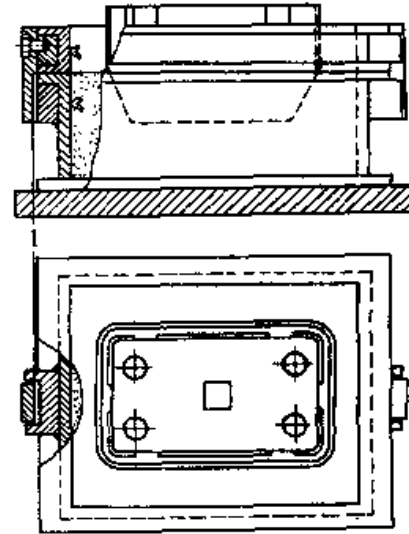


图 5.5-29 浇铸的压料圈导面

4.1.10 顶出器

制作凹模时应预留顶出器的位置。最简单的做法是在制作凹模时将涂有脱模剂的金属杆镶入(图5.5-31)。当基体凝固时，涂有脱模剂的金属杆可很容易抽出来，而换以顶杆。

使用镶块顶出器时，则必须事先做好顶出器的木质模型，封填后涂以脱模剂。然后，将其安放在主模型上，调整好位置，再来制作凹模(图

5.5-32)。

凹模凝固后，取出顶出器木模，并在留下的

垂直面上贴以 0.5 ~ 1 mm 厚的蜡片 (图 5.5-33)，以保证制作的顶出器与凹模间必要的间隙。

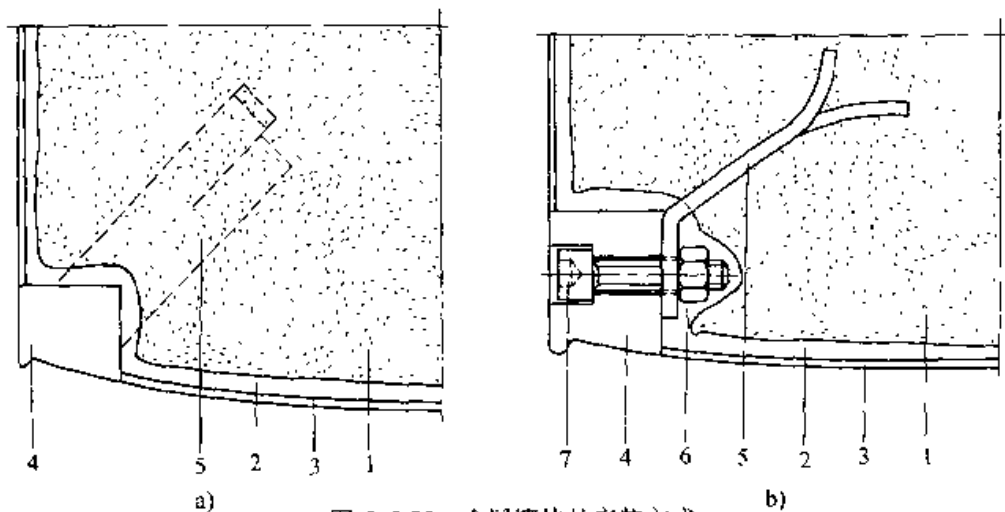


图 5.5-30 金属镶块的安装方式

a) 锚固永久的钢镶块 b) 可换的钢镶块

1—石英砂基体 2—联结层 3—外涂层 4—钢镶块 5—锚固条带 6—螺母 7—螺钉

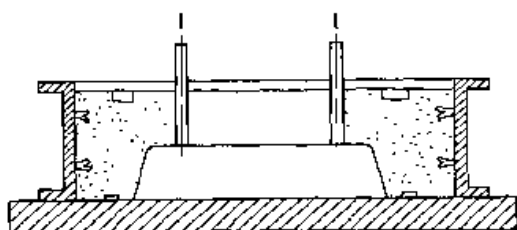


图 5.5-31 预留顶杆孔

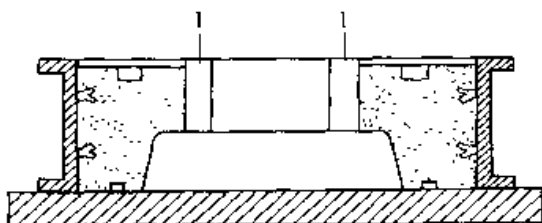


图 5.5-32 预留顶出器镶块位置

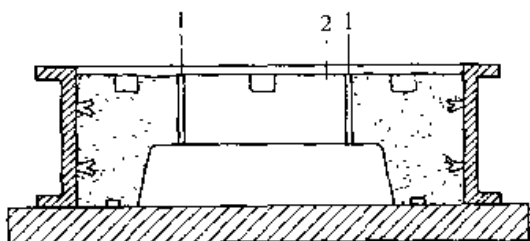


图 5.5-33 预留顶出器与凹模间的间隙

1—蜡片 2—顶出器

4.1.11 蜡片的应用

冲压成形模具的凸模和凹模之间必须留有间隙，这个间隙就是金属板的厚度。蜡片或间隔膜常用来实现凸、凹模之间的间隙。

蜡片或间隔膜的粘性表面是用一种特种纸保护起来的，到使用时才把保护纸揭掉。两种薄膜都有各种尺寸和厚度规格。市场上供应不同软化点性质的蜡片。一般而言，以高软化点的蜡片更适合些。使用蜡片时根据模型型面形状，来选用或大或小的膜片，片与片联接处要有 5 ~ 10 mm 的重叠。以后沿重叠处用解剖刀直切到模型表面，去掉切下的部分。切下边缘的接缝用工具使之平顺，可得到精确度很高的，细小到几乎看不见的平接缝。

4.2 采用芯体表层浇铸法的制模技术

该技术可用于制造落锤冲击成形模、深拉伸模、胀形成形模等。制造过程中所使用的主模型与填充法的一样。与填充技术的不同之处在于芯体上加表面层的方法。该技术需要先制作一个小于型面尺寸的芯体，再环绕芯体表面浇铸树脂表面层来制模。芯体可以用低熔点合金、铸铁或环氧树脂/石英砂混合物制造。制造深拉伸模和胀形成形模时，浇铸一层 10 ~ 20 mm 厚的可加工树脂表面层，以得到坚固的成品。聚氨酯质地坚韧而耐冲击，是制造落锤冲击成形模表面层的理想材料。

4.2.1 芯体制造

按所要求的表面层厚度，首先在主模型外表盖上一层皱纹纸、蜡泥或蜡片，然后再包上一层

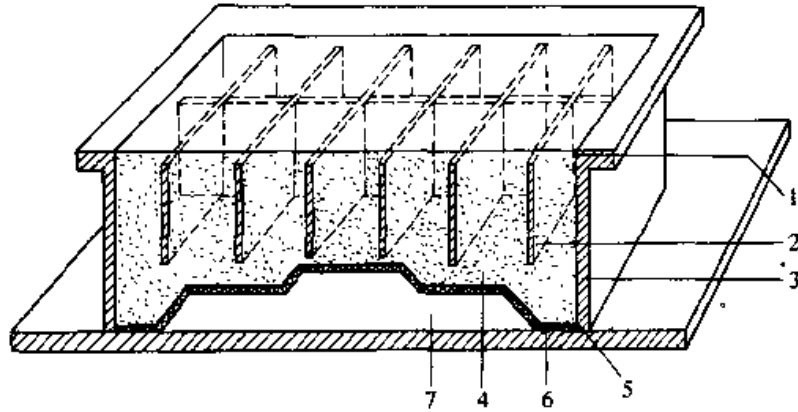


图 5.5-34 制造落锤冲击模用的环氧树脂/石英砂芯体
1—校平胶糊或浇铸树脂 2—加固肋板 3—框架 4—环氧树脂/石英砂芯体
5—聚乙烯薄膜 6—皱纹纸 7—主模型

聚乙烯薄膜，以使芯体容易脱膜。

1) 环氧树脂/石英砂芯 (图 5.5-34) 深拉延模及胀形成形模是在带锚固爪的金属框架中填充而成的。填充混合料直接注入框架并捣实。用于落锤冲击成形模的金属框架必须有贯通的肋板加固。制作模具之前，如有条件，框架要喷砂处理。然后用刷子涂上一层薄薄的环氧树脂/硬化剂，再注入填充混合料。填充料固化后模具的底面可以用前述的方法校平。

2) 金属芯体 金属芯体的制作是首先用木模型或发泡聚苯乙烯模型做成砂型，然后在砂型中浇注铸铁而成的。为了保证金属芯体与环氧树脂或聚氨酯表面层之间有良好的结合力，芯体铸件必须清洁，最好经喷砂处理。另外，在芯体表而加工一些燕尾槽 (图 5.5-35)，也可以改善结合情况。燕尾槽的走向应与表面层浇铸流向平行，以避免在燕尾槽中发生空气阱。在可能产生

空气阱的地方还应开设一些排气孔。

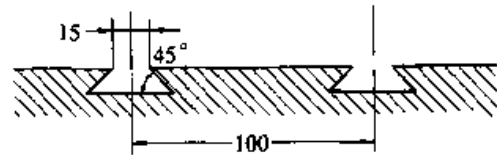


图 5.5-35 金属芯体上的燕尾槽

3) 无主模型制作芯体的方法 用这种方法制作芯体时，需要带加强肋板的金属框架。将这些肋板上端做成与模具轮廓的形状相同，并留出形成表面层的空间。这样，肋板的形状和原型断面的形状比较接近。

在框架底部装一块各边都较框架大，10~20 mm的钢板，以便模具往压床上安装。将整个装配体喷砂，并涂以环氧树脂/硬化剂，然后将环氧树脂/石英砂填充混合料注入、压实 (图 5.5-36)。

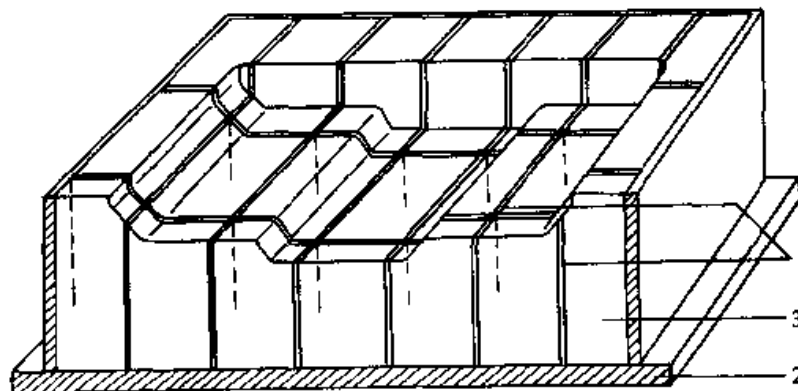


图 5.5-36 无主模型制作芯体的方法
1—焊于框内的肋板 2—底板 3—填充混合料

4.2.2 凹模表面层的制作

1) 准备工作 为了改善环氧树脂/石英砂芯体与表面层的结合性, 芯体最外层, 即树脂过多的一层要予以去除或打毛。金属芯体则要涂上一层粘结剂, 如环氧树脂/硬化剂, 以降低由于金属芯体与表面层膨胀系数不同而产生的应力。

将固定在底板上且涂有脱模剂的主模型支起成 $15\sim 20$ 度的斜度。此时, 芯体置于主模型之上, 视表面层需要的厚度, 芯体与主模型之间通常留 $12\sim 18$ mm 间隙。表面层的浇注管装在低的一端, 冒口管装在高的一端。然后, 将 $12\sim 18$ mm 间隙的支托封填起来 (图 5.5-37)。考虑到液态浇铸混合料注入时会产生较大的压力, 封填过程必须十分仔细。

2) 浇铸 将浇铸混合料缓慢而不间断地注

入浇口管, 直到冒口管中的液面高出主模型的最高点约 40 cm 为止。留存的浇铸混合料可补偿混合料凝固过程中产生的轻微收缩。

3) 固化 对于环氧树脂/石英砂芯, 在 $20\sim 25^\circ\text{C}$ 温度下固化过程约需 24 h。对于金属芯体, 由于它是良好的导热体, 其固化过程比石英砂芯要长 2~3 倍。

4.2.3 凸模表面层制作

凸模表面层制作与凹模表面层的制作方法大致上是一样的。对于落锤冲击成形模, 其凸模表面应较凹模表面的韧性更高一些 (图 5.5-38)。由于聚氨酯的固化时间不同。表面层浇注后应在室温下 ($20\sim 25^\circ\text{C}$) 保存 7 天, 以保证获得最佳性能。

图 5.5-39 所示为制作完毕的整副模具。

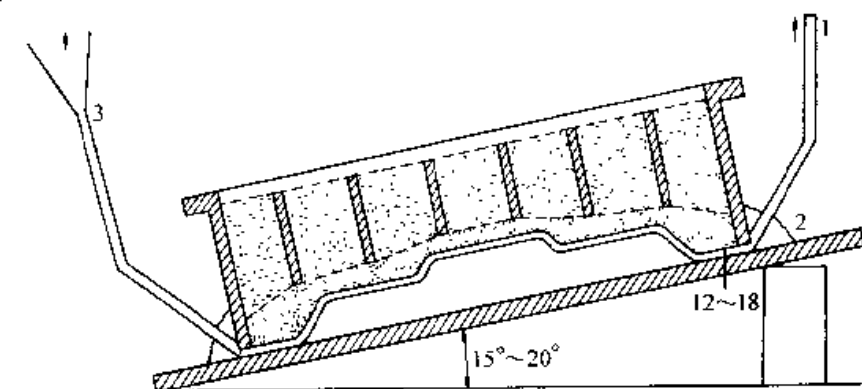


图 5.5-37 浇铸表层的准备工作
1—冒口 2—密封剂 3—供料管

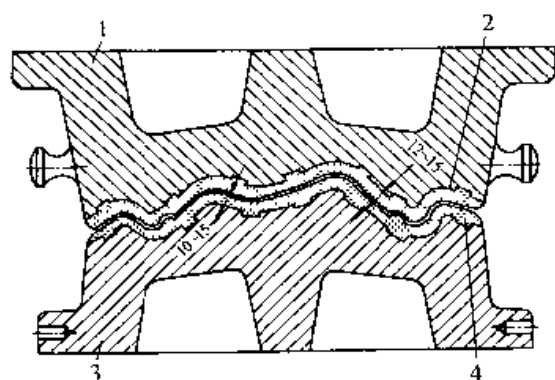


图 5.5-38 在落锤成形模的金属芯体上
浇铸环氧树脂表面层

1—凸模 2—韧性表面层 3—凹模 4—坚硬表面层

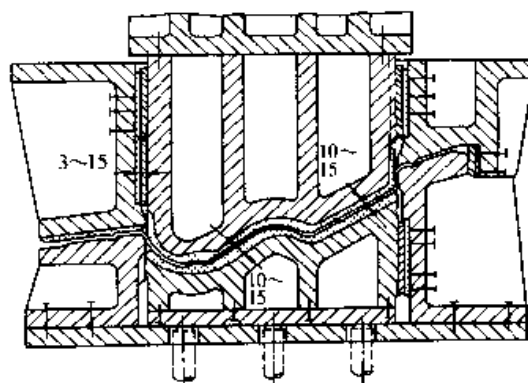


图 5.5-39 制作完毕的拉深模

参考文献

- 1 宋宏. 高分子材料的研究与测定. 大连: 大连理工大学出版社, 1988
- 2 McAdams, W.H.. Heat Transmission. New York: McGraw-Hill, 1954

- 3 Incropera, F.P., DeWitt, D.P.. Fundamentals of Heat and Mass Transfer. 2nd ED. New York: John Wiley & Sons, 1985
- 4 Yagi, S., Kunii, D.. Studies on the Effective Thermal Conductivities in Packed Beds. J. AIChE. 1957, 3 (3): 373~381
- 5 Zehner, P. and Schlunder. Wärmeleitfähigkeit von Schüttungen bei Mäßigen Temperature. Chemie-Ing-Tech., 1970, 42: 933~941
- 6 崔国文. 缺陷、扩散与烧结. 北京: 清华大学出版社, 1990
- 7 果世驹. 粉末烧结理论. 北京: 冶金工业出版社, 1998
- 8 Hirschhorn, J.S.. Introduction to Powder Metallurgy. American Powder Metallurgy Institute, 1969
- 9 Kuczynski, G.C.. Trans. AJME, 1949, Vol. 185: 169
- 10 German R.M. et. J. Mater. Sci., 1978, Vol. 13: 921
- 11 Frenkel J.. Viscous Flow of Crystalline Bodies under the Action of Surface Tension. J. Phys., 1945: 385~391
- 12 Scherer, G.. Viscous Sintering of a Uniaxial Load. Comm. AM. Ceram. Soc., 1986, 69 (9): 206~207
- 13 Scherer, G.. Sintering of a Low Density Glass. J. AM. Ceram. Soc., 1977, 60 (9): 236~239
- 14 王运赣. 快速成形技术. 武汉: 华中理工大学出版社, 1999
- 15 Elson, J.C., Vail, N.K., Barlow, J.W., Beaman, J.J., et al.. Selective Laser Sintering of Polymer-coated Silicon Carbide Powder. Ind. Eng. Res., 1995, 34: 1641~1651
- 16 Erman, R.M.. Supersolidus Liquid Phase Sintering. II Densitification Theory. Int. J. Powder Metall, 1990, vol. 26 (1): 35~43
- 17 [日]中川威雄, 丸谷洋二. 積層造形システム(三次元ユビ-技術の新展開). 东京: 工業調査会, 1996
- 18 黄树槐, 肖跃加, 莫健华等. 快速成形技术的展望. 中国机械工程, 2000, vol. 11 (1~2): 195~200
- 19 刘洁, 王从军, 黄树槐, 马黎. 利用 LOM 技术快速制造大尺寸零件及薄壁零件. 中国机械工程, 2000, vol. 11 (10): 1126~1128
- 20 刘洁, 王从军, 林柳兰, 黄树槐. LOM 技术在快速制模中的应用. 中国机械工程, 2000, vol. 11 (增刊): 123~124
- 21 王从军, 肖跃加, 陈绪兵, 黄树槐. 金属模具的快速制造. 模具工业, 1998, (5): 41~44
- 22 郭九生, 李宝明, 罗成明, 卢秉恒. 基于激光快速成形技术的快速工/模具制造. 金属成形工艺, 1998, vol. 16 (3): 22~23
- 23 王刚, 颜永年, 卢清萍等. 用于快速原型制造中的 CAD 研究. 中国机械工程, 1994, vol. 5 (6): 15~16
- 24 崔国起, 张连洪, 郝艳玲. LOM 激光快速成型系统及其应用. 航空制造技术, 1999 (5): 27~29
- 25 王刚, 颜永年, 卢清萍. 基于光成型的快速模具制造技术. 中国机械工程, 1994, vol. 5 (2): 25~27
- 26 李湘生. 激光选区烧结的若干关键技术研究: [博士论文]. 武汉: 华中科技大学, 2001

第
6
篇

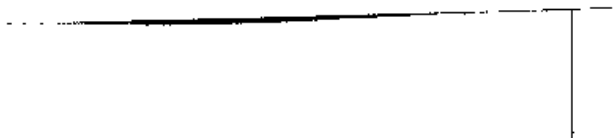
模具材料及热处理

主 编 熊惟皓

编 写 李晨辉 钱海霞
丰 平 雷 燕

审 稿 中国模具设计大典编委会

Vertical line of text or markings along the right edge of the page.



第 1 章 概 论

模具在现代工业中得到了广泛应用，且模具材料是模具制造的基础。模具的承载能力、精度、使用寿命、生产成本、制造周期及产品质量在很大程度上取决于材料的合理选择与热处理工艺。近年来，国内外发展了各种先进的少切削或无切削工艺和高效率的成形设备，因此对模具材料的性能提出了越来越高的要求，促进了新型模具钢和其他模具新材料的发展。

1 模具材料的类别

目前，可用于制造模具的材料种类繁多，包括钢、铸铁、硬质合金与钢结硬质合金、有色金属及其合金、高温合金、陶瓷及其他非金属材料等。尽管如此，目前制模材料仍以钢为主。因此，这里将着重介绍模具钢，并同时兼顾其他模具材料。

根据模具材料的化学成分和工作条件的不同，可将模具材料分类如下（图 6.1-1）：

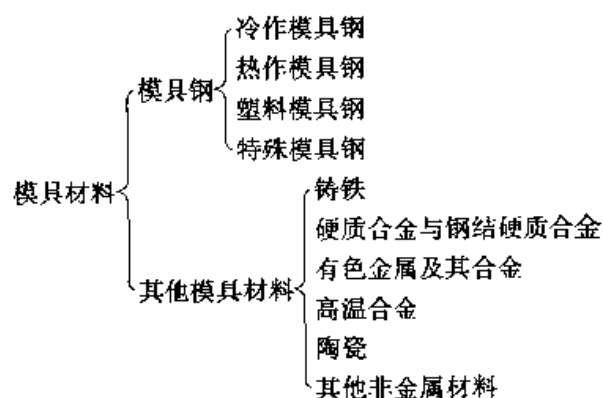


图 6.1-1 模具材料的分类

在上述的分类法中，塑料模具钢和特殊模具钢亦可归类于冷作或热作模具钢之中。但由于它们的性能要求较特殊或生产工艺独特，因此将它们分类表中单独列出来。

模具钢的分类如下：

根据模具工作条件的不同，可将模具钢分为三类，即冷作模具钢、热作模具钢和塑料模具钢。

(1) 冷作模具钢

冷作模具钢是用于制造冷冲模、冷锻模、冷挤压模、拉丝模、滚丝模等类型的模具，钢号甚多，按照钢中合金元素含量并结合其使用性能考虑，可划分成如下四种类型，即高碳工具钢、高碳低合金钢、高耐磨钢和特殊用途冷作模具钢，其化学成分列于表 6.1-1。从表中可见，冷作模具钢的含碳量较高，大部分属于过共析钢或莱氏体钢，经最终热处理后具有较高的硬度和耐磨性能。

(2) 热作模具钢

热作模具钢主要用于制造热锻模、热挤压模和压铸模等。对于每一种热作模具钢，往往可以做几种用途的模具，而每一种用途的热作模具，又可以采用不同牌号的材料，因此，热作模具钢按用途分类比较困难。如按钢中合金元素含量及热处理后得到的主要性能（如耐热性、韧性、耐磨性等）分类，可将热作模具钢分为四种类型，即低耐热高韧性钢、中耐热韧性钢、高耐热性钢和特殊用途热作模具钢，其化学成分见表 6.1-2。从表中可见，热作模具钢的含碳量一般在 0.30%~0.60% 范围内，属于中碳钢，可满足在使用过程中具有较高强度、较高韧性以及足够的冷热疲劳强度的要求。

(3) 塑料模具钢

随着塑料工业的迅速发展，塑料成形所需模具的数量近几年来迅速增加，使制造模具所需要的钢材量大增。由于塑料模具钢与冷、热模具钢有一定的区别，因此，形成了专用塑料模具钢系列。

根据塑料的类型及对被成形塑料制品的尺寸、精度、质量、数量的不同要求，并考虑已有制造模具的条件，可以选用不同类型的塑料模具钢（包括渗碳钢、调质钢、高碳工具钢、耐蚀钢、低碳马氏体时效钢及析出硬化钢等），其化学成分见表 6.1-3。

表 6.1-1 冷作模具钢的化学成分(质量分数)

化学成分(质量分数)/% 钢号	C	Mn	Si	Cr	W	V	Mo	其他
(1) 高碳工具钢								
T7	0.65~0.74	≤0.40	≤0.35					
T8	0.75~0.84	≤0.40	≤0.35					
T9	0.85~0.94	≤0.40	≤0.35					
T10	0.95~1.04	≤0.40	≤0.35					
T11	1.05~1.14	≤0.40	≤0.35					
T12	1.15~1.24	≤0.40	≤0.35					
(2) 高碳低合金钢								
9Mn2V	0.85~0.95	1.70~2.00	≤0.40			0.10~0.25		
CrWMn	0.90~1.05	0.80~1.10	≤0.40	0.90~1.20	1.20~1.60			
MnCrWV	0.95~1.05	1.00~1.30	≤0.40	0.40~0.70	0.40~0.70	0.15~0.30		
9SiCr	0.85~0.95	0.30~0.60	1.20~1.60	0.95~1.25				
Cr2 (GCr15)	0.95~1.10	<0.40	≤0.40	1.30~1.65				
7CrSiMnMoV	0.65~0.75	0.65~1.05	0.85~1.15	0.90~1.20		0.15~0.30	0.20~0.50	
Cr2Mn2SiWMoV	0.95~1.05	1.80~2.30	0.60~0.90	2.30~2.60	0.70~1.10	0.10~0.25	0.55~0.80	
(3) 高耐磨钢								
Cr6WV	1.00~1.15	≤0.40	≤0.40	5.50~7.00	1.10~1.50	0.50~0.70		
Cr4W2MoV	1.12~1.25	≤0.40	0.40~0.70	3.50~4.00	1.90~2.60	0.80~1.10	0.80~1.20	
Cr5MoV	0.95~1.05	≤1.00	≤0.50	4.75~5.50		0.15~0.50	0.90~1.40	
6Cr4W3Mo2VNb	0.60~0.70	≤0.40	≤0.40	3.80~4.4	2.5~3.5	0.80~1.20	2.5~3.5	Nb0.2~0.25
Cr12	2.00~2.30	≤0.40	≤0.40	11.50~13.00				
Cr12MoV	1.45~1.70	≤0.40	≤0.40	11.00~12.50		0.15~0.30	0.40~0.60	
W18Cr4V	0.70~0.80	≤0.40	≤0.40	3.80~4.40	17.50~19.00	1.00~1.40		
W6Mo5Cr4V2	0.80~0.90	≤0.40	≤0.40	3.80~4.40	5.55~6.75	1.75~2.20	4.50~5.50	
6W6Mo5Cr4V	0.55~0.65	≤0.60	≤0.40	3.70~4.30	6.00~7.00	0.70~1.10	4.50~5.50	
W12Mo3Cr4V3N	1.10~1.25			3.50~4.10	11.00~12.50	2.50~3.10	2.50~3.50	N0.04~0.10
(4) 特殊用途冷作模具钢								
1) 耐蚀钢								
9Cr18	0.90~1.00		0.5~0.9	17.0~19.0				
Cr18MoV	1.17~1.25		0.5~0.9	17.5~19.0		0.1~0.2	0.5~0.8	

续表 6.1-1

化学成分(质量分数)/%	C	Mn	Si	Cr	W	V	Mo	其他
钢 号								
(4) 特殊用途冷作模具钢								
1) 耐蚀钢								
Cr14Mo	0.90~1.05		0.3~0.6	12.0~14.0			1.4~1.8	
Cr14Mo4	1.1		0.7	14			3.5	
2) 无磁钢								
70Mn15Cr2Al3V2WMo	0.65~0.75	14.50~16.00	≤0.80	2.00~2.50	0.50~0.80	1.50~2.00	0.50~0.80	Al2.30~3.30
5Cr21Mn9Ni4N	0.48~0.58	8.0~10.0	≤0.35	20.0~22.0	N3.50~4.50	NO.35~0.50		C-N ≥0.90
1Cr18Ni9Ti	≤0.12	≤2.00	≤1.00	17.0~19.0	N8.0~11.0	≤0.80		

表 6.1-2 热作模具钢的化学成分(质量分数)

化学成分(质量分数)/%	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V	W	其他
钢 号									
(1) 低耐热高韧性钢									
5CrNiMo	0.50~0.60	<0.40	0.50~0.80	0.50~0.80	1.40~1.80	0.15~0.30			
5CrMnMo	0.50~0.60	0.25~0.60	1.20~1.60	0.60~0.90		0.15~0.30			
4CrMnSiMoV	0.35~0.45	0.80~1.10	0.80~1.10	1.30~1.50		0.40~0.60	0.20~0.60		
5Cr2NiMoV	0.46~0.53	0.60~0.90	0.40~0.60	1.54~2.00	0.80~1.20	0.80~1.20	0.30~0.50		
(2) 中耐热韧性钢									
4Cr5MoSiV	0.33~0.43	0.80~1.20	0.20~0.50	4.75~5.50		1.10~1.60	0.30~0.60		
4Cr5W2SiV	0.32~0.42	0.80~1.20	≤0.40	4.50~5.50			0.60~1.00	1.60~2.40	
4Cr5MoSiV1	0.32~0.45	0.80~1.20	≤0.40	4.75~5.50		1.10~1.75	0.80~1.20		
4Cr4MoWVSi	0.35~0.45	0.80~1.20	≤0.40	3.60~4.40		0.80~1.20	0.80~1.20	0.80~1.20	
(3) 高耐热性钢									
3Cr2W2V	0.30~0.40	<0.40	≤0.40	2.20~2.70			0.20~0.50	7.50~9.00	
4Cr3Mo3W2V	0.32~0.42	0.60~0.90	≤0.65	2.80~3.30		2.50~3.00	0.80~1.20	1.20~1.80	

续表 6.1-2

化学成分(质量分数)/%	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V	W	其他
(3) 高耐热性钢									
5Cr4Mo2W2VSi	0.45~ 0.55	0.80~ 1.10	<0.50	3.70~ 4.30		1.80~ 2.20	1.20~ 1.30	1.80~ 2.20	
5Cr4W5Mo2V	0.40~ 0.50	<0.40	0.20~ 0.60	3.80~ 4.50		1.70~ 2.30	0.80~ 1.20	4.50~ 5.50	
(4) 特殊用途热作模具钢									
1) 奥氏体耐热钢									
5Mn15Cr8Ni5Mo3V2	0.45~ 0.55		14.50~ 16.00	7.50~ 8.50	4.50~ 5.50	2.50~ 3.00	1.50~ 2.00		
7Mn10Cr8Ni10Mo3V2	0.65~ 0.75		9.00~ 11.00	7.50~ 8.50	9.00~ 11.00	2.50~ 3.00	1.50~ 2.00		
Cr14Ni25Co2V				14.0	25.0		0.80		Co2.0
4Cr14Ni14W2Mo	0.40~ 0.50	<0.80	<0.70	13.00~ 15.00	13.00~ 15.00	0.25~ 0.45		2.00~ 2.75	≤ 0.030 ≤ 0.035
2) 高速工具钢									
W18Cr4V	0.70~ 0.80	<0.40	<0.40	3.80~ 4.40		<0.30	1.00~ 1.40	17.50~ 19.00	
W6Mo5Cr4V2	0.80~ 0.90	<0.40	<0.40	3.80~ 4.40		4.50~ 5.50	1.75~ 2.20	5.50~ 6.75	
3) 超高强度钢									
40CrMo	0.38~ 0.43	0.20~ 0.35	0.75~ 1.00	0.80~ 1.10		0.15~ 0.25			
40CrNi2Mo	0.38~ 0.43	0.20~ 0.35	0.60~ 0.80	0.70~ 0.90	1.65~ 2.00	0.20~ 0.30			
30CrMnSiNi2A	0.27~ 0.34	0.90~ 1.20	1.00~ 1.30	0.90~ 1.20	1.40~ 1.80				
4) 马氏体时效钢									
18Ni (250)	≤ 0.30	≤ 0.10	≤ 0.10		17.50~ 18.50	4.25~ 5.25	Co7.00~ 8.00	Ti0.30~ 0.50	Al 0.05~ 0.15 S, P ≤ 0.01
18Ni (300)	≤ 0.03	≤ 0.10	≤ 0.10		18.00~ 19.00	4.60~ 5.20	Co8.50~ 9.50	Ti0.50~ 0.80	Al 0.50~ 0.15 S, P ≤ 0.01
18Ni (350)	≤ 0.03	≤ 0.10	≤ 0.10		17.00~ 19.00	4.00~ 5.00	Co11.00~ 12.75	Ti1.20~ 1.45	Al 0.05~ 0.15 S, P ≤ 0.01

表 6.1-3 塑料模具钢的化学成分 (质量分数)

化学成分(质量分数)/%	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V	Ti	Al	W	其他
(1) 渗碳钢											
10	0.07~0.14	0.17~0.37	0.35~0.65	≤0.15	≤0.25						
20	0.17~0.24	0.17~0.37	0.35~0.65	≤0.25	≤0.25						
20Cr	0.17~0.24	0.20~0.40	0.50~0.80	0.70~1.00							
12CrNi2	0.11~0.17	0.20~0.40	0.30~0.60	0.60~0.90	1.50~2.00						
12CrNi3	0.11~0.17	0.20~0.40	0.30~0.60	0.60~0.90	2.75~3.25						
12Cr2Ni4	0.10~0.17	0.20~0.40	0.30~0.60	1.25~1.75	3.25~3.75						
20Cr2Ni4	0.17~0.24	0.20~0.40	0.30~0.60	1.25~1.75	3.25~3.75						
(2) 调质钢											
45	0.42~0.50	0.17~0.37	0.50~0.80	≤0.25	≤0.25						
55	0.52~0.60	0.17~0.37	0.50~0.80	≤0.25	≤0.25						
40Cr	0.37~0.45	0.20~0.40	0.50~0.80	0.80~1.10	≤0.35						
3Cr2Mo	0.28~0.40	0.20~0.80	0.60~1.00	1.40~2.00	—	0.30~0.55					
4Cr3Mo3SiV	0.35~0.45	0.80~1.20	0.25~0.70	3.00~3.75	—	2.00~3.00	0.25~0.75				
4Cr5MoSiV	0.33~0.43	0.80~1.20	≤0.40	4.75~5.50		1.10~1.60	0.30~0.60			1.60~2.40	
4Cr5MoSiV1	0.32~0.42	0.80~1.20	≤0.40	4.75~5.50			0.60~1.00				
5CrNiMo	0.50~0.60	≤0.40	0.50~0.80	0.50~0.80	1.40~1.80	0.15~0.30					
5CrMnMo	0.50~0.60	0.25~0.60	1.20~1.60	0.60~0.90	0.15~0.30						
(3) 高碳工具钢											
T10	0.95~1.04	≤0.35	≤0.40								
T12	1.15~1.24	≤0.35	≤0.40								
7CrMn2WMo	0.68~0.76	0.20~0.40	1.80~2.30	1.50~1.80		0.50~0.80	0.10~0.20			0.50~0.90	
7CrMnNiMo	0.67~0.74	0.20~0.40	1.40~1.80	1.20~1.50	0.80~1.20	0.50~0.80	0.10~0.20				
Cr2Mn2SiWMoV	0.95~1.05	0.60~0.90	1.80~2.30	2.30~2.60		0.55~0.80	0.10~0.25			0.70~1.10	

续表 6.1-3

化学成分(质量分数)/%	(3) 高碳工具钢										W	其他
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V	Ti	Al			
Cr6WV	1.00~1.15	≤0.40	≤0.40	5.50~7.00			0.50~0.70				1.00~1.50	
Cr12	2.00~2.30	≤0.40	≤0.40	11.50~13.00								
Cr12MoV	1.45~1.70	≤0.40	≤0.40	11.00~12.50			0.40~0.60					
9Mn2V	0.85~0.95	≤0.40	1.70~2.00								1.20~1.60	
CrWMn	0.95~1.05	≤0.40	0.80~1.10	0.90~1.20							0.40~0.70	
MnCrWV	0.95~1.05	≤0.40	1.00~1.30	0.40~0.70								Cu≤0.25 Cr+N≤0.50
Cr2 (GCr1S)	0.95~1.05	0.15~0.35	0.20~0.40	1.30~1.60	≤0.30							

(4) 耐 蚀 钢									
钢 号	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V	Ti	Al
4Cr13	0.35~0.45	≤0.60	≤0.80	12.00~14.00					
9Cr18	0.80~1.00	≤0.80	≤0.80	17.00~19.00					
Cr18MoV	1.17~1.25	0.50~0.90		17.50~19.00		0.50~0.80	0.10~0.20		
Cr14Mo	0.90~1.05	0.30~0.60		12.00~14.00		1.40~1.80			
Cr14Mo4V	1.00~1.15	≤0.60	≤0.60	13.4~15.0		3.75~4.25	0.10~0.20		
1Cr17Ni2	0.11~0.17	≤0.80	≤0.90	16~18	1.50~2.50				

(5) 低碳马氏体时效钢									
钢 号	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V	Ti	Al
18Ni (250)	≤0.03	≤0.10	≤0.10		17.50~18.50	4.25~5.25		0.30~0.50	0.05~0.15
18Ni (300)	≤0.03	≤0.10	≤0.10		18.00~19.00	4.60~5.20		0.50~0.80	0.05~0.15
18Ni (350)	≤0.03	≤0.10	≤0.10		17.00~19.00	4.00~5.00		1.20~1.45	0.05~0.15

2 模具材料的性能

从模具的使用条件考虑,模具材料应具有较高的耐磨性、韧性、耐热疲劳性、抗氧化性、高温强度以及耐蚀性;从加工制造要求考虑,应具有良好的锻造性、切削加工性、淬透性以及较小的热处理变形、开裂倾向。由于模具质量的好坏直接影响到产品的质量、性能、生产率及成本,并且模具的使用寿命与制造模具的钢材及工艺有着密切的关系,因此,在评判模具钢特性时,不仅要正确地考虑模具钢的使用性能,还要考虑其工艺性能。

2.1 模具钢的主要使用性能

(1) 硬度和红硬性(热稳定性)

硬度是模具钢的重要性能指标。模具在工作中应能在压应力的作用下,保持其形状和尺寸不会迅速发生变化。因此,经过热处理后的模具应具有足够高的硬度,如冷作模具一般硬度在HRC60以上,而热作模具硬度可适当降低,一般在42~50HRC范围内。

红硬性是指模具在受热或高温工作条件下,能够保持组织和性能稳定,具有抗软化的能力,在500~600℃条件下,仍保持足够高的硬度。钢的红硬性主要决定于钢的化学成分和热处理制度,它是热作模具钢的重要性能指标之一。

(2) 耐磨性

模具在工作中承受相当大的压应力和摩擦力,要求模具在这种条件下仍能保持其尺寸及形状不变,持久耐用。模具在工作时主要是遭受滑动摩擦,其磨损情况很复杂,模具的耐磨性不仅取决于钢的成分、组织和性能,而且与工作温度、载荷(压力)状态,润滑介质等有较大的关系。提高钢的硬度、有利于提高钢的耐磨性。

(3) 强度和韧性

模具在工作中承受最大负荷以及冲击、震动、扭转和弯曲等复杂应力。重负荷的模具往往由于强度不够、韧性不足,造成模具边缘或局部断裂而提前损坏。因此,使模具钢保持足够的强度和韧性,有利于延长模具寿命。但是,钢的晶粒度和钢中碳化物的数量、大小及分布情况以及残余奥氏体量等,均对钢的强度和韧性有很大的影响。例如,随着钢中晶粒的长大和碳化物分布

不均匀度的增加,钢的强度下降,而对韧性的影响则更为明显。实践表明,根据使用条件和性能要求,合理地选择模具钢的化学成分、组织状态及热处理工艺,能够得到足够高的强度和韧性的最佳配合。

此外,对模具钢而言,还需要根据各种模具的工作条件,分别考虑高温强度、热疲劳、导热性及耐腐蚀等性能。

2.2 模具钢的主要工艺性能

由于模具钢多半是在高硬度、高强度、高耐磨性及足够韧性的状态下使用,所以要求模具钢的冶金质量高,并尽量减少钢中气体含量、非金属夹杂物和有害元素(硫、磷等)含量;同时,为了保证钢材具有良好的性能,还要经过正确的热压力加工(锻、轧),以改变断面形状、改变铸态组织和性质。然后经冷切削加工而制成一定形状的模具,再进行最终热处理(正火、淬火及回火),这样才能得到模具所要求的使用性能。因此,模具钢的工艺性能对模具制造同样是个十分重要的因素。

(1) 加工性

是指锻、轧热加工性能以及切削、研磨等形式的冷加工性能,它们与钢的化学成分、冶金质量、组织状态及硫、磷含量等有关。模具钢大部分是含有多种合金元素,而且其含量较高的钢种,尤其是高碳、高合金钢,在进行热加工时要严格控制加热制度及冷却方式,以避免或减少热加工废品。而在冷加工之前,应改善组织状态,以减少在冷加工过程中刀具的磨损,并提高模具的表面质量。

(2) 热处理变形和淬火温度

制成的模具在进行最终热处理时要求模具的尺寸与形状愈稳定愈好。因此,在热处理时对模具所产生的变形程度要求很严。同时,要求淬火温度范围足够宽,以减少出现过热现象。

(3) 淬硬性和淬透性

淬硬性主要与钢的化学成分特别是含碳量有关。淬透性除了决定于钢的化学成分外,还与钢在淬火前的原始组织有关。模具钢对这两种性质的要求,根据不同模具的使用条件各有侧重,例如,对于要求表面具有高硬度的冲切模具和拉伸模具用钢,淬硬性显得较为重要;而对于要求整

个截面具有均匀一致性能的热锤锻模具钢, 则淬透性显得更为重要。

(4) 脱碳敏感性

模具表面发生脱碳, 会使模具表面层的机械性能降低。因此, 要求模具钢的脱碳敏感性愈低愈好。但是, 在相同的加热条件下, 钢的脱碳敏感性决定于钢的化学成分, 特别是含碳量。

(5) 其他考虑因素

在选择模具用钢时, 除考虑以上各种工艺性能外, 还应考虑材料的抛光性、耐蚀性等。除此之外, 还需考虑模具钢的通用性及选用钢材的价格。只有从技术、经济等方面进行综合考虑, 才能最终选定好合适的模具材料。

3 模具材料的热处理

热处理是利用加热、保温和冷却的方法, 促使金属内部组织发生变化, 从而获得所需要的各种机械性能, 如强度、韧性和耐磨性等的一种工艺过程。通常, 模具的使用寿命及其制品质量, 在很大程度上取决于热处理的质量。因此, 在模具制造中, 制定合理的热处理工艺和提高热处理技术水平显得十分重要。

模具材料常用的工艺方法有退火、正火、淬火和回火。

(1) 退火

在模具制造过程中, 模具零件一般都要锻造成一定几何形状的毛坯, 为了进一步对毛坯进行机械加工, 必须要经过退火处理, 以消除其锻造应力和加工硬化现象, 并为最终热处理做好组织准备。

退火的工艺方法是首先将工件加热到临界点以上某一温度, 在此温度下, 保温一段时间, 然后使工件随炉一起极缓慢冷却, 以保证能得到稳定的结构。

根据模具材料、退火后的组织性能要求, 退火工艺可分为: 完全退火、不完全退火、等温退火等。在实际应用中, 退火常按其目的来分类, 如球化退火、扩散退火、消除应力退火和再结晶退火等。

1) 完全退火 又称再结晶退火。主要用于亚共析成分的碳钢和合金钢, 目的是细化晶粒, 消除内应力和过热组织, 降低硬度, 便于切削加工, 并为淬火作好组织准备。其工艺为将钢加热到 A_{c3} 以上保温, 使钢中组织完全转变成奥氏体, 然后缓冷。其工艺规范见表 6.1-4。

表 6.1-4 完全退火工艺规范

牌 号	加热温度/℃	保温时间/h	冷却速度/(℃/h)	冷却方式	退火硬度 HBS	
20	880~900	2~4	≤ 100	500℃ 出炉空冷		
20Cr	860~890		≤ 80			
45	820~840		≤ 100			
12CrNi3	870~900	3~4	≤ 50			179~229
3Cr2W8	830~850		≤ 40			200~255

对于珠光体转变比较稳定的合金钢, 为了加速退火冷却过程, 应采用等温退火。其工艺为将钢加热到 A_{c3} 或 A_{c1} 以上 30~50℃, 在 A_{r1} 以下某一温度等温。

2) 去应力退火 亦称低温退火。主要用来消除锻件、铸件和焊接件等加工中所造成的内应力。其工艺为将钢件随炉缓慢加热至 A_{c1} 以下 15~30℃, 保温, 缓冷。钢在去应力退火过程中并无组织变化。其工艺规范见表 6.1-5。

3) 球化退火 对于过共析碳钢及合金工具钢制件, 要进行球化退火, 即要求钢中碳化物呈粒状或球状均匀分布。这种组织不仅硬度低, 切削加工

性能较好, 而且在随后的淬火时, 过热倾向小并且变形小, 开裂倾向也小。T8、T10 等碳素工具钢锻造后一定要进行充分的球化退火, 否则淬火后极易引起内应力过大和硬度不均, 截面稍大的工件还会产生开裂。球化退火工艺是将钢加热到 A_{c1} 以上 20~30℃, 保温一定时间后在 A_{r1} 以下 10~30℃ 等温, 缓冷。其工艺规范见表 6.1-6。

(2) 正火

正火的目的是为了消除冷作、锻造或急冷时产生的内应力, 细化高温过热时生成的粗大组织, 改善力学性能。对于强度要求不高的零件, 正火可以作为最终热处理; 含碳量低于 0.45%

表 6.1-5 去应力退火工艺规范

牌号	加热温度/℃	时间/h	冷却方式	工艺示意图
T7、T8、T7A T8A、T10、T10A	600~650	2~3	空冷或炉冷	
9Mn2V	650~680	2~4	空冷或炉冷	
CrWMn				
9CrWMn				
GCr15	650~700	1~2	空冷或炉冷	
20	680~720			
20Cr	700~720			
45	680~720	2~3	空冷	
12CrNi13	650~680			
Cr12	650~750	3~4	空冷或炉冷	
Cr12MoV				
W18Cr4V				
W6Mo5Cr4V2				
3Cr2W8				
TLMW50	500~600			

注：去应力退火规范可用低温退火或高温回火工艺规范来代替。采用高温回火工艺规范还能起到改善显微组织的作用。

表 6.1-6 球化退火工艺规范

牌号	加热工艺		冷速/ (℃/h)	等温工艺		退火后硬度 HBS	工艺示意图
	温度/℃	时间/h		温度/℃	时间/h		
T7、T8	740~750	2~4	≤50	600~650	4~6	≤187	
T10	750~770			660~680		≤197	
9Mn2V	760~780			680~700		≤229	
9CrWMn	770~790			690~720		209~255	
CrWMn				680~700		217~255	
GCr15	790~810	3~4	≤30	700~720	6~8	207~229	
Cr12MoV	850~870			720~750		207~255	
Cr4W2MoV				750~770		≤269	
Cr2Mn2SiWMoV	780~800	3~4	≤30	700~720	6~8	≤269	
6W6Mo5Cr4V	820~840			730~750		207~255	
W18Cr4V	830~850						
W6Mo5Cr4V2	820~840						
TLMW50	860~880			720~740	3~4	35~40HRC	
GT35	820~850	2~4	≤20	720~740	4~5	39~46HRC	
3Cr2W8	840~860						3~4

的碳钢，可用正火代替退火；正火对模具制造来讲，主要用于球化退火前的预先热处理。其工艺

为将钢加热至 A_{c3} 或 A_{cm} 以上 $30 \sim 50^\circ\text{C}$ ，在空气中冷却。其工艺规范见表 6.1-7。

表 6.1-7 正火工艺规范

牌 号	加热温度/ $^\circ\text{C}$	加热时间	冷却方法	硬度 HBS	工艺示意图
T8、T8A	760~780	透烧	空冷	241~302	
T10、T10A	810~850			255~321	
9Mn2V	870~880			≤ 269	
CrWMn	970~990			388~514	
GCr15	900~950			229~375	
20	890~920			< 156	
20Cr	870~900			≤ 270	
45	850~870			170~217	
40Cr	850~870			179~217	
12CrNi3	920~940			≤ 229	

退火、正火工序的温度区域见图 6.1-2。

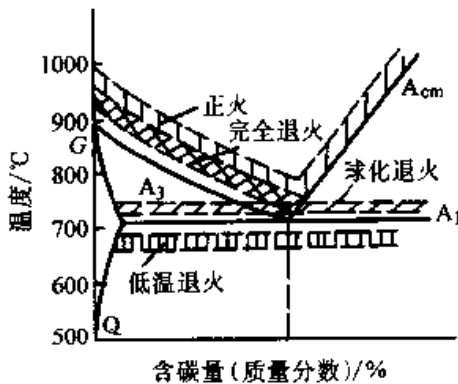


图 6.1-2 退火、正火工序的温度区域

(3) 淬火

淬火的目的是为了提高工件的硬度、耐磨性和其他力学性能。淬火是模具制造中一项必不可少的手续。如凸模与凹模都要经过淬火处理，使其硬度提高，以增加模具的使用寿命和耐用度。淬火的方法是把工件加热到淬火温度以上某一温度，经保温后，置入冷却介质（水、油或盐液）中，以极快的速度（即大于临界冷却速度）进行冷却，而获得马氏体组织。

淬火的加热温度，对于亚共析钢采用完全淬火，其加热温度为 A_{c3} 以上 $30 \sim 50^\circ\text{C}$ ；过共析钢的淬火温度在 $A_{c1} \sim A_{cm}$ 之间。

淬火工艺是一项比较复杂的热处理技术，在加热或冷却时由于组织转变（马氏体的比容比奥氏体的比容大）和热胀冷缩的缘故，常在淬火的金属内呈现出有害的组织应力和热应力，使淬火零件的体积增大，且在各方向上不均匀，容易使工件淬裂或变形，而且还呈现出脆性，使经过很多工序加工成形的工件报废，给生产带来损失和浪费。因此，在淬火时，一定要严格遵守淬火操作规程。表 6.1-8 是常用模具钢加热、淬火和冷却工艺规范。

(4) 回火

淬火钢件加热到低于 A_1 点以下某一温度保温一段时间，然后进行冷却的工艺称回火。回火有两种目的：一是改变淬火组织，得到一定的强度、韧性的配合；二是为了消除淬火应力和回火中的组织转变应力。

模具淬火后，应马上进行回火，以提高钢的韧性和增加耐用度。冷、热作模具重要零件根据工况的需要常进行低温或中温回火。中碳钢或中碳合金结构钢淬火后再进行高温回火的工艺称调质处理，调质主要用于结构零件的最终热处理和重要零件、模具的预备热处理。

常用模具钢的回火温度和工艺规范见表 6.1-9~表 6.1-13。

表 6.1-8 常用模具钢加热、淬火和冷却工艺规范

牌 号	预 热			加 热		淬 火 硬 度 HRC	冷却介质和应用范围	
	箱式炉		盐浴炉	温度/℃	时 间/h			
	温度/℃	时间/(min/mm)			箱式			盐浴
T8				780~800	1~1.2	0.4~0.5	1. 盐水冷→油冷。用于简单、低要求的模具零件 2. 160~180℃碱浴→空冷。用于形状复杂、要求较高的模具零件 3. 180~220℃硝盐→空冷。用于复杂、要求高的模具零件	
T10				790~810				
9Mn2V	400~450	2~3		790~810			1. 冷油冷却。用于一般模具和内形胀大后的返修工艺 2. 热油冷却。用于较复杂、大尺寸的模具 3. 160~180℃硝盐→空冷。用于厚度<30 mm的复杂精密模具	
CrWMn				820~840	1.2~1.5	0.5~0.6		
9CrWMn				820~840				
GCr15				830~850				
Cr12				960~980 (1 080~ 1 100)			1. 普通冷却工艺 冷油冷却用于一般简单模具, 空冷或风冷用于复杂、高要求模具 2. 分级冷却工艺 60~100℃热油或 160~180℃硝盐浴→空冷, 用于要求减小变形的零件、350~400℃硝盐浴→160~180℃硝盐浴→空冷, 或者 560~620℃低温盐浴→空冷, 用于复杂精密冲模 3. 贝氏体等温冷却工艺 260~280℃硝盐浴→空冷 560~620℃盐浴→360~380℃硝盐浴→260~280℃硝盐浴→空冷, 用于形状复杂、要求韧性的零件	
Cr12MoV	750~800	1.5~2		1 020~ 1 040 (1 100~ 1 120)	0.5~0.7	0.3~0.4		
6W6Mo5Cr4V				1 180~ 1 200				
W18Cr4V	750~800			1 220~ 1 250	0.3~0.5	0.15~0.3		
W6Mo5Cr4V2				1 180~ 1 200				
45	400~450	2~3		820~850	0.5~0.7	0.3~0.4		
TLMW50	750~800	2		1 040~1 060	2	0.3	1. 30~80℃油冷, 用于一般形状的零件 2. 160~180℃硝盐浴→空冷, 用于复杂形状和易开裂零件	
GT35				960~980	1~2	0.3~0.6		

注: 括号内数据是指二次硬化法所采用的淬火温度及硬度。

表 6.1-9 常用碳素工具钢和低合金工具钢的回火温度

牌 号	回火温度/℃			
	58~62HRC	54~58HRC	50~54HRC	45~50HRC
T8	160~190	240~260	300~320	360~380
T10	160~190	250~270	300~320	360~380
9Mn2V	160~190	260~280	320~340	380~400
CrWMn	160~190		320~340	380~400
9CrWMn	160~190	220~280	350~380	380~430
GCr15	160~190	260~280	320~340	380~400

注：在硝酸盐中进行回火1~3 h。若用箱式炉回火，时间应增加一倍。

表 6.1-10 常用高合金工具钢、高速钢的回火温度

牌 号	回火温度/℃			
	58~62HRC	56~58HRC	54~56HRC	50~54HRC
Cr12	160~190	260~280	360~380	480~520
Cr12MoV	160~190	260~280	360~380	480~520
6W6Mo5Cr4V	2~3次回火，回火温度560~580℃，每次1.5 h，硬度可达63HRC			
W18Cr4V	2~3次回火，回火温度550~570℃，每次1~1.5 h，硬度可达64HRC			
W6Mo5Cr4V2	2~3次回火，回火温度560~570℃，每次1~1.5 h，硬度可达65HRC			

表 6.1-11 3Cr2W8V 钢回火工艺规范

淬火温度/℃	回火硬度 HRC	回火温度/℃	回火次数	冷却方法	回火保温时间
1 050~1 080	44~48	560~580	2	空冷	盐浴炉 2 h 箱式电炉 3~4 h
	40~44	580~620			
	28~32	700~720			
1 100~1 150	44~48	600~620			
	40~44	620~660			
	28~32	720~740			

表 6.1-12 塑料模常用钢回火温度

牌 号	回火温度/℃		
	50~55HRC	45~50HRC	40~45HRC
T10	300~320	360~380	400~420
9Mn2V	320~340	380~400	420~440
CrWMn	320~340	380~400	420~440
GCr15	300~340	380~400	420~440

注：在硝酸盐浴中回火，厚度≤30 mm时回火保温时间取120~180 min，厚度>30 mm时回火保温时间取>180 min。

表 6.1-13 常用钢结硬质合金回火温度

牌 号	回火温度/℃				
	200	300	400	500	600
TLMW50	66~68HRC	66~67HRC	65HRC	62HRC	58~59HRC
GT35	67~69HRC	67~68HRC	65~66HRC	62HRC	58~59HRC

4 模具材料的选择

4.1 冷作模具钢的选用

合理地选用模具钢材并进行精确的成形加工和适当的热处理，能够有效地提高模具的使用寿命。例如，对于形状简单、不易变形、截面不大，承受载荷较轻（一般在 100 MPa 以下）的冷作模具，常选用碳素工具钢 T8、T9、T10、T11、T12 等和高碳低合金钢 9Mn2V、CrWMn、Cr2 等制造；对于形状复杂，容易变形、截面较大、承受载荷较重的冷作模具，宜选用高耐磨模具钢 Cr12、Cr12MoV、Cr6WV、Cr4W2MoV、Cr2Mn2SiWMoV 等制造；对于承受大冲击载荷的冷作模具，常选用冲击韧性较高的模具钢 4Cr5MoSiV、4Cr5MoSiV1、5CrNiMo、4CrMnSiMoV、7CrSiMnMoV 等制造。要求使用寿命较长的硅钢片冷冲模，无论承受轻载荷或重载荷，一般都选用 Cr12、Cr12MoV、Cr4W2MoV、Cr2Mn2SiWMoV 钢制造。在选用钢材时，往往需要考

虑生产批量，生产批量小或中等的，常选用碳素工具钢或高碳低合金模具钢；而生产批量大的则宜选用高耐磨模具钢。鉴于冲头和凹模的工作条件和使用性能要求存在着差别，所选用的钢材也应有所不同。例如，冷挤压钢件和硬铝件时，凹模常选用 Cr12、Cr12MoV 钢；为了延长冲头的使用寿命，则可选用高速工具钢 W18Cr4V、W6Mo5Cr4V2、W12Mo3Cr4V3N、低碳高速钢 6W6Mo5Cr4V 和“基体钢”6Cr4W3Mo2VNB。如果冲头同样选用 Cr12、Cr12MoV 钢，则其使用寿命较低，一般仅为凹模的一半或更低。

选材时，必须充分考虑到模具的成本。应该在满足性能要求和产品质量的前提下，尽可能选择价格低廉、含合金元素少的钢种；同样，也可以改进设计，采用镶拼结构的办法，即刃口部分采用贵重材料进行镶拼，而要求性能不高的其他部分（如模体）可采用碳素钢或低合金模具钢。也可以采用表面强化的方法来有效地提高模具的使用寿命。各种类型冷作模具钢的选用可参见表 6.1-14。

表 6.1-14 冷作模具钢的选用

模具类型	模具工作条件	推荐钢号
冷冲模	普通钢板，其厚度 < 4mm	Cr12、Cr12MoV、Cr6WV、Cr2Mn2SiWMoV、CrWMn、Cr2、W6Mo5Cr4V2、W18Cr4V、W12Mo3Cr4V3N
	奥氏体钢 厚度 < 4 mm 厚度 4~6 mm	Cr12、Cr12MoV、Cr6WV、Cr4W2MoV、W6Mo5Cr4V2、W12Mo3Cr4V3N Cr6WV、Cr2Mn2SiWMoV、Cr2、CrWMn、9Mn2V、MnCrWV、6W6Mo5Cr4V、6Cr4W3Mo2VNB
	厚度 6~12 mm 厚度 > 12 mm	6CrW2Si、7CrSiMnMoV 4Cr5MoSiV、5CrNiMo、4CrMnSiMoV
	硅钢片 厚度 < 2 mm 厚度 2~6 mm	Cr12、Cr12MoV、W6Mo5Cr4V2、W18Cr4V Cr6WV、Cr4W2MoV、Cr2Mn2SiWMoV、Cr2、CrWMn、MnCrWV、6W6Mo5Cr4V、6Cr4W3Mo2VNB

模具类型	模具工作条件	推荐钢号	
冷冲模	铜及铜合金 厚度 < 6 mm	Cr12、Cr12MoV、Cr6WV、Cr2Mn2SiWMoV、CrWMn、Cr2、9Mn2V	
	铝及铝合金	Cr12、Cr12MoV、Cr6WV、W18Cr4V、W6Mo5Cr4V2、Cr2Mn2SiWMoV、Cr2、9Mn2V	
落料模和切边模	钢板厚度或钢材 直径 < 2 mm	Cr12、Cr12MoV、W18Cr4V、W6Mo5Cr4V2、W12Mo3Cr4V3N	
	钢板厚度或钢材 直径 > 2 mm	6CrW2Si、9Mn2V、Cr2、CrWMn、6W6Mo5Cr4V、6Cr4W3Mo2VNB	
拉丝模	有色金属丝	Cr12、Cr12MoV、CrWMn、Cr2、9Mn2V、T12	
	钢 丝	Cr12、Cr12MoV、W18Cr4V、W6Mo5Cr4V2、W12Mo3Cr4V3N	
冷锻模	低压力	模具外径 < 30 mm	T10、T11、T12
		模具外径为 30~40 mm	9Mn2V、9SiCr、CrWMn、MnCrWV、Cr2
		模具外径 > 40 mm	7CrSiMnMoV、Cr2Mn2SiWMoV
	较高压力	Cr6WV、Cr5MoV、Cr2Mn2SiWMoV	
	高压力	Cr12、Cr12MoV、Cr4W2MoV、W18Cr4V、W6Mo5Cr4V2、6W6Mo5Cr4V、6Cr4W3Mo2VNB	
冷挤压模	冲头	W6Mo5Cr4V2、W18Cr4V、6W6Mo5Cr4V、Cr12MoV、6Cr4W3Mo2VNB、Cr12	
	凹模	有衬套	Cr12、Cr12MoV、W6Mo5Cr4V2、W18Cr4V、6W6Mo5Cr4V、6Cr4W3Mo2VNB、Cr4W2MoV
		无衬套	9Mn2V、CrWMn、MnCrWV、Cr2、6W6Mo5Cr4V
粉末冷压模	冲头	有色金属	Cr6WV、Cr5MoV、6W6Mo5Cr4V
		钢	W6Mo5Cr4V2、W18Cr4V、6W6Mo5Cr4V
	凹 模	Cr12、Cr12MoV、W6Mo5Cr4V2、W18Cr4V、Cr4W2MoV、6W6Mo5Cr4V	

4.2 热作模具钢的选用

影响热作模具使用寿命的因素很多,如模具受力条件,受热和冷却情况,模具的形状及尺寸,被加工件材料的性质、变形方式、变形量、变形速度以及润滑条件等。因此,选用热作模具钢材时,应充分考虑到这些因素的影响,合理选用,确保热作模具的使用寿命。

中、小型锤锻模通常选用 5CrMnMo 钢制造;大型锤锻模及型膜复杂的锤锻模通常选用

4CrMnSiMoV 和 5CrNiMo 钢制造。对于工作条件苛刻,要求具有更高热稳定性的压力机锻模,宜选用 3Cr2W8V、4Cr5MoSiV 和 4Cr5W2SiV 等钢制造。为了节省锻模钢材,对于小型锻模可采取镶块法制造,即锻模型腔用锻模钢制造,而模框则用 45 钢制造;对于大型锤锻模,可采用铸钢电渣堆焊法制造。

热顶锻模对抗氧化性能和热疲劳性能的要求比一般锤锻模高,通常选用合金元素含量较高的钢种,如 4Cr5MoSiV、4Cr5W2SiV、5Cr4Mo2-

W2VSi、3Cr2W8V等制造。

高速锻造模具通常选用5CrMnMo、5CrNiMo、3Cr2W8V、4Cr5MoSiV、4Cr5W2SiV和4Cr3Mo2W4VTiNb等。其中，5CrMnMo钢一般制造小型高速锤锻模；5CrNiMo钢作开式的高速锤锻模；而3Cr2W8V钢则用于制造要求较高的高温强度和较高回火稳定性，但对耐热疲劳性能要求不高的模具。4Cr5MoSiV、4Cr5W2SiV钢的冲击韧性和耐热疲劳性能较好，广泛地用于制造高速锻造模具，但是回火稳定性仍不够理想。目前，也有采用高温综合机械性能优良的4Cr3Mo2W4VTiNb钢制造高速锤锻造模具的，使用效果良好。

对于生产轻金属及其合金（如铝、锌及其合金等）的热挤压模，由于工作温度较低，尤其是对于那些容易引起开裂、带尖角或薄壁的形状复

杂的模具，宜选用韧性较好的热作模具钢，如4Cr5MoSiV、4Cr5MoSiV1等，或将模具的硬度降低到比一般模具低HRC4~5的程度。用于挤压钢、铜及铜合金的模具，由于工作温度高，要求模具材料具有较高的高温强度，一般选用高温强度较好的热作模具钢，如3Cr2W8V、4Cr3Mo3W2V；也有选用高强度耐热钢，如Cr14Ni25TiV等。

温热挤压是近十多年来发展的热成形新工艺，其模具工作温度较低，急冷急热没有锤锻模那么剧烈，而耐磨性则要求较高，因此，一般选用W18Cr4V、W6Mo5Cr4V2、6W6Mo5Cr4V、6Cr4W3Mo2VNb等钢种制造。

表6.1-15列举了各种类型的热作模具钢的选用。

表 6.1-15 热作模具钢的选用

模具类型	工作条件		推荐钢号
锤锻模	整体模具	最小边长为200~400 mm	5CrMnMo、5CrNiMo、4CrMnSiMoV
		最小边长 >400 mm	5Cr2N.MoV、5CrNiMo、4CrMnSiMoV
	镶块		4Cr5MoSiV1、3Cr2W8V、4Cr3Mo3W2V、4CrMnSiMoV
压力机锻模	整体模具		5CrNiMo、5CrMnMo、4CrMnSiMoV、4Cr5MoSiV、4Cr5MoSiV、4Cr5W2SiV、3Cr2W8V、4Cr3Mo3W2V、5Cr4Mo2W2SiV
	镶拼模具	镶块	4Cr5MoSiV1、4Cr5MoSiV、4Cr5W2SiV、3Cr2W8V、5Cr4W2-Mo2SiV
		模体	5CrMnMo、5CrNiMo、45Mn2、4CrMnSiMoV
热锻顶模			3Cr2W8V、5Cr4Mo2W2SiV、4Cr4W5Mo2V、4Cr5MoSiV、4Cr5W2SiV、5CrNiMo
高锤锻速模			5CrNiMo、5CrMnMo、3Cr2W8V、4Cr5MoSiV1、4Cr5MoSiV、4Cr5W2SiV、4Cr3Mo2W2VTiNb
压铸模	锌及其合金		4Cr5MoSiV、4Cr5MoSiV1、4Cr5W2SiV
	铝、镁及其合金		4Cr5MoSiV1、4Cr5MoSiV、4Cr5W2SiV、3Cr2W8V、4Cr3Mo3W2V
	铜及其合金		3Cr2W8V、4Cr3Mo3W2V
热挤压模	凹模	轻金属及其合金	4Cr5MoSiV1、3Cr2W8V、4Cr3Mo3W2V、4Cr5MoSiV
		铜及其合金	3Cr2W8V、4Cr3Mo3W2V、5Cr4Mo2W2SiV、4Cr14Ni14W2Mo、5Mn15Cr8Ni5Mo3V2
	冲头	轻金属及其合金 铜及其合金	5CrNiMo、4CrMnSiMoV、4Cr5MoSiV、4Cr5MoSiV1、5CrNiMo、4CrMnSiMoV、4Cr5MoSiV1、3Cr2W8V

续表 6.1-15

模具类型	工作条件		推荐钢号
热挤压模	冲头头部	轻金属及其合金 铜及其合金, 钢	4Cr5MoSiV1、3Cr2W8V 3Cr2W8V、Cr14Ni25Co2V
	管材挤压芯棒 (直径 小于 50 mm);	轻金属及其合金 铜及其合金, 钢	3Cr2W8V、4Cr3Mo3W2V 3Cr2W8V、4Cr3Mo3W2V
	穿孔芯棒 (直径 大于 50 mm)	轻金属及其合金 铜及其合金, 钢	4Cr5MoSiV1、3Cr2W8V 3Cr2W8V、4Cr3Mo3W2V
温挤压热模			W18Cr4V、W6Mo5Cr4V2、6W6Mo5Cr4V、65Cr4W3Mo2V Nb
压铸模	压铸锌、锡和铝的模板、 模板镶块, 模芯和阀门等		4Cr5MoSiV、4Cr5MoSiV1、3Cr2W8V
	压铸锌合金模具 压铸铝、镁合金模具 压铸铜合金模具		4Cr5MoSiV1、4Cr5MoSiV、4Cr5W2SiV 4Cr5MoSiV1、3Cr2W8V、4Cr3Mo3W2V 3Cr2W8V、4Cr3Mo3W2V
热剪切模			6CrW2Si、5CrNiMo、4CrMnSiMoV、4Cr5MoSiV1、3Cr2W8V、 6W6Mo5Cr4V、W6Mo5Cr4V2

4.3 塑料模具钢的选用

对于要求表面有高的耐磨性而芯部有好的韧性、形状不太复杂的塑料注射成形模具或挤压成形模具, 可以选用 10、20、12CrNi3A、20Cr、20CrMnMo、20Cr2Ni4A 等低碳钢进行渗碳。由于这类钢的退火硬度低、冷作硬化效应不显著, 适宜采用冷挤压成形法制造模具, 从而有效地缩短模具的制造周期、减少模具加工费用, 并提高了模具的精度和互换性。

对于大型、复杂的塑料注射成形模或挤压成形模, 为了避免在热处理时模具发生变形和裂纹, 一般选用调质钢 3Cr2Mo、4Cr3Mo3SiV、5CrNiMo、5CrMnMo、4Cr5MoSiV、4Cr5MoSiV1 等制造模具。首先, 在退火状态进行粗加工; 再进行调质处理, 最后进行精加工。生产塑料制品批量较小时, 可采用碳素结构钢如 45、55 钢; 生产批量大时, 宜采用合金结构钢。对于高精度的注射成形模具, 在生产批量大的情况下, 可以采用预硬化钢, 如 4Cr5W2SiV1、8Cr2MnWMoV 等。这类钢采用预硬化处理后的硬度达 42~48 HRC, 为了改善钢的切削加工性能, 在钢中添加

了硫、硒、钙等易切削元素, 这种钢即所谓的易切削预硬化钢。

对于生产添加玻璃纤维等无机物增强剂的热塑性塑料注射成形模和热固性塑料挤压成形模, 为了提高模具型腔表面的抗剥落能力, 不仅需要模具材料具有一定的抗压强度, 而且为了防止模具变形和局部发生擦伤, 还要求钢材具有高硬度、高耐磨性和一定的韧性。这类塑料模具钢通常采用冷作模具钢 7CrMn2WMo、7CrMnNiMo、Cr2Mn2SiWMoV、Cr6WV、Cr12、Cr12MoV、9Mn2V、CrWMn、MnCrWV、GCr15 等制造。

以聚氯乙烯 (PVC) 或聚苯乙烯 (ABS) + 抗燃剂为原料的塑料制品, 在热成形过程中分别分解出具有腐蚀性的氯气和二氧化硫等气体, 因此, 对于生产该类型塑料制品的模具, 必须要求钢材具有一定的耐蚀性能, 常选用 4Cr13、9Cr18、Cr18MoV、Cr14Mo4V、Cr14Mo、1Cr17-Ni2 等钢制造。

当制造高精度、超镜面、形腔复杂、大截面的模具, 在大批量生产的条件下, 模具材料的耐磨性对模具使用寿命有显著影响, 此时可采用超低碳马氏体时效钢, 如 18Ni-250、18Ni-300、

18Ni-350 等,效果十分明显。但是,该类钢含有大量的钴和镍,价格昂贵,资源也受到限制,影响其使用范围。近年来不少国家研究和采用少镍、无钴的低合金马氏体时效钢制造塑料模具,

取得了显著的经济效益。

表 6.1-16 列举了各种类型的塑料模具选用的钢号。

表 6.1-16 塑料模具钢的选用

工作条件	推荐钢号
生产塑料产品批量较小、精度要求不高、尺寸不大的模具	45、55 钢或用 10、20 钢进行渗碳
在使用过程中有较大的动载荷,塑料产品生产批量较大、受磨损较严重的塑料模具	12CrNi3A、20Cr、20CrMnMo、20Cr2Ni4A 钢进行渗碳
大型、复杂、生产塑料产品批量较大的塑料注射成形模或挤压成形模具	3Cr2Mo、4Cr3Mo3SiV、5CrNiMo、5CrMnMo、4Cr5MoSiV、4Cr5MoSiV1
热固性成形塑料模具及要求高耐磨高强度塑料模具	9Mn2V、7CrMn2WMo、CrWMn、MnCrWV、GCr15、8Cr2Mn-WMoVS、Cr2Mn2SiWMoV、Cr6WV、Cr12MoV、Cr12
耐腐蚀和高精度的塑料模具	4Cr13、9Cr18、Cr18MoV、Cr14Mo、Cr14Mo4V
复杂、精密、高耐磨塑料模具	25CrNi3MoAl、18Ni-250、18Ni-300、18Ni-350

第2章 冷作模具钢

1 对冷作模具钢的要求

冷作模具钢用于制造冷冲模、冷镦模、冷拉丝模、滚丝模,冷剪切刀,冷成形模等。冷作模具钢应具有高的强度,耐磨性和足够的韧性,以保证相当高的寿命,其使用温度一般不超过300℃,为保证模具具有高的硬度和耐磨性,冷作模具钢中碳的含量(质量分数)一般都在0.6%以上。

形状简单的小型工模具可选用碳素工具钢,其中有T7、T8、T9、T10、T12等。形状复杂、精度要求较高的中小型工模具和量具,可选用低合金工模具钢。低合金工模具钢淬火时,可选用较缓和的淬火介质代替水冷淬火,以避免工模具开裂和变形。同时可增加淬硬层深度,提高工模具的承载能力。冷作工模具钢有:GCr15、9SiCr、CrWMn、9Mn2V、GD钢、6CrW2Si、60Si2Mn钢等,后两种钢不仅有较好的耐磨性,而且具有较高的韧性和耐疲劳抗力,特别适用于制造耐冲击的工模具。对于要求淬透性好,而且具有高硬度、高强度、高耐磨性和承载能力大的大中型模具,一般选用高铬钢(Cr12、Cr12Mo、Cr12MoV等)、高速钢(W18Cr4V、W6Mo5Cr4V2、W9Mo3Cr4V等)、基体钢(65Nb、012Al、CG-2等)、新近研制的LD钢、DM7钢、GM钢等以及钢结硬质合金。

根据模具的工作条件进行合理选材是保证模具质量的根本性问题。选材不当,即使有很好的热处理工艺也不能获得优异的性能和高的耐用度。许多冷作模具尽管其工作条件各不相同,但对材料的力学、物理性能方面的要求是相同的。制作冷作模具时必须考虑所选材料的以下特性:

1) 淬透性 大多数模具除要求表面有足够的硬度外,还要求心部有足够的强韧性。对于大型模具,若用淬透性差的材料,淬火后淬硬层较浅心部不能获得马氏体组织,在回火后不能得到高的强度和韧性。同理,形状简单的小型模具,若采用淬透性好的材料,则是一种浪费。但对形

状复杂的小型模具,也常采用高淬透性的模具钢来制造,这是为了使其在淬火后能获得较均匀的应力状态,以避免开裂或较大的变形。所以,具有淬透性好的钢在选用时要根据其具体情况加以灵活应用。如在冲压模具中,凹模通常要用淬透性较好的材料,而冲头则要求淬透性低些的钢材。

2) 抗回火稳定性 不少冷作模具在工作时由于和被加工材料发生强烈的挤压和摩擦,会形成较高的温度,这就要求模具材料本身具有较高的抗回火稳定性,也就是在一定温度下保持高硬度的能力。碳素钢和低合金钢的抗回火能力差,采用不同程度含铬和含钼的合金钢,通常能显著提高模具的抗回火稳定性能。

3) 淬火变形倾向 热处理引起尺寸变化有两种情况:一种是由材料特性决定的,另一种是由热处理工艺决定的。材料特性所引起的尺寸变化,即是在加热冷却过程中产生的热应力和相变应力所引起膨胀与收缩等变化。其变化大小与材料的纤维方向,材料的化学成分、碳化物含量、残余奥氏体量等因素有关,这一点在设计时必须加之考虑。通常,由热处理工艺引起的尺寸变化是指翘曲与扭曲等变形,可通过控制加热方法、加热温度、冷却方法等热处理工序,达到一定程度的改善。对形状复杂、截面厚薄不均的模具、从开裂变形角度考虑,不宜采用淬透性差的钢材。此外,一些含高碳、高合金的钢材,由于淬透性很好,可以采取比较缓和的淬油冷却,以避免开裂和减少变形;又因为这些钢材在高温下的奥氏体中溶入的合金元素多,比较稳定,在淬火组织中保留有较多的残留奥氏体,从而引起的体积变化小,形成的淬火应力也小,可以缓和开裂和变形的倾向。

为了获得优异的强韧性和耐磨性,要求冷作模具的组织应具备下列特点:

1) 要求淬火-回火后的组织中有一定数量的剩余碳化物,分布要均匀,形态要圆整,尺寸要细小。因此,要求退火组织中的碳化物也要均

匀、细小、圆整。常规退火往往不能满足上述要求，目前已有调质细化、锻造余热淬火双细化、固溶淬火双细化等新工艺推出，能同时细化碳化物和晶粒度。

2) 马氏体针要均匀、细小（隐晶马氏体或细针马氏体），要提高马氏体中板条马氏体的份额。为此，原奥氏体晶粒要细化，先形成适量的下贝氏体，以细化后形成马氏体的伸展空间，碳化物应均匀、细小、弥散，微区化学成分的不均匀，都可细化马氏体。相应的热处理工艺，有低温淬火工艺、循环细化淬火工艺、双细化低温淬火工艺、等温淬火工艺等。

3) 对于莱氏体钢，改善共晶碳化物形态、

粒度、分布，是提高其强韧性的关键。目前，已推出锻造余热淬火双细化工艺、固溶淬火双细化工艺并取得了一定成效。此外，基体钢的研制也取得了一定进展，它既具有高速钢的高强度、高硬度，又具有因共晶碳化物形态、数量、粒度和分布的明显改善，而使其韧性和疲劳强度得到明显提高，目前已大批量用于模具制造，在一定程度上取代了莱氏体钢。

2 碳素工具钢

碳素工具钢的含碳量在 0.7%~1.3% 范围内。碳素工具钢牌号及化学成分见表 6.2-1 所示。

表 6.2-1 碳素工具钢的钢号及化学成分（质量分数） (%)

序号	钢号	化学成分				
		C	Mn	Si	S	P
1	T7	0.65~0.74	≤0.40	≤0.35	0.030	0.035
2	T8	0.75~0.84				
3	T8Mn	0.80~0.90	0.40~0.60			
4	T9	0.85~0.94	≤0.40			
5	T10	0.95~1.04				
6	T11	1.05~1.14				
7	T12	1.15~1.24				
8	T13	1.25~1.35				

若在钢号后面加 A，则代表高级优质钢，其硫的质量分数 $w_s \leq 0.02\%$ ，磷质量分数 $w_p \leq 0.03\%$ 。模具常用的碳素工具钢为 T7A、T8A、T10A、T12A。

碳素工具钢价格便宜，原材料来源方便，加工性良好，热处理后可得到较高的硬度和一定的耐磨性，用于制作尺寸不大、形状简单、受轻负荷的模具零件。由于它在珠光体区和贝氏体区的过冷奥氏体稳定性低，因此，淬透性低、淬火温度范围窄、淬火变形大，较大的模具就不能淬透，如模具断面大于 15 mm，采用快速水冷后只是模具表面层得到高硬度，这样，较大模具表面淬硬层和中心部分之间的硬度相差很大，容易使模具在淬火时形成裂纹，并且这类钢很容易产生过热，与合金钢相比，制造的模具零件使用寿命

低，因此，不适宜制作大中型和复杂的模具零件。

T7 钢是亚共析钢，淬火后没有剩余碳化物，耐磨性差，硬度也相对较低，常用于制作木工工具和钳工工具。模具制作则很少采用 T7 钢。T8 钢是共析钢，过热敏感性大，容易出现过热的粗大马氏体组织，导致工件开裂，淬火后也很少有剩余碳化物，耐磨性也较差，但大截面工件的中心不会出现网状二次碳化物。工模具行业用得较多的是 T10、T12 两个钢号，它们淬火后有颗粒状剩余碳化物，硬度高，耐磨性好，组织也较细，有一定的韧性。T13 钢一般用得较少。

2.1 碳素工具钢的热处理工艺与性能

碳素工具钢的模具毛坯一般需进行锻造和退

火处理, 以使其具有良好的力学性能, 并为淬火 6.2-2 和表 6.2-3。
作好组织准备。其常规锻造工艺和退火工艺见表

表 6.2-2 碳素工具钢的锻造工艺

钢号	始锻温度/℃	终锻温度/℃	冷却方式
T7A、T8A	1 130~1 160	≥800	单件空冷或堆放空冷
T10A、T12A	1 100~1 140	800~850	空冷到 650~700℃ 后转入干砂、炉灰坑中缓冷

表 6.2-3 碳素工具钢球化退火工艺规范

钢号	相变点/℃		加热温度/℃	保温时间/h	等温温度/℃	保温时间/h	退火后硬度 HBS
	Ac ₁	Ar ₁					
T7、T8	730	700	750~770	1~2	680~700	2~3	163~187
T10、T12	730	700	750~770	1~2	680~700	2~3	179~207

碳素工具钢退火的硬度应符合 GB/T 1298—1986《碳素工具钢技术条件》规定的要求(见表 6.2-4)。硬度过高难以切削加工, 若硬度过低, 则不但影响淬火后的硬度, 而且会影响铣削加工质量。

退火组织中的二次渗碳体及珠光体中的渗碳体应具有颗粒状, 即所谓球状珠光体组织。若退火前钢中存在较严重的网状渗碳体, 则应先经正火处理, 通常是经高温加热后鼓风冷却, 使二次渗碳体来不及呈网状析出。若渗碳体网状不太严重, 则不一定先经正火, 只需在球化退火时增加保温时间即可。

碳素工具钢正火工艺见表 6.2-5。

表 6.2-4 退火状态交货钢材硬度

牌号	退火状态	
	硬度值 HBS ≤	压痕直径/mm ≥
T7	187	4.40
T8		
T8Mn		
T9	192	4.35
T10	197	4.30
T11	207	4.20
T12		
T13	217	4.10

表 6.2-5 消除碳素工具钢缺陷的正火工艺

钢号	Ac _m /℃	正火温度/℃	硬度 HBS	正火目的
T7A	770 (Ac ₃)	800~820	229~285	促进球化
T8A	740	800~820	241~302	改进硬度, <165HBS 时毛坯的切削性能最好
T10A	800	830~850	255~321	加速球化或提高淬透性
T12A	820	850~870	269~341	消除网状碳化物

淬火后得到淬火马氏体组织, 使模具具有高硬度和耐磨性。淬火后不可避免地存在一定数量的残余奥氏体和粗大的马氏体, 降低钢材的机械强度并增加脆性, 故对高碳钢制造的模具淬火马氏体级别有一定的限制。否则, 在使用时, 模具易发生脆性损坏。

淬火加热温度的高低对淬火后模具质量有着

重要的影响。过高的淬火温度(对共析钢如超过正常淬火温度 10~15℃)使奥氏体晶粒长大, 淬火时工件的变形开裂倾向增加, 淬火后的马氏体组织粗大, 机械性能恶化(图 6.2-1 和图 6.2-2)还将使分散的残余渗碳体数量减少, 残余奥氏体量增加(图 6.2-3), 对工件的耐磨性不利; 过低的淬火温度, 则使奥氏体不能溶入足够量的碳,

奥氏体中碳浓度得不到充分的均匀化，对模具的机械性能和耐磨性同样是不利的。

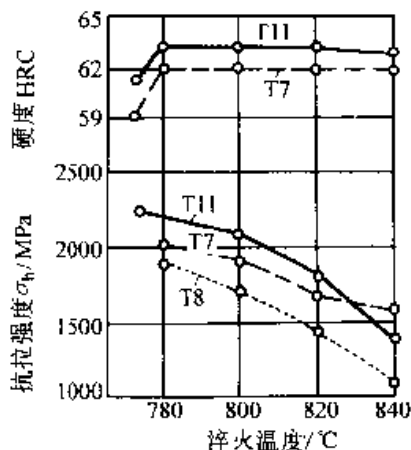


图 6.2-1 淬火温度对碳素钢强度与硬度的影响
水淬：在 150℃ 回火 1 h

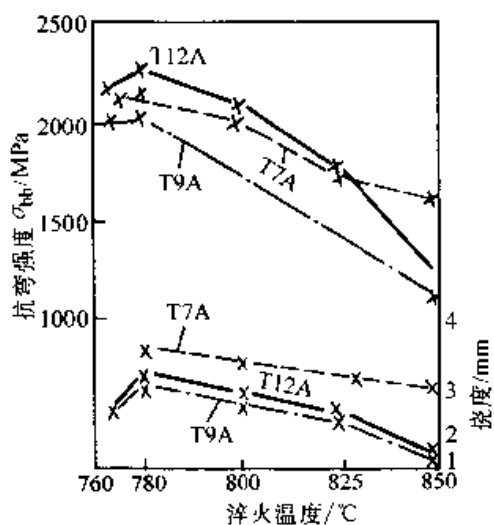


图 6.2-2 碳素钢淬火温度与力学性能的关系

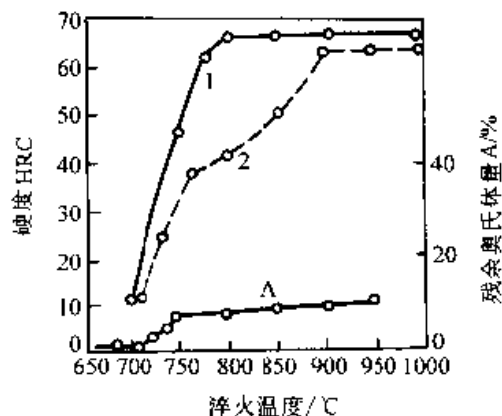


图 6.2-3 T10 钢的硬度、残余奥氏体量与淬火温度的关系（试样直径 20 mm）
1—试样表面硬度 2—试样中心硬度

碳素工具钢的淬火加热温度一般根据钢的临界点来选择，取 A_{c1} 以上 30~50℃，但 A_{cm} 点高的钢，淬火温度也可高些，表 6.2-6 列出了碳素工具钢淬火后的硬度。

淬火保温所需要的时间，必须能保证模具内部达到淬火温度并形成碳浓度均匀的奥氏体，否则淬火后将不能得到良好的性能。当然，过长的保温时间，也会使工件过热、表面脱碳，浪费电力并使生产率降低。

淬火保温时间目前各厂不尽相同，各类工具书推荐的数据也不一致，这方面难以求得统一，一般应根据加热的设备和装炉量等具体条件来决定。根据一些工厂的实践经验，保温时间可参考表 6.2-7 选择。但对于较大的模具，应比计算的时间适当地缩短，很小的模具，保温时间应适当延长。如直径为 1~2 mm 的冲头，在盐浴中的加热时间应不少于 40~60 s。

表 6.2-6 碳素工具钢淬火后的硬度

钢号	A_{c1}	A_{c3} 或 A_{cm}	A_{r1}	淬火加热温度/℃ (水淬)	淬火后硬度 HRC (水淬)	淬火加热温度/℃ (油或硝酸盐浴淬)	淬火后硬度 HRC (油或硝酸盐浴淬)
T7	730	770	700	780~800	62~64	800~820	59~61
T8	730	—	700	760~770	63~65	780~790	60~62
T9	730	—	700	760~770	63~65	780~790	60~62
T10	730	800	700	760~780	63~65	780~810	61~64
T11	730	810	700	760~780	63~65	780~810	61~64
T12	730	820	700	760~780	63~65	790~810	61~64

表 6.2-7 碳素工具钢的淬火保温时间

炉 型	淬火温度/℃	保温时间/(s/mm)	
		经预热	不预热
箱式炉 (马弗炉)	760~850	48~60	72~90
盐浴炉	760~850	15~18	18~21

碳素工具钢淬透性低, 工件大小差异很大。因此, 淬火冷却方式也分水冷、油冷、分级淬

火、双介质淬火等, 表 6.2-8 为碳素工具钢的淬火冷却方法及适用范围。

表 6.2-8 碳素工具钢的淬火冷却方法及适用范围

冷却方法	常用冷却介质	介质温度/℃	停留时间	适用范围
单介质淬火	40%~50% w_{NaOH} 水溶液 5%~10% w_{NaCl} 水溶液	≤ 40	1 s/3~5 mm	>12 mm 形状简单的工具
	L-AN2 或 L-AN20 全损耗系统用油	20~120	冷至 150℃ 以下	<5 mm 工具
双介质淬火	水溶液—油		1 s/4~7 mm	>12 mm 形状较复杂
	水溶液—硝酸盐 (或碱浴)		1 s/3~6 mm	>12 mm 形状较复杂
马氏体 分级淬火	50% w_{KNO_3} + 50% w_{NaNO_2}	150~200	2~10 min	<12 mm 形状较复杂
	85% w_{KOH} + 15% w_{NaNO_2} + 3% $w_{水}$ (占总量)	150~180	2~10 min	<25 mm 形状较复杂
贝氏体 等温淬火	硝酸盐	150~200	20~40 min	<12 mm 形状复杂
	碱浴	150~180	20~60 min	<25 mm 形状复杂

碳素工具钢淬火后存在较大内应力, 韧性低, 强度也不高, 必须再经低温回火, 使钢中的残余内应力消除, 力学性能得到改善, 模具才得以应用回火温度的选择根据回火温度与硬度强度的关系曲线图 6.2-4 和图 6.2-5 (回火温度通常为 150℃~200℃)。回火时间的选择主要是为保证回火转变过程充分进行, 通常是 1~2 h。回

火加热介质可以是油或硝酸盐, 以保证温度均匀。充分回火后的组织是贝氏体或回火马氏体加粒状渗碳体。

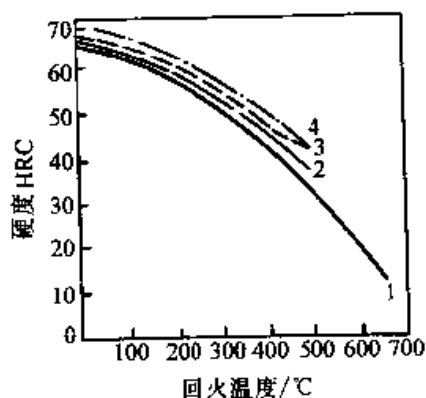


图 6.2-4 碳素工具钢的硬度与回火温度的关系

1—T7 钢 2—T8 钢 3—T10 钢 4—T12 钢

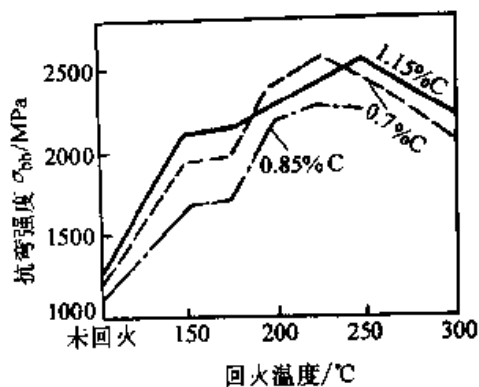


图 6.2-5 碳素工具钢的抗弯强度与回火温度的关系

碳素工具钢的盐炉热处理工艺过程见图 6.2-6。

2.2 T10 (A) 钢的热处理工艺与性能

碳素工具钢中以 T10 (或 T10A) 应用最普遍, 因为它过热敏感性小, 能获得比较细小的晶

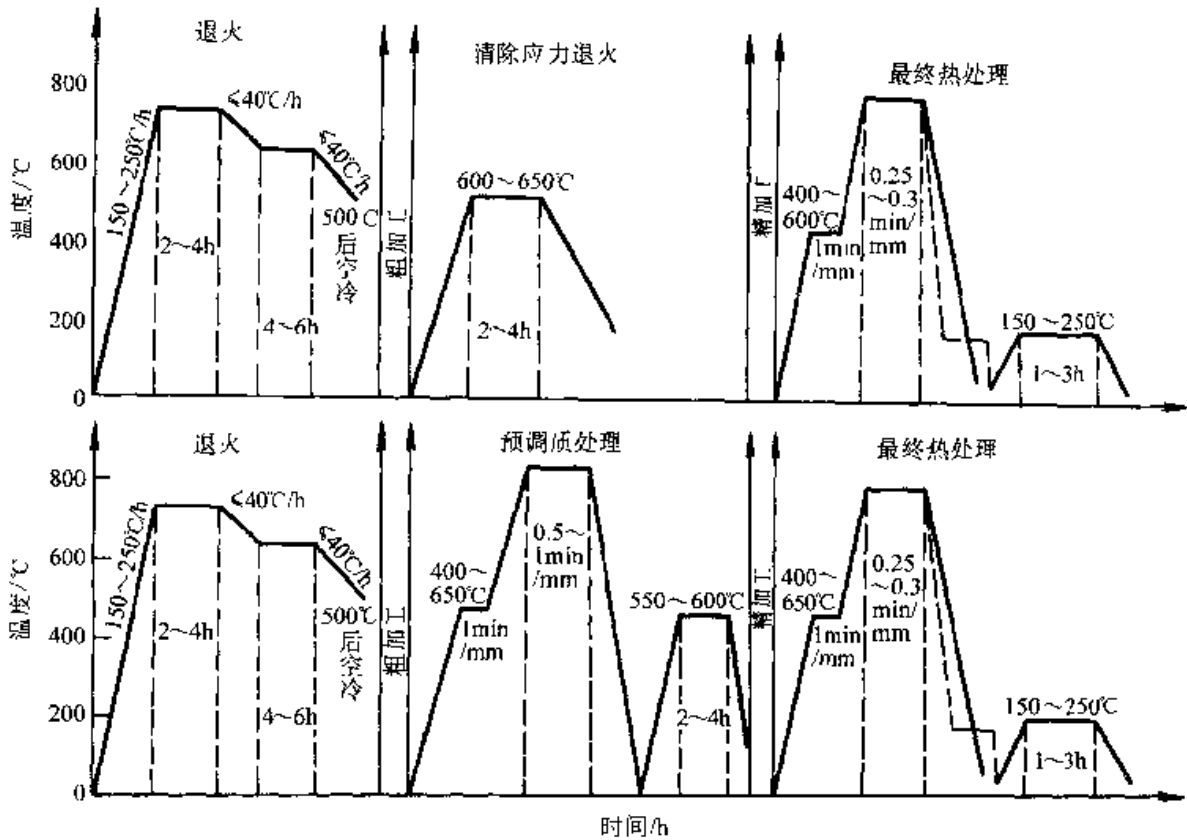


图 6.2-6 冷作碳素模具钢盐浴热处理工艺过程

粒，经适当热处理后，有较高的强度和一定的韧性，而且淬火后有未溶碳化物，增加了耐磨性。T7A 钢的耐磨性不及 T10A 钢，但 T7A 钢具有较好的韧性，可应用于韧性要求较高的冷作模具。

T10 (A) 钢的临界点为： A_{c1} 730°C， A_{cm} 800°C， A_1 700°C。

(1) 锻造

T10 (A) 钢的锻造工艺见表 6.2-9。

表 6.2-9 T10 (A) 钢的热加工工艺

	加热温度/°C	开始温度/°C	终止温度/°C	冷却
钢锭	1 100~1 150	1 050~1 100	850~750	空冷
钢坯	1 050~1 100	1 020~1 080	800~750	空冷

注：压缩比一般大于 4

(2) 退火与正火

1) 退火工艺 (见图 6.2-7~图 6.2-11)

2) 正火工艺 (见图 6.2-12)

① 锻压后退火的保温时间，在全部炉料到达退火温度后 1~2 h，冷却时的等温保温时间亦为 1~2 h；

② 高温回火用于消除冷加工变形后的冷作硬化；消除淬火前因切削加工产生的残余应力。对

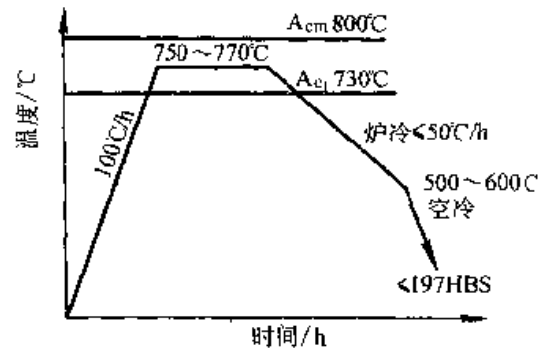


图 6.2-7 T10 钢锻压后的退火工艺

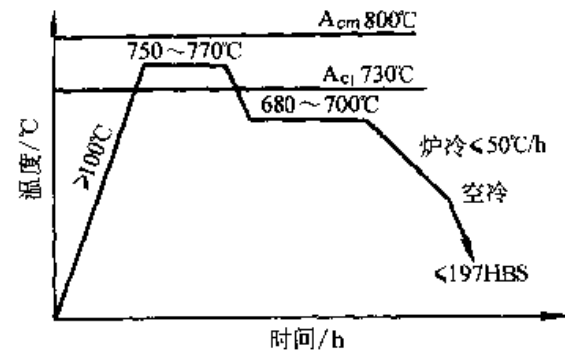


图 6.2-8 T10 钢锻压后的等温退火工艺

热处理后硬度过低的零件，在二次淬火前也应先经高温回火。高温回火的保温延续时间，在全部炉料加热后为 2~3 h；

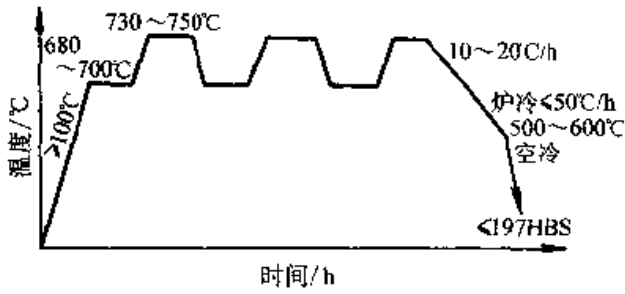


图 6.2-9 T10 钢的周期退火工艺

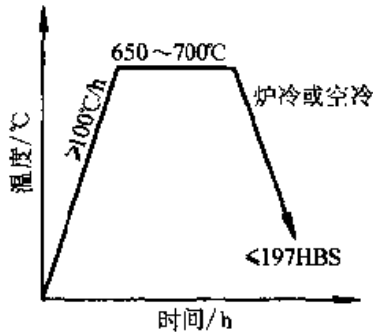


图 6.2-10 T10 钢的高温回火（再结晶退火）工艺

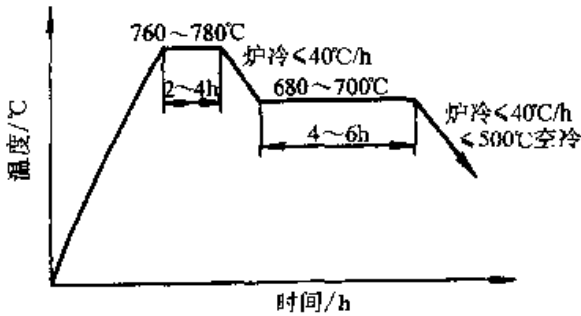


图 6.2-11 T10A 钢球化退火工艺
其保温时间按全部炉料达到炉温时开始计算

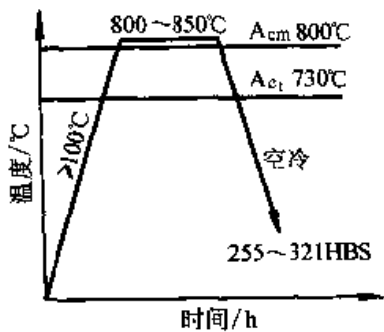


图 6.2-12 T10 (A) 钢的正火工艺

③ 球化退火用以获得球化体组织；每阶段保温时间为 $0.5\sim 1.0\text{h}$ ；

④ 正火用于细化过热钢的晶粒和消除渗碳体网。

⑤ 对于亚共析 T7A 钢，当普通或等温退火达不到球化目的时，采用“周期退火”（图 6.2-9）效果好，但其工艺复杂、时间长，在对退火组织要求不高的情况下不宜采用。

(3) 预调质处理

为了减少以后热处理时的变形和降低精加工的粗糙度，模具应在粗加工以后精加工之前进行预调质处理。T10A 钢预调质处理工艺如图 6.2-13 所示。

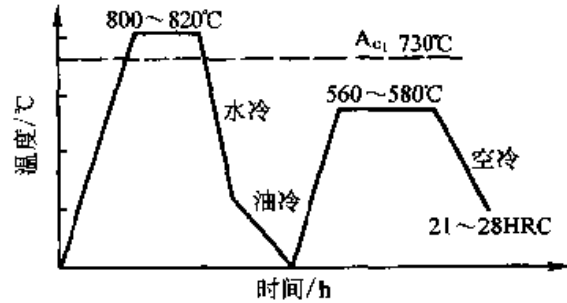


图 6.2-13 T10A 钢预调质处理工艺

(4) 淬火工艺

T10 (A) 钢的奥氏体等温转变温度见图 6.2-14 和图 6.2-15；马氏体转变点、硬度、残余奥氏体量与淬火加热温度的关系见图 6.2-16~图 6.2-18 和图 6.2-3。淬透性见图 6.2-19~图 6.2-22 和表 6.2-10；推荐的淬火工艺见表 6.2-11；淬火温度对组织性能的影响见图 6.2-23~图 6.2-25 和表 6.2-12~表 6.2-13。冷处理工艺见表 6.2-14。

等温淬火工件淬火内应力小，变形开裂几率小，从等温槽取出冷却到室温时形成的马氏体被细化，马氏体中微裂纹也很少，因此等温淬火可以有效地提高工件韧性。等温淬火加热温度，可以高于常规淬火加热温度 $30\sim 50^\circ\text{C}$ ，等温温度稍高于 M_s 点，工件直径不能过大。几种不同淬火方式对 T10 钢冲击韧度（无缺口）的影响如下（回火到相同的硬度值）：

常规淬火-回火：硬度为 $52.5\sim 53\text{HRC}$ ， a_K 值为 $16.27\sim 19.01\text{J/cm}^2$

分级淬火-回火：硬度为 $52.8\sim 53\text{HRC}$ ， a_K 值为 $32.54\sim 39.93\text{J/cm}^2$

等温淬火：硬度为 $52\sim 52.5\text{HRC}$ ， a_K 值为 $54.17\sim 60.96\text{J/cm}^2$

对于小型精密工具和仪表元件用的冷冲模具，均可采用等温淬火工艺。例如，T10 钢冲裁模， 780°C 加热水冷淬火后， 300°C 回火，硬度大于 55HRC ，由于韧性不足而断裂。改用 280°C 等温淬火后，硬度为 $53.5\sim 55\text{HRC}$ ，韧性改善，使用寿命提高了3倍。

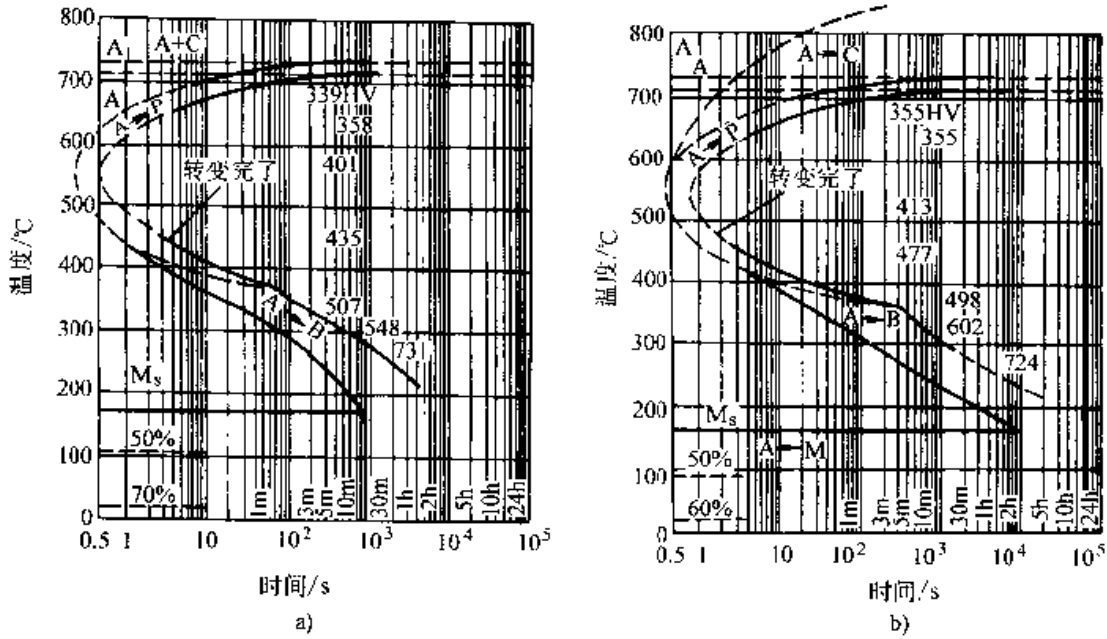


图 6.2-14 T10 钢的奥氏体等温转变曲线

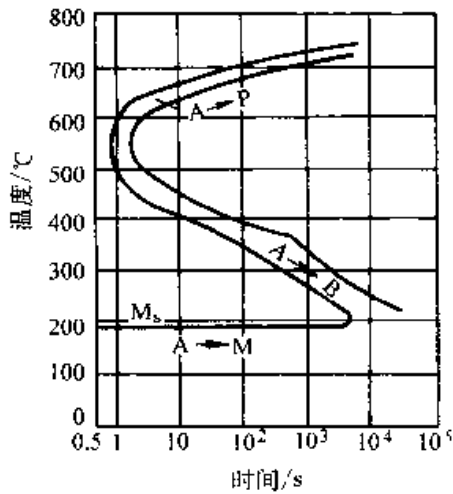


图 6.2-15 T10A 钢的等温转变曲线

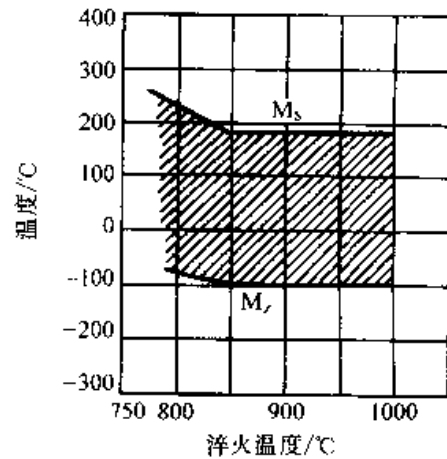


图 6.2-17 淬火温度对 T10A 钢马氏体点 (M_s 、 M_r) 的影响

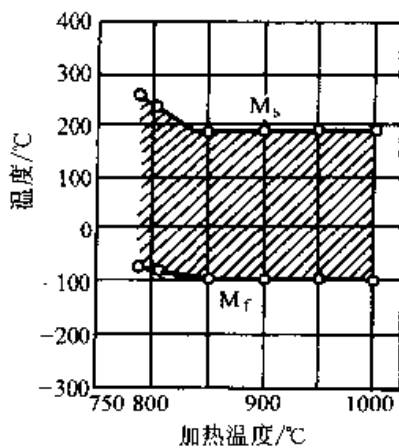


图 6.2-16 T10 钢的马氏体转变图

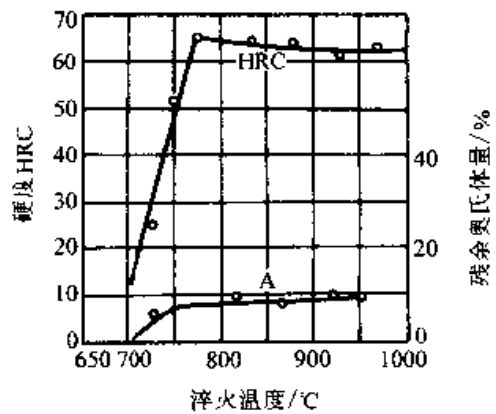


图 6.2-18 T10A 钢的硬度、残余奥氏体量与淬火温度的关系

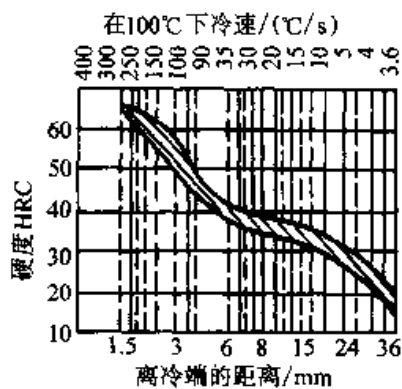


图 6.2-19 T10 钢的末端淬火工艺

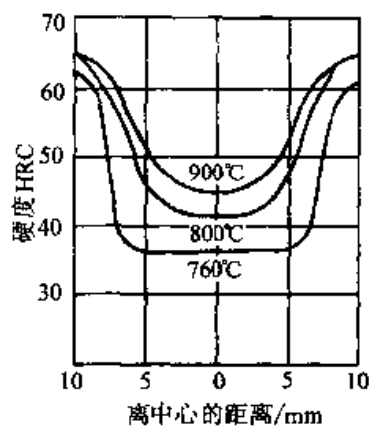


图 6.2-21 T10A 钢淬火硬度沿截面分布的情况

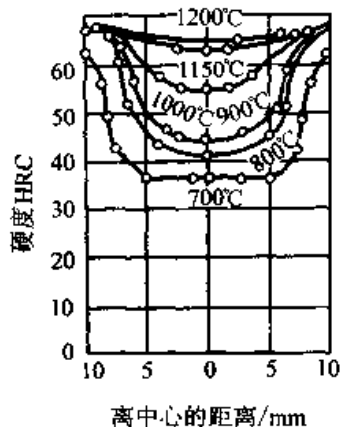


图 6.2-20 T10 钢的淬透性试样经不同温度加热并在水中淬火后沿直径上的硬度分布

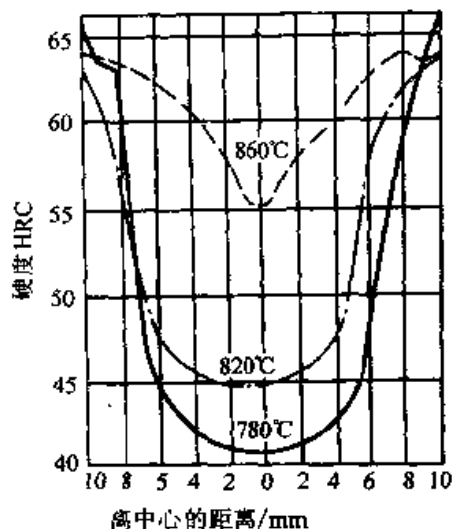


图 6.2-22 T10A 钢 20 mm × 20 mm × 60 mm 试样淬火后截面硬度分布

表 6.2-10 T10A 钢淬火后截面硬度变化情况

试棒直径/mm	热处理规范	离表面下列距离的硬度 HRC					
		表面	1/2 mm	2 mm	3 mm	5 mm	
30	780℃ 水淬	63	60	55	44	41	40
30	820℃ 加热, 160℃ 碱浴分级淬火 7 分钟, 置于 220℃ 硝盐浴等温 25 分钟	62	60	50	45	41	40
25		63	62	50	47	45	45

表 6.2-11 推荐的淬火工艺

方案	加热温度/℃	冷却			硬度 HRC	
		冷却介质	冷却介质温度/℃	延续		
I	770~790	水	20~40	至 200~250℃	油冷	62~64
II		5% 食盐水溶液	20~40	至 200~250℃	油冷	62~65
III		5%~10% 碱水溶液	20~40	至 200~250℃	油冷	62~64

续表 6.2-11

方案	加热温度/℃	冷 却			硬度 HRC
		冷却介质	冷却介质温度/℃	延续 冷却到 20℃	
IV	790~810	锭子油或变压器油	20~40	至 20~40℃	62~64
V		熔融硝酸盐	150~180	3~5 m	62~64
VI		熔碱中加入 4%~6% 水	150~180	3~5 m	62~64

注：1. 方案 III 用于防止淬火时形成软点；
2. 方案 IV 和 V 用于直径或厚度小于 6~8 mm 的工件；
3. 方案 VI 可用于直径或厚度达 10~12 mm 的工件。

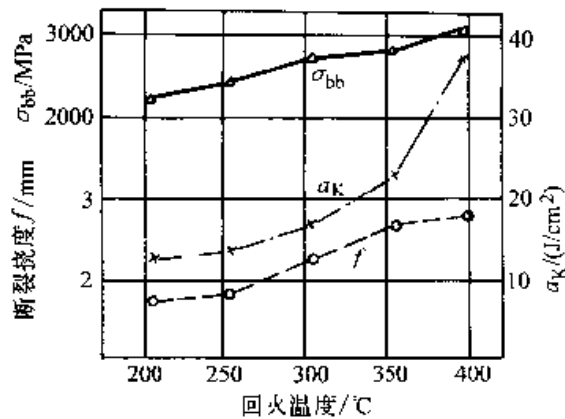


图 6.2-23 回火温度对 800℃ 淬火 T10 钢的抗弯强度及韧性的影响

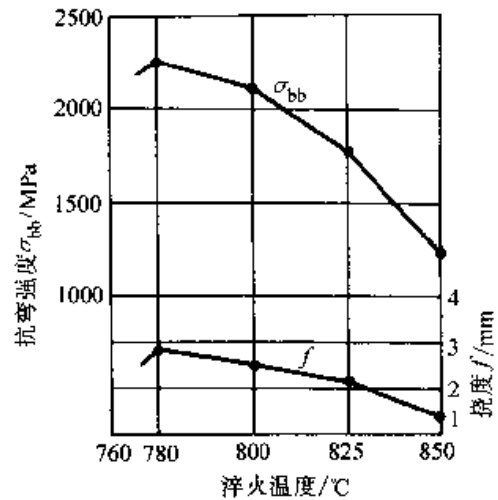


图 6.2-25 T10A 钢的机械性能与不同淬火温度的关系（均经 180℃ 回火 1 小时）

表 6.2-12 T10A 钢的冷却工艺及性能

热处理工艺	弯曲强度 / MPa	断裂韧性 / mm	冲击韧性 / (J/cm²)	硬度 HRC
820℃ 加热, 170℃ 碱浴分级, 180℃ 回火	2 800	3.18	34.5	64.7
820℃ 加热, 170℃ 碱浴分级数 min, 220℃ 硝酸盐回火 15 min	3 350	5.97	82	61
820℃ 加热, 淬入盐水再入 180℃ 碱浴回火	—	—	31	62.7
780℃ 加热, 淬入盐水再入 180℃ 碱浴回火	2 750	3.11	31.5	61.7

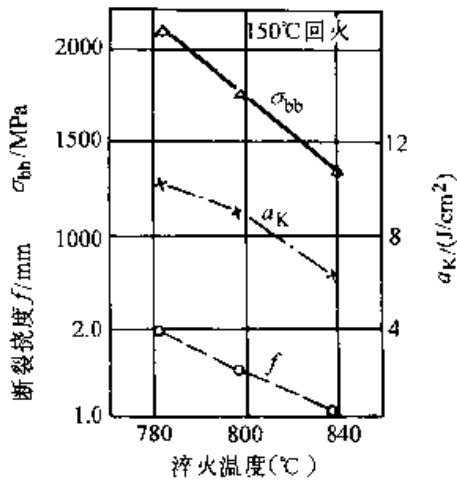


图 6.2-24 T10A 钢的淬火温度对强韧性的影响

(5) 回火工艺

硬度、残余奥氏体含量与回火温度的关系见图 6.2-26。硬度与回火温度的关系见图 6.2-27 和表 6.2-15。推荐的回火工艺见表 6.2-16。回火温度对力学性能的影响见图 6.2-28。

表 6.2-13 T10 钢淬火温度、组织和性能间的关系 (150℃ 回火后测试)

淬火温度 /℃	Ms /℃	残留奥氏体 (体积分数) /%	未溶碳化物 (体积分数) /%	马氏体针长 /μm		淬火硬度 HRC	抗弯强度 σ _b /MPa	挠度 f/mm	冲击韧度 (无缺口) α _K /(J/cm ²)
				一般	最长				
770	260	无	3~4	隐针		65	2 058	2.0	9.8
800	240	1~3	1.5~2	7-11	12	64	1 717	1.6	8.8
830	200	5~10	0.5~1.2	18-24	28-35	64	1 266	1.2	5.9
860	180	10~15	无	18-24	28-35	63	—	—	—
890	180	15~20	无	28~35	35-52	62.5	—	—	—
920	180	—	无	28-35	35-52	—	—	—	—

表 6.2-14 T10 钢的冷处理工艺

淬火方案	冷却温度/℃	用途	硬度增量 ΔHRC
I - VI	-50	高精度工件尺寸稳定化	1~2

注：冷处理在淬火后不超过 1 h 进行。

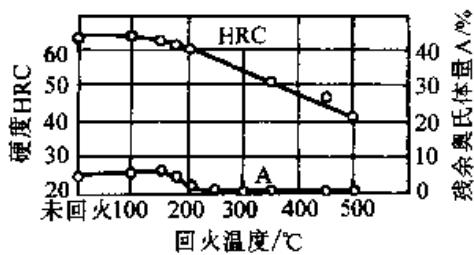


图 6.2-26 T10 钢的硬度、残余奥氏体含量与回火温度的关系
780℃ 淬火，水冷，回火 1 h

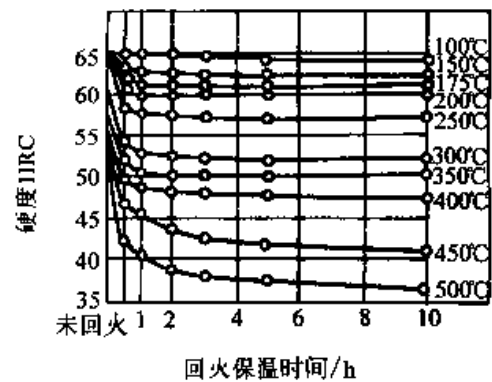


图 6.2-27 T10 钢的硬度与回火保温时间的关系
淬火加热温度 780℃，水冷

表 6.2-15 T10A 的硬度——回火温度对照表

要求硬度 HRC	58~62	54~58	50~54	45~50
回火温度/℃	160~180	250~270	300~320	360~380

表 6.2-16 T10 钢的回火工艺

方案	用途	加热温度/℃	加热介质	硬度 HRC
I	消除应力、稳定组织与尺寸	140~160	油、硝盐或碱	62~64
		160~180		60~62
		180~200		59~61
		200~250		56~60
II	消除应力和稳定组织	参看注 2	硝盐碱、空气炉	—

注：1. 高精度工件 (1~2μm)，在粗磨加工后，应进行再次回火 (时效)；
2. 回火硬度低于 56HRC 的规范，按图 6.2-11 和图 6.2-12 选择；
3. 高于 250℃ 的温度回火，能同时保证工件尺寸的稳定。

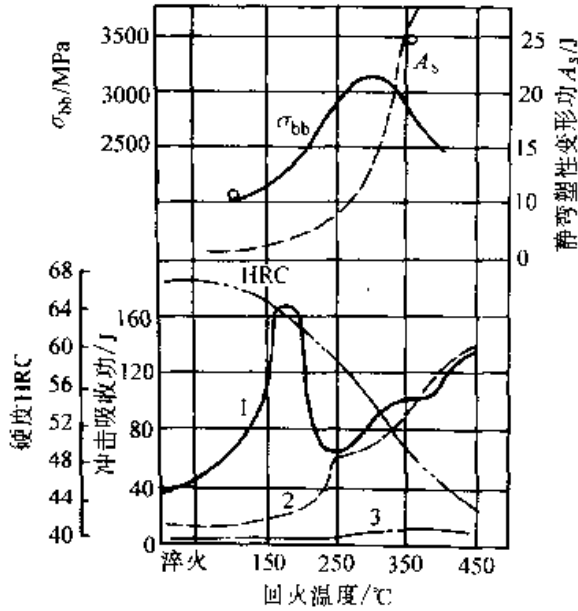


图 6.2-28 回火温度对 T10A 钢的力学性能的影响
1—冲击扭转 2—无缺口艾氏 3—缺口艾氏

3 低合金工模具钢

高碳钢淬透性差，淬火变形大，耐磨性、强

韧性和回火稳定性都较差，因此不能用来制造形状复杂、精度要求高、承载力较大的工模具。

为适应工模具性能需要而发展起来的高碳低合金钢，是在碳素工具钢基础上加入适量的合金元素，如铬、锰、硅、钨、钼、钨、钒、钛、镍等元素冶炼而成的。合金元素总量（质量分数）一般小于 5%。合金元素的加入提高了钢的淬透性，因而油冷淬火可以代替水冷淬火，油冷淬火的临界直径可达 15~36 mm。淬火应力小，降低了工件变形和开裂的倾向。马氏体在回火时不易分解，分解后析出的碳化物也不易集聚长大，回火稳定性有所上升，有利于工模具在有一定温升的工况下服役。低温回火后的工模具有较高的强韧性和耐磨性，使用寿命可大幅度提高。常用的低合金工模具钢的钢号和化学成分见表 6.2-17。不同低合金工具钢的热处理工艺有类似之处。常用低合金工具钢的退火工艺参数见表 6.2-18，淬火工艺参数见表 6.2-19，下面分别对 Cr2 (GCr15)、CrWMn 等钢种进行详细介绍。

表 6.2-17 常用低合金工模具钢钢号、化学成分、特性及用途

钢号	化学成分 (质量分数) /%				临界点/°C			特性及用途
	C	Si	Mn	其他	Ac ₁	Ar ₁	Ac _{cm}	
GCr15 (Cr2)	0.95~1.10	≤0.40	≤0.40	Cr: 1.30~1.65	745	700	900	用于轴承、综合性能好的冷冲模、精压模、冷挤模、冷镦模、滚压模、量具等
CrWMn	0.90~1.05	0.15~0.35	0.80~1.10	W: 1.20~1.60 Cr: 0.90~1.20	750	710	940	用于板牙、拉刀、量具、形状复杂耐磨性好的高精度冲模
9Mn2V	0.85~0.95	≤0.35	1.70~2.00	V: 0.10~0.25	750	660	860	变形小，韧性和淬透性稍差，用于丝锥、板牙、量规、剪刀、小冲模、冷压模等
9SiCr	0.85~0.95	1.20~1.60	0.30~0.60	Cr: 0.95~1.25	770	730	870	淬透性好，回火稳定性高。用于板牙、丝锥、钻头、铰刀、铣刀、冷冲模

续表 6.2-17

钢号	化学成分 (质量分数) /%				临界点 /℃			特性及用途
	C	Si	Mn	其他	A _{c1}	A _{c1}	A _{c_m}	
6CrW2Si	0.55~0.65	0.50~0.80	0.20~0.40	W: 2.20~2.70 Cr: 1.00~1.30	765			抗压, 耐冲击, 耐磨。用于冲击工具、顶锻模及冲头
60Si2Mn	0.56~0.64	1.60~2.00	0.60~0.90		755	700	810	疲劳强度高, 耐磨性较差。用于小型冷锻冲头
GD	0.64~0.74	0.50~0.90	0.70~1.00	Cr: 1.00~1.30 Ni: 0.70~1.00 Mo: 0.30~0.60	705~740	605~580		强韧性好。用于冷冲、冲挤、冷弯、冷锻模具
MnCrWV	0.95~1.05	≤0.40	1.00~1.30	Cr: 0.40~0.70 W: 0.40~0.70 V: 0.15~0.30	750			可用于替代 CrWMn, Cr2 和 9SiCr
9CrWMn	0.85~0.95	≤0.4	0.90~1.20	Cr: 0.5~0.80 W: 0.50~0.80	750	900	205	

表 6.2-18 常用低合金工模具钢的退火工艺

钢号	临界点 A _{c1} /℃	退火温度 /℃	等温退火		退火硬度 HBS
			温度 /℃	保持时间/h	
9Mn2V	720	750~770	680~710	4~5	229~185
CrWMn	750	770~790	680~700	4~5	255~207
9CrWMn	750	780~800	670~720	2~4	241~197
MnCrWV	750	770~790	680~700	3~4	229~197
9SiCr	770	790~810	700~720	4~6	241~197
Cr2	745	770~810	680~700	4~6	229~179

表 6.2-19 常用低合金工模具钢的淬火工艺

钢号	临界点 /℃		淬火温度 范围 /℃	常用冷却介质	淬火硬度 HRC
	A _{c_m}	M _s			
9Mn2V	760	125	780~800	油	61~64
CrWMn	940	260	820~840	油	63~65
9CrWMn	900	约 205	820~840	油或盐浴	63~65
MnCrWV			800~820	油	62~64
9SiCr	870	160	860~880	油	61~64
Cr2	900	240	840~850	油	62~65

3.1 Cr2 (GCr15) 钢

Cr2 (GCr15) 钢主要用作滚动轴承, 为专用的滚动轴承钢之一, 目前也常用来制造冷作模如落料模、胶木模、冷挤压模等, 取得良好的效果。

Cr2 (GCr15) 钢的临界点: $A_{c1} 745^{\circ}\text{C}$, $A_{cm} 900^{\circ}\text{C}$, $A_{r1} 700^{\circ}\text{C}$ 。

(1) 锻造

加热温度: $1\ 050\sim 1\ 100^{\circ}\text{C}$;

始锻温度: $1\ 020\sim 1\ 080^{\circ}\text{C}$;

终锻温度: $800\sim 850^{\circ}\text{C}$;

冷却方法: 散开空冷。

(2) 退火与正火

锻造后的组织为细片状珠光体, 硬度为 $255\sim 340\text{HB}$, 也允许有细小网状碳化物出现。这样的组织可以不经正火, 而直接进行球化退火。如果锻造工艺不当如终锻温度过高, 锻后冷却又过慢, 则将使碳化物明显沿奥氏体晶界析出, 结果形成了粗大网状碳化物, 又如终锻温度过低, 沿晶界析出的碳化物将和奥氏体晶粒一起, 顺着变形方向被拉长, 使碳化物呈线条状出现。粗大网状碳化物和线条状碳化物均不能通过球化退火加以消除。如果在模具成品中存在这两种碳化物, 则将降低模具的机械性能和使用寿命。为此, 对这两种碳化物, 必须在球化退火之前通过正火方法予以消除, 这样才能保证球化退火质量并赋予模具良好的热处理性能。

正火工艺可根据目的不同而加以调整。譬如正火温度, 为了消除粗大网状碳化物应采用较高温度, 常为 $930\sim 950^{\circ}\text{C}$; 为了消除较细网状碳化物常用 $900\sim 920^{\circ}\text{C}$; 为了细化组织可用较低温度, 常为 $890\sim 900^{\circ}\text{C}$ 。正火加热保温时间一般为 $30\sim 45\ \text{min}$ 。冷却速度不应 $< 40\sim 50^{\circ}\text{C}/\text{min}$, 如小型薄壁锻件可通过静止空气冷却; 较大锻件可采用鼓风或喷雾冷却; 直径大于 $200\ \text{mm}$ 的大型锻件, 可先在热油中冷至 200°C 时取出空冷, 这种方法产生较大应力, 易引起开裂, 所以经过此法处理后, 应立即采取球化退火或去应力退火 ($400\sim 670^{\circ}\text{C}$ 加热 $4\sim 8\ \text{h}$ 后空冷)。

合理的球化退火工艺见图 6.2-29。

GCr15 钢常规球化退火后的组织见图 6.2-30, 球化等级为 3 级, 碳化物比较圆整, 分布也比较均匀, 是最好的球化组织。

退火温度及冷却速度与钢的硬度之间的关系

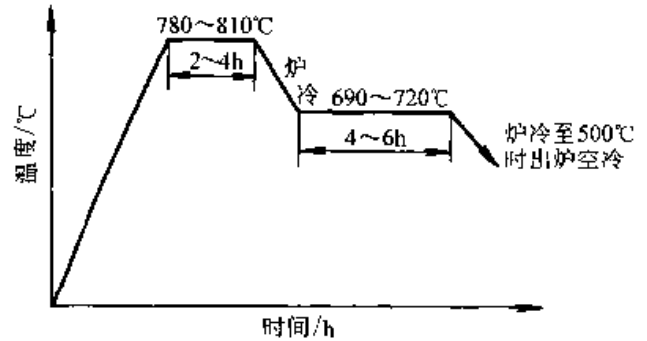
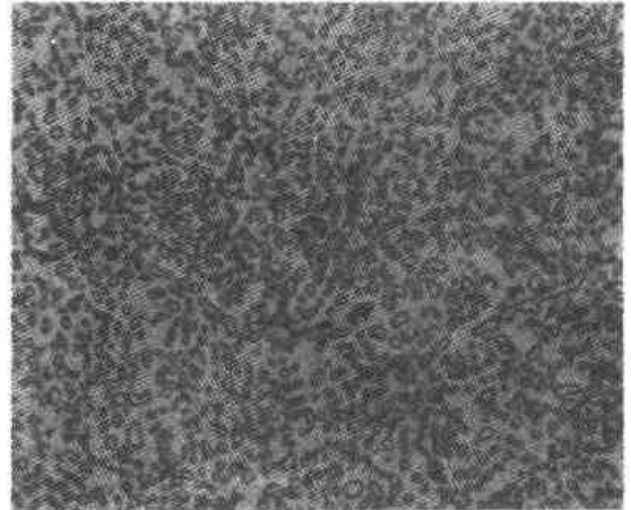


图 6.2-29 合理的球化退火工艺（等温退火）



见图 6.2-31, 钢材退火处理后的原始组织对材料的最终组织和性能具有重要影响。例如, GCr15 钢的生产实践证明: 只有当钢材的原始组织为细球状珠光体时, 经淬火和低温回火后, 模具才可能具有高强度 (图 6.2-32)、高韧性 (图 6.2-33), 并具有高硬度 (图 6.2-34)、高耐磨性 (图 6.2-35) 和高的疲劳强度 (图 6.2-36); 如果原始组织为细球状珠光体时, 其热处理工艺性能也

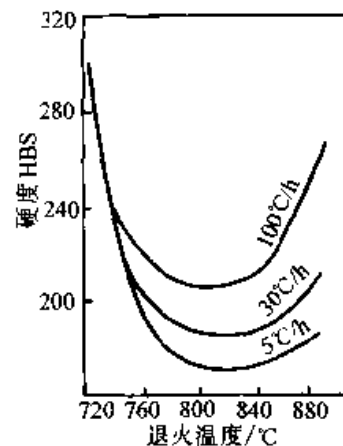


图 6.2-31 Cr2 钢退火硬度与退火温度和冷速的关系

比较好，淬火变形和开裂倾向小（图 6.2-37），允许的淬火加热温度范围较宽，因此淬火操作较方便；另外淬火后的残余奥氏体量也较少（图 6.2-38），所以，钢的硬度较高。

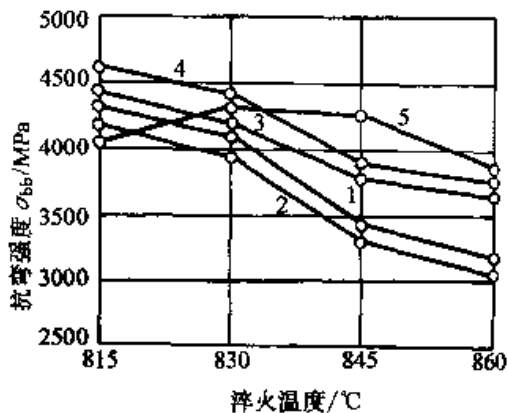


图 6.2-32 GCr15 钢原始组织对抗弯强度的影响

1—细片状珠光体 2—片状珠光体
3—点状珠光体 4—细球状珠光体 5—球状珠光体

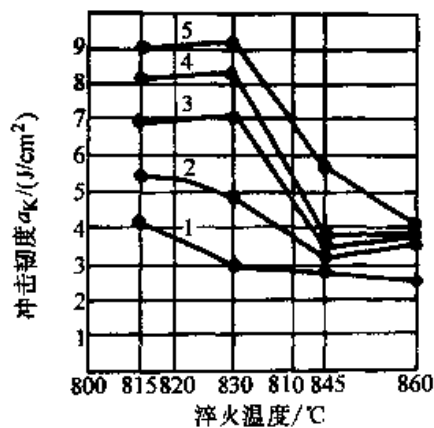


图 6.2-33 GCr15 钢原始组织对淬火钢韧性的影响

1—细片状珠光体 2—点状珠光体
3—细球状珠光体 4—球状珠光体 5—粗球状珠光体

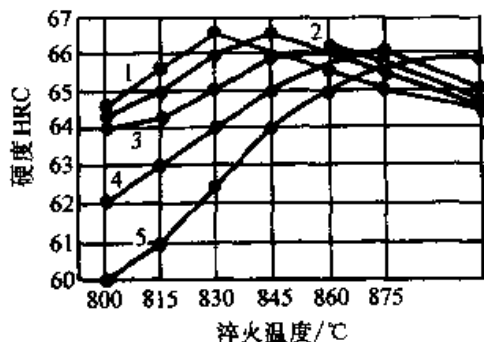


图 6.2-34 GCr15 钢不同原始组织的淬火后硬度与淬火温度的关系

1—细片状珠光体 2—片状珠光体
3—点状珠光体 4—球状珠光体 5—粗球状珠光体

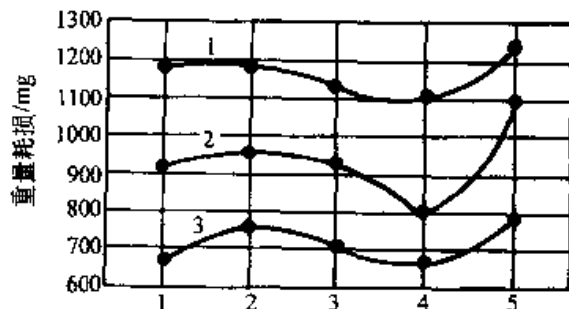


图 6.2-35 GCr15 钢不同原始组织对淬火回火后耐磨性的影响

1—61~62HRC 2—63HRC 3—63~64HRC

(横坐标数字依次表示：1—细片状珠光体 2—片状珠光体
3—点状珠光体 4—细球状珠光体 5—球状珠光体)

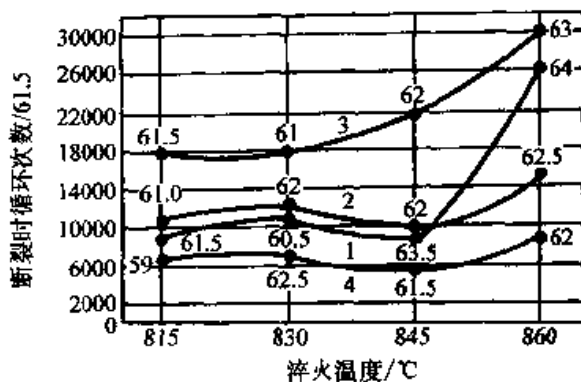


图 6.2-36 GCr15 钢原始组织对其弯曲疲劳强度的影响

1—细片状珠光体 2—点状珠光体
3—均匀球状珠光体 4—不均匀球状珠光体

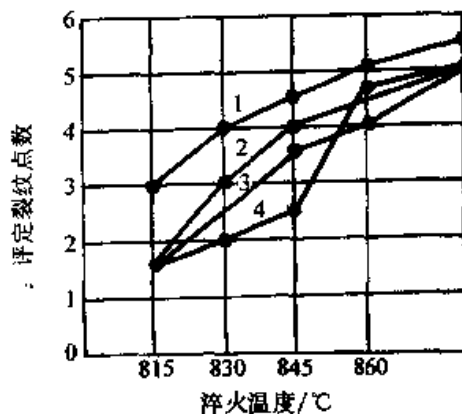


图 6.2-37 不同原始组织的 GCr15 钢的淬火开裂倾向

1—细片状珠光体 2—点状珠光体
3—细球状珠光体 4—球状珠光体

(3) 碳化物超细化处理

细化工模具钢中的碳化物，特别是消除或降低碳化物偏析带和液析的等级，可以大幅度提高工模具钢的强韧性，充分发挥钢材潜力。目前，

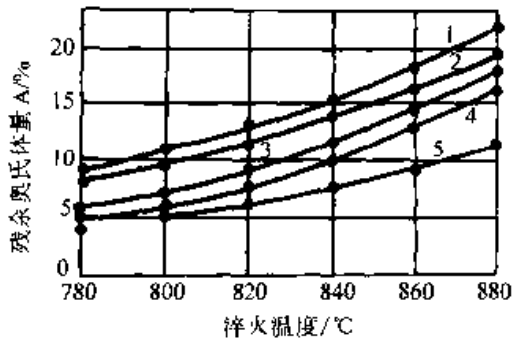


图 6.2-38 GCr15 钢残余奥氏体量与原始组织及淬火温度的关系 (保温 15 min)
 1—细片状珠光体 2—片状珠光体 3—点状珠光体
 4—珠状珠光体 5—粗球状珠光体

已有很多关于碳化物超细化的报道，特别集中研究了 GCr15 钢，旁及其他所有工模具钢。工艺的主要步骤是固溶均匀化→淬火→高温回火或短时间等温球化退火。

GCr15 钢一般在 1 050℃ 左右进行固溶处理。固溶的目的是把所有碳化物全部溶入奥氏体中，亚稳定的共晶碳化物（碳化物液析）也可望全部或部分溶解（稳定状态的共晶碳化物则不能全部溶入），并使成分均匀化。固溶均匀化后，将工件毛坯淬入沸水中获得马氏体组织，或淬入 300~350℃ 的等温盐槽中进行等温处理，使之获得下贝氏体组织。最后将淬火或等温淬火后的工件在 720℃ 左右高温回火，或进行短时间的等温球化退火，获得球粒状组织，然后再进行机械加工和最终热处理。沸水淬火有可能使毛坯淬裂，故推荐采用等温淬火工艺。高温回火后获得的碳化物虽然非常细小，但粒度不均匀，形状也不圆整，有时还保留其定向针状分布的痕迹，硬度有时也偏高，加工性能较差。改用短时间等温球化工艺，例如，720℃ 加热 1 h，再升温到 780℃ 保温 1 h，然后冷却到 720℃ 再保留 1 h，最后炉冷到 500℃ 出炉。这样获得的球粒状组织粒度虽然稍粗，但颗粒均匀而且圆整，硬度也比较适中，易于机械加工。为了节约能源，进一步提高质量，固溶淬火工序可以改为锻造余热淬火工艺，停锻温度一般在 850~900℃，淬入沸水。也可以等温淬火获得下贝氏体组织，为了避免毛坯淬入沸水时可能出现淬裂，目前大多倾向于采用下贝氏体等温淬火工艺。模具最适宜于采用锻造余热等温淬火工艺，质量高，效果好，节能省时。

采用超细化工艺，即将 GCr15 钢在 1 050℃

加热固溶后淬入 300℃ 等温槽内，等温转变后获得下贝氏体组织，见图 6.2-39，再将具有下贝氏体组织的毛坯进行短时间等温球化退火（即 720℃→780℃→720℃，分别保温 1 h），即可获得超细化的球状碳化物，见图 6.2-40。与图 6.2-30 相比，碳化物明显细小，外形圆整，分布均匀，碳化物带状偏析和液析已基本消除或减轻，日本、瑞典 GCr15 钢及国内新老球化处理后的碳化物尺寸对比见表 6.2-20。由表可见，锻造余热淬火，加上高温回火的超细化工艺，所获得的碳化物颗粒最细，但不均匀圆整，硬度也偏高，机械加工比较困难。目前一般都采用短时间等温球化工艺。

(4) 淬火

GCr15 钢的等温转变曲线见图 6.2-41。与图 6.2-15 T10A 钢的等温转变曲线相比，



图 6.2-39 GCr15 钢 1 050℃ 固溶，300℃ 等温处理后的下贝氏体组织，500×

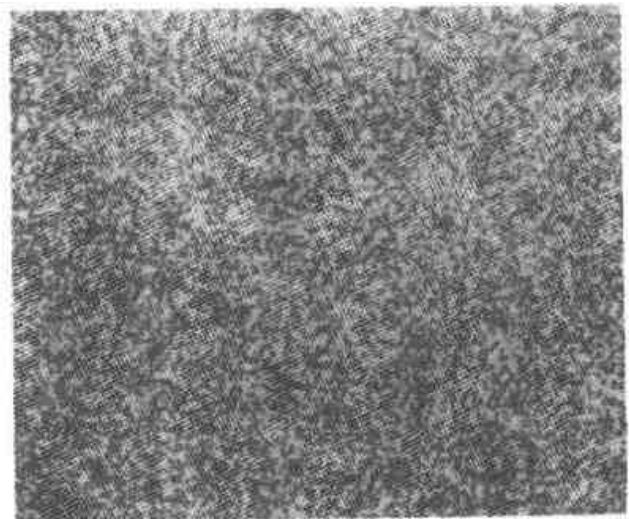


图 6.2-40 GCr15 钢的超细化组织，1 000×

表 6.2-20 GCr15 钢碳化物尺寸对比

处理工艺	碳化物颗粒度 / μm			$10\mu\text{m}^2$ 面积中碳化物个数
	平均	最小	最大	
常规球化退火	0.90	0.30	1.55	43
日本材料	0.90	0.20	1.40	42
瑞典材料	0.75	0.20	1.30	38
锻造余热淬火、高温回火	0.30	0.10	0.70	70
锻造余热淬火、等温球化退火	0.55	0.20	0.94	50
固溶淬火、等温球化退火	0.60	0.22	1.00	46

处理工艺	硬度 HBS	淬火-回火后残留碳化物	
		平均粒度 / μm	$10\mu\text{m}^2$ 中碳化物个数
常规球化退火	197	1.0	20
日本材料	197	0.74	—
瑞典材料	197	0.57	—
锻造余热淬火、高温回火	234	0.40	31
锻造余热淬火、等温球化退火	197	0.60	25
固溶淬火、等温球化退火	202	0.65	26

可见 GCr15 钢的曲线明显右移。由此表明, GCr15 钢的过冷奥氏体较稳定, 淬透性较好。比较 GCr15 钢与 T9A、T12A 钢的淬透性曲线图(图 6.2-42a、b、c), 并算出其淬透性值 \ominus 和临界直径 \ominus (表 6.2-21)。

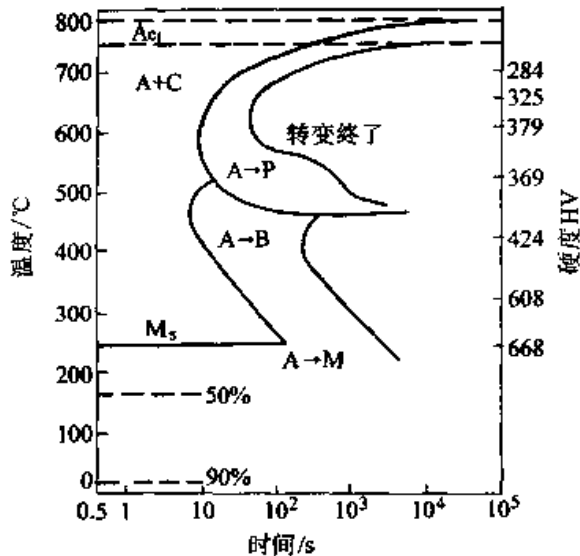


图 6.2-41 Cr2 钢的奥氏体等温转变曲线
试验钢成分/%: C1.04, Cr1.53, Si0.26, Mn0.33, Ni0.31 (奥氏体化温度 860°C)

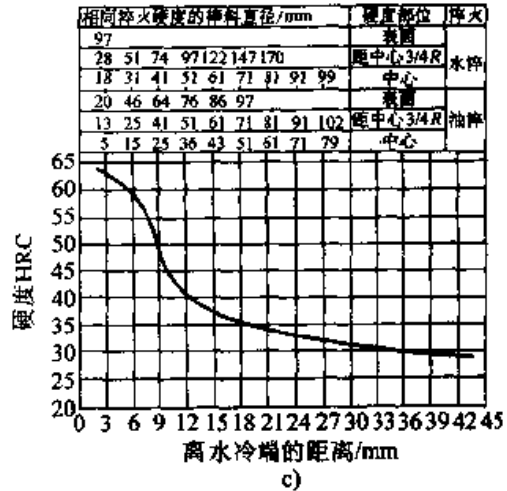
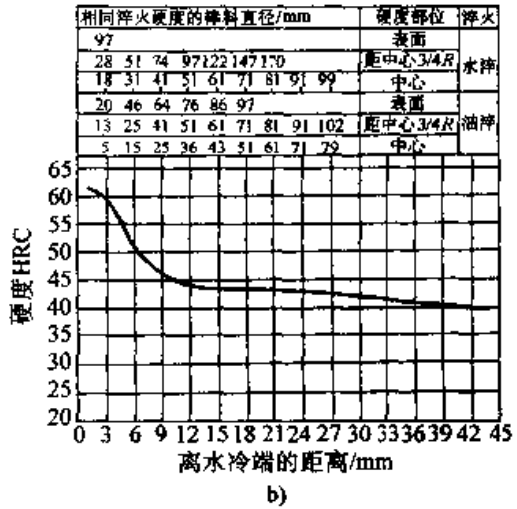
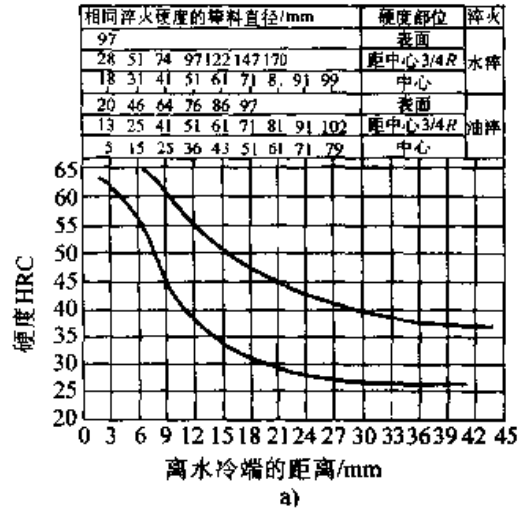


图 6.2-42 比较 GCr15 钢与 T9A、T12A 碳工钢的淬透性曲线

- a) GCr15 钢的淬透性曲线
- b) T9A 钢的淬透性曲线 (奥氏体化温度: 760°C)
- c) T12A 钢的淬透性曲线 (奥氏体化温度: 780°C)

\ominus 淬透性值用 $J \frac{\text{HRC}}{d}$ 表示, 意谓端淬时半马氏体区至末端距离 d 处所具有的硬度 (HRC)。

\ominus 临界直径指淬火后心部能获得半马氏体的最大直径。

表 6.2-21 GCr15 钢与 T9A、T12A 碳工钢的淬透性值和临界直径

钢号	淬透性值 $J \frac{HRC}{d}$	临界直径/mm	
		油淬	水淬
GCr15	$J \frac{55}{6 \sim 12}$	15~36	31~51
T9A	$J \frac{55}{5}$	~12	~25
T12A	$J \frac{55}{7.5}$	~20	~36

GCr15 钢的硬度、残余奥氏体量与淬火温度的关系见图 6.2-43，力学性能与淬火温度的关系见图 6.2-44、图 6.2-45 及表 6.2-22，GCr15 钢等温淬火后的力学性能见表 6.2-23。

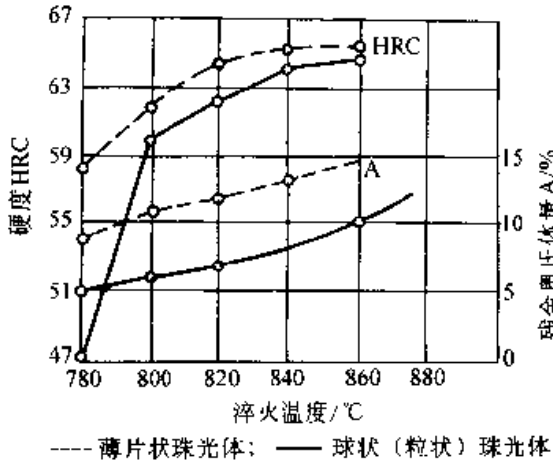


图 6.2-43 硬度、残余奥氏体量与淬火温度的关系

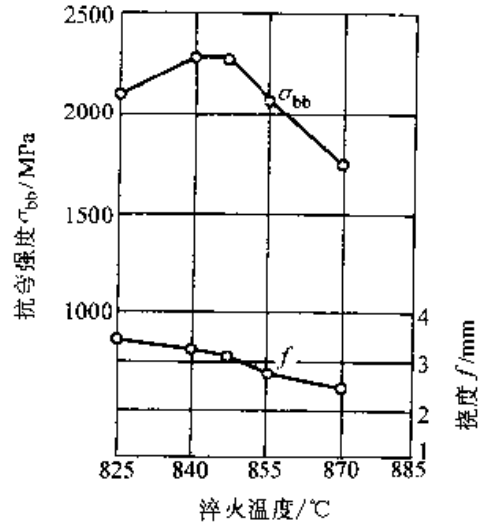


图 6.2-44 GCr15 钢的抗弯强度和挠度与淬火温度的关系（经过 150℃ 回火 1h）

钢中碳化物先经过超细化处理后，再采用较低温度进行淬火-回火，可以获得碳化物和晶粒同时细化的效果，整套工序总称为双细化处理。GCr15 钢常规热处理和双细化处理后的性能对比见表 6.2-24。

(5) 回火

回火温度与残余奥氏体量的关系见图 6.2-46，回火温度对硬度的影响见图 6.2-47~图 6.2-48 和表 6.2-25。回火温度与抗弯强度和冲击韧度的关系见图 6.2-49 和图 6.2-50。

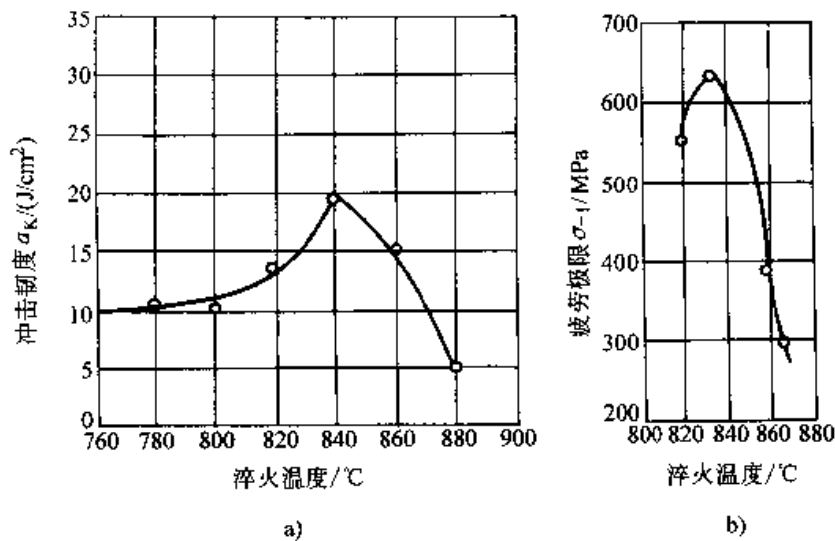


图 6.2-45 GCr15 钢的冲击韧性和疲劳极限与淬火温度的关系（原始组织为球状珠光体）
a) GCr15 钢的冲击韧性与淬火温度的关系 b) GCr15 钢的疲劳极限与淬火温度的关系

表 6.2-22 GCr15 钢淬火温度与组织和性能的关系
(都采用 160℃ 回火)

淬火温度 /℃	马氏体中碳的质量分数 /%	残留奥氏体量 (体积分数) /%	硬度 HRC	抗弯强度 σ_{bb} /MPa	冲击韧度 a_K (夏比缺口) / (J/cm ²)
820	0.41, 板条马氏体为主	—	62.8	3 234	6.67
835	0.49, 板条马氏体为主	10.4	63.7	2 724	5.19
845	0.52, 板条、孪晶混合马氏体	14.7	64.1	3 420	5.19
855	0.55, 板条孪晶混合马氏体	—	64.9	3 263	3.53
865	0.59, 板条孪晶混合马氏体	16.9	65.1	2 960	3.43
875	0.67, 孪晶马氏体为主	21.2	65.4	2 739	2.55
885	0.67, 孪晶马氏体为主	—	65.3	2 450	2.45

表 6.2-23 GCr15 钢等温淬火试样的力学性能

热处理工艺	贝氏体量 (体积分数)	硬度 HRC 淬火态/回火态	σ_{bb} /MPa	f /mm	无缺口 a_K / (J/cm ²)		K_{Ic} /MPa·m ^{1/2}
					绝对值	相对值	
850℃ 加热, 保温 30 min, 热油淬火, 180~200℃ 回火	0	66.0/61.6	2 587.2	2.40	36.7	1	20.2
850℃ 加热, 保温 30 min, 淬入 300℃ 热油中冷却 63 s, 180~200℃ 回火	20%B	64.5/61.4	3 012.9	2.72	46.7	1.49	20.8
850℃ 加热, 保温 30 min, 淬入 300℃ 热油中冷却 126 s, 180~200℃ 回火	40%B	64.0/61.0	3 464.8	3.36	67.6	1.84	26.3
850℃ 加热, 保温 30 min, 淬入 300℃ 热油中冷却 159 s, 180~200℃ 回火	50%B	62.5/61.2	3 285.0	3.09	86.9	2.37	24.9
850℃ 加热保温, 30 min, 淬入 300℃ 热油中冷却 195 s, 180~200℃ 回火	60%B	58.5/57.4	2 856.2	4.29	99.8	2.72	30.9

(6) 碳化物细化处理的四步热处理工艺

对于碳素工具钢和合金元素总量小于 5% 的低合金工具钢 (如 T10A、GCr15、CrWMn、9Mn2V 等), 如果淬火组织中的过剩碳化物能够达到“小、匀、圆”, 那末其接触疲劳、多次冲击抗力和耐磨性将是最好的。然而生产上过共析碳工钢和低合金工具钢制件, 其碳化物对最佳疲劳、多次冲击寿命和耐磨性来说总是显得太大、不均或不圆; 为了达到“小、匀、圆”的要求, 细化碳化物的四步热处理工艺, 得到了发展。其基本过程见图 6.2-51。

第一步是将钢加热到 925~1 075℃ 左右奥氏体化 (具体加热温度视钢种而异), 保温足够时

间, 使所有的碳化物均溶解于奥氏体中, 然后迅速油淬, 得到马氏体 + 残余奥氏体的组织。

第二步重新加热到贝氏体形成温度范围 (350~450℃), 保温足够时间, 使残余奥氏体转变为贝氏体, 同时马氏体转变为回火屈氏体, 从而得到细小碳化物和铁素体的混合组织, 为第三步热处理作好组织准备。

第三步重新加热到 775~870℃ (视钢种而定), 适当保温后使所有铁素体转变为奥氏体, 但不足以使任何细小碳化物长大, 最后油淬得到细晶粒的马氏体 (奥氏体晶粒度小于 10 级) 和“小、匀、圆”的碳化物组织。

第四步进行 < 200℃ 的低温回火。

表 6.2-24 GCr15 钢的性能对比

工艺名称	预处理	碳化物 平均粒度 / μm	碳化物 个数 ($1/10 \mu\text{m}^2$)	退火 硬度 HBS	淬火工艺 (160°C 回火 3 h)	回火 硬度 HRC	碳化物 平均 粒度 / μm	基体 化学成分 (质量分数) /%		残留 奥氏体 (体积 分数) /%	剩余 碳化物 (体积 分数) /%	晶粒 度 /级	磨损 失重 /g	弯曲 强度 σ_{b} /MPa	无缺口冲 击吸收功 /J	接触疲劳 寿命/ 10^6 次	
								C	Cr							L ₁₀	L ₅₀
常规 热处理	商用钢材的 球化组织	1.10	28	197	840°C加热, 油冷淬火	63.2	1.15	0.50	0.80	11.7	7.44	9	0.148 0	3 890	39.79	1.03	6.81
双细化 工艺 I	1 050°C固 溶、等温球化	0.50	46	202	830°C加热, 油冷淬火	63.2	0.50	0.52	0.95	12.1	7.11	9	0.134 5	4 332	42.73	—	—
双细化 工艺 II	1 050°C固 溶、高温回火	0.30	64	234	820°C加热, 油冷淬火	63.1	0.30	0.52	0.91	11.9	7.11	10	0.125 0	4 518	45.08	3.11	18.39

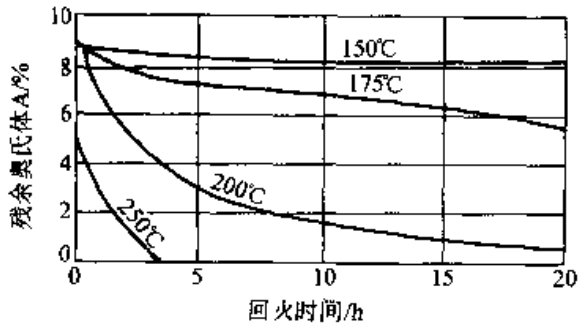


图 6.2-46 GCr15 钢残余奥氏体量与回火温度、回火时间的关系

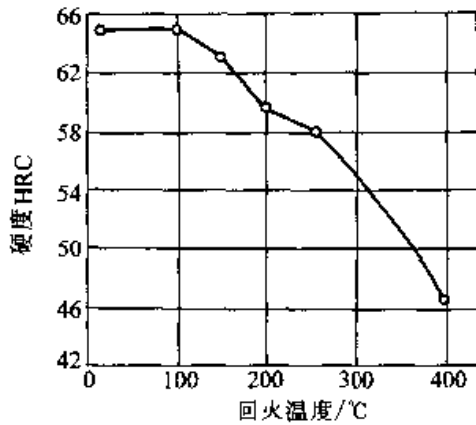


图 6.2-47 GCr15 钢的硬度与回火温度的关系 (845°C 油淬)

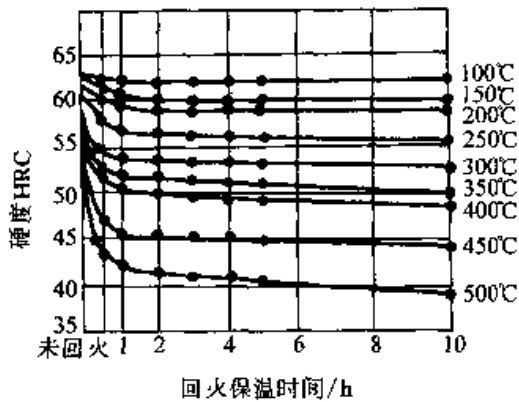


图 6.2-48 Cr2 钢硬度与回火温度、保温时间的关系
淬火温度: 840°C; 油冷

表 6.2-25 不同回火温度回火后的硬度值

回火温度 /°C	回火后的硬度值 HRC	回火温度 /°C	回火后的硬度值 HRC
≤100	~64	200~220	~60
150	~63	~270	~58
160~180	61~62	300	~55

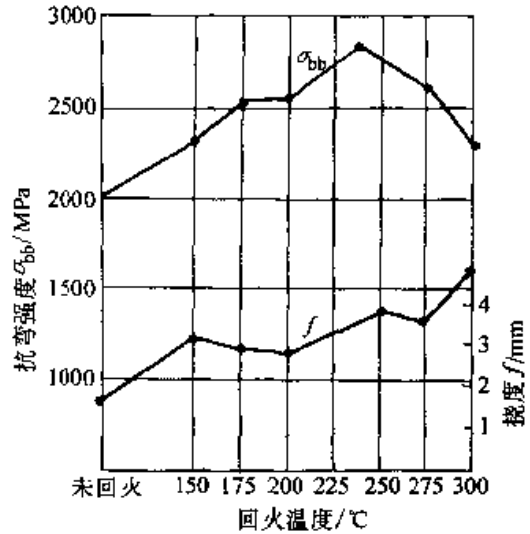


图 6.2-49 GCr15 钢抗弯强度和挠度与回火温度的关系 (自适当温度淬火)

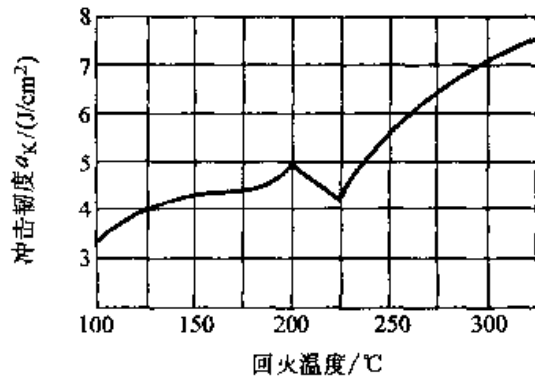


图 6.2-50 GCr15 钢的冲击韧度与回火温度的关系

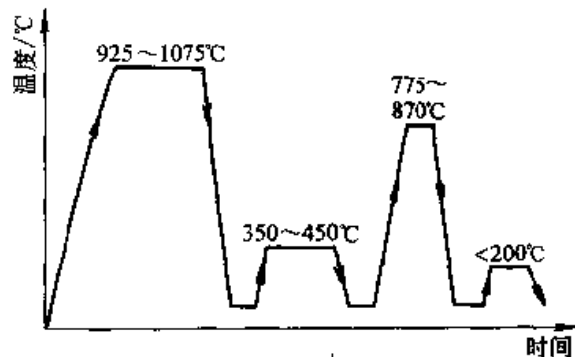


图 6.2-51 碳工钢和低合金工具钢的四步热处理工艺过程

GCr15 的四步热处理工艺如图 6.2-52 所示。由于第一步热处理时加热温度很高，直接淬火可能会导致变形甚至开裂，因而可以考虑将第一步与第二步处理联结起来，处理后再进行机加工，然后对成品进行重新加热淬火并低温回火如图 6.2-53 所示。

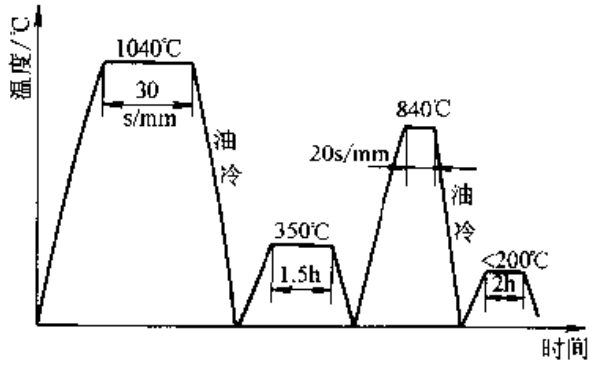


图 6.2-52 GCr15 钢的四步热处理工艺

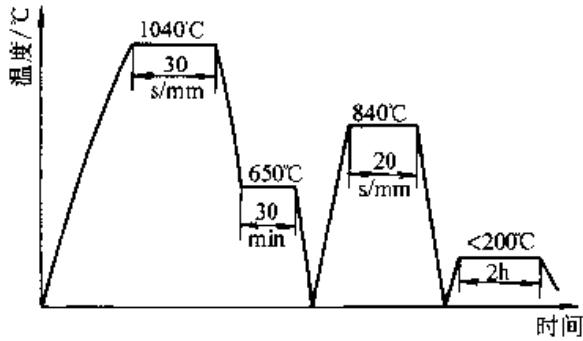


图 6.2-53 GCr15 钢改进的四步热处理工艺

3.2 CrWMn 钢

此钢为应用较广的冷作模具钢，具有较高的淬透性，在淬火和低温回火后比 9CrSi 钢具有更多的过剩碳化物，故具有较高的硬度和耐磨性。但由于含碳量较高，易形成网状碳化物，致使工具的刃部易于剥落。需注意控制锻后的冷却速度或进行适当的正火处理。

CrWMn 钢适于制造截面较大、刃部不剧烈受热、淬火变形小、要求耐磨性高的冷作模具。

CrWMn 钢的临界点如下：

A_1 750℃； A_{cm} 940℃； A_{r1} 710℃； M_s 260℃； M_f -50℃。

(1) 锻造

CrWMn 的锻造工艺见表 6.2-26。

如果锻造冷却后钢中出现不合格的碳化物网，则可用如图 6.2-54 所示的工艺挽救。也可用一次正火代替，只是其效果较差些。

表 6.2-26 CrWMn 钢的热加工工艺

项目	加热温度/℃	开锻温度/℃	停锻温度/℃	冷却方式
钢锭	1 150~1 200	1 100~1150	800~880	快冷至 650~700℃后再缓冷
钢坯	1 100~1 150	1 050~1 100	800~850	同上

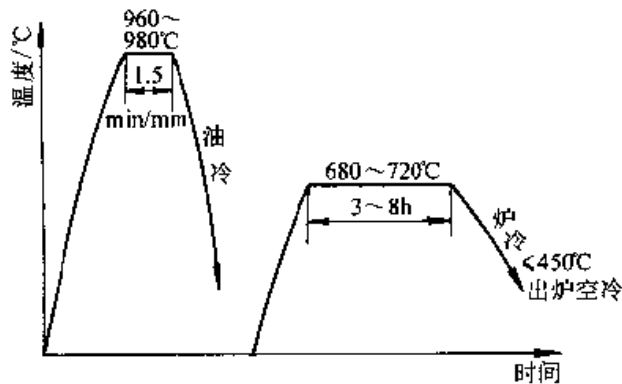


图 6.2-54 消除碳化物网的热处理工艺 (电炉加热)

(2) 退火与正火

CrWMn 的退火工艺见图 6.2-55~图 6.2-56。

CrWMn 钢经退火后硬度、相组成、显微组织等见表 6.2-27。正火工艺见图 6.2-57。

(3) 淬火

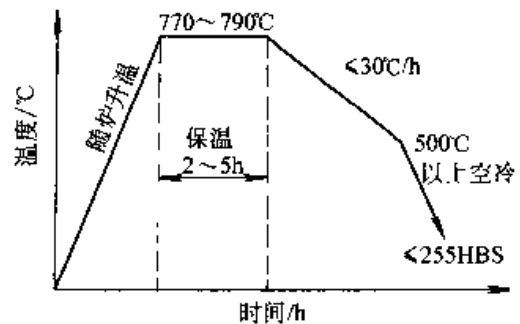


图 6.2-55 CrWMn 钢锻压后的一般退火工艺

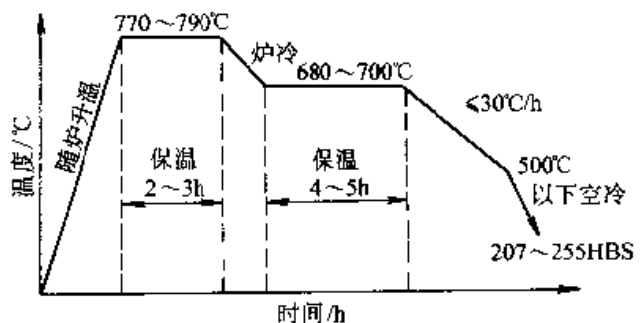


图 6.2-56 CrWMn 钢锻压后的等温退火工艺

表 6.2-27 CrWMn 钢的硬度、相组成和显微组织

硬 度				相组成 (质量分数) /%			显微组织	
未退火		退火后		铁素体	碳化物	碳化物型式	未退火	退火后
压痕直径 /mm	硬度 HBS	压痕直径 /mm	硬度 HBS					
3.1~2.7	388~514	4.2~3.8	207~255	84~86	14~16	合金渗碳体	屈氏体+索氏体	球状珠光体

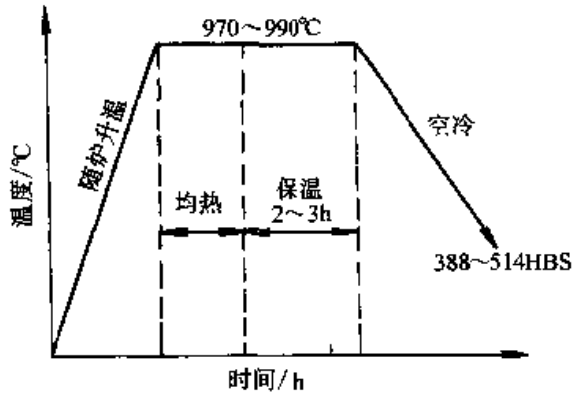


图 6.2-57 CrWMn 钢的正火工艺
(用于细化晶粒和消除严重网状碳化物组织)

CrWMn 钢的等温转变曲线见图 6.2-58, 淬透性曲线见图 6.2-59~图 6.2-61。淬火加热时间对淬透性和硬度的影响见图 6.2-62。

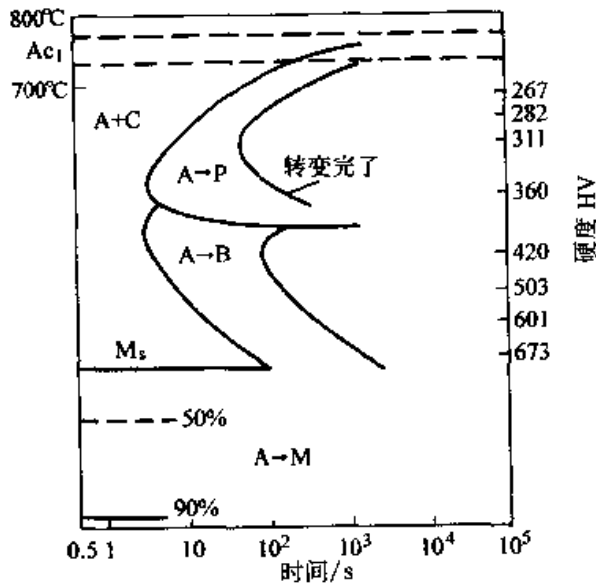


图 6.2-58 CrWMn 钢的奥氏体等温转变曲线
试验钢成分(质量分数)/%: C1.03, Si0.23, Mn0.97, Cr1.05, Ni0.13, W1.15 (奥氏体化温度 815°C)

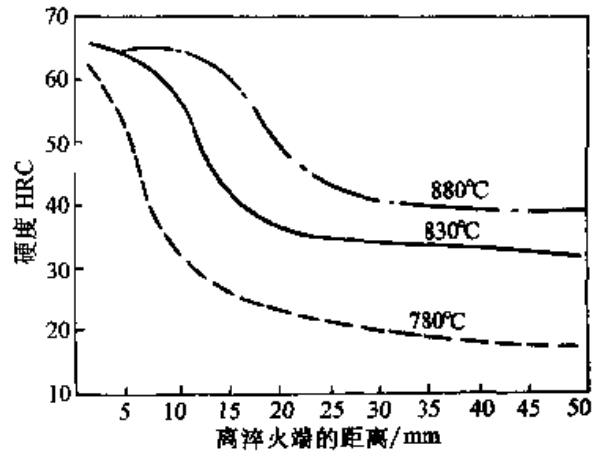


图 6.2-59 CrWMn 钢在不同淬火温度下的淬透性曲线
试验钢成分(质量分数) /%; C0.98, Mn0.94, Cr0.92, W1.02

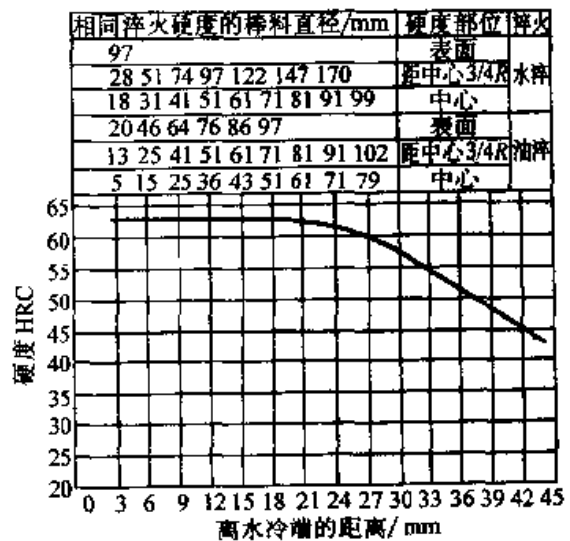


图 6.2-60 CrWMn 钢的淬透性曲线
(奥氏体化温度: 830°C)

力学性能、残余奥氏体含量与淬火温度的关系见图 6.2-63~图 6.2-66。推荐的淬火工艺见表 6.2-28。等温淬火与普通淬火的力学性能比较见图 6.2-67 和表 6.2-29。

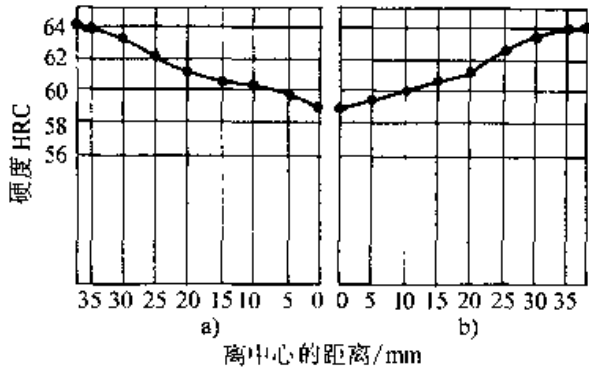


图 6.2-61 CrWMn 钢的淬透性曲线
奥氏体化温度: 840℃, 直径 $D=75$ mm;
a) 油淬 b) 160~170℃ 硝盐淬

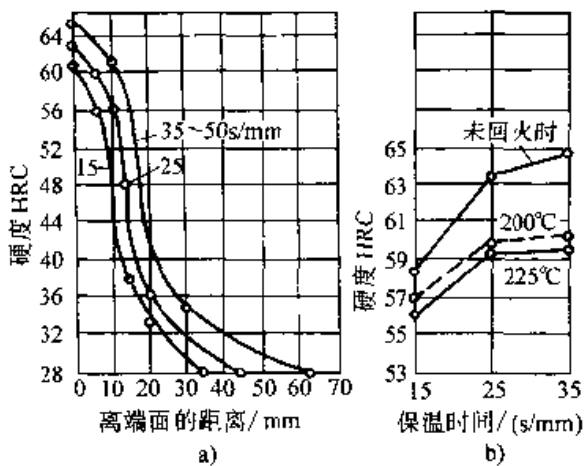


图 6.2-62 CrWMn 钢淬火加热时间对淬透性
a) 和硬度 b) 的影响
在 850℃ 的盐浴中加热、淬火、硬度
是在 150℃ 回火后的结果

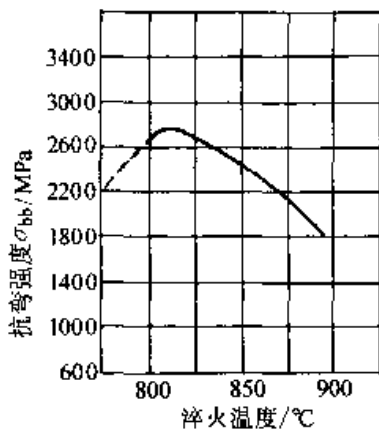


图 6.2-63 抗弯强度与淬火温度的关系

(4) 回火

CrWMn 钢的力学性能、残余奥氏体含量与回火温度、保温时间的关系见图 6.2-68~图 6.2-

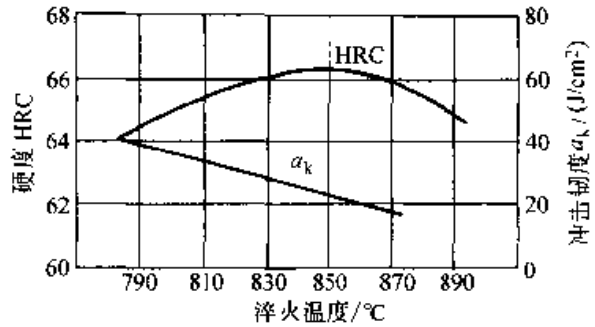


图 6.2-64 CrWMn 钢硬度、冲击韧性
与淬火温度的关系
(淬火后在 200℃ 硝盐浴中回火 1 h)

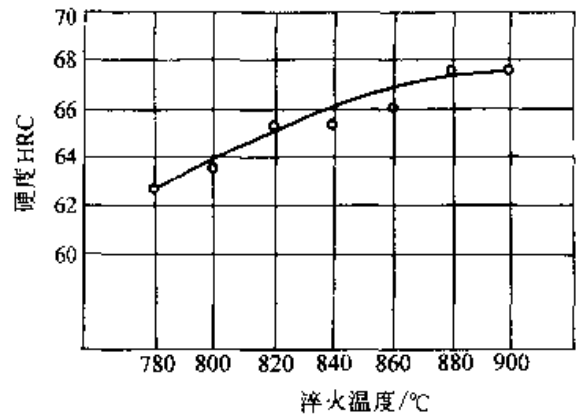


图 6.2-65 CrWMn 钢的淬火硬度
与淬火温度的关系

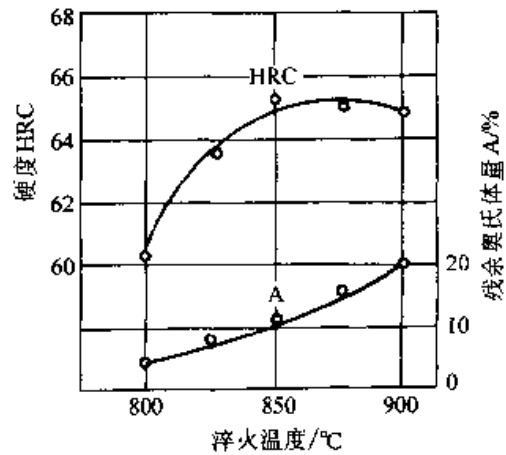


图 6.2-66 CrWMn 钢的硬度、残余奥氏体含量
与淬火温度的关系^[19]
(在油中冷却)

72. 热处理变形率见图 6.2-73。推荐的回火工艺见表 6.2-30。

(5) CrWMn 的双细化工艺

经双细化工艺和常规工艺处理的 CrWMn 钢, 其力学性能对比见表 6.2-31。

表 6.2-28 CrWMn 钢推荐的淬火工艺

方案	淬火温度 /℃	冷 却				硬度 HRC
		介质	介质温度/℃	延续至	冷却到 20℃	
I	820~840	油	20~40	油温	室温空冷	63~65
II	820~840	油	90~140	150~200	空冷	63~65
III	830~850	熔融盐或碱	150~160	3~5 min	空冷	62~64

注：1. 方案 II 和 III 用于形状较复杂，要求变形小的工模具；
 2. 直径与厚度 > 50 mm 的工件，淬火温度可适当提高，提高至 850~870℃；
 3. 对高精度工具，I~II 方案可在淬火后 1 h 内进行 -70℃ 冷处理。

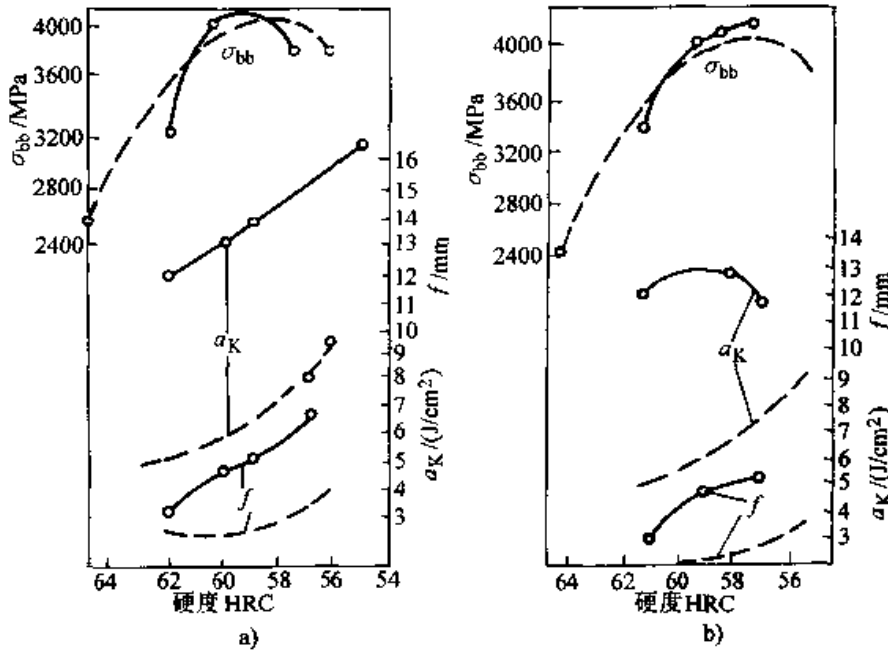


图 6.2-57 CrWMn 钢普通淬火及等温淬火后的力学性能
 a) 260℃ 等温不同时间后淬火，200℃ 回火 b) 不同温度等温 1 h 后淬火，200℃ 回火

表 6.2-29 常规淬火-回火工艺和等温淬火工艺处理的试样性能对比

热处理工艺	硬度 HRC	抗拉强度 σ_b /MPa	屈服强度 $\sigma_{0.2}$ /MPa	静弯断裂 负荷/N	挠度 f/mm	断裂韧度 K_{Ic} /MPa·m ^{1/2}
常规淬火-回火工艺：860℃ 加热、油冷淬火 250℃ 回火	60.5	1 887	1 566	6 321	0.165	19.3
等温淬火工艺：860℃ 加热、260℃ 等温，1 h	60.0 50% B _T	2 021	1 573	6 752	0.172	20.8

3.3 9Mn2V 钢

9Mn2V 钢是我国发展的一种不含铬元素的冷作模具钢，它常代替或部分代替含铬钢种用于制造尺寸较大、形状复杂、轻负荷的冷冲压模具。

9Mn2V 钢中的含碳量与 9SiCr 钢同，都是 0.85%~0.95%，这样高的含碳量能保证钢热处理后获得高的硬度，并有一定数量的过剩碳化物，以增加钢的耐磨性。一般低合金冷作模具钢，其含锰量大多小于 0.40%，CrWMn 钢中的含锰量为 0.80%~1.10%，而 9Mn2V 钢中的含

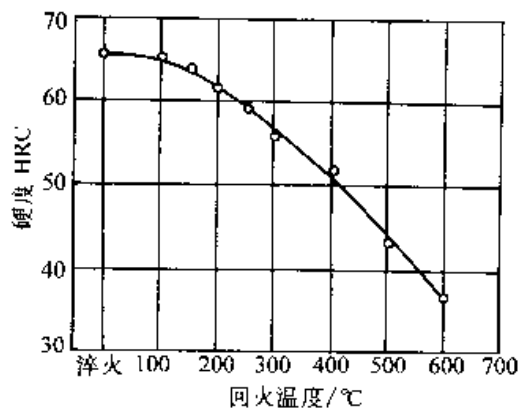


图 6.2-68 CrWMn 钢的回火硬度曲线 (860℃油淬)

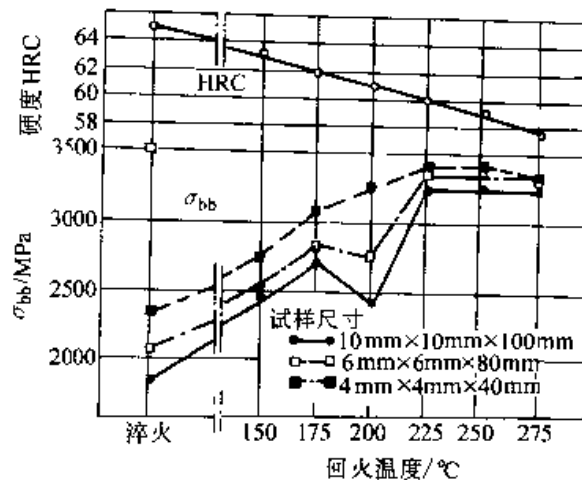


图 6.2-71 回火温度对 CrWMn 钢抗弯强度的影响

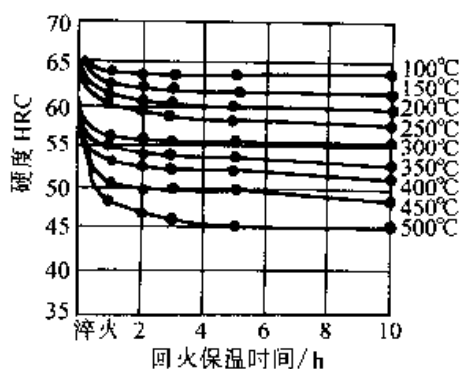


图 6.2-69 CrWMn 钢的硬度与回火保温时间的关系 (830℃油淬)

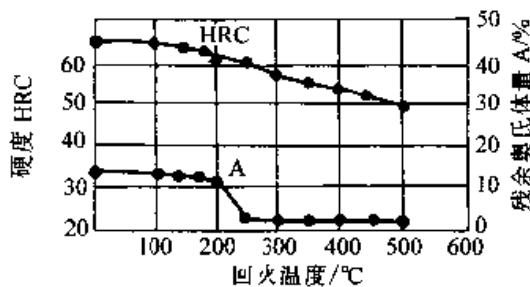


图 6.2-72 CrWn 钢的硬度、残余奥氏体量与回火温度的关系 (860℃淬火)

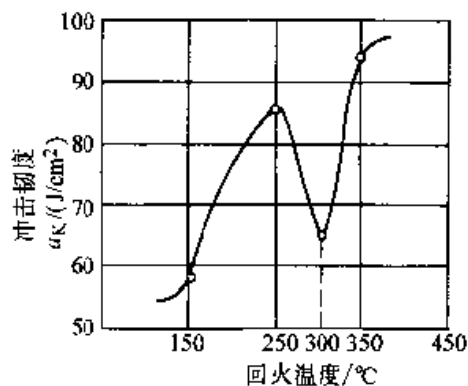


图 6.2-70 冲击韧性与回火温度的关系

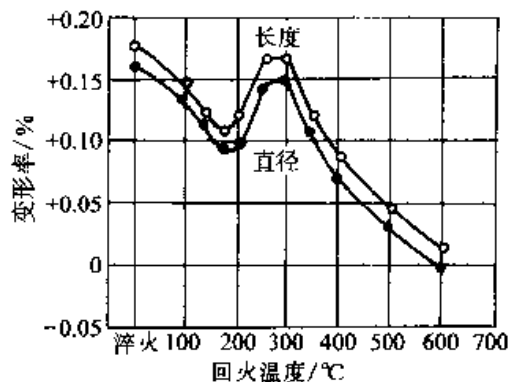


图 6.2-73 CrWMn 钢的热处理变形率
试样尺寸: $\phi 25$ mm×50 mm, 830℃×8 min, 油淬

表 6.2-30 CrWMn 钢的回火工艺

方案	回火目的	加热温度/℃	加热介质	硬度 HRC
I	消除应力, 稳定组织和尺寸	140~160	油、硝盐或碱	62~65
		170~200		60~62
		230~280		55~60
II	消除应力, 降低硬度	参见注 2	硝盐、碱或空气炉	根据回火温度

注: 1. 高精度 (1~2 μ m) 工件在精磨加工后应进行回火

2. 消除应力、降低硬度回火可根据图 6.2-69 中回火温度和保温时间与硬度关系来选择工艺参数。

表 6.2-31 经双细化工艺和常规工艺处理的 CrWMn 钢的力学性能对比

球化工艺	碳化物直径 / μm	最终热处理工艺	硬度 HRC	抗拉强度 σ_b /MPa	屈服强度 $\sigma_{0.2}$ /MPa	静弯断裂负荷 /N	挠度 f /mm	断裂韧度 K_{Ic} / $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$
常规球化工艺: 820℃加热保温 2 h → 700℃加热保温 5 h	0.9~1.5	860℃加热、油冷 淬火、250℃回火	60.5	1 887	1 566	6 321	0.165	19.3
超细化处理工艺: 1 050℃固溶 → 等温 淬火 + 等温球化 (800℃加热保温 1 h → 700℃加热保温 4 h)	0.5~0.7	860℃加热、油冷 淬火、250℃回火	61.5	2 313	2 143	6 301	0.165	19.75

锰量则达到 1.70%~2.00%。9Mn2V 钢中加入锰的主要目的是为了提高淬透性。由于锰含量高容易引起钢的过热，因而同时加入 0.10%~0.25%的钒，使形成十分稳定的、硬度又非常高的钒碳化物 (V_4C_3)，该钒碳化物能有效地阻碍奥氏体晶粒长大，降低锰钢的过热敏感性。

9Mn2V 钢的碳化物不均匀性和淬火开裂倾向均比 CrWMn 钢小；脱碳倾向比 9SiCr 钢小；

淬透性低于 CrWMn，接近 9SiCr 钢；回火稳定性较差，接近 T10A 钢；耐磨性与 CrWMn 钢相近，而比 T10A 钢则要高得多。

9Mn2V 钢的临界点如下： A_{c1} 750℃； A_{cm} 860℃； A_{r1} 660℃； A_{r3} 690℃； M_s 125℃。

(1) 锻造

9Mn2V 钢的锻造工艺见表 6.2-32。

表 6.2-32 9Mn2V 钢的热加工工艺

项目	加热温度 /℃	开锻温度 /℃	终锻温度 /℃	冷却方式
钢锭	1 140~1 180	1 100~1 150	800~850	坑冷或热矿缓冷
钢坯	1 080~1 120	1 050~1 100	800~850	坑冷或热矿缓冷

(2) 退火与正火

9Mn2V 的退火工艺见图 6.2-74 和图 6.2-75。如果在球化退火（等温退火）前，发现钢中有碳化物网存在，则应预先进行正火处理。正火温度以 900℃为宜，保温后快速冷却。快冷正火后，立即进行球化退火处理。

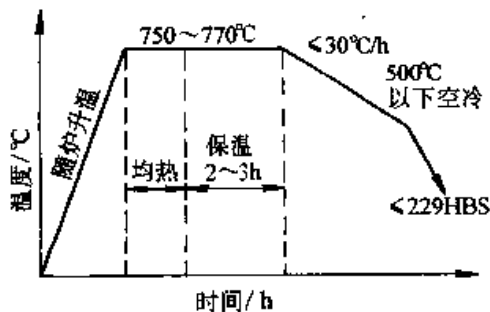


图 6.2-74 9Mn2V 钢锻压后一般退火工艺

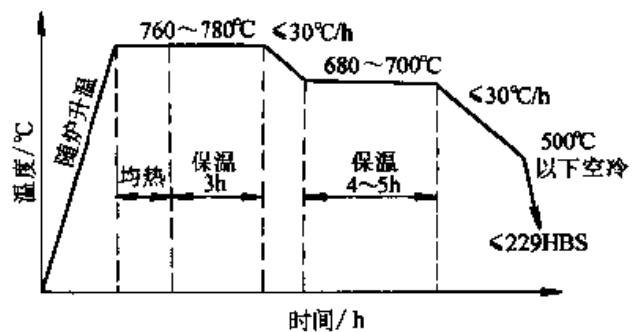


图 6.2-75 9Mn2V 钢锻压后等温退火工艺^[33]

(3) 淬火

9Mn2V 钢的等温转变曲线见图 6.2-76。淬透性曲线见图 6.2-77~图 6.2-79。残余奥氏体量与淬火温度的关系见图 6.2-80。淬火温度与力学性能的关系见图 6.2-81~图 6.2-83。推荐的淬火工艺见表 6.2-33。

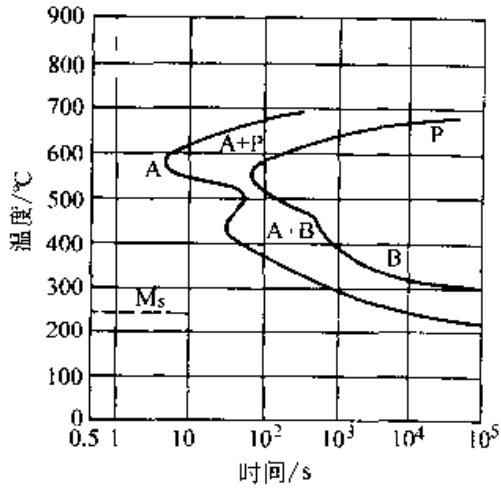


图 6.2-76 9Mn2V 钢的等温转变“C”曲线 (奥氏体化温度: 780~820℃)

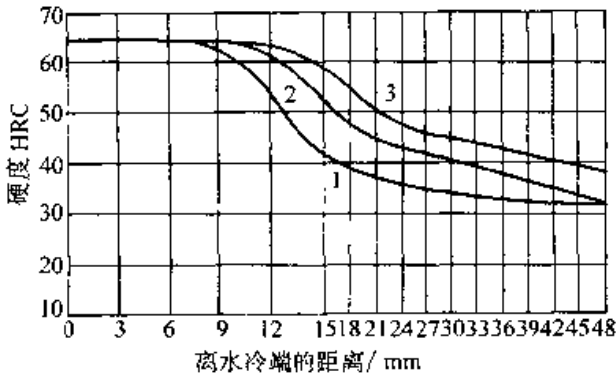


图 6.2-77 9Mn2V 钢的淬透性曲线
1—760℃加热; 2—790℃加热; 3—870℃加热

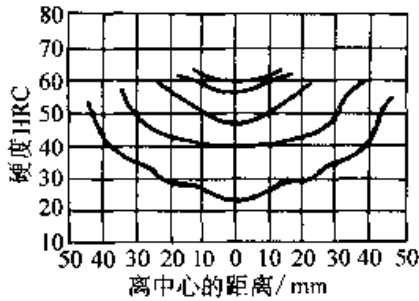


图 6.2-78 9Mn2V 钢 790℃油淬的淬透性曲线

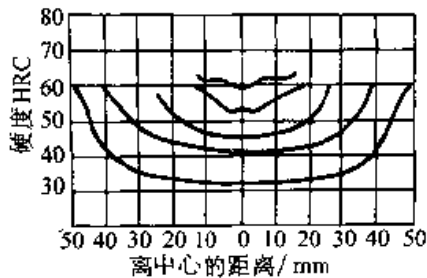


图 6.2-79 9Mn2V 钢 790℃淬 170℃硝盐的淬透性曲线

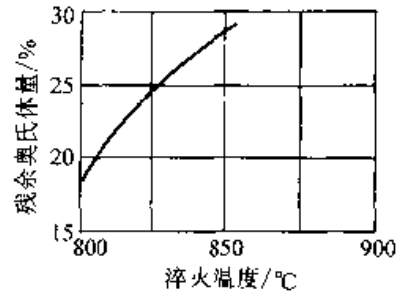


图 6.2-80 残余奥氏体与淬火温度的关系

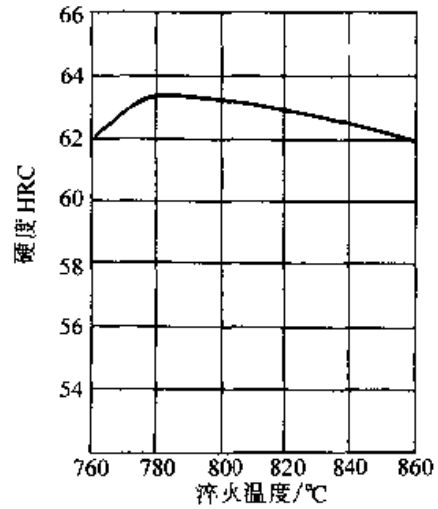


图 6.2-81 硬度与淬火温度的关系

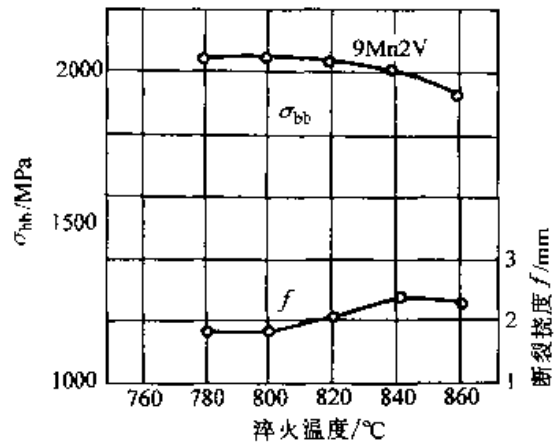


图 6.2-82 淬火温度对 9Mn2V 钢 强韧性影响 (150℃回火)

(4) 回火

9Mn2V 钢的回火温度与力学性能的关系见图 6.2-84~图 6.2-89。不同的研究得出的结果差别较大, 比较一致的看法是在 200℃ 以上时存在回火脆性。推荐的回火工艺见表 6.2-34。

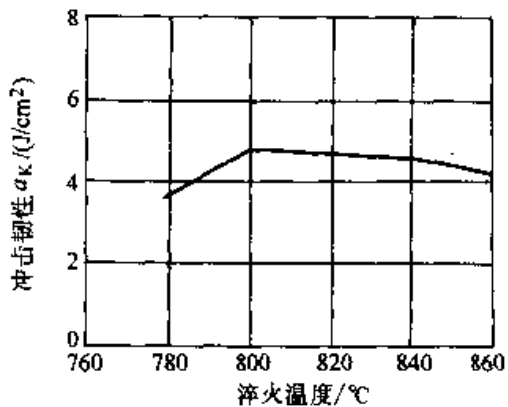


图 6.2-83 冲击韧性与淬火温度的关系

表 6.2-33 9Mn2V 钢推荐的淬火工艺

淬火温度/°C	冷却介质	硬度 HRC
780~820	油	≥62

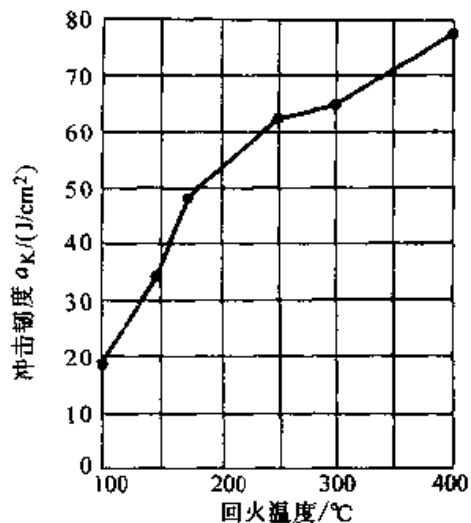


图 6.2-86 9Mn2V 钢在不同温度回火后的冲击韧性
790°C 油淬

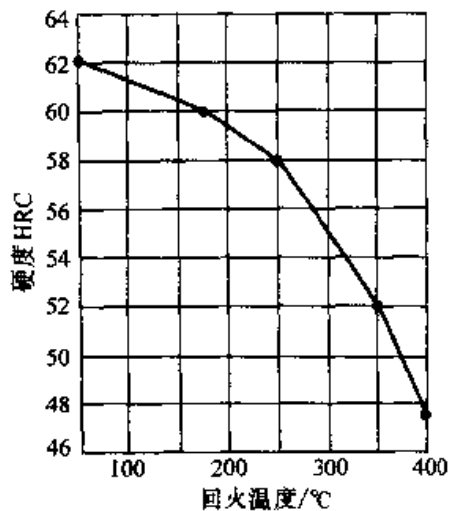


图 6.2-84 9Mn2V 钢的硬度与回火温度的关系 (790°C 油淬)

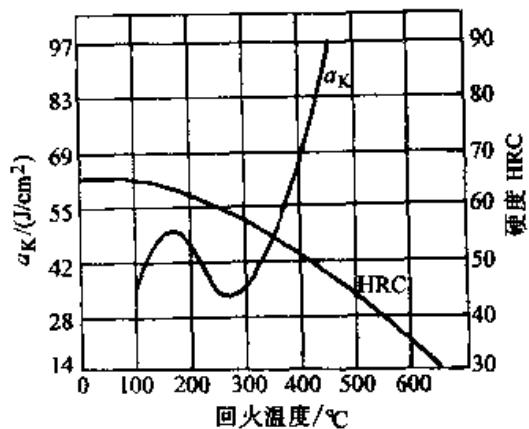


图 6.2-87 回火温度对 9Mn2V 钢冲击韧度的影响 (770°C 淬火)

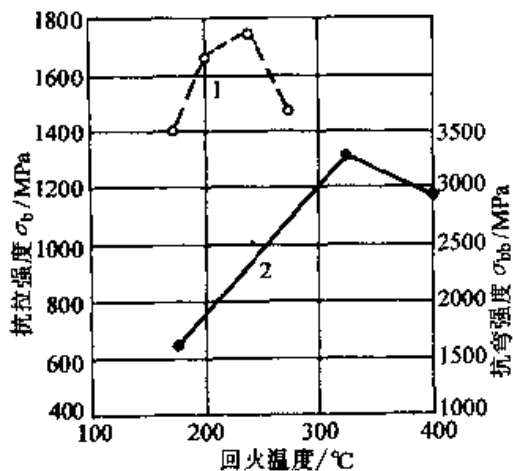


图 6.2-85 9Mn2V 钢在不同温度回火后的抗拉强度和抗弯强度

790°C 油淬 1—抗弯强度 2—抗拉强度

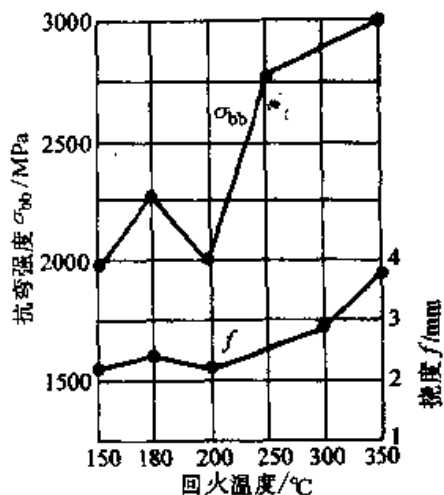


图 6.2-88 回火温度对 9Mn2V 钢力学性能的影响

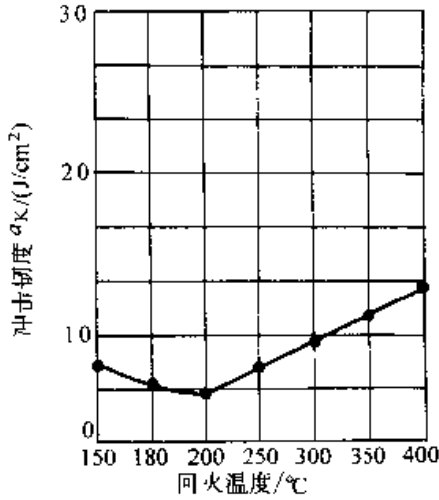


图 6.2-89 回火温度对 9Mn2V 钢冲击韧度的影响

表 6.2-34 9Mn2V 钢推荐的回火工艺

回火温度/℃	冷却介质	硬度 HRC
150~200	空气	60~62

表 6.2-35 9CrSi 钢的锻造工艺

项 目	加热温度/℃	开锻温度/℃	终锻温度/℃	冷却
钢锭	1 150~1 210	1 100~1 150	880~800	缓冷(砂中或箱冷)
钢坯	1 100~1 150	1 050~1 100	850~800	缓冷(砂中或箱冷)

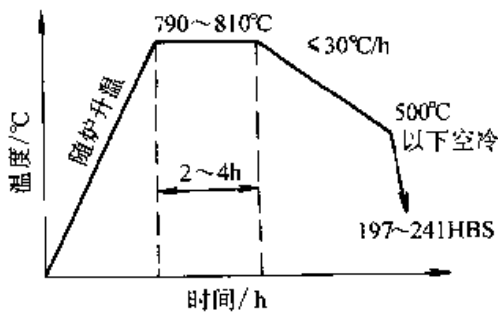


图 6.2-90 9CrSi 钢锻轧后一般退火工艺

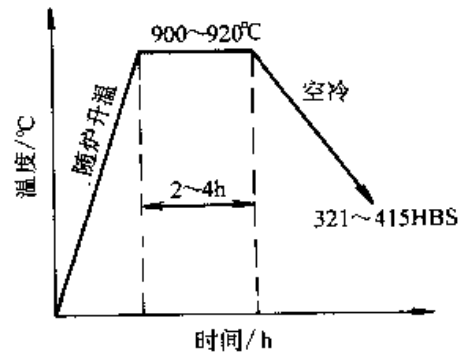


图 6.2-92 9CrSi 钢的正火工艺

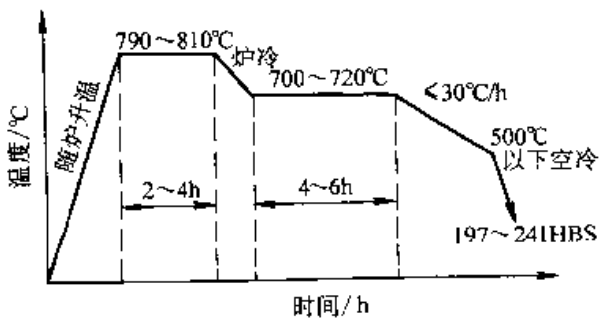


图 6.2-91 9CrSi 钢锻轧后等温退火工艺

3.4 9SiCr 钢

9SiCr 钢主要用来制作刀具，为专用的刀具钢之一；目前也常用作冷作模如打印模、螺纹滚压模、冷冲压模等。

9SiCr 钢中含碳 0.9%，相当于在 T9A 钢中增添一定数量的硅（1.20%~1.60%）和铬（0.95%~1.25%）。与 GCr15 钢相比，9SiCr 钢的含碳量和含铬量稍低，而增加了含硅量。由于硅和铬的共同作用，使 9SiCr 钢比 GCr15 钢具有较高的淬透性和回火稳定性。硅是非碳化物形成元素，它容易使 9SiCr 钢在退火或淬火高温加热时引起脱碳而导致机械性能和使用寿命的降低。

9SiCr 钢的临界点： A_{c1} 770~780℃； A_{cm} 870℃； A_1 730℃； M_s 160℃； M_f -30℃。

(1) 锻造工艺(表 6.2-35)

(2) 退火与正火

退火工艺见图 6.2-90 和图 6.2-91，正火工艺见图 6.2-92。在退火状态下，9SiCr 钢的硬度、相组成、显微组织等见表 6.2-36。

(3) 淬火

9SiCr 钢的奥氏体等温转变曲线见图 6.2-93。硬度、残余奥氏体量与淬火温度的关系见图 6.2-94。淬透性曲线见图 6.2-95 和图 6.2-96。冷却介质对淬火硬度的影响见图 6.2-97。机械性能与淬火温度的关系见图 6.2-98 和图 6.2-99。推荐的淬火工艺见表 6.2-37。

表 6.2-36 9SiCr 钢的硬度、相组成和显微组织

硬度				相组成 (质量分数) /%			显微组织	
未退火		退火后		铁素体	碳化物	碳化物型式	未退火	退火后
压痕直径 /mm	硬度 HBS	压痕直径 /mm	硬度 HBS					
3.4~	321~	4.3~	197~	87.3~	12.7~	合金渗碳体	屈氏体+	球状珠光体
3.0	415	3.9	241	85.8	14.2		索氏体	

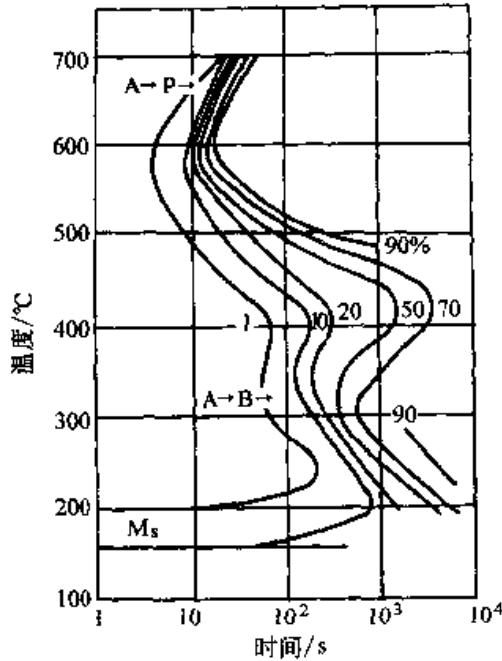


图 6.2-93 9CrSi 钢的奥氏体等温转变曲线
加热温度, 875°C

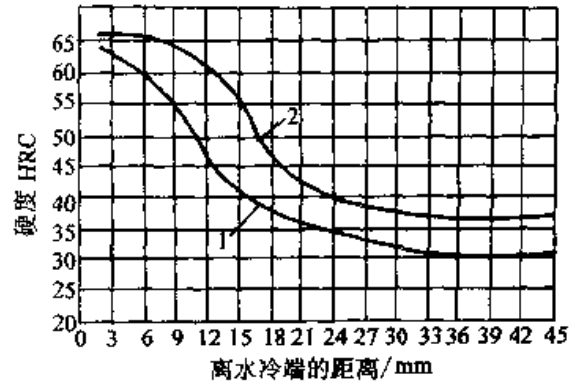


图 6.2-95 9CrSi 钢淬透性曲线
1—820°C 加热 2—860°C 加热

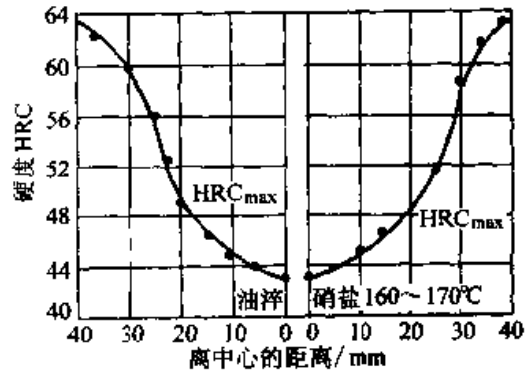


图 6.2-96 9CrSi 钢淬火后的硬度分布曲线

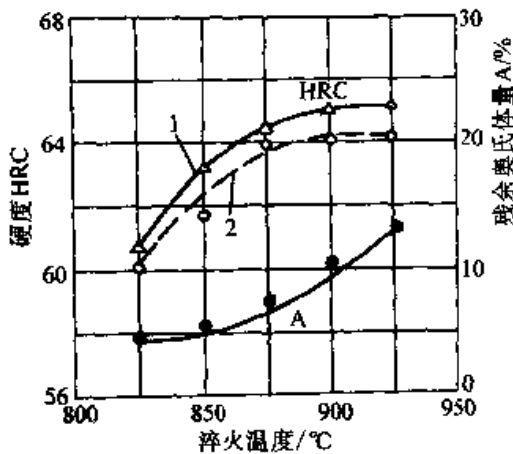


图 6.2-94 9CrSi 钢的硬度、残余奥氏体量

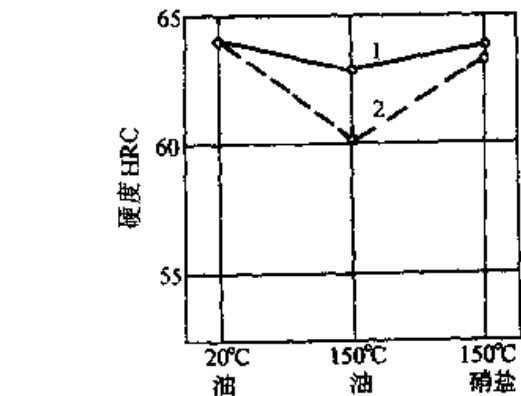
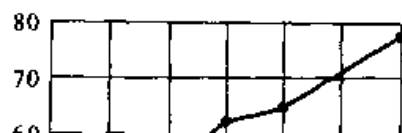


图 6.2-97 合金元素对 9CrSi 钢淬火硬度的影响 860°C~880°C



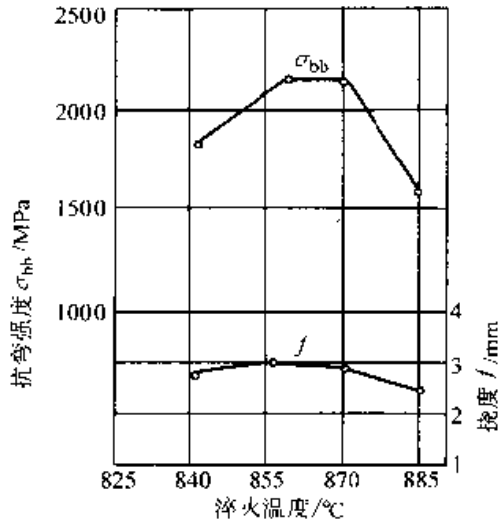


图 6.2-98 9SiCr 钢机械性能与淬火温度的关系

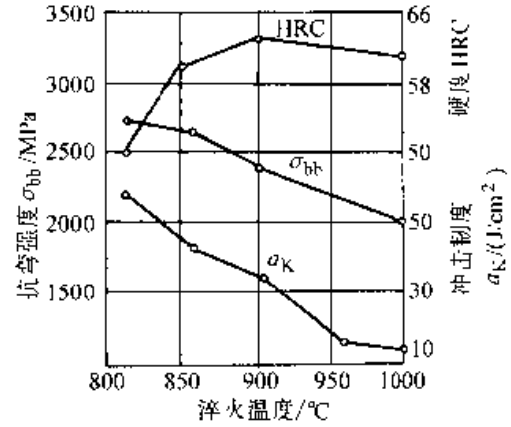


图 6.2-99 9CrSi 钢经不同温度淬火并在160°C回火后的力学性能

表 6.2-37 9CrSi 钢推荐的淬火工艺

方案	淬火温度/°C	冷 却				硬度 HRC
		介质	介质温度/°C	延续时间 (或温度)	冷却至室温	
I	860~880	油	20~40	至油温	在空气中	62~65
II	860~880	油	80~140	至 150~200°C	同上	62~65
III	860~880	熔融的硝酸盐或碱中	150~200	3~5分	同上	61~63
IV	860~880	熔融的硝酸盐或碱中	150~200	30~60分	同上	59~62

注：形状复杂以及要求变形最小的工件，采用方案Ⅲ和Ⅳ。

(4) 回火

9SiCr 钢的回火硬度与回火温度及保温时间的关系见图 6.2-100 和图 6.2-101。硬度和残余奥氏体量与回火温度的关系见图 6.2-102。钢在回火后的尺寸变化见图 6.2-103。回火工艺对力学性能的影响见图 6.2-104~图 6.2-106。推荐的回火工艺见表 6.2-38。

(5) 冷处理工艺 (见表 6.2-39)

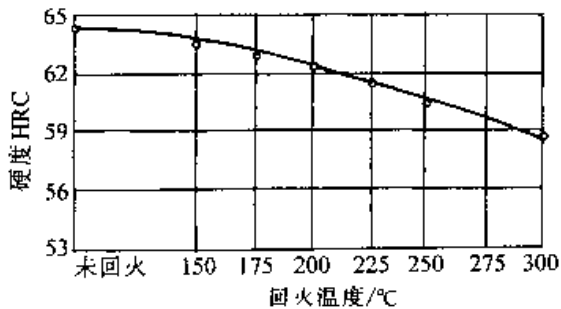


图 6.2-100 9CrSi 钢在 870°C 淬火后在不同温度回火时 (回火时间为 1 h) 的硬度变化

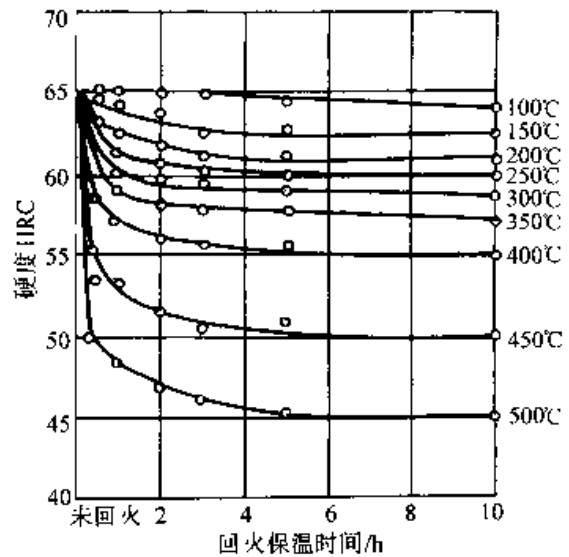


图 6.2-101 9CrSi 钢经 870°C 淬火后回火硬度与保温时间的关系

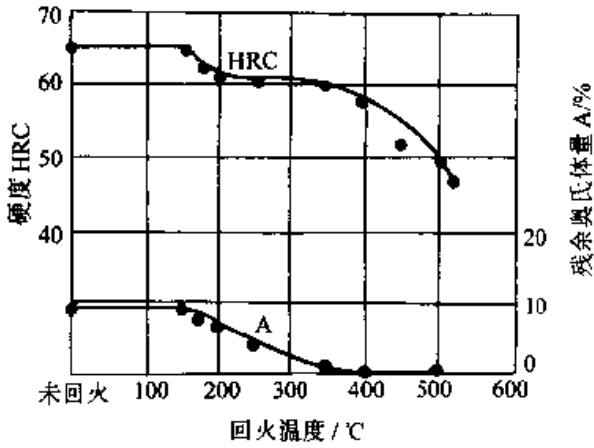


图 6.2-102 9CrSi 钢经 870℃ 淬火后在不同回火温度（保持 1 h）时的硬度、残余奥氏体量的变化

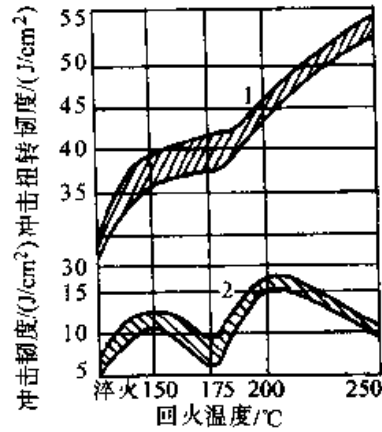


图 6.2-105 9SiCr 钢回火温度对冲击韧度的影响（淬火温度 870℃）
1—冲击弯曲 2—冲击扭转

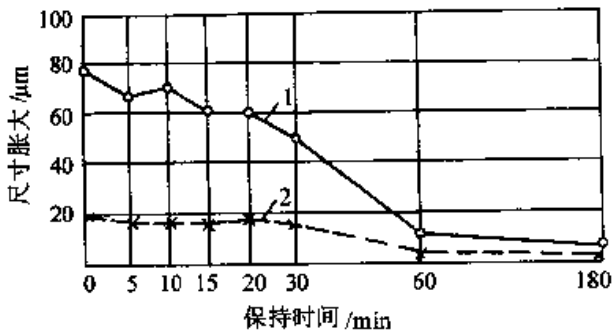


图 6.2-103 9CrSi 钢经 870℃ 淬火并在 160℃ 回火时保持时间对尺寸变化的影响
试样直径 $D=15$ mm；长度 $L=50$ mm
1—长度方向 2—直径方向

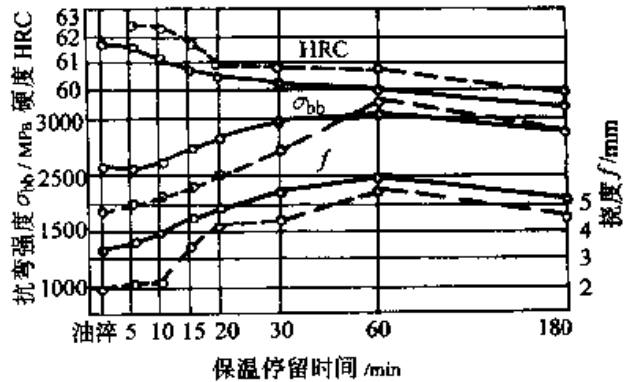


图 6.2-106 9CrSi 钢自 875℃ 加热后于 160℃ 等温停留不同时间后空冷的力学性能（实线）及经 180℃ 回火 60 min 后的力学性能（虚线）

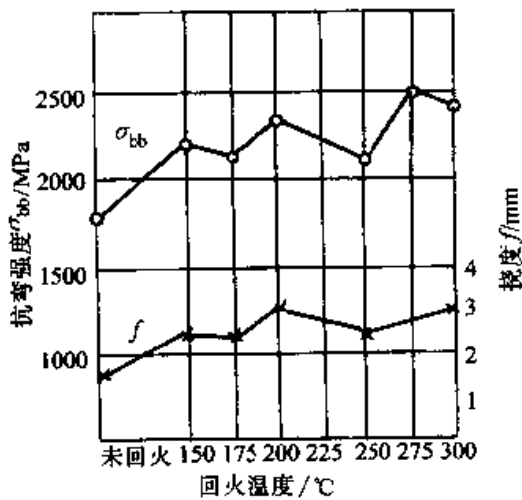


图 6.2-104 9CrSi 钢经最佳淬火温度淬火并在不同温度回火后的抗弯强度

3.5 6CrW2Si 钢

铬钨硅钢系合金工具钢有三个钢号：4CrW2Si、5CrW2Si 和 6CrW2Si，三个钢号只有含碳量的差异。其中，6CrW2Si 钢强度最高，耐磨性最好，韧性相对较差；4CrW2Si 钢韧性最好，强度、硬度稍低。钨的碳化物 Fe_3W_3C 不易在淬火加热时溶解，因此可以有效地细化晶粒，提高耐磨性；但钨有促进碳化物偏析的作用。硅溶入固溶体中，能提高疲劳强度，使临界点上升，所以淬火加热温度较高；硅钢有脱碳敏感性，需要防止工件脱碳。铬钨硅钢系淬透性高，回火稳定性好，等温转变比较稳定，有利于分级淬火和等温淬火，可以用来制造冲击工具、刀具、也可以用来制造冷作模具。

表 6.2-38 9CrSi 钢推荐的回火工艺

方案	回火目的	加热温度/℃	加热介质	硬度 HRC
I	消除应力、稳定组织	140~160	油、硝酸盐或碱	62~65
		160~180		61~63
		180~200		60~62
		200~220		58~62
II	消除应力和降低硬度	①	硝酸盐、碱、空气炉	

注：1. 高精度（1~2 μm）的工件，在粗磨加工后，应再次回火；

2. 高于 200~500℃ 回火时，不用冷处理即可同时保证产品尺寸的稳定性。

①回火后硬度要求低于 58 HRC 时，其回火温度可参看图 6.2-101 的曲线选择。

表 6.2-39 9CrSi 钢的冷处理工艺

冷处理温度/℃	用途	淬火方案	硬度增量 ΔHRC
-70	高精度工具的尺寸稳定性	I~III	0~1

注：淬火后停留时间不应超过 1 h 就进行冷处理。

(1) 退火

推荐的退火工艺为 750~760℃ 加热，保温 6~8h，然后缓冷到 550℃ 出炉。退火后硬度为 205~235HBS。

(2) 淬火与回火

淬火加热温度为 880~900℃，不同加热温度淬火后的组织情况及性能见表 6.2-40。表中试样的化学成分（质量分数）为 C0.62%、Si0.75%、Mn0.25%、Cr1.30%、W2.65%。

表 6.2-40 6CrW2Si 钢不同加热温度淬火后的组织

淬火加热温度/℃	880	900	940	980
光镜分析（放大 500 倍）	隐针 M	隐针 M	板条 M+ 针状 M	板条 M
电镜分析（放大 6 600 倍） （成分百分数为体积分）	板条 M+ 30% 针状 M	板条 M+ 10% 针状 M	板条 M+ 5% 针状 M	板条 M
剩余碳化物类型	Fe ₃ C Fe ₃ W ₃ C	Fe ₃ C Fe ₃ W ₃ C	Fe ₃ W ₃ C	Fe ₃ W ₃ C
剩余碳化物量（体积分）/%	15	10	5	<2
剩余碳化物直径/μm	平均 0.25 最大 0.25	平均 0.15 最大 0.3	平均 0.10 最大 0.20	平均 0.10 最大 0.20
残留奥氏体（体积分）/%	~1.8	2	2.5	2.7
淬火后基体含钨量（质量分）/%	1.8	1.9	2.25	2.6
淬火后硬度 HRC	58	61	59	57.5
200℃ 回火后硬度 HRC	55	57.5	58.5	59.5

冲击韧度(夏比U型缺口)一般随着回火温度上升而提高,但在350~380℃之间有回火脆性。淬火温度愈高,回火脆性愈明显。与此同时,在200~280℃回火时出现一个冲击韧度峰值。而常规的880℃加热淬火-回火时,回火脆性和冲击韧度峰值都不明显,冲击韧度随着回火温度的上升单调上升。例如,在200~280℃回火后,980℃淬火的试样冲击韧度值为29.4J/cm²左右,比常规淬火试样的冲击韧度高出1倍左右。而两者的抗弯强度都在2450MPa左右,塑性(残余变形量)都在2~3mm之间,即淬火加热温度对回火后的强度和塑性影响不大。因此,有人建议将淬火加热温度提高到980℃左右,这样可以获得全部板条马氏体组织,200~280℃回火后可获得最好的韧性,而强度和塑性则不变。

对于要求有中等硬度和耐磨性的工模具,可采用880~900℃加热淬火,淬火晶粒度为12级左右,回火后没有明显的回火脆性区,冲击韧度随着回火温度单调上升。要求高硬度和高耐磨性的工模具,可采用950~980℃加热淬火,避开回火脆性区,在250℃左右回火,工模具的使用寿命可以有所提高。

3.6 60Si2Mn 钢

60Si2Mn钢是一种弹簧专用钢种,具有高屈服强度、高疲劳极限和优良的塑性;钢材价格低廉;热处理工艺简单,用于制造冲击模具。标准件行业多用其制造冷镦冲头、螺母冷镦模具、冷

冲孔模具等。60Si2Mn钢有较高的强韧性和抗回火稳定性,但耐磨性稍低,淬透性也不高,油冷淬火临界直径为25~30mm,因此只能用作小型工模具。钢材含硅量高,因此有石墨化倾向,脱碳敏感性也较高。

(1) 退火

推荐采用850℃加热,油冷淬火,短时间等温球化工艺(790℃加热25min,急冷到680℃保温1h,炉冷到500℃出炉)。

(2) 常规淬火与回火

一般采用850~870℃加热,油冷淬火。回火温度一般选择200~350℃,必须注意避开300℃左右的回火脆性区。60Si2Mn钢热处理后的性能及60Si2Mn与其他冷作模具钢的性能对比见表6.2-41。从表中数据可以看出,适当选择热处理工艺,60Si2Mn钢的性能指标并不亚于其他冷作模具钢,只是耐磨性稍差些。作为一般冷作模具,60Si2Mn钢采用870℃加热淬火、310℃以上回火,其强韧性配合最好,使用寿命有时比9SiCr钢模具要高出1倍。

采用950℃左右加热淬火,碳化物能完全溶解,可以获得全部板条马氏体组织,其力学性能随着淬火加热温度的变化而变化,见图6.2-107~图6.2-109(所有试样都经过250℃盐浴回火4h,硬度为57~59HRC)。断裂韧度 K_{IC} 值随着淬火温度的提高单调上升。根据试验数据,采用920~950℃加热淬火、250℃回火的冷镦螺帽四序冲模,使用寿命比常规处理工艺的模具提高了两倍左右。

表 6.2-41 60Si2Mn 钢与其他冷作模具钢性能对比

钢 种	抗弯强度 σ_b /MPa	抗弯屈服强度 σ_{sb} /MPa	挠度 f /mm	冲击韧度 (无缺口) α_K /(J/cm ²)	硬度 HRC
CrWMn 钢回火到 61HRC	2 646	1 666	2.3		61
Cr12 钢回火到 61HRC	2 891	2 205	1.7		61
Cr12MoV 钢回火到 61HRC	3 430	2 009	2.4		61
W6Mo5Cr4V2 高速钢回火到 61HRC	4 410	3 587	2.4		61
60Si2Mn 钢, 870℃ 加热、油冷淬火, 180℃ 回火	3 822	3 234	2.2	68.6	61
60Si2Mn 钢, 870℃ 加热、油冷淬火, 200℃ 回火	4 116	3 430	3	196	60

续表 6.2-41

钢种	抗弯强度 σ_{bb} /MPa	抗弯屈服强度 σ_{bs} /MPa	挠度 f /mm	冲击韧度 (无缺口) a_K /(J/cm ²)	硬度 HRC
60Si2Mn 钢, 870℃加热、油冷淬火, 230℃回火	4 606	3 430	3.5	343	59
60Si2Mn 钢, 870℃回热、油冷淬火, 310℃回火	4 851	3 577	59	352.8	58.5
60Si2Mn 钢, 870℃加热、油冷淬火, 350℃回火	4 880	3 763	11.3	382	54

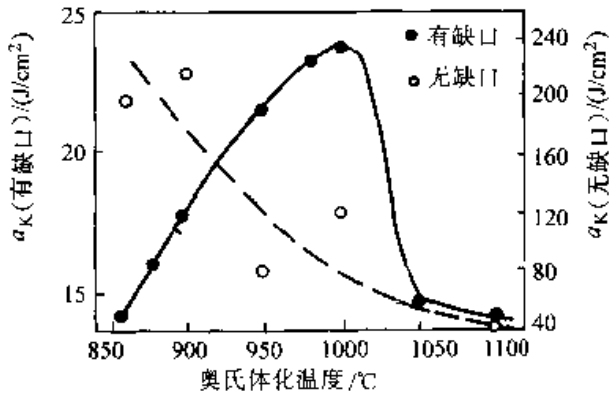


图 6.2-107 奥氏体化温度，对 60Si2Mn 钢室温冲击性能的影响

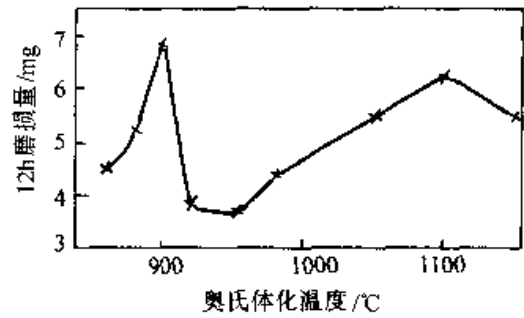


图 6.2-109 奥氏体化温度对 60Si2Mn 钢磨损失量的影响

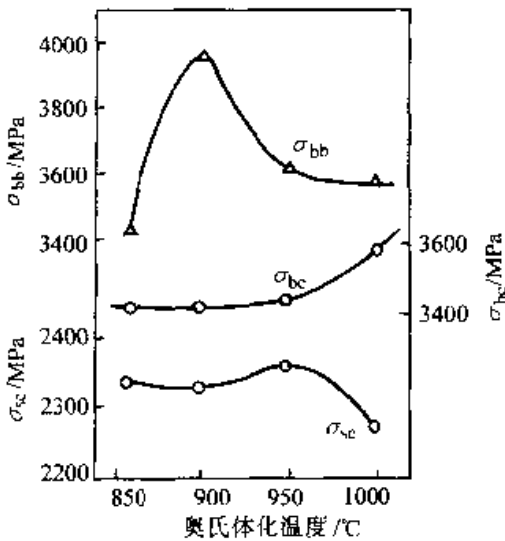


图 6.2-108 奥氏体化温度对 60Si2Mn 钢抗弯强度的影响

(3) 等温淬火工艺、组织和性能

等温淬火获得下贝氏体和马氏体的混合组织，可以进一步提高钢的冲击韧度。表 6.2-42 是 60Si2Mn 钢经等温处理后的力学性能数据，所用试样的淬火加热温度都是 870℃，马氏体转

变温度为 $M_s \sim 250^\circ\text{C}$ ，等温温度选择 $250 \sim 350^\circ\text{C}$ ，等温时间都是 20 min。由表中数据可见，870℃ 加热、250℃ 等温处理的试样，强韧性最好。

3.7 GD 钢

6CrNiMnSiMoV 钢的代号为 GD 钢，是一种碳化物偏析小而淬透性高的高强韧钢。总合金含量的质量分数在 4% 左右。它的合金化特点是在 CrWMn 钢的基础上，适当降低含碳量，以减少碳化物偏析，同时增加镍、硅、锰，以加强基体的强度和韧性，少量钼和钒，可以细化晶粒、提高淬透性和耐磨性，并增加回火稳定性。铬的作用主要在于提高淬透性。通过最佳的热处理工艺，可使 GD 钢获得较多的板条马氏体。碳化物细小而均匀，总量也较少。淬火温度较低，温度区间宽，尤其适于中小企业的热处理条件。它可以取代 CrWMn 钢和部分取代 Cr12MoV 钢制造冷作模具，模具使用过程中很少崩刃和断裂。

Cr12MoV 钢的临界点为 $A_{c1}: 705 \sim 740^\circ\text{C}$ ， $A_{r1}: 605 \sim 580^\circ\text{C}$ ， $M_s: \sim 172^\circ\text{C}$ 。

线胀系数 α 为 $12.6 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$ ($20 \sim 300^\circ\text{C}$)。

表 6.2-42 60Si2Mn 钢油冷淬火及不同温度下等温淬火后的性能

热处理工艺	组织	硬度 HRC	抗弯强度 σ_{bb}/MPa	抗压屈服强度 σ_{sc}/MPa	挠度 $f/$ mm	冲击韧度 (无缺口) $a_K/(J/\text{cm}^2)$
870℃加热油冷淬火 250℃回火	回火 M	58	4 645	2 303	3.6	73.5
870℃加热 210℃等温处理	M+A	61	4 116	2 254	4	98
870℃加热 250℃等温处理	M+B _F +A	57	4 675	2 156	7	176.4
870℃加热 270℃等温处理	M+B _F +A	55	4 606	1 960	8	274
870℃加热 290℃等温处理	M+B _F +A	54	4 253	1 862	12	372
870℃加热 310℃等温处理	M+B _F +A	50	4 067	1 705	18	401.8
870℃加热 350℃等温处理	M+B _L +B _F +A	38	2 940	1 470	—	—

GD 钢已在机械、电子、轻工、航天、邮电等部门成功应用, 代替 CrWMn、Cr12 型、GCr15、6CrW2Si、9SiCr、9Mn2V 等钢制作各种类型的易崩刃、易断裂的冷作模具, 如冷挤、冷弯、冷墩模, 精密塑料模、温热挤压模等, 均获得满意的成效, 模具寿命均显著提高。该钢尤其适用于细长、薄片凸模, 形状复杂、大型、薄壁凸凹模、中厚板冲裁模及剪刀片等。

(1) 锻造

锻造加热温度为 1 080~1 120℃, 始锻温度为 1 040~1 060℃, 终锻温度应高于 850℃, 锻后应缓冷, 并立即退火。

(2) 退火

推荐的等温球化退火工艺为: 加热温度为 760~800℃, 保温 2 h, 然后以 30℃/h 速度降到 680℃, 再保温 6 h 左右, 炉冷到 550℃ 左右出炉空冷。退火后硬度为 230~240HBS。

(3) 常规热处理工艺、组织与性能

GD 钢的等温转变曲线见图 6.2-110。GD 钢的淬透性好, $\phi 60$ mm 的钢材空冷可以全部淬硬。GD 钢的最佳热处理工艺为: 870~930℃ 加热, 油冷淬火, 175~230℃ 回火。GD 钢经不同温度加热, 不同温度回火后性能变化见表 6.2-43。GD 钢在不同温度加热淬火、200℃ 左右回火后的力学性能见表 6.2-44, 其中 900℃ 加热, 油冷淬火, 200℃ 回火 2 h, 可获得最佳的强韧性配合。GD 钢与 CrWMn 钢和 Cr12MoV 钢的性能对比见表 6.2-45。由表可见 GD 钢的强韧性明显高于对比钢。耐磨实验指出, 在相同条件下,

CrWMn 钢、GD 钢和 Cr12MoV 钢的磨损失重分别为 10.1 mg、6.2 mg 和 4.8 mg。GD 钢的耐磨性远优于 CrWMn 钢, 而逊于 Cr12MoV 钢。

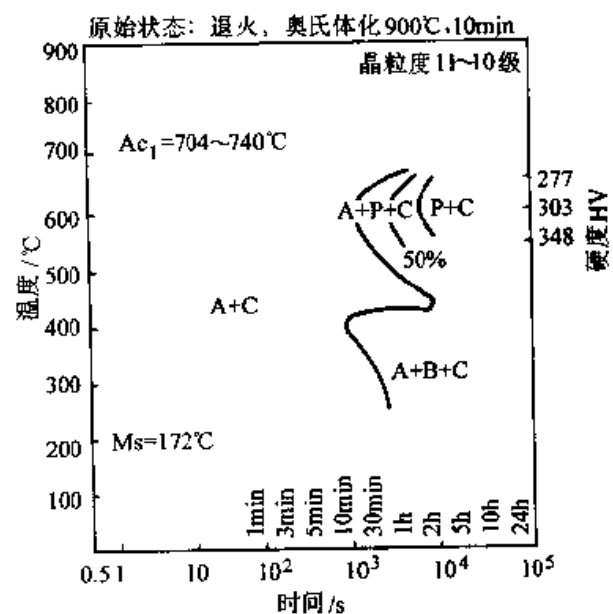


图 6.2-110 GD 钢的 TTT 曲线
(过冷奥氏体等温转变图)

(4) 等温淬火工艺、组织和性能

马氏体基体上分布适量下贝氏体, 具有明显的韧化效果, 是进一步发挥材料潜力的有效途径。GD 钢的 Ms 点在 172℃ 左右。200~300℃ 等温处理可以获得马氏体+下贝氏体的复合组织。900℃ 加热, 250℃ 等温处理不同时间所获得的下贝氏体量见表 6.2-46。当等温时间为 55 min 时, 可获得体积分数为 27.6% 的下贝氏体和体积分数为 17.70% 的残留奥氏体, 其抗弯强度 σ_{bb} 和 C

型缺口冲击韧度 a_K 都达到极大值, σ_{bb} 值约为 4 650 MPa, a_K 值约为 171 J/cm², 强韧性达到最佳的配合。等温时间再增加, 下贝氏体量也增加, 但马氏体量下降, 强度也随之缓慢下降。因

此, 最佳的等温淬火工艺为: 870~930℃ 加热, 250℃ 等温 55 min, 可获得体积分数为 27% 左右的下贝氏体, 然后在 200℃ 回火 2 h, 其力学性能见表 6.2-47。

表 6.2-43 GD 钢淬火-回火后的性能

淬火温度/℃		840	870	900	930	960	1 000
淬火硬度 (油冷) HRC		66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	65.0
晶粒度/级		12	12	11-10	11-10	10-11	7-6
残留奥氏体 (体积分数) /%		11.4	13.5	13.8	16.6	20.2	
回火后硬度 HRC	150℃ 回火	63.0	63.5	64.0	64.0	64.5	64.0
	200℃ 回火	60.0	61.0	61.0	61.0	60.5	61.0
	260℃ 回火	60.0	60.0	59.5	59.5	60.0	60.0
	300℃ 回火	59.5	59.0	58.5	58.0	60.0	59.0

表 6.2-44 GD 钢采用不同热处理工艺后的力学性能

淬火-回火温度/℃	840℃	870℃ 加热			900℃ 加热			930℃ 加热 200℃ 回火	960℃ 加热 200℃ 回火
	加热 200℃ 回火	175℃ 回火	200℃ 回火	230℃ 回火	175℃ 回火	200℃ 回火	230℃ 回火		
硬度 HRC	60.0	62.0	61.0	60.0	62.0	61.0	60.0	61.0	60.5
抗压屈服强度 σ_c / MPa	2 346	2 533	2 467	2 387	2 560	2 493	2 360	2 387	2 333
抗弯强度 σ_{bb} /MPa	4 027	3 758	4 054	4 591	3 625	4 338	4 480	4 258	3 589
抗弯屈服强度 σ_{bb} / MPa	3 218	3 093	3 154	3 476	3 026	3 408	3 356	2 861	3 190
挠度 f /mm	5.70	5.17	5.78	6.74	5.02	6.54	6.90	6.68	4.76
C 型缺口试样冲击韧度 ^① a_K / (J/cm ²)	101	104	131	138	96	148	152	160	53
断裂韧度 K_{Ic} /MPa· m ^{1/2}	21.2	20.3	25.4	24.2		25.3		25.2	23.0
多冲周次 (能级为 3.249J) R_{10} 圆弧缺口 ($N \times 10^4$)	2.136	3.225	3.750	4.305		3.876	3.248	3.045	3.275

① C 型缺口冲击试样尺寸如图所示:

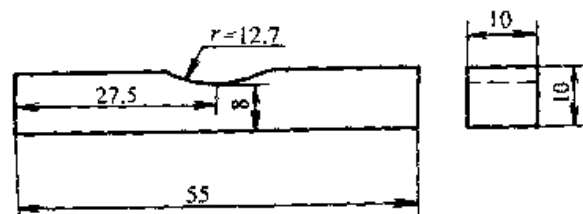


表 6.2-45 GD 钢与 CrWM 钢和 Cr12MoV 钢力学性能对比

钢号	热处理工艺	硬度 HRC	抗弯强度 σ_{bb} /MPa	挠度 f /mm	抗压屈服强度 σ_{sc} /MPa	C 型缺口试样冲击韧度 a_K / (J/cm ²)	多冲周次 (能级 2.15J) /N
GD	900℃ 加热、油冷淬火、200℃ 回火	61	4 388	3.06	2 674	149.1	8 895
CrWMn	840℃ 加热、油冷淬火、200℃ 回火	61	3 777	2.90	2 668	76.5	6 413
Cr12MoV	1 020℃ 加热、油冷淬火、200℃ 回火	61	2 580	2.30	2 667	44.1	4 105

表 6.2-46 下贝氏体量与等温时间的关系 (900℃ 加热, 250℃ 等温处理)

等温时间/min	35	45	55	65	75	85
下贝氏体量 (体积分数) /%	9.55	20.78	27.62	34.74	36.42	62.75
残留奥氏体量 (体积分数) /%	15.40	15.90	17.70	19.30	20.70	22.10

表 6.2-47 GD 钢 B_T/M 复合组织的性能

硬度 HRC	C 型缺口试样冲击韧度 a_K / (J/cm ²)	断裂韧度 K_{Ic} / MPa·m ^{1/2}	抗压屈服强度 σ_{sc} /MPa	抗弯强度 σ_{bb} /MPa	挠度 f /mm	多冲寿命 $N/10^4$
59	171	31	2 450	4 650	≤11.2	≤4.34

3.8 常用低合金工具钢的性能比较

常用低合金工具钢的性能比较见图 6.2-111 ~ 图 6.2-116。

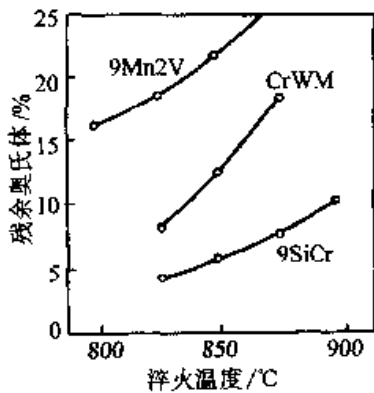


图 6.2-111 淬火温度对 9Mn2V、CrWMn 和 9SiCr 钢残余奥氏体量的影响

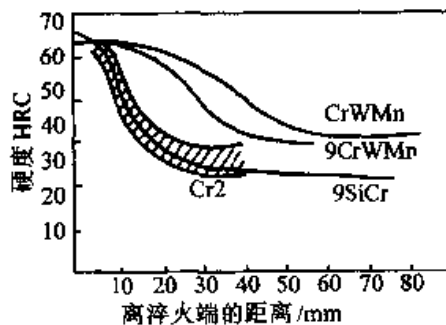


图 6.2-112 Cr₂、9SiCr、CrWMn 和 9CrWMn 钢的淬透性曲线

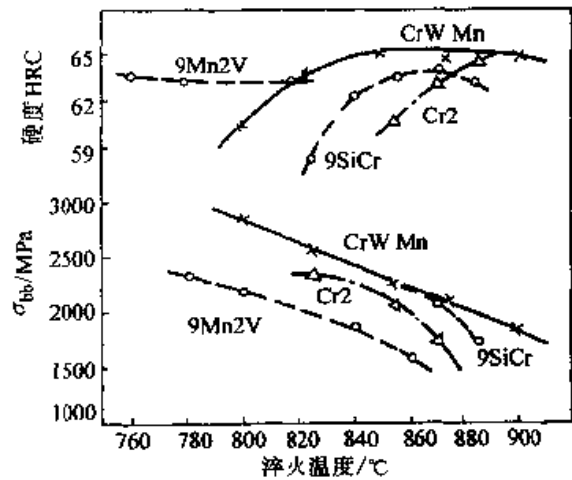


图 6.2-113 淬火温度对 9Mn2V、9SiCr、Cr₂ 和 CrWMn 钢的硬度和抗弯强度的影响

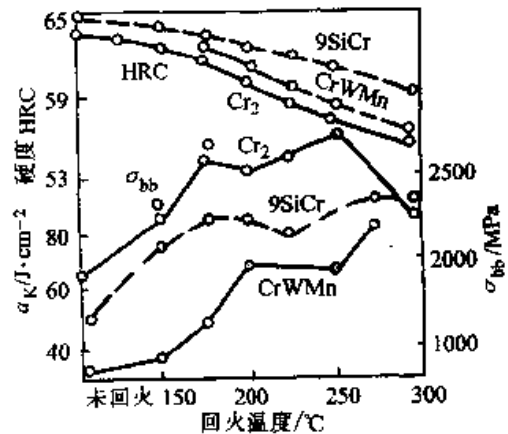


图 6.2-114 9SiCr、Cr₂ 和 CrWMn 钢不同回火温度 (1 h) 对力学性能的影响

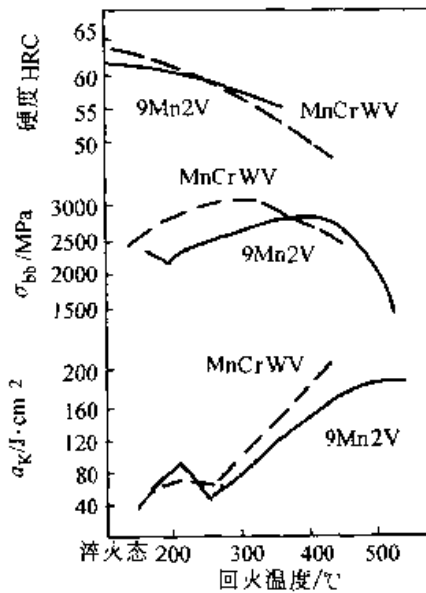


图 6.2-115 9Mn2V 和 MnCrWV 钢不同回火温度对力学性能的影响

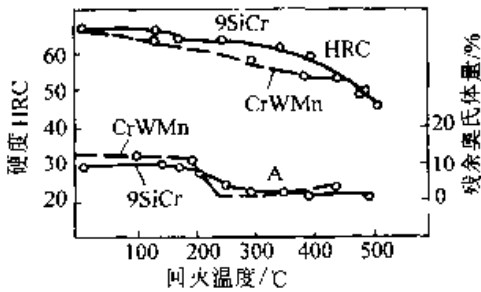


图 6.2-116 9SiCr 和 CrWMn 钢回火温度对残余奥氏体和硬度的影响

4 微变形模具钢

微变形模具钢主要包含中铬微变形模具钢和高铬微变形模具钢和含铬锰的 Cr2Mn2SiWMoV 和 8Cr2MnWMoVS 钢。这类钢具有高的耐磨性、淬透性、微变形、高热稳定性 (Cr2Mn2SiW-MoV 钢除外)、高的抗压强度等特点,是冷冲模、冷墩模的主要材料。8Cr2MnWMoVS 钢切削加工性好,且热处理变形小,特别适用于精密模具。同时,该钢种也是一种十分重要的塑料模具钢,将在本篇第 4 章中详细介绍。

这类钢的化学成分见表 6.2-48。

因为这类钢中都含有大量共晶碳化物,因此又称为莱氏体钢。铬大部分集中在 M₇C₃ 型共晶碳化物中,它的硬度在 1 800~2 800HV 之间,既能阻止晶粒长大,也是钢的耐磨性特别高的原因。部分铬和合金元素溶于基体中,可提高钢的淬透性和回火稳定性。通过淬火加热温度的调节,可以控制合金元素的溶解量,从而影响淬火后钢中残留奥氏体量的多少,使模具达到微变形,甚至不变形。高铬钢工模具在服役过程中会由于摩擦而升温,在工模具表面形成 Cr₂O₃ 薄膜,它既能提高工模具表面的抗氧化、抗腐蚀性能,同时还能降低表面的摩擦因数,起到润滑作用。

表 6.2-48 微变形模具钢的成分 (质量分数)

钢 号	主要成分 (质量分数) /%						
	C	Si	Mn	Cr	W	Mo	V
Cr5Mo1V	0.95~1.05	≤0.50	≤1.00	4.75~5.50		0.90~1.40	0.15~0.50
Cr6WV	1.00~1.15	≤0.40	≤0.40	5.50~7.00	1.10~1.50		0.50~0.70
Cr4W2MoV	1.12~1.25	0.40~0.70	≤0.40	3.50~4.00	1.90~2.60	0.80~1.20	0.80~1.10
Cr2Mn2-SiWMoV	0.95~1.05	0.60~0.90	1.80~2.30	2.30~2.60	0.70~1.10	0.50~0.80	0.10~0.25
8Cr2Mn-MoWVS	0.75~0.85	≤0.40	1.30~1.70	2.30~2.60	0.70~1.10	0.50~0.80	0.10~0.25
Cr12	2.00~2.30	≤0.40	≤0.40	11.50~13.00			
Cr12MoV	1.45~1.70	≤0.40	≤0.40	11.00~12.50		0.40~0.60	0.15~0.30
Cr12Mo1V1 (D2)	1.40~1.60	≤0.60	≤0.60	11.00~13.00	Co: ≤1.00	0.70~1.20	≤1.10
Cr12W	2.00~2.30			11.00~12.50	0.60~0.90		
Cr12Mo	2.05~2.40			11.00~13.00		0.70~1.20	

本钢系钢材正常淬火-回火后的残留奥氏体量可达10%~40% (体积分数)。残留奥氏体量的多少与工件变形量密切相关,因此针对不同要求,改变热处理工艺,可以满足生产上的不同需求。

4.1 中铬微变形模具钢的热处理工艺与性能

这类钢主要包括 Cr6WV、Cr5Mo1V、Cr4W2MoV、8Cr2MnWMoVS 和 Cr2Mn2SiWMoV 钢等。它们具有良好的耐磨性和一定的韧性。与低合金模具钢相比,合金含量高,具有较好的空冷淬透性和较深的淬透深度,且淬火后仍能保持形状稳定。这类钢与 Cr12 系钢相比主要区别是其耐磨性稍低,而韧性较高。

(1) 锻造

钢锭在加热时应缓慢升温,因其导热性差,最好在 700℃ 左右保温预热,在合理的锻造温度范围内可安全锻造。钢锭开坯时最高加热温度为

1 180℃,开锻温度为 1 060~1 120℃。由坯成材时或只做外形尺寸的改锻时,加热温度为 1 130~1 160℃,开锻温度为 1 050~1 100℃,终锻温度应大于 900℃,对于形状简单的锻件停锻温度允许大于 850℃。

因这类钢的空冷淬透性好,锻后必须加强缓冷,如 8Cr2MnWMoVS 钢应在热砂或炭箱中缓冷,避免发生冷却裂纹。这些钢都必须做退火处理。

Cr6WV 的锻造工艺见表 6.2-49。

表 6.2-49 Cr6WV 钢的锻造工艺

项目	加热温度/℃	开锻温度/℃	终锻温度/℃	冷却方式
钢锭	1 100~1 160	1 050~1 120	900~850	缓冷
钢坯	1 060~1 120	1 000~1 080	900~850	缓冷

(2) 退火

常用退火温度见表 6.2-50, Cr6WV 钢的退火工艺见图 6.2-117~图 6.2-118。

表 6.2-50 冷作模具钢退火工艺参数

钢号	临界点/℃		退火温度/℃	等温退火		退火后硬度 HBS
	A _{c1}	A _{r1}		温度/℃	时间/h	
Cr5Mo1V			840~860	740~760	4~6	202~229
Cr6WV	815	625	820~840	700~720	3~6	210~235
Cr4W2MoV	约 795	约 760	840~860	740~760	3~6	≤269
Cr2Mn2SiWMoV	770	640	790~810	650~680	6~8	229~269
8Cr2MnWMoVS	约 770	660	790~810	700~710	6~8	≤241

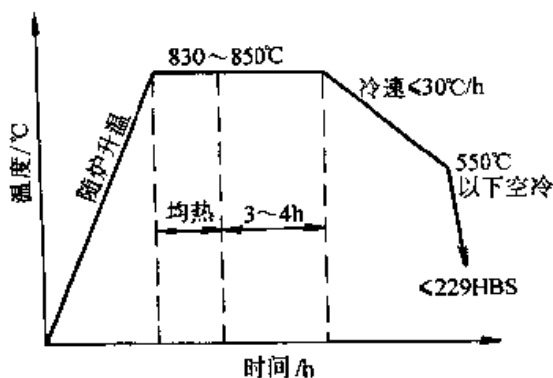


图 6.2-117 Cr6WV 钢锻压后一般退火工艺

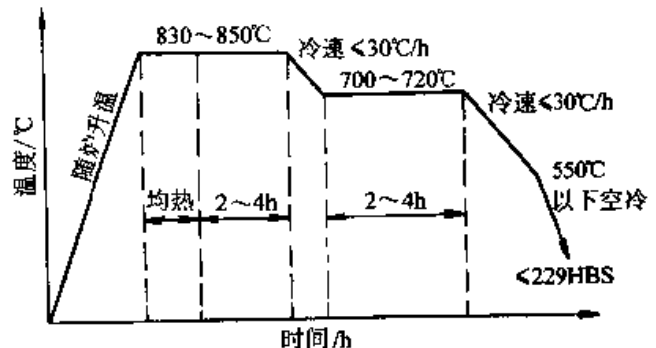


图 6.2-118 Cr6WV 钢锻压后等温退火工艺

含铬高的空淬硬钢退火时的冷速,允许以小于 30℃/h 的冷速冷至 550℃,然后可以用较快的速度冷却,而铬锰空淬硬钢因锰降低了钢的临界点,这些钢的退火温度相对地要低一些,退火

的冷速也应更缓慢些,最好小于 20℃/h,其退火后的硬度值也往往偏高于含铬型的空淬硬钢,对含铬锰的 Cr2Mn2SiWMoV 钢最好采用反复周期退火,即在等温保持后再继续经 700~720℃

加热保持 6 h 后缓冷，以获得较低的退火硬度。

(3) 淬火

这类钢的奥氏体等温转变曲线见图 6.2-119~图 6.2-122。随着淬火温度的增加在固溶体中的碳化物含量减少，而合金含量增加（图 6.2-123）。淬火温度对硬度的影响见图 6.2-124~图 6.2-126。淬火温度与残余奥氏体量的关系见图 6.2-127~图 6.2-128，Cr6WV 的淬透性曲线见图 6.2-129~图 6.2-130，Cr6WV 的力学性能与淬火温度的关系见图 6.2-131；淬火温度范围见表 6.2-51。Cr6WV 推荐的淬火工艺见表 6.2-52。

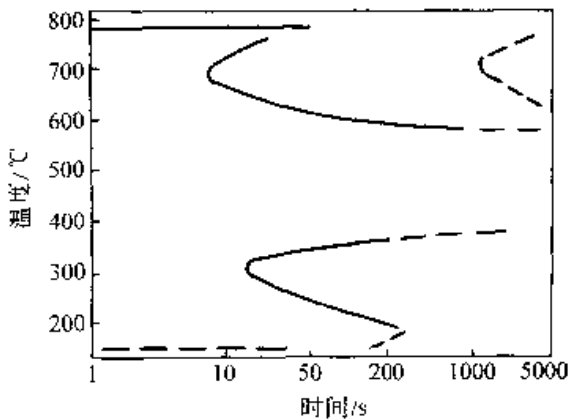


图 6.2-119 Cr5Mo1V 钢奥氏体等温转变曲线
试验钢成分（质量分数）/%：C0.97, Mn0.48,
Si0.40, Cr4.58, Mo 1.04, V0.25
（奥氏体化条件：1 010°C × 60 min）

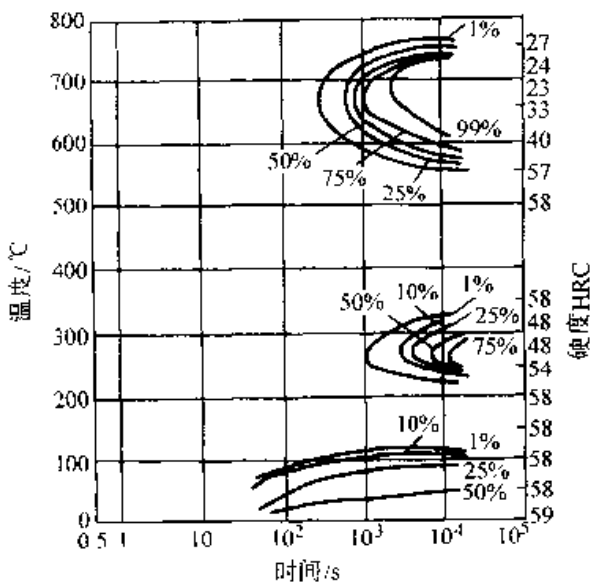


图 6.2-120 Cr6WV 钢等温转变曲线
奥氏体化温度 1 025°C

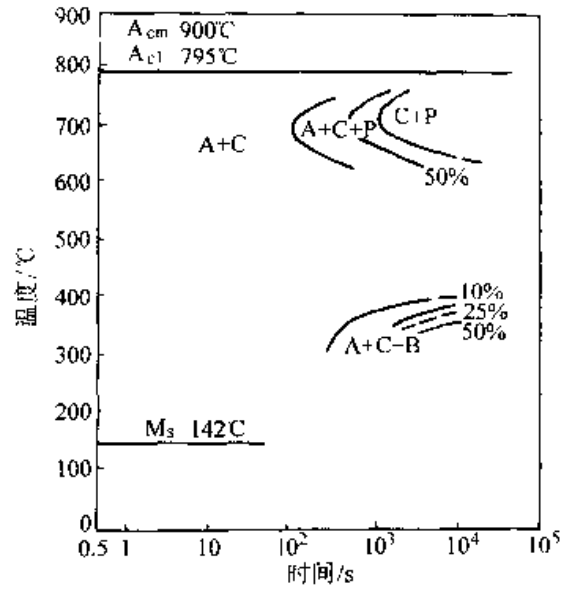


图 6.2-121 C-4W2MoV 钢奥氏体等温转变曲线
试验钢成分（质量分数）/%：C1.18, Si0.60,
Mn0.28, Cr3.87, W2.32, Mo1.10,
V0.94（奥氏体化条件：950°C × 30 min）

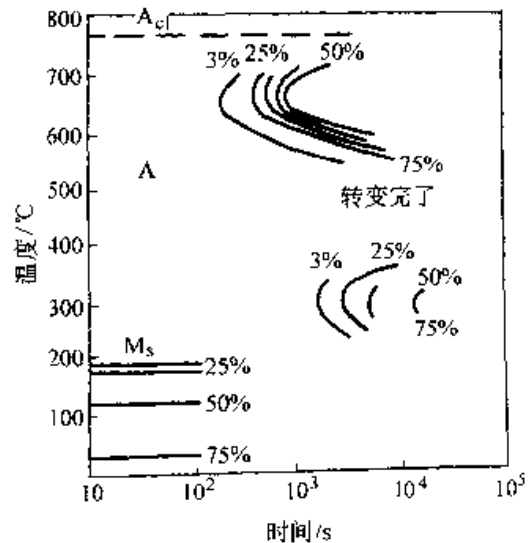


图 6.2-122 Cr2Mn2SiWMoV 钢奥氏体等温转变曲线
（860°C 奥氏体化 5 min）

中铬冷作模具钢淬火后硬度可达 62~65HRC 左右，Cr5Mo1V 钢从 950°C 空淬时，可使 50 mm × 152 mm × 254 mm 的试样淬硬到上述值，而 Cr6WV 钢只能在 1 000°C 空淬时将直径为 40 mm 的试样心部淬硬到 60HRC 以上。8Cr2MnMoWVS 钢有较好的淬透性，它从 880°C 空淬时可将直径 100 mm 的试样淬硬，心部硬度达到 HRC60 以上。

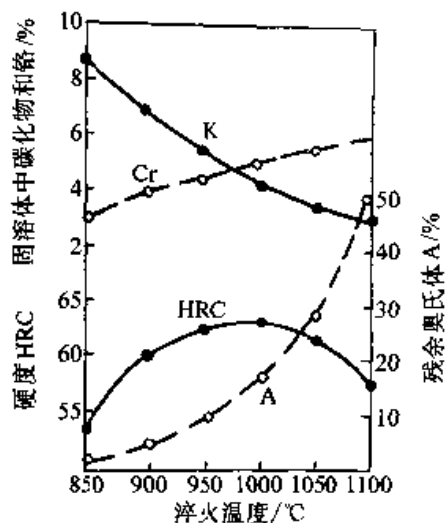


图 6.2-123 Cr6WV 钢的淬火温度对固溶体中碳化物、铬和残余奥氏体及硬度的影响

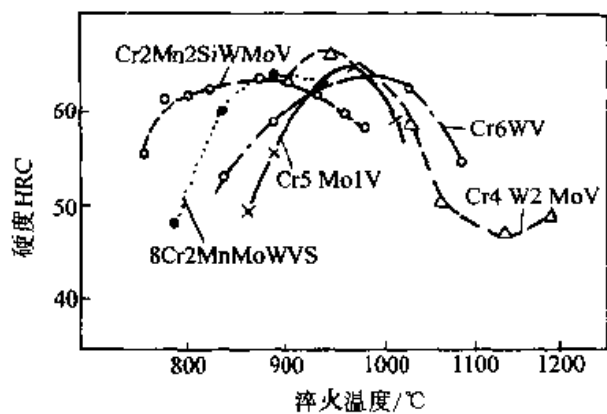


图 6.2-124 淬火温度对 Cr5Mo1V、Cr6WV、Cr4W2MoV、Cr2Mn2SiWMoV 和 8Cr2MnMoWVS 钢空冷后对硬度的影响

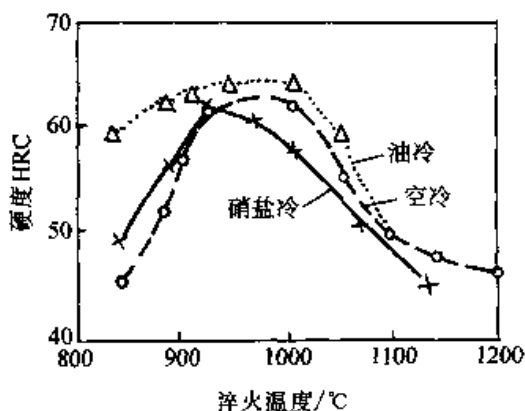


图 6.2-125 Cr4W2MoV 钢在不同冷却速度时，淬火温度对硬度的影响

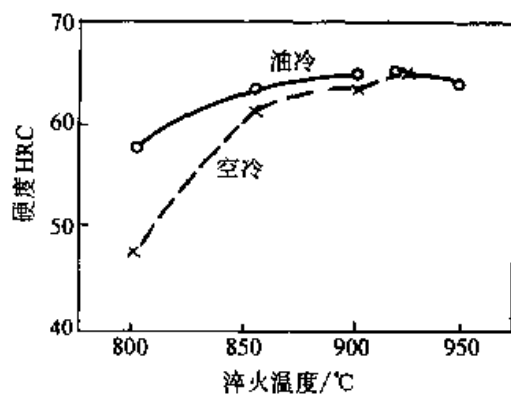


图 6.2-126 8Cr2MnMoWVS 钢在不同冷却速度时，淬火温度对硬度的影响

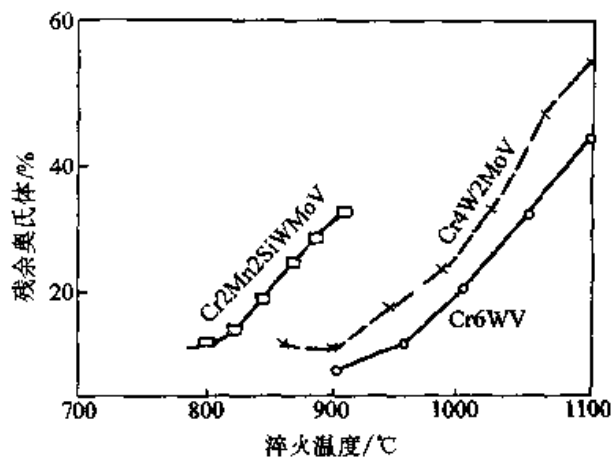


图 6.2-127 淬火温度与 Cr2Mn2SiWMoV、Cr4W2MoV 和 Cr6WV 钢残余奥氏体量之间的关系

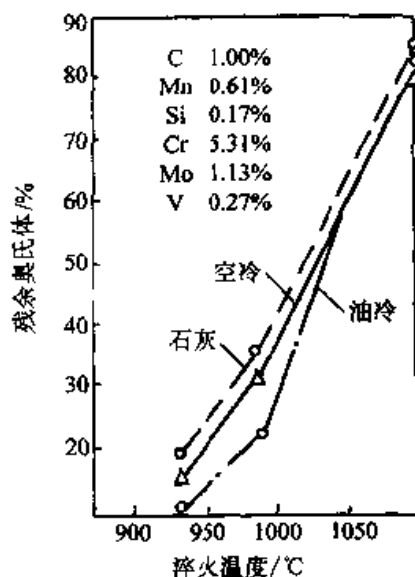


图 6.2-128 Cr5Mo1V 钢在不同冷却速度时，奥氏体化温度对残余奥氏体量的关系

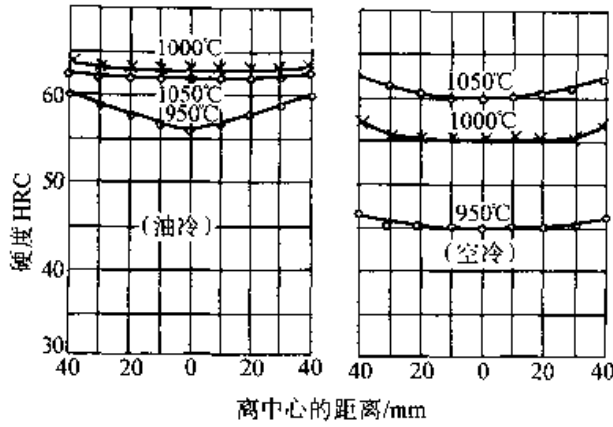


图 6.2-129 Cr6WV 钢不同淬火温度下沿试样直径方向的硬度变化

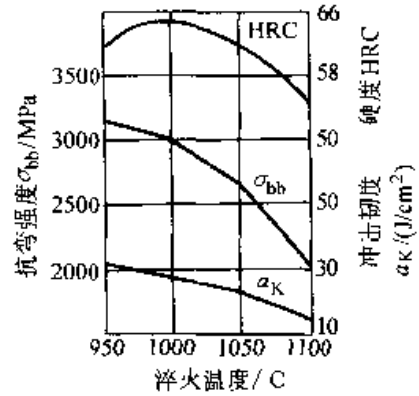


图 6.2-131 Cr6WV 钢的抗弯强度与淬火温度的关系

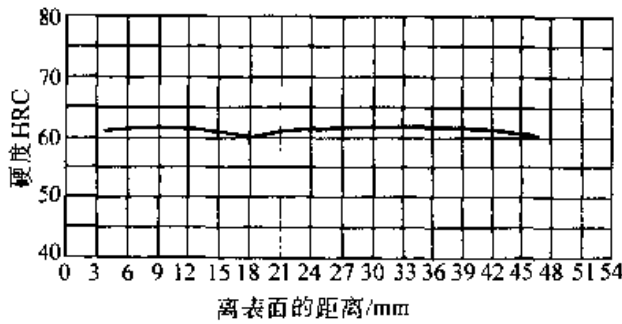


图 6.2-130 Cr4W2MoV 钢淬透性曲线

(4) 回火

回火温度及保温时间对硬度的影响见图 6.2-132 ~ 图 6.2-139。回火温度对奥氏体含量的影响见图 6.2-140。回火温度对力学性能的影响见图 6.2-141 ~ 图 6.2-144。淬火和回火对尺寸的变化影响见图 6.2-145 ~ 图 6.2-147。推荐的 Cr6WV 钢的回火工艺见表 6.2-53。

表 6.2-51 冷作模具钢的淬火温度范围

钢号	低温淬火温度 / °C	高温淬火温度 / °C	临界点 M _s / °C	淬火硬度 HRC
Cr5Mo1V	940 ~ 960	980 ~ 1 010	168	63 ~ 65
Cr6WV	950 ~ 970	990 ~ 1 010	150	62 ~ 64
Cr4W2MoV	960 ~ 970	1 020 ~ 1 040	142	≥62
Cr2Mn2SiWMoV	840 ~ 860		190	60 ~ 63
8Cr2MnMoWVS	860 ~ 920		约 220	62 ~ 65

表 6.2-52 Cr6WV 钢推荐的淬火工艺

方案	加热温度 / °C	淬火方法	冷却				硬度 HRC
			介质	介质温度 / °C	延续至	冷却至 20°C	
I	950 ~ 970	连续淬火	油	20 ~ 60	油温	空气	62 ~ 64
II	990 ~ 1 010	分段淬火	硝酸盐或碱	400 ~ 450	5 ~ 10 s	空气	62 ~ 64

- 注：1. 需经两次预热，第一次 300 ~ 400°C，第二次 800 ~ 850°C；
 2. 此钢易脱碳，应注意采取保护措施；
 3. 方案 I 用于制造变形较小，形状较复杂，受冲击负荷的模具；
 4. 方案 II 用于制造高耐磨性的模具。

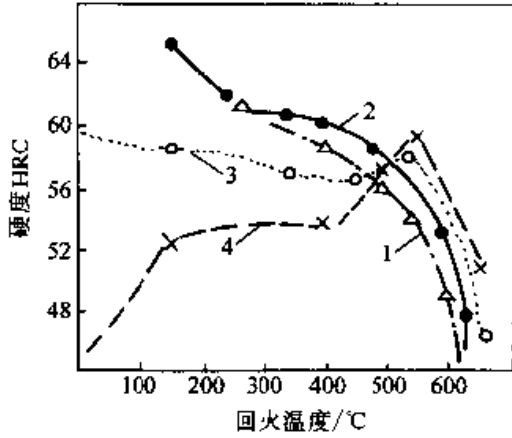


图 6.2-132 Cr4W2MoV 钢在不同淬火温度时，回火温度与硬度之间的关系
(淬火温度：1—920°C 2—980°C 3—1040°C 4—1100°C)

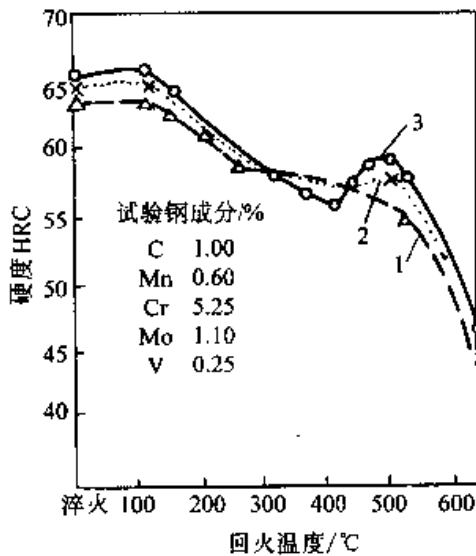


图 6.2-133 Cr5Mo1V 钢在不同淬火温度下回火温度对硬度的影响
(淬火温度：1—927°C 2—955°C 3—982°C)

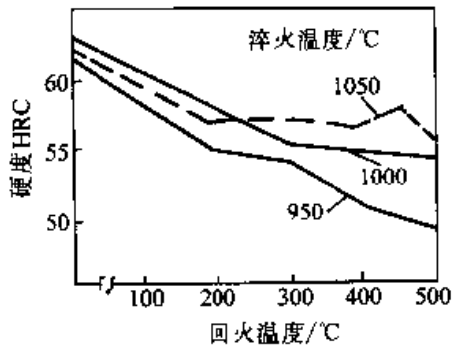


图 6.2-134 Cr6WV 钢在不同淬火温度时回火温度对硬度的影响

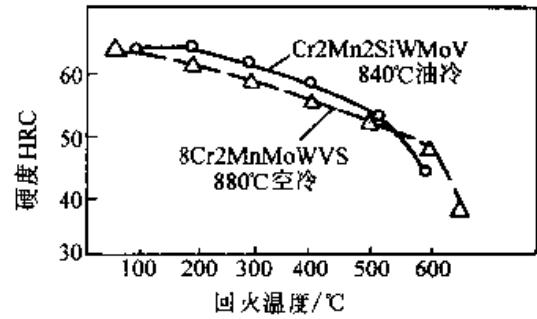


图 6.2-135 Cr2Mn2SiWMoV 和 8Cr2MnMoWVS 钢回火温度与硬度的关系

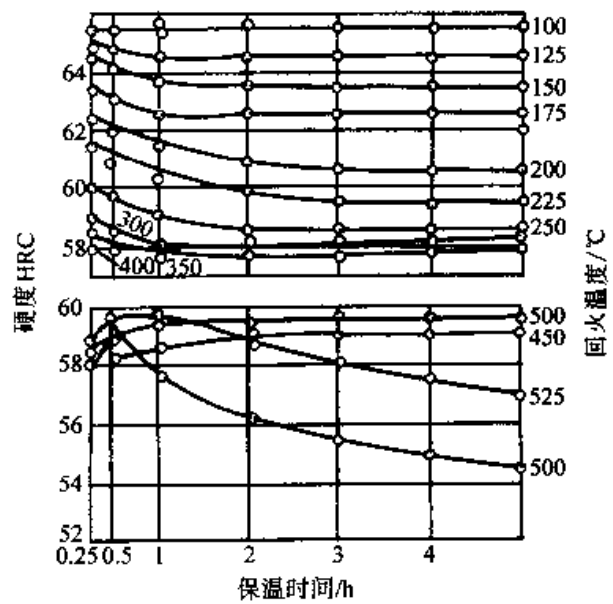


图 6.2-136 Cr6WV 钢经 1010°C 加热（保持 24 s/mm）油淬并在不同温度回火和保持不同时间后的硬度变化

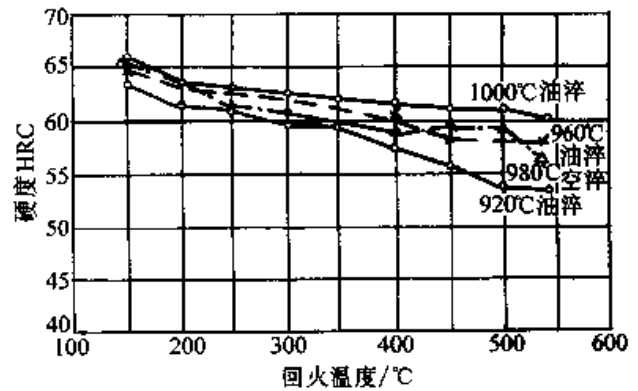


图 6.2-137 Cr4W2MoV 硬度与淬、回火温度（一次回火 1 h）的关系

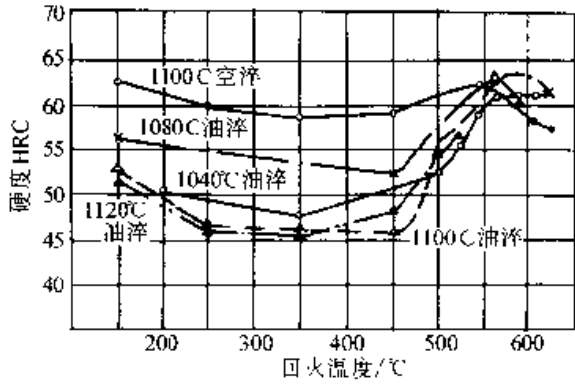


图 6.2-138 C-4W2MoV 二次硬化淬火时，硬度与淬、回火温度（一次回火 1 小时）的关系

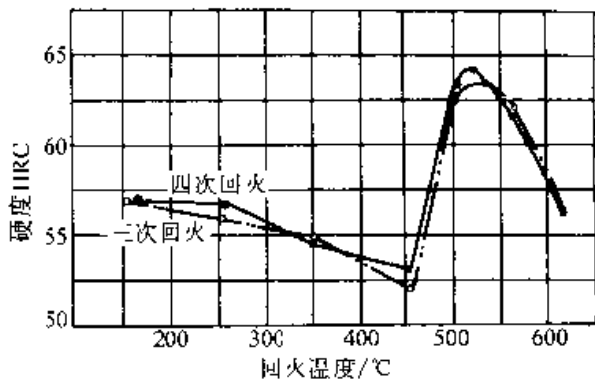


图 6.2-139 Cr4W2MoV 钢在 1 080°C 油淬后进行多次回火时的硬度变化

4.2 高铬微变形模具钢的热处理工艺与性能

高铬微变形模具钢 Cr12 钢系列，包括 Cr12、Cr12MoV、Cr12Mo、Cr12W 等几个钢种，经常

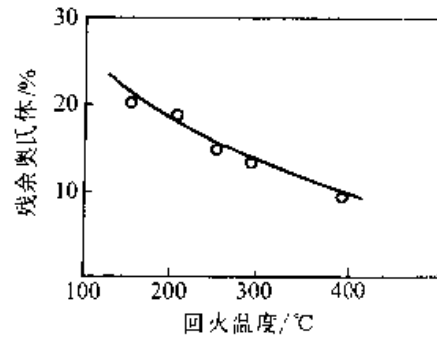


图 6.2-140 Cr2Mn2SiWMoV 钢在 860°C 淬火后不同温度回火 1 h 的残余奥氏体量

用于制造高耐磨、微变形、高负荷下服役的冷加工用的模具和工具，尤以 Cr12 和 Cr12MoV 应用最广，其中以 Cr12MoV 钢综合性能最好。铬能使钢有很高的淬透性，是形成 M_7C_3 型碳化物的主要元素，也是促成碳化物不均匀分布的主要元素。加入钼、钒能进一步提高钢的淬透性，细化晶粒和共晶碳化物，改善韧性，提高回火稳定性。Cr12MoV 钢中含碳量比 Cr12 钢低，又因加入了钼和钒，因此其碳化物数量、粒度、形态、不均匀程度都比 Cr12 钢有较大的改善，从而韧性得到明显提高。

Cr12Mo1V1 与 Cr12MoV 钢相比，前者强韧性及耐磨性优于后者，但热塑性和锻造性能略差。用 Cr12Mo1V1 (D2) 钢制造滚丝轮、滚轧轮、冷冲模、比用 Cr12MoV 钢。可提高寿命 5~6 倍。两者的力学性能比较见表 6.2-54。

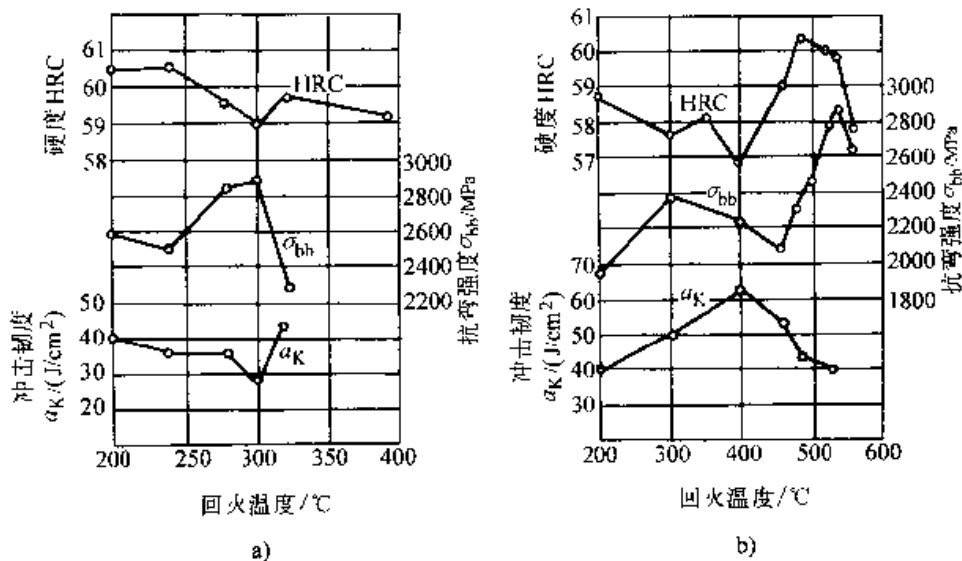


图 6.2-141 Cr4W2MoV 钢在 960°C 和 1 020°C 淬火经不同温度回火后的力学性能
a) 960°C 淬火 b) 1 020°C 淬火

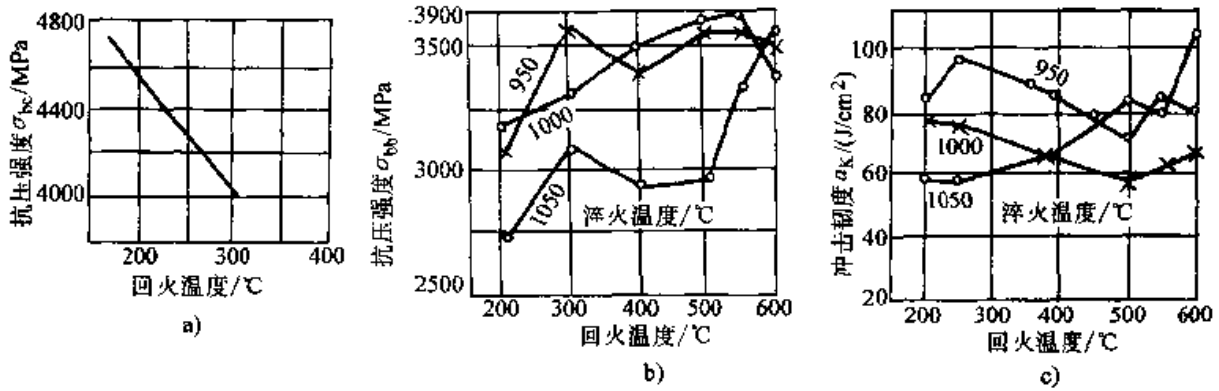


图 6.2-142 Cr6WV 钢回火温度对力学性能的影响

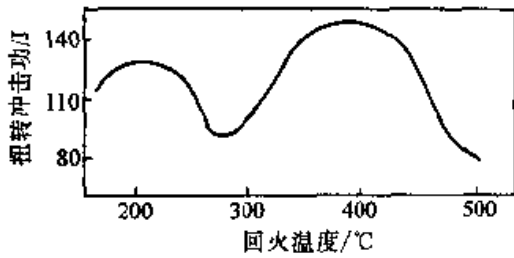


图 6.2-143 Cr5Mo1V 钢经 968°C 加热空冷后的扭转冲击功与回火温度之间的关系 (回火 1 h)

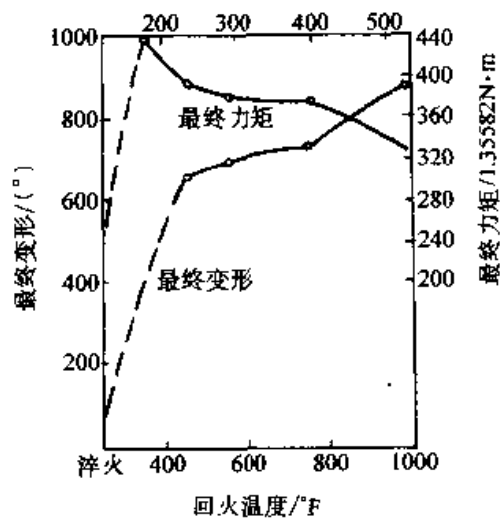


图 6.2-144 Cr5MoV 钢淬火至最高硬度后的最终变形和最终力矩与回火温度的关系

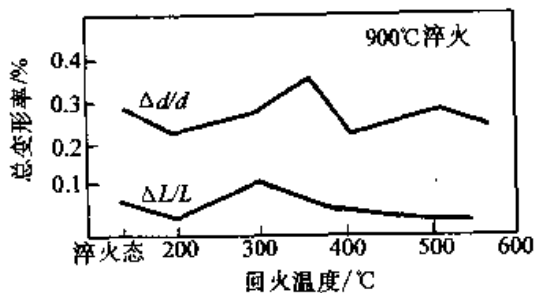


图 6.2-145 8Cr2MnMoWVS 钢不同回火温度与试样总变形率之间的关系

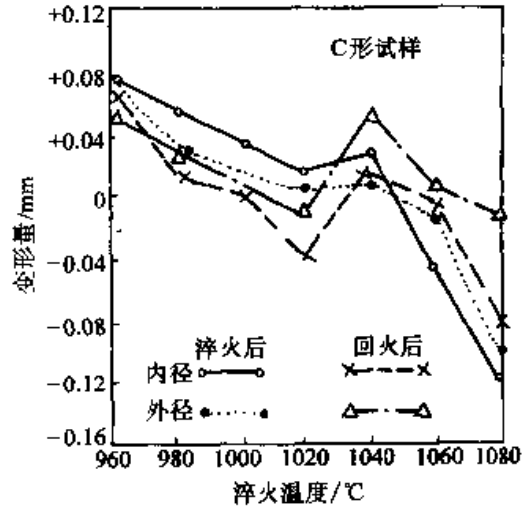


图 6.2-146 Cr4W2MoV 钢淬火温度对变形量的影响

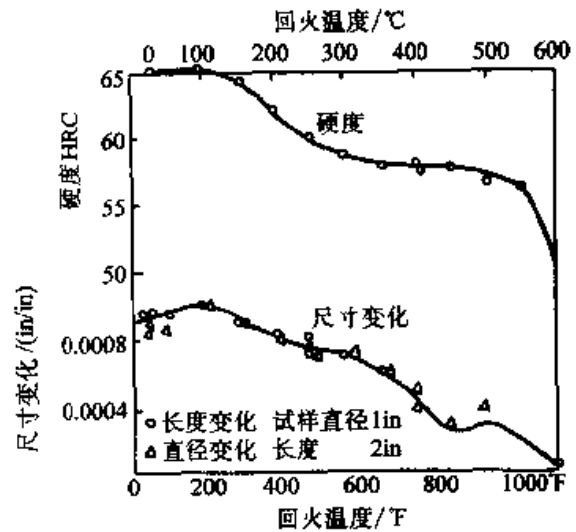


图 6.2-147 Cr5MoV 钢的硬度和尺寸变化与回火温度的关系

试验钢成分(质量分数)/%: C1.00, Mn0.65, Si0.30, Cr5.20, Mo1.00, V0.25
试样从 943°C 淬火, 冷却介质为 75% 氢和 25% 氮组成的混合气体

高合金冷作模具钢的典型热处理工艺见图 6.2-148。

(1) 锻造

Cr12 钢：预热温度为 750~850℃，加热温度为 1 050~1 100℃，始锻温度为 1 000~1 050℃，终锻温度为 850~900℃。

Cr12MoV 钢：预热温度为 750~850℃，加

热温度为 1 080~1 120℃，始锻温度为 1 050~1 100℃，终锻温度为 900~850℃。

Cr12Mo 钢：预热温度为 650~705℃，始锻温度为 1 010~1 095℃，终锻温度为 850~925℃。

锻造后冷却方式均为缓冷。Cr12 和 Cr12MoV 的锻造工艺见表 6.2-55~表 6.2-56。

表 6.2-53 Cr6WV 钢的回火工艺

淬火方案	加热介质	加热温度/℃	加热保温时间/h	回火次数	硬度 HRC
I	油、硝盐、碱	150~170	2~3	1	62~63
		190~210	2~3	1	58~60
II	硝盐、碱、空气炉	第1次 500℃ 第2次 190~210℃	2 2	2	57~58

表 6.2-54 Cr12Mo1V1 (D2) 与 Cr12MoV 钢力学性能的对比

淬火温度 力学性能 钢号	1 020℃				淬火温度 力学性能 钢号	1 060℃			
	抗弯强度 σ_b /MPa	挠度 f /mm	冲击初度 a_K /J·cm ⁻²	硬度 HRC		抗弯强度 σ_b /MPa	挠度 f /mm	冲击初度 a_K /J·cm ⁻²	硬度 HRC
Cr12MoV1 (D2)	3 262	3.30	40	59.3	Cr12MoV1 (D2)	1 550	1.43	35.5	61.1
Cr12MoV	2 888	2.68	40	61.0	Cr12MoV	796	0.91	10	61.5

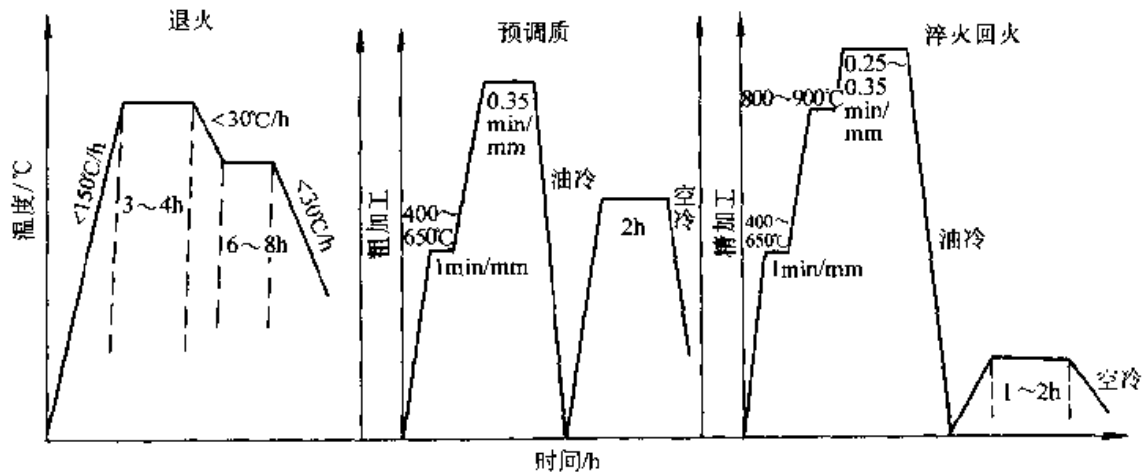


图 6.2-148 高合金冷作模具钢的典型热处理工艺 (盐炉)

表 6.2-55 Cr12 钢的锻造工艺

项目	加热温度/℃	开锻温度/℃	终锻温度/℃	冷却方式
钢锭	1 140~1 160	1 100~1 120	900~920	缓冷
钢坯	1 120~1 140	1 080~1 100	800~920	缓冷

表 6.2-56 Cr12MoV 钢的锻造工艺

项目	加热温度/℃	开锻温度/℃	终锻温度/℃	冷却方式
钢锭	1 100~1 180	1 050~1 120	900~850	缓冷 (砂冷或坑冷)
钢坯	1 050~1 120	1 000~1 060	900~850	同上

注：钢的熔点较低，加热温度不能太高；同时钢的导热性差应注意缓慢加热，锻后必须缓冷以免产生裂纹，冷至 400~500℃后可进行退火。

(2) 退火

退火工艺见表 6.2-57 和图 6.2-149~6.2-152。

表 6.2-57 高碳高铬冷作模具钢的常用退火工艺参数

钢号	临界点/°C		退火温度/°C	等温退火		退火硬度 HBS
	Ac ₃	Ac ₁		温度/°C	保持时间/h	
Cr12	810	770	830~860	720~740	3~4	267~217
Cr12MoV	830	785	850~870	720~740	3~4	255~207
Cr12Mo1V1	830		850~870	740~760	4~6	≤255

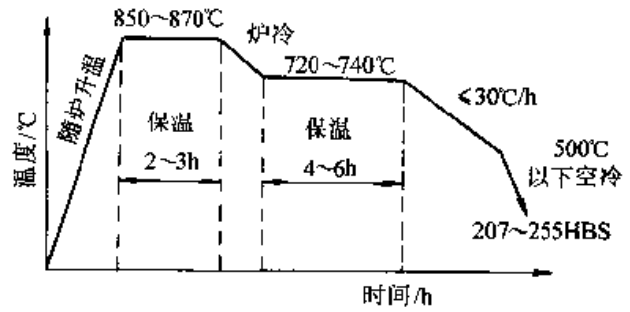


图 6.2-152 Cr12MoV 钢锻压后等温退火工艺

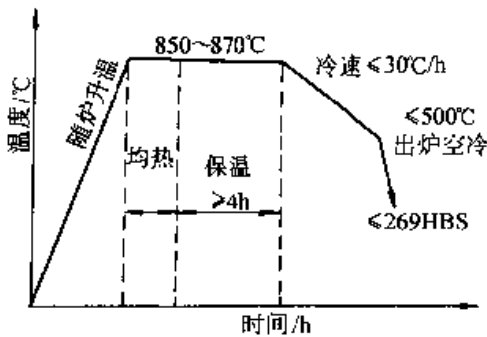


图 6.2-149 Cr12 钢锻压后退火工艺

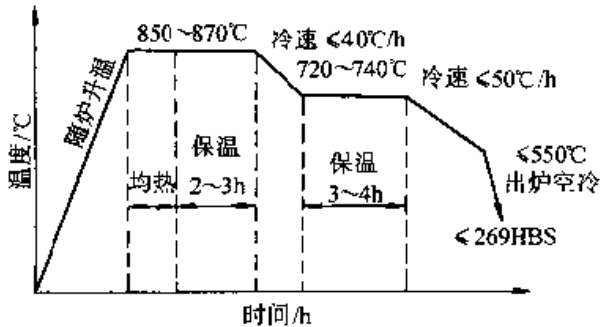


图 6.2-150 Cr12 钢锻压后的等温退火工艺

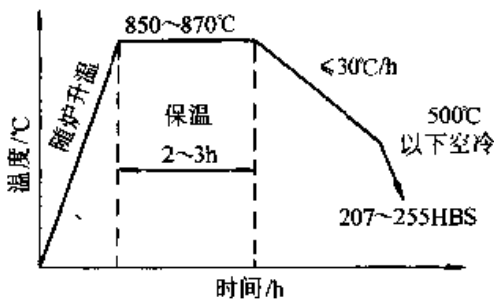


图 6.2-151 Cr12MoV 钢锻压后一般退火工艺

(3) 调质预处理

调质处理可以作为预备热处理，对于细化晶粒和减小工模具的淬火变形都有很大益处。

1) 调质处理可显著减少最终热处理后的体积膨胀量和线尺寸膨胀量约 30%~50%。

2) 可降低最终热处理后的各向异性程度，将纵向和横向变形量的差异降低 50% 左右。

3) 减少最终热处理后的工件翘曲。

变形量之所以能减小，是因为钢调质后的体积小于退火态的体积，起到了预压缩体积的作用。调质的正常加热温度为 $A_1 \sim A_1 + (20 \sim 40^\circ\text{C})$ 。Cr12 钢系各钢号在 850~860°C 加热后油冷淬火，550~650°C 高温回火。调质后的硬度在 23~31HRC。把调质安排在球化退火以后、机械加工之前或以后进行。Cr12MoV 的调质工艺见图 6.2-153。

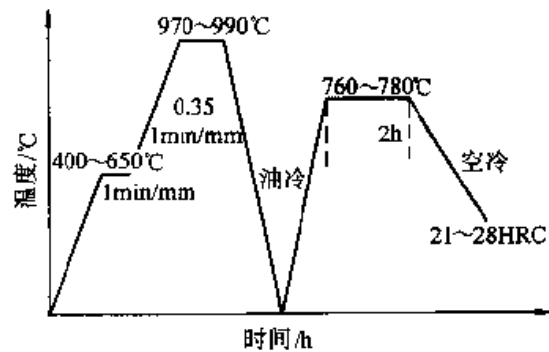


图 6.2-153 Cr12MoV 钢的预调质处理 (盐炉)

(3) 常规淬火与回火

奥氏体等温转变曲线见图 6.2-154~图 6.2-156。钢的硬度、晶粒度及残余奥氏体含量与淬火温度的关系见图 6.2-157~图 6.2-160。马氏体转变点见图 6.2-161。淬火温度对力学性能的影响见图 6.2-162。

钢的回火硬度及残余奥氏体量与回火温度的关系见图 6.2-163~6.2-167。回火工艺对力学性能的影响见图 6.2-168~图 6.2-178。钢的热处理变形率见图 6.2-179~图 6.2-181。

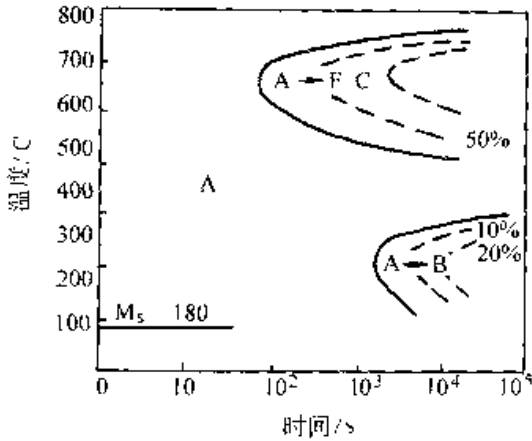


图 6.2-154 Cr12 钢的奥氏体等温转变曲线
(奥氏体化温度: 970°C)
试验钢成分 (质量分数) /%: C 2.0, Cr 2.4,
Si 0.50, Mn 0.40

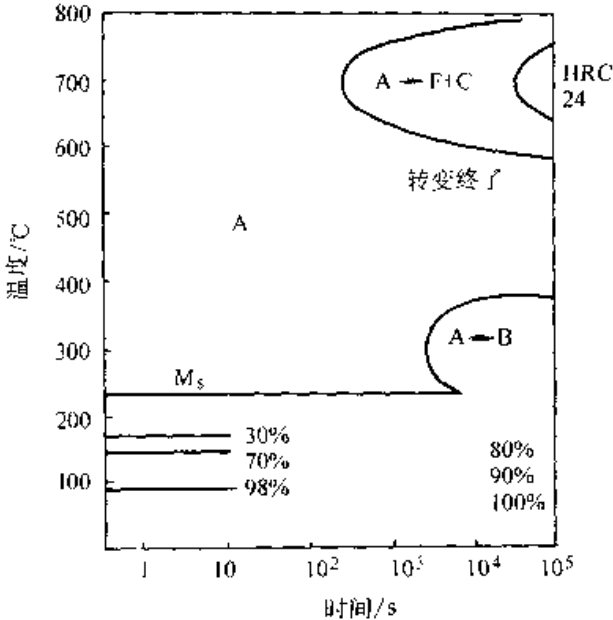


图 6.2-155 Cr12MoV 钢的奥氏体等温转变曲线
(奥氏体化温度 980°C)

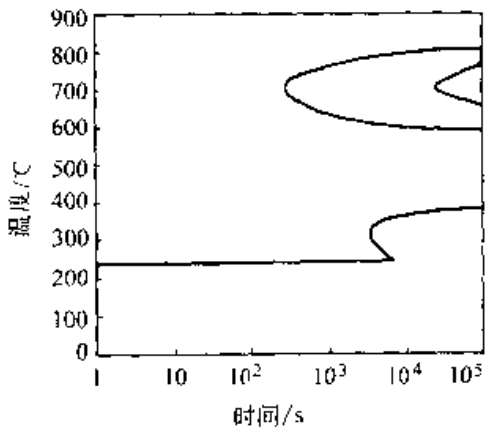


图 6.2-156 Cr12Mo1V1 钢的奥氏体等温转变曲线
试验钢成分 (质量分数) /%: C 1.50, Si 0.30,
Mn 0.25, Cr 11.50, Mo 0.80,
V 0.20 (950°C × 15 min)

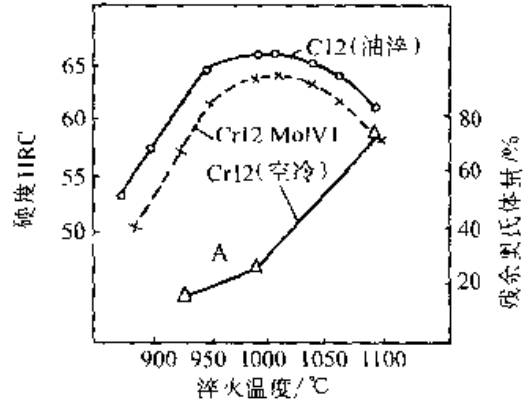


图 6.2-157 Cr12 和 Cr12Mo1V1 钢的硬度、
残余奥氏体与淬火温度的关系

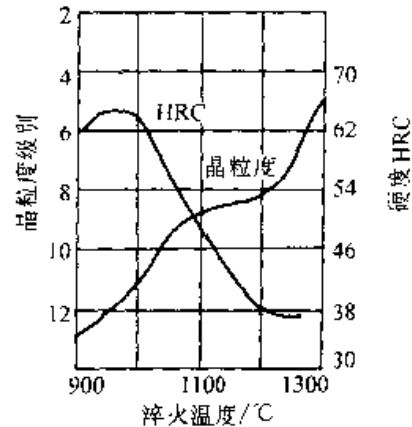


图 6.2-158 Cr12 钢的硬度、奥氏体
晶粒与淬火温度的关系

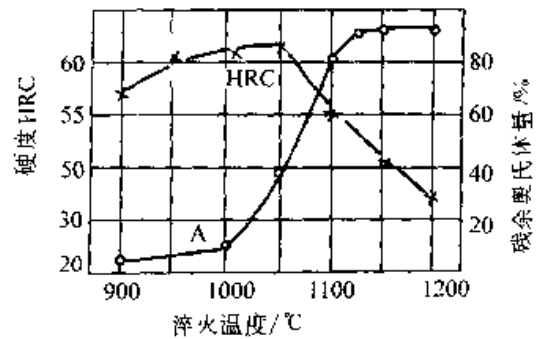


图 6.2-159 Cr12MoV 钢的硬度、残余奥氏体量
与淬火温度的关系

高铬微变形模具钢中由于加入了大量的合金元素,增加了钢的淬透性。用 Cr12MoV 制作的截面为 300~400 mm 以下的模具在油中可以完全淬透。

高铬工具钢究竟采用何种热处理工艺要视具体要求而定,通常有高淬高回和低淬低回两种工艺:

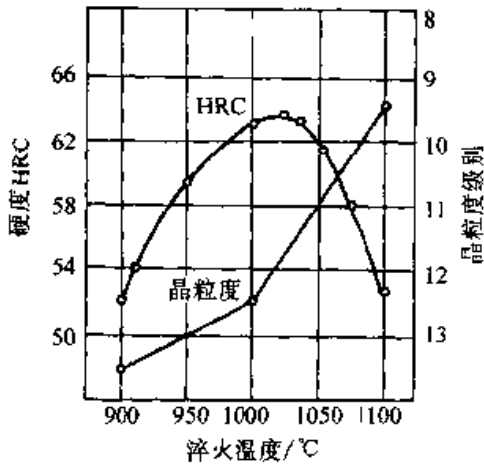


图 6.2-160 淬火温度对 Cr12MoV 钢淬火硬度和晶粒度的影响

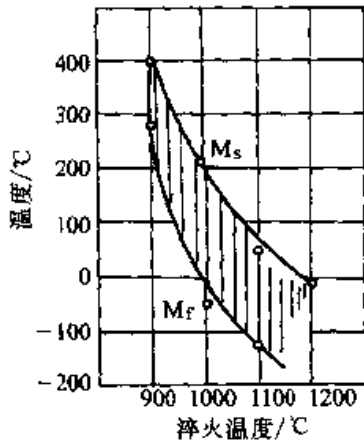


图 6.2-161 Cr12MoV 钢的马氏体转变图

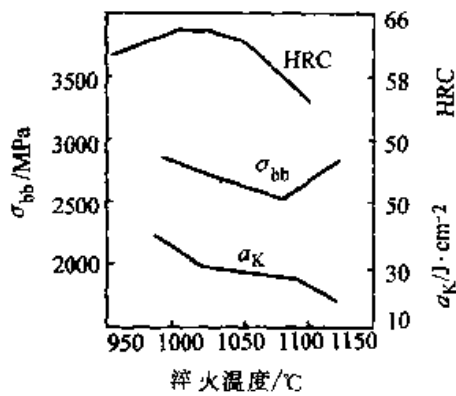


图 6.2-162 Cr12MoV 钢在不同淬火温度下的力学性能

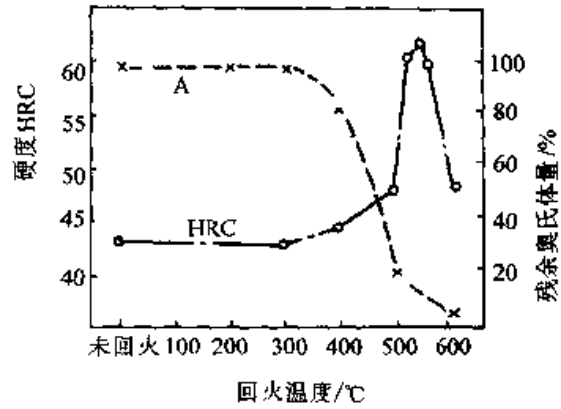


图 6.2-163 Cr12MoV 钢在 1130℃ 淬火后回火温度对硬度和残余奥氏体的影响

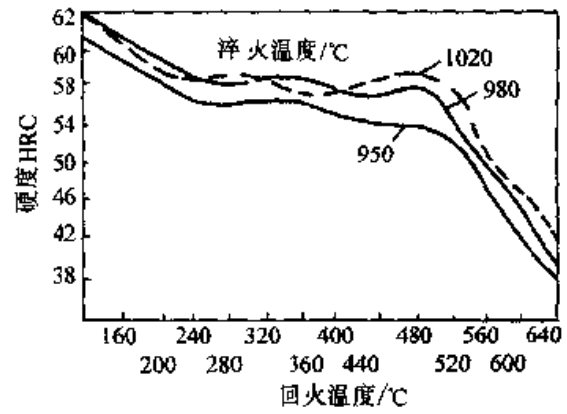


图 6.2-164 Cr12MoV 钢硬度与回火温度的关系

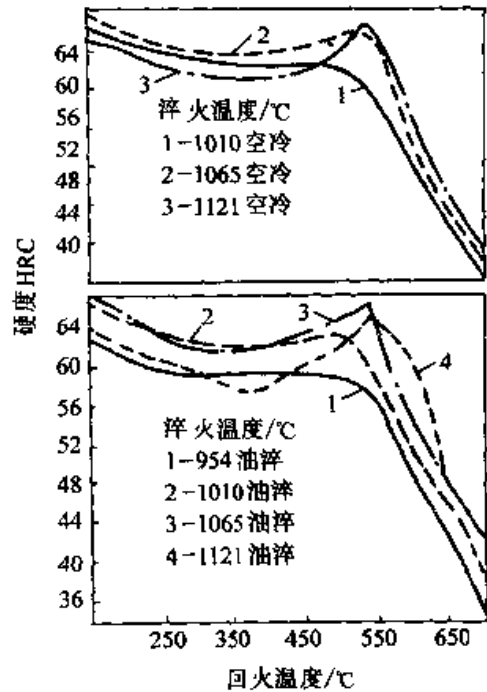


图 6.2-165 Cr12Mo1V1 钢在不同淬火温度下回火温度与硬度的关系

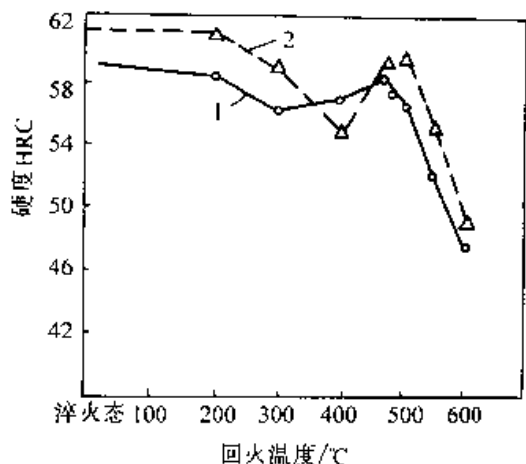


图 6.2-166 Cr12Mo1V1 钢经不同淬火方法处理后回火温度与硬度变化关系
1—普通淬火处理 2—超低温处理

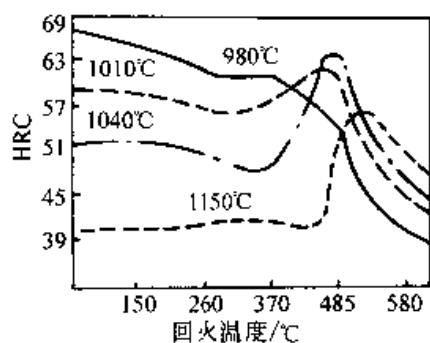


图 6.2-167 Cr12 钢经不同温度淬火后回火温度对硬度的影响

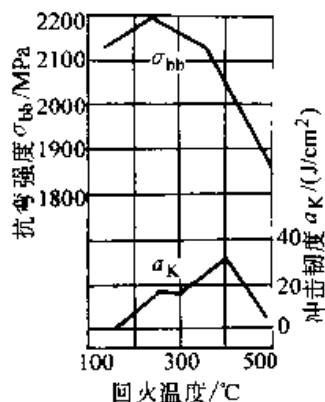


图 6.2-168 Cr12 钢经 960--980°C 加热淬火后并在不同温度回火保持 1.5 h 的力学性能

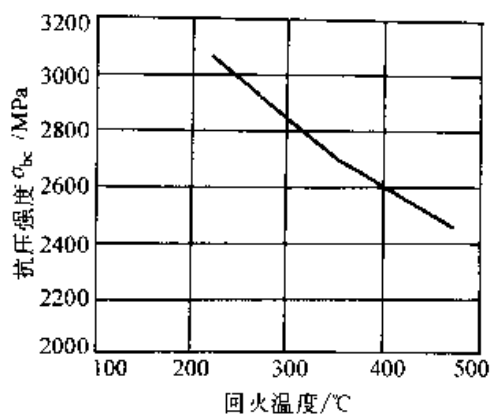


图 6.2-169 Cr12 钢抗压强度与回火温度的关系

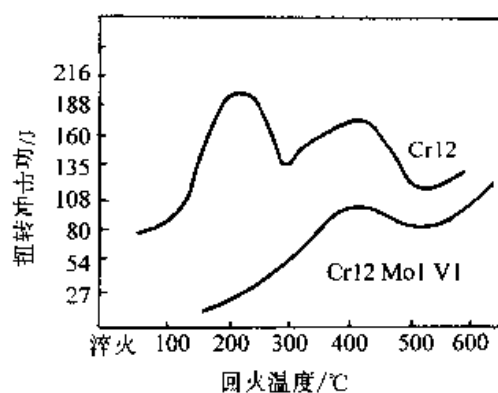


图 6.2-170 Cr12 和 Cr12Mo1V1 钢回火温度对扭转冲击功的影响

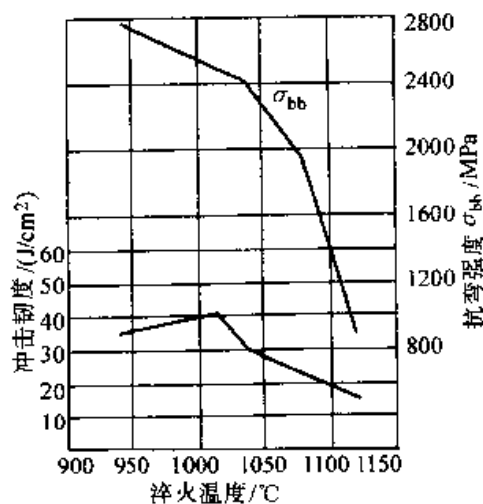


图 6.2-171 Cr12MoV 钢在不同温度淬火回火后，其抗弯强度、冲击韧度与淬火温度的关系曲线
(1 020°C 以下淬火，200°C 回火三次；1 040°C 以上淬火，500°C 回火三次)

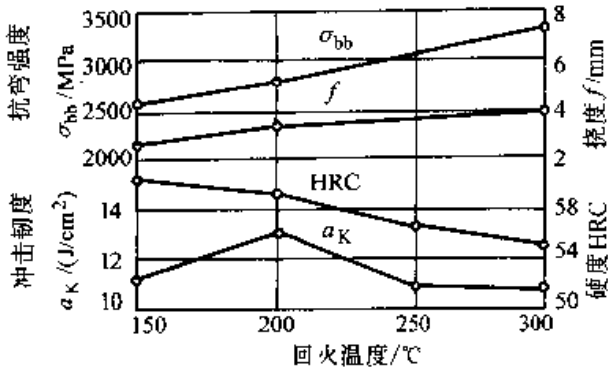


图 6.2-172 Cr12MoV 钢的抗拉强度及冲击韧度与回火温度的关系 (1 010°C 空淬)

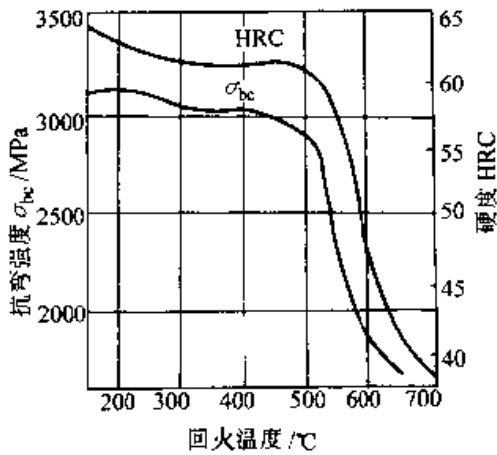


图 6.2-173 Cr12MoV 钢的抗压强度及硬度与回火温度的关系 (1 010°C 空淬)

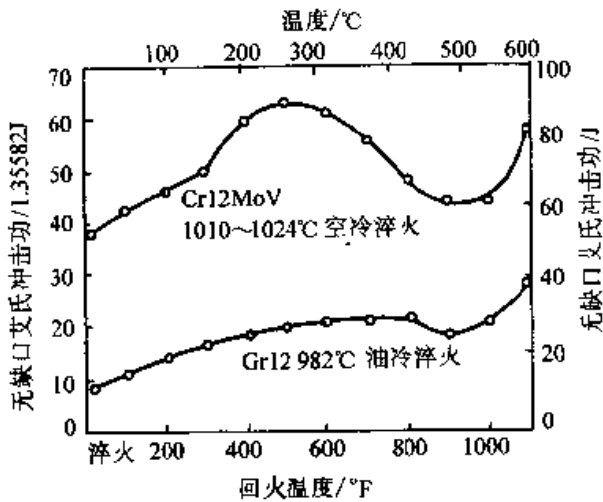


图 6.2-174 艾氏冲击功 (无缺口) 与回火温度的关系

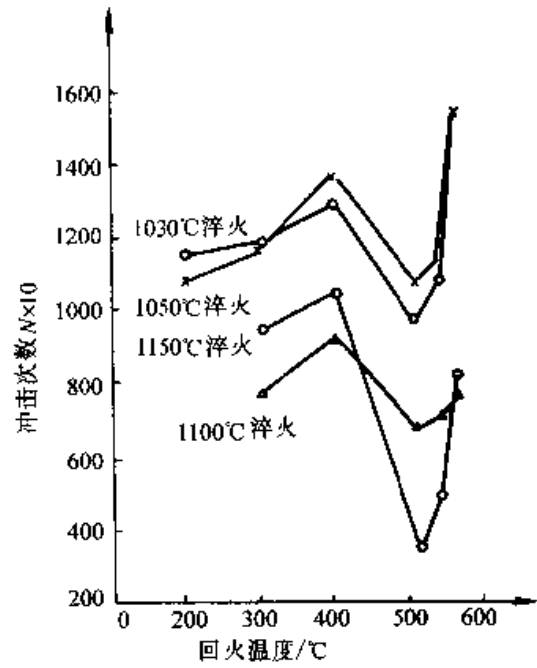


图 6.2-175 Cr12MoV 钢多冲寿命与回火温度的关系

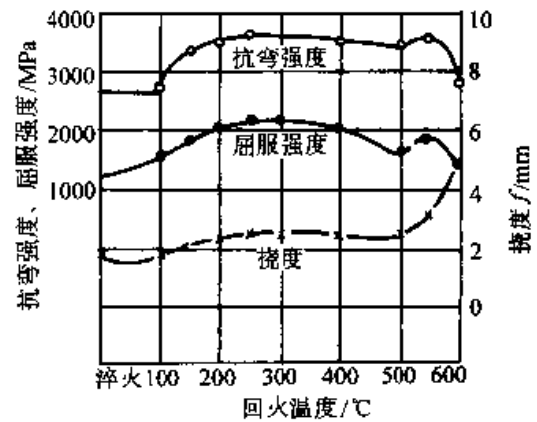


图 6.2-176 Cr12MoV 钢的抗弯性能

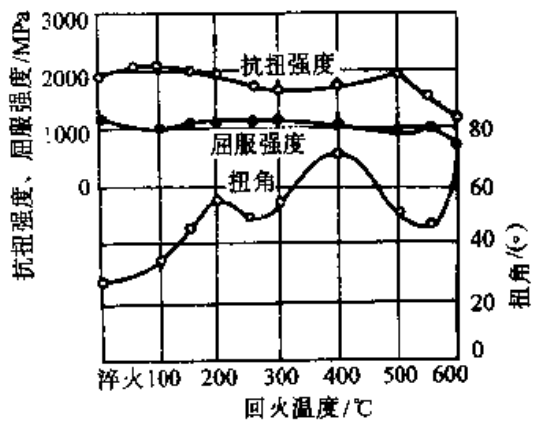


图 6.2-177 Cr12MoV 钢的扭转性能

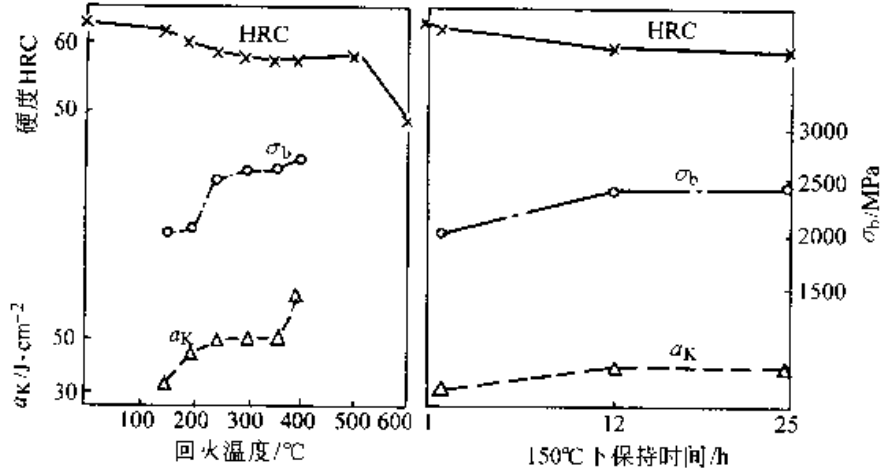


图 6.2-178 Cr12MoV 钢在 1 025℃ 淬火后不同回火温度和 150℃ 保持时间对硬度、强度和冲击韧度的影响

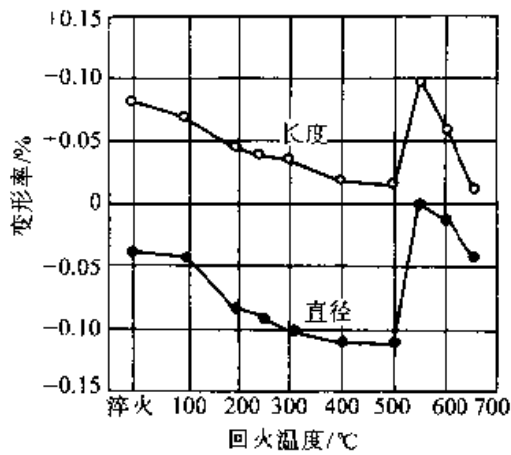


图 6.2-179 Cr12MoV 钢的热处理变形率
试样尺寸: $\phi 25 \times 50$ mm
1 020℃ × 30 min 空冷, 回火 1 h 空冷

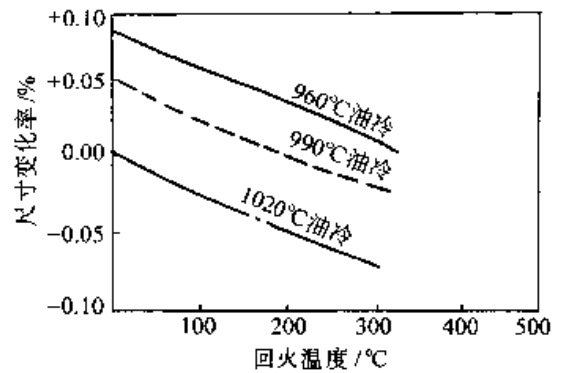


图 6.2-181 Cr12 钢在不同温度淬火后在不同回火温度下的尺寸变化

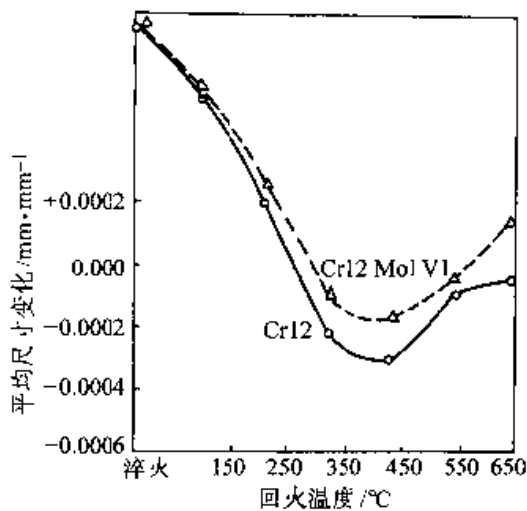


图 6.2-180 Cr12 和 Cr12Mo1V1 钢回火温度对试样平均尺寸变化的影响

1) 常规一次硬化法 按下面工艺处理, 可以一次获得高硬度: Cr12 钢: 960 ~ 980℃ 加热淬火, 硬度为 60 ~ 64HRC; Cr12MoV 钢: 1 000 ~ 1 050℃ 加热淬火, 硬度为 62 ~ 64HRC; Cr12Mo 钢: 1 000 ~ 1 050℃ 加热淬火, 硬度为 62 ~ 64HRC。淬火冷却采用油冷、空冷、或在 M_s 点以上 (220 ~ 260℃)、 M_s 点以下 (130 ~ 160℃) 分级冷却。回火可选择在 160 ~ 400℃ 进行, 注意避开 275 ~ 375℃ 之间的回火脆性区。回火最好进行两次, 这样处理的工件综合性能较好。

2) 高温二次硬化淬火法 在高温或温升较高的工况下服役的模具, 可采用高温淬火工艺。淬火后残留奥氏体较多, 硬度较低, 必须多次回火后才能获得高硬度。其工艺如下: Cr12 钢: 1 050 ~ 1 100℃ 加热淬火, 硬度为 60 ~ 40HRC; Cr12MoV 钢: 1 100 ~ 1 120℃ 加热淬火, 硬度为 60 ~ 40HRC; Cr12Mo 钢: 1 100 ~ 1 120℃ 加热淬火, 硬度为 60 ~ 40HRC。工件在 500 ~ 520℃

之间回火三次可获得高硬度，回火后的硬度为60HRC左右。高温淬火工件的耐磨性好、红硬性高，但晶粒粗大、韧性差，而且变形较大。Cr12钢淬火温度超过1020℃、Cr12MoV钢淬火温度超过1050℃后，工件淬火后残留奥氏体量增

多，体积明显收缩，回火后体积有所膨胀，适当选择淬火温度和回火温度对减小工件变形量至关重要，若选择恰当，可以达到无变形或少变形。

Cr12MoV在盐炉中的两种淬火回火工艺见图6.2-182。

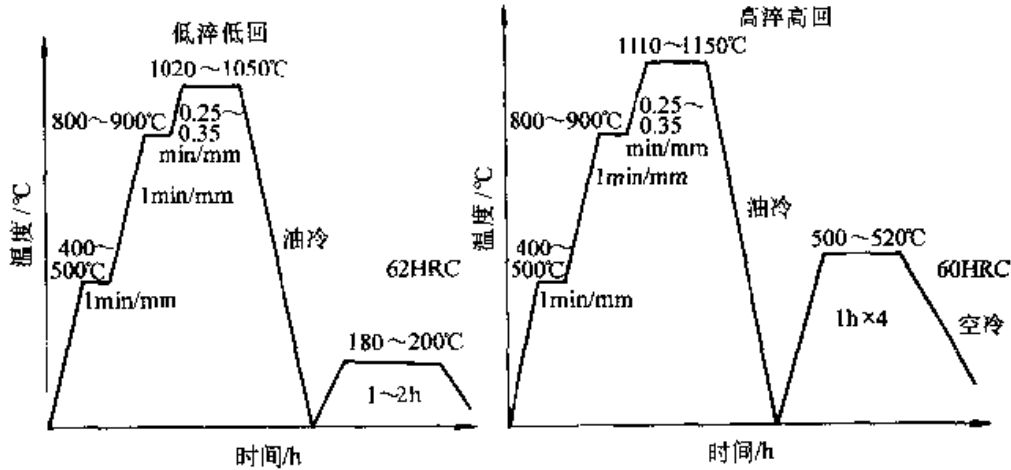


图 6.2-182 Cr12MoV 钢在盐炉中处理的两种淬火回火工艺

(4) 等温淬火与回火

试验数据和实践结果证明，等温淬火工艺可以有效地提高 Cr12 钢系各钢种的韧性，延长工模具的使用寿命。工件加热后在 250~280℃ 温度下的硝盐槽中等温一定时间后空冷，可以获得下贝氏体+马氏体+残留奥氏体+碳化物的混合组织，然后再经过适当温度回火，即可获得满意的性能。

等温淬火工艺的最大优点，就在于不降低工件的强度的同时，能大幅度地提高工件的韧性，工模具的使用寿命一般可提高 30%~50%。采用初生马氏体促变（预淬火）的等温组织比常规等温组织细小，残留奥氏体量稍多，回火后硬度在 64HRC 左右，高于常规等温淬火工艺，其耐磨性、小能量多冲性能也都明显高于常规淬火回火工艺和常规等温淬火工艺。采用预淬火等温处理的工模具，使用寿命高于常规等温处理工艺 2~3 倍。

等温淬火对性能的影响见图 6.2-183~图 6.2-185 和表 6.2-58。

(5) 锻造余热淬火—双细化工艺

在锻造过程中有两个相互矛盾的因素在起作用：一方面是锻造的锤击作用，它使碳化物被击散打碎、奥氏体严重变形；另一方面是锻造温度

较高，形变后的奥氏体在锤击的间隙中立即进行回复和再结晶，紧接着就开始长大。而被击碎的碳化物也利用锤击间隙重新聚集长大，并逐步角状化。温度的作用是连续的，锤击的细化作用是断续的。如果锻造比不够，停锻温度太高，火次太多，则晶粒就会粗化，碳化物也会粗大而多角，工件断口呈粗晶，易崩角脆裂，这就是锻造过热现象。

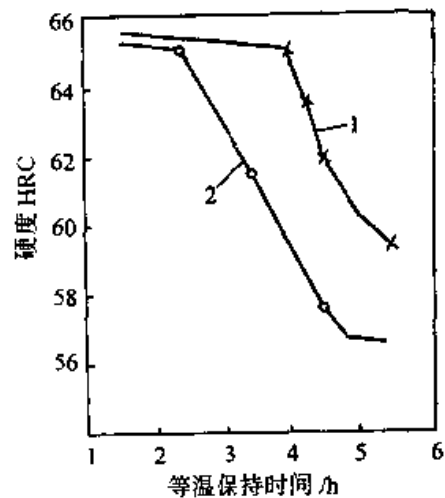


图 6.2-183 Cr12MoV 钢贝氏体等温淬火时等温保持时间与硬度之间关系

1—等温温度为 250℃ 2—等温温度为 270℃

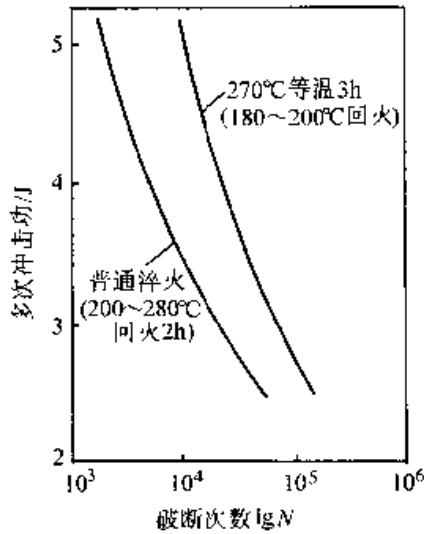


图 6.2-184 Cr12MoV 钢多次冲击弯曲的 A-N 曲线图

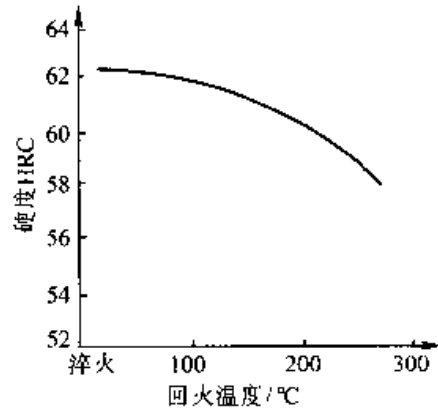


图 6.2-185 Cr12MoV 钢回火温度与硬度的关系

停锻缓冷时，碳化物还会集聚长大，奥氏体中的碳不断析出，碳化物逐步角状化，或者说碳化物角状化多半是在停锻缓冷过程中形成的。停

表 6.2-58 Cr12 经不同热处理工艺的性能对比 (所有试样都在 180°C 回火两次，每次保温 1.5 h)

热处理工艺	硬度 HRC	冲击韧度 $\alpha_{KU}/(J/cm^2)$	残留奥氏体 (体积分数) %	搓丝板寿命 /10 ⁵ 件	磨损量 ^① /mg
980°C 加热，油冷淬火	66.5	14.1	13.2	4	—
980°C 加热，180°C 分级 50 min	65.8	15.8	—	5	—
980°C 加热，270°C 等温 3 h	62.5	15.9	—	6	11.9
980°C 加热，270°C 等温 4 h	60	17.7	15.02	—	—
980°C 加热，270°C 等温 5 h	59	16.8	—	—	—
980°C 加热，180°C 预淬火 35 min，270°C 等温 1 h	64.6	14.6	—	12~15	8.2
980°C 加热，180°C 预淬火 35 min，270°C 等温 2 h	64.2	14.9	18.31	12~28	9.7
980°C 加热，180°C 预淬火 35 min，270°C 等温 3 h	63.8	15.2	—	8	10.9

① 磨损试验在 P-2 球盘磨损试验机上进行，对磨材料为 YT30 硬质合金，荷重为 600 g，转速为 400 r/min，干磨损，用万分之一感量天平称重。

锻温度愈高，锻后冷速愈慢，奥氏体晶粒和碳化物的粗化及角状化就愈严重。碳化物锋利的尖角是应力集中的焦点，是工模具早期脆裂失效的断裂源。改变碳化物的分布和形态，可使工模具的使用寿命成倍延长。

设想如果在停锻后稍作停留，让奥氏体得到回复并开始再结晶，然后立即淬火，既可抑制奥氏体晶粒的聚集长大，也可抑制碳化物的重新聚集和角状化，可获得比较满意的碳化物粒度和形态，这就是锻造余热淬火新工艺的理论根据。如果再配合适宜的火次和锻造比，就可探讨出最佳

的锻造余热淬火工艺方案，获得碳化物和奥氏体晶粒双细化的效果。锻造余热淬火以后，立即将毛坯在 750°C 左右高温回火 2 h，然后就可以进行机械加工，无须再进行球化退火。锻造余热淬火工艺实际上就是高温形变热处理，在提高工件内在质量的同时缩短了常规退火时间，代之以短时间的高温回火，因而节约了能源，缩短了生产周期。

锻造余热淬火与常规锻造工艺的对比试验采用下面方式进行：将 Cr12 钢材一分为四，进行各种不同方式的锻造，然后进行最终热处理。最

终热处理的工艺都相同，即 980℃ 加热油冷淬火，200℃ 回火。所有采用锻造余热淬火试样都再以 750℃ 高温回火 2 h。常规处理的对比试样经常规锻造后进行常规球化退火，即在 850~870℃ 加热保温 2~3 h，冷却到 720~750℃，等温 4 h 左右，再炉冷到 500℃ 出炉。

试验结果表明：常规锻造一般可使原材料中的碳化物不均匀分布的级别降低 2 级左右，一般大中型工件毛坯经常规锻造以后，碳化物不均匀分布的级别最多可改善 1~1.5 级左右。但利用锻造余热淬火工艺，可以大幅度降低碳化物不均匀分布的级别，本试样已能使原材料中的碳化物不均匀分布的级别降低了 4 级。特别是在加大最后一次变形量以后，锻造余热淬火工艺已能使小试样的碳化物基本均匀分布。锻造余热淬火以后，碳化物粒度变细，棱角变圆，奥氏体晶粒度达到了超细化的水平。这种双细化效果，可使工件的塑性和韧性同步上升，工模具使用寿命可以成倍提高，同时还能节约能源，缩短生产周期。新工艺已应用于模具生产，效果很好。

(6) 固溶双细化工艺

固溶双细化工艺完全利用热处理方法，使碳化物细化、棱角圆整化，同时使奥氏体晶粒超细

化。其工艺的主要措施是高温固溶和循环细化。高温固溶，可以改善碳化物的形态和粒度。循环细化目的在于使奥氏体晶粒超细化。现以 Cr12 钢为例详述如下。

1) 固溶处理 将模坯或工模具粗加工后在高温加热固溶，加热温度为 1 100~1 150℃（在箱式炉中加热时，工件要装箱保护；在盐浴炉中加热时，表面要涂防氧化脱碳涂料），此时已接近熔点，碳化物颗粒溶解变小，小颗粒全部溶解，所有锋利尖角全部溶成圆角，未溶的碳化物数量变少，粒度趋于一致，形态趋于球粒化，但奥氏体晶粒变粗。在高温保温一定时间后急冷，抑制过饱和奥氏体析出碳化物，以免使球粒化碳化物再度角状化。急冷产物对以后的奥氏体晶粒度有影响，因为 Cr12 钢系各钢种有晶粒遗传性，为了不把高温固溶时获得的奥氏体粗晶粒遗传下去，急冷产物不允许是不平衡组织，可以分别采取下面措施：如果是模坯，固溶后可以直淬入热油，或等温处理后转变为 $B_T + M$ 的复合组织，随后立即在 750℃ 左右高温回火，或进行短时间的球化退火，然后机械加工成形，如图 6.2-186a 所示。如果是已粗加工成形的模具，不允许再有很大的变形和氧化脱碳，因此高温固溶后

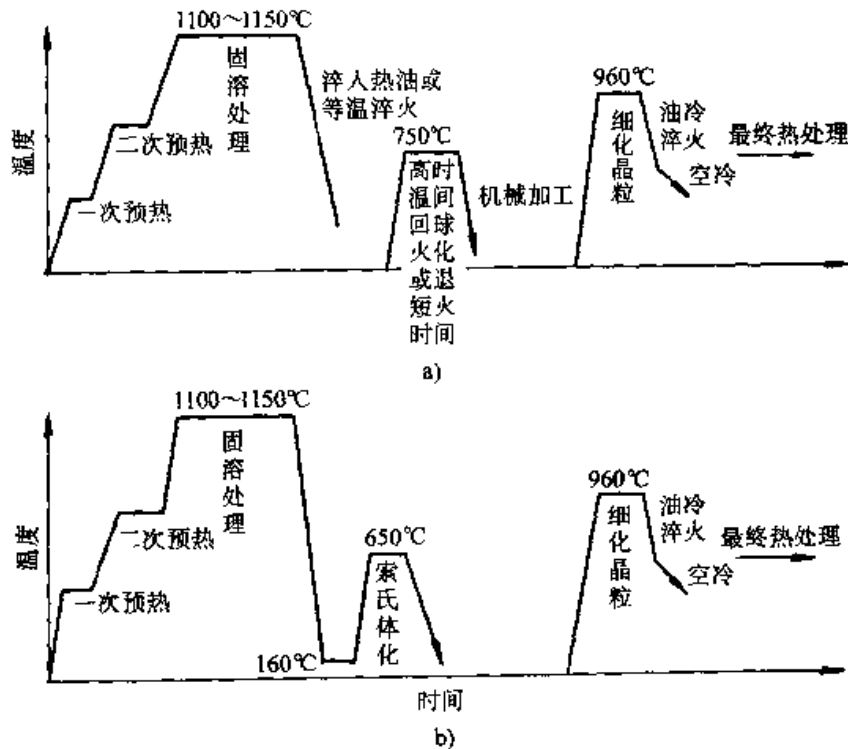


图 6.2-186 Cr12 钢系的双细化工艺

应立即淬入温度高于 M_s 点的热油或石蜡中，温度约为 160°C 左右 ($M_s < 150^\circ\text{C}$)，均温后再移入 650°C 的盐槽中保温 1 h，使组织全部转变为细片珠光体，然后空冷，这样可以获得细片珠光体为基体的原始组织，它不会把高温粗晶组织再遗传下去。

2) 循环细化 为了改善固溶处理后的基体奥氏体晶粒度，在最终常规热处理前可增加一次低温淬火 (约 960°C)。双细化工艺如图 6.2-186 所示。

经固溶超细化后的 Cr12 钢的冲击韧度可成倍提高，模具使用寿命可以翻几番，工序虽然增加，单件成本有所上升，但总的经济效益仍然较高。在两种固溶双细化工艺中，图 6.2-186a 所示的工艺比较稳妥、方便。

5 高速钢

高速钢具有很高的硬度、抗压强度、耐磨性

和热稳定性，其承载能力居于各冷作模具钢之首，因此高速钢除用于切削刀具和热作模具外，也应用于要求重载荷、高寿命的冷作模具。

凡要求有高热强性的工具和热作模具，一般可选用 W18Cr4V 类高速钢，而要求能经受一定冲击载荷的工具和热加工模具，一般可选用 W6Mo5Cr4V2 类高速钢。高速钢由于有很高的硬度、抗压强度和耐磨性能，因此要求承受重负荷和加工硬材质的冷作模具，也常选用高速钢制造。W6Mo5Cr4V2 高速钢有较高的韧性，在制作重负荷冷作模具方面取得了很好的效果。

新型高速钢 W9Mo3Cr4V 兼有 W18Cr4V 和 W6Mo5Cr4V2 高速钢的优点，成材率高，生产成本低。试验证明，其使用寿命比其他两种高速钢略有提高，因此在较短时期内得到了较大规模的生产和应用。

目前，常用的高速钢牌号和化学成分见表

表 6.2-59 高速钢的牌号和化学成分 (质量分数) (摘自 GB/T 9941~9943—1988)

类别	钢号	化学成分 (质量分数) /%						
		C	Cr	W	V	Mo	Co	Al
W 系	W18Cr4V (T1)	0.70~0.80	3.80~4.40	17.50~19.00	1.00~1.40	≤0.30	—	—
	W9Cr4V2	0.85~0.95	3.80~4.40	8.50~10.00	2.0~2.60	≤0.30	—	—
W-Mo 系	W6Mo5Cr4V2 (M2)	0.80~0.90	3.80~4.40	6.00~7.00	1.80~2.30	4.50~6.00	—	—
	W9Mo3Cr4V	0.79	3.80~4.40	8.50~9.50	1.30~1.70	2.70~3.30	—	—
Co 系	W18Cr4VCo10	0.70~0.85	3.80~4.40	17.00~19.00	0.70~1.50	0.80~1.00	9.00~10.00	—
	W2Mo9Cr4V2Co8 (M42)	1.05~1.15	3.80~4.40	1.00~2.00	0.80~1.50	9.00~10.00	7.50~8.50	—
高 V 系	W12Cr4V4Mo	1.20~1.40	3.80~4.40	11.50~13.00	3.80~4.40	0.90~1.20	—	—
	W6Mo5Cr4V3	1.15~1.25	3.80~4.40	5.75~6.75	1.80~2.20	4.75~5.75	—	—
Al 系	W10Mo4Cr4V3Al	1.40~1.50	3.80~4.40	9.50~10.50	2.80~3.20	3.70~4.50	—	0.80~1.20
	W6Mo5Cr4V2Al	1.05~1.15	3.80~4.40	5.50~6.50	1.80~2.20	4.50~5.50	—	0.95~1.20

常用高速钢的临界点如下：W18Cr4V, A_{c1} $830 \sim 870^\circ\text{C}$, A_{cm} 1330°C , A_{r1} 760°C ; 6W6Mo5Cr4V, A_{c1} 820°C , A_{r1} 730°C , M_s 240°C ; W6Mo5Cr4V2, A_{c1} $850 \sim 885^\circ\text{C}$ 。

5.1 高速钢常规热处理工艺与性能

(1) 锻造

几种典型高速钢的锻造工艺见表 6.2-60。

(2) 退火

分普通球化退火和等温退火两种工艺，见表 6.2-61 和图 6.2-187~图 6.2-188。

(3) 常规淬火、回火与性能

高速切削工具和热作模具常常采用高速钢制造，其淬火工艺如下：

表 6.2-60 几种高速钢的锻造工艺

钢种		加热温度/℃	始锻温度/℃	终锻温度/℃	冷却方式
W18Cr4V	钢锭	1 220~1 240	1 120~1 140	≥950℃	砂冷或堆冷
	钢坯	1 180~1 220	1 120~1 140	≥950℃	砂冷或堆冷
W6Mo5Cr4V2	钢锭	1 180~1 190	1 080~1 100	≥950℃	砂冷或堆冷
	钢坯	1 140~1 150	1 040~1 080	≥900℃	砂冷或堆冷
6W6Mo5Cr4V	钢锭	1 140~1 180	1 100~1 140	≥900℃	炉冷或砂冷
	钢坯	1 100~1 120	1 050~1 080	≥850℃	炉冷或砂冷

表 6.2-61 普通球化退火和等温退火工艺

钢种	退火方法	加热温度/℃	保温时间/h	冷却方式	退火硬度 HBS
W18Cr4V	软化退火	860~880	2~4	以 20~30℃/h 冷却到 500~600℃, 炉冷或堆冷	≤277
	等温退火	860~880	2~4	炉冷至 740~760℃, 保温 2~4 h, 再炉冷至 500~600℃, 空冷	≤255
W6Mo5Cr4V2	软化退火	840~860	2~4	以 20~30℃/h 冷却到 500~600℃, 炉冷或堆冷	≤285
	等温退火	840~860	2~4	炉冷至 740~760℃, 保温 2~4 h, 炉冷到 500~600℃, 空冷	≤255
6W6Mo5Cr4V	普通退火	840~860	2~4	以 20~30℃/h 冷却到 500℃ 以下, 空冷	117~229
	等温退火	840~860	2~4	炉冷至 740~750℃, 保温 4~6 h, 炉冷到 550℃ 空冷	197~229

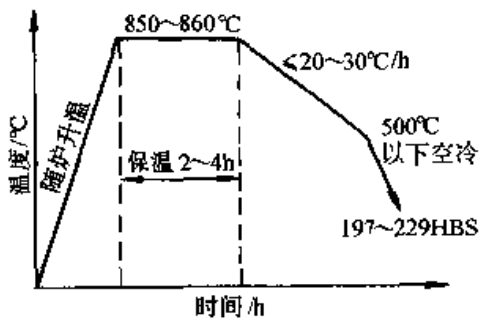


图 6.2-187 6W6Mo5Cr4V 钢锻压后一般退火工艺

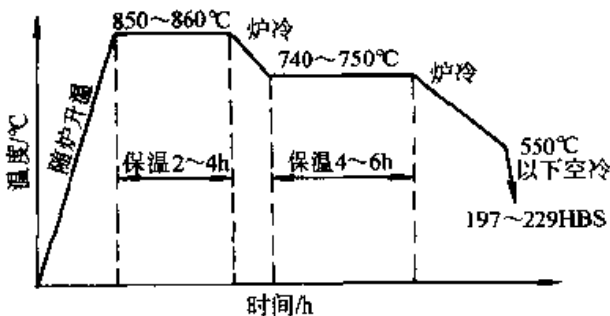


图 6.2-188 6W6Mo5Cr4V 钢锻压后等温退火工艺

W18Cr4V: 1 260~1 290℃ 加热, 油冷淬火或分级淬火, $M_s \sim 210^\circ\text{C}$ 。

W6Mo5Cr4V2: 1 210~1 250℃ 加热, 油冷淬火或分级淬火, $M_s \sim 180^\circ\text{C}$ 。

W9Mo3Cr4V: 1 200~1 250℃ 加热, 油冷淬火或分级淬火; $M_s \sim 190^\circ\text{C}$ 。

淬火加热温度, 可结合工模具服役条件以及材料中碳化物不均匀程度在上述温度范围内选择。要求高硬度、高红硬性的冲头、高速切削刀具, 只要碳化物分布比较均匀, 可选上限温度加热淬火; 要求红硬性和韧性兼备的热作模具、精密刀具、大型刀具以及碳化物均匀度较差的材料, 可选下限温度加热, 甚至下限以下温度加热淬火。

高速钢淬火后的硬度一般在 63HRC 左右, 残留奥氏体的体积分数为 20%~25%。高速钢淬火后必须及时回火。停留时间太长可能导致产

生裂纹和奥氏体稳定化。随着回火温度的升高,从马氏体中先析出 M_3C 型碳化物,马氏体中溶碳量开始下降,淬火应力逐步得到缓解,硬度开始下降。在 $400 \sim 500^\circ\text{C}$ 时,铬向碳化物转移, M_3C 碳化物向 $M_{23}C_6$ 碳化物转化,形成弥散的高铬碳化物。当回火温度升高到 $500 \sim 560^\circ\text{C}$ 时,开始析出弥散的 M_2C 、 MC 型碳化物;回火冷却时残留奥氏体部分转变为淬火马氏体,两个因素促使硬度上升,出现回火二次硬化峰,峰值硬度可达 HRC65~66。第一次回火后残留奥氏体下降到体积分数为 15% 左右。第二次回火时,上次回火冷却时形成的马氏体得到回火,冷却时残留奥氏体再次转变,其量已下降到体积分数为 5% 左右。第三次回火后残留奥氏体下降到体积分数为 2% 左右。回火工艺一般采用 560°C 左右回火 3 次。W9Mo3Cr4V 高速钢的回火温度为 $540 \sim 560^\circ\text{C}$ 。

最近的研究和生产实践证实, W18Cr4V 高

速钢在 320°C 回火、W6Mo5Cr4V2 高速钢在 380°C 进行第一次回火,约有体积分数为 5%~7% 的残留奥氏体转变为下贝氏体,可使后两次 560°C 回火时的 M_2C 型碳化物析出更充分,而且析出的碳化物的弥散度和均匀度均有所提高,因此红硬性和冲击韧性都有所增加。

高温-低温回火也是一种回火新工艺。第一次回火采用较高的温度 $580 \sim 590^\circ\text{C}$,盐浴回火 1 h,然后再在 560°C 回火一次。两次回火不仅能节约能源,缩短生产周期,同时工件的强韧性也有所提高。

与传统的热作模具钢 3Cr2W8V 相比,高速钢的红硬性、热强性都较高,但韧性相对较差。其性能对比见表 6.2-62。如增加电渣重溶工艺,高速钢的韧性可以提高一倍左右。随着目前热成形速度的不断提高,高速钢模具的使用寿命比 3Cr2W8V、H11 钢模具的使用寿命都有很大的提高,特别是高温冲头,高速钢尤其优越性。

表 6.2-62 高速钢与 3Cr2W8V 钢性能对比

钢种	热处理工艺	硬度 HRC	无缺口冲击韧性 $\alpha_K / (\text{J}/\text{cm}^2)$	抗弯强度 σ_{bb} / MPa	红硬性 HRC			高温硬度 HV		
					580°C 、4次	600°C 、4次	620°C 、4次	400	500	600
W18Cr4V	1 260 $^\circ\text{C}$ 加热、油冷淬火、600 $^\circ\text{C}$ 回火两次,每次保温 1 h	66.3	16.7	2 969	65.2	63.7	62.2	730	680	560
W6Mo5Cr4V2	1 220 $^\circ\text{C}$ 加热、油冷淬火、580 $^\circ\text{C}$ 回火两次,每次保温 1 h	66.6	24.5	4 027	64.8	63.2	61.5	766	691	574
3Cr2W8V	1 100 $^\circ\text{C}$ 加热、油冷淬火、580 $^\circ\text{C}$ 回火两次,每次保温 2 h	50	29.4	3 989	50.0	47.0	45.0	483	420	286

5.2 高速钢冷作模具热处理工艺与性能

冷作模具要求强韧兼备的性能。常规热处理工艺的高速钢模具显得韧性不足,尤以 W18Cr4V 为甚。因此,冷作模具多选用碳化物比较均匀而细小的 W6Mo5Cr4V2 高速钢制造。调整热处理工艺亦可以在很大程度上改善高速钢模具的韧性。

冷作模具一般要求强韧兼备的性能。常规工艺处理的模具显得韧性不足,尤以 W18Cr4V 高速钢为甚。因此,冷作模具多选用碳化物比较均

匀而细小的 W6Mo5Cr4V2 高速钢制造。可通过以下两种热处理方法改善韧性:一种方法是常规加热温度淬火,提高回火温度到 $600 \sim 620^\circ\text{C}$;另一种方法是低温淬火。压低淬火加热温度,可抑制 M_6C 型和 MC 型碳化物溶入奥氏体中的量,使奥氏体中的平均碳含量降低, M_s 点上升,从而增加淬火组织中板条马氏体的份额。与此同时,低温加热可获得超细晶粒,也有利于韧性的提高。但是淬火加热温度也不能太低,一般来说, W18Cr4V 高速钢淬火加热温度不宜低于 $1 220^\circ\text{C}$, W6Mo5Cr4V2 高速钢不宜低于

1 140℃。否则，碳化物不均匀性的影响将显得更加突出，强度、韧性、耐磨性都将下降。

几种常用高速钢的等温转变曲线见图 6.2-189~图 6.2-191。钢的硬度、残余奥氏体含量及残余碳化物量与淬火温度的关系见图 6.2-192~图 6.2-197。力学性能与淬火温度的关系见图 6.2-198~图 6.2-202。推荐的淬火工艺见表 6.2-63~表 6.2-65。

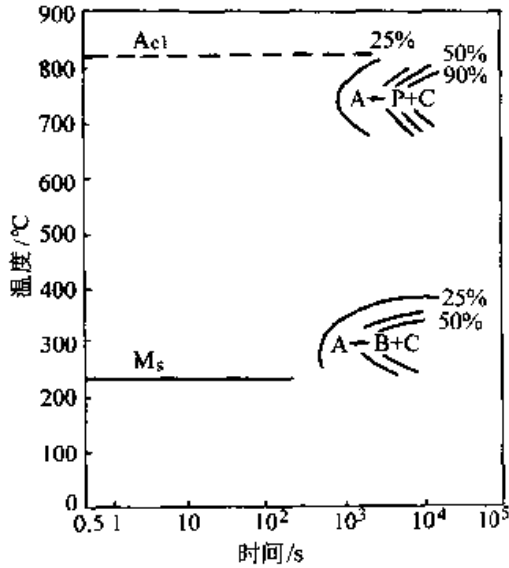


图 6.2-189 6W6Mo5Cr4V 钢奥氏体等温转变曲线
试验钢成分(质量分数)/%: C 0.59, Si 0.16, Mn 0.15, Cr 4.08, W 6.26, Mo 5.10, V 0.94

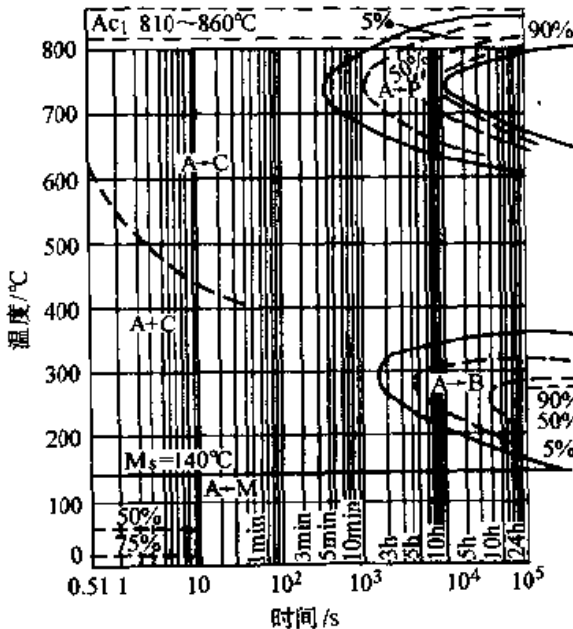


图 6.2-190 W18Cr4V 钢的奥氏体等温转变曲线
试验钢成分(质量分数)/%: C 0.81, Si 0.15, Cr 3.77, Mo 0.44, W 18.25, V 1.07
奥氏体化温度: 1 290℃

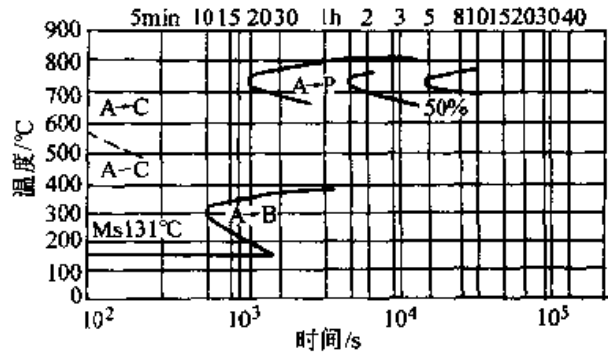


图 6.2-191 W6Mo5Cr4V2 钢的奥氏体等温转变曲线
试验钢成分/%: C 0.83, Si 0.26, Mn 0.31, Cr 4.22, W 6.31, Mo 4.50, V 1.81;
奥氏体化温度 1 200℃

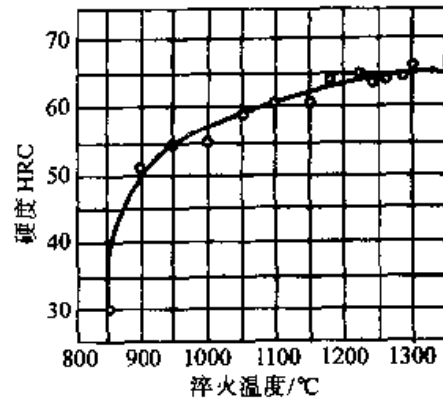


图 6.2-192 6W6Mo5Cr4V 钢硬度与淬火温度关系

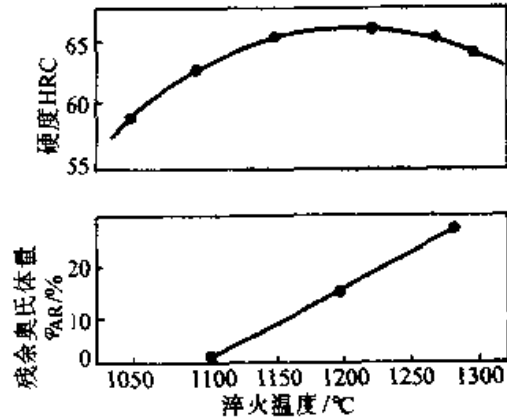


图 6.2-193 W18Cr4V 钢硬度与残余奥氏体量与淬火温度关系

回火温度对力学性能的影响见图 6.2-203~图 6.2-213。高速钢与其他钢的性能比较见图 6.2-214 和表 6.2-66~表 6.2-67。推荐的回火工艺见表 6.2-68~表 6.2-69。

常用作冷作模具钢的 W6Mo5Cr4V2 高速钢的力学性能见表 6.2-66, 由表可见, 采用 1 150~1 190℃ 温度区内低温加热淬火后,

W6Mo5Cr4V2 高速钢的性能，特别是韧性，高于 Cr12MoV 钢。

如果高速钢采用常规加热温度淬火，但在 600~620℃ 较高温度区间回火，也可获得强韧兼备的性能，见表 6.2-67。由表可见，对于 W6Mo5Cr4V2 高速钢，采用较高温度回火后，其静弯、抗压等性能都明显高于 CrWMn 钢和 Cr12MoV 钢，但其冲击韧度、扭转角、相对磨损性能不及 Cr12MoV 钢。

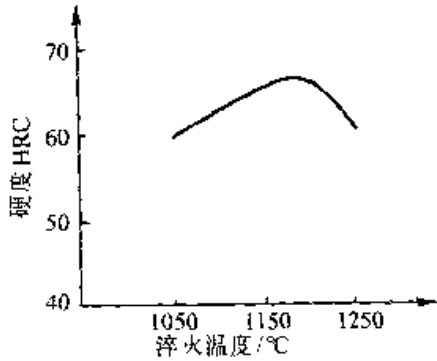


图 6.2-194 W6Mo5Cr4V2 钢硬度与淬火温度的关系

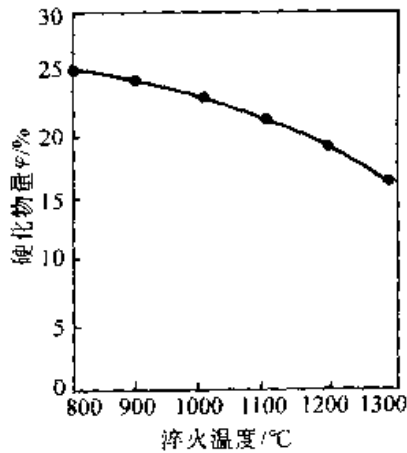


图 6.2-195 W18Cr4V 钢残余碳化物量与淬火温度的关系

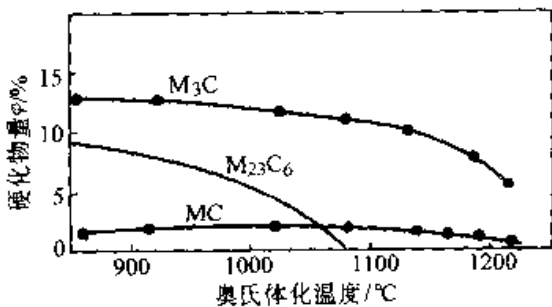


图 6.2-196 W6Mo5Cr4V2 钢的碳化物含量与奥氏体化温度的关系
M₃C 钨(或钼)的碳化物
M₂₃C₆ 铬的碳化物 MC 钒的碳化物

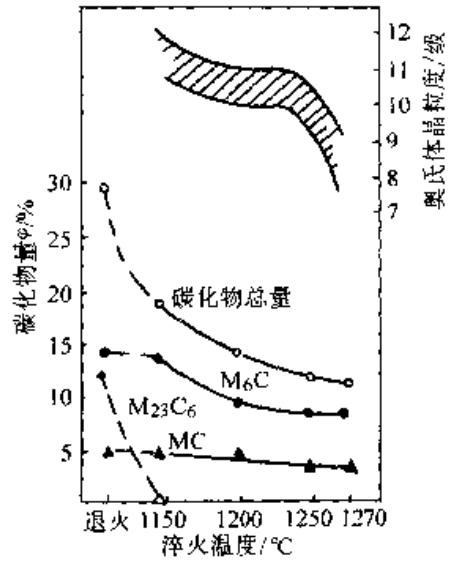


图 6.2-197 W12Mo3Cr4V3N 钢奥氏体晶粒度、碳化物数量与淬火温度的关系

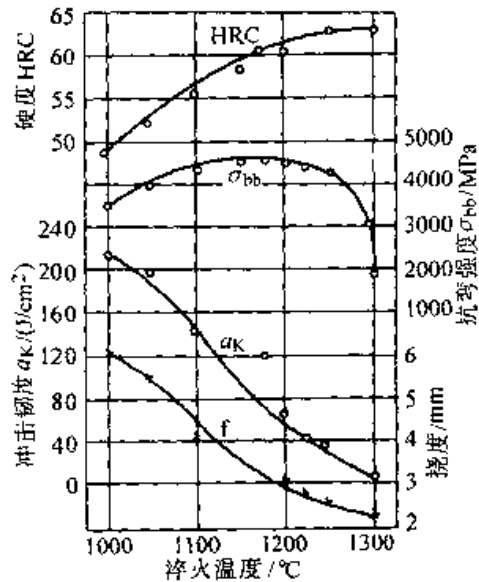


图 6.2-198 6W6Mo5Cr4V 钢的力学性能与淬火温度的关系 (560℃ 回火三次)

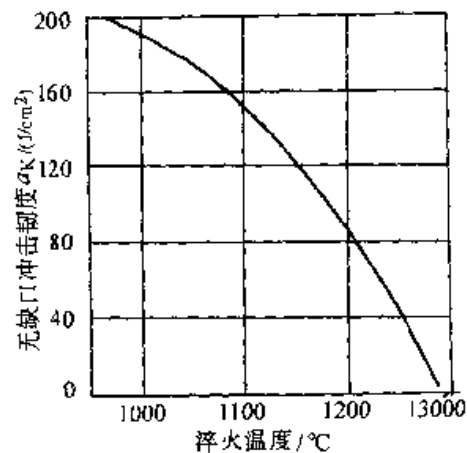


图 6.2-199 6W6Mo5Cr4V 钢的冲击韧度与淬火温度的关系 (回火温度 560℃)

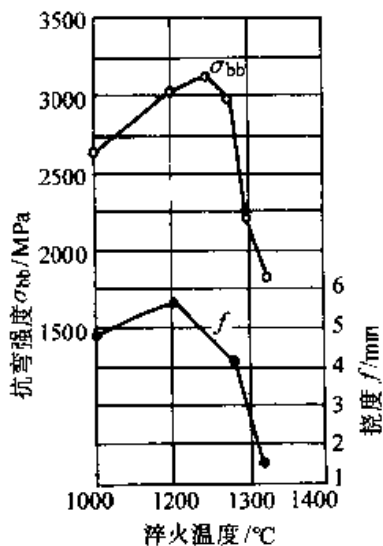


图 6.2-200 W18Cr4V 钢的力学性能与淬火温度的关系

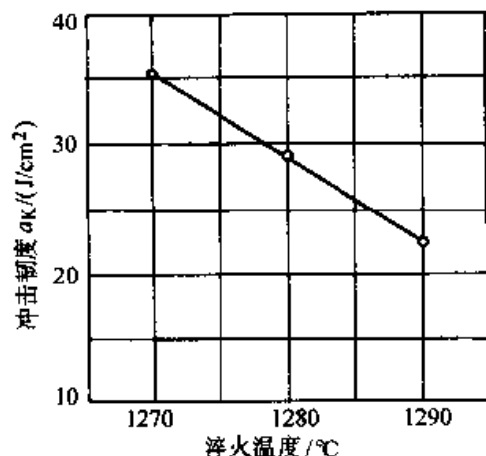


图 6.2-201 W18Cr4V 钢在不同淬火温度下的冲击韧度 (试样尺寸 10 mm×10 mm×55 mm, 无缺口)

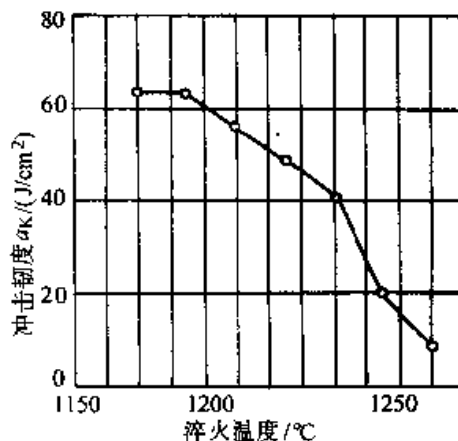


图 6.2-202 W6Mo5Cr4V2 钢的冲击韧度 (无缺口) 与淬火温度的关系
试样尺寸: 10×10×55 mm;
回火 560°C×1 h, 3次

无论是低温淬火, 或者是高温回火, W6Mo5Cr4V2 高速钢都有足够的强韧性。与 Cr12MoV 钢相比, 耐磨性则稍差。上述工艺已经在滚丝模、冲孔模、切边模上成功应用。

表 6.2-63 6W6Mo5 钢推荐的淬火工艺

预热温度 / °C	加热温度 / °C	加热介质	淬火介质	硬度 HRC
830~850	1 180~1 200	熔融盐	油、空气或熔融盐	58 左右

表 6.2-64 W18Cr4V 钢推荐的淬火工艺

第一次预热		第二次预热		淬火加热			冷却介质	淬火硬度 HRC
温度 / °C	时间 / h	温度 / °C	时间 / (s/mm)	介质	温度 / °C	时间 / (s/mm)		
400	1	850	24	中性盐浴	1 220~1 250	15~20	油	67

表 6.2-65 W6Mo5Cr4V 钢推荐的淬火工艺

第一次预热		第二次预热		淬火加热			冷却介质	淬火硬度 HRC
温度 / °C	保温时间 / h	温度 / °C	保温时间 / (s/mm)	介质	温度 / °C	时间 / (s/mm)		
400	1	850	24	中性盐浴	1 150~1 200	20	油	65~66

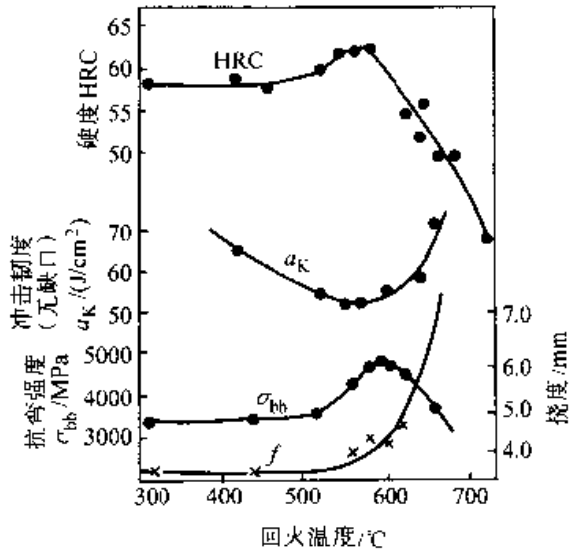


图 6.2-203 6W6Mo5Cr4V 钢力学性能与回火温度关系 (1 200°C 淬火三次回火)

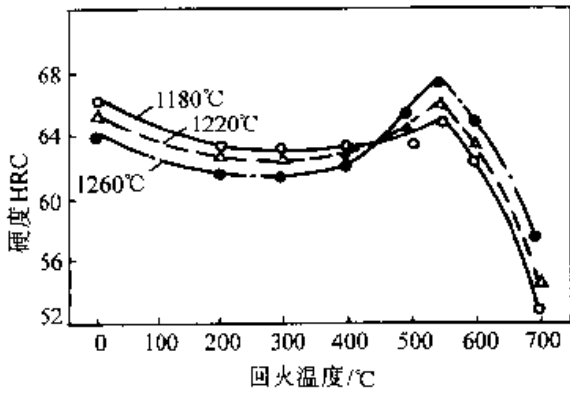


图 6.2-204 W6Mo5Cr4V2 钢经不同温度淬火后的回火曲线

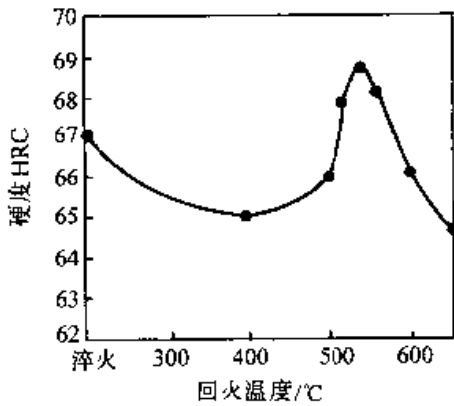


图 6.2-205 W12Mo3Cr4V3N 钢的硬度-回火温度关系曲线

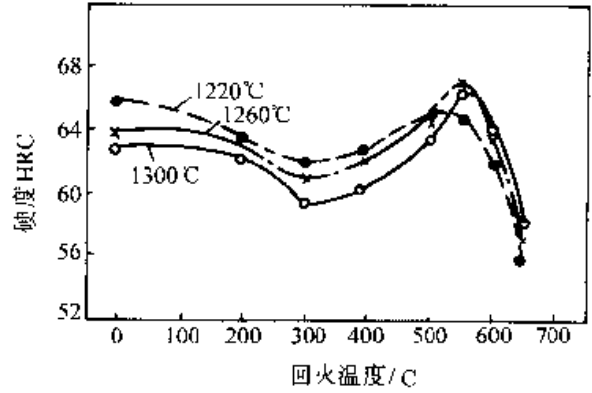


图 6.2-206 W18Cr4V 钢经不同温度淬火后的回火曲线

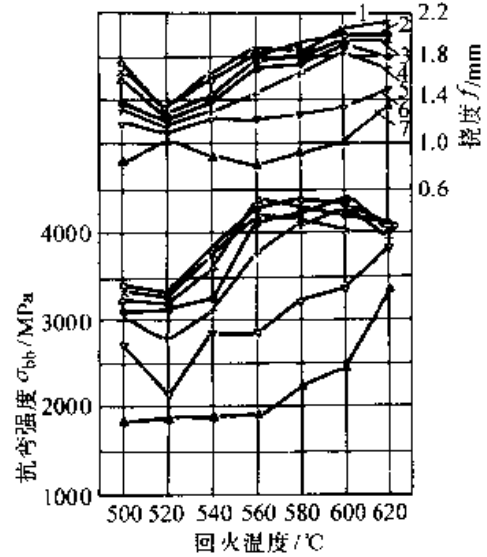


图 6.2-207 W18Cr4V 钢的抗弯强度与回火温度的关系
试样尺寸: $\phi 5 \text{ mm} \times 70 \text{ mm}$, 跨距 50 mm
1—1 180°C 2—1 200°C 3—1 220°C 4—1 240°C
5—1 260°C 6—1 280°C 7—1 300°C

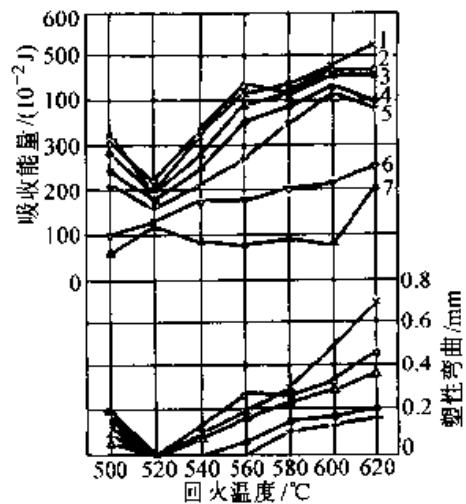


图 6.2-208 W18Cr4V 钢的抗弯试验吸收能量及塑性弯曲与淬火、回火温度的关系
1—1 180°C 2—1 200°C 3—1 220°C 4—1 240°C
5—1 260°C 6—1 280°C 7—1 300°C

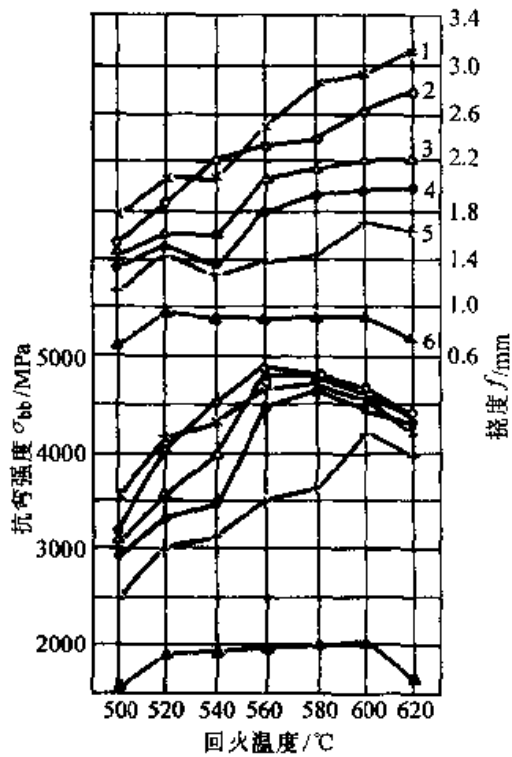


图 6.2-209 W6Mo5Cr4V2 钢的抗弯强度及挠度与淬火温度、回火温度的关系
1—1 160°C 淬火 2—1 180°C 淬火 3—1 200°C 淬火
4—1 220°C 淬火 5—1 240°C 淬火 6—1 260°C 淬火

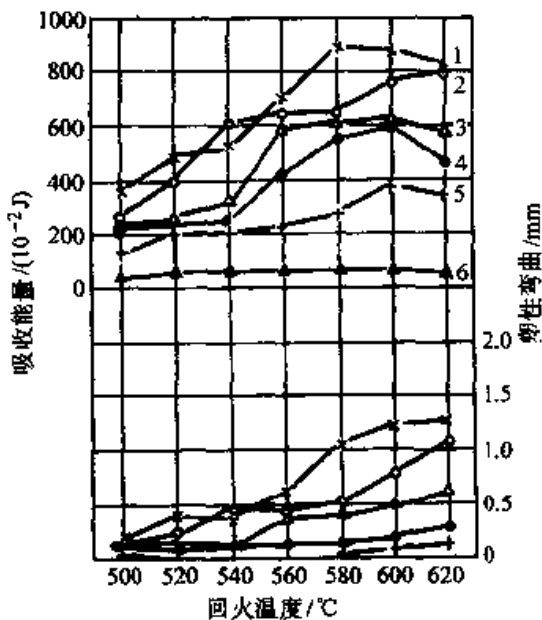


图 6.2-210 W6Mo5Cr4V2 钢的抗弯试验吸收能量及塑性弯曲与淬火温度、回火温度的关系
图中 1, 2, 3, 4, 5, 6, 同图 6.2-209

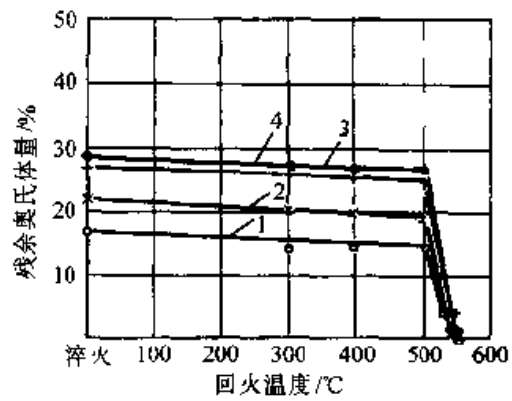


图 6.2-211 W6Mo5Cr4V2 钢的残余奥氏体量与回火温度的关系
1—1 200°C 淬火 2—1 240°C 淬火
3—1 260°C 淬火 4—1 280°C 淬火

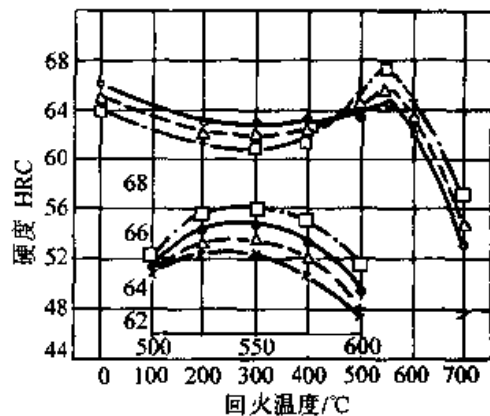


图 6.2-212 W6Mo5Cr4V2 钢的回火硬度曲线
○—○ 1 180 ×—× 1 200 △—△ 1 220
●—● 1 240 □—□ 1 260

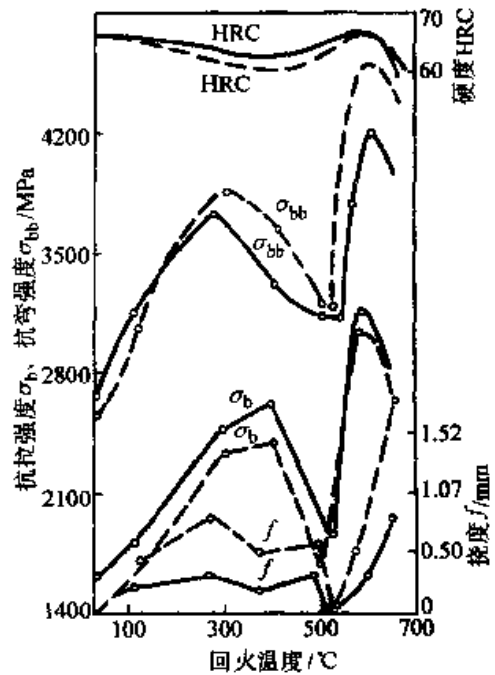


图 6.2-213 回火温度对高速钢力学性能的影响
— W18Cr4V 钢 1 280°C 奥氏体化, 回火 1 h;
--- W6Mo5Cr4V2 钢 1 215°C 奥氏体化, 回火 1 h

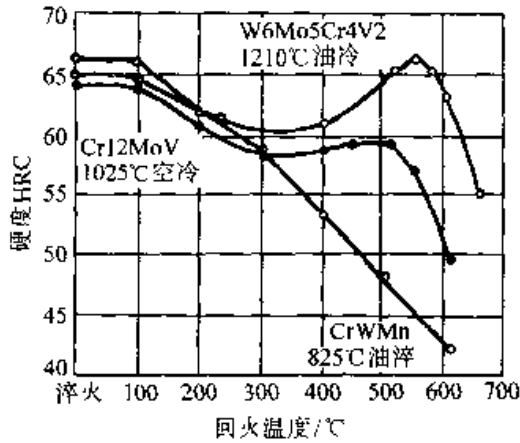


图 6.2-214 CrWMn、Cr12MoV、W6Mo5Cr4V2 钢的回火硬度与回火温度的关系

5.3 高速钢等温淬火工艺与性能

高速钢淬火中温转变区在 200 - 400℃ 范围内。W18Cr4V 高速钢高温奥氏体化后，在 260℃ 等温；W6Mo5Cr4V2 高速钢高温奥氏体化后在 230℃ 左右等温，空冷后再在 560℃ 回火 3 次，可以获得较好的红硬性、高温强度和韧性。由于等温淬火-回火后残留奥氏体仍较多，其体积分数约为 10% 左右，所以硬度较低，但仍可高达 63HRC 左右。等温时间一般为 4 h 时，可以获得体积分数为 50% 以上的下贝氏体。下贝氏体少于 50% 时，韧性得不到明显改善。这是由于高速钢等温时形成的下贝氏体针比较长，而

表 6.2-66 W6Mo5Cr4V2 高速钢与 Cr12MoV 钢性能对比

钢种	淬火温度 /℃	回火工艺	硬度 HRC	抗弯强度 σ_{bb} /MPa	挠度 f /mm
W6Mo5Cr4V2	1 160	560℃ 回火 3 次，每次保温 1 h	60	4 410	2.5
	1 180	560℃ 回火 3 次，每次保温 1 h	61.5	4 606	2.4
	1 200	560℃ 回火 3 次，每次保温 1 h	63.2	4 508	2.2
	1 220	560℃ 回火 3 次，每次保温 1 h	64.5	4 312	1.8
Cr12MoV	1 040	200℃ 回火，保温 2 h	59~60	2 989	<2.5
	1 080	200℃ 回火，保温 2 h	59~60	2 763	<2.5

表 6.2-67 三种模具钢的性能对比 (回火到 61HRC)

钢种及热处理工艺	抗弯强度 σ_{bb} /MPa	抗弯屈服强度 σ_{sb} /MPa	挠度 f /mm	抗压强度 σ_k /MPa	抗压屈服强度 σ_{kc} /MPa	变形量 /mm	抗扭强度 τ_b /MPa	抗扭屈服强度 τ_{sb} /MPa	扭角 φ / (°)	夏比 U 形缺口冲击韧度 a_K / (J/cm ²)	相对磨损
CrWMn 钢 825℃ 油冷淬火，230℃ 回火	2 695	1 666	2.3	—	—	—	—	—	—	—	—
Cr12MoV 钢 1025℃ 油冷淬火，200℃ 回火	3 430	2 009	2.4	5 830	2 058	5.3	1 813	1 093	53°	33.3	1.7
W6Mo5Cr4V2 高速钢 1 210℃ 油冷淬火，620℃ 回火	4 410	3 587	2.4	5 880	2 686	6.5	1 705	1 274	22°	20.6	2.2

表 6.2-68 6W6Mo5Cr4V 钢推荐的回火工艺

加热介质	回火温度 /℃	回火次数	每次回火保温 /h	硬度 HRC
空气炉或熔融盐、碱	500~580	3	1~1.5	58~63

表 6.2-69 W18Cr4V 钢推荐的回火工艺

回火温度 /℃	保温时间 /h	回火次数	冷却介质	回火硬度 HRC
560	1	3	空气	≥60

残留奥氏体又富碳，从等温槽取出空冷时形成的孪晶马氏体含碳量也较高，回火冷却时形成的孪晶马氏体含碳量也高，脆性较大。高速钢中的下贝氏体本身脆性也比较高，有时互相撞击就可能形成微裂纹。由于上述三种原因，尽管下贝氏体韧性比回火马氏体稍高，但必须超过体积分数50%以上才能对高速钢的整体韧性起到比较明显的作用。

为了缩短等温淬火的保温时间，提高生产率，降低生产成本，建议采用马氏体促变工艺，即预淬火等温处理工艺。将高温奥氏体化后的高速钢工件，先淬入温度低于 M_s 点的等温槽内，使之先形成少量马氏体，然后再转入温度高于

M_s 的等温槽内等温处理，下贝氏体转变可以高速度进行。W18Cr4V高速钢1280℃加热奥氏体后，先淬入160℃热油中，使之先形成少量马氏体，然后再将工件转到260℃等温槽内等温1h空冷后的组织，下贝氏体转变量比常规等温转变2h的转变量还多，下贝氏体的体积分数已接近40%左右，明显缩短了生产周期。

高速钢等温处理后的性能见表6.2-70。等温淬火工艺在高速钢冷作模具中已得到广泛应用。在冷挤模、冲孔模上应用也都取得了较好的效果，比常规淬火-回火工艺处理的高速钢模具使用寿命提高5倍左右，比Cr12MoV钢模具的使用寿命提高数倍，是一种值得推荐的工艺。

表 6.2-70 高速钢等温处理后的性能

牌 号	热处理工艺	硬度 HRC	抗弯强度 σ_{tb}/MPa	挠度 f/mm	冲击韧度(无缺口) $a_K/(J/\text{cm}^2)$	下贝氏体量 (体积分数)/%
W18Cr4V	1 280℃加热, 260℃等温 4 h, 560℃回火 3 次, 每次保温 1 h	63~67	2 000~2 500	~1.2	20~35	~60
W6Mo5Cr4V2	1 230℃加热, 230℃等温 4 h, 560℃回火 3 次, 每次保温 1 h	63~67	3 500~4 500	1.5~2.5	20~50	~60

6 基体钢

高速钢具有较高的强度、硬度、红硬性和耐磨性，但韧性不足，这也是莱氏体钢的普遍缺点。低合金工模具钢虽有较高的韧性和塑性，但强度、红硬性和耐磨性都不及高速钢。理想的模具材料是既有高速钢的强度、红硬性、耐磨性，又具有低合金工模具钢的韧性和塑性，近年来研制成功的基体钢基本具备这样的特性。

基体钢具有高速钢正常淬火后的基体成分，含碳量一般在0.5%左右，合金元素含量在10%

~12%范围内，故而得名。

完全与高速钢基体化学成分相同的基体钢是没有的，因为这样设计出来的基体钢不但没有共晶碳化物，甚至剩余碳化物都很少，钢材容易过热，耐磨性也太差，所以必须对这类基体钢中的合金元素进行适当调整，以满足各种不同的需求。经过这样调整后的基体钢称为改型基体钢。工业上应用的都是经过合金元素调整后的改型基体钢，简称基体钢。

常用的各种高速钢及其基体的化学成分见表6.2-71。

表 6.2-71 高速钢及其基体的化学成分(质量分数)

牌 号	钢种成分(质量分数)/%						基体成分(质量分数)/%					
	C	Cr	W	Mo	V	Co	C	Cr	W	Mo	V	Co
W18Cr4V	0.70	4.0	18.0	—	1.0	—	0.5	4.4	8.6	—	1.0	—
W18Cr4V2	0.80	4.0	18.0	—	2.0	—	0.5	4.4	8.0	—	1.7	—
W18Cr4VCo5	0.75	4.0	18.0	—	1.0	5.0	0.4	4.7	8.3	—	1.1	5.0

续表 6.2-71

牌 号	钢种成分(质量分数)/%						基体成分(质量分数)/%					
	C	Cr	W	Mo	V	Co	C	Cr	W	Mo	V	Co
W6Mo5Cr4V2	0.80	4.0	6.0	5.0	2.0	—	0.5	4.0	2.0	3.0	1.0	—
W12Cr4V5Co5	1.50	4.0	12.0	—	5.0	5.0	0.4	5.1	7.3	—	1.4	4.3
W5Mo5Cr4V4	1.30	4.0	5.5	4.5	4.0	—	0.5	4.7	3.5	3.2	1.9	—
Cr4Mo9WVC08	1.10	3.8	1.5	9.5	1.15	8.0	0.55	4.0	1.0	5.0	1.0	8.0
Cr4Mo8V2	0.85	4.5	—	8.0	2.0	—	0.5	4.2	—	5.1	1.1	—

基体钢必然承袭了母体高速钢基体的性能。在多种高速钢中, W6Mo5Cr4V2 高速钢是我国使用较多、组织和性能较好的钢种, 其生产和工艺特性已为各方面所熟悉, 因此国产基体钢多以它为母体, 以各种方式加以改型, 生产出多种牌号的基体钢。

目前国产基体钢有 10 余种, 其牌号及化学成分见表 6.2-72。表中最后两种是国外常用的基体钢。基体钢一般都能同时用于冷作或热作模具, 但又各有所长。在性能上都能达到强韧结合, 但又各有所重。总起来看, 其耐磨性都不及 Cr12 钢系列高铬高碳模具钢。

表 6.2-72 基体钢牌号及化学成分(质量分数)

基体钢牌号	代号	化学成分(质量分数)/%							
		C	Cr	Mo	W	V	Si	Mn	其他
65Cr4W3Mo2VNB	65Nb	0.60~0.70	3.80~4.40	2.00~2.50	2.50~3.00	0.80~1.10	≤0.35	≤0.40	Nb: 0.20~0.30
5Cr4Mo3SiMnVAI	012AI	0.47~0.57	3.80~4.30	2.80~3.40	—	0.80~1.20	0.80~1.10	0.80~1.10	Al: 0.30~0.70
6Cr4Mo3Ni2WV	CG-2	0.55~0.64	3.80~4.30	2.80~3.30	0.90~1.30	0.90~1.30	≤0.40	≤0.40	Ni: 1.80~2.20
5Cr4Mo2W2SiV	—	0.45~0.54	3.70~4.30	1.80~2.20	1.80~2.20	1.00~1.30	0.80~1.10	≤0.50	—
5Cr4W5Mo2V	RM ₂	0.40~0.50	3.80~4.50	1.70~2.30	4.50~5.30	0.80~1.20	≤0.40	0.20~0.60	—
65Cr5Mo3W2VSiTi	LM ₂	0.60~0.70	4.50~5.20	3.40~2.80	1.60~2.30	1.0~1.4	0.90~1.40	≤0.40	Ti: 0.20~0.50
7W7Cr4MoV	—	0.60~0.70	4.50~5.00	0.20~0.35	6.50~7.50	0.40~0.70	≤0.40	≤0.40	—
65W8Cr4VT	LM1	0.60~0.70	4.20~4.80	—	7.50~8.50	0.80~1.20	≤0.4	≤0.4	Ti: 0.10~0.30
50Cr4Mo3W2V	MA	0.50	4.50	2.75	2.00	1.0	—	—	—
55Cr4Mo5WVC08	Matrix	0.55	4.00	5.0	1.00	1.0	—	—	Co: 8.0

6.1 基体钢的常规热处理工艺

(1) 锻造

基体钢的导热性差, 应该缓慢加热, 采用连续式炉加热时, 最好在下加热区 900~1000℃ 内保温匀热, 以保证钢锭(坯)均匀受热。锻打操作同高速钢一样, 锻后应加强缓冷。在含镍基体钢 6Cr4Mo3Ni2WV 钢的钢锭开坯时, 可在

1080~1120℃ 下开锻, 最高加热温度可根据各厂条件拟定, 但最高不应超过 1160℃, 终锻温度应大于 900℃; 当由坯成材或改锻时, 开锻温度应低些, 采用 1050~1080℃, 终锻温度不小于 900℃, 若操作不当很容易出现内裂, 降低了成材率, 该钢号锻造时必须严格执行工艺规定。其余钢号都可参照 W6Mo5Cr4V2 高速钢的锻(轧)工艺执行, 会获得较满意的结果。

采用大规格钢材制做模具时,最好经过反复锻粗拔长工艺来锻造,改善碳化物的纤维方向,提高钢的强度和韧性。

(2) 退火

基体钢和低碳高速钢锻后必须退火,同时对返修的模具(需进行重新淬火的)也应进行退火。这些钢特别是钼含量较多的钢,其脱碳敏感性较强,如不采用真空炉或保护气氛炉退火时,必须采取其他保护措施以防止严重脱碳。

在加热到给定的退火温度下,并按规定的保温时间保持后,才允许以不超过 30℃/h 的冷速冷至 550℃ 以后方可快冷。但含 Ni 基体钢 6Cr4Mo3Ni2WV 钢在 650~700℃ 之间奥氏体转变有较长的孕育时间,退火比较困难些,退火硬度偏高,建议采用反复等温退火工艺,即在 820~840℃ 加热保温后以不超过 50℃/h 的冷速

冷至 680℃ 等温 1~2 h, 随后再加热至 820~840℃ 保温 1~2 h, 再以不大于 50℃/h 的冷速冷至 680℃ 并保持 4~6 h, 随后以不大于 30℃/h 的冷速冷至 550℃ 后方可快冷。其他钢号退火后还是较容易获得低的退火硬度,其常用的工艺参数见表 6.2-73。

(3) 淬火

部分基体钢的奥氏体转变曲线见图 6.2-215~图 6.2-219。淬火温度对晶粒大小、残余奥氏体含量及硬度的影响见图 6.2-220~图 6.2-224。淬火温度对力学性能的影响见图 6.2-225~图 6.2-228。常用淬火工艺见表 6.2-74。基体钢淬火应该尽可能采用在真空炉、可控气氛炉或盐浴炉中加热,以防止工件的脱碳,并采取预热减少工件在高温区的停留时间,常在 600℃ 及 800℃ 进行二次预热。

表 6.2-73 基体钢常用的退火工艺参数

钢号	临界点/℃		普通退火时 加热温度/℃	等温退火			退火硬度 HBS
	A _{c1}	A _{r1}		加热温度/℃	等温温度/℃	保持时间/h	
7W7Cr4MoV	785		840~860	840~860	730~750	4~6	≤229
65W8Cr4VTi	860	698	840~860	840~860	740~760	3~5	≤255
65Cr4W3Mo2VNB	820			850~870	730~750	3~6	≤255
6Cr4Mo3Ni2WV	737	650		820~840	680	4~6	≤255
65Cr5Mo3W2VSiTi	860	745	840~860	840~860	730~750	3~5	≤255

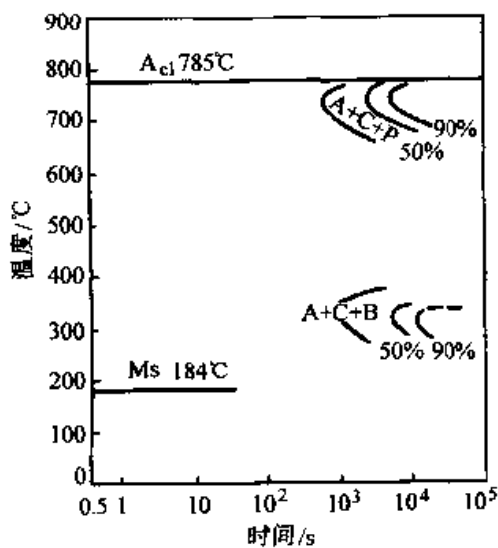


图 6.2-215 7W7Cr4MoV 钢奥氏体等温转变曲线 (奥氏体化温度 1100℃)

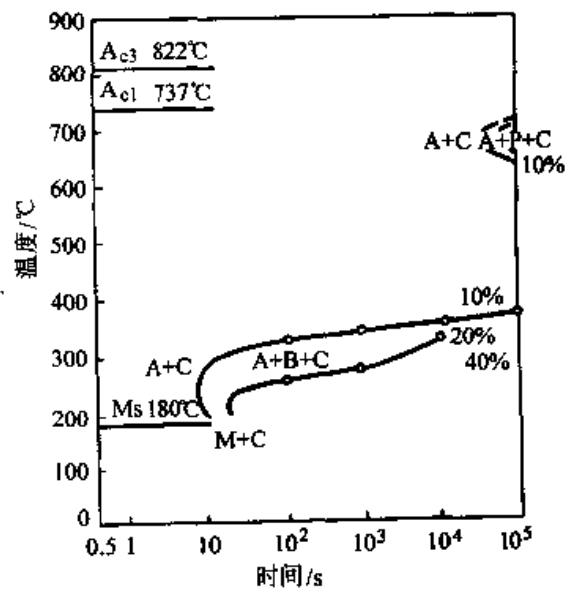


图 6.2-216 6Cr4Mo3Ni2WV 钢奥氏体等温转变曲线
试验钢成分/%: C 0.56, Cr 4.04, Mo 3.02, Ni 2.16, W 1.20, V 1.02, (120℃ × 2 min)

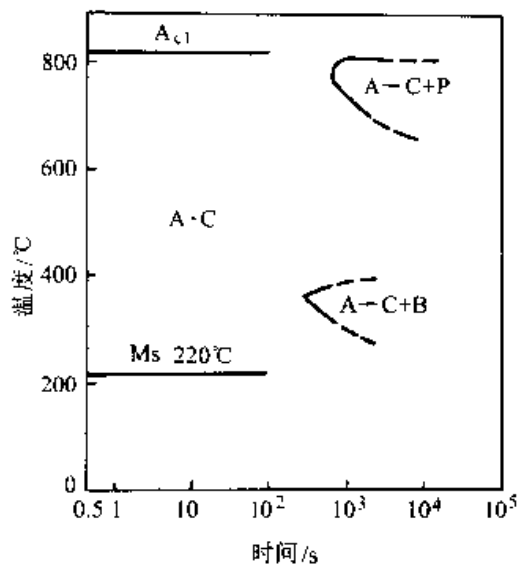


图 6.2-217 65Cr4W3Mo2VNb 钢奥氏体等温转变曲线
试验钢成分(质量分数)/%: C 0.66, Si 0.19,
Mn 0.16, Cr 4.08, W 3.02,
Mo 1.87, V 1.10, Nb 0.26

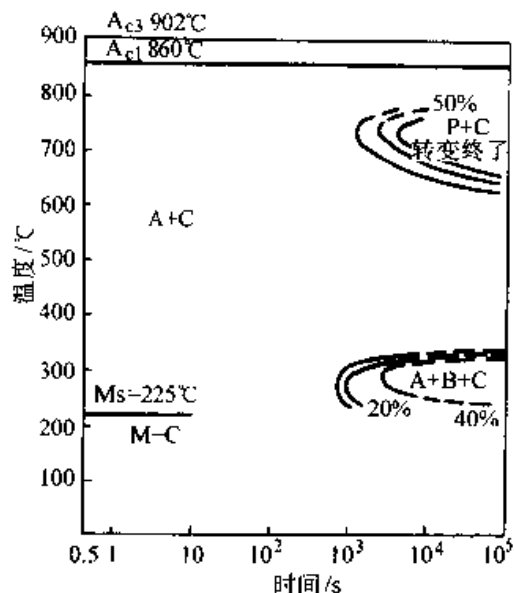


图 6.2-219 65Cr5Mo3W2VSiTi 钢奥氏体等温转变曲线 (1 100°C × 15 min)
试验钢成分(质量分数)/%: C 0.65, Si 1.14, Mn 0.37,
Cr 5.20, Mo 3.05, V 1.26, Ti 0.32, W 1.73

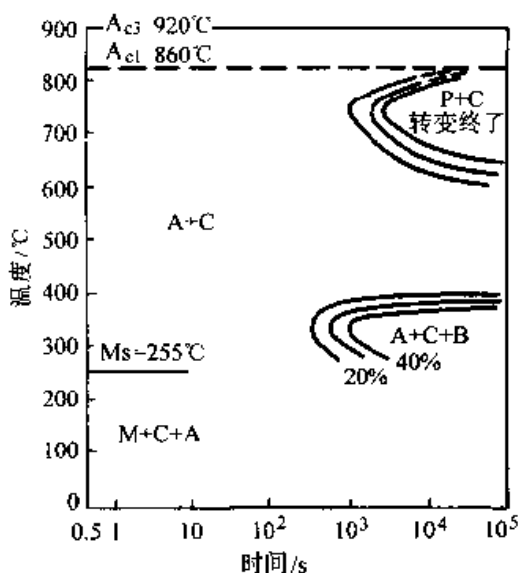


图 6.2-218 65W8Cr4VTi 钢奥氏体等温转变曲线 (1 100°C × 20 min)
试验钢成分(质量分数)/%: C 0.63, Si 0.36,
Mn 0.32, W 7.93, Cr 4.61, V 0.97, Ti 0.28

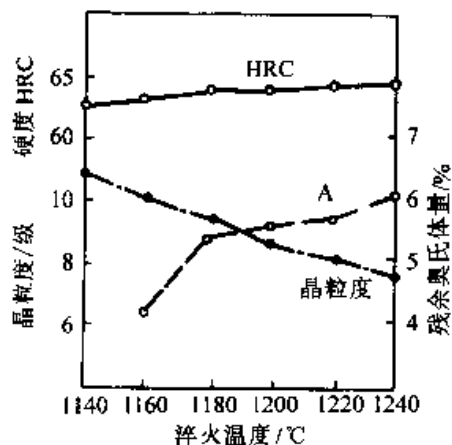


图 6.2-220 65Cr5Mo3W2VSiTi 钢的淬火温度与晶粒大小、残余奥氏体量和硬度之间的关系

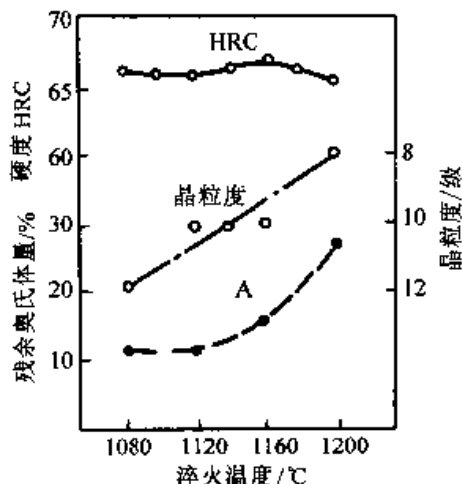


图 6.2-221 65Cr4W3Mo2VNb 钢淬火温度对晶粒大小、残余奥氏体量和硬度的影响

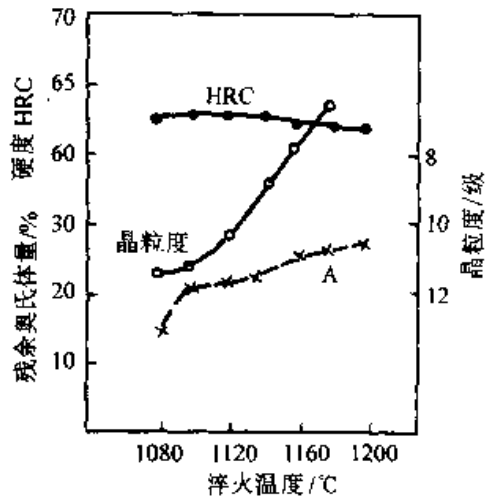


图 6.2-222 6Cr4Mo3Ni2WV 钢淬火温度对晶粒大小, 残余奥氏体量和硬度的影响

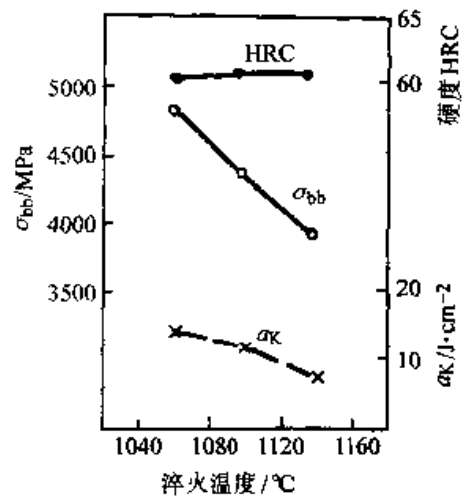


图 6.2-225 6Cr4Mo3Ni2WV 钢不同淬火温度对力学性能的影响

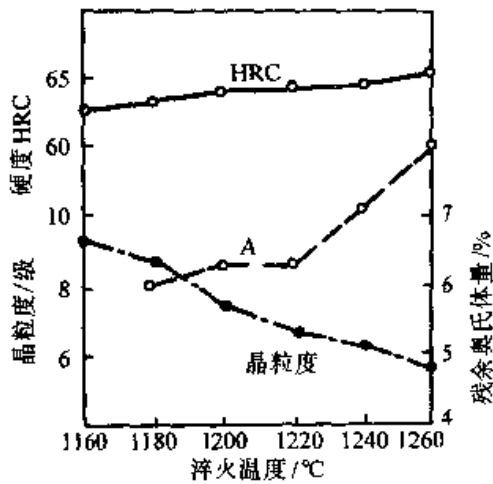


图 6.2-223 65W8Cr4VTi 钢的淬火温度对晶粒大小, 残余奥氏体量和硬度的影响

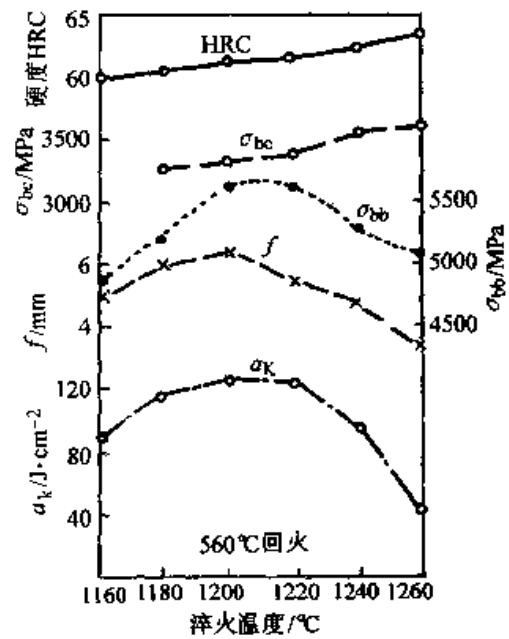


图 6.2-226 65W8Cr4VTi 钢淬火温度对力学性能的影响

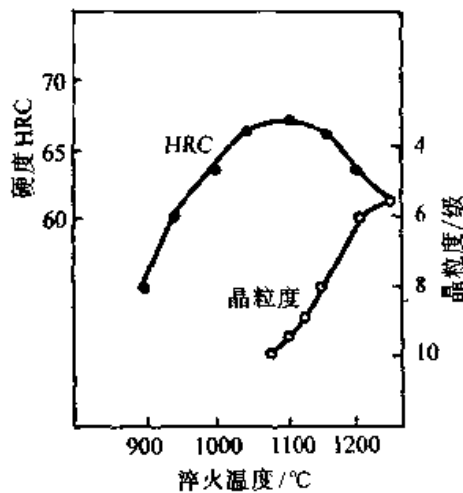


图 6.2-224 7W7Cr4MoV 钢的淬火温度与晶粒大小和硬度之间的关系

(4) 回火

基体钢的回火温度与硬度、残余奥氏体及力学性能的关系见图 6.2-229~图 6.2-236。这些钢都呈现有强度的峰值, 其温度范围不尽相同, 且其韧性的变化也不相同。不同钢号应选用各自最佳温度回火, 以获得最高的强度与良好的韧性的配合。如 65Cr4W3Mo2VNb 钢可选择在 540~560°C 之间回火, 而对 65Cr5Mo3W2VSiTi 钢和 65W8Cr4VTi 钢的回火温度宜选在 540~580°C 之间, 若是要求以韧性为主的模具则选择 560~580°C 之间回火。

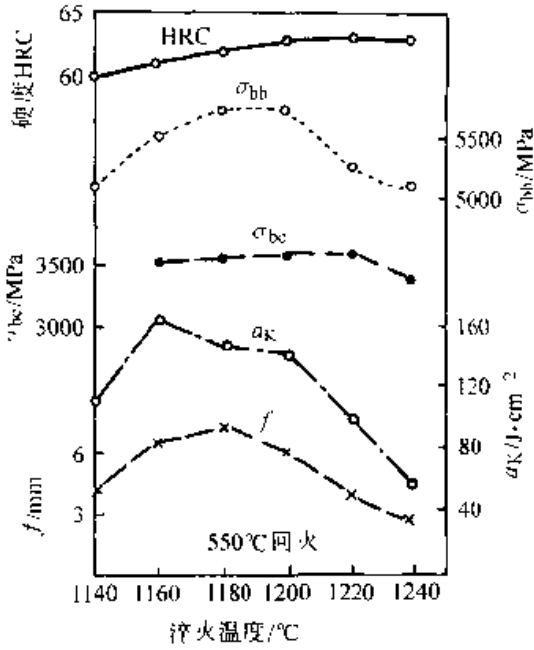


图 6.2-227 65Cr5Mo3W2VSiTi 钢的淬火温度对力学性能的影响

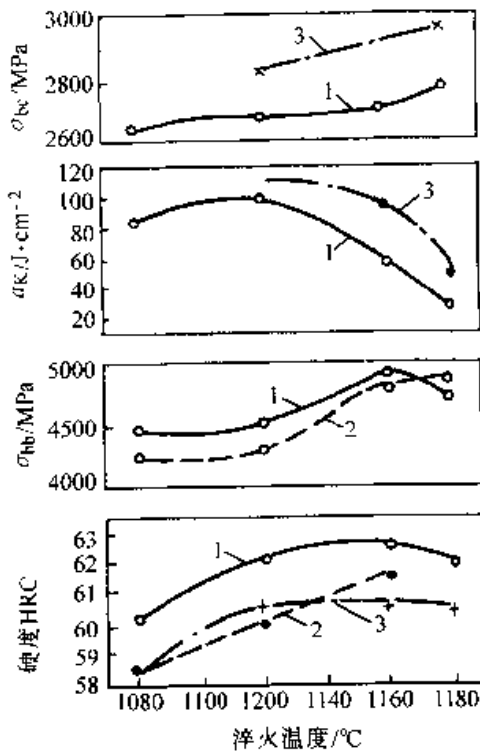


图 6.2-228 65Cr4W3Mo2VNb 钢的淬火温度对力学性能的影响

回火温度: 1—540℃ 2—560℃ 3—580℃

表 6.2-74 基体钢用的淬火工艺参数

钢号	临界点 Ms/℃	淬火温度 /℃	冷却 介质	淬火硬度 HRC
7W7Cr4MoV	184	1 080~1 120	油	65~66

续表 6.2-74

钢号	临界点 Ms/℃	淬火温度 /℃	冷却 介质	淬火硬度 HRC
65W8Cr4V1Ti	255	1 190~1 210	油	62~64
65Cr4W3Mo2VNb	220	1 080~1 170	油	63~66
6Cr4Mo3Ni2WV	180	1 080~1 100	油	61~63
65Cr5Mo3W2VSiTi	225	1 170~1 190	油或 分级	61~63

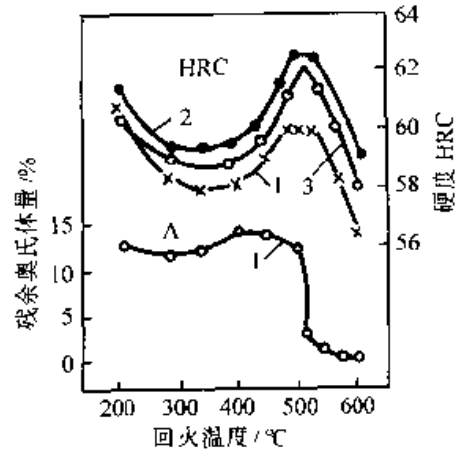


图 6.2-229 65Cr4W3Mo2VNb 钢回火温度对硬度和残余奥氏体量的关系

1—1 080℃ 2—1 120℃ 3—1 160℃

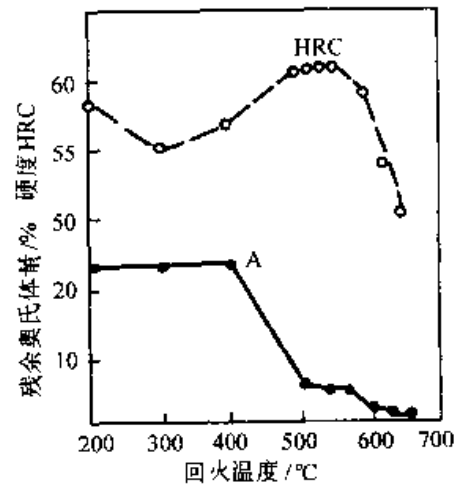


图 6.2-230 6Cr4Mo3Ni2WV 钢回火温度对硬度和残余奥氏体量的关系

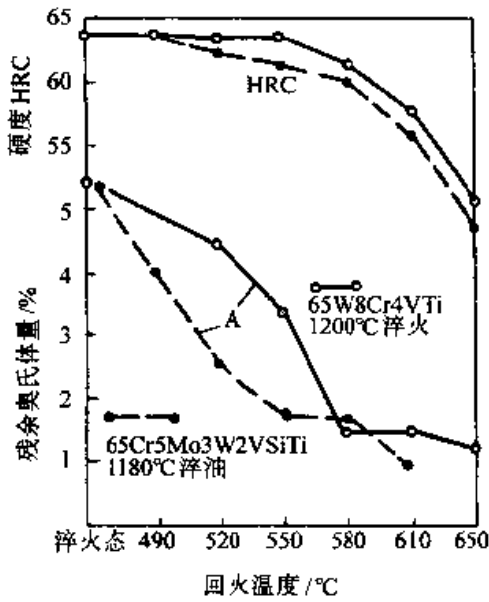


图 6.2-231 65W8Cr4VTi 和 65Cr5Mo3W2VSiTi 钢回火温度对硬度和残余奥氏体量的关系

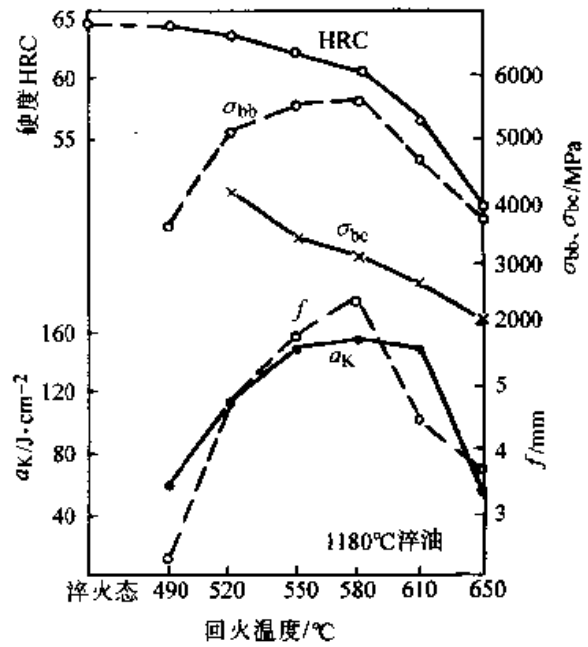


图 6.2-233 65Cr5Mo3W2VSiTi 钢不同回火温度对力学性能的影响

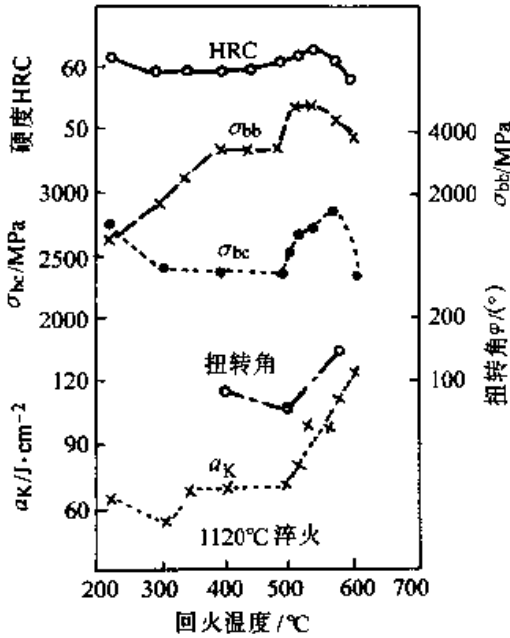


图 6.2-232 65Cr4W3Mo2VNb 钢回火温度对力学性能的影响

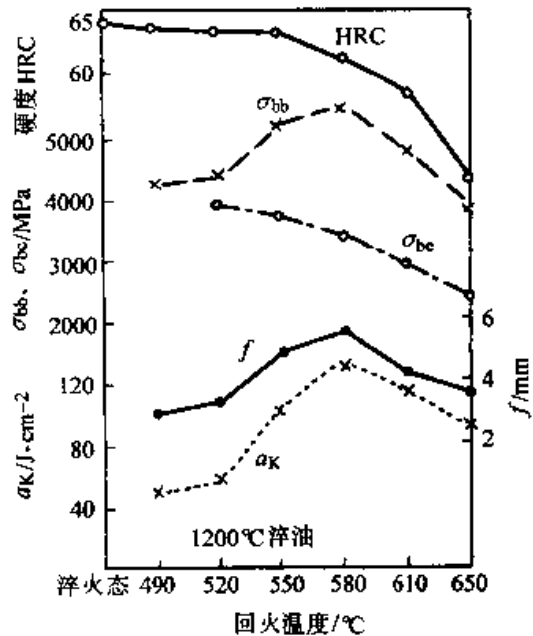


图 6.2-234 65W8Cr4VTi 钢在不同温度下的力学性能变化

6.2 65Nb (65Cr4W3Mo2VNb) 钢

65Cr4W3Mo2VNb 钢的代号为 65Nb。它是以 W6Mo5Cr4V2 高速钢为母体，在其淬火基体成分基础上，适当增加含碳量，并用少量铌合金化的改型基体钢。65Nb 钢是一种高强韧冷热兼用模具钢，可以用来制造各类冷作模具，特别适用于复杂、大型或难变形金属的冷挤压模具和受冲击负荷较大的冷镦模具，有时也用于热作模具，但以冷作模具为主。

65Nb 钢的化学成分见表 6.2-73。65Nb 钢的 A_{c1} 点为 810~830°C， A_{r1} 点为 720~740°C， M_s 点 ~220°C。其等温转变曲线见图 6.2-238，珠光体转变和贝氏体转变分别处于两个相隔较大的温度区间，对分级淬火和等温淬火都非常有利。65Nb 钢材淬透性好，直径 80 mm 的钢材可在油中淬透。

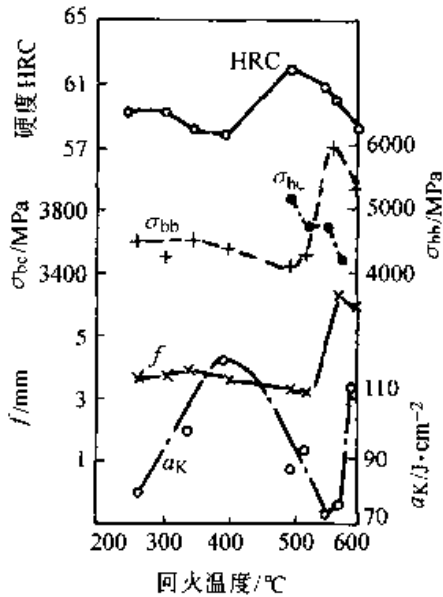


图 6.2-235 7W7Cr4MoV 钢在 1100°C 淬油后不同回火温度对强度和冲击韧度的影响

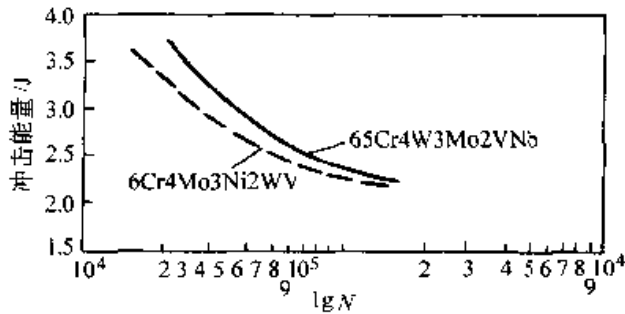


图 6.2-236 65Cr4W3Mo2VNb 和 6Cr4Mo3Ni2WV 钢淬火回火的多次冲击功 A-N 曲线

(1) 锻造

65Nb 钢的锻造工艺见表 6.2-75。

表 6.2-75 65Nb 钢锻造工艺规范

加热温度/°C	始锻温度/°C	终锻温度/°C	冷却方式
1 120~1 150	1 100	900~850	缓冷

(2) 退火

加 Nb 的基体钢容易软化退火。按图 6.2-237 工艺退火，硬度为 217HBS 左右，如将 740°C 等温时间从 6 h 延长到 9 h，硬度可进一步降低到 187HBS，这就为模具本身的冷挤压成型提供了有利条件。65Nb 钢的这种良好的冷成型性，深受模具制造部门的欢迎。

(3) 淬火与回火

最适宜的淬火加热温度推荐采用 1 080~1 160°C，回火温度为 520~600°C，淬火-回火工艺可作如下的选择配合：

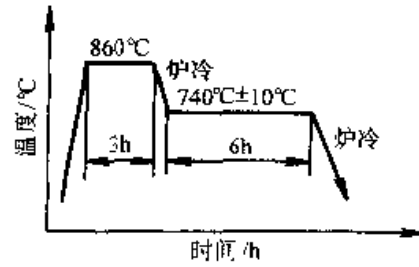


图 6.2-237 65Nb 钢退火工艺曲线

1 080~1 120°C 加热，油冷淬火，520~540°C 回火两次，每次保温 1~2 h。韧性较好。

1 120~1 180°C 加热，油冷淬火，540~580°C 回火两次，每次保温 1~2 h，强度较高。

65Nb 钢在盐浴炉中加热系数以 15~20 s/mm 为宜。

(4) 等温淬火

马氏体-贝氏体复相 (B_T/M) 热处理是提高材料强韧性的的重要途径。65Nb 钢的等温转变曲线以 270°C 为界分为上下两部分 (见图 6.2-238)，在 330°C 和 240°C 分别出现两个鼻尖，在 270°C 以上等温，形成上贝氏体；在 270°C 以下等温，形成下贝氏体。试验指出，在 Ms 点以上，于 270°C 等温 28 min 形成体积分数为 20% 左右的下贝氏体时，强韧性最好。在 240°C 等温时，沿晶界形成下贝氏体针，强韧性下降。Ms 点以下，于 180°C 等温 60 min，强韧性最好。此时，先形成少量马氏体，促发下贝氏体的形成。

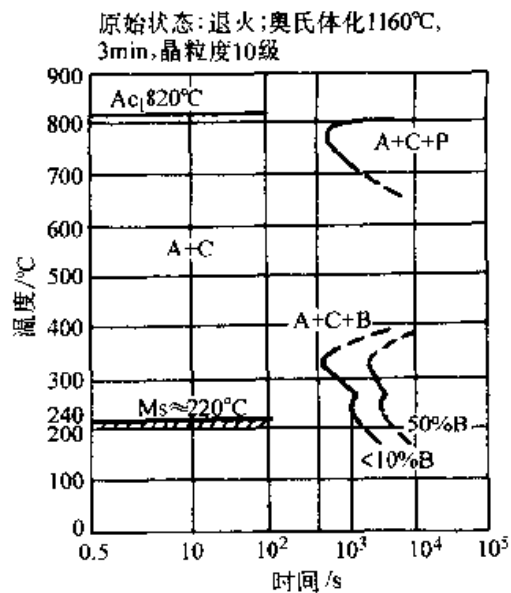


图 6.2-238 65Nb 钢的等温转变曲线 (奥氏体化温度为 1 160°C)

注：图中贝氏体 B 转变量百分数为体积分数。

在模具等温淬火时，可以采用较高的奥氏体化温度，例如 1 160℃ 左右加热，在 270℃ 等温 28 min，或在 180℃ 等温 1 h，可获得体积分数为 20% 左右的下贝氏体，空冷后在二次硬化峰处 (540℃ 左右) 回火两次。这样的模具不但变形和开裂的情况少，而且在强度比常规热处理稍高的情况下，塑性可提高 65%，韧性可提高 80%，从而使 65Nb 钢的综合力学性能均处于峰值。这样的处理时间短，操作方便，提高了模具使用寿命，可带来较大的经济效益。

(5) 65Nb 钢的超细化处理

65Nb 钢超细化处理，是先将钢高温加热固溶处理，使碳化物最大限度的溶解并均匀化，即使还有未溶的共晶碳化物，也变得细小、分散而圆整。固溶后淬火，并立即高温回火或短时间等温球化处理，然后进行机械加工和最终热处理。也有不经高温回火而直接进行最终热处理的例子，未发现粗晶遗传现象。65Nb 钢一般采用 1 200℃ 左右固溶处理，700℃ 左右高温回火。最

终热处理温度可以适当降低。例如，930℃ 加热，油冷淬火，410℃ 回火处理，最终获得超细晶粒，马氏体针细不可见，硬度为 57~61HRC，冲击韧度可提高 82%，断裂韧度可提高 41.2%。

65Nb 钢有较高的强韧性。其韧性比母体高速钢 W6Mo5Cr4V2 和高碳高铬钢都有大幅度提高。在单位压力低于 2 450 MPa 的冷挤冷镦模具上应用时，使用寿命比高速钢和高碳高铬钢成倍提高。但在单位压力超过 2 450 MPa 的模具上应用，并要求有高耐磨性的情况下，65Nb 钢的抗压屈服强度和耐磨性均显得不足。

(6) 热处理工艺与组织性能之间的关系

热处理工艺对组织和性能的影响见表 6.2-76 ~ 表 6.2-86 及图 6.2-239 ~ 图 6.2-244。

表 6.2-76 淬火温度对残余奥氏体的影响

淬火温度/℃	1 080	1 120	1 160	1 180
残余奥氏体量 (质量分数) /%	11	11.5	14	16

表 6.2-77 1 120℃ 淬火，不同温度回火 (每次 1 h) 残余奥氏体转变量 (%)

回火次数	回火温度/℃										
	220	300	350	400	500	520	540	560	580	600	
一次回火	14	12.5	13	13	13	2	1.0	1.5	0	0	
二次回火	14	12	12	14	13	2	0.5	0	0	0	

表 6.2-78 不同温度淬火后硬度与晶粒度

淬火温度/℃	1 060	1 080	1 100	1 120	1 140	1 160	1 180	1 200
硬度 HRC	65.1	65.7	65.6	65.5	65.6	66.3	65.7	65.1
晶粒度 (级)	—	—	12~11	11~10	10~9	10~9	9 (10)	9 (7)

表 6.2-79 淬火、回火温度对冲击韧度 a_K 的影响 (J/cm²)

回火温度/℃	淬火温度/℃										
	200	300	350	400	450	500	520	540	560	580	600
1 080	53.2	60.9	—	65.8	—	56.9	81.8	82.6	—	—	—
1 120	66	50.3	75	70.9	70.7	74.5	87.8	100.7	99	116.5	123.7
1 160	27.8	—	—	65	91.3	45.9	45.4	51.6	79.2	93.8	72.5
1 180	22.5	—	44.1	49.7	58.1	46.3	—	26.7	—	50.4	50.8

表 6.2-80 热处理工艺对断裂韧度 K_{Ic} 的影响 (MPa \sqrt{m})

回火温度/℃	淬火温度/℃							
	220	300	400	540	580	600	620	
1 080	—	—	—	20.8	—	—	—	
1 120	21.3	24.7	28.2	19.9	20.2	23.2	—	
1 160	—	—	—	18.7	—	—	—	
1 180	—	—	—	17.7	20.2	22.5	24.4	

表 6.2-81 不同温度淬火、回火后的硬度值 (HRC)

淬火温度/℃		1 080		1 120		1 160	
回火次数		1	2	1	2	1	2
回火温度/℃							
220		60.9	61.2	60.7	60.8	61.8	61.7
300		58.4	58.7	59.3	59.3	59.5	59.0
350		58.2	58.3	59.0	59.3	59.2	59.6
400		58.6	58.3	59.2	59.0	59.3	59.6
450		59.1	59.4	59.4	59.9	59.5	60.3
500		60.4	60.1	61.2	61.4	61.3	61.8
520		59.9	60.1	61.9	62.3	61.8	62.8
540		59.7	60.2	61.9	62.2	62.2	62.5
560		59.4	58.5	61.0	60.4	61.8	61.5
580		58.3	58.3	60.4	60.5	60.2	60.5
600		56.5	55.5	58.6	58.0	59.0	59.1

表 6.2-82 淬火、回火温度对抗弯强度和挠度的影响

淬火温度/℃		1 080		1 120		1 160		1 180	
抗弯强度, 挠度		σ_{bb}/MPa	f/mm	σ_{bb}/MPa	f/mm	σ_{bb}/MPa	f/mm	σ_{bb}/MPa	f/mm
回火温度/℃									
220		740	1.28	780	0.8	700	0.75	750	0.79
300		2 730	4.29	1 760	1.68	1 490	1.36	1 710	2.10
350		—	—	2 570	2.82	1 763	1.50	—	—
400		3 120	3.70	3 550	5.65	2 653	2.76	2 730	2.92
450		—	—	3 330	4.25	3 133	3.37	—	—
500		4 120	7.52	3 940	4.90	3 900	4.74	3 950	4.50
520		4 560	8.6	4 740	7.86	4 787	5.83	4 520	5.12
540		4 490	8.6	4 510	7.97	4 915	6.04	4 690	5.80
560		4 250	9.92	4 310	9.31	4 880	9.28	4 870	7.38
580		—	—	4 150	7.88	4 645	13.14	4 820	8.82
600		—	—	4 000	10.25	4 400	10.08	3 920	6.21

表 6.2-83 热处理工艺对 65Nb 钢扭转强度与扭转角的影响

热处理工艺	扭转角/(°)	扭转强度 τ_b/MPa	扭转屈服点 $\tau_{0.3}/\text{MPa}$
1 080℃油淬, 540℃回火 2 h	95	2 030	1 434
1 120℃油淬, 400℃回火 2 h	88	1 788	1 307
1 120℃油淬, 540℃回火 2 h	48	1 844	1 428
1 120℃油淬, 580℃回火 2 h	164	1 994	1 479
1 180℃油淬, 540℃回火 2 h	41	1 798	1 492

注: $\tau_{0.3}$ 系根据负荷—变形曲线按残留变形角 0.3%作图计算得出。

表 6.2-84 热处理工艺对压缩屈服点 σ_{sc} 的影响 (MPa)

回火温度/°C 淬火温度/°C		回火温度/°C								
		200	300	400	500	520	540	560	580	600
1 080	σ_{sc}	2 721	—	2 474	—	—	2 636	—	—	—
	HRC	60.9	—	58.2	—	—	60.0	—	—	—
1 120	σ_{sc}	2 755	2 398	2 390	2 338	2 577	2 670	2 695	2 815	2 338
	HRC	61.6	58.8	58.4	60.4	61.6	61.9	60.8	59.9	56.7
1 160	σ_{sc}	2 764	—	2 423	—	—	2 679	—	—	—
	HRC	61.0	—	58.3	—	—	61.9	—	—	—
1 180	σ_{sc}	2 645	2 389	2 466	—	—	2 761	—	2 976	2 662
	HRC	61.0	58.3	58.2	—	—	62.1	—	60.4	58.1

表 6.2-85 65Nb 钢的热处理工艺与力学性能关系

回火温度/°C 力学性能 淬火温度/°C		回火温度/°C										
		220	300	350	400	450	500	520	540	560	580	600
1 080	HRC	61.2	58.7	58.3	58.3	59.4	60.1	60.1	60.2	58.5	58.3	55.5
	σ_{sc} /MPa	2 721	—	—	2 474	—	—	—	2 636	—	—	—
	σ_{bb} /MPa	740	2 730	—	3 120	—	4 120	4 560	4 490	4 250	—	—
	f /mm	1.28	4.29	—	3.70	—	7.52	8.6	8.6	9.92	—	—
	a_K /(J/cm ²)	53.2	60.9	—	65.8	—	56.9	81.8	82.6	—	—	—
	K_{Ic} /MPa·m ^{1/2}	—	—	—	—	—	—	—	20.8	—	—	—
1 120	HRC	60.8	59.3	59.3	59.0	59.9	61.4	62.3	62.2	60.4	60.5	58
	σ_{sc} /MPa	2 755	2 398	—	2 390	—	2 338	2 577	2 670	2 695	2 815	2 338
	σ_{bb} /MPa	780	1 760	2 570	3 550	3 330	3 940	4 740	4 510	4 310	4 150	4 000
	f /mm	0.8	1.68	2.82	5.65	4.25	4.90	7.86	7.97	9.31	7.88	10.25
	a_K /(J/cm ²)	66	50.3	75	70.9	70.7	74.5	87.8	100.7	99	116.5	123.7
	K_{Ic} /MPa·m ^{1/2}	21.3	24.7	—	28.2	—	—	—	19.9	—	20.2	23.2
1 160	HRC	61.7	59.6	59.6	59.6	60.3	61.8	62.6	62.5	61.5	60.5	59.1
	σ_{sc} /MPa	2 764	—	—	2 423	—	—	—	2 679	—	—	—
	σ_{bb} /MPa	700	1 490	1 763	2 650	3 133	3 900	4 787	4 915	4 880	4 645	4 400
	f /mm	0.75	1.36	1.50	2.76	3.37	4.74	5.83	6.04	9.28	13.14	10.08
	a_K /(J/cm ²)	2.78	—	—	65.0	91.3	45.9	45.4	51.6	79.2	93.8	72.5
	K_{Ic} /MPa·m ^{1/2}	—	—	—	—	—	—	—	17.9	—	—	—
1 180	HRC	61.0	58.4	—	58.2	—	—	—	62.0	—	60.5	58.1
	σ_{sc} /MPa	2 645	2 389	—	2 466	—	—	—	2 761	—	2 976	2 662
	σ_{bb} /MPa	750	1 710	—	2 730	—	3 950	4 520	4 690	4 870	4 820	3 920
	f /mm	0.79	2.10	—	2.92	—	4.50	5.12	5.80	7.38	8.82	6.21
	a_K /(J/cm ²)	22.5	—	44.1	47.9	58.1	46.3	—	26.7	—	50.4	50.8
	K_{Ic} /MPa·m ^{1/2}	—	—	—	—	—	—	—	17.71	—	20.2	22.5

表 6.2-86 不同钢种不同热处理工艺后的性能对比

钢号	热处理工艺	抗弯强度 σ_{1k}/MPa	挠度 f /mm	冲击韧度 a_K (C形缺口) / (J/cm^2)	硬度 HRC
65Nb	1 160℃ 加热, 270℃ 等温 28 min	5 050	10	92	>60
65Nb	1 160℃ 加热, 180℃ 等温 60 min	5 000	9.5	95	>60
65Nb	1 160℃ 加热, 油冷淬火, 540℃ 回火 两次, 每次保温 1 h	4 915	6.04	51.6	62.5
65Nb	1 120℃ 加热, 油冷淬火, 540℃ 回火 两次, 每次保温 1 h	4 710	7.97	100.7	62
W6Mo5Cr4V2	1 190℃ 加热, 油冷淬火, 560℃ 回火 3 次, 每次保温 1 h	3 210	2.14	20	66.5
W6Mo5Cr4V2	1 200℃ 加热, 油冷淬火, 560℃ 回火 两次, 每次保温 2 h	5 000	3.47	28.0 (无缺口)	65.5
Cr12MoV	970℃ 加热, 油冷淬火, 200℃ 回火两 次, 每次保温 2 h	3 110	—	—	58.5
Cr12MoV	1 020℃ 加热, 油冷淬火, 200℃ 回火 两次, 每次保温 2 h	3 500	2.4	—	6.1

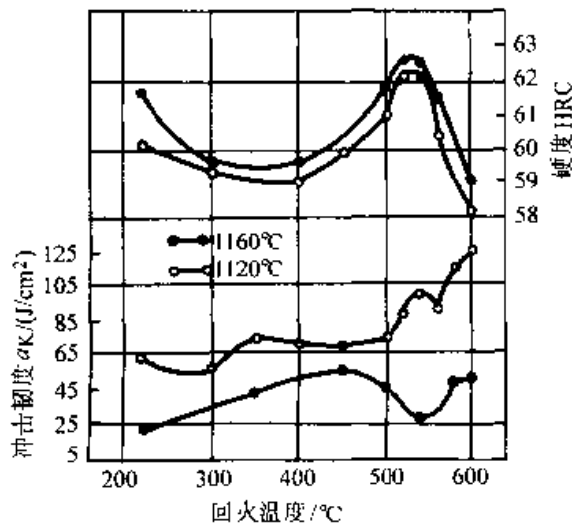


图 6.2-239 65Nb 钢冲击韧度与淬火、回火温度的关系

6.3 012Al (5Cr4Mo3SiMnVAI) 钢

5Cr4Mo3SiMnVAI 钢, 代号为 012Al, 是一种冷热兼用的基体钢。本钢材中碳的质量分数在 0.5% 左右, 相当于其母体高速钢 W6Mo5Cr4V2 淬火基体的溶碳量。如果要保留体积分数为 5% 左右的剩余碳化物, 就必须降低淬火加热温度, 这样一来, 基体中碳及合金元素就将溶解不足, 基体强度就会大大低于母体高速钢的强度。提高含碳量是解决问题的捷径, 但因此韧性就会有一定程度的降低, Ms 点也会随之下落, 工件淬火变形、开裂倾向增大。另外, 提高含碳量, 会降

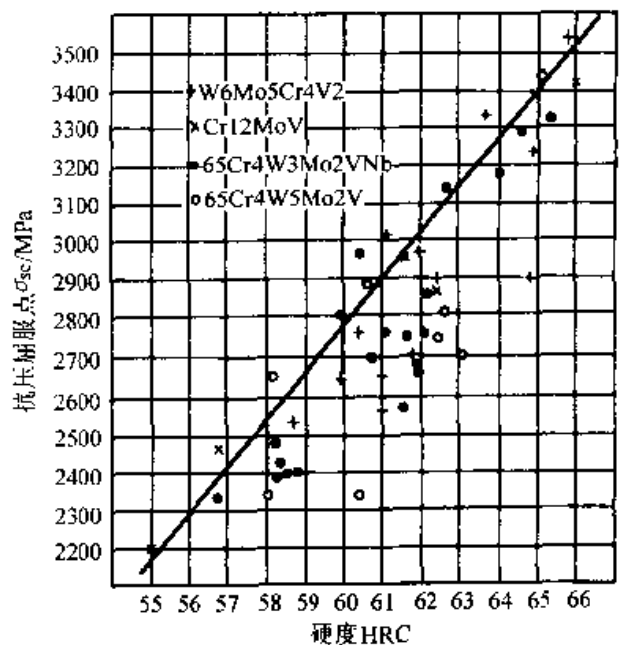


图 6.2-240 压缩屈服点与硬度之间关系

低热导率 (导热系数), 因此不适于选作热作模具的材料。提高合金元素含量是解决上述矛盾的另一途径。同时, 加入适量的锰和硅, 可以提高固溶强化效果, 因此提高了基体强度。只采取锰硅合金化方案, 性能还不够稳定, 有时韧性还显得不足, 因此又添加了微量铝, 使钢材韧性有了明显提高, 成功地研制出改型基体钢 012Al。此钢非常适于进行渗氮或氮碳共渗。

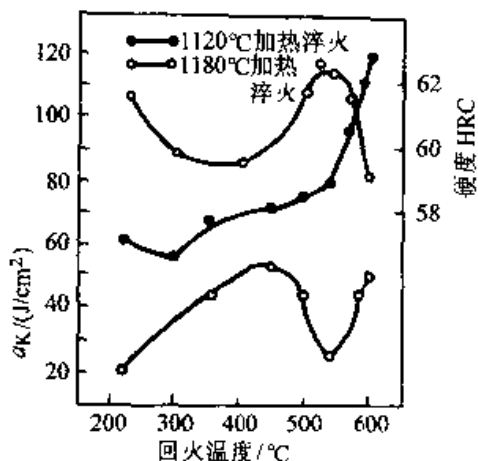


图 6.2-241 65Nb 钢冲击韧度、硬度与回火温度的关系

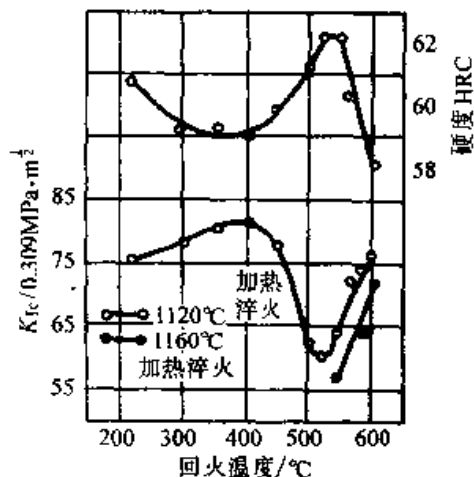


图 6.2-244 65Nb 钢断裂韧度与回火温度的关系

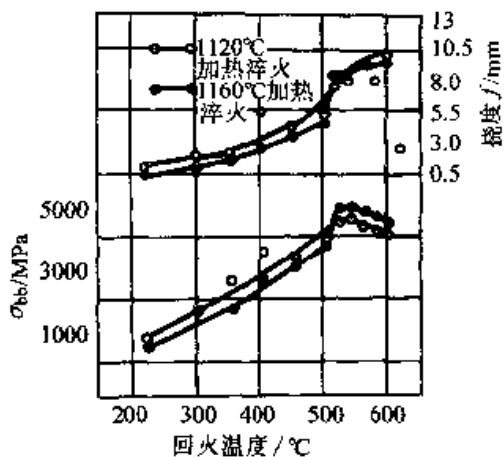


图 6.2-242 65Nb 钢抗弯性能与回火温度的关系

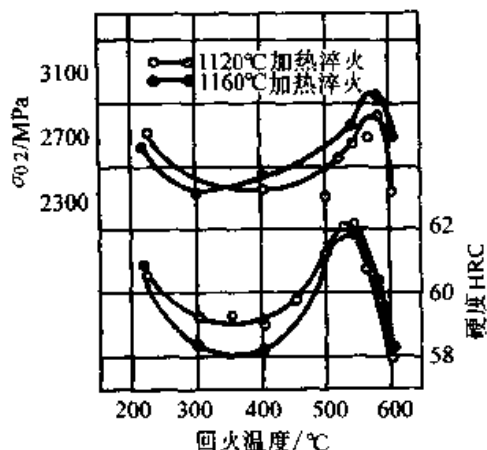


图 6.2-243 65Nb 钢抗压屈服强度与回火温度的关系

012Al 的相变点为： $Ac_1 837^{\circ}C$ ， $Ac_3 902^{\circ}C$ ， $Ms 277^{\circ}C$ 。其热膨胀系数见表 6.2-87，过冷奥氏体等温转变曲线见图 6.2-245。

目前，012Al 钢已在轴承热挤压冲头、传动杆热墩模等方面得到成功应用，效果良好，模具

表 6.2-87 012Al 钢的热膨胀系数

试验温度/ $^{\circ}C$	20~200	20~300	20~400	20~500	20~600	20~700
$\alpha_t / 10^{-6} \cdot K^{-1}$	12.55	12.50	12.73	12.67	12.86	12.70

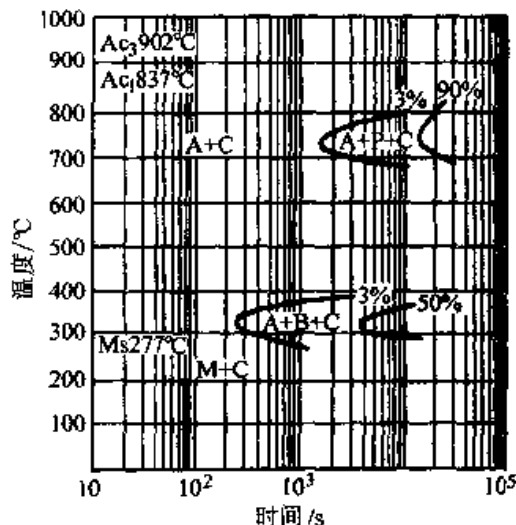


图 6.2-245 012Al 钢的等温转变曲线

012Al 钢化学成分 (质量分数) %: C 0.54, Cr 4.18, Mo 3.09, Si 0.79, Mn 0.86, V 1.14, Al 0.40, S 0.012, P 0.017

原始状态: 退火,

奥氏体态: $1 100^{\circ}C$ 、15 min 加热, 晶粒度为 9~8 级
使用寿命比传统热作模具钢 3Cr2W8V 制作的模具有较大幅度的提高。作为冷作模具钢, 012Al 钢比较适用于受强烈冲击的模具, 特别是标准件行业所用的冲模, 可以充分发挥本钢材韧性高的特点。012Al 钢的耐磨性不及莱氏体钢, 最好进行表面化学热处理, 特别是渗氮或氮碳共渗处

理，可以有效地提高模具的耐磨性能。

(1) 锻造

012Al的锻造工艺如下：加热温度1100~1170℃，始锻温度1050~1100℃，终锻温度为850~900℃，锻后必须缓冷。

(2) 退火

常规退火工艺为：毛坯加热至860℃±10℃，保温4~5h，然后缓冷到550℃出炉。等温退火工艺为：将毛坯加热到860℃±10℃，保温4h，冷却到710~720℃，再等温4~6h，炉冷到550℃出炉。退火后硬度为220HBS左右。

(3) 淬火与回火

012Al钢最终热处理工艺，要根据模具服役条件选择。一般冷作模具和热锻模，可选择1090~1120℃加热奥氏体化；冷作模具选择下限温度加热，热作模具选择上限温度加热。冷却方式可选择油冷淬火，也可选择分级冷却。冷作模具在510℃左右回火两次，每次保温2h，回火后硬度为60~62HRC。热锻模可在580~600℃回火两次，每次保温2h，回火后硬度为52~54HRC。压型模和压铸模工况比较苛刻，可

选择较高温度1120~1140℃加热奥氏体化，油冷淬火或分级冷却。620~630℃回火两次，每次保温2h，回火硬度为42~44HRC。

(4) 热处理工艺与性能

012Al钢的硬度与淬火温度的关系见表6.2-88。回火温度与硬度的关系见表6.2-89。压缩屈服强度见表6.2-90。断裂韧性见表6.2-91。常温力学性能与高温力学性能分别见表6.2-92和表6.2-93。012Al钢与其他钢的性能对比见表6.2-94~表6.2-96。

表 6.2-88 012Al 钢淬火加热温度与各参数之间的关系

淬火温度/℃	1060	1090	1120	1150	1180
淬火硬度 HRC	60.3	61.4	62.2	62.6	62.5
晶粒度/级	11	10-11	9.5-10	8-8.5	7.5
剩余碳化物(体积分数)/%	5.6	5.3	2.3	1.8	0.8
残留奥氏体(体积分数)/%	—	20.8	28	29	29

表 6.2-89 012Al 钢回火后的硬度

回火温度/℃		20	200	350	450	510	540	580	620	650
1090℃ 淬火	硬度 HRC	61	57.5	58	60	61	58.5	54	49.5	41
	残余奥氏体(体积分数)/%	20.8	20	14	9	<2	<2	<2	<2	<2
1120℃ 淬火	硬度 HRC	62	58	58	60	61.5	61	57	53	44.5
	残余奥氏体(体积分数)/%	28	—	—	—	<2	<2	<2	<2	<2

表 6.2-90 012Al 钢的压缩屈服点

钢号	热处理工艺	压缩屈服点 σ_s /MPa
012Al	1090℃油淬,580℃ 2h回火2次	2720~2770
	1090℃油淬,620℃ 2h回火2次	2060~2170
	1120℃油淬,580℃ 2h回火2次	2700~2800
	1120℃油淬,620℃ 2h回火2次	2180~2400

表 6.2-91 012Al 钢的断裂韧性

钢号	热处理工艺	硬度 HRC	K_{Ic} /MPa·m ^{1/2}
012Al	1080℃油淬,580℃ 2h回火2次	57	33.8
	1080℃油淬,620℃ 2h回火2次	51	37.8

表 6.2-92 012Al 钢的力学性能

力学性能	淬火温度/℃		1090								1120							
	0	200	350	450	510	540	580	620	650	0	200	350	450	510	540	580	620	650
硬度 HRC	61.4	57.8	58	59.9	61.2	58.5	54.1	49.5	41.4	62	58.3	58	60.3	61.6	61.0	57.3	53.2	44.6

续表 6.2-92

力学性能	淬火温度 / °C		1 090								1 120							
	0	200	350	450	510	540	580	620	650	0	200	350	450	510	540	580	620	650
残留奥氏体 (体积分数) / %	20.8	20	14	9	<2	<2	<2	<2	<2	>8	—	—	—	<2	<2	<2	<2	<2
抗弯强度 σ_{bb} / MPa	—	—	—	—	4 655	—	5 076	4 782	3 508	—	—	—	—	4 263	—	5 390	4 606	3 636
挠度 f / mm	—	—	—	—	3.7	—	11.5	20.0	22.0	—	—	—	—	3.3	—	14.5	10.0	>20
断裂韧性 K_{Ic} / MPa·m ^{1/2}	—	—	—	—	~23.5	—	~33.7	~34.6	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
冲击韧性 a_K / (J/cm ²)	—	—	—	—	12.7	—	30.4	33.3	29.4	—	—	—	—	23.5	—	36.3	18.6	23.5
抗压屈服强度 σ_{qc} / MPa	—	—	—	—	2 715	—	2 715	2 127	—	—	—	—	—	2 822	—	2 744	2 352	—

表 6.2-93 012Al 钢的高温拉伸性能

热处理工艺	试验温度 / °C	σ_b / MPa	σ_s / MPa	δ_5 / %	ψ / %
1 090°C 油淬, 580°C, 2 h, 回火 2 次	450	1 450	1 265	8.8	43.0
	550	1 200	1 120	12.4	59.6
	650	640~840	520~730	20.5~29.5	64.5
1 090°C 油淬, 620°C, 2 h, 回火 2 次	450	1 130	985	7.6	37.0
	550	880	805	12.8~21.2	62.0
	650	540	455	31.2	80.9
1 120°C 油淬, 580°C, 2 h, 回火 2 次	450	1 550	1 415	8.0	36.8
	550	1 300	1 200	8.8~18.6	43.0
	650	895	828	14.8	59.5
1 120°C 油淬, 620°C, 2 h, 回火 2 次	450	1 110	900	8.4	34.0
	550	960	890	13.0	43.0
	650	800	580	22.0	69.0

表 6.2-94 012Al 钢和 3Cr2W8V、W18Cr4V 钢的性能对比

钢种	热处理工艺		$\sigma_{bb}^{\text{①}}$ / MPa	f_{max} / mm	a_K / J·cm ⁻²
	淬火温度 / °C	回火工艺			
012Al	1 090	510°C, 2 h, 2 次	4 750	3.7	13
		580°C, 2 h, 2 次	5 180	11.5	31
		620°C, 2 h, 2 次	4 880	20.0	34
		650°C, 2 h, 2 次	3 580	22.0	30
	1 120	510°C, 2 h, 2 次	4 350	3.3	24
		580°C, 2 h, 2 次	5 500	14.5	37
		620°C, 2 h, 2 次	4 700	10.0	19
		650°C, 2 h, 2 次	3 710	>20.0	24
3Cr2W8V	1 100	560°C, 2 h, 2 次	4 070	>10.0	—
		600°C, 2 h, 2 次	3 990	>10.0	5.5
W18Cr4V	1 180	200°C, 2 h, 2 次	2 900	2.4	—
	1 270	560°C, 1.5 h, 4 次	3 100	2.4	—

① $\phi 10 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$, 跨距 80 mm。

表 6.2-95 热稳定性对比

钢号	热处理工艺		硬度 HRC	在下列温度下硬度降到 40HRC 所需时间/h		
	淬火温度/℃	回火工艺		640℃	660℃	680℃
012Al	1 090	580℃回火两次, 每次保温 2 h	53	9	9	3
		620℃回火两次, 每次保温 2 h	48	7	6	3
	1 120	560℃回火两次, 每次保温 2 h	57	>11	10	3.5
		620℃回火两次, 每次保温 2 h	50	10	9	4.5
3Cr2W8V	1 130	640℃回火两次, 每次保温 2 h	45-46	6	3.5	2.5

表 6.2-96 热疲劳性能对比

钢号	热处理工艺		试验温度/℃	裂纹长度/mm	循环次数
	淬火温度/℃	回火工艺			
012Al	1 090	580℃回火两次, 每次保温 2 h	650⇌20	0.095~0.120	1 000
		620℃回火两次, 每次保温 2 h	650⇌20	0.050~0.200	1 000
		580℃回火两次, 每次保温 2 h	800⇌20	0.54	200
		620℃回火两次, 每次保温 2 h	800⇌20	0.055~0.105	200
	1 120	580℃回火两次, 每次保温 2 h	650⇌20	0.055~0.105	1 000
		620℃回火两次, 每次保温 2 h	650⇌20	0.070~0.082	1 000
		580℃回火两次, 每次保温 2 h	800⇌20	0.620~0.690	200
		620℃回火两次, 每次保温 2 h	800⇌20	0.440~0.545	200
3Cr2W8V	1 140	640℃回火两次, 每次保温 2 h	600⇌20	0.250	200
		640℃回火两次, 每次保温 2 h	600⇌20	0.500	600

注: 热疲劳性能是衡量热作模具钢在冷热交变的情况下, 抵抗裂纹发生和发展能力的性能指标。将 012Al 钢与 3Cr2W8V 钢作热疲劳性能对比试验, 试验在 450℃⇌20℃水; 650℃⇌20℃水; 800℃⇌20℃水冷热循环下进行。

6.4 CG2 (6Cr4Mo3Ni2WV) 钢

6Cr4Mo3Ni2WV 钢代号为 CG-2 钢, 也是一种冷热兼用的基体钢, 是国外基体钢的改型钢。成分设计得使合金元素基本都能在奥氏体化时溶于基体, 而过剩碳化物的体积分数不超过 5%。以钼代替部分钨, 可以抑制碳化物不均匀分布, 细化碳化物。钼所形成的 (Mo, Fe)₆C 型碳化物在奥氏体化时能大部分溶于基体中, 经淬火-回火能析出 Mo₂C 型碳化物, 与同时析出的钒的碳化物 VC 一起, 促进二次硬化效果, 以提高红硬性。但含钼量高时有促进脱碳的倾向, 过热敏感性也较大。加镍是为了改善钢的韧性, 同时能增

加钢材热导率 (导热系数), 从而提高热疲劳性能, 但加镍也使冷热加工性能变差。

CG2 钢的相变点为: Ac₁737℃, Ac₃822℃, Ms180℃。热膨胀系数及导热系数分别见表 6.2-97、表 6.2-98。CG-2 钢的过冷奥氏体等温转变曲线见图 6.2-246。

表 6.2-97 6Cr4Mo3Ni2WV 钢的热膨胀系数

温度范围/℃	18~100	18~200	18~300	18~400	18~500	18~600	18~700
$\alpha_t / 10^{-6}K^{-1}$	11.1	11.2	11.9	12.5	12.3	13.1	13.3

表 6.2-98 6Cr4Mo3Ni2WV 钢的导热系数

温度/℃	20	200	400	500	600	700
λ [W/(m·K)]	34.33	33.49	32.65	32.23	31.81	31.40

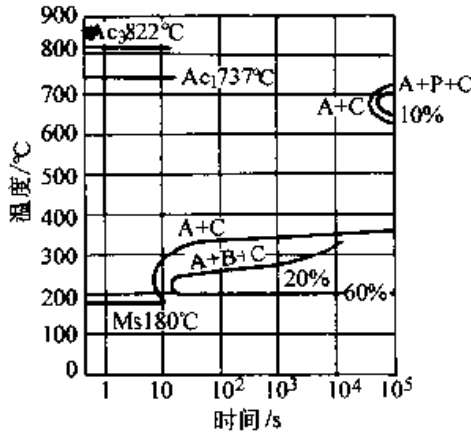


图 6.2-246 CG-2 钢的等温转变曲线
(奥氏体化温度为 1 120℃)

CG-2 钢化学成分 (质量分数) /%

C 0.56, Si 0.20, Mn 0.30, Cr 4.04,
Ni 2.16, W 1.20, Mo 3.02, V 1.06

原始状态: 退火

奥氏体化温度: 1 120℃

采用 CG-2 钢制作热作模具, 如制作热挤、热冲、高速锻模具等, 在服役过程中很少出现软化而退役, 使用寿命比 3Cr2W8V 钢模具有大幅度提高。

作为冷作模具钢, CG-2 钢的塑韧性比 W6Mo5Cr4V2 高速钢好, 但强度则稍低。多冲寿命的试验指出, 在多冲能量低时, 强度较高的 W6Mo5Cr4V2 高速钢寿命较长; 多冲能量高时, 则韧性较好的 CG-2 钢寿命较长。承受较大挤压力的冷挤模具, 选择屈服强度较高的 W6Mo5Cr4V2

高速钢制作, 使用寿命较高, 对承受压力较小, 形状复杂, 而又要求有较高韧性的冷锻模具, 则应选用 CG-2 钢。CG-2 钢可以通过氮碳共渗, 渗氮等化学热处理方法强化表面, 可提高模具使用寿命。

(1) 热处理工艺

CG-2 钢中含有一定量的共晶碳化物, 需要进行锻造来改善其分布。锻前要仔细预热, 锻造温度范围较窄。锻造工艺如下: 加热温度为 1 140~1 160℃; 始锻温度为 1 050~1 100℃; 终锻温度 ≥ 900 ℃, 锻后缓冷并立即球化退火。CG-2 钢由于含镍量较高, 使奥氏体稳定化, 抑制了碳化物的形核和长大, 使碳化物球化困难, 因此不易软化, 要严格控制退火工艺。等温球化退火工艺如下: 将毛坯升温到 820℃, 保温 2 h, 然后以 30℃/h 的速度降温到 730℃, 再保温 4 h, 炉冷到 500~550℃ 出炉。退火后硬度在 220HBS 左右。

CG-2 钢推荐热处理工艺如下:

1) 热作模具 采用较高温度加热淬火, 加热温度为 1 120~1 180℃, 油冷淬火或分级淬火。压型模取上限加热温度, 锻型模取下限加热温度。回火温度可以稍高, 取 630℃ 回火两次。硬度为 51~53HRC。

2) 冷作模具 采用较低的加热温度淬火, 加热温度为 1 100~1 140℃, 油冷淬火或分级淬火。在二次硬化峰附近回火, 取 560℃ 左右回火两次。硬度为 60~61HRC。

(2) 热处理工艺与性能

硬度与淬火、回火温度的关系见表 6.2-99~表 6.2-100。室温力学性能见表 6.2-101~表 6.2-102。CG-2 钢与其他钢的性能比较见表 6.2-103~表 6.2-108。

表 6.2-99 CG-2 钢淬火温度与各参数之间的关系

淬火温度/℃	1 020	1 050	1 080	1 100	1 120	1 140	1 160	1 180	1 200
硬度 HRC	59.5	60	62.5	62.5	63	62.5	62	61.5	61.5
晶粒度/级		12	12~11	11~12	10~11 个别 8	9~8	7~8	7~6	6~5
残留奥氏体 (体积分数) /%	14.8	17.4	15.3	21.3	22.8	22.8	26.0	26.3	26.3

表 6.2-100 CG-2 钢回火后的变化

淬火温度/℃		回火温度/℃						
		500	520	540	560	600	630	650
1 120	硬度 HRC	60.5	61.0	61.0	62.0	59.5	53	48
	Ar/%	6.5	4.4	3.5	3.3	1.6	1.5	0.3
1 140	硬度 HRC	60.5	61.0	61.0	62.0	59.5	56	51
1 160	硬度 HRC	61.0	61.5	61.0	60.5	58	56	51

表 6.2-101 6Cr4Mo3Ni2WV 钢的室温拉伸及冲击性能

钢号	淬火温度/℃	回火温度/℃	硬度 HRC	σ_b /MPa	δ_5 /%	ψ /%	a_K /(J/cm ²)
CG2	1 120	200	57~59	1 850~2 300	4.5	2.5~3.25	3~5
		300	54.5~56	2 060	6.0	5.0	3
		400	56~58	2 000	6.0	4.5	3
		500	60.5~62	1 860	—	—	5
		520	61~62.5	2 000	2.5~5.0	4.0~7.0	5~15
		540	61~62	2 000	4.0	4.0~7.0	5~15
		560	61~62	2 500	3.5~6.0	14~25	23~36
		600	57~59	2 450	4.5~8.0	9.5~24.5	20~34
		630	51~53	2 000	3.0~7.5	13.5~22.5	21~32
3Cr2W8V	1 140	600	51	1 820	6.9	39.5	5.5
		650	40	1 410	8.0	37.5	24.5

表 6.2-102 6Cr4Mo3Ni2WV 钢的压缩屈服点

热处理工艺	σ_c /MPa	
	$\phi 5$ mm	$\phi 8$ mm
1 120℃ 油淬 + 630℃ 2 h 回火两次	1 600~1 700	1 805
1 180℃ 油淬 + 630℃ 2 h 回火两次	1 950	—

表 6.2-104 6Cr4Mo3Ni2WV、3Cr2W8V 钢的断裂韧度

钢号	热处理工艺	K_{Ic} / MPa·m ^{1/2}
CG2	1 120℃ 油淬, 630℃ 2 h 回火两次	40.30
	1 180℃ 油淬, 630℃ 2 h 回火两次	30.93
3Cr2W8V	1 150℃ 油淬, 600℃ 2 h 回火两次	32.17

表 6.2-103 6Cr4Mo3Ni2WV、3Cr2W8V 钢的抗弯强度

钢号	热处理工艺	σ_b / MPa	f_{max} / mm
CG2	1 120℃ 油淬, 560℃ 2 h 回火两次	5 450	>9.3
	1 120℃ 油淬, 630℃ 2 h 回火两次	4 060~4 480	>9.0
	1 180℃ 油淬, 560℃ 2 h 回火两次	4 660~4 760	>5.4
	1 180℃ 油淬, 630℃ 2 h 回火两次	4 190	>4.9
	1 100℃ 油淬, 600℃ 2 h 回火两次	3 970	>10

表 6.2-105 6Cr4Mo3Ni2WV、3Cr2W8V 钢的热稳定性

钢号	热处理工艺		硬度 HRC	软化到 HRC40 的保温时间/h		
	淬火温度/℃	回火温度/℃		640℃	660℃	680℃
CG2	1 120	660	46	>12	14	4
3Cr2W8V	1 130	640	45~46	6.0	3.5	1.5

表 6.2-106 6Cr4Mo3Ni2WV、3Cr2W8V 钢的高温力学性能

钢号	热处理工艺	室温硬度 HRC	试验温度 /℃	σ_b / MPa	δ_5 /%	ϕ /%	高温硬度 HV	a_K /(J/cm ²)
CG2	1 120℃ 油淬, 630℃ 2 h 回火两次	51~53	550	1 400~1 560	5~8	10~15	401~429	19
			600	1 150~1 350	11	34	279~317	20
			650	900~1 120	9.5~12	22~32	187~230	25
			700	660~720	9~10	30~32	101~102	75
3Cr2W8V	1 140℃ 油淬, 620℃ 2 h 回火两次	49	500	1 245	10.5	41.5	302	41.5
			600	1 010	11.5	59.0	249	43.0
			650	910	16.0	54.0	154	58.5
			700	540	21.0	76.0	82	120.0

表 6.2-107 CG-2 钢与 3Cr2W8V 钢性能对比

钢号	淬火温度 /℃	回火温度 /℃	硬度 HRC	抗拉强度 σ_b /MPa	伸长率 δ_5 /%	断面收缩 ϕ /%	冲击初度 a_K /(J/cm ²) (夏比 U 形缺口)	断裂韧度 K_{Ic} / MPa·m ^{1/2}
3Cr2W8V	1 140	500	51	1 823	7.5	38.5	25	
		600	51	1 784	6.9	39.5	5.4	~32
		650	40	1 384	8.0	37.5	24	—
		620 回火 650 测试	154HV (室 温 49HRC)	892	16.0	54.0	57.3	—
1 130	640	45~46	在 660℃ 软化到 40HRC 需时 3.5 h					
CG-2	1 120	600	57~59	2 401~2 455	4.5~8.0	9.5~24.5	19.6~33.3	—
		630	51~53	1 960~2 156	3.0~7.0	13.5~22.5	20.6~31.4	40.2
		650	48~50	1 519~1 058	5.5~9.5	10.5~24.0	20.6~25.5	—
		630 回火 650 测试	187~ 230HV	882~1 098	9.5~12	22~32	24.5	—
1 120	660	46	在 660℃ 软化到 40HRC 需时 14 h					

表 6.2-108 CG-2 钢与 W6Mo5Cr4V2 钢性能对比

钢号	淬火温度 /℃	回火温度 /℃	硬度 HRC	抗弯强度 σ_{bb} /MPa	挠度 f /mm	抗压强度 σ_{bc} /MPa	抗压屈服强度 σ_{sc} /MPa	变形量 ϵ /%	冲击初度(无缺口) a_K /(J/cm ²)
CG-2	1 100	480	59.0	3 273	5.5	—	—		90.2
		520	61	2 656	4.3	3 891	2 979	30.7	74.5
	1 120	520	—	—	—	4 008	2 911	33.3	—
		560	—	—	—	3 587	3 107	26.2	—

续表 6.2-108

钢号	淬火温度 /℃	回火温度 /℃	硬度 HRC	抗弯强度 σ_b /MPa	挠度 f /mm	抗压强度 σ_{bc} /MPa	抗压屈服强度 $\sigma_{0.2}$ /MPa	变形量 ϵ /%	冲击韧度(无缺口) a_K /(J/cm ²)
CG-2	1 140	480	58.5	2 274	3.93	—	—	—	—
		520	61.5	2 048	3.70	3 724	2 898	31.8	—
		560	60.5	4 116	8.7	3 528	2 914	35.2	—
1 160	560	—	—	—	3 469	3 053	27.4	—	
W6Mo5Cr4V2	1 160	560	—	—	—	3 871	3 058	24.8	—
		560	65.5	4 802	3.48	3 910	3 508	14.4	14.7~43.1
	1 180	590	—	—	—	3 675	3 165	20.5	56.8~66.6
		560	65.5	4 998	3.47	4 116	3 538	16	27.4~28.4
	1 200	590	—	—	—	4 087	3 450	25.5	43.1~54.9
		560	66	3 783	2.4	—	—	—	26.5~22.5
1 220	590	—	4 488	2.9	—	—	—	22.5~24.5	

6.5 LM1 钢与 LM2 钢

65W8Cr4VTi 和 65Cr5Mo3W2VSiTi 钢分别简称 LM1 钢和 LM2 钢。LM1 和 LM2 钢是强度高，强韧性兼优的冷热模具钢。它的工艺性能无特殊要求。适于制作冷挤、冷镦、热挤、压铸等模具。其使用寿命比常用的 Cr12MoV、3Cr2W8V 钢高。

LM1 钢和 LM2 钢的相变点见表 6.2-109。过冷奥氏体等温转变曲线见图 6.2-247 和图 6.2-248。

表 6.2-109 LM1 和 LM2 钢的相变点 (℃)

钢号	Ac ₁	Ac ₃	Ar ₁	Ar ₃
LM1	860	920	698	780
LM2	860	905	745	800

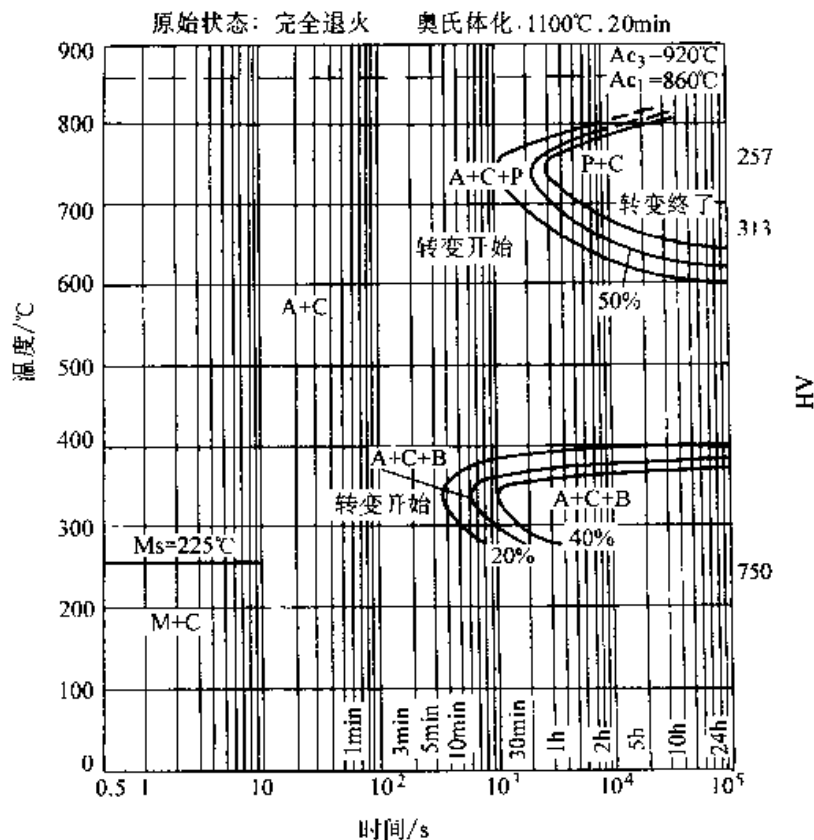


图 6.2-247 LM1 钢的过冷奥氏体等温转变曲线

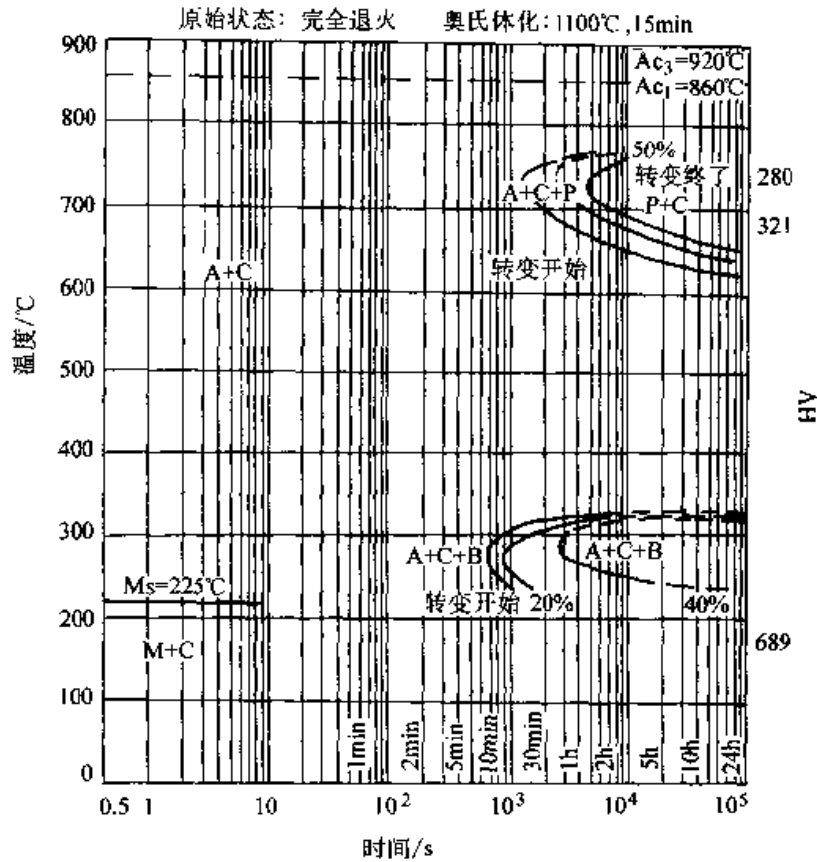


图 6.2-248 LM2 钢过冷奥氏体的等温转变曲线

(1) 热处理工艺

锻造 LM1 和 LM2 钢的锻造性能比 W18Cr4V、Cr12MoV 钢都好。锻造温度范围较宽，高温塑性好，锻造中未发现开裂现象。

退火 按一般基体钢退火原则进行，没有特殊要求。

淬火工艺性 LM1 和 LM2 钢的淬透性较高， $\phi 80$ mm 以下钢料在油中淬透， $\phi 40$ mm 以下的钢料在空气中能淬透；由于钢中添加了合金元素 Ti，形成高熔点 (3150°C) TiC，它溶解于

奥氏体中的温度也很高，因而这两种钢过热敏感性小；试验结果还表明，两种钢的热处理变形比 W18Cr4V 钢小。

LM1 和 LM2 钢的具体热处理工艺可参照本章中 6.1 中的工艺参数。

(2) 热处理工艺与性能

淬、回火温度对力学性能的影响见表 6.2-110~表 6.2-112。钢的高温力学性能见表 6.2-113。与其他钢的性能比较见表 6.2-114 和表 6.2-115。

表 6.2-110 淬、回火温度对 LM1 钢力学性能的影响

淬火温度 /°C	回火温度 /°C	奥氏体晶 粒度 /级	淬火后残 余奥氏体 /%	回火后残 余奥氏体 /%	淬火后 硬度 HRC	回火后 硬度 HRC	抗压强度 /MPa	抗弯强度 /MPa	冲击韧度 / (J/cm ²)	挠度 /mm
1 160	580	12~11	—	—	62.4	59.7	—	4 880	88	5.1
1 180	580	10~11	5.0	—	63.2	60.6	3 330	5 260	117	6.1
1 200	580	9~10	5.3	—	64.0	61.5	3 410	5 670	125	6.2
1 220	580	8~9	5.3	—	64.2	61.8	3 440	5 590	123	5.5
1 240	580	8~8.5	6.1	—	64.6	62.6	3 510	5 360	97	4.9

续表 6.2-110

淬火温度 /℃	回火温度 /℃	奥氏体晶 粒度 /级	淬火后残 余奥氏体 /%	回火后残 余奥氏体 /%	淬火后 硬度 HRC	回火后 硬度 HRC	抗压强度 /MPa	抗弯强度 /MPa	冲击韧度 /(J/cm ²)	挠度 /mm
1 260	580	7~7.5	7.0	—	65.0	64.2	3 640	5 140	42	3.4
1 200	490	—	—	—	64.0	63.5	—	4 120	48	2.9
1 200	520	—	—	4.3	64.0	63.4	3 910	4 340	58	3.3
1 200	550	—	—	3.2	64.0	63.1	3 740	5 220	102	5.0
1 200	580	—	—	1.4	64.0	61.2	3 460	5 400	130	5.5
1 200	610	—	—	1.4	64.0	58.1	2 900	4 780	119	4.1
1 200	650	—	—	1.1	64.0	51.7	2 410	3 870	89	3.8

表 6.2-111 淬、回火温度对 LM2 钢力学性能的影响

淬火 温度 /℃	回火温度 /℃	奥氏体晶 粒度/级	淬火后残余奥氏体 (体积分数) %	回火后残余奥氏体 (体积分数) %	淬火后 硬度 HRC	回火后 硬度 HRC	抗压强度 /MPa	抗弯强度 /MPa	冲击韧度 (J/cm ²) /mm	挠度
1 140	550	11~10	—	—	62.5	60.0	—	5 150	115	5.4
1 160	550	9.5~10	4.1	—	63.2	61.1	3 500	5 550	167	6.1
1 180	550	8.5~9	5.0	—	64.0	62.3	3 520	5 880	150	6.3
1 200	550	8.0~8.5	5.5	—	64.3	62.5	3 550	5 860	143	6.6
1 220	550	7.5~8.5	5.6	—	64.5	63.1	3 570	5 390	106	5.2
1 240	550	9~7	6	—	64.8	63.0	3 430	5 160	58	4.9
1 180	490	—	—	—	64.0	64.0	—	3 720	57	2.2
1 180	520	—	—	2.5	—	63.5	4 040	5 090	111	4.7
1 180	550	—	—	1.8	—	62.1	3 990	5 560	144	5.8
1 180	580	—	—	1.0	—	60.3	3 170	5 690	152	6.4
1 180	610	—	—	1	—	56.4	2 700	4 660	109	4.5

表 6.2-112 淬、回火温度对 LM1 和 LM2 钢抗拉强度与断裂韧度的影响

钢号	淬火温度/℃	回火温度/℃	拉伸屈服点/MPa	抗拉强度/MPa	断裂韧度/MPa·√m
LM1	1 200	550	2 050	2 350	21.5
		580	2 070	2 430	25.4
	1 220	550	1 840	1 920	20.9
		580	1 870	2 040	23.3
	1 240	550	1 680	1 720	25.4
		580	1 780	1 840	25.1
LM2	1 180	550	2 260	2 460	25.4
		580	2 160	2 300	25.1
	1 200	550	2 190	2 490	26.6
		580	2 010	2 200	25.5

表 6.2-113 LM1 和 LM2 钢的高温力学性能

钢号	性能	试验温度/℃						
		300	400	550	600	650	700	750
LM1	抗拉强度 σ_b /MPa	—	—	1 190	1 450	1 010	693	216
	伸长率 δ /%	—	—	10.8	7.2	9.0	15.7	26.5
	断面收缩率 ψ /%	—	—	21.3	15.4	29.0	40.8	82.0
	冲击韧度 a_K /(J/cm ²)	—	—	28	30	29	44	80
	硬度 HV	586	584	504	414	302	154	96
LM2	抗拉强度 σ_b /MPa	—	—	1 820	1 480	1 150	636	198
	伸长率 δ /%	—	—	11.0	7.6	7.9	13.7	51.6
	断面收缩率 ψ /%	—	—	21.6	16.9	27.0	42.3	91.5
	冲击韧度 a_K /(J/cm ²)	—	—	28	20	23	42	57
	硬度 HV	643	635	530	439	257	124	78

表 6.2-114 LM1 和 LM2 钢与其他新老冷作模具钢性能对比

钢号	淬火温度/℃	回火温度/℃	硬度 HRC	抗压强度 /MPa	压缩屈服点 /MPa	抗弯强度 /MPa	挠度 /mm	无缺口冲击韧度 / (J/cm ²)	C型缺口冲击韧度 / (J/cm ²)	断裂韧度 /MPa·√m
LM1	1 200~1 220	550~580	61.5~63	3 410~3 540	3 110~3 230	5 460~5 670	5.0~6.5	102~103	—	20.9
LM2	1 180~1 200	550~580	60~62.5	3 170~3 440	2 960~3 130	5 690~6 060	5.8~6.6	142~152	—	25.2
Cr12MoV	1 025	200	60~61	—	2 100~2 600	2 200~3 300	3~4	—	20~30	—
O12Al	1 100	510	60~62	—	2 590	4 500	5.6	—	149.8	17.5
CG2	1 100	540	59~62	—	2 540	4 940	7.97	—	132.2	21.6
65Nb	1 150	540	58~60	—	2 620	5 320	9.58	—	77.7	19
LD	1 100	540	59~62	—	2 650	5 670	10.72	—	79.7	18.5

表 6.2-115 LM1 和 LM2 钢与新老热作模具钢性能对比

钢号	性能	抗拉强度 /MPa		伸长率 δ /%		断面收缩率 ψ /%		冲击韧度 / (J/cm ²)		硬度 HV				
		温度		温度		温度		温度		温度				
		20℃	600℃	700℃	600℃	700℃	600℃	700℃	20℃	600℃	300℃	600℃	700℃	750℃
LM1		2 430	1 530	794	7.3	11.3	15.0	30.6	20	30	586	440	154	96
LM2		2 300	1 480	698	6.7	10.4	17.8	38.3	30.8	20	643	439	124	78
3Cr2W8V		1 620	1 050	450	10.8	17.0	53.3	80.7	28.7	71.0	396	313	155	97.8

续表 6.2-115

性能 温度	抗拉强度 /MPa			伸长率 δ/%		断面收缩率 ψ/%		冲击韧度 /(J/cm ²)		硬度 HV			
	20℃	600℃	700℃	600℃	700℃	600℃	700℃	20℃	600℃	300℃	600℃	700℃	750℃
012Al	1 920	1 370	696	7.6	9.5	44.8	55.0	24.7	32.6	376	296	146	115
CG2	1 530	820	467	12.5	18.0	56.8	82.0	25.0	39.0	391	269	143	119
GR	1 850	1 180	743	6.6	7.6	36.3	53.8	23.0	31.0	336	293	151	109
HM1	1 720	910	575	10.9	20.9	65.8	82.3	28.5	53.4	386	293	144	109

7 高强韧高耐磨钢

高碳高铬莱氏体钢是我国传统的冷作模具用钢，强度高、硬度高，耐磨性特别好，但由于有大量共晶碳化物的不均匀分布，该类钢种韧性较差，因此经常出现崩刃、脆裂现象。基体钢的研制成功，为冷作模具用钢开辟了广阔的发展前

景，目前正出现百花齐放的可喜局面，但基体钢与高铬莱氏体钢相比，强韧性高而耐磨性尚感不足，抗压屈服强度有时还不能满足高负荷模具的要求，高强韧耐磨钢的研制满足了这方面的需求，后面将介绍三种此类模具钢。

常用的高强韧高耐磨钢的成分见表 6.2-116。

表 6.2-116 高耐磨高韧性冷作模具钢化学成分 (质量分数)

牌号	代号	化学成分 (质量分数) /%							
		C	Cr	W	Mo	V	Mn	Si	
9Cr6W3Mo2V2	G6M	0.86~0.94	5.6~6.4	2.8~3.2	2.0~2.5	1.7~2.2	—	—	
Cr8MoWV3Si	ER5	0.95~1.10	7.0~8.0	0.8~1.2	1.4~1.8	2.2~2.7	0.3~0.6	0.7~1.2	
7Cr7Mo2V2Si	LD	0.70~0.80	6.5~7.0	—	2.0~2.5	1.7~2.2	≤0.5	0.7~1.2	

7.1 LD 钢

7Cr7Mo3V2Si 钢的代号为 LD 钢，其相变点见表 6.2-117，其过冷奥氏体等温转变曲线见图 6.2-249。

表 6.2-117 LD 钢的相变点

相变点	Ac ₁	Ac ₃	Ar ₃	Ar ₁	Ms
温度/℃	876	925	816	725	105

LD 钢中的碳含量要比 65Nb 钢高。还有 Mo、V，因此，该钢在保持有较高的韧性情况下，它的抗压、抗弯强度及耐磨性能均比 65Nb 钢高。

由于 LD 钢有良好的强韧性及耐磨性能，因它可以用于制造冷挤压、冷镦模。如轴承滚子

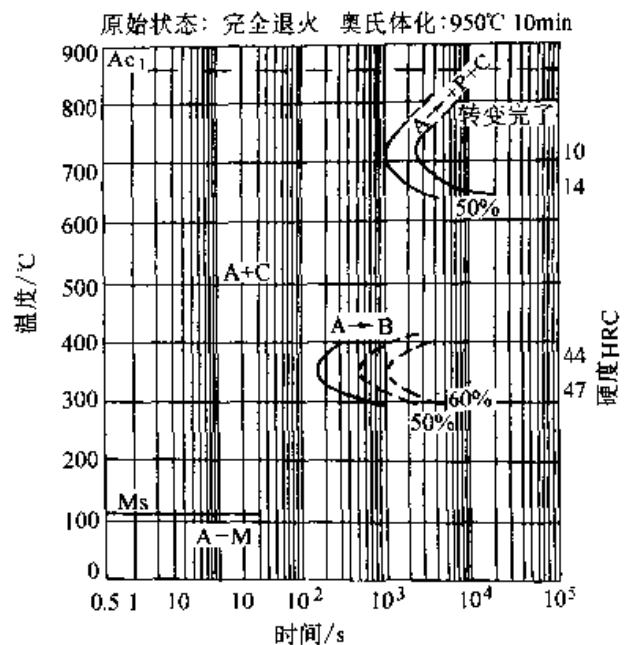


图 6.2-249 LD 钢过冷奥氏体等温转变曲线

冷镦模，M8内六角螺钉冷镦冲头，M10凹穴螺栓二序冷镦冲头等，使模具寿命均大幅度提高。

(1) 热处理工艺

LD钢锻造性能良好，宜采用缓慢加热，保证烧透，加热温度不宜过高，应严格控制低于1130℃，否则容易锻裂，终锻温度大于850℃，锻后宜砂（缓）冷。

退火 一般退火加热到860℃±10℃，保温2h后随炉缓慢冷却。退火后硬度为210~270HB。球化退火加热到860℃±10℃，保温2~4h后炉冷至740℃±10℃，保温4~6h后随炉冷却，冷至400℃以下可出炉空冷。退火后硬度为190~250HB。

淬火 淬火时须经850℃左右预热，预热时间为淬火时间的1倍，淬火温度可在1100~1150℃范围内选择，淬火加热系数为20~25 s/mm，冷却介质为油。为避免脱碳淬火宜采用盐炉加热。

回火 回火温度视所需硬度在530~570℃范围内选择，回火次数建议2~3次，每次以1~2h为宜（视模具尺寸大小而定）。回火后硬度为57~63HRC。其中以1150℃淬火550℃1h回火三次，强韧性综合指标最好。

(2) 热处理工艺对性能的影响

淬、回火温度对硬度的影响见表6.2-118~表6.2-119。淬回火工艺对断裂韧度的影响见图6.2-250。断裂韧度与硬度的关系见图6.2-251。淬回火温度对抗拉强度、抗压强度、抗弯强度及冲击韧度的影响分别见图6.2-252~图6.2-255。LD钢经不同热处理的力学性能见表6.2-120。其热处理变形试验见图6.2-256和表6.2-121。与其他钢的性能和寿命对比见表6.2-122~表6.2-123。

表 6.2-118 淬火温度对晶粒度和残余奥氏体的影响

淬火温度/℃	1 050	1 100	1 150	1 210
残余奥氏体/%	14	33	35	34
硬度 HRC	57	60	61	60
晶粒度 (级)	12~11	11~10	10~9	8~7

表 6.2-119 不同温度淬火、回火后的硬度变化 (HRC)

淬火温度/℃	回火温度/℃							
	400	490	510	530	550	570	590	610
1 100 油淬	58.6	61.1	62.2	62.3	61.1	59.7	58.3	56.8
1 150 油淬	60.3	62.2	62.9	63.1	62.1	60.7	58.5	58.2

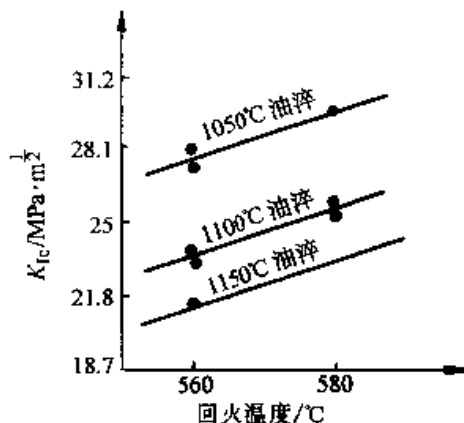


图 6.2-250 淬回火工艺对 K_{Ic} 值的影响

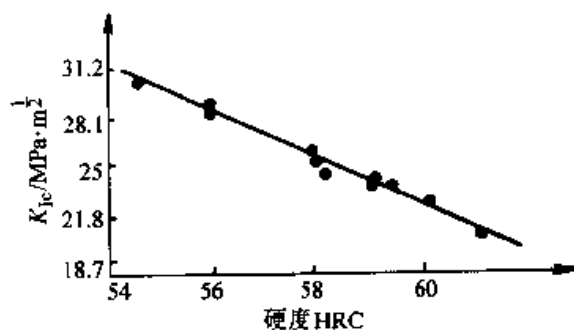


图 6.2-251 断裂韧度与钢的硬度关系

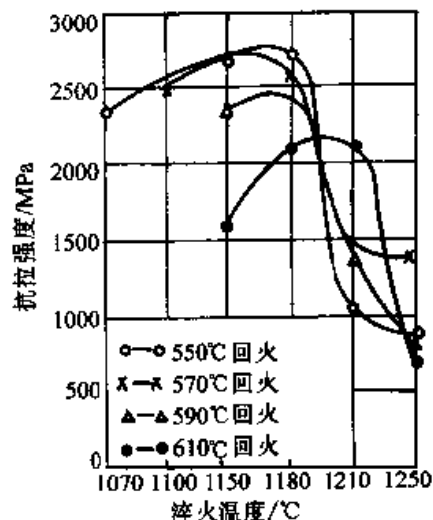


图 6.2-252 淬火温度与抗压强度的关系

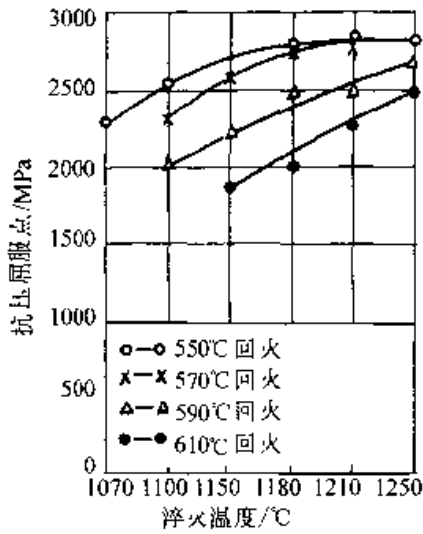


图 6.2-253 淬火温度与抗压强度的关系

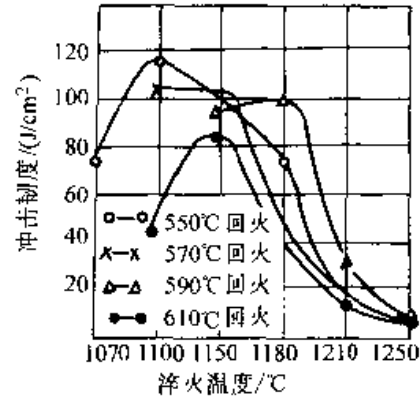


图 6.2-255 淬火温度与冲击韧度的关系

表 6.2-120 LD 钢经不同热处理的力学性能

热处理	力学性能				
	抗拉强度 /MPa	压缩屈服点 /MPa	抗弯强度 /MPa	挠度 /mm	
1 100°C	510°C, 1 h 回火三次	2 400	2 710	4 690	6.7
	530°C, 1 h 回火三次	2 480	2 820	5 520	8.9
	550°C, 1 h 回火三次	2 580	2 550	5 430	16.5
	570°C, 1 h 回火三次	2 500	2 340	4 990	16.5
	590°C, 1 h 回火三次	—	2 080	4 380	16.5
1 150°C	510°C, 1 h 回火三次	1 460	2 720	3 570	3.7
	530°C, 1 h 回火三次	2 360	2 920	4 670	4.7
	550°C, 1 h 回火三次	2 680	2 865	5 590	12.7
	570°C, 1 h 回火三次	2 680	2 660	5 190	8.3
	590°C, 1 h 回火三次	2 340	2 230	4 790	9.8
1 180°C	510°C, 1 h 回火三次	1 260	2 600	2 880	4.6
	530°C, 1 h 回火三次	1 520	3 230	2 910	3.5
	550°C, 1 h 回火三次	2 770	2 810	5 080	5.7
	570°C, 1 h 回火三次	2 610	2 700	4 730	6.5
	590°C, 1 h 回火三次	2 470	2 490	4 880	7.1

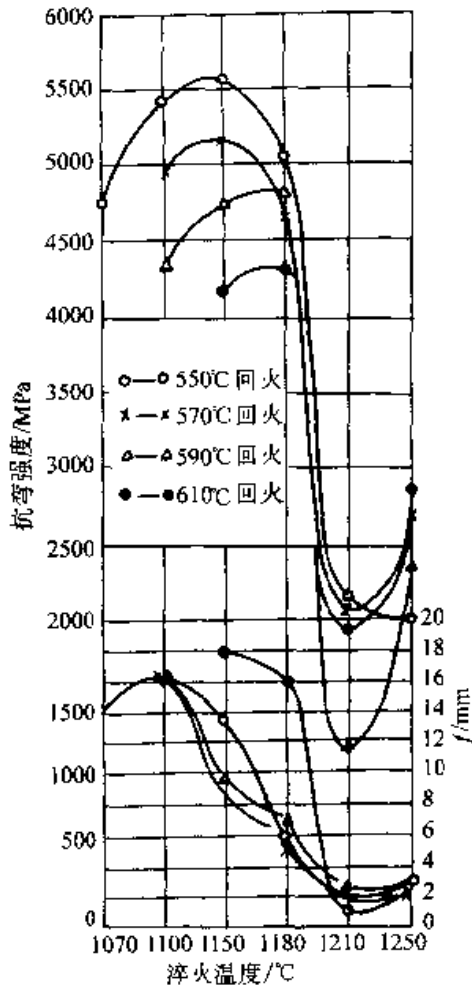


图 6.2-254 淬火温度与抗弯强度及挠度的关系

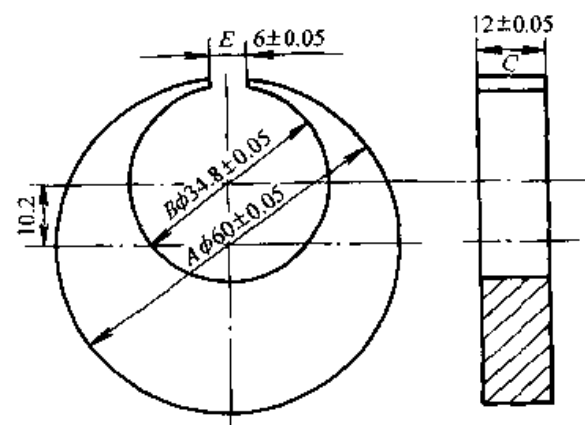


图 6.2-256 测试热处理变形的试样形状

表 6.2-121 LD 钢热处理变形量 (mm)

测试部位		A		B		C		D	
编号	测试的条件	变形量		变形量		变形量		变形量	
1	热处理前	59.97	—	34.86	—	12.68	—	6.15	—
	热处理后	60.05	+0.08	34.87	+0.01	12.70	+0.02	6.189	+0.039
2	热处理前	59.99	—	34.84	—	12.64	—	6.14	—
	热处理后	60.08	+0.09	34.91	+0.07	12.67	+0.03	6.19	+0.05
3	热处理前	59.99	—	34.84	—	12.73	—	6.12	—
	热处理后	60.07	+0.08	34.90	+0.06	12.76	+0.03	6.161	+0.041
平均变形量/mm		—	+0.083	—	+0.047	—	+0.027	—	+0.043

表 6.2-122 几种莱氏体钢的性能对比

钢种	硬度 HRC	抗压强度 σ_{bc} /MPa	抗弯强度 σ_{bb} /MPa	冲击韧度 a_K / (J/cm ²)	挠度 f /mm
LD	61	2 550~3 020	5 080~5 590	94~123	12~16
W18Cr4V	>63	3 156~3 254	2 166~2 969	24	
W6Mo5Cr4V2	61	2 740	4 500	21	
Cr12	61	2 260	2 950	19	3~4

表 6.2-123 LD 钢与 Cr12MoV 钢模具使用寿命对比 (冷剪切模)

钢种	处理工艺	硬度 HRC	金相组织	平均寿命	失效形式
Cr12MoV	1 040℃加热, 油冷淬火, 240℃回火两次, 每次保温 4 h	57~60	回火马氏体 + 体积分数为 10% 未溶碳化物 + 残留奥氏体	2 000~2 500 件	崩刃、开裂
LD	1 040℃加热, 油冷淬火, 600℃回火保温 1 h + 550℃回火保温 1 h	58~59	回火马氏体 + 体积分数为 3% 未溶碳化物 + 残留奥氏体	30 000 件	磨损、疲劳开裂

7.2 GM 钢

9Cr6W3Mo2V2 钢的代号为 GM 钢, 是一种制作精密、耐磨、高寿命冷作模具的新钢种。GM 钢是莱氏体钢, 其韧性和耐磨性均高于 Cr12 钢系列的高碳高铬模具钢。钢中碳及铬含量都只有 Cr12MoV 钢的一半, 因此大大降低了共晶碳化物的不均匀分布程度。适当增加钨、钼、钒的含量, 既可以提高淬透性能, 又可以细化晶粒, 并提高基体强度, 强化二次硬化效果。

GM 钢的化学成分见表 6.2-116, 临界点温度见表 6.2-124, 等温转变曲线见图 6.2-257。

表 6.2-124 GM 钢的相变点

代号	A_{c1} /℃	A_{cm} /℃	M_s /℃
GM	795	820	220

GM 钢中 Cr、W、Mo、V 等合金元素配比合理, 碳的加入利用了平衡碳的规律, 未溶碳化物细小, 弥散分布, 基体中固溶合金元素量高,

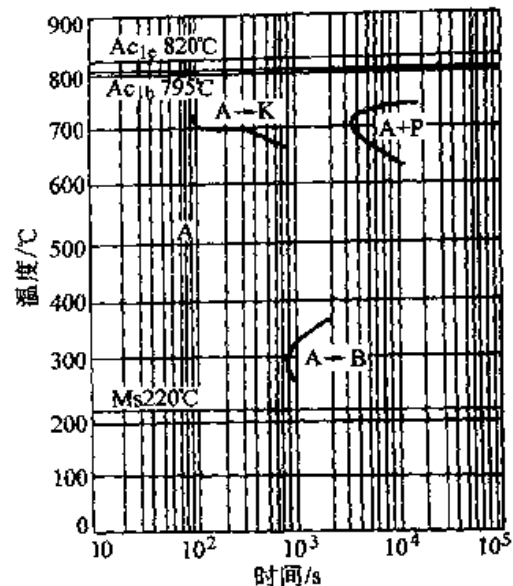


图 6.2-257 GM 钢的等温转变曲线 (奥氏体化温度为 1 120℃, 保温 3 min)

具有大的二次硬化潜力, 1 100~1 160℃ 之间淬火, 520~560℃ 之间回火, 硬度可达 64HRC 以上, 保持高硬度的回火温度范围较宽, 便于调整

强韧性配合。

GM 钢抗弯强度和压缩屈服点远高于高铬工具钢，尤其是抗弯强度，几乎高出一倍，硬度值高出 Cr12MoV 和 D2 钢 2HRC 以上，同时仍具有较高的一次冲击韧度。

GM 钢较高铬工具钢有明显优异的耐冲击磨损性能。这与 GM 钢具有高的基体强度和 GM 钢中未溶碳化物的类型、尺寸及分布有关。

GM 钢的合金元素含量低于高速钢，成分适中，冶炼无特殊要求，锻造性能良好，易于软化退火，机械加工和电加工容易，热处理工艺性好。

GM 钢已在冷轧钢带冲模、印制板插座簧片凸模、多工位级进模、滚丝轮、切边模上成功地取代了 Cr12MoV 钢使用，寿命有大幅度提高。

(1) 锻造

表 6.2-125 示出 GM 钢的锻造工艺，锻造前应缓慢加热，充分透烧。锤击时采用轻-重-轻法操作，反复锻拔锻造工艺，可以进一步改善碳化物的不均匀性。锻造后要求缓冷并及时退火。

表 6.2-125 GM 钢锻造工艺

加热温度/℃	始锻温度/℃	终锻温度/℃	冷却方式
1100~1150	1100	900~850	缓冷

退火工艺如图 6.2-258 所示。退火后硬度与相同退火工艺处理的高碳高铬工具钢相当（如表 6.2-126 所示），能够便于机械加工。如能进一步延长 740℃ 等温时间，其硬度还可进一步降低，对于型腔复杂的模具可以用冷挤压成型。锻坯先采用 740℃ 回火，再按图 6.2-258 所示工艺处理，可以收到同样的软化效果（软化硬度在 200HB 以下），而且等温停留时间还可以缩短到 2~3 h。

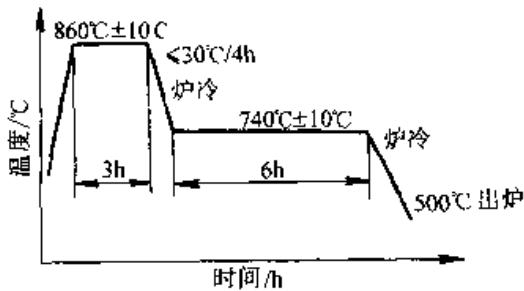


图 6.2-258 GM 钢退火工艺

表 6.2-126 GM 钢退火后的硬度

钢号	GM	Cr12MoV	D2
硬度 HB	227	222	220

GM 钢在 1180℃ 加热淬火时，晶粒度仍小于 11 级，超过 1180℃ 加热淬火时，晶粒开始缓慢长大。GM 钢淬火后的残留奥氏体量比 Cr12MoV 钢要少。推荐采用 1100~1160℃ 加热，油冷淬火或分级淬火。GM 钢具有良好的淬透性。在 510~570℃ 温度区内回火时，有明显的二次硬化峰，硬化峰较宽，钢材有较高的回火稳定性。因此，可以调整淬火-回火温度，以获得所希望的强韧性、耐磨性、变形量之间的最佳配合，以满足不同工况下服役的模具使用要求。推荐的回火工艺为 520~560℃ 回火 3 次，硬度可达 64HRC 以上。

(2) 热处理工艺与性能

热处理工艺对性能的影响以及 GM 钢与其他钢的性能比较见图 6.2-259~图 6.2-266 及表 6.2-127~表 6.2-129。

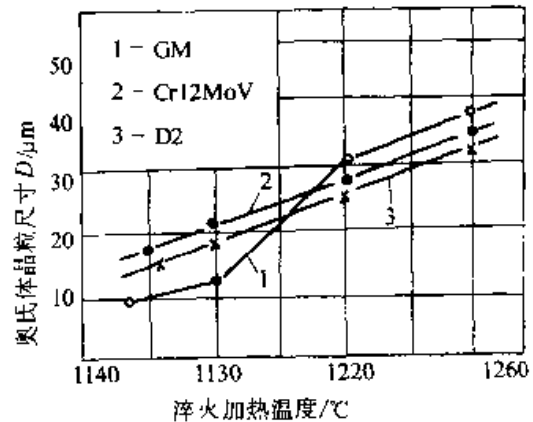


图 6.2-259 淬火温度对奥氏体晶粒尺寸的影响

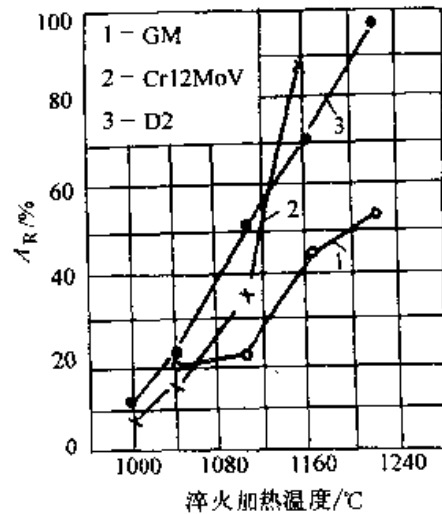


图 6.2-260 淬火温度对残余奥氏体量的影响

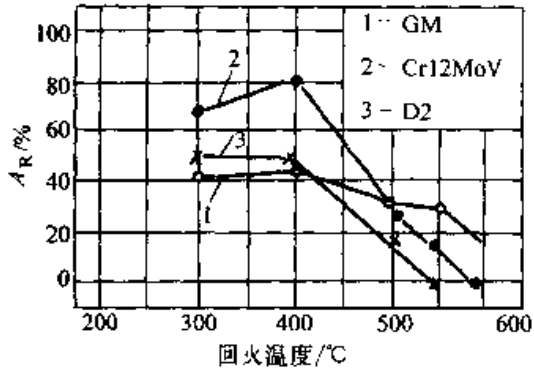


图 6.2-261 回火温度对残余奥氏体量的影响

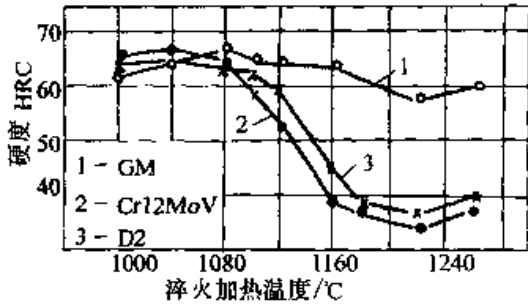


图 6.2-262 淬火温度对 GM 钢硬度的影响

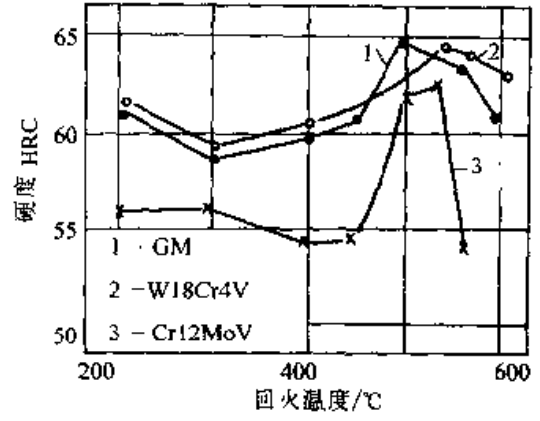


图 6.2-263 回火温度对 GM 钢硬度的影响

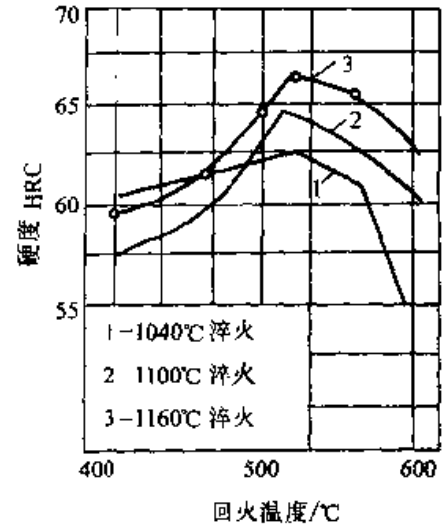


图 6.2-264 淬火温度对 GM 钢回火硬度的影响

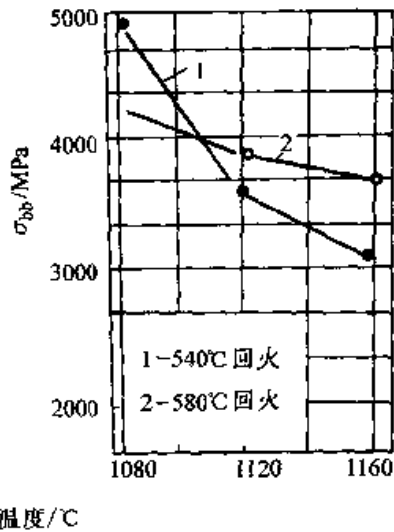
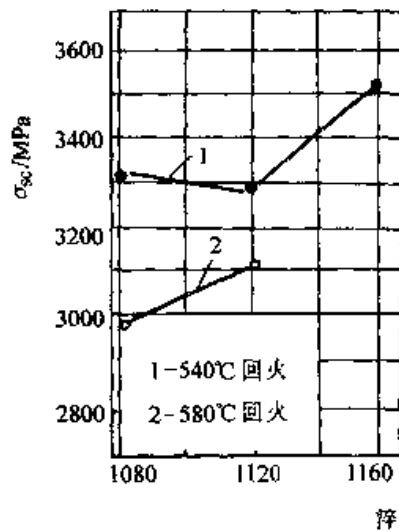


图 6.2-265 GM 钢压缩、弯曲性能

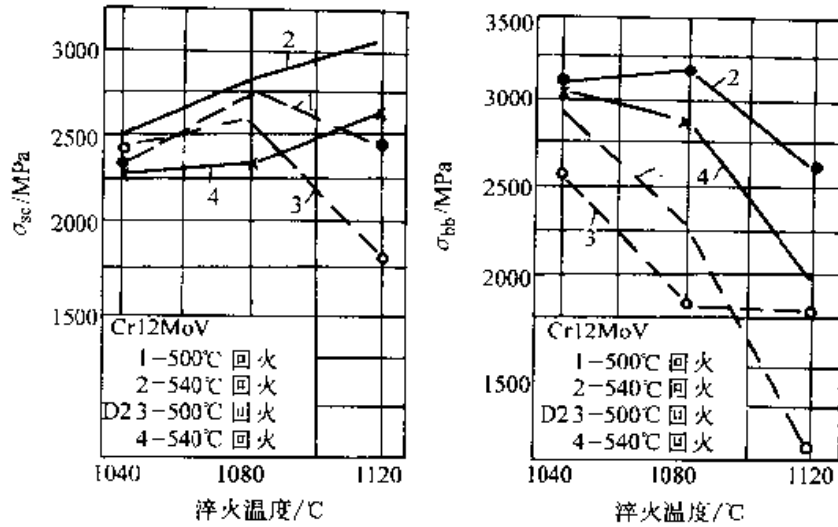


图 6.2-266 二次硬化处理后 Cr12MoV、D2 钢的压缩、弯曲性能

表 6.2-127 一次硬化处理后 Cr12MoV、D2 钢的压缩、弯曲性能

钢号	热处理工艺	σ_K /MPa	σ_{bb} /MPa
Cr12MoV	1 040℃ 淬火 200℃ 回火	2 764	2 401
D2 (美国)	1 040℃ 淬火 200℃ 回火	2 719	2 104

表 6.2-128 GM 钢冲击性能 a_K 值 (J/cm²)

回火温度/℃		淬火温度/℃							
		200	400	500	520	540	560	580	600
1 080	2 次回火	—	—	48.5	—	28.0	—	22.1	—
	3 次回火	71.6	83.0	32.1	41.6	22.1	39.8	44.9	53.9
1 120	2 次回火	—	—	39.5	—	32.3	—	67.7	57.7
	3 次回火	—	—	29.9	—	22.6	—	31.5	—
1 160	2 次回火	—	—	—	—	—	—	35.0	46.6
	3 次回火	—	—	—	—	—	—	—	—

表 6.2-129 几种工模具钢综合性能对比

钢号	热处理工艺	抗弯强度 σ_{bb} /MPa	挠度 f /mm	断裂韧度 K_{Ic} /MPa·m ^{1/2}	冲击韧度 (C型缺口) a_K /(J/cm ²)	硬度 HRC
W18Cr4V	1 260℃ 油淬, 560℃ 回火三次, 每次 1 h	2 280	1.8	15.1	—	65.5
W6Mo5Cr4V2	1 190℃ 油淬, 560℃ 回火三次, 每次 1 h	3 210	2.14	—	~19.6	66.5
65Nb	1 120℃ 油淬, 540℃ 回火 2 次, 每次 1 h	4 710	7.97	21.0	98.0	62.5
GM	1 080℃ 油淬, 540℃ 回火二次, 每次 1 h	4 808	4.80	20.2	28.0	65.4
	1 120℃ 油淬, 540℃ 回火二次, 每次 1 h	3 396	3.60	15.5	22.1	65.9

续表 6.2-129

钢号	热处理工艺	抗弯强度 σ_{bb}/MPa	挠度 f/mm	断裂韧度 $K_{Ic}/\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$	冲击韧度 (C型缺口) $a_K/(\text{J}/\text{cm}^2)$	硬度 HRC
Cr12MoV	1 040℃ 淬火, 220℃ 回火一次, 每次 1 h	2 775	3.30	24.1	27.4	62.3
	1 080℃ 淬油, 500℃ 回火二次, 每次 1 h	2 821	3.20	19.3	15.4	63.0
D2	1 040℃ 淬油, 200℃ 回火一次, 每次 1 h	2 104	1.70	23.5	24.0	62.4
	1 080℃ 淬油, 500℃ 回火二次, 每次 1 h	1 800	2.80	17.7	17.9	63.4

7.3 ER5 钢

由表 6.2-116 中 ER5 钢的化学成分不难看出。该钢提高了含碳量、含钒量以及 Cr、Mo、W 碳化物形成元素, 这便保证了钢中具有强韧性基体及细小均匀分布的特殊碳化物, 从而使 ER5 钢具有高耐磨及高韧性。

钢的相变点如表 6.2-130 所示。钢的过冷奥氏体等温转变图如图 6.2-267 所示。

表 6.2-130 ER5 钢的相变点

钢号	$A_{c1}/\text{℃}$	$A_{c3}/\text{℃}$	$M_s/\text{℃}$
ER5	858	907	215

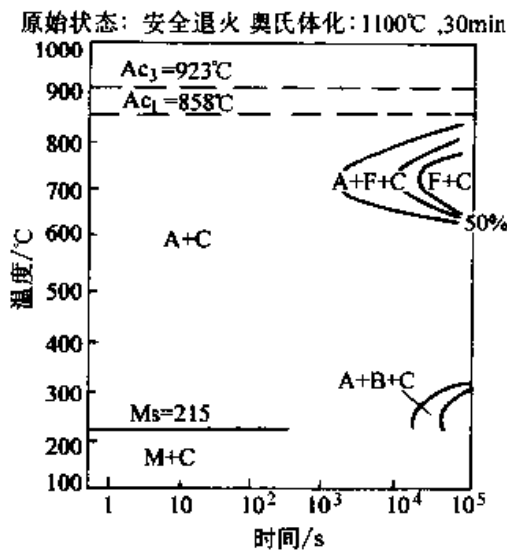


图 6.2-267 ER5 钢过冷奥氏体等温转变曲线

ER5 钢与 Cr12 型高铬工具钢相比, 碳化物数量少, 颗粒细小分布均匀。在强度、韧性、耐

磨性等均优于 Cr12 型钢, 而且具有较好的电加工性能。

ER5 钢在冶炼、锻造、热处理、机加工、电加工等方面无特殊要求, 生产加工工艺简单可行, 材料成本适中, 适用于制作大型重载冷锻模、精密冷冲模以及其他冷冲、冷成型模具等。例如, ER5 钢制作铁路货车轴承滚柱冷锻模, 平均使用寿命达到 9 936 次, 已超过由日本进口模具的保证寿命 5 000 次; 又如用 ER5 钢制作电机矽钢片冷冲模, 一次刃磨最高寿命达到 21 万次, 目前总寿命大于 360 万次是国内矽钢片冲模的最高寿命。

(1) 热处理工艺

1) 锻造 ER5 钢锻造性能良好, 始锻温度为 1 150℃, 终锻温度 $\geq 900\text{℃}$, 锻后缓冷, 锻坯近于终锻温度时, 轻击快打可提高锻造质量。

2) 退火 ER5 钢退火工艺如图 6.2-268 所示, 退火后硬度 220~240HB。

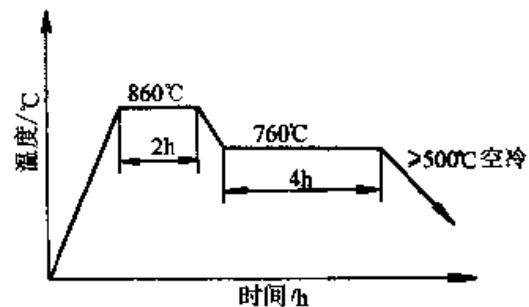


图 6.2-268 ER5 钢退火工艺

3) 热处理变形 热处理变形量的测量采用 NaVY 试样, 试样尺寸如图 6.2-269 所示。试样按 1 150℃ 淬火, 550℃ 回火三次, 热处理后尺寸

变化测量结果如表 6.2-131 所示。

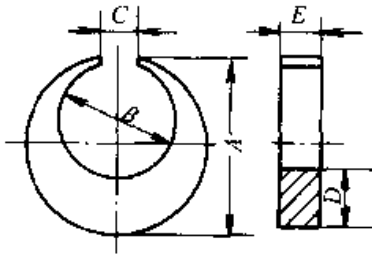


图 6.2-269 变形试样尺寸

表 6.2-131 ER5 钢热处理前后尺寸变化情况

测量部位	热处理前尺寸	热处理后尺寸	变形量
	/mm	/mm	
A	59.95	60.00	+0.05
B	34.68	34.73	+0.05
E	11.98	11.95	-0.03
C	6.06	6.03	-0.03

4) 推荐热处理工艺 对于耐磨性要求高,又能保证具有高强韧性,可采用 1 150℃ 加热,520~530℃ 三次回火的最终热处理工艺。

如在重载冲击服役条件下的模具,可采用 1 120~1 130℃ 加热,550℃ 回火三次的热处理工艺。

(2) 热处理工艺对性能的影响

热处理工艺对性能的影响见表 6.2-132~表 6.2-141。与 Cr12MoV 钢的性能比较见表 6.2-142 和表 6.2-143。

表 6.2-132 不同淬火温度下的硬度、晶粒度

淬火温度/℃	1 000	1 050	1 100	1 120	1 150	1 180
硬度 HRC	56.5	63.0	64.7	63.7	63.6	63.2
晶粒度/级	12	11~12	11	10~9	9~8	9~8

表 6.2-133 不同淬火温度及三次回火(每次 1 h) 后的硬度 HRC

淬火温度/℃	回火温度/℃					
	500	530	550	570	600	630
1 000	56.5	54.7	53.2	51.2	45.1	37.2
1 050	61.0	60.0	53.0	56.2	51.2	40.2
1 100	63.2	62.7	60.8	57.8	51.0	44.7
1 120	64.0	65.0	64.0	62.2	57.0	47.7
1 150	63.5	64.0	64.0	62.2	57.4	47.3
1 180	63.3	65.1	64.7	63.8	59.1	49.3

表 6.2-134 淬、回火温度对钢抗拉强度 σ_b 的影响 (MPa)

回火温度/℃	淬		
	510	530	550
1 100	1 165.2	1 662.1	2 475.5
1 120	1 444.5	1 988.4	2 271.5
1 150	1 251.5	1 360.2	1 666.0

表 6.2-135 不同热处理工艺的压缩屈服点 σ_{sc} (MPa)

回火温度/℃	淬		
	510	530	550
1 100	3 120.3	3 342.8	3 130.1
1 120	3 255.6	3 296.7	3 020.4
1 150	3 285.9	3 332.0	3 283.0
1 180	2 719.5	3 356.5	3 486.8

表 6.2-136 不同热处理工艺的抗弯强度 σ_{bb} (MPa)

回火温度/℃	淬		
	510	530	550
1 100	3 705.4	4 827.9	4 965.7
1 120	3 555.4	3 898.4	4 503.1
1 150	3 375.1	3 555.4	4 129.7

表 6.2-137 不同热处理工艺的弯曲挠度 (mm)

回火温度/℃	淬		
	510	530	550
1 100	5.13	5.08	6.6
1 120	4.45	3.94	4.54
1 150	4.7	4.0	4.54

表 6.2-138 不同热处理工艺的 α_K 值 (J/cm^2)

回火温度/℃	淬		
	510	530	550
1 100	45.77	36.36	38.42
1 120	45.37	38.42	39.20
1 150	44.88	37.07	35.97
1 180	38.81	34.30	31.07

表 6.2-139 ER5 钢重载耐磨试验结果

淬火温度 /℃	回火温度 /℃	摩擦系数 <i>f</i>	磨痕宽度 /mm	磨盘 /mg	试样 /mg	磨损 系数	磨损速度/ (ΔW /min)
1 100	510	0.43~0.46	3.69	136.3	10.2	0.075	0.085
	530	0.40~0.44	2.94	114.3	5.0	0.044	0.042
	550	0.42~0.46	3.06	124.2	6.0	0.048	0.050
1 120	510	0.38~0.42	3.19	115.6	7.3	0.063	0.061
	530	0.40~0.45	3.17	149.8	7.0	0.047	0.058
	550	0.40~0.43	3.32	141.4	7.4	0.052	0.062
1 150	510	0.40~0.46	3.80	143.7	11.3	0.079	0.094
	530	0.45~0.47	3.47	150.1	4.3	0.027	0.036
	550	0.41~0.45	3.69	148.9	10.4	0.070	0.087
1 180	510	0.41~0.45	3.57	144.1	9.2	0.064	0.077
	530	0.43~0.46	3.41	159.3	8.6	0.054	0.092
	550	0.41~0.45	3.43	135.8	6.0	0.044	0.050

注：重载耐磨性能试验是在阿姆斯特试验机上进行。试样尺寸为：6 mm×7 mm×30 mm，载荷 600 N，*t* 为 2 h，*n* 为 185 r/min。磨盘试样材料为 GCr15，硬度 64HRC，ER5 钢重载耐磨试验结果如表 6.2-139 所示。ER5 钢轻载耐磨试验所用载荷为 50 N，*t* = 1 h，转速 *n* = 200 r/min，干摩擦。对磨材料为 GCr15，其硬度 51HRC、试样尺寸为：6 mm×7 mm×30 mm。磨损系数 = 试样磨损量/磨盘磨损量。

表 6.2-140 ER5 钢轻载耐磨试验结果

处理工艺		失重/mg		磨痕面积 /mm ²	磨损系数	磨损速度/ (ΔW /min)
淬火温度/℃	回火温度/℃	试样	磨盘			
1 100	510	3.5	19.8	18.72	0.177 0	0.058
	530	1.3	17.6	16.21	0.073 9	0.021 7
	550	1.8	18.5	16.45	0.097 3	0.030 0
1 120	510	4.1	19.8	19.35	0.213 5	0.068
	530	0.8	16.8	14.8	0.047 6	0.013 3
	550	1.0	17.8	18.4	0.056 2	0.016 7
1 150	510	5.1	21.3	20.8	0.239 4	0.085 0
	530	1.1	17.4	16.2	0.063 2	0.018 3
	550	1.3	17.6	15.70	0.073 9	0.021 7
1 180	510	3.2	10.7	18.3	0.162 4	0.053 3
	530	1.4	19.2	15.50	0.072 9	0.023 3
	550	0.95	18.5	15.21	0.051 4	0.015 8

表 6.2-141 ER5 钢冲击磨损试验结果

热处理工艺	试样失重/mg	冲击次数 <i>N</i>			
		2万	4万	6万	8万
1 120℃ 淬火 510℃ 回火	62.5HRC	1.3	2.9	4.3	6.3
1 120℃ 淬火 530℃ 回火	64.5HRC	2.0	3.9	5.7	7.9
1 120℃ 淬火 550℃ 回火	60HRC	3.9	7.7	11.5	15.5

注：冲击频率 150 次/min，转速 200 r/min，冲击锤重量 10 kg。

表 6.2-142 几种不同热处理的 ER5 与 Cr12MoV 钢性能比较

钢号	淬火温度/℃	回火温度/℃	σ_{bb}/MPa	$\sigma_{\text{K}}/\text{MPa}$	$a_{\text{K}}/(\text{J}/\text{cm}^2)$	硬度 HRC	f/mm
ER5	1 120	510	3 555.4	3 255.6	45.37	64	4.45
ER5	1 120	530	3 898.4	3 296.7	38.42	65	3.94
Cr12MoV	1 010	220	2 740	2 352	16.17	59.5	—

表 6.2-143 ER5 与 Cr12MoV 钢耐磨性能比较

钢号	热处理工艺		失重/mg		磨痕面积 /mm ²	磨损系数	磨损速度/ ($\Delta W/\text{min}$)	硬度 HRC
	淬火温度	回火温度	试样	磨盘				
Cr12MoV	980℃	200℃	6.9	10.2	20.56	0.676 4	0.115 0	61
ER5	1 120℃	530℃	0.8	16.8	14.8	0.047 6	0.013 3	64

8 火焰淬火模具钢

目前机电产品结构不断变化,更新换代迅速,这就要求模具结构简单、制造容易、生产周期短、成本低,使用寿命长。为此,人们研究了火焰淬火冷作模具钢——7CrSiMnMoV。

钢的化学成分见表 6.2-144,钢的相变点见表 6.2-145。

表 6.2-144 7CrSiMnMoV 钢的化学成分 (质量分数) (%)

合金元素	C	Cr	Si	Mn	Mo	V
化学成分 (质量分数)	0.65~ 0.75	0.9~ 1.2	0.85~ 1.15	0.65~ 1.05	0.40~ 0.50	0.15~ 0.70

表 6.2-145 7CrSiMnMoV 钢的相变点 (℃)

A_{c1}	A_{c3}	A_{r1}	A_{r3}	M_s
776	834	694	732	211

火焰淬火工艺的特殊要求是钢种应具有较宽的淬火温度范围。7CrSiMnMoV 钢是适用于火焰表面加热淬火的专用钢,表面加热后空冷淬火可获得 58HRC 以上的硬度和一定的淬透层深度。为减少淬火变形,一般模具刃口均经 200℃ 预热,单件加热淬火,淬火变形规律一般表现为淬硬部分缩短,使组合镶块接缝增大,变形率在 0.02%~0.05% 范围内,尺寸为 300 mm 内的镶块火焰淬火后,接缝变形大多在 0.1 mm 左右,可满足大型冲模制造技术要求。火焰淬火各种性能指标比整体加热淬火低 5%~15% 左右。

由于火焰淬火热钢制造模具,各种机械加工工序均在火焰淬火之前完成,材料处在低硬度状态下加工,故加工方便,易保证精度。由于火焰淬火只淬刃口部分,因而基体硬度较低。如遇有加工遗漏,设计更改,尺寸变动,都有重新改制加工的余地。对于多孔位的冲模或复杂型腔零部件,刃口表面火焰淬火,型腔和孔距变形小,因此,简化了制造工艺,降低了成本。此外,该钢还具有良好的焊接性能,对使用中崩刃的模具可进行补焊。

该钢可用于薄板冲孔模、整形模、切边模、冷挤压模等。

(1) 热处理工艺

1) 锻造 7CrSiMnMoV 钢的合金化程度不高,无大量过剩碳化物,塑性变形抗力低,锻造性良好。锻造加热温度为 1 150~1 200℃,始锻温度为 1 100~1 150℃,终锻温度为 800~850℃,锻后采用空冷或灰冷。按上述锻造工艺改锻未发现开裂等异常现象。

2) 退火 7CrSiMnMoV 钢退火软化性能较好,退火工艺如图 6.2-270 所示。按此工艺退火后硬度均在 217~241HBS 范围内。

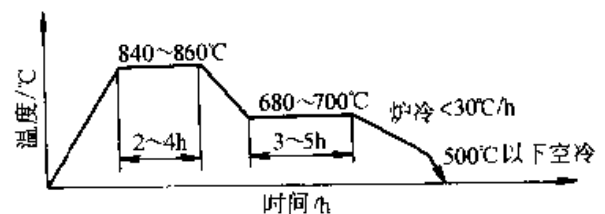


图 6.2-270 7CrSiMnMoV 钢退火工艺

3) 淬透性 该钢的淬透性良好,其淬透性

曲线如图 6.2-271 所示。由图可见，钢的淬透性较好，油淬后距表面 30 mm 处的硬度为 60HRC，心部硬度稍低，但其差值只有 3HRC；空冷淬火时硬度比油淬低 2HRC，表面硬度与心部硬度仅差 4HRC。

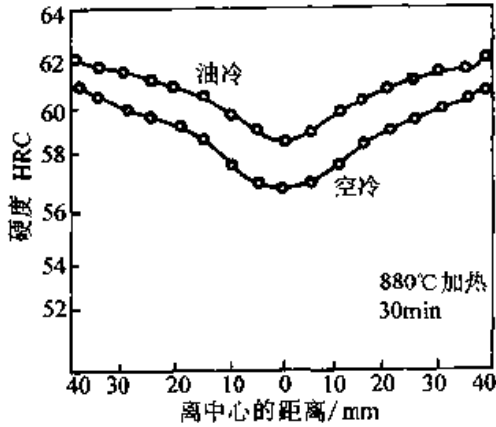


图 6.2-271 钢的淬透性曲线

4) 热处理变形性试验采用小圆柱体、圆形凹模及长方形凹模三种形式试样。其变形规律和变形量分别列于表 6.2-146、147、148 中。

表 6.2-146 圆柱体试样 ($\phi 12 \text{ mm} \times 50 \text{ mm}$) 的变形量

淬火温度 / $^{\circ}\text{C}$	回火温度 / $^{\circ}\text{C}$	硬度 HRC	直径 $\Delta D/\text{mm}$	长度 $\Delta L/\text{mm}$
840 油淬	200 $^{\circ}\text{C}$ 1.5 h	60	+0.025	+0.06
880 油淬	200 $^{\circ}\text{C}$ 1.5 h	60	+0.02	+0.05
	250 $^{\circ}\text{C}$ 1.5 h	59	+0.015	+0.045
	300 $^{\circ}\text{C}$ 1.5 h	58	+0.02	+0.06
	350 $^{\circ}\text{C}$ 1.5 h	57.5	+0.02	+0.045
	400 $^{\circ}\text{C}$ 1.5 h	56	+0.01	+0.02
	500 $^{\circ}\text{C}$ 1.5 h	51	+0.01	+0.01
600 $^{\circ}\text{C}$ 1.5 h	40	+0.01	-0.01	
920 油淬	200 $^{\circ}\text{C}$ 1.5 h	61~61.5	+0.015	+0.04
960 油淬	200 $^{\circ}\text{C}$ 1.5 h	—	+0.015	+0.04
1 000 油淬	200 $^{\circ}\text{C}$ 1.5 h	—	-0.015	+0.005

表 6.2-147 圆形凹模试样 ($\phi 75 \text{ mm} / \phi 35 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$) 的变形量

热处理工艺	硬度 HRC	变形量/mm	
		D ($\phi 75$)	d ($\phi 35$)
880 $^{\circ}\text{C}$ 油淬 200 $^{\circ}\text{C}$ 回火 2 h	59	+0.025	-0.01
880 $^{\circ}\text{C}$ 空冷 200 $^{\circ}\text{C}$ 回火 2 h	57	+0.05	+0.02
920 $^{\circ}\text{C}$ 油淬 200 $^{\circ}\text{C}$ 回火 2 h	59.5	+0.035	+0.02
内孔刃口处火焰加热空冷	64~65	-0.02	-0.01
内外刃口处火焰加热空冷	63~64	-0.02	-0.02

表 6.2-148 长方形凹模热处理后变形量

热处理工艺	硬度 HRC	变形量/mm			
		A	B	C	D
880 $^{\circ}\text{C}$ 油淬 200 $^{\circ}\text{C}$ 回火 2 h	59.5	+0.005	+0.005	+0.02	+0.02
880 $^{\circ}\text{C}$ 空冷 200 $^{\circ}\text{C}$ 回火 2 h	57	+0.03	+0.005	-0.02	-0.02
920 $^{\circ}\text{C}$ 油淬 200 $^{\circ}\text{C}$ 回火 2 h	59	-0.05	-0.005	-0.03	-0.04
内孔刃口处火焰加热空冷	59~61	-0.025	-0.025	-0.05	-0.05
内外刃口处火焰加热空冷	60~62	-0.03	+0.02	-0.04	-0.04

注：A、B 为内刃口尺寸 C、D 为外形尺寸。

由表 6.2-146、表 6.2-147、表 6.2-148 可见，7CrSiMnMoV 钢的淬火变形量小，随淬火温度的升高，变形量逐渐减小，回火时随回火温度的升高变形量在 300 $^{\circ}\text{C}$ 附近出现峰值，淬火温度在 880~960 $^{\circ}\text{C}$ 范围内变形量的差值不大。

在圆形模拟试样上看整体淬火时，内外径变形趋向涨大，空冷时最明显。当火焰加热空冷时，内外径的尺寸都缩小。

长方凹模的淬火温度与冷却方式对尺寸变化的影响规律是：随温度的增高变形趋于缩小；火焰加热空冷后趋向缩小，变形绝对值以内孔火焰淬火为最小。

(2) 热处理工艺对性能的影响

淬火温度与硬度的关系见图 6.2-272。回火温度对硬度的影响见图 6.2-273。热处理工艺对力学性能的影响见表 6.2-149 和表 6.2-150。与其他钢的性能比较见表 6.2-151。

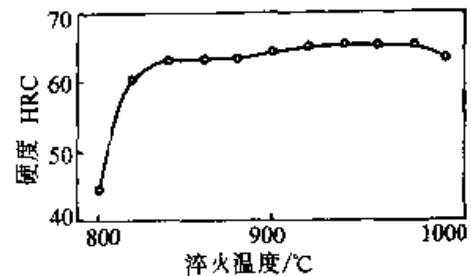


图 6.2-272 淬火温度对硬度的影响

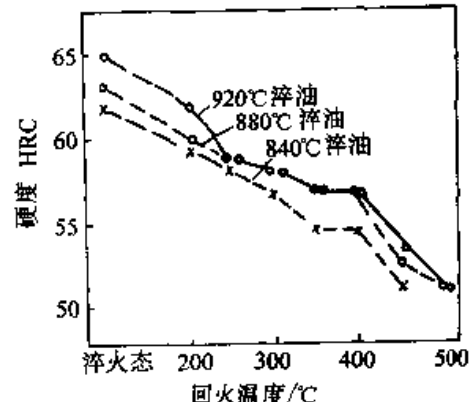


图 6.2-273 回火温度对硬度的影响

表 6.2-149 7CrSiMnMoV 钢经不同温度淬火 200℃ 回火后力学性能

淬火温度 /℃	硬度 HRC	抗弯强度 σ_{bb} /MPa	抗拉强度 σ_b /MPa	抗压强度 σ_{bc} /MPa	扭转强度 σ_r /MPa	冲击韧度 a_K /(J/cm ²)	挠度 f /mm
820	56~57	4 060	2 960	5 123	1 770	157.6	5.65
840	58~59	4 030	2 300	5 220	1 840	154.5	5.0
880	58~60	4 110	2 413	5 398	2 030	156.0	4.3
900	60~61	4 185	—	5 755	2 082	188.0	4.73
920	60~61	2 936	2 460	4 186	2 117	177	4.77
960	61	3 705	2 310	4 468	2 078	195.5	3.96
1 000	62	3 600	2 040	4 400	1 975	206.7	4.72

表 6.2-150 7CrSiMnMoV 钢 880℃ 淬火经不同温度回火后的力学性能

回火温度 /℃	硬度 HRC	抗弯强度 σ_{bb} /MPa	抗拉强度 σ_b /MPa	抗压强度 σ_{bc} /MPa	冲击韧度 a_K /(J/cm ²)	伸长率 δ /%	挠度 f /mm
160	61.5	4 085	—	—	177	—	4.28
200	61	4 110	2 413	5 398	156	5.17	4.3
250	58.5	4 345	2 362	5 293	152	6.0	5.1
300	57	4 365	2 323	3 495	145	5.33	5.5
350	57.5	4 200	2 130	3 995	190	6.0	4.69
400	56	3 990	2 066	—	199.5	7.5	7.21
500	52	3 473	1 675	—	235	8.25	7.48

表 6.2-151 7CrSiMnMoV 钢与几种常见模具钢力学性能比较

钢号	热处理工艺	抗弯强度 σ_{bb} /MPa	抗压强度 σ_{bc} /MPa	扭转强度 σ_r /MPa	冲击韧度 a_K /(J/cm ²)	硬度 HRC	挠度 f /mm
7CrSiMnMoV	800℃ 油淬 200℃ 回火 1.5 h	4 110	5 398	2 030	156.0	61~60	4.3
9Mn2V	800℃ 油淬 200℃ 回火 2 h	2 595	505	2 025	38.5	59	3.0
CrWMn	840℃ 油淬 200℃ 回火 2 h	2 650	—	—	36.0	—	2.0
Cr12MoV	1 020℃ 油淬, 200℃ 回火 2 h	263	4 834	—	44.6	61	2.3

第 3 章 热作模具钢

热作模具钢用于制造将加热到再结晶温度以上的金属或液态金属压制或铸成工件的模具。如锻压模具、热挤压模具、压铸模具等。

由于加工金属的成分和加工的工艺条件不同，对热作模具钢提出了各种不同的性能要求。需要根据模具的实际工作条件，选用不同特性的模具钢。对于热作模具钢应主要考虑以下特性：

1) 在使用温度下的硬度和强度。要求在模具服役温度下，仍保持一定的硬度和强度，并且具有良好的热稳定性，防止模具产生变形。

2) 较高的韧性 很多热作模具，特别是锻锤用模具，在工作过程中经常要承受较高的冲击载荷，为了防止模具开裂和防止裂纹扩展造成灾难性的事故，要求这部分热作模具钢必须具有较高的冲击韧性和断裂韧性。

3) 耐急冷急热性（抗热疲劳性、抗热裂性） 很多热作模具钢都是在周期性的温度急剧变化下服役的，在模具表面产生应力。为了防止模具表面产生热疲劳裂纹，要求模具钢具有良好的耐急冷急热性。

4) 化学稳定性 热作模具往往在较高的温度下工作，和空气、液态金属或其他介质接触，要求模具钢具有在工作温度下的抗氧化性能或抗液态金属冲蚀性能等。

5) 较好的工艺性 为了便于制造模具，要求热作模具钢具有良好的可锻性、可切削性、可磨削性、可焊性和减小热处理变形性能。

由于热作模具钢的工作条件相差很大，如锤锻模具在正常工况下工作温度不超过 400℃，铜合金压铸模具瞬时表面温度可达 900℃ 左右，某些高温合金等温锻造模具工作温度可超过 1 000℃。因此热作模具钢的化学成分范围很广，有一般锤锻模具用的低合金钢、广泛应用的铬系中合金热作模具钢、成分接近高速钢的钨钼系高合金热作模具钢和特种用途的马氏体时效钢以铁基、镍基高温合金和难熔合金等。

1 热作模具钢的分类

(1) 按用途分类

① 锤锻模用钢；② 机锻模用钢；③ 压铸模用钢；④ 热冲裁模用钢；⑤ 热挤压模用钢。

(2) 按性能分类

① 高韧性热作模具钢；② 高热强热作模具钢；③ 高耐磨热作模具钢。

(3) 按合金元素含量分类

① 低合金热作模具钢；② 中合金热作模具钢；③ 高合金热作模具钢。

上述三种分类法之间的关系见表 6.3-1。

表 6.3-1 热作模具钢的分类

按用途分	按性能分	按合金元素分	钢号
锤锻模用钢	高韧性热模钢	低合金热模钢	5CrNiMo, 5CrMnMo, 4CrMnSiMoV
机锻模、热挤压模用钢	高热强热模钢	中合金热模钢	3Cr2W8V, 4Cr5MoSiV, 4Cr5MoSiV1, 4Cr5W2VSi, 3Cr3Mo3W2V, 4Cr3Mo3SiV, 5Cr4W5Mo2V, 5Cr4Mo3SiMnVAI
	特高热强热模钢	高合金热模钢	7Mn15Cr2Al3V2WMo
压铸模用钢	高热强热模钢	中合金热模钢	4Cr5MoSiV1, 3Cr2W8V
热冲裁模用钢	高耐磨热模钢	低合金高碳模具钢	8Cr3
热冲裁模用钢	高热强热模钢	中合金热模钢	3Cr2W8V, 5Cr4W5Mo2V

2 热作模具钢的化学成分

GB/T 1299 中有 12 个热作模具钢，序号 13 为无磁模具钢，可用于热作模具，见表 6.3-2。

表 6.3-2 热作模具钢的化学成分 (质量分数) (摘自 GB/T 1299)

序号	钢号	化学成分 (质量分数) /%									
		C	Si	Mn	P	S	Cr	W	Mo	V	其他
1	5CrMnMo	0.5~0.6	0.25~0.6	1.2~1.6	≤0.03	≤0.03	0.6~0.9	—	0.15~0.30	—	—
2	5CrNiMo	0.5~0.6	≤0.40	0.5~0.8	≤0.03	≤0.03	0.5~0.8	—	0.15~0.30	—	Ni 1.4~1.8
3	3Cr2W8V	0.3~0.4	≤0.40	≤0.40	≤0.03	≤0.03	2.2~2.7	7.5~9.0	—	0.2~0.5	—
4	5Cr4Mo3SiMnVAI	0.47~0.57	0.8~1.1	0.8~1.1	≤0.03	≤0.03	3.8~4.3	—	2.8~3.4	0.8~1.2	Al 0.3~0.7
5	3Cr3Mo3W2V	0.32~0.42	0.6~0.9	≤0.65	≤0.03	≤0.03	2.8~3.3	1.2~1.8	2.5~3.0	0.8~1.2	—
6	5Cr4W5Mo2V	0.4~0.5	≤0.40	≤0.40	≤0.03	≤0.03	3.4~4.4	4.5~5.3	1.5~2.1	0.7~1.1	—
7	8Cr3	0.75~0.85	≤0.40	≤0.40	≤0.03	≤0.03	3.2~3.8	—	—	—	—
8	4CrMnSiMoV	0.35~0.45	0.8~1.1	0.8~1.1	≤0.03	≤0.03	1.3~1.5	—	0.4~0.6	0.2~0.4	—
9	4Cr3Mo3SiV	0.35~0.45	0.8~1.2	0.25~0.70	≤0.03	≤0.03	3.0~3.75	—	2.0~3.0	0.25~0.75	—
10	4Cr5MoSiV	0.33~0.43	0.8~1.2	0.2~0.5	≤0.03	≤0.03	4.75~5.5	—	1.1~1.6	0.3~0.6	—
11	4Cr5MoSiV1	0.32~0.45	0.8~1.2	0.2~0.5	≤0.03	≤0.03	4.75~5.5	—	1.1~1.75	0.8~1.2	—
12	4Cr5W2VS	0.32~0.42	0.8~1.2	≤0.4	≤0.03	≤0.03	4.5~5.5	1.6~2.4	—	0.6~1.0	—
13	7Mn15Cr2Al3V2WMo	0.65~0.75	≤0.8	14.5~16.5	—	≤0.03	2.0~2.5	0.5~0.8	0.5~0.8	1.5~2.0	Al 2.3~3.3

3 热作模具钢的使用性能

在评价和选择热作模具钢时, 主要依据下列性能指标:

1) 室温硬度、高温硬度 用以评价耐磨性和变形抗力。

2) 室温抗拉强度、高温抗拉强度 用以评价静载断裂抗力。

3) 室温冲击韧性、高温冲击韧性 用以评价在冲击载荷下的断裂抗力。

4) 冷热疲劳抗力、疲劳裂纹扩展抗力、断裂韧性 用以评价在冷热疲劳和机械疲劳复合作用下的断裂抗力。

从许多热作模具的断裂失效来看, 大多数是冷热疲劳—机械疲劳断裂。也有些热作模具的断裂是单纯由机械疲劳所引起的, 如锤锻模具的燕尾开裂。

由冷热疲劳—机械疲劳复合作用而失效的模具, 其寿命由两部分构成: 冷热疲劳裂纹萌生前的工作寿命和其后冷热疲劳裂纹向内部扩展直到模具失效的工作寿命。

4 低合金热作模具钢

这类钢主要用于各种尺寸的锤锻模、平锻机锻模、大型压力机锻模等。锻模在工作中承受很大的冲击载荷; 在锻造过程中, 模具型腔与很高温度的锻坯接触, 模具工作面温升常达 300~400℃, 有时局部可达 500~600℃; 模具在锻打后, 又受到反复冷却, 即在急冷急热条件下工作; 模具型腔与变形金属发生相互摩擦, 即工作面受到热磨损。这就是锻模的工作条件, 正是这种工作条件, 要求这类模具钢应具有下列基本性能:

1) 淬透性高, 以保证这种大型模具沿整个截面具有均匀一致的力学性能。

2) 冲击韧性好, 热疲劳抗力高, 以保证能承受冲击载荷及在急冷急热反复热冲击下, 不致于发生龟裂。

3) 导热性好, 以保证模具型腔表面的热量尽快传导外散, 降低模具的温升, 有利于减少热磨损及热疲劳损伤。

4) 较高的抗回火稳定性及高温强度, 以减少热塑性变形。

5) 较好的抗氧化性能和加工工艺性能。为满足上述性能,高韧性热作模具钢中不能含有太高的碳及碳化物形成元素,通常碳质量分数 w_C 在 0.3%~0.5% 左右,为提高淬透性及热强性而加入少量铬、钼、钒、镍、锰、硅等,加入少量钨或钨有助于清除高温回火脆性。

常用的高韧性热模钢在合金工具钢标准中列入的有 5CrNiMo、5CrMnMo、4CrMnSiMoV 三种,试用较好的钢号有 5Cr2NiMoVSi、45Cr2NiMoVSi、3Cr2WMoVNi 等。

4.1 5CrNiMo 钢

5CrNiMo 钢具有良好的塑性、韧性、尺寸效应不敏感。但由于碳化物形成元素含量低,二次硬化效应微弱,热稳定性差,高温强度低。

(1) 临界点及组织特征

钢的临界点为: $A_{c1}730^{\circ}\text{C}$ 、 $A_{c3}780^{\circ}\text{C}$ 、 $M_s230^{\circ}\text{C}$ 。

5CrNiMo 钢退火组织是珠光体加少量铁素体,碳化物总体积分数不超过 9%。淬火组织为马氏体加少量残余奥氏体。

(2) 力学性能

不同淬火、回火温度下的硬度、冲击韧性值见表 6.3-3、表 6.3-4。由表可见,5CrNiMo 钢的硬度(以及强度)随回火温度的升高而下降;塑性及冲击韧性值,则随回火温度的升高而增加。

表 6.3-3 淬、回火温度对 5CrNiMo 钢硬度的影响

淬火温度 / $^{\circ}\text{C}$	回火温度 / $^{\circ}\text{C}$						
	300	350	400	450	500	550	600
900	52	50	48	45	41	38	32
950	53	51	49	46	42	39	33
1 000	54	52	50	47	43	40	34

表 6.3-4 淬、回火温度对 5CrNiMo 钢冲击韧性的影响

淬火温度 / $^{\circ}\text{C}$	回火温度 / $^{\circ}\text{C}$						
	300	350	400	450	500	550	600
840	21	25	29	35	45	56	71
950	19	20	23	25	35	49	62
1 000	13	16	20	22	30	40	54

5CrNiMo 钢在 400°C 以下工作可以保持较高强度,高于 400°C 时强度急剧下降,如温度升高到 550°C 时,与室温比较 σ_b 下降将近一半。

(3) 工艺性能

1) 锻造 锻坯加热温度 $1\ 100\sim 1\ 150^{\circ}\text{C}$,开锻温度 $1\ 050\sim 1\ 100^{\circ}\text{C}$,终锻温度 $800\sim 850^{\circ}\text{C}$,砂冷或坑冷。

2) 退火 退火工艺曲线如图 6.3-1、图 6.3-2 所示。

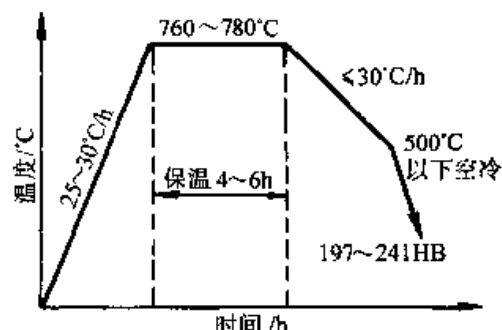


图 6.3-1 5CrNiMo 钢锻轧后一般退火工艺

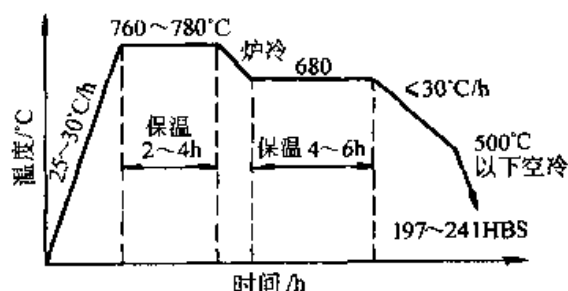


图 6.3-2 5CrNiMo 钢锻轧后等温退火工艺

3) 淬火、回火工艺 淬火预热温度 $600\sim 650^{\circ}\text{C}$,加热温度 $830\sim 860^{\circ}\text{C}$,油淬。回火工艺见表 6.3-5。可见锻模燕尾部分与模体需以不同温度回火,才能保证燕尾部分的韧性,以降低燕尾的开裂失效。

5CrNiMo 为国内用量较大的锻模钢,通用性强。但 5CrNiMo 钢模块因淬火出油温度低,易开裂。为避免开裂,实际操作中常于 200°C 左右出油。这样,在模具表层可获得马氏体组织,但心部却仍为奥氏体,当模块于 $380\sim 540^{\circ}\text{C}$ 回火时,过冷奥氏体即转变为上贝氏体组织,冲击韧性极差,模具寿命很低。为了提高热锻模使用寿命,采用等温处理方法,即淬火加热后,将模具置于 $160\sim 180^{\circ}\text{C}$ 硝盐中停留,使其组织发生部分马氏体转变,然后再转入 $280\sim 300^{\circ}\text{C}$ 硝盐中等温停留 $2\sim 3\text{h}$ 。或者,将模具淬入 150°C 油

中,再转入 280~300℃ 硝盐中停留 2~3 h。通过等温处理,模具钢的组织由马氏体+下贝氏体+少量残余碳化物组成,回火后获得回火下贝氏体组织,这样可使模具使用寿命明显提高。

表 6.3-5 5CrNiMo 钢模具的回火工艺

方案	回火用途	温度/℃ ^①	加热设备	硬度 HRC
I	锻模消除应力,稳定组织与尺寸			
	小型锻模	490~510	煤气炉或 电阻炉	44~47
	中型锻模	520~540		38~42
大型锻模	560~580	34~37		
II	锻模燕尾回火			
	中型锻模	620~640	煤气炉或 电阻炉	34~37
	小型锻模	640~660		30~35

① 锻模保温 2~3 h,燕尾保温 3~4 h。

4.2 5CrMnMo 钢

5CrMnMo 钢的各种性能与 5CrNiMo 钢相近,但考虑我国资源状况,为节约镍而以锰代镍来减少镍的用量。但 5CrMnMo 钢的淬透性不如 5CrNiMo,在高温下工作,其热疲劳性能也较差。

(1) 临界点及组织特征

钢的临界点为: $A_{c1}710^{\circ}\text{C}$; $A_{c3}760^{\circ}\text{C}$; $M_s220^{\circ}\text{C}$ 。

淬火组织为马氏体加少量残余奥氏体,奥氏体晶粒度大于合金元素较高的中、高合金热作模具钢。

(2) 力学性能

5CrMnMo 钢的力学性能与 5CrNiMo 钢相近,5CrMnMo 钢的强度略高于 5CrNiMo;而冲击韧度明显低于 5CrNiMo。

5CrMnMo 钢不同温度下的力学性能见表 6.3-6。

表 6.3-6 5CrMnMo 钢在不同温度下的力学性能

试验温度/℃	σ_b/MPa	$\delta/\%$	$\psi/\%$	$a_K/(\text{J}/\text{cm}^2)$
20	1 300~1 500	6~7	30~32	30~32
300	1 000~1 200	12~13		60~70
600	450~500	20~25		30~40

(3) 工艺性能

1) 锻造 钢坯锻造加热温度 1 100~1 150℃、始锻温度 1 050~1 100℃、终锻温度 800~850℃、锻后缓冷(坑冷或砂冷),注意防止模具开裂。

2) 退火 等温退火加热温度 850~870℃,等温温度 680℃,退火硬度 197~241HBS。

3) 淬火 加热温度 840~860℃油淬,冷到 150~180℃左右出油并立即回火。为减少变形及开裂,淬火时最好延时冷却,可空冷到 740~780℃,然后入油。

4) 回火 回火工艺见表 6.3-7。

表 6.3-7 5CrMnMo 钢的回火工艺

方案	回火目的	模具类型		回火温度/℃	设备	硬度 HRC
I	消除应力,稳定组织	模具工作部分	小型锻模	490~510	煤气炉或电阻炉	41~47
			中型锻模	520~540		38~41
II	消除应力,稳定组织	模具燕尾部分	小型锻模	620~640	煤气炉或电炉	35~39
			中型锻模	640~660		34~37

与 5CrNiMo 比较,该钢淬透性及韧性均较低。因此,只适用于制造要求较高强度和耐磨性,而韧性要求不甚高时的各种中、小型锤锻模具及部分压力机模块,也可用于工作温度低于

500℃的其他小型热作模具。

4.3 4CrMnSiMoV 钢

4CrMnSiMoV 钢是原冶金部标准中推荐使用

的5CrMnSiMoV钢的改进型。原钢种的合金元素种类及含量均未变动,只是碳质量分数 w_c 降低了约0.1%,其目的是在保持原有强度水平的基础上提高钢的韧性。该钢具有较高的强度、耐磨性和良好的冲击韧度,其高温性能,抗回火稳定性,热疲劳抗力均比5CrNiMo钢好。该钢是GB/T 1299—1985《合金工具钢》中标准钢号。

表 6.3-8 4CrMnSiMoV 钢不同温度下的力学性能

试验温度/℃	σ_b /MPa	$\sigma_{0.2}$ /MPa	δ /%	ψ /%	a_K /(J/cm ²)
20	1 400~1 450	1 250~1 350	11~12	45~50	50~55
300	1 300~1 350	1 150~1 200	14~16	55~60	70~80
600	750~800	700~750	20~25	70~75	70~80

(3) 工艺性能

1) 锻造 钢坯加热温度 1 100~1 140℃,始锻温度 1 050~1 100℃,终锻温度 800~850℃,锻后砂冷或坑冷。

2) 退火 等温退火加热温度 840~860℃,等温温度 700~720℃。

3) 淬火 大型锻模淬火温度 870~900℃,中小型锻模淬火温度 900~930℃。

4) 回火 大型锻模回火温度 620~660℃,硬度 38~42HRC;中型锻模回火温度 610~630℃,硬度 41~44HRC;小型锻模回火温度 470~610℃,硬度 44~49HRC。

该钢适用于大、中型锻模,也可用于中、小型锻模,经与5CrNiMo等热模钢寿命比较,4CrMnSiMoV钢使用寿命最高。如连杆模、前梁模、齿轮模、突缘节模(深型模)等均比5CrNiMo模具寿命提高0.1~0.8倍。用于矫正模、弯曲模和平锻机锻模的使用寿命比5CrNiMo

(1) 临界点

钢的临界点为: $A_{c1}792^\circ\text{C}$, $A_{c3}855^\circ\text{C}$, $M_s330^\circ\text{C}$ 。

(2) 力学性能

不同温度下的力学性能见表 6.3-8,由表可见,4CrMnSiMoV钢强度、塑性、韧性指标均高于5CrNiMo钢,只是冲击韧度与5CrNiMo钢相近或稍低。

一般都高0.5倍,个别超过1~2倍。

4.4 3Cr2MoWVNi 钢

3Cr2MoWVNi钢含碳量较低,淬火后最高硬度为52HRC。该钢具有二次硬化效应,经600℃回火后,仍能保持较高的硬度(45~50HRC),回火温度高于600℃后硬度才急剧下降。该钢热稳定性明显高于5CrNiMo、5CrMnMo和4CrMnSiMoV钢。其化学成分(质量分数)为: C 0.26%~0.35%、Cr 2.20%~2.60%、Mo 1.20%~1.60%、W 0.50%~0.80%、V 0.40%~0.65%、Ni 1.00%~1.40%、P、S \leq 0.03%。

(1) 临界点

$A_{c1}816^\circ\text{C}$ 、 $A_{c3}833^\circ\text{C}$ 、 $M_s268^\circ\text{C}$ 。

(2) 力学性能

3Cr2MoWVNi钢室温及高温力学性能见表 6.3-9 所示。

表 6.3-9 3Cr2MoWVNi 钢室温及高温性能

热处理工艺	测试温度/℃	硬度 HRC	a_K /(J/cm ²)	σ_b /MPa	σ_s /MPa	ψ /%
1 000℃ 淬火后于 600℃ 回火 2 h	室温	46	80	1 560	1 450	65
1 000℃ 淬火后于 650℃ 回火 2 h	室温	40~42	105	1 390	1 290	65
1 000℃ 淬火后回火到 41~43HRC	650	—	250	700	610	81

红硬性 1 000℃ 淬火,回火到 41~43HRC 后,保温 20 h 测量,600℃ 保温时硬度为 43HRC;650℃ 保温时为 28HRC。

(3) 工艺性能

1) 退火 等温退火加热温度 820℃,等温温度 700~720℃。

2) 淬火、回火工艺 淬火温度 980 ~ 1 020℃, 回火温度 610 ~ 660℃, 回火后硬度为 41~43HRC。具体淬火、回火温度的选择应视要求模具具有良好韧性或较高回火稳定性的具体情况而定。

该钢是比较理想的机锻模材料, 用来制作过突缘、滑动叉和羊角机锻模具。从制造的方向节叉等模具寿命统计, 平均寿命达 1.14 万件, 最高达 1.4 万件, 比 5CrNiMo 钢机锻模寿命提高 1 倍以上, 比进口的国外模具钢 DAC 及 YHD-3 等材料均有较大提高。

4.5 5Cr2NiMoVSi 与 45Cr2NiMoVSi 钢

锤锻模具及大截面压力机模具用钢 5CrNiMo、5CrMnMo 等其主要问题是碳化物形成元素含量低、热稳定性差、高温强度低、耐热磨损和抗热疲劳性能差、淬透性也较低。因此, 模具型腔表面易于发生热磨损、热机械疲劳, 模具寿命普遍较低。研制成功的大截面压力机锻模钢 5Cr2NiMoVSi 及大截面锤锻模钢 45Cr2NiMoVSi 主要添加了一定量的钒和硅, 将碳、镍、铬、钼等元素含量合理配置, 其高温强度提高 64%, 热稳定性表现为温度可提高 150 ~

170℃下使用。对于 500 mm × 500 mm 截面的锻模其心部硬度较 5CrNiMo 钢高出 13HRC, 而使使用寿命提高 1 倍左右。5Cr2NiMoVSi、45Cr2NiMoVSi 钢的化学成分见表 6.3-10。

(1) 临界点

5Cr2NiMoVSi 钢的临界点为: $A_{c1}750^{\circ}\text{C}$ 、 $A_{c3}874^{\circ}\text{C}$ 、 $A_{r3}751^{\circ}\text{C}$ 、 $A_{r1}625^{\circ}\text{C}$ 、 $M_s243^{\circ}\text{C}$, 在 440℃以下发生贝氏体转变。

(2) 力学性能

5Cr2NiMoVSi 钢经 985℃淬火, 于不同温度回火后的力学性能见表 6.3-11, 高温力学性能见表 6.3-12、表 6.3-13。

由表可见, 在 500℃以下时, 5Cr2NiMoVSi 钢的高温强度与 5CrNiMo 钢相近, 而当高于 600℃时, 5Cr2NiMoV 钢的强度却高出 5CrNiMo 钢的一倍以上。

(3) 工艺性能

1) 锻造 始锻温度 1 200℃, 终锻温度 900℃, 钢的加热温度范围较宽, 锻造合格率高。

2) 退火 等温退火加热温度 800℃, 等温温度 720℃, 退火硬度 220~230HBS。

3) 淬火及回火 5Cr2NiMoVSi 及 5CrNiMo 钢模块的热处理规范见表 6.3-14。

表 6.3-10 两种钢的化学成分 (质量分数) (%)

钢号	C	Cr	Ni	Mo	V	Si	Mn	P, S
5Cr2NiMoVSi	0.46~0.53	1.54~2.00	0.80~1.20	0.80~1.20	0.30~0.50	0.60~0.90	0.40~0.60	≤0.03
45Cr2NiMoVSi	0.40~0.47	1.54~2.00	0.8~1.20	0.80~1.20	0.30~0.50	0.50~0.80	0.40~0.60	≤0.03

表 6.3-11 5Cr2NiMoVSi 钢的力学性能 (985℃淬火)

回火温度/℃	300	350	400	450	500	550	600	650
力学性能								
HRC	55	54	53	53	53.5	52	49	42
σ_b /MPa	2 040	1 960	1 900	1 880	1 900	1 800	1 640	1 300
a_{K^2} /(J/cm ²)	35	32	30	30	33	40	38	56

① 夏比 U 形缺口试样。

表 6.3-12 5Cr2NiMoVSi 和 5CrNiMo 钢的高温强度比较

钢号	试验温度/℃						
	200	300	400	450	500	550	600
5Cr2NiMoVSi ^①	1 280	1 200	1 100	1 030	960	760	580
5CrNiMo ^②	1 270	1 200	1 160	1 030	900	650	290

① 5Cr2NiMoVSi 钢经 985℃淬火 630℃回火。

② 5CrNiMo 钢经 850℃淬火 550℃回火。

表 6.3-13 5Cr2NiMoVSi 和 5CrNiMo 钢的高温 a_K 值比较

钢号	试验温度/℃						
	200	300	400	450	500	550	600
5Cr2NiMoVSi ^①	55	66	74	74	74	63	86
5CrNiMo ^②	55	50	45	42	40	32	80

①② 同表 6.3-12 注。

表 6.3-14 5Cr2NiMoVSi、5CrNiMo 钢模块的热处理规程

模块截面 A/mm × B/mm	加热温度 (淬火/回火) /℃		回火后硬度 HRC
	5CrNiMo	5Cr2NiMoVSi	
锤锻模 小于 300 × 300	820~850	960~980	40~45
	480~520	620~640	
大于 300 × 300	820~850	960~980	38~41
	520~560	630~660	
压力机模 小于 300 × 300	840~870	970~1 000	45~47
	420~450	610~630	
小于 300 × 300	840~870	970~1 000	42~44
	450~480	630~650	

45Cr2NiMoVSi 钢不同温度淬火、回火后的强度及韧性值见表 6.3-15。推荐热处理工艺：淬火温度 960~980℃，型腔回火温度 630~670℃，燕尾回火温度 680~700℃。

5Cr2NiMoVSi 钢主要用于制造各类压力机模具和 3 t 锤锻模，平均使用寿命比 5CrNiMo 钢高 0.5~1 倍；45Cr2NiMoVSi 钢适合制造各类锤锻模，特别是 10 t 以下的锤锻模具。

例如：5Cr2NiMoVSi 钢用于制造汽车前梁模，使用设备为 12,000 t 机械压力机，5CrNiMo 锻模平均寿命 5 000 件；而 5Cr2NiMoVSi 钢模具是 8 500 件。用于制造后桥圆柱齿轮模具，使用设备为 630 t 摩擦压力机，5CrNiMo 钢模具寿命 800~900 件；而 5Cr2NiMoVSi 钢模具是 2 000~2 250 件。又如：45Cr2NiMoVSi 钢用于制造大从动齿轮锻模，使用设备为 10 t 锤，其模具使用寿命比由德国进口的 55CrNiMoV6 钢（类似钢号 5CrNiMo）模具提高 0.5 倍以上。

表 6.3-15 45Cr2NiMoVSi 钢的强度和冲击韧性

淬火温度/℃	回火温度/℃									
	500		550		600		650		700	
	σ_b	a_K	σ_b	a_K	σ_b	a_K	σ_b	a_K	σ_b	a_K
950	1 530	23	1 560	20	1 480	20	1 220	34	920	116
1 000	1 810	19	1 780	19	1 700	18	1 380	26	1 050	114

4.6 7Cr3 与 8Cr3 钢

7Cr3、8Cr3 系低合金高碳高耐磨热作模具钢，用于工作温度不太高，但要求高耐磨性的热切边、平锻、热冲裁等模具。这两种钢除含碳量略有差别外，其他合金元素含量相同（表 6.3-16）。

(1) 等温转变曲线

7Cr3 钢和 8Cr3 钢的过冷奥氏体等温转变曲线差别不大，图 6.3-3 示出 7Cr3 钢的过冷奥氏体

等温转变曲线。

(2) 锻造工艺

始锻温度：1 180℃；

终锻温度：820℃。

锻后在 700℃ 以上应快冷，避免网状碳化物析出。在 700℃ 以下应缓冷，避免产生大的内应力而导致开裂。

(3) 热处理工艺

7Cr3 和 8Cr3 的热处理工艺及硬度值如表 6.3-17 所示。

表 6.3-16 高耐磨热作模具钢的化学成分 (质量分数)

钢号	化学成分 (质量分数) /%				Ac ₁ /℃	Ac _m /℃	Ms /℃
	C	Si	Mn	Cr			
7Cr3	0.60~0.75	≤0.40	≤0.40	3.2~3.8	770	950	220
8Cr3	0.75~0.85	≤0.40	≤0.40	3.2~3.8	765	—	—

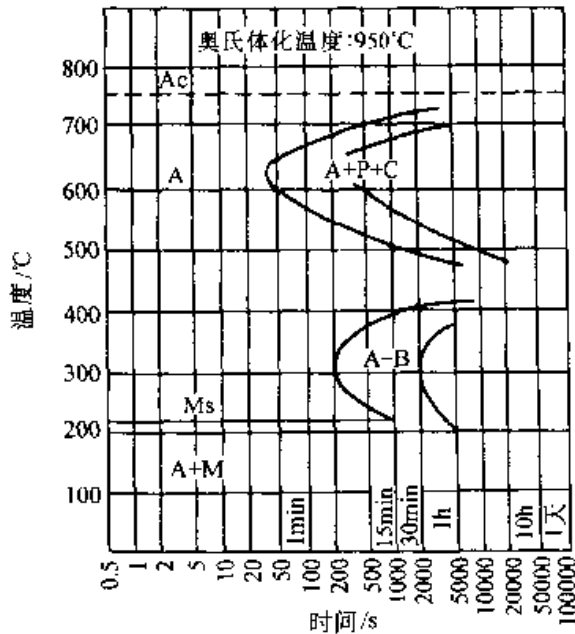


图 6.3-3 7Cr3 钢的过冷奥氏体等温转变曲线

表 6.3-17 高耐磨热作模具钢的热处理工艺

钢号	退火		淬火	
	温度/℃	硬度 HBS	温度/℃	硬度 HRC
7Cr3	780~800	187~229	830~860	59~61
8Cr3	780~790	207~255	820~850	60~62

表 6.3-18 3Cr2W8V 钢的物理常数

临界点 (近似值) /℃					密度 ρ / (t/m ³)	(在 100℃ 时) 比热容 c_p / [J / (g·℃)]	(在 20℃ 时) 弹性模量 E / GPa				
Ac ₁	Ac _m	Ar ₁	Ar ₃	Ms							
800	850	690	750	380	8.35	0.470 4	212				
线胀系数											
温度/℃					100	200	300	400	500	600	700
$\alpha / 10^{-6} K^{-1}$					9.8	10.9	11.9	12.6	13.1	13.5	13.7

7Cr3、8Cr3 钢在 460~480℃ 范围内回火后冲击韧性下降, 对于韧性要求较高的模具, 应避免在此温度范围内回火。

目前, 这种钢已逐渐为其他高合金钢所代替。

5 中合金热作模具钢

GB/T 1299 中 3Cr2W8V、5Cr4W5Mo2V、5Cr4Mo3SiMnVAI 等 3 个钢号属高热强性热作模具钢, 也属中合金热作模具钢一类, 具有较高的回火抗力及热稳定性, 可应用于在较高温度下工作的热顶锻模具、热挤压模具、铜及黑色金属压铸模具和压力机模具等。

5.1 3Cr2W8V 钢

3Cr2W8V 属钨系高热强热作模具钢, 合金元素以钨为主, 其含量 (质量分数) 高达 8% 左右。该钢具有良好的锻造工艺性能、机械加工工艺性能及热处理工艺性能, 是一种抗回火能力较高的高热强热作模具钢。但该钢的弱点是冷热疲劳抗力较差, 在急冷、急热条件下工作时往往因过早出现冷热疲劳裂纹而失效。该钢内由于含有较多的易形成碳化物的铬、钨、钒等元素, 因而在高温下具有较高的强度和硬度, 在 600~650℃ 时仍能保持 300HB 的高温硬度。3Cr2W8V 钢的淬透性好, 断面在 80 mm 以下时可以完全淬透。该钢适合制造高温下要求高应力、高耐磨而不受冲击负荷的热作模具 (压铸模、热挤压模、精锻模、有色金属成形模等), 以及高温下受力的热金属剪切刀等。

(1) 物理常数

3Cr2W8V 钢的物理常数见表 6.3-18。

(2) 力学性能

3Cr2W8V 钢的室温力学性能、高温力学性能如图 6.3-4~图 6.3-8 所示。

续表 6.3-18

临界点 (近似值) /°C					密度 ρ / (t/m^3)	(在 100°C 时) 比热容 c_p / [J / (g·°C)]	(在 20°C 时) 弹性模量 E / GPa
A_{c1}	A_{cm}	A_{r1}	A_{r3}	M_s			
导热系数							
温度 /°C					20~100	20~200	20~500
λ / [W / (m·°C)]					20.16	22.26	23.10
电阻率							
温度 /°C					20	200	500
ρ / ($\Omega \cdot mm^2/m$)					0.50	0.60	1.0

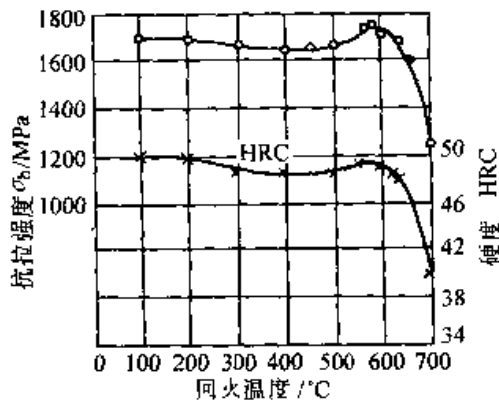


图 6.3-4 3Cr2W8V 钢的室温强度与硬度曲线 (1 100°C 淬火)

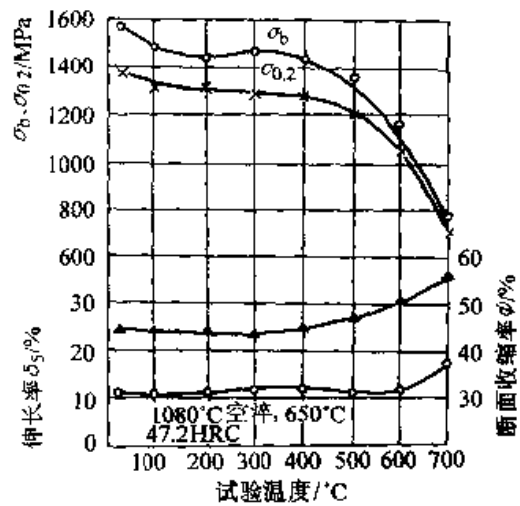


图 6.3-6 3Cr2W8V 钢的高温抗拉性能

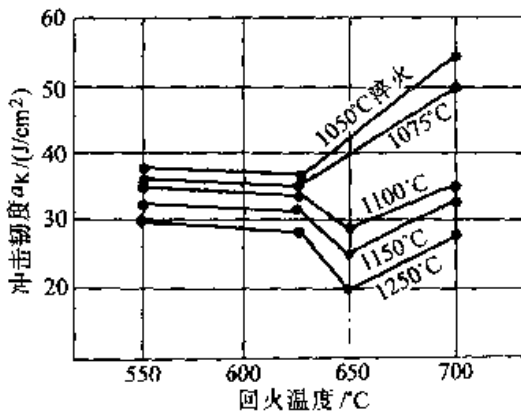


图 6.3-5 淬、回火温度对 3Cr2W8V 钢的冲击韧度的影响

(3) 生产工艺

3Cr2W8V 钢的热加工工艺见表 6.3-19。

(4) 热处理工艺

1) 退火工艺 3Cr2W8V 钢锻轧后的一般退火工艺如图 6.3-9 所示。

2) 淬火工艺 等温转变曲线、硬度与淬火温度的关系、推荐的淬火工艺如图 6.3-10、图 6.3-11 和表 6.3-20 所示。

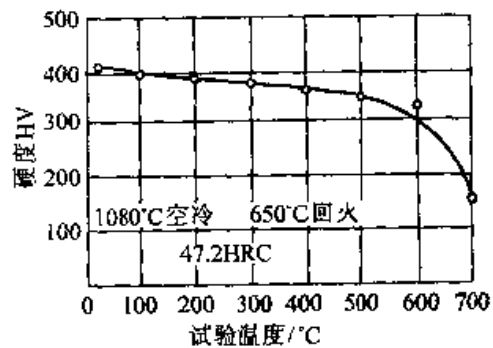


图 6.3-7 3Cr2W8V 钢的高温硬度曲线 1 1080°C 空冷, 650°C 回火, 47.2HRC

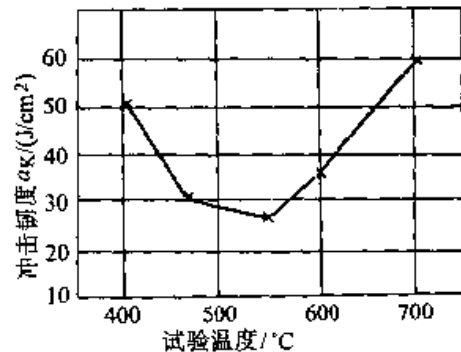


图 6.3-8 3Cr2W8V 钢的高温冲击韧度 1 100°C 淬火, 550°C 回火

表 6.3-19 3Cr2W8V 钢的热加工工艺

项目	加热温度/℃	开锻温度/℃	停锻温度/℃	冷却方式
钢锭	1 150~1 200	1 100~1 150	850~900	空冷至 700℃ 后缓冷
钢坯	1 130~1 160	1 080~1 120	850~900	空冷至 700℃ 后缓冷

注：锻后要在空气中较快冷至 A_{c1} 以下（约 700℃）然后缓冷，如条件许可应直接进行热装退火

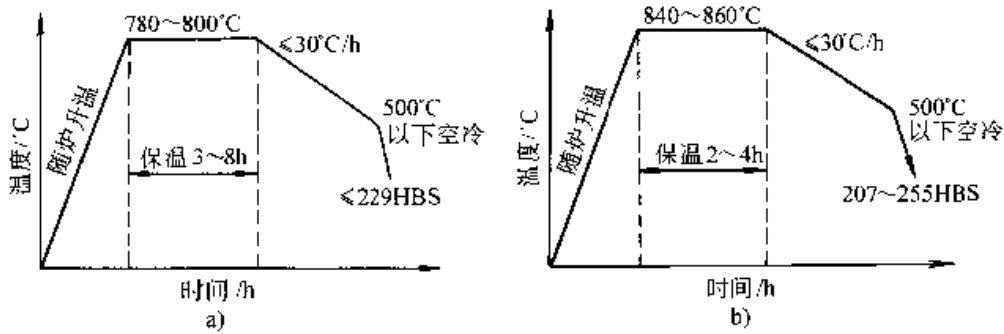


图 6.3-9 3Cr2W8V 钢锻轧后一般退火工艺

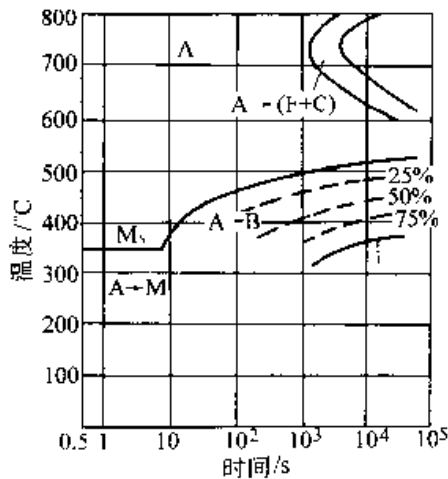


图 6.3-10 3Cr2W8V 钢的等温转变曲线
试验钢成分（质量分数）/%：C 0.34，Cr 2.86，
W 8.12，V 0.17；奥氏体化温度：1 150℃

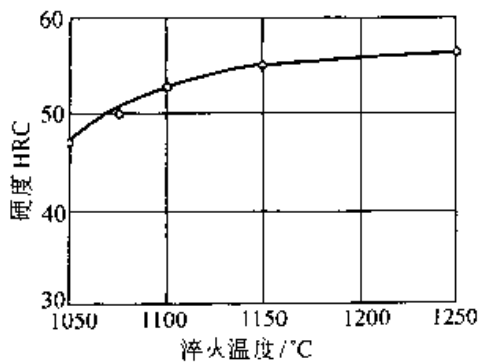


图 6.3-11 3Cr2W8V 钢的淬火硬度
与淬火温度的关系

表 6.3-20 3Cr2W8V 钢推荐的淬火工艺

淬火温度 /℃	冷 却		硬度 HRC	
	介质	温度/℃		
1 100~ 1 150	油	20~60	冷至 150~180℃ 后空冷	52~54

注：① 大型模具采用加热温度的上限值，小型模具采用加热温度的下限值；
② 大型模具应先预热，在 600~650℃ 保温 1~2 h 后再进行加热；
③ 加热保温时间：火焰炉—根据模具厚度，每 25 mm 约保温 40~50 min；电炉—每 25 mm 约保温 45~60 min。

(3) 回火工艺

推荐的回火工艺及回火温度对 3Cr2W8V 钢回火硬度的影响如表 6.3-21、图 6.3-12 所示。

表 6.3-21 3Cr2W8V 钢推荐的回火工艺

回火温度 /℃	回火时间 和次数	加热 设备	冷却	回火硬度 HRC
600~660	2 h×2	熔融盐浴或空气炉	空气	40~48

5.2 5Cr4W5Mo2V 钢

钢具有较高含碳量及合金元素总质量分数为 12%，所以该钢的硬度、耐磨性、回火抗力及热稳定性均较高。

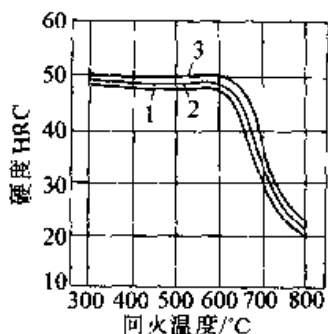


图 6.3-12 不同回火温度对 3Cr2W8V 钢的回火硬度的影响

1—1 000℃空淬 2—1 050℃空淬 3—1 100℃空淬

(1) 临界点

5Cr4W5Mo2V 钢临界点为: $A_{c1}836^{\circ}\text{C}$; $A_{c3}893^{\circ}\text{C}$; $A_{r1}744^{\circ}\text{C}$; $A_{r3}816^{\circ}\text{C}$; $M_s250^{\circ}\text{C}$ 。

(2) 力学性能

1) 室温力学性能 钢的抗弯强度、抗压强度、冲击韧度分别见表 6.3-22~表 6.3-24。

2) 高温力学性能 高温强度、高温冲击韧度及高温硬度见表 6.3-25~表 6.3-27。

表 6.3-22 5Cr4W5Mo2V 钢的抗弯强度

回火温度/°C	抗弯强度 / MPa				
	淬火态	450	500	550	600
1 100	2 300	—	—	—	—
1 125	3 200	3 350	3 550	3 600	3 400
1 150	3 450	—	—	—	—
1 175	3 300	—	—	—	—

表 6.3-23 5Cr4W5Mo2V 钢的抗压强度 (1 130℃淬火)

回火温度/°C	淬火态	200	300	400	500	550	700
抗压强度/MPa	2 400	2 250	2 200	2 050	2 050	2 200	750

表 6.3-24 5Cr4W5Mo2V 钢的冲击韧度 (夏比 U 形试样)

热处理规程	$a_K/(J/cm^2)$
1 050℃加热, 450℃、30 min 等温, 600℃回火	22
1 130℃淬火, 160℃回火	17

续表 6.3-24

热处理规程	$a_K/(J/cm^2)$
1 130℃淬火, 600℃回火	22
1 200℃淬火, 600℃回火	6
1 130℃加热, 200℃、60 min 等温, 600℃回火	22.5

表 6.3-25 5Cr4W5Mo2V 钢的高温强度

试验温度/°C	300	350	400	450	500	550	600	650
σ_b/MPa	1 700	1 650	1 620	1 600	1 500	1 350	1 150	900

表 6.3-26 5Cr4W5Mo2V 钢的高温冲击韧度

试验温度/°C	20	300	400	500	550	600	650	700
$a_K/(J/cm^2)$	15	22.6	20.5	21.9	22.5	25.9	23.6	43.3

注: 试样经 1 130℃淬火, 630℃回火。

表 6.3-27 5Cr4W5Mo2V 钢的高温硬度

试验温度/°C	20	300	400	500	600	650
硬度 HV	540	520	480	450	340	250

(3) 工艺性能

1) 锻造 加热温度 1 170~1 190℃, 始锻温度 1 120~1 150℃, 终锻温度 $\geq 850^{\circ}\text{C}$, 锻后在 850~600℃ 区间应快冷以避免网状碳化物形成, 在 600℃ 以下缓冷。

2) 退火 加热温度 870℃, 等温温度 730℃, 炉冷到 500℃ 以下出炉空冷。

3) 淬火及回火 不同温度淬火后的硬度及晶粒度见表 6.3-28, 1 130℃ 淬火并于不同温度回火后的硬度见表 6.3-29。可以看出, 当淬火加热温度超过 1 150℃ 时, 晶粒较明显长大, 而超过 1 200℃ 时会显著长大。从表 6.3-29 可见, 当 550℃ 回火时出现二次硬化峰, 而 700℃ 回火时仍保持 40HRC 的硬度。

表 6.3-28 5Cr4W5Mo2V 钢的淬火硬度及晶粒度

淬火温度/°C	1 000	1 050	1 100	1 120	1 140	1 160	1 180
硬度 HRC	58	58.5	60	60.5	59.5	58	55.5
晶粒度/级	10	7	6	5~6	5	4~5	4

表 6.3-29 5Cr4W5Mo2V 钢的
回火硬度 (1 130℃ 淬火)

回火温度 /℃	淬火态	450	500	550	600	625	650	700
硬度 HRC		59	57.5	57.5	58.5	55	52.5	47
								40.5

5Cr4W5Mo2V 钢适于制作小型精锻模、平锻模、压印模凸模、热挤压凸模及热切底模、热切边模、辊锻模等模具。

该钢比 3Cr2W8V 钢具有较高的热强性、耐

磨性及热稳定性, 用该钢制作的模具, 使用寿命比 3Cr2W8V 钢普遍提高 2~3 倍, 个别模具可提高 10~20 倍。

5.3 5Cr4Mo3SiMnVAI (012Al) 钢

该钢是一种冷、热作兼用的模具钢, 本节主要介绍该钢的高温性能及其在热作模具方面的应用。

(1) 高温力学性能

5Cr4Mo3SiMnVAI 钢的热稳定性及高温拉伸性能见表 6.3-30 及表 6.3-31。

表 6.3-30 5Cr4Mo3SiMnVAI 钢的热稳定性

热处理工艺		硬度 HRC	在下列温度保温, 降到 40HRC 所需时间/h		
淬火温度 /℃	回火工艺		640℃	660℃	680℃
1 090	580℃ 加热, 保温 2 h, 回火 2 次	53	9	9	3
	620℃ 加热, 保温 2 h, 回火 2 次	48	7	6	3
1 120	560℃ 加热, 保温 2 h, 回火 2 次	57	>11	10	3.5
	620℃ 加热, 保温 2 h, 回火 2 次	50	10	9	4.5
1 130 ^①	640℃ 加热, 保温 2 h, 回火 2 次	45~46	6	3.5	2.5

① 3Cr2W8V 钢数据。

表 6.3-31 5Cr4Mo3SiMnVAI 钢的高温拉伸性能

热处理工艺	试验温度 /℃	σ_b /MPa	σ_s /MPa	σ_5 /%	ϕ /%
1 090℃ 油淬, 580℃ 加热, 保温 2 h, 回火 2 次	450	1 450	1 265	8.8	43.0
	550	1 200	1 120	12.4	59.6
	650	640~840	520~730	20.5~29.5	64.5
1 090℃ 油淬, 620℃ 加热, 保温 2 h, 回火 2 次	450	1 130	985	7.6	37.0
	550	880	805	12.8~21.2	62.0
	650	540	455	31.2	80.9
1 120℃ 油淬, 580℃ 加热, 保温 2 h, 回火 2 次	450	1 550	1 415	8.0	36.8
	550	1 300	1 200	8.8~18.6	43.0
	650	895	828	14.8	59.5
1 120℃ 油淬, 620℃ 加热, 保温 2 h, 回火 2 次	450	1 110	900	8.4	34.0
	550	960	890	13.0	43.0
	650	800	580	22.0	69.0

为了对比, 表 6.3-30 中列入了 3Cr2W8V 钢热稳定性数据。

由表 6.3-30 可见, 012Al 钢的热稳定性大于 3Cr2W8V 钢, 说明该钢具有较高红硬性。

热疲劳测试结果表明, 012Al 钢的热疲劳性能比 3Cr2W8V 优越得多。

012Al 钢在轴承套圈热挤压凸模及凹模上应用均获得满意效果, 与 3Cr2W8V 钢比较寿命提高 5~7 倍, 在军品壳体热挤压凸模上应用, 模具寿命比 3Cr2W8V 钢提高 2 倍以上, 在轴承穿孔凸模及辗压辊上应用, 寿命提高 2~3 倍。

5.4 4Cr5MoSiV (H11) 钢

在铝合金压铸工艺中, 需要模具有较好的耐热性、抗热疲劳性能, 并能够耐液态铝合金冲蚀。目前应用较广泛的有 H11 (4Cr5MoSiV)、H12 (4Cr5MoWSiV)、H13 (4Cr5MoSiV1) 等 3 种。

这类钢含有约 5% Cr, 并加入了 Mo、W、

V、Si 等元素。由于铬含量较高, 因而有较好的淬透性。当加入 1% Mo 时, 可使淬透性进一步提高, 以致尺寸很大的模具淬火时也可以空冷。例如, $\phi 150$ mm 的钢材可以空冷淬硬。

4Cr5MoSiV 钢在中温下具有较好的热强度、高的韧性和耐磨性, 在工作温度下抗冷热疲劳性较好, 并且具有较好的抗氧化性能。由于空冷淬火, 热处理变形很小。该钢多用于热挤压和穿孔用的模具与芯棒、压力机锻模、塑料模、铝合金压铸模等。

(1) 物理常数

4Cr5MoSiV 钢的物理常数见表 6.3-32。

(2) 机械性能

4Cr5MoSiV 钢的室温机械性能、高温机械性能、疲劳强度如图 6.3-13~6.3-16 所示。

表 6.3-32 4Cr5MoSiV 钢的物理常数

临界点 (近似值) / $^{\circ}\text{C}$						密度 ρ / (t/m^3)	(在 20 $^{\circ}\text{C}$ 时) 比热容 c_p / [$\text{J}/(\text{g}\cdot^{\circ}\text{C})$]
A_{c1}	A_{c3}	A_{r1}	A_{r3}	M_s	M_f		
853	912	720	773	310	130	7.69	0.462
导热系数							
温度/ $^{\circ}\text{C}$	100	200	300	400	500	600	700
λ / [$\text{W}/(\text{m}\cdot^{\circ}\text{C})$]	26.04	27.72	28.56	28.14	27.72	26.88	26.04
线胀系数							
温度/ $^{\circ}\text{C}$	20~100	20~200	20~300	20~400	20~500	20~600	20~700
α / 10^{-6}K^{-1}	10.0	10.9	11.4	12.2	12.8	13.3	13.6
弹性模量							
温度/ $^{\circ}\text{C}$	20	100	200	300	400	500	
E / GPa	227	221	216	208	200	192	

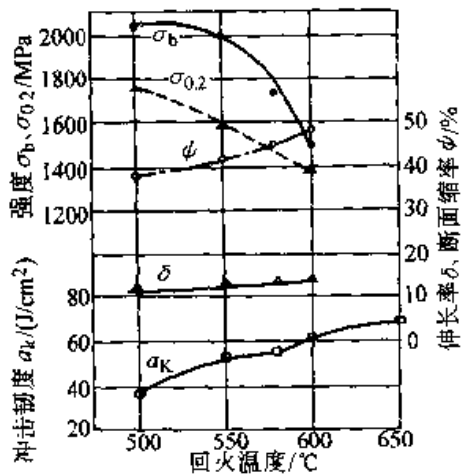


图 6.3-13 4Cr5MoSiV 钢在不同温度回火后的室温力学性能

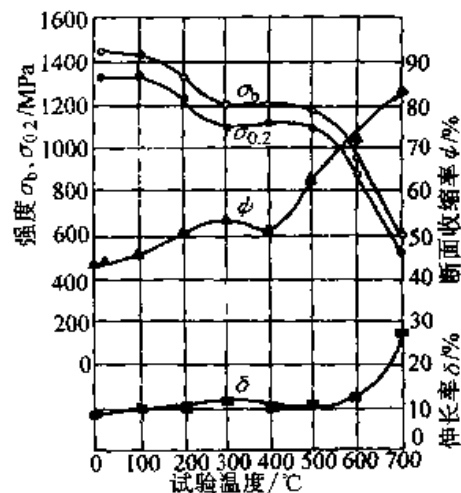


图 6.3-14 4Cr5MoSiV 钢的高温拉伸性能 (1030 $^{\circ}\text{C}$ 空淬, 625 $^{\circ}\text{C}$ 回火)

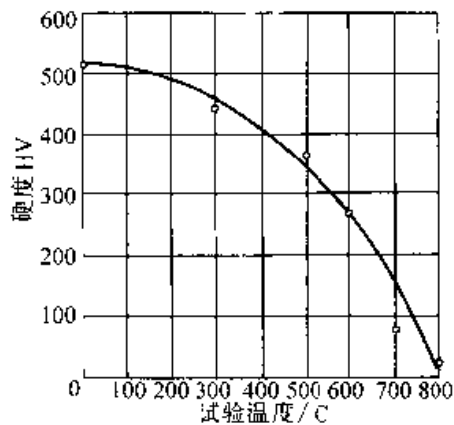


图 6.3-15 4Cr5MoSiV 钢的高温硬度曲线 (1 050℃油淬, 590℃回火空冷)

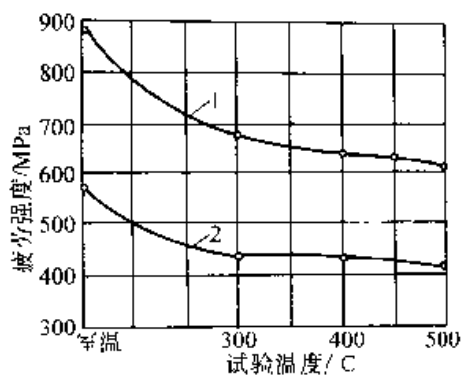


图 6.3-16 4Cr5MoSiV 钢的疲劳强度 (1 020℃淬火, 600℃回火)
1—光滑疲劳强度 2—缺口疲劳强度

(3) 生产工艺

1) 热加工工艺 (表 6.3-33)

表 6.3-33 4Cr5MoSiV 钢的热加工工艺

项目	加热温度 ℃	开锻温度 ℃	停锻温度 ℃	冷却方式
钢锭	1 140~1 180	1 100~1 150	≥850	砂冷或坑冷
钢坯	1 120~1 150	1 080~1 120	≥850	砂冷或坑冷

2) 热处理工艺

① 退火工艺 (见图 6.3-17 和图 6.3-18)

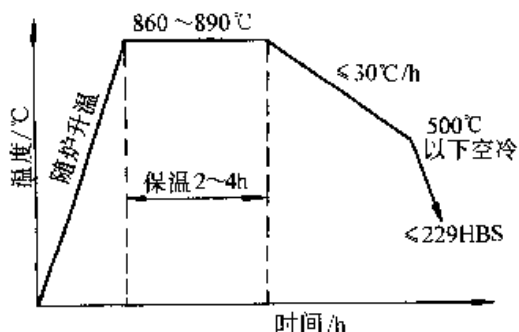


图 6.3-17 4Cr5MoSiV 钢锻轧后退火工艺

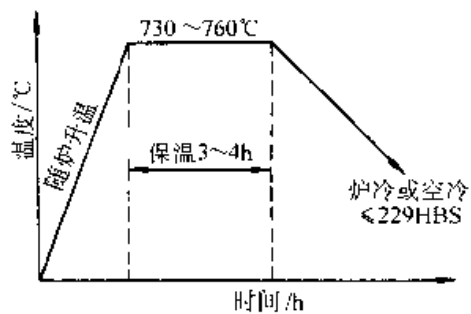


图 6.3-18 4Cr5MoSiV 钢消除应力退火工艺

② 淬火工艺 4Cr5MoSiV 钢的奥氏体等温转变曲线、淬透性曲线、淬火硬度曲线和推荐的淬火工艺如图 6.3-19~ 6.3-21 和表 6.3-34 所示。

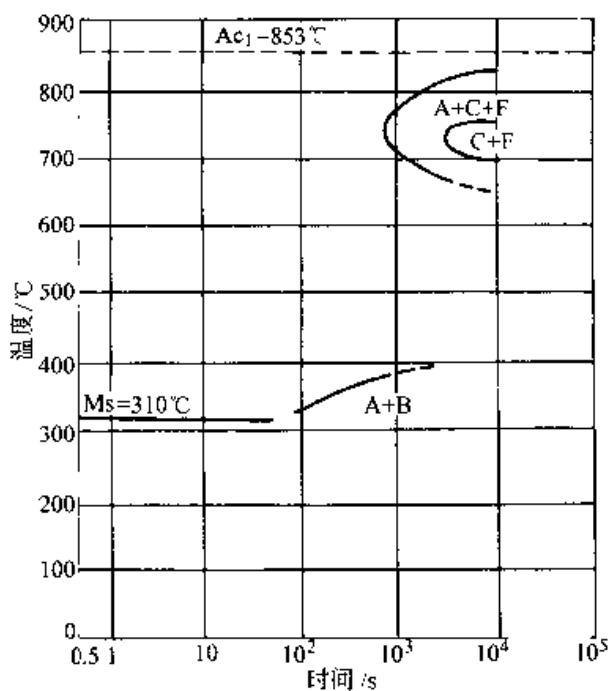


图 6.3-19 4Cr5MoSiV 钢的奥氏体等温转变曲线
试验钢成分 (质量分数) %: C 0.37, Si 1.05, Mn 0.50, Cr 5.10, Mo 1.40, V 0.53;
奥氏体化: 1 000℃ × 20 min。
晶粒度: 7~8 级

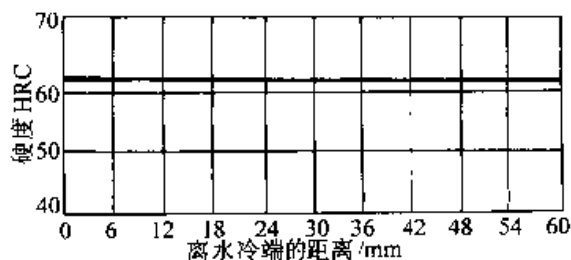


图 6.3-20 4Cr5MoSiV 钢的淬透性曲线

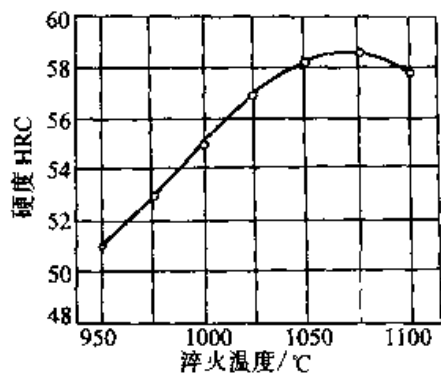


图 6.3-21 4Cr5MoSiV 钢的淬火硬度曲线

表 6.3-34 4Cr5MoSiV 钢推荐的淬火工艺

淬火温度/℃	冷却介质	介质温度/℃	延续	硬度HRC
980~1030	油或空气	20~60	冷至室温	47~49

③ 回火工艺 4Cr5MoSiV 钢的回火硬度、回火后变形率、推荐的回火工艺如图 6.3-22、6.3-23 和表 6.3-35 所示。

4) 表面处理 4Cr5MoSiV 钢的表面处理工艺见表 6.3-36。

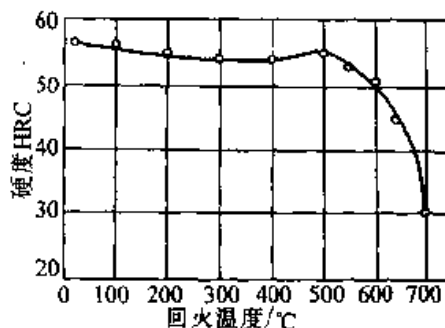


图 6.3-22 4Cr5MoSiV 钢的回火硬度曲线
1030℃空冷淬火

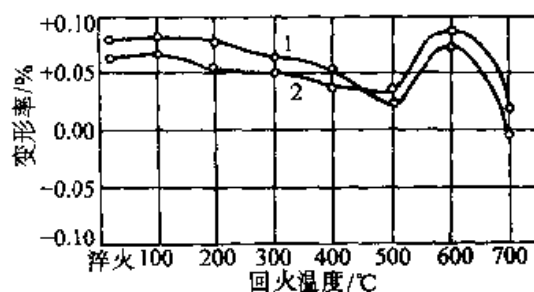


图 6.3-23 4Cr5MoSiV 钢在淬火、回火后的变形率
试样尺寸： $\phi 25 \text{ mm} \times 50 \text{ mm}$ ；
1030℃空冷淬火；
1—长度方向 2—直径方向

表 6.3-35 4Cr5MoSiV 钢的回火工艺

用途	回火温度/℃	回火设备	冷却介质	回火次数	硬度HRC
消除应力和降低硬度	530~560	熔融盐浴或空气炉	空气	2	47~48

注：第二次回火的温度通常比第一次低 20~30℃。

表 6.3-36 推荐的表面处理工艺

工艺	温度/℃	时间/h	介质	扩散层	
				渗层厚度/mm	显微硬度HV
氰化	560	2	50% KCN + 50% NaCN	0.04	690~640
氰化	580	8	天然气+氨	0.25~0.30	860~830
氮化	540	12~20	氨, α 30~60%	0.15~0.20	760~550

5.5 4Cr5MoSiV1 (H13) 钢

4Cr5MoSiV1 钢是一种空冷硬化的热作模具钢。与 4Cr5MoSiV 钢相比，该钢在工作温度(600℃)具有较高的热强度和硬度、高的耐磨性和韧性，还有较好的耐冷热疲劳性能。由于该钢有较好的综合性能，被广泛用于制造模锻锤的锻

模、热挤压模具与芯棒、锻造压力机模具、精锻机用模具镶块以及铝、铜及其合金的压铸模。

(1) 物理常数

见表 6.3-37。

(2) 力学性能

4Cr5MoSiV1 钢的室温力学性能、高温力学性能如图 6.3-24~6.3-28 所示。

表 6.3-37 4Cr5MoSiV1 钢的物理常数

临界点 (近似值) /℃						密度 ρ' ($1/m^3$)	
A_{c1}	A_{c3}	A_{r1}	A_{r3}	M_s	M_f		
860	915	775	815	340	215	7.76	
弹性模量							
温度/℃	20	300	500	700			
E/GPa	210	195	170	160			
线膨胀系数							
温度/℃	20~100	20~200	20~300	20~400	20~500	20~600	20~700
$\alpha/10^{-6}K^{-1}$	9.1	10.3	11.5	12.2	12.8	13.2	13.5
导热系数							
温度/℃	20	200	500	700			
$\lambda/[W/(m\cdot℃)]$	30.66	30.24	28.98	28.14			

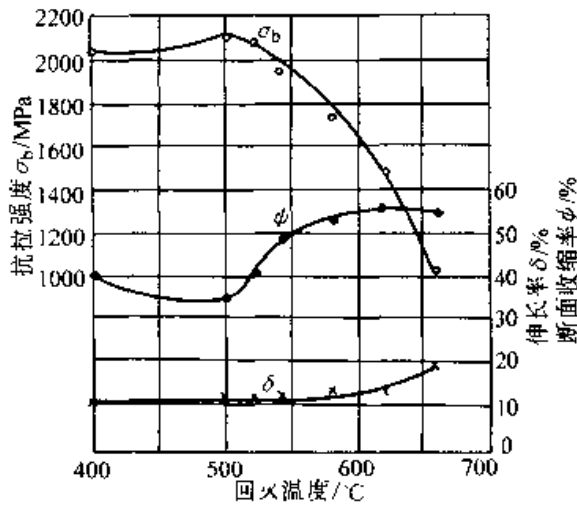


图 6.3-24 4Cr5MoSiV1 钢的室温拉伸性能 (1 040℃ 淬火)

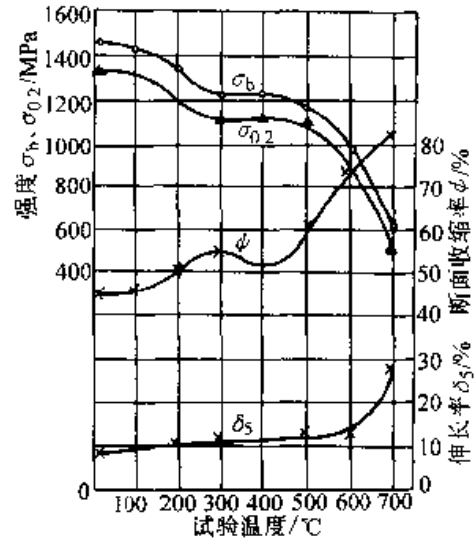


图 6.3-26 4Cr5MoSiV1 钢的高温抗拉性能 (1 030℃ 油淬, 620℃ 回火)

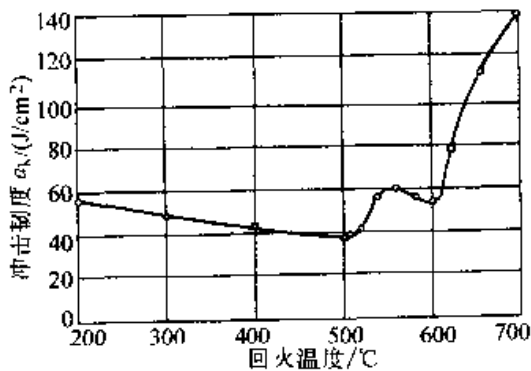


图 6.3-25 4Cr5MoSiV1 钢的室温冲击韧度 (1 040℃ 淬火)

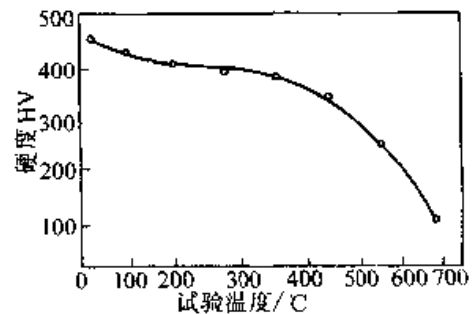


图 6.3-27 4Cr5MoSiV1 钢的高温硬度 (1 030℃ 油淬, 620℃ 回火)

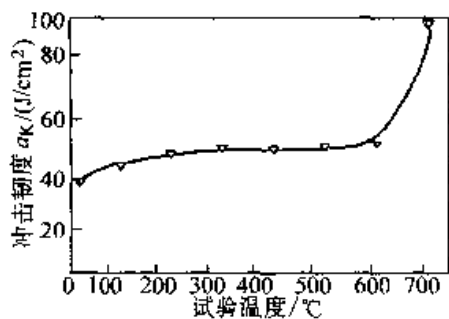


图 6.3-28 4Cr5MoSiV 钢的高温冲击初度 (1 030℃ 油淬, 620℃ 回火)

表 6.3-38 4Cr5MoSiV1 钢的热加工工艺

项目	加热温度/℃	开锻温度/℃	终锻温度/℃	冷却方式
钢锭	1 140~1 180	1 100~1 150	900~850	砂冷或坑冷
钢坯	1 120~1 150	1 050~1 100	900~850	砂冷或坑冷

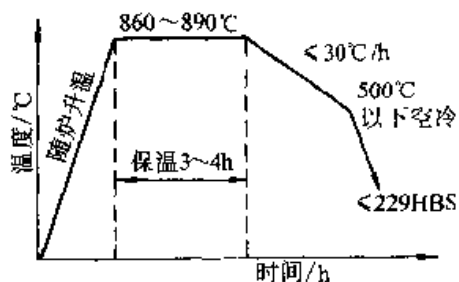


图 6.3-29 4Cr5MoSiV1 钢锻轧后退火工艺

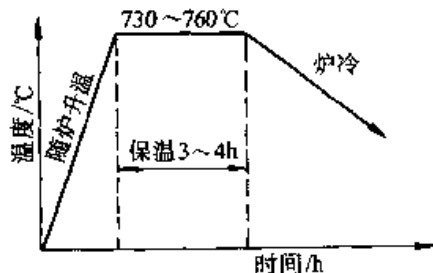


图 6.3-30 4Cr5MoSiV1 钢去应力退火工艺

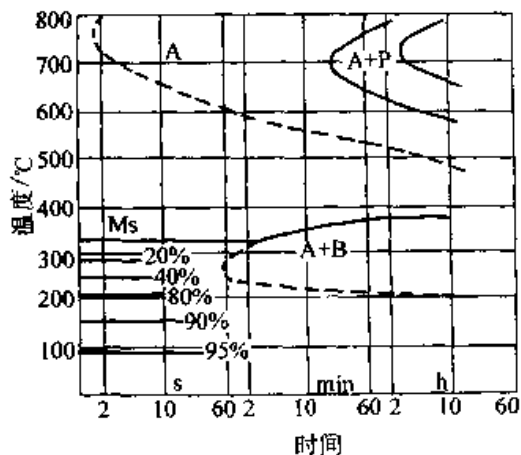


图 6.3-31 4Cr5MoSiV1 钢的奥氏体等温转变曲线
试验钢的成分 (质量分数) %: C 0.40, Si 1.05, Cr 5.00, Mo 1.35, V 1.10
奥氏体化温度: 1 010℃

(3) 生产工艺

1) 热加工工艺 (见表 6.3-38)

2) 热处理工艺

① 退火工艺 见图 6.3-29~30。

② 淬火工艺 4Cr5MoSiV1 钢的奥氏体等温转变曲线、晶粒度、硬度与淬火温度的关系、推荐的淬火工艺如图 6.3-31、图 6.3-32 和表 6.3-39 所示。

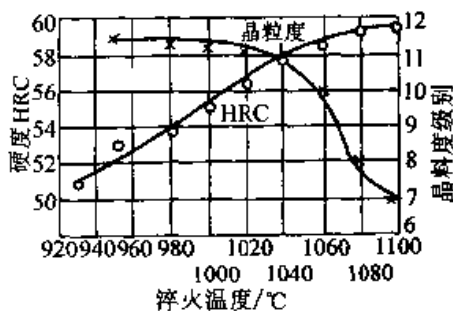


图 6.3-32 4Cr5MoSiV1 钢的硬度、晶粒度与淬火温度的关系

表 6.3-39 4Cr5MoSiV1 钢的淬火工艺

淬火温度/℃	冷却			硬度 HRC
	介质	介质温度,℃	冷却到	
1 020~1 050	油或空气	20~60	室温	56~58

③ 回火工艺 4Cr5MoSiV1 钢的回火硬度、淬火与回火后的变形率、推荐的回火工艺如图 6.3-33、图 6.3-34 和表 6.3-40 所示。

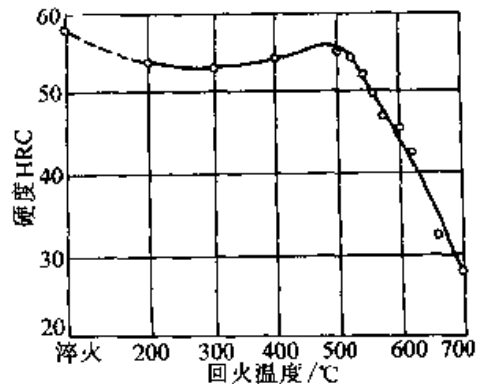


图 6.3-33 4Cr5MoSiV1 钢的回火硬度曲线
1 020℃ 油淬、回火 2 次, 每次 2 h

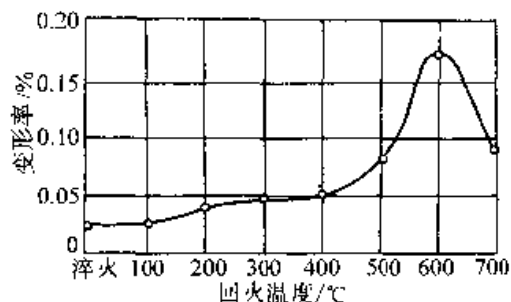


图 6.3-34 4Cr5MoSiV1 钢在淬火、回火后的变形率

表 6.3-40 4Cr5MoSiV1 钢推荐的回火工艺

回火目的	回火温度/°C	加热设备	冷却	回火硬度 HRC
消除应力, 降低硬度	560~580 ^①	熔融盐浴或空气炉	空气	47~49

① 通常采用两次回火, 第二次回火温度应比第一次低 20°C。

④ 表面处理 4Cr5MoSiV1 钢推荐的表面处理工艺见表 6.3-41。

表 6.3-41 4Cr5MoSiV1 钢推荐的表面处理工艺

工艺	温度/°C	时间/h	介质	扩散层	
				深度/mm	显微硬度 HV
氰化	560	2	50% KCN + 50% NaCN	0.04	690~640
氰化	580	8	天然气 + 氨	0.25~0.30	860~635
氮化	530~550	12	氨, α - 30%~60%	0.15~0.20	760~550

5.6 3Cr3Mo3W2V (HM-1) 钢

3Cr3Mo3W2V 钢属铬钼系热作模具钢。

该钢中含碳量较低, Cr、Mo 含量均为 3% 左右, 故也称 3Cr-3Mo 系热模钢。也有加入钨或钨来提高该类钢的热强性及回火抗力的, 如国外钢号 3Cr3Mo3Co3V。该类钢的回火抗力及热稳定性高于铬系钢, 韧性高于 3Cr2W8V 钢。

3Cr3Mo3W2V 钢是在对比 3Cr3Mo3V 钢及 3Cr3Mo3Co3V 钢的性能和使用寿命, 并结合我

国资源条件而研制的新型热作模具钢。该钢具有优良的强韧性, 即在具有高强度、高热稳定性及高冷热疲劳抗力的同时, 还具有较高韧性。

(1) 临界点

$A_{c1}842^{\circ}\text{C}$ 、 $A_{r1}786^{\circ}\text{C}$ 、 $A_{c3}922^{\circ}\text{C}$ 、 $A_{r3}839^{\circ}\text{C}$ 、 $M_s373^{\circ}\text{C}$ 。

(2) 力学性能

3Cr3Mo3W2V 钢的室温、高温力学性能及与 3Cr2W8V 钢的冷热疲劳性能见表 6.3-42、6.3-43。

表 6.3-42 3Cr3Mo3W2V 钢的室温和高温力学性能

热处理工艺	试验温度/°C	σ_b /MPa	σ_s /MPa	δ /%	ϕ /%	a_{K1} /(J/cm ²)
1 050°C 油淬, 600°C 加热, 保温 1.5 h, 回火 2 次	20	1 610	—	7.3	43.5	40
1 050°C 油淬, 600°C 加热, 保温 1.5 h, 回火 2 次	20	2 040	—	5.6	32.0	—
1 050°C 油淬, 600°C 加热, 保温, 1.5 h, 回火 2 次	300	1 395	1 200	8.0	46.5	—
	500	1 180	975	10.0	51.5	54
	550	1 050	—	12.0	52.0	55
	600	935	725	12.5	59.5	58
	650	745	580	18.0	78.3	54
	700	478	400	16.5	90.0	—

表 6.3-43 HM-1 与 3Cr2W8V 的
冷疲劳性能^①

钢号	HRC	裂纹条数	裂纹深总和 /mm	最大裂纹深度 /mm
HM-1	45	21	0.89	0.135
3Cr2W8V	47.3	8	4.56	1.34

① 试验方法：高频感应加热、加热温度 730~740℃，水冷，升温 12 s，冷却 5 s，循环 630 次。

从表 6.3-43 中数据看出，3Cr3Mo3W2V 钢冷疲劳抗力比 3Cr2W8V 钢高。

表 6.3-44 3Cr3Mo3W2V 钢的淬火硬度及晶粒度

淬火温度/℃	950	1 000	1 030	1 050	1 100	1 120	1 150
硬度 HRC	50~51	52~53	54~55	55	57	8	58~59
晶粒度/级	11.5	11.5	11	11	11	10	9.5~10

表 6.3-45 3Cr3Mo3W2V 钢回火硬度及冲击韧度

性能		回火温度/℃						
		300	500	550	580	600	620	640
硬度 HRC		55~56	56~57	56~57	56	53	52	50~51
冲击韧度 a_K / (J/cm ²)	空冷	43	33	32	34	40	37	33
	油冷	—	—	—	40	38	40	—

3Cr3Mo3W2V 钢是综合性能优良的高强韧热作模具钢，用于轴承套圈毛坯热挤压凸模、凹模，辗压辊及辗锻模均取得显著效果，模具平均寿命达 1~2 万件，最高 3 万件以上，比原用 3Cr2W8V 钢及 5CrMnMo 等钢种制造的模具寿命普遍提高 2~5 倍，高的达 10 多倍。该钢在用于制造铝压铸模、热挤压模、小型机锻模、孟形军品件挤压模等方面均取得明显的效果，是目前国内研制的新钢种中工艺性能好、使用面广、模具寿命高、具有广阔应用前景的高强韧热作模具钢。

5.7 4Cr3Mo3SiV (H10) 钢

4Cr3Mo3SiV 钢的化学成分和 ASTM A681 标准中的 H10 钢相同，是从国外引进的钢种。

(3) 热加工工艺

1) 锻造 加热温度 1 150~1 180℃，始锻温度 1 120~1 150℃，终锻温度 ≥ 850 ℃，锻后必须缓冷并及时退火。

2) 退火 等温球化退火，加热温度 870℃，等温温度 730℃，炉冷到 550℃ 以下出炉空冷，退火后硬度 207~225HBS。

3) 淬火及回火 淬火温度：1 030~1 120℃；回火温度：580~620℃（回火 2 次，每次 2 h）。

不同温度淬火时硬度及晶粒度的变化和不同温度回火时的硬度及冲击韧性值见表 6.3-44、6.3-45。

4Cr3Mo3SiV 钢的含铬量低于 4Cr5MoSiV1 钢（为 4Cr5MoSiV1 钢含铬量的 65%），但含钼量比 4Cr5MoSiV1 钢高 1 倍，含钒量和 4Cr5MoSiV 钢相当、略低于 4Cr5MoSiV1 钢。该钢可用于制造热挤压模、热冲模、热锻模及塑压模等。

(1) 力学性能

H10、H13 钢淬火、回火后的硬度如表 6.3-46 所示。

H10、H11、H13 钢的冲击韧度如表 6.3-47 所示。

由于 H10 钢中的含铬量较少而含钼量较多，因而 H10 钢的冲击韧性明显低于 H11、H13 钢。

(2) 热处理

4Cr3Mo3SiV 钢的过冷奥氏体等温转变曲线如图 6.3-35 所示。

表 6.3-46 H10 和 H13 钢淬火、回火后的硬度 (均经 1 010℃ 淬火)

钢号	回火温度/℃	硬度 HRC	淬火温度/℃							
			93 (200°F)	204 (400°F)	316 (600°F)	427 (800°F)	482 (900°F)	538 (1 000°F)	593 (1 100°F)	649 (1 200°F)
H10	53	53.5	54	54.5	55	55	55	53	40	
H13	55	55	54	53	53	54.5	52	48	37	

表 6.3-47 H10、H11、H13 钢的冲击韧性 (夏氏 V 型缺口试样)

钢号	试验温度/℃	冲击韧性/ (J/cm ²)	回火温度/℃				
			93 (200°F)	204 (400°F)	316 (600°F)	427 (800°F)	538 (1 000°F)
H10	室温	9.49	13.56	16.27	18.98	20.34	—
H11	室温	27.12	33.90	43.39	43.39	42.03	40.67
H13	室温	20.34	28.47	32.54	29.83	36.61	33.90

① 试样淬火、回火后的硬度分别为: 56.5HRC (H10), 51HRC (H11), 52.5HRC (H13)。

表 6.3-48 4Cr5W2SiV 钢的相变点 (℃)

Ac ₁	Ac ₃	Ar ₁	Ar ₃	M _s	M _f
840	940	740	840	275	30

表 6.3-49 4Cr5W2VSi 钢的热膨胀系数

温度/℃	22~100	22~200	22~500	22~600	22~700	22~800
$\alpha/(10^{-6}K^{-1})$	7.6	8.7	11.6	12.0	12.1	12.3

(2) 力学性能

4Cr5W2VSi 钢热处理后的力学性能如表 6.3-50~6.3-59 所示。

表 6.3-50 4Cr5W2VSi 钢的淬火硬度

淬火温度/℃	960	1 000	1 080	1 150
硬度 HRC	52	53.5	60	62.5

表 6.3-51 4Cr5W2SiV 钢的回火硬度

回火温度/℃	560	590	620
淬火温度/℃	1 080	1 150	1 150
硬度 HRC	50~51HRC	46.5HRC	43HRC
硬度 HRC	52~53HRC	49.5HRC	43HRC

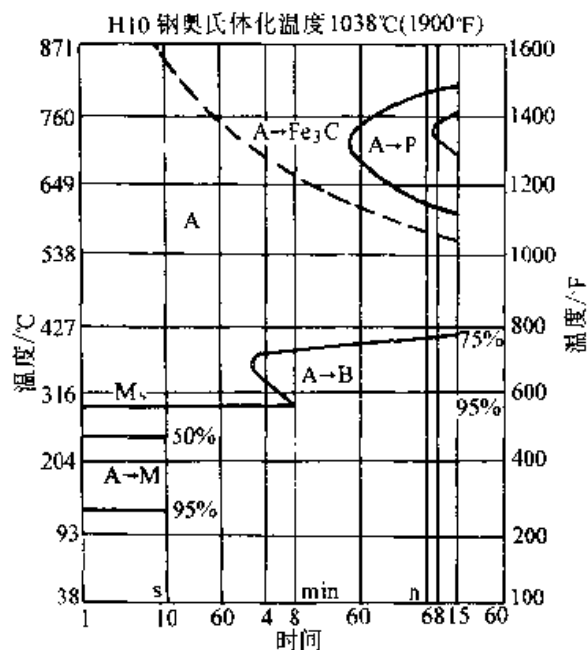


图 6.3-35 4Cr3Mo3SiV 钢过冷奥氏体等温转变曲线

该钢具有非常好的淬透性, 其韧性和高温硬度均较高, 当回火温度超过 260℃ 时, 该钢硬度高于 H13 钢。

5.8 4Cr5W2VSi 钢

(1) 物理常数

4Cr5W2SiV 钢的相变点及热膨胀系数如表 6.3-48、6.3-49 所示。

表 6.3-52 4Cr5W2VSi 钢淬火回火后的力学性能

热处理规程	1 080℃ 油淬			1 150℃ 油淬		
	560℃ 回火 2 次	590℃ 回火 2 次	620℃ 回火 2 次	560℃ 回火 2 次	590℃ 回火 2 次	620℃ 回火 2 次
力学性能						
硬度 HRC	50~51	46.5	40~42	54~55	50~49	44~42
σ_b /MPa	1 840	1 610	1 380	—	1 650	1 460
δ /%	2	4	7	—	—	3.5

表 6.3-53 4Cr5W2VSi 钢等温淬火后的力学性能

热处理规程	1 080℃ 加热 520℃ 等温 2 h 590℃ 回火	1 080℃ 加热 350℃ 等温 4 h 590℃ 回火	1 080℃ 加热 300℃ 等温 4 h 590℃ 回火
力学性能			
硬度 HRC	47	48	50
σ_b /MPa	1 450	1 700	1 800
δ /%	4	5	6

表 6.3-54 4Cr5W2VSi 钢淬火回火后的冲击韧度

热处理规程	1 080℃ 油淬			1 150℃ 油淬		
	560℃ 回火 2 次	590℃ 回火 2 次	620℃ 回火 2 次	560℃ 回火 2 次	590℃ 回火 2 次	620℃ 回火 2 次
力学性能						
硬度 HRC	51	47	42	55	48	43
a_K /(J/cm ²)	20	17	48	18	20	20

表 6.3-55 4Cr5W2VSi 钢等温淬火后的冲击韧度

热处理规程	1 080℃ 加热 520℃ 等温 2 h 590℃ 回火 2 次	1 080℃ 加热 350℃ 等温 4 h 未回火	1 080℃ 加热 300℃ 等温 4 h 未回火
力学性能			
硬度 HRC	47	57	50
a_K /(J/cm ²)	10	12	23

表 6.3-56 4Cr5W2VSi 钢淬火回火后的断裂韧度

热处理规程	1 080℃ 油淬			1 150℃ 油淬		
	560℃ 回火 2 次	590℃ 回火 2 次	620℃ 回火 2 次	560℃ 回火 2 次	590℃ 回火 2 次	620℃ 回火 2 次
力学性能						
硬度 HRC	51	47	42	55	48	43
K_{Ic} /MPa·m ^{1/2}	29.5	43.4	77.5	34.7	42.2	94

表 6.3-57 4Cr5W2VSi 钢等温淬火后的断裂韧性

热处理规程	1 080℃ 加热 300℃ 等温 4 h	1 080℃ 加热 300℃ 等温 4 h 560℃ 回火 2 次	1 080℃ 加热 300℃ 等温 4 h 620℃ 回火 2 次	1 080℃ 加热 350℃ 等温 4 h	1 080℃ 加热 520℃ 等温 2 h 590℃ 回火 2 次
力学性能					
硬度 HRC	52	57	48	57	45
$K_{Ic}/MPa \cdot m^{1/2}$	34.7	27.3	28.8	27.6	45.3

表 6.3-58 4Cr5W2SiV 钢的硬度对断裂韧性的影响

淬火温度/℃	硬度 $K_{Ic}/MPa \cdot m^{1/2}$	回火后的硬度 HRC						
		55	51	49	46	44	42	40
1 080	—	—	33.6	—	47.3	47	77.5	93.3
1 150	35.4	—	—	47.2	—	51.1	94	—

表 6.3-59 4Cr5W2SiV 钢的高温力学性能

力学性能	σ_b/MPa	σ_s/MPa	$\delta_{111}/%$	$\psi/%$	$\alpha_K/(J/cm^2)$
试验温度/℃					
550	1 030	890	8.5	60	—
600	1 000	900	9.5	59	51
650	985	875	9.2	59	45
700	480	400	12.5	81	113
750	265	240	21.0	91	123

(3) 热处理

4Cr5W2VSi 钢的过冷奥氏体等温转变曲线

如图 6.3-36 所示。

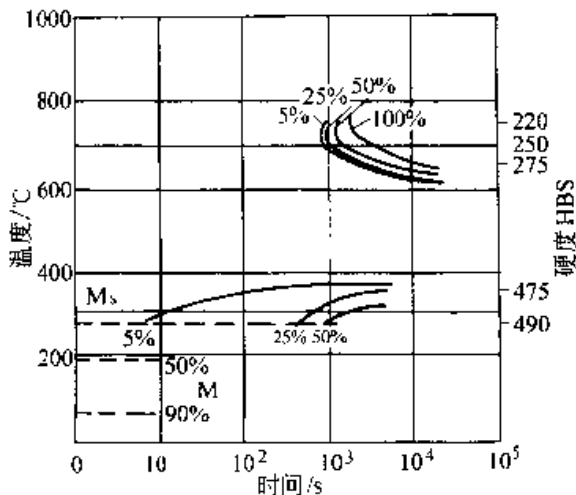


图 6.3-36 4Cr5W2VSi 钢的过冷奥氏体等温转变曲线

5.9 4Cr3Mo2NiVNb (HD) 钢

在热挤压黑色金属及铜等有色金属合金的热作模具，其工作温度可达 700℃ 左右，在这种条件下，国内广泛采用 3Cr2W8V 钢及铬系热模钢 H13 等，但由于其耐磨损及冷热疲劳抗力满足不了使用性能上的要求，由此研制出的新型热作模具钢——HD 钢可适合 700℃ 左右工作温度的要求。

(1) HD 钢化学成分 (表 6.3-60)

(2) 临界点

$A_{c1}770℃$ 、 $M_s320℃$

(3) 力学性能

1) 室温力学性能如表 6.3-61 所示。

2) 高温力学性能如表 6.3-62 所示。

高温力学性能试样是经 1 130℃ 淬火，650℃ 回火后在试验温度下测量。

(4) 热加工工艺

1) 锻造 加热温度 1 100~1 150℃，始锻温度 1 000~1 050℃，停锻温度 $\geq 850℃$ 。

2) 退火 加热温度 850℃，保温 4 h，炉冷到 550℃ 以下出炉空冷。

3) 淬火、回火 一般热处理工艺为：淬火加热温度 1 130℃，回火温度 650~700℃。

不同淬火温度与晶粒度及硬度的关系如表 6.3-63 所示。

表 6.3-60 HD 钢的化学成分 (质量分数) (%)

C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	V	Nb	P	S
0.35~0.45	≤0.35	≤0.40	2.50~3.00	1.80~2.20	0.80~1.20	1.00~1.40	0.10~0.25	≤0.03	≤0.03

表 6.3-61 HD 钢的室温力学性能

热处理工艺	$\sigma_{0.2}/\text{MPa}$		$\psi/\%$		$a_K/(J/cm^2)$	
	HD	3Cr2W8V	HD	3Cr2W8V	HD	3Cr2W8V
1 130℃ 淬火, 650℃ 回火	1 633	1 463	32.4	41.8	38.8	32.2
1 130℃ 淬火, 700℃ 回火	1 165	952	45.7	41.9	48.8	38.8

表 6.3-62 HD 钢的高温力学性能

试验温度 /℃	$\sigma_{0.2}/\text{MPa}$		$\psi/\%$		$\delta/\%$		$a_K/(J/cm^2)$	
	HD	3Cr2W8V	HD	3Cr2W8V	HD	3Cr2W8V	HD ^①	3Cr2W8V
650	536.9	414	66.1	49.1	16.3	14.0	56/44	
700	405.3	235	69.3	85.4	17.6	21.8	75/40	62/38

①分母是硬度值。

表 6.3-63 HD 钢淬火状态的晶粒度及硬度

淬火温度/℃	1 050	1 100	1 130	1 160	1 180	1 200
晶粒度/级	—	11	10	9~8	8~7	7~8
硬度 HRC	50.5	53.5	53.5	56.0	56.0	56.5

不同回火温度与硬度的关系如表 6.3-64 所示。

表 6.3-64 不同温度回火时的硬度值 (淬火加热温度 1 130℃)

回火温度/℃	300	400	500	530	560	590	620	650	700
HD 钢	52.5	52.0	52.5	53.5	54.0	53.8	51.2	47.0	41.0
3Cr2W8V	51.0	51.0	51.5	52.3	51.5	50.8	50.4	46.0	44.0

表 6.3-65 HD 钢的应用效果

试用单位	模具名称	产品材料	HD 钢模寿命/支	3Cr2W8V 钢模寿命/支
上海铜厂	铜管挤压底模	70-1 锡青铜	420	150 左右
上海铜厂	铜管挤压底模	10-1-1 铁白铜	59	25 左右
人民机械厂	热挤孟凸模	低碳钢	420	150 左右
沈阳有色金属加工厂	穿孔针	70-1 锡青铜	240	120
武汉汽门厂	挤压底模	4Cr9Si2	2 500	1 500 左右
上海浦江轴承厂	218 轴承凸模	GCr15	10 000	—
上海浦江轴承厂	218 轴承凹模	GCr15	11 000 还可用	—

HD 钢和 3Cr2W8V 钢经不同温度回火后, 对其硬度值进行比较, 从表 6.3-64 中数据表明, 回火温度越高, HD 钢与 3Cr2W8V 钢的硬度差值越大, 说明 HD 钢的热稳定性较好。

在相同硬度条件下, HD 钢比 3Cr2W8V 钢的断裂韧性高 50%, 并在 700℃ 高温的短时抗拉强度比 3Cr2W8V 钢高 70%, 其冷热疲劳抗力和热磨损性能高出 1 倍和 50%。

HD 钢应用在钢质药筒热挤压凸模、铜合金管材挤压底模和穿孔针、热挤压轴承环凸模与凹模、汽门挤压底模等模具上, 其使用寿命均比 3Cr2W8V 钢要高 (见表 6.3-65)。

6 高合金热作模具钢 (70Mn15)

7Mn15Cr2Al3V2WMo 钢 (简称 70Mn15) 钢属高锰奥氏体高热强热作模具钢, 是国家标准 GB/T 1299 中增加的一种新型无磁性模具钢。

该钢可通过高温回火时自奥氏体中析出 W、

Mo、V 碳化物, 产生沉淀强化效应, 增强钢的强度和耐磨性。

(1) 力学性能

70Mn15 钢的力学性能如表 6.3-66 所示。

70Mn15 钢与不同材料的性能及使用状况的比较见表 6.3-67。

表 6.3-66 70Mn15 钢的力学性能

热处理工艺	HRC	σ_b /MPa	σ_s /MPa	δ /%	ψ /%	a_K /(J/cm ²)	红硬性
1 180℃ 保温 15 min, 水冷, 650℃ 时效处理 15 h	47~48	1 470~1 500	1 110~1 370	10~12	29~31	39~40	—
1 180℃ 保温 15 min, 水冷, 700℃ 时效处理 10 h	46	1 420	1 370	15	24	40	750~800℃

表 6.3-67 70Mn15 钢与不同材料的性能及使用状况的比较

钢号	3Cr2W8V	W18Cr4V	YG8	70Mn15
HRC	40~50	61~63	89	40~50
红硬性	550~600℃	620~680℃	1 000℃	750~800℃
工作寿命 (千件)	3~5	15~20	3~5	30~50
使用特点	粘氧化皮, 耐热性和耐磨性差	微量粘氧化皮, 较耐磨, 使用寿命较长	不粘氧化皮, 耐磨耐热, 对冷热敏感, 易裂	不粘氧化皮, 耐热, 使用寿命长, 尺寸稳定, 在热态工作不变形
报废形式	粘模	多次打光后尺寸超差	冷热变化导致开裂	长期使用后龟裂

(2) 热加工工艺

1) 锻造 加热温度 1 140~1 160℃, 停锻温度 ≥ 900 ℃

由于 70Mn15 钢的导热性差和热膨胀系数较大, 所以加热时必须缓慢升温。70Mn15 钢的加热温度过高、过低或保温时间过短, 在锻造时易产生裂纹; 停锻温度太低也容易锻裂; 锻后可直接在空气中冷却, 且锻后应进行退火, 以改善切削性能。

2) 退火工艺 70Mn15 钢具有很高的加工硬化敏感性, 在固溶状态切削加工, 易磨损刀具, 并由于切屑连续不断, 因此只有经高温退火, 使大量碳化物析出, 尤其较多地沿晶界析出, 使钢的塑性下降, 其切屑长度缩短为 5~15 mm 时, 才能改善切削加工性能。实践表明: 70Mn15 钢经退火后, 切削加工性能与 3Cr2W8V 钢相当。

高温退火温度: 900 \pm 10℃, 保温 6~8 h, 炉冷到 600℃ 以下出炉空冷。

退火后的硬度: 30HRC 左右较合适。

3) 固溶处理工艺 固溶处理在盐浴炉中加热保温后水冷。

固溶温度: 1 180~1 200℃。

由于该钢的导热性差和膨胀系数大, 在高温盐浴炉中进行固溶处理前, 可进行 2 次预热。

第一次预热: 在 600℃ 电炉内进行;

第二次预热: 在 850℃ 中温盐浴炉内进行。

预热保温时间: 按 1 mm 厚度保温 1 min 计算。

如在箱式炉内进行第二次预热或固溶处理, 须采取防氧化与脱碳措施。

固溶处理保温时间: 1~2 h。

保温结束后, 在水中快速冷却, 防止在冷却过程中沿奥氏体晶界析出碳化物。

4) 时效处理工艺 时效处理加热温度:

700℃左右；保温时间：4 h。

7 奥氏体耐热钢

7.1 4Cr14Ni14Mo2W 钢

4Cr14Ni14Mo2W 钢属奥氏体耐热钢。该钢用于制造工作温度高达 800℃，并承受一定载荷的

热作模具。由于该钢耐蚀性和抗氧化性能好，可用作玻璃制品热压成形模、钛合金端变成形模等。

(1) 物理常数 (见表 6.3-68)

(2) 力学性能

4Cr14Ni14Mo2W 钢的室温力学性能、持久强度、高温力学性能、弯曲疲劳性能、抗氧化性能如表 6.3-69~6.3-73 所示。

表 6.3-68 4Cr14Ni14Mo2W 钢的物理常数

比热容 c_p / [J/(g·℃)]				密度 ρ / (t/m ³)	弹性模量 E /GPa										
20~300℃	20~400℃	20~500℃	20~600℃	8.0	20℃	300℃	400℃	500℃	600℃	700℃	800℃				
0.508 2	0.512 4	0.525	0.529 2			181	147	144	141	127	91	47.5			
线膨胀系数 $\alpha/10^{-6}K^{-1}$							导热系数 λ / [W/(m·℃)]								
20~100℃	20~200℃	20~300℃	20~400℃	20~500℃	20~600℃	20~700℃	100℃	200℃	300℃	400℃	500℃	600℃	700℃	800℃	900℃
16.6	17.2	17.2	17.9	18.0	18.6	18.9	15.96	17.64	19.32	20.58	22.26	23.94	25.62	27.72	30.24

表 6.3-69 4Cr14Ni14MoW 钢的室温力学性能

热处理制度	抗拉强度 σ_b /MPa	屈服强度 $\sigma_{0.2}$ /MPa	伸长率 δ_5 /%	断面收缩率 ψ /%	冲击韧度 a_K / (J/cm ²)	硬度 HBS
820~850℃ 空冷	≥720	≥320	≥20	≥35	≥50	
820℃ 退火	720	400	20	35	50	
1 170~1 200℃ 水冷	≥700	—	≥35	—	≥100	150~210
1 170℃ 45 分水冷， 760℃ 5 小时，空冷	910 840	450 430	32 22	43.0 27.5	86 85	255~266

表 6.3-70 4Cr14Ni14Mo2W 钢的持久强度

热处理制度	温度/℃	持久强度 / MPa		
		600	700	800
820℃ 退火 2 小时	$\sigma_b/500$	35.3	—	8.2
	$\sigma_b/1\ 000$	32.5	17.7	6.6
	$\sigma_b/2\ 000$	29.0	12.7	4.8
	$\sigma_b/5\ 000$	25.0	11.6	3.8

表 6.3-71 4Cr14Ni14Mo2W 钢的力学机械性能

热处理制度	温度/℃	抗拉强度	屈服强度	伸长率	断面收缩率	冲击韧度
		σ_b /MPa	$\sigma_{0.2}$ /MPa	δ_5 /%	ψ /%	a_K / (J/cm ²)
820~850℃ 退火	300	720	390	18	30	
	400	710	360	18	40	
	500	650	310	17	42	
	600	580	330	18	48	
	700	370	210	33	61	
	800	230	110	38	65	

续表 6.3-71

热处理制度	温度/℃	抗拉强度	屈服强度	伸长率	断面收缩率	冲击韧度
		σ_b /MPa	$\sigma_{0.2}$ /MPa	δ_5 /%	ψ /%	a_K / (J/cm ²)
1 170℃ 45 min 水 冷 760℃ 5 h 空冷	500	636		20.5	48.4	81
		616		21.6	45.5	80
	600	568		19.6	50.1	88
		609		17.2	51.8	85
	700	332		22.4	56.8	100
		328		23.5	65.5	110
	800	241		32.0	61.7	110
		237		47.6	65.2	114

表 6.3-72 4Cr14Ni14Mo2W 钢的弯曲疲劳性能

热处理制度	温度/℃	σ_{-1} /MPa	循环次数 N
1 170℃ 45 min 水冷， 760℃ 5 h 空冷	650	240	10

表 6.3-73 4Cr14Ni14Mo2W 钢的抗氧化性能

温度/℃	800	850	950
氧化速度/ [g/(m ² ·h)]	0.216 5	1.053 5	2.292 8
	0.339 4	—	—
	0.368 8	0.701 9	2.195 7

(3) 生产工艺

1) 锻造工艺

钢锭加热温度 1 160~1 180℃, 锻造开始温度 1 110~1 130℃, 锻造终止温度 ≥850℃, 堆冷。

2) 热处理工艺

① 退火 820~880℃空冷 (奥氏体组织)。

② 固溶处理 1 150~1 180℃ 或 1 050~1 150℃, 水冷 (奥氏体组织)。

③ 时效 750℃, 空冷 (奥氏体和碳化物)。

3) 焊接工艺 该钢制作的排气阀、进气阀可采用等离子焊、氩弧焊等焊接。焊接时可用钴基 1 号或上焊 69A 等合金。堆焊前应在 300℃ 左右预热。

7.2 AH 与 5Mn15 钢

(1) AH 钢

AH 钢属 Fe-Ni-Cr-Mn 系奥氏体热模具钢, 其化学成分如表 6.3-74 所示。

表 6.3-74 AH 钢的化学成分 (质量分数) (%)

C	Mn	Cr	Ni	V	Mo	W	Nb	Si
0.54	8.5	8.5	10	2	2	2	0.25	≤1

研究工作表明: $Mn/Ni = \frac{8}{10}$, Nb=0.2%~0.3% 时, 有较好的综合性能。

AH 钢的主要强化相是晶内析出 MC, 稳定性高, 不宜粗化, Nb 的加入可以增加 MC 的数量, 并提高晶粒粗化温度。

热处理工艺

1 150℃ 固溶处理 + 700℃ 时效 6 h。

机械性能: 硬度: 44HRC;

室温屈服强度: $\sigma_{0.2}$ 1 200 MPa;

700℃ 屈服强度: $\sigma_{0.2}$ 600 MPa。

延长时效时间, $\sigma_{0.2}$ 、硬度基本不变, 但塑

性下降。800℃ 时效 6 h, 硬度 37HRC。

在钢中加入微量元素 B、Zr、RE 可以提高钢的高温强度, 减少沿晶断裂的数量, 增加高温塑性。

AH 钢适用于制作不受急冷热, 工作温度达 800℃ 的热作模具。

(2) 5Mn15

在热加工过程中有些模具工作温度超过 700℃, 甚至达到 800℃ 或更高, 马氏体型钢已不能满足工况要求, 因而需使用高温合金制作模具。但高温合金含 Ni 量高, 价格昂贵, 加工性差。国内已开发出含镍量低的 CrMnNi 系奥氏体热作模具钢, 其钢的化学成分如表 6.3-75 所示。

表 6.3-75 奥氏体热作模具钢 5Mn15 的化学成分 (质量分数) (%)

C	Si	Mn	Cr	Mo	V	Ni
0.5	≤1	15	8	2.75	1.75	5

热加工工艺

870℃ 加热 4~8 h, 炉冷, 硬度 < 30HRC。1 050~1 100℃ 固溶处理, 700℃ 左右时效 4 h。

硬度: 45HRC

800℃ 时效, 硬度: 42HRC

因此这种钢可在 700~800℃ 的工作温度下使用。

8 高温抗蚀模具钢

有些高温模具, 需在与空气或特殊介质接触的条件下工作, 因此, 要求模具钢在高温下具有良好的抗氧化、抗腐蚀性及抗热疲劳性能, 这类模具的工作应力一般并不太高, 如铝合金和铜合金的压铸模、玻璃制品成形模具等, 为适应这些特殊工况的要求, 研制了一些专用高温耐蚀模具钢。

耐蚀模具钢具有碳含量低 (仅为 0.2% 左右), 铬含量高 (9%~17%), 其塑性、韧性高于其他类型的热作模具钢, 在 700~750℃ 的高温下, 仍具有较好的抗氧化性能, 能较好地抵抗熔融铝合金、镁合金和铜合金的冲蚀性能。例如用于制造铝合金压铸模具, 其模具表面不会被铝液所熔蚀, 也不会与铝产生化学反应生成脆性化合物 (FeAl₃ 或 Fe₂Al₃ 等)。

2Cr9W6、2Cr12WMoVNbB、1Cr17Ni2B 和

2Cr10MoVN_i 钢属于此类高温抗蚀模具钢。

(1) 力学性能

几种耐蚀模具钢回火温度与硬度的关系如图 6.3-37 所示。

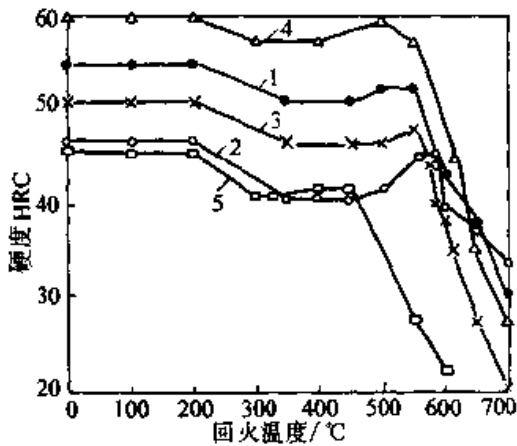


图 6.3-37 几种热作模具钢的回火硬度对比
1—较高热稳定性模具钢 4Cr5W2VSi
2—耐蚀模具钢 2Cr9W6 3—2Cr10MoVN_i
4—2Cr12WMoNbVB 5—不锈钢 1Cr17Ni2B

几种耐蚀模具钢与 3Cr2W8V 钢的力学性能对比如表 6.3-76 所示。

(2) 高温耐蚀性

这类钢在熔融金属中具有良好的抗融蚀性能，在 700℃熔化的铝硅合金中，2Cr9W6 钢和 4Cr5MoSiV1 钢、3Cr2W8V 钢的抗熔蚀性对比如表 6.3-77 所示。

(3) 热处理

耐蚀模具钢的 α→γ 相变开始温度较高，如 2Cr9W6 钢为 815~860℃，2Cr12WMoNbVB 钢则高达 850~930℃。由于相变温度高，这类钢的停锻温度一般为 920~930℃。锻后采用 830~850℃ 温度进行退火。

在耐蚀钢中，有些不含钼、钨、钒、铌等碳化物形成元素，其抗回火稳定性较低，如 1Cr17Ni2B。而添加碳化物形成元素的钢种，回火时会析出弥散合金碳化物，使其抗回火稳定性显著提高。

表 6.3-76 几种耐蚀模具钢与 3Cr2W8V 钢的力学性能对比

钢号	淬回火硬度 HRC	屈服强度/MPa	抗拉强度/MPa	延伸率/%	断面收缩率/%	冲击韧度 J·cm ⁻²
2Cr9W6	45	1 200	1 370	10	50	85
2Cr12WMoVNbB	45	1 150	1 300	15	53	90
1Cr17Ni2B	45	1 200	1 400	9	48	150
2Cr10MoVN _i	45	1 250	1 420	10	35	70
3Cr2W8V	45	1 300	1 450	6	31	40

表 6.3-77 三种钢在铝硅合金中 700℃保持 3 h 的质量损失 (g·dm⁻²)

钢号	钢的硬度 HRC				
	28	32	38	45	50
2Cr9W6		0.3	0.2		
4Cr5MoSiV1	14	11	9	5	3
3Cr2W8V	21	19	13	8	6

1) 淬火 耐蚀模具钢的淬火温度如表 6.3-78 所示。

淬火模具适宜先经 820~840℃ 预热，且在加热炉中每毫米厚度的预热保温时间按 25~30 s 计 (在盐浴中按 15~20 s 计)。

在淬火温度下的保温时间，在加热炉中每毫米厚度按 15~20 s 计 (在盐浴中按 10~12 s 计)。

表 6.3-78 几种耐蚀模具钢的热处理和硬度关系

钢号	淬火		得到以下硬度的回火温度/℃			
	温度/℃	硬度 HRC	HRC45	HRC40	HRC35	HRC30
2Cr9W6	1 130~1 150	46~48	570~580	600~620	670~690	720~740
2Cr12WMoVNbB	1 090~1 110	55~58	600~620	610~630	640~660	670~690
1Cr17Ni2B	1 060~1 080	43~45	150~200	450~470	490~510	520~540
2Cr10MoVN _i	1 070~1 090	50~52	550~580	570~590	610~630	630~650

应特别注意的是,由于淬火温度较高,应防止氧化和脱碳,宜采用真空热处理炉或可控气氛热处理炉加热,或采用装桶填充保护剂的方式加热。为减少淬火变形,模具可先在空气中预冷至900~950℃,然后根据模具形状、尺寸和复杂程度,选用油冷、空冷或分级淬火等方式冷却。

形状复杂的模具为避免严重变形,可采用分级淬火,先在温度为300℃左右的低温盐浴中冷却20~40 min,然后空冷。大型复杂模具在粗加工以后,应进行消除应力退火,以减少热处理变形。

2) 回火 高温抗蚀模具钢的工作温度一般较高,为了使钢在工作温度下组织较稳定,并提高钢的韧性和抗热疲劳性能,一般都采用较高的回火温度进行回火。

几种耐蚀模具钢常用的淬火、回火温度与硬度的关系仍由表6.3-78可见。

对于大型复杂的模具,回火硬度控制在45 HRC左右;大型铝合金压铸用模具,回火硬度一般控制在40~42HRC;铜合金压铸模宜控制回火硬度在30~35HRC为好。

为避免裂纹产生,模具淬火后应立即回火。大型模具高温回火,可先在400~450℃炉中保温1~3 h,然后升至回火温度。

在回火温度下的保温时间,可根据模具厚度或直径,一般为1 cm直径或厚度×2 h。

为使组织稳定和具有较高韧性,一般采用两

次或三次回火。第二次回火温度可比第一次回火温度降低20~30℃。回火组织一般为回火马氏体+合金碳化物($M_{23}C_6$ 、 M_6C 和MC等类型,合金碳化物成分视钢的化学成分和回火温度决定)。

高温耐蚀模具钢经适当的热处理后,其抗氧化、抗熔融金属腐蚀性能和抗热疲劳性能优良,同时具有较高的塑性和韧性。适用于工作温度 $\geq 650^\circ\text{C}$,工作应力不太高,承受较强的熔融金属熔蚀和热疲劳的模具,例如:铜合金压铸模具,高寿命铝合金压铸模具、热挤压模具等,其使用寿命高于3Cr2W8V、4Cr5MoSiV1等通用型热作模具钢。

表6.3-79列出了几种模具钢用于青铜压铸模具的使用寿命。

表 6.3-79 用于铜合金压铸模具的几种
模具钢使用寿命的比较

钢号	硬度 HRC	平均使用寿命/件
3Cr2W8V	40~45	12 000
2Cr12WMoVNbB	40~45	34 600
2Cr17Ni2B	40~45	29 100
2Cr9W6	40~42	31 000
4Cr5MoSiV	40~45	5 000

可根据模具的工作要求,选用氮化、软氮化及其他表面处理工艺,以提高高温耐蚀模具钢的表面硬度和耐磨性。

第4章 塑料模具钢

塑料在国民经济的各个部门的应用日益广泛,塑料的产量按体积计算在世界上已超过钢铁的产量,塑料模具是塑料成型加工工业不可缺少的工具,在总的模具产量中所占的比例逐年增加,在目前已处于重要地位。例如,日本的塑料模具已上升为各类模具生产量的第一位。在我国,塑料模的应用在国民经济中的地位愈来愈重要。它的钢材耗用量大、品种规格多,形状复杂,表面粗糙度值要求低,制造难度大,因此,探讨塑料模具制造中的选材问题,综合分析其工作条件、失效、性能、合理选择材料和相应的热处理工艺以提高寿命、保证质量、降低成本也就显得非常重要。

1 塑料模具钢的性能

1.1 塑料模具的分类及工作条件

塑料制品成型模按塑料品种不同,可以分为两大类:

1) 热固性塑料压模(胶木模) 用于酚醛树脂、三聚氰胺树脂等各种胶木粉(又称电木粉)的压制成形。

2) 热塑性塑料注射模 用于尼龙、聚甲醛、聚乙烯、聚丙烯、聚氯乙烯、聚苯乙烯等各种热塑性塑料的注射成形。

上述两类塑料制品成型模具的工作条件及特点见表6.4-1。

表6.4-1 塑料制品成型模的工作条件

模具名称	工作条件	特点
热固性塑料压模	温度为200~250℃,受力大、易磨损、易侵蚀,手工操作时还会受到脱模的冲击和碰撞	压制各种胶木粉,一般含大量固体填充剂,多以粉末直接放入压模,热压成型,受力较大,磨损较重
热塑性塑料注射模	受热、受压、受磨损,但不严重。部分品种含有氯及氟,在压制时放出腐蚀性气体,侵蚀型腔表面	通常不含固体填料,以软化状态注入型腔,当含有玻璃纤维填料时,对型腔的磨损加剧

随着高性能塑料的发展和不断生产,塑料制品的种类日益增多,用途不断扩大,制品向精密化、大型化、复杂化发展,成型生产向高速化发展,模具的工作条件也日趋复杂。

1.2 塑料模具的主要失效形式

塑料模具的主要失效形式有磨损失效,有时也会发生局部塑性变形失效、断裂失效等。

1) 磨损失效 主要表现为尺寸磨损超差,粗糙度值因拉毛而变高,表面质量恶化。尤其是固态物料进入型腔时加剧磨损,另外塑料加工时含有氯、氟等成分而受热分解出HCl、HF,会腐蚀型面产生腐蚀磨损,形成表面侵蚀失效。因此,模腔表面磨损失效是一种不可避免的失效形式。问题的关键在于实际生产过程中应当如何设法抑制磨损过早发生或磨损发展过快。为了达到这一目的,需要选择耐磨性能良好的材料制作塑模的成型零部件,或对模腔表壁进行表面处理。通常所采用的表面处理方法是镀铬,镀铬层可取0.01~0.015 mm,镀铬后对于预防腐蚀性气体的危害也有帮助。

2) 塑性变形失效 当塑性变形引起表面皱纹凹陷、麻点、棱角堆塌超过要求限度而造成失效。其原因主要有超载;持续受热;周期受压、应力分布不均匀;模具型面硬化层过薄;变形抗力不足;回火不充分等因素造成的。

塑性变形失效属于一种非正常早期失效,一般可通过选用较好的材料或适当的热处理强化方法予以避免。生产实践表明,无论采用何种钢材,为了保证模腔具有足够的强度和硬度,一般都要进行淬火或渗碳(碳素结构钢)处理,渗碳层厚度通常应大于0.8 mm。

3) 断裂失效 断裂失效的危害性较大,主要发生在塑料模形状复杂,多棱角薄边,应力集中严重而韧性不足处。有时合金工具钢不充分回火时也可发生这种情况。

断裂失效也是一种非正常的早期失效,可以从两个方面予以避免。一方面是设计部门在设计

塑料产品的过程中应加强塑件工艺性的考虑。而另一方面则是塑模设计人员在碰到几何形状比较复杂的塑料制品时，尤其对于大中型制品，为了避免断裂失效，应尽量考虑选用一些高韧性材料来制造塑模的成型零部件，并应尽量使用渗碳钢、热作模具钢等，而尽量少用或不用热处理性能较差的高合金工具钢，此外，还应注意对塑模结构进行合理设计，必要时还可对模腔内容易发生断裂失效的部位采用镶拼结构，以便在失效发生之后对断裂部位进行更换和修理，避免整个模具因断裂失效而过早报废。

1.3 塑料模具对材料的性能要求

1.3.1 塑料模具对材料使用性能的要求

(1) 强度和硬度

塑料注射成形压力通常在 39~196 MPa 之间，闭模压力一般为注射压力的 1.5~2 倍，有时高达 4 倍左右，为了使塑料模在使用中不变形，塑料模用材应具有一定的强度。

模具材料的强度指标有抗拉强度 (σ_b)、屈服强度 (σ_s 或 $\sigma_{0.2}$)、抗压强度 (σ_p) 和抗弯强度 (σ_{bb})，这些强度指标是采用不同试验方法测定的结果。对于塑料较好的钢常测定抗拉强度 (包括屈服强度)，对于脆性较大的高强度钢，由于抗拉强度较分散常测定抗弯强度。

硬度是模具所要求的重要性能指标。模具在工作中应能在应力的作用下，保持其尺寸、形状和所要求的精度。硬度与强度之间存在一定关系。许多金属在一定的强度范围内，硬度与强度成正比。对于具有铁素体加碳化物组织的结构钢以及硬度不高于 45~48HRC 的工具钢，抗拉强度和硬度之间近似地满足 $\sigma_b = 0.34HB$ ，而对于硬度为 48~52HRC 的工具钢则变成 $\sigma_b = 0.38HB$ ，对于具有马氏体组织且硬度高于 52~54HRC 的钢，其强度与硬度之间已不再呈线性关系 (见图 6.4-1)。

有的钢尽管随着淬火温度的升高其硬度也升高，但是，由于晶粒粗化却导致强度下降。随着回火温度的升高，虽然硬度下降，但由于内应力的消除，其强度却反而上升。这说明，通过选择不同钢种和恰当的热处理工艺可以得到足够高的硬度和强度与硬度之间的最佳配合。

(2) 韧性

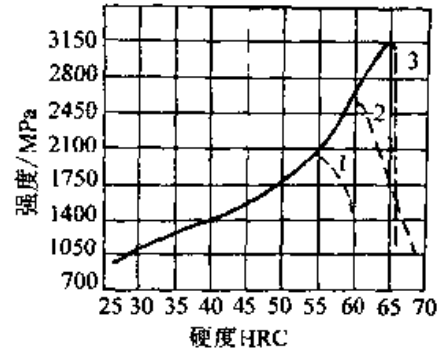


图 6.4-1 工具钢强度与硬度的关系

1—0.5C-1.5Cr-0.25W

2—1.2C-1.7W-0.7Cr-1.0Si

3—W6Mo5Cr4V2

虚线表示淬火温度过高

韧性是保证模具在使用过程中不会过早开裂的重要性能指标。从前，人们一直用冲击韧度作为材料的韧性指标。近年来，人们开始使用小能量多冲抗力和平面应变断裂韧度 K_{Ic} 来评价模具材料的韧性并逐渐弄清了各种韧性指标的物理本质。冲击韧度表示一个带缺口 (U 型或 V 型) 的长方形试样，在三点弯曲的一次冲击负荷作用下，试样断裂时所吸收的全部能量；小能量多冲抗力表示一个圆柱形试样在某一固定小能量下进行多次冲击，试样在断裂前的冲击次数；断裂韧度 K_{Ic} 则表示一个预制裂纹试样在 I 型加载条件下试样失稳断裂时的临界应力强度因子。到底哪一个韧性指标更符合模具的服役条件，目前还无一致的看法。有人已经建立了某些材料的冲击韧度 (CVN) 与断裂韧度之间的数学关系式

$$\left(K_{Ic} = 2.2 \left[\sigma_s \left(CVN - \frac{\sigma_s}{20} \right) \right]^{\frac{1}{2}} \right)$$

似乎表示，冲击韧度升高，断裂韧度也升高；但是，对于有的材料 (4340、D6AC、H13、H21 等)，断裂韧度和冲击韧度并不存在一致变化的关系，对于这些材料而言，超高温淬火尽管会降低冲击韧性却反而使断裂韧性升高。

(3) 耐磨性

耐磨性是塑料模的基本性能之一。模具在工作中由于塑料的填充和流动受到相当大的压应力和摩擦力，要求模具在这种条件下仍能保持其尺寸和形状不变以保证模具有足够的使用寿命。成形硬性塑料或含有玻璃纤维增强塑料时对耐磨性有较高要求。

磨损的方式有磨料磨损、粘着磨损、腐蚀磨损和疲劳磨损等。在不同类型的磨损过程中,模具材料耐磨性的意义和影响因素各不相同。

在磨料磨损的条件下,影响模具耐磨性的因素比较复杂,一般而言,磨料磨损的磨损体积 W 与硬度 H 的关系如下:

$$W = K \cdot L / H$$

式中 K ——常数;

L ——载荷;

H ——模具材料的硬度。

由上式可见,提高模具材料的硬度,也就提高了模具的磨料磨损抗力。对于不同钢种,虽然硬度相等,但其磨料磨损抗力并不相等,其原因是,钢中碳化物的种类、尺寸、数量和分布也影响钢的耐磨性。其中碳化物的种类和数量的影响尤为显著,特别是那些硬度高、颗粒大的碳化物对于提高钢的耐磨性是非常有效的,各种碳化物的硬度见表 6.4-2。

表 6.4-2 各种碳化物的硬度

碳化物种类	硬度 HV	碳化物种类	硬度 HV
Fe_3C	1 150~1 340	$(Cr, Fe)_7C_3$	1 820
$(Cr, Fe)_{23}C_6$	1 000~1 520	M_2C	1 800~3 200

表 6.4-3 模具钢淬火后的基体成分以及残留碳化物的种类和含量

钢种 ^① (JIS)	淬火温度 /℃	淬火残留碳化物/%		基体成分(质量分数)/%						回火温度 /℃	回火析出 碳化物
		类型	质量分数	C	Mn	Cr	Mo	W	V		
SK3	750 (水淬)	Fe_3C	—	0.8~0.9	0.4	—	—	—	—	150~200	$Fe_{2.4}C$
SKS2	850 (水淬)	$(Fe, W, Cr)_{23}C_6$	3	0.87	0.7	0.7	—	1.2	—	150~200	$Fe_{2.4}C$
SKS3	850 (水淬)	$(Fe, W, Cr)_{23}C_6$	2	0.86	1.0	0.65	—	0.71	—	150~200	$Fe_{2.4}C$
SKD12	1 000	$(Cr, Fe, Mo)_7C_6$	5	0.75	0.8	4	1	—	1.3	150~200	$Fe_{2.4}C$
SKD1	1 000	$(Cr, Fe)_7C_3$	19	0.70	0.5	5	—	—	—	150~200	$Fe_{2.4}C$
SKD11	1 000	$(Cr, Fe, Mo)_7C_3$	16	0.5	0.4	7.5	1	—	0.3	150~200	$Fe_{2.4}C$
SKH9	1 220	MbC	14	0.5	—	4.6	3.0	2.0	1.0	560	Mo_2C (VC)
		MC	2								
SKH2	1 280	MbC	16	0.5	—	4.4	0.2	8.6	1.0	560	W_2C (VC)
		MC	1								

① 我国与主要工业国家模具型号的对照见表 6.4-4, JIS 为日本模具钢号。

续表 6.4-2

碳化物种类	硬度 HV	碳化物种类	硬度 HV
W_2C	3 000	M_7C_3	1 800~2 800
Fe_4Mo_2C	1 570	Mo_2C	1 800~2 200
MoC	2 250	M_6C	1 600~2 300
VC	2 500~2 800	MC	2 250~3 200
NbC	2 400	WC	2 400~2 740
M_3C	1 150~1 760	TiC	3 200
$M_{23}C_6$	1 000~1 800	ZrC	2 600

几种模具钢淬火后的基体成分以及残留碳化物的种类和含量见表 6.4-3。由表可见,普通碳素工具钢中的碳化物为渗碳体 (Fe_3C), 当钢中的碳化物形成元素 (Cr、Mo、W、V、Ti 等) 的含量逐渐增加时, 渗碳体会变成 M_3C 型的碳化物, 甚至形成特殊碳化物 (如 M_7C_3 、 M_6C 、 M_2C 或 MC 等), 其耐磨性也会逐渐增加。此外, 磨料磨损抗力还和碳化物的分布状态有关, 当钢中出现网状碳化物或碳化物沿晶界析出时, 都会使耐磨性下降。

表 6.4.4 我国与主要工业国家模具钢号对照表

序号	中国 (GB)	美国 (AISI)	俄罗斯 (ГОСТ)	日本 (JIS)	德国 (DIN)	英国 (BS)	法国 (NF)
1	T7	W1 和 W2	Y7	SK6	C70W2	—	Y3 65
2	T8	W1 和 W2	Y8	SK6	C80W2	—	Y2 75
3	T9	W1 和 W2	Y9	SK5	C90W2	BW1A	Y2 90
4	T10	W1 和 W2	Y10	SK4	C105W2	BW1B	Y2 105
5	T11	W1 和 W2	Y11	SK3	C110W2	BW1B	Y2 105
6	T12	W1	Y12	SK2	C125W2	BW1C	Y2 120
7	9Mn2V	O2	9Г2Φ	SK16	9MnV8	B02	90MV8
8	CrWMn	O7	XBF	SKS31	105WCr6	—	—
9	MnCrWV	O1	—	SKS3	100MnCrW4	B01	—
10	9SiCr	—	9XC	—	90CrSi5	C4 (ESC)	—
11	Cr2 (GCr15)	E52100	X (H15)	SUJ2	100Cr6	534A99	100C5
12	Cr6WV	A2	X6BΦ	SKD12	X100CrMnV	BA2	Z100CDV5
13	Cr12	D3	X12	SKD1	X210Cr12	BD3	Z200C12
14	Cr12MoV	D2	X12M	SKD11	X165CrMoV12	BD2	Z160CDV12
15	W18Cr4V	T1	P18	SKH2	S18-0-1	BT1	Z80WCV18-04-01
16	W6Mo5Cr4V2	M2	P6M5	SKH51	S6-5-2	BM2	Z85WDCV06-05-04-02
17	6W6Mo5Cr4V	H42	—	—	—	—	—
18	9Cr18	440C	95X18	SUS440C	—	—	Z100CD17
19	9Cr18MoV	440B	—	SUS440B	X90CrMoV18	—	—
20	Cr14Mo	-416	X14M	—	—	En56AM	F1S
21	Cr14Mo4	—	X14M4	—	—	—	—
22	1Cr18Ni9Ti	322	12X18H10T	SUS29	X10CrNiTi18.9	321S20	Z10CNT18.11
23	5CrNiMo	6F2	5XHM	≈SKT4	55NiCrMoV6	PMLB1(ESC)	55NCDV7
24	5CrMnMo	6G	5XGM	SKT5	≈40CrMnMo7	—	—
25	4Cr5MoVSi	H11	4X5MΦC	SKD6	X38CrMoV51	BH11	Z38CDV8
26	4Cr5MoV1Si	H13	4X5MΦ1C	SKD61	X40CrMoV51	BH13	—
27	4Cr5W2VSi	—	4X5B2ΦC	SKD62	X37CrMnV51	BH12	Z38CDWV5
28	3Cr2W8V	H21	3X2B8Φ	SKD5	X30WCrV93	BH21A	Z30WCV9
29	4Cr3Mo3W2V*	H10	—	—	X32CrMoV33	BH10	320CV28
30	4Cr14Ni14W2Mo	EV9 (SAE)	4X14H14B2M	SUJB1	—	En54	Z45CNWSo14
31	4CrMo*	4140	—	SCM4	42CrMo4	708A42	42CD4
32	40CrNiMo	4340	40XH2MA	SNCM439	36NiCrMo4	815M40	35NCD6
33	40CrNi2Mo	4340	40XH2MA	SNCM439	36NiCrMo4	815M40	35NCD6

续表 6.4-4

序号	中国 (GB)	美国 (AISI)	俄罗斯 (ГОСТ)	日本 (JIS)	德国 (DIN)	英国 (BS)	法国 (NF)
34	30CrMnSiNi2A	—	30XГЧ2A	—	—	—	—
35	10	1010	10	S10C	C10	040A10	CC10
36	20	1020	20	S20C	C22	040A20	CC20
37	30	1030	30	S30C	—	060A30	C30
38	35	1035	35	S35C	C35	060A35	CC35
39	45	1045	45	S45C	C45	060A42	CC45
40	55	1055	55	S55C	C55	06057	CC55
41	12CrNi2	3215	12XH2	SNC15	14NiCr10	—	10NC11
42	12CrNi3	3415 (SAE)	12XH3A	SNC815	14NiCr14	655A12	12NC12
43	12Cr2Ni4	E3810	12XH4A	SNC815	14NiCr18	659A15	12NC15
44	20Cr	5120	20X	SCr420	20Cr4	527A19	18C3
45	20Cr2Ni4A	3325 (SAE)	20X2H4A	—	—	659M15	20NC14
46	40Cr	5140	40X	SCr440	41Cr4	530A40	42C4
47	3Cr2Mo	P20	—	—	—	—	—
48	4Cr3Mo3SiV	H10	—	—	—	—	—
49	4Cr13	—	40X13	SUS420J2	X40Cr13	En56D	Z40C14
50	1Cr17Ni2	431	14X17H2	SUS431	X22CrNi17	431S29	Z15CN16-2
51	65Mn	1566	65Г	—	—	080A67	—
52	50CrVA	6150	50XΦA	SUP10	50CrV4	735A50	5CV4
53	60Si2Mn	9260	60C2	SUP7	60SiMn5	250A58	60S7
54	50CrMn	—	50XГ	SUP9	55Cr3	—	—
55	60Si2Cr4A	9254	60C2X4	—	60SiCr7	—	60C7

注：标有“*”者为我国的非标准钢号。

粘着磨损的磨损速率 W 可用下式表示：

$$W = K \cdot L / 3P_0$$

其中， P_0 为被磨损材料的塑性流变抗力，一般情况下， P_0 与材料的硬度成正比，因此当接触应力小于 $H/3$ 时，磨损速率与材料的硬度成反比。

除了在严重的腐蚀磨损条件下外，提高材料的硬度总是可以提高耐磨性的。

(4) 耐热性

随着高速成形机械的出现，塑料制品的生产速度越来越快。由于模具反复在 $20 \sim 350^\circ\text{C}$ 的温度范围内服役，如果塑料流动性不良，高速成形

时，模具的局部温度在极短时间内会超过 400°C 。因此，要求塑料模材料在这样的高温服役条件下，强度不下降，基体组织也不会发生变化（基体组织的变化可能导致模具变形）。

所谓耐热性包括高温强度和抗氧化性两个方面，对于塑料模的服役温度来说，钢、铝合金、铜合金和锌基合金的氧化是不成问题的，关键是材料的高温强度了，一般而言，钢在 400°C 以下的温度下其强度下降不大，因此钢的耐热性是不成问题的。铜合金与铝合金的热导率比钢要高得多，在同等服役工况下，铝合金或铜合金塑料模的温度会低于钢制模具，因此用铜合金和铝合金

制造塑料模一般不会因高温强度不足而失效。锌合金的高温强度、尤其是高温蠕变强度很低，因此，用锌合金制造塑料模应慎重考虑塑料模的服役工况，尤其服役温度，当服役温度超过100℃，则模具会产生明显的蠕变现象。模具设计工作者应注意这一点。

(5) 尺寸稳定性

为了保证塑料制品的成形精度，塑料模具在长期服役过程中的尺寸稳定性是至关重要的。为了保证塑料制品的精度，除了模具应有足够的刚度（提高模具材料的弹性模量和增加模具尺寸）外，还要求模具材料有较低的热膨胀系数和稳定的组织。各种模具材料的热膨胀系数如表 6.4-5 表示，由表可见，钢的热膨胀系数最小，其中最小的是 18Ni 马氏体时效钢；铜合金（铍青铜）

的次之；铝合金和锌合金的热膨胀系数最大。对于淬火高硬钢而言，钢中的残余奥氏体在长期服役过程中会发生马氏体相变而引起模具变形，改善的办法是，模具在淬火后进行深冷处理以消除残余奥氏体。

(6) 导热性

由于高速注射成形塑料制品的需要，模具材料应具有良好的导热性，以使塑料制品尽快地在模具中冷却成形。由表 6.4-6 可见，模具材料的导热性主要与其种类有关。在所列材料中 ZCuCr1 铜合金的热导率最高，铝合金次之，钢的热导率是最低的。钢的导热性受其中碳和合金元素的含量影响极大，一般来说，碳和合金元素的含量越高其导热率却越低。铝合金具有优良的导热性，是日本广泛用作高速成形塑料模的重要原因。

表 6.4-5 几种塑料模具材料的热膨胀系数 α

材料牌号	45	55	P20	18Ni 马氏体时效钢	铍青铜 QBe2	Zn-22Al	ZL101	7A09
温度范围/℃	20~400	20~400	20~400	—	20~300	20~300	20~300	20~200
$\alpha/10^{-6}K^{-1}$	13.1	13.4	13.7	10.0	17.6	24.2	24.5	24.0

表 6.4-6 各种模具材料的热导率 λ

材料牌号	15	45	T10	18Ni 马氏体时效钢	ZL101	7A09	QBe2	ZCuCr1
温度/℃	100	100	100	100	100	100	—	—
$\lambda/(W/(m \cdot ^\circ C))$	77.5	50.7	44.0	20.9	155	142	104.7	312

1.3.2 塑料模具对材料加工性能的要求

(1) 切削加工性

切削加工性是指模具材料切削加工的难易程度。由于切削加工方法和具体要求不同，所谓的切削加工难易程度就有不同的内容。由于切削加工的概念是相对的，因此表示切削加工性的方法也多种多样。一般可以用加工质量、刀具耐用度、单位切削力以及断屑性能来衡量切削加工

性。

工业上常用相对切削加工性来表示材料的切削加工难易程度，一般以强度为 637 MPa 的 45 钢的切削加工性 (v_{60})，(刀具耐用度为 60 min 时的切削速度) 为基础，其他材料的切削加工性 v_{60} 与 (v_{60})，之比值则为该材料的相对切削加工性。常用塑料模具材料的相对切削加工性可分成 8 级 (如表 6.4-7)。

表 6.4-7 材料切削加工性等级

加工性等级	名称及种类		相对加工性	代表材料
1	很容易切削材料	一般有色金属	>3.0	铜铝合金、铝镁合金
2	容易切削材料	易削钢	2.5~3.0	5NiSCa, 8Cr2S
3		较易削钢	1.6~2.5	正火 30 钢
4	普通材料	一般钢及铸铁	1.0~1.6	45 钢、灰铸铁、结构钢
5		稍难切削材料	0.65~1.0	调质 2Cr13
6	难切削材料	较难切削材料	0.5~0.65	调质 45Cr, 调质 65Mn
7		难切削材料	0.15~0.5	调质 50CrV, 1Cr18Ni9Ti
8		很难切削材料	<0.15	镍基高温合金

对于模具钢而言,钢的成分、制造过程、强度(硬度)、晶粒度、塑性、韧性、加工硬化特性以及碳化物和各种夹杂物的形态和数量等都影响切削加工性。

一般情况下,模具材料的硬度对切削加工性的影响是最大的。钢的硬度以180HB为界,硬度升高或下降都使切削加工性变坏,尤其是经过淬、回火后的高硬度模具钢是最难加工的。模具材料的高温硬度也影响切削加工性,其高温硬度越高,切削加工性越差。奥氏体钢由于加工硬化,因此切削加工性很低。因而,无磁塑料模具钢都难以进行切削加工。

钢中的合金元素碳、硅、锰、镍、铬和钼都有强化珠光体的作用;铬、钼、钨和钒都有增加碳化物的作用;它们的加入都使钢的切削加工性变坏。但是,对于低碳钢而言,铬多时却提高切削加工性。钢中加入少量的硫、硒、铝、铋或磷等元素后能略降低钢的强度,同时又能降低钢的塑性,故对改善切削加工性有利。硫、铝和钙等元素改善切削加工性的方法和效果见表6.4-8。

表 6.4-8 易切削元素改善切削加工性的方法及效果

元素	在钢中存在状态	切削加工性	对钢性能的影响
硫	硫化物	在低切削速度范围内提高刀具寿命	降低韧性,增大机械性能的各向异性
铝	单独	在整个切削速度范围内提高刀具寿命	降低滚动耐磨性
钙	复合氧化物	在高切削速度范围内提高刀具寿命	无影响

钢的显微组织对切削加工性也有影响。珠光体中混入适量的铁素体则切削加工性变好。

由于珠光体球化而软化则切削加工性特别是加工面质量变差;然而对于高碳钢而言,则希望碳化物球化以改善切削加工性。若碳以石墨状态析出则切削加工性变优良。调质处理后的索氏体钢比同硬度下正火加回火的珠光体钢的切削加工性差。

一般而言,强度相等时,材料的塑性或韧性越高,其切削加工性越低;但塑性太低时,其切削加工性反而下降。

各种塑料模具钢的切削加工性比较见表6.4-9。

(2) 塑性加工性

对于模腔尺寸不太大的多腔模,可以采用塑性加工方法以成型其凹模或凸模。因此,在设计凹模和凸模时,需注意选用塑性加工性能较好的塑模材料。目前,在塑模加工中比较常用的塑性加工方法是冷挤压,此时,要求挤压前塑模材料的硬度要低于135HBS,伸长率大于35%。

(3) 电加工性

电火花、线切割是目前塑料模具加工中常用的两种电加工方法,它们可以用来制造各种几何形状比较复杂的成型零部件。但需要注意,经过电加工之后的零件表面会因为放电烧蚀而产生一很薄的非正常硬化层,这种硬化层的晶粒粗大,有微细裂纹,金相组织脆弱,对塑料成型及塑料模具使用寿命都很不利。

(4) 热处理性能

模具零件对热处理性能的要求包括淬透性、淬硬性和热处理变形小等。这些性能对于塑料模具零件(尤其是成型零部件)的力学性能与塑料制件的成型质量等均具有重大影响。

表 6.4-9 塑料模具钢的切削加工性比较

钢号	50	42CrMo	改良 42CrMo	易切削 硬化钢	4Cr5MoSiV1	Cr12MoV	优良 Cr12MoV	4Cr13	3Cr13Mo	18Ni 马氏体 时效钢
硬度 HRC	15	30	33	40	45~53	55~60	55~60	40	50~56	32~57
切削 加工性	A ⁺⁺	A ⁺	A ⁺	A	A ⁺ ①	B ^①	B ⁺ ①	B - C	A ^①	A ^{-①}

注: A 切削加工性最佳, C 切削加工性最差。

①指退火或固溶处理状态。

钢的淬硬性是指钢在淬火中能获得最高硬度的能力。一般而言，钢的硬度越高，其强度和耐磨性也越高，因此淬硬性对于要求具有一定的强度和耐磨性的塑料模而言是很重要的一个参数。对于淬火硬化钢而言，钢的淬硬性主要取决于钢中的碳含量，其他合金元素的影响则甚微。图6.4-2就表示钢的淬火硬度与其碳含量的关系。由图可见，含碳量低于0.6%的钢的淬火硬度随其碳含量升高而增加，大于该含量其淬火硬度就变化极小了。

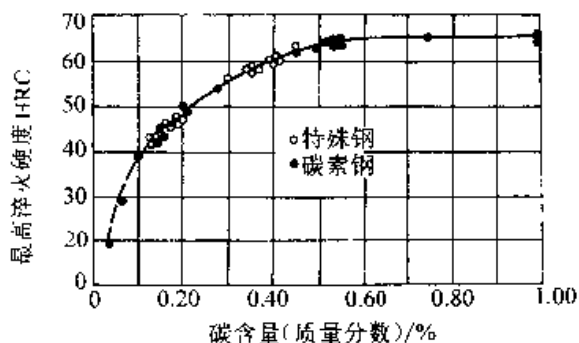


图 6.4-2 钢中碳含量对淬火马氏体硬度的影响

模具是否能通过淬火获得要求的硬度并保证截面各处的硬度均匀一致，还与模具的尺寸、钢中的合金元素含量以及淬火工艺有关。

钢的淬透性是指钢由钢淬火产生硬度的深度和分布的特性。具有深的淬硬层的钢（如Cr12MoV）其淬透性高，具有浅的淬硬层的钢（如10号钢）其淬透性低。钢的淬透性几乎全由淬火瞬间奥氏体晶粒大小和奥氏体化温度下的化学成分（碳和合金含量）所控制。在某些情况下，奥氏体的化学成分可能与化学分析测定的不同，因为某些碳化物在奥氏体化温度下不可能溶解，这些碳化物在化学分析中却可反映出来。但是，若碳和合金不溶于奥氏体，那么碳和合金成分都无益于淬透性。化学成分和晶粒度大小对淬透性的影响，可用临界直径 D_1 来表示，将不同直径的圆棒（长度为直径的4倍）在某种介质中淬火，将会得到不同的硬化层深度，一般把中心刚刚被淬透（50%马氏体）的最大直径定义为临界直径 D_c ，而把淬火介质的冷却强度 $H = \infty$ 时的 D_c 称为理想临界直径 D_1 。

碳素钢的 D_1 值取决于钢的含碳量和奥氏体晶粒度（如图6.4-3所示），合金钢的 D_1 值可由下式求出：

$$D_1 = D_{10} \cdot f_{Cr} \cdot f_{Si} \cdot f_{Mn} \cdot f_{Ni} \cdot \dots$$

式中 D_{10} 是由这种钢的含碳量和奥氏体晶粒度求出的 D_1 ， f_{Cr} 、 f_{Si} 、 f_{Mn} 和 f_{Ni} 分别为铬、硅、锰或镍的淬透性系数，各种合金元素的淬透性系数见图6.4-4。由图可见，锰、钼和铬等合金元素能有效地增大 D_1 值，因此，合金元素愈多的钢其淬透性愈高。

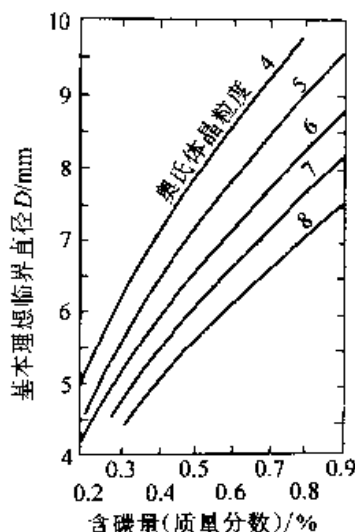


图 6.4-3 含碳量和晶粒度对基本理想临界直径 D_1 的影响

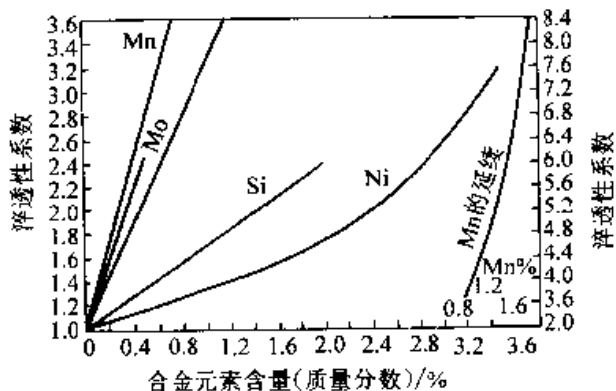


图 6.4-4 各种合金元素的淬透性系数

可以用许多方法表示钢的淬透性，例如，用连续冷却转变图（CCT曲线图）判定钢的淬透性是最好的，CCT曲线愈靠图的右边，其淬透性愈好；也可以根据实用性较高的端淬试验曲线（乔尼尼曲线）的形状来判断钢的淬透性，曲线变化愈平缓其淬透性愈高，如图6.4-5所示，S55C钢的淬透性比S45C高，S45C钢的淬透性又高于S35C。日本根据半冷时间曲线（硬度与半冷时间的关系曲线）来比较模具钢的淬透性是

方便适用的，可以根据半冷时间曲线，估计出不同尺寸模具的硬度高低；用不同尺寸的圆棒的淬火硬度分布曲线来判断钢的淬透性和各种尺寸模具的淬火硬度的分布是极其方便的（图 6.4-6），遗憾的是，这样的曲线并不多。

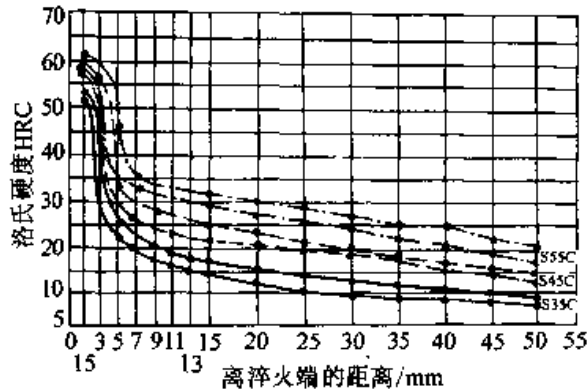


图 6.4-5 几种碳素钢 (35、45、55) 的端淬曲线

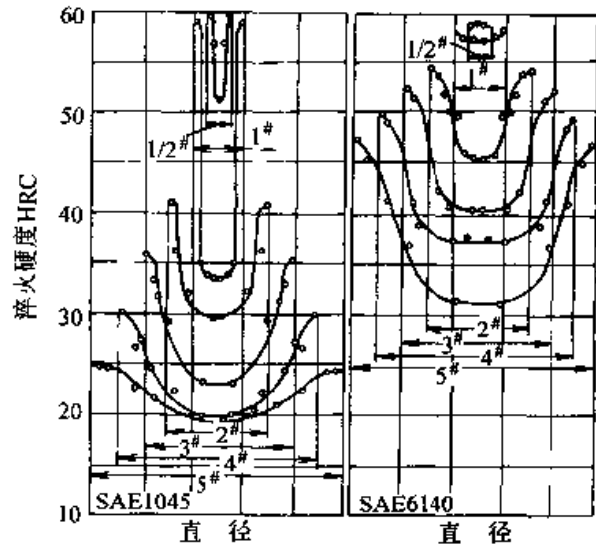


图 6.4-6 两种圆钢水淬后截面硬度分布

各种钢的淬火质量效应（即截面厚度对淬火硬度的影响）见表 6.4-10，调质性能见表 6.4-11。

表 6.4-10 各种钢淬火的质量效应

序号	钢种 AISI	我国相应钢号	淬火硬度：表面（中心）HRC				
			12.7 mm	25.4 mm	50.8 mm	76.2 mm	101.6 mm
1	1015 (W)	15号钢水淬	36.5 (22.0)	99.0HRB (90.0)	98.0HRB (82.0)	—	97.0HRB (78.0)
2	1020 (W)	20号钢水淬	40.5 (28.0)	29.5 (93.0HRB)	95.0HRB (83.0)	—	94.0HRB (77.0)
3	1022 (W)	22号钢水淬	45.0 (27.0)	41.0 (92.0HRB)	38.0 (84.0HRB)	—	34.0 (81.0HRB)
4	1030 (W)	30号钢水淬	50.0 (23.0)	46.0 (21.0)	30.0 (90.0HRB)	—	97HRB (85.0)
5	1040 (O)	40号钢油淬	28.0 (21.0)	23.0 (18.0)	93.0HRB (91.0)	—	91.0HRB (89.0)
6	1050 (W)	50号钢水淬	64.0 (57.0)	60.0 (33.0)	50.0 (26.0)	—	33.0 (20.0)
7	1060 (O)	60号钢油淬	59.0 (35.0)	34.0 (30.0)	30.5 (25.0)	—	29.0 (24.0)
8	1080 (O)	T8 钢油淬	60.0 (40.0)	45.0 (39.0)	43.0 (40.0)	—	39.0 (32.0)
9	1095 (W)	T10 钢水淬	65.0 (48.0)	64.0 (44.0)	63.0 (37.0)	—	63.0 (33.0)

续表 6.4-10

序号	钢种 AISI	我国相应钢号	淬火硬度：表面（中心）HRC				
			12.7 mm	25.4 mm	50.8 mm	76.2 mm	101.6 mm
10	1095 (O)	T10 钢油淬	60.0 (41.0)	46.0 (40.0)	43.0 (37.0)	—	40.0 (33.0)
11	4320 (O)	20CrNi2Mo 钢油淬	44.5 (44.5)	39.0 (36.0)	—	35.0 (27.0)	25.0 (24.0)
12	4130 (W)	30CrMo 钢水淬	51.0 (50.0)	51.0 (44.0)	—	47.0 (31.0)	47.0 (22.0)
13	1340 (O)	40Mn 钢油淬	58.0 (57.0)	57.0 (50.0)	—	39.0 (32.0)	32.0 (26.0)
14	4340 (O)	40CrNi2Mo 油淬	58.0 (56.0)	57.0 (56.0)	—	56.0 (54.0)	53.0 (47.0)
15	5140 (O)	40Cr 钢油淬	57.0 (56.0)	53.0 (45.0)	—	46.0 (35.0)	35.0 (20.0)
16	9255 (O)	50Mn 钢油淬	61.0 (58.0)	57.0 (48.0)	—	52.0 (33.0)	35.5 (27.5)

注：AISI 为美国钢号。

表 6.4-11 各种钢调质的有效直径及调质后的性能

钢种 (JIS)	圆棒中心硬度 HRC/（直径/mm）	JIS 参考值（ $\phi 25$ mm）		调质有效直径/mm
		抗拉强度 σ_b /MPa	硬度 HBS	
S30C	43/10	>539	152~212	约 10
S40C	50/15	>608	179~255	约 15
S50C	55/18	>735	212~277	约 18
SCr430	43/18	>785	229~285	10~35
SMn438	49/18	>735	212~285	10~35
SCM432	44/18	>883	255~321	10~35
SCr435	47/18	>883	255~311	10~35
SCM430	43/25	>834	241~293	15~45
SCr440	50/25	>932	269~321	15~45
SNCM240	50/25	>883	255~311	15~45
SCM435	47/35	>932	269~321	25~50
SNCM431	43/40	>834	248~302	15~70
SNCM625	40/45	>932	269~321	25~100
SCM440	50/45	>981	285~341	35~85
SNC631	44/60	>834	248~302	35~115
SNCM630	43/70	>1 079	302~352	25~150
SNC863	47/100	>932	269~321	50~150
SNCM439	50/110	>981	293~352	85~150

注：JIS 为日本钢号。

(5) 表面处理性能

对塑料模具的模腔表壁进行镀铬、渗碳、渗氮、碳氮共渗等表面处理,都可提高模腔表壁的耐磨性能。对模腔表壁进行强化处理,也可提高塑料模具的使用寿命。

氮化处理包括气体氮化、液体氮化和辉光离子氮化等。塑料模经氮化处理后其表面形成铁的氮化物或合金氮化物,这些氮化物不但硬度高、耐磨性好,而且耐腐蚀性能也较好。

钢的氮化性能是通过氮化后在其表面获得的氮化层硬度和氮化层的深度来评价的,主要受钢中合金元素的种类和含量所控制。合金元素对氮化层硬度的影响见图 6.4-7 由图可见,为了通过氮化处理而使表面层部分得到硬化的钢种必须含有铝、铬、钒和钼等合金元素。

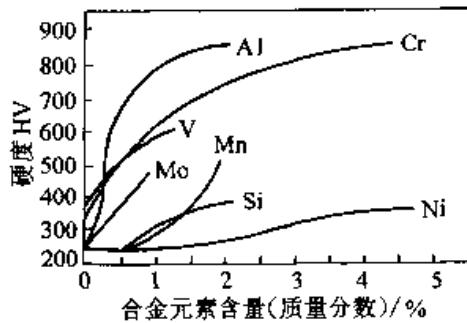


图 6.4-7 合金元素对渗氮层硬度的影响

渗氮不仅要求模具具有较高的表面硬度,而且要求有一定的渗层深度,合金元素对氮扩散速度的影响恰好与淬透性的影响相反,其影响大小为 $Mo > Cr$, $V > Al$,此外,碳显著地影响氮的扩散速度。

一般而言,含有一定数量的铬、钼、铝、钨或钒的钢,如:38CrMoAl、4Cr5MoSiV1、Cr6WV、Cr12MoV以及P20都是非常适合于氮化的钢种,而碳钢的氮化性能则比较差。

(6) 表面雕刻性能和镜面加工性能

由于塑件的使用要求,或为了掩盖制件表面某些不可避免的成型缺陷,模腔表壁有时需要雕刻各种花纹、图案、文字等标记。对塑模成型零部件的选材,一定要具有良好的表面雕刻性能,这种性能通常是指雕刻加工方便容易,雕刻之后不发生变形和裂纹。

透明塑料制品件在电视电讯、汽车仪表、各类电表、照相机以及仪器光学镜片中的应用得到迅速发展,由于这类制品件透明度的提高,对其

模具成形面的镜面加工性能提出越来越高的要求,尤其是透明塑料仪表面板和各类光学镜片的成形模具、对模具用钢的镜面加工性能的要求就更高了。因此,塑料模材料的镜面加工性是一个重要的性能指标。

如果模具表面的凸凹度比光的波长(0.1~1 μm)还小,则可获得镜面效果。影响模具钢镜面加工性的主要因素有三个:①钢中存在的三氧化二铝和硅酸盐等质硬的非金属夹杂物以及碳化物的数量、尺寸和分布。这种第二相硬质点的数量越多,其镜面加工性越差。非金属夹杂物的危害比碳化物还大,因此,镜面模具钢大多为超纯净钢;②模具钢的基体硬度,一般而言,模具钢的基体硬度越高,其镜面加工性越好。模具钢的硬度不高时,抛光中易产生磨痕。图 6.4-8 就表示硬度对孔穴形成数的影响。通常可用一定面积上孔穴形成数与表面粗糙度来评价模具钢的镜面加工性。③模具钢的组织均匀性,一般而言,组织均匀性越好的模具钢其镜面加工性越好。

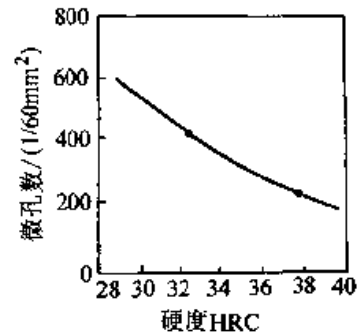


图 6.4-8 硬度对微孔形成数的影响

(7) 可焊性

塑料模具由于设计更改和损坏(磨损或开裂)后的修复常常要进行补焊或堆焊。塑料模在补焊或堆焊后容易在焊缝、熔合区或热影响区产生各种裂纹(冷裂纹、热裂纹或应力裂纹等),因此,塑料模材应具有一定的可焊性。所谓金属材料的可焊性是指金属材料是否能适应焊接加工而形成完整的、具有一定使用性能的焊接接头的特性。钢的可焊性包括冷裂纹敏感性、热裂纹敏感性以及再热裂纹敏感性等等。它除了与钢的化学成分有关外,焊接工艺和焊接材料也对可焊性有影响。

对于钢而言,其产生冷裂纹敏感性可用国际焊接协会提出的碳当量公式来表示,碳当量公式

如下：

$$C_{eq} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15}$$

其中： C_{eq} 为碳当量，C、Mn等表示这些元素的质量分数。

一般而言，碳当量低的钢可焊性好，但是，其他一些因素，如截面厚度和接头拘束度对选择焊接材料和制定焊接工艺也是非常重要的。

氢、硫和磷等杂质元素对焊缝金属有不良影响，这些杂质元素或存在于母材金属或存在于填充金属或在焊接时从外界吸入。氢在熔态焊缝金属内很容易溶解，但极少溶于固体金属，当焊缝凝固时，氢不但会形成气孔还会溶解于钢中使其脆化。低熔点的硫或磷的化合物会大大提高钢材局部液化温度范围，这就加大了钢对热裂纹的敏感性。

(8) 冷成形性

许多塑料模标准件都是冷挤压成形的，因此，冷成形性是塑料模具材料的重要性能。所谓冷成形性指的是在再结晶温度以下的温度范围（通常是室温）内进行加工的难易程度。影响冷成形性的主要因素是材料的变形抗力和变形能力。从图 6.4-9 所示拉伸试验结果可知，变形抗力与材料的硬度有关并随硬度的升高而增加。

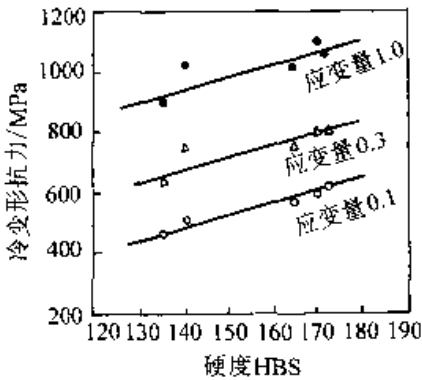


图 6.4-9 钢的冷变形抗力与硬度的关系

随着钢中碳含量的升高，加工硬化（由于加工应变所引起的硬化）程度也增大，变形抗力显著提高（图 6.4-10），因此，在进行冷成形前常常都进行球化退火，把钢材处理成变形抗力最低的状态。此外，冷加工时的硬化程度除与含碳量有关外，还与杂质元素有关，特别是氮和磷显著地增大加工硬化倾向，因此，氮和磷是应该注意的杂质元素。

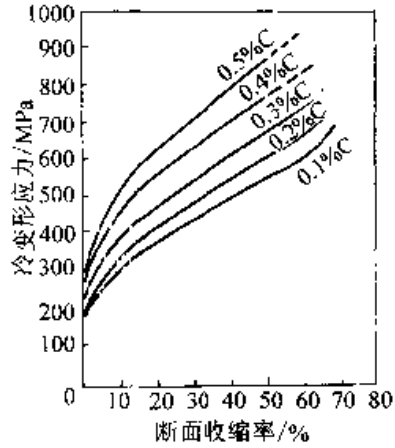


图 6.4-10 钢中碳含量对加工硬化的影响

在冷成形过程中，随着变形程度增大，抗拉强度升高，而伸长率、断面收缩率和冲击值则显著降低。力学性能的这种变化（特别是韧性降低）决定着实际操作时的变形能力（即模具材料因塑性加工出现某些缺陷而不能继续进行加工时变形量的大小）。可用长度和直径之比为 2:1 的圆柱形试样沿其轴向进行压缩并用肉眼观察以找出表面产生裂纹时的压缩率（极限压缩率），根据这一压缩率便可判断冷加工的程度。如果所进行的加工量要在此值之上，则在继续加工之前必须退火以消除应力。

(9) 超塑性成型性

利用金属的超塑性热成形模具是近年来模具制造中出现的新动向。超塑性成形模具具有成本低和交货周期短的优点，国内利用 45 号钢的超塑性成功地制造了医用注射针筒注塑模，也有用 Zn-22Al 合金制造出电子门铃外壳注塑模。

一般金属的塑性是以拉伸试验的延伸率表示的，一般黑色金属的伸长率不超过 40% 而有色金属也不超过 60%，即使在高温下金属材料的塑性也难达到 100%。但是，若将金属材料经过特殊处理（一般称为超塑性处理），其延伸率在一一定的变形条件下可达到 200% 以上，金属材料的这种现象叫超塑性。

除了早期发现的共晶或共析型合金具有超塑性外，沉淀硬化合金、超合金、铝合金、锌合金、许多碳钢和低合金钢都具有超塑性。现在已发现的超塑性合金有 200 多种。

金属的超塑性具有四个特点：即大延伸、无缩颈、小应力和易成形。

超塑性要求材料具有极细的等轴晶粒，晶粒

直径在 $0.5 \sim 5 \mu\text{m}$ 左右容易实现超塑性, 而晶粒直径高于 $10 \mu\text{m}$ 则难以实现超塑性。此外, 超塑性还要求材料有稳定的组织即在超塑性变形中晶粒长大的速度要慢。晶粒大小对 Al-Cu 共晶合金超塑性的影响见图 6.4-11。

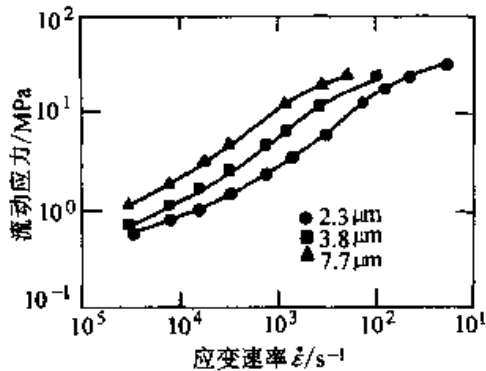


图 6.4-11 晶粒大小对 Al-Cu 合金超塑性流动应力 σ 的影响

一般而言, 细晶粒的两相组织, 特别是两相组织的体积比接近时, 更有利于实现超塑性变形。

要利用材料的超塑性制模, 首先要将材料进行超塑性处理, 即通过轧制、反复淬火、热机械处理以及固溶加时效处理等方法使材料变成极细的单相组织或双相组织; 然后在超塑性变形温度下缓慢地将材料挤压成所需的模具。

已知的塑料模具材料的超塑性处理及超塑性参数如表 6.4-12。

2 塑料模具常用材料

2.1 塑料模具材料的选择原则

(1) 按加工方式选材

塑料模的种类繁多, 其成形加工方式各有不同, 一般的塑料模都可通过冷挤压成形、超塑性成形、铸造成形、切削加工成形以及通过电加工进行成形等等, 但大多数塑料模都需通过切削加工进行成形。

表 6.4-12 塑料模具材料的超塑性处理工艺及超塑性参数

序号	材料成分/%	超塑性处理工艺	拉伸温度/℃	应变速率 $\dot{\epsilon}$	最大伸长率/%	m
1	40 号钢	退火, 高频加热, 二次淬火	700~715	$10^{-3} \sim 10^{-4}/\text{s}$	150	—
2	45 号钢	830~850℃ 反复淬火 4 次	680	$1.25 \times 10^{-2}/\text{min}$	240	—
3	T8A 钢	退火, 高频加热, 二次淬火	700~715	$10^{-3} \sim 10^{-4}/\text{s}$	300	
4	T8A 钢	850℃ 反复淬火 4 次	680	$1.25 \times 10^{-2}/\text{min}$	250	
5	T8A	760℃ 水淬加 537℃ 水冷	704	0.1 mm/min	98	0.35
6	AISI01	热机械处理	650	$1.0 \times 10^{-2}/\text{min}$	1 200	0.5
7	SK3 (T12A)	850℃ 急冷	700	0.5 mm/min	400	0.3
8	Zn-22Al	—	200~300	—	1 000~2 500	0.45~0.6
9	Zn-22Al-0.2Cu	—	200~300	—	>1 000	0.5
10	Zn-22Al-4Cu	—	200~250	—	1 000	0.5
11	Zn-22Al-0.2Mn	—	200~250	—	~1 000	0.5
12	Al-11.7Si	—	450~550	—	480	0.28
13	Al-6Zn-3Mg	—	340~360	—	400	0.35

续表 6.4-12

序号	材料成分/%	超塑性处理工艺	拉伸温度/℃	应变速率 $\dot{\epsilon}$	最大伸长率/%	m
14	Al-4.2Zn-1.55Mg	—	530	—	~1 000	—
15	AISI7075	—	405	—	>200	—
16	AISI7475	—	516	—	1 200	—
17	Cu-38Zn	—	750	—	>624	—
18	Fe-0.1C	—	860	—	120	0.55
19	Fe-0.1C	—	734	—	—	0.9
20	30CrMnSiA	—	770	—	420	—
21	轴承钢 Fe-1.0C-1.5Cr	—	700	—	542	0.42
22	Fe-0.2C- (11-27) Cr	—	$\alpha + \gamma$ 相区	—	300	—
23	超高碳钢 Fe-1.5C-1.5Cr	—	650	—	1 220	—

形状简单的塑料模标准件是量大面广的消耗件,这类标准件多采用冷挤压成形。因此,冷挤压成形的塑料模材料多选用低碳钢或低碳低合金钢,可选用:DT1、20、20Cr、12CrNi3A、40Cr等。若要求模具标准件表面具有一定的耐磨性,在冷挤压成形后,可进行渗碳加淬、回火处理。

对用铸造方法成形的塑料模,可选用铝合金、锌合金、青铜或铸铁,这些金属材料具有良好的铸造性能。特别是铝硅合金和锌基合金,这两种金属材料不但熔点低而且流动性好,甚至用石膏作铸型也能获得尺寸精确的塑料模。

对于用超塑性方法成形塑料模来说,应尽量选用共晶合金或共析合金,这些合金由两相组成,当两相的体积分数接近且第二相细小时,该合金具有良好的超塑性,如Zn-22Al和T8钢。对于能获得极细晶粒的合金如7A09和45号钢等等,通过晶粒细化处理后也具有超塑性。具有超塑性的合金,在一定的温度下,比较低的应变速率进行挤压就可得到形状复杂的塑料模。

对于用切削加工或电加工成形塑料模而言,对模具材料的选择似乎无特殊要求,但对前者而言,若材料的切削加工性良好那么模具的加工费用就可降低,制造周期可大大缩短;对于后者而言,要求模具材料具有良好的导电性。

(2) 按服役条件选材

在成形ABS、聚氯乙烯或聚四氟乙烯等塑料时,在一定的成形温度下,这些塑料会分解产生具有腐蚀性的气体而对塑料模产生腐蚀。因此,与这类塑料直接接触的塑料模应具有优良的耐腐蚀性。马氏体不锈钢(2Cr13、3Cr13)时效硬化不锈钢(pH17-4)和18Ni马氏体时效钢等,都具有优良的耐腐蚀性。因此,成形这类塑料的模具,不是选择这类钢种,就是应对用普通材料制造的塑料模进行镀铬或其他耐腐蚀的金属。

在成形添加有玻璃纤维或石英粉等硬质材料的塑料时,由于添加物的硬度高和使塑料的流动性下降,会使塑料模产生严重的磨损。因此,成形这类塑料的模具材料多选用能淬成高硬度的工模具钢,如T10A、CrWMn、Cr12MoV等等。若选用碳含量不高的钢,则应进行渗碳淬火处理。

随着高速成形机械的出现,塑料制品的生产速度越来越高,一般情况下塑料的成形温度在200~350℃之间;若是高速成形,则模具表面的温度在短时间内会超过400℃。为了保证塑料模的使用精度并防止塑料制品在脱模后由于温度过高而产生变形,塑料模材料应具有良好的导热性,为此,可选用铍青铜或高强度铝合金(如

表 6.4-13 依照塑料品种选用模具钢

用途		代表的塑料及制品		模具要求	适用钢材
一般热塑性、热固性塑料	一般	ABS	电视机壳、音响设备	高强度 耐磨损	S5 钢、40Cr、P20、SM1、SM2、8CrMn
		聚丙烯	电扇扇叶 容器		
	表面有花纹	ABS	汽车仪表盘 化妆品容器	高强度、耐磨损 光刻性	PMS 20CrNi3MoAl
	透明件	有机玻璃 AS	唱机罩、仪表罩、 汽车灯罩	高强度、耐磨损、 抛光性	5NiSCa SM2、PMS、P20
增强塑料	热塑性	POM PC	工程塑料制件 电动工具外壳 汽车仪表盘	高耐磨性	65Nb 8CrMn PMS SM2
	热固性	酚醛 环氧	齿轮等		65Nb 8CrMn 06NiTi2Cr 06Ni6CrMoVTiAl
阻燃型物件		ABS 加阻燃剂	电视机壳 收录机壳 显像管罩	耐腐蚀	PCR
聚氯乙烯		PVC	电话机、阀门管件 门手把	强度及耐腐蚀	38CrMoAl PCR
光学透镜		有机玻璃 聚苯乙烯	照相机镜头 放大镜	抛光性及防锈性	PMS、8CrMn PCR

7A09) 来制造塑料模。按塑料不同种类进行选材见表 6.4-13。

(3) 按制品的质量要求选材

成形透明塑料的模具，要求模具材料有较高的镜面加工性，为此，要求模具材料能淬成高硬度，材料中的非金属夹杂物和气孔要极少而且其显微组织也要均匀。这时最好选用能淬成高硬度的超纯净钢。

许多塑料制品都要求其表面有美丽的装饰花纹，为此，要求塑料模材料具有良好的装饰纹加工性。显微组织均匀且不含非金属夹杂物的模具钢就具有良好的装饰纹加工性。

在成形塑料磁体时，为了在某一个方向得到优异的磁性能，需要选用奥氏体无磁模具钢制造模具。

有的塑料制品要有很高的尺寸精度，这时，应选用热膨胀系数小且在热处理过程中不会变形的模具材料，18Ni 马氏体时效钢就具有这些特性，其不足之处是价格昂贵。若选用 Cr12MoV 钢，在淬回火后进行深冷处理也可达到同样的目的。

(4) 按塑料制品批量选材

由于用户的爱好兴趣不同，现在，塑料制品正在向小批量多品种方向发展。对于成形批量小

的塑料制品的成形模具,对钢材的要求可以低些,一般选用铝合金、锌合金或普通碳钢;对于批量大的塑料制品的成形模具,应根据其服役条件和对模具质量的要求来选材,一般选用高级钢制造塑料模。

按塑件产量不同选材见表 6.4-14。

表 6.4-14 依照塑件产量选用模具钢

模具寿命(合格品范围内)/件	选用钢材
100 000~200 000	45, 55, 40Cr
300 000	P20, 5NiSCa, 8CrMn
600 000	P20, 5NiSCa, SM1
800 000	8CrMn 淬火、P20
1 200 000	SM2, PMS
1 500 000	PCR, LD2, 65Nb
2 000 000 以上	65Nb, 06Ni7Ti2Cr, 06Ni6CrMoVTiAl 25CrNi3MoAl 氮化 012Al 氮化

2.2 常用的塑料模具材料分类

用于制造模具成型零件的钢是渗碳钢、氮化钢、整体淬火钢、耐蚀钢和调质钢。

(1) 渗碳钢

渗碳钢能最充分地适合模具成型零件的使用要求。这类钢的优点是有较高的表面硬度和中心部的韧性强度,因而有较高的耐磨损持久性、可变效应持久性和耐冲击载荷持久性。因此,在使用整体淬火钢产生破损时,应选用渗碳钢。它与碳素工具钢相比,减小了变形量。在对热处理工艺提出较高的要求后,可使模具成型零件于热处理之后即能进行精加工,加工余量可在 0.05~0.15 mm 界限内。渗碳层深度为 0.6~1.2 mm,小值用于较薄的成型零件。为避免淬透而造成破损,所以不选用这类钢制造厚度小于 4 mm 的成型零件。

最常用的渗碳钢牌号为 10、20、20Cr、12CrNi3A、18CrMnTi。

(2) 氮化钢

氮化钢经氮化后不需要再进行其他热处理,而具有较高的表面层硬度。用这种钢制造的零件几乎不变形。与用渗碳钢制造时不用,模具成型零件氮化前先经调质热处理(淬火后高温回火)而且造成最终尺寸。氮化层深度为 0.15~0.20 mm。

最常用的氮化钢牌号为 5CrMnMo、4CrMoVSi、4Cr5MoVSi。

(3) 整体淬火钢

整体淬火钢有较高的硬度、较好的耐磨性和抛光性及电加工性能。但是它与渗碳钢或调质钢相比,韧性降低,变形、扭曲和产生裂纹的倾向增大。因此,主要用它来制造形状简单尺寸不大的模具成型零件。

应用最广的整体淬火钢牌号为 T8A、Cr12Mo、4Cr5MoVSi、Cr12V1。

Cr12V1、Cr12Mo 适用于制造具有高耐磨性、外形复杂的大型模具成型零件。它们的特点是淬透性(淬透深度大于 200~300 mm),而且可在油或空气中淬火。Cr12V1 的塑性和韧性比 Cr12Mo 稍强些,但硬度却差些。

(4) 耐蚀钢

模具成型零件通常用镀铬来提高其耐磨性和耐腐蚀性。如果镀铬质量和铬层厚度不能保证所要求的使用寿命,就应选用耐蚀钢。塑料模具成型零件应用的耐蚀钢有 1Cr13、2Cr13、3Cr13、4Cr13、9Cr18、Cr18MoV、Cr14Mo、Cr14Mo4V、1Cr17Ni2。当成型含化学腐蚀性气体的塑料而在模具成型零件上显现出腐蚀作用时,或是成型零件上有窄槽和复杂的筋类不可能得到均匀的镀铬层时,采用这类耐蚀钢制造。

(5) 调质钢

为了便于模具制造和降低模具成本,在塑料制品的小批生产时用调质钢 45、40Cr、5CrMnMo、4CrMoVSi、4Cr5MoVSi 等制造中型和大型模具。用它们制造的模具成型零件毛坯,只经调质处理(最终热处理),这样可避免制成的模具成型零件再经热处理时产生尺寸和形状变化。这类钢的缺点是耐磨性和强度较低,抛光性不良。但它们不需渗碳、氮化和镀铬。

塑料模具成型零件制造用钢见表 6.4-15;成型零件之外的模具零件制造用钢见表 6.4-16。

表 6.4-15 塑料模具成型零件制造用钢

模具成型零件特性	成型塑料	钢 号	热处理和 化学热处理	力学性能		模具成型 零件涂层	备 注
				σ_b /MPa	HRC(HB 或 HV)		
截面 $\leq 60 \text{ mm}^2$, 简单外形		T8A	淬火 + 回火	1 200 ~ 1 400	46.5 ~ 51.5	聚乙烯成型时用 氟化, 其他塑料用 镀铬	用于小截面时硬 度取大值
		20Cr	渗碳 (0.8 ~ 1.2 mm) + 淬火 + 回火	600 ~ 800	51.5 ~ 56 (770 HV)		
中等复杂的, 成 型压力较大的 (大 于 20 MPa)		20Cr, 10	渗碳 (0.8 ~ 1.2 mm) + 淬火 + 回火	600 ~ 800	46.5 ~ 53.0	同上, 窄深槽零 件用镀锌	当小批生产时不 采用氟化
		18CrMnTi, 12CrNi3A 40Cr		1 000 ~ 1 200 1 200 ~ 1 400	51.5 ~ 56.0 46.5 ~ 51.5		
复杂形状的、深 槽、窄条、厚度差 明显、高精度	除氟 乙稀外的 所有热塑 性塑料	12CrNi3A	渗碳 (0.8 ~ 1.2 mm) + 淬火 + 回火	1 000 ~ 1 200	46.5 ~ 53.0	同上, 窄深槽零 件用镀锌	当小批生产时不 采用氟化
		18CrMnTi 25Cr2Ni4MoA 5CrMnMo 4CrMoVSi 4Cr5MoVSi	调质 + 氟化 (0.15 ~ 0.2 mm)	900 ~ 1 000	30 ~ 34 (心部) (900 HV)		
中型和大型尺寸 的		12CrNi3A	渗碳 (0.8 ~ 1.2 mm) + 淬火 + 回火	800 ~ 900	46.5 ~ 53.0	聚乙烯塑料用氧 化, 其他塑料用氟 化	—
		18CrMnTi 5CrMnMo 4CrMoVSi 4Cr5MoVSi	调质 + 氟化 (0.15 ~ 0.2 mm)	900 ~ 1 000	30 ~ 34 (心部) (900 HV)		
大尺寸的, 复杂 形状的, 在强磨损 和高应力条件下工 作	含玻璃 纤维填料, 矿物填料 的热塑性 塑料	Cr12V1	淬火 + 回火	2 000 ~ 2 600	61 ~ 62	镀铬	—
		Cr12Mo	淬火 + 回火	2 000 ~ 2 600	61 ~ 62		
形状简单的		45	调质	—	(192 ~ 240 HB)	镀铬	小批生产条件下 适用
		40Cr		—	(240 ~ 280 HB)		

注射成型模具的凹模和凸模 (型腔和型芯)

续表 6.4-15

模具成型零件特性	成型塑料	钢 号	热处理和 化学热处理	力学性能		模具成型 零件涂层	注
				σ_b /MPa	HRC (HB 或 HV)		
注射成型模具的凹模和凸模 (型腔和型芯)							
在腐蚀介质作用 条件下工作	聚氯乙烯	2Cr13	淬火 + 回火	1 400 ~ 1 500	41.5 ~ 43.5	不需涂层	—
		4Cr13 1Cr13		1 700 ~ 1 800 1 200 ~ 1 300	51.5 ~ 55.0 36.5 ~ 39.5		
有浇口分流道的 零件	酚醛塑料	Cr12Mo	淬火 + 回火	2 200 ~ 2 600	>61.0	镀铬	—
压缩和压注成型模具的凹模和凸模							
压缩成型压力不 大于 30 MPa	热固性塑 料	12CrNi3A, 18CrMnTi	渗碳 (1.0 ~ 1.4 mm) + 淬火 + 回火	800 ~ 1 100	50 ~ 55	镀铬	—
		18CrMnTi 5CrMnMo	渗碳 (1.0 ~ 1.4 mm) + 淬火 + 回火	1 000 ~ 1 200 1 600 ~ 1 800	51.5 ~ 56.0 51.5 ~ 56.0		
成型压力较高	含玻璃纤维、石棉填 料、矿物填 料的热固性 塑料	Cr12V1 Cr12Mo	淬火 + 回火	2 000 ~ 2 600 2 000 ~ 2 600	61 ~ 62 61 ~ 62	不需涂层	—
		9Cr18		>2 000	51.5 ~ 56.0		
形状简单的	酚醛塑 料、氨基塑 料	45 40Cr	调质	— —	(192 ~ 240 HB) (240 ~ 280 HB)	镀铬	—
		推出件、镶件					
尺寸 ≤ 3 mm	全部塑料	45, T8A, 65Mn 9Cr18	淬火 + 回火	—	43.5 ~ 49.5	镀铬 不需涂层	—
		T8A, 45 9Cr18		—	49.5 ~ 53.0		
尺寸 > 3 mm						镀铬 不需涂层	—

表 6.4-16 模具零件（成形零件除外）制造用钢

零件名称	推荐钢号/代用钢号	推荐钢号的硬度 HRC	零件名称	推荐钢号/代用钢号	推荐钢号的硬度 HRC
浇口套 导套	T8A/T8	51.5~56	瓣模凹模模套	T8A/T8 20Cr/20	49.5~53.0 渗碳 0.8~1.2 mm HRC51.5~56.0
			凸模和凹模模套	Q235-A	—
模架螺纹套	45/35	—	通用模架模套	45	—
连接推杆套	45	42~47	轴	20/30	—
推出零件	T8A/40Cr	49.5~53.0	支承柱	45	—
截切件	T8A/T8	49.5~53.0	上模座板	Q235-A/ Q255-A	—
推出机构的螺母	Q255-A	—	下模座板		
冷却系统的塞堵	Q235-A	—	定模座板 动模座板		
型芯夹持件	T8A/T8	51.5~56.0	加热板	Q235-A/ Q255-A	—
弹簧夹头	65Mn	43.5~49.5			
分离式加料腔	T8A/T8	51.5~57	推板	45/35	—
与模套连体加料腔	12CrNi3A/20Cr	渗碳 0.8~1.2 mm HRC51.5~56.0	支承板	T8A/T8	45.5~49.5
			流道板	T8A/T8	45.5~49.5
开模装置的楔、杆	45	34~38	压缩模支承板	45	—
开模用板、钩	Q235-A	—	压板	45/35	34~38
导柱	T8A/T8	49.5~53.0	销孔塞堵	Q235-A	—
拉杆、拉板、靠板、 斜槽导板	20Cr/20	51.5~56.0	弹簧	65Mn	—
			手柄	Q235-A	—
杠杆	45	—	冷却系统的螺纹 接头、管件	35	—
滑块、导向滑块	45	—			

3 塑料模具的热处理

3.1 塑料模具热处理的常用设备

1) 高温箱式加热电阻炉 高温箱式加热电阻炉主要供合金钢塑模零件淬火加热用，它的技术性能如表 6.4-17 所示。

2) 中温箱式加热电阻炉 中温箱式加热电阻炉主要用于塑模退火、正火，也可用于塑模零件的淬火、回火和固体渗碳，它的技术性能如表 6.4-18 所示。

3) 井式气体渗碳炉 井式气体渗碳炉主要用于低碳钢塑模零件的气体渗碳、氮化、碳氮共

渗等化学热处理，它的技术性能如表 6.4-19 所示。

4) 埋入式电极盐浴炉 埋入式电极盐浴炉是一种新型的盐浴炉，主要用于塑模零件的加热淬火、回火、也可用于分级等温淬火冷却，它的技术性能数据如表 6.4-20 所示。

5) 外热式坩埚盐浴炉 外热式坩埚盐浴炉主要为塑模零件淬火时的分级等温冷却用，也可用于回火，它的技术性能如表 6.4-21 所示。

6) 外热式油浴电阻炉 外热式油浴电阻炉主要适于供塑模零件回火用，它的技术性能如表 6.4-22 所示。

表 6.4-17 高温箱式电热电阻炉技术数据

型 号	技 术 数 据								
	额定功率 /W	电压 /V	相数	连接法	最高工作温度 /℃	炉膛尺寸 长 × 宽 × 高 mm × mm × mm	1300℃时空载运行功率 /W	20℃时开始空载升温时间 /h	最大生产率 / (kg/h) (850~1300℃)
RJX-30-13	30	380	3	Y/Y/Y	1350	400×300×250	≤12	≤8	50
RJX-50-13	50	380	3	Y/Y/Y/Y/Y	1350	700×450×350	≤18	≤8	130

表 6.4-18 中温箱式加热电阻炉技术数据

型 号	技 术 数 据									
	额定功率 /W	电压 /V	相数	连接方法	最高工作温度 /℃	炉膛尺寸 长 × 宽 × 高 mm × mm × mm	在850℃时空载运行功率 /W	最大生产率 / (kg/h)	20℃开始空载升温时间 /h	炉底板最大载重量 /N
RJX-15-9	15	380/220	1/3	串联/Y	950	650×300×250	≤5	50	≤5	900
		380	3	Y						
RJX-30-9	30	380/220	3	Y/Δ	950	950×450×450	≤9	125	≤6	2000
		380		Y						
RJX-45-9	45	380/220	3	Y/Δ	950	1200×600×500	≤11	200	≤7	3500
		380		Y						

表 6.4-19 井式气体渗碳炉技术数据

型 号	技 术 数 据								
	额定功率 /W	电压 /V	相数	连接方法	最高工作温度 /℃	炉膛尺寸 直径/mm × 深度/mm	空载运行功率 /W	20℃开始空载升温时间 /h	一次最大装料量 /kg
RJJ-25-9TG	25	380/220	3	Y/Δ	950	300×450	≤8	5	500
RJJ-35-9TG	35	380/220	3	Y/Δ	950	300×600	≤11	5	1000
RJJ-60-9TG	60	380/220	3	Y/Δ	950	450×600	≤15	6	1500

表 6.4-20 埋入式电极盐浴炉技术数据

型 号	技 术 数 据			
	功率 /W	电极电压 /V	最高工作温度 /℃	炉膛尺寸 长 × 宽 × 高 mm × mm × mm
DM-35-6	35	6.87~17.27	650	300×350×600
DM-35-8	35	6.87~17.27	850	250×300×600
DM-35-13	35	6.87~17.27	1300	200×200×600

表 6.4-21 外热式坩埚盐浴炉技术数据

型 号	技 术 数 据							
	额定功率 /W	电压 /V	相数	连接方式	最高工作温度 /℃	坩埚尺寸 直径/mm×深度/mm	最大生产率 /(kg/h)	炉重 /N
RYG-10-8	10	220	单	串联	850	200×350	30	12 000
RYG-20-8	20	380/220	单	串联/Y	850	300×555	80	13 500

表 6.4-22 外热式油浴电阻炉技术数据

型 号	技 术 数 据								
	额定功率 /W	电压 /V	额定电流 /A	相数	联接 方式	最高工作温度 /℃	温升时间 /min	最大装油量 /L	油槽尺寸 长×宽×高 mm×mm×mm
RJY-6-3	6	380	16	3	Y	300	90	21	350×300×250
RJY-8-3	8	380	21	3	Y	300	90	40	450×350×300

3.2 塑料模具热处理的基本技术要求

塑料模的热处理技术要求具有如下特点:

1) 适中的硬度和充分的韧性,不同类型的模具,具有不同的硬度,见表 6.4-23 所列。

表 6.4-23 不同类型塑料模具的工作硬度

模具类型	模具用钢	工作硬度	说 明
形状简单,压制加有无机填料的塑料	Cr12MoV 或 5CrW2Si 渗碳	56~60HRC	在高的压力下要求耐磨的模具
形状简单的小型高寿命塑料模	9Mn2V、Cr2 等合金工具钢	54~58HRC	在保证较高耐磨性的同时,具有好的强韧性
形状复杂,精度高的淬火微变形塑料模	T7A、T10A	45~50HRC	用于易折断的部件(如型芯)
软质塑料注射模	碳素工具钢、3Cr2Mo	280~320HB	无填充剂的软质塑料

2) 确保淬火微变形,见表 6.4-24。

3) 模具在热处理过程中,应特别注意保护型腔表面,防止表面发生任何缺陷。

4) 热固性塑料模(胶木模)是在长期受热、受压下工作,要求在热处理后保证有足够高的抗堆塌能力。

表 6.4-24 塑料模允许淬火变形量参考值

模具尺寸 /mm	允许变形量/mm		
	碳素工具钢	低合金工具钢	渗碳钢 12CrNi3A
260~400	+0.20	+0.15	+0.15
	-0.30	-0.20	-0.08
110~250	+0.15	+0.10	+0.10
	-0.20	-0.15	-0.05
≤100	±0.10	±0.06	±0.04

3.3 塑料模具的热处理方法及规范

3.3.1 碳素钢

由于碳素钢具有价格便宜、加工性能好、原料来源方便等优点,因此对于制造形状简单的小型塑料模具或精度要求不高,使用寿命不需要很长的塑料模具,多采用这类钢制造。

对于要求不高的小型的热塑性塑料模具,一般采用含碳量为 0.4%~0.6% 的碳素钢制造。目前,国际上较广泛使用的钢号是日本 JISG 4051 标准中的 S45C-S58C 系列,其化学成分(质量分数)见表 6.4-25。国内则普遍采用 45 号钢(相当于 S45C)。

表 6.4-25 S45C~S58C 钢号化学成分 (质量分数) (%)

钢号	C	Si	Mn	P	S	钢号	C	Si	Mn	P	S
S45C	0.42~0.48	0.15~0.35	0.60~0.90	<0.030	<0.035	S53C	0.50~0.56	0.15~0.35	0.60~0.90	<0.030	<0.035
S48C	0.45~0.51	0.15~0.35	0.60~0.90	<0.030	<0.035	S55C	0.52~0.58	0.15~0.35	0.60~0.90	<0.030	<0.035
S50C	0.47~0.53	0.15~0.35	0.60~0.90	<0.030	<0.035	S58C	0.55~0.61	0.15~0.35	0.60~0.90	<0.030	<0.035

为了保证模具的表面粗糙度、抛光性能和使用性能等,碳素塑料模具钢的冶金质量应比结构钢要求高,应尽量降低钢中的硫、磷等有害元素含量、气体(氮、氢、氧)含量;不得有气孔、裂缝、夹杂等宏观缺陷;热加工时还要增大钢材的锻压比,以保证钢材的组织致密、均匀。为了进一步提高刀具使用寿命、缩短加工工时,降低模具加工成本,近年来,发展了S55C系列的易切削钢。

用含碳量为0.4%~0.6%的碳素钢制造塑料模具,可以直接采用锻、轧态的坯料进行粗加工;但是,如果要改善钢材的切削加工性能,需要进行退火处理,退火加热温度为820~840℃,保温2~4h后炉冷。退火组织为珠光体+铁素体。

图6.4-12和图6.4-13是45号钢的淬透性曲线和等温转变曲线,显然,这类钢材淬透性差。模具通常在正火状态下使用;也有一部分在调质状态下使用。对于用含碳量较高的钢材(如S55C)制造的塑料模具或形状复杂的塑料模具,可采用油或冷却能力介于水油之间的水溶性淬火介质进行淬火。

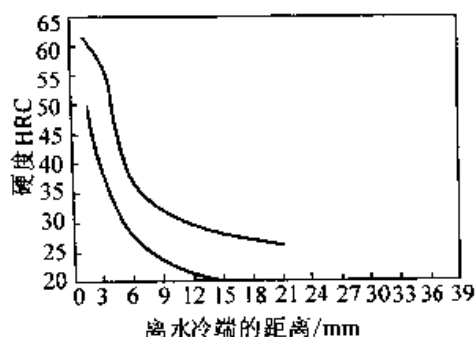


图 6.4-12 45号钢的淬透性曲线
第一汽车制造厂试验数据,试验用钢共66炉:
C 0.42%~0.50%, Mn 0.50%~0.80%,
Si 0.17%~0.37%;奥氏体化温度:840℃

图6.4-14示出45号钢在不同温度回火后的力学性能,从图中可见,这类钢材的回火稳定性较低。

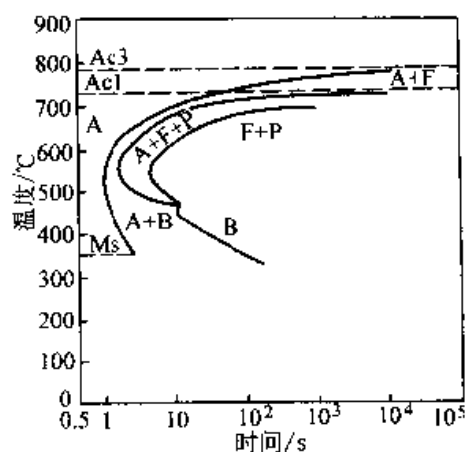


图 6.4-13 45号钢的等温转变曲线
C 0.44%, Mn 0.66%, Si 0.22%,
Cr 0.15%;奥氏体化温度:880℃

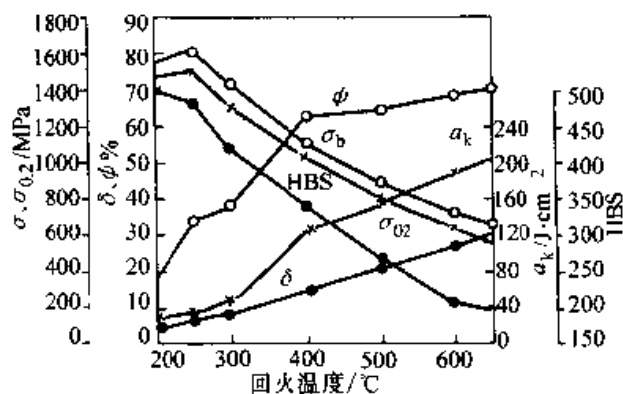


图 6.4-14 45号钢在不同回火温度下的力学性能
第一汽车制造厂试验数据,试验用钢:C 0.43%,
Si 0.27%, Mn 0.61%;840℃水淬;
热处理毛坯尺寸:φ10 mm

表6.4-26列出了45号钢不同截面调质后的力学性能数据。表6.4-27系S45C~S58C钢的热处理温度 and 不同状态下的力学性能数据。

对形状较简单的、小型的热固性塑料模具,由于要求较高的耐磨性,一般采用T7、T8、T9、T10、T11、T12等碳素工具钢制造,其化学成分见表6.4-28。

表 6.4-26 45 号钢不同截面调质后的力学性能

热处理	直径/mm	取样部位	力学性能					HBS
			σ_b /MPa	σ_s /MPa	δ /%	ψ /%	a_k /J·cm ⁻²	
840℃加热 淬盐水 500℃回火	12.5	中心	1 080	1 010	14.5	59.0		308
	25	中心	960	745	18.5	61.0	159	274
	50	中心	920	615	21.5	57.5	110	255
	100	中心	820	505	20.0	57.0	102	230
	100	1/2 半径	845	525	23.5	57.5	105	241
840℃加热 淬盐水 575℃回火	12.5	中心	880	790	21.0	63.0		259
	25	中心	840	620	23.5	65.0	174	241
	50	中心	835	525	23.5	61.0	167	229
	100	中心	745	425	25.0	62.5	122	218
	100	1/2 半径	815	485	26.0	63.5	115	229
840℃加热 淬盐水 650℃回火	12.5	中心	760	670	25.5	67.0		227
	25	中心	755	555	26.5	68.0	162	220
	50	中心	755	470	27.0	63.5	178	208
	100	中心	645	375	31.0	65.5	123	188
	100	1/2 半径	670	420	30.0	66.0	102	191

注：试验钢化学成分/%：0.44C，0.31Si，0.74Mn，0.018P，0.031S。

表 6.4-27 S45C~S58C 热处理温度和在不同状态下的力学性能

钢号 (JIS)	热处理温度/℃				状态	力学性能					硬度 HBS
	正火	退火	淬火	回火		σ_b /MPa	σ_s /MPa	δ /%	ψ /%	冲击韧性(夏比) /J·cm ⁻²	
S45C	820~870	~810	820~870 水冷	550~650 急冷	正火 退火 调质	569	343	20			167~229
						686	490	17	45	88	137~170 201~269
S48C S50C	810~860	~800	810~860 水冷	550~650 急冷	正火 退火 调质	608	363	18			179~235
						735	539	15	40	69	143~187 212~277
S53C S55C	800~850	~790	800~850 水冷	550~650 急冷	正火 退火 调质	647	392	15			183~255
						785	588	14	35	59	149~192 229~285
S58C	800~850	~790	800~850 水冷	550~650 急冷	正火 退火 调质	647	392	15			185~255
						785	588	14	35	59	149~192 229~285

表 6.4-28 碳素工具钢的化学成分
(质量分数) (%)

钢号	C	Mn	Si	S	P
T7	0.65~0.74	≤0.40	≤0.35	≤0.030	≤0.035
T8	0.75~0.84	≤0.40	≤0.35	≤0.030	≤0.035
T9	0.85~0.94	≤0.40	≤0.35	≤0.030	≤0.035
T10	0.95~1.04	≤0.40	≤0.35	≤0.030	≤0.035
T11	1.05~1.14	≤0.40	≤0.35	≤0.030	≤0.035
T12	1.15~1.24	≤0.40	≤0.35	≤0.030	≤0.035

高碳工具钢主要特点是在珠光体区和贝氏体区的过冷奥氏体稳定性低(图 6.4-15), 淬透性差。碳素工具钢在热处理后表面可得高硬度和高耐磨性, 而且中心区域具有较好的韧性, 淬火后残余奥氏体含量较合金钢少(图 6.4-16), 约 5%~8%, 退火后硬度低(150~175HBS), 加工性能良好。

(1) 退火钢的组织 and 性能

除了对原材料的硬度有一定要求之外, 还必须要求有好的退火组织, 为最终热处理作好准备, 以避免淬火时晶粒长大, 并减少模具的变形及开裂的倾向, 使模具在热处理后具有较高的力学性能及耐磨性。为此, 碳素工具钢组织中的二次渗碳体及珠光体中的渗碳体应呈颗粒状, 这种组织被称为球状珠光体(或粒状珠光体)。球化程度及颗粒大小, 按 GB/T 1298 规定共十级。在该标准中第一、二级系欠热组织(即退火加热不足), 尚有细小片状珠光体分散在细粒状珠光体基体中, 这种组织如果仍然按照通常的淬火工艺进行加热, 渗碳体溶解快, 奥氏体晶粒易长大, 淬火时形成裂纹的敏感性增大, 强度也降低; 第九、十级系过热组织, 其特点是在粗大球状珠光体的基体上存在着粗片状珠光体, 大量粗片状珠光体的存在将使硬度提高(10 级的 T12 钢, 硬度 227HBS), 切削加工性能变坏; 粗片状渗碳体的存在, 还将使模具在淬火时变形和开裂的倾向增大。

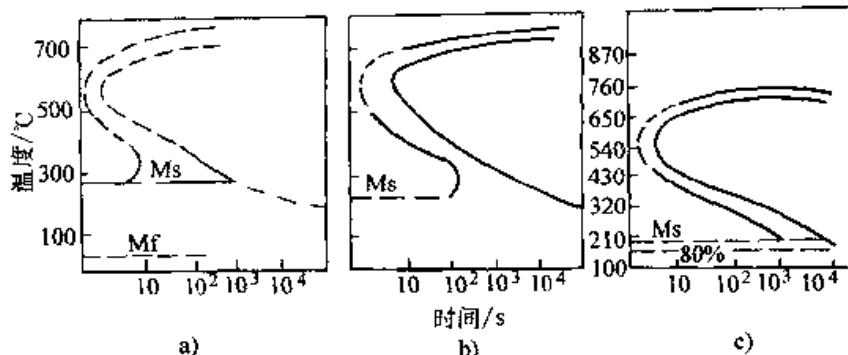


图 6.4-15 碳素钢中奥氏体等温变化图

a) 亚共析钢 (0.54% 碳, 0.36% 锰), 加热到 830°C 以后 b) 共析钢 (0.80% 碳, 0.29% 锰), 加热到 850°C 以后 c) 过共析钢 (1.14% 碳, 0.22% 锰), 加热到 790°C 以后

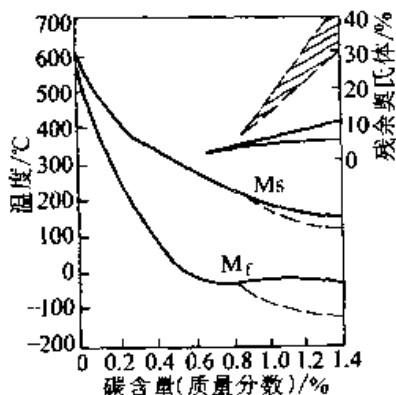


图 6.4-16 碳素钢中马氏体相变温度和残余奥氏体含量与碳含量的关系 (虚线—加热到 A_{c1} 线以上后淬火)

原材料组织中不应存在严重的网状渗碳体。因为在淬火加热时网状渗碳体是不能消除的, 当淬火冷却时容易在脆的网状渗碳体处形成应力集中而导致模具变形、开裂, 并使模具的强度、塑性和韧性下降, 在使用过程中模具易产生崩刃而报废。

碳素工具钢钢材的供应状态是轧制后经球化退火处理的, 但重新经过锻造或者金相组织不合格的原材料, 就需要重新进行球化退火, 退火前如钢中尚有较严重的网状渗碳体, 则应先经正火处理, 即在 A_{c1} 温度以上加热而后鼓风冷却, 使二次渗碳体来不及呈网状析出; 对于毛坯截面

尺寸较大或渗碳体网较严重者,有时鼓风冷却尚不能消除,则可采用油冷的办法;如渗碳体网极薄,则不一定先经正火,只要在球化退火时增加保温时间即可。

碳素工具钢的球化退火加热温度应在 A_{c1} 与 A_{cm} 温度范围内。例如, T12 钢在 760~770℃ 加热退火,此时奥氏体中有较多的未溶渗碳体颗粒存在,可以成为冷却时析出二次渗碳体及发生珠光体转变的现成核心。此外,由于奥氏体内部化学成分(碳)的不均匀分布,冷却时在富碳区也可以产生渗碳体的核心。在冷却过程中,渗碳体在这些核心处析出长大,退火后就得到以铁素体为基体并在其上分布着颗粒渗碳体的球状珠光体组织。

退火组织中渗碳体颗粒的粗细程度与退火加热温度有着密切的关系。当退火温度稍高于 A_{c1} 及停留时间较短时,原来的片状珠光体溶解得不充分,所形成的奥氏体的碳浓度分布也不均匀,这样退火后容易得到细颗粒的球状珠光体,或得到点状珠光体,甚至珠光体转变时仍有细片状渗碳体析出,这种组织称为欠热组织。

如果退火温度稍低于 A_{c1} ,此时不会发生相的转变,但珠光体也能进行球化,这是因为由片状渗碳体团聚为粒状渗碳体会使表面能降低的缘故。当然,此时温度较低,扩散过程缓慢,完全球化就需要更长的时间。如果退火时间不够,球化不完全,则组织中保留有轧制状态下的细珠光体,这也是欠热组织。

球化退火温度过高,二次渗碳体将大量溶入奥氏体中并使尚未溶入的渗碳体发生聚集,奥氏体内部的化学成分也比较均匀,冷却过程中,珠光体转变时的核心数目将减少。如冷却缓慢,珠光体转变在较小的过冷度下进行,将出现大颗粒球状珠光体和粗片状的珠光体组织,这就是球化退火时出现的过热组织。因为退火温度过高出现的片状珠光体与因为加热温度不足出现的片状珠光体相比较,前者片层间距大,片长而直,即使片层间距小,片的形态仍然是长而直,后者片层间距小,且片的尺寸小,即使片层间距稍大,但片的尺寸仍然是短小而弯曲的。

不同含量的碳素工具钢,其允许的退火温度范围不同。当 T8 钢与 T10 钢采用相同的退火冷却速度 (20℃/h) 时, T8 钢由于相变温度范围

窄而易过热或欠热,只有在 720~760℃ 范围内加热退火,才能达到 GB/T 1298 的技术条件要求,仅仅是采用 720~735℃ 退火后才能获得较好的组织 (4~5 级),退火温度高于 790℃,将获得全部粗片状珠光体组织; T10 钢经 715~790℃ 退火后,都能满足 GB/T 1298 的技术条件要求,715~760℃ 退火后大部分能得到 4~5 级好的球化组织。在过共析的碳素工具钢的球化组织中,常出现大颗粒渗碳体,这与二次渗碳体的聚集与球化有关。大颗粒渗碳体常沿晶界分布,温度越高,这种颗粒的长大倾向越大。

除加热温度外,冷却速度对能否获得合格的球化级别也有重要意义。冷却速度过快,将形成极细小的点状及片状渗碳体;冷却速度过于缓慢,又会使球化颗粒过于粗大。过粗的渗碳体颗粒是我们所不希望的,它将使硬度过低,切削后表面粗糙度变差,还会因渗碳体分布不均匀而引起在淬火加热时某些渗碳体稀少处的奥氏体晶粒长大,淬火后,局部区域得到粗大片状的马氏体,使机械性能特别是塑性降低,故一般宜用 20~30℃/h 的冷却速度冷至 500℃ 出炉空冷。

当进行等温球化退火时,从退火温度冷至 A_{c1} 以下进行等温,其冷却速度及等温温度的高低都将影响球化颗粒的粗细。缓慢的冷却速度及较高的等温温度,将使渗碳体充分聚集得到粗颗粒。较大的冷却速度或较低的等温温度,将使颗粒细化并获得点状渗碳体。对碳素工具钢来说,从退火温度至等温温度的冷却速度以 50~60℃/h 为宜,等温温度以 640~680℃ 为宜。从等温转变曲线看,等温时间不超过 60 min 就可转变完毕。实际上,等温时间应根据炉子装料情况而定,一般约为 5~8 h。为了避免内应力的产生,工件应随炉冷至 500~550℃ 再取出空冷。

等温退火的好处是可以减少炉子中各部分工件冷却的不均匀性,使整批工件获得更为均匀一致的组织,提高球化合格率,而且退火时间也较短。

(2) 淬火钢的组织 and 性能

淬火后得到淬火马氏体组织,使模具具有高硬度和耐磨性。

淬火加热温度的高低对淬火后模具质量有着重要的影响。过高的淬火温度(对共析钢如超过

正常淬火温度 10~15℃)使奥氏体晶粒长大, 淬火时工件的变形开裂倾向增加, 淬火后的马氏体组织粗大, 力学性能恶化(图 6.4-17 和图 6.4-18), 还将使分散的残余渗碳体数量减少, 残

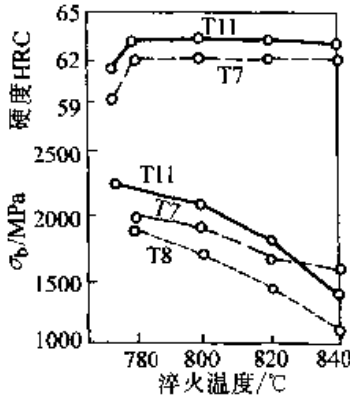


图 6.4-17 淬火温度对碳素钢强度与硬度的影响
水淬: 在 150℃ 回火 1 h

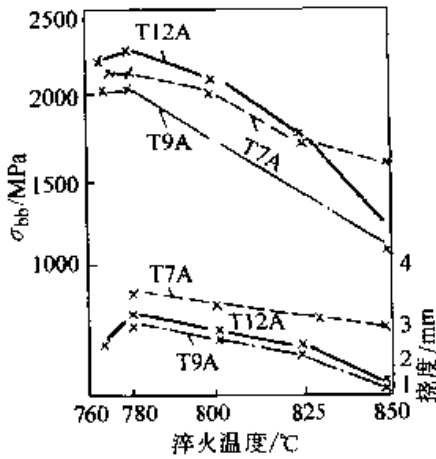


图 6.4-18 碳素钢淬火温度与力学性能的关系

余奥氏体量增加(图 6.4-19), 对工件的耐磨性不利; 过低的淬火温度, 则使奥氏体不能溶入足够量的碳, 奥氏体中碳浓度得不到充分的均匀化, 对模具的力学性能和耐磨性同样是不利的。

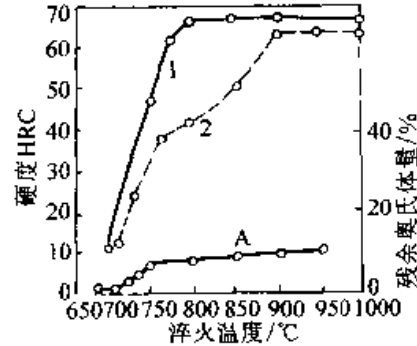


图 6.4-19 T10 钢的硬度、残余奥氏体量与淬火温度的关系 (试样直径 20 mm)
1—试样表面硬度 2—试样中心硬度

碳素工具钢的淬火加热温度一般根据钢的临界点来选择, 取 A_{c1} 以上 30~50℃, 表 6.4-29 列出了碳素工具钢淬火后的硬度。

为了提高较大工件的表面硬度, 可考虑用较高的淬火温度。小尺寸的模具, 可以选择较低的淬火温度以得到良好的力学性能。为了减少模具的淬火变形及开裂, 在尺寸大小或使用条件允许的情况下, 应选用冷却能力较缓和的冷却介质。此时, 可采用较高的淬火温度。从表 6.4-29 可看到, 在油或硝酸盐浴中淬火的工件, 加热温度比水淬的提高 20℃ 左右, 以便仍能得到较大的淬硬层深度和较高的硬度。因为提高淬火温度而引起力学性能降低, 可由缓慢冷却使淬火内应力的

表 6.4-29 碳素工具钢淬火硬度

钢号	$A_{c1}/^{\circ}C$	A_{c3} 或 A_{ccm}	$A_{r1}/^{\circ}C$	淬火加热温度/ $^{\circ}C$ (水淬)	淬火后硬度 HRC (水淬)	淬火加热温度/ $^{\circ}C$ (油或硝酸盐淬)	淬火后硬度 HRC (油或硝酸盐淬)
T7	730	770	700	780~800	62~64	800~820	59~61
T8	730		700	760~770	63~65	780~790	60~62
T9	730		700	760~770	63~65	780~790	60~62
T10	730	800	700	760~780	63~65	780~810	61~64
T11	730	810	700	760~780	63~65	780~810	61~64
T12	730	820	700	760~780	63~65	790~810	61~64

减少来一定程度地抵消这种作用。若原始组织中为细片状和点状珠光体组织，加热时渗碳体易溶解，应选择较低的加热温度；具有粗球化珠光体组织的钢，可以选择较高的淬火加热温度。

淬火保温时间各厂不尽相同，手册上推荐的数据也不一样，这方面难以求得统一，一般应根据加热的设备和装炉量等具体条件来决定。根据一些工厂的实践经验，保温时间参考表 6.4-30 选择。但对于较大的模具，应比计算的时间适当地缩短；对于很小的模具，保温时间应适当延长。如直径为 1~2 mm 的冲头，在盐浴中的加热时间应不少于 40~60 s。

表 6.4-30 直径（厚度）大于 3 mm 高碳工具钢淬火加热系数

炉型	淬火温度/℃	保温时间/s·mm ⁻¹	
		经预热	不预热
箱式炉（马弗炉）	760~780	48~60	72~90
盐浴炉	760~850	15~18	18~21

碳素工具钢制成的模具，在淬火加热前，最好先进行预热，以减少变形和开裂的危险。预热

后，加热保温的时间就可以缩短，同时也可以减少过热和脱碳的倾向。

在淬火加热时防止模具表面的氧化和脱碳是很重要的，故淬火加热多在盐浴可控气氛加热炉或真空淬火炉中进行。

淬火冷却，因为碳素工具钢的淬透性低，其淬透性与淬火温度及试件直径的关系见图 6.4-20。一般直径小于 5 mm 的模具可以用油淬，淬火动作要迅速，免得在入油前因奥氏体在高温发生部分转变而达不到所要求的高硬度。有些模具如果硬度要求较低，油淬也能达到要求，就可以用油淬（通常用 10 号或 20 号机油和根据要求选用专用的淬火油），以减少变形和开裂。对于直径小于 10 mm 的模具，可在 150~160℃ 的硝酸盐浴中分级淬火；直径在 10~15 mm 的模具，则可在 140~160℃ 的碱浴中分级淬火；直径在 15~18 mm 的模具，在水中可以淬透，但容易产生很大的内应力和变形。直径更大的模具，即使在水或盐、碱水溶液中也难淬透，其淬硬层薄，从淬硬层过渡到未淬硬的内层，硬度发生陡降，即过渡层很薄，故淬火时会产生很大的内应力，

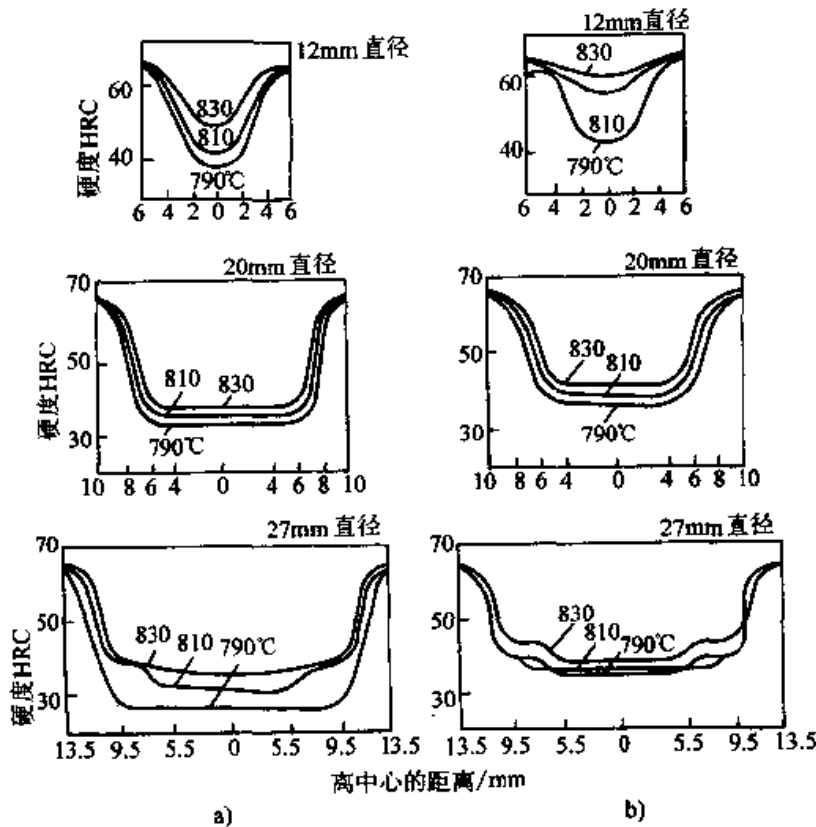


图 6.4-20 碳素钢的淬透性与淬火温度及试件直径的关系
a) 0.7% C b) 1.2% C

并易形成弧形裂纹，在受冲击或受较大载荷时，易开裂或崩刃。因此，碳素工具钢仅适宜制造小截面的模具，并宜在盐浴中分级淬火，以减少内应力和变形。对于有些冷冲模具，只要求有高硬度的表面层，而存在未淬硬的心部反而对保持高韧性有利，当模具直径大至为 18~30 mm 时，仍可采用碱盐分级淬火的方法。

(3) 回火钢的组织 and 性能

碳素工具钢在淬火后具有高硬度，但存在淬火内应力，塑性很低，强度也不高，必须再经过低温回火，使钢中的残余内应力得到部分消除，从而使钢的机械性能得到改善。低温回火时，在钢中的 ϵ -碳化物 ($Fe_2.4C$) 从马氏体中析出，具有很高的弥散度，马氏体中的碳含量下降，在不降低硬度或稍降低硬度的情况下，使钢的强度及塑性提高 (图 6.4-21)，从而减少模具的崩刃现象。随着回火温度的提高，钢中的残余奥氏体量减少 (图 6.4-22)，从图中可见，在高于 250℃ 回火 1 h，钢中的残余奥氏体基本上分解完毕。

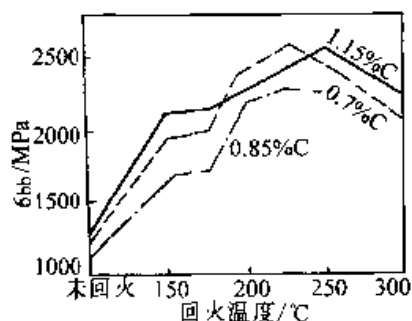


图 6.4-21 碳素工具钢的抗弯强度与回火温度的关系

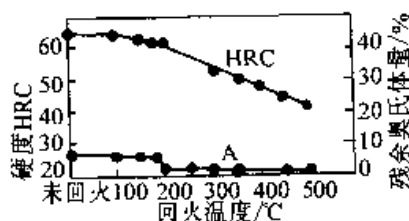


图 6.4-22 T10 钢硬度、残余奥氏体量与回火温度的关系 (780℃ 淬火、水冷、回火保温 1 h)

回火温度的选择主要根据工具的使用条件及硬度要求。从图 6.4-23 回火温度与硬度的关系曲线可知，T12 钢制模具要求硬度在 60HRC 以上时，回火温度可以选择在 200℃ 左右。T10、T12 钢硬度与回火保温时间的关系图见图 6.4-

24、图 6.4-25。显然，回火时间的选择主要是保证回火转变过程能较充分地进行，通常为 1~2 h。回火加热介质可用油、硝盐或循环空气以使温度均匀。如果使用无空气循环装置的加热炉进行回火，温度不均匀，会降低回火的质量。

充分回火后的组织应是回火马氏体及颗粒状的残余渗碳体 (尚有少量的残余奥氏体) 组织。

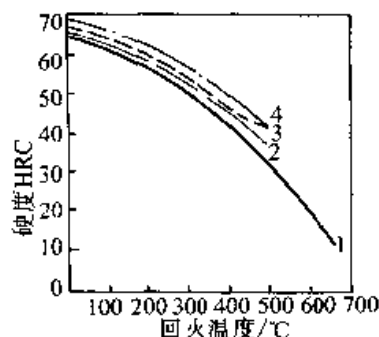


图 6.4-23 碳素工具钢的硬度与回火温度的关系

1—T7 钢 2—T8 钢 3—T10 钢 4—T12 钢

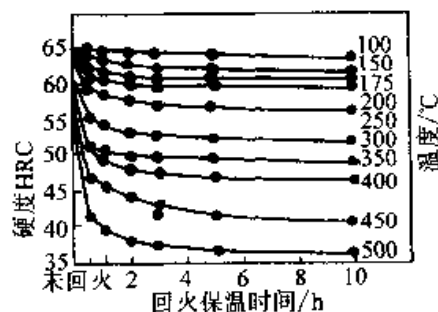


图 6.4-24 T10 钢硬度与回火保温时间的关系 (淬火加热温度 780℃，水冷)

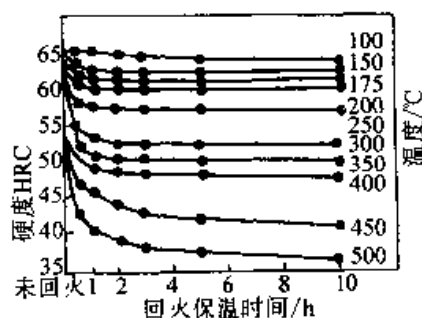


图 6.4-25 T12 钢硬度与回火保温时间的关系 (淬火加热温度: 780℃，水冷)

3.3.2 渗碳钢

渗碳钢含碳量一般都在 0.1%~0.25% 范围内，退火后硬度较低，具有良好的切削加工性能，也可以采用冷挤压成形法制造模具。渗碳之后，模具表面具有高硬度，高耐磨性，亦可以保

表 6.4-32 渗碳钢按常规工艺热处理后的力学性能

钢号	热 处 理					力学性能 (≥)				
	淬 火			回 火		抗拉强度 σ_b /MPa	屈服强度 σ_s /MPa	伸长率 δ_5 /%	断面收缩率 ψ /%	冲击韧性 a_K /(J/cm ²)
	一次淬火 温度/℃	二次淬火 温度/℃	冷却 介质	温度 /℃	冷却 介质					
10 [♯]						340	210	31	55	
20 [♯]						420	250	25	55	
20Cr	880	800	水或油	200	水或空气	850	550	10	40	60
12CrNi2	860	780	水或油	200	水或空气	800	600	12	50	80
12CrNi3	860	780	油	200	水或空气	950	700	11	50	90
12Cr2Ni4	860	780	油	200	水或空气	1 100	850	10	50	90
20Cr2Ni4	880	780	油	200	水或空气	1 200	1 100	10	45	80

① 优质碳素钢的力学性能是用正火后的试样测定的 (按 GB/T 699—1999)。

与低碳碳素钢比较,合金渗碳钢的渗透性较高,淬火时可采用较缓和的冷却介质冷却,从而减小模具的热处理变形,图 6.4-27~图 6.4-31 分别表示 20Cr、12CrNi2、12CrNi3、12Cr2Ni4 和 20Cr2Ni4 钢的淬透性曲线,从五个图的数据对比可以看到,随着钢中含碳量及合金元素含量的提高,钢的淬透性显著地提高。图 6.4-32~图 6.4-40 分别表示了 20Cr、12CrNi2、12CrNi3、12Cr2Ni4 和 20Cr2Ni4 钢的等温转变曲线和连续冷却转变曲线。

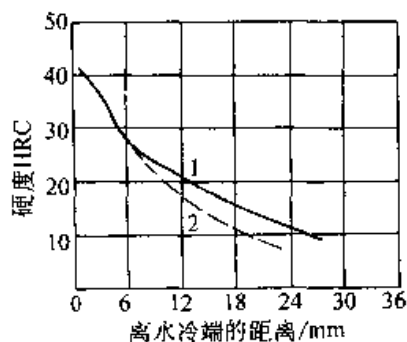


图 6.4-27 20Cr 钢的淬透性曲线
1—试验钢成分 (质量分数) %: C 0.24, Si 0.29, Mn 0.57, Cr 0.90, P 0.018, S 0.006, Ni 0.10
奥氏体化温度: 900℃, 加热 60 min
2—试验钢成分 (质量分数) %: C 0.21, Si 0.26, Mn 0.60, Cr 0.87, P 0.020, S 0.012, Ni 0.01
奥氏体化温度: 895℃, 加热 45 min

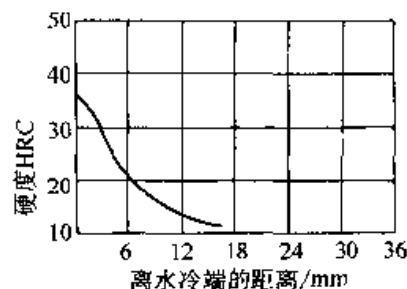


图 6.4-28 12CrNi2 钢淬透性曲线
试验钢成分 (质量分数) %: C 0.12, Si 0.32, Mn 0.44, Cr 0.78, Ni 1.73, P 0.015, S 0.019
奥氏体化温度: 890℃
试样尺寸: $\phi 20$ mm \times 100 mm

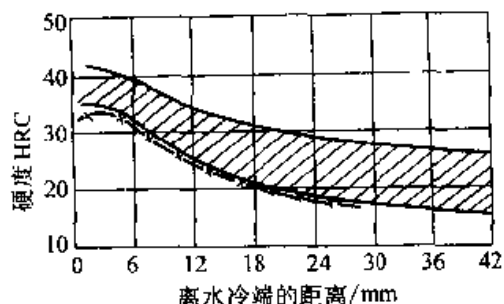


图 6.4-29 12CrNi3 钢的淬透性带和淬透性曲线 (根据 12 炉钢数据整理)
淬透性带试验钢成分 (质量分数) %: C 0.15~0.17, Si 0.20~0.30, Mn 0.30~0.60, Cr 0.70~0.90, Ni 3.0~3.2; 奥氏体化温度: 900℃;
曲线的试验钢成分, %: C 0.13, Si 0.35, Mn 0.46, Cr 0.71, Ni 2.88, P 0.012, S 0.011
奥氏体化温度: 890℃

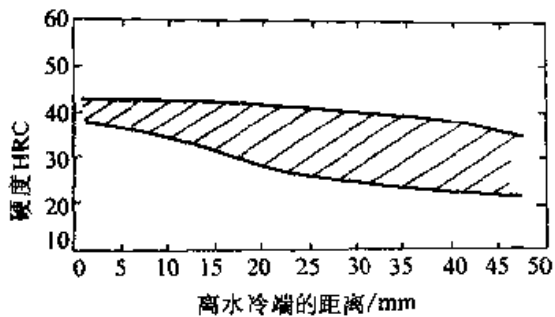


图 6.4-30 12Cr2Ni4 钢的淬透性曲线
(根据 76 炉钢数据整理)
试验钢在标准成分范围内
试样 870℃ 正火，端淬奥氏体化
温度 860℃；晶粒度 6~8 级

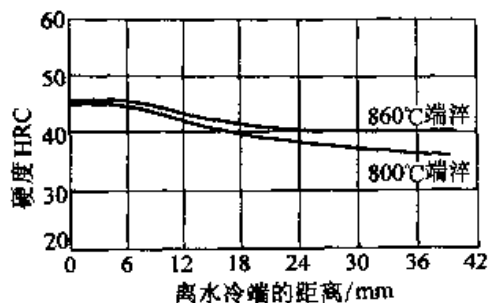


图 6.4-31 20Cr2Ni4 钢的淬透性曲线
试验钢成分 (质量分数) /%: C 0.19,
Si 0.26, Mn 0.54, Cr 1.51,
Ni 3.63, P 0.015, S 0.011

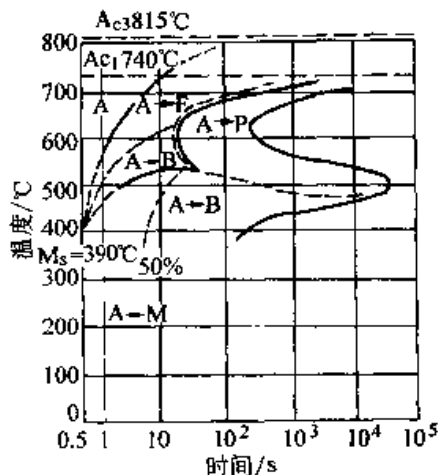


图 6.4-32 20Cr 钢的奥氏体等温转变曲线
试验钢成分 (质量分数) /%: C 0.20, Si 0.30,
Mn 0.72, Cr 0.79, Ni 0.27
奥氏体化温度: 850℃

渗碳钢在渗碳条件下，由于长期的渗碳加热，心部晶粒显著地长大，故不宜采用直接淬火。一般采用渗碳后缓冷，再进行一次淬火。对于组织和性能要求较高的合金渗碳钢制造的模具，其淬火温度略高于该钢号的 A_{c3} ，以细化心部的晶粒，获得低碳马氏体，提高心部的强度。对于碳素渗碳钢制的模具，若淬火温度高于该钢号的 A_{c3} ，将使渗碳层的组织较粗大，因此，淬火温度应在 A_{c1} 至 A_{c3} 之间 (约 810~850℃)，使表面和心部的组织同时均得到一定的改善。

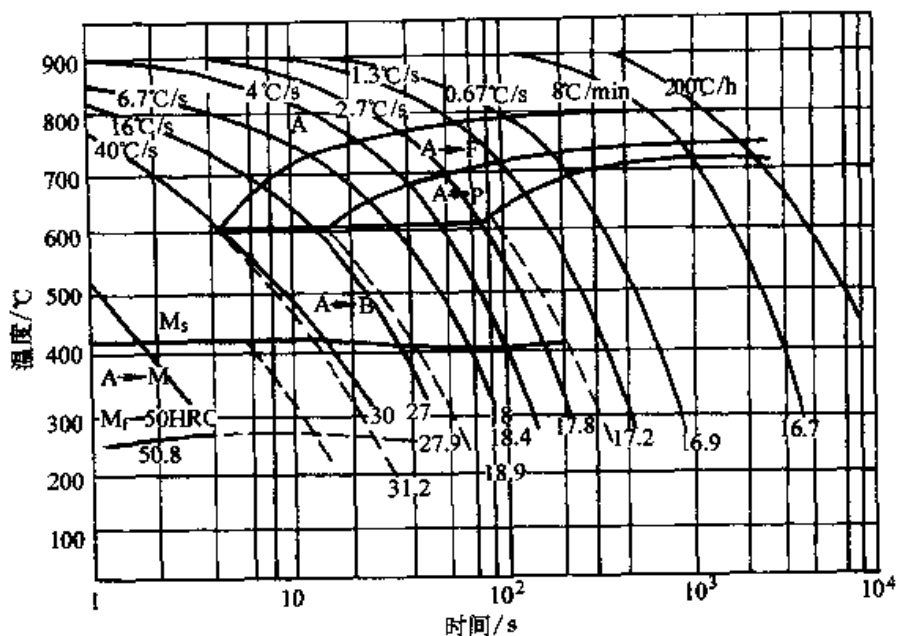


图 6.4-33 20Cr 钢的奥氏体连续冷却转变曲线
试验钢成分 (质量分数) /%: C 0.20, Si 0.32, Mn 0.67, Ni 0.16, Cr 1.02, Cu 0.11,
P 0.019, S 0.012 奥氏体化温度: 900℃

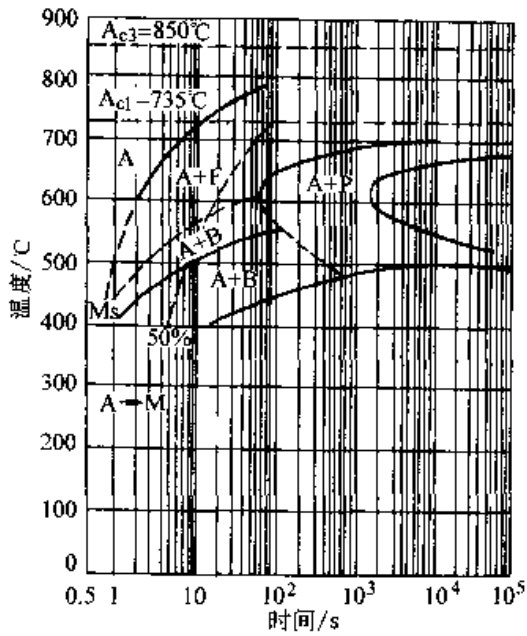


图 6.4-34 12CrNi2 钢的奥氏体等温转变曲线
 试验钢成分 (质量分数) %: C 0.11,
 Si 0.30, Mn 0.50, Cr 0.64, Ni 1.59
 奥氏体化温度: 925°C

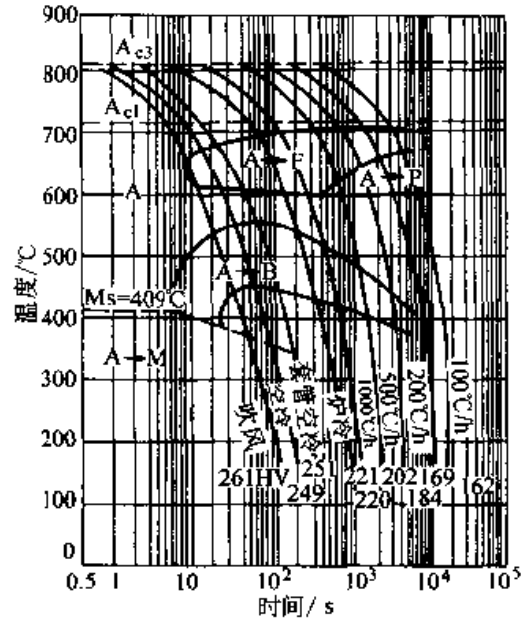


图 6.4-36 12CrNi3 钢的奥氏体连续转变曲线
 试验钢成分和奥氏体化温度同图 6.4-35

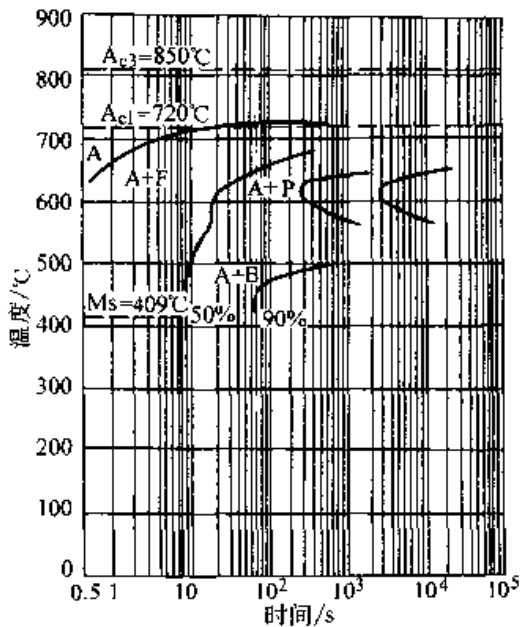


图 6.4-35 12CrNi3 钢的奥氏体等温转变曲线
 试验钢成分 (质量分数) %: C 0.13, Si 0.34,
 Mn 0.50, Cr 0.76, Ni 2.92, P 0.013, S 0.004
 奥氏体化温度: 860°C

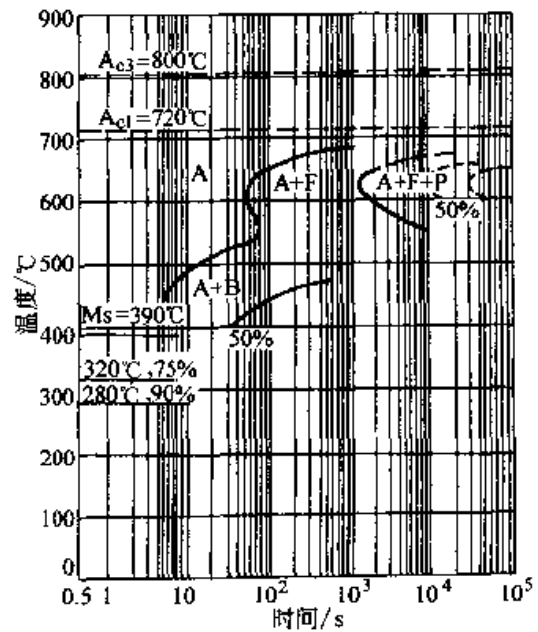


图 6.4-37 12Cr2Ni4 钢的奥氏体等温转变曲线
 试验钢成分 (质量分数) %: C 0.16,
 Si 0.25, Mn 0.48, Cr 1.44,
 Ni 3.40, P 0.015, S 0.008;
 奥氏体化温度: 850°C, 保温: 20 min

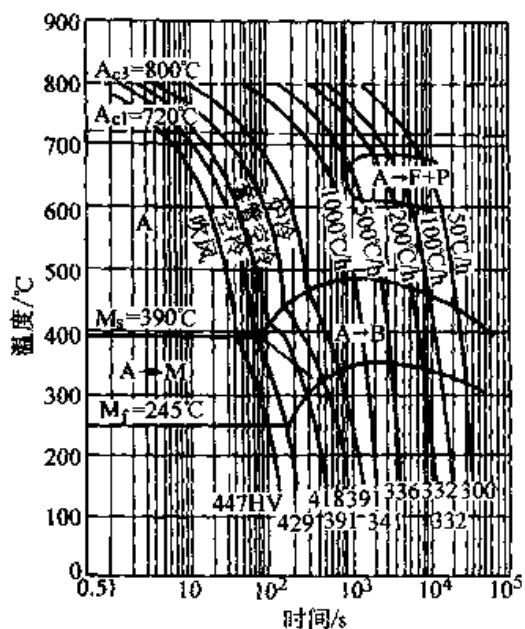


图 6.4-38 12Cr2Ni4 钢的奥氏体连续冷却转变曲线
试验钢成分和奥氏体化温度同图 6.4-37

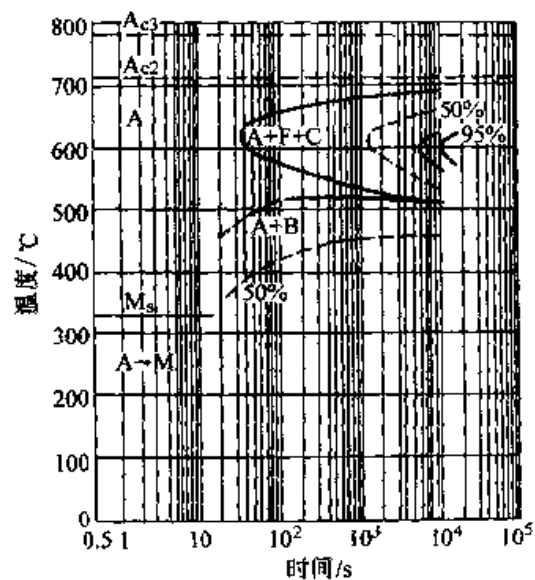


图 6.4-39 20Cr2Ni4 钢的奥氏体等温转变曲线
试验钢成分 (质量分数) /%: C 0.20, Si 0.27,
Mn 0.45, Cr 1.50, Ni 3.50;
奥氏体化温度: 900°C

如果只要求模具表面的耐磨性, 而对模具的心部强度没有过高的要求, 可根据模具表面渗碳层的含碳量选择温度, 即在高于 A_{c1} ($760 \sim 880^\circ\text{C}$) 的温度进行淬火。表 6.4.33 为常用合金渗碳钢的临界点。

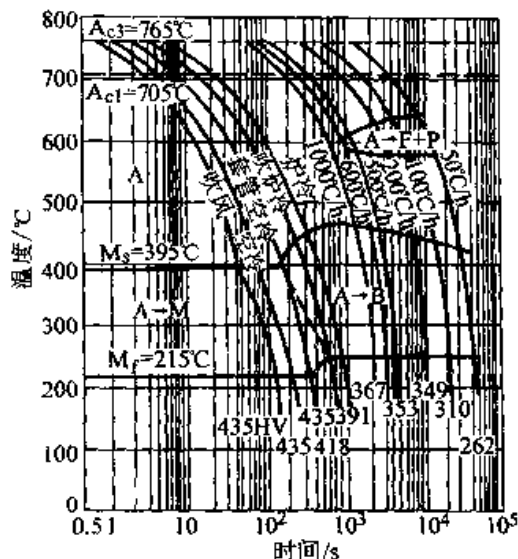


图 6.4-40 20Cr2Ni4 钢的奥氏体连续冷却转变曲线
试验钢成分 (质量分数) /%: C 0.17, Si 0.31,
Mn 0.51, Cr 1.57, Ni 3.45, Mo 0.25,
Cu 0.12, P 0.021, S 0.005;
奥氏体化温度: 880°C

表 6.4-33 常用合金渗碳钢
的临界点 (近似值) ($^\circ\text{C}$)

钢号	A_{c1}	A_{c3}	A_{r1}	A_{r3}
20Cr	765	836	702	799
12CrNi2	715~735	830~850	670	—
12CrNi3	720	810	600	715
12Cr2Ni4	720	800	605	675
20Cr2Ni4	685~705	765~775	580~585	630~640

对于性能要求较高的塑料模具, 可采用二次淬火, 即渗碳后空冷至室温之后再进行一次淬火。第一次淬火的目的在于细化心部组织, 并消除渗碳层中的网状碳化物, 因此, 淬火的加热温度应高于心部的 A_{c3} 点 (对于碳钢, 此温度一般为 $880 \sim 900^\circ\text{C}$; 对于合金钢, 则须视其 A_{c3} 值而定)。为了减少零件的变形, 第一次淬火不仅可以在油中进行冷却, 有时甚至可用正火代替。经第一次淬火后, 虽然心部组织得到改善, 但是渗碳层中淬火马氏体却是粗大的, 因而脆性较大, 必须以较低的加热温度 ($A_{c1} \sim A_{cm}$ 之间), 约为 $760 \sim 830^\circ\text{C}$ 进行第二次淬火, 以细化渗碳层中的马氏体晶粒, 获得渗碳层组织是隐晶马氏体、残余奥氏体以及均匀分布的细粒状碳化物。

但是，二次淬火会增加渗碳的塑料模具加热时的氧化、脱碳及变形等缺陷，而且生产周期较长，成本较高，不常采用。

对于合金元素含量较高的渗碳钢（如20Cr2Ni4等），在渗碳后经降温而后直接淬火，其渗碳层中往往含有大量的残余奥氏体，致使模具表面的硬度不足。

在生产上为了减少残余奥氏体量，常在渗碳空冷之后、淬火以前进行一次高温回火（或冷处理），在高温回火的保温阶段中，残余奥氏体中的碳及碳化物形成元素（如铬等）通过扩散以碳化物的形式析出并聚集，致使残余奥氏体的合金化程度和含量降低，马氏体开始转变点（ M_s ）提高。从高温冷却下来时，残余奥氏体转变为马氏体或产生分解，使其含量减少。在随后的淬火加热和保温阶段中，由于加热温度超过 A_{c1} 或 A_{c3} 点不多，并由于保温时间不长，碳化物只有部分重新溶入奥氏体中，所以奥氏体的合金化程度和含碳量仍不高， M_s 点较高，结果使淬火冷却后的残余奥氏体量大为减少，从而提高了渗碳的塑料模具表面的硬度，并减少变形程度。

图 6.4-41~图 6.4-43 分别表示不同的回火温度对 20Cr、12CrNi2 和 12Cr2Ni4 钢机械性能的影响。根据塑料模具的使用条件，通常采用 200℃ 左右的温度回火。

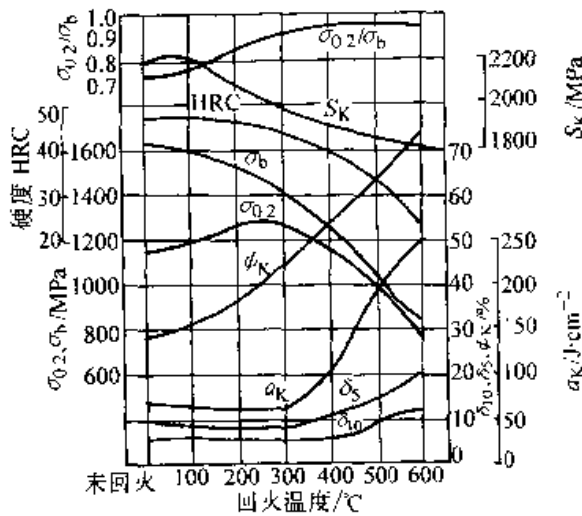


图 6.4-41 20Cr 钢不同温度回火的力学性能
 试验钢成分（质量分数）/%：C 0.20, Si 0.25,
 Mn 0.61, Cr 0.89, P 0.012, S 0.013;
 热处理工艺：880 ± 10℃ 10 min, 8% ~ 10%
 NaOH 水溶液冷却；
 热处理毛坯直径：φ10 mm

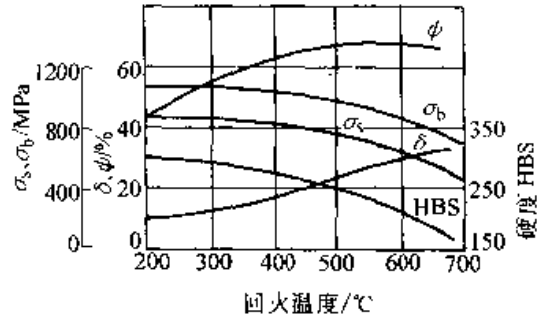


图 6.4-42 12CrNi2 钢不同回火温度的力学性能
 试验钢成分（质量分数）/%：C 0.1~0.2,
 Mn 0.3~0.6, Cr 0.45~0.75,
 Ni 1.0~1.5, 热处理：845℃、油淬

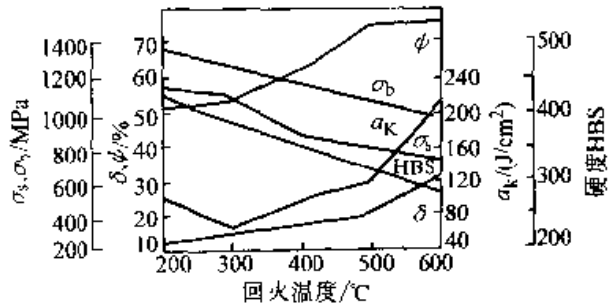


图 6.4-43 12Cr2Ni4 钢回火温度对力学性能的影响
 热处理：760~780℃ 油淬

3.3.3 预硬型塑料模具钢

预硬型塑料模具钢是指将热加工的模块，预先进行调质处理，以获得所要求的使用性能，再进行刻模加工，待模具成型后，不需要再进行最终热处理就可以直接使用。从而可以避免由于热处理而引起的模具变形和裂纹问题。这种钢材称预硬化钢。预硬化钢最适宜制作形状复杂的大、中型精密塑料模具。常用的预硬化塑料模具钢的化学成分见表 6.4-34。

预硬化钢的使用硬度一般在 30~42HRC 范围内，尤其是在高硬度区间（36~42HRC），可切削性能较差，为了减少机加工工时、延长刀具寿命、降低模具成本，国内外都发展了一些易切削模具钢，即通过加入 S、Pb、Se、Ca 等合金元素，以改善钢的切削加工性能。

预硬化处理通常是采用淬火后高温回火。下面介绍 40Cr、3Cr2Mo、8Cr2MnWMoVS 等钢的基本性能和工艺参数。

(1) 淬火

淬透性是预硬钢的一个重要性能指标，淬透性的高低直接影响钢的最终力学性能。Cr、Mn、Si、Ni 等合金元素都有增加淬透性的作用，

尤以 Cr-Ni、Cr-Ni-Mo、Cr-Mn-Mo 的配合效果为最好。图 6.4-44、图 6.4-45 分别为 40Cr、3Cr2Mo 的淬透性曲线，图 6.4-46 为 8Cr2MnWMoVS 钢直径为 $\phi 50 \sim 100$ mm 空淬后的截面硬度分布情况。显然，随着钢中合金元素含量的增加，其淬透性提高。

表 6.4-34 常用预硬型塑料模具钢化学成分 (质量分数)

国家	钢号	化学成分 (质量分数) /%							
		C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	V	其他
中国	40Cr	0.37~0.44	0.17~0.37	0.50~0.80	0.80~1.10				
	3Cr2Mo	0.28~0.40	0.20~0.80	0.60~1.00	1.40~2.00	0.30~0.55			
	3Cr2NiMnMo	0.28~0.40	0.20~0.80	0.60~1.00	1.40~2.00	0.30~0.55	0.80~1.20		
	4Cr5MoSiV1	0.32~0.45	0.80~1.20	0.20~0.50	4.75~5.50	1.10~1.75		0.80~1.20	
	5CrNiMo	0.50~0.60	≤0.40	0.50~0.80	0.50~0.80	0.15~0.30	1.40~1.80		
	5CrMnMo	0.50~0.60	0.25~0.60	1.20~1.60	0.60~0.90	0.15~0.30			
	5CrNiMnMoVSCa	0.50~0.60	0.20~0.80	0.85~1.15	1.00~1.30	0.30~0.60	0.85~1.15	0.10~0.30	S 0.06~0.15 Ca 0.02~0.08
	8Cr2MnWMoVS	0.75~0.85	≤0.40	1.30~1.70	2.30~2.60	0.50~0.80	0.70~1.10	0.10~0.25	S 0.06~0.15
美国	P20	0.28~0.40	0.20~0.80	0.60~1.00	1.40~2.00	0.30~0.55			
	6F5	0.50~0.60	≤0.35	0.70~1.00	1.00~1.40	0.25~0.50	1.70~2.00	0.10~0.30	
	H13	0.32~0.45	0.80~1.20	0.20~0.50	4.75~5.50	1.10~1.75		0.80~1.20	
	SCM440	0.37~0.44	0.15~0.35	0.55~0.90	0.85~1.25	0.15~0.35	≤0.25		
日本	SCM445	0.42~0.49	0.15~0.35	0.55~0.90	0.85~1.25	0.15~0.35	≤0.25		
	SKT4	0.50~0.60	≤0.35	0.60~1.00	0.70~1.00	0.20~0.50	1.30~2.00	(<0.20)	
	SKD61	0.32~0.42	0.80~1.20	≤0.50	4.50~5.50	1.00~1.50		0.80~1.20	
原西德	40CrMnMo7	0.35~0.45	0.15~0.35	1.10~1.50	1.70~2.00	0.15~0.25			
	55NiCrMoV6	0.50~0.60	0.15~0.35	0.50~0.70	0.60~0.80	0.20~0.30	1.45~1.75	0.07~0.12	
	40CrMnMoS86	0.40	0.30	1.5	1.9	0.20			S 0.05

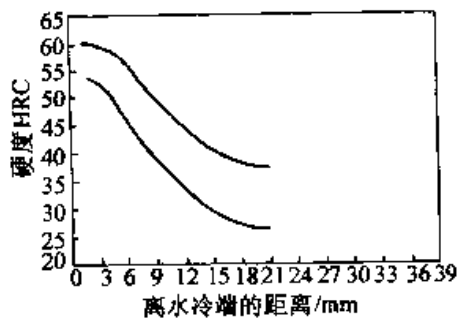


图 6.4-44 40Cr 钢淬透性曲线

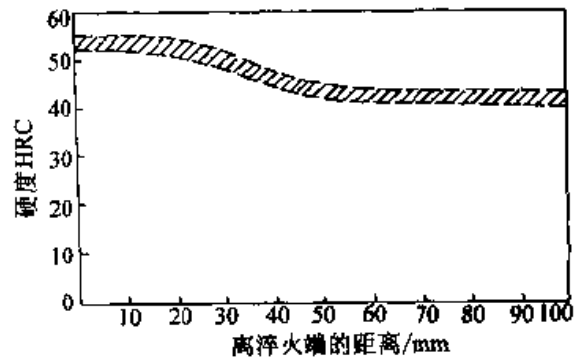


图 6.4-45 3Cr2Mo 钢的端淬曲线

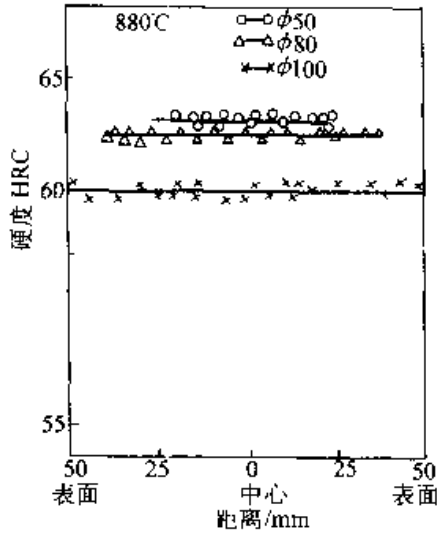


图 6.4-46 8Cr2MnWMoVS 钢空淬后中段截面硬度分布

为了细化晶粒，使热处理的加热温度的范围更宽，钢中加入少量的 Mo、W、V 等合金元素。尤其应该指出的是：Mo、W 元素尚有减轻或防止回火脆性的作用。表 6.4-35 列示了几种预硬钢的临界点。图 6.4-47~图 6.4-49 为相应钢种的奥氏体等温转变曲线和连续转变曲线。

表 6.4-35 几种预硬钢的临界点 (°C)

钢号	Ac ₁	Ac ₃	Ar ₁	Ar ₃
40Cr	745~770	800~805		
3Cr2Mo	755~770	800~820	660	740
5CrNiMnMoVSCa	730	790		
8Cr2MnWMoVS	770	Accm:820	660	Ar _{cm} :710

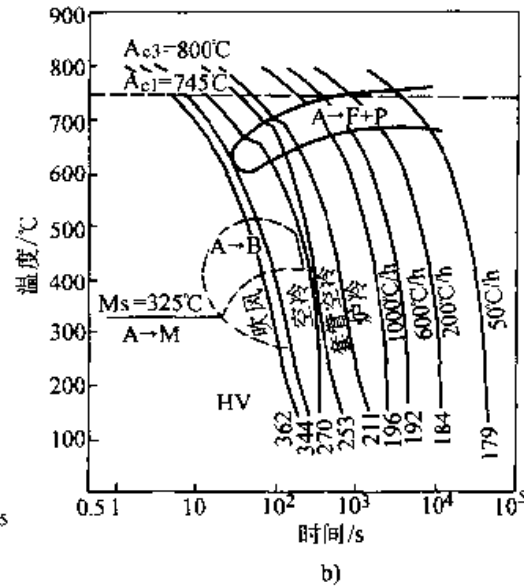
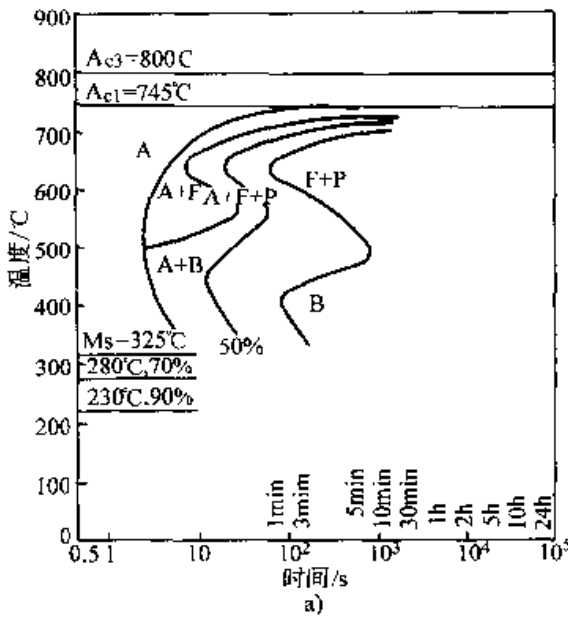


图 6.4-47 40Cr 钢的奥氏体等温转变曲线 a) 和奥氏体连续冷却转变曲线 b)

试验钢成分 (质量分数) /%: C 0.13, Si 0.25, Mn 0.67, Cr 0.89, P 0.022, S 0.004;

奥氏体化温度: 850°C

图 6.4-50 是淬火温度对 3Cr2Mo 钢淬火硬度的影响。而表 6.4-36 和表 6.4-37 分别表示了淬火温度、冷却方式与 8Cr2MnWMoVS 钢的硬度和抗压屈服强度 ($\sigma_{0.2}$)、抗弯性能的关系。表 6.4-38 是几种预硬钢的淬火工艺。

(2) 回火

预硬钢在高温 (>450°C) 回火虽能获得优良的综合力学性能，但是对于某些预硬钢来讲，当其自高温回火温度缓慢冷却时，往往会出现回

火脆性现象。发生回火脆性的钢，不仅室温下的冲击韧性较正常钢为低，而且使钢的脆性转变温度大为提高。回火脆性原因可能是由于 P、Mn 等元素在晶界偏聚的结果。自回火温度快速冷却可以防止上述偏聚过程，但对于大型模块保证快速冷却是有困难的，所以采取加入合金元素的办法来延缓上述偏聚过程。比较有效的元素是 Mo 和 W，Mo 的适宜含量约在 0.3%~0.5% 左右，而钨的合金含量约在 1% 左右。

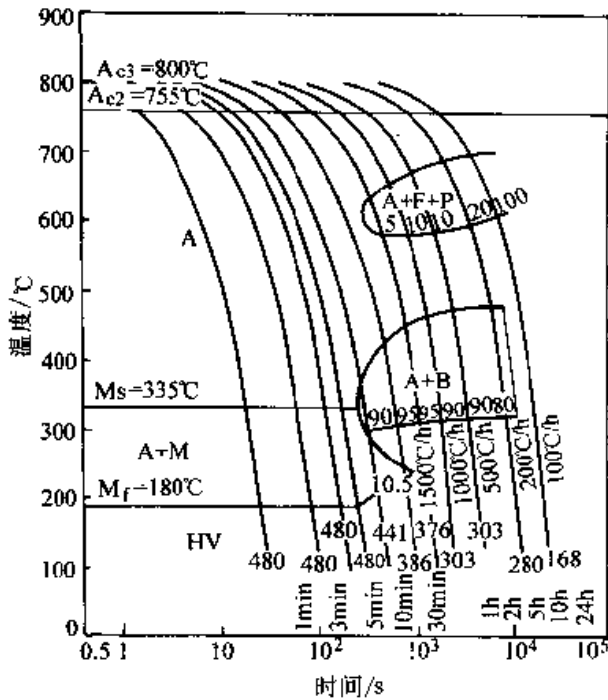


图 6.4-48 3Cr2Mo 钢奥氏体连续冷却曲线
用钢成分/%: C 0.35, Si 0.49, Mn 0.81,
P 0.011, S 0.018, Mo 0.41, Cr 0.75
原始状态: 退火; 奥氏体化: 850°C, 5 min, 晶粒度

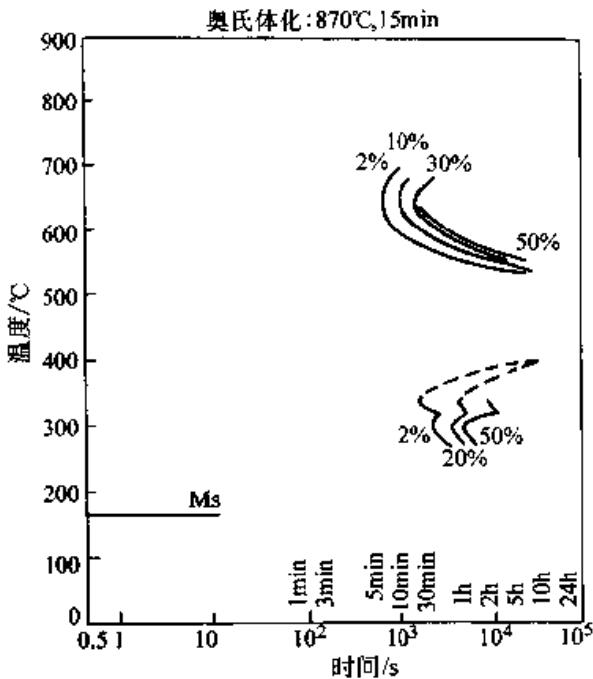


图 6.4-49 8Cr2MnMoWVS 钢奥氏体转变曲线
用钢成分(质量分数)/%: C 0.79, Cr 2.35,
Mn 1.39, W 0.75, Mo 0.66, V 0.21, S 0.098,
Si 0.28, Ni 0.06, Cu 0.07, P 0.019

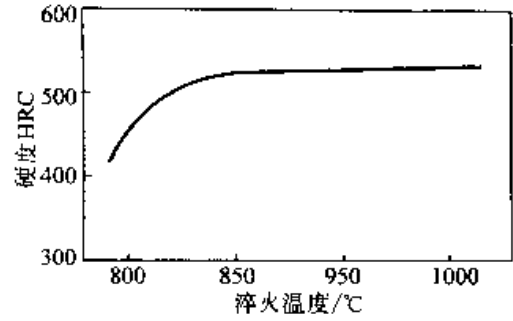


图 6.4-50 淬火温度对 3Cr2Mo 钢硬度的影响
(试样在盐浴中保温 10 min, 油冷)

表 6.4-36 不同淬火温度、冷却方式对 8Cr2MnWMoVS 钢硬度的影响

冷却方式	不同淬火温度下的硬度 HRC			
	860°C	880°C	900°C	920°C
空冷	62.0	63.2	63.5	64.5
热油冷 130°C	62.3	63.6	64	64.5
240--260°C 硝盐 等温淬火 40 mm	60.2	64.8		

表 6.4-37 8Cr2MnWMoVS 钢的淬火温度与
抗压屈服强度和抗弯性能的关系

回火温度 /°C	测量性能	在下列淬火温度下的性能值			
		860°C	880°C	900°C	920°C
160	抗压屈服强度 /MPa	2 714	2 650	2 556	
200	抗压屈服强度 /MPa	2 446	2 572	2 622	2 539
200	抗弯强度 /MPa	3 146	3 130	3 164	3 179
200	挠度 /mm	3.95	4.01	3.99	4.33

表 6.4-38 几种预硬钢的淬火工艺

钢号	淬火温度 /°C	冷却方式
40Cr	830~860	油冷
3Cr2Mo	840~880	油冷
5CrNiMnMoVSCa	840~880	油
8Cr2MnWMoVS	860~880	空冷

40Cr、3Cr2Mo、5CrNiMnMoVSCa、8Cr2MnWMoVS 钢的回火温度对力学性能的影响见图 6.4-51~图 6.4-53。

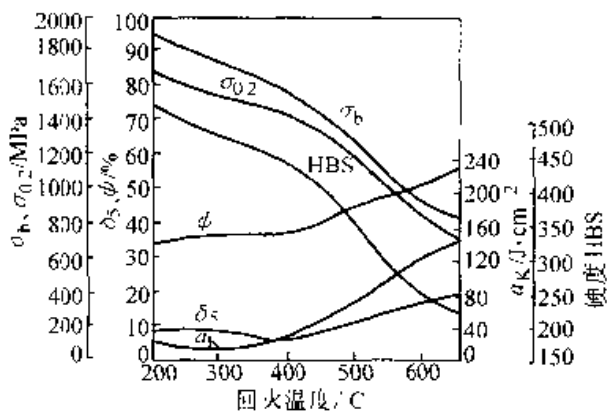


图 6.4-51 40Cr 钢不同回火温度的力学性能试验用钢成分 (质量分数) /%: C 0.40, Mn 0.66, Cr 0.97; 850°C 油淬, 热处理毛坯 12 mm

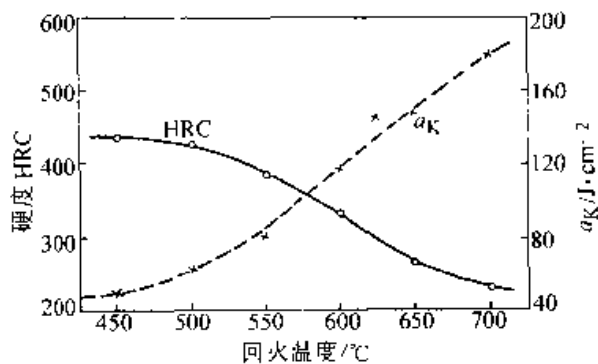


图 6.4-52 回火温度对 3Cr2Mo 钢硬度和冲击韧度的影响
硬度试样 880°C 盐浴加热 10 min 油冷, 冲击韧性试样 850°C 盐浴加热 10 min 油冷; 箱式炉回火 2 h

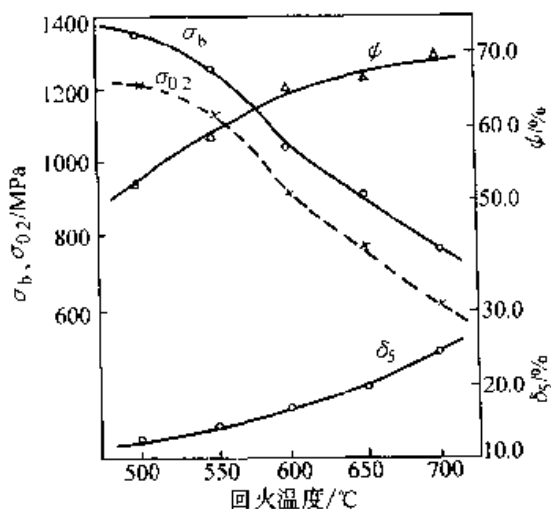


图 6.4-53 回火温度对 3Cr2Mo 钢抗拉强度、屈服强度、伸长率和断面收缩率的影响
试样在 850°C 盐浴加热 10 min 油冷; 箱式炉回火 2 h, 空冷

3.3.4 耐蚀型塑料模具钢

在生产以化学性腐蚀塑料 (如聚氯乙烯或聚苯乙烯添加抗燃剂等) 为原料的塑料制品时, 模具必须具有防腐蚀性能, 防腐蚀的方法可以是镀铬或镀镍, 但沟槽很难得到均匀的镀层。因此, 用表面镀层的模具很容易发生电镀层的开裂和剥落; 另外一个缺点是由于不能始终保持尖锐棱角的完全闭合, 因此, 成型的塑料部件往往会形成较厚的毛边。因此, 大部分情况下采用耐蚀钢制造模具。对于这类用途的耐蚀钢, 还要求具有一定的硬度、强度和耐磨性能等, 常用的钢种如 4Cr13、9Cr18、Cr18MoV、Cr14Mo、Cr14Mo4V、1Cr17Ni2 和马氏体时效不锈钢等。具体介绍如下。

(1) 高碳高铬型耐蚀钢

9Cr18、Cr18MoV、Cr14Mo 和 Cr14Mo4V 等牌号是属于高碳高铬型耐蚀钢。为了保持钢的耐蚀性能, 其马氏体组织必须含有 11%~12% 左右的铬, 但为了保持钢的高硬度和高的耐磨性, 钢中的含碳量又要高, 其化学成分见表 6.4-39。一般通过添加 14%~18% 铬的办法来提高马氏体中的铬含量。例如, 9Cr18 钢经 1 075~1 100°C 淬火后具有耐蚀性, 这时马氏体中含有 11% 铬和 0.25% 碳, 而其余的铬存在于碳化物中。对于含碳 1.0%~1.2% 的高铬不锈钢, 钢中必须添加钼, 以代替 $M_{23}C_6$ 型碳化物中的一部分铬, 这样就可以增加固溶体中的铬含量, 进一步改善耐蚀性, 钼还可以在回火后引起弥散硬化, 有利于提高二次硬度和热稳定性。

表 6.4-39 高碳马氏体耐蚀钢化学成分 (质量分数)

钢号	化学成分 (质量分数) /%					
	C	Si	Cr	V	Mo	其他
9Cr18	0.90~1.00	0.5~0.9	17.0~19.0			
Cr18MoV	1.17~1.25	0.5~0.9	17.5~19.0	0.1~0.2	0.5~0.8	
Cr14Mo	0.90~1.05	0.3~0.6	12.0~14.0		1.4~1.8	
Cr14Mo4	1.1	0.7	14		3.5	

18% 铬钢含 0.6%~0.8% 钼, 而 14% 铬钢

的含钼量为 1.4% ~ 1.8%，经过淬火后的电阻率差异不大(图 6.4-54)，这就可以说明在固溶体中合金元素的浓度差异不大。

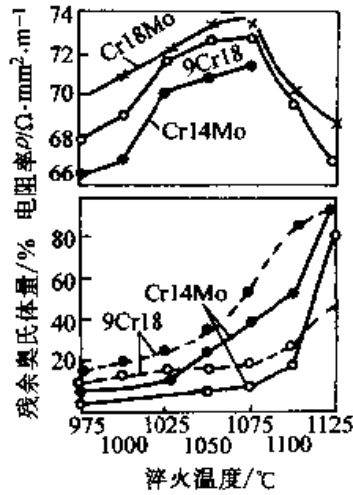


图 6.4-54 9Cr18、Cr18Mo、Cr14Mo 钢的残余奥氏体量、电阻率和淬火温度的关系

1) 钢的锻造和退火 高碳高铬耐蚀钢属于莱氏体钢，在铸态组织中有一次和二次复合合金碳化物，如 $(Fe, Cr)_7C_3$ 。因此，必须通过锻造使粗大碳化物均匀分布。钢坯的锻造加热温度为 1100~1130℃，开锻温度为 1050~1080℃，终锻温度为 850~900℃。锻后砂冷或灰冷。锻造加热温度不能过高，否则会在组织中出现链状分布的碳化物，将严重地影响钢的韧性。因此，对于出现链状碳化物坯件，应予以返修。

锻造后钢的硬度较高，为降低硬度、改善切削加工性能，并为淬火作组织准备，锻后应该进行退火，退火组织为粒状珠光体和均匀分布的粒状碳化物，退火后硬度为 197~255HB。

2) 淬火的组织和性能 淬火温度对高碳高铬耐蚀钢 9Cr18、Cr14Mo4V、Cr18Mo 钢的硬度、强度和残余奥氏体量的影响见图 6.4-55~6.4-57。从图 6.4-55 可以看出，9Cr18 钢随着淬火温度的增加，二次碳化物的溶解量增加，奥氏体中的碳和铬含量增高，淬火后的硬度提高。在 1050~1060℃ 加热淬火后，硬度最高达 62~63HRC，继续提高淬火温度至 1100℃ 以上时，由于残余奥氏体大量增加，硬度急剧降低。因此，为了得到高的淬火硬度、较少的残余奥氏体量和良好的耐蚀性能，该钢的淬火温度应采用 1050~1100℃。

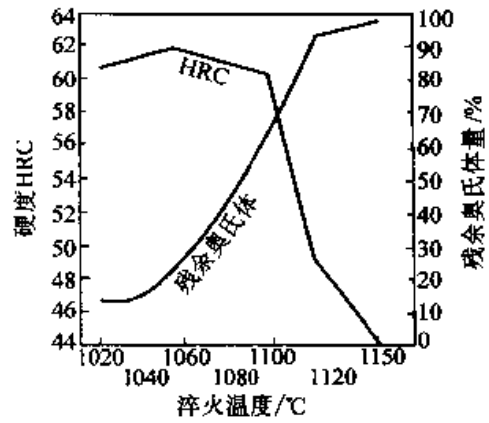


图 6.4-55 9Cr18 钢的硬度及残余奥氏体量与淬火温度的关系

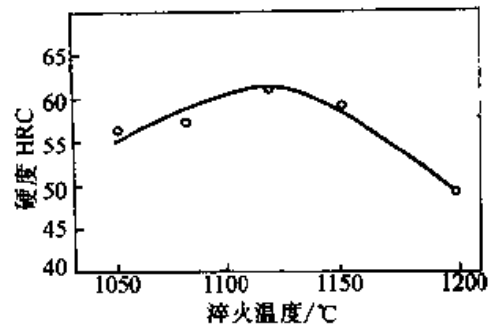


图 6.4-56 Cr14Mo4V 钢的硬度与淬火温度的关系 (在相应温度保温 5 min)

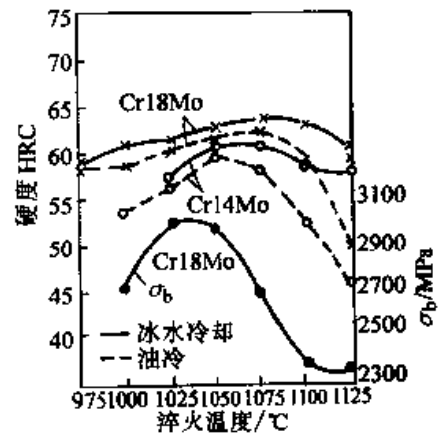


图 6.4-57 Cr18Mo 和 Cr14Mo 钢的硬度、抗拉强度与淬火温度的关系 (150℃ 回火)

含 14%~18% 铬的高碳耐蚀钢具有较好的淬透性，淬火冷却一般采用油冷，亦可用空冷或在 100~150℃ 的热油中冷却。用后两种方法冷却，可有效地防止模具的变形和开裂，但它只适用于薄壁模具的淬火冷却。对于大型或形状较复杂的模具，为减少模具的变形和开裂，可以采用分级淬火或等温淬火。图 6.4-58 为 Cr18MoV 钢的奥氏体等温转变曲线。

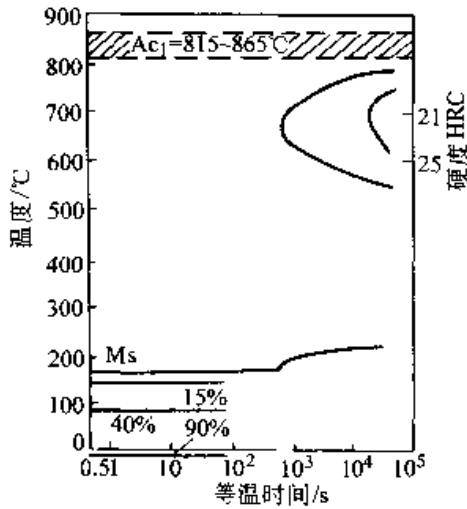


图 6.4-58 Cr18MoV 钢的奥氏体等温转变曲线
 试验钢成分 (质量分数) /%: C 0.85~1.10;
 Si<1.0; Mn<1.0; Cr 17.0~19.0;
 Mo 0.40~0.70; V 0.10~0.20; S<0.030;
 P<0.040; 加热温度: 1 035℃

高碳高铬耐蚀钢的正火组织为隐晶马氏体、残余奥氏体和细粒状的碳化物。在淬火后的钢中，残余奥氏体含量较高，例如，9Cr18 钢自 1 050~1 100℃ 淬火，钢中奥氏体量为 22%~70%。为了提高模具的硬度和使用过程中的尺寸稳定性，模具淬火后应在 -75~-80℃ 的条件下再进行冷处理，从而使钢中的残余奥氏体减少至 10%~15%，硬度和抗弯强度则有所提高 (图 6.4-57、图 6.4-59、图 6.4-60)。根据试验，9Cr18 钢经冷处理后钢的接触疲劳强度将显著地提高 (图 6.4-61)；但冲击韧性则明显地下降 (图 6.4-62)。因此，对于制造承受高冲负荷的模具，在选用冷处理时必须慎重地考虑。

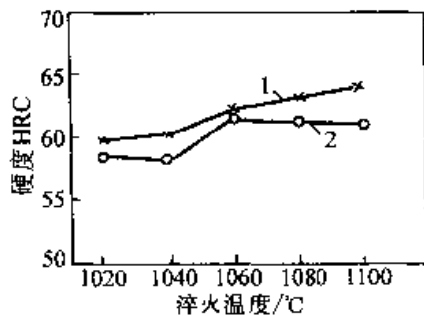


图 6.4-59 Cr18Mo 钢的淬火温度和冷处理对硬度的影响
 1—经冷处理 2—未经冷处理

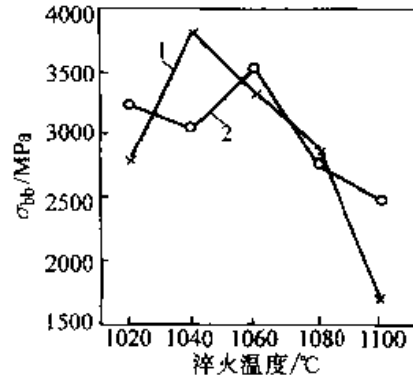


图 6.4-60 淬火温度和冷处理对 Cr18Mo 钢抗弯强度的影响
 1—经冷处理 2—未经冷处理

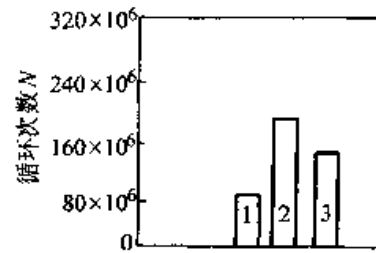


图 6.4-61 9Cr18 钢的接触疲劳强度
 (试验应力 $\sigma = 470$ MPa)
 1—淬火，无冷处理 2—1 070℃ 淬火，
 -70℃ 冷处理，150℃ 回火 3—1 100℃
 淬火，-70℃ 冷处理，150℃ 回火

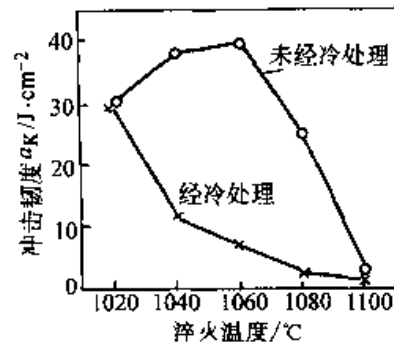


图 6.4-62 淬火温度和冷处理对 Cr18Mo 钢冲击韧度的影响

3) 回火钢的组织与性能 为了提高淬火和淬火并经冷处理后模具的组织稳定性，消除内应力，并提高综合力学性能，必须进行回火。图 6.4-63~图 6.4-65 示出了回火温度对 9Cr18、Cr18Mo、Cr14Mo 和 Cr14Mo4V 钢硬度的影响。从图 6.4-64 可以看到，采用冷处理后可获得的回火硬度较油淬钢的回火硬度高 1~3HRC。9Cr18 钢在低于 500℃ 回火时，其残余奥氏体基本上不发生分解，而 Cr14Mo4V 钢则具有明显的

二次硬化现象，淬火温度愈高，二次硬化效应愈显著(图 6.4-65)，但是其韧性也相应地降低。

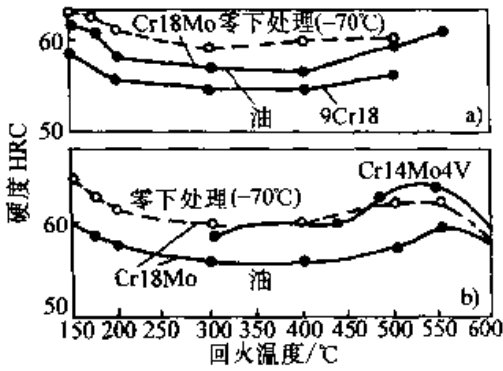


图 6.4-63 9Cr18、Cr18Mo 和 Cr14Mo 钢淬火条件和回火温度对硬度的影响
a) 1 075°C 淬火，获得 10 级晶粒度和高硬度 b) 1 100°C 淬火

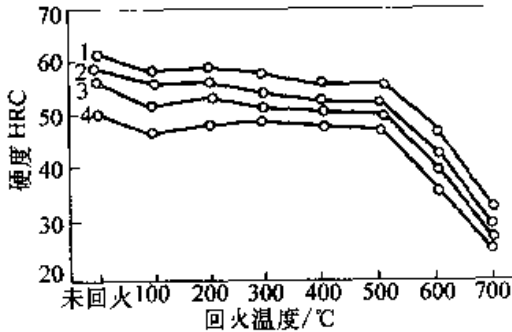


图 6.4-64 Cr18Mo 钢硬度与回火温度的关系
1—1 100°C 空冷 2—1 050°C 空冷
3—1 000°C 空冷 4—950°C 空冷

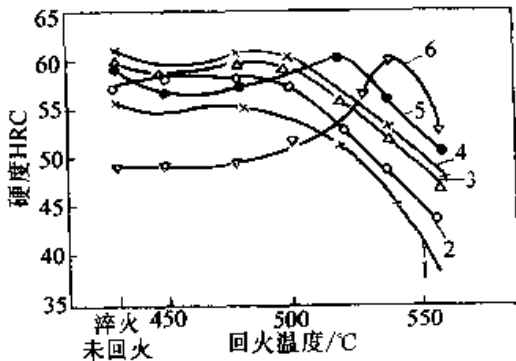


图 6.4-65 Cr14MoV 钢的硬度与回火温度的关系
1—1 050°C 2—1 080°C 3—1 100°C
4—1 120°C 5—1 150°C 6—1 200°C

高碳高铬耐蚀钢经 150~400°C 回火后，马氏体中的铬含量几乎不变，在沸水、蒸气、湿空气、干燥空气和冷态的有机酸中，均很稳定；但相对比较，在 200°C 以下回火，其耐蚀性能更高。而经 500~550°C 高温回火后，由于形成了

含铬的碳化物，降低了固溶体中的铬含量，因此，钢的耐蚀性降低。

根据回火温度对钢的力学性能和耐蚀性的试验结果，9Cr18 钢一般采用在 160~200°C 温度范围内回火。当模具进行最后的磨削成形后，为了消除其磨削应力，还应该在 130~140°C 进行附加回火。

(2) 4Cr13 型耐蚀钢

严格地讲，4Cr13 钢只能抗大气和水蒸汽腐蚀，在热处理后能获得较高的硬度和耐磨性，可用于制造要求有一定耐蚀性能的塑料模具。

1) 退火钢的组织 and 性能 4Cr13 钢的软化处理，可以采用在 750~800°C 温度范围内进行高温回火 2~6 h，处理后的硬度为 170~200HB；也可以采用在 875~900°C 温度范围内保温 1~2 h，以 15°C~20°C/h 的冷却速度冷至低于 600°C 再出炉空冷，硬度也可以降至 170~200HB，退火组织由富铬铁素体加 $(Cr, Fe)_{23}C_6$ 类型的碳化物组成。

2) 淬火钢的组织与性能 图 6.4-66 为 4Cr13 钢的奥氏体等温转变曲线。由图可见，由于钢中铬含量高，使奥氏体向珠光体转变的曲线向右移，降低了钢的冷却速度。对于小型的塑料模具，在进行空冷淬火；而尺寸较大的塑料模具，多采用油淬。

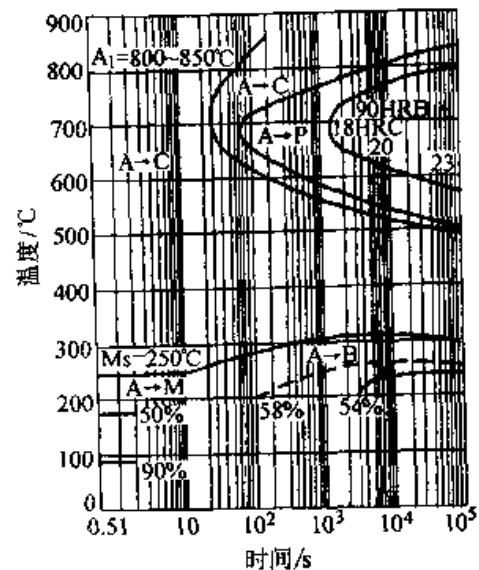


图 6.4-66 4Cr13 钢的奥氏体等温转变曲线
试验钢成分(质量分数)/%: C 0.45,
Si 0.32, Mn 0.40, Cr 13.8, Ni 0.12;
奥氏体化温度: 980°C

4Cr13 钢为过共析钢，在退火组织中，其碳化物含量较多，即使在 1 060~1 100℃ 奥氏体化，钢中的碳化物也不能完全溶解；因此，一般采用较高的淬火温度，从而提高了淬火马氏体的硬度和耐蚀性能，图 6.4-67 为淬火温度对该钢硬度的影响。不同淬火温度对在 200℃ 回火的 4Cr13 钢冲击韧性的影响见图 6.4-68。从图中可见，当淬火温度在 1 000~1 050℃ 条件下，可获得较高的冲击韧性。但是，当淬火温度高于 1 100℃ 时，由于钢中存在较多的残余奥氏体，淬火硬度反而下降。因此，该钢的一般淬火温度选择在 1 050℃ 左右。

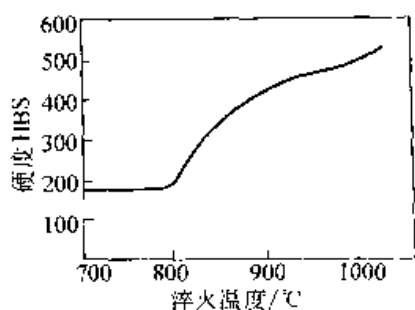


图 6.4-67 4Cr13 钢淬火后的硬度

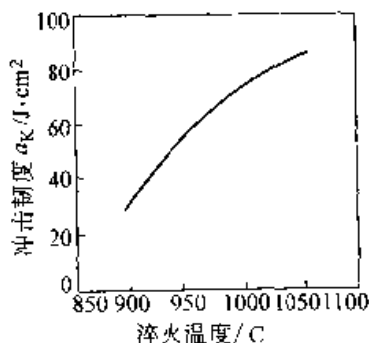


图 6.4-68 4Cr13 钢在不同温度淬火后并在 200℃ 回火的冲击韧度

另外，当 4Cr13 钢的未溶解碳化物沿晶界呈网状分布时，会使钢的冲击韧性明显下降，而这种网状分布的碳化物，一般很难在淬火加热时使之溶解。因此，为提高模具的冲击韧性，应从原材料方面进行控制，即在锻造或轧制后的组织中不得存在网状的碳化物。

3) 回火钢的组织与性能 4Cr13 钢通常在两种回火状态下使用，当要求高硬度和高耐蚀性能时，可在 200~350℃ 温度范围内回火；要求强度、塑性和冲击韧性有最佳的配合，而且耐蚀

性又较高时，则采用 650~750℃ 回火；一般不采用在 400~600℃ 范围内回火。

淬火钢在 200~350℃ 回火，马氏体中只有少量的碳化物析出，由于点阵的正方度因碳化物的析出而减小，消除了部分的内应力，钢的组织由淬火马氏体转变为回火马氏体，此时，不仅仍然保持高硬度，并且因为仅析出少量的碳化物，大量的铬仍然保持在固溶体中，因此，钢的耐蚀性能也很高。

在 400~600℃ 回火，由于析出弥散度很高的碳化物，不仅降低了钢的耐蚀性能，并且由于回火脆性的影响，使钢的冲击韧性降低。图 6.4-68 为 4Cr13 钢在不同温度淬火后的耐蚀性能与回火温度的关系，试验条件是在 22℃ 海水喷雾 500 h，图中的曲线变化不仅表明中温回火后钢的耐蚀性能降低，并且，随着淬火温度的升高，中温回火后钢的腐蚀率增大，这是因为淬火温度越高，马氏体中过饱和的碳越多，中温回火时碳化物的析出过程也越强烈。

在 650~750℃ 高温回火后，钢的基体组织转变为回火索氏体，其强度、塑性和冲击韧性值配合最佳，而且耐蚀性也较高。

淬火后的 4Cr13 钢在回火条件下（图 6.4-69），由于时间的延续或温度的变化，其析出碳化物的类型也发生变化，即

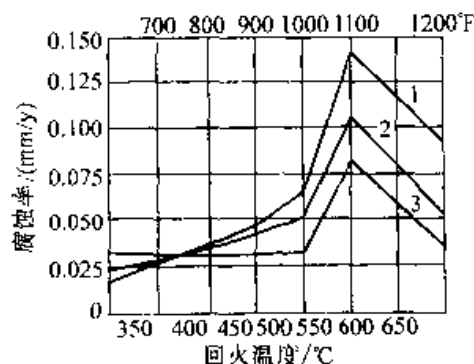
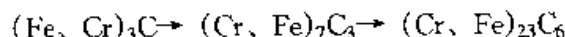


图 6.4-69 回火温度对 4Cr13 (0.37% C, 14.5% Cr) 钢耐蚀性能的影响

1—149℃ 油淬 2—1 038℃ 油淬 3—927℃ 油淬

研究指出，当 13% 铬不锈钢中存在着大量的 $(\text{Fe}, \text{Cr})_3\text{C}$ 与 $(\text{Cr}, \text{Fe})_7\text{C}_3$ 型碳化物时，由于钢中存在着贫铬区，在腐蚀介质中即形成许多微电池，富铬碳化物为阴极，而碳化物的周围的贫

铬固溶体为阳极，因而引起电化学腐蚀，使钢的耐蚀性能显著地降低，当碳化物转变为 $(Cr, Fe)_{23}C_6$ 时，由于贫铬区消失，则钢的耐蚀性能又有所提高。

4Cr13 钢具有一定的回火脆性倾向，因此，当采用高温回火时，回火后多采用油冷。

(3) 1Cr17Ni2 型耐蚀钢

1Cr17Ni2 钢属于马氏体型不锈钢，对于氧化酸类（一定温度、浓度的硝酸，大部分的有机酸），以及盐类的水溶液有良好的耐蚀性；缺点是有脆性倾向，热加工工艺比较复杂，化学成分波动对钢的组织性能有较大的影响，焊接性能较差等。1Cr17Ni2 钢具有较高的强度和硬度，而且耐蚀性能较 4Cr13 钢好，因此，要求耐蚀性能的塑料模具，仍然有一部分采用该型号钢材制造，并获得较好的使用效果。

大量的试验结果表明，化学成分波动对钢中的铁素体含量有显著的影响，其作用效果，碳最大、硅次之，而后为镍、铬、氮、锰等依次排列。另外，如果加热温度高于 1150℃ 或者在 1100℃ 左右停留的时间过长，在钢中将会出现大量的铁素体，尤其，加热温度对钢中铁素体含量的影响更为显著。

淬火温度过高，也会使钢中的 δ 铁素体与残余奥氏体含量增加，图 6.4-70 为淬火温度对于

1Cr17Ni2 钢硬度的影响，由图可见，在 1000℃ 左右硬度最高，超过 1000℃ 淬火，由于钢中的 δ 铁素体与残余奥氏体含量的增加，硬度反而降低。

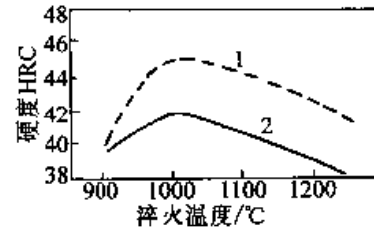


图 6.4-70 1Cr17Ni2 钢的硬度与淬火温度的关系

- 1—试验钢成分（质量分数）/%：
C 0.075, Cr 17.65, Ni 2.12
- 2—试验钢成分（质量分数）/%：
C 0.09, Cr 16.8, Ni 1.62

钢中铁素体的含量对 1Cr17Ni2 钢的力学性能有显著的影响。从表 6.4-40 中的一组 1Cr17Ni2 钢锻件的力学性能的比较结果可以看出，虽然这一组锻件的化学成分基本上都是 1Cr17Ni2 钢规定的范围内，热处理工艺也一样，但反映在机械性能特别是冲击值与断面收缩率上，却有很大的差异，即随着钢中铁素体量的增多，钢的冲击值与断面收缩率均降低。

表 6.4-40 一组铁素体量不同的 1Cr17Ni2 钢锻件机械性能比较

锻件编号	化学成分（质量分数）/%					热处理	力学性能（切向）					组织中的铁素体量①/%	
	C	Cr	Ni	Mn	Si		屈服强度 $\sigma_{0.2}$ / MPa	抗拉强度 σ_b / MPa	伸长率 δ /%	断面收缩率 ψ /%	硬度 HBS		冲击韧度 a_K / (J/cm ²)
1	0.15	17.04	2.24	0.46	0.10	1000℃油淬 650~680℃回火	676	864	17.5	51.1	255	65 73	≤10
2	0.15	16.76	2.40	0.55	0.29		686	870	15.0	43.7	265	43 46	~15
3	0.16	16.77	2.70	0.41	0.53		676	831	15.5	41.9	233	16 22	~30
4	0.14	18.71	2.30	0.68	0.70		606	760	19.8	29.8	220	15 19	~50

① 金相法测定。

铁素体量增加，虽然也使钢的强度降低，但影响不及冲击值和断面收缩率的降低显著，这与

大量合金元素强化该铁素体有关。

另外，铁素体对 1Cr17Ni2 钢力学性能的影响

响,不仅仅决定于铁素体量的多少,还取决于它们的分布情况,研究指出,在纵向变形剧烈的钢中,即使铁素体含量较高,但其纵向的冲值还是相当高,而横向的冲击值则大大下降。在实际生产中曾发现,三个形状相同、铁素体量也基本上相同(20%~25%)的1Cr17Ni2钢锻件,经调质处理后的冲击值因铁素体分布形态不同而相差甚大(表6.4-41),当钢中的铁素体呈网络状分布时,对冲击韧性最不利。

表 6.4-41 三个 1Cr17Ni2 钢锻件的冲击值与铁素体分布的关系

铁素体的分布情况 ^①	冲击韧度 / (J/cm ²)
断续的网状分布	31~36
不明显的带状分布	63~71
明显的带状分布	125~138

① 铁素体含量均为 20%~25%, 金相法测定。

在淬火后的 1Cr17Ni2 钢中,经常有残余奥氏体存在。就残余奥氏体而言,它是一种低强和高塑性的组织,但调质以后组织中发现有残余奥氏体存在的钢,常会发现强度显著地增高而塑性和冲击韧度显著降低的现象(见表 6.4-42)。这是由于 1Cr17Ni2 钢淬火得到的残余奥氏体,在以后的高温回火过程中,这部分残余奥氏体部分地发生 $\gamma \rightarrow \alpha + (Cr, Fe)_{23}C_6$ 的等温转变,由于碳化物的析出而使这部分残余奥氏体的稳定性降低,但一般回火保温的时间又不足以使残余奥氏体全部等温分解成索氏体,这样,在回火保温时部分地发生等温转变以后,稳定性降低的残余奥氏体,于回火冷却过程中又部分地转变成了马氏体,所以钢的强度升高而塑性和冲击韧性值降低。也就是说,1Cr17Ni2 钢淬火产生的残余奥氏体,是通过在回火过程中转变为马氏体而影响钢的力学性能。

表 6.4-42 1Cr17Ni2 钢锻件调质后的力学性能与组织

锻件号	力学性能(切向)					热处理	组织
	屈服强度 $\sigma_{0.2}$ /MPa	抗拉强度 σ_b /MPa	伸长率 δ_5 /%	断面收缩率 ψ /%	冲击韧度 a_K / (J/cm ²)		
01	714	841	117.5	45.7	25 35	1 000℃ 油淬 650℃ 回火	— 回火索氏体 + 6%~8% δ 铁素体 + 残余奥氏体
02	799	942	113.5	36.0	20 29		
03	803	950	112.5	36.0	21 24		
04	803	950	14.5	34.0	13 27		
05	835	976	18.3	43.7	26 34	1 000℃ 油淬, 680℃ 回火	回火索氏体 + δ 铁素体 +
06	841	956	4.4	3.9	25 28	1 050℃ 油淬, 650℃ 回火	残余奥氏体 + 马氏体
要求	65	80	13	30	4		

必须指出,1Cr17Ni2 约在 450~500℃ 中温范围内回火,有回火脆性的倾向。图 6.4-71 表示了高铬钢(含 0.1% C、17% Cr)经长期加热后冲击韧性的变化,显然,在 500℃ 保温,其韧性值最低。表 6.4-43 列出了 1Cr17Ni2 钢在 450℃ 重复加热时,随加热时间的延长,冲击韧性显著地降低,例如,当保温 2.5 h,其冲击韧性为 198 J/cm²,保温 50 h 后,则降低至 16 J/cm²。1Cr17Ni2 钢在 550℃ 回火后具有回火脆性倾向,回火油冷后的冲击韧性比空气冷却约高 1 倍。

高铬钢在中温区长期加热后,不仅引起脆性,也使钢的腐蚀性能显著地恶化,因此,一般不予选用。

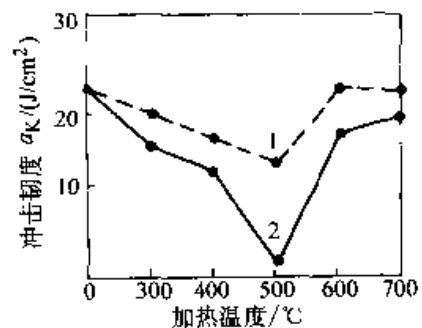


图 6.4-71 0.1% C、17% Cr 钢长期加热后的冲击韧度的变化
1—加热 14 d 2—加热 1 month

表 6.4-43 重复加热对 1Cr17Ni2 钢冲击韧性的影响

加热时间/h	重复加热后的冲击韧度 a_K / (J/cm ²)	
	450℃	520℃
2.5	198	126
10	7.5	120
50	16	125
100	14	96
150	17.5	105
200	—	124

与 4Cr13 不锈钢一样, 1Cr17Ni2 钢也是在淬火后低温回火或高温回火具有最好的耐腐蚀性能。淬火后经 250 ~ 300℃ 回火, 基体组织为回火马氏体, 钢的强度、硬度较高、耐磨性较好, 而且具有高的耐蚀性能。回火温度在 600 ~ 700℃, 钢的基体组织为回火索氏体, 具有较好的强度和韧性的配合, 而且也具有较高的耐蚀性能。

第 5 章 特殊模具钢

1 无磁模具钢

无磁模具钢主要用于磁性材料和磁性塑料的压制成形用模具。由于这种钢在强磁场中不被磁化，便于脱模，这种钢应具有稳定的奥氏体组织，其磁导率 μ 值要求小于或等于 1.05~1.10，并具有较高的硬度和耐磨性。常用的钢号有 1Cr18Ni9Ti（氮化）、7Mn15Cr2Al3V2WMo 和 5Cr21Mn9Ni4N 等，本书主要介绍应用较多的标准钢号 7Mn15Cr2Al3V2WMo 钢。

7Mn15Cr2Al3V2WMo 钢的化学成分见表 6.5-1。

表 6.5-1 无磁模具钢 7Mn15Cr2Al3V2WMo 的化学成分（质量分数）

成分	C	Si	Mn	Cr
含量/%	0.65~ 0.75	≤0.80	14.50~ 16.50	2.00~ 2.50
成分	Mo	W	V	Al
含量/%	0.50~ 0.80	0.50~ 0.80	1.50~ 2.00	2.30~ 3.30

7Mn15Cr2Al3V2WMo 钢是一种高锰-钨系无磁模具钢。该钢在各种状态下都能保持稳定的奥氏体组织，具有非常低的导磁系数、高的硬度、强度和较好的耐磨性。由于高锰钢的冷作硬化现象，切削加工比较困难。采用高温退火工艺，可以改变碳化物的颗粒尺寸与分布状态，从而明显地改善钢的切削性能。该钢适于制造无磁模具、无磁轴承及其他要求在强磁场中不产生磁感应的结构零件。此外，此钢还具有高的高温强度和硬度，也可用来制造在 700~800℃ 下使用的热作模具。采用气体软氮化工艺，可进一步提高这类钢的表面硬度，增加耐磨性显著地提高模具的使用寿命。

7Mn15Cr2Al3V2WMo 钢的物理常数见表 6.5-2。

1.1 热处理工艺

(1) 锻造

由于导热性很差，锻造前需缓慢加热，并在锻造温度保持足够长的时间。推荐的锻造工艺见表 6.5-3。锻态硬度约为 35HRC。

(2) 退火（见图 6.5-1）

表 6.5-2 7Mn15Cr2Al3V2WMo 钢的物理常数

线膨胀系数 $\alpha/10^{-6} K^{-1}$									密度/ (t/m^3)
100℃	200℃	300℃	400℃	500℃	600℃	700℃	800℃	900℃	
16.0	17.8	18.9	19.7	20.3	20.8	21.2	21.6	21.6	7.81
导热系数									
温度/℃	150	300	400	500	600	700	800	900	
$\lambda/[W/(m \cdot ^\circ C)]$	14.49	15.75	19.614	20.118	20.412	22.344	25.074	24.948	
电阻率									
温度/℃	150	300	400	500	600	700	800	900	
$\rho/(\Omega \cdot mm^2/m)$	1.05	1.15	1.17	1.23	1.25	1.31	1.33	1.35	

表 6.5-3 7Mn15Cr2Al3V2WMo 钢的热加工工艺

项目	加热温度/℃	加热时间/h	开锻温度/℃	终锻温度/℃	冷却方式
钢锭	1 150~1 170	≥8	1 100~1 120	≥950	空冷
钢坯	1 140~1 160	≥6	1 080~1 100	≥900	空冷

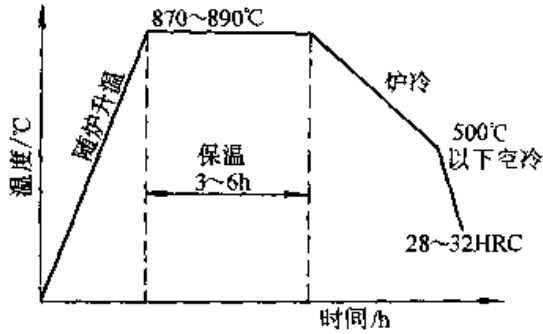


图 6.5-1 7Mn15Cr2Al3V2WMo 钢的高温退火工艺
退火组织为细晶粒奥氏体+均匀分布的颗粒状碳化物

(3) 固溶处理 (见表 6.5-4)

表 6.5-4 7Mn15Cr2Al3V2WMo 钢推荐的固溶处理工艺

固溶温度/℃	保温时间/h	冷却介质	固溶硬度 HRC
1 150~1 180	盐浴炉 15~20 空气炉 30	水	20~22

(4) 时效处理 (见表 6.5-5)

表 6.5-5 7Mn15Cr2Al3V2WMo 钢推荐的时效工艺

时效温度/℃	保温时间/h	冷却介质	时效硬度 HRC
650	20	空气	45~48
700	2	空气	45~48

(5) 表面处理 (见表 6.5-6)

表 6.5-6 7Mn15Cr2Al3V2WMo 钢推荐的气体软氮化处理工艺

氮化温度/℃	氮化时间/h	氮化层深度/mm	氮化层硬度 HV
560~570	4~6	0.03~0.04	950~1 100

注: 为提高模具硬度和耐磨性而采用软氮化。

1.2 热处理工艺对性能的影响

热处理工艺对硬度的影响见图 6.5-2 和表 6.5-7。钢的高温力学性能见图 6.5-3。热处理工艺对钢磁导率的影响见表 6.5-8。

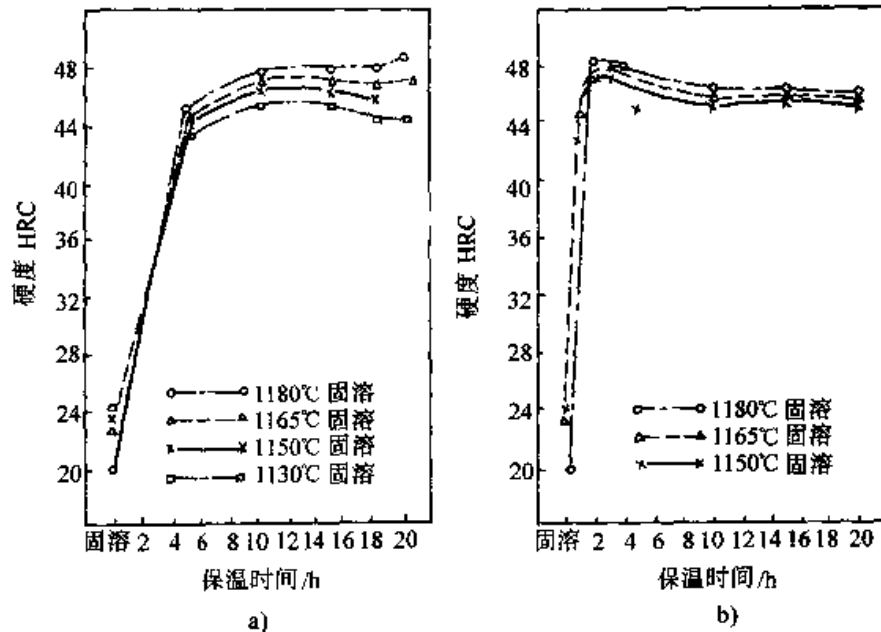


图 6.5-2 7Mn15Cr2Al3V2WMo 无磁模具钢不同热处理与时效硬度的关系图
a) 650°C 时效 b) 700°C 时效

表 6.5-7 7Mn15Cr2Al3V2WMo 钢在不同温度固溶和时效后的力学性能

热处理制度	抗拉强度 σ_b /MPa	伸长率 δ /%	断面收缩率 ψ /%	冲击韧性 a_K /(J/cm ²)
1 180℃ 固溶	820	61.0	61.5	230
	720	60.0	62.5	240
				240
1 150℃ 固溶, 700℃ 2 h 时效	1 375	16.5	34.0	48
	1 375	15.5	35.5	45
	1 385	18.0	35.5	45
1 165℃ 固溶, 700℃ 2 h 时效	—	—	—	36
				39
				40
1 180℃ 固溶, 650℃ 20 h 时效	1 510	4.5	8.5	15
	1 490	4.5	9.5	13
				13

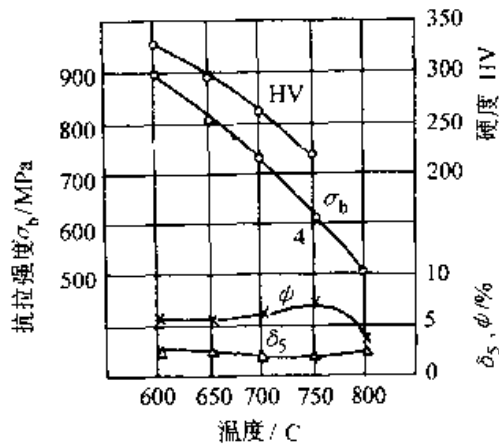


图 6.5-3 7Mn15Cr2Al3V2WMo 钢的高温力学性能

试样经 1 180℃ 30 min 水淬, 700℃ 4 h 回火空冷

表 6.5-8 不同状态下 7Mn15Cr2Al3V2WMo 钢的磁导率

状 态	磁导率 μ / (10^{-6} H/m)
1 150℃ 固溶处理	1.260 2
1 180℃ 固溶处理	1.260 4
1 180℃ 固溶处理 + 700℃ 2 h 时效处理	1.260 7
1 180℃ 固溶处理 + 650℃ 20 h 时效处理	1.260 2
1 180℃ 固溶处理 + 650℃ 20 h 时效处理 变形 8.5%	1.260 9
1 180℃ 固溶处理 + 650℃ 20 h 时效处理 变形 14.5%	1.260 9

续表 6.5-8

状 态	磁导率 μ / (10^{-6} H/m)
1 180℃ 固溶处理 + 650℃ 20 h 时效处理 变形 24.2%	1.261 8
1 180℃ 固溶处理 + 650℃ 20 h 时效处理 变形 42.2%	1.270 4

2 铸造模具钢

铸造模具一般采用电弧炉或感应炉冶炼, 砂型、陶瓷型或熔模等铸造方法直接铸出接近于成品形状的模具铸件。从而减少材料消耗和切削加工, 简化工序, 缩短制造周期, 降低模具生产费用, 提高经济效益。

为了适应铸造工艺的特点, 国外对一些标准模具钢号的化学成分稍做调整, 制定出专用的铸造模具钢标准钢号系列。如美国 ASTM A597 包括 7 个铸造模具钢钢号。其化学成分见表 6.5-9。

由于铸态模具没有明显的方向性, 不存在锻轧态模具钢的各向异性问题。在热处理过程中, 变形也比较均匀, 尺寸易于控制, 加工余量不需要太大。

还有一些专用的铸造模具材料, 如显像管玻璃外壳的成型模具, 由于外形十分复杂, 用锻造模块加工, 切削工作量太大, 一般采用砂型或陶瓷型铸造的方法生产出接近成品形状的模具毛

坯, 然后进行热处理和机加工。为了延长模具的使用寿命, 专门研制了一些专用的铸造模具钢,

如我国自行研制的 4Cr13Ni 和日本三菱制钢公司采用的 3Cr13MoV 钢等。

表 6.5-9 ASTM A597 铸造模具钢化学成分 (质量分数) (%)

钢号	C	Mn	Si	S	P	Cr	Mo	W	V	Co	Ni
CA2	0.95/ 1.05	≤0.75	≤1.50	≤0.03	≤0.03	4.75/ 5.50	0.90/ 1.40		0.20 ^① / 0.50		
CD2	1.40/ 1.60	≤1.00	≤1.50	≤0.03	≤0.03	11.00/ 13.00	0.70/ 1.20		0.40 ^① / 1.00	0.70 ^① / 1.00	
CD5	1.35/ 1.60	≤0.75	≤1.50	≤0.03	≤0.03	11.00/ 13.00	0.70/ 1.20		0.35/ 0.55	2.50 ^① / 3.50	0.40 ^① / 0.60
CS5	0.50/ 0.65	0.60/ 1.00	1.75/ 2.25	≤0.03	≤0.03	≤0.35	0.20/ 0.80		≤0.35		
CH12	0.30/ 0.40	≤0.75	≤1.50	≤0.03	≤0.03	4.75/ 5.75	1.25/ 1.75	1.00/ 1.70	0.20/ 0.50		
CH13	0.30/ 0.42	≤0.75	≤1.50	≤0.03	≤0.03	4.75/ 5.75	1.25/ 1.75		0.75/ 1.20		
CO1	0.85/ 1.00	1.00/ 1.30	≤1.50	≤0.03	≤0.03	0.40/ 1.00		0.40/ 0.60	≤0.30		

① 选择加入成分。

为了进一步提高铸造模具钢的纯净度和致密度, 改善钢的塑性和韧性, 使铸态模具的使用寿命和性能接近或达到锻态模具的水平, 可以采用电渣熔铸工艺方法。

我国对大型锻模模块研制成功了一种采用铸钢和电渣熔铸联合生产的双金属模块。工艺方法是, 采用硬度较低, 韧性较高的低合金钢 (如: 45Mn2, 30CrMnSi) 用砂型铸造铸成模块本体, 对模具的型腔部分则采用合金含量较高的钢种 (如 5Cr4Mo, 5Cr2NiMoV 等) 制成的电渣重熔用电极, 通过电渣熔铸的方法, 使熔化的电极材料与模具本体熔合成双金属模块, 然后经过热处理和机械加工制成模具。

这种工艺由于是通过电渣熔铸使两种金属相互熔合, 其结合强度超过一般机械结合的镶块模具。这种双金属模具的本体具有低合金结构钢的良好韧性。型腔部分又具有热作模具钢较好的高温强度和抗热疲劳性能, 在不少情况下, 可以取代锻态的整体合金钢模块。

上述双金属模块, 电渣熔铸以后, 通过熔合

作用, 其化学成分介于模具本体和重熔电极之间。如采用 45Mn2 钢本体和 5Cr4Mo 电极, 重熔后的型腔部分化学成分和 5Cr2MnMo 接近, 其力学性能与常用的模块用钢 5CrNiMo 相近。两者的性能对比见表 6.5-10。

表 6.5-10 5Cr2MnMo 和 5CrNiMo 钢性能对比

性能	5Cr2MnMo		5CrNiMo	
	20℃	550℃	20℃	550℃
抗拉强度/MPa	138	80	148	67
屈服强度/MPa	125		133	
延伸率/%	10	21	6.5	44
断面收缩率/%	29	47	26	91
冲击韧度/J·cm ⁻²	35~40	40~50	25~30	44
热处理制度	5Cr2MnMo 880~920℃ 淬火 610~630℃ 回火 5CrNiMo 840~860℃ 淬火 480~520℃ 回火			

选用铸造模具时,应考虑铸造模型或电渣熔铸结晶器的制造费用,造型和清理费用,铸造的收得率,生产模块或铸造毛胚的批量,对成本进行综合的核算,选择合理的工艺方案。

4Cr13Ni钢是我国自行研究,并且在玻璃模具方面应用较多的钢种,在此作重点介绍。

(1) 化学成分

4Cr13Ni钢的化学成分见表6.5-11。

表 6.5-11 4Cr13Ni 钢的化学成分 (质量分数) (%)

元素	C	Si	Mn	Cr	Ni	S	P
设计成分	0.35~0.45	≤1.0	≤1.0	12~14	0.6~1.5	≤0.03	≤0.035
实际成分	0.4~0.42	0.38~0.27	0.4	13.45~13.44	1.14~1.10	0.01	0.029~0.031

(2) 制造工艺

1) 造型及浇注 造型时必须使工作面朝下,以防止在工作面附近产生砂眼和气孔。冒口要大,以利于铸造时钢水的补缩。造型时用新砂,涂料为 Al_2O_3 ,砂模和芯子的烘烤温度为 $350^\circ C$ 。为在工作面获得细小晶粒,提高工作面的冷热疲劳抗力,可在型砂中放置冷铁,冷铁厚度应大于 30 mm,小于 80 mm。

浇注温度不宜过高,以 $1500^\circ C$ 为宜。

2) 热处理 可在铸造后立即在 $700^\circ C$ 回火两次,回火组织为铁素体和均匀分布的细粒状碳化物,硬度为 24HRC;也可将铸造模具进行 $1000^\circ C$ 淬火后,再进行两次 $700^\circ C$ 回火,处理硬度为 25HRC,其碳化物分布更加均匀一些。

(3) 力学性能

铸造 4Cr13Ni 钢的力学性能见表 6.5-12 所示。

表 6.5-12 铸造 4Cr13Ni 钢的力学性能

热 处 理 工 艺	σ_b/MPa	$\delta/\%$	$\phi/\%$	$a_K/(J/cm^2)$	硬度 HRC
$700^\circ C$ 回火两次	800	3.5	4.5	6	24
$1000^\circ C$ 空冷淬火 + $700^\circ C$ 回火两次	800	5.0	6.0	7.6	25

由表 6.5-12 可以看出,增加 $1000^\circ C$ 淬火工序,对模具力学性能并无明显改进,说明铸造后仅采用两次回火处理是完全可行的,4Cr13Ni 钢的冷热疲劳抗力显著高于铸铁。

(4) 实际应用

在 11 工位自动压机上分别安装 4Cr13Ni 钢、Cr25Ni20Si2 钢、Cr17 钢、铸铁等材料制造显像管屏的凹模进行使用对比试验。铸铁凹模压制玻壳 5 000 件后,因凹模中心严重龟裂而报废;Cr25Ni20Si2 钢凹模因导热性差,不能适应压机连续操作,无法和 4Cr13Ni 钢凹模同机继续试验;Cr17 钢凹模压制 5 万件因表面有砂眼不能再压出合格玻壳;只有用 4Cr13Ni 钢制玻壳模具时,压制 15 万次以上仍可继续使用,未出现龟裂。

在铸造过程中,在模具毛坯型腔表面可能会出现一些缺陷,切削加工后,微小缺陷的暴露会影响到压制玻壳的质量,因此需对模具进行补焊以消除缺陷。

补焊可采用氩弧焊,焊丝成分宜选用 3Cr15Ni2 (降碳、提高铬、镍含量),补焊后应于 $700^\circ C$ 进行回火。

为提高玻璃制品的质量和模具寿命,可在模具型腔镀铬,镀铬层厚为 0.01~0.02 mm。经镀铬的模具,可压出一级品玻壳。

3 粉末冶金模具钢

近 20 年来,由于粉末冶金技术的迅速发展,采用粉末冶金方法生产高性能模具钢和新型模具材料已成为模具材料的重要发展方向之一。

粉末冶金工模具钢与一般工模具钢相比有以下主要的特性。

1) 可磨削性好,特别是对可磨削性能差的高钒工模具钢,由于碳化物的细化,可磨削性显著改善。

2) 韧性好,由于粉末冶金工模具钢组织细小均匀,显著地改善了钢的韧性,抗弯强度和冲击韧性显著提高。

3) 等向性好, 由于粉末冶金工模具钢组织均匀, 基本上不会出现多向异性, 与一般工艺生产的工模具钢比较, 横向性能得到显著改善。

4) 热处理工艺性好, 由于碳化物颗粒细小, 淬火时的保温时间可大为缩短, 一般可比一般工模具钢缩短 1/2~1/3。由于组织均匀, 淬火变形量大为减小, 也降低了产生淬火裂纹的可能性。

粉末冶金工模具钢的性能与一般生产工艺的

工模具钢对比, 见表 6.5-13。

由于粉末冶金工艺的突点特点, 近十几年来粉末冶金工模具钢的产量、品种都发展很快, 不仅用于生产一些标准钢号的工模具钢, 而且发展了一些用一般工艺方法难以生产的专用的高碳、高合金粉末冶金工模具钢钢号。国外不少公司推出了一系列的粉末冶金工模具钢钢号系列, 表 6.5-14 列出一些代表性的钢号。

表 6.5-13 不同工艺方法生产的工模具钢质量对比

质量、性能		一般方法生产		粉末冶金法生产
		铸态	锻轧态	
显微组织	碳化物偏析	E	C	A
	碳化物尺寸	E	C	A
	奥氏体晶粒度	E	C	A
热处理工艺性	热处理变形	A	C	A
	热处理缺陷	A	C	A
韧性	轴向	E	C	A
	横向	E	C	B
疲劳强度		E	C	A
腐蚀疲劳		E	C	A
可磨削性		E	C	A

注: A—优秀; B—良好; C—中等; D—较差; E—差。

表 6.5-14 国外粉末冶金模具用钢化学成分 (质量分数) (%)

钢号		C	Cr	W	Mo	V	Co	其他	硬度 HRC
冷作模具钢	CPM9V	1.78	5.25		1.30	9.00		S 0.03	53~55
	CPM10V	2.45	5.25		1.30	9.75		S 0.07	60~62
	CPM440V	2.15	17.50		0.50	5.75			57~59
	Vanadis4	1.50	8.00		1.50	4.00			59~63
热作模具钢	CPMH13	0.40	5.00		1.30	1.05			42~48
	CPMH19	0.40	4.25	4.25	0.40	2.10	4.25		44~52
	CPMH19V	0.80	4.25	4.25	0.40	4.00	4.25		44~56
高速工具钢	ASP23	1.28	4.20	6.40	5.00	3.10			65~67
	ASP30	1.28	4.20	6.40	5.00	3.10	8.50		66~68
	ASP60	2.30	4.00	6.50	7.00	6.50	10.50		67~69
	CPMRexM3HCHS	1.30	4.00	6.25	5.00	3.00		S 0.27	65~67
	CPMRexT15HS	1.55	4.00	12.25		5.00	5.00	S 0.06	65~67

其中一些高碳高钒模具钢，如 CPM10V, CPM9V, ASP60 等，由于钢中有大量弥散的高硬度的 MC 型碳化物，其耐磨性能介于一般高合金冷作模具钢和耐磨的硬质合金之间，由于粉末冶金模具钢的韧性好，制成的模具使用寿命可以与一些硬质合金模具相近。粉末冶金高合金模具钢具有较好的切削加工性和磨削性能，多用于制造一些要求耐磨性高、形状比较复杂的、工作条件苛刻的长寿命模具。

当然由于粉末冶金工模具钢的生产工艺和装备比较复杂，生产成本往往要比采用一般工艺生产的模具钢高 1 倍左右，在选用时要进行综合考虑。

粉末冶金模具钢 CPMREXM4 和 ASP23 的热处理过程见图 6.5-4。

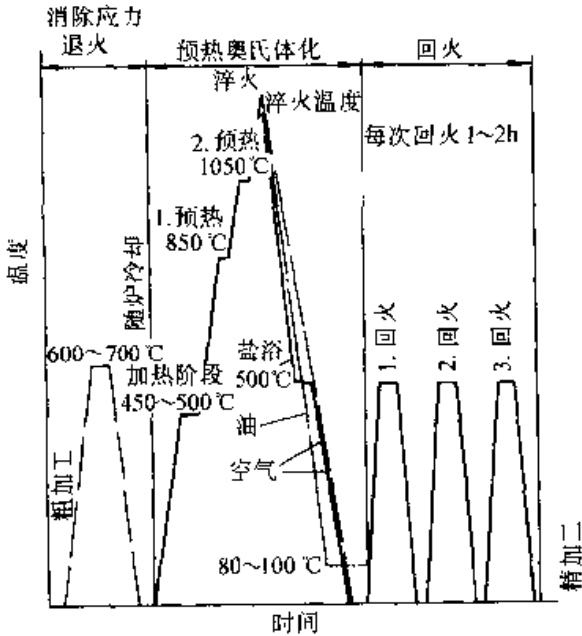


图 6.5-4 CPM REXM4 和 ASP23 的热处理过程图

粉末冶金高速钢的热处理与传统的高速钢有所不同，淬火和回火温度都比一般的高速钢要高。工艺要求为：

- 1) 消除内应力退火 600~700℃。
- 2) 软化退火 850~900℃。
- 3) 淬火 第 1 次预热 450~500℃；第 2 次预热 850~900℃（盐浴）；奥氏体化 1100~1180℃（盐浴）；淬火~550℃（盐浴）；冷却在空气、压缩空气或油内。
- 4) 回火 560℃（三次）。
- 5) 回火后最终加工并消除内应回火。

图 6.5-5 和图 6.5-6 所示为粉末冶金高速钢 CPM REX M4 和 ASP23 回火温度与硬度的关系图。

粉末冶金高速钢再经过二阶段预热（500℃和 850℃）后，进入盐浴淬火时的总浸渍时间，按图 6.5-7，根据零件壁厚和淬火温度确定。

图 6.5-8 所示为 ASP23 的表面硬度。

图 6.5-9 为 ASP23 钢在不同淬火温度下，经 560℃ 三次回火的弯曲抗压屈服强度与弯曲抗压强度的曲线。

图 6.5-10 及图 6.5-11 所示为 ASP23 钢在淬火温度分别为 1180℃ 及 1100℃ 时，不同回火温度下的弯曲抗压屈服强度与弯曲抗压强度的曲线。

粉末冶金高速钢的抗压屈服强度介于铬工具钢和硬质合金之间，如图 6.5-12 所示。

粉末冶金高速钢晶粒均匀而细致，各向同性，具有最好的耐磨性和刃口强度，良好的韧性，且机械加工及电蚀加工性能良好，所以适于高应力下的精冲模具，可成功地代替高速钢 M2、高铬工具钢 D2 及 D6。粉末冶金高速钢所能

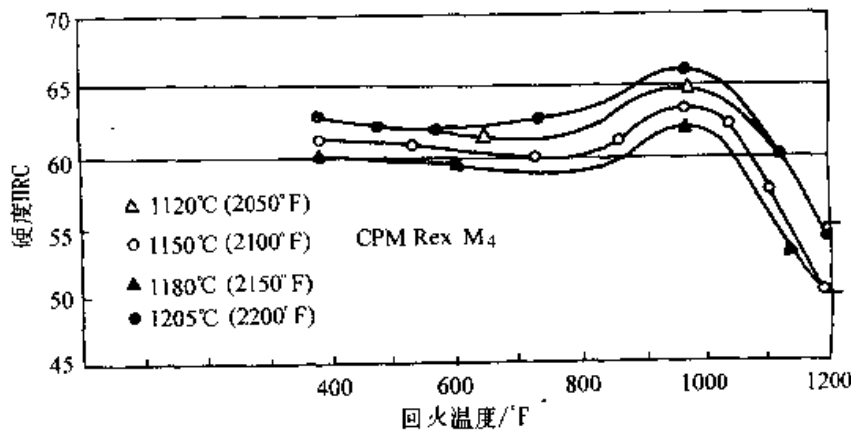


图 6.5-5 CPM REX M4 回火温度与硬度的关系图

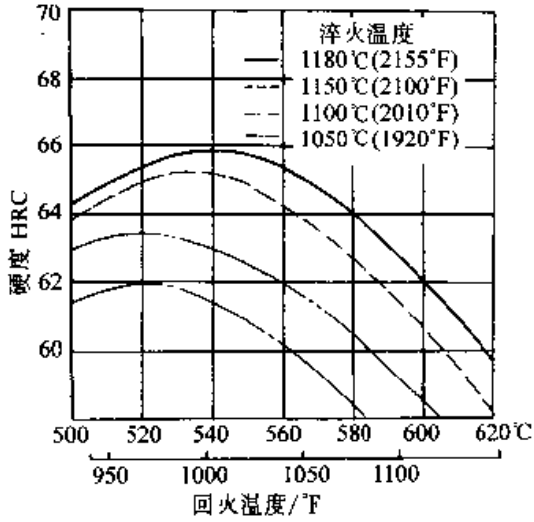


图 6.5-6 ASP23 在不同淬火温度时回火温度与硬度的关系图

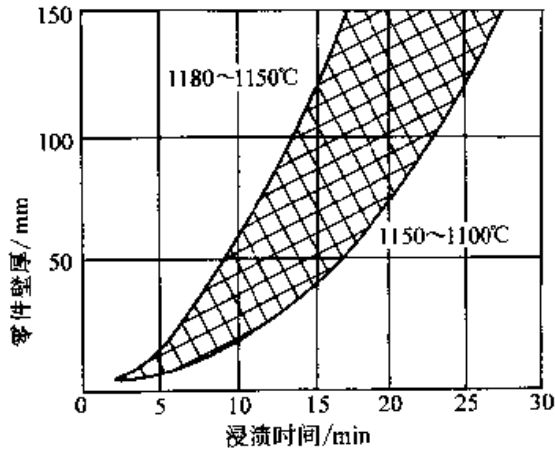


图 6.5-7 粉末冶金高速钢的浸渍时间

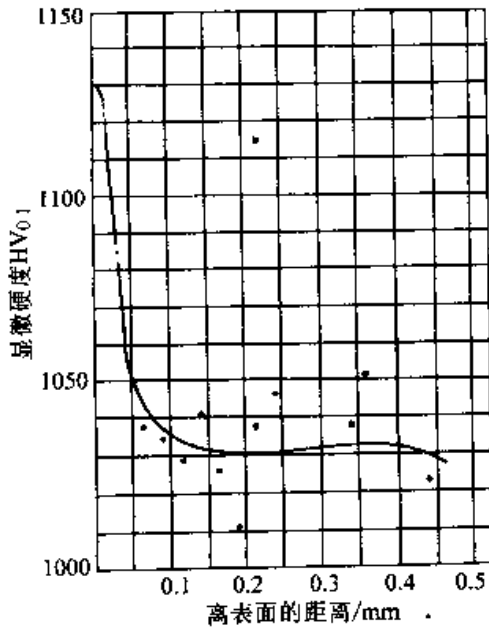


图 6.5-8 ASP23 的表面特性

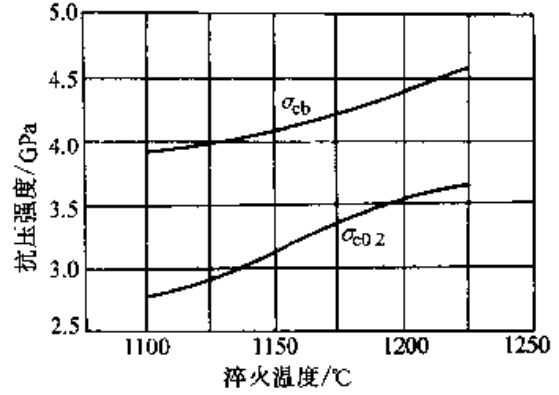


图 6.5-9 ASP23 钢的淬火温度与抗压强度的关系
 σ_{cb} —弯曲抗压强度，±10%；
 $\sigma_{cb,2}$ —弯曲抗压屈服强度，±5%。

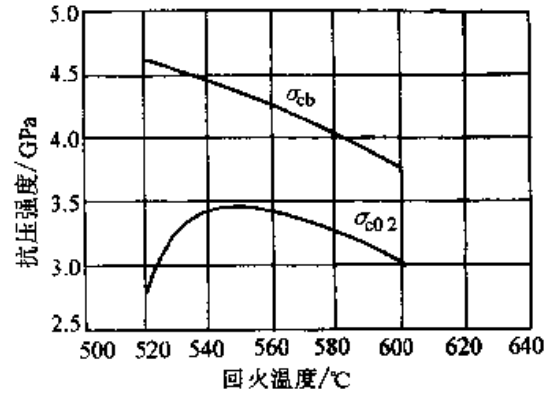


图 6.5-10 ASP23 钢淬火后的回火温度与抗压强度的关系（淬火温度 1180°C）
 σ_{cb} —弯曲抗压强度，±10%；
 $\sigma_{cb,2}$ —弯曲抗压屈服强度，±5%。

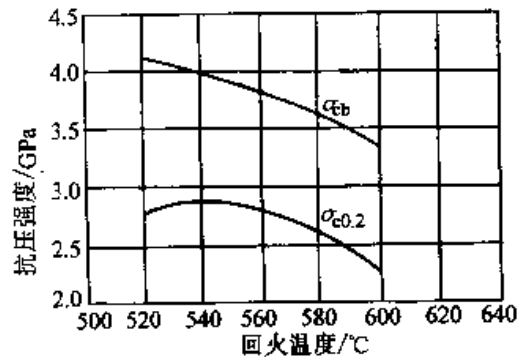


图 6.5-11 ASP23 钢淬火后的回火温度与抗压强度的关系（淬火温度 1100°C）
 σ_{cb} —弯曲抗压强度，±10%；
 $\sigma_{cb,2}$ —弯曲抗压屈服强度，±5%。

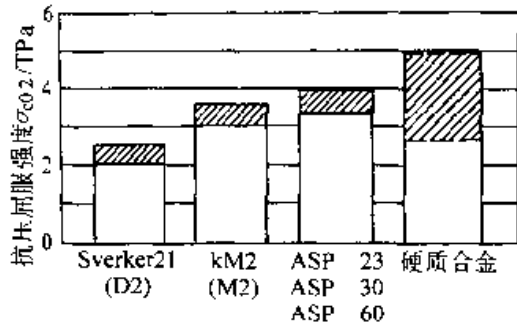


图 6.5-12 ASP 钢与其他工具材料的抗压屈服强度的比较

达到的韧性受其内部缺陷（如碳物的形状及其分布、夹渣等）的限制。即热处理后所能得到韧性的大小，实际上由存在其中的缺陷所能达到的韧性极限所决定。近于理想结构的粉末冶金高速钢，如 ASP 钢，硬度增加，且还保持较好的韧性。其中 ASP23，由于不含钴，有效而经济，所以多为采用。

第6章 其他模具材料

1 铸铁

铸铁具有一定的力学性能和优良的工艺性能,它主要的特点是铸造性能好,易浇注成形,尤其是能铸出复杂形状,并且工艺简便,适应性强,设备投资少,成本较低。同时它的抗振减摩性能好,切削性能很好。对某些铸铁,在一定程度上克服了一般铸铁抗拉强度和韧性低的缺点,有的还具有耐热、耐蚀和耐磨等特殊性能。因此,近年来逐渐广泛用作模具材料,常用来制造各种拉深模、压型模、玻璃模及塑料模等。

应用于模具的铸铁多为球墨铸铁、蠕墨铸铁、特殊性能铸铁,有时也用灰铸铁。

球墨铸铁是由基体组织与球状石墨组成,石墨呈圆球状,对基体割裂作用最小,基体强度的利用率可达70%~90%,力学性能相对优良。强度和塑性超过一般的灰铸铁和可锻铸铁,抗拉强度一般在400~1000 MPa。珠光体球墨铸铁的抗拉强度与T8锻钢相近, σ_b 达700~800 MPa、屈服强度和屈强比高于45钢,疲劳强度较高(与中碳钢接近),耐磨性较好。球墨铸铁的塑性和韧性都低于钢,却高于其他各类铸铁,其延伸率在2%~20%范围内,冲击韧度通常在15~20 J/cm²以上。球墨铸铁还具有很好的热处理效果,可利用退火、正火、淬火、回火、等温淬火、表面处理和化学热处理等多种工艺提高它的性能。由于它具有较优良的性能,可用来制造各种压型模、冲压模等。

蠕墨铸铁石墨呈蠕虫状,介于片状与球状之间,对基体的切割作用较轻,力学性能较高,既具有接近球墨铸铁的较高强度、刚度、耐磨性和一定韧性,又具有灰铸铁良好的铸造性能和导热性。例如它对壁厚敏感性小,导热性优于球墨铸铁,抗热和抗氧化的性能均优于其他铸铁,耐磨性优于孕育铸铁及高磷铸铁。这种铸铁用于制造玻璃模具已取得良好效果,引起广泛重视。

合金铸铁根据加入合金元素不同而具有耐

热、耐蚀、耐磨等不同的特殊性能,性能相似于相应的合金钢,但力学性能低于铸钢,脆性较大,容易破裂,然而它们熔铸方便,成本低廉。模具用合金铸铁的性能要求以耐热性为主,也常要求较高的耐蚀性和耐磨性。合金成分以加入铬、硅、铝为主,有的也加入适量的钼、镍、铜等。这些合金铸铁材料常用来制造受冲击较小的热作模具,如玻璃模、塑料模、热压模等。例如Cr-Mo合金铸铁($w(C)$ 3.37%、 $w(Cr)$ 0.73%、 $w(Mo)$ 0.72%)在400℃的强度为普通球墨铸铁的两倍以上。另一些合金铸铁还有较好的耐磨性和耐蚀性,可有效提高热作模具的使用寿命。例如用Cr-Cu合金铸铁($w(C)$ 3.27%、 $w(Si)$ 1.29%、 $w(Mo)$ 0.59%、 $w(Cr)$ 0.6%、 $w(Cu)$ 2.10%)制模具,其使用寿命常比灰铸铁高3倍。

铸铁常被用来制成模具中的配套零件,例如在冲孔模、落料模、弯曲模、塑料模结构中用铸铁制作上、下模板、模柄、推料板前后架、底板、推件滑座、上下模座、定位板、支架紧固块等辅助模具零件。铸铁的牌号多是HT200或HT250。

铸铁作为模具材料在玻璃模具中有十分广泛的应用。表6.6-1为国内外部分工厂采用的铸铁化学成分及组织状态。国内外部分工厂铸铁玻璃制品成形模具的使用寿命见表6.6-2。

普通铸铁HT200的化学成分见表6.6-3。制模工艺为:出炉温度1360~1400℃,浇注温度1300~1320℃,毛坯经600~650℃,保温4h,炉冷退火。

为了提高模具寿命,研制了几种新型铸铁,代替原来使用的HT200铸铁,几种新型铸铁的化学成分及制作的模具使用寿命分别见表6.6-4及表6.6-5。

从表6.6-5中可以看出,模具寿命以低锡蠕铁与低铝蠕铁最高,但低铝蠕铁的熔炼及铸造工艺较为复杂,所含珠光体量也很少,对耐磨性不利,因此,以低锡蠕铁制作模具较为合适。

表 6.6-1 国内外部分工厂铸铁玻璃模具的成分 (质量分数)

使用单位	化学成分 (质量分数) /%											热处理	金相组织	
	C	Si	Mn	S	P	Ni	Cr	Mo	Cu	Ti	Sb		石墨	基体
捷克	3.3 ~3.6	1.9	0.6	9.13	0.07	1.35	0.6	—	—	—	—	退火	片状	铁素体
日本	Ni-Cr 铸铁											—	片状	铁素体
	3.0 ~3.4	<1.0	0.4 ~0.7	<0.08	<0.1	—	—	—	—	—	—	①	蠕虫状	铁素体
英国	3.3 ~3.5	2.2 ~2.5	0.6 ~0.8	<0.12	<0.1	1.5	0.5	—	—	0.08 ~1.0	—	退火	片状	铁素体
北京玻璃二厂	2.9 ~3.2	4.0 ~4.4	0.44 ~0.71	<0.03	<0.08	—	0.49	0.05 ~0.07	1.0	—	—	②	球状	铁素体
上海玻璃铸造厂	3.2 ~3.4	2.2 ~2.4	0.5 ~0.8	<0.15	<0.2	—	0.3 ~0.4	—	1.0 ~1.2	—	—	③	片状	珠光体
广州玻璃模具厂	2.9 ~3.2	2.0 ~2.2	0.6 ~0.9	<0.25	<0.12	—	—	—	—	—	—	④	片状	珠光体
南通轻工机械厂	3.0 ~3.2	1.9 ~2.1	0.9 ~1.2	<0.12	<0.25	—	—	—	—	—	0.05 ~0.07	⑤	片状	珠光体 90%
沈阳玻璃模具厂	3.0 ~3.2	1.8 ~2.2	0.5 ~0.7	0.02 ~0.03	<0.1	—	—	—	—	—	—	⑥	片状	珠光体 70%

- ① 950℃保温 2 h, 750℃保温 4 h, 炉冷。
- ② 900~950℃保温 4 h, 750~780℃保温 2 h, 炉冷到 300℃出炉。
- ③ 450~500℃保温 2~3 h, 炉冷。
- ④ 650~700℃保温 2 h, 炉冷。
- ⑤ 650~700℃保温 2 h, 炉冷。
- ⑥ 600~650℃保温 4 h, 炉冷。

表 6.6-2 国内外部分工厂铸铁玻璃制品成形模的寿命

使用单位	普通铸铁 / (万次/模)	合金铸铁 / (万次/模)	备注
捷克制瓶厂	—	12.4~22.8	啤酒瓶模具
日本制瓶厂	—	10	—
日本制瓶厂	—	30	—
北京玻机二厂	8	35	螺口瓶模具
上海玻璃铸造厂	—	16~20	玻璃器皿, 瓶子模具
广州玻璃模具厂	10~12	—	酒瓶模具
南通轻工机械厂	2.5~3.0	22	酒瓶模具
沈阳玻璃模具厂	7.5	—	螺口瓶模具

表 6.6-3 HT200 铸铁的化学成分 (质量分数) (%)

元素	C	Si	Mn	P	S
含量	3.0~3.2	1.8~2.2	0.5~0.7	<0.1	0.023~0.026

表 6.6-4 几种新型铸铁的化学成分 (质量分数)

材料	化学成分/%											金相组织		
	C	Si	Mn	S	P	Sn	Cu	Cr	Al	Mo	稀土	基体	石墨	保护膜
低锡 铸铁	3.0 ~3.2	1.8 ~2.2	0.55 ~0.71	0.023 ~0.026	<0.1	0.08	—	—	—	—	—	珠光体体积分 数 98%	A 型	—
铜铬 铸铁	3.0 ~3.2	1.8 ~2.2	0.55 ~0.71	0.023 ~0.026	<0.1	—	1.0	0.65	—	—	—	珠光体体积分 数 90%	A 型	—
中硅 稀土	3.0 ~3.2	4.7	0.55 ~0.71	0.023 ~0.026	<0.1	—	—	—	—	—	0.6	铁素体	蠕虫 状	SiO ₂
中硅钼 稀土	3.0 ~3.2	4.23	0.55 ~0.71	0.023 ~0.026	<0.1	—	—	—	—	1.0	0.6	铁素体	细片 状	SiO ₂
低锡 蠕铁	3.0 ~3.2	1.8 ~2.2	0.55 ~0.71	0.023 ~0.026	0.1	0.08	—	—	—	—	0.6	珠光体体积分 数 70%~80%	蠕虫 状	—
低铝 蠕铁	3.0 ~3.2	1.8 ~2.2	0.55 ~0.71	0.023 ~0.026	0.1	—	—	—	2.5	—	0.6	珠光体体积分 数 20%	蠕虫 状	Al ₂ O ₃

表 6.6-5 玻璃瓶模具的工作寿命

材 料	一次连续使用寿命		提高倍数 (与 HT200 对比)	备 注
	工作时间/h	每模制瓶只数		
HT200	48	20 000	—	氧化
低锡铸铁	192	83 000	3.15	氧化
铜铬铸铁	96	41 000	1.05	氧化
中硅稀土	76	33 000	0.65	瓶变形
中硅钼稀土	195	84 000	3.20	瓶变形
低锡蠕铁	260	110 000	4.50	正常
低铝蠕铁	235	102 000	4.10	正常

综上所述,低锡蠕铁制造玻璃模具是比较理想的,表 6.6-6 为低锡蠕铁玻璃瓶模具使用寿命及与 HT200 铸铁的对比数据。采用低锡蠕铁制造的啤酒玻璃瓶成形模,最低使用 39 天,生产啤酒玻璃瓶 36.7 万只,最高使用 87 天,生产啤酒玻璃瓶 82 万只,平均每付模具生产啤酒玻璃瓶 54.84 万只。

SMRI-86 型合金铸铁和稀土蠕铁亦是两类很

有潜力的铸铁玻璃模具材料,其化学成分分别见表 6.6-7 和表 6.6-8。

SMRI-86 经 1 320~1 340℃ 浇铸成形,铸态硬度 240~250HBS。经 660℃、8 h 时效处理后,硬度为 204~216HBS。

抗氧化性、抗生长及热疲劳抗力均优于灰铸铁。其力学性能为 $\sigma_b = 250 \text{ MPa}$, $\sigma_{1h} = 480 \text{ MPa}$ 。

用 SMRI-86 型合金铸铁制作 640 mL 啤酒玻

表 6.6-6 低锡蠕铁玻璃瓶模具的寿命

模具编号	一次连续使用寿命		提高倍数 (与 HT200 对比)	备 注
	工作时间/h	每模制瓶只数		
1	260	109, 200	4.46	均可继续使用
2	210	88, 200	3.41	
3	440	185, 520	8.27	
4	231	97, 020	3.85	

表 6.6-7 SMRI-86 合金铸铁的元素含量 (质量分数) (%)

元 素	C	Si	Mn	P	S
	3.27	1.92	0.68	0.078	0.049

表 6.6-8 稀土蠕铁化学成分 (质量分数) (%)

元 素	C	Si	Mn	Cr	Re	Mg
	3.8	1.4	1.8	0.4	0.03	0.035

表 6.6-9 SMRI-86 型合金铸铁的玻璃瓶成形模具寿命

模 具 名 称	模 具 材 料	清洗次数/次	使用寿命/万只	失效形式
640 mL 啤酒玻璃瓶成形模	SMRI-86 型合金铸铁	3	65	模底部位棱角处磨损
	Cr-Mo-Cu 合金铸铁	5	20	型腔磨损、氧化
	日本低 SiAl 系蠕铁	—	30	—
	英国 ABX 合金铸铁	—	40~50	—
	比利时 R-7 合金铸铁	—	50~60	—
	英国 BZX 合金铸铁	—	50~60	—

璃瓶成形模具, 制瓶机机速为 6.2 次/min, 使用寿命比灰铸铁提高 1~2 倍, 见表 6.6-9。

稀土蠕铁模具的基体为铁素体加珠光体。石墨形态: 模具内腔为球状, 中间为球状和蠕虫状, 外部为蠕虫状加片状。

其力学性能为: $\sigma_b = 528$ MPa, 硬度为 225HBS (而合金灰铸铁分别为 220 MPa 和 172HBS)。稀土蠕铁制造医用盐水瓶模具, 在同条件下, 采用合金灰铸铁制造的玻璃模具, 平均使用寿命为 6 万次; 而采用稀土蠕铁的玻璃模具, 使用寿命可达 24 万次。

2 硬质合金和钢结硬质合金

2.1 硬质合金

硬质合金是以难熔金属碳化物 (如碳化钨、

碳化钛、碳化钽、碳化铌、碳化钒等, 碳化钨熔点为 2720℃, 碳化钛熔点为 3150℃等) 为基体及硬质相, 以铁族金属 (钴或镍, 主要是钴) 为粘结相, 用粉末冶金方法生产的多相复合材料。

(1) 硬质合金的特点

硬质合金是一种高生产率的工程材料, 具有以下优点。

1) 硬度高、耐磨性高、耐疲劳性好、使用寿命长。硬质合金的硬度由难熔金属碳化物的高硬度造成 (如碳化钨的显微硬度为 $HM = 18\ 340$ MPa, 碳化钛则为 $31\ 390$ MPa), 随着碳化钨晶粒度的细化而提高, 随着含钴量的增加而降低。在钨钛钴合金中, 硬度还随着碳化钛含量的增加而提高。在相同含钴量时, 钨钛钴合金比钨钴合金硬度高。

在常温下, 硬质合金的硬度一般为 86~

93HRA。硬质合金的高温硬度好。在 500℃ 以下时硬度基本不变，超出 500℃ 时才有明显下降；但在 600℃ 及 1 000℃ 时仍分别超过高速钢和碳钢的常温硬度。

硬质合金的耐磨性高，可比高速钢高 15~20 倍。硬质合金因受力时变形小，能很快恢复，迟滞只有钢的 1/18~1/20，而疲劳强度高得多。硬质合金量具块规，使用寿命约可为用铬钢或铬锰钢制的 6 倍；硬质合金钢球冷镦模使用寿命约可为用轴承钢制的 5~20 倍。用硬质合金制的冲裁模，使用寿命可约为用模具钢制的 20~50 倍，刃磨一次也可高达 100 万冲次。

耐磨性高除了使用寿命长以外，还可保证产品精度。

2) 抗压强度高，硬质合金的抗压强度以钨钴合金为高，尤其是碳化钨晶粒细的，并在含钴 5% 时达最高值。钨钛钴合金的抗压强度较低，并随着碳化钛含量的增加而降低。含钴量 15% 的钨钴合金抗压强度约为 3 590 MPa，适用于冷挤模的工作条件（凸模平均压应力约达 2 450 MPa，局部约可超过平均值 50%）；螺母冷镦模单位压应力约达 1 800~2 200 MPa。

3) 热导率低及线胀系数小，钨钛钴合金的导热率为 16.75~62.8 W/(m·K)，随碳化钛含量的增加而降低，比高速钢低，有利于用作刀具的切削加工（钨钴合金的热导率比高速钢高，但对于难切削加工材料和铸铁、有色金属及非金属材料用）。硬质合金的线（膨）胀系数都比高速钢小得多，尤其是钨钴合金，这对于把硬质合金与钢相焊接有利。

4) 耐腐蚀性、耐氧化、耐酸、耐碱。

5) 不需要热处理，不存在尺寸、硬度、时效等变化问题。

6) 因采用粉末冶金法制造，材料具有各向同性。

硬质合金具有如下缺点：

1) 脆性大，硬质合金的抗弯强度为 735~2 450 MPa。凡含钴量高者抗弯强度高；但当碳化钛含量增加则抗弯强度剧降。此外当硬质合金表面产生磨削网状裂纹时，抗弯强度就大打折扣。

硬质合金的冲击韧性低，在常温时不及淬火钢的一半，约为退火钢的十分之一；在高温时甚至更不及钢的百分之一。硬质合金的冲击韧性随

合金的含钴量增加及碳化钨晶粒的增大而提高。

由于硬质合金的脆性大，对于硬质合金工模具的设计、制造、使用都要充分注意并采取适当措施，防止损坏。

2) 加工困难，由于硬质合金硬和脆，在加工硬质合金时要采用电加工等工艺；对于磨削尤其要采用金刚石砂轮等刃磨，严格控制进给量；对车削要用高硬度硬质合金车刀或单点金刚石车削等。

3) 价格昂贵，在使用硬质合金时，要充分考虑到它是一种高生产率大批量生产用的工具材料才能充分发挥其优点，否则成本过高。

(2) 硬质合金的种类及其用作模具材料的牌号、成分和性能

硬质合金的种类繁多，用途广泛；如按照成分可分成七大类。

1) 钨钴类，即 WC-Co 硬质合金（用于切削工具、模具、耐磨零件及量具、矿山工具以及耐磨耐腐蚀零件，用途最广泛）。

2) 钨钛钴类及钨钛钽钴类，即 WC-TiC-Co 及 WC-TiC-TaC-Co 硬质合金（用于切削工具，又称为切钢合金）。

3) 碳化钛基硬质合金（主要用于切削工具，但含 ThO₂ 的还可用于拉丝模等）。

4) 超细晶钨钴类（晶粒平均 < 1 μm）（用于切削工具及模具等）。

5) 涂层硬质合金，涂 TiC 或 TiN 层（主要用于切削工具，也可用于模具，后者主要是涂层工艺，一般在合金钢模具工作零件机加工完成后进行，应用尚不普遍）。

6) 钢结硬质合金。

7) 其他硬质合金包括碳化钨基、氮化物、铸造硬质合金等（主要用于耐磨耐腐蚀零件以及切削刀具，只有碳化钨基中的 WC-Ni 合金可作玻璃成形模等）。

由上述可知，作为模具材料的硬质合金主要是钨钴类（超细晶粒可并入）和钢结硬质合金两大类。

应用于模具的硬质合金一般是含钴量较高的，越是工作负荷重、冲击量大的模具工作零件，含钴量要越高些；但含钴高的硬度及耐磨性会降低，要根据模具类别加以适当选择。

兹将我国钨钴类硬质合金牌号及其与各主要

生产硬质合金国家的某些生产厂的近似牌号对照举例见表 6.6-10。

对于模具用我国钨钴类硬质合金及国外硬质合金的化学成分和物理力学性能，适用范围列表于表 6.6-11~表 6.6-13（当然这类硬质合金除模具外，还可适用于切削刀具、量具、耐磨及耐腐蚀零件、矿山工具等，概从略）。

至于钢结硬质合金，对模具相当重要，因有其特殊性，另详见后面介绍。

用作模具材料硬质合金的发展主要有：

1) 添加 TaC，使能承受更高的工作应力（如德国克虏伯公司对牌号 GT20、GT30 及 GT40 钨钴类硬质合金均加 3% TaC）。

2) 采用粗晶粒硬质合金，如前苏联的 BK8B

及美国的 K90A，前者用于拉丝模，后者用于重碾模。前苏联还研制了特粗晶粒（6~25 μm），如 BK10KC、BK20KC 等，适用于受强烈冲击负荷的模具，如 BK20K 在冲制螺钉时的模具寿命可比 BK20 高出 8~10 倍。

3) 采用超细晶粒（平均 <1 μm）提高耐磨性。超细晶粒的硬质合金硬度，比相同含钴量的 WC-CO 合金一般要高出 1.5~2HRA，抗弯强度要高出 590~785 MPa，高温硬度也高并且抗压强度高，适用于玻璃成型模、热压模，也推荐于冲裁模等，发展前途广阔。

4) 研制高强度高耐磨性新材料。国外已研制抗压强度达 6 375~7 850 MPa 的耐磨硬质合金。

表 6.6-10 我国钨钴类硬质合金牌号及其与各主要硬质合金生产国家的近似对照举例

我国牌号	国际标准组织 ISO	德国特殊钢厂商标 TITANIT	美国肯纳公司 Kennametal	英国 (模具用)	前苏联	日 本		瑞典 SECO 厂
						三菱金属矿业公司	佳友金属公司	
YG3X	K01		K11		BK3M			
YG3					BK3			
YG4C					BK4B			
YG6	G10	GTi05	K95	BS3	BK6	GTi10	G2	H30
YG6X	G05				BK6M			
YG8			K1	BS5	BK8			
YG8C	G15				BK8B			
YG11C	G20			BS6	BK10			
YG15	G30	GTi30		BS8	BK15	GTi30	G6	
YG20	G40	GTi40	K91		BK20	GTi40	G7	G4
YG25	G50	GTi50	K90		BK25	GTi50	G8	G5

表 6.6-11 国外 (ISO) 钨钴类硬质合金成分及物理力学性能

合金性能	合金代号	化学成分 (质量分数) /%			物 理 力 学 性 能				相当于中国牌号 (GB/T6883—1995)
		WC	TaC+TiC	Co	密度 / (g/cm ³)	维氏硬度 HV30	抗弯强度 /MPa	抗压强度 /MPa	
K	K01	92	4 ^①	4	15	1 800	1 176	—	YG3X
	K05	91	3 ^①	6	14.5	1 750	1 323	5 782	YG6A、YG6X
	K10	92	2 ^①	6	14.8	1 650	1 470	5 586	YG6A
	K20	92	2	6	14.8	1 550	1 666	4 900	YG8N
	K30	89	2	9	14.4	1 400	1 862	4 606	YG8
	K40	88		12	14.3	1 300	2 058	4 410	YG10H

续表 6.6-11

合金性能	合金代号	化学成分(质量分数)/%			物理力学性能				相当于中国牌号 (GB/T6883—1995)
		WC	TaC+TiC	Co	密度 /(g/cm ³)	维氏硬度 HV30	抗弯强度 /MPa	抗压强度 /MPa	
G	G05	94		6	14.8	1 600	1 470		YG6X
	G10	94		6	14.8	1 550	1 568		YG6
	G15	91		9	14.5	1 450	1 862		YG8
	G20	88		12	14.0	1 300	2 058		YG11C
	G30	85		15	13.8	1 200	2 352		YG15
	G40	80		20	13.5	1 100	2 548		YG20
	G50	75		25	13.1	1 000	2 646		YG25
	G60	70		30	12.8	900	2 744		YG30

① 含 TaC 合金。

表 6.6-12 模具用国产硬质合金的化学成分(质量分数)和物理力学性能

牌号	化学成分/%		物理力学性能								适用模具类别
	WC	Co	密度/ (g/cm ³)	硬度 HRA	抗弯 强度 /MPa	抗压 强度 /MPa	冲击 韧度 /(J/cm ²)	热导率 /[W/ (m·K)]	线胀系数 /10 ⁻⁶ · K ⁻¹	矫顽力/ [(×1 000/ 4π)A/m]	
YG3X	97	3	15.0~15.3	92	980				4.1	170~200	拉丝模
YG3	97	3	14.9~15.3	91	1 180						拉丝模
YG4C	96	4	14.9~15.2	90	1 370						拉丝模
YG6	94	6	14.6~15.0	89.5	1 370	4 510	2.6	79.5	4.5	130~160	拉丝模
YG6X	94	6	14.6~15.0	91	1 325			79.5	4.4	200~250	拉丝模
YG8	92	8	14.4~14.8	89	1 470	4 385	2.5	75.4	4.5	140~160	拉丝拉深、成 型及冷镦模
YG8C	92	8	14.35	88	1 720	3 825	3	75.4	4.8	50~70	拉丝拉深、成 型及冷镦模
YG 11C	89	11	14.0~14.4	87	1 960		3.8			80~95	拉丝拉深、成 型及冷镦模
YG15	85	15	13.9~14.2	87	1 960	3 590	4	58.6	5.3	80~80	冲裁、冷镦及 冷挤模
YG20	80	20	13.4~13.7	85.5	2 550	3 430	4.8		5.7		冲裁、冷镦及 冷挤模
YG25	75	25	12.9~13.2	84.5	2 650	3 240	5.5		4		冲裁、冷镦及 冷挤模

注：1. 合金牌号代号：Y—硬质合金（汉语拼音字头，下同）；G—钴，其后数字表含量%；C—粗颗粒；X—细颗粒。

2. 含钴多或颗粒粗者：抗弯强度高，冲击韧度高，抗压强度低，硬度低，耐磨性低。

表 6.6-13 WC-C 类合金拉丝模坯使用范围

合金 牌号	主要特征					使用范围
	成分(质量分数)/%			硬度	拉弯强度	
	WC	Co	TaC	HRA	/MPa	
1	2	3	4	5	6	7
YG3X	96.5	3	0.5	91.5	1 078	在 WC-Co 合金中硬度最高、耐磨性好、强度低冲击韧度差, 适用于应力不大条件下, 拉拔直径 2.0 mm 以下细丝, 拉拔 < 0.6 mm 的细丝效果更优
YG3	97	3	—	91.0	1 176	耐磨性仅次于 YG3X, 使用强度及冲击韧度中等, 适用于应力不大拉拔直径 < 6.0 mm 以下的钢丝、有色金属丝和其他合金线材、棒材
YG6X	93.5	6	0.5	91	1 372	耐磨性优于 YG6, 使用强度和冲击韧度稍低, 适用于要求耐磨较好的条件下拉拔钢丝、有色金属丝及其他合金线材、棒材
YG6	94	6	—	89.5	1 421	耐磨性较高, 使用强度及冲击韧度较好。适用于应力较大条件下拉拔直径 < 20 mm 的钢、有色金属线材及棒材, 也适于拉拔直径 < 10 mm 的管材
YG8	92	8	—	89	1 470	耐磨性良好, 使用强度及冲击韧度较 YG6 高, 适用于应力大的条件下, 拉制直径 50 mm 以下的钢、有色金属及合金线材、棒材, 以及直径 < 35 mm 的管材, 也适用于直径较小工作载荷不大的冲压模具和铆钉顶锻
YG15	85	15	—	87	2 058	耐磨性较差, 使用强度、冲击韧度较高, 适用于应力很大的情况下, 拉拔钢棒、钢管及合金钢螺栓和铆钉顶锻

2.2 钢结硬质合金

钢结硬质合金是介于硬质合金和工模具钢之间的一种新型工模具材料。钢结合金的硬质相也是难熔金属的碳化物, 例如, 碳化钛、碳化钨、碳化钽、碳化钒、碳化锆、碳化钼、碳化铬等, 但粘结相则是钢基体, 钢基体可以是碳素钢、合金钢、高速钢、不锈钢、高锰钢、特殊合金或高温合金等。硬质相赋予材料以高

硬度和高耐磨性能, 而钢基体赋予材料以可加工性和可热处理性。与硬质合金生产方法相同, 钢结硬质合金也利用粉末冶金方法生产, 经球化退火后供应用户。

2.2.1 钢结硬质合金的成分与性能

国产钢结硬质合金的主要类型、牌号、化学成分见表 6.6-14。国产模具用几种典型钢结硬质合金和相近的国外牌号的成分对照和性能对照分别见表 6.6-15 及表 6.6-16。

表 6.6-14 钢结硬质合金的主要类型、牌号和化学成分 (质量分数)

类型	牌号	钢基体	化学成分 (质量分数) /%					
			硬质相	C	Cr	Mo	Ni	其他
WC	TLMW35	合金钢	35WC	0.55	0.81~1.25	0.81~1.25	—	—
	TLMW50	合金钢	50WC	0.45	0.6~1.25	0.6~1.25	—	—
	GW50	合金钢	50WC	<0.6	0.55	0.15	—	—
	GJW50	合金钢	50WC	0.25~0.5	0.50~1.0	0.25~0.5	—	—

续表 6.6-14

类型	牌号	钢基体	化学成分 (质量分数) /%					
			硬质相	C	Cr	Mo	Ni	其他
TiC	GT35	合金钢	35TiC	0.5	2.0	2.0	—	—
	R ₅	合金钢	30~40TiC	0.6~0.8	6.0~13.0	0.5~3.0	—	V: 0.1~0.5
	R ₈	半铁素体不锈钢	30~40TiC	<0.15	12.0~20.0	0~4.0	—	Ti: 1.0
	ST60	奥氏体不锈钢	50~70TiC	—	5.0~9.0	—	3.0~7.0	—
	D ₁	钨高速钢	25~40TiC	0.4~0.8	2.0~4.0	—	—	W: 10.0~15.0 V: 0.5~1.0
	T ₁	钨钼高速钢	25~40TiC	0.4~0.8	2.0~5.0	2.0~5.0	—	W: 3.0~6.0 V: 1.0~2.0
	TM60	高锰钢	30~50TiC	0.8~1.4	—	0.6~2.0	0.6~2.0	Mn: 9.0~12.0
	TM52	高锰钢	40~60TiC	0.8~1.2	—	0.6~2.0	0.6~2.0	Mn: 8.0~10.0

表 6.6-15 几种国产典型钢结硬质合金和相近的国外牌号及化学成分对照

牌号或代号	钢基体类型	化学成分 (质量分数) /%											
		TiC	WC	C	Cr	Ni	Mo	Cu	V	W	Nb	其他	Fe
GT35	铬钨中合金钢	35	—	0.5	2.0	—	2.0	—	—	—	—	—	余量
美国 Ferro-TiC-C	铬钨中合金钢	33	—	0.4	2.0	—	2.0	—	—	—	—	—	余量
原联邦德国 Ferro-Titanir-C _特	铬钨中合金钢	33	—	0.45	2.0	—	2.0	0.8	—	—	—	—	余量
荷兰 Ferro-TiC-C _特	铬钨中合金钢	33	—	0.4	2.0	—	2.0	1.0	—	—	—	—	余量
R ₅	高碳高铬合金钢	30~40	—	0.6~0.8	6.0~13.0	—	0.5~3.0	—	0.1~0.5	—	—	—	余量
美国 Ferro-TiC-CM	高碳高铬合金钢	34	—	0.56	6.6	—	2.0	—	—	—	—	—	余量
ST60	奥氏体不锈钢	60~70	—	—	5~9	3~7	—	—	—	—	—	La ₂ O ₃ 0~0.5	余量
荷兰 Ferro-TiC-U70	奥氏体不锈钢	70	—	0.1	5.0	3.5	—	0.8	—	—	0.3	—	余量
TLMW50	高碳铬钨合金钢	—	50	0.5	1.25	—	1.25	—	—	—	—	—	余量
GW50	高碳低铬钨合金钢	—	50	<0.6	0.55	—	0.15	—	—	—	—	—	余量
GJW50	中碳低铬钨合金钢	—	50	0.25	0.50	—	0.25	—	—	—	—	—	余量

表 6.6-16 几种国产典型钢结硬质合金和相近似国外牌号的性能对照

牌号或代号	密度/ (g/cm ³)	硬度 HRC		抗弯强度/ MPa	抗压强度/ MPa	弹性模量/ MPa	冲击韧度/ (J/cm ²)
		退火态	淬火态				
GT35	6.40~6.60	39~46	68~72	1 370~1 760	—	292 000	6
美国 Ferro-TiC-C	6.60	40	70	2 060	2 840	302 100	
原联邦德国 Ferro-Titanit-C ^特	6.60	40~44	66~73	—	—	—	—
荷兰 Ferro-TiC-C ^特	6.60	38~42	69~70	2 210~2 260	3 730~3 920	372 800	—
R5	6.35~6.45	44~48	70~73	1 180~1 370	—	307 000	3
美国 Ferro-TiC-CM	6.45	45	69	1 720	3 330	302 100	
ST60	5.7~5.9	—	70	1 370~1 570	—	—	3
荷兰 Ferro-TiC-U70	5.1	供货 68~70		—	不可热处理	—	—
TLMW50	10.21~10.37	35~40	66~68	1 960	—	—	8
GW50	10.20~10.40	38~43	69~70	1 670~2 260	—	—	12
GJW50	10.20~10.30	35~38	65~66	1 470~2 160	—	—	7.1

注：从抗弯强度起以右各项均指淬火态性能。

钢结硬质合金的价格虽然比硬质合金便宜，但仍比合金工具钢昂贵得多。因此，在工模具应用中，常常采用镶套、镶拼、螺纹联接、销钉联接、对焊、电焊、真空扩散焊、电子束焊、有机和无机粘结、镶铸等方法，将钢结硬质合金嵌镶在工模具的刀尖、刃口等磨损量最大的部位，当然也有整体采用钢结硬质合金的工模具。

钢结硬质合金可以在各种腐蚀介质中工作，在低温（0~ -103℃）、常温、中温（200~600℃）、高温（600~1 000℃）的工作环境中服役，可以承受冲击、振动、弯曲和静态摩擦负荷。

2.2.2 钢结硬质合金的热处理工艺与性能

(1) 锻造

钢结硬质合金最重要的工艺特征之一是其可锻性。

对烧结态的合金必须经锻造成形，提高合金的密度，又降低烧结中产生的严重碳化物偏聚。始锻温度为 1 150~1 200℃，终锻温度取 900~

950℃。其导热性较差，加热应缓慢、均匀，预热要充分，并要防止氧化脱碳。应控制每次的变形量在 10%~15%，不能太大，采用轻拍快打，以防锻打碎裂。锻后冷却应缓慢，必须在细石灰、草木灰、炉渣等材料覆盖下进行缓冷，严禁水冷、空冷，以防开裂。

(2) 退火

钢结硬质合金多采用等温球化退火工艺。常用的钢结硬质合金的球化退火工艺见表 6.6-17 和图 6.6-1。退火后的组织为硬质相 + 点状珠光体 + 合金碳化物（后两相是高合金钢的钢基体组织），退火硬度大致在 40HRC 左右。等温退火时的加热温度不宜过高，保温时间也不宜过长，以防止碳化物集聚粗化并稳定化，给最终热处理带来困难。退火加热温度一般为 A_{c1} （或 A_{c3} ，这取决于钢基体的化学成分）+（30~50℃），保温时间为 2~4 h，等温温度一般为 720~740℃，等温时间为 3~4 h。

表 6.6-17 常用的钢结硬质合金的退火工艺

牌号	$A_{c1}/^{\circ}\text{C}$	$A_{c2}/^{\circ}\text{C}$	$A_{cm}/^{\circ}\text{C}$	$A_{r3}/^{\circ}\text{C}$	$A_{r1}/^{\circ}\text{C}$	加热温度/ $^{\circ}\text{C}$	等温温度/ $^{\circ}\text{C}$	退火硬度 HRC
TLMW35	—	—	—	—	—	860~880	720~740	32~38
TLMW50	761	788	—	730	690	860~880	720~740	35~40
GW50	745	790	—	770	710	860	700	35~42
GJW50	760	810	—	763	710	840~850	720~730	35~38
GT35	740	770	—	—	—	860~880	720	39~46
R_5	780	—	820	700	—	820~840	720~740	44~48
T_1	780	—	800	730	—	820~840	720~740	44~48

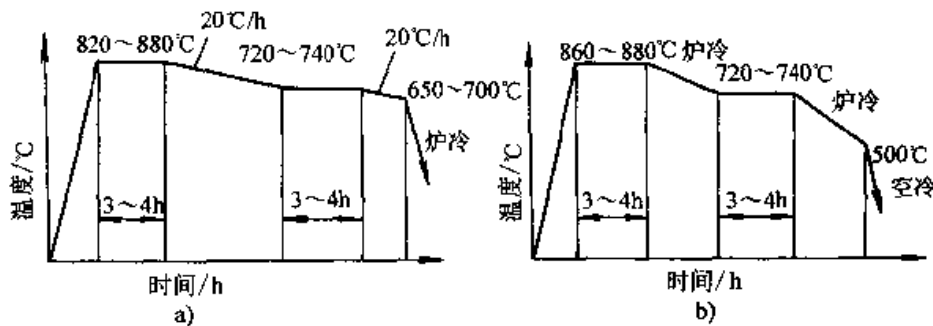


图 6.6-1 钢结硬质合金的退火

a) 碳化钛系合金退火工艺 b) 碳化钨系合金退火工艺

(3) 淬火与回火

钢结硬质合金的导热系数较小，因此较大的工件要采取两段预热，小型工件也要一段预热。在烧结和淬火加热时，硬质相，特别是碳化钨，与钢基体有较强的相互作用，有相当多的钨和碳溶入钢基体，而钢基体中的钼和铁也大量进入硬质相，改变了硬质相和钢基体的原始化学成分。以碳化钨钢结硬质合金为例，其化学成分的变化见表 6.6-18 和表 6.6-19。钢基体中钨和碳的增加必然会提高 A_1 和 A_3 温度，使共析点左移，因此钢基体原为亚共析成分的合金，烧结后可能变成共析或过共析成分；钢基体为碳素钢的合金，

烧结后变成合金钢钢基体。新形成的 M_6C 型复合碳化物比合金渗碳体更稳定，再加上硬质相本身也有阻止奥氏体晶粒长大的作用，因此钢结硬质合金的奥氏体化温度比原钢基体高得多，加热保温时间也可以更长些，否则将达不到预期的性能指标。所以，钢结硬质合金淬火加热时的过热敏感性较小，淬火温度范围较宽。

钢结硬质合金在盐浴炉中淬火加热保温时间一般选取 0.5~1 min/mm 在箱式炉加热保温时间加倍，且必须采取措施防止氧化和脱碳。工件可以直接淬入热油或分级、等温淬火。

表 6.6-18 GJW50 钢结硬质合金钢基体中的化学成分 (质量分数) (%)

试样状态	W	Fe	Cr	Mo	C
原始配方	0	98.00	1.00	0.50	0.50
烧结态	6.19	91.20	1.21	0.00	—
960°C 加热淬火	1.74	93.91	0.89	0.13	—
1 020°C 加热淬火	6.80	90.50	1.03	0.16	—
1 210°C 加热淬火	7.36	90.01	0.96	0.16	—

表 6.6-19 GJWS0 钢结硬质合金硬质相的化学成分 (质量分数)

试样状态	硬质相 WC 的成分 (体积分数) /%					新生相 M ₆ C 的成分 (体积分数) /%				
	W	Fe	Cr	Mo	C(参考)	W	Fe	Cr	Mo	C(参考)
原始成分	93.87	0	0	0	6.13	—	—	—	—	—
烧结态	92.20	2.81	0.05	0	6.95	69.38	25.58	0.90	0	4.17
1 180℃ 淬火, 700℃ 回火(调质预 处理), 860℃ 淬火	91.00	2.41	0	0.09	6.55	72.61	20.50	0.10	0.10	4.69
1 020℃ 淬火	—	—	—	—	—	70.02	25.60	0.59	0.44	3.37
1 210℃ 淬火	91.01	2.64	0	0	6.81	基本溶入钢基体中				

钢结硬质合金一般是在 150~250℃ 低温回火, 也可在 500~650℃ 高温回火, 应避免 300~350℃ 回火脆性区。当采用较高温度加热淬火时, 钢基体中溶入了较多的钨 (WC 型钢结合金), 因此回火稳定性有所提高, 在 450~550℃ 回火时, 由于有合金碳化物弥散析出和残留奥氏体的

转变, 会出现二次硬化现象。因此, 回火温度切忌过高, 高温回火会使析出的碳化物粗化, 并在硬质相之间发生桥连, 从而使工件韧性下降, 这是钢结硬质合金有别于合金工具钢的重要性能差异。常用的钢结硬质合金的热处理工艺见表 6.6-20 和图 6.6-2。

表 6.6-20 常用的钢结硬质合金的热处理工艺

牌号	淬火加热温度/℃	淬火硬度 HRC	回火温度/℃	回火硬度 HRC
TLMW35	1 020~1 050	68	180~200	64~66
TLMW50	1 020~1 050	68~70	200	66~68
			500	63~64
GW50	1 050~1 100	68~72	180~200	68~70
GJWS0	1 020	70	180~200	67
GI35	960~980	69~72	180~200	67~71
			400~500	61~64
R _S	1 000~1 050	70~73	200	68~69
			450~500	67~70
T ₁	1 240	68~72	500℃ 加热, 回火 3 次, 每次保温 1 h	70~72
D ₁	1 220~1 240	69~73	500℃ 加热, 回火 3 次, 每次保温 1 h	66~69

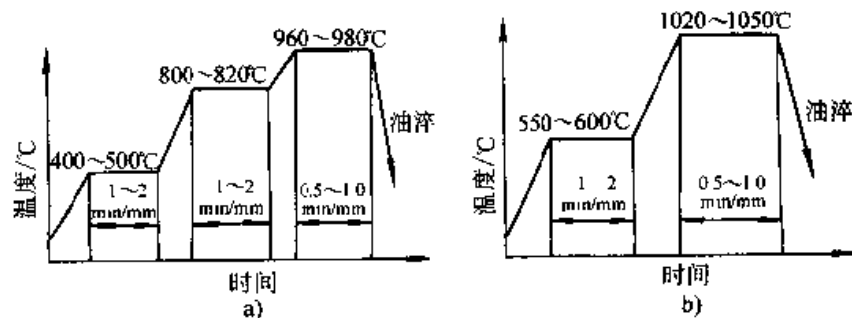


图 6.6-2 钢结硬质合金的淬火

a) 碳化钛系合金淬火工艺 b) 碳化钨系合金淬火工艺

(4) 热处理对力学性能的影响

以体积分数为 50% WC 的钢结硬质合金为例, 提高淬火加热温度, WC 的溶解量增加, 钢基体中的碳及合金度增加, 残留奥氏体量逐步增多, 淬火硬度先升后降。由于硬质相的溶解, 颗粒逐步变细, 而且圆整化, 桥接现象逐步消除, 因此材料的冲击韧度随着淬火温度的上升基本保持上升趋势。TLMW50 钢结硬质合金淬火加热温度与力学性能间的关系见图 6.6-3。淬火加热温度由 900℃ 上升到 1180℃ 时, WC 相由体积分数为 50%~60% 减少到 30%~40%; 在 1020℃ 加热淬火时, WC 相的体积分数为 40%~50%; 在 950~1100℃ 加热淬火, 所获得的材料硬度均在 70HRC 以上, 但冲击韧度仅为 5.4~6.0 J/cm²。

一些常用的钢结硬质合金的性能见表 6.6-21。

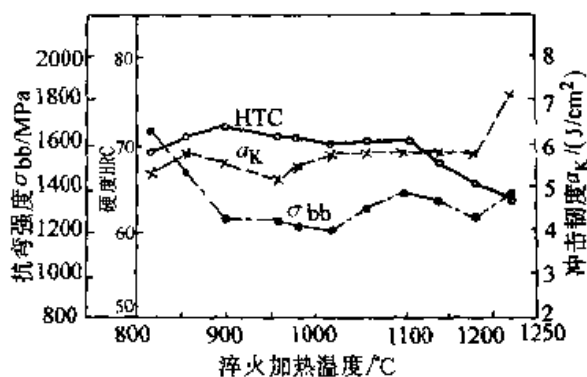


图 6.6-3 不同淬火加热温度对 TLMW50 钢结硬质合金力学性能的影响

表 6.6-21 常用的钢结硬质合金的物理力学性能

牌号	密度 (g/cm ³)	线胀系数 $\alpha_l/10^{-6} K^{-1}$		硬度 HRC			抗弯强度 σ_{bb}/MPa	冲击韧度 (无缺口) $\alpha_K/(J/cm^2)$
		20~100℃	20~600℃	退火态	淬火态	回火态		
TLMW50	10.21~10.37	6.72	10.15	35~40	66~70	66~68	1 960	7.8
GW50	10.20~10.40	8.90	9.70	38~43	68~72	68~70	1 666~2 250	11.8
GJW50	10.20~10.30	—	—	35~38	68~70	67	1 490~2 156	7.0
GT35	6.40~6.60	6.09	11.51	39~46	68~72	67~71	1 370~1 760	5.9
R ₅	6.35~6.45	8.34	10.82	44~48	70~73	68~69	1 176~1 370	2.90
D ₁	6.90~7.10	—	—	40~48	69~73	66~69	1 370~1 570	—
T ₁	6.60~6.80	4.37	11.25	44~48	68~72	70~72	1 270~1 470	2.90~5.0

将淬火后的体积分数为 50% WC 钢结硬质合金逐步提高温度回火时, 硬度逐步下降。如果淬火温度较高, 则在 400~450℃ 回火时出现明显的回火二次硬化峰。淬火加热温度愈高, 回火稳定性愈好, 在 300~400℃ 回火时, 冲击韧度出现谷值。进一步提高回火温度, 马氏体中析出的碳化物逐步集聚长大, 并将硬质相桥连起来, 冲击韧度将再次下降, 见图 6.6-4 和图 6.6-5。这是钢结硬质合金与合金工具钢性能上的重要差异。因此, 钢结硬质合金一般都在 200℃ 左右回火, 以高速钢为钢基体的钢结硬质合金则在 500℃ 左右回火。

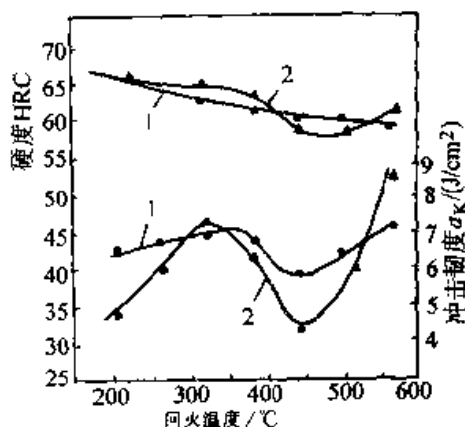


图 6.6-4 回火温度对 GJW50 钢结硬质合金性能的影响
1—1020℃ 加热淬火 2—1080℃ 加热淬火
回火硬化峰在 350~400℃ 之间
韧性谷值在 400~500℃ 之间

3 有色金属及其合金

有色金属及合金作为模具材料在模具制造中也很普遍, 尤其应用在快速简易模具中更为突出,

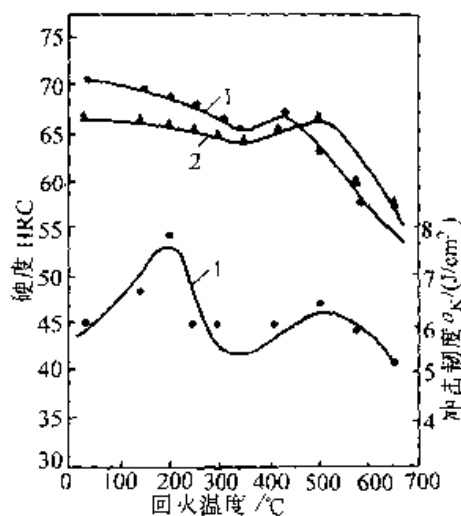


图 6.6-5 回火温度对 TiMnW50 钢
结硬质合金性能的影响

1—1 020℃ 加热淬火 2—1 080℃ 加热淬火
回火硬化峰在 400~500℃ 之间
韧性谷值在 300~400℃ 之间和 550℃ 以上

目前广泛地应用于仪器仪表、电子通讯、汽车、农机、轻工、塑料制品及工艺美术等行业的新产品试制和老产品更新换代的中小批量生产。

有色金属及合金模具材料主要包括锌基合金模具材料、低熔点合金模具材料、高温合金及难熔合金模具材料等。

3.1 低熔点合金

低熔点合金又称易熔合金，是指以铋、锡、铅、镉、铟等为主要成分的二元、三元或多元合金，有的还加入锌、银、铜、铝等，合金的熔点几乎比其所含的任何一种金属元素的熔点低。关于低熔点合金的熔点标准尚不统一：有人把熔点低于 149℃ (300°F) 的合金称为低熔点合金，也有人把熔点低于锡熔点 232℃ 的合金称为低熔点合金；还有人连熔点为 380℃ 的锌基合金也列入低熔点合金。本大典以熔点低于 232℃ 为准，而把锌基合金另列。

3.1.1 低熔点合金的主要用途

(1) 低熔点合金作为模具材料的主要用途

- 1) 成形模的工作零件。
- 2) 成形及冲裁复合模的成形部分的工作零件。
- 3) 冲裁模的卸料板导向孔型面。
- 4) 冲模工作零件的基体。

5) 喷镀模的型面。

6) 电铸模的衬垫料。

(2) 低熔点合金作为模具制造工艺性辅助材料

主要用于固定凹、凸模和导套等以及电火花加工模具零件用的电极以及浇铸线电极切割用的电气靠模。

3.1.2 低熔点合金的特点

(1) 低熔点合金的优点

1) 熔点低，熔化易，加工方便。当浇铸成形模的型面或卸料板导向孔时，可以大为简化型面加工工艺及卸料板型孔的加工要求，从而减少加工工时和压缩生产周期。低熔点合金浇铸时流动性好，对浇铸复杂型面非常有利。常用浇铸仿形线电极切割的电气靠模熔点仅 70℃，要求熔化时只需放入热水中即可，非常简便。

2) 铋基低熔点合金在金属液冷凝时有冷胀特性。低熔点合金中常用的铋，在固态时同其他金属一样热胀冷缩；但在液态冷凝成固态时则发生体积膨胀 3.3%，所以合金中含有一定量（约 50%）的铋基合金又有冷胀合金之称。这种冷胀特性适用于模具零件的固定。利用合金中金属元素在冷凝时的胀和缩的适当配合，例如一定量的铋和锡的铋锡合金，就可以胀缩相抵或基本相抵而适用于较精密的模具型面。

3) 有一定强度。一般用于冲裁 2 mm 以下铁板的冲裁模，用低熔点合金固定凸模，相当可靠（强度值可参见表 6.6-21）。

4) 合金材料可以重复回用，性能比较稳定，可以节约成本。当然，在回用较多次后应测定合金成分，补足由于多次熔化而散失的合金元素重量。

(2) 低熔点合金作为模具材料的缺点

1) 硬度低，模具使用寿命低，只适用于小批量冲压生产。

2) 有关模具零件需要预热。在固定模具零件和浇铸卸料板的导向孔时，有关零件需要预热，特别是在较低的室温条件下，因此要有预热设施。

3) 易产生加热变形。这是由于预热会引起模具零件的加热变形，对于大型拼块结构的冲模装配时不易控制凹、凸模之间的间隙均匀。

4) 在含铋的低熔点合金中要耗用较贵重的金属铋，铋基合金所耗用的铋的比例大。

3.1.3 低熔点合金的种类及性能

低熔点合金的种类很多，兹将铋基及含铋较多的低熔点合金，包括共晶型（具有一个熔点）

和非共晶型（具有熔融、凝固温度范围的熔点）的代表性合金的成分列在表 6.6-22；其他低熔点合金成分列在表 6.6-23；几种在模具上较常用的低熔点合金的主要性能列于表 6.6-24。

表 6.6-22 铋基及含铋较多的低熔点合金代表成分表

项 目	合金 类别	合金 熔点 / °C	金属元素符号						
			Bi	Sn	Pb	Cd	In	Sb	Zn
			金属元素熔点 / °C						
			金属元素成分 / %						
			271	232	327	321	157	630.5	419.5
1	铋基多元合金	47	44.70	8.30	22.60	5.30	19.10	—	—
2	铋基多元合金	58	49.00	12.00	18.00	—	21.00	—	—
3	铋基多元合金	70	50.00	13.30	26.70	10.00	—	—	—
4	铋基多元合金	70~73	50.50	12.40	27.80	9.30	—	—	—
5	铋基多元合金	70~79	50.00	9.30	34.50	6.20	—	—	—
6	铋基多元合金	70~84	50.72	14.97	30.91	3.40	—	—	—
7	铋基多元合金	70~90	42.50	11.30	37.70	8.50	—	—	—
8	铅铋多元合金	70~101	35.10	19.06	36.40	9.44	—	—	—
9	铋基多元合金	83~92	52.00	15.30	31.70	1.00	—	—	—
10	铋基三元合金	92	51.60	—	40.20	8.20	—	—	—
11	铋基三元合金	95	52.50	15.50	32.00	—	—	—	—
12	铋基三元合金	95~104	56.00	22.00	22.00	—	—	—	—
13	铋基三元合金	95~114	59.40	25.80	14.80	—	—	—	—
14	铋基三元合金	95~149	67.00	17.00	16.00	—	—	—	—
15	铋锡铅合金	101~143	33.33	33.33	33.34	—	—	—	—
16	铋基三元合金	103	54.00	26.00	—	20.00	—	—	—
17	铋基多元合金	103~227	48.00	14.50	28.50	—	—	9.00	—
18	铋铅合金	124	55.50	—	44.50	—	—	—	—
19	铋基三元合金	130	56.00	40.00	—	—	—	—	4.00
20	铋锡合金	138	58.00	42.00	—	—	—	—	—
21	锡铋合金	138~170	40.00	60.00	—	—	—	—	—
22	铋锡合金	144	60.00	—	—	40.00	—	—	—

注：单熔点的为共晶型合金，余为非共晶型合金。

表 6.6-23 其他低熔点合金代表成份表

项目	合金类别	合金熔点 / °C	金属元素符号							
			Bi	Sn	Pb	Cd	Zn	Sb	Ag	
			金属元素熔点 / °C	金属元素成分 / %						
			271	232	327	321	419.5	630.5	961	
1	铅基三元合金	120~152	21.00	37.60	42.00	—	—	—	—	
2	锡基多元合金	132~139	5.00	45.00	32.00	18.00	—	—	—	
3	锡基三元合金	142	—	51.20	30.60	18.20	—	—	—	
4	铅基三元合金	145~176	12.60	39.90	47.50	—	—	—	—	
5	锡镉合金	177	—	67.75	—	32.25	—	—	—	
6	锡铅合金	183	—	61.86	38.14	—	—	—	—	
7	锡锌合金	199	—	91.00	—	—	9.00	—	—	
8	锡银合金	221	—	96.50	—	—	—	—	3.50	
9	铅基三元合金	236	—	—	79.70	17.70	—	2.60	—	
10	铅锡合金	247	—	—	87.00	—	—	13.00	—	
11	铅镉合金	248	—	—	82.50	17.50	—	—	—	

注：1. 单熔点的为共晶型合金，余为非共晶型合金。
 2. 9~11项熔点超过锡熔点 232°C，为便于比较说明而附列入本表。

表 6.6-24 模具较常用的几种低熔点合金的主要性能

上两表中的合金项目	参考商品名称	熔点 / °C	密度 / (g/cm ³)	硬度 HBS	抗拉强度 / MPa	伸长率 / %	铸造 24 h 后的胀缩率	主要用途
1	cerro, 117 (锡基多元合金)	47	8.9	12	38	1.5	-0.000 2	
3	cerro bend (锡基多元合金)	70	9.4	9.2	41	200	+0.005 1	1) 电火花穿孔用 电极装夹 2) 浇铸仿形线 电极切割用 电气靠模 (胀力较大)
7	cerro safe (锡基多元合金)	70~90	9.4	9	38	220	+0.002 2	
17	cerromatrix (锡基多元合金)	103~227	9.5	19	91	<1	+0.005 1	固定冷冲模的凸 模、凹模、导套 (胀力较大, 强度 较高)
18	cerrobase (锡铅合金)	124	10.3	10.2	44	60~70	+0.000 8 (三周后 +0.002 2)	

续表 6.6-24

上两表中的合金项目	参考商品名称	熔点/ ℃	密度/ (g/cm ³)	硬度 HBS	抗拉强度/ MPa	伸长率/ %	铸造 24 h 后的 胀缩率	主要用途
20	cerrotruc (铋锡合金)	138	8.7	22	55	200	+0.000 5	1) 压铸成形模型面(冷凝时基本无胀缩, 硬度较高)
21	cerrocast (锡铋合金)	138~170	8.2	22	55	200	-0.000 1	2) 电铸模的衬垫料

低熔点合金的硬度很低, 比锌合金更低, 这样低的硬度, 即使模具的受压部位接触面积很大, 其寿命还是很短, 若承受压力比较集中或摩擦力较大, 低熔点合金模具就不能使用。为了解决这个问题, 可在受摩擦或受压部位镶装用工具钢制造并经淬火与研磨过的加强块。低熔点合金只起基体作用, 而不直接承受冲压力和摩擦力。镶装加强块后, 模具寿命不亚于钢制模具。

低熔点合金模具材料一般可用于冲压 1~3 mm 厚的铝、铜、不锈钢、钛合金与普通碳钢板。冲压 1 mm 厚 08Al 钢的钢板可达 1 000~3 000 件。

低熔点合金在模具装配上的应用比较广泛, 如用它固定凹模、凸模及导套以及浇注卸料板导向孔等。可节约工时、缩短周期, 一般用它固定冲裁 2 mm 钢板的凸模, 有足够的强度, 相当可靠。

低熔点合金模具在我国也得到广泛的应用。它也有锌基合金模具的一些优点, 但其熔点低, 强度和硬度低, 铋来源困难等原因, 使这类合金模具在推广上受到一定限制。

3.2 锌基合金

3.2.1 锌基合金模具概况

锌基合金模具材料较多用于冷冲压模具, 目前主要用于成形模具。铸造出来的模坯精度较高, 稍加修饰加工即可使用。

锌基合金模具材料在国内主要是 Zn-Al4%-Cu3% 合金, 它的熔点低, 并有很好的铸造性能。作为模具使用, 它还具有耐压、耐磨和自润滑等性能。它主要通过铸造方法成形, 可选用砂型、金属型和石膏型铸造方法, 制造周期仅为钢模的 1/2~1/5, 成本相当于钢模的 1/4~1/8 左

右。主要用于成形模、拉深模、弯曲模、塑料模等。模具使用的锌基合金具有如下特点:

1) 熔点低(只有 380℃), 因此可用比较简单的设备和一般技术进行熔化, 浇注温度为 420~450℃, 可用多种方法铸造成形。铸件的气孔、针孔少, 模具复制性好, 复杂形状也能很好复制。

2) 锌基合金的强度接近低碳钢, 加工性能类似青铜铸件, 并具有铝合金的易切削性、易机械加工和修饰加工的特点。

3) 具有独特的润滑性和耐烧结性, 因此用锌基合金拉深模制造的零件表面不易出现缺陷。

4) 报废的锌基合金模具, 可重熔再用, 可降低成本。

5) 用经过修整的凸模作型芯, 可直接铸出精度好的凹模。这是模具用锌基合金很突出的一个优点。

6) 可用气焊进行修补, 且焊接部位的组织和基体基本相同。

7) 铸造时, 可将需要镶入的钢制零件直接镶入, 也可以直接铸出螺孔。

锌基合金模具的主要不足之处在于:

1) 硬度、耐磨性比钢模低很多, 寿命比钢模低, 最适合新产品的试制和小、中批量生产。为了提高使用寿命以便适应中、大批量生产, 应采用锌钢复合模具。因为锌基合金强度比较低, 所以对复合冲裁模不太适用, 对冷挤压模的应用也有些困难。若要采用, 需采取工艺措施。锌合金模具也不能应用于橡胶模和热固性塑料模, 这是由于它在 200℃ 左右长期使用会产生热变形。

2) 锌合金铸造成形时, 线收缩系数为 1.1%~1.2%。很大的收缩系数使得铸造的成形模、弯曲模的精度不高。如欲提高大型和精密零

件的成形模、弯曲模以及复杂型面的注塑模的制造精度，需增加机加工和钳工的工作量。

国内外具有代表性的锌合金性能比较见表 6.6-25。

表 6.6-25 几个国家几种代表性的锌合金性能比较

国别及锌合金牌号	日本 ZAS	美国 Kirksite	美国 Gmoo-die	英国 Kayem	英国 Kayem-2	德国 Z-430 (ZnAl4Cu3)	前苏联 ИЛМ-53	前苏联 Мазак	中国 ZMC
性能及单位									
熔点/°C	380	380	399~403	380	358	390			370-415
密度/(g/cm ³)	6.7	6.7		6.7	6.6	6.7			6.2
布氏硬度 HBS	100~115	100	130~150	109	140	60~70	100~110	110~115	≥150
抗拉强度/MPa	245~295	260	255~294	230	146	216~235	196~235	216~255	295
抗压强度/MPa	540~590	410~518		775	672		540~638	588~688	695~888
抗剪强度/MPa	235	240				295			295~310
伸长率/%	1.1~3.4	3.0	3.0	1.25		1.0			
线膨胀系数/K ⁻¹	26×10 ⁻⁶	27×10 ⁻⁶		28×10 ⁻⁶		27×10 ⁻⁶			25.8×10 ⁻⁶
凝固收缩率/%	1.1~1.2	0.7~1.2	0.91	1.1	1.1	1.1			0.74

3.2.2 锌基合金模具材料的成分、性能及应用

锌基合金模具材料是无铍的中熔点合金材料，性能比低熔点的铍锡合金明显提高。按成分可分为：锌铝共晶合金、锌铝共析合金和其他成分的锌铝合金三种。

(1) 锌铝共晶合金

合金 w (Al) 4%，都偏离共晶成分 1%，为了方便起见，把它们看成是共晶型合金。合金的成分和性能见表 6.6-26。它主要用于冲压模具。

表 6.6-26 锌铝共晶合金的成分和性能

合金	w(Al) /%	w(Cu) /%	w(Mg) /%	w(Zn) /%	σ_b /MPa	a_K / (kJ/m ²)	δ /%	HBS	密度 / (g/cm ³)	熔点 / °C	凝固收缩率 / %
Zn-Al4%-Cu3%	4	3	0.03~0.08	余量	240~280	60~80	1.3~2	120~130	6.7	380	1~1.2
Zn-Al4%-Cu1%	4	1	0.03~0.08	余量	240~280	—	—	110	6.7	380	1~1.2

锌铝共晶合金的力学性能比较好，接近灰口铸铁的性能。锌是质硬而脆、塑性较低的金属，加入铝能细化晶粒，提高锌的强度和冲击韧性，又能提高液态合金的流动性。以 w (Al) 4%~5% 时综合性能为最好。铜在锌中提高硬度和冲击韧性，并防止晶间腐蚀，但铜降低了塑性和流动性，以加入 w (Cu) 1%~3% 量为好。镁可细化晶粒，并明显提高强度和硬度。一般加入微量 (0.03%~0.08%) 为宜，w (Mg) 超过 0.1% 时，导致热塑倾向性增加。

(2) 锌铝共析合金

w (Al) 22%、w (Cu) 0.2%~0.5%，能明显提高力学性能。锌铝共析合金直接作为锌合金铸造模具较少，多为利用其超塑性成形比较复杂的或精度要求比较高的塑料模具型腔，以及挤压成形零件和气压成形罩壳零件。

3. 其他成分锌铝合金 (表 6.6-27)

这类合金的特点是强度高，比上述共晶型和共析型的强度都高，因此，可作高强度锌合金模具材料使用。模具的使用寿命长、成本低，合金还有一定的抗腐蚀性能。在正常大气压条件下，在水溶液中及应用在石油产品中均有很好的耐蚀

性,但对铅、锡、镉等元素特别敏感,上述元素薄的截面及模具花纹形状等都容易清晰地浇铸出来会降低其抗蚀性。这类合金有很好流动性,对较来。

表 6.6-27 其他成分的锌铝合金

合金	$w(\text{Al})$ /%	$w(\text{Cu})$ /%	$w(\text{Mg})$ /%	$w(\text{Zn})$ /%	σ_b/MPa	σ_s/MPa	$\delta/\%$	HBS	密度 /(g/cm^3)	熔点 / $^{\circ}\text{C}$
Zn-Al12%-Cu1%	10.5~11.5	0.5~1.25	0.015~0.03	余量	280~350	210~220	1~3	105~125	6.03	377~432
Zn-Al27%-Cu2%	25~28	2.0~2.5	0.01~0.02	余量	400~450	260~370	3~6	110~125	5.01	376~493

锌基合金是一种软质材料,它作冲裁模刃口来冲裁比其模具本身的强度、硬度高的钢板,其原理不同于钢模冲裁。在钢模冲裁过程中,凸、凹模之间有一个合理的间隙值,以取得冲裁力最小,冲裁件断面质量符合工艺要求以及使模具使用寿命长等为标准,过程为:弹性变形、塑性变形、剪裂和分离四个阶段。锌基合金冲裁模的间隙值很小,其初始间隙为零,称为无间隙冲裁模,其过程可看成是光洁冲裁与挤压冲裁相复合的形式。它是“单向裂纹扩层分离”的冲裁机理。

对落料工序,凹模使用锌基合金,凸模仍用钢模。对冲孔工序,凸模使用锌基合金,凹模仍用钢模。冲裁厚度范围为0.1~0.5 mm,最大轮廓尺寸达7 000 mm。冲裁材质有金属、非金属近20多种。应用于简单的落料模、冲孔模、修边模、多冲头冲孔模、冲孔-落料复合模等,锌基合金也可用于制造弯曲模,便于产品试制和更新换代。

锌基合金拉伸成形模的凸、凹模、压边圈、顶料板等成形件采用锌合金制造,其他零件可用钢或铸铁制造。1 mm钢板可成形万件、精度可达五级。

锌基合金还可做成锌合金钢皮(作刃口)导板冲裁模和钢带(作刃口)冲裁模等。锌基合金也可制造注塑模、吹塑模、吸塑模等塑料模具,可满足快速、低成本、有花纹、曲面艺术造型等复杂型腔的要求。

3.2.3 锌合金超塑性及模具成形技术

金属超塑性是金属材料在一定的组织状态、变形温度和变形速度的条件下所显示的很高塑性。人们往往把金属材料在拉伸试验下测得延伸

率超过100%的视为超塑性。

金属在超塑性状态拉伸变形时,流动应力很小,没有或很小的应变硬化,或出现应变软化现象。金属超塑性还可在扭转、弯曲、压缩等载荷作用下产生。

金属的超塑性可以分为相变超塑性和微细晶粒超塑性两大类。

锌合金超细化处理就是将它的正常组织($\alpha + \beta$ 两相)的晶粒尺寸达到微细化,然后在超塑温度(T_s)下以超塑变形速度变形,这时微细晶粒尺寸具有保持原来晶粒尺寸和等轴性倾向,这样可能有充分的超塑变形的持续时间来完成零件的超塑性成形过程。锌铝共晶合金和共析合金均为双相 $\alpha + \beta$ 组织,它的第二相体积分数相对比较大,所以在超塑变形中其组织能显示出长时间的持续稳定性,从而获得2 000%~3 000%的伸长率。其中锌铝共晶合金的 $w(\text{Al})$ 为5%,其余为锌,加微量镁和铜以提高其性能。它的超塑合金制备工艺如下:按重量配制合金→熔炼→水冷铜模浇铸→均匀化退火→轧制或热处理超细化处理→板材。处理后锌铝共晶合金具有很好的超塑性。锌铝共析合金可加入适量铜、镁、锰、钙、锆等元素,以提高力学性能,再经适当热处理,使合金具有超细化的晶粒组织,然后在超塑的条件下变形,显示很高超塑性,伸长率可达1 500%以上。

可以利用锌合金的超塑特性来成形模具和零件。超塑成形不同于一般的压力加工成形。前者是在很小应力作用下通过粘性或半粘性流动成形,而后者是建立在塑性变形的基础之上。

锌合金超塑性成形给生产带来很大的变化,如所需的设备能量低,模具寿命长,工序少,材

料利用率高(90%~95%)和成本低。

利用锌合金超塑成形模具,对塑料模具的优越性更为明显。生产实践证明,这类模具除具有锌基合金模具的优点外,其型腔的精度高,粗糙度数值也比较小。

锌基合金模具和锌合金超塑成形都属于少无切削加工的新技术。

3.3 铜合金

常用作模具材料的铜基合金有四类:铜铍合金、铜钴铍合金、铜铬锆钒合金及铜铬锆镁合金。

铜基合金与热作模具钢相比,有很高的导热性,但硬度和强度较低。例如铜铬锆钒合金的导热性为3Cr2W8V钢的10倍以上。因此,铜基合金用以制作压铸模散热迅速,模具温升远低于一般热作模具钢。此外,铜基合金在服役过程中不发生相变,性能尺寸稳定,模具型腔可采用冷挤成型,型腔光洁,故用于黑色金属压铸模,使用寿命常远高于各种热作模具钢。

3.3.1 压铸模用铜合金

这种合金是指铜基的铬锆镁铜合金,通过在铜中加入少量的合金元素,既能克服使用钨钼难熔合金工艺复杂、价格昂贵的缺点,又具有延长模具使用寿命的优点,可用于黑色金属压铸模的制作。

(1) 特点

1) 导热性高。黑色金属压铸时,高温金属液体(1450~1580℃)迅速压入模腔,模腔最高工作温度可达1000℃以上,在每次压铸后模具交替升温、降温,造成瞬时温度梯度。铜合金因导热性高,能把压铸件的热量迅速传向模具深度,使模具表层的瞬时最高温度大为降低,可为700℃左右,从而降低了模具的应变和应力,使强度足以承受压铸时的压力(70~108 Pa)。

2) 热强度高。可以防止模具变形和开裂。

3) 弹性模量低。纯铜约为110 GPa(即 110×10^9 Pa),在相同应变下产生的应力较其他合金小($\sigma = E \cdot \epsilon$)。

4) 热膨胀系数低。模具由于温度变化而产生的应变小,而所受压应力小。在15~100℃为 $11.9 \times 10^{-6}/\text{℃}$,在15~600℃为 $17.6 \times 10^{-6}/\text{℃}$ 。

5) 无相变。不致引起组织应力和力学性能的下降。

(2) 作为模具材料的优点

1) 模具制造方便,可适用于精铸法、压铸法、冷挤压法多种工艺,制造效率高,周期短,成本低,而且用过的模块可以重炼。

2) 对工艺设备条件要求不高,熔炼温度也不高,热处理设备简单,如用压铸法制模可以利用黑色金属压铸设备。又容易做成大的整块模块,可避免镶块钢模拼缝易扩大,型腔易变形的缺点。

3) 有利于模具质量的提高,模具型腔表层精度高,粗糙度好(冷挤压法制模时型腔光滑、致密)。还有便于采用表面强化工艺如表面渗铝、渗铬铝等,可显著提高硬度和抗高温氧化性。

4) 模具修复容易。由于压铸时开裂较小,塑性好,软化层薄,可用冷挤压法、电火花加工法、焊补、切削加工等加以修复。

5) 有利于铸件质量的提高。这是因为铜合金导热性好。使铸件急冷而改善性能。为防止一些合金钢铸件产生裂纹倾向,可涂上模具隔热材料,降低模具温度而保护模具。

这种铜合金的成分(质量分数)是Cr=0.25%~0.6%,Zr=0.11%~0.25%,Mg=0.03%~0.1%,其余为Zn,室温下, $\sigma_b = 530$ MPa,在高温700℃时为167 MPa(瞬时),在上述温度时, δ_{10} 分别为20%及4%。

3.3.2 拉深模用铜合金

这种合金是指铝青铜合金,是根据拉拔件材料不与凹模材料相同的原则而藉以克服拉拔件由于与凹模间的摩擦出现划痕的缺点。

这种铜合金的优点是硬度高,因而使模具的使用寿命高,适用于拉拔不锈钢等;缺点是脆性也高,凹模要用钢套箍住。

这种铜合金成分含有铝、镍、铁、硅、锌等,或含铝、铁、硅、铬、锰、钴等。

这种铜合金的成分配比有多种,兹举二种:

1) Al=4.7%~5.3%,Ni=2.5%~3.2%,Fe=1.85%~2.5%,Si=1.6%~2.5%,Co \leq 0.5%,Zn=28%~32%,Ti \leq 0.3%,Cu=余量。

2) Al=12.0%~13.5%,Fe=4.5%~5.5%,Si=0.4%~0.7%,Cr=0.8%~1.3%,

$Mn=1.5\% \sim 2.5\%$, $Co \leq 1.0\%$, $Zr \leq 0.2\%$,
 $Cu=$ 余量。

此外还有镀锌合金,如日本牌号为 ZBAH-5 硬度 150 HB,适用于高精度、高强度、热压成形模,用于注塑模寿命可达几万到几十万次。

3.3.3 铍青铜

铍青铜是指含 1.7%~2.75% 铍的铜合金,其特点是:

1) 强度、硬度较好,经固溶-时效硬化处理后,可达中碳钢的淬火硬度而冷却变形不大。经约 800℃ 固溶处理而软化,塑性好,在约 340℃ 时效硬化处理后可得良好的物理和力学性能,强度可达 1 150~1 450 MPa,强度和硬度是铜合金中最高者。

2) 可铸性好,图案复映性好。

3) 导热性好,为钢的 2~3 倍,可缩短每次循环操作时间而劳动生产率高。

4) 耐磨性、抗热冲击性和耐热疲劳性好。

铍青铜适用于吹塑模、注塑模已较成熟。铍青铜有几种牌号,如合金号 20℃ 在铜中加入合金总量的 1.90%~2.15% 铍,0.35%~0.65% 钴,0.20%~0.35% 硅;合金号 295℃ 的含 2.50%~2.75% 铍,0.35%~0.65% 钴,0.20%~0.35% 硅。固溶及时效后硬度分别为 42HRC 及 44HRC。在使用时先固溶处理,即 $800 \pm 5^\circ\text{C}$,保温 2~3 h,水冷,再机械加工,然后时效处理,即 $320 \sim 340^\circ\text{C} \pm 5^\circ\text{C}$,保温 2~3 h,空冷。

第 7 章 冷作模具材料的选用

1 冷作模具材料的性能比较

冷作加工是金属在冷态下进行冲、剪或塑性变形,包括冷冲压、冷镦锻、冷挤压和冷轧加工等。由于各种加工工艺的工作条件不完全相同,因此对冷作模具材料的要求也不尽相同。

在冷冲压过程中,被冲压的材料变形抗力很大,模具的工作部分,特别是刃口,承受着强烈的摩擦和挤压,所以对冲裁、剪切、拉深、压印等模具材料要求高硬度与高耐磨性;同时因模具在工作过程中还受到冲击作用,又要求模具材料也应具有足够的强度和适当的韧性;还要求退火状态下的可加工性、精加工时的磨削性,以及锻造、热处理性能等都较好。

冷镦锻时模具主要承受的是巨大的冲击和变

形抗力,所以要求模具材料具有足够的强度和韧性,才能保证模具在工作过程中不被镦粗或断裂;其次也应具有一定的硬度和耐磨性,以减少工作过程中局部凹陷和过早磨损。

冷挤压时,模具整个工作表面除承受巨大的变形抗力和摩擦,而要求足够的强度和耐磨性外,还因连续挤压过程中被挤压材料的变形将产生很大的热量而使模具温度升高,经常可达 300℃左右,所以要求模具材料还应具有一定的红硬性和耐热疲劳性能。

不同的工作条件对模具材料的性能要求相差甚远,因此需要根据性能要求和模具材料本身所具备的性能来加以考虑,最终确定选用何种模具材料。

常用冷作模具材料的性能比较见表 6.7-1。

表 6.7-1 常用冷作模具材料的性能比较

材料类别	材料牌号	标准号	性 能 比 较					
			耐磨性	韧 性	可切削加工性	淬火不变形性	回火 ^① 稳定性	淬硬深度
碳 素 工 具 钢	T7	GB/T 1298	差	较好	好	较差	差	水淬 15~18 mm 油淬 5~7 mm
	T10		较差	中等	好	较差	差	
	T12		较差	中等	好	较差	差	
合 金 工 具 钢	9SiCr、Cr2	GB/T 1299	中等	中等	较好	中等	较差	油淬 40~50 mm
	9Mn2V		中等	中等	较好	较好	差	油淬 ≤30 mm
	CrWMn		中等	中等	中等	中等	较差	油淬 ≤60 mm
	9CrWMn		中等	中等	中等	中等	较差	油淬 40~50 mm
	Cr12		好	差	较差	好	较好	油淬 ≤200 mm
	Cr12MoV		好	差	较差	好	较好	油淬 200~300 mm
Cr4W2MoV	较好	较差	中等	中等	中等	中等	φ150×150 mm 可 内外淬硬达 HRC60 空淬 40~50 mm	
	6W6Mo5Cr4V		较好	较好	中等	中等	中等	较深
	SiMnMo	—	较好	中等	较好	较好	较差	较浅
轴 承 钢	GCr15	YB/T 1	中等	中等	较好	中等	较差	油淬 30~35 mm
高 速 工 具 钢	W18Cr4V	GB/T 9943	较好	较差	较差	中等	好	深 深
	W6Mo5Cr4V2		较好	中等	较差	中等	好	

续表 6.7-1

材料类别	材料牌号	标准号	性能比较					淬硬深度
			耐磨性	韧性	可切削加工性	淬火不变形性	回火 ^① 稳定性	
基体钢	6Cr4Mo3Ni2WV 65Cr4W3Mo2VNB	— —	较好 较好	较好 较好	中等 中等	中等 较好	好 中等	深 空淬≤50 mm 油淬≤80 mm
普通硬质合金	YG3X YG6 YG8、YG8C YG15 YG20C、YG25		最好	差 差 差 差增 差强	差	不经热处理，无变形	最好，可达800~900℃	不经热处理，内外硬度均匀一致
钢结硬质合金	YE65 (GT35) YE50 (GW50)	—	好	较差，但优于普通硬质合金	可机械加工	可热处理，几乎不变形	好	深

① 或称热稳定性。

2 常用冷作模具材料的选用

常用冷作模具材料的选用示例见表 6.7-2~

表 6.7-9。值得说明的是，冷作模具材料的选用具有很大的灵活性，应用时需根据实际生产情况，进行选定。

表 6.7-2 常用冷作模具材料选用举例及其硬度要求

类别	模具名称	使用条件	推荐使用钢号	代用钢号	工作硬度 HRC
(1) 冲剪	直剪刀 (长剪刀)	薄板 (<3 mm)	MnCrWV	T8A、9CrWMn	57~60
		中板 (3~10 mm)	9SiCr	T10A、5CrWMn	56~58
		厚板 (>10 mm)	5CrW2Si	5SiMnMoV	52~56
		硅钢片及不锈、耐热钢薄板	Cr12MoV	—	57~59
(1) 冲剪	圆剪刀 (圆盘剪)	薄板	9SiCr	Cr12MoV	57~60
		中板	5CrW2Si	—	52~56
		硅钢片	Cr12MoV	—	57~60
		成型剪刀	圆钢 (一般)	T8A	8Cr3、Cr12MoV
(小型高寿命)	6W6Mo5Cr4V		—	58~60	
型钢	5CrW2Si		5CrNiMo	52~56	
废钢	5CrMnMo		5CrMnMoV	48~53	
(1) 冲剪	穿孔冲头	薄板、中板	T10A	T8A、60Si2Mn	54~58
		厚板	5CrW2Si	6CrW2Si	52~56
		奥氏体钢薄板	Cr12MoV	W18Cr4V	58~60
		高强度钢板	65Nb	6W6Mo5Cr4V	58~60
		偏心载荷	5SiMoV	5SiMnMoV	57~60
(2) 冲裁模	精冲模		Cr12MoV Cr4W2MoV	Cr12 W6Mo5Cr4V2	61~63(凹模) 60~62(凸模)

续表 6.7-2

类别	模具名称	使用条件	推荐使用钢号	代用钢号	工作硬度 HRC
(2) 冲裁模	轻载冲裁模 (<2 mm)	<0.3 mm 软料箔带	T10A	T8A	56~60(凸模) 37~40(凹模)
		硬料箔带 小批量、简单形状 中批量、复杂形状	MnCrWV T10A MnCrWV	CrWMn Cr2 9Mn2V	62~64(凹模) 48~52(凸模) 58~62
	轻载冲裁模 (<2 mm)	高精度要求	Cr2 MnCrWV	CrWMn 9CrWMn	(易脆折件 56~58)
		大批量生产 高硅钢片(小型) (中型) 各种易损小冲头	Cr12MoV Cr6WV Cr12 Cr12MoV W6Mo5Cr4V2	Cr4W2MoV Cr12MoV W18Cr4V	59~61
重载冲裁模	中厚钢板及高强度薄板 易损小尺寸凸模	Cr12MoV Cr4W2MoV W6Mo5Cr4V2	Cr6WV W18Cr4V	54~56(复杂) 56~58(简单) 58~61	
(3) 成形模	轻载(拉延模) (拉深模)	简单圆筒浅拉深 拉深 成形浅、大批量用落料或拉延 复合模(普通材料薄板)	T10A MnCrWV Cr12MoV	Cr2 9Mn2V CrWMn Cr6WV	60~62 60~62 58~60
		重载拉延模	大批量小型拉延模 大批量大、中型拉延模 耐热钢、不锈钢拉延模	SiMnMo Ni-Cr 合金铸铁 Cr12MoV(大型) CrW5(小型)	Cr12 球墨铸铁 GT-15
	弯曲、翻边模	轻型、简单 简单易裂 轻型复杂 大量生产用 高强度钢板及奥氏体钢板	T10A T7A MnCrWV Cr12MoV Cr12MoV	9CrWMn	57~60 54~56 57~60 57~60 65~67(氮化)
		大中型弯板 机通用模具	互换性要求严格、形状复杂	5CrMnMo	5CrNiMo
(4) 冷精压	平面精压模	有色金属 钢 件	T10A Cr12MoV	Cr2	59~61 59~61
	刻印精压模	有色金属 钢 件 不锈钢等高强度材料	V Cr6WV 6W6Mo5Cr4V 65Nb	9Cr2 Cr12WMoV 5CrW2Si	58~60
	立体精压模	浅型腔 复杂型腔	Cr2 Cr6WV 5CrNiMo 9Cr2	GCr15, 9Cr2 5CrW2Si 5CrMnMo	60~62 56~58 54~56 57~60

续表 6.7-2

类别	模具名称	使用条件		推荐使用钢号	代用钢号	工作硬度 HRC	
(5) 冷挤压	轻载冷挤压	铝合金(单位压力<1 500 MPa)		Cr2(小型) Cr6WV(中型)	MnCrWV Cr12MoV	60~62 56~58	
	重载冷挤压	钢件(单位压力1 500~2 000 MPa)		6W6Mo5Cr4V (凸模)	W6Mo5Cr4V2	60~62	
		钢件(单位压力2 000~2 500 MPa)		Cr12MoV(凹模) W6Mo5Cr4V2 (凸模)	65Nb, CrWMn W18Cr4V	58~60 61~63	
(6) 冷镦模	模具型腔冷挤压凸模	一般中、小型 大型复杂件 复杂精密件 成批压制用 高单位压力(>2 500 MPa)		9SiCr 5CrW2Si Cr12MoV 65Nb W6Mo5Cr4V2	Cr2, T10A Cr6WV 6W6Mo5Cr4V W18Cr4V Cr12	59~61 59~61(渗碳) 59~61 59~61 61~63	
		切料刀片	整体式	小规格 大、中规格	T10A, GCr15 9SiCr	W18Cr4V Cr12MoV	58~60 56~58
		切料模	整体式	小规格 大、中规格	9SiCr GCr15, T10A	W18Cr4V Cr12MoV	58~60 56~58
(6) 冷镦模	光冲	整体式	中、小规格 大规格	T10A	W18Cr4V 9Cr2	59~61 57~59	
	压球模	整体式	小规格 大、中规格	YG20 GCr15, Cr12MoV	YG20C 65Nb	— 57~59	
	切边模	整体式	大、小规格 中、小规格	Cr12MoV 9SiCr	65Nb W6Mo5Cr4V2	57~59 58~60	
	凹模	整体式	<M6	9SiCr, Cr12MoV	—	59~61	
			>M6	T10A	MnSi, 9Cr2	56~59	
		组合式	模芯>M10	Cr12MoV W6Mo5Cr4V2	65Nb, YG20C	52~59 57~61	
			模芯<M10	YG20	GT35, TLMW50		
	成形冲头	凹穴冲头, 中、小规格	模套	T10A, GCr15 60Si2Mn	5CrNiMo	48~52(内) 44~48(外)	
外六角冲头, 大、中规格			60Si2Mn 5CrMnMo	65Nb, CG2	57~59 57~59		
			Cr12MoV Cr6WV	6W6Mo5Cr4V	57~59 52~56		

续表 6.7-2

类别	模具名称	使用条件		推荐使用钢号	代用钢号	工作硬度 HRC
(6) 冷镦模	成形冲头	内六角冲头	中、小规格	60Si2Mn	65Nb、CG2	52~57
			大规格	W6Mo5Cr4V2 W18Cr4V	6W6Mo5Cr4V	59~61
		十字冲头	小规格	W18Cr4V	65Nb、CG2	59~61
			大、中规格	W6Mo5Cr4V2 60Si2Mn	6W6Mo5Cr4V	55~57
	冲孔冲头	强烈磨损和断裂		W18Cr4V	W6Mo5Cr4V2	59~61
(7) 冷滚 压模	搓丝板	≤M20		9SiCr	Cr12MoV	58~61
	滚丝模及滚 齿纹模	一般	螺距>3 mm	Cr12MoV	Cr6WV	58~61
		梯形螺纹、齿纹			9SiCr	56~58 54~56
	成型滚压模	型材校直辊, 无缝金属管轧辊 等		9Cr2	Cr2	61~63
(8) 拉拔模	钢管、圆钢 冷拔模	强烈磨损、咬合及张应力作用		T10、Cr2、45	石墨钢	(碳氮共渗淬火) 61~63
		特殊形状规格		Cr12MoV	Cr12	(渗硼淬火) 40~45(心部) 61~63(表面)

表 6.7-3 冷冲模模具材料的选用举例及其硬度要求

模具类型	工作条件	推荐选用的材料牌号		硬 度 HRC	
		中、小批量生产	大量生产	凸 模	凹 模
冲	形状简单, 冲裁硅钢薄板厚度 ≤ 1 mm 的凸、凹模	CrWMn、Cr6WV、(Cr12)、(Cr12MoV)	YG15、YG20 或 YG25 硬质合金; YE50 或 YF65 钢	60~62	60~64
	形状复杂, 冲裁硅钢薄板厚度 ≤ 1 mm 的凸、凹模	Cr6WV、(Cr12) Cr4W2MoV、 Cr2Mn2SiWMoV、 (Cr12MoV)	结硬质合金(另附模套, 模套材料可采用中碳钢或 T10A)		
裁 模	形状简单, 冲裁材料厚度 ≤ 4 mm 的凸、凹模	T10A、9Mn2V、9SiCr、GCr15	YG15、YG20 或 YG25 硬质合金; YE50 或 YE65 钢	薄板 (≤ 4 mm): 58~60 厚板: < 56	薄板 (≤ 4 mm): 60~62 厚板: < 56
	形状复杂, 冲裁材料厚度 ≤ 4 mm 的凸、凹模	CrWMn、9CrWMn 9Mn2V、Cr6WV	结硬质合金(另附模套, 模套材料可采用中碳钢或 T10A)		
	冲裁材料厚度 > 4 mm, 载荷较重的凸、凹模	(Cr12)、(Cr12MoV) Cr4W2MoV Cr2Mn2SiWMoV 5CrW2Si	同上, 但模套材料需采用中碳合金钢		

续表 6.7-3

模具类型	工作条件	推荐选用的材料牌号		硬 度 HRC		
		中、小批量生产	大量生产	凸 模	凹 模	
冲 裁 模	冲头	轻载荷(冲裁薄板,厚度 ≤ 4 mm)	T7A、T10A、 9Mn2V		$\phi < 5$ mm: 56~62 $\phi > 10$ mm: 52~56; 56~ 60	—
		重载荷(冲裁厚板,厚度 > 4 mm)	W18Cr4V W6Mo5Cr4V2 6W6Mo5Cr4V			
	剪刀 (切断模)	剪切薄板(厚度 ≤ 4 mm)	T10A、T12A、 9Mn2V、GCr15		45~50; 54~58	—
		剪切薄板的长剪刀	CrWMn、9CrWMn、 9Mn2V、GCr15 Cr2Mn2SiWMoV			
		剪切厚板(厚度 > 4 mm)	5CrW2Si、 Cr4W2MoV、 (Cr12MoV)			
	修(切) 边模	形状简单的	T10A、T12A 9Mn2V、GCr15		56~60	58~62
形状较复杂的		CrWMn、9Mn2V、 Cr2Mn2SiWMoV				
弯曲模 (压弯模)	一般弯曲的凸、凹模	T7A、T10A 9Mn2V、GCr15		54~58	56~61	
	载荷较重、要求高度耐 磨的凸、凹模	Cr6WV、(Cr12)、 (Cr12MoV)、 Cr4W2MoV				

注：表中有括号的牌号，因含钨量高不推荐采用，可用 Cr6WV 或 Cr4W2MoV、Cr2Mn2SiWMoV 等牌号代替。

表 6.7-4 冲模零件材料及其热处理硬度

零件名称	材 料	热处理硬度 HRC		
		凸 模	凹 模	
冲裁模的凸模、凹模 凸凹模及其镶块	$t \leq 3$, 形状简单	T10A, 9Mn2V	58~60	60~62
	$t \leq 3$, 形状复杂	CrWMn, Cr12, Cr12MoV, Cr6WV	58~60	60~62
	$t > 3$, 高强度材料冲裁	Cr6WV, CrWMn, 9CrSi 65Cr4W3Mo2VNb (65Nb)	54~56 56~58	56~58 58~60
	硅钢板冲裁	Cr12MoV, 120Cr4W2MoV GT35, GT33, TLMW50 YG15, YG20	60~62 66~68	61~63 66~68
	特大批量 ($t \leq 2$)	GT35, GT33, TLMW50 YG15, YG20	66~68	66~68

续表 6.7-4

零件名称		材 料	热处理硬度 HRC	
冲裁模的凸模、凹模、凸凹模及其镶块	细长凸模	T10A, Cr6WV 9Mn2V, Cr12, Cr12MoV	56~60, 尾部回火 40~50 58~62, 尾部回火 40~50	
	精密冲裁	Cr12MoV, W18Cr4V	58~60	62~64
	大型模镶块	T10A, 9Mn2V Cr12MoV	58~60 60~62	
	加热冲裁	3Cr2W8, 5CrNiMo 6Cr4Mo3Ni2WV (CG-2)	48~52 51~53	
	棒料高速剪切	6CrW2Si	55~58	
上、下模座		HT200, ZG310-570, Q235-A, Q275, 45	(45) 调质 28~32	
模柄 (普通模柄) (浮动模柄)		Q235-A, Q275 45	43~48	
导柱、导套 (滑动) (滚动)		20 GCr15	(渗碳) 56~62 62~66	
固定板、卸料板、推件板、顶板、侧压板、始用挡块		45	43~48	
承料板		Q235-A		
导料板		Q235-A, 45	(45) 调质 28~32	
(一般) 垫板(重载)		45 T7A, 9Mn2V CrWMn, Cr6WV, Cr12MoV	43~48 52~55 60~62	
顶杆, 推杆(一般) 拉杆, 打杆(重载)		45 Cr6WV, CrWMn	43~48 56~60	
挡料销, 定料销		45	43~48	
导正销		T10A 9Mn2V, Cr12	50~54 52~56	
侧刃		T10A, Cr6WV 9Mn2V, Cr12	58~60 58~62	
废料切刀		T8A, T10A, 9Mn2V	58~60	
侧刃挡块		45 T8A, T10A, 9Mn2V	43~48 58~60	
斜楔, 滑块, 导向块		T8A, T10A, Cr6WV, CrWMn	58~62	
限位块(圈)		45	43~48	
锥面压圈, 凸球面垫块		45	43~48	

续表 6.7-4

零件名称	材 料	热处理硬度 HRC
支承块, 支承圈	Q235-A, Q275	
钢球保持圈	2A11, H62	
弹簧, 簧片	65Mn, 60Si2MnA	42~46
扭簧	65Mn	44~50
销钉	45 T7A	43~48 50~55
螺钉、卸料螺钉	45	35~40
螺母、垫圈、压圈	Q235-A, 45	(45) 43~48

表 6.7-5 拉深模具材料的选用举例及其硬度

零件名称	工作条件		推荐选用的材料牌号			硬度 HRC
	制品类别	拉深材料	小量生产 (<1万件)	中批量生产 (<10万件)	大量生产 (100万件)	
凹模	小型	铝合金或铜合金	T10A, GCr15 CrWMn	CrWMn, 9CrWMn Cr6WV	Cr6WV, Cr4W2MoV Cr12MoV	62~64
		深冲用钢	9CrWMn			
		奥氏体不锈钢	T10A (镀铬) 铝青铜 QA19-4	铝青铜 QA19-4 Cr6WV (氮化)	Cr4W2MoV (氮化) Cr12MoV (氮化) YG类硬质合金 ^⑥ 钢结硬质合金 ^⑥	
	大、中型 ^⑤	铝合金或铜合金	低合金铸铁 ^①	低合金铸铁 ^① 镶嵌模块: Cr6WV ^④	镶嵌模块: Cr6WV ^④ Cr4W2MoV ^④ Cr12MoV ^④	
		深冲用钢		Cr4W2MoV ^④		
		奥氏体不锈钢	低合金铸铁 ^② 镶嵌模块: 铝青铜 ^① QA19-4	镶嵌模块: Cr6WV(氮化) ^④ Cr4W2MoV(氮化) ^③ 铝青铜 QA19-4 ^④	镶嵌模块: Cr6WV(氮化) ^④ Cr4W2MoV(氮化) ^④ Cr12MoV(氮化) ^④ W18Cr4V(氮化) ^④	
冲头 ^③ (凸模)	小型		T10A 40Cr(渗碳)	T10A Cr6WV	Cr6WV Cr4W2MoV Cr12MoV	58~62
	大、中型 ^⑤		低合金铸铁 ^②	CrWMn, 9CrWMn	Cr6WV Cr4W2MoV Cr12MoV	

续表 6.7-5

零件名称	工作条件		推荐选用的材料牌号			硬度 HRC
	制品类别	拉深材料	小量生产 (<1 万件)	中批量生产 (<10 万件)	大量生产 (100 万件)	
压边圈	小型		T10A CrWMn 9CrWMn	T10A CrWMn 9CrWMn	T10A CrWMn 9CrWMn	54-58
	大、中型 ^⑤		低合金铸铁 ^①	低合金铸铁 ^①	CrWMn 9CrWMn	

- ① 合金铸铁成分：C3%、Si1.6%、Cr0.4%、Mo0.4%，摩擦面进行火焰淬火。
- ② 合金铸铁成分同①，仅是摩擦面火焰淬火到 $<420\text{HB}$ 。
- ③ 冲头材料，除合金铸铁外，最好镀铬。
- ④ 镶嵌模块材料，镶嵌于经火焰淬火的低合金铸铁中。
- ⑤ 大、中型制品系指外径及高度 $>200\text{mm}$ 者。
- ⑥ 硬质合金模坯外面必须镶套，模套材料可采用中碳钢或中碳合金钢。

表 6.7-6 冷锻模模具材料的选择举例及硬度要求

模具类型及零件名称	工作条件	推荐选用的材料牌号		硬度 HRC	
		中、小批量生产 (<10 万件)	大量生产 (>20 万件)		
冷作 锻头 (凹模)	开口模 整体模块	轻载荷、小尺寸	T10A、MnSi	T10A、MnSi	表面 59~62, 心部 40~50
		轻载荷、较大尺寸	CrWMn、GCr15	CrWMn、GCr15	表面 >62 , 心部 <55
	整体 模块	轻载荷、小尺寸	T10A、MnSi	—	表面 59~62, 心部 40~50
		轻载荷、较大尺寸	CrWMn、GCr15	—	表面 >62 , 心部 <55
	闭 合 嵌 镶 模 块 模 芯	重载荷、形状复杂 的大、中型模具	Cr6WV、Cr4W2MoV	YG15、YG20 或 YG25 YE65、YE50	58~62
			(Cr12MoV)		58~62
			W18Cr4V、 W6Mo5Cr4V2		>62
			基体钢		58~62
	嵌镶模 块模套	重载荷、形状复杂 的大、中型模具	42CrMo、40CrMnMo 4Cr5W2VSi 4Cr5MoVSi 4Cr5MoV1Si	六角螺母冷锻模 T7A、T10A	48~52
				钢球、滚子冷锻模 GCr15、CrWMn	
冷作冲头 (凸模)	轻载荷、小尺寸	T10A、MnSi	—	58~60	
	轻载荷、较大尺寸	CrWMn、GCr15		60~61	

续表 6.7-6

模具类型及零件名称	工作条件	推荐选用的材料牌号		硬 度 HRC
		中、小批量生产 (<10 万件)	大 量 生 产 (>20 万件)	
冷作冲头 (凸模)	重 载 荷	Cr6WV、Cr4W2MoV	YG15、YG20、YG25 YE65、YE50 (另附模套)	56~64
		(Cr12MoV)		56~64
		W18Cr4V、 W6Mo5Cr4V2		63~64
		6W6Mo5Cr4V		56~64
		基体钢		56~64
切裁工具		T10A Cr4W2MoV、 (Cr12MoV) W6Mo5Cr4V2	—	切 断 刀 片 $\left\{ \begin{array}{l} 60\sim62 \\ 63 \\ 64\sim65 \end{array} \right.$ 滚 切 刀 片 $\left\{ \begin{array}{l} 61\sim63 \\ 60\sim61 \\ 62\sim64 \end{array} \right.$
顶 出 杆	冲击负荷较大, 要求韧性高的	6W6Mo5Cr4V2、T7A	—	57~59
	中等冲击负荷要求韧性和耐磨性都好	9CrWMn、CrWMn		<60
	冲击负荷不大, 但要求高耐磨性的	W6Mo5Cr4V2		62~63

注: 1. 有括号的牌号, 不推荐采用, 尽量采用代用钢号。

2. 基体钢系指: 6Cr4Mo3Ni2WV、65Cr4W3Mo2VNb。

表 6.7-7 冷挤压模具材料的选用举例及其硬度要求

模具零件名称	工作条件	推荐选用的材料牌号		硬度值 HRC
		中、小批量生产 (<5 万件)	大 量 生 产 (>10 或 20 万件)	
冲 头 (凸模)	冷挤压紫铜、软铝或 锌合金	CrWMn、Cr6WV Cr4W2MoV、Cr12MoV ^② W18Cr4V	Cr4W2MoV (氮化) Cr12MoV (氮化) ^② W6Mo5Cr4V2 (氮化) 基体钢 (氮化) 钢结硬质合金 ^①	60~64
	冷挤压硬铝、黄铜或 钢件	Cr4W2MoV、Cr12MoV ^② W18Cr4V、W6Mo5Cr4V2 6W6Mo5Cr4V2 基体钢	W6Mo5Cr4V2 (氮化) 基体钢 (氮化) 钢结硬质合金 ^① YG15、YG20、YG25 ^①	60~64

续表 6.7-7

模具零件名称	工作条件	推荐选用的材料牌号		硬度值 HRC
		中、小批量生产 (<5万件)	大量生产 (>10或20万件)	
凹模	冷挤压紫铜、软铝或锌合金	T10A、9SiCr、9Mn2V CrWMn、GCr15 Cr6WV Cr4W2MoV	Cr4W2MoV Cr12MoV ^② W18Cr4V 钢结硬质合金 ^① YG15、YG20、YG25 ^①	60~64
	冷挤压硬铝、黄铜或钢件	CrWMn、Cr6WV Cr4W2MoV Cr12MoV ^② 6W6Mo5Cr4V2	Cr4W2MoV (氮化) Cr12MoV (氮化) W18Cr4V 或 6W6Mo5Cr4V2 (氮化) 基体钢 (氮化)、钢结硬质合金 ^② YG15、YG20、YG25 ^①	58~60
顶出器 (顶杆)		CrWMn Cr6WV	Cr4W2MoV Cr12MoV ^② 6W6Mo5Cr4V 基体钢	58~62

① 外附模套，模套材料可采用中碳钢或中碳合金钢，如 45、50、40Cr 等。

② 尽可能不采用。

表 6.7-8 冷挤模辅助零件常用材料

零件名称	材料牌号	热处理	硬度 HRC
模柄、模板	45	—	
模座	50	—	
凸模垫块	T10A	淬硬	58~62
凸模压套	45、T8A	淬硬	43~48 (45); 52~56 (T8A)
凹模支撑	T10A	淬硬	58~62
退料杆、环形顶出器	T10A	淬硬	58~62
顶杆、打杆、垫板	45	淬硬	43~48
压板、卸料板	45	淬硬	43~48
定位钉、定位块、挡料销	45	淬硬	43~48
圆柱销	45	淬硬	43~48
卸料螺钉	45	头部淬硬	35~40
螺钉、螺栓	35、45		
弹簧	65Mn	淬硬	40~48
导柱、导套	20	表面渗碳、淬硬	56~60

表 6.7-9 拉丝模成型零件——模坯材料的选用举例及其硬度要求

被加工材 料类别	线 径/ mm	推 荐 选 用 的 材 料 牌 号				硬 度 HRC
		圆 形 截 面 线 材		异 形 截 面 线 材		
		小 量 生 产	大 量 生 产	小 量 生 产	大 量 生 产	
碳素钢或 合金钢	≤0.20	Cr4W2MoV Cr12MoV ^①	金刚石 ^②	W6Mo5Cr4V2	YG类或钢结硬质 合金 ^②	58-64
	>0.20	T10A CrWMn SiMnMo	YG类或钢结硬质 合金 ^②			
不 锈 钢	≤0.30	Cr4W2MoV Cr12MoV ^①	金刚石 ^②	W6Mo5Cr4V2	YG类或钢结硬质 合金 ^②	
	>0.30	T10A CrWMn SiMnMo	YG类或钢结硬质 合金 ^②			
铜	≤0.60	Cr4W2MoV Cr12MoV ^①	金刚石 ^②	Cr4W2MoV Cr6WV Cr12MoV ^①	YG类或钢结硬质 合金 ^②	
	>0.60	T10A CrWMn SiMnMo	YG类或钢结硬质 合金 ^②			
铜合金或 铝合金	≤0.30	Cr4W2MoV Cr12MoV ^①	金刚石 ^②	Cr4W2MoV Cr6WV Cr12MoV ^①	YG类或钢结硬质 合金 ^②	
	>0.30	T10A CrWMn SiMnMo	YG类或钢结硬质 合金 ^②			
镁 合 金	≤0.60	Cr4W2MoV Cr12MoV ^①	金刚石 ^②	Cr4W2MoV Cr6WV Cr12MoV ^①	YG类或钢结硬质 合金 ^②	
	>0.60	T10A CrWMn SiMnMo	YG类或钢结硬质 合金 ^②			

① Cr2MoV尽可能不采用。

② 为防止模坯破裂，模坯外面必须镶套。模套材料可选用45号或50号碳钢，也可以用T7A、T10A或T12A。如拉丝模的工作应力很大时，应选用合金钢。常用钢号有：9SiCr、30CrMnSi、40Cr或4Cr5W2VSi、4Cr5MoVSi。

第 8 章 热作模具材料的选用

1 常用热作模具材料的性能比较

常用热作模具材料的性能比较见表 6.8-1~表 6.8-11。

表 6.8-1 常用热锻模具钢的性能比较

钢 号	标 准 号	性 能 比 较								
		耐磨性	韧性	高温强度	热稳定性	耐 热疲劳性	可切削加工性	淬 硬 度	淬火不 变形性	脱 碳 敏感性
5CrMnMo	GB/T 1299	中等	中等	较差	<500℃	较差	较好	中等	中等	较大
5CrNiMo		中等	较好	较差	500~550℃	中等	较好	中等	中等	较大
3Cr2W8V		较好	中等	较好	<600℃	较好	较差	中~深	较好	较小
8Cr3		中等	较差	较差	400~500℃	中等	较差	中等	中等	中等
4Cr5MoVSi		较好	中等	较好	<600℃	好	较好	深	较好	中等
4Cr5W2VSi		较好	中等	较好	<600℃	好	较好	深	较好	中等
4Cr5MoV1Si	—	较好	中等	较好	<600℃	好	较好	深	较好	中等
4Cr4Mo2WVSi		较好	中等	好	600~650℃	较好	较好	深	较好	中等
5Cr4W5Mo2V		较好	较差	好	600~650℃	较好	较好	深	中等	中等
5CrMnSiMoV		中等	中等	中等	<600℃	中等	较好	中~深	中等	中等
4Cr3W4Mo2VTiNb	—	较好	中等	好	<600℃	较好	较好	深	较好	中等
3Cr3Mo3V		较好	中等	较好	<600℃	较好	较好	深	较好	中等
35Cr3Mo3W2V		较好	中等	较好	600~650℃	较好	较好	深	较好	中等

表 6.8-2 锤锻模用钢在 600~700℃ 时的硬度

钢 号	5CrNiMo	5CrNiW	5CrNiTi	5CrMnMo	4SiMnMoV
600~700℃ 时的硬度 HBS	207~125	202~120	179~105	175~115	220~200

表 6.8-3 锤锻模钢的高温力学性能

钢 号	热处理规范		σ_b /MPa				
	淬火/℃	回火/℃	300℃	350℃	400℃	450℃	500℃
5CrNiMo	850	550	1 250	1 200	1 150	1 050	850
5CrMnMo	850	600	—	—	1 000	850	700
5CrMnMoSiV	880	550	—	1 300	1 220	1 100	950
6SiMnV	840	500	1 400	1 200	1 100	650	400
5SiMnMoV	860	550	1 500	1 300	1 150	750	550

表 6.8-4 5CrNiMo 钢的高温力学性能 (热处理规范: 820℃ 油淬, 500℃ 回火)

加热温度/℃	σ_b /MPa	σ_s /MPa	δ /%	ψ /%	a_K /(J/cm ²)	硬度 HBS
300	1 370	1 060	17.1	60	42	363
400	1 110	900	15.2	65	48	351
500	860	780	18.8	68	37	265
600	470	410	30.0	74	125	109

表 6.8-5 锤锻模钢的室温力学性能

钢 号	热 处 理 规 范		σ_b /MPa	ψ /%	a_K /(J/cm ²)	硬度 HRC
	淬火/℃	回火/℃				
5CrNiMo	840	450	1 550	40	28	47.5
		500	1 440	43	40	46
		550	1 300	50	52	42
		600	—	—	70	38
5CrMnMo	850	450	1 700	—	15	53
		500	1 550	—	21	50
		550	1 450	—	28	46
		600	1 250	—	42	42
5CrMnMoSiV	880	450	1 920	24	15	56
		500	1 800	25	15	54
		550	1 700	28	18	52
		600	1 550	33	22	—
6SiMnV	840	450	1 500	43	—	—
		500	1 380	43	—	—
		550	—	42	—	—
		600	—	—	—	—
5SiMnMoV	860	450	1 600	38	50	45
		500	1 480	40	55	43
		550	1 300	—	60	41
		600	—	—	65	48

表 6.8-6 5%Cr 型热作模具钢的室温力学性能

钢 号	热 处 理 规 范	硬度 HRC	σ_b /MPa	σ_s /MPa	δ /%	ψ /%	a_K /(J/cm ²)
4Cr5MoSiV	1 000℃ 淬火, 580℃ 二次回火	51	1 745	—	13.5	45	55
4Cr5MoSiV1	1 010℃ 淬火, 566℃ 二次回火	51	1 830	1 670	9.0	28	19 ^①
4Cr5W2SiV	1 050℃ 淬火, 580℃ 二次回火	49	1 870	1 660	9.5	42.5	34

① 为夏氏 V 形冲击试样, 其余为梅氏冲击试样。

表 6.8-7 铬钼硅矾钢的室温和高温疲劳强度

钢 号	室 温	300℃	400℃	500℃	540℃	600℃
4Cr5MoSiV	880	680	640	630	—	610
4Cr5MoSiV1	730	—	—	—	510	—

注：循环次数 $>10^7$ 次。

表 6.8-8 4Cr4Mo2WSiV 钢的高温力学性能 (1 070℃ 淬火、620℃ 回火 1 h, 680℃ 回火 1 h)

试验温度 /℃	σ_b /MPa	$\sigma_{0.2}$ /MPa	δ_{10} /%	ψ /%	a_K / (J/cm ²)
550	1 430	1 170	9.0	51	—
600	1 300	1 120	6.5	52	51
650	1 110	980	8.5	36	43
700	650	610	9.0	69	70
750	290	260	19.0	87	110

表 6.8-9 GR 与国外几种热作模具钢的高温性能对比

钢 号	硬度 HRC	试验温度 /℃	机 械 性 能				
			σ_b /MPa	$\sigma_{0.2}$ /MPa	δ_{10} /%	ψ /%	a_K / (J/cm ²)
GR	53	600	1 540	1 420	0.5	—	30
		650	—	—	—	—	20
		700	—	—	—	—	21
		750	490	380	6.5	32.5	68
ЭИ958	52.5	600	1 000	900	9.0	59	51
		650	985	875	9.2	59	45
		700	430	400	12.5	81	113
		750	265	240	21.0	91	123
H13	53	600	1 170	980	6.5	51.5	51
		650	1 100	1 000	7.2	52	56
		700	510	460	11	80	94
		750	220	185	22	93.5	16
ДП22	55	600	1 300	1 120	6.5	52	51
		650	1 110	980	8.5	36	43
		700	650	610	9.0	69	70
		750	290	260	19	87	110

表 6.8-10 几种新型热作模具钢的性能对比

性能对比项目		钢种							
		65Nb	O12Al	CG2	LD1	HM1	GR	Cr12MoV	3Cr2W8V
热作模性能	高温强度	—	B	B	—	B	A	—	B
	热稳定性	—	B	B+	—	B	A	—	B-
	高温冲击韧度	—	B	B	—	A-	B-	—	A
	高温硬度	—	A	A	—	A	A	—	A
	抗冷热疲劳性	—	B-	B	—	A-	A	—	C
	断裂韧度	—	B	A	—	B	B	—	B
冷作模性能	抗压强度	B	B	B	B	—	—	—	—
	抗弯强度	B	D	C	A	—	—	—	—
	抗多次冲击断裂	A+	B	A-	A	—	—	—	—
	耐磨性	A	B	C	A	—	—	—	—
	冲击韧度	B	A	A	B	—	—	—	—
	断裂韧度	B	B-	A	B	—	—	—	—
工艺性能	锻造塑性	A-	B	C	B	A	A-	C	A
	切削性	A	B	B-	B	B	A	B	—
	淬透性	A	C	A-	A	C	C	C	B
	热处理变形	B	B	B-	A	C-	C	—	—
	脱碳敏感性	A	A	A	A+	B	B	A-	B-
	过热敏感性	A	A	B	A	A-	A	—	—

注：表中性能优劣以 A、B、C 顺序排列，+ - 表示同一级之间仅有较小的差别；表中老钢号可作为比较时的参考基准，凡老钢种未做的项目，符号仅表示新钢种之间的相对比较。

表 6.8-11 尼莫尼克的化学成分和高温性能

合金牌号	化 学 成 分/%											持 久 强 度/MPa				
	C	Ti	Cr	Al	Si	Mn	Fe	Co	Cu	Mo	Ni	650℃	700℃	800℃	900℃	1000℃
75	0.08 ~ 0.05	0.2~ 0.6	18~ 21	—	<1.0	1.0	<5.0	—	<0.5	—	其余	—	—	—	—	—
80	<0.1	1.8~ 2.7	18~ 21	0.5~ 0.8	<1.0	1.0	<5.0	2.0	—	—	其余	372.4	245	—	—	—
80A												441	343	147	—	—
90	<0.1	1.8~ 3.0	18~ 21	0.8~ 2.0	<1.5	1.0	<5.0	15~ 21	—	—	其余	490	392	196	—	—
95	<0.15	2.3~ 3.5	18~ 21	1.4~ 2.5	<1.0	1.0	<5.0	15~ 21	<0.5	—	其余	—	—	225.4	98	—
100	0.30	1.0~ 2.0	10~ 12	4.0~ 6.0	<0.5	—	<2.0	18~ 22	—	4.5~ 5.5	其余	—	470.4	264.6	147	49.0

2 常用热作模具材料的选用

2.1 锻模材料的选用

锤锻模的材料选用举例及其要求的硬度值见表 6.8-12~表 6.8-14, 其他类型热锻模的材料选用举例及其要求的硬度值见表 6.8-15。

2.2 热挤压模具材料的选用 (表 6.8-16~表 6.8-26)

2.3 压铸模具材料的选用 (表 6.8-27~表 6.8-29)

2.4 高速锤锻模具用钢的选用

目前国内高速锤模具用钢主要有:

- 1) 高韧性钢: 5CrNiMo 钢型。
- 2) 高热强钢: 3Cr2W8V、4Cr3Mo3W4VTiNb 等。

3) 高热强高韧性钢: 4Cr5MoSiV、4Cr5MoSiV1、4Cr5W2SiV、3Cr3Mo3VNb 钢等。

4) 沉淀硬化钢: Mo18 钢。

5) 无镍铬模具钢: 4SiMnW3Mo2VN 钢。

6) 复杂碳化物强化钢: R6、RC 钢等。

上述部分钢种的化学成分如表 6.8-30 所列。

在国外, 美、英等国主要采用 4Cr5MoSiV 及 4Cr5MoSiV1 钢制作高速锤模具, 模套采用 5CrNiMo 等钢种制作。

俄罗斯曾一度使用 4Cr5W2SiV 钢制造高速锤叶片模具, 以后在此基础上研制了 4Cr4Mo2WSiV、4Cr3WMoV 等钢, 如表 6.8-31 所示。

表 6.8-12 锤锻模材料选用举例及其要求的硬度值

锻模种类	工作条件	推荐选用的材料牌号		热处理后要求的硬度值			
		简单	复杂	模腔表面		燕尾部分	
				HBS	HRC	HBS	HRC
整体锻模 或嵌镶模块	小型锻模(高度 < 275 mm)	5CrMnMo 5SiMnMoV	4Cr5MoVSi	387~444 ^① 364~415 ^②	42~47 ^① 39~44 ^②	321~364	35~39
	4Cr5MoV1Si 4Cr5W2VSi		364~415 ^① 340~387 ^②	39~44 ^① 37~42 ^②	302~340		
	大型锻模(高度 325~375 mm)	5CrMnSiMoV		321~364	35~39	286~321	30~35
	特大型锻模(高度 375~500 mm)	5CrNiMo		302~340	32~37	269~321	28~35
嵌镶模块 模体	小型锻模(高度 < 275 mm)	ZG50Cr 或 ZG40Cr		—	—	269~321	28~35
	中型锻模(高度 275~325 mm)	ZG45Mn2		—	—	269~321	28~35
堆焊 锻模 材料	大型锻模(高度 325~375 mm)	5Cr4Mo		302~340	32~37	—	—
	特大型锻模(高度 375~500 mm)	5Cr2MnMo		—	—	—	—
锤杆	中、小型锻锤	40Cr		241~269	—	—	—
	大型锻锤	40CrNi					

① 用于模腔浅而形状简单的锻模。

② 用于模腔深而形状复杂的锻模。

表 6.8-13 锤锻模材料及其硬度

锻模种类	锻模或零件名称	锻模材料		锻模硬度			
		主要材料	代用材料	模膛表面		燕尾部分	
				HBS	HRC	HBS	HRC
锻钢锻模	小锻模(<1 t 锤用)	5CrNiMo	5CrMnMo	387~444 ^①	42~47 ^①	321~364	35~39
	364~415 ^②			39~44 ^②			
	中小锻模(1~2 t 锤用)	5CrMnSiMoV	5Cr2NiMoVSi ^③	364~415 ^①	39~44 ^①	302~340	32~37
	中型锻模(3~5 t 锤用)			340~387 ^②	37~42 ^②		
	大型锻模(>50 t 锤用)			321~364	35~39		
校正模	302~340	32~37	269~321	28~35			
				390~460	42~47	302~340	32~37
镶块锻模	模体	ZG50Cr	ZG40Cr	硬度要求与锻钢模相同			
	镶块	5CrNiMo 5CrMnSiMoV 3Cr2W8	5CrMnMo 5CrMnSi				
铸锻钢堆焊模	模体	ZG45Mn2	—	硬度要求与锻钢模相同			
	镶块	5CrNiMo 5Cr2MnMo	—				

- ① 用于模膛浅而形状简单的锻模；
- ② 用于模膛深而形状复杂的锻模；
- ③ 模块截面<300×300 mm 时，HB 为 375~429；模块截面>300×300 mm 时，HB 为 350~388。

表 6.8-14 胎模材料及其硬度

胎模或零件名称		主要材料	代用材料	硬度 HRC
摔子 扣子 弯曲模	上、下模	45, 40Cr	—	37~41
		T7	—	40~44
	模把	20	Q235A	—
垫模套模	模套	5CrMnMo 5CrNiMo 6SiMnMoV	45, 40Cr 45Mn2	38~42
	垫模、冲头、模垫		T7, T8, 45Mn2	40~44
合模	小型	5CrMnMo	T7, T8, 40Cr, 45Mn2	40~44
	中型	5CrNiMo	40Cr, 45Mn2	40~44
	大型	6SiMnMoV	40Cr, 45Mn2	38~42
	导销	40Cr	45, T7	38~42
冲切模	热切冲头	7Cr3, 5CrMnMo	T7, T8	42~46
	热切凹模	45	T7, T8	42~46
	冷切冲头 冷切凹模	T8	T7	46~50
热态工作繁重的胎模零件(垫模、冲头、模垫、拼分镶块等)		3Cr2W8	5CrMnMo 5CrNiMo	46~50

表 6.8-15 其他类型热锻模的材料选用举例及其要求的硬度值

锻模类型或零件名称		推荐选用的材料牌号	可代用的材料牌号	要求的硬度值		
				HFS	HRC	
摩擦 压力 机 锻 模	凸模镶块	4Cr5W2VSi、4Cr5MoVSi	5CrMnMo	390~490		
	凹模镶块	3Cr2W8V、3Cr3Mo3V 35Cr3Mo3W2V	5CrMnSiMoV 5CrNiMo	390~440		
	凸、凹模镶块模体	45Cr	45	349~390		
	整体凸、凹模	5CrMnMo、5SiMnMoV	8Cr3	369~422		
	上、下压紧圈	45	40、35	349~390		
	上、下垫板和顶杆	T7	T8	369~422		
	导柱、导套	T8	T7		56~58	
热 模 锻 压 力 机 锻 模	终锻模膛镶块	5CrMnSiMoV、5CrNiMo 3Cr3Mo3V、4Cr5W2VSi	5CrMnMo 5SiMnMoV	368~415		
	顶锻模膛镶块	4Cr5MoVSi、 4Cr3W4Mo2VTiNb		352~388		
	锻件顶杆	4Cr5MoVSi、4Cr5W2VSi 3Cr2W8V	GCr15	477~555		
	顶出板、顶杆	45	40Cr	368~415		
	垫板			444~514		
	镶块固紧零件	45 40Cr	40Cr —	341~388 368~415		
平 锻 机 锻 模	整体 凸、 凹模	中、小型锻模	8Cr3	5CrNiMo	354~390	39~42
		大型锻模	5CrMnSiMoV	5CrMnMo	322~364	35~40
	凹 模 镶 块	中、小型镶块	6CrW2Si	5CrMnMo	354~390	39~42
		大型镶块	5CrMnSiMoV	5CrNiMo	322~364	35~40
		切边凹模镶块	8Cr3	5CrNiMo	364~417	40~44
		冲孔凹模镶块	5CrMnSiMoV	5CrMnMo	354~390	39~42
	凸 模 镶 块	小型镶块	8Cr3	3Cr2W8V	354~390	39~42
		大型镶块	5CrMnSiMoV	6CrW2Si	322~364	35~40
		冲头	3Cr2W8V、5Cr4W5Mo2V	8Cr3、6CrW2Si	354~390	39~42
	镶 块 模 基 体	凹模体	40Cr	40、45	322~364	35~40
		凸模座	40Cr	45		
		切边凹模体	45	—		
	凹模固定器	8Cr3		302~340	33~39	
	切刀	4Cr5W2VSi、8Cr3	5CrMnSiMoV、5CrNiMo	364~417	40~45	
	夹钳口	8Cr3		340~370	39~42	

续表 6.8-15

锻模类型或零件名称		推荐选用的材料牌号	可代用的材料牌号	要求的硬度值	
				HBS	HRC
精密锻造或高速锤锻模 (整体模或镶块组合模)		4Cr5W2VSi, 4Cr5MoVSi 4Cr5MoV1Si, 5Cr4W5Mo2V 4Cr4Mo2WVSi 4Cr3W4Mo2VTiNb 铁素体时效硬化钢 ^①	3Cr2W8V 5CrNiMo 5CrMnSiMoV		45~54
切边模	热切边凸、凹模	8Cr3, 4Cr5MoVSi 5Cr4W5Mo2V	5CrMnMo, 5CrNiMo 5CrMnSiMoV	368~415	
	冷切边凹模	Cr12MoV	T10A	444~514	
	冷切边凸模	9CrWMn, 9SiCr	9Mn2V	444~514	
冲孔模	热冲孔	凹模	8Cr3	321~368	
		凸模	8Cr3	3Cr2W8V, 6CrW2Si	368~415
	冷冲孔	凹模	T10A		56~58
		凸模	Cr12MoV	T10A	56~60
热校正模		8Cr3	5CrMnMo 5CrMnSiMoV	368~415	
冷校正模		Cr12MoV	T10A		56~60
平面精压模		T10A Cr12MoV	— Cr12		51~58
整体热精压模		3Cr2W8V 4Cr5W2Si	5CrMnMo		52~58

① 铁素体时效硬化钢 ($C \leq 0.05$, $Si < 0.05$, $Mo 16 \sim 18$, $Cr 0.8 \sim 1.0$, $V 0.50$, $Ti 0.50$, $X 10.10 \sim 0.20$) 是高速锤锻模中性能较好的一种模具材料, 使用寿命 (可达 1 000 次左右) 高于其他模具钢, 其热处理规范是: 1 220℃ 固溶处理, 750℃ 时效 10 h, 硬度值为 HRC52~53。

表 6.8-16 热挤压模的材料选用举例及其要求的硬度值

工具名称	被挤金属材料牌号	钢、钛及镍合金 (挤压温度 1 100~1 260℃)	铜及铜合金 (挤压温度 650~1 000℃)	铝、镁及其合金 (挤压温度 350~510℃)	铅、锌及其合金 (挤压温度 < 100℃)
		推荐选用的材料牌号			
挤压模	凹模 (整体模块或嵌镶模块)	4Cr5MoV1Si 4Cr5W2VSi 3Cr2W8V 4Cr4Mo2WVSi 5Cr4W5Mo2V 4Cr3W4Mo2VTiNb 高温合金 43~51HRC ^①	4Cr5MoV1Si 4Cr5W2VSi 3Cr2W8V 4Cr4Mo2WVSi 5Cr4W5Mo2V 4Cr3W4Mo2VTiNb 高温合金 40~48HRC ^①	4Cr5MoV1Si 4Cr5W2VSi 46~50HRC ^①	45 16~20HRC

续表 6.8-16

被挤金属 材料牌号		钢、钛及镍合金 (挤压温度 1 100~ 1 260℃)	铜及铜合金 (挤压温度 650~ 1 000℃)	铝、镁及其合金 (挤压温度 350~ 510℃)	铅、锌及其合金 (挤压温度 < 100℃)
工具名称		推荐选用的材料牌号			
挤 压 模	模垫	4Cr5MoV1Si 4Cr5W2VSi 42~46HRC	5CrMnMo 4Cr5MoV1Si 4Cr5W2VSi 45~48HRC	5CrMnMo 4Cr5MoV1Si 4Cr5W2VSi 48~52HRC	不用
	模座	4Cr5MoVSi 4Cr5MoVSi 42~46HRC	5CrMnMo 4Cr5MoVSi 42~46HRC	5CrMnMo 4Cr5MoVSi 44~50HRC	不用
挤 压 筒	内衬套	4Cr5MoV1Si 4Cr5W2VSi 3Cr2W8V 4Cr4Mo2WVSi 5Cr4W5Mo2V 4Cr3W4Mo2VTiNb 高温合金 400~475HB	4Cr5MoV1Si 4Cr5W2VSi 3Cr2W8V 4Cr4Mo2WVSi 5Cr4W5Mo2V 4Cr3W4Mo2VTiNb 高温合金 400~475HB	4Cr5MoV1Si 4Cr5W2VSi 400~475HB	不用
	外套筒	5CrMnMo 4Cr5MoVSi 300~350HB	5CrMnMo 4Cr5MoVSi 300~350HB		T10A (退火)
挤压垫		4Cr5MoV1Si, 4Cr5W2VSi, 3Cr2W8V 4Cr4Mo2WVSi, 5Cr4W5Mo2V 4Cr3W4Mo2VTiNb、高温合金 40~44HRC		4Cr5MoV1Si 4Cr5W2VSi 44~48HRC	不用
挤压杆		5CrMnMo, 4Cr5MoVSi, 4Cr5MoV1Si 450~500HB			5CrMnMo 450~500HB
挤压芯棒 (挤压管材用)		4Cr5MoV1Si 4Cr5W2VSi 3Cr2W8V 42~50HRC	4Cr5MoV1Si 4Cr5W2VSi 3Cr2W8V 40~48HRC	4Cr5MoV1Si 4Cr5W2VSi 48~52HRC	45 16~20HRC

① 对于复杂形状的模具，硬度比表列值应低 4~5HRC。

表 6.8-17 我国的部分挤压工模具材料选用表

挤压工具名称	材 料		要 求 硬 度 HRC	注
	选 用 的	代 用 的		
12 500 t 挤压机圆挤压筒内、中、 外套	5CrNiMo	5CrNiW, 5CrMnMo	42~48	分为三 段加工
12 500 t 挤压机扁挤压筒内套	3Cr2W8V	4Cr5MoSiV1, 5Cr2NiMoVSi	45~50	

续表 6.8-17

挤压工具名称	材 料		要 求 硬 度 HRC	注
	选 用 的	代 用 的		
12 500 t 挤压机扁挤压筒中、外套	5CrNiMo	5CrNiW, 5CrMnMo	42~48	
3 500 t~5 000 t 挤压机挤压筒	5CrNiW, 5CrNi2SiWV	5CrMnMo	43~49	
750 t~2 500 t 挤压机挤压筒内套	3Cr2W8V	5CrNiW	45~50	
750 t~2 500 t 挤压机挤压筒外套	5CrNiMo	5CrNiW	42~48	
所有扁挤压筒内套	3Cr2W8V	4Cr5MoSiV1	45~50	
500 t~2 500 t 挤压机挤压轴	3Cr2W8V	5CrNiW	45~50	
3 500 t~12 500 t 挤压机挤压轴	5CrNiMo	5CrNiW	42~48	
小挤压轴轴头	3Cr2W8V	—	48~52	
大挤压轴轴头	5CrNiW	30CrMnSiAl	40~46	
挤压轴支承器	5CrNiMo	5CrNiW	42~48	
φ130 mm 以下压挤垫片	3Cr2W8V	7Cr3	48~52	
φ130 mm 以上压挤垫片	5CrNiMo	5CrNiW	45~50	
各种模子	3Cr2W8V	ЭИ160	49~52	ЭИ160 为俄罗斯 牌号
舌型模, 平面组合模内套	3Cr2W8V	ЭИ160	48~52	
舌型模, 平面组合模外套	3Cr2W8V	ЭИ160	48~52	
模子垫	5CrNiW	5CrNi2SiWV	44~50	
模支承	5CrNiW, 5CrNiMo	6CrNi3Mo, 40CrNiMoAl	42~48	
压型嘴、模架	5CrNiMo	5CrNiW	42~48	
各种针前端	3Cr2W8V	ЭИ160	48~52	
400 t~600 t 挤压机冲头	T8	T10	35~40	
剪切冲头	7Cr3	5CrNiW	38~44	
冲头连接器	G6	—	35~40	
针支承	5CrNiW, 25CrNiW	T18, 5CrNiMo	40~45	
针后端	5CrNiMo	5CrNiW	42~48	
单一针	3Cr2W8V	5CrNiW	45~50	
导柱	Q235-A·F	—	—	
冷挤压模子	T10A, W9Cr4V, CrW5	W18Cr4V, 6W6MoCr4V	58~64	
冷挤压筒外套	5CrNiMo	3Cr2W8V	43~48	
冷挤压轴和针	T12A, 3Cr2W8V, 7Cr3, Cr12	W9Cr4V, Cr12MoV	60~62	
钛合金模子	3Cr2W8V, 4Cr4Mo2WVSi	45Cr3W3MoVSi	45~50	小模子 大模子
钛合金模子	4Cr5W2VSi	4Cr3Mo2WVSi	42~48	
钛合金挤压轴	45Cr3W3MoVSi, 5CrNiMo	5CrNiW, 4Cr5W2VSi	42~48	
钛合金挤压筒	3Cr2W8V	5CrNiW	42~48	

表 6.8-18 国外热挤压模具用材料

模具名称	钢号	工作硬度 HRC	备注
内挤压筒	5X12C	40~45	俄
	H12	42~47	英、法
	H21	40~42	英、法
凹模	3X2B8Φ	38~48	俄
	45X3B3MΦC	43~48	俄
	H11、H13、H21	43~47	美
	H26	—	美
	X20CrCoWMo1010	45~50	法
	2X8K8M6P2	48~52	俄
	X50NiCrWV1313	≤40	法
	H55X10B5M10K151-05	38~43	俄
	尼莫尼克	—	俄
	BM2	—	俄
不冷却的芯棒	5X12C	40~45	俄
	3X2B2Φ	40~45	俄
	4X5B5MΦ	40~45	俄
	4X2TCBMΦ	—	俄
水冷芯棒	H21、H26	—	英、美、法
	4X5B2ΦC	43~47	俄
	35X5BMC	43~47	俄
	4X4M2BΦC	43~47	俄
	H12	43~47	美
挤压垫	3X2B8Φ	43~48	俄
	4XB2C	43~47	俄
	H14、H21	40~44	美
挤压推杆	5X12C	40~45	俄
	H12	47~51	美

表 6.8-19 热挤压模具用高温合金的牌号和化学成分(质量分数)

牌 号		化 学 成 分 (质量分数) /%										
美 国	相当于中国牌号	C	Mn	Si	Cr	Ni	Co	Mo	Ti	Al	Fe	其 他
A-286	GH2132	0.05	1.35	0.5	15	26	—	1.25	2.0	0.2	余量	0.3V
unitemp718		0.05	0.15	0.15	18	53	—	3.0	1.0	0.5	—	5Nb
Pyrot001:A		0.04	1.2	0.5	14.5	25	—	1.5	2.2	—	55	
EX		0.05	0.2	0.2	14	42.5	4.0	6.0	3.0	1.2	28.85	
M		0.12	0.2	0.2	19	55	10	10	2.5	1.0	2.0	
V		0.04	0.25	0.25	14.5	27	—	1.25	3.0	—	53.5	0.2V
W		0.05	0.2	0.2	19.5	57.3	13	4.25	3.1	1.2	1.0	
7		0.05	—	—	19	51.5	1.0	3.0	1.0	0.6	18.6	Nb+Ta5.25
15		0.03	—	—	15	0.2	20	2.9	—	—	61.9	

表 6.8-20 美国热挤压用的工具典型材料举例

工具名称	挤铝和镁		挤铜和青铜		挤铜	
	工具材料	硬度 HRC	工具材料	硬度 HRC	工具材料	硬度 HRC
供挤压多种型材和管子的凹模	H11、H12 H13	47~51	H11、H12、H13 H14、H19、H21	42~44 34~38	H13 铸造的 H21 镶块	44~48 51~54
样块、支承块、垫枕及凹模环	H11、H12 H13	46~50	H11、H12、H13 H14、H19 因康镍合金 718	40~44 40~42 —	H11、H12、H13 H19、H21 因康镍合金 718	40~44 40~42 —
心轴	H11、H13	46~50	H11、H13	46~50	H11、H13	46~50
心轴头及镶块	T1、M2	55~60	因康镍合金 718	—	H11、H12、H13 H19、H21	40~44 45~50
里衬	H11、H12、H13	42~47	A-286、V-57	—	H11、H12、H13	42~47
压头	H11、H12、H13	40~44	H11、H12、H13	40~44	H11、H12、H13	40~44
压力腔	4140、4150、4340	35~40	4140、4150、4340	35~40	H13	35~40

表 6.8-21 英国热挤压工模具用钢材及其硬度

工模具名称	被挤压的金属或合金		
	钛合金、镍合金、钢	铜和铜合金	铝合金和镁合金
模子	CVM2, CVM3, HSM/W9A 43~51HRC	CVM2, CVM3, HSM/W9A 40~48HRC	CVM2, CVM3 46~50HRC
模垫	CVM2 或 CVM3 42~46HRC	CVM2 或 CVM3 45~48HRC	CVM2, CVM3 48~52HRC
压挤垫	PLMB ₁ 或 CVM 42~46HRC		PLMB ₁ , CVM 44~50HRC
穿孔针	CVM, CVM2, CVM3 HSM/W9A 42~51HRC	CVM, CVM2, CVM3 HSM/W9A 40~48HRC	CVM2, CVM3, HW4 48~52HRC
挤压筒	En24, En26, CV8, CVM 300~350HBS		
衬套	CVM2, CVM3, HSM/W9A 400~475HB		CVM 或 2%Cr2%NiMo 钢 400~475HB
挤压轴	CVM, CrM2 或 2%Cr2%NiMo 钢 450~500HB		CVM, CVM2 或 2%Cr2%NiMo 钢 450~500HB

表 6.8-22 日本常选挤压工模具用的部分钢种表

工具名称	所需使用硬度 HRC	现用钢种	
		一般用途	特殊用途
模子	40~50	KDA KDB	KDH1
挤压轴	47~52	KDA KDB	KDH1
挤压垫片	43~48	KDB	KDH1
穿孔针	45~50	KDA KDB	KD4
模座	42~47	KTV TDB	KDA
挤压筒内套	45~49	KDA KDB	KDH1
挤压筒外套	35~40	KTV	KD3 KD
模架	45~50	KDA KDB	KDH1
模套	49~52	KDB	马氏体时效钢

表 6.8-23 美国挤压不同合金时使用的模具钢

被挤压合金品种	挤压温度范围/℃	模具硬度要求 HRC	使用模具钢牌号
铜与铜合金	648~1 093	36~45	H21、H23、H26
镍合金	1 093~1 259	43~47	H11、H13、H21
钛合金	871~1 036	43~47	H11、H13、H21
钢	1 093~1 259	43~47	H11、H13、H21
铝合金	343~510	46~50	H12、H13
镁合金	343~426	46~50	H12、H13

表 6.8-24 国内热挤压模具用材料

模具名称	钢号	工作硬度 HRC	备注
机械式压力机及水压机 冲头	3Cr2W8V	45~50	水冷却 水冷却
	35Cr3Mo3W2V	50	
	6Cr4Mo3Ni2WV	51~53	
	5Cr4Mo3SiMnVA1	—	
	5Cr4W5Mo2V	50~55	
	5Cr4W2Mo2VSi	50~55	
	4Cr5W2VSi	43~47	
	4Cr5MoSiV1	43~47	
	3Cr3Mo2NiVNb	43~49	
机械式压力机及水压机 的凹模	3Cr2W8V	38~45	水冷却 水冷却
	35Cr3Mo3W2V	46	
	6Cr4Mo3Ni2WV	50~51	
	4Cr3Mo3W4VTiNb	50~54	
	4Cr5MoVSi	43~47	
	4Cr5MoSiV1	43~47	
	尼莫尼克合金	—	
	硬质合金	—	
钢结硬质合金	67~68		

表 6.8-25 俄罗斯用作挤压工模具(部分)的钢材选用表

工具种类	工具使用条件	钢材牌号	化学成分(质量分数)/%									钢材抗拉强度 σ_t / MPa	注	
			C	Si	Mn	Cr	V	Mo	W	Ni	Co			
挤压筒 内套	1) 一般情况下	ЭИ275	0.45	0.3	0.7	1.5	0.3						1 250~ 1 400	
	2) 高温高压条件下	ЭИ383	0.38	1.0	0.4	5.6	0.3						1 300~ 1 500	
	3) 挤压铝镁钛合金	4XB2C 或 3X2B8	0.45	0.6	0.4	1.5	0.8	0.5	8.5				1 400~ 1 600	3X2B8Φ
	4) 挤压难挤压合金时	ЭИ431	0.3	1.0	0.4	1.0	0.2		4.0				1 300~ 1 500	
	5) 立式与小型卧式挤压机上	ЭИ431	0.3	0.2	0.3	2.5	0.6		4.5				1 400~ 1 550	
挤压筒 中套	1) 一般情况下	40XГ	0.4	0.3	1.5	2.0		0.2					1 000~ 1 200	
	2) 受力较大时	ЭИ275	0.45	0.3	0.7	1.5	0.3	0.7					1 100~ 1 300	
挤压筒 外套	1) 有加热装置的挤压筒	40XГ	0.4	0.3	1.5	2.0		0.2					900~ 1 100	
	2) 受力较大时	ЭИ275	0.45	0.3	0.7	1.5	0.3	0.7					1 000~ 1 100	
	3) 高温高压条件下	ЭИ383	0.38	1.0	0.4	5.0	0.3	1.3					1 000~ 1 100	
挤压轴头	1) 一般情况	4×B2C, ЭИ383	0.45	0.6	0.4	1.5	0.8	0.5	0.5				1 400~ 1 600	
	2) 高温高压条件下	ЭИ431	0.3	0.3	0.3	2.8	0.5						1 400~ 1 600	
	3) 立式挤压机上(700℃以下)	3X2B8 3X2B8	0.3 0.3	0.2 0.2	0.3 0.3	2.5 2.5	0.4 0.3		9.0 9.0		2.0		1 400~ 1 700 1 400~ 1 700	700℃以上
挤 压 机	卧式 挤压机	1) 一般情况	5XHM	0.55	0.3	0.7	1.0	0.1	0.5		1.7		1 500~ 1 800	
		2) 高压条件下	4XHB	0.45	0.2	0.5	1.3		0.2	0.5	4.0		1 500~ 1 800	
		3) 高温高压条件下	ЭИ383	0.38	1.0	0.4	0.5	0.3	1.3	1.5			1 500~ 1 800	
		4) 高热载荷条件下	ЭИ431	0.3	0.2	0.3	2.5	0.6		4.5			1 400~ 1 600	

续表 6.8-25

工具种类	工具使用条件	钢材牌号	化学成分 (质量分数) /%									钢材抗拉强度 σ_b / MPa	注	
			C	Si	Mn	Cr	V	Mo	W	Ni	Co			
轴	立式挤压机	1) 一般情况	ЭИ431	0.45	0.2	0.5	1.3		0.2	0.5	4.0		1 500~ 1 800	
		2) 高温高压条件	ЭИ383	0.38	1.0	0.4	0.5	0.3	1.3	1.5			1 500~ 1 800	
		3) 高热负荷条件下	3X2B8	0.3	0.2	0.3	2.5	0.4		9.0			1 500~ 1 700	
		4) 最高热负荷条件下	3X2B8	0.3	0.2	0.3	2.5	0.3		9.0		2.0	1 500~ 1 700	
模子	1) 一般型棒模	ЭИ383, 4X1B2C	0.45	0.6	0.4	1.5	0.8	0.5	0.5				1 400~ 1 600	
	2) 特殊管材和型材模	ЭИ383	0.38	1.0	0.4	5.0	0.3	1.3					1 400~ 1 600	
	3) 高负荷下的型材和管材模	ЭИ431	0.32	0.3	0.3	2.8	0.5	2.8					1 300~ 1 500	
	4) 高热高压下的型材管材模	ЭИ431, 3X2B8	0.3	0.2	0.3	2.5	0.6		4.5~9				1 400~ 1 600	钛合金用 4X4M2PΦC, 3X2B8Φ
	5) 铝合金舌型模、组合模	ЭИ431	0.45	0.2	0.5	1.3	0.2	0.75					1 350~ 1 500	
	6) 高温高压下的舌型模、组合模	3X2B8	0.3	0.2	0.3	2.5	0.4		9.0				1 350~ 1 500	
穿孔针	1) φ50 mm 以上	4XB2C, 5X1B2C	0.45	1.0	0.3	1.7	0.2		2.0				1 500~ 1 700	
	2) φ50 mm 以下	ЭИ383, ЭИ431	0.38	1.0	0.4	5.0	0.3	1.3					1 500~ 1 700	
	3) 高负荷小针尖	3X2B8	0.3	0.2	0.3	2.5	0.3		9.0		2.0		1 600~ 1 700	
	4) 高温高压下使用	45X3B3MΦC 4X5B2ΦC	0.45	0.8	0.35	3.0	1.5	1.0	3.5	0.3			1 650~ 1 750	
	5) 立式挤压机	3X2B8	0.3	0.2	0.3	2.5	0.3		9.0		2.0		1 600~ 1 700	钛合金

续表 6.8-25

工具种类	工具使用条件	钢材牌号	化学成分 (质量分数) /%									钢材抗拉强度 σ_b / MPa	注
			C	Si	Mn	Cr	V	Mo	W	Ni	Co		
挤压垫片	1) 一般情况	4XB2C	0.45	0.6	0.4	1.5	0.8	0.5	0.5~2.0			1 400~ 1 600	
	2) 高负荷下	ЭИ431	0.32	0.3	0.3	2.8	0.5	2.7				1 400~ 1 600	
	3) 钛合金用	3X2B8	0.3	0.2	0.3	2.5	0.4		9.0			1 400~ 1 600	
模支承	1) 铝合金、 镁合金	ЭИ275	0.45	0.3	1.5	2.0		0.2				1 100~ 1 300	
	2) 钛合金	3X2B8	0.3	0.2	0.3	2.5	0.4		9.0			1 200~ 1 400	
模垫	1) 一般情况	ЭИ275	0.45	0.3	0.7	1.5	0.3	0.7				1 100~ 1 300	
	2) 高温高负 荷情况下	ЭИ431	0.45	0.2	0.5	1.3		0.2	0.5	4.0		1 200~ 1 500	
冲头	所有情况下		0.6	1.0	1.0							1 100~ 1 300	
针支承	1) 一般情况		0.55	0.3	0.6	0.7	0.1	0.2		1.7		1 150~ 1 300	
	2) 立式挤压 机		0.45	0.2	0.5	1.3		0.2	0.5	4.0		1 200~ 1 500	
支承环、 模架	1) 一般情况		0.4	0.3	1.5	2.0		0.3				1 100~ 1 300	
	2) 立式挤压 机		0.55	0.3	0.7	1.0	0.1	0.5		1.7		1 200~ 1 500	
支持器	1) 一般情况		0.6	1.0	1.0							850~ 950	
	2) 纵向压型 嘴式		0.45	0.2	0.5	1.3		0.2	0.5	4.0		1 300~ 1 500	

表 6.8-26 几种工模具国内外常选材料表

挤压工模具名称		要求硬度范围 HRC	材 料 选 用	选用国家	注
挤 压 筒	外 衬	44~47	5CrNiMo	中国	所有挤压机
		35~44	5CrNiW	中国	大规格
		32~39	SKT4	日本	
	中 衬	44~47	5CrNiMo, 5CrMnO	中国	
		35~44	5CrNiW	中国	
		48~50	4X5B2ΦC (ЭИ958)	俄	
		37~45	SKD61, H10	日本、美国	
	内 衬	48~52	3Cr2W8V	中国	小规格
		44~47	5CrNiMo	中国	大规格
		40~45	5XB2C	俄	
		46~50	4X5B2ΦC (ЭИ958)	俄	
		42~49	SKD, H19	日本、美国	
		40~45	H11	日本、美国	
		42~47	H12	日本、美国	
40~42	H21	日本、美国			
挤 压 轴	48~52	3Cr2W8V	中国	小规格	
	44~47	5CrNiMo	中国	大规格	
	40~45	4XB2C, 5XB2C	俄		
	42~45	35X5BMC	俄		
	45~50	SKD62, SKD61	日本、美国		
	47~51	H12	日本、美国		
挤 压 垫	45~50	3Cr2W8V	中国	小规格	
	40~45	4XB2C	中国、俄	大规格	
	44~48	45X3B3MΦC	俄		
	41~49	SKD62, H10	日本、美国		
	44~44	H14, H21	日本、美国		
模 具	平 面 模	45~52	3Cr2W8V	中国	
		42~48	5CrNiMo	中国	简单模
		43~48	45XB3MDC (ДН23)	俄	大规格
		48~52	2X8K8M6B2	俄	

续表 6.8-26

挤压工模 具名称		要求硬度范围 HRC	材 料 选 用	选用国家	注
模	组合模芯	43~47	H11, H13, H21	日本、美国	
		42~47	H12, H23, H24, H26	日本、美国	
		45~50	SKD5, H19, H20	日本、美国	
		38-43	ЭИ867А, ЭИ929М	俄	
		≤40	X50NiCrWV1313	德国	
		40~45	Stellite	英国、美国	
		42~47	A286, inco718, Nimonic90	英国、美国、德国	
模套	40~45	3X2B8Φ, 5XB2C	中国、俄		
	43~47	H11, H13	日本、美国		
模支承	35~40	5CrNiMo	中国、俄		
	40~45	3Cr2W8V	中国、俄		
	39~43	SKD61, SKD62	日本、英国		
模垫	42~48	5CrNiMo, 5CrMnMo	中国、俄		
	39~43	SKT4, SKD61	日本、美国		
支承环	42~48	5CrNiMo, 5CrMnMo	中国、俄		
	45~52	SKT4	日本、美国		
穿孔针	实心	48~52	3Cr2W8V	中国、俄	小规格
		42~48	5CrNiMo	中国、俄	大规格
	无水	40~45	H21, H26, H11, H19, H13, H12	日本、美国	
	内冷	45~54	SKD62	日本、美国	
		40~45	3X2B8Φ, 4X2B5ΦM	中国、俄	
空内心 水冷	43~47	4X5B2ΦC, 35X5BMC, H12, H13, 4X4M2BΦC	中国、俄、日本、 美国		

表 6.8-27 压铸模零件常用材料

零 件 名 称	压 铸 合 金		热 处 理 要 求		
	锌 合 金	铝、镁、铜合金	压铸锌合金	压铸铝、镁合金	压铸铜合金
型腔镶块、型芯等成型零件	3Cr ₂ W ₈ 5CrNiMo 4CrW ₂ Si	3Cr ₂ W ₈ 4Cr ₅ MoSiV	46~50HRC	48~52HRC	40~44HRC
浇道镶块、浇口套、分流 锥等浇注系统零件, 特殊要 求的推出元件	3Cr ₂ W ₈ 5CrMnMo 5CrNiMo		44~48HRC		

续表 6.8-27

零件名称	压铸合金		热处理要求		
	锌合金	铝、镁、铜合金	压铸锌合金	压铸铝、镁合金	压铸铜合金
导柱、导套等导向零件滑 块、楔紧块、斜销、弯销、 推杆、复位杆等受力零件	T8A T10A 9Mn2V		50~55HRC		
动模套板、定模套板、支 承板等结构零件	45 Q275		回火或调质 220~250HB		
模座、模脚、垫块、动、 定模底板等零件	30~45 Q235-A、Q255-A、Q275		回 火		

注：1. 表中所列材料，先列者为优先选用。

2. 成型零件热处理，也可先调质 30~35HRC，试模后，软氮化 ≥ 600 HV。

表 6.8-28 压铸模零件常用材料及热处理要求

零件名称	压铸合金			热处理要求		
	锌合金	铝、镁合金	铜合金	压铸锌合金、铝合金、镁合金	压铸铜合金	
与金属液接触的零件	型腔镶块， 型芯，滑块中 成型部位等成 形零件	4Cr5MoV1Si 3Cr2W8V (3Cr2W8) 5CrNiMo 4CrW2Si	4Cr5MoV1Si 3Cr2W8V (3Cr2W8)	3Cr2W8V (3Cr2W8) 3Cr2W5Co5MoV 4Cr3Mo3W2V 4Cr3Mo3SiV 4Cr5MoV1Si	43~47HRC (4Cr5MoV1Si) 44~48HRC (3Cr2W8V)	38~42HRC
	浇道镶块， 浇口套，分流 锥等浇注系统	4Cr5MoV1Si 3Cr2W8V (3Cr2W8)		4Cr5MoV1Si		
滑动配合零件	导柱、导套 (斜销、弯销等)	T8A (T10A)		50~55HRC		
	推杆	4Cr5MoV1Si 3Cr2W8V (3Cr2W8)		45~50HRC		
		T8A (T10A)		50~55HRC		
	复位杆	T8A (T10A)		50~55HRC		
模架结构零件	动模套板、 定模套板、支 承板、垫块、 动模底板、定 模底板、推板、 推杆固定板	45		调质 220~250HB		
		Q235-A 铸钢				

注：1. 表中所列材料，先列者为优先选用。

2. 压铸锌、镁、铝合金的成型零件经淬火后，成形面可进行软氮化或氮化处理，氮化层深度为 0.08~0.15 mm，硬度 HV ≥ 600 。

表 6.8-29 我国与国外主要工业国家钢号对照表

中国 (GB)	美国 (AISI)	俄罗斯 (ГОСТ)	日本 (JIS)	德国 (DIN)	瑞典 (ASSAB)	奥地利 (BOHLER)	英国 (B.S.)	法国 (NF)
4Cr5MoV1Si	H13	4X5M ϕ 1C	SKD61	X40CrMoV51	8407	W302	BH13	
4Cr5MoVSi	H11	4X5M ϕ C	SKD6	X38CrMoV51		W300	BH11	Z38CDV8
3Cr2W8V (YB)	H21	3X2B8 ϕ	SKD5	X30WCrV9-5	2730 (SIS)	W100	BH21	Z30WCV
4Cr3Mo3SiV	H10	3X3M3 ϕ	SKD7	X32CrMoV33	HWT-11	W321	BH10	320CV28
5CrNiMo	L6	5XHM	SKT4	55NiCrMoV6	2550 (SIS)		PMLB/1 (ESC)	55NCDV
4CrW2Si (YB)	S1	4XB2C		45WCrV7	2710		BS1	
T8A (YB)	W108	Y8A	SK6	C80W1				Y175
T10A (YB)	W110	Y10A	SK4	C105W1	1880		BW1A	Y2105
45	1045	45	S45C	C45	1650 (SIS)	C45 (ÖNORM)	060A47	XC45

注: () 为标准名称。

表 6.8-30 高速锤模具用新钢种的化学成分 (质量分数) (%)

钢种	C	Si	Mn	Cr	Mo	W	V	Ti	Nb	N
4SiMnW3Mo2VN	0.35~0.45	0.9~1.2	1.2~1.7	—	1.7~2.3	3.0~4.0	0.8~1.2	—	—	0.02~0.06
R6	0.60	0.21	0.11	3.21	4.18	5.53	1.83	0.44	0.38	—
RC	0.38	0.06	0.10	3.04	3.60	4.04	1.07	0.16	0.18	—
Mo18	0.05	—	—	1.10	16~18	—	0.60	0.59	—	—

表 6.8-31 俄罗斯高速锤模具用钢

模具名称	组别	钢号	硬度 HRC
整体凹模	1	5XHM、7X3	44~48
		4X5B2 ϕ C、4X3BM ϕ 、4X4M2B ϕ C	46~48
		40XCM ϕ 、5X2BHM ϕ	44~48
冲头镶块	1	5XHM (7X3)	44~48
		4X5B2 ϕ C、4X3BM ϕ 、4X4M2B ϕ C、40XCM ϕ 、5X2BHM ϕ	46~48
	2	3X2B8 ϕ	45~50
顶锻冲头	1、2	4X5B2 ϕ C、4X3BM ϕ 、4X4M2B ϕ C、40XCM ϕ 、5X2BHM ϕ	44~48

续表 6.8-31

模具名称	组别	钢 号	硬度 HRC
穿孔或成 型 冲 头	1	4X5B2ΦC、4X3BMΦ、4X4M2BΦC	48~51
	2	40XCMΦ、5X2BHMΦ、3X2B8Φ	45~50
顶 料 杆	1、2	4X5B2ΦC、4X3BMΦ、4X4M2BΦC、 P18、P9	48~52 62~64

注：1组——加工铝合金；

2组——加工合金钢。

第9章 模具钢渗碳和碳氮共渗

1 模具表面强化处理概述

随着科学技术的迅速发展,对某些零件的精度、硬度、表面质量的要求越来越高。因此,相应地对模具也提出了高精度、高硬度、高耐磨性和高耐腐蚀性的要求。表面强化技术不仅能提高模具表面耐磨性及其他性能,而且能使模具内部保持足够的强韧性,这对于改善模具的综合性能,节约合金元素,大幅度降低成本,充分发挥材料的潜力,以及更好地利用新材料,都是十分有效的。实践证明,表面强化处理是提高工模具质量和延长其使用寿命的重要途径。

表面强化处理按其目的和作用可分为两大类

1) 表层化学成分和组织结构改变型,以提高表面的力学性能和物化性能,如:渗碳、渗氮、硫碳共渗、渗铬、渗硼、碳氮硼三元共渗。

2) 表层物质保护型,以保证基体并有美观作用,提高模具表面的物化性能。如:渗氮、渗硫、磷化、堆焊、镀硬铬、超硬化合物沉积、电火花表面强化。这两类中所有强化方法的共同目的是提高模具表面的硬度和耐磨性,其次是提高抗腐蚀性和耐热性能。

表面强化处理按其处理温度范围,可分为低温、中温和高温处理三大类。镀铬、发黑、低温电解渗硫等属低温处理,温度小于 300°C ;渗氮、氮碳共渗、发蓝等属中温处理,处理温度在 $450\sim 600^{\circ}\text{C}$ 之间;渗铬、渗硼、渗碳、碳氮共渗、碳氮硼三元共渗、铬铝硅三元共渗、CVD和PVD处理、TD处理、电火花表面强化、堆焊等属高温处理,处理温度大于 750°C 。

表面强化处理按其原理,可分为化学热处理、表面涂覆处理和表面加工强化处理。渗碳、渗氮、渗铬和渗硼以及多元共渗属化学热处理;堆焊、镀硬铬、超硬化合物涂层属表面涂覆处理;喷丸属表面加工强化处理。

化学热处理在模具制造业中占有重要地位。它是将工件置于活性介质中加热,使预定的非金属或金属元素渗入工件的表层中,改变表面化学

成分、组织和性能的热处理工艺方法。

不同的渗入元素,赋予工件表面的性能也不一样。化学热处理的主要用途有两个方面:一是强化表面,如渗碳、渗氮、碳氮共渗、渗硼、硫氮共渗、碳氮硼共渗等,可以提高工件表面的疲劳强度、硬度和耐磨性;二是改变物理、化学性能,如渗铬、渗硅、渗硼等可以增加工件表面的抗腐蚀性,渗铝、渗铬可以增加工件表面的抗氧化性。

化学热处理从广义上来说,可以分为表面扩散渗入和表面涂覆两大类。按照表面化学成分的变化特点,扩散渗入可分为四个类别:渗入各种非金属元素;渗入各种合金元素;同时渗入金属一非金属;扩散消除杂质元素。按照渗入元素与钢中元素形成的相结构,扩散渗入型化学热处理还可分两类。第一类是渗入元素溶于溶剂元素的晶格中形成合金固溶体,如渗碳。第二类是反应扩散,此类又可分两种:其一是渗入元素与钢中元素形成有序相(金属化合物),如氮化;其二是渗入元素在溶剂元素晶格中的溶解度很小,渗入元素与钢中元素形成有序相,如渗硼。此外,按照渗入元素对钢件表面性能的影响,扩散渗入型又可分为:提高表面硬度,耐磨性和疲劳强度类,如渗碳、氮化、碳氮共渗等;提高抗咬合、抗擦伤性类,如渗硫、磷化、蒸汽处理等;提高抗腐蚀性类,如渗硅、渗铬、渗氮等;提高抗氧化、耐高温性能类,如渗铝、渗铬、渗镍等。

化学热处理的另一大类是表面涂覆(亦称表面覆盖或表面沉积等),这种化学热处理是在工件表面形成一层极薄、极硬、耐磨、热稳定性好,化学稳定性高的金属碳化物、氮化物、硼化物等覆盖层。如化学气相沉积(CVD法)TiC、物理气相沉积(PVD法)TiC、TiN、ZrC、VC、 Al_2O_3 和BN等。物理气相沉积发展较快,其方法也较多,有真空溅射沉积、等离子法和离子沉积法。离子沉积法中又有离子镀(I.P法)、高频离子镀(R.F.I.P法)、活性反应蒸镀(A.R.E法)、空心阴极蒸镀(H.C.D法)等。

此外,也可用液体法(如盐浴法、电泳法)和固体法(如粉末装箱法、涂膏剂法)在工件表面形成碳化物、氮化物、硼化物等涂层。

经过化学热处理的工件,其表面和心部具有不同的化学成分、组织和性能,实际上成了一种新的复合材料构件,不仅可以节约贵重金属材料,而且对于承受各种交变载荷、各种介质腐蚀、磨损以及高温等特殊条件下工作的零件,采用化学热处理具有极大的经济价值,在国内外普遍受到重视。众所周知,模具在使用过程中承受着各种形式的复杂应力,其表面更是处于恶劣的服役条件,模具的失效和破坏,往往发生在表面

或由表面开始。模具表面性能的优劣将直接影响模具的使用和寿命。

模具表面强化处理的目的是赋予基体表面所不具备的性能,或是进一步提高其固有的性能。这些性能主要是表面的耐磨性、抗咬合性、抗冲击性、抗热粘附性、抗冷热疲劳性及抗腐蚀性等。

几乎所有的表面处理和表面强化处理方法均在模具表面处理中得到应用。

有关模具表面强化处理的使用性能和应用举例见表6.9-1、表6.9-2和6.9-3分别为模具表面强化处理的性能与钢种和热处理间的关系。

表 6.9-1 工模具部分表面强化处理工艺使用性能及应用举例

处理工艺	使用性能	应用举例
渗碳	提高硬度(达62~68HRC)、耐磨性和耐疲劳性	挤压轴、穿孔工具、冷挤模
渗氮	提高硬度(950HV以上)、耐磨性、抗粘附性、热硬性耐疲劳性及抗蚀性。但生产周期长,表面有白色的脆性层	挤压工具、冷挤模等
离子渗氮	可消除表面白色的脆性层,其耐磨性、耐疲劳性和变形均优于氮化处理	挤压模、穿孔针、挤压工具
渗铬	提高表面硬度、耐磨性、抗粘附性、抗氧化性、抗蚀性	拉深模、挤压模工作带和挤压工具表面
渗硼	具有极好的表面硬度、耐磨性、抗粘附性、抗氧化性热硬性和良好的抗蚀性	拉深模、挤压模
碳氮共渗	比渗碳和氮化有更高的硬度、耐磨性和耐疲劳性热硬性、热强性,且生产周期短	成形模、冷挤模热挤模和模架等
氮碳共渗	提高硬度(600HV以上)、耐磨性、抗粘附性、抗蚀性和耐热疲劳性	冷挤模、拉深模、窄缝、挤压模穿孔针
碳氮硼三元共渗	提高硬度、强度、耐磨性、耐疲劳性和抗蚀性	挤压模、冲头针尖
镀硬铬	降低表面粗糙度,提高表面硬度、耐磨性及抗蚀性	热挤压模、拉深模等
TiC相沉积	减少摩擦系数,提高硬度(3800HV以上)、耐磨、耐蚀性	冷挤模拉深模等
盐浴覆层(TD处理)	提高硬度、耐磨性、抗粘附性、耐热疲劳性、抗蚀性及抗氧化性等	挤压模
钴基合金堆焊	提高硬度、耐磨性及热硬性	挤压模冲头芯杆针尖
电火花表面强化	提高硬度、强度、耐磨性、耐疲劳性及抗蚀性	热挤模、冷挤模
喷丸处理	提高硬度、强度、耐磨性、耐热疲劳性及抗蚀性	热挤模、冲头针尖

表 6.9-2 表面强化处理的模具的性能与钢种的关系

工模具性能 表面强化处理类型	表面硬度	耐磨性	抗粘附性	冲击韧性	耐冲击 剥落性	抗变形 开裂性	耐热 疲劳性	基体硬度
镀 铬	×	×	✓	○	✓	✓	○	×
渗 硫	×	×	×	○	×	×	○	×
渗氮、氮碳共渗	○	✓	✓	○	✓	×	○	✓
TiC 沉积处理	×	×	×	○	×	×	○	×
TD 法	×	×	×	○	×	×	○	×

注：○—有显著影响 ✓—有相当影响 ×—稍有影响 ×—几乎没有影响。

表 6.9-3 表面强化处理模具的性能与热处理间的关系

工模具性能 表面强化处理类型	表面硬度	耐磨性	抗粘附性	冲击韧性	耐冲击 剥落性	抗变形 开裂性	耐热 疲劳性	基体硬度
镀 铬	×	×	×	○	✓	○	✓	○
渗 硫	×	×	×	○	✓	○	✓	○
渗氮、氮碳共渗	×	×	×	○	✓	○	✓	○
TiC 沉积	×	×	×	○	✓	○	✓	○
TD 法	×	×	×	○	✓	○	✓	○

注：○—有显著影响 ✓—有相当影响 ×—稍有影响 ×—几乎没有影响。

2 模具钢渗碳

2.1 模具钢渗碳的目的

渗碳是目前模具制造业中应用很广泛的一种化学热处理方法。常规渗碳就是把用低碳钢或低碳合金钢制的工件置于富碳的活性介质中，加热到 850~950℃ 保温数小时，使渗碳介质在工件表面上产生活性碳原子，经过表面吸收和扩散而渗入工件的表层，从而使表层的含碳量达到 0.8% 以上的热处理工艺。渗碳后再通过淬火和低温回火处理，借以提高工件表面的硬度、耐磨性和疲劳强度，同时在心部又能保持一定的强度和良好的韧性。

通过渗碳及其随后的热处理，可使模具获得优良的综合机械性能，采用这种工艺的主要优点是：既可提高模具的使用寿命，又能节约贵重的钢材。目前在模具制造业中，对于表面要求耐磨性、抗疲劳强度高，而心部又要求有较高强度和韧性的零件大都是采用低碳钢或低碳合金钢加工成形后，进行渗碳、淬火和低温回火的工艺方法

制造的。

但模具钢渗碳同常规渗碳和碳氮共渗所用钢的化学成分有一定差异。常规渗碳或碳氮共渗所采用的温度范围分别为 900~950℃ 和 850~880℃，一般低碳渗碳钢中的铁素体和珠光体基本都溶于奥氏体中，奥氏体的化学成分比较均匀，渗层相组成受相律制约。当表层奥氏体中碳量足够高时，碳化物形核所需的功很大，成核率低，而碳原子的扩散速度却很快，因此渗层表面常形成大块状或层状碳化物。中高碳合金钢渗碳或碳氮共渗时，奥氏体中碳含量极不均匀，很容易形核，甚至一般都残存着大小不等的碳化物，这些碳化物周围的奥氏体有着不同的平衡碳含量，即，小颗粒碳化物周围有较高的平衡碳含量，大颗粒碳化物周围有较低的平衡碳含量。在外界碳原子的不断供应下，大小碳化物颗粒四周的碳含量都可得到补充，碳化物颗粒尺寸长大，其四周的平衡碳含量下降。当碳化物颗粒尺寸达到一定值时，如奥氏体的平衡碳含量低于饱和碳含量时，奥氏体仍可继续从外界吸收碳原子，增碳后的奥氏体继续向碳化物供碳。碳化物颗粒愈

大,奥氏体平衡碳含量愈低,碳原子的扩散速度就愈快。因此,随着时间的继续,渗碳速度加快。另外,高合金工模具钢中残存的碳化物均匀而细小,减少了碳原子的扩散距离。因此,渗层表面会出现大量分散度很高的碳化物。总的来说,奥氏体中碳含量愈不均匀,处理时碳化物形核率愈高,处理后渗层中碳化物颗粒愈多,而且愈均匀、细小。

任何形状不规则的碳化物都会引起四周碳含量的不均匀,促使碳原子供应速度上出现差异,导致碳化物曲率半径的均匀化。因此,渗碳或碳氮共渗过程也是碳化物形状圆整化的过程。所以,高中碳合金钢渗碳或碳氮共渗后可以获得密集分布、形状圆整、均匀而细小的碳化物渗层,渗层中的碳化物量有时可高达50%。

高合金钢工模具可以采用常规渗碳和碳氮共渗工艺,甚至可以进行高温渗碳。因为高温奥氏体化时,高合金钢中仍能残留较多难溶的弥散碳化物。高碳低合金钢工模具中一般只有 M_3C 或 $M_{23}C_6$ 型碳化物,奥氏体化后这类碳化物容易溶解,因此宜选取较低温度渗碳和碳氮共渗,尤以低温碳氮共渗为佳。一旦奥氏体化后,钢中碳化物全部溶解并均匀化,渗后的渗层中就不可能获得弥散而均匀的碳化物密集层。

基体钢是一种强韧兼备的新模具钢系列,可以取代莱氏体钢制作重载冷作模具,但其表面耐磨性仍感到不足,表层浅层渗碳或碳氮共渗则可以获得碳化物密集而均匀的渗层,以提高表面耐磨性能。

高速钢W18Cr4V可在550℃低温下进行固体渗碳,以提高高速钢淬火、回火后的硬度及红硬性,但抗弯强度和冲击性能稍有降低。低温渗碳再加上淬火后的深冷处理(-196℃),可以在硬度、强韧性几乎都不变的基础上提高高速钢的红硬性。

由高速钢(W18Cr4V)制作的大型精密铣刀在高温(940~1100℃)低浓度气体深层碳氮共渗,表面碳的质量分数可达1.2%~1.6%,氮的质量分数可达0.1%~0.2%。渗后在1130~1240℃低温区(正常淬火加热温度为1260~1280℃)加热淬火,560℃回火5次,硬度可达66~69HRC。

2.2 渗碳工艺的主要特点

渗碳工艺能成为模具表面强化的重要手段,并在生产中获得广泛的应用,这是因为它具有以下特点:

渗碳与氮化相比,具有渗入速度快、工艺时间短;虽然渗层硬度稍低,但脆性小;渗层厚且大,可承受更大的挤压应力;渗层硬度梯度小,不易产生剥落;心部强度较高,有更大的承载能力;成本低,经济效益高等优点。

渗碳与碳氮共渗相比,虽然渗层硬度略低,但渗层厚度远大于碳氮共层(一般小于0.8mm);如果将共渗温度提高到900℃以上,虽然渗层厚度可以增加,但氮原子渗入极少,实为渗碳。由于渗碳的渗层厚,较碳氮共渗层具有更高的承载能力和抗挤压的能力。

渗碳与高频表面淬火强化相比,具有表面硬度较高,耐磨性好;心部强度、硬度较高,抗挤压、抗弯疲劳强度好;不受工件形状复杂程度和批量大小的限制;工件处理后性能的均一性好等优点。

其他的化学热处理渗层,如渗硼、渗金属和气相沉积TiC、TiN等,其渗层深度比渗碳层更薄,浓度梯度更大,无论是承受重大载荷的能力,还是抵抗表层脆性剥落的能力都远不及渗碳层。此外,渗硫、氧氮化处理等除耐磨性有所改善外,其他性能也较渗碳处理的差一些。

应当强调指出的是,目前我国普遍采用的气体渗碳工艺具有比其他各种化学热处理设备简单、工艺操作容易、成本低的突出优点。

2.3 渗碳的主要技术要求

对渗碳层的主要技术要求是渗层的含碳浓度、浓度梯度和渗层的深度。这些要求是决定渗层组织和性能的关键,对渗碳工件的使用寿命影响很大。

渗碳层的平均碳浓度一般取0.7%~1.05%较适宜。低碳钢渗碳取上限0.9%~1.05%;铬镍合金钢渗碳取下限0.7%~0.8%;其他合金钢渗碳常取0.8%~0.9%。如果工件特别要求耐磨,应取上限;既要求有一定的耐磨性,又希望有较好的强韧性,应取下限。渗层碳浓度过低或过高都是不利的,含碳量低于0.7%,硬度和

耐磨性太低；含碳量高于1.05%，渗层中易于出现大块或网状渗碳体，导致脆性剥落和疲劳强度下降。对铬镍钢渗碳层还会引起较多的残余奥氏体，使强度、硬度下降，尺寸稳定性变差。

渗碳层的深度可根据模具承受载荷的情况及工件的尺寸大小来选定。渗层太浅，易于产生压陷和剥落；渗层过厚，工艺时间长，不经济，而且淬火后表层的压应力下降，不能提高表面的疲劳强度。

渗碳层的碳浓度梯度从表及里应平缓地下降，使淬火后硬度变化的梯度减小，有利于渗层和心部的牢固结合，减少渗层的剥落。为此，对某些工件还规定：过共析层+共析层的深度应为总渗碳深度的50%~75%。

2.4 渗碳钢的原始含碳量对渗层的影响

渗碳钢中的原始含碳量除了对渗碳件心部组织和性能有较大的影响外，对渗层的形成和组织、性能也有显著的影响。原始含碳量越高，渗碳时的表面层浓度梯度越小，根据费克第一定律得知，由于 dc/dx 值变小，碳在钢中的扩散深度减小。同时，渗入速度也会降低，在其他工艺条件相同的情况下，原始含碳量越高的钢，所得到的渗层也就越浅。图6.9-1表示钢中的原始含碳量对渗层中碳浓度梯度的影响。图中曲线1表明原始含碳量高的钢，渗层碳浓度梯度较平缓；而曲线4是原始含碳量较低的钢，渗层碳浓度梯度也较大。

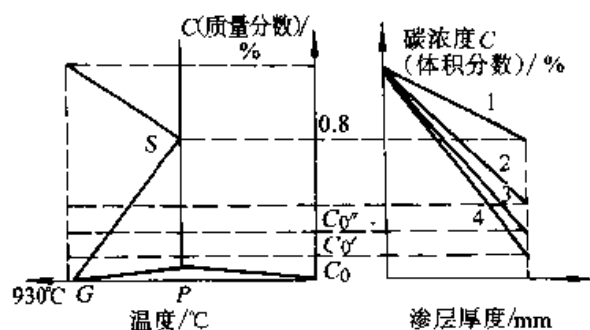


图 6.9-1 钢中的原始含碳量对渗层浓度梯度的影响

由此可见，从提高渗碳速度来看，原始含碳量越低，渗入速度越高。但是，原始含碳量也不能过低，否则，渗碳件中心部分的组织和性能达不到设计要求；太高又会出现韧性不足的问题。

综上所述，渗碳钢的原始含碳量定为0.10%~0.30%范围比较适宜。

2.5 渗碳钢中的合金元素对渗层形成的影响

碳化物形成元素如Ti、Nb、V、W、Mo、Cr、Mn等和碳的亲合力较强，它们在渗碳过程中，形成合金碳化物，使奥氏体的含碳量下降，促进工件表面吸收更多的活性碳原子，使表面含碳量增加。而非碳化物形成元素，与碳的亲合力较差，降低了工件表面吸收活性碳原子的能力，因而会降低表面含碳量。图6.9-2表示了合金元素对渗层表面含碳量的影响。

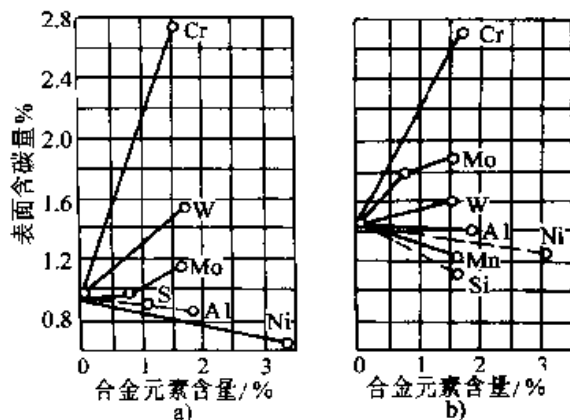


图 6.9-2 合金元素对渗层表面含碳量的影响
(渗碳剂：木炭+碳酸钡)
a) 830~850°C，渗碳60h
b) 900~920°C，渗碳60h

强碳化物形成元素Cr、Mo、Ti、W等提高了碳在奥氏体中扩散的激活能，降低了碳在奥氏体中的扩散系数，因而减小了渗入速度。Si、Al、Mn等合金元素对碳的扩散激活能影响不大。Si、Al稍能降低碳的扩散系数。Ni、Co稍能提高碳的扩散系数。Mo的含量<0.4%时，增加其含量能显著提高扩散系数；Mo的含量>0.4%时，增加其含量扩散系数急剧下降。图6.9-3表示合金元素对碳在奥氏体中扩散激活能的影响。图6.9-4表示合金元素对碳在奥氏体中扩散系数的影响。图6.9-5表示合金元素对渗层深度的影响。

综上所述，Ni、Co等非碳化物形成元素使渗层碳浓度下降；Cr、Ti、W、Mo(含量<0.4%)等碳化物形成元素使渗层碳浓度增加。对渗层深度的影响应综合考虑，一般Cr、Mn、Mo稍能

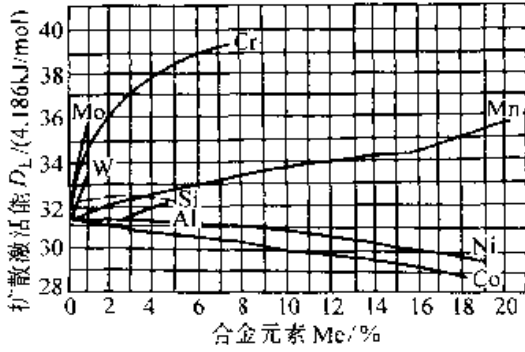


图 6.9-3 合金元素对碳在奥氏体中扩散激活能的影响

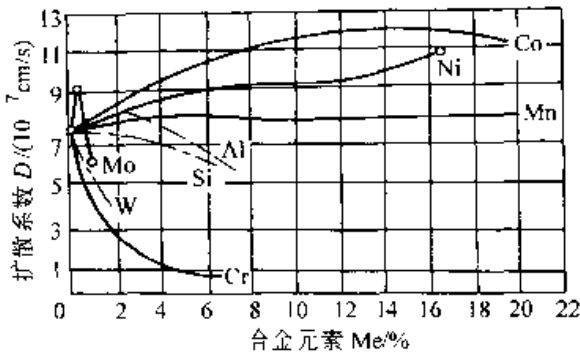


图 6.9-4 合金元素对碳在奥氏体中扩散系数的影响

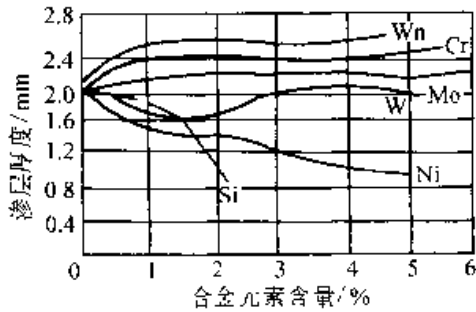


图 6.9-5 合金元素对渗碳层厚度的影响

增加渗层深度；W、Ni 均能稍降低渗层深度；Si 含量大于 1% 时，能明显降低渗层深度。

2.6 合金元素对渗碳钢工艺性能的影响

含有 Ti、V、Nb、Mo、W 等强碳化物形成元素的合金渗碳钢，由于这些元素能形成难以溶解的合金碳化物，所以有效地阻止了奥氏体晶粒合并长大。从而有可能提高渗碳温度，加快渗入速度，缩短渗碳时间；同时，也能使碳浓度梯度趋向平缓。此外，渗碳后可直接淬火，可不必正火或双重淬火，简化了热处理工艺。变形和开裂的倾向也很小。Ti、V 细化晶粒的效果最显著，含 Ti、V 的渗碳钢有时在 1 000℃ 下渗碳，晶粒也不会长大。但是 Mn 和含量大于 0.005% 的 B

元素，会促使晶粒长大，所以这两种元素往往要和 Ti、V 配合使用。

Mn、Cr、Ni、Mo、W、Ti、V、B 等合金元素均能使奥氏体冷却的转变速度减慢，大大提高钢的淬透性，可以用油冷甚至空冷淬火，淬火变形小。不仅表面硬度高，而且心部的强韧性也很好。

合金元素都不同程度地增加了钢的回火稳定性。这对于碳不易从马氏体中析出、保持过饱和和强化作用，以及所析出的碳化物不易集聚，保持细小均匀分布状态的弥散强化作用，使钢具有高的强韧性是十分重要的。因此，经渗碳、淬火及低温回火后，合金渗碳钢比碳钢的性能要好得多。但是能增加表面含碳量、又能降低马氏体点的元素都会增加渗层中的残余奥氏体量和残余奥氏体的稳定性。而渗层中的残余奥氏体量较多时，会使渗层硬度下降，耐磨性变差，而尺寸也不稳定。因此，往往不得不进行减少残余奥氏体量的冰冷处理。

综上所述，合金元素通过抑制奥氏体晶粒长大、提高淬透性和增加回火稳定性，改善了渗碳钢的工艺性能，增进了渗碳处理的效果。

2.7 渗碳的主要工艺参数

影响渗碳质量和生产效率的主要工艺参数有渗碳温度、保温时间和炉内气氛的压力。

2.7.1 渗碳温度

在渗碳介质、渗碳时间相同的条件下，渗碳温度越高，表面碳浓度也越高，渗入速度增大，渗层的碳浓度和厚度也随之增加，而且渗层中碳的浓度梯度变化较平缓；如果温度太低，效果则相反。其主要原因是：

提高渗碳温度，可以显著地提高扩散系数。从阿累尼乌斯经验公式可知，在渗碳过程中，可将 D_0 、 E_D 、 R 看作常量，则扩散系数 (D) 是温度 (T) 的指数函数。当渗碳温度从 920℃ 升高到 1 000℃ 时，扩散系数可提高 1.7 倍以上。所以提高渗碳温度能提高渗速，缩短渗碳时间，如获得 1.5 mm 的渗层，930℃ 需 7 h，而 1 000℃ 只需 3 h；反之，如果渗碳时间相同，则其渗层深度也必定增大。此外，由于温度越高，碳原子从表面向内部的扩散迁移速度也越高，因而从表及里的碳浓度梯度就必定趋于平缓。

随着渗碳温度的提高，Fe原子自扩散加剧，使钢件表面脱位原子和空穴数增多，更有利于表面吸收和溶解碳原子。同时，温度升高也增加了奥氏体对碳的溶解度。此外，提高渗碳温度还能降低合金碳化物的稳定性，使碳化物溶解到奥氏体中，碳原子从碳化物中解脱出来成为自由状态，有利于扩散和增加奥氏体的溶碳能力。由此可见，提高渗碳温度，不仅能提高渗速、增加渗层深度、减缓浓度梯度的变化，而且也能提高渗层的碳浓度。图6.9-6是用Fe-C状态图来说明渗碳温度对渗层的影响。图6.9-7说明了渗碳温度对渗层厚度及浓度梯度的影响。

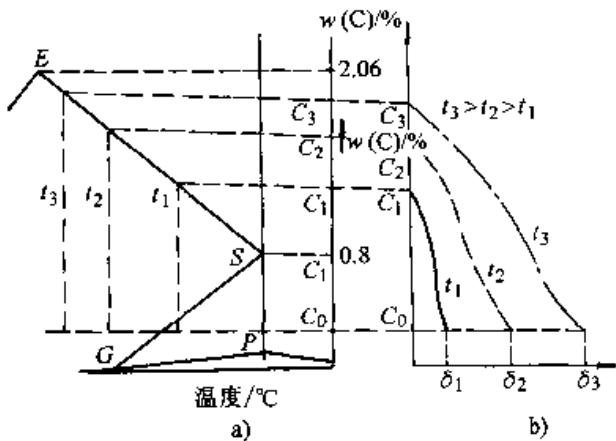


图6.9-6 用Fe-C状态图说明温度对渗层的影响
a) Fe-C状态图部分 b) 渗层浓度、浓度梯度、
渗层厚度与温度的关系

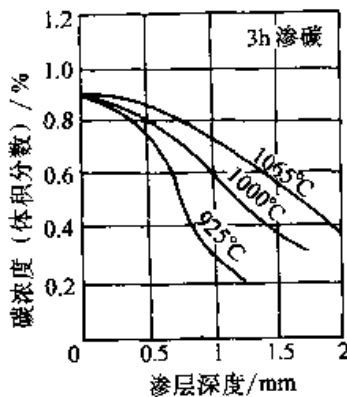


图6.9-7 温度对渗层厚度及浓度梯度的影响

2.7.2 保温时间

渗碳的保温时间主要取决于所要求的渗层深度，延长保温时间可使渗层深度增加。但是，当渗层达到一定厚度以后，再延长时间，其厚度的增加速率也逐渐减缓，效果不太明显。

在某一渗碳温度下，渗碳速度随着时间的增加而减小，这是由于渗层中碳浓度梯度减小的缘

故，渗碳开始时渗层中碳的浓度梯度较大，扩散进行快，渗层深度增加的速率大。经过一段时间后，渗层的碳浓度提高了，浓度梯度也小了，碳在钢中的扩散也慢了。因此，再延长对增加渗层深度的作用就不如初期那样明显。

2.7.3 炉内气氛的压力

炉内气氛的压力大小对炉内渗碳介质所产生的各种化学反应速度有较大的影响，并直接影响着分解、吸收过程的进行，如炉内压力低，有利于炉气中的饱和烃 C_nH_{2n+2} 和不饱和烃 C_nH_{2n} 的分解，产生出的活性碳原子多，炉气碳势高，可以促进渗碳的进行。但是，当活性碳原子多到不能被工件表面完全吸收和扩散渗入时，它们又会在工件表面聚集形成碳黑，对渗碳起着阻碍作用。所以炉内压力也不能过低。

此外，炉内压力太低，有时会使某些化学反应朝着不利的方向进行，如 CO_2 气与活性碳原子相互作用形成 CO 气，反而抑制了 CO 气分解出活性碳原子；同时 CO_2 气也会与钢中的 Fe_3C 作用而造成脱碳。在这种情况下，降低炉内压力，就不利于渗碳的吸收和溶解过程的进行，对渗碳造成不利的影晌。特别是炉压过低，炉内废气难于排出，而且空气易于侵入炉内，使炉气成分发生变化，空气中的 O_2 、 H_2O 、 CO_2 等对渗碳都会造成不利影晌。所以炉压过低也有多种弊端。

根据以上分析，综合各方面的影响因素，并总结生产的实践经验，气体渗碳的炉内压力不能过高，否则不利于渗剂的分解，活性碳原子不足，碳势低，渗入速度小，渗碳时间长；炉内压力也不能过低，否则会侵入氧化性气氛，也会降低碳势，减慢渗入速度，甚至产生内氧化，使渗层质量恶化。因此，一般是使炉内维持一定的正压，通常在 $200 \sim 600 Pa$ 范围内，可根据渗碳的不同阶段进行适当调节。

2.8 渗碳工艺

渗碳工艺的类型很多，常用的主要类型可分为：固体渗碳、液体渗碳、气体渗碳和特殊渗碳。固体渗碳在固态介质中进行，将工件埋入装有粒状渗碳剂的铁箱中或在工件表面上涂一层渗碳膏剂，然后装入炉子中加热渗碳；液体渗碳是将工件直接放入能分解出活性碳原子的盐液中加

热渗碳,近年来推广发展了不用氰盐的无毒液体渗碳,使这种渗碳工艺有了新的生机;气体渗碳在气体介质中进行,可在天然气、石油裂化气和吸热式、氨基可控气氛中渗碳,也可在滴注液体渗碳剂的分解气体中渗碳;特殊渗碳通常在特定的物理条件下进行,目前在国内外获得应用的有:高频电场中加热渗碳、真空条件下的真空渗碳、离子轰击条件下的离子渗碳、电解放电条件下的电解渗碳、流动粒子状态下的流态床渗碳等。

模具钢渗碳主要采用气体渗碳、固体渗碳和液体渗碳三种化学热处理工艺。

2.8.1 气体渗碳

根据渗碳气体的气源不同可将其分为两大类:一类是滴注式气体渗碳;另一类是可控气体渗碳。滴注式气体渗碳是将碳氢化合物或含氧的碳氢化合物有机溶剂直接滴注到渗碳炉中,以金属坩埚或炉罐的内壁和零件为触媒剂,在高温下分解出渗碳气氛而进行渗碳的工艺方法。可控气体渗碳是通过气体发生器制备出适合于渗碳用的可控气体,如吸热式可控气体、氨基可控气体等,然后再将这类可控气体通入渗碳炉中进行渗碳的工艺方法。前者具有设备较简单、投资小、操作方便、简便易行、很适合于中、小批周期作业生产等优点。相比之下,后者的配套设备较复杂、投资大、操作控制难度大、主要用于大批量的连续作业生产,目前国内只有少数工厂采用。

根据生产的作业方式不同,可将其分为周期作业气体渗碳和连续作业气体渗碳两类。此外,还可根据工艺操作的方法不同,将气体渗碳分为一段式和分段式。

常用的气体渗碳剂可分为液体渗剂和气体渗剂两大类。液体渗剂有煤油、苯和甲苯、甲醇、

乙醇、异丙醇、乙醚、丙酮、乙酸乙酯、醋酸甲酯等有机溶剂;气体渗剂有天然气、液化石油气、吸热式气体、氨基气体等。

煤油是由多种饱和烃($C_{11}H_{2n+2}$)、不饱和烃(C_nH_{2n})混合组成的,烃分子中的碳原子数为11~17。煤油渗碳的优点是渗碳能力强,供应方便,成本较低;缺点是杂质较多,成分不稳定,易于产生碳黑和结焦,工艺稳定性差。

苯和甲苯、二甲苯是一种芳香烃,其分子式为 C_6H_6 ,高温下可分解为氢气和活性碳原子,也可和炉内的空气发生反应生成一氧化碳气等。苯类有机溶剂用作气体渗碳的特性与煤油相近,但苯类是有毒液体,价格也比煤油高。

天然气含有90%以上的甲烷,其余为少量的乙烷、丙烷、丁烷、二氧化碳、氮、氧及水分等。天然气的渗碳能力极强,易于形成大量的碳黑,常需要配备适量的稀释气体混合使用。

液化石油气含丙烷、丁烷的量常达85%以上。用于热处理的液化石油气,不饱和烃含量应小于5%,含硫量应控制在190~230 mg/m³以下。这种气体的渗碳特性与天然气相近,也需要与适量的稀释气体混合使用。

近年来,在滴注式气体渗碳中较多的是使用具有一定碳氧比和碳当量的有机溶剂。碳氧比越大,分解后形成的活性碳原子越多,渗碳能力也越强。碳当量是指产生1 mol的碳(即12 g碳)所需的物质质量。碳当量越大,渗碳能力越弱;反之,渗碳能力越强。丙酮、异丙醇、乙酸乙酯、乙醇、甲醇的渗碳能力依次减弱。甲醇的碳氧比等于1,常作为稀释剂使用。

表6.9-4是常用的有机溶剂的碳氧比与碳当量。表6.9-5是常用的有机溶剂在不同温度下的分解产物。

表 6.9-4 常用有机溶剂的碳氧比与碳当量

名称	分子式	高温下热分解反应式	碳氧比	碳当量	分子量	用途
甲 醇	CH ₃ OH	CH ₃ OH→CO+2H ₂	1		32	稀释剂
乙 醇	C ₂ H ₅ OH	C ₂ H ₅ OH→[C]+CO+3H ₂	2	46	46	渗碳剂
异丙醇	C ₃ H ₇ OH	C ₃ H ₇ OH→2[C]+CO+4H ₂	3	30	60	强渗剂
乙 醚	C ₂ H ₅ (OC ₂ H ₅)	C ₂ H ₅ OC ₂ H ₅ →3[C]+CO+5H ₂	4	24.7	74	强渗剂
丙 酮	CH ₃ COCH ₃	CH ₃ COCH ₃ →2[C]+CO+3H ₂	3	29	58	强渗剂
乙酸乙酯	CH ₃ COOC ₂ H ₅	CH ₃ COOC ₂ H ₅ →2[C]+2CO+4H ₂	2	44	88	渗碳剂

表 6.9-5 常用有机溶剂在不同温度下的分解产物

名称	温度/ ℃	分解产物的成分 (质量分数) /%						C/O
		CO ₂	CO	H ₂	CH ₄	C _m H _n	O ₂ +N ₂	
甲 醇	950	0.2	32.4	66.2	0.60	0.60	1/1=1	
	850	0.6	31.4	64.8	1.74	1.44		
	750	1.8	29.5	61.4	3.37	3.93		
乙 醇	950	1.0	30.7	53.7	11.7	0.30	2/1=2	
	850	1.5	29.3	49.3	13.6	0.70		
	750	1.7	26.2	49.8	14.2	0.90		
异丙醇	950	0.8	28.2	47.8	18.5	3.2	3/1=3	
	850	1.0	24.5	44.3	20.8	7.3		
	750	1.5	21.6	40.5	22.6	8.8		
醋酸甲酯	950	1.5	46.6	38.2	10.3	0.3	3/2=1.5	
	850	2.5	41.3	35.2	13.3	0.4		
	750	3.1	40.5	33.8	14.2	0.6		
煤油	925	0.4~2.2	1.2~4.6	37~46	40~56	1~2	0.4~0.8	
	800	0.4~1.2	0.2~1.8	19~26	38.4~47.3	20~29	0.4~7.3	
苯	925	1.4	15.9	62.1	10.3	1.2	8.1	

对以上渗碳溶剂的选用，最好是将两种配合使用，一种是渗碳能力强的，高温分解后形成渗碳气体；另一种是渗碳能力弱的，高温分解后形成稀释气体。这样配合使用，往往可以得到碳黑少、渗速快、碳势易于调节、渗碳质量高的良好效果。

正确选用渗剂应考虑以下因素：

渗碳能力要强。有机溶剂的碳氧比应大于1，碳当量要小，只有这样才能消耗较少的渗剂而产生大量的活性碳原子，保证充足的渗碳能力。

有害杂质要少。有害杂质易于造成炉气成分不稳定，使碳势控制困难。特别是含硫量过多，易于破坏防渗的镀铜层、腐蚀炉罐和夹具，硫渗入工件表面会使渗层碳浓度下降。

形成碳黑、结焦的倾向小。不饱和和碳氢化合物的含量应尽可能限制在最低限度，因为这类组分是形成碳黑、结焦的主要物质，对渗入速度、渗层的均匀性和渗后的清理都有不利的影响。

具有好的安全性和经济性。必须充分注意渗剂使用、储存及运输的安全性，应无毒性 and 不易爆炸。同时要考虑供应方便，来源充足，价格便宜，经济实用。

图 6.9-8 对 20CrMnMo 采用滴注式可控气氛渗碳的工艺曲线图。20CrMnMo 经过这种工艺渗碳后，渗层深度可达 1.75 mm，表面碳浓度为 0.8%，淬火和低温回火后表面硬度可达 60~62HRC，渗层中基本消除了网状碳化物，磨削加工裂纹也基本得到克服。

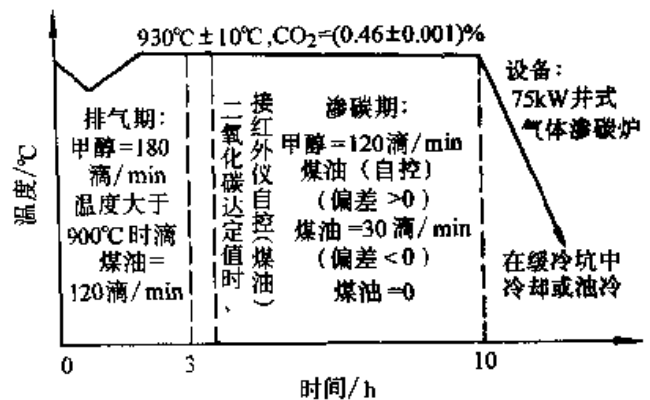
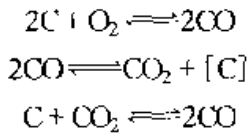


图 6.9-8 20CrMnMo 主动齿轮滴注式可控气氛渗碳工艺曲线图

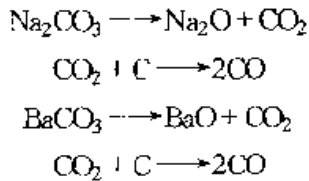
2.8.2 固体渗碳

所谓固体渗碳就是将工件埋放在装满了固体渗碳剂的渗碳箱中并把箱口密封起来，然后装入炉内进行加热渗碳的一种工艺方法。在渗碳温度 (930℃ ± 10℃) 下，渗碳箱内空气中的氧与渗剂

中的碳发生化学反应生成 CO，而 CO 又与工件表面发生反应产生出 CO₂ 和活性碳原子。其中，CO₂ 随后又与渗剂中的碳反应生成 CO，而活性碳原子将渗入工件的表面形成渗碳层。



从以上反应过程可知，固体渗碳实际上是以 CO 为渗碳气氛的一种“气体”渗碳。CO 的渗碳能力不强，要维持渗碳所需的活性碳原子，必须产生充足的 CO。为此，在固体渗碳剂中需要添加能加速 CO 形成的催渗剂，例如，加入一定数量的碳酸盐，便能提高渗剂的活性和增加 CO 的浓度，达到提高渗碳速度的目的。它们的反应是：



以上反应说明催渗剂 Na₂CO₃、BaCO₃ 等在高温下分解出 CO₂，这些 CO₂ 又与渗剂中的碳反应而生成 CO。上述反应在渗碳过程中反复进行，不断产生 CO 和分解出活性碳原子，从而使渗碳过程连续顺利地进行。

固体渗碳工艺是一种最古老的渗碳方法。它的主要优点是：设备简单、适应性大，对渗碳任务不多而又无专门渗碳设备的中、小工厂非常适用；渗剂来源丰富，生产成本较低；操作简便，技术难度不大。它的主要缺点是：劳动强度大；渗剂粉尘污染环境；渗碳箱透热时间长，渗碳速度慢，生产效率不高；渗碳质量不易控制；难以提高机械化、自动化程度。

尽管固体渗碳方法比较落后，但仍然在继续使用。它的发展趋势是：提高渗碳温度，国外已有 980~1 050℃ 的固体渗碳方法；不断改进固体渗碳剂，增加催渗作用。这些改进措施的目的在于缩短固体渗碳的周期和提高固体渗碳的质量。近年来，我国在固体渗碳剂的研究方面做了大量工作，涌现了许多商品化的适用于各种不同要求的固体渗碳剂新产品。

要保证工件的渗碳质量，用作固体渗碳的渗碳剂必须满足以下要求：

- 1) 具有较强的渗碳能力；
- 2) 能多次使用；
- 3) 导热性好；
- 4) 强度高和收缩性小；
- 5) 不含有害杂质。含硫量不得超过 0.4%；

水分不得超过 6%；二氧化硅不得超过 2%；含磷量不得超过 0.5%。杂质量如果超出以上限度，就会使渗碳层的组织和性能发生恶化。

常用的固体渗碳剂中包含两种主要成分：作为渗剂的是木炭、焦炭、动物骨炭、木屑等，占总质量的 80%~95%；作为催渗剂的是碳酸钡 BaCO₃、碳酸钠 Na₂CO₃、氯化钠 NaCl、醋酸钠 CH₃COONa 等，它们占总质量的 5%~20%。表 6.9-6 列出了几种常用固体渗碳剂的成分配比。

表 6.9-6 几种常用固体渗碳剂的成分

编号	主要成分的质量分数
1	45%木炭 + 43%焦炭 + 12%碳酸钡
2	87%~92%木炭 + 5%~10%碳酸钠 + 3%碳酸钙
3	74%~78%木炭 + 12%~15%碳酸钡 + 1.0%~1.5%碳酸钠 + 3%~5%碳酸钙 + 4.5%~5%重油
4	65%木炭 + 20%焦炭 + 10%碳酸钡 + 1%碳酸钠 + 1%碳酸钙 + 3%重油
5	20%煤粉 + 20%碎皮 + 56%木屑 + 4%氯化钠

固体渗碳剂中要求炭粒直径为 3~8 mm 的占 90%以上。多次使用后，应将碎的粉状炭粒筛除掉，以保证渗剂内有足够的储存空气的间隙，有充分的氧气与木炭反应生成 CO。

固体渗碳剂的配制方法有两种：常用的方法是把催渗剂碳酸盐粉末和粒状渗剂木炭等，机械地均匀混合；另一种方法是先将催渗剂碳酸盐溶于水，然后将颗粒状木炭渗剂浸泡在溶液中，使碳酸盐渗透到木炭颗粒内，最后进行烘干。前者操作比较简便，但劳动条件差，而且渗剂与催渗剂结合不牢；后者比前者的操作麻烦，但克服了前者所存在的缺点。

固体渗碳剂虽然可以多次使用，但随使用次数的增加，其渗碳能力不断减弱。因而渗碳前需

要添加15%~30%的新渗剂。为了提高渗剂的耐用性和渗碳的活性,炭粒应尽可能选用桦木、柞木等硬质炭粒,也有用硅化铁、氯化铬、碳化硅+氯化镍、重铬酸钾、硫化钡等作催渗剂的。经过不断改进,联邦德国厂商生产的固体渗碳剂,有的只需在旧渗碳剂中添加5%~10%的新渗剂便能保持原有的渗碳活性。

2.8.3 液体渗碳

所谓液体渗碳是将零件放入能分解出活性碳原子的盐液中进行渗碳的一种工艺方法。

液体渗碳的方法有:含有氰盐的盐液渗碳、原料无毒的盐液渗碳、无毒的盐液渗碳、电解盐液渗碳、液体放电盐液渗碳、超声波盐液渗碳和通入气体的盐液渗碳等。

液体渗碳主要有以下优点:

1) 渗入速度快,周期较短。液体渗碳的速度比气体渗碳、固体渗碳都快,当零件材料、渗层深度和渗碳温度等条件相同时,液体渗碳所需的时间最短。

2) 零件渗碳后便于直接淬火,可以减少工序,节约能源。

3) 渗碳均匀,变形较小。由于渗碳时盐液能均匀流动,各部分的温度偏差很小,所以零件加热均匀一致,不仅变形小,而且渗层深度和碳浓度也能均匀一致。

4) 便于进行局部加热渗碳。

液体渗碳的缺点是有的液体渗碳盐液中含有氰盐或生成物中含有氰根,毒性很大,对人身健康和环境危害极大。

最早使用的液体渗碳和氰化,都是在氰化物盐液中进行的。所以容易把高温(800~900℃)氰化和液体渗碳混淆起来,实际上两者是有区别的,它们的不同之处是:

1) 氰化盐的含量不同。高温氰化的盐液中所含的氰化钠或氰化钾为30%~60%;液体渗碳的盐液中含氰化钠或氰化钾的量为6%~23%。

2) 渗入的元素不同。高温氰化是同时向零件表面渗入C、N两种元素;而液体渗碳只渗入C。

3) 渗入的温度和深度不同。高温氰化的温度为800~900℃,渗层深度一般在0.25mm以下;液体渗碳的温度为850~930℃,渗层深度

一般为1.2~1.4mm。

4) 渗层的组织和性能不同。高温氰化的渗层中同时存在着氮化物、碳化物,硬度和耐磨性较高;液体渗碳的渗层中只有碳化物,而硬度和耐磨性比高温氰化的要低一些。

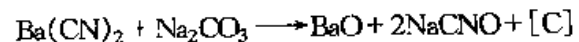
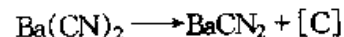
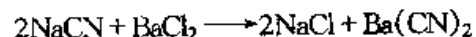
普通盐液渗碳时,其盐液成分主要包括渗剂和基体盐两部分。用作渗剂的物质应能提供渗碳所需的活性碳原子,常用氰化钠、氰化钾、碳化硅、石墨粉等作为渗剂。用作基体盐的物质主要是使渗碳盐液能充满一定容积的坩埚,使零件能浸埋在盐液之中,同时基体盐也能起催渗作用和调整盐液的熔点、比重起增加流动性的作用,常用的基体盐是氯化钠、氯化钾、氯化钡、碳酸钠等中性盐。

普通含氰盐液渗碳的盐液成分为:10%~30%氰化钠、20%~40%氯化钠、0%~25%氯化钾、0%~40%氯化钡、30%左右的碳酸钠。这种成分的盐液由于氰盐的含量高,因而毒性大。近年来逐渐改用含氰盐较少的低氰盐液体渗碳,常用的低氰盐量一般控制在1.5%~10%之内,其常用的成分比如表6.9-7。

表6.9-7 低氰盐液渗碳用的成分比

成分(质量分 数)/%	氰化钠	氯化钠	氯化钡
编 号			
1	1.5~2	8~9	80~90
2	3	7	90
3	4~6	14~16	80
4	10	10	80
5	3% K ₄ Fe(CN) ₆	33	64% CaCl ₂

无论是普通含氰盐液还是低氰盐液的液体渗碳,盐液中提供碳源的都是氰盐,如NaCN、K₄Fe(CN)₆等。氰盐在高温下会发生分解反应,产生出活性碳原子渗入零件表面而形成渗碳层。含氰盐液渗碳过程中的主要化学反应是:



要使渗碳顺利进行,必须保证以上反应能连续发生,不断提供渗碳所需的活性碳原子。为此,在整个渗碳过程中,盐液中的NaCN应经常

控制在 0.9%~1.1% 之内。另外,盐液的表面上要用石墨粉、木炭粉、氯化钡或 603 渗碳剂等覆盖,以免氧化或结壳。

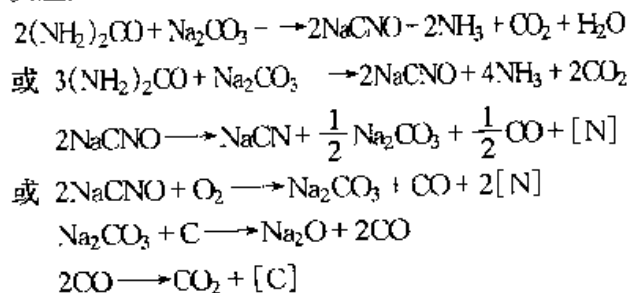
渗碳的温度,对于渗层薄而变形要求严格的零件采用 850~900℃;对于渗层要求较厚的零件采用 900~950℃。渗碳的时间可按渗碳的渗入平均速度(0.2~0.3 mm/h)计算。这种渗碳的渗层表面碳浓度为 0.9%~1.1% C。

含氰盐液渗碳的主要特点是:渗碳速度快,如 900~940℃,渗碳 3~5 h,渗层深度可达 0.8~1.2 mm;渗层均匀,碳浓度梯度较平缓,渗层组织性能稳定,质量较高;盐液的成分较稳定,易于控制。此外,还具有其他液体渗碳的各种优点。

这种液体渗碳的最大缺点就是氰盐有剧烈毒性,对操作者的健康影响很大,废盐处理也很麻烦,安全管理要求非常严格,给生产带来了许多不便之处。因而现在已研究开发了能取代这种渗碳方法的许多无毒液体渗碳工艺。

为了克服用氰盐进行液体渗碳毒性大的严重缺点,我国研制出了用木炭粉和尿素代替氰盐的新型渗碳剂,其主要成分见表 6.9-8。配制的方法是先将 NaCl、KCl、Na₂CO₃ 和 (NH₃)₂CO (尿素)用适量的热水溶解,然后加入木炭粉并搅拌均匀,再经 150~200℃ 烘干即可作为液体渗碳的渗碳剂,用以代替氰盐。在中性盐浴中加入 10% 的这种渗碳剂便能获得较好的渗碳效果。常用的渗碳盐液成分分配比见表 6.9-9。

这种盐液产生渗碳作用的原理是通过盐液中的 (NH₃)₂CO 与 Na₂CO₃ 反应生成可分解出 CO 的中间化合物 NaCNO,然后 CO 再分解出渗碳所需的活性碳原子渗入零件表面形成渗碳层。此外,木炭粉也可与 Na₂CO₃ 发生反应产生出具有渗碳作用的 CO,但与尿素的作用相比,这种反应的渗碳作用是较小的。渗碳过程中的主要化学反应如下:



在渗碳过程中,要定期分析和调整盐液成分,各组分应保持的成分是:3%~10% 渗碳剂、3%~10% Na₂CO₃、38%~48% KCl、35%~45% NaCl。调整的方法是每隔 10 min 加一次渗碳剂,每小时的加入量为盐液总质量的 0.5%~0.7%。

表 6.9-8 原料无氰盐液体渗碳剂的成分分配比

渗碳剂编号	渗碳剂成分分配比(质量分数)/%				
	木炭粉	NaCl	KCl	Na ₂ CO ₃	(NH ₃) ₂ CO
1号渗碳剂	50	5	10	15	20
2号渗碳剂	60	10	10	—	20

表 6.9-9 原料无氰盐液体渗碳盐液的成分分配比(质量分数)(%)

渗碳剂	NaCl	KCl	Na ₂ CO ₃
10% 1号渗碳剂	30~35	40~45	10~20
10% 2号渗碳剂	40	40	10

这类渗碳盐液的使用特点是:使用温度可达 920~940℃,在该温度下渗碳 2~3 h 可获得 0.9~1.2 mm 的渗层,所以渗碳速度较快;表面碳浓度可达 0.8% 以上,淬火、回火后的硬度和耐磨性较高。它的缺点是仍然有毒,虽然所用的原料是无毒的,但渗碳反应过程中会产生出有剧烈毒性的 NaCN,其量可达到 0.5% 左右。所以在操作过程中以及处理用过的废盐时必须予以高度注意。应当肯定,它和用氰盐作渗碳剂相比,已有相当大的改进,其有害作用显著减小。

目前在俄罗斯、法国、德国和日本等许多工业发达国家都在研究无毒液体渗碳工艺。这工艺所用的渗碳盐液大都是用木炭粉、石墨粉、碳化硅、碳化钙等作渗碳剂;用氯化钠、氯化钾、碳酸钠、碳酸钾等中性盐作基体盐液。将渗碳剂和基体盐按一定的比例配成渗碳盐液,其主要成分配比如表 6.9-10 所示。这类渗碳盐液的主要特点是无论在原料或反应产物中均无氰盐或氰根,没有毒性,对人的健康和环境危害较小,操作、使用均较方便,同时也具有其他液体渗碳盐液的优点。因此,它们是最有推广使用价值的液体渗碳盐液。

表 6.9-10 无毒液体渗碳盐液的成分配比 (质量分数)

成分/% 编 号	SiC	NaCl	KCl	Na ₂ CO ₃	K ₂ CO ₃	NH ₄ Cl	其 他
1	11~15	8~12	—	—	73~81	—	—
2	11~15	5~8	—	—	72~74	7~8	—
3	—	24	37	39	—	—	外加总量 10% 的石 墨粉
4	—	13	19	38% BaCl ₂	30% BaCO ₃	—	外加总量 10% 的石 墨粉
5	15	25	25	—	35	—	—
6	15% 木炭	25	25	—	35	—	—
7	—	40	40	10	—	—	10% 渗碳剂 (成分 为: 70% 木炭 + 30% NaCl)
8	—	30	—	70	—	—	在 NaCl + Na ₂ CO ₃ 组 成的基体盐液中, 于 45 个工作日内加入 相当于基体盐总量 20% 的 (Si + Na ₂ CO ₃ + SiC + C) 混合物

3 模具钢的碳氮共渗

碳氮共渗是碳氮原子同时渗入工件表面的一种化学热处理工艺。最早的碳氮共渗是在含有氰根的盐浴中进行的, 因此又称为氰化。

碳氮共渗与渗碳不同, 由于氮的渗入而具有以下主要特点:

1) 氮的渗入降低了渗层的相变温度 (A_1 及 A_3 点)。氮和碳一样, 是扩大 γ 相区的合金元素, 可使渗层相变温度降低。当含氮量达到 0.3% 时, 能使 A_{c1} 点降低至 697℃, 因此碳氮共渗能在较低的温度下进行。工件不易过热, 便于直接淬火, 淬火变形小。

2) 氮的渗入降低了渗层的临界冷却速度。氮不仅能扩大 γ 相区, 而且能使奥氏体稳定化, 因此碳氮共渗层中的碳氮奥氏体比渗碳奥氏体的稳定性高, 临界冷却速度降低, 可以在比渗碳件更低的冷却速度下得到表面硬化层, 提高渗层的淬透性。同时也可减小钢件共渗后的淬火变形和

开裂的倾向。

3) 氮的渗入降低了渗层的马氏体相变温度 (M_s)。由于马氏体相变温度下降, 减少了奥氏体的转变量, 使表层残余奥氏体较多, 硬度有所下降。

4) 碳氮同时渗入加大了碳的扩散系数。在相同的温度和时间条件下, 碳氮共渗层的深度远大于渗碳层的深度, 即碳氮共渗的渗速较快, 可以缩短工艺周期。

碳氮共渗层比渗碳有更高的耐磨性、疲劳强度和耐蚀性; 比氮化有较高的抗压强度和较低的表面脆性, 而且生产周期短, 渗速快, 可用材料广泛, 因此在国内外国得到广泛的应用。

碳氮共渗有各种分类法, 常见的分类方法有以下几种:

按使用介质不同可分为固体碳氮共渗、液体碳氮共渗与气体碳氮共渗。固体碳氮共渗与固体渗碳相似, 常用的渗剂成分为 30%~40% 黄血盐、10% 碳酸钠和 50%~60% 木炭。这种方法

的生产效率低,操作繁重,劳动条件差,目前生产上已很少使用。液体碳氮共渗又称氰化,主要以氰盐为渗剂,氰盐是一种剧毒物质,造成环境污染,使用也受到限制。气体碳氮共渗是当前广泛应用的一种方法。这种方法,基本克服了环境污染的问题,劳动条件较好,操作简便,生产效率高。

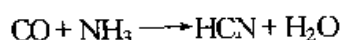
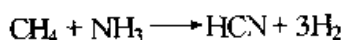
按共渗温度的不同,又可分为低温碳氮共渗(520~580℃)、中温碳氮共渗(780~880℃)和高温碳氮共渗(880~930℃)。低温碳氮共渗以渗氮为主,主要用来提高工模具的表面硬度、耐磨性和抗咬合性,又称为软氮化,最早也称低温氰化。高温碳氮共渗以渗碳为主,现已很少采用。习惯上所说的碳氮共渗主要是指中温气体碳氮共渗。这种工艺的主要特点是处理温度较渗碳低,且工艺时间短,渗层性能好,适用面宽。

按渗层深度的不同,又可分为浅层碳氮共渗和深层碳氮共渗。一般碳氮共渗的渗层深度较薄,通常小于1mm,应用的范围主要是承受中、低负荷的耐磨件。深层碳氮共渗的层深可达3mm左右,用于受载较大的工件,由于有足够深的渗层,故渗层不致于压陷及剥离。

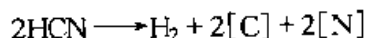
(1) 气体碳氮共渗

气体碳氮共渗常用的介质可分为两大类:一类是渗碳介质加氮;另一类是含有碳氮元素的有机化合物。

1) 渗碳介质加氮 渗碳介质可以用丙烷富化的吸热式渗碳气体或煤油、苯、甲苯等液体渗碳剂。氮则作为供氮源。碳氮共渗时,将上述渗碳剂和氮气同时送入炉罐内,它们除各自发生渗碳反应和渗氮反应生成活性碳、氮原子外,还会相互作用生成氰氢酸(HCN):



新生的HCN在高温与钢件表面接触时,又分解产生活性碳与氮原子:



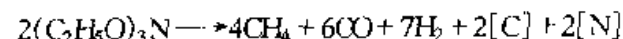
活性碳、氮原子被工件表面吸收并向内部扩散,形成碳氮共渗层。

采用气体渗碳剂加氮作气体碳氮共渗介质的优点是炉内碳势可以控制,易于保证产品质量,但设备成本较高,操作复杂,只适合于大量生

产。用液体渗碳剂加氮进行碳氮共渗可使用一般的气体渗碳炉再加一套供氮装置。设备简单,成本低,操作方便,但要控制炉气成分,必须选择合适的液体渗碳剂。

2) 含有碳氮的有机溶液 直接向炉内滴注含有碳、氮的有机化合物如三乙醇胺、甲酰胺、尿素的甲醇溶液等。这种介质使用方便,目前应用较多。

三乙醇胺($\text{C}_2\text{H}_5\text{O}$)₃N是一种暗黄色的粘稠液体,能溶于水,活性较强,共渗速度快,且无毒。在高温下发生下列反应:

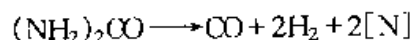


900℃分解时,所得气体成分为(体积分数):

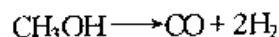
CO	CH ₄	C _n H _{2n}	CO ₂	H ₂	N ₂	O ₂
32.8	10.6	1.8	0.4	44.4	9.2	0.8

三乙醇胺的主要缺点是粘度大,流动性差,容易堵塞管道;另外,三乙醇胺含氮量较高,当共渗温度较低时,工件表面易形成较密集的碳氮化物薄层。为降低它的氮浓度和改善其流动性,可用乙醇稀释(三乙醇胺:乙醇=1:1)后使用。

加尿素的甲醇溶液(最大溶解度为20%)直接滴入炉内后,在高温下可分解出CO、H₂和[N],其反应如下:



甲醇在高温下分解产生CO和H₂,其反应是



(2) 碳氮共渗层质量的影响因素

渗剂供给量对渗层质量影响的规律是:随着供给量的增加,渗层氮、碳含量增高,共渗速度加快。但供给量过多,不仅造成浪费,还会形成大量碳氮化物,共渗速度也会减低。渗剂供给量太少,不但使共渗速度减慢,还会使共渗层碳氮浓度偏低。因此,正确选定渗剂的供给量是保证渗层质量的重要因素之一。

共渗介质的供应量应满足下列工艺要求:供应适量的碳氮原子;并使炉内保持正压;保证气氛均匀流动。排气阶段应输入大量共渗介质,以迅速排除炉内的氧化性气氛,恢复炉气的正常成分。扩散阶段应适当减少介质的供给量,以控制渗层碳氮浓度,减少淬火后的残余奥氏体量。碳氮共渗时渗剂的供给量,一般用换气次数(每小时通入炉内气体量与炉罐容积的比值)表示。采用气体渗碳剂加氮时,一般以6~10次/h为好;

采用煤油作渗碳气共渗时,可将煤油每小时的加入量换算成渗碳气(煤油的产气量为 $0.7\sim 0.8\text{ m}^3/\text{h}$),再加上氮气的送入量,一般以 $3\sim 8$ 次/h为好。应根据炉子的大小决定炉气流量,一般炉子越大,换气次数越少。另外,还要考虑共渗温度、装炉量、工件表面积、工件材料及渗层性能要求等各种因素适当调整其流量,以得到最佳值。

氮在共渗介质中所占的比例,对共渗层的碳氮浓度、组织状态和共渗速度有很大影响。在一定范围内,氮的加入比例越大,共渗层的碳氮浓度也越高,而且共渗速度也加快。碳氮共渗时,氮气所占比例应根据共渗温度、表面碳氮浓度要求及渗碳介质的种类来合理地选择。当采用煤油和氮气进行碳氮共渗时,氮气所占比例一般控制在40%左右;当利用稀释气+富化气+氮气进行碳氮共渗时,氮气一般只占炉气总体积的2%~10%。

碳氮共渗温度直接影响共渗介质的活性和碳、氮原子的扩散系数,从而对渗层碳氮浓度、渗层深度和渗层组织有较大的影响。

图6.9-9是铁在50%CO+50%NH₃的气氛中共渗10h的试验结果。可以看出,渗层的总碳量随温度的升高而增加,总氮量随温度的升高而降低。图6.9-10表示18CrMnTi钢在井式渗碳炉内碳氮共渗时,表层碳氮量与温度的关系。随着共渗温度的提高,渗层的氮浓度降低,而碳浓度却逐渐提高,在800℃左右出现最大值。氮浓度降低的原因是随着温度的提高,氮分解速度加快,大量的氮在未与工件表面接触之前就已分解,使工件表面获得活性氮原子的机率减少;从Fe-N状态图可知,在650℃以上,随着温度的升高,氮在奥氏体中溶解度减少,而碳在奥氏体中的溶解度随着温度的升高而增加,尤其在有碳存在时,氮在奥氏体中的溶解度降得更多;随着温度的升高,氮原子的扩散速度大大增加,而此时活性氮原子供给又不充分,更使表面氮浓度降低。因此,随着共渗温度的提高,共渗层的成分更接近于渗碳层。

碳氮原子的渗入深度随温度的变化规律说法不一。一般认为,随着共渗温度的升高,碳原子渗入深度大大增加,而氮原子的深度变化不大。碳原子的渗入深度决定了硬化层厚度的大小,因

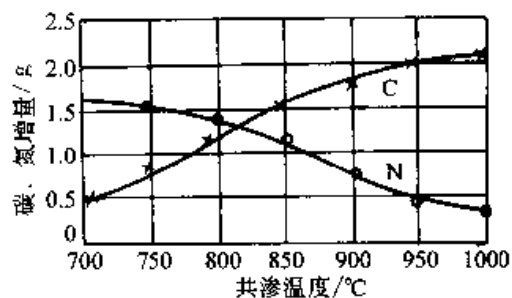


图6.9-9 渗层总碳、氮量与温度的关系

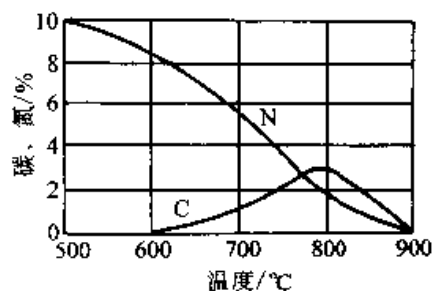


图6.9-10 表层碳氮量与温度的关系

此,总的来说,随着温度的提高,渗层深度增加。

共渗温度越低(800℃以下),工件表面吸收的氮原子越多,而氮原子向内层扩散的速度减慢,因而在渗层表面易于形成脆性的高氮低碳 ϵ 化合物,使渗层变脆。随着共渗温度的升高,如在800~850℃进行短时间共渗时,一般为 ϵ 相和高碳的 $\text{Fe}_3(\text{CN})$ 化合物;时间较长或在更高的温度条件下,在高碳气氛中共渗时为 $\text{Fe}_3(\text{CN})$ 化合物和马氏体及残余奥氏体(淬火后的组织);在低碳气氛中共渗时,为马氏体和残余奥氏体(淬火后的组织)。

共渗温度还影响直接淬火后表面的残余奥氏体量。随着共渗温度的升高,残余奥氏体在渗层中的分布深度增厚。表层残余奥氏体的量随着温度的升高先是降低,而后又随着温度的升高而增加。每一种钢有一个最低残余奥氏体量的对应温度。这是因为温度较低时,共渗以渗氮为主,随着温度的升高,氮浓度降低,使奥氏体稳定性也降低,因此淬火后残余奥氏体量减少;在较高温度时,共渗以渗碳为主,此时升高温度,碳浓度增加,奥氏体稳定性也增加;因而淬火残余奥氏体增加。图6.9-11示出铬钢渗层残余奥氏体的分布与温度的关系。

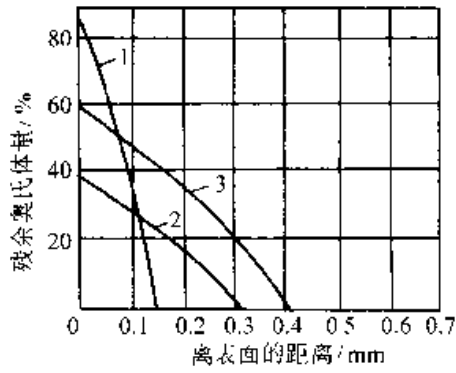


图 6.9-11 铬钢渗层残余奥氏体的分布与温度的关系
1—705℃ 2—815℃ 3—885℃

综上所述，共渗温度的选择应综合考虑渗层质量、共渗速度与变形量等因素。国内大多数工厂均选用 820~860℃。温度超过 900℃，渗层中含氮量太低，相当于单纯渗碳，而且温度高容易过热，工件变形也大。温度过低，不仅渗速慢，而且表层含氮量过高，易形成高氮的 ε 化合物，使渗层脆性增大，还影响到心部组织的强度和韧性。

对于某些受载不大的薄壁耐磨零件，可选择较低的温度，如 750~810℃ 进行短时碳氮共渗，直接淬火后表面能得到含氮马氏体及一定量的残余奥氏体，保证了硬度和耐磨性，并且还有一定的韧性。由于共渗温度在 A_{c3} 以下，心部保留了部分铁素体，因而具有良好的塑性，便于校正变形。

碳氮共渗保温时间主要取决于共渗温度、工件所要求的渗层深度及钢材的化学成分；另外，渗剂的成分和流量、炉子的大小及工件装炉量等因素也有一定影响。

当共渗温度和共渗介质一定时，共渗时间与共渗层深度的关系式为：

$$x = K\sqrt{\tau}$$

式中 x ——共渗层深度 (mm)；

τ ——共渗时间 (h)；

K ——共渗系数，与共渗温度、共渗介质和钢种有关。可通过实验测得，然后根据所要求的共渗层厚度计算出共渗时间。表 6.9-11 为常用钢种的 K 值。

图 6.9-12 为共渗层深度与温度、时间的关系曲线，基本符合抛物线规律。实验表明：渗层

表 6.9-11 几种钢的 K 值

钢号	K	共渗温度 /℃	共渗介质
20Cr	0.30	860~870	氨气 0.05 m ³ /h, 液化气 0.1 m ³ /h
18CrMnTi	0.32	860~870	保护气装炉后 20 min 内 5 m ³ /h
40Cr	0.37	860~870	20 min 后 0.5 m ³ /h
20	0.28	860~870	液化气 0.15 m ³ /h, 其余同上
18CrMnTi	0.315	840	氨气 0.42 m ³ /h, 保护气: 7 m ³ /h
20MnMoB	0.345	840	渗碳气(CH ₄)0.28 m ³ /h

深度在 0.5 mm 以下时，平均共渗速度为 0.2~0.3 mm/h；渗层深度在 0.5~0.9 mm 时，平均共渗速度为 0.2 mm/h。实际生产中，也可根据零件要求的渗层深度计算出共渗时间，并在工件出炉前通过检验试棒的渗层深度来确定准确出炉时间。

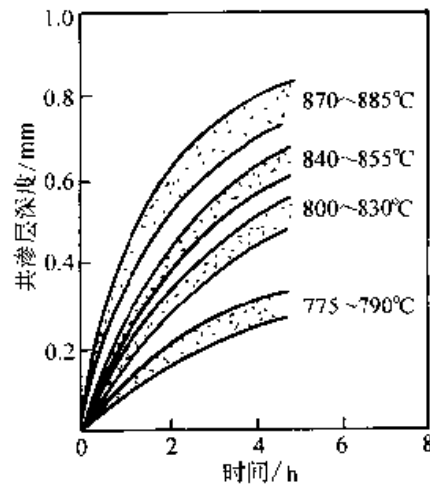


图 6.9-12 不同共渗温度下时间对渗层深度的影响
(20 钢, RJJ 型渗碳炉, 煤油+氮)

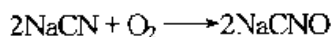
(3) 液体碳氮共渗

液体碳氮共渗是在能分解出活性 [C]、[N] 原子的盐浴中所进行的碳氮共渗处理。由于通常是利用氰化盐分解产生的活性碳、氮原子渗入工件表面而得到碳氮共渗层，所以也有液体氰化之称。

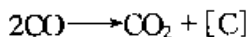
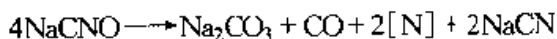
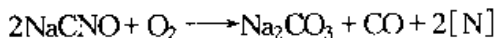
氰化盐浴通常是由活性部分 (NaCN 或 KCN)、中性盐部分 (NaCl 或 KCl) 和碳酸盐三

部分组成。NaCN (或 KCN) 是产生活性碳氮原子的渗剂, 一般含量在 20% ~ 40% 之间; NaCl (或 KCl) 通常用于调整盐浴成分, 改变其熔点, 增加流动性, 使盐浴合乎使用温度的要求。在碳氮共渗过程中, 它不参加化学反应; 碳酸盐部分通常是碳酸钠, 当其含量达到一定范围时, 对碳氮共渗过程可起促进作用; 但含量过多, 会降低共渗能力, 一般碳酸钠的含量不得超过 25%。生产中常用的液体碳氮共渗盐浴成分为 30% NaCN + 25% Na₂CO₃ + 45% NaCl。熔点为 605℃, 使用温度在 760 ~ 870℃ 之间。

加热时, NaCN 与空气和盐浴中的氧作用, 生成氰酸钠。



氰酸钠不稳定, 继续被氧化和自身分解, 产生活性碳氮原子。



由上反应看出, 盐浴的活性直接决定于 NaCNO 的含量。

适量的碳酸盐在盐浴中与氰化钠发生下列反应, 起催化作用:



当碳酸钠超过一定限度后, 会发生以下反应, 生成大量二氧化碳, 阻碍渗碳, 使共渗能力降低



因此必须控制碳酸钠的含量。

图 6.9-13 和图 6.9-14 是碳氮共渗温度与时间对渗层表面浓度及渗层深度的影响。由图看出, 随着温度的升高, 碳氮共渗层中含氮量不断降低, 而含碳量不断增加。液体碳氮共渗的温度应严格控制在 820 ~ 870℃ 之间, 只有这样才能保证盐浴不致因温度过高而挥发太快, 同时也保证盐浴具有良好的流动性和渗碳能力。这个温度也恰好是一般工件热处理工序的加热温度的范围, 因而也可以防止因温度过高而出现的热处理缺陷。

由于液体碳氮共渗温度比较低, 限制了碳氮原子的扩散速度, 因而液体碳氮共渗层的深度较浅, 一般不超过 0.6 mm。共渗时间和共渗层深

度间的关系一般为: 1 h 为 0.2 mm; 2 h 为 0.5 mm; 3 h 为 0.6 mm。

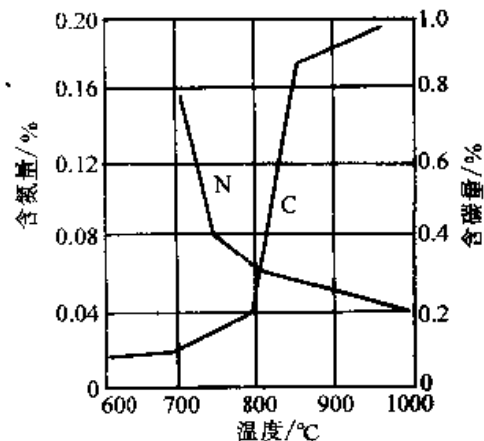


图 6.9-13 液体碳氮共渗温度对表层碳氮含量的影响

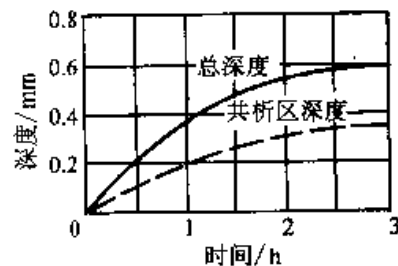


图 6.9-14 液体碳氮共渗时间对共渗层深度的影响
(盐浴成分: 25% NaCN + 60% NaCl + 15% Na₂CO₃; 温度: 860℃)

由于液体碳氮共渗温度不高, 加热时间也不长, 因此可将工件从共渗温度直接淬入油中 (合金钢) 或水中 (碳钢), 然后进行低温回火。但是对某些高合金钢 (如 12Cr2Ni4、18CrNiW) 零件, 由于直接淬火后会保留大量的残余奥氏体, 因此对这些钢在液体碳氮共渗后, 可参照渗碳以后所采用的相应热处理方法进行处理。

4 模具钢渗碳和碳氮共渗层组织与性能

4.1 低碳高合金钢渗层

Cr12 钢系的莱氏体钢强度高而耐磨性好, 但韧性显得不足, 若以 2Cr13 钢进行表面渗碳或碳氮共渗, 则可以获得硬度高而耐磨性好的表层, 而中心组织的韧性和塑性俱佳, 且有一定强度, 具有这种组织分布的 2Cr13 钢可以取代 Cr12 钢系制作工模具。但是 2Cr13 钢表层有一层钝化膜, 渗碳或碳氮共渗时需要除去表面钝化

膜,方可获得一定深度的渗层。

图 6.9-15 是 2Cr13 钢经 930℃ 渗碳 6 h 后空冷,然后重新加热到 980℃ 奥氏体化后油冷淬火,200℃ 回火 2 h 后的渗层组织。渗层中除有粒状碳化物外,还有明显的网状碳化物,这是铬钢渗碳后极易出现的碳化物形态特征,对工件表面性能有不利的影 响。要获得全部颗粒状碳化物渗层,可以从下面两方面进行改进:

2Cr13 钢的平衡组织是铁素体上分布着粒状碳化物,碳化物类型是 $M_{23}C_6$ 型,大部分分布在晶内,但也有一部分分布在晶界上,并形成断续网状。当加热到 1 050℃ 时, $M_{23}C_6$ 碳化物才能基本溶解,但未均匀化,因此在常规渗碳或碳氮共渗时,仍有不少未溶的 $M_{23}C_6$ 型碳化物作为渗层新碳化物的核心。但由于 2Cr13 钢中的碳化物相对较少,分布又不均匀,有相当部分偏聚在晶界,因此渗层中出现爪状或半网状碳化物的倾向很大。在渗碳或碳氮共渗以前,先使 2Cr13 钢中碳化物球均匀而细小地分布在整个铁素体基体上作为渗碳或碳氮共渗的预备组织是必须的;其次,在渗碳或碳氮共渗前,先在 830℃ 左右预渗 1~2 h,然后再加热渗碳或碳氮共渗,预渗时新形成的超显微碳化物核心也可以作为渗层颗粒状碳化物的长大核心。采取这两种措施将会改善 2Cr13 钢的渗层碳化物的形态和分布。

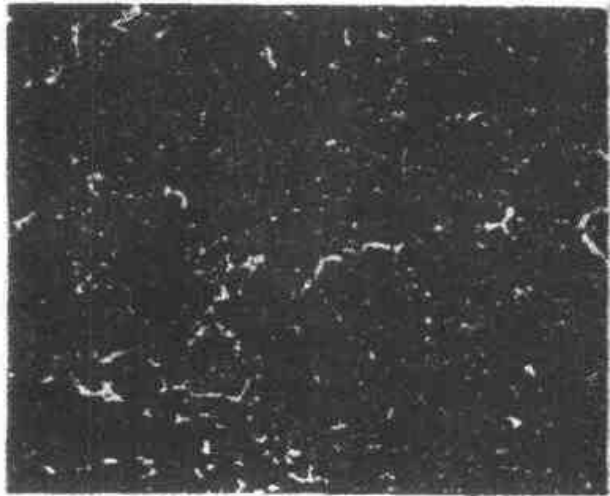


图 6.9-15 2Cr13 钢渗碳后,再经 980℃ 加热、油冷淬火、200℃ 回火后的表层组织, 500×

利用 2Cr13 钢渗碳工艺,取代 Cr12 钢制造冲孔模和拉拔模。淬火-回火后表面硬度可达 62~65HRC,心部硬度则为 38~41HRC,使用寿命

可比 Cr12 钢模具提高 1~2 倍。

4.2 高碳低合金钢渗层

高碳低合金钢渗碳或碳氮共渗前的预组织为球状珠光体,碳化物多半是 M_3C 型,少量是 MC 、 $M_{23}C_6$ 、 M_6C 型。加热到 800℃ 以上,碳化物开始溶解,900℃ 左右大部分溶解,但尚未均匀化。未溶尽的高熔点碳化物和碳含量的不均匀地区,可以作为渗碳或碳氮共渗时渗层表面颗粒状碳化物的非自发核心,因此渗碳和碳氮共渗时应尽可能选取较低的加热温度和较短的保温时间,加热温度较低,不但可保证表层有较多未溶碳化物核心,而且也可不致改变模具中心的球粒状组织。高碳低合金钢在这样条件下渗碳或碳氮共渗后的表层碳化物都呈颗粒状,颗粒直径都比原组织中的碳化物颗粒粗大,碳化物总体积也有明显的增加。考虑到高碳低合金钢中的碳化物大部分是 M_3C 型,熔点较低,因此推荐采用碳氮共渗工艺处理比较合适,为了防止心部晶粒长大,碳化物变形,因此碳氮共渗温度宜选取较低温度,保温时间也不宜过长。

用 GCr15 钢制成的柴油机喷油嘴,其服役温度高于回火温度,经常出现早期磨损或被咬死而失效。现改为碳氮共渗处理,将喷油嘴先在 820℃ 进行碳氮共渗,保温 6 h 后取出直接淬火,渗层表面有 0.04~0.05 mm 的白亮层及粗大碳化物层,精磨后可被磨掉,次层为碳化物颗粒均匀、细小而密集分布的颗粒状渗层,渗层总深度为 0.25 mm 左右,最高碳的质量分数可达 2.6%,氮的质量分数可达 0.26% 左右。淬火后硬度为 66HRC,250~260℃ 回火后硬度为 63HRC。淬火后如立即在 -60℃ 处理 2 h,硬度可达 67.5HRC。中心部位晶粒度与未共渗时相同,未发现明显的组织变化。这样处理后的喷油嘴使用寿命比未共渗的喷油嘴提高两倍。

必须指出,低合金工模具钢经 930℃ 渗碳或经 830℃ 以上碳氮共渗后不宜直接淬火,因为中心部位组织已经粗化,晶界可能出现网状碳化物,晶内碳化物的形态也可能有了变化,必须进行改制后方可进行最终热处理。

图 6.9-16 是 GCr15 钢经 930℃ 渗碳 6 h 后炉冷,再重新加热到 850℃ 奥氏体化后油冷淬火,200℃ 回火后的表面渗层组织。表层碳化物密集

而均匀,但中心部位组织不及820℃碳氮共渗后的心部组织。虽然中心部位晶粒度经过重新加热淬火而细化了,但心部碳化物的形态和分布却未能恢复到原来的球粒状珠光体。经930℃长期加热后炉冷,心部将出现网状或半网状碳化物,即使重新加热球化处理,这样的碳化物也不能回复到原先的球粒状,因此工件淬火回火后,心部韧性下降。高碳低合金钢工模具,应尽可能采用低温短时间碳氮共渗工艺的原因就在于此。幸而工模具的渗层并不要求很厚,一般只要在精度范围内保证有高耐磨性即可,因此心部组织应该可以兼顾。

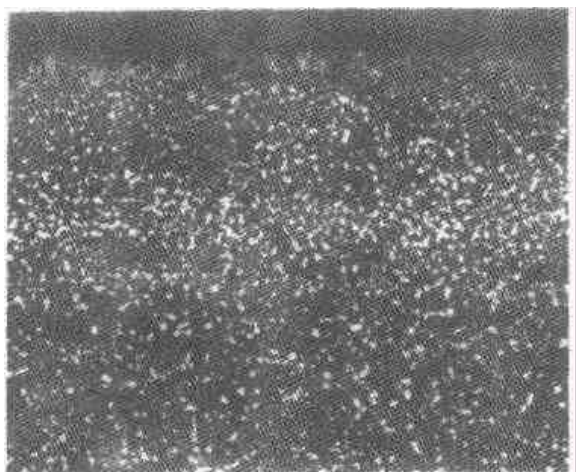


图 6.9-16 GCr15 钢经 930℃ 渗碳 6 h 后炉冷,再经 850℃ 加热,油冷淬火、200℃ 回火后的渗层组织, 500×

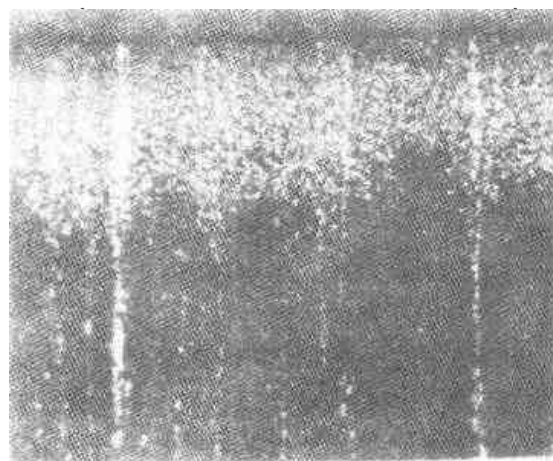


图 6.9-17 65Nb 钢渗碳层全貌, 100×

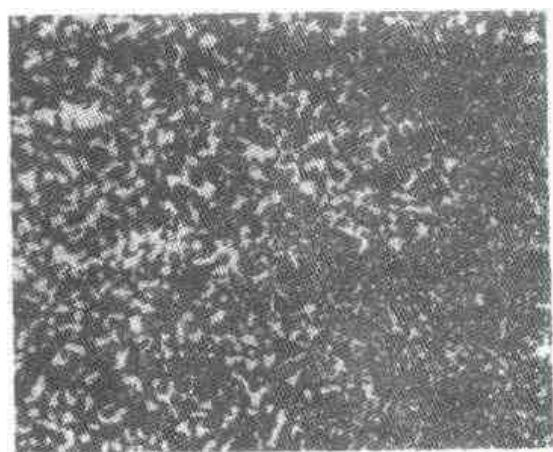


图 6.9-18 65Nb 钢渗碳层表面碳化物分布, 500×

4.3 中高碳高合金钢渗层

65Nb 钢是新近研制出来的一种基体钢,有最佳的强韧性配合,用以取代韧性较差的 Cr12 系列钢种制作重载大中型冷作模具,取得了很多成功的经验,获得了很高的经济效益,但该钢材表面耐磨性仍不及莱氏体钢。一般在常规热处理后,再对模具表面进行渗氮或氮碳共渗处理,以增加表面耐磨性和疲劳性能。65Nb 钢经表面渗碳或碳氮共渗也可以提高表面耐磨性能,既方便又价廉。由于 65Nb 钢中有很多难熔的合金碳化物 M_6C 、 M_2C 、 M_7C_3 、 $M_{23}C_6$,因此在渗碳和碳氮共渗时可以提供点状碳化物作为非自发核心,为渗层表面形成颗粒状碳化物提供了条件。所以,65Nb 钢的渗碳和碳氮共渗层表面是由均匀分布的颗粒状碳化物所组成。图 6.9-17 和图 6.9-18 是 65Nb 钢经 930℃ 渗碳 6 h 后空冷,然后

重新加热到 970℃ 油冷淬火、200℃ 回火后的渗层组织全貌和表层碳化物分布。图中白色组织都是碳化物,带状分布的碳化物是原材料中固有的共晶碳化物带。原组织中的未熔的颗粒状碳化物在放大 100 倍时分辨不清,但表层碳化物却清晰可辨,渗层碳化物都呈颗粒状,但不够圆整,甚至有粘连。65Nb 钢的正常淬火加热温度为 1 080~1 160℃。渗碳后将淬火加热温度压低到 970℃,是为了避免表面碳化物沿晶界曳尾、熔化、并连成莱氏体网络,图 6.9-19 是 65Nb 钢深层渗碳后加热到 1 160℃ 奥氏体化后油冷淬火,并于 530℃ 回火后的组织。图中表面(图左侧)灰色网络是很细的莱氏体网络,晶粒内是残留奥氏体和点状残留碳化物;次层(图右侧)中的黑色组织是针状回火马氏体。渗层表面硬度较低,即使提高温度多次回火,可以提高表面硬度,但莱氏

体网对摩擦表面来说是非常有害的。65Nb 钢渗碳或碳氮共渗后淬火温度不宜超过 1 100℃。表层碳含量愈高，淬火加热温度应愈低。浅层渗碳后淬火加热温度选择 1 020℃ 时，油冷淬火后的表面硬度可达 65HRC，经 530℃ 回火后的硬度仍可达 63HRC 左右。将淬火加热温度提高到 1 100℃ 时，淬火后的表面硬度只有 50HRC 左右，经 530℃ 回火后硬度可以上升到 67HRC 左右，可见二次硬化现象非常明显。采用 65Nb 钢制作冷挤压模和冷冲模，表面进行浅层渗碳处理，模具使用寿命比 Cr12MoV 钢的同类模具使用寿命可提高 7 倍左右。

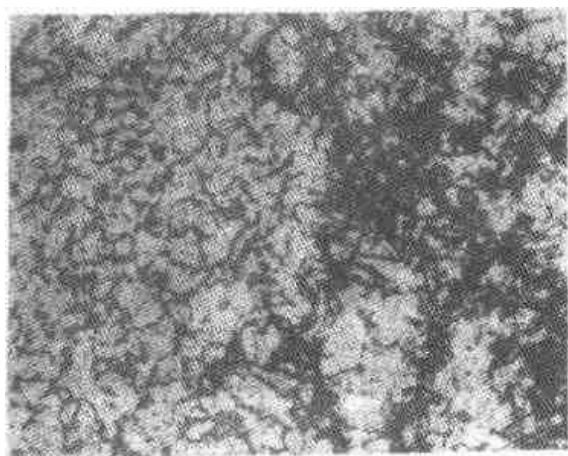


图 6.9-19 65Nb 钢渗碳后于 1 160℃ 加热，油冷淬火，530℃ 回火后的表层组织，500×

3Cr2W8V 钢是热作模具用钢，表面渗碳或碳氮共渗会影响表面导热性能，降低模具的热疲劳性能。但是实践证明，以热磨损为主的轧制铜管用的轧轮表面经渗碳或碳氮共渗后，其使用寿命比未渗碳或碳氮共渗的轧轮使用寿命长得多。因此，以热磨损为主要失效形式的模具，仍可选用 3Cr2W8V 钢并进行表面浅层渗碳或碳氮共渗处理，但要注意模具在服役时不要用强烈冷却液冷却模具。3Cr2W8V 钢经 930℃ 渗碳 4 h，降温到 870℃ 进行 2 h 碳氮共渗后空冷，然后再升温到 900℃ 加热、油冷淬火，200℃ 回火后的渗层组织，见图 6.9-20 和图 6.9-21。渗层深度为 0.55 mm，碳化物大都呈颗粒状，也有短条状，个别相互粘连。淬火后表层硬度可达 60HRC，经 500℃ 回火后硬度仍能达到 55HRC 左右。若回火温度高于 550℃，则硬度迅速下降。最合适的回火温度为 400~500℃。

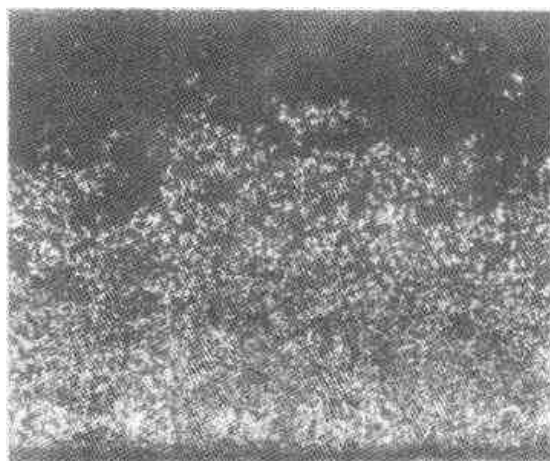


图 6.9-20 3Cr2W8V 钢渗碳及碳氮共渗后的组织全貌，100×

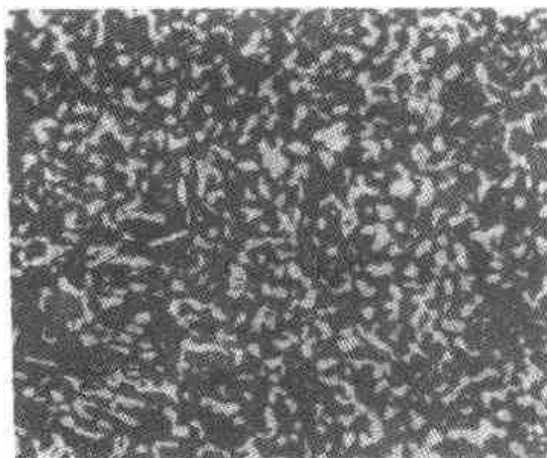


图 6.9-21 3Cr2W8V 钢渗层表面碳化物的形状和分布，500×

钢丝钳模具和尖嘴钳锻模，采用 3Cr2W8V 钢制造，经 920~930℃，气体渗碳 7 h，渗碳层深度为 1.2 mm，表面碳的质量分数为 1.6%。分别选用 950℃ 和 1 050℃ 加热淬火，560℃ 回火 3 次，每次保温 2 h，表面硬度可达 57~58HRC，心部硬度为 49~51HRC。克服了模具使用粘模现象，热疲劳裂纹出现的时间被推迟，使用寿命比未渗碳的模具提高了 50%~100%。由此可见，模具的热疲劳性能并不只取决于表面的碳含量。

模具经渗碳或碳氮共渗后，特别是渗层很厚、表面碳含量很高时，随后的淬火加热温度不宜超过 1 100℃。渗层碳含量愈高，选用的淬火加热温度应愈低。图 6.9-22 是高含量厚层渗碳后的 3Cr2W8V 钢（930℃ 固体渗碳 6 h）加热到

1 150℃奥氏体化后油冷淬火, 600℃回火后的渗层表面组织。晶界出现网状莱氏体和碳化物, 晶内为大量残留奥氏体(白色)和回火马氏体黑针, 残留奥氏体需要多次回火才能消除。渗层全面过烧。最适宜的渗后淬火加热温度为 950~1 050℃, 回火温度为 550~600℃。

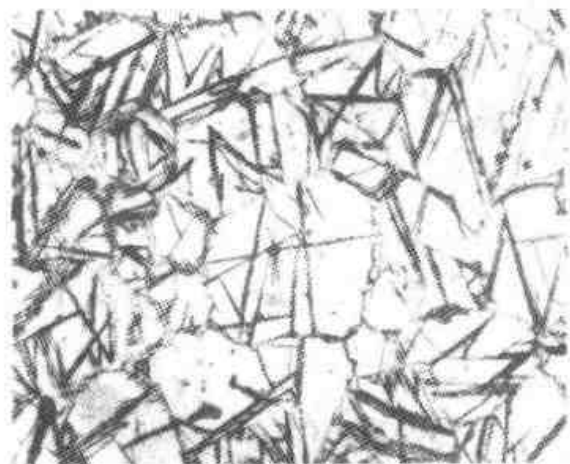


图 6.9-22 3Cr2W8V 钢经渗碳、淬火、回火后的渗层组织, 500×

4.4 含硅高合金钢渗层

H11 钢和 H13 钢中硅的质量分数都在 1% 左右。硅有晶界偏析倾向, 可抑制碳化物在晶界上析出, 可以消除网状碳化物的形成和碳化物的粘连。H13 钢渗碳层最高碳的质量分数可达 1.8%, 渗碳时形成的碳化物主要是 M_7C_3 。 M_7C_3 碳化物在 930℃ 渗碳时只能长大到 0.3~0.4 μm , 而 MC 、 M_6C 型碳化物的半径则更小。排除了 M_3C 型碳化物的形成, 就可以防止大颗粒碳化物相连成块, 形成所谓的过剩渗碳层。上述两个因素共同促成渗层表面形成弥散而圆整的颗粒状碳化物, 这就是所谓的“碳化物弥散渗碳工艺”, 简称 CD 渗碳工艺。

图 6.9-23 是 H13 钢经 930℃ 固体渗碳 6 h 后空冷, 然后再升温到 1 050℃ 加热奥氏体化后油冷淬火、580℃ 回火后的渗层中碳化物的形态和分布。由图可见, 碳化物圆整、细小、分布均匀, 不存在角状、爪状或半网状碳化物, 是其他钢种所无法比拟的。基体组织是回火马氏体 + 少量残留奥氏体。淬火后表层硬度在 65HRC 以上, 中心硬度在 57HRC 以上。回火时, 在 520~550℃ 之间有二次硬化峰, 表层峰值可达 70HRC,

但韧性较差。因此, 热作模具的回火温度建议在 600℃ 左右。冷作模具的回火温度建议在 200℃ 左右, 可使强韧性达到最佳的配合, 此时表层硬度在 67HRC 左右, 比 Cr12MoV 钢淬火-回火硬度高出 5~7HRC, 心部硬度在 53HRC 上下, 冲击韧度在 40 J/cm^2 左右, 比同温度回火的 Cr12MoV 钢的冲击韧度高出 1 倍。此外, 因为渗层硬度分布比较平缓, 故在磨损过程中不会出现剥落现象。经渗碳或碳氮共渗的 H11 钢和 H13 钢冷作模具或高强耐磨结构件, 其使用寿命可比 CWMn 钢高出 10 倍。

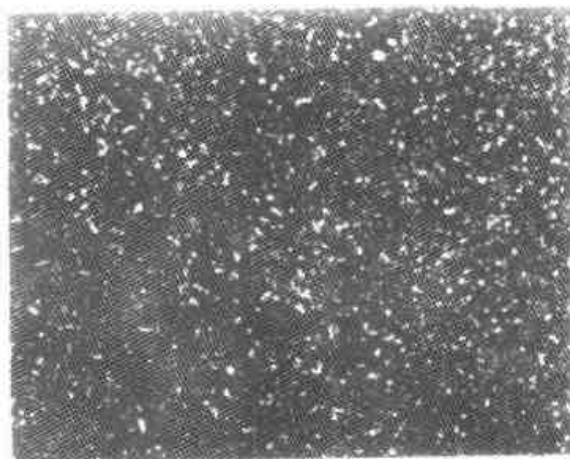


图 6.9-23 H13 钢渗碳层表面碳化物的形态和分布, 500×

钢中硅的质量分数大于 1.5% 时, 不宜进行渗碳或碳氮共渗, 因为渗层中容易出现石墨。

5 模具钢渗碳后的热处理

渗碳的目的是在要求零件心部具有良好强韧性的条件下, 同时获得高硬度、高耐磨性的表面层。这一目的单靠渗碳是不能实现的, 因为渗碳只能提高表面层的含碳量, 渗碳后在空气中冷却至室温, 表面层只能得到高碳钢或高碳合金钢的正火组织, 硬度和耐磨性都比较低。只有通过渗碳后的淬火、回火、冷处理等, 才能使表面层的组织和性能发生根本的变化, 达到提高表面层硬度和耐磨性的目的。此外, 由于零件渗碳要在高温下长时间停留, 有时会导致晶粒长大, 使心部的强度、硬度和韧性下降, 特别是非本质细晶粒钢渗碳后, 这一现象尤其明显, 如不进行渗碳后的改善心部组织的热处理, 就无法使零件心部具有良好的强韧性。

综上所述, 渗碳后进行热处理的主要目的有

以下几方面：

1) 提高表面渗层的强度、硬度和耐磨性。疲劳强度和表面硬度尤为重要。

2) 细化晶粒，提高心部的强度和韧性。这对承受重载荷的渗碳件特别重要。

3) 消除渗层中的网状渗碳体和适当减少残余奥氏体。主要是对合金元素含量较多的合金钢而言。

4) 消除内应力，增加尺寸稳定性。主要是防止淬火和切削或磨削加工过程中所产生的应力引起零件尺寸精度下降。

零件经过渗碳之后，由于表面层和心部的含碳量相差较大，表面与心部热处理相变温度发生了较大的差异；同时长时间高温渗碳引起晶粒粗化，使钢的性能恶化。这些影响因素都给渗碳后的热处理造成了困难。所以在实际生产中，要

根据渗碳后的各种具体情况，分别采取不同的热处理方法。图 6.9-24 示出了渗碳后可供选用的几种热处理工艺曲线。对照图中左边的 Fe-C 相图，这六种工艺的处理温度分别处于相图中的不同相区或同一相区的不同部位，因而处理后的组织和性能是有差异的。表 6.9-12 列出了六种不同工艺所得到的表层和心部组织、性能特点。

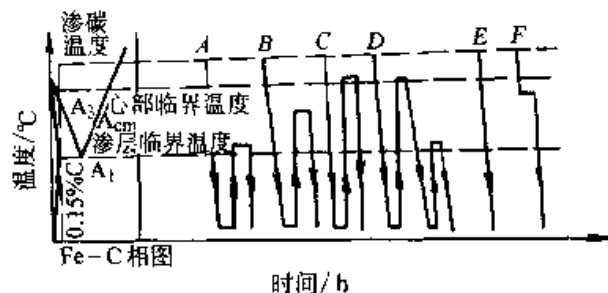


图 6.9-24 渗碳后可供选用的几种热处理工艺

表 6.9-12 渗碳后几种热处理所得到的表层和心部的特点

工 艺	适用性	表 面 层	心 部
A	最适合于细晶粒钢	晶粒细化；过剩碳化物未溶解；变形小	晶粒未细化；强度、韧性较低
B		晶粒稍粗；过剩碳化物部分溶解	晶粒部分细化；强度、韧性比 A 的好
C		晶粒较粗大；过剩碳化物已溶解；残余奥氏体体量增多	晶粒得到细化；强度、硬度可达到最高值；强度和韧性配合良好
D	粗晶粒钢的最佳处理规范	晶粒细化；过剩碳化物溶解；残余奥氏体增多；变形大	晶粒细化；韧性和冲击抗力较高
E	只适合于细晶粒钢	晶粒未细化；过剩碳化物已溶解；残余奥氏体增多；变形小	晶粒没有细化；但硬度有所提高
F		晶粒未细化；如与扩散处理配合，过剩碳化物可消除，残余奥氏体少；变形小	同 E

选定渗碳后热处理工艺方法的原则是：

1) 渗碳零件所用的钢材类别。如果用粗晶粒钢，为了消除渗碳中形成的粗大晶粒，选用双重淬火工艺 D 可获得最佳效果。由于通过合金化使大多数渗碳钢成为细晶粒钢，所以在目前的生产中，广泛采用的工艺是渗碳后重新加热一次淬火工艺 A 和渗碳后预冷直接淬火工艺 E。

2) 组织、性能要求。例如要求心部组织细化，有较高的强度和韧性的配合，可选用工艺

C。又如要消除渗层中过剩碳化物沿晶界形成的网状组织，提高渗层的强度，可选用工艺 C 或 D。此外，如果要求表面层耐磨性高、残余奥氏体少、淬火变形小，可选用工艺 A。

3) 生产效率和经济效益。为了缩短生产周期，提高劳动生产率，节省能源消耗，降低生产成本，应尽量采用工艺 E 而避免采用工艺 D。

4) 渗碳方法与设备。连续作业炉渗碳和液体渗碳多半适宜采用预冷直接淬火工艺 E，而滴

注式气体渗碳的周期作业炉一般难以采用直接淬火的工艺E。

综上所述,渗碳后热处理涉及的因素较多,应当结合钢种、组织性能要求、经济性、设备条件等方面的具体情况合理选择。

6 模具钢渗碳热处理的缺陷

模具钢渗碳质量与化学热处理和随后热处理工艺相关,常发生的热处理缺陷有:

(1) 表面硬度不足

渗碳件淬火后,要求表面硬度必须达到规定的58~63HRC,若低于这一范围的下限值,就是硬度不足,造成这一缺陷的原因有以下几方面:

1) 渗层碳浓度偏低 如果表面碳浓度低于0.8%,淬火后马氏体中碳的过饱和程度小,甚至不能得到马氏体组织,其硬度必然偏低。防止的办法是渗碳时,不使炉气碳势低于0.9%;要注意校正炉温,以保持正常的渗碳温度;对炉气压力、渗剂滴量、密封状况要经常检查,以保证渗碳气体成分稳定、通畅流动。此外,装炉时零件渗碳表面之间要留出间隙以及注意是否有碳黑覆盖在零件表面上阻碍渗碳。

2) 表面层有网状碳化物或内氧化层 因碳化物网和金属氧化物周围的基体中碳和合金元素的浓度不足,淬火加热时,这部分奥氏体处于贫碳、贫合金元素状态,所以冷却中会产生非马氏体转变,如易于出现屈氏体组织,导致淬火后硬度不足。防止的办法是要控制渗碳后的冷却速度,冷却过慢会析出网状碳化物,或者是通过正火、两次淬火来改善或消除网状碳化物;对内氧化形成的氧化物难以消除,主要是渗碳时要减少炉气中的氧化性气体,装炉前要将零件表面的氧化皮清除干净,以及要防止空气侵入炉内,以保证在高温下无氧原子渗入表面层。

3) 表面脱碳严重 表面脱碳层淬火后会出现铁素体或其他非马氏体组织,使表面硬度很低。防止的方法是渗碳后冷却时要在冷却箱内添加少量的渗碳液,形成保护性气体,防止箱内空气和零件表面发生氧化脱碳作用。此外,淬火加热或渗碳后进行其他处理的加热,如正火、高温回火加热等,都要注意防止表面产生氧化脱碳。

4) 淬火工艺不当 淬火加热温度过高或过

低;淬火介质选择不当或介质温度太高等工艺上的差错都有可能造成淬火得不到马氏体组织,从而使硬度达不到要求。防止的方法是要正确地制定淬火工艺和避免工艺操作上的差错。

5) 表面残余奥氏体量过多 淬火后,如果残余奥氏体量太多,会使硬度明显下降。解决的办法是淬火温度不能太高,淬火冷却前进行适当的预冷;通过淬火后的冰冷处理可以使残余奥氏体转变为马氏体,使表面硬度提高。

(2) 心部硬度超差

渗碳件一般都要要求心部具有较好的强韧性,硬度值为32~48HRC比较合适。偏离这一硬度范围的超差有偏高、偏低和不稳定等三种类型。

1) 心部硬度太高 一般是由于淬火温度偏高而引起的。只要适当降低淬火温度便可得到解决,如降至 $A_{c1} + 40 \sim 60^{\circ}\text{C}$ 淬火,硬度可降低1~2HRC硬度单位。当心部硬度稍高一点时,可不必降温淬火。因降温淬火时,中心有时会出现铁素体,对强韧性不利,所以应尽量避免用降温淬火这一方法。

2) 心部硬度偏低 主要是心部的游离铁素体太多。产生的原因是多方面的,如材料的淬透性太差,淬火时心部奥氏体会分解出游离铁体,而无法形成低碳马氏体;淬火加热温度太低,铁素体未溶入奥氏体中,淬火后铁素体被保留下来;淬火剂冷却能力太差,冷却速度低于心部淬火所要求的临界淬火速度,使心部淬不上火。只要正确选择零件材料、适当提高淬火加热温度、注意淬火剂的温度不要太高并能使其充分对流,心部的游离铁素体便可得以减少或基本消除。

3) 心部硬度不稳定,时高时低 造成这种现象的主要原因是:材料化学成分不稳定;淬火温度波动太大;淬火剂的流动速度、温度不稳定。只要严格控制原材料质量、对淬火温度校准并严格控制、注意保持淬火剂的冷却能力,便能使心部的硬度值达到稳定的要求。

(3) 渗碳层厚薄不均

渗碳层太厚对直径小、厚度薄的部分会损害心部应有的强韧性。造成渗层厚度太大的原因主要是:渗碳温度太高;保温时间过长;滴量大、碳势高等工艺操作上的问题所引起的。只要合理调整、控制这些工艺参数便可得到克服。

渗层太薄对表面强度、硬度,特别是疲劳强

度等性能也有不利的影响。渗层太薄的主要原因是：渗碳温度过低；保温时间太短；炉内气体碳势低或炉子密封不好等方面的因素影响的结果。可通过调整渗碳温度、时间、渗剂滴量和提高炉子的密封性，便能加以防止。渗层薄了可以补渗，温度应比原渗碳温度低 20~40℃，时间可按原渗碳速度的 1/2 计算。

表面渗层不均匀的情况有两种：一是渗层的深度不均匀；二是渗层碳化物分布不均匀。渗层不均匀会导致硬度、耐磨性、疲劳强度的不一致；同时也会造成变形量的不均匀，产生内应力。造成这种缺陷的原因主要是：零件渗碳时表面不清洁，表面有锈斑、油垢；炉内渗碳气体流动不均匀；零件彼此间的间隔太小；零件表面有碳黑等多种因素引起的。只要渗碳前仔细清理零件表面、注意装夹具的方法、定期清除炉内碳黑便能得到克服。

(4) 晶粒粗大

模具渗碳要在高温下长时间加热，奥氏体晶粒的尺寸易于增大，其转变产物如马氏体针叶、残余奥氏体和其他组织都会相应变粗。零件的机械性能如弯曲、接触疲劳强度、冲击韧性、延伸率和断面收缩率等都会随着晶粒的粗化而下降。同时，晶粒粗化更易引起变形和裂纹的产生。

渗碳件晶粒粗大的防止措施是：选用晶粒不易长大的本质细晶粒钢材；合理确定渗碳温度及保温时间；渗碳前的预备热处理采用高于渗碳温度的均匀化正火；正确选用渗碳后的淬火方法。

消除晶粒粗大所产生的不良影响可用以下几种方法：

1) 当渗层中马氏体粗大、残余奥氏体过多时，可重新加热到稍高于 A_{c1} 的温度下进行淬火，或快速加热表面淬火，均可使表层马氏体细化和减少残余奥氏体。

2) 当心部晶粒粗大时，可加热至 $A_{c3} + 30 \sim 50^\circ\text{C}$ 淬火，经过重结晶使晶粒细化；对本质粗晶粒钢可通过两次淬火的方法来细化，第一次淬火细化心部晶粒，第二次淬火细化表层的晶粒。

3) 当心部和表面渗层的晶粒都粗大时，可采用两次淬火的方法来细化晶粒。

(5) 表面层内氧化、脱碳和腐蚀

炉气中氧化性气体如 O_2 、 H_2O 、 CO_2 气过多

或炉子密封性不好有空气侵入以及零件表面有氧化皮等，都会导致渗碳过程中发生内氧化。在高温下吸附于零件表面的氧可沿奥氏体晶粒和亚晶粒边界扩散，向表层渗入并与和氧有较大亲和力的金属元素如 Ti、Si、Mn、Al、Cr 发生氧化反应形成金属氧化物，造成氧化物附近基体中的合金元素浓度降低，淬透性变差，淬火后出现屈氏体组织，导致硬度和疲劳强度下降。

防止内氧化的方法是：使用含钼的钢材，钼对金属氧化物有还原作用，当钢中的 $\text{Mo}/\text{Cr} = 1$ 时，可避免内氧化，Cr-Ni-Mo 钢中的 $\text{Mo}/\text{Cr} = 0.4$ 就能消除内氧化；在工艺操作上，渗碳前将零件表面的氧化皮、锈斑清除干净；严格控制炉气中的氧化性气体的含量；注意防止渗碳冷却和淬火加热过程中产生氧化等方面的措施均能减少或防止内氧化。

减少或消除内氧化不良后果的办法有：在渗碳结束前向炉内通入 5%~10% 的氨气，氮化处理 10 min 即可恢复内氧化损失的淬透性；通过珩磨、磨削加工、电解抛光、喷砂和喷丸处理去除表面氧化物和减少氧化物层厚度均可减轻或克服内氧化的有害影响。

脱碳主要发生在渗碳后的冷却、淬火加热过程中；此外，内氧化过程也伴随有脱碳作用。轻微脱碳，淬火后会出现屈氏体、索氏体组织；严重脱碳，淬火后表面层内会出现铁素体组织。脱碳将导致表面硬度、耐磨性、疲劳强度明显降低。克服脱碳的不良后果可进行补充渗碳，使表面恢复所要求的碳浓度。

造成渗碳件表面产生腐蚀的原因主要是渗碳介质不纯，如含有硫等腐蚀性物质；其次是零件表面粘附的腐蚀性物质没有清除干净。零件表面的腐蚀麻点对耐磨性，特别是对疲劳强度具有较大的损害。浅层腐蚀通过磨削加工可以消除，喷砂、喷丸处理也可减轻腐蚀的有害影响。

(6) 渗层中的网状碳化物

渗层中出现大块状或粗大网状碳化物会导致渗层变脆，易于造成裂纹和剥落，磨削加工时易于形成磨削裂纹，危害很大。

产生这种缺陷的主要原因有以下几方面：

1) 渗碳时碳势太高，扩散时间短，使渗层的碳浓度过高。解决的方法是：减少渗剂滴量，降低炉内碳势；延长渗碳后期的扩散时间；适当

提高渗碳温度，加速扩散。

2) 淬火加热温度过低或预冷时间太长。加热温度低，块状和网状碳化物不能充分溶入奥氏体中；预冷时间过长会使碳化物沿奥氏体晶界析出并聚集粗化。解决的方法是：提高淬火加热温度、或采用两次淬火、或淬火前先高温正火，使块状和粗大的网状碳化物均匀溶入奥氏体中，淬火后即可消除；缩短预冷时间，防止碳化物沿奥氏体晶界析出形成网状碳化物。

此外，渗碳后冷却太慢也会形成网状碳化物，在冷却箱壁的夹层内或蛇形水管中通入循环水加快冷却速度，可以减少网状碳化物的形成。

(7) 磨削裂纹

渗碳件表面易于引起磨削裂纹的组织缺陷是过多的残余奥氏体、粗针叶马氏体和大块状、网状碳化物，其原因是：

1) 在磨削加工中必然会产生大量摩擦热，使表面温度升高，造成残余奥氏体转变为马氏体，增加了表面层的拉应力而导致开裂。同时，由于残余奥氏体的导热性能比马氏体差，过多的残余奥氏体使磨削散热速度减慢，表面升温速度加快，应力加大，促使裂纹倾向加剧。

2) 粗针叶的马氏体组织内应力大，强度低，而且马氏体组织内的显微裂纹也可能是磨削裂纹的裂源，从而增大了磨削裂纹的倾向。一般粗大马氏体必然伴随着大量的残余奥氏体，因而更加易于产生磨削裂纹。

3) 大块状和粗网状碳化物增加了表面脆性，降低了强度，特别是沿晶界处的强度、韧性极差。而且碳化物的导热系数只是残余奥氏体的一半，磨削散热能力更低，因此也易于形成磨削裂纹。由于磨削裂纹易于沿晶界扩张，一般成龟背状，所以常称为龟裂。

(8) 渗层残余奥氏体过量

渗层淬火后，过量的残余奥氏体会导致硬度下降，使耐磨性和尺寸稳定性变差。同时，伴随残余奥氏体存在的马氏体的针叶粗大，也会使强度和韧性降低。应当指出，渗层完全由马氏体和碳化物组成也不好，因为这种组织硬而脆，强度韧性极差。所以，表层中有适量的残余奥氏体有利于提高渗层的韧性、接触疲劳强度和改善啮合条件，增大接触面积。由此可见，随着零件承受载荷和工作条件的不同，残余奥氏体也应有不同范围的要求，通常认为残余奥氏体量在 20% 以下是允许的。

引起过量残余奥氏体的原因有以下几方面：

1) 钢中的合金元素多 Cr、Mn、Ti、V、Mo、W、Ni 等元素溶入奥氏体中，增加了奥氏体的稳定性，促使淬火后残余奥氏体量增多。

2) 渗层碳浓度过高 渗碳气体碳势过高和渗碳温度偏高，都会使溶入奥氏体中的碳量增加，而造成淬火后残余奥氏体量过多。

3) 淬火温偏高 加热温度越高，溶入奥氏体中的合金元素和碳量均会增加，奥氏体的稳定性也越高，从而导致淬火后残余奥氏体量增加。

4) 淬火剂温度偏高 淬火剂的温度越低，淬火冷却的终止温度离马氏体转变终止点 M_f 也就越近，马氏体转变进行越充分，残余奥氏体就越少。反之，淬火剂温度高了，则残余奥氏体量也就多了。

可通过调整炉气碳势，降低渗碳、淬火和冷却介质温度来减少和防止残余奥氏体量过多。对渗层中的过量残余奥氏体，可采用重新加热淬火、双重淬火和淬火后冰冷处理等方法来减少。为了使渗层中有适量的残余奥氏体，而又不使马氏体针叶粗大，合理地选用钢材极其重要。

第 10 章 模具钢的渗氮及氮碳共渗

1 模具钢的渗氮

1.1 渗氮工艺

渗氮亦称为氮化，是将钢铁零件放在渗氮介质中，在一定温度下保温，使氮原子渗入零件表面层的热处理工艺。经氮化处理的零件具有以下特点：

1) 高硬度和高耐磨性 对 38CrMoAlA 等氮化钢制零件，氮化后的表层硬度可以提高到 1 000~1 200HV，相当于 70HRC 左右。这显然是一般淬火或渗碳淬火处理达不到的。尤其可贵的是，这种高硬度可在 500℃ 左右长期保持不下降。由于硬度高，耐磨性也很好，能抗各种类型的磨损。

2) 较高的疲劳强度 氮化后，零件表面形成的各种氮化物相的比容比铁大，因此氮化后表面产生了较大的残余压应力。表层残余压应力的存在，能部分地抵消在疲劳载荷下产生的拉应力，延缓疲劳破坏过程，使疲劳强度显著提高。同时氮化还使工件的缺口敏感性降低。一般合金钢氮化后，疲劳极限可提高 25%~35%；有缺口的试样，可提高 2~3 倍。

3) 较高的抗咬合性能 一些承受高速相对滑动的零件很容易发生卡死或擦伤，而氮化零件在短时间缺乏润滑或过热的条件下，仍能保持高硬度，具有较高的抗咬合性能。

4) 较高的抗蚀性 氮化后零件表面形成了一层致密的化学稳定性较高的氮化物层，显著地提高了抗腐蚀性能，并能抵抗大气、自来水、水蒸汽、苯、油污、弱碱性溶液的腐蚀，保持了良好的抗蚀性。

5) 变形小且具有规律性 因为氮化温度低，一般为 480~580℃，升降温速度又很慢，零件心部也无组织转变，仍保持调质状态的组织，所以氮化后的零件变形很小，而且可按变形的规律加以掌握和控制。

氮化的缺点是由于氮化温度低，所以氮化速

度远比其他化学热处理如渗碳的低得多。例如获得 1 mm 深的渗层，用渗碳处理，只要 6~9 h；而获得 0.5 mm 深的氮化层，用普通气体氮化，需要 40~50 h。所以氮化是一种成本高、费时、费电、效率极低的热处理工艺。另外，氮化处理一般只适用于某些特定成分的钢种，如含有 Cr、Mo、Al、W、V、Ti 等合金元素的钢种，否则难以达到氮化处理对性能的要求。

尽管有这样的缺点，但随着工业的高速发展，对机件的要求越来越高，而这些要求往往用普通的热处理甚至渗碳也无法满足，因此氮化仍在工业中得到较广泛的应用。

渗氮的模具一般用含强氮化物形成元素（如铝、铬、钨、钼、钒等）的钢号（Cr12MoV、3Cr2W8V、4Cr5MoSiV、4Cr5W2SiV、38CrMoAl 等）制造。在渗氮过程中，当氮原子进入工件表面层后，首先与钢中强氮化物形成元素结合形成极稳定的氮化物，如 AlN、CrN、Mo₂N 等。此外，钢中含有少量的钼，可以防止或减轻在长时间渗氮过程中产生回火脆性。因为铁在钢中的含量最多，有相当多的一部分氮与之形成氮化铁。氮化铁有 Fe₄N 和 Fe₂N 两种，前者为面心立方结构，叫 γ' 相，后者为密排六方结构，叫 ε 相。实际上，渗氮层中的白色层，视氮含量的多少可以看作是 Fe₂N 和铁或氮的固溶体，称为 ε 相。所有这些铁及其他元素形成的氮化物，如以极度弥散的状态分布在渗氮层内，将阻止渗氮层金属的塑性变形，赋予以高硬度及其他力学、物理和化学性能。相反，若是这些氮化物聚集成较大颗粒，则除使表面层变脆外，对其他性能的影响并不显著。

影响渗氮层深度、硬度和其中浓度梯度等的主要因素为钢的化学成分、渗氮温度和时间，以及氮剂供给新生活性氮原子的状况。

钢中的碳对渗氮时氮的扩散有显著的阻抑作用，因此，随着碳含量的增加，渗层的深度将减小，其中氮浓度的梯度却将增大，如图 6.10-1 及图 6.10-2 所示。强氮化物形成元素由于与氮形

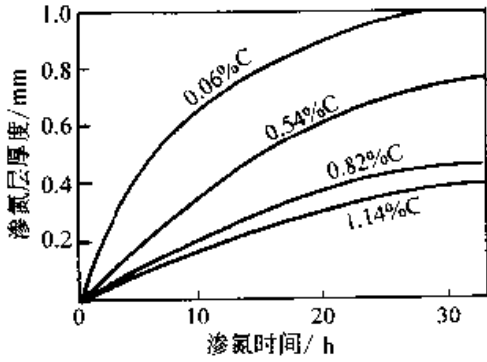


图 6.10-1 钢中的碳含量对渗氮层厚度的影响

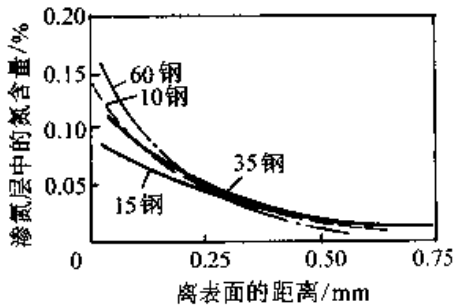
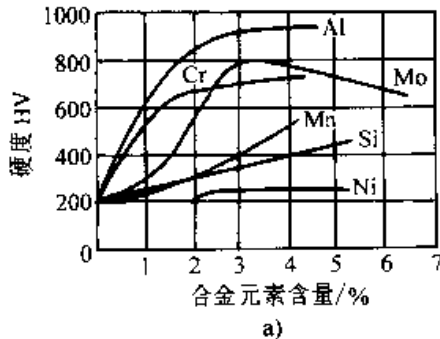


图 6.10-2 钢中的碳含量对渗氮层中的氮含量的影响



成稳定的氮化物而将其固定住使之难于向工件内部扩散，因此也起到阻抑氮向工件内部扩散的作用，结果也将减小渗氮层的深度和增加其浓度梯度。实验数据证明，凡能形成最稳定氮化物并极大弥散分布的元素，也将使渗氮层获得最高的硬度，如铝、铬等。相反，不形成氮化物的元素，如镍、硅等，对氮化层的硬度几乎没有什么影响。图 6.10-3 所示为钢中合金元素对渗氮层硬度和厚度的影响。

图 6.10-4 表示氮化温度对表层最高硬度、氮化层深度的影响。可以看出，随着氮化温度的升高，表面硬度降低。当温度超过 560~580℃ 时，硬度下降更加明显。这是因为氮化后的表面硬度主要决定于氮化物的弥散度，氮化物的弥散度越大，则硬度越高。500℃ 以下，氮化物的聚集不显著，温度对氮化物弥散度影响较小，故硬度变化不大，氮化后表面有高的硬度值；温度超过 560~580℃，氮化物迅速聚集长大，弥散度减小，氮化层表面硬度也显著降低。

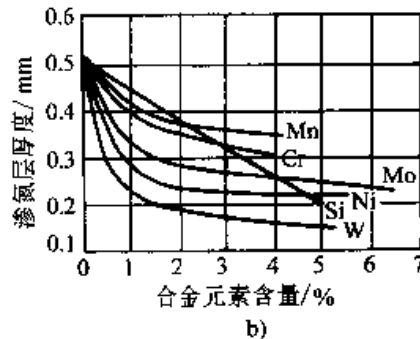


图 6.10-3 钢中合金元素含量对渗氮层硬度和厚度的影响

a) 对硬度的影响 b) 对厚度的影响

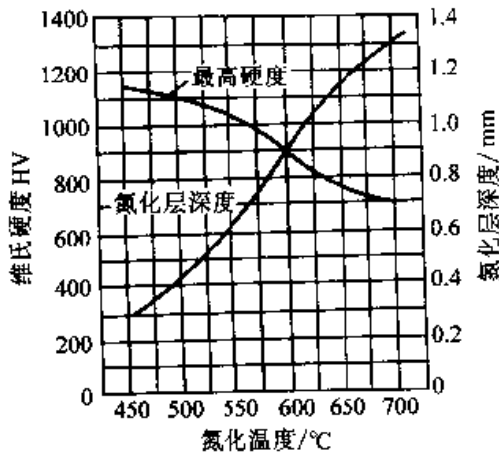


图 6.10-4 氮化温度与表面硬度、氮化层深度的关系 (氮化时间: 50 h)

随着氮化温度的升高，氮原子的扩散速度显著增大，同时也加快了渗层对活性氮原子的吸收过程，因此氮化层深度也随着增加。但是，随着氮化温度的升高，氮化零件的变形量也随着增大。

确定氮化温度时，应综合考虑温度对氮化层表面硬度、渗层深度及变形量的影响，常在 480~560℃ 范围内选择。形状复杂、表面硬度要求高的精密零件可取下限温度。为了不影响零件心部的机械性能，氮化温度一般应低于调质回火温度 40~70℃。

在生产上，为了加快氮化速度，又保证硬度不降低，发展了各种分段氮化工艺。如 38CrMoAlA 钢

制气缸筒,要求氮化层深度0.5~0.8 mm,硬度HRA \geq 80,第一阶段采用低温(510 \pm 5 $^{\circ}$ C 12 h),高氮势(或低分解率);第二阶段用550 \pm 5 $^{\circ}$ C,50 h,低氮势(或高分解率);也可用525 $^{\circ}$ C+540 $^{\circ}$ C两段氮化工艺。生产中还有低温-高温-低温或低温-高温-高温的三段式氮化法。对于不锈钢等高合金钢氮化,由于氮原子在这类钢中扩散困难,不易得到较深的渗层,一般都采用较高的氮化温度(550~650 $^{\circ}$ C)以提高氮化速度。

氮化温度一定时,氮化保温时间的确定主要取决于所要求的氮化层深度。图6.10-5为38CrMoAlA钢在不同氮化温度和氮化时间下对氮化层深度和硬度的影响。随着氮化时间的延长,氮化层的深度不断增加,并呈抛物线规律变化,见图6.10-5a,即开始增加的速度快,随着时间的延长,渗层深度增加得越来越慢。过长的氮化时间对提高渗层深度效果不明显。温度不同,渗层深度增加的速度也不同。温度越低,增加的速度也越慢。因此,在较低的氮化温度下(例如500 $^{\circ}$ C),要想得到较深的渗层是不可能的;只有提高氮化温度,才能获得较深的渗层。但是,当氮化温度超过500 $^{\circ}$ C时,氮化温度越高,渗层能达到的最高硬度值就越低,而且随着

时间的延长,硬度迅速下降。

因此,氮化保温时间是一个受多因素影响的工艺参数,一般要通过生产实践摸索,才能正确地确定。经验表明,38CrMoAlA钢在正常氮化温度(510~560 $^{\circ}$ C)下,氮化层深度为0.4 mm以内时,平均氮化速度为0.015~0.02 mm/h;氮化层深度在0.4~0.7 mm时,氮化速度为0.05~0.015 mm/h。渗层更深时,渗速更慢。

氨分解率高低直接影响着零件表面吸收氮的速度。分解率过高,炉气中氮和氢所占的体积大,零件表面吸附大量的氢,将妨碍零件表面对氮的吸收,使表面氮浓度降低,氮化层硬度及深度减小;如果分解率过低,大量的氨来不及分解,提供的活性氮原子太少,也会降低氮化速度。因此,氨分解率是氮化工艺中一个重要的工艺参数。

氨气分解率取决于氮化温度、氨气流量、炉内压力、零件表面积及有无催化剂等因素。实践表明,对应于一定的工艺温度,氨的分解率有一个比较适宜的范围。一般氮化温度选择在510~530 $^{\circ}$ C时,氨分解率控制在25%~45%较好。在氮化过程中,经常采用调节氨流量的方法来控制分解率。

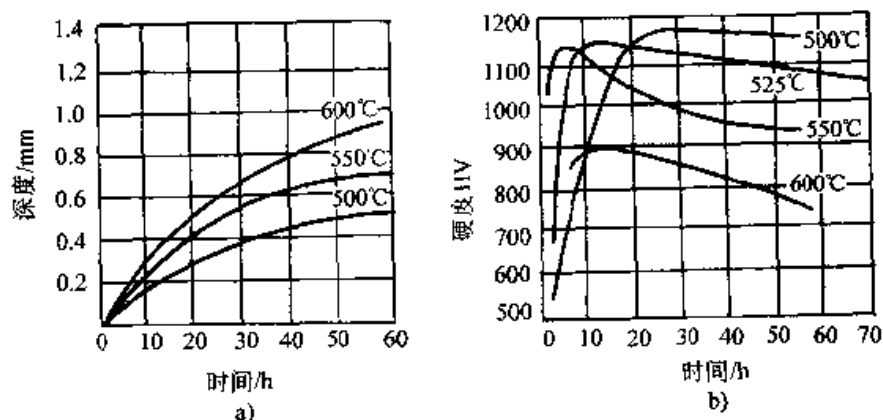


图6.10-5 38CrMoAlA钢氮化层硬度及深度与温度和时间的关系

1.2 气体渗氮

气体渗氮是把钢制工件放在含氮的气体介质里,在适当温度范围(一般在500~570 $^{\circ}$ C)内进行渗氮处理。当含氮气体(通常是氨气)分子与工件表面接触时,将部分分解,产生新生活性氮原子。这些新生氮原子吸附在工件外表面,固溶入表面层并向内扩散,在遇到氮化物形成元素

时,则优先地和强氮化物形成元素化合生成氮化物表面被固定住。

氮化处理是工件制造过程中的最后一道工序,工件氮化后只进行精磨或研磨加工。为了保证心部有良好的综合机械性能,消除加工应力,减小氮化变形以及为氮化作好组织准备,工件在氮化前一般都要进行预备热处理。结构钢氮化前常用的预备热处理是调质处理,以获得回火索氏

体组织。如果原材料表面的脱碳层未全部加工掉,氮化后,由于氮在铁素体中有较大的扩散速度,致使工件表面脱碳层铁素体中含有较高浓度的氮,从而得到较厚的针状或鱼骨状高氮相。具有这种组织形态的渗层,脆性及对裂纹的敏感性很大,是渗层中不允许存在的缺陷组织,因此氮化前一定要去净原材料表面的脱碳层和回火时形成的氧化皮。此外,为保证工件的渗氮质量,还要进行非氮化面的防护,通常可采用电镀金属法、热镀锡法和涂料法。

渗氮气体一般采用脱水氨气。当一切装置妥善并将通气管道接通后,首先应开启氨气的导入阀门,使氨气流入密闭的马弗箱内以驱除其中的空气,同时可将炉加热至不超过 150°C ,以防止工件表面被氧化。待马弗罐内空气被驱除到少于10%后,即可将渗氮炉加热至预定的渗氮温度,并调整氨气的流量,使其在马弗罐中的分解率在15%~30%之间。氨气的分解率可由分析导出废气中 NH_3 、 H_2 及 N_2 的含量求得。

气体渗氮所需新生活性原子氮是由与工件热表面接触的氨分子分解而产生的。其数量一般决定于氨的分解率,也间接地受渗氮温度、氨气的流速和与工件接触面的大小等因素的影响。渗氮温度和时间应根据工件所要求的渗氮层深度和表面硬度而定。一般地讲,渗氮温度偏低,总渗氮层深度偏低,而硬度偏高;反之,则渗氮层较深而硬度偏低。如渗氮温度固定,则渗氮层随渗氮时间增加而加深。为了减小白色 ϵ 相层深度和节约氨气及渗氮时间,多采用分段渗氮法,在不同的阶段,采用不同的分解率及渗氮温度,以分别获得一定的渗氮层硬度和深度。

生产上常用的三种渗氮工艺是等温氮化法、二段氮化法和三段氮化法。

等温氮化是指在同一氮化温度下,长时间进行保温的氮化方法。温度一般在 $480\sim 530^{\circ}\text{C}$ 之间,氮分解率为20%~50%。这种工艺适用于氮化深度浅、变形要求严格,而且对硬度要求较高的零件。对于一些特殊的零件,为了不降低中心的机械性能,也可选用温度低的等温氮化。为了使渗层的硬度梯度变得尽可能平缓,增加渗层的深度,可在氮化过程前期,用较低的氨分解率(18%~25%)。使工件表面迅速吸收大量氮原子,提高表面的氮浓度,从而形成弥散度大的氮

化物,以提高表面的硬度。氮化的第二阶段可提高氨的分解率(一般30%~40%),使炉气中活性氮原子得到稀释,表层的氮浓度不致进一步提高,而且还使氮原子不断地向内层扩散,增加了渗层的厚度。

为了降低氮化层的脆性,在氮化结束前2h进行退氮处理,使氮继续向内层扩散,以降低表面的碳浓度。此时可将氨分解率控制在70%以上。

二段氮化法是把渗氮过程分为两个阶段。第一阶段的温度和氨分解率与等温氮化法基本相同,也是 $510\sim 520^{\circ}\text{C}$,氨分解率控制在18%~25%,目的是使工件表面形成弥散度极高的氮化物,增加表面硬度。第二阶段把温度提高到 $550\sim 570^{\circ}\text{C}$,氨分解率控制在40%~60%之间,目的是加速氮在钢中的扩散,以增加氮化层深度。由于第一阶段形成的氮化物稳定性高,在第二阶段稍提高温度时,氮化物不会显著聚集长大,因此硬度下降不多,而且可使氮化层的硬度分布趋于平缓。

由于二段氮化法可在保证较高硬度的前提下缩短氮化时间,硬度梯度平缓,而且可以减薄表面的白亮脆性化合物,因此在生产上得到广泛应用,一般要求氮化层较深的零件,三段氮化法是在二段氮化的基础上发展起来的。它的特点是第二阶段的温度比二段氮化的更高一些,一般为 $560\sim 580^{\circ}\text{C}$,以进一步提高氮化速度,达到一定氮化深度后,再将温度降至相当于第一段的温度或稍高的温度下继续氮化,使表层氮浓度达到最佳浓度,而不致使表面硬度过低。

三段氮化的工艺过程不太容易控制,尤其是在硬度和变形量方面,往往容易出现超差,所以在生产应用上受到了一定的限制。

表6.10-1是等温氮化与分段氮化的比较。

表6.10-1 等温氮化与分段氮化的比较

氮化方法	氮化工艺规范			氮化层深度 /mm	表面硬度 HV
	温度 / $^{\circ}\text{C}$	时间 /h	氨分解 率/%		
等温氮化	510	20	15~25	0.51~	1 037
		52	20~30	0.56	
二段氮化	I 520	24	15~25	0.56~	959
	II 550	48	30~40	0.63	

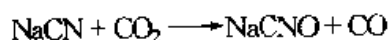
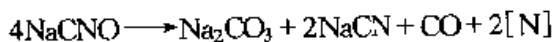
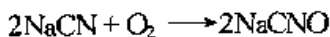
续表 6.10-1

氮化方法	氮化工艺规范			氮化层深度 /mm	表面硬度 HV
	温度 /℃	时间 /h	氨分解 率/%		
三段氮化	I 510	22	15~25	0.65~ 0.74	856
	II 560	45	35~50		
	III 540	6	30~40		

渗氮完毕后即可切断热源，并采取措施使渗氮炉及马弗箱较快地冷却下来。在冷却过程中，应继续并加大氨气通入马弗箱的流量。这样，可以保持马弗箱内气体的正压，防止空气渗入箱内，同时也可以降低氨气在箱内的分解率。待箱温降至 150℃ 以下，箱中氨气分解率降至约 5% 时，可停止向马弗箱内送入氨气而以空气代之，至箱内氨气排除净尽，始可将马弗箱由炉内取出打开，将工件取出。必须注意，不应在较高温度或氨气分解率尚高时向马弗箱内送入空气以驱除其中的氨气，也不应在高于 150℃ 时打开马弗箱。不然，工件表面也将变色，降低渗氮质量，甚至有导致爆炸的危险。在整个渗氮过程中，应随时检查、防止氨气由管道及马弗箱中逸出危及工作人员的人身安全。

1.3 液体渗氮

液体渗氮是把工件浸入可以产生新生活性氮原子的盐浴中进行渗氮，渗氮温度亦在 500~570℃ 范围内，盐浴的组成主要是钠和钾的氰化盐、碳酸盐和氯化盐等，产生新生活性氮原子的冷却是氰化盐经时效氧化成的氰酸盐。盐浴中氰化盐的含量根据需要有高（约 97%）、中（约 60%）、低（约 30%）之分，盐浴中的碳酸盐和氯化盐等主要是用来调整和控制盐浴的熔点并增加它的流动性。氰化物氧化和分解产生新生活性氮原子的反应可以以下列反应式表示之：



从上列各反应式可以看出，产生新生活性氮原子是氰酸盐。对不含氰酸盐的新盐浴，必须在 560~600℃ 的温度范围内进行不少于 12 h 的时效氧化，使氰化盐部分氧化成氰酸盐，并使两者

之比维持在 30%~35% 比 15%~20% 之间。此外，从上列各式也可以看出，在盐浴中同时也有新生活性氮原子产生，不过由于渗氮温度在 A_{c1} 以下，工件组织为调质的索氏体或淬火的马氏体，碳在其中的溶解度极小，扩散也极慢，所以和渗氮作用相比，渗碳作用颇为迟缓，可以忽略不予考虑。

采用和气体渗氮相同的渗氮温度和时间，液体渗氮法虽然也可以得到和气体渗氮法相同的结果，但这样作是不经济的。目前的趋势是用气体渗氮法在较低温度下和较长时间内获得较硬和较深的渗氮层；用液体渗氮法在较高温度下和较短时间内得到略软但韧性较好和较浅的渗氮层（一般在 540~570℃，时间约需 10~180 min），所以一般把这种液体渗氮法叫做软氮化法。液体渗氮另一个特点是可以在碳素钢和一些低合金钢模具上获得较满意的渗氮层。用液体渗氮法在渗氮层中不出现 Fe_2N 脆性相，因而渗氮层不脆。同时，渗氮后尺寸变化甚少。因此，该处理后的模具可直接进行装配。

为了加速盐浴的化学活性，扩大可用以渗氮的钢种，以及改进渗氮层的性能和质量，曾发展了一些特殊的液体渗氮方法。其中比较突出的有增压加氮和空气搅拌两种。

增压加氮法是将盐浴密闭起来，而由盐浴底部通入氨气。氨气的通入量以维持一定的正压并使氨的分解率在 15%~30% 范围内。这样可以加速渗氮的进行；对于不含氰酸盐的新盐浴，也不需要进行长时间的时效氧化处理，可以马上使用。甚至可以使不含氰化盐的盐浴（如由 31% BaCl_2 ，48% CaCl_2 及 21% NaCl 组成的盐浴）来进行渗氮。空气搅拌法是以一定的速度向盐内通入空气，使起到搅拌和使盐浴活化的作用。利用这种方法对碳素钢进行渗氮，在 1.5 h 内可获得深约 0.3 mm 的渗氮层。

液体渗氮用盐浴炉构造和加热方式和液体渗碳用的基本相同。工件在放入渗氮盐浴之前，最好先在其他盐浴预热至渗氮温度，然后移入渗氮盐浴，以免降低盐浴的温度和导致部分浴盐凝结在工件表面而影响渗氮质量。

氰化盐及氰酸盐均有剧毒，使用时必须特别注意安全。用尿素代替氰盐等无毒或少毒的新型渗氮剂正不断地出现和发展。

1.4 渗氮新工艺

(1) 高频气体渗氮

高频气体氮化是零件在氮化气氛中用高频感应加热而进行氮化的工艺。高频气体氮化的主要优点是氮化速度快、生产周期短、变形小、表面硬度高、抗蚀性好和耗氮量少等。

高频气体氮化速度快是由于零件在高频磁场中加热速度极高，一般只需要几分钟就能加热到氮化温度；同时，由于零件周围介质的温度较高，只有靠近零件表面的氮才被分解，使有效活

性氮原子数量大大增加；另外，高频交变电流产生的磁致伸缩造成较多的晶格缺陷，有利于零件表面氮的吸收和扩散，从而加速了氮化过程。

高频氮化温度一般在 500~550℃ 时，能得到高硬度的氮化层。当氮化时间为 0.5~3 h 时，氮化速度较快。经高频气体氮化后的组织与普通气体氮化相似，表面硬度很高。例如，38CrMoAlA 钢经 520~540℃ 保温 3 h 的氮化后能获得 0.25~0.3 mm 深的氮化层，其表面硬度为 800~1 000HV，时间可缩短 80% 左右。表 6.10-2 是高频氮化与其他氮化法的效果比较。

表 6.10-2 几种氮化方法的效果比较

氮化法	材料	氮化规范		氮化层深度/ mm	氮化层表面硬度 HV	脆性
		温度/℃	时间/h			
普通氮化法	38CrMoAlA	520±10	17~20	0.2~0.3	≥550	1~2级
普通氮化法	38CrMoAlA	530±10	60	≥0.45	900~1 000	1~2级
离子氮化法	38CrMoAlA	540	8	0.32	894~914	1级
高频氮化法	38CrMoAlA	520~540	3	0.28~0.31	900~1 070	1级

高频气体氮化的缺点是使用范围受高频发生器的容量及感应器的限制。高频气体氮化只有在短时间浅层氮化的情况下，才能显示出它的优越性；当氮化层深度大于 0.2~0.25 mm 时，效果就较差了。

(2) 辉光离子渗氮

辉光离子渗氮主要优点是可以根据零件的特殊要求，通过控制气源中的氮势，在工件表面获得所需要的渗氮层，从而实现提高某种性能的目的，如提高耐磨性、抗蚀性和疲劳强度。具有 γ' 单相化合物层和无化合物纯扩散层的渗氮层（即高韧性渗氮层），其韧性高、硬化效果好。在渗氮层要求不太深的条件下，辉光离子渗氮可以显著地缩短氮化周期。

辉光离子渗氮设备由真空系统、供气（一般为氮气）系统、测温系统及供电系统等四部分组成。

离子渗氮是在真空容器内、在高压直流电场的作用下进行的。首先将工件置于真空容器内。然后充稀薄的含氮气体如氨气或氮气和氢气的混合气体，在低压的气氛中，将钟罩作为阳极，被处理工件作为阴极，在两极之间加高压直流电场，两极间的稀薄气体被电离，此时作为阴极的

工件表面覆盖着一层辉光（辉光的颜色是随充入气体种类的不同而变化的。如充入纯氢，呈淡蓝色；充入纯氮，呈紫红色；充入氨，呈紫蓝色）。它是氮的正离子或氢的正离子得到电子后还原成原子时所产生的光辐射。在高压直流电场的作用下，电子向阳极移动，气体中的正离子向阴极移动，当正离子到达阴极附近时，由于电压剧降，正离子被强烈加速，轰击工件表面，一部分氮离子引起阴极溅射，被溅射出的铁原子与此处的氮原子相结合，形成高氮的氮化铁（FeN）沉积在工件表面上。由于受热和受到离子轰击，FeN 迅速地被分解为低价的铁氮化合物（如 Fe₂N、Fe₃N、Fe₄N）和铁。所放出的一部分自由氮原子扩散到工件内部形成渗氮层，另一部分氮原子返回到辉光放电的气体中重新参与反应。

影响辉光离子渗氮的主要工艺参数如下：

1) 真空度 如果真空度不高，则意味着有空气漏入，空气中的氧在氮化过程中会使金属表面氧化，影响渗氮质量，所以真空度一般抽至 0.066 5 Pa 以上方可送电起辉。

2) 气源 离子渗氮的气源，除一般用氨气外，还可以采用氮和氢的混合气。用氨气作为气源，使用方便。用氮、氢混合气，则可以获得比

使用氨气时更为均匀的温度分布和渗氮层。改变氮和氢的比例，可以改变渗氮层的结构和 ϵ 相层的厚度，当氢气所占的比例越大，则氮化层中的 ϵ 相层越薄。例如，对于 38CrMoAl 钢在含氮量为 8%~12% 的气氛中离子渗氮时，可得 γ' 单相化合物的渗氮层；在氮含量小于 8% 的气氛中离子渗氮时，可得到无化合物的纯扩散渗氮层，而且此临界含氮值不易受渗氮温度和保温时间的影响。

3) 气体压力、气体流量与真空泵的抽气率

气体压力、气体流量与真空泵的抽气率是相互联系三个参数。在气压一定的条件下，真空泵的抽气率越大，氨气的消耗量也就越大。在离子渗氮中，气压选择是最重要的，因为气压对电流密度有直接的影响，气压增加，电流密度加大，而电流密度又影响升温速度与保温温度。实践证明，气压在 133.3~1 333 Pa 范围内部变化，对渗氮层质量影响不大，常用 266.6~799.8 Pa。

4) 电流密度 电流密度的选择主要是根据渗氮温度的要求。在升温阶段，电流密度需要大一些，以加快升温速度，而在保温阶段，电流密度可以小一些。电流密度在 0.5~20 mA/cm² 变化对渗氮层质量没有明显的影响。常用的电流密度为 0.5~3 mA/cm²。

5) 辉光电压 离子氮化所需电压与电流密度，气压，工作温度，阴、阳极间距离等因素有关。在其他参数不变的情况下，电压升高，则电流密度增加，气压增加，则电压下降。在操作时，一般是通过调节电压和气压来达到一定的温度。在离子渗氮保温阶段，常用电压是 500~700 V。

6) 阴阳极之间的距离 在辉光放电时，两极间的距离只要大于辉光厚度就可以维持辉光放电。两极间的距离一般以 30~70 mm 较为合适。

7) 渗氮温度和保温时间 辉光离子渗氮温度和气体渗氮温度大致相同。渗氮保温时间的长短取决于渗氮件的材料以及对渗氮层的硬度和厚度的要求，可以是几十分钟到几十小时。当渗氮时间在 20 h 以内，离子渗氮的速度明显大于气体渗氮；超过 20 h 以后，两种渗氮速度逐渐接近（图 6.10-6）。所以，用离子渗氮处理渗层厚度小于 0.5 mm 的模具最为合适。

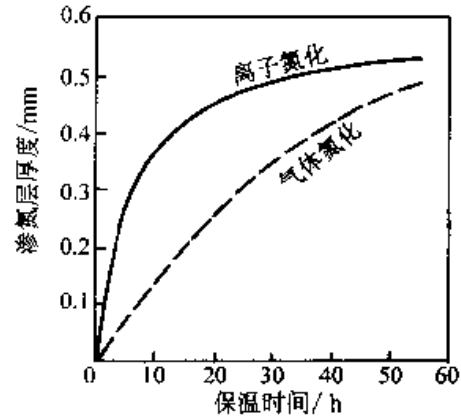


图 6.10-6 38CrMoAl 钢的渗氮层厚度与保温时间的关系

由于离子渗氮是辉光笼罩着整个工件表面，电流分布均匀，所以凹凸面和盲孔等渗氮层厚度都很均匀。正因为如此，工件有保持均匀温度的倾向，故挠曲变形最小。另外，渗氮层的生长与离子轰击以致表面金属溅射起了抵消作用，使尺寸的增加很少，因此，离子渗氮后的工件不需要再进行机械加工。

离子渗氮可用于处理锤锻模，冷、热挤压模、冷冲模、冷墩模、滚丝模、拔丝模等，图 6.10-7 表示了 W18Cr4V、3Cr2W8V、GCr15、T10 钢的离子渗氮层硬度梯度曲线。生产实践证明，经离子渗氮后的模具，其使用寿命显著地提高，氮化工艺见下表 6.10-3。

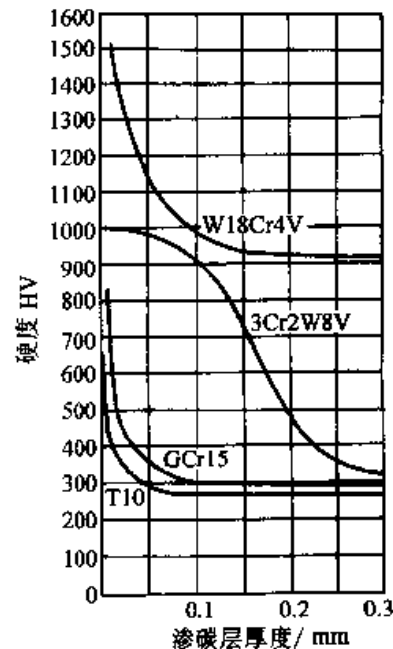


图 6.10-7 T10、GCr15、3Cr2W8V、W18Cr4V 钢用辉光离子渗氮后其渗氮层的硬度分布曲线

表 6.10-3 几种模具钢氮化工艺

材 料	原始状态	氮化温度/℃	保温时间/h
T10	退 火	560	6
GCr15	退 火	560	6
3Cr2W8V	调 质	560	6
W18Cr4V	淬火-回火	540	0.5

其他加速渗氮工艺有电解气相催渗氮化、超声波渗氮、加钛渗氮等,均可使渗氮周期大大缩短,质量进一步得到提高,适用的材料范围进一步扩大。

2 氮碳共渗

氮碳共渗是在 Fe-C-N 三元系共析温度以下 (530~570℃) 对工件表面进行碳氮共渗的一种化学热处理工艺。它以渗氮为主,同时也渗入少量的碳原子。还有一种氮碳共渗的新工艺,称为奥氏体氮碳共渗。由于碳氮能明显地降低铁的同素异构转变温度,因而在 600~700℃ 之间 (此温度范围处在 Fe-N-C 三元共析点之上, Fe-C 系共析点之下) 进行氮碳共渗时,含氮的表层已部分地转变为奥氏体,而不含氮的基体则保持不变。利用此效应发展了在上述温度范围内进行氮碳共渗的工艺。为了区别于 590℃ 以下铁素体氮碳共渗 (软氮化),将该工艺命名为奥氏体氮碳共渗。

与气体渗氮相比较,氮碳共渗有以下特点:

1) 工艺时间短,一般为 1~4 h,而气体渗氮长达几十小时。

2) 在氮碳共渗化合物层的 ϵ 相中,除含有氮以外,还含有少量的碳 (一般可达 2%)。含碳的 ϵ 相除了具有高的硬度、耐磨、耐腐蚀和抗疲劳性能外,还具有一定的韧性,因而软氮化所形成的白亮层一般脆性较小。

3) 气体氮化 (指抗磨氮化) 只适用于特殊的氮化钢,而氮碳共渗不受被处理材料的限制,可广泛用于碳素结构钢、合金结构钢、碳素工具钢、合金工具钢、不锈钢、铸铁、粉末冶金材料等。

氮碳共渗能大幅度提高钢的疲劳强度、耐磨性、抗擦伤和抗咬合能力以及耐腐蚀性,所以模具经氮碳共渗处理,能显著提高使用寿命。

1) 渗层硬度 氮碳共渗最显著的性能特点之一是表面有一层硬度较高的化合物层。一般这一化合物层的厚度较薄,通常为 5~30 μm 。化合物层下面有一层较厚的扩散层。渗层的硬度值与处理的工艺和材料有关。表 6.10-4 为几种常用材料经 570℃、3 h、油冷却、尿素加入量分别为 650~900 g/h 和 500 g/h 条件下,氮碳共渗处理后的表面硬度和渗层深度。可以看出,氮碳共渗后化合物层的硬度与普通氮化的相接近,而普通碳钢也可获得硬度较高的化合物层。

表 6.10-4 几种常用材料氮化层厚度及表面硬度范围

材 料	表面硬度		氮化层厚度/mm	
	HV ₁₀₀	HRC (换算值)	化合物层	扩散层
纯铁	600~750	55~62	0.007~0.020	0.30~0.70
10	550~700	52~60	0.007~0.015	0.20~0.40
20	550~700	52~60	0.007~0.015	0.20~0.40
45	550~700	52~60	0.007~0.015	0.15~0.30
T10	500~650	49~58	0.003~0.010	0.10~0.20
20Cr	650~800	57~64	0.005~0.012	0.10~0.25
40Cr	650~800	57~64	0.005~0.012	0.10~0.20
35CrMo	650~800	57~64	0.005~0.012	0.10~0.20
50CrMo	650~800	57~64	0.005~0.012	0.10~0.20
38CrMoAl	900~1 100	>67	0.005~0.012	0.10~0.20

续表 6.10-4

材 料	表面硬度		氮化层厚度/mm	
	HV ₁₀₀	HRC (换算值)	化合物层	扩散层
3Cr2W8	750~850	62~65	0.003~0.010	0.10~0.18
Cr12MoV	750~850	62~65	0.002~0.007	0.05~0.10
W18Cr4V (淬火)	950~1 200	>68	0.002~0.007	0.05~0.10
W18Cr4V (退火)	750~900	62~67	0.002~0.007	0.05~0.10
QT60-2 球铁	550~750	52~62	0.001~0.005	0.04~0.06
灰铸铁	550~750	52~62	0.001~0.005	0.04~0.06
铁基粉末冶金	400~500	41~49	0.003~0.010	

2) 耐磨性和抗咬合性 耐磨性是氮碳共渗质量的重要指标之一, 它是一项综合机械性能, 其影响因素很多。试验表明, 凡经过氮碳共渗处理的试样, 均具有较好的耐磨性, 与未处理的试样相比, 耐磨性可提高1倍以上。

氮碳共渗后的耐磨性决定于渗层的组织及其致密性。致密的 ϵ 相具有最好的耐磨性, 含氮马氏体次之, 而疏松的 ϵ 相耐磨性较差。当处理温度相同时, 气体氮碳共渗的化合物层较液体氮碳共渗的致密, 因此, 气体氮碳共渗的耐磨性比液体氮碳共渗好。

氮碳共渗时, 钢件表面同时渗入了氮、碳, 使表面得到强化; 同时, 化合物层具有减磨作用, 可使摩擦系数大幅度降低。在有润滑时, 经氮碳共渗处理的钢, 其摩擦系数仅为0.07~0.09; 而未处理钢为0.71。在无润滑时, 前者为0.38~0.48; 后者为0.43~0.78。

3) 疲劳强度 氮碳共渗后疲劳强度有显著提高。这是由于氮化层具有残余压应力, 且氮原子的渗入阻碍了位错的运动, 以致阻碍了疲劳裂纹扩展的结果。

疲劳极限提高的幅度与氮碳共渗后扩散层的厚度及其氮浓度有关, 即直接与氮碳共渗的工艺规范有关。例如, 氮碳共渗后快冷, 钢件表面氮的固溶度增大, 疲劳极限也随之增高; 随着氮碳共渗时间的增加, 扩散层增厚, 疲劳强度也增高。对于含有Cr、Al等容易形成合金氮化物质点的合金钢来说, 氮与合金元素形成合金氮化物而得到极硬的化合物层, 但其扩散层比碳钢的浅, 因此碳钢比合金钢氮碳共渗后疲劳强度提高

的比率要高。有资料介绍, 气体氮碳共渗后疲劳极限提高率一般是: 碳素钢60%~80%, 低合金钢30%~50%, 铸铁20%~60%, 不锈钢25%~35%。

4) 耐腐蚀性 氮碳共渗后工件表面形成化学稳定性较高的白亮层, 具有良好的耐腐蚀性, 与发蓝、镀锌件的耐蚀性相当。

气体氮碳共渗不足之处在于渗层较薄, 硬度梯度较陡, 不宜在重载条件下工作, 但对一些不承受大的载荷而又需要抗疲劳、抗磨损、抗咬合的工件, 氮碳共渗的强化效果十分显著。

常见的氮碳共渗工艺主要有气体氮碳共渗和液体氮碳共渗两种。

2.1 气体氮碳共渗

近年来, 氮碳共渗工艺发展很快, 所用渗剂种类很多, 主要有以下几种:

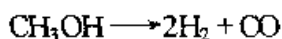
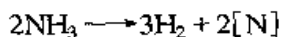
(1) 用吸热型气体与氮气的氮碳共渗法

该法的特点是采用氮气作为供氮气体; 采用吸热式渗碳气体作为供碳气体。将这两种气体按照一定比例一同送到氮化箱内进行氮碳共渗。氮气与吸热型气氛的比例、吸热型气氛的露点对氮碳共渗的组织性能都有影响。通常采用氮气与吸热型气氛的比例为50:50, 吸热型气氛的露点为0℃的渗剂, 能得到质量最好的渗层。

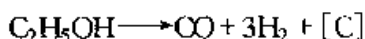
采用这种渗剂进行氮碳共渗, 容易实现自动化, 但设备复杂, 需要增加一个吸热式气氛发生炉, 设备投资大, 只适用于连续作业的大批量生产。

(2) 通氨滴醇气体氮碳共渗法

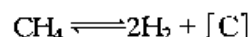
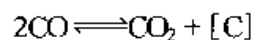
通氨滴醇气体氮碳共渗是在通氨的同时,将甲醇或乙醇直接滴入氮碳共渗炉内的气体氮碳共渗法,气相反应如下:



或 $3\text{CH}_3\text{OH} \longrightarrow \text{CH}_4 + \text{CO} + \text{CO}_2 + 4\text{H}_2$



或 $3\text{C}_2\text{H}_5\text{OH} \longrightarrow 3\text{CH}_4 + \text{CO} + \text{CO}_2 + 3\text{H}_2 + [\text{C}]$
CO和CH₄进一步分解:



甲醇、乙醇在570℃分解后的气相组成见表6.10-5。

表 6.10-5 570℃ 甲醇、乙醇热分解气相成分^①

醇类滴量	炉气成分(体积分数)/%						
	O ₂	N ₂	CH ₄	CO	CO ₂	H ₂ (余量)	H ₂ O
甲醇 8 ml/min	~0	4.15	17.1	16.7	13.0	51.5	微量
乙醇 8 ml/min	0.09	3.71	31.7	16.7	12.0	35.5	少量

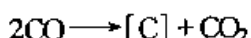
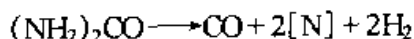
① 试验在RJJ-75型井式炉中进行,用色谱仪分析炉气。

从表6.10-5可以看出,甲醇或乙醇在570℃可分解出大量CO和CH₄等渗碳组分,使气氛具有很强的渗碳能力。

该方法可以通过调节氨与醇的配比来改变渗层的成分、组织和性能。该法用普通井式气体渗碳炉稍加改装即可进行,而且操作简便、容易控制、劳动条件好。

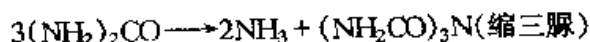
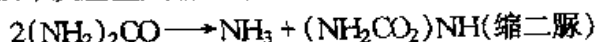
(3) 尿素气体氮碳共渗法

尿素气体氮碳共渗法使用的渗剂是尿素。尿素是一种价廉的农用化肥,又名碳酸氨。常温呈白色结晶粉末,熔点127℃,理论含氮量46.66%,含碳量20%。尿素加热后极易分解,加热到500℃以上时,热分解的主要反应是:



反应中产生的活性氮、碳原子是氮碳共渗的依据。

但尿素在较低温度(130~300℃)时,发生以下反应生成缩二脲,缩三脲:



缩二脲和缩三脲在软氮化温度范围内是固体物质,不易进一步分解,因此必须防止它们的形成。

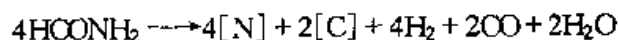
尿素价格便宜,货源充足,所以得到广泛的应用。使用单一尿素的缺点是尿素分解时(在一定温度下)其氮气的比率是一定的;而在不同材料不同性能要求的情况下,难以在一定范

围内对气氛中的碳、氮活性原子的浓度进行调整。

4) 滴注式气体氮碳共渗法

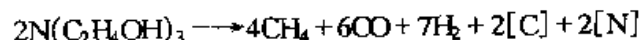
本法常用的渗剂是含有碳、氮的有机液体,如甲酰胺、三乙醇胺、尿素和甲醇等。

甲酰胺是无色油状液体,在400~700℃时,热分解主要反应为:



甲酰胺热分解温度低,在氮碳共渗温度范围内分解得比较完全,氮化过程中产生的碳黑很少;甲酰胺理论含氮量为31.1%,含碳量为26.7%,因此氮化速度较快,氮化效果明显;甲酰胺粘度小,滴量容易控制,易于操作,所以在生产中得到了广泛的应用。

三乙醇胺常温下是一种粘稠液体,在500~900℃时热分解主要反应为:



三乙醇胺的理论含氮量为9.4%,含碳量48.3%,在氮化温度下,即使和酒精以1:1稀释,也会产生较多的碳黑,致使氮化时间稍长,就会堵塞管道,影响氮化正常进行。三乙醇胺粘度较大,氮化时,滴量不易控制,使操作困难,在使用上受到限制。

生产上可以根据不同的材料和性能要求选用不同配比的渗剂滴入到氮化炉中,并可随时改变其滴量,以达到灵活调整炉气的成分和活性。渗剂的配比应满足滴剂具有较低的热分解温度(500℃左右)、在常温下粘度小、流动性好、化

学稳定性好、含有所需要的碳量和氮量、价格便宜等条件。

常用渗剂有：100%甲酰胺（排气用甲醇）；30%尿素+70%甲酰胺；100%甲酰胺+氨气；三乙醇胺+乙醇（体积比1:1）。

影响氮碳共渗层质量的工艺参数主要有共渗温度、保温时间、炉压及共渗后的冷却方法。

(1) 氮碳共渗温度

根据Fe-C-N三元状态图可知，Fe-C-N三元合金的共析温度为565℃（ α 、 γ 、 γ' 共存温度），共析点的含碳量为0.35%，含氮量为1.8%。在此温度下，氮在 α -Fe中具有最大溶解度，有利于氮的吸收与扩散，所以氮碳共渗的合适温度为570℃左右。

试验表明，氮碳共渗温度对化合物层厚度、渗层深度和表面硬度有很大影响。随着氮碳共渗温度的升高，化合物层厚度增加。当温度从540℃提高到570℃时，化合物层厚度急剧增加，一般可增加1~2倍；而超过600℃时，化合物增厚的速度仅为0.2~0.7倍。氮碳共渗温度对化合物层的不均匀性和疏松程度也有影响：温度愈高，疏松层愈厚，疏松程度也愈严重（金相评级属D、E级）。这是因为氮碳共渗温度增高，加剧了铁原子的扩散和氮原子的分子化过程。由于铁原子向外扩散，在 ϵ -相内造成铁原子空位，这些空位扩散到晶界上或缺陷处堆积，就形成空孔，所以温度愈高，时间愈长，疏松愈严重；另外，未固溶的活性氮原子分子化也加剧了渗层表面的疏松。

温度对渗层深度的影响规律是：在540~570℃之间，温度愈高，氮和碳在 α -Fe中的扩散系数显著增大，有利于渗层增厚。而在570~600℃之间温度愈高，渗层厚度增厚显著减慢。在某些情况下，渗层深度甚至随温度升高而减小。这是因为在570℃以上形成了 γ -Fe，而氮在 γ -Fe中的扩散系数比在 α -Fe中的小，所以 γ -相的形成阻止了氮向内扩散，使渗层增厚速度减慢。

氮碳共渗温度对表面硬度的影响规律是：当温度从540℃升高到570℃时，温度愈高，表面硬度愈高；但当温度从570℃升高到600℃时，表面硬度反而降低（见图6.10-8）。这是因为化合物层中的 ϵ 相是以 $Fe_{2.3}(C,N)$ 为基的固溶体，

在540~570℃范围内，化合物中的溶氮量和溶碳量随温度的升高而增多，使点阵畸变加剧，提高了塑变抗力。因此，在这一温度范围内，硬度升高与 ϵ -相中的氮、碳浓度增加及 ϵ/γ 两相比比例增加和化合物增厚有关。570℃以上氮碳共渗表面硬度降低是由于 ϵ 相中的碳浓度增加，而氮浓度降低，表面产生严重的疏松所致；另外， γ 相和合金氮化物随温度升高与母相共格性破坏，聚集长大也引起硬度降低。

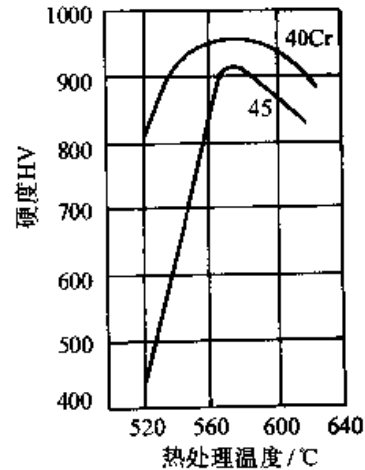


图 6.10-8 氮碳共渗温度对表面硬度的影响

综上所述，钢的气体氮碳共渗最佳温度为570℃，在生产中可视具体情况而定。对于高温回火的工件，为保证心部的硬度要求，氮碳共渗温度比回火温度低10~20℃为宜。例如Cr12MoV钢可选用530~550℃。

(2) 氮碳共渗保温时间

如图6.10-9所示，氮碳化合物层的厚度随处理时间延长也增加。在1~3h内增加很快，继续延长其增长速率显著降低，曲线趋于平缓。这是因为氮碳化合物层增厚和碳在化合物内的含量增加，阻碍氮继续向金属内部扩散。因此用延长时间来增加渗层厚度是有一定限度的。

氮碳共渗时间对表面硬度也有影响，从2h增至3h时，表面硬度均有增加，而从3h增至4h时，有些钢的表面硬度开始降低。这是因为化合物层中氮浓度随氮碳共渗时间延长也增加，使化合物层中 ϵ/γ 相比比例发生变化，同时化合物层的厚度随共渗时间延长也增厚，因而使氮碳化合物层的表面硬度显著增高。当氮化时间超过3~4h后，化合物层出现疏松和氮化物聚集长大，故表面硬度降低。但时间太短，渗层过薄，

也会影响硬度和工件使用寿命。因此,最佳氮碳共渗时间应为3~4h。要求硬度较高的38CrMoAlA钢不宜大于3h,高速钢刀具不允许出现显著的白亮层,只希望获得一定深度(0.01~0.06mm)的扩散层,处理时间应更短一些。

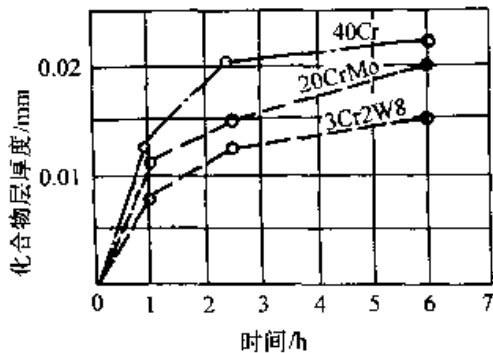


图 6.10-9 570℃ 气体软氮化处理时间对化合物层厚度的影响

研究表明:炉压虽然对渗层的深度影响不大,但显著影响钢的表面硬度。当炉压低于或等于100 Pa时,钢的表面硬度均较低。而当炉压升高到200或300 Pa时,表面硬度明显升高。对此,他们作了如下解释:气体氮碳共渗中活性氮、碳原子来源于气相渗剂的分解,从气相反应原理可知,物质气相反应对炉压的变化很敏感。从 $2\text{NH}_3 \rightleftharpoons 2[\text{N}] + 3\text{H}_2$ 反应式看出,氨的分解反应是一个体积增大的过程。炉压增大,使反应向体积缩小的方向进行,即向生成氨的方向进行,从而降低了混合气中的氢分压,提高了氮分压。炉压升高,气氛的氮势提高,渗氮能力增强,钢件表面氮浓度提高,使表面硬度增高;另一方面,钢件表面吸附量与压力变化也有关系。压力增大,吸附量增加,使钢件表面氮碳原子浓度增加,也使表面硬度提高。

炉压是一个综合因素,与供氮量、乙醇量及设备的气密性等有关。炉压应以达到与扩散能力相匹配的氮碳活性原子浓度为最佳。一般对T8A、20Cr、W18Cr4V钢,炉压为200 Pa,而对20、45、3Cr2W8、38CrMoAlA、30CrMnSiA、Cr12MoV钢,则以300~350 Pa为佳。

气体氮碳共渗后的冷却方法对钢件的硬度、耐磨性影响不大,而对钢件的疲劳强度有较大影响。快冷有利于疲劳强度的提高,因此承受交变载荷的工件一般都采用油冷或水冷。这是因为快

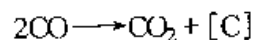
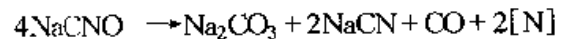
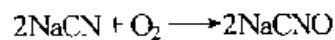
冷能阻止针状 γ' 相析出,得到氮在 $\alpha\text{-Fe}$ 中过饱和的固溶体。由于氮的固溶强化和表面残余压力的作用,使疲劳强度显著提高。

2.2 液体氮碳共渗

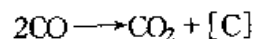
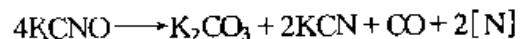
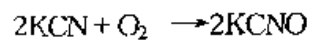
液体氮碳共渗是在能分解出活性 $[\text{C}]$ 、 $[\text{N}]$ 原子的盐浴中所进行的一种低温氮碳共渗工艺。液体氮碳共渗盐浴的配方虽然很多,但常用的可分为以下两类:

(1) 以氰化盐为主的液体氮碳共渗法

盐浴配方为50% KCN + 50% NaCN。混合盐的熔点为470℃,盐浴的稳定性、流动性良好,工作时需向盐浴中通入氧或空气,使氰盐氧化为氰酸盐,以增强盐浴的活性。其反应式为



或



反应生成的活性碳、氮原子与铁及合金元素结合生成含碳氮化合物,并不断向内部扩散,形成含氮固溶体。

也可在氰化盐中加入碳酸盐和氯化钠以调整盐浴的熔点和流动性。其配方为:

40% KCN + 35% Na_2CO_3 + 25% NaCl (熔点 500℃)

30% NaCN + 45% Na_2CO_3 + 25% NaCl (熔点 535℃)

由于氰化盐有毒,因此在使用过程中必须注意安全。

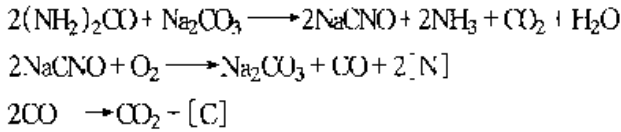
(2) 以尿素为主的液体氮碳共渗法

这种方法虽然原料无毒,但并未从根本上消除氰化物,在反应产物中仍存在有38%~42%的氰酸盐。这种盐浴配方种类很多,主要有以下三种:

1) 尿素:碳酸钠:氯化钾 = 3:2:2 (质量比),使用温度为550~580℃。

配制方法:先将尿素和碳酸钠按比例混合均匀,烘干后将一部分盐加入坩埚中,通电使坩埚中的盐熔化,然后分批加入直至全部熔化。以后将烘干的氯化钾陆续加入,待盐全部熔化后即可

升至工作温度供工件软氮化处理。其化学反应是：



2) 尿素:碳酸钾:碳酸钠:氢氧化钾 = 4:2:3:1。

配制方法: 先将尿素、碳酸钠、碳酸钾三种盐按配比混合均匀后, 再将氢氧化钾捣成小块混入其中, 把混匀的盐放入冷坩埚中, 通电加热熔化, 然后加热至工作温度后即可使用。

使用温度以 550~560℃ 为宜, 温度过低, 盐浴流动性差, 降低氮化效果。使用温度过高, 盐浴沸腾剧烈, 且易增加氮化件的脆性和变形等。

3) 尿素:碳酸钾:碳酸钠:氢氧化钾 = 4:3:1:2。

配制方法: 将四种盐捣碎混合均匀, 放入冷坩埚中 (放入量为坩埚容器的 1/4), 通电加热至 100~120℃, 使混合的盐分解为干粉状, 再陆续加入适量的盐, 待全部都呈干粉状后, 然后加热升温到使用温度, 以供氮碳共渗用。盐浴使用温度为 450~460℃。

3 渗层形成机理

3.1 Fe-N 状态图

Fe-N 状态图见图 6.10-10。图中共有 5 个相区：

α 相: 氮在 α -Fe 中的固溶体, 体心立方结构。 α 相在 590℃ 时的最大溶氮量质量分数为 0.1%, 溶解度随着温度下降而降低, 缓冷时会析出 γ 相; 快冷时, 过饱和 α 相有一定的强化作用。 α'' 相: 是过饱和氮原子在铁素体内丛聚而形成的超结构, 类似于铜铝合金中 G、P 区, 其理想分子式为 Fe_{16}N_2 , 含氮的质量分数为 3.0%, 它对扩散层的硬度起着关键作用)。

γ 相: 氮原子在 γ -Fe 中的间隙固溶体, 而心立方结构。只在 590℃ 共析温度以上渗氮时才能形成, 共析成分的含氮量质量分数为 2.35%, 也称为氮奥氏体。淬火冷却时, γ 相转变为氮马氏体, 缓冷时析出 α 相和 γ 相两相共析体。

γ' 相: 以 Fe_4N 为基的固溶体, 在 680℃ 以下存在。含氮量质量分数在 5.7%~6.1% 范围

内变动。它是有序面心立方点阵的间隙相, 氮原子有序地占有铁原子组成的面心立方点阵中间隙位置。 γ' 相在 680℃ 以上转变为 ϵ 相。 γ' 相韧性较高。在氮碳共渗时它的溶碳量质量分数小于 0.2%。

ϵ 相: 含氮量变化较大, 其质量分数大致在 8.1% (Fe_3N) 与 11.0% (Fe_2N) 之间, 因此有时写成 Fe_{2-3}N 或 $\text{Fe}_2\text{N} \sim \text{Fe}_3\text{N}$ 。在 ϵ 相中, 氮原子有序地占有铁原子组成的密排六方点阵中的间隙位置。温度上升时, ϵ 相范围扩大; 温度下降时, 低氮区析出 γ' 相, 同时含氮量升到上限, 甚至析出 ζ 相, 脆性变大; 快冷可以抑制 γ' 相和 ζ 相析出。 ϵ 单相层脆性并不高。在氮碳共渗时, ϵ 相中最多可溶质量分数为 3.8% 左右的碳, 从而抑制了 ζ 高氮相的析出, 因而 ϵ 相的韧性上升, 氮碳共渗后的化合物层不再有很高的脆性。

ζ 相 (Zeta): 含氮量质量分数在 11.0%~11.35%。它是以 Fe_2N 为基的固溶体, 是正交菱形点阵的间隙相, 质脆而耐蚀, 因此金相检验时不易区分 ϵ 相和 ζ 相。除了抗蚀渗氮外, 一般不希望出现在化合物层表面。

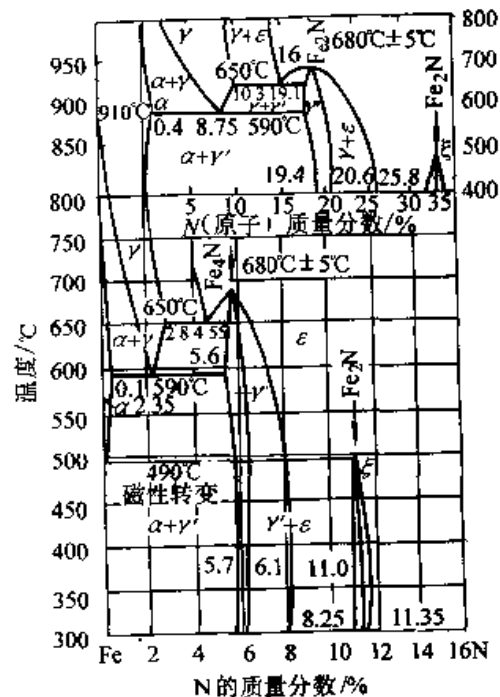


图 6.10-10 Fe-N 状态图

在 590℃ 以下渗氮时, 渗层组织分布见图 6.10-11。其中, 图 a 是渗氮后的组织, 也是快冷后的组织。图 b 是氮含量分布曲线。图 c 和图 d 都是缓冷后的组织分布, ϵ 相中都有 γ' 相析出,

图c表面氮含量较低，图d表面氮含量较高，因此有 ζ 相析出。图6.10-12是在590~650℃渗氮时的组织分布和氮含量分布。其中，图a是高温渗氮时的组织。图b是氮含量分布。图c是快冷后的组织， γ 相已淬火成含氮马氏体。图d是低氮含量渗层缓冷时的组织，图e是高氮含量渗层缓冷时的组织分布，此时表面高氮区有 ζ 相析出，缓冷时 γ 相都分解成 $\gamma' + \alpha$ 共析体，低氮 ϵ 相缓冷时也有 γ' 相析出。

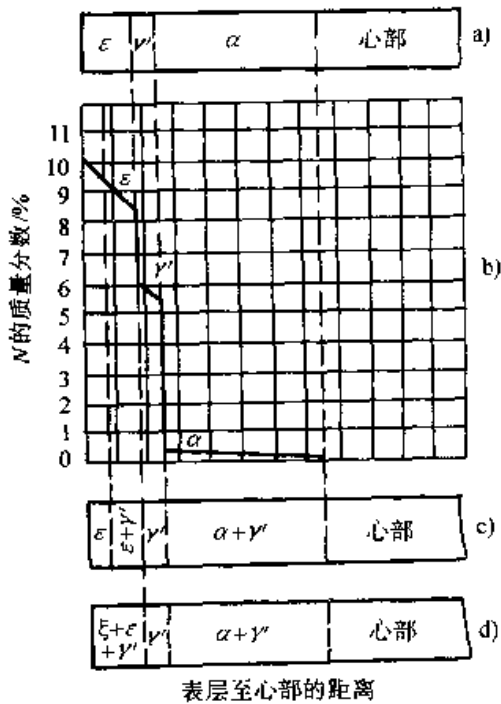


图 6.10-11 共析温度以下渗氮时的氮含量分布和渗层组织

- a) 渗氮温度下的组织分布 b) 氮含量分布
- c) 低氮表面缓冷后的组织分布
- d) 高氮表面缓冷后的组织分布

由于 ϵ 相和 γ' 相的比容和点阵结构都不同，因此两相之间有较高的内应力，增加了渗层的脆性，可以通过调节有关工艺参数，使渗层尽可能获得单相化合物层，从而可以减低渗层脆性，离子渗氮工艺在这方面有着不可比拟的优点。化合物层过厚，或有 ζ 相出现都会使渗层脆性增大，应设法避免。例如，增加渗氮第三阶段，减少供氮量，增大氮分解率，只供应少量活性氮原子，或不供应活性氮原子，使化合物层中的氮逐步向内层扩散；或者在最后精磨时把化合物层磨掉。

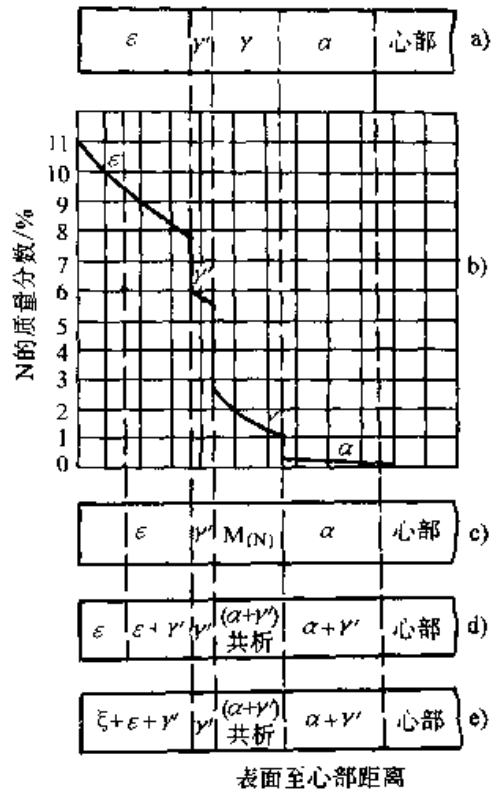


图 6.10-12 590~650℃加热渗氮时的氮含量分布和渗层组织

- a) 渗氮温度下的组织 b) 氮含量分布
- c) 快冷后的组织分布 d) 低氮含量渗层缓冷后的组织分布
- e) 高氮含量渗层缓冷后的组织分布

3.2 渗氮层的形成机理

共析温度以下渗氮时，氮原子首先溶入 α 铁中，形成含氮 α 相，当 α 相含氮量达到一定饱和度和时，氮与钢中合金元素形成弥散的氮化物：氮化铝(AlN)、氮化铬(CrN, Cr_2N)、氮化钼(MoN, Mo_2N)、氮化钨(WN, W_2N)、氮化钒(VN)等。它们的稳定性、硬度、熔点都很高，对渗层起弥散硬化作用，这就是扩散层。当这个过程完成以后，首先在过饱和的 α 相表面发生晶格改组，形成面心立方结构的 γ 相核心，并逐步沿表面扩展成层状 γ 相，并布满整个工件表面(指纯铁或低碳钢)。随着渗氮过程的继续， γ 相外侧形成六方晶格的 ϵ 相晶核。密排六方点阵的 ϵ 相长大速度是各向异性的，氮原子扩散方向与长大方向一致的晶粒得到发展，其他方向长大的晶粒被抑制，最后生成柱状 ϵ 相化合物层。氮在 α -Fe晶界上的扩散系数比晶内高，因此化合物层

常沿晶界向扩散层内延伸，一般是 γ 相沿晶界楔入，也有 $\gamma + \epsilon$ 两相区穿入扩散层内的。

图6.10-13是10钢经620℃渗氮4h缓冷后的渗层组织，氮分解率（体积分数）为50%~60%。侵蚀液是苦味酸酒精溶液和硝酸酒精溶液的混合液。心部组织是铁素体（白色）+少量珠光体（黑色）。接近表面的扩散层中，铁素体内应有 γ' 相析出，但由于渗后冷却是将工件随罐吊出炉外冷却，冷却速度介于油冷和炉冷之间，冷却速度相对于炉冷来说，还是比较快的，因此抑制了 α 相中 γ' 相的析出，图中铁素体是氮的过饱和固溶体。如果将工件在300℃回火，铁素体会析出 γ' 相。

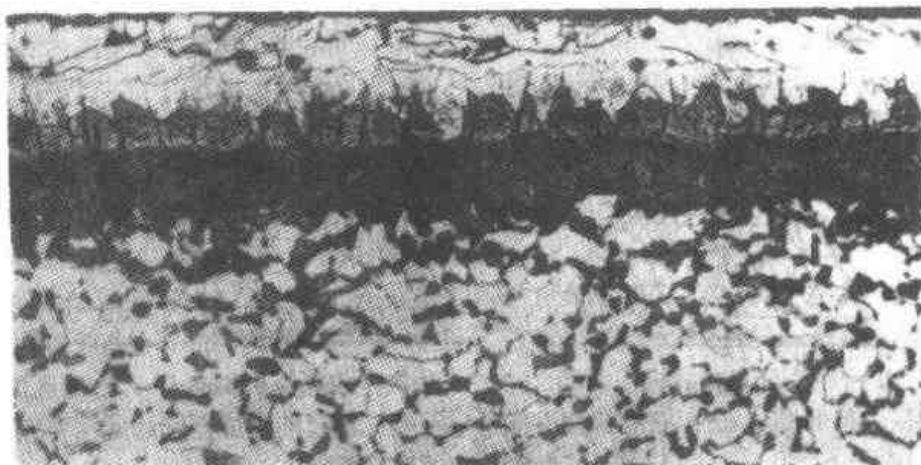


图6.10-13 10钢经620℃渗氮4h后缓冷的组织，1000×

图6.10-14是3Cr2W8V钢经常规渗氮后的渗层组织。试样预处理工艺同前。渗氮采用二段渗氮工艺，第一段渗氮温度为520℃，氮分解率（体积分数）为18%~25%，渗氮8h；第二段渗氮温度为540℃，氮分解率（体积分数）为40%~60%，渗氮32h。渗层总深度为0.65mm，化合物层深度为0.01mm。化合物层相组成是：表层为 ϵ 相，次层为 $\epsilon + \gamma'$ 双相区。表层有较多

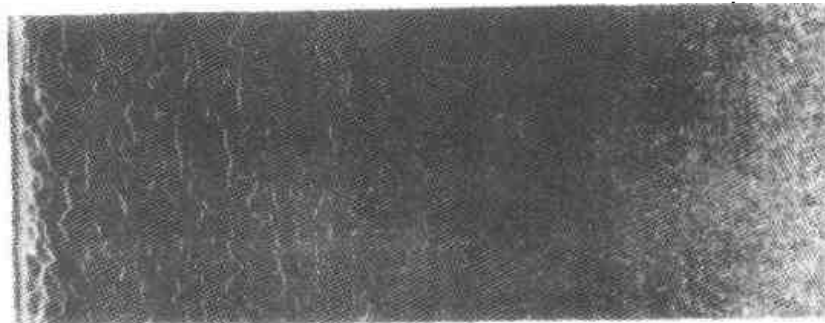


图6.10-14 3Cr2W8V钢渗氮层组织，200×

图6.10-13中的黑层是含氮奥氏体分解形成的 $\alpha + \gamma'$ 共析体。化合物层的最外侧是 ζ 相，次层是 ϵ 相，两相之间有清晰的相界， ζ 相呈纯白色， ϵ 相呈浅灰色，两相中的柱状晶晶界也部分被显示。 ζ 相脆性较大，层内有很多磨削制样时形成的裂纹。

化合物层内侧深灰色组织是 γ' 相层。它呈柱状，晶界垂直于表面。 γ' 相四周有点状 γ 相，它是缓冷时从 ϵ 相析出的，该处就是 $\epsilon + \gamma'$ 相区。

整个渗层从表面到中心组织分布为： ζ 相 $\rightarrow \epsilon$ 相 $\rightarrow \epsilon$ 相+ γ' 相+ γ 相 \rightarrow 奥氏体分解产物 α 相+ γ' 相 \rightarrow 过饱和 α 铁+珠光体 \rightarrow 铁素体+珠光体。

孔隙，扩散层中有白色脉状组织。

图6.10-15是3Cr2W8V钢经560℃液体氮碳共渗5h后的渗层组织。试样先经1140℃加热、油冷淬火、600℃回火3次。渗层深度为0.19mm，表面白色层是化合物层，扩散层中也有白色脉状组织。表面硬度接近900HV，由于表层有孔隙，硬度分布的峰值在次表面。

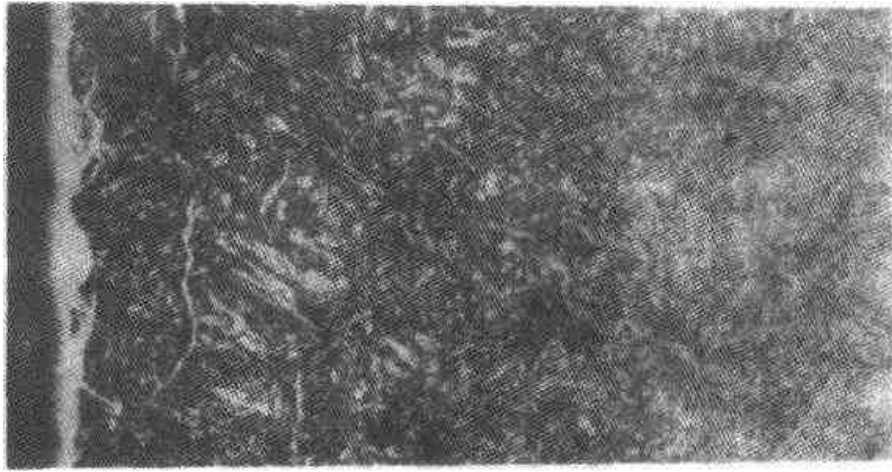


图 6.10-15 3Cr2W8V 钢液体氮碳共渗渗层组织, 500×

45 钢渗氮时, 由于碳原子外逸参与化合物层的形成, 因此 γ' 相不再能形成连续的层状, 而是收缩成块状、多边形、爪状或颗粒状, 分布在 ϵ 相层内侧, 此时化合物层的平均溶碳量质量分数已可达 0.4% 左右。纯渗氮尚且如此, 那么, 即使在低碳势的气氛中氮碳共渗时, 低碳钢的化合物层中也不可能形成连续的 γ' 相薄层, 此时 γ' 相只能以多边形、薄片状或颗粒状分布在化合物层内侧。此外, ϵ 相缓慢冷却时可能析出 γ' 相, 它呈点状或粒状分布在 ϵ 相层内侧, 形成 $\epsilon + \gamma'$ 混合相区, 但 ϵ 相与 $\epsilon + \gamma'$ 双相区间并无明显相界面。

45 钢塑料模经 620℃ 渗氮 4 h, 氮分解率 (体积分数) 为 50% ~ 60%, 渗后将工件随罐吊出炉外冷却, 其组织见图 6.10-16 试样采用体积分数为 4% 苦味酸酒精溶液和体积分数为 4% 硝酸酒精溶液的混合液 (混合比为 1:1) 浸蚀。图

中表面的灰白色层是化合物层, 化合物层与 45 钢基体间的黑色层是含氮奥氏体的分解产物 ($\alpha + \gamma'$) 共析体。扩散层中原索氏体中有氮化物析出, 称为渗氮索氏体。化合物层表面白层是 ζ 相, 它垂直于表面呈柱状晶, 晶界清晰, 内部因制样而产生的裂纹较多, 表明其脆性较高。 ζ 相界上有颗粒状氧化物和孔隙。次层是 ϵ 相, 它呈浅灰色, 与 ζ 相的相界面清楚明晰。 ϵ 相层浸蚀后的色彩是不均匀的, 愈靠近基体色彩愈深, 由浅灰变成深灰, 而且柱状晶也逐渐明显。此时, γ' 相已不再能形成连续的薄层, 它呈颗粒状分布在 ϵ 柱晶前沿 (高温时形成), 同时在柱状晶晶内和晶界弥散析出 (冷却时析出), 析出的 γ' 相粗细不等, 有些可以在光学显微镜下观察到, 它呈点状, 有些只能由浸蚀后的色彩变化间接推测, 即色彩愈深, 析出愈多。因此, 柱状晶层可以视为 $\epsilon + \gamma'$ 两相区。整个渗层由表及里组织分布

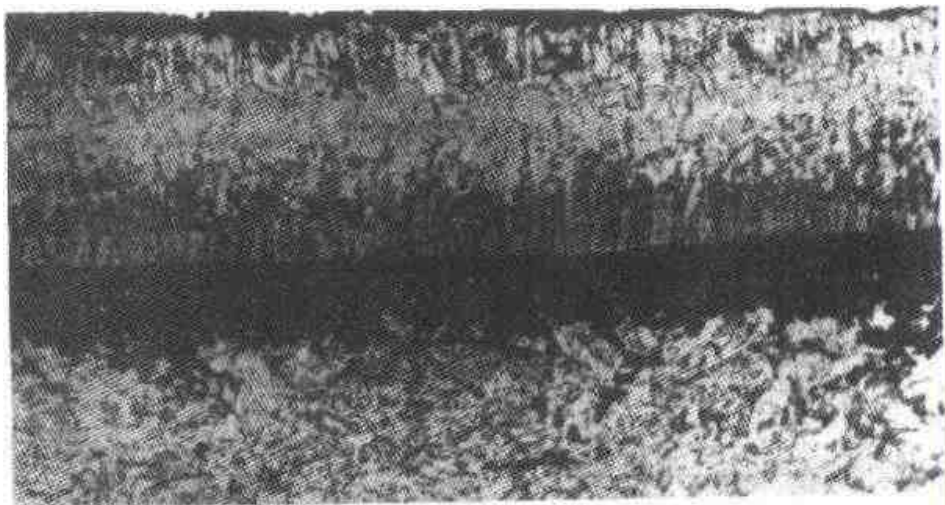


图 6.10-16 45 钢经 620℃ 渗氮 4 h, 工件随罐吊出炉外冷却后的渗层组织, 1 000×

为 ζ 相 $\rightarrow \epsilon$ 相 + 颗粒状 γ' 相 $\rightarrow \epsilon + \gamma'$ (在柱晶晶内及晶界析出) $\rightarrow \alpha + \gamma'$ (γ 相分解产物) \rightarrow 扩散层 (渗氮索氏体)。

图 6.10-17 是 H13 钢经 560℃ 液体氮碳共渗后的化合物层, 化合物层分为明显的两层, 外层呈深灰色, 内有 ϵ 相和合金碳化物 (多呈黑色点状)、孔隙 (多呈黑色)、合金氮化物 (光学金相上不能分辨), 和少量氧化物; 内层白色组织是 ϵ 相, 其中合金氮化物和合金碳化物未能显示出来, 由于耐蚀性高于表层, 故呈白色。它没有微孔, 并沿晶界楔入基体中。

图 6.10 18 是 H13 钢经 540℃ 离子渗氮 7 h 后的渗层组织。试样先经 1 020℃ 加热、油冷淬火、600℃ 回火, 渗层总深度为 0.16 mm, 化合物层深度为 0.003 mm, 渗层表面硬度为 900~

1 150HV。

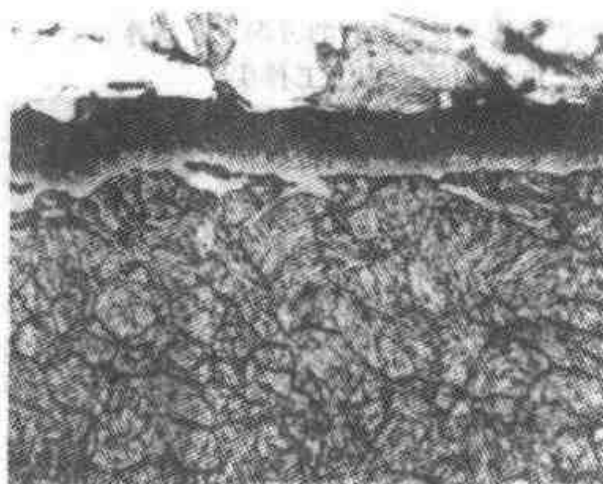


图 6.10-17 H13 钢经 560℃ 液体氮碳共渗后的化合物层, 1 000×

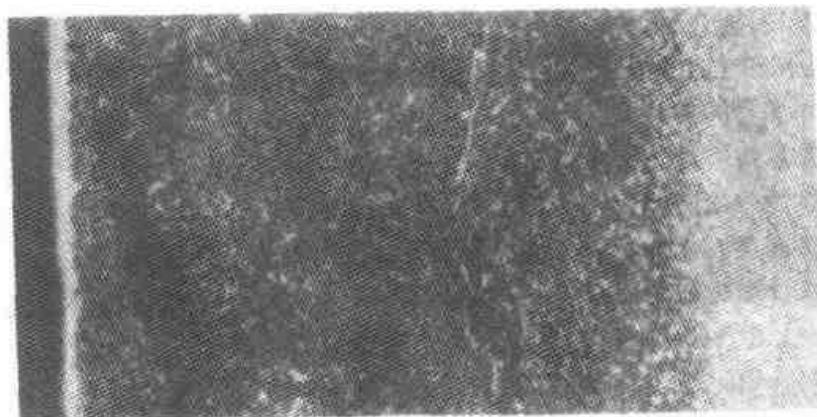


图 6.10-18 H13 钢离子渗氮渗层组织, 500×

3.3 氮碳共渗的渗层组织

Q235 钢经 570℃ 尿素氮碳共渗、油冷淬火后的渗层组织见图 6.10-19, 但无氮奥氏体淬火层, 化合物层深度为 0.09 mm。经 X 线相分析结果指出, 表层相组成为: $Fe_3O_4 + Fe_3C + \epsilon + \gamma'$ (微量), 次层为 (磨去 0.027 mm) $\epsilon + Fe_3C$ 。 Fe_3O_4 和 γ' 相不能清晰显示。

中碳合金钢 35CrMo 先调质, 然后在 590℃ 进行尿素氮碳共渗, 出炉油冷淬火, 300℃ 回火, 渗层组织见图 6.10-20, 渗层由化合物层 + 含氮奥氏体淬火回火层 + 渗氮索氏体扩散层组成。金相上观察到的化合物层仍可分为三层: 表层微孔密集区, 该处可能有 Fe_3O_4 和少量碳化物; 中层是 ϵ 相柱状晶 + 块状或爪状碳化物; 内层为 ϵ 相 + 粒状组织 (碳化物转变为 ϵ 相的初始状态) +

回火时析出的弥散碳化物。化合物层以内是含氮奥氏体淬火回火层和含氮索氏体扩散层。

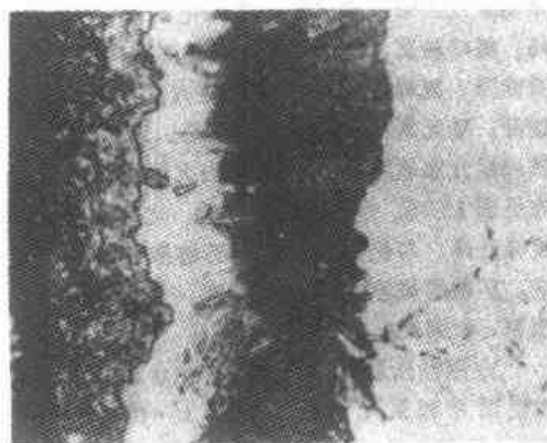


图 6.10-19 Q235 钢经 570℃ 氮碳共渗、油冷淬火、300℃ 回火后的渗层组织, 高锰酸钾溶液染色, 500×

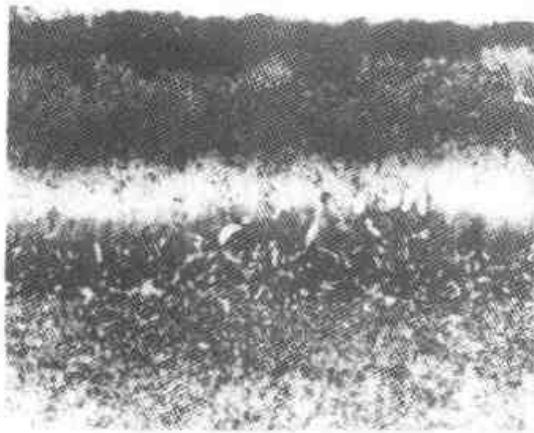


图 6.10-20 35CrMo 钢经 590℃ 氮碳共渗、油冷、300℃ 回火后的渗层组织，500×

图 6.10-21 是 H11 钢气体氮碳共渗的渗层组织。试样先经 1 010℃ 加热、油冷淬火、560℃ 回火，表面化合物层厚为 0.004~0.006 5 mm，扩散层深度为 0.15 mm，接近表面的扩散层中有脉状组织，渗层表面显微硬度为 1 162HV_{1N}。从图中还可以看到，扩散层明显分为两层，外层色彩较浅，内层则呈黑色，说明氮碳共渗温度前高后低。即前期氮碳共渗温度偏高，导致出现内层的过热黑带，该处硬度低于扩散区的外层。估计前期氮碳共渗温度已接近 600℃，后期氮碳共渗温度在 570℃ 左右。

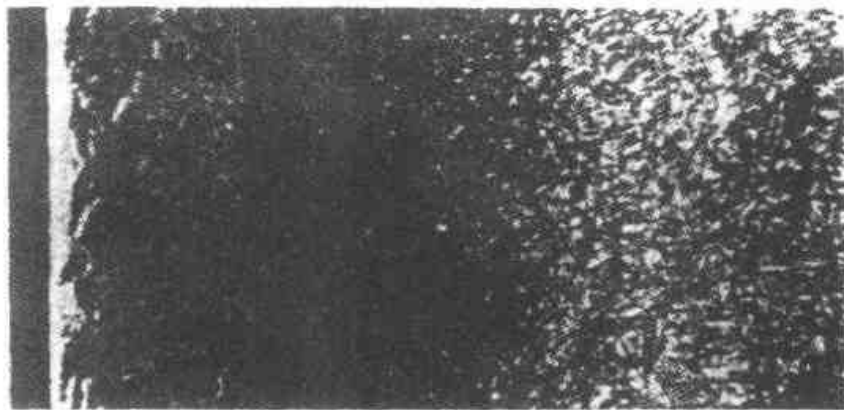


图 6.10-21 H11 钢气体氮碳共渗（通氮润醇）的渗层组织，400×

织。试样先经 1 020℃ 加热、油冷淬火、600℃ 回火。渗层总深度为 0.15 mm，化合物层呈白色，因放大倍数较低，因此看不到其全貌，扩散层中有脉状组织。渗层表面显微硬度为 1 181HV_{1N}。

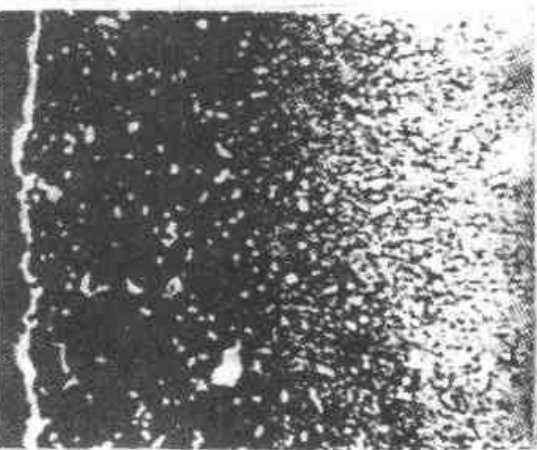


图 6.10-22 是 H13 钢液体氮碳共渗后的渗层组织，200×

图 6.10-23 是 W18Cr4V 高速钢尿素气体氮碳共渗后的渗层组织。试样经 1 280℃ 加热、油冷

图 6.10-23 高速钢尿素氮碳共渗的渗层组织，500× 淬火、560℃ 回火 3 次。氮碳共渗温度为 570℃，尿素加入量为 600 g/h，氮碳共渗时间为 4 h，渗层深度为 0.074 mm，白亮层深度约为 0.002 mm，渗层表面硬度为 900~1 200HV。高速钢不宜在高碳高氮气氛中进行氮碳共渗。图中所示的渗层很脆，是高速钢过度渗氮的组织。采用甲酰胺滴注方法，进行氮碳共渗 1 h，可获得满意的渗层。

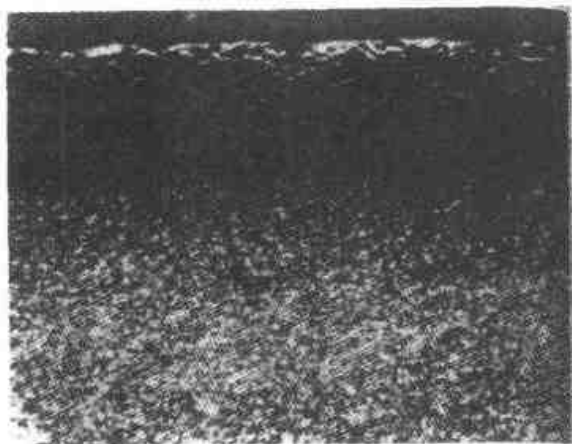


图 6.10-22 H13 钢液体氮碳共渗后的渗层组织，200×

图 6.10-23 是 W18Cr4V 高速钢尿素气体氮碳共渗后的渗层组织。试样经 1 280℃ 加热、油冷

渗层中几乎没有化合物层，工具使用寿命可成倍提高。

4 渗氮和氮碳共渗的渗层组织性能的检测

4.1 渗层深度的显示和测量

氮化层由化合物层（白亮层）和氮化扩散层所组成，两者厚度之和为氮化层深度。

按照 Fe-N 状态图（图 6.10-12），由表及里氮化层的组织为 ϵ 、 $\epsilon + \gamma'$ 、 γ' 、 $\gamma' + \alpha$ 和 α 五层。由于 ϵ 、 $\epsilon + \gamma'$ 和 γ' 不易浸蚀，在光学显微镜下为白亮层，而 $\gamma' + \alpha$ 、 α 浸蚀后易变色发暗，称为扩散层。氮化层深度的显示和测量方法有以下几种：

(1) 化学浸蚀法

由于氮化层的组织与心部组织不同，经化学浸蚀后，在显微镜下可明显地看出其分界线，并能分辨出扩散层。根据不同的材料可选择不同的试剂进行浸蚀，一般常用的效果较好的试剂有以下三种：

1) 2%~4% 硝酸酒精溶液 这是一种人们最熟悉最常用的浸蚀剂，对一般钢铁材料的氮化层都适用。用这种试剂腐蚀后，试样氮化层与心部组织层次非常分明，表面氮化物层呈白色，过渡层呈深黑色，心部组织呈灰色。

2) 硫酸铜盐酸水溶液或酒精水溶液 成分配比是硫酸铜 4 g，盐酸 20 ml，水 20 ml 或酒精 100 ml。使用时，用棉花轻轻擦蚀或多次抛光擦蚀，以加大氮化层与心部的反差，使氮化层与心部的分界线非常明显，近似于一条直线，便于进行氮化层深度的测量。

这种试剂的缺点是对氮化层的组织分辨不太清楚。渗层表面的白亮层极易被腐蚀掉。此试剂适宜于显示 45、40Cr、38CrMoAlA 钢等的氮化层深度。

3) 硒酸盐酒精溶液 成分配比是硒酸 3 ml，盐酸 20 ml，酒精 100 ml。它的优点是对各种钢铁材料的氮化层均能显示，如 45 钢、35CrMo 钢、40Cr 钢、38CrMoAlA 钢以及球墨铸铁和灰铸铁等氮化层，均能清楚地显示出其渗层的分界线，但对基体（无氮区）不浸蚀，故基体组织不能显露。

(2) 热处理法

将氮化零件或试样通过适当的热处理后，再用硝酸酒精溶液浸蚀，可以清楚地显示出氮化层。热处理法又可分为淬火法和回火法。

1) 淬火法 氮化后，渗层中由于氮的渗入使钢的相变温度降低。因此将氮化试样加热到 750~780℃ 淬火，可使氮化层中的奥氏体发生相变，就可以在氮化层与心部组织之间形成一条明显的含氮马氏体带，此带呈白亮色，这样就可把氮化层与基体区分开来。氮化层深度为从表面垂直测至含氮白亮马氏体带终止处为止的深度。

2) 回火法 这种方法适用于显示以铁素体为基体的低碳钢、灰铸铁和球墨铸铁等材料的氮化层深度，它是将氮化后的试样重新加热至 300℃，保温 1~2 h 后在炉内缓冷，使固溶在铁素体中的氮以针状 γ' 相的形式析出。即从表面垂直测量至针状氮化物消失处为止的距离为氮化层深度。

(3) 显微硬度法

即从表面开始，每隔一定间距，沿着试样的垂直方向测量显微硬度，测至比基体硬度高 30~50HV 处的距离作为氮化层深度。规定用 100 g 负荷的维氏压头进行试验。用这种方法测定氮化层深度结果比较准确，但是操作较麻烦，因此在 GB/T 11354—1989《钢铁零件 渗氮层深度测定和金相组织检验》中规定，氮化层深度测量以化学浸蚀法为主，如有争议时，才用显微硬度来仲裁。

(4) 热染法

将经过精抛和清洗好的试样磨面朝上，放置在电热板上加热到 300~400℃，使抛光面产生氧化而染成不同的颜色，如氮化扩散层呈蓝紫色，心部为浅黄色，色彩清晰，在光学显微镜下两者分界线明显，便于测量深度。

4.2 渗氮和氮碳共渗金相组织检查

氮化后金相组织的检查包括两部分内容：一是氮化层的显微组织；二是氮化零件的心部组织。按照 GB/T 11354—1989《钢铁零件 渗氮层深度测定和金相组织检验》规定的检验方法，将试样的组织与标准图片比较；然后，根据零件的检验级别，按检验说明书的规定判断是否合格。

(1) 渗层组织

氮化件的渗层组织随着氮化工艺规程,特别是氮化温度和冷却方式的不同,而有很大的差异。合金元素对渗层的组织也有极大的影响。以38CrMoAlA钢为例,合格的氮化层组织应是索氏体+氮化物。表面一般不允许有白亮化合物层(这一层可能由 $\epsilon+\gamma'$ 或 $\xi+\epsilon+\gamma'$ 组成),如果有较厚的白亮层,但零件随后经过磨削可以磨去时,也可认为氮化件是合格的。目前有些工厂对白色氮化物层未作出严格规定,只要白色化合物层为单相 ϵ ,渗层并未表现出很大的脆性,均能达到脆性等级的I~II级,也可认为是合格的。在靠近白色化合物层的区域内,可以允许轻度的波纹状氮化物,但不允许有粗大的波纹状、网状、粗针状或鱼骨状氮化物存在,因为它们的存在会导致渗层发脆、剥落。渗层内不允许存在游离铁素体,因为它会使氮化件表层产生很高的脆性。渗层中的氮化索氏体应该细致均匀。

(2) 心部组织

氮化件心部组织不允许有大量的大块游离铁素体存在,原则上是越少越好,一般铁素体的量小于5%是允许的。索氏体组织应尽可能均匀细小,以保证心部有足够的硬度和强韧性。

4.3 渗层脆性的检查

经气体氮化处理的工件,尤其是对含铝的钢种,其氮化层常常会产生脆性,导致工件早期失效。因此,氮化后需要考核其脆性等级,并以此作为氮化质量检验的指标之一。

根据GB/T 11354—1989《钢铁零件 渗氮层深度测定和金相组织检验》部颁标准中规定:以维氏硬度压痕碎裂边数来评定脆性等级,规定维氏硬度的负荷为100 N(特殊情况也可用 5×10 N或 30×10 N,但须按表6.10-6进行换算)。加载必须缓慢,加载后停留5~10 s,然后去载荷。

表 6.10-6 不同载荷的脆性对应级别

载荷 $\times 10$ N	脆性对应级别				
5	1	2	3	4	4
10	1	2	3	4	5
30	2	3	4	5	5

压痕脆性分5级,它是按照压痕棱边碎裂的

程度来划分等级的。完整无缺的压痕为1级;压痕一边碎裂为2级;两边碎裂为3级;三边碎裂为4级;压痕四边全部碎裂为5级。压痕应在放大100倍下进行检查,每件试样测定三点,至少有两点处于相同级别时,才能确定其级别。根据其强度要求,一般零件规定1~3级脆性为合格。对留有磨量的零件,允许磨去加工余量后测定脆性。

采用声发射技术测定渗氮层脆性是比较准确的,是反映渗氮层或氮碳共渗层脆性的一种定量方法。这种方法是借助声发射监测技术,配合三点弯曲试验,利用试样受载过程中计数率曲线的突变点来确定试样表面出现第一条裂纹时的载荷(p)和弯曲变形位移量 δ ,根据这两个参数可计算出氮化层开裂所需要的能量 $E(E = \frac{1}{2} p \cdot \delta)$ 。可用这三个参数综合评价氮化层的脆性。 p 、 δ 和 E 值越大,则氮化层的脆性越小;反之,则脆性越大。试验证明,用这种方法检测氮化层脆性灵敏度高,重复性好,比较可靠。

5 渗氮和氮碳共渗的缺陷及其预防措施

(1) 渗层硬度低和硬度不均匀

渗层硬度低产生的原因主要是:在氮化过程中,氮化温度偏高;氨分解率偏高或中断氨气供给的时间太长;使用新的氮化罐或氮化罐久用来退氮,从而提高了氨分解率;不合理的装炉造成气流不均匀,使部分零件氮化不良;零件调质后心部硬度太低等。

针对以上产生原因,可采取相应的措施予以预防,例如合理确定和控制氮化工艺温度;加强对氨分解率的测定与控制;在使用新氮化罐时,注意适当加大氨气流量;氮化罐使用10炉左右应进行一次退氮处理;预备热处理时,适当降低调质回火温度,以提高零件心部硬度。

除了因氮化温度偏高及调质后心部硬度太低外,其他原因产生的氮化层硬度低,均可通过补充氮化来补救。补充氮化的工艺是:510℃,10 h氮化,氨分解率20%~30%。

氮化层硬度不均匀是指零件局部表面有软点或面积不等的软块。产生的原因是炉内温度不均匀或炉内进气管道上部分进气孔堵塞而造成气流

分布不均匀；零件表面有锈斑、油污、脏物等未清洗干净；装炉量太大，零件彼此之间距太小；绑扎铁丝上的锌或镀锡层流淌到氮化面上等。

氮化层硬度不均匀或出现软点的预防措施主要是：对炉温和仪表要经常进行校正、检查，保证炉温准确、均匀；定期清理进气管道，使气体均匀流畅；对氮化表面进行认真清理，去除锈斑、油污、水玻璃等脏物；装炉要适当，保证零件之间的合理间隔，特别是不要用镀锌铁丝绑扎零件；对防氮化的镀锡层厚度要严格控制。

此种缺陷的补救办法是，当软点面积较小，对质量影响不大时，可对表面进行喷砂或用砂纸打磨、进行磷化处理，将表面清理干净，然后再进行一次补充氮化处理。

(2) 渗层深度不足和脆性过大

氮化层深度不足产生的原因是：氮化温度偏低；保温时间太短；氨分解率过高或过低；使用了新的氮化罐或夹具；工件之间距离太近等。针对以上原因可采取相应措施予以预防，例如对新用的氮化罐或夹具，一定要空炉氮化一两次后再使用；严格控制温度、时间、氨分解率等工艺参数。补救措施是进行一次补充氮化，其工艺应根据氮化层已达到的深度及表面硬度等具体情况而定。如：表面硬度很高，补充氮化温度可高些，时间则可短些；反之，则应用较低的温度，保温时间按不足程度而定。

氮化层脆性过大产生的原因是液氨含水量高，造成脱碳；氮化前工件表面脱碳层未全部加工掉；氨分解率过低，氨浓度太高，退氮处理不当；工件有尖角、锐边，表面太粗糙等。挽救的办法是进行一次退氮处理（500~520℃，3~5 h，氨分解率 $\geq 80\%$ ）；磨掉白亮层；在20% NaCN溶液中，于60~80℃温度浸煮6~8 h，去掉白亮层。

(3) 变形

气体氮化后零件的变形，有尺寸变化，也有形状的变化，往往是两者综合的结果。

由于气体氮化温度低，仅仅在表面层发生组织变化，所以组织应力和热应力都较小，零件的变形也小，并且变形还有一定的规律性。对于一些要求很高的精密零件，这种微小的变形仍然是一个质量问题。

导致零件变形的原因有：

1) 零件氮化前机械加工或预备热处理的残余应力未彻底消除。

2) 零件形状复杂，厚薄尺寸相差悬殊，有易变形的尖角、棱角等。

3) 氮化技术要求不合理，要求渗层太深或不均匀的局部氮化，都会导致变形增大。

4) 氮化工艺参数不当，如氮化温度过高或不均匀；氮化时间过长；出炉过早；升降温过快以及氨气流量不稳定等都促使变形量增大。

为避免发生变形超差，原则上是针对产生原因采取措施来解决，主要有：

1) 严格进行预备热处理，一般都采用调质处理，使氮化零件有良好的原始组织和心部性能，特别要彻底地消除在加工过程中产生的残余应力。对一些变形要求特别严的零件，应在氮化前进行几次高温回火。

2) 氮化件在结构设计上应尽量避免有尖角、棱角，尽可能使氮化面均匀对称。

3) 在操作过程中，应严格执行工艺规程，控制氮化温度的均匀性；合理选择设备，装炉力求均匀，零件放置合理；升、降温应均匀面缓慢等。

4) 掌握变形规律 氮化零件的变形规律性很强，在生产中可通过试验，掌握零件变形的规律后，就可在氮化前控制好零件的尺寸，用预先放大或减少留量来弥补氮化变形，使氮化以后仍保持设计要求的尺寸精度。

(4) 渗件表面氧化

零件氮化表面正常的应为银灰色。当出现蓝色、紫红色、金黄色等其他颜色时，均称为氧化色。对氮化后不再进行磨削加工，而对表面又有美观色泽要求的零件而言，氧化色的出现被认为是一种质量缺陷。这种缺陷的产生原因主要是：氮化罐漏气，氮化罐中有空气侵入；出炉温度太高，在300℃以上出炉，零件表面发生氧化；氮化后过早停止通氨，罐内出现负压，吸入了空气；氨液含水量超过规定要求或干燥剂失效，有过多的水分进入罐内造成氧化；进气管道内积存了水分，进入罐内导致氧化等。

针对上述产生缺陷的原因，可以分别采取相应的预防措施，如加强氮化罐的密封性；经常检查炉压，保持正常稳定的压力；停炉前不停止通氨，保证炉温降至250℃以下出炉；注意控制氨

液的含水量和进行严格的干燥处理,以防罐内水分过多。对于要求表面无氧化色的零件,可通过低压喷砂去除表面氧化色,然后进行补充氮化,其氮化工艺是:500~520℃,2~5 h,通氨炉冷至200℃出炉。如氧化色的出现并不影响其他质量要求,而氮化后又要进行磨削加工,则可不必进行补充氮化,通过研磨加工便可将氧化色去除掉。

此外,用氯化铵进行洁净氮化时,与氯化铵混合的石英砂中的水分也会造成氮化表面发生氧化色。特别是当氯化铵太多或挥发太快时,还会使表面产生腐蚀。因此,要严格控制氯化铵的加入量,要用干燥过的石英砂。

(5) 渗层中的脉状及网状氮化物

氮化温度过高、氨气含水量多、调质淬火温度过高所造成的晶粒粗大以及零件尖角或锐边处,都会导致在扩散层中形成脉状及网状氮化物。这种组织的出现,严重地影响氮化质量,使

氮化层脆性增加,极易剥落。为了防止出现这类质量问题,可在氮化时采用以下预防措施:

1) 选择适当的氮化温度。氮化温度不能过高,长时间高温氮化会加速网状或严重波纹状氮化物形成。

2) 正确地进行调质处理。氮化前一定要进行调质处理,调质时的淬火温度不能太高,以免晶粒长大;调质后应为晶粒细小、均匀致密的回火索氏体组织。

3) 严格控制氨气中的水分。采用一级液氨或采用高效的吸湿剂,以降低其水分含量。

4) 零件在设计上应避免尖角或锐边,氮化零件的表面也不能太粗糙,一般都应进行磨削加工,以使表面光洁。

当氮化件的扩散层中已产生网状和波纹状氮化物时,可以在500~560℃温度下进行10~20 h的扩散处理,以改善这种组织缺陷的不良影响。

第 11 章 模具钢渗硼

1 渗硼工艺

渗硼是将金属材料置于含硼介质中，经过加热，通过它们之间的化学或电化学反应，使硼原子渗入材料表层形成硼化物的工艺过程。零件渗硼后，有时还要经过淬火和回火处理。

模具经渗硼后，表面获得一定厚度的致密的硼化物层，它一般由 FeB + Fe₂B 双相或 Fe₂B 单相构成。硼化物层具有很高的硬度 (1 200 ~ 2 000 HV) 和耐磨性能，并具有良好的耐蚀性、红硬性和抗高温氧化性。

近年来，渗硼工艺发展很快，应用范围愈来愈广。渗硼最适宜于易磨损件以及在高温、腐蚀介质中工作的零件。渗硼除用于钢铁材料外，还可用于硬质合金、有色金属和难熔金属。这些材料制成的各种工模具和易磨损件，经渗硼后使用寿命成倍增加。渗硼是提高模具寿命最有效手段

之一。

渗硼件的选材一般不受钢种的限制，但含硅量大于 1% 的钢种不宜选作渗硼用钢。

铁-硼二元状态图见图 6.11-1。硼在铁中的溶解度极低，在 912℃ 时，α-Fe 中硼的质量分数为 0.002%，γ-Fe 中硼的质量分数为 0.001%；在共晶温度，γ-Fe 中硼的质量分数为 0.02% 左右。硼在铁中的溶解度超过极限值后，钢铁表面将形成硼化物。硼原子半径为 0.082 nm，略大于碳 (0.077 nm) 和氮 (0.075 nm)，因此与过渡族金属形成的化合物也具有复杂的晶体结构，硬度高且热稳定性好，高于相应的碳化物和氮化物。硼与铁可形成 FeB (ζ 相) 和 Fe₂B (ε 相) 两种化合物，其物理性能见表 6.11-1。Fe₂B 脆性较小，FeB 脆性较大。在 1 161℃ (有些资料为 1 149℃) 时有共晶反应。

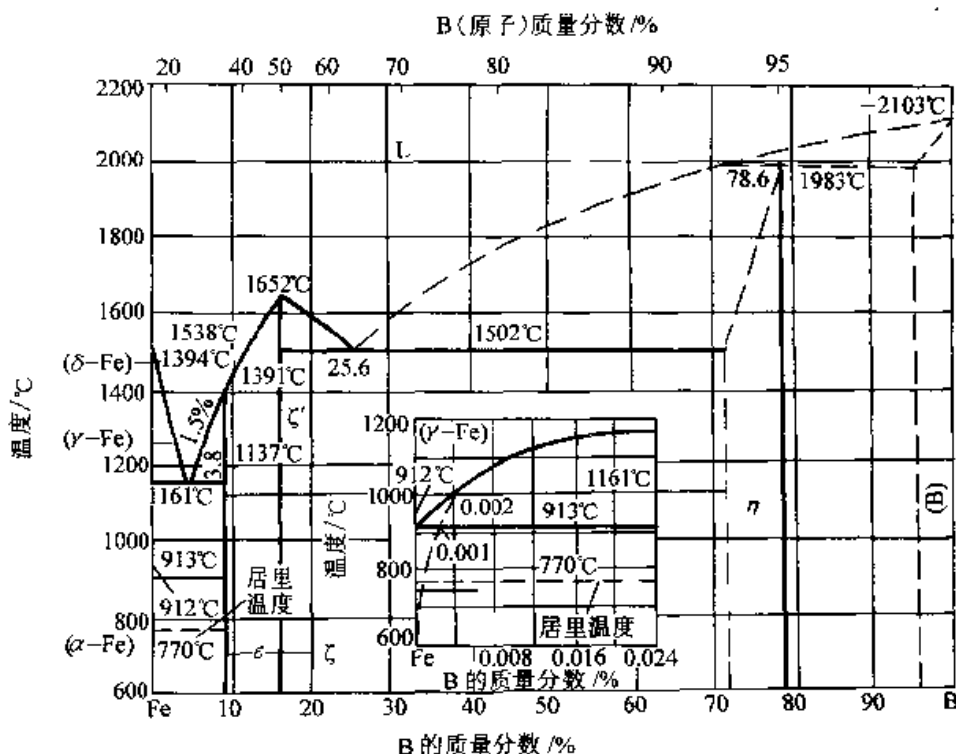
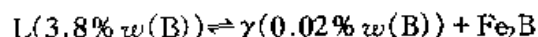


图 6.11-1 铁-硼系二元状态图

表 6.11-1 硼化物的物理性能

性 能 化 合 物	含硼量 (质量分数) /%	密度/ (g/cm ³)	点阵类型	熔点 /°C	硬度 HV
Fe ₂ B	8.83	7.32	体心正方	1 389	1 290 - 1 680
FeB	16.25	7.15	斜方	1 541	1 890 - 2 340

钢中溶入微量硼，能显著提高钢的淬透性，因此渗入少量硼的渗硼过渡区也能提高淬火后的性能。硼以间隙固溶方式溶于 α -Fe中，形成含硼铁素体，能以间隙和置换两种方式溶于 γ -Fe中，形成含硼奥氏体，因此硼在奥氏体中的扩散速度高于在铁素体中的扩散速度，故渗硼在高温奥氏体相区内进行。凡缩小奥氏体相区的元素，如硅、铬、钨、钼、钒、钛、铝等，都减缓硼在铁中的扩散系数，减小渗硼层的厚度。硼与这些合金元素形成合金硼化物。钢中同时溶入碳和硼时，将出现硼化物和含硼碳化物。FeB和Fe₂B中不溶解碳，但可出现Fe₃(C, B)和Fe₂₃(C, B)₆型两种碳化物。硼在Fe₃(C, B)中最多可置换80%的碳原子，而不改变渗碳体的晶体结构，Fe₂₃(C, B)₆相(τ 相，面心立方点阵结构)在965°C以上不稳定，因此965°C以上渗硼后，渗层中不出现Fe₂₃(C, B)₆相。

渗硼工艺不但已应用到各种冷作模具上，而且在热作模具上应用也很广泛。采用中碳钢渗硼取代高合金钢制作模具也取得了明显的经济效益。

目前使用的渗硼方法，大致可分为四种，即固体粉末渗硼法、电解渗硼法、盐浴渗硼法和气体渗硼法。

1.1 固体粉末渗硼法

固体粉末渗硼是把工件埋在含硼的粉末中，在大气，真空或保护气氛（氢或氩）的条件下，一般加热至800~1 050°C，保温几小时至十几小时，获得0.1~0.3 mm的渗硼层。该方法的优点：设备简单、操作容易、渗硼后工件表面的硼盐容易清洗。近十年来，由于在一定程度上解决了渗硼层脆性、疏松及渗硼剂配方等一系列的技术问题，这一方法发展很快，在工业上应用较为广泛。

粉末渗硼剂一般由供硼剂、活化剂和填充剂组成。粒状和膏状渗硼剂再添加粘结剂。供硼剂可采用硼铁、碳化硼、脱水硼砂或硼酐等。活化剂一般采用氟硼酸钾、氟硅酸钠、氟铝酸钠、碳酸氢铵、氟化钠或氟化钙等。填充剂可采用碳化硅、氧化铝、活性炭、木炭等。几种典型的配方和效果见表6.11-2。

表 6.11-2 固体粉末渗硼的典型配方

序号	配 方	处理钢材	参考工艺	硼化物层厚/ μ m	组 织
1	20%~30%木炭粉+5%KBF ₄ +0.5%~3% (NH ₂) ₂ CS, 余为硼铁合金	45	700~900°C 3 h	40~184	双 相
2	5%KBF ₄ +5%B ₄ C+90%SiC	45	700~900°C 4 h	20~200	双 相
3	10%KBF ₄ +50%~80%SiC, 余为硼铁合金	45	850°C 4 h	90~100	单 相 Fe ₂ B
4	5%KBF ₄ +75%Al ₂ O ₃ , 余为硼铁合金	45	850°C 3 h		主要是单相 Fe ₂ B
5	5%~20%KBF ₄ , 余为硼铁合金	S55C	750~950°C 6 h	40~230	双 相
6	3%KBF ₄ +20%Al ₂ O ₃ +1.6%聚 四氟乙烯, 余为硼铁合金				

续表 6.11-2

序号	配 方	处理钢材	参考工艺	硼化物层厚/ μm	组 织
7	80% B_4C + 20% Na_2CO_3	S20C	900~1100℃ 3 h	90~320	
8	90% 硼铁 + 10% 碱金属的碳酸盐 (膏剂)	S55C	900~1100℃ 5 h	75~340	主要是单相 Fe_2B
9	95% B_4C + 2.5% Al_2O_3 + 2.5% NH_4Cl	45	950℃ 5 h	160	双 相
10	80% B 粉 + 16% $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$ + 4% KBF_4	40Cr	900℃ 1~2 h	130~160	双 相
11	100% B 粉 (氩气保护或一定真空度条件下)	耐热金属 及合金	850~1300℃ 2~12 h		
12	82% B_4C + 15.5% $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$ + 1.2% NH_4Cl + 1.3% NaCl	45			

供硼剂的粒度最好在 100~150 目 (直径 0.154~0.100 mm)。硼铁的含硼量应大于 20%，含铝、硅量应小于 4%。如用硼砂，应采用无水硼砂，或将工业硼砂在 500℃ 左右烘干脱水。填充剂采用碳化硅时，粒度应大于 100 目 (直径 0.154 mm)。如选用 Al_2O_3 ，应经 800℃ 充分焙烧，以去除水分和杂质。

渗硼剂按比例配好后，应在混料机或研磨钵中充分混合均匀。渗剂最好现用现配。长期不用时应密封存放，使用前在 100~150℃ 烘干。

渗硼处理后，对单相渗硼剂，单相 Fe_2B 硼化物深度大于 0.07 mm，对双相渗硼剂， $\text{FeB} + \text{Fe}_2\text{B}$ 双相硼化物层深度大于 0.10 mm。

无论那种渗硼剂，在处理完毕开箱后，渗剂应保持松散，不粘附在试样或零件上。粒状渗硼剂的松装比容一般在 0.9~1.4 cm^3/g 之间。渗剂的松装比容越大，渗剂重量越轻，渗硼的工艺成本越低。松装比容的测量方法是：用 100 mL 的圆形量筒装满渗剂，测出渗剂质量，如为 W 克，则计算松装比容为 $100/w$ (cm^3/g)。

使用粉状渗硼剂时，劳动条件较差。在粉状渗硼剂中加入粘结剂制成球形粒状渗硼剂，可以提高渗剂的高温强度，使用时渗剂不结块，不粘工件，劳动条件也有所改善。

渗硼加热温度应根据所用钢种、零件的服役条件以及渗后热处理的要求而定。生产上常用的渗硼温度一般为 850~950℃。温度过低，渗速

太慢，不易达到一定渗层厚度；温度过高，晶粒易粗大，还会使渗硼层疏松。通常，中碳调质钢可选用该钢种的常规淬火温度或正火温度，高碳工具钢不高于 850℃，Cr12 型钢选用 900~980℃，硬质合金选用 950~1000℃。

渗硼时间应根据所用渗剂成分、要求的硼化物层深度、渗箱尺寸而定。保温时间应加上渗箱的透烧时间。透烧时间的加热系数一般按 1 min/mm 计算。渗硼时间以不超过 6 h 为宜，时间过长，渗层增加不明显，基体晶粒却过分长大，并浪费能源。

渗硼温度和时间对渗硼层厚度的影响见图 6.11-2 和图 6.11-3。渗硼剂为硼铁 5% + KBF_4 7% + 活性炭 2% + 木炭 8% + SiC 78%。

渗硼后最好在渗箱出炉空冷至 300~400℃ 以下再开箱取零件。直接淬火的可在出炉后立即打箱取件淬火。采用碳化硼做供硼剂时，为防止其粘结在零件上，最好在温度不低于 150~80℃ 时将零件从箱中取出。

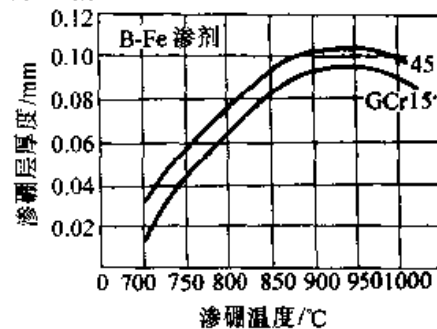


图 6.11-2 温度对渗硼层厚度的影响

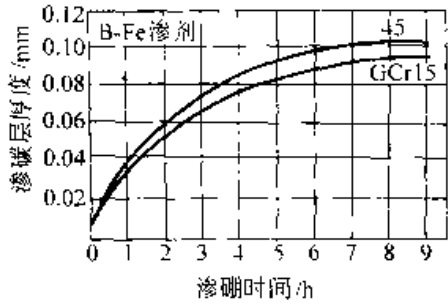


图 6.11-3 保温时间对渗硼层厚度的影响

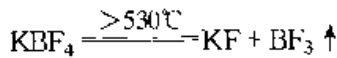
为了节约渗硼剂，可以在使用过的旧渗剂中，按原渗剂重量百分比含量添加活化剂和供硼剂，或者按旧渗剂重量的 1/3 ~ 1/2 比例加入新渗剂来保证较强的渗硼能力。

粉末渗硼操作简单，设备简单，清理便当，质量稳定，近年来颇受重视。

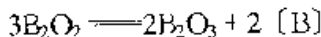
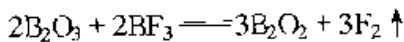
固体渗硼属于气态催化反应的气相渗硼。供硼剂在高温和活化剂的作用下形成气态硼化物，它在零件表面不断化合与分解，释放出活性硼原子并不断被表面吸附和向内扩散，形成稳定的铁的硼化物层。下面以两种渗硼介质来具体说明渗硼原理。

(1) 在硼铁和氟硼酸钾渗剂中渗硼

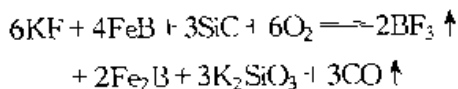
氟硼酸钾在较高温度分解：



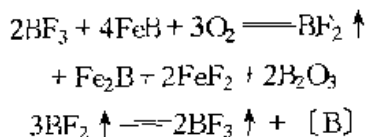
产生的 BF_3 和 KF 起催渗作用，即 BF_3 会与硼铁中因氧化而形成的 B_2O_3 发生强烈还原反应，生成极不稳定的低价的次氧化硼 (B_2O_2)，促进渗硼：



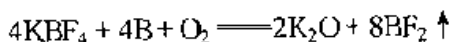
KF 可以在氧的作用下和 FeB 进行下述反应，生成具有催化作用的 BF_2 ：



而 BF_3 还会在氧的参与下和硼铁中的 FeB 反应，生成极不稳定的 BF_2 ：

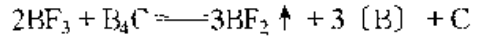


氟硼酸钾还可在氧的参与下直接与硼铁中的硼反应，生成的 BF_2 同样分解而析出硼原子



(2) 在碳化硼和氟硼酸钾渗剂中渗硼

氟硼酸钾分解出来的 BF_3 可与 B_4C 直接反应：



在氧参与下，还有以下反应：



上两式反应产物 BF_2 又因不稳定而分解，析出硼原子。

从以上分析可知，以 B_4C 为供硼剂的渗剂活性好，渗速快，但容易形成双相渗硼层，致使脆性增大。

1.2 电解渗硼

电解渗硼是以石墨或不锈钢作阳极，零件作阴极，通以直流电使熔融硼砂电解。阳极上放出氧气；阴极上电解出钠。钠与零件附近的氧化硼发生置换反应，将硼沉积在零件表面并为表面吸收。硼的浓度不断增高并向内部扩散，达到一定浓度便形成硼化物层。

电解渗硼采用外热式坩埚浴炉，同时配有直流电源和温度调节装置。为防止坩埚腐蚀，还设置有氨气供给系统。

渗硼介质常以脱水硼砂为主，添加少量 SiC 等配成盐浴。其中的含铁量应少于 0.5%，如超过此限，可加入 1% 左右还原剂 (Ca 、 Al 、 Mg 或 Si 等)，使盐浴恢复活性。

电解渗硼温度一般为 $800 \sim 900^\circ C$ ，电压为 $2 \sim 14 V$ ，电流密度为 $0.15 \sim 0.20 A/cm^2$ 。电解渗硼层厚度与加热温度、保温时间和电流密度之间的关系见图 6.11-4。

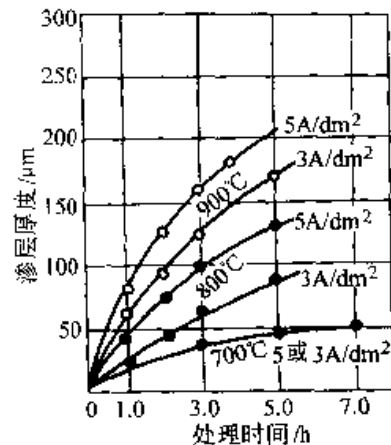


图 6.11-4 电解渗硼层厚度与加热温度，保持时间和电流密度的关系

○—工业纯铁；●—45 号钢。

从图 6.11-4 可见, 电流密度愈高, 所得渗层愈厚, 但渗硼层表面也将随着电流密度的增高而变得粗糙。渗硼时间须根据对渗硼层深度的要求而定, 假如工件的材质、盐浴成分、温度和电流密度为一定时, 渗硼层厚度 d 与电解时间 t 之间大致符合下列关系式:

$$d = Kt^{0.58}$$

式中之 K 是以钢种和温度而定的常数。如果工件需要进行局部渗硼, 在不渗硼处应预先镀铜(镀层厚度应大于 0.15 mm) 或者用铜箔或铁箔加以包覆, 采用镀锌对于防止渗硼是无效的。

电解渗硼后, 钢铁零件表面将获得 FeB 和 Fe₂B 双相。为此, 在渗硼后期应降低电流密度 (10 mA/cm²), 并在此电流密度下短时间保温, 以减少 FeB 的含量。

零件经电解渗硼后, 表面残盐较多, 很难清洗干净; 另外, 因盐浴浸蚀厉害, 坩埚寿命较短。

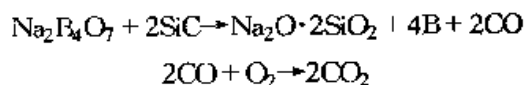
1.3 盐浴渗硼法

熔盐法渗硼的优点是: 可通过调整渗硼盐浴的配比, 来控制渗硼层的组织结构、深度和硬度; 渗层与基体结合较牢; 模具表面粗糙度不受影响; 工艺温度较低; 渗硼速度较固体法快; 设备和操作简便。此法的缺点是: 盐浴流动性较

差, 模具表面残盐的清洗较困难。该方法在国内广为应用, 在工模具等方面的应用已经获得显著的经济效益。

盐浴渗硼剂种类多, 盐浴成分有不同配方主要类型有:

1) 以硼砂为基, 碳化硅为还原剂的配方 这类配方成本低廉, 盐浴稳定性好, 可获得单相 Fe₂B 渗层; 但流动性稍差, 零件粘附残盐多, 清洗较困难。在 900~1000℃ 保温 1~5 h, 得到 0.06~0.35 mm 的渗层。在渗硼过程中发生如下化学反应:



2) 以硼砂为基, 铝粉为还原剂的配方 这种盐浴流动性较好, 活性强, 不需频繁更换新盐, 渗层为双相组织。但盐浴偏析大, 另分层, 使用时要多搅拌, 要常捞渣。

3) 以硼砂或碱金属的氯化物为基, 加入碳化硼或硼铁的配方 这类盐浴渗硼能力强, 流动性较好, 较易清洗; 但碳化硼和硼粉价格昂贵。

可作为还原剂的还有硅钙、硅铁、锰铁、稀土物质等。在熔融硼砂中加氟盐或碳酸盐等助熔盐类, 可使渗硼温度降低到 700℃ 左右。

常用的盐浴和效果见表 6.11-3。

表 6.11-3 部分常用盐浴配方和效果

序号	配方 (余量为硼砂)	渗硼工艺		厚度/ μm	组织	基体材料
		温度/℃	时间/h			
1	20%~30% SiC	960	6	110~120	Fe ₂ B	45
2	13% SiC, 3.5% Na ₂ CO ₃ , 3.5% KCl	950	3	120	Fe ₂ B	20
3	20% SiC, 10% NaF	950	3	100	Fe ₂ B	45
4	8.5% SiC, 6.5% Na ₂ CO ₃	950	5	150	Fe ₂ B	T10
5	10%~20% Al 粉	950	6	180~130	FeB、Fe ₂ B	45
6	10% Al 粉, 10% NaF	950	6	200	FeB、Fe ₂ B	45
7	10% 硅铁粉, 1.5% NaCl, 1.5% Na ₂ CO ₃	930	3	130	Fe ₂ B	45
8	12% 硼铁粉, 26% NaCl, 38% BaCl ₂	950	4	110	FeB、Fe ₂ B	45

盐浴渗硼主要设备是由井式加热炉和坩埚组成, 炉温的均匀性直接影响渗硼产品的质量, 而坩埚的使用寿命又关系到产品成本和生产率。对于采用含有硼砂组成的盐浴, 因为在大气中对金

属材料和耐火材料具有强烈的腐蚀性, 所以通常采用不锈钢或耐热不锈钢制造坩埚, 可获得较高的使用寿命。另外, 由于盐浴的液面与空气交界处坩埚被腐蚀更为严重, 因此, 各个炉次硼盐液

面高度应有所变化,以减轻硼盐液面对坩埚的局部腐蚀。

渗硼前工件表面必须磨光,另外,其净化程度也直接影响渗硼质量,因此,根据工件的具体情况采用相应的去污措施。装炉时工件不得带有水分。

盐浴渗硼温度一般在 850~1 000℃ 范围内,渗硼时间根据所需要的渗层厚度而定。总的说来,熔化状态的硼盐粘度较大,渗硼后在工件表面将有残盐存在,如何有效地清洗大批量渗硼工件的残盐,是液体渗硼的关键工序之一,对于经含有硼砂组成的盐浴处理的工件,最好是在中温盐浴炉(即 50% NaCl+50% BaCl₂)中清洗之后,直接淬火或空冷至室温之后再转入沸水中煮 0.5~1 h,对于质地较疏松的残盐,只需在沸水中煮几分钟,如果在沸水中加入 1% 左右的碳酸钠,则清洗的效果更好。

如果需要提高渗硼工件的心部强度,其渗硼后必须进行相应的调质处理,高于 800℃ 进行的奥氏体化加热,必须在中性盐浴中或保护性介质中,否则渗硼层将发生显著的氧化现象。

1.4 气体渗硼

将被处理的工件在二硼烷或二氯化硼和氢等气体中(BCl₃/H₂ 比值随温度不同,采用 BCl₃/H₂=0.05 时效果最佳)加热,渗硼温度为 750~950℃,保温 2~6 h,可得 0.05~0.25 mm 的渗层。采用 850℃、保温 3~6 h 的工艺,效果较好。渗硼层厚度随钢中含碳量提高而降低。

气体渗硼法的优点是渗层均匀;渗硼温度范围较宽,渗硼后工件表面清洗方便。但由于二硼烷不稳定并有爆炸性,而三氯化硼容易水解,此法尚待进一步完善。

2 渗硼层形成机理

硼化物的形成、形态、相组成、厚度与渗硼介质、工件的化学成分、渗硼温度和保温时间等因素密切相关。根据不同的渗硼配方和工艺,对渗硼层的形成和生长的观察和研究,曾提出过下面三种不同的硼化物层形成机理:

1) 在金属表面先形成硼扩散层,当固溶体中的硼达到极限饱和时,硼化物开始形核。当表面硼含量达到质量分数为 8.8% 时,形成正方晶

格的 Fe₂B 晶核,晶核长大呈针状,继而相连成致密的 Fe₂B 层,然后当表面硼含量达到质量分数为 16.2% 时,FeB 相开始形核长大。

2) 渗硼时,最先形成的是高硼相 FeB (16.2% w (B)) 的晶核,并呈针状长大。因为硼原子在硼化物中的扩散系数较低,FeB 针的长大得不到充沛的硼原子供应,当硼化物前沿硼含量降到 8.8% w (B) 左右时,Fe₂B 相开始形核长大,并相连成致密的 Fe₂B 层。因此,获得了 FeB+Fe₂B 双相渗硼层。

3) 在短时间渗硼后,首先形成的是硼渗碳体 Fe₃(B_{0.7}C_{0.3}) 及 Fe₂B 相。由于硼向金属内继续扩散,因此表面形成硼化物连续层。

由于渗硼工艺和方法不同,渗硼介质的活性差异很大,因此硼化物层有不同的形核长大过程是可以理解的。需要根据试验结果决定取舍。

2.1 渗硼组织形成机理

这里,通过 45 钢和 GCr15 渗硼的对比实验,说明在不同温度、不同渗硼剂的活性下,渗硼层各相的形成规律。

试验采用固体渗硼方法,渗剂配方(质量分数)为:80% 硼铁粉,10% 氟硼酸钾,其余为填充剂。在 650℃ 渗硼 0.5 h,在 X 线衍射相分析试验中,两种钢表面都出现了 Fe₃(C, B) 相的衍射线,并随渗硼时间延长而增强,金相上可观察到这种碳化物呈颗粒状或片状。经 800℃ 渗硼,硼层中仍有 Fe₃(C, B) 相的衍射线存在,但其强度不及低温渗硼时的衍射线强度。随着渗硼温度的上升,Fe(C, B) 相逐步减少。硼原子活性增加,有利于 Fe₂B 和 FeB 相的形成。当渗硼温度达到 950℃ 时,渗硼层表层中已看不到 Fe₃(C, B) 相的衍射线。此时硼原子活性增加,表层硼含量不断上升,碳原子被赶到次表层,在工件表层不能形成 Fe₃(C, B) 相。在低温渗硼时,由于 GCr15 钢含碳量较高,Cr 元素有利于 Fe₃(C, B) 相的形成,所以 Fe₃(C, B) 相较 45 钢中为多。在 45 钢中的碳化物相中含有较多的 Fe₂₃(C, B)₆ 相。

与此同时,在 650℃ 低温短时间(0.5 h)渗硼后,两种钢都发现有 Fe₂B 相的衍射谱线,但只有 GCr15 钢在金相上可以观察到 Fe₂B 相的存在,显然铬元素也有助于 Fe₂B 相的形成。这一

差别可以这样解释：GCr15钢中的碳和铬都较45钢高，这两个元素都增加硼向内层扩散的阻力，使硼在表面的富集程度高于45钢，导致 Fe_2B 相在GCr15钢表面优先形成。随着渗硼时间的延长， Fe_2B 谱线增强，此时两种钢在金相上都能观察到 Fe_2B 相的存在。渗硼温度升高到850℃时， Fe_2B 和 FeB 的谱线都出现。渗硼温度升高到950℃时， Fe_2B 谱线强度下降， FeB 谱线增强。由此可见，只有在渗硼温度较高、保温时间较长时， FeB 相才出现。由于45钢中碳及合金元素都较少，对硼的扩散阻力较小，因此硼层较厚，而且硼针较深地楔入基体。GCr15钢中硼针已变秃，与基体交界面比较平坦，因此硼层与基体结合强度低于45钢。

渗硼层中的碳化物相有 $Fe_3(C, B)$ 和 $Fe_{23}(C, B)_6$ 两种。随着渗硼材料含碳量的升高， $Fe_{23}(C, B)_6$ 相逐步减少，乃至消失。高碳钢中一般只有 $Fe_3(C, B)$ 型碳化物。 $Fe_3(C, B)$ 相多呈细针状和细网状，多位于硼针前沿。 $Fe_{23}(C, B)_6$ 相多呈肥厚的指状或块状，多位于硼针之间。下面分析中除个别实例外，一律统称含硼碳化物、或碳化物。特别着重指出，含硼碳化物是在渗硼过程中形成的，而不是在冷却过程中析出的。

图6.11-5是45钢是在低活性渗硼剂中渗硼后的渗层组织。试样采用苦味酸酒精溶液浸蚀，硼针被浸蚀变黑，它是 Fe_2B 相。 Fe_2B 相针比较稀疏，伸展方向呈无规分布，针间的白色块状组织和硼针前沿的白色针状物都是碳化物相。图

6.11-6也是45钢在低活性渗硼剂中渗硼的渗层组织。试样采用碱性苦味酸热染，此时碳化物相被染成棕黑色。触须状组织是 $Fe_3(C, B)$ ，肥厚的网状是 $Fe_{23}(C, B)_6$ 相，浅灰色（实际是黄色）组织是 Fe_2B 相。硼针的择优取向都不明显。

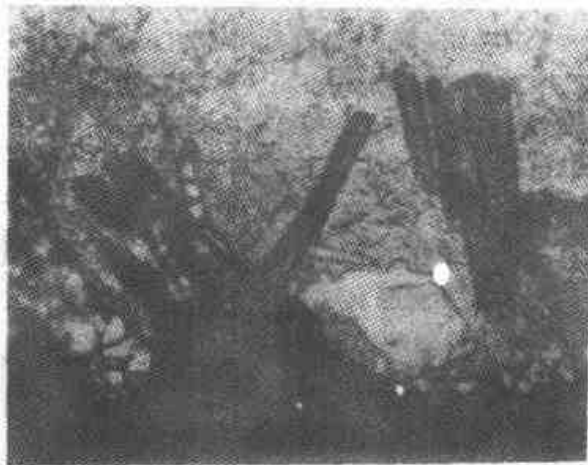


图6.11-5 45钢渗硼层中的块状碳化物相。硼针呈无规分布，苦味酸酒精溶液浸蚀，500×

图6.11-7和图6.11-8是45钢在较高活性渗硼剂中渗硼后的组织。图6.11-7是采用苦味酸酒精溶液浸蚀试样后拍摄的，硼针被浸蚀，碳化物呈白色，能清晰地显示碳化物相。图6.11-8是经P.P.P.试剂（黄血盐、赤血盐、氢氧化钾的水溶液）染色后拍摄的图片，此试剂不能清晰地区别硼化物和碳化物，但能区别 Fe_2B 和 FeB 相。此时碳化物相都被推向次表层硼针前沿地区，总量也较少。硼针仍为单相 Fe_2B ，排列致密，择优取向明显。

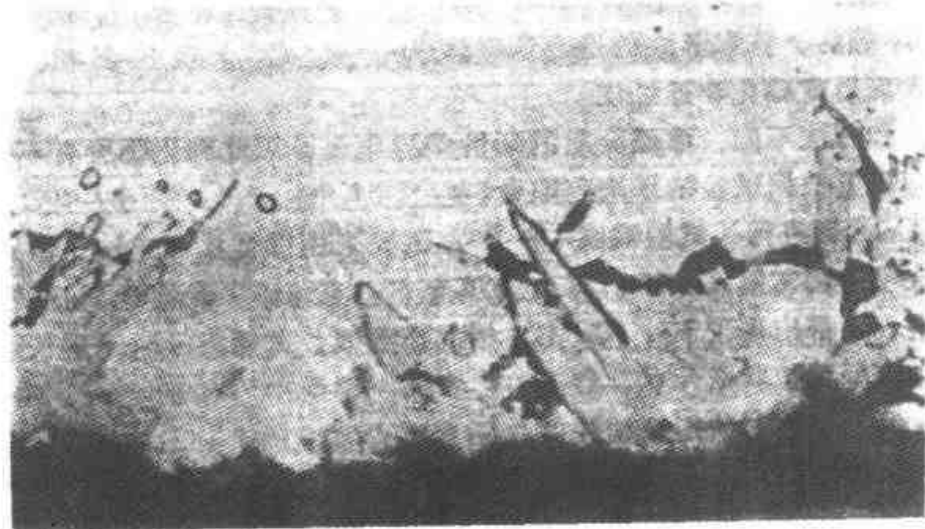


图6.11-6 45钢中触须状碳化物相。硼针呈无规分布，碱性苦味酸染色，500×

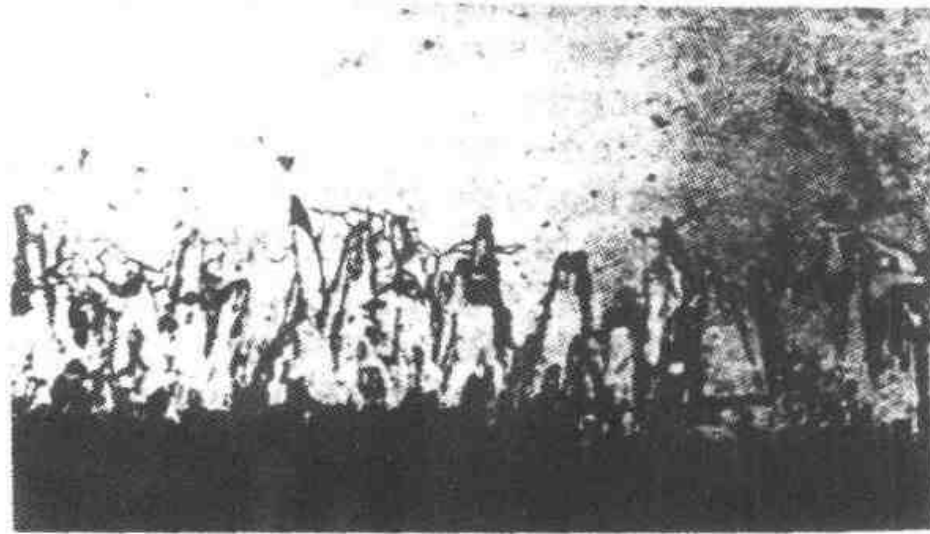


图 6.11-7 45 钢单相渗硼层和指状碳化物，硼针择优取向明显，苦味酸酒精溶液浸蚀，300×
化物相的一半。



图 6.11-8 45 钢的单相渗硼层和指状碳化物
硼针择优取向明显。P.P.P. 试剂染色，300×

图 6.11-9 是 45 钢在高活性渗硼剂中渗硼后的双相渗硼层。试样采用 P.P.P 试剂染色，图中浅灰色（实际为黄色）组织是 Fe_2B 相针，深灰色（实际是棕色）组织是 FeB 针， Fe_2B 针间有微量碳化物，硼针已看不到指状碳化物。硼针排列致密，择优取向明显。

图 6.11-10 和图 6.11-11 是 GCr15 钢在活性较弱的渗硼剂中渗硼后的渗硼组织。图 6.11-10 是试样采用 P.P.P 试剂染色后拍摄的图片，硼层全部呈橙黄色，说明硼化物相只有 Fe_2B 单相，但试剂不能区别硼化物和碳化物。图 6.11-11 是采用苦味酸溶液浸蚀试样后拍摄的图片， Fe_2B 针被浸蚀变黑，碳化物呈白色羽毛状、粒状和网状，分布在硼针两侧和前沿。此钢形成的碳化物中有部分铁被铬所取代。此时碳化物相几乎占硼

GCr15 钢在活性较强的渗硼剂中渗硼后的组织见图 6.11-12 和图 6.11-13。图 6.11-12 是采用 P.P.P 试剂将试样染色后拍摄的。渗层中有黄色（浅灰）的 Fe_2B 相和棕黄色（深灰）的 FeB 相。图 6.11-13 试样采用苦味酸酒精溶液浸蚀后拍摄的图片，从图片中可以清晰地看到 FeB 针被浸蚀变黑， Fe_2B 被浸蚀变灰， Fe_2B 针前沿和硼针之间仍有碳化物，但数量已经减少，形态也由羽毛状、网状、指状变成颗粒状。此外，在 Fe_2B 针中也发现有白色颗粒状碳化物，它是硼针以较快的速度形成时被硼化物所包围的奥氏体中析出的。必须注意，在这种渗硼剂中渗硼的 45 钢，其渗层组织见图 6.11-6 和图 6.11-7，渗层中并未出现 FeB 针。由此可见，碳及合金元素对硼的扩散阻力较大，使硼在表层富集，促使 FeB 针早于 45 钢优先形成。

从上面实例中可以具体观察到渗硼组织是怎样随着渗硼的钢种和渗硼剂的活性变化的情况。

再从理论上分析，根据计算，新旧两相原子配置时，点阵的极限变形 $\frac{\Delta a}{a}$ 应小于 9%。在 FeB 相上形成 Fe_2B 相晶核，或在 Fe_2B 相上形成 FeB 相晶核都不能满足上述条件。因为其晶格极限变形太大， $\frac{\Delta a}{a}$ 约为 25%， $\frac{\Delta b}{b}$ 约为 7%。所以以这种机理形核是不可能的。因此，根据以上种种实际观察和实验，有人提出下面硼层形成机理：在渗硼开始时，依靠吸附在钢铁表面的硼原子偏聚，

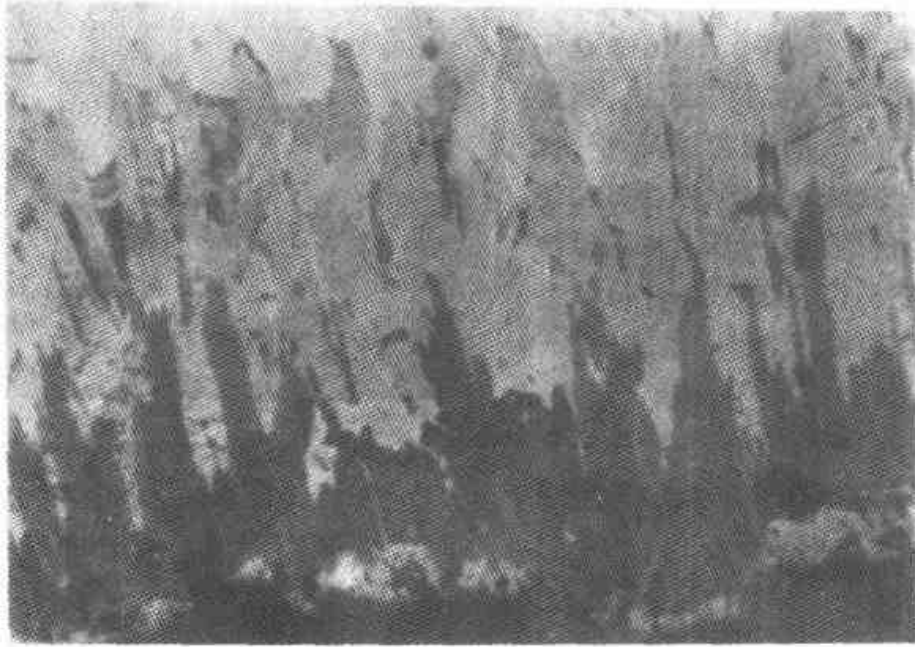
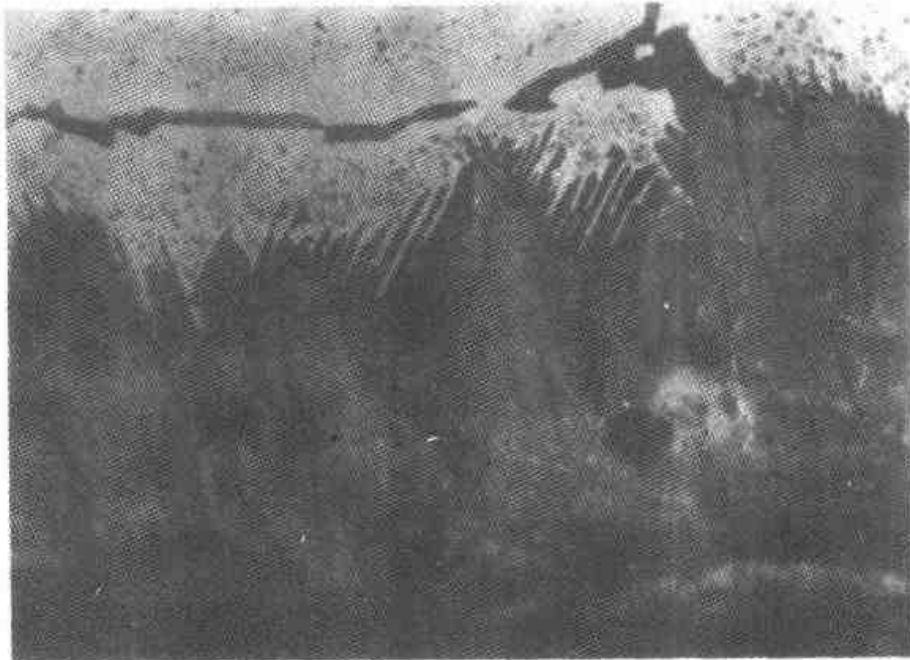


图 6.11-9 45 钢渗硼后的双相渗硼层, P.P.P. 试剂染色, 500×

图 6.11-10 钢渗硼后的单相 Fe_2B 渗硼层, P.P.P. 试剂染色, 500×

FeB 、 Fe_2B 和碳化物相的晶核都可形成, 如渗硼条件合宜, 硼原子供应充沛, 则渗硼初期就可形成 FeB 相的渗层, 其他类型晶核的长大受到抑制。当硼原子供应受到抑制, 例如渗硼剂活性不足, 渗硼温度太低, 供硼量不足, 或者先形成的 FeB 相减缓了硼原子向内层的扩散速度时, Fe_2B 相的晶核才开始长大, 直到硼原子中止供应为

止。碳化物晶核只在硼原子供应不足, 而碳原子供应比较充沛的情况下才能得到发展, 因此它总是出现在硼针两侧和前沿, 或被包围在硼针内部的富碳区内, 形成羽毛状、指状、触须状、颗粒状碳化物。如果渗硼初期由于渗硼剂活性不足或渗硼温度比较低时, 硼原子供应速度比较低, FeB 晶核的长大将受到抑制, Fe_2B 相和碳化物相

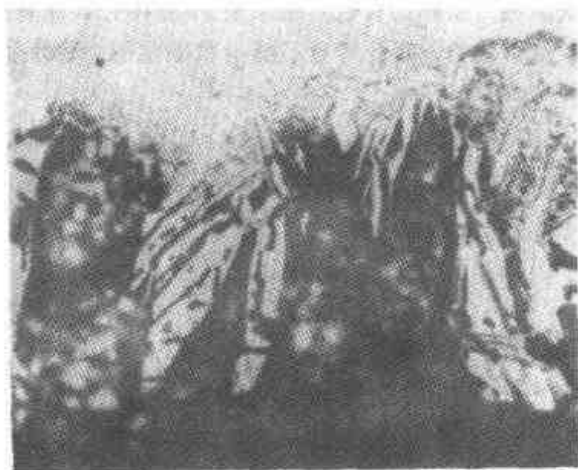


图 6.11-11 GCr15 钢渗硼层中的碳化物，苦味酸酒精溶液浸蚀，500×



图 6.11-12 GCr15 钢渗硼后的双相渗硼层，P.P.P. 试剂染色，500×



图 6.11-13 GCr15 钢渗硼后的双相渗硼层中的碳化物，苦味酸酒精溶液浸蚀，300×

的晶核就可能优先长大。由此可见，渗硼层的相组成与渗硼材料、渗硼剂活性和工艺条件密切相关。

实验进一步证实，想利用高温真实扩散退火方法使脆性大的 Fe_3B 相转变成 Fe_2B 相收效甚微，虽有少量转变，但在工业生产上是不经济的。因此，要获得韧性高的单相 Fe_2B 渗硼层，最好从渗硼剂和工艺上设法解决。

2.2 硼扩散层

随着硼原子的渗入、硼化物的形成，硼化物层前端的基体组织中也逐步渗入了硼原子。根据 $Fe-C-B$ 三元状态图，硼化物中基本不溶碳，硼化物形成时向基体排碳，因此在硼化物前沿形成

了碳和硼原子相对富集区，这已多次被电子探针和能谱分析所证实。其中，一部分形成了含硼碳化物，分布在硼化物层前沿，有时沿晶界深入基体；另一部分提高了基体的硼和碳含量，这就是渗硼扩散层，或称渗硼过渡区。过渡区中溶入的微量硼不但可使状态图上 S 点左移，而且可以提高基体的淬透性。在金相分析时，可以看到，即使在 20 钢中，渗硼后缓冷的渗硼扩散区内也可观察到共析成分或接近共析成分的组织，而且晶粒较粗（铬、钼、钛能抑制该区晶粒粗化，尤以钛的作用最明显），见图 6.11-14。其扩散区的碳的质量分数约为 0.4%。渗硼后油冷淬火时，扩散区被淬火成马氏体，见图 6.11-15。由于硼和

碳的共同作用。碳素钢渗硼后油冷淬火时，被淬硬的扩散区可以对硼化物层起到支撑作用，这对碳素钢渗硼模具的使用寿命的提高起到了很大的作用。

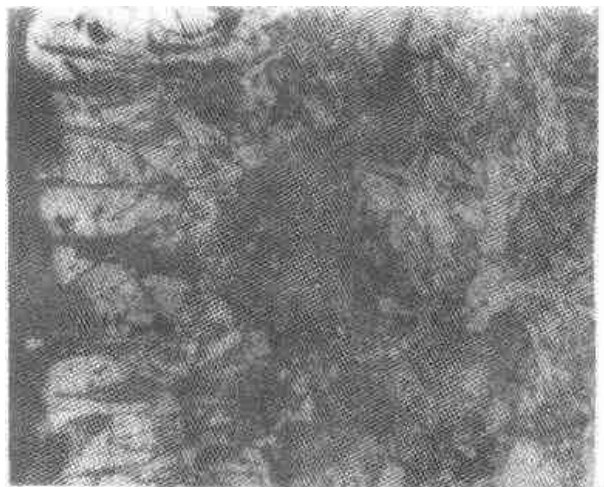


图 6.11-14 20 钢渗硼后缓冷的组织，硝酸酒精溶液浸蚀，300×

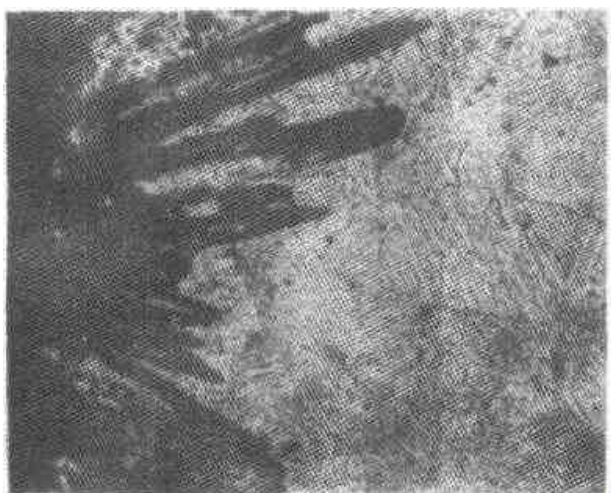


图 6.11-15 20 钢渗硼后油冷淬火的组织，苦味酸酒精溶液浸蚀，500×

2.3 合金元素的作用

因为碳和合金元素都影响硼的扩散（除 Ni、Mn、N、Co 外），因此钢材含碳量和合金元素含量愈高，硼化物层和扩散层就愈薄。表层硼富集程度高，容易形成 Fe_2B 和 Fe_3B 双相层。除了镍、硅以外，所有合金元素几乎都可溶于硼化物中，形成合金硼化物。合金硼化物硬度高而脆性大。对渗硼层中的铬、锰、钨、钛、钼、镍、硅等元素的电子探针分析指出，铬、钼、钛等元素在渗

硼过程中向 Fe_2B 相富集，因为它们与硼可以形成相似的硼化物 M_2B ，而镍、硅等元素则向过渡区富集。最近的研究指出，硼化物层中的硼齿之间有一种夹缝组织，其显微硬度很低，只有 370 ~ 530HV。电子探针和电子衍射分析指出，夹缝组织由 FeSi 、 FeSiC 、 Fe_3Si 、 Fe_3Si_2 相组成，它随着渗硼钢材中含硅量的增加而增多，也随着渗硼温度的升高而增加，它的存在将降低渗硼层的耐磨性。在高合金钢中，硼化物内还有与基体中类似的各种未溶碳化物存在。含硼碳化物中也会溶入合金元素，形成含硼的合金碳化物。硅向扩散区富集，形成很严重的后果，即在硼化物层前沿出现富硅层，甚至发生 $\gamma \rightarrow \alpha$ 转变，形成铁素体片块，甚至铁素体带。在高硅钢渗硼时，硼化物层与铁素体带之间产生一个 α' 相 (Fe_3Si) 区域，在该区可以发现大量因扩散而形成的孔隙。在渗硼过程中，硼化物层不但排硅，而且排碳，硅和碳在硼化层下的集聚还有可能促成石墨的形成，从而增加了硼层的脆性，并降低了表层与基体金属的结合强度。因此，硅钢不宜渗硼。高铬钢（Cr12 钢、Cr12MoV 钢等）渗硼时，富硅带和钢中的铬可能会共同促成铁素体带的形成，因此渗硼用的高铬钢含硅量不能太高。

碳素钢（低碳钢）渗硼后缓冷，硼针前常出现铁素体片或块，见图 6.11-14。45 钢在活性很强的渗硼剂中渗硼时还可能出现软带。图 6.11-16 是 45 钢渗硼扩散区内的硬度分布情况，硬度印痕指示在硼化物前沿有软带存在，表面硼化物层硬度为 1 200HV，正常淬火后的过渡区硬度为 600HV，软带硬度为 400HV。经硝酸酒精溶液浸蚀后显示出的软带组织见图 6.11-17，软带组织是托氏体带。对于软带的形成有下面几种解释：

1) 表层的杂质元素被硼化物排挤，在渗层前沿富集而造成软带，其中硅的作用最大，在冷却时，杂质可以作为珠光体的非自发核心，使该区淬透性下降，形成托氏体。渗层前的富硅层即使在淬火条件下有时也得不到马氏体。当硅富集到一定程度时，渗层下出现铁素体软带。此说比较含混。

2) 扩散区前端含硼量质量分数小于 0.003% 时淬透性升高，但当含硼量达到质量分数为 0.003% ~ 0.006% 时，淬透性反而下降。微量

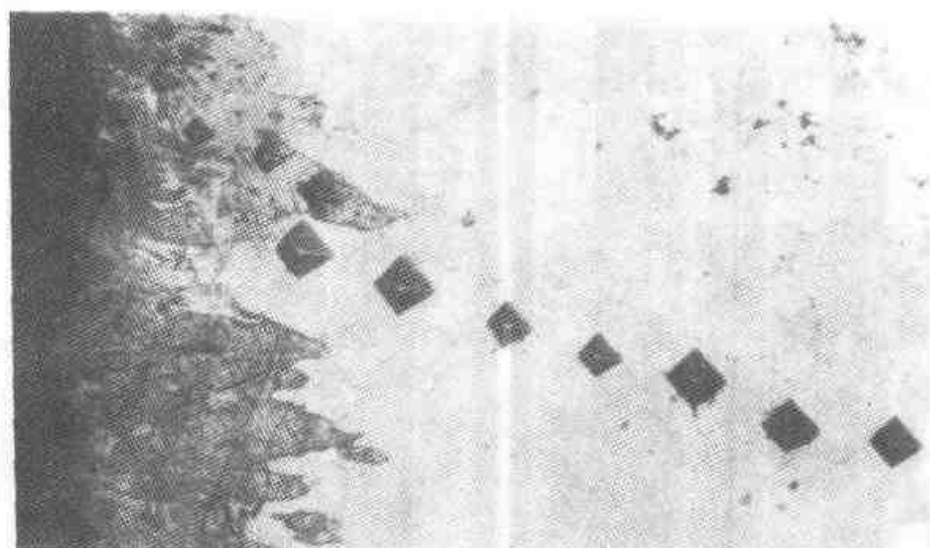


图 6.11-16 45 钢渗硼后油冷淬火，扩散区出现软带，P.P.P. 试剂染色，300×

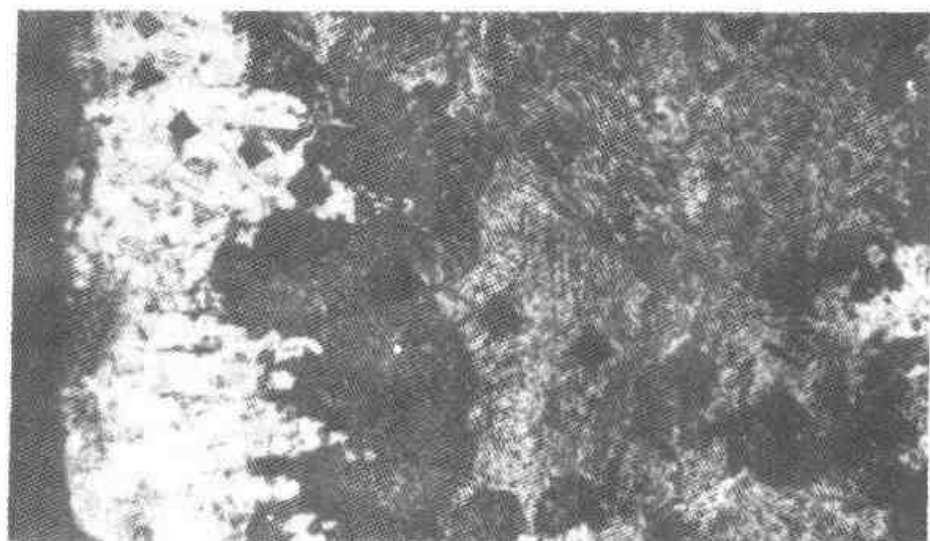


图 6.11-17 45 钢渗硼后的软带组织，硝酸酒精溶液浸蚀，300×

硼只对低中碳钢的淬透性有提高作用。随着硼化物前沿硼和碳含量的增加，这种提高淬透性的作用逐渐减弱，乃至消失。硼针前沿是硼、碳、硅最高的地区，因此淬透性下降，在油冷淬火时，该地区出现托氏体带。实验证实了这种看法。图 6.11-15 是 20 钢采用活性较低的渗硼剂（以硼砂为主盐的盐浴渗硼，以金刚砂作还原剂），渗硼后油冷淬火的组织，由于硼原子渗入量不高，因此硼针是单相 Fe_2B 相，硼针数量也不多，择优取向也不明显。由此可以推测，硼化物向基体输送的硼原子也不会太多，排出的硅和碳量也相对较低，有理由认为扩散后的含硼量不会高于质量分数为 0.003%。因此，即使 20 钢在油冷淬火时，扩散层也会被全部淬硬。与此相反，图

6.11-16 是 45 钢采用活性较强的渗硼剂（以硼砂为主盐的盐浴，用铝作还原剂），渗硼后油冷淬火的试样组织，硼针较多，渗层致密，择优取向明显。由此可以推测，硼层向基体输出的硼原子较多，向基体排出的碳和硅原子也较多，因此硼针前沿扩散区内的含硼质量分数已大于 0.003%~0.006%，遂使扩散区淬透性反而下降，使 45 钢在渗硼后油冷淬火时扩散区出现软带。由此可见，软带的出现与渗硼钢材和渗硼工艺密切相关。

2.4 硼针的择优取向

硼化物针有明显的择优取向， FeB 和 Fe_2B 针都沿 $[002]$ 晶向垂直于表面生长。渗硼剂供

应的硼原子愈充沛、渗硼时间愈长，择优取向程度愈高。距表面愈远，硼针几乎全部沿 [002] 晶向垂直于表面伸展。这是由于硼化物生长速度呈各向异性，沿 [002] 晶向生长速度最快所致。渗硼初期形成的硼化物晶核是无一定取向的，因此最表层形成一层无择优取向的硼化物薄层。随着硼化物层厚度的增加，扩散速度成为控制因素，因此只有那些 [002] 晶向与试样表面垂直的硼化物晶粒才能继续长大，其他方向则逐步被抑制。高合金钢渗硼层较薄，硼扩散速度较慢，硼针择优取向不明显。渗硼剂活性愈强，硼针择优取向愈明显。

3 渗硼层的检查

3.1 组织显示

为了清晰地观察渗硼层并区分 FeB 和 Fe₂B 相，通常将试样仔细磨制、抛光和腐蚀后在显微镜下观察。常用的浸蚀剂有以下几种：

(1) 4% 硝酸酒精溶液

该浸蚀剂可以清楚地显示过渡区和基体组织，使硼化物呈白亮色，十分清晰。但不易区分硼化物中的相。

(2) 苦味酸钠浸蚀剂

该浸蚀剂由苦味酸 5 g，氢氧化钠 25 g 和蒸馏水 100 ml 配制而成。配好后应盛于避光的封闭容器内。浸蚀温度为 35~40℃，时间 30 s 左右。浸蚀后 FeB 呈浅蓝色，Fe₂B 呈黄色。浸蚀时间短时，FeB 呈棕色，Fe₂B 呈浅黄色。

(3) 三钾试剂 (P.P.P 试剂)

该试剂由黄血盐 1 g、赤血盐 10 g、氢氧化钾 KOH 30 g 和蒸馏水 100 g 配成。在 60℃ 浸蚀 15 s 或室温浸蚀 10~15 min 后，FeB 呈褐色，Fe₂B 呈黄色。如浸蚀时间过长，则 FeB 呈浅蓝色，Fe₂B 呈棕色。此外，还会使含硼碳化物呈浅蓝色。该试剂以用热蚀着色效果较好。

苦味酸钠试剂和三钾试剂只能使硼化物着色。如果需要同时显示基体组织，可再用 4% 硝酸酒精溶液浸蚀。

(4) 苦味酸、硝酸酒精溶液

用 1% 苦味酸酒精溶液 10 份加上 1% 硝酸酒精溶液 1 份配成。使用时，用棉球沾一下溶液，在试样上反复轻拭数秒钟，即可得到渗层组织全

貌。它适于检验一般渗硼层组织，可将 FeB、Fe₂B 和过渡区清楚地区别开。

(5) 苦味酸、海鸥洗净剂混合水溶液

用苦味酸 400 mg。海鸥洗净剂 10 ml 和蒸馏水 100 ml 配成。该试剂能明显区分 FeB 和 Fe₂B 相，并能清楚显示渗硼层组织的晶界、Fe₂B 晶粒前沿的多相组织形态和碳素钢硼化物晶粒中的颗粒状含硼渗碳体型化合物。

使用该试剂时要注意，由于 FeB 和 Fe₂B 相的耐蚀程度不同，因此，在只需要显示 FeB 相晶界时，腐蚀时间要短些；要清楚显示 Fe₂B 晶界时，腐蚀时间应长些，但这时对 FeB 相已过蚀了。一般，碳钢和低合金钢的硼化物晶界较易被腐蚀，而高合金钢渗硼层的晶界不易显示清楚。

(6) 苦味酸、上海洗净剂混合溶液

用苦味酸 400 mg 和上海洗净剂 10 ml 配成。配制时要先将苦味酸加入蒸馏水中，待全部溶解后再加入洗净剂。配好后即可使用。如放置一段时间再用更好。浸蚀后，FeB 呈褐色，Fe₂B 呈黄白色。

最后应指出，一个好的渗硼金相试样，往往不是一次就能制备成功的，通常需要反复抛光、浸蚀数次才能成功。

3.2 渗硼层形态

硼在固溶体中溶解度极低，渗硼时硼与铁主要形成 Fe₂B 和 FeB 两种化合物。硼化物的组织形态与钢的成分和渗硼工艺有关。一般常见的硼化物组织为 Fe₂B 单相和 FeB + Fe₂B 双相。它们的显微组织呈齿状或指状插入基体，其方向垂直与试样表面。渗硼层组织类型大致有图 6.11-18

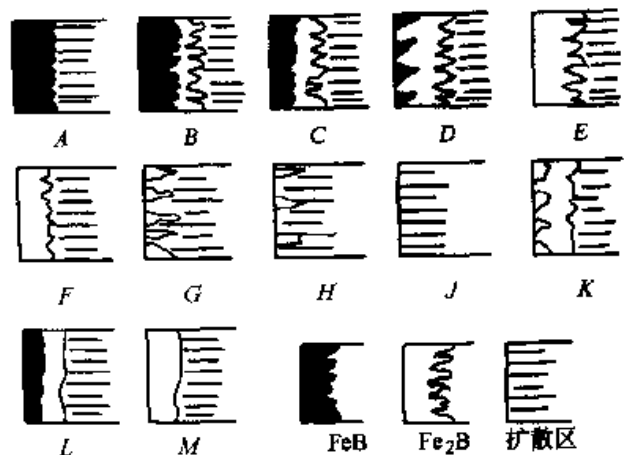


图 6.11-18 硼化物层的类型

所示的12种情况。其中A至C是在“硼势”很高的情况下形成的；D至F是在“硼势”较高时形成的；而G至K是“硼势”过低时形成的非正常组织；L、M是高合金钢中易出现的组织。通常，把A至F型都看作正常渗硼组织，其中，E型最好，D、F型次之。典型渗硼层组织见图6.11-19和图6.11-20。

硼化物形态随钢中含碳量增加，由齿状向指状或舌状变化，即梳齿平坦化，使硼化物与基体的结合强度变弱。这是由于碳在硼化物结晶面上析出的游离渗碳体阻碍硼化物生长所致。

此外，硼化物中还弥散分布着极细颗粒状的 M_3 (C、B)型碳化物。在硼化物齿之间和末端，碳硼化合物呈须状、点块状或羽毛状。

合金钢的硼化物形态与碳钢的相似，但当含碳量和合金元素含量增多时，由于它们对硼的扩散起阻碍作用，将使硼化物梳齿平坦化。硼化物中的合金元素含量大致与基体相当，没有明显的内迁移。合金元素除一部分溶于铁的硼化物中外，大部分形成 M_3 (C、B)型碳硼化合物，弥散分布在硼化物中。渗硼后，只有Si和C有明显的内迁移现象，使其在过渡区中的含量明显增加。



图6.11-19 45钢经960℃渗硼6h的 Fe_2B 柱状晶组织 200×
2%硝酸酒精腐蚀

3.3 硼化物层深度测量

硼化物层深度测量尚无统一标准。根据等效体积法原理，采用精密标准求积仪可测算出渗硼

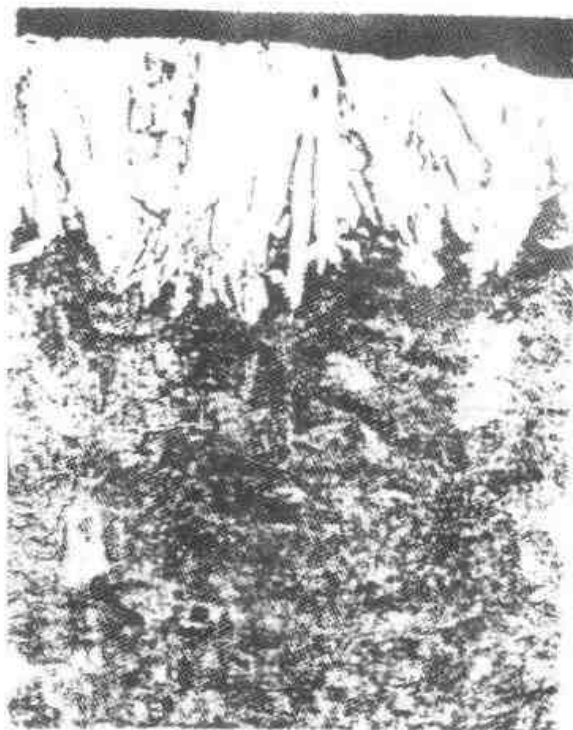


图6.11-20 T8钢经960℃渗硼6h的 Fe_2B 柱状晶组织 200×
2%硝酸酒精腐蚀

层的等效厚度。这样测出的硼化物层厚度是最精确的。但使用不方便，也不能普及。试验指出，采用峰、谷平均值之和平均作为硼化物层深度的方法，既方便，精确度高。此法是先测出齿顶平均高度，再测出齿谷平均高度，然后求两者的平均值，即为硼化物层厚度。如齿峰高度分别为： X_1 、 X_2 、 X_3 … X_n ，则其平均值为

$$\bar{X} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n X_i$$

如齿谷高度分别测出为： Y_1 、 Y_2 、 Y_3 … Y_m ，则其平均值为

$$\bar{Y} = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m Y_i$$

硼化物层厚度为

$$\delta = \frac{1}{2} (\bar{X} + \bar{Y})$$

根据JB/T 7709—1995《渗硼层显微组织、硬度及层深检测方法》，渗硼层深度测量方法规定如下：

在试样横截面上，放大200~300倍的显微镜下，将视场分为6等分，在5个等分点上测量层深，计算算术平均值。硼层深度 h 为：

$$h = (h_1 + h_2 + h_3 + h_4 + h_5) / 5$$

根据渗层不同类型,在测量时应以连续部分为基础,采用三种不同方法测定:

1) 当渗层呈指状,峰谷相差很大时(碳的质量分数 $\leq 0.35\%$ 时)

$$h = (\text{谷}_1 + \text{谷}_2 + \text{谷}_3 + \text{谷}_4 + \text{谷}_5) / 5$$

2) 当渗层呈指状峰谷明显时(碳的质量分数为 $0.35\% \sim 0.60\%$ 时)

$$h = [(\text{峰}_1 + \text{谷}_1) / 2 + (\text{峰}_2 + \text{谷}_2) / 2 + (\text{峰}_3 + \text{谷}_3) / 2 + (\text{峰}_4 + \text{谷}_4) / 2 + (\text{峰}_5 + \text{谷}_5) / 2] / 5$$

3) 当渗层整齐,峰谷不明显时(碳的质量分数 $> 0.60\%$ 时)

$$h = (h_1 + h_2 + h_3 + h_4 + h_5) / 5$$

3.4 硼化物硬度测量

通常,渗硼后将试样经磨制、抛光和腐蚀后,测量硼化物的显微硬度。一般选用100g或50g负荷。测量的部位应无疏松等缺陷。测量FeB和Fe₂B两相硬度时,应先用适当的试剂腐蚀,清楚显示两相后,再在完整部位测定。

一般文献都这样描述:FeB的显微硬度为1500~2200HV_{0.1};Fe₂B的显微硬度为1100~1700HV_{0.1},它们的上、下限范围可达600~700HV_{0.1}。实际测定硼化物针的显微硬度时也发现,同一试样材料上的硼化物,测得的硬度结果也很不一致。

产生硼化物硬度测定结果相差较大的原因可以从三个方面来分析:一方面,钢中的含碳量和合金元素对硼化物层显微硬度有很大影响;二方面,硼化层的组织受多方面因素影响。有时,硬度偏差是由于FeB和Fe₂B交叉在一起而造成的;三方面,从硼化物本身的精细结构来看,每根硼化物针实际上都是由“年轮”组成的。因而,表面上看来是一根单相的针状硼化物,实际上不一定是单相的。另外,磨面上每一根针状硼化物所暴露出来的结晶学面是不一样的。所以,测定的显微硬度事实上是不同晶面上的。

除上述三方面原因外,还有其他方面因素的影响,如所加载荷不同也会引起硬度差别。

3.5 硼化物层脆性及测量方法

硼化物层脆性是渗硼层的主要质量指标之一。影响硼化物层脆性的因素大致如下:

- 1) FeB相硬度高,脆性大。
- 2) FeB相和Fe₂B相之间,以及硼化物与扩

散层之间,晶体结构、比容、热膨胀系数都不相同,形成很高的内应力,甚至出现裂纹。

3) 渗硼工件淬火后,在硼化物层内形成拉应力,甚至淬火开裂。

4) 渗硼扩散区较窄,硬度梯度过分陡峻。

5) 低碳钢渗硼扩散层易出现铁素体。中碳钢渗硼扩散层易出现黑色屈氏体软带。硅钢、硅铬钢渗硼扩散层容易出现铁素体软带,甚至石墨,对硼化物层支撑不足,容易压碎。

6) 高合金钢硼化物层比较平坦,楔入基体深度不足,容易剥落。

测量硼化物层脆性的方法有下面两种:

1) 脆断脆性的测量 采用三点弯曲配合声发射技术测量硼化物层产生第一条裂纹时的纵向拉应力,以此评定硼化物层的抗脆断能力

$$\sigma_{yy} = 1.5 P_c L / BW^2$$

式中 L ——两支点间距;

B ——试样宽度;

W ——试样厚度;

P_c ——化合物层出现第一条裂纹时的负荷。

用第一条裂纹产生时试样的最大挠度 f_K 表征渗层脆性。 f_K 值愈大,渗层脆性愈小。它们都可从 $x-y$ 记录仪上记录的位移—载荷曲线和位移—声发射计数率曲线上求得。

上述试验比较复杂,非一般企业试验室所能完成的。最近的研究指出,采用维氏硬度测定配合声发射技术也可测定渗硼层脆性,实验方法得到进一步简化。

2) 剥落脆性的测量 将试样竖直夹持在平面磨床上,采用Al₂O₃砂轮(46目,φ200mm,转速为1500r/min)磨削试样边角部位,从而引起试样表面硼化物层不同程度的剥落,然后在一定范围内若干点,用读数显微镜测量硼化物剥落深度,以其平均值表征硼化物层对脆性剥落抗力的高低。

脆断容易在拉应力下产生,裂纹垂直于表面,在硼针之间伸展。残余表面压应力有利于提高脆断强度。剥落则在压应力下产生,剥落伴随硼针的折断形成剥落碎块。表面残余压应力增大硼化物层剥落倾向,厚度太厚也增大剥落倾向。淬火使硼化物层承受拉应力,降低脆断强度,却提高剥落抗力。提高回火温度,基体比容减小,表面残余压应力增大,有利于脆断强度的提高,

但硼化物层易剥落,对剥落抗力不利,因此,要根据工件实际服役条件,选择合适的热处理工艺。

4 渗硼组织

4.1 渗硼前后热处理

通常,在渗硼前要进行预备热处理。它的作用主要是改善零件的切削加工性和减少渗硼后热处理时的变形量。

调质钢最适于作渗硼零件。模具钢渗硼前一般采用正火或调质处理。正火后,细片状的索氏体组织在加热时,渗碳体片溶解得快,减小了硼原子向内扩散的阻力,使渗硼速度加快。调质组织的渗碳体呈颗粒状均匀分布,相界面少,过热倾向小,渗硼后淬火时的变形和开裂倾向也小。

如果供应状态的钢已经过适当热处理,就可不必再进行预备热处理。

模具渗硼后是否热处理,应视具体要求而定。如果对心部强度要求不高,盐浴渗硼的零件经空冷,粉末渗硼的零件待渗箱出炉后降温到600℃以下,打箱取出零件空冷即可直接使用。

对那些要求心部有一定强度,以加强对渗硼层支承能力,充分发挥其耐磨性的零件,渗硼后

应进行淬火、回火处理。但应避免采用过高的加热温度和强烈的淬火介质或对硼化物有腐蚀作用的介质(如碱浴)。这是为了尽可能减小变形,防止渗硼层崩落和产生裂纹等。

渗硼后一般采用直接淬火,固体渗硼时也可以采用二次加热淬火。但要注意,盐浴渗硼后直接淬火时,最好在中性盐浴中预冷和熔除渗硼盐。二次淬火时应在保护气氛或中性盐浴中加热,以防脱硼和氧化。保温时间不宜长。有可能时尽量选用分级或等温淬火工艺方法。

回火温度应根据渗硼件实际服役时的失效形式来决定。如系脆断失效,要适当提高回火温度;如系剥落失效,要相应降低回火温度。一般来说,应高于低温回火温度,控制心部硬度在45~50 HRC左右为宜。

4.2 渗层组织

GCr15钢用于冷作模具可以通过渗硼处理,使其耐磨性能得到明显提高。采用弱渗硼剂,在较低的温度下(880℃左右)渗硼,渗硼后冷却到760℃稍作停留,以防止渗层出现裂纹,最后空冷,然后再加热进行常规热处理。其渗层组织见图6.11-21,渗层组织是 Fe_2B +碳化物。



图 6.11-21 GCr15 钢在活性较弱的渗硼剂中
渗硼的组织, P.P.P 试剂染色, 300×

CrWMn 冷冲模具经 880℃ 固体渗硼(供硼剂选用质量分数为 4% B_2O_3) 6 h, 可获得 0.08 mm 深的渗硼层, 渗硼组织见图 6.11-22。模具再经常规热处理, 其使用寿命也有大幅度提高。

高铬莱氏体钢抗磨粒磨损性能不及渗硼层。

例如耐火砖成形模和磁性材料的成形模, 采用 Cr12MoV 钢经 950℃ 液体渗硼 4~6 h 后油冷淬火(或者先空冷到室温后再升温到 980℃ 加热淬火)、200℃ 回火 1.5 h 后的渗硼组织见图 6.11-23, 模具本身硬度为 60~61HRC, 硼化物层为

FeB-Fe₂B 双相组织, 表层棕色是 FeB 层, 次层是黄色 Fe₂B 层, 硼化物层内侧有黄色颗粒状含硼碳化物。Cr12MoV 钢中原有的碳化物 Cr₇C₃ 被染成棕黑色, 它在硼化物层中也可以找到 (另有数条染色后经棉花擦拭时留下的擦痕直线)。硼化物层比较平坦, 楔入基体的深度很浅。耐火砖模具经渗硼处理的比未经渗硼的使用寿命提高了 2~3 倍, 模具费用可节约 30%。冷镦六角螺母凹模, 采用 Cr12MoV 钢渗硼后, 使用寿命比未经渗硼的提高了 20 倍。

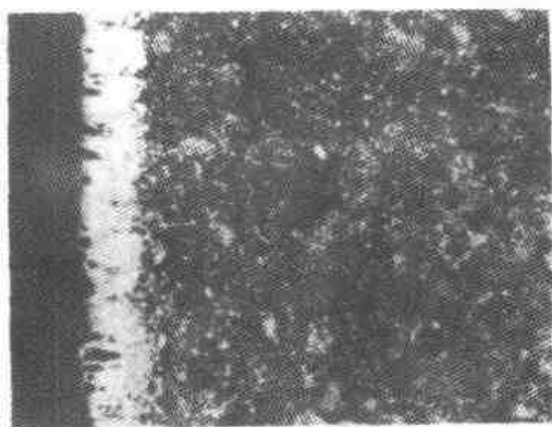


图 6.11-22 CrWMn 钢的渗硼组织, 硝酸酒精溶液浸蚀, 100×

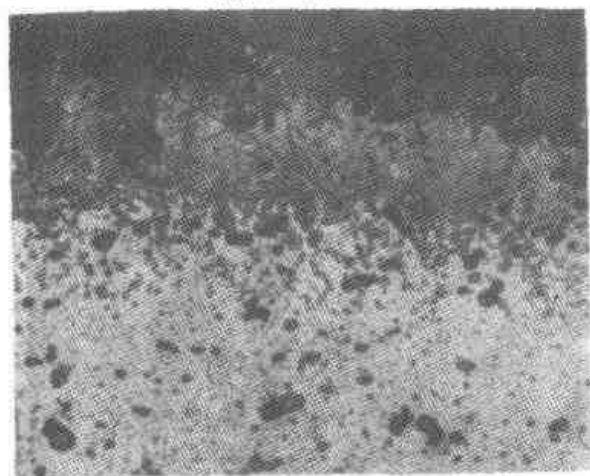


图 6.11-23 Cr12MoV 钢的渗硼组织, P.P.P. 试剂染色, 500×

3Cr2W8V 钢制成的热作模具, 渗硼后可以提高模具的红硬性、耐磨性和抗氧化性能。采用 950℃ 盐浴渗硼 4 h, 以硼砂为主盐, 用 SiC 作还原剂, 获得了单相 Fe₂B 渗硼组织, 经 P.P.P. 试剂浸蚀, 被染成黄色, 见图 6.11-24, 渗硼层比较平坦, 硼化物前沿的含硼碳化物也被染成黄色, 硼化物内部有 3Cr2W8V 钢中的合金碳化

物, 现已被染成棕色。以硼砂为主盐, 用铝作还原剂, 经 950℃ 渗硼 4 h 后的 3Cr2W8V 钢组织见图 6.11-25, 渗硼层为双相 FeB + Fe₂B 层, 表面被染成棕黑色的是 FeB 相, 次层被染成黄色的是 Fe₂B 相, 硼层前边有含硼碳化物, 也被染成黄色。渗硼后空冷, 最后加热到 1 050℃ 奥氏体化, 分级淬火, 600℃ 回火 3 次, 每次保温 1.5 h。采用上述渗硼工艺处理的扳手成形辊锻模, 模具使用寿命可提高了 1 倍。必须注意, 热作模具在服役过程中如需冷作, 宜采用缓和的冷作液, 例如采用强制风冷却最好, 应避免采用自来水冷却, 以防止硼层开裂。

由 W6Mo5Cr4V2 高速钢制作的冷作模具, 经 900℃ 固体渗硼 (供硼剂为 B₄C) 6 h 后的渗层组织见图 6.11-26, 渗硼层深度为 0.05 mm。工

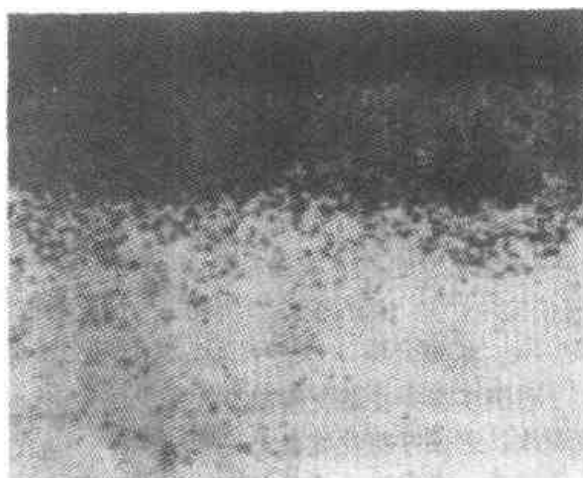


图 6.11-24 3Cr2W8V 钢渗硼后的单相渗硼层, P.P.P. 试剂染色, 500×

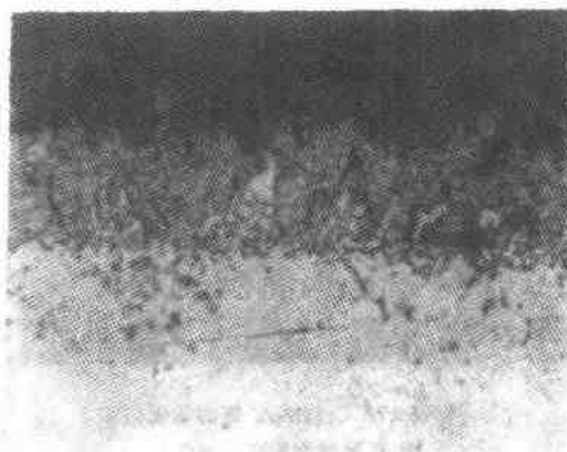


图 6.11-25 3Cr2W8V 钢渗硼后的双相渗硼层, P.P.P. 试剂染色, 500×

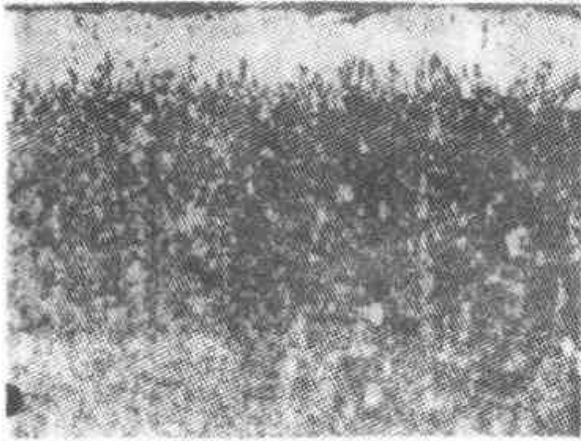


图 6.11-26 高速钢的渗硼组织，
硝酸酒精溶液浸蚀，200×

件最终热处理为 1 050~1 100℃，低温加热奥氏体化，分级淬火，560℃回火 3 次，每次保温 1.5 h。或者采用 200℃回火两次。可以获得心部有高强韧性、表面非常耐磨的模具。

5 渗硼层缺陷

渗硼层可能出现的缺陷主要有如下几种：

(1) 渗层太薄

渗硼层厚度小于 30 μm 就视为渗层太薄。这将使抗蚀性和耐磨性变差。出现这一情况的可能原因是：渗硼介质活性不够强，渗硼温度过低，渗硼时间过短以及固体渗硼箱密封不严等。

(2) 渗硼层厚度不均或连续性差

这种情况是不允许出现的，因为它很容易剥落，而且抗蚀性和耐磨性都很差。产生这种缺陷的原因主要是渗剂混合不均匀，渗剂活性差或者盐浴流动性差等。

(3) 硼化物层有较多孔洞

渗硼后，要求抗蚀的零件，渗硼层应致密、连续、疏松轻微；要求耐磨的，渗硼层疏松应轻微。如渗层有较多孔洞，就会降低耐磨性和抗蚀性，并且容易剥落，影响渗硼件服役可靠性。通常，渗硼温度愈高，孔洞愈多且尺寸愈大。凡是能增加氧化气氛的渗剂组分（如水份、 Na_2CO_3 、杂质、锈蚀等）都容易使孔洞形成。孔洞增多，还常伴随出现反常组织（变质层）。另外，在同样工艺条件下，低、中碳钢以及含 Si 材料，要比高碳钢和不含 Si 材料的孔洞显著，分布也较深。图 6.11-27 是 45 钢渗硼层中的孔洞形貌。有些文献认为，孔洞的形成与硅元素向过渡区迁

移而留下的空位向表层迁移集聚有关，至少是形成孔洞的原因之一。

(4) 表面出现微裂纹

由于 FeB 和 Fe_2B 相膨胀系数不同，相界面上有较大应力。因此，在双相结构的界面上或者在化合层与过渡层之间很容易出现微裂纹，尤其在渗硼后的热处理过程中。所以，一般希望渗硼件尽可能获得单一的 Fe_2B 相，并且渗硼的工件要求表面比较光洁。图 6.11-28 是 45 钢渗硼层中的裂纹，裂纹横向伸展，硼化物是单相 Fe_2B 。这种裂纹多半是制样磨削过程中产生的。故应注意区别。

(5) 表面出现蚀痕

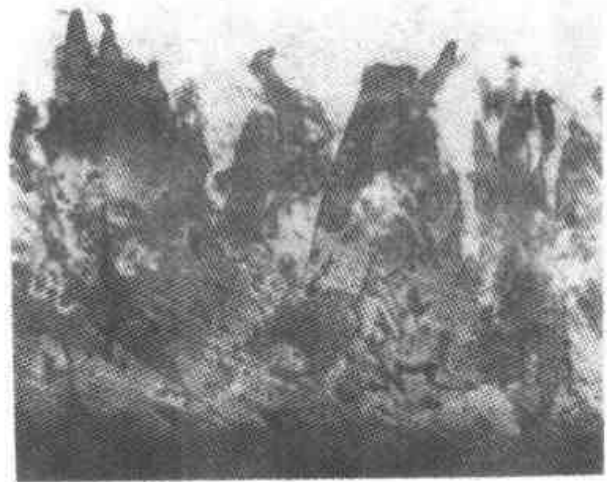


图 6.11-27 45 钢渗硼层中的孔洞，
P.P.P. 试剂染色，500×

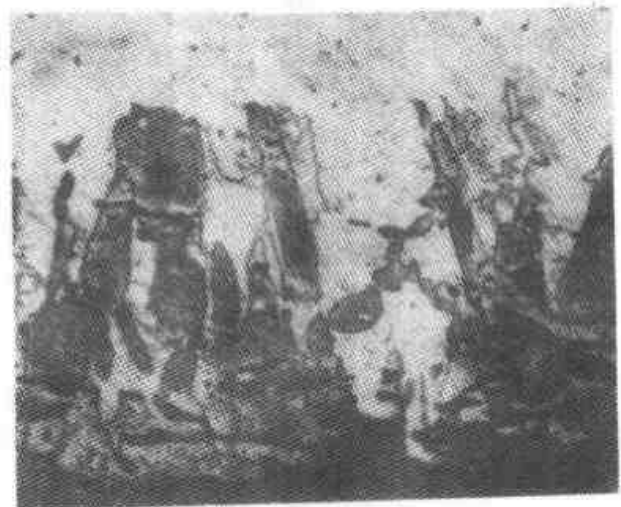


图 6.11-28 45 钢单相渗硼层中的裂纹

由于渗硼剂组分对钢件表面都有一定的腐蚀作用，因此，渗硼后表面光洁程度有一定程度的

降低。如采用硫酸作固体渗硼的活化剂时，表面腐蚀就比较严重。渗硼后零件表面不允许有严重的蚀痕存在。

(6) 过烧

工件渗硼后加热淬火，如因炉温波动，工件实际加热温度超过 1100°C 时，渗硼层将出现过烧。过烧时，在硼化物层与扩散层界面上首先熔

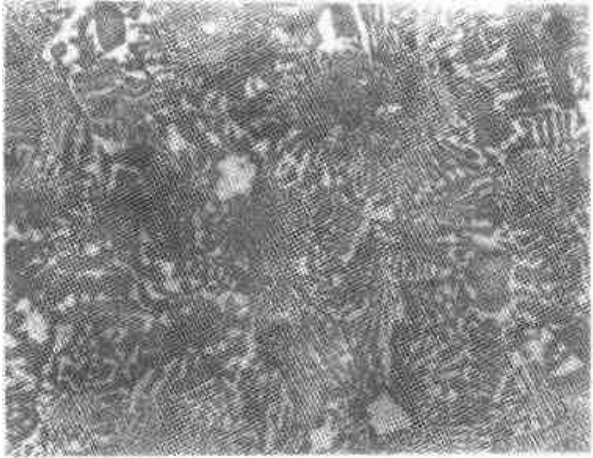


图 6.11-29 硼化物的共晶组织，
P.P.P. 试剂染色， $500\times$

化，生成 γ 相 + Fe_2B 共晶体，凝固后体积收缩，出现疏松。硼化物熔化冷却后的组织见图 6.11-29，组织中的橙黄色相是 Fe_2B ，白色组织是 γ 相的分解产物，黑点是疏松。过烧后的渗硼工件表面变得粗糙，薄件甚至会熔断。

目前，对硼化物层的共晶化处理研究指出，如果共晶化处理得当，工件表面生成硼化物的共晶体，可以细化硼化物组织，改变柱晶的方向性，改善硼化物层脆性，目前已在大型 $3\text{Cr}2\text{W}8\text{V}$ 钢热作模具上进行过试验，效果很好，但尚未能普及。

总的来说，渗硼层耐磨性、抗蚀性能都比较好，硬度和红硬性也较高，但硼化物层脆性大，扩散层又太薄，对渗层的支撑力不够。为了改善渗硼层脆性，可采取如下措施：采用硼氮共渗或硼碳氮共渗，以加强过渡区，使其硬度变化平缓，厚度增大。采用硼-钒、硼-稀土、硼-铝、硼-钛、硼-锆共渗，以改善硼层脆性，赋予硼层以更多的特性。此外，对渗硼层进行共晶化处理和激光处理，也可以改善硼化物的形态，细化组织，改善脆性，也已取得了一定成效。

第 12 章 模具钢渗铬

1 渗铬工艺

1.1 概述

钢铁表面渗铬、渗铝及铬铝共渗都属于渗金属法，就是采用加热扩散的方法，使一种或多种金属渗入零件表面，形成表面合金层。

渗金属的特点是：渗层的形成主要靠加热扩散作用。渗层与基体金属的结合，一般是靠形成合金来结合的，因此，比电镀、化学镀等方法所形成的镀层更牢固，渗层不易脱落。这是其他镀膜方法难以媲美的。

渗层具有不同于基体金属的成分和组织，因而可以使零件表面获得特殊的性能，如抗高温氧化、耐腐蚀、耐磨损等性能。

近年来，由于不断的研究和发展，出现了不少新工艺，不但使渗层质量和性能明显提高，而且进一步扩大了渗金属的应用范围，在国内外得到高度重视。

钢铁表面渗铬可以在表面形成一层牢固的铬-铁-碳合金层，它既能抗高温氧化、耐腐蚀，而且又有高硬度、高强度，耐磨性和抗疲劳性能，因此高温服役的工件常进行渗铬处理。渗铬工件表面可能形成下面一些固溶体和碳化物：

1) 铬铁素体 为体心立方晶格。在渗铬温度下，当表面含铬量超过质量分数为 12% 时，发生 γ 相 \rightarrow α 相的重结晶。因铬原子垂直于钢铁表面渗入，因此形成柱状铬铁素体，硬度大于 300HV。

2) $(Fe, Cr)_{23}C_6$ 相 该相中最多可溶入质量分数为 30% ~ 40% Fe，为复杂的面心立方晶格，硬度大于 1 600HV。

3) $(Fe, Cr)_7C_3$ 相 该相中最多可溶入质量分数为 50% 左右的 Fe，为复杂密排六方晶格，硬度大于 2 000HV。

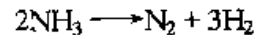
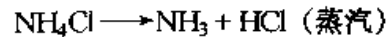
4) $(Fe, Cr)_3C$ 含铬渗碳体。最多可溶入质量分数为 18% ~ 20% Cr，为复杂体心正方晶格，硬度大于 950HV。

5) Cr_2N 常覆盖在渗铬层外侧，为六方晶格，硬度大于 1 500HV。

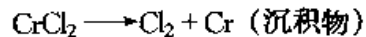
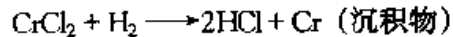
纯铁或低碳钢渗铬，表面形成铬铁素体为主的渗铬层，硬度较低，适用于高温抗氧化 ($< 800^\circ C$)、耐腐蚀的工件。中高碳钢或中高碳合金钢渗铬，表面可以形成一层高硬度的铬铁碳化物为主的渗铬层，适用于在恶劣的工况下 (高温、腐蚀气氛冲刷) 服役的工模具和耐热工件。

渗铬的基本过程，也和其他化学热处理方法一样，包括分解、吸收和扩散三个过程。目前获得实际应用的方法，主要是采用卤化物作催化剂或中间介质，或者采用铬的卤化物，借助于气体相使铬为零件表面所吸收。以氯化物为例，主要的反应式包括：

氯化物分解，产生具有“载运”和稀释作用的气体：



生成铬的氯化物并沉积在零件表面



铬原子被零件表面吸附后，在表层产生很大的铬浓度梯度差，促使铬原子向内部扩散。在渗铬温度下，钢处于奥氏体状态，随着表层铬浓度增加到 12% 时，奥氏体将转变为铁素体。铬的不断向内扩散，渗层内会出现 α 与 γ 两相的界面，并不断向内推移。铬原子在铁素体中的扩散速度比在奥氏体中快，铬的浓度梯度在 α 相中比在 γ 相中平缓，所以渗层中铬的浓度梯度在最外层较平缓，在过渡层较陡。由于铬含量大于 12% 时，才有足够的抗氧化和抗腐蚀能力，故通常以渗铬层中铬含量大于 12% 处为渗层的有效深度。

渗铬的主要目的有两个，一是为了改善钢和耐热合金的耐蚀性和抗氧化性，提高持久强度和

疲劳强度；二是为了用普通钢材代替昂贵的不锈钢、耐热钢和高铬合金钢。

渗铬工艺大体上有固体渗铬、气体渗铬和盐浴渗铬三大类。每类根据渗剂类型、设备、工艺又可进一步细分。

(1) 固体粉末渗铬 (D.A.L 法)

- 1) 含卤化物的固体粉末渗铬；
- 2) 不含卤化物的固体粉末渗铬；
- 3) 通氮固体粉末渗铬；
- 4) 沸腾床渗铬；
- 5) 快速渗铬；
- ① 在活性粉末渗铬剂中渗铬；
- ② 在真空中渗铬；
- ③ 用铬的电镀层渗铬。
- 6) 膏剂渗铬。

(2) 气体渗铬

- 1) 纯气体法渗铬；
- 2) 低压气相渗铬 (真空渗铬)。
- (3) 盐浴渗铬
- 1) 中性盐浴渗铬；
- 2) 硼砂熔盐渗铬 (TD 法)。

目前在生产中应用较多的是固体粉末渗铬。

1.2 固体渗铬

固体粉末渗铬法也叫包装法，国外又称 D.A.L 法。这种方法的实质是将零件埋入由供铬剂(铬粉或铬铁粉等)、催渗剂(卤化物等)和填充剂(Al_2O_3 或 SiO_2 等)组成的渗铬剂中，放在高温的密封容器中发生反应，形成富铬的渗层。常用的固体粉末渗铬剂配方和工艺条件见表 6.12-1。

表 6.12-1 常用固体粉末渗铬剂配方和工艺条件

序号	渗铬剂配方	温度/℃	时间/h	基体材料
1	40% 铬粉 + 60% 氧化铝 + 0.4% NH_4I	1 050	12	不锈钢
2	75% 铬粉 + 25% 氧化铝 + 0.5% NH_4Cl	1 000~1 100	10	镍基合金
3	50% 铬铁合金 + 48% 氧化铝 + 2% NH_4Cl	1 050~1 100	4~10	碳钢

供铬剂和填充剂的粒度应控制在 100~200 目 (直径 0.154~0.071 mm)。填充剂要经过高温焙烧脱水。渗铬剂配制好后，在装箱前应经 150~200℃ 烘烤。

对粉末冶金零件，为了防止卤化物沿空隙渗入表层，不便清洗，造成腐蚀，可以采用不含卤化物的渗剂。其工艺方法是，在粉末件压制成型后，将零件埋入渗铬剂进行烧结处理，同时完成表面渗铬。例如，用 7×10^8 Pa 的压力将铁粉压制零件，然后埋入铬粉 55% 和三氧化二铝 45% 的渗剂中，在氢气保护下于 1 200℃ 处理 2 h，可获得 110 μm 厚的渗层。

为了保证渗铬质量，提高工艺的稳定性和再现性，在固体粉末渗铬实际操作中应注意以下问题：

- 1) 制备渗剂时应将原料按规定干燥或焙烧。粒度应符合要求。特别是混合要均匀。通常，各组份按一定比例混合后，应再倒进陶瓷罐中球磨 12 h 以上。渗剂烘干后应马上装箱使用或密封保存。
- 2) 渗铬箱的密封必须绝对可靠，要严格防

止渗铬时和随后冷却时外界气体接触渗铬剂和零件。为此最好采用“液封”。渗箱最好用耐热钢制作，焊缝应可靠。新箱首次使用时，为避免内壁吸收铬原子的影响，应减少零件装入量或先进行一次预渗铬处理。

3) 装箱前零件必须进行活化处理。活化方法一般采用硝酸或盐酸浸泡，然后用清水和沸水先后冲洗干净，再在热风中吹干。这可大大增加表面活性，加快渗铬速度。有些材料(如高温合金)在渗铬前为避免制造过程中表面脱碳所带来的影响，需要对零件表面进行增碳处理； $910 \pm 10^\circ C \times 20$ min。渗碳前后均应洗净零件表面。

4) 渗铬温度和保温时间可根据零件材料和要求的渗层深度等因素确定。通常，含碳量(质量分数)在 0.3% 以下的低碳钢和低合金钢采用 950~1 100℃；中碳钢，高碳合金钢，合金铸铁 ($C < 1.5\%$) 和可锻铸铁采用 900~1 000℃；高碳钢和普通铸铁采用 800~950℃。渗铬温度和时间对渗层厚度的影响见图 6.12-1。渗铬后应随炉冷却到 200℃ 以下再置于空气中冷却。

5) 渗铬后由于渗剂粘结，会使零件表面不

平度有所变化,故必须进行清理。可用三角形的陶瓷磨料加水在滚筒中滚磨抛光数分钟。表面干净光滑后,用水汽枪喷洗或在流动冷水中清洗后再行吹干或烘干。

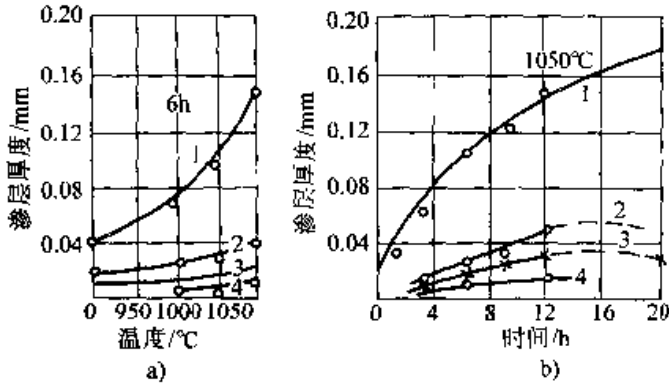


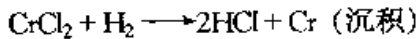
图 6.12-1 渗铬温度 (a) 和时间 (b) 对渗层厚度的影响

1—工业纯铁 2—T8 钢 3—40 号钢 4—20 号钢

由于固体粉末渗铬法存在温度高、时间长、渗层薄、渗后表面不易清洗以及铬耗量大等缺点,近年来,在 D.A.L 法的基础上又发展了许多新的工艺方法,如通氢固体粉末渗铬、沸腾床渗铬、快速渗铬和膏剂渗铬等。

(1) 固体粉末渗铬

在固体粉末渗铬过程中通入氢气,将加速氯化亚铬还原反应:



使零件表面上的铬原子浓度增大,从而加快铬向零件内的扩散速度,缩短渗铬时间。

通氢装置见图 6.12-2。渗铬时氢气由氢气瓶 5 定时定量经过进气分配板 7 和多孔氧化铝板 2,均匀地透入到渗铬剂 3 中去。渗铬废气经排气板 8 导入排气管中。

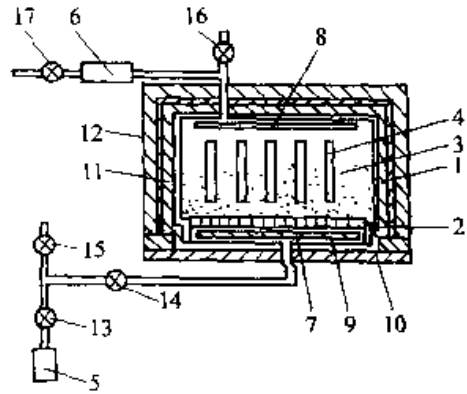


图 6.12-2 粉末渗铬通氢装置示意图

- 1—容器 2—多孔 Al₂O₃ 板 3—渗铬剂
- 4—工件 5—氢气瓶 6—排气管冷却器
- 7—进气分布板 8—排气板 9—进气缓冲室
- 10—炉底板 11—发热体 12—保温材料
- 13、14、15—进气阀 16、17—排气阀

也可以采用连续通氢和控制氢气流的办法进行渗铬。

表 6.12-2 是通氢粉末渗铬的配方和工艺规程。

表 6.12-2 通氢固体粉末渗铬的配方和工艺规程

零件材料	渗剂配方	工艺规程	渗层厚度 /μm
低碳钢	55% 铬铁 (含铬 70%) + 43% Cr ₂ O ₃ + 2% NH ₄	加热到 1000°C, 30 min 后每 10 s 定量通氢及排气一次, 共保温 6 h	55
不锈钢	65% 铬铁 (含铬 70%) + 32% Al ₂ O ₃ + 3% NH ₄ Cl	加热到 1050°C, 60 min 后每 10 s 定量通氢及排气一次, 共渗 12 h	50
耐热合金 Cr, Ni, Co 含量 (质量分数) 各 20%	60% 铬粉 + 20% Cr ₂ O ₃ + 18% Al ₂ O ₃ + 2% NH ₄ Cl		35

(2) 沸腾床渗铬

沸腾床渗铬法是利用流动粒子炉来进行渗铬的工艺方法。该法具有处理温度低、渗铬速度快和操作简便的优点。

沸腾床装置示意图见图 6.12-3。粒度为 30

目的碳粉粒 6, 在流动粒子炉的炉膛里, 靠电极 4 使其加热。一定量的氢气和 CrCl₃ 蒸气分别由管道 3 (再经过多孔性气体分布板 2) 和管道 5 通入炉膛, 使碳粉“沸腾”(流态化)。这时发生以下反应:

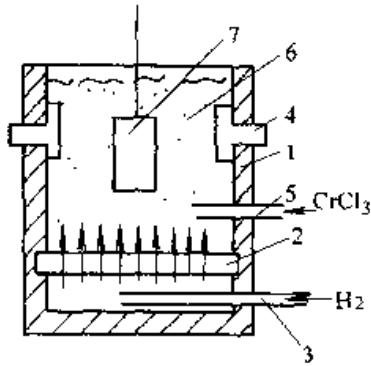
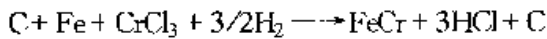


图 6.12-3 沸腾床渗铬装置示意图

1—炉壳 2—多孔性气体分布板 3—通氢管
4—电极 5—通 CrCl₃ 管 6—碳粉粒子 7—零件



从而使零件 7 渗铬。

对多孔性气体分布板面积约为 600 mm × 900 mm 的炉子，采用碳粉 15 kg，氢气 40 L/min，三氯化铬 4 L/min，平均功率 4 kW，在炉膛内一次可处理碳钢零件 20 kg，在 770℃ 加热扩散 2 h 后，可获得 0.15 mm 的渗铬层。

(3) 膏剂渗铬

膏剂渗铬法实质上是固体粉末渗铬法的变种。该法是将渗铬剂调制成药状涂敷在零件上，通过加热使铬渗入零件表面。

首先，要调制适宜的膏剂。膏剂通常由供铬剂、熔剂和粘结剂三种主要成分组成。供铬剂用 200~300 目（直径 0.071~0.050 mm）的金属铬或铬铁合金粉末。熔剂常用冰晶石，它在渗铬温度下熔化并形成卤化铬，卤化铬与零件表面起反应，使铬渗入表面。粘结剂可采用水玻璃、糊精、干性油漆、清漆、硅酸盐等各种化合物。常用的水解硅酸乙酯是一种较好的粘结剂。其缺点是膏剂层塑性较差，且必须在氨蒸气或高温下烘干。由醋酸盐 50% 和醋酸丁酯 50% 混合物组成的硝化纤维溶液，可使膏剂层有好的塑性，且在室温和空气中能很快干燥（约 30 s）。

试验证明，含铬 25% 和冰晶石 75% 的膏剂可得到好的渗层表面质量。

调制好的膏剂涂敷在表面洁净的零件上，涂敷厚度一般为 0.25 mm。烘干后，常用高频感应加热。膏剂渗铬时常用的高频感应加热时间列于表 6.12-3。

高频感应加热膏剂渗铬具有渗铬速度快、渗铬剂利用率高以及劳动强度小的优点。

表 6.12-3 膏剂渗铬时常用的高频感应加热时间

处理工序	温度/℃		时间/s
	膏剂	钢	
烘干	100	—	5
熔剂熔化	1 100~1 200	800~900	10
扩散	1 100	1 250	60

1.3 气体渗铬

固体渗铬适用于模具单件生产，而气体渗铬适用于大规模生产。

气体渗铬工艺是先将氢气通过浓盐酸，得到氯化氢气体，通入管式炉，与炉内炽热的铬块或铬铁块反应：



生成的二氯化铬在零件表面发生还原、置换和分解反应，使铬沉积在零件表面并向内扩散。

半气体渗铬法有两种工艺，一是零件被渗铬剂围绕填充装入密封的渗铬缸中，通入还原性气体，加热至渗铬温度渗铬。这时，除了渗铬剂中的卤化盐分解、反应，使铬原子沉积在零件表面上以外，还原性气体中的卤化氢也和渗剂中的供铬剂作用，产生卤化亚铬，从而加速铬的沉积。

半气体渗铬法的另一种工艺，也叫做低压气相渗铬或真空渗铬。这种工艺是将零件埋在渗铬剂中装入炉罐，炉罐密封后，边抽真空边升温。在有明显的卤化物分解物排出时，停止抽气。随后因卤化物继续分解而炉压超过 1×10^{-5} Pa 时再抽气，使炉压稳定在 3×10^4 Pa 左右。

无论是纯气体法或半气体法，渗铬温度一般都为 950~1 100℃，保温 5~10 h。气体法中用的卤化物多为氟化物，如 HF、CrF₂ 等；半气体法中则常用氯化物，如 NH₄Cl、HCl 或 CrCl₂ 等。

气体法和半气体法渗铬速度快，劳动强度小，渗层质量优良且表面光洁。但有些气体易爆、有毒和有腐蚀性，应采取适当的防护措施。

1.4 液体渗铬

液体渗铬就是将表面洁净的零件浸入盐浴中，根据需要在 900~1 100℃ 保温适当时间，获得一定厚度渗铬层的工艺方法。

目前已开发的可供渗铬的盐浴有：

(1) 以卤化盐为基的盐浴渗铬

在 70% BaCl₂ 和 30% NaCl 的中性盐浴中加入铬或铬铁粉（中性盐总质量的 20% ~ 25%），在 1 050℃ 处理 1~5 h。盐浴表面要用惰性气体或还原性气体保护。铬或铬铁粉在加入前应经盐酸处理，即在其中缓慢加入 5% 浓盐酸，搅拌均匀并静置 24 h 使其干燥。

(2) 以硷和硷土族元素为基的熔浴渗铬

在 72% 钙、22% 二氯化钙和 6% 铬粉的熔浴中，低碳钢零件在 1 150℃ 保温一定时间，取出后在 875℃ 的保护气氛气柜中停留 2 s，取出油冷。气柜中可用氩或氩、氮各半的气氛。用氩

气，处理后零件表面为全白色，抗蚀性最好。

还有用 90% 钙和 10% 铬粉组成的熔浴。低碳钢零件在 1 100℃ 处理 1 h 可获得表面铬浓度 45%，总厚 49 μm 的渗铬层。

(3) 以硼砂为基的盐浴渗铬

硼砂盐浴渗铬剂配方见表 6.12-4。零件浸入已到达处理温度（850~1 050℃）的硼砂浴中进行加热保温，渗后取出零件空冷或预冷淬火和回火，再用沸水或 5% ~ 10% NaOH 水溶液煮洗，去除表面粘附物。使用金属铬粉时，经过若干炉次后应加入一定量还原剂（如 2% 铝粉），使被氧化的铬粉活化。

表 6.12-4 硼砂盐浴渗铬剂成发和效果^①

序号	盐浴配方 (质量)	渗层厚度/ μm	盐浴相对流动性	渗层外观
1	5% ~ 10% 铬粉 + 95% ~ 90% 无水硼砂	14.7 ~ 17.5	好	银灰色、完整
2	15% ~ 30% 碳素铬铁 + 85% ~ 70% 无水硼砂	10.4 ~ 18.2	较差	银灰色、完整
3	10% Cr ₂ O ₃ + 5% Al 粉 + 85% 无水硼砂	14.7	较好	银灰色、完整

① 渗铬工艺为 1 000℃ × 6 h，渗铬后渗层硬度为 1 400 ~ 2 000 HV，基体材料为 T8 钢。

2 渗铬层的形成机理

Cr-Fe 二元状态图和 Fe-Cr-C 三元状态图在 700℃ 时的等温截面见图 6.12-4 和图 6.12-5。

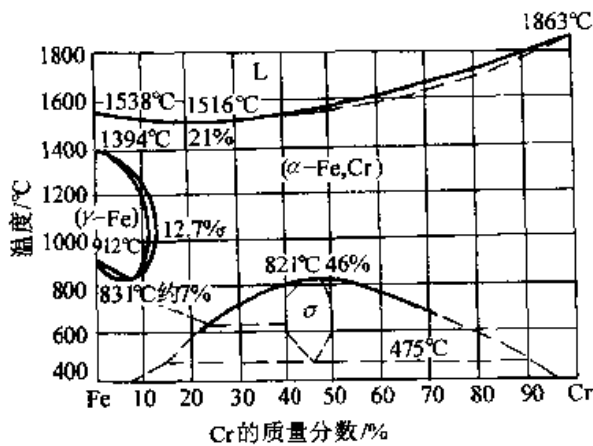


图 6.12-4 Cr-Fe 二元状态图

铬原子较大，扩散较慢，因此渗铬必须要在高温下进行。渗层形成时有下面几个转变：

纯铁表面高温吸附铬原子，并向奥氏体内扩散，当表层奥氏体中铬的质量分数达到 12.7% 时，奥氏体表面形成铬铁素体晶核。随着铬原子

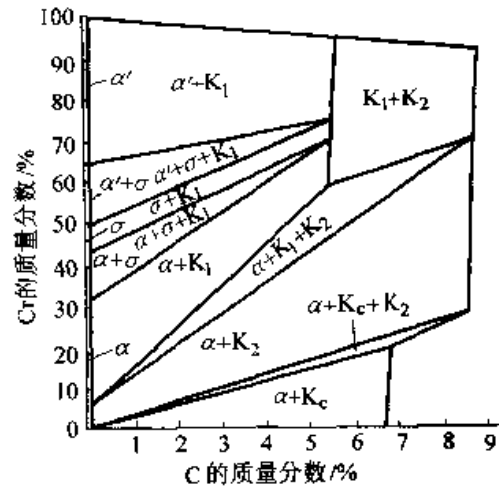


图 6.12-5 Fe-Cr-C 三元状态图

在 700℃ 时的等温截面图

K₁ 代表 (Cr, Fe)₂₃C₆

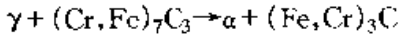
K₂ 代表 (Cr, Fe)₃C₇

K_c 代表 (Fe, Cr)₃C

的扩散渗入，铬铁素体晶核垂直于表面向中心生长成柱状晶，与基体金属之间有重结晶线。由于铬在 α 相中的扩散速度高于在 γ 相中的扩散速度，因此，在重结晶线上铬含量有陡降。

钢中含碳量愈高，表层愈不容易形成铬铁素

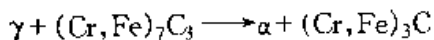
体。渗入钢中的铬与铁结合成各种铬铁碳化物，低碳高铬地区形成 $(\text{Cr}, \text{Fe})_{23}\text{C}_6$ 型碳化物，高碳高铬地区形成 $(\text{Cr}, \text{Fe})_7\text{C}_3$ 型碳化物。工件渗铬后冷却到 795°C 时，在渗铬层与基体奥氏体交界地区有包析反应



它的形态类似托氏体，位于渗铬层内侧，铬的质量分数一般低于 10%，称为铬扩散区。铬铁碳化物形成时吸收大量碳；次层的碳不断向表层扩散补充，因此在包析层下常常出现脱碳层。

由于采用卤化铵作活化剂，渗铬气氛中有氨的分解气体，所以渗铬层中各组成相都或多或少溶入一些氮，甚至表层还可能覆盖一层 Cr_2N 相层，其中有时部分氮被碳所取代，形成 $\text{Cr}_2(\text{C}, \text{N})$ 。 Cr_2N 硬度高而耐腐蚀，如果覆盖层完整，则有助于提高渗铬层性能。

低碳钢或低碳合金钢气体渗铬，渗铬气体有强烈脱碳作用（指采用卤化铵作活化剂的半真空渗铬），特别是通氢渗铬时脱碳更为严重。铬的渗入降低了碳在奥氏体中的极限溶解度，析出 $(\text{Cr}, \text{Fe})_7\text{C}_3$ 型碳化物。短时间渗铬后冷却时，发生下面化学反应：



渗铬表层出现一层类似托氏体的包析组织。渗铬

时间延长，表层强烈脱碳，铬原子大量渗入，表层首先出现 $(\text{Cr}, \text{Fe})_7\text{C}_3$ 相，逐步转变成 $(\text{Cr}, \text{Fe})_{23}\text{C}_6$ 相。随着铬的渗入和碳的逸出，碳化物层下面出现铬铁素体晶核，并迅速生长成柱晶，排出的碳可能在晶界或晶内形成一些针状、片状的 $(\text{Cr}, \text{Fe})_{23}\text{C}_6$ 型碳化物。随着渗铬和脱碳过程的继续，这些碳化物逐步减少，甚至表层的 $(\text{Cr}, \text{Fe})_{23}\text{C}_6$ 相也因脱碳而消失，转变成铬铁素体。冷却后，铬铁素体内侧有一薄层包析组织和较宽的脱碳区。如果渗铬后冷却较慢，铬铁素体层中可能有 σ 相析出，它呈点状或针状，硬度在 1000 HV 以上。Q235 钢气体渗铬组织见图 6.12-6，图中灰色组织（实际被染成浅棕色）是铬铁素体层，白色晶界反映该地区贫铬，黑色晶界上有少量 $(\text{Cr}, \text{Fe})_{23}\text{C}_6$ 相，图片左边白色组织是基体中的铁素体。渗层与基体金属之间有一薄层包析组织，包析层内侧有很宽的脱碳区，因染色时不能显示钢组织故呈白色。渗层中铬元素电子探针扫描曲线见图 6.12-7，由图可见，渗层与基体之间铬元素的含量有陡降。渗层中铬、铁元素的半定量分析数据见表 6.12-5。由表可见，低碳钢气体渗铬层中，最高铬含量大致在质量分数为 50% 左右，最低铬含量在质量分数为 15% 左右。

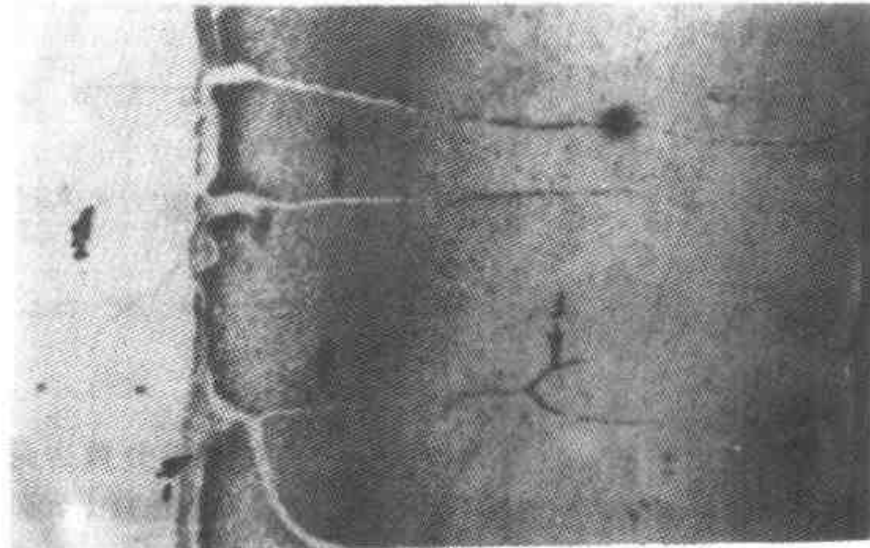


图 6.12-6 Q235 钢气体渗铬的渗层组织，碱性高锰酸钾溶液染色，500×

低碳钢固体渗铬时，奥氏体表层首先形成 $(\text{Cr}, \text{Fe})_7\text{C}_3$ 型碳化物相晶核，时间延长， $(\text{Cr}, \text{Fe})_7\text{C}_3$ 型碳化物在表面长大并覆盖整个表面。随着铬的进一步渗入和碳的逸出，表层 $(\text{Fe},$

$\text{Cr})_7\text{C}_3$ 型碳化物逐步转变成 $(\text{Cr}, \text{Fe})_{23}\text{C}_6$ 型碳化物，并在铬铁碳化物层下面出现铬铁素体晶核，它垂直于表面而生长成柱状晶，多余的碳以 $(\text{Cr}, \text{Fe})_{26}\text{C}_6$ 型碳化物在晶界或晶内析出。冷却

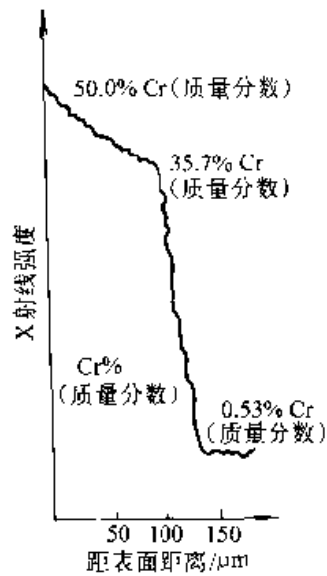


图 6.12-7 Q235 钢气体渗铬层的铬元素电子探针扫描曲线

后，在渗铬层表面有一层铬铁碳化物层；次层是很宽的铬铁素体层，铁素体内侧形成很薄的一层包析层。渗铬层下面也有一层脱碳区，但比气体渗铬脱碳区窄得多。Q235 钢固体渗铬层组织见图 6.12-8，渗层主要部分是柱晶状铬铁素体层，表面被一层不完整的铬铁碳化物层所覆盖，柱晶晶内和晶界有被染成棕黑色的 $(Cr, Fe)_{23}C_6$ 型碳化物相。固体渗铬层不及相同温度下经同样保温时间的气体渗铬层厚。渗层与基体间的包析层也很薄。固体渗铬层中铬元素的电子探针扫描曲线见图 6.12-9，由图可见，固体渗铬层表面有较高含铬量，约含质量分数为 90% Cr，它与渗层表面的铬铁碳化物层相对应；次层的铬铁素体中的铬含量低于气体渗铬层中的铬铁素体，这可以理解成铬铁碳化物中溶入了大量铬，因此铬铁素体中的铬就相对降低了。整个渗层中铬和铁元素的半定量分析数据见表 6.12-6。

表 6.12-5 Q235 钢气体渗铬层中铬和铁元素的半定量分析数据（从两个部位测试）

距表面距离 / μm	0	30	60	90	120	150	180	190 包析层	200
Cr / % ^①	57.5 ~46.3	44.8 ~35.6	36.2 ~29.7	28.4 ~24.8	24.7 ~20.3	20.1 ~17.3	16.8 ~15.0	1.8 ~6.75	0.52 ~0.49
Fe	57.5 ~50.0	71.7 ~60.4	76.3 ~67.9	85.7 ~73	91.3 ~76.8	93.0 ~80.5	94.5 ~82.5	100 ~89.7	100 ~100

① 表中元素含量百分数为质量分数。

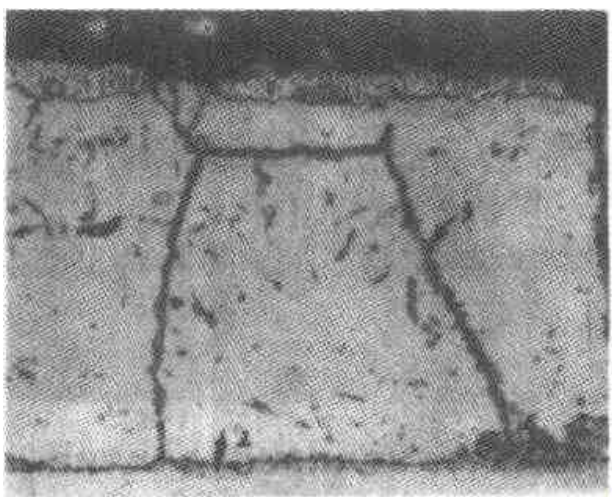


图 6.12-8 Q235 钢固体渗铬层组织，碱性高锰酸钾溶液染色，500×

由于渗铬气氛中有氮，因此渗层表面有时还有一层 Cr_2N ，它覆盖在 $(Cr, Fe)_{23}C_6$ 相层外面。

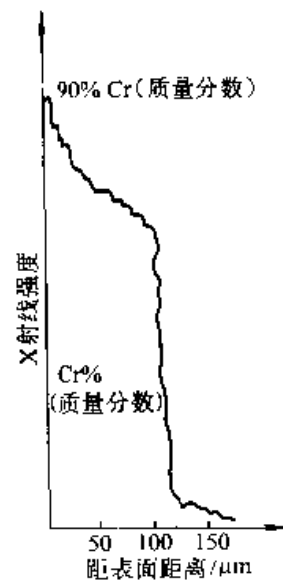


图 6.12-9 Q235 钢固体渗铬层中铬元素的电子探针扫描曲线

表 6.12-6 Q235 钢固体渗铬层中铬和铁元素的半定量分析数据 (从两个不同部位测定)

距表面距离 / μm	表面	0	20	40	60	80	90	100
元素 / % ^①								
Cr	90.3~76.2	76.6	35.9~35.9	23.3~26.8	17.5~23.2	16.8~20.0	8.6~7.9	0.77~0.45
Fe	1.4~6.3	23.0	52.8~40.0	67.0~67.1	69.0~72.0	73.2~75.2	79.2~85.6	91.6~97.5

① 表中元素含量百分数为质量分数。

中、高碳钢和合金钢表层不出现铁素体，渗层全部由铬铁碳化物组成，外层为 $(\text{Cr}, \text{Fe})_{23}\text{C}_6$ 相，内层为 $(\text{Cr}, \text{Fe})_7\text{C}_3$ 相，扩散层为包析组织。气体渗铬时，包析层下仍有明显的脱碳层。固体渗铬时脱碳层不明显。

3 渗铬层的组织

3.1 T10 钢的渗铬层组织和性能

T10 钢经 1 050℃ 固体渗铬 8 h 后的渗层组织见图 6.12-10。表面碳化物层的精细结构见图 6.12-11。渗层中铬、铁、碳三元素的电子探针扫描曲线见图 6.12-12。渗层各组织的半定量分析数据见表 6.12-7。

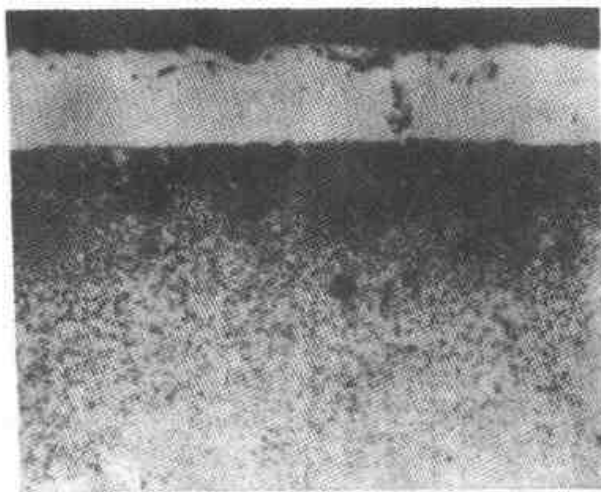


图 6.12-10 T10 钢的固体渗铬层全貌，硝酸酒精溶液浸蚀，500×

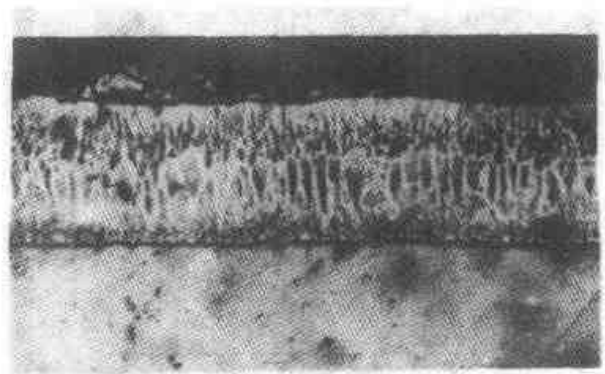


图 6.12-11 T10 钢渗铬后表面铬铁碳化物层的精细结构，碱性高锰酸钾溶液染色，800×

由图 6.12-10 可见，T10 钢固体渗铬层的组织为铬铁碳化物层→较宽的扩散层（包析组织）→不明显的脱碳区。

由图 6.12-11 可见，T10 钢渗铬后表面，铬铁碳化物层的精细结构，碳化物层由表及里共分四层：表面层→细柱晶层→粗柱晶层→等轴晶层。根据 X 线相分析结果，表层为 $\text{Cr}_2(\text{C}, \text{N})$ 相，其中含碳量经电子探针半定量分析测定为质量分数为 2% 左右，由此估算含氮量质量分数为 8% 左右；细柱晶层为 $(\text{Cr}, \text{Fe})_{23}\text{C}_6$ 相；粗柱晶层和等轴晶层为 $(\text{Cr}, \text{Fe})_7\text{C}_3$ 相。各层元素的半定量数据见表 6.12-6。在 $(\text{Cr}, \text{Fe})_7\text{C}_3$ 相与包析层的晶界面上有 $(\text{Cr}, \text{Fe})_3\text{C}$ 相的薄层析出，有时它还扩展到等轴晶区的晶界上。半定量的数据指出，表层和细柱晶层中铬的质量分数都在 70% 以上，故有很高的抗氧化、抗腐蚀能力，硬度都在 1 200 HV 以上，耐磨性很高。特别需

表 6.12-7 T10 钢固渗铬层各组织的半定量分析数据 (从两个不同部位测试)

测试部位	表面层	细柱晶层	粗柱晶层	等轴晶层
元素含量 / % ^①				
Cr	85.4~85.0	75.2~62	52.9~51.8	44.8~39.7
Fe	0.23~0	17.7~28.77	40.18~44.7	48.2~57.63
C	2.21	4.84	4.68	4.36

① 表中元素含量百分数为质量分数。

要指出的是，T10 钢固体渗铬层下的脱碳层不明显，淬火-回火后对渗铬层可以起到支撑作用，这一支撑作用对负载大的工模具意义重大。

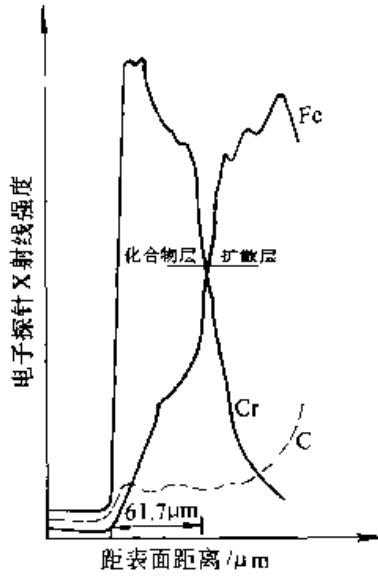


图 6.12-12 T10 钢固体渗铬层中铬、铁、碳三元素电子探针扫描曲线

T10 钢气体渗铬层的组织全貌见图 6.12-13。碳化物层的精细结构见图 6.12-14。渗层中铬、铁、碳三元素的电子探针扫描曲线见图 6.12-15。渗层中各部位的铬、铁、碳三元素的定点半定量分析数据见表 6.12 8。由图 6.12-13 可见，与固体铬渗层相似，表层为碳化物层，次层为包析层。高碳钢中的包析层比低碳钢宽得多，包析层下面有一层不明显的脱碳层。铬铁碳化物层的精细结构由细柱晶层和粗柱晶层组成。X 线相分析指出，表层 Cr_2N 相的衍射线很弱，说明 Cr_2N 相已几近消失，金相上也观察不到它。细柱晶层为 $(Cr, Fe)_{23}C_6$ 相，晶界有时有少量铬铁素体存在；粗柱晶为 $(Cr, Fe)_7C_3$ 相，其晶界以及与包析组织的界面上有 $(Fe, Cr)_3C$ 相析出。渗铬层内侧的扩散区为包析组织，与固体渗铬的 T10 钢一样，它比低碳钢中的包析层要宽得多。图 6.12-13 最右边是脱碳区，是比较粗的珠光体，脱碳不明显。

从电子探针扫描曲线可以看出，气体渗铬层中，碳元素在扩散区和脱碳区含量都较低，这是

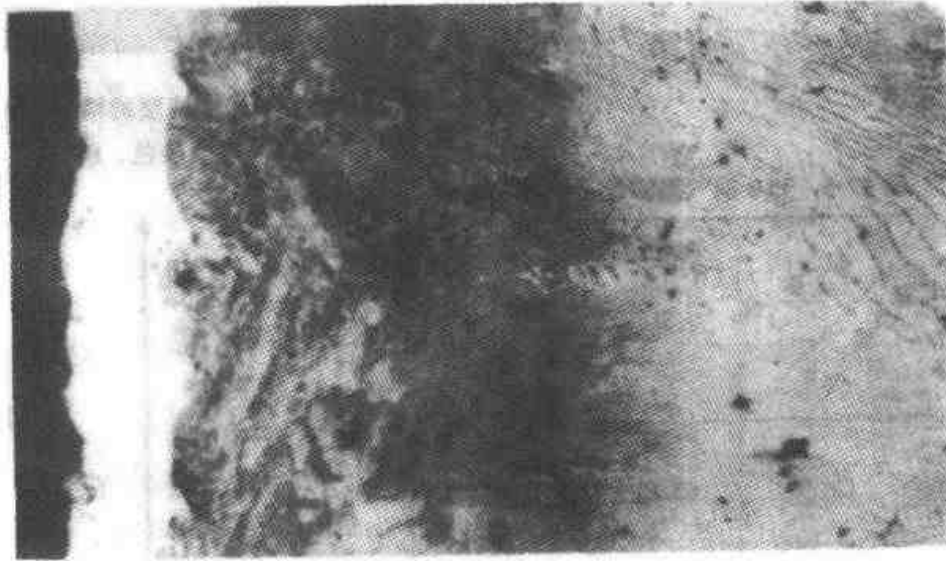


图 6.12-13 T10 钢的气体渗铬层组织全貌，硝酸酒精溶液浸蚀，500×

气体渗铬层与固体渗铬层的最大差异。固体渗铬层中的碳峰在扩散区，这是由于固体渗铬时由表面扩散进入较多的氮，因此铬铁碳化物层中含碳量低于扩散区。另外，气体渗铬层表面铬含量低于固体渗铬层，而含铁量则高于固体渗铬层。固体渗铬层表面是 $Cr_2(C, N)$ 相层，气体渗铬层表面是双相组织 $(Cr, Fe)_{23}C_6$ 和晶界的铬铁素

体。

由于固体渗铬层的扩散区和脱碳区碳含量都较高，因此淬火-回火后该区硬度较高，给予碳化物层以有力的支撑，这是气体渗铬层所不及的。气体渗铬层表面的双相组织对渗层的耐腐蚀性能和抗氧化性能都带来不利影响，因此气体渗铬层的各项性能指标都不及固体渗铬层。

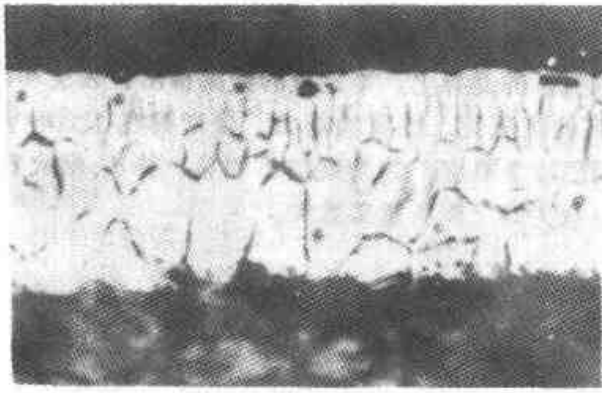


图 6.12-14 T10 钢的气体渗铬层的精细结构，碱性高锰酸钾溶液染色，800×

表 6.12-8 T10 钢气渗渗铬层各组织的半定量分析数据

元素含量 / % ^①	测试部位	表面层	细晶层	粗晶层
Cr		63.84	71.59	66.74
Fe		22.10	12.41	15.66
C		6.75	8.36	7.45

① 表中元素含量百分数为质量分数。

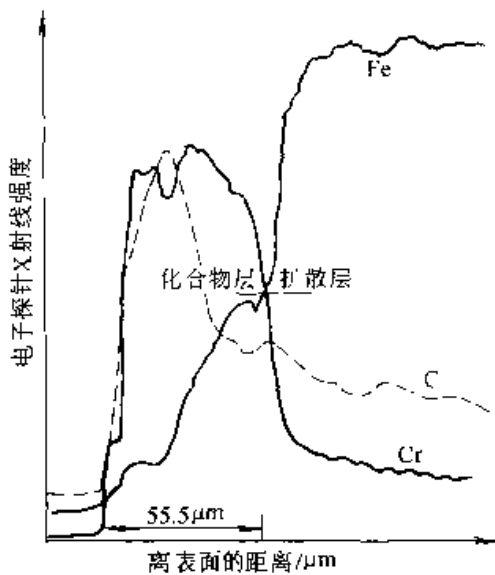


图 6.12-15 T10 钢气体渗铬层中铬、铁、碳三元素电子探针扫描曲线

3.2 Cr12MoV 钢的渗铬层组织

将 Cr12MoV 钢在 1 050~1 100℃ 进行固体渗铬和气体渗铬 8 h，其渗层组织见图 6.12-16 和图 6.12-17。Cr12MoV 钢固体渗铬层的渗层组织与 T10 钢固体渗铬层组织基本相似，表层为

Cr₂(C, N) 相，但晶界已有 (Cr, Fe)₂₃C₆ 相析出。长柱晶层是 (Cr, Fe)₂₃C₆ 相，细等轴晶层是 (Cr, Fe)₇C₃ 相。渗层与基体界面上有 (Fe, Cr)₃C 相析出。扩散层和脱碳层都不明显，这是因为钢材中铬和碳量本来就高的缘故。

Cr12MoV 钢气体渗铬后的碳化物层分为两层，外层以 (Cr, Fe)₂₃C₆ 为主，内层以 (Cr, Fe)₇C₃ 相为主，与 T10 钢气体渗铬层相似。其扩散层和脱碳层也不明显，但含碳量都低于固体渗铬。

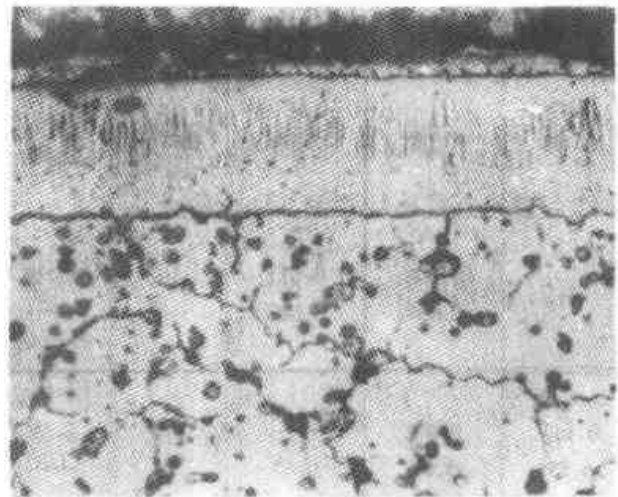


图 6.12-16 Cr12MoV 钢固体渗铬层组织，碱性高锰酸钾溶液染色，500×

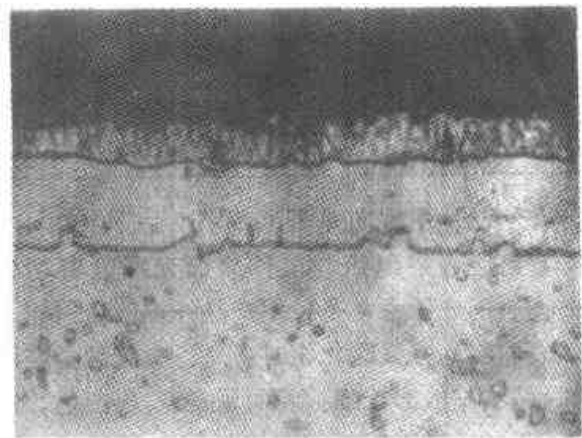


图 6.12-17 Cr12MoV 钢气体渗铬层组织，碱性高锰酸钾溶液染色，500×

4 渗铬层性能

(1) 渗铬层硬度

渗铬层的硬度随着渗铬材料和渗铬工艺的不同而异。固体渗铬层的硬度比较稳定。气体渗铬层的硬度随着渗铬气氛的变化而不同。固体渗铬

后缓冷时各种材料的硬度分布见图 6.12-18。

所有钢种渗铬层都有一个硬度很高的铬铁碳化物层 (Q235 钢渗铬后未测表层硬度), Cr12MoV 钢还有一个高硬度过渡区, 相应的硬度在 600 HV 左右。T10 钢的过渡区 (未进行最终热处理) 与基体硬度相同, 未发现低硬度的脱碳区。45 钢表层有一层铬铁碳化物, 硬度很高, 次层扩散区硬度下降到 100 HV 左右, 无明显的低硬度区, 距表面 250 μm 处出现硬度小峰, 是因为原材料组织不均匀所致, 其渗层组织与 T10 钢相似。Q235 钢除表层有一薄层铬铁碳化物层外 (该层硬度未测), 渗层由 α 柱晶组成, 其硬度在 100~150 HV 左右, 与基体铁素体硬度 (<100 HV) 相差不大。气体渗铬层的硬度分布与渗铬气氛密切相关, 变化较大, 重复性也不好。

(2) 渗铬层耐腐蚀性能

表 6.12-9 各种类渗铬试样的耐腐蚀性能

腐蚀介质 (体积比)	温度 /°C	渗铬工艺	腐蚀率 / [mg / (cm ² ·h)]					
			Q235	45	T10	Cr12MoV	电镀铬	18-8 不锈钢
硝酸水溶液 (1:2)	25~30	固体渗铬	0.008	—	0.066	0.011	19	0.009
		气体渗铬	0.007~ 0.224	—	0.063	0.003	—	—
硫酸水溶液 (1:3)	25~30	固体渗铬	0.11	0.167	0.073	—	9.7	1.05
		气体渗铬	10.50	6.75	3.07	0.67	—	—
盐酸水溶液 (1:6)	25~30	固体渗铬	1.39	—	—	—	—	0.045~
		气体渗铬	0.13~ 1.31	0.026 0.345	0.018 0.53	0.102 0.525	8.30 —	0.056 —

(3) 渗铬层表面光泽

渗铬层表层组织与工件表面光泽度密切相关。而表面光泽常常是民用产品外观质量指标之一。表面层为铬铁碳化物时 (高、中碳钢固体渗铬), 晶粒一般都较细, 表面呈银灰-灰白色, 见图 6.12-19。中碳钢气体渗铬后的表面形貌见图 6.12-20, 铬铁碳化物晶粒较粗; 此时, 因脱碳而在铬铁碳化物层下出现铬铁素体层, 部分地区铬铁素体已露出表面, 这就是图 6.12-20 中晶粒较粗的中心地区, 工件表面呈银白-银亮色。因此, 可以从工件表面色泽判断渗铬表层组织。低碳钢气体渗铬层表面形貌见图 6.12-21, 铬铁素体晶粒非常粗大, 工件表面呈银亮色。低碳钢固体渗铬层表面形貌见图 6.12-22, 渗铬层表面覆

各种钢渗铬后的耐腐蚀性能见表 6.12-9, 电镀铬试块和 18-8 不锈钢作为对比列入。腐蚀率的单位为 mg / (cm²·h)。试样采用长方形, 因此边角最容易腐蚀, 在一定程度上影响了测试结果。由表中数据可见, 电镀铬试样耐蚀性能最差, 固体渗铬层耐蚀性能最好, 一般都优于 18-8 不锈钢, 气体渗铬试样数据比较分散。

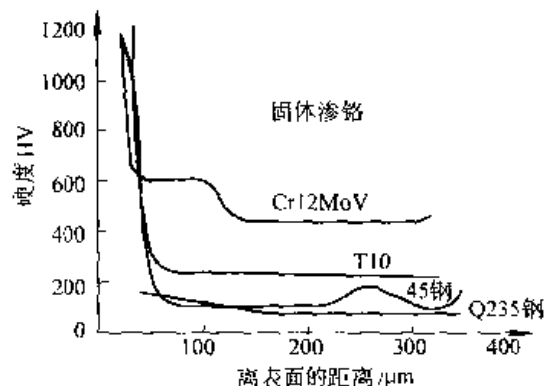


图 6.12-18 固体渗铬层的硬度分布 (渗后缓冷)

盖着一层铬铁碳化物和铬的碳氮化物, 晶粒已较粗大, 工件表面呈银白色。

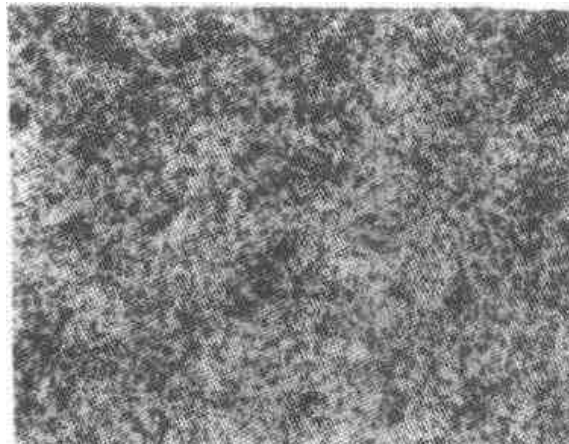


图 6.12-19 渗铬后铬铁碳化物层的表面形貌, 100×

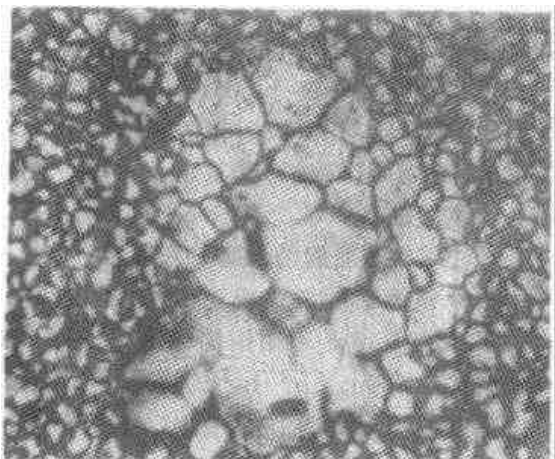


图 6.12-20 中碳钢气体渗铬层表面形貌, 100×



图 6.12-21 低碳钢气体渗铬层表面形貌, 100×

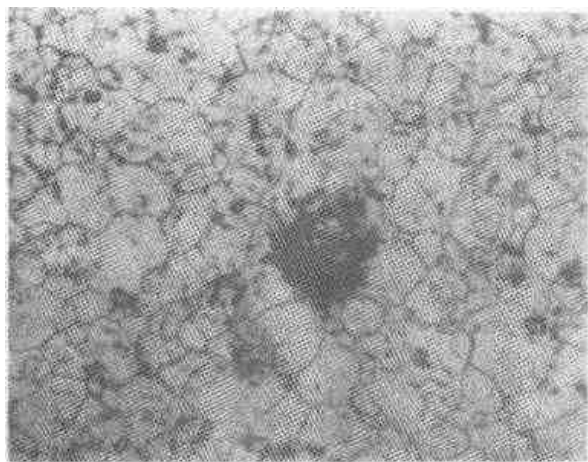


图 6.12-22 低碳钢固体渗铬层表面形貌, 100×

5 稀土-铬共渗和碳铬共渗工艺

5.1 稀土-铬共渗

渗铬工艺所采用的温度较高, 渗铬时间也较

长, 难于推广应用。在渗铬剂中添加稀土, 由于稀土元素能净化表面, 又有突出的活性, 在钢铁表面形成许多活动中心, 加速卤化铬的分解和铬原子的吸附, 同时稀土元素的渗入可使空位数目增加, 有利于铬原子的渗入和碳原子的输出。因此, 添加稀土能增加渗铬层深度。在固体粉末渗铬剂中添加适量的稀土化合物, 同时将渗铬温度压低到箱式炉允许使用温度 940~950℃, 可使 GCr15 钢的渗层增厚 40% 左右, 达到有实用价值的深度, 使渗铬工艺可以在普通箱式炉中进行。其试验数据见表 6.12-10。

表 6.12-10 在箱式炉中不同钢种经两种渗铬工艺的渗层深度对比

渗层深度 / μm	钢种	钢种				
		45	GCr15	Cr12MoV	3Cr2W8V	W18Cr4V
940~950℃ 渗铬 6 h		17.5	15	12.5	10	7.5~10
940~950℃ 稀土-铬共渗 6 h		15~20	20~25	10~12.5	13	10~12

45 钢和 GCr15 钢渗铬层增厚幅度最大, 钢中合金元素含量愈高, 增幅愈小。GCr15 钢稀土-铬共渗层组织见图 6.12-23。Cr12MoV 钢稀土-铬共渗组织见图 6.12-24。侵蚀剂都是采用碱性高锰酸钾水溶液染色。

在金相组织上, 所有共渗层都未观察到任何变化, 与未加稀土的渗铬层结构完全一样。

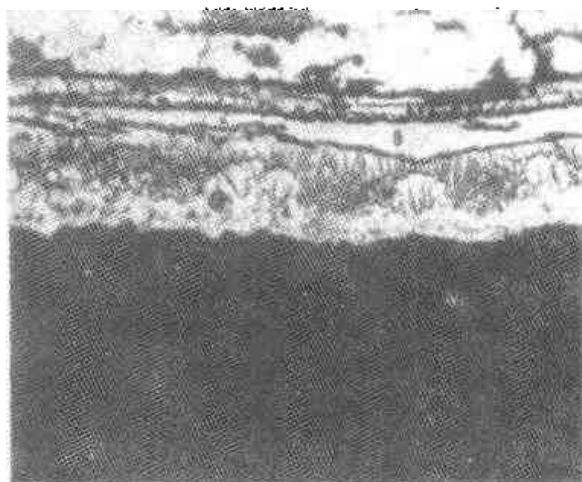


图 6.12-23 GCr15 钢稀土-铬固体共渗层组织, 500×

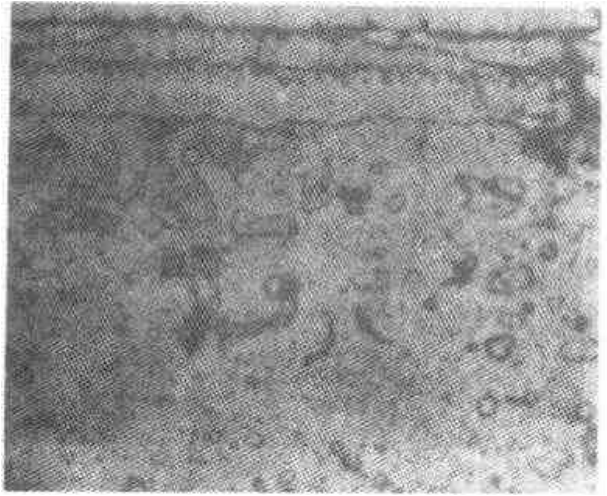


图 6.12-24 Cr12MoV 钢稀土-钴共渗组织, 500×

图 6.12-25 是 45 钢和 GCr15 钢稀土-铬共渗的离子探针扫描测试结果。由图可知, 铈在渗层表面含量较高, 沿深度方向平缓下降, 遍及整个渗层。

对稀土-铬共渗层和渗铬层进行了 X 线相分析对比, 共渗层中 $(Cr, Fe)_7C_3$ 相的衍射线有所加强, Cr_2N 相和 $(Cr, Fe)_{23}C_6$ 相的衍射线有所减弱。这就是说, 共渗层的相组成有了变化, $(Cr, Fe)_7C_3$ 相相对增多。渗层各组成相的面间距都有所增加。

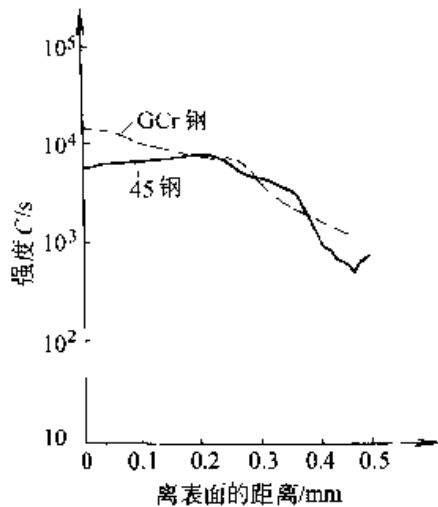


图 6.12-25 45 钢、GCr15 钢试样共渗层中铈的离子探针扫描曲线 (图中纵坐标 C/s 为每秒计数, 相应于稀土元素含量的高低)

由于稀土元素原子的溶入, 硬度也普遍有所上升。图 6.12-26 是 GCr15 钢经渗铬和稀土-铬共渗两种不同工艺处理后, 重新加热淬火后的硬

度分布曲线。由图可见, 经共渗的 GCr15 钢渗层硬度较高, 在 2 000 HV 左右; 渗铬的 GCr15 钢渗层硬度较低, 在 1 800 HV 左右, 共渗渗层下面有一个低硬度区。

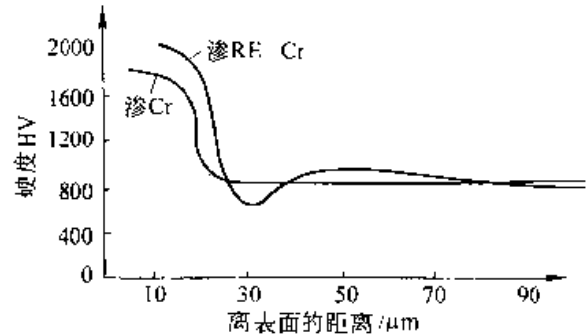


图 6.12-26 经两种工艺渗铬的 GCr15 钢 860℃ 加热、油冷淬火后的硬度分布

高温抗氧化性能是渗铬工件的重要质量指标之一。抗氧化试验采用 GCr15 钢球、渗铬钢球、和共渗钢球进行对比试验。钢球在箱式炉中于 900℃ 加热, 每 8 h 测其增重一次。经不同工艺处理的钢球高温氧化增重情况见图 6.11-27。由图可见, 前 24 h 差别明显, 铬-稀土共渗钢球抗氧化性能最好, 氧化增重最少; 24 h 以后, 两种渗铬钢球增重都较小, 曲线趋于水平。但是未渗钢球的氧化增重比共渗钢球要大 100 倍, 基本呈直线上升。

一般认为, 稀土-铬共渗层有较高的抗氧化性能, 是因为稀土中的铈与空气中的氧作用而生成的氧化铈膜比氧化铬膜更致密, 因此具有更好的屏蔽作用, 阻止了氧的扩散深入。

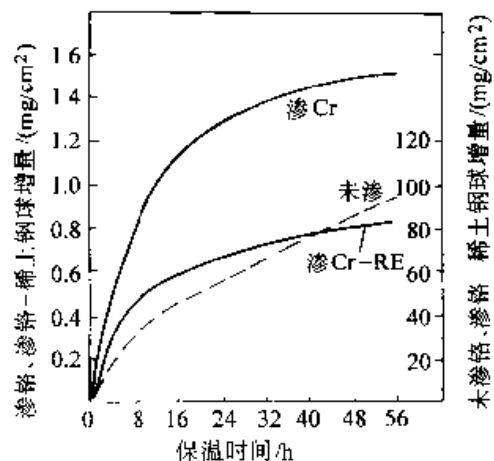


图 6.12-27 经不同工艺处理的 GCr15 钢球氧化增量曲线

5.2 碳铬共渗

渗铬层形成铬铁碳化物时需要吸收基体中的碳，因此在渗铬层下往往形成脱碳层。特别是高合金热作模具钢中碳的质量分数一般都小于 0.50%，加之于封闭 γ 区的合金元素含量较高，因此渗层既薄，渗层下又容易出现脱碳区，对工模具非常不利。因此，可以考虑先渗碳，然后再渗铬或稀土-铬共渗。先渗碳再进行稀土-铬共渗后的渗层深度变化情况见表 6.12-11。由表可见，预渗碳再进行稀土-铬共渗，对低碳钢和高合金钢渗层增厚作用明显，增幅在 50% 左右，但对本来含碳量较高的钢效果不明显（例如 GCr15 钢和 Cr12MoV 钢），但预渗碳后都能提高基体硬度。GCr15 钢经预渗碳，然后再渗铬或稀土-铬共渗，缓冷后再重新加热淬火（860℃ 加热、油

冷淬火），其硬度分布见图 6.12-28。经预渗碳的渗层硬度普遍高于未预渗碳的渗层硬度（见图 6.12-26）。预渗碳后再渗铬的试样渗铬层内侧仍有低硬度区，即使如此，它仍高于未预渗碳的试样渗铬层硬度。

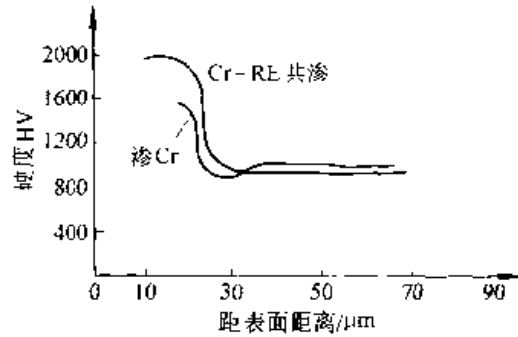


图 6.12-28 GCr15 钢预渗碳对渗铬及稀土-铬共渗层硬度的作用

表 6.12-11 预渗碳对稀土-铬共渗层厚度的影响

渗层深度 / μm	钢种	45	GCr15	Cr12MoV	3Cr2W8V	W18Cr4V
处理工艺						
渗铬		12.5~17.5	12.5~17.5	5~7.5	2.5~17.5	2.5
稀土-铬共渗		12.5~17.5	17.5~25	7.5~10	2.5~17.5	2.5
预渗碳，再稀土-铬共渗		20	20~25	5~10	15	12.5

经预渗碳后再进行稀土-铬共渗的 3Cr2W8V 钢，再经 1 140~1 150℃ 加热（经 2 次预热），分级淬火，并于 200℃ 回火后的组织，分别见图 6.12-29 和图 6.12-30。经 1 140~1 150℃ 加热淬

火，渗层已有熔蚀现象。部分铬原子向内扩散，在渗层下形成高铬高钨马氏体区，不易被回火，所以它不能被硝酸酒精溶液浸蚀，因此与渗铬层一样，都呈白色；经染色后可将渗铬层和高铬高

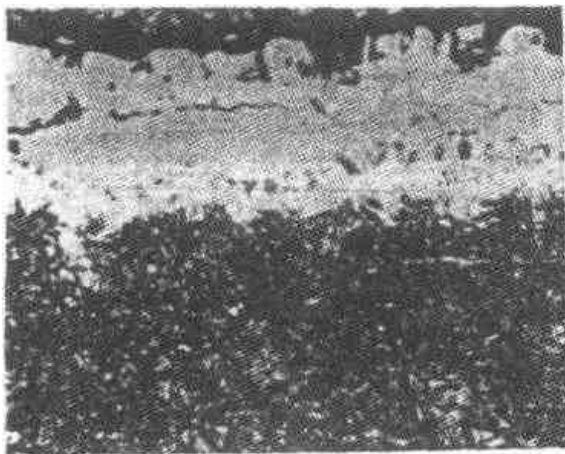


图 6.12-29 预渗碳后再进行稀土-铬共渗的 3Cr2W8V 钢，淬火-回火后的组织，硝酸酒精溶液浸蚀，1 000×

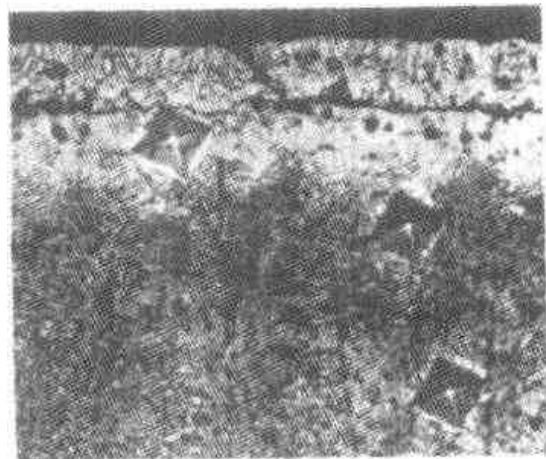


图 6.12-30 预渗碳后再进行稀土-铬共渗的 3Cr2W8V 钢淬火-回火后的组织，高锰酸钾碱溶液热染，硝酸酒精溶液浸蚀，1 000×

钨马氏体区别开来。此时渗铬层仍有高硬度，硬度在1900 HV左右。高铬高钨马氏体硬度稍低，硬度在700 HV左右，这与较多的残留奥氏体有关。回火到600℃时，硬度有所回升。基体硬度为800 HV左右。由此可见，渗铬工件淬火加热温度不宜超过1100℃。

高速钢预渗碳后再进行稀土-铬共渗，并重新加热到1260~1280℃分级淬火，渗铬层中的铬溶入基体，表面形成高铬铁素体层，见图6.12-31。因此，高速钢渗铬后的淬火温度宜选取低温（1100℃）加热。

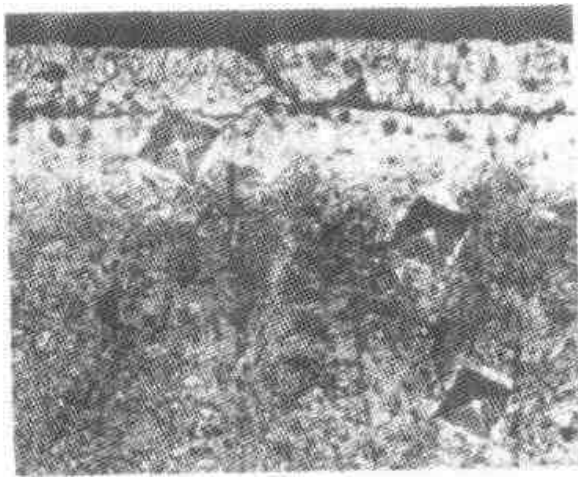


图 6.12-31 W18Cr4V 高速钢经预渗碳后再进行稀土-铬共渗，然后加热到1260℃，分级淬火-回火后的组织，硝酸酒精溶液浸蚀，500×

6 渗铬层缺陷

(1) 脱碳

中、高碳钢以及合金钢在气体渗铬时，特别是在通氢渗铬时，不但会在扩散层下面出现明显的低碳区，而且在边角部位严重脱碳，使表层铬铁碳化物逐步变薄，铬铁碳化物层下面出现铬铁素体柱状晶，柱状晶晶内和晶界有不同数量的铬铁碳化物残留，愈接近边角，渗铬层中铬铁碳化物层愈薄，铬铁素体层愈厚，愈接近低碳钢的渗铬组织，见图6.12-32a~e。图a为最右端，是T8钢气体渗铬的正常组织，表层有较厚的白色铬铁碳化物层，扩散区有黑色包析组织，脱碳区很明显。愈接近边角，由于脱碳，在碳化物层变薄的同时，碳化物层下面出现 $\alpha + (\text{Cr}, \text{Fe})_{23}\text{C}_6 + (\text{Cr}, \text{Fe})_7\text{C}_3$ 三相共存区， $\alpha + (\text{Fe}, \text{Cr})_3\text{C}$ 包析层逐步变薄，乃至汇成一薄层。图e为最左

端，渗层表面铬铁碳化物层已经很薄，铬铁素体柱状晶已经很厚。铬铁素体内仍有很多针状、片状碳化物，起初碳化物 $(\text{Cr}, \text{Fe})_3\text{C}_7$ 针、片较多，随着脱碳的继续，碳化物 $(\text{Cr}, \text{Fe})_7\text{C}_3$ 针片相继消失，碳化物 $(\text{Cr}, \text{Fe})_{23}\text{C}_6$ 针、片增多，间或可能还有一些 σ 相的针、片存在。随着渗层相组成的变化，工件表面形貌也发生了相应的变化。如图6.12-33是T8钢边角脱碳严重部位渗层的外观形貌变化，黑色细晶区是脱碳不明显的部位，渗层由铬铁碳化物组成；白色部位是严重脱碳部位，渗层以铬铁素体为主，晶粒粗大。工件外观色泽也不同，由未脱碳的银白色逐步变成了银亮色。模具渗层边角脱碳对工模具耐磨性有很大影响，因此工模具应尽可能采用固体渗铬方法渗铬。

(2) 点腐蚀

采用卤化铵作为渗铬活化剂，使工件表面吸附了很多氯离子（或卤素离子）后，很难清洗，为渗铬工件留下了隐患。

低碳钢渗铬，常常在渗层的铬铁素体晶界上出现很粗的 $(\text{Cr}, \text{Fe})_{23}\text{C}_6$ 相，两侧出现严重的贫铬区。图6.12-34是Q235钢气体渗铬层的组织，渗层表面没有碳化物层，晶界有很粗的 $(\text{Cr}, \text{Fe})_{23}\text{C}_6$ 相，两侧未染上颜色的是贫铬区。横过碳化物进行的铬元素电子探针扫描曲线见图6.12-35，铬元素的定点半定量测试数据标在曲线上。由图可见，碳化物两侧确有贫铬区存在，最低处铬的质量分数仅为15.6%，因此可以在氯离子腐蚀下出现类似于晶间腐蚀的表面点蚀。图6.12-36是晶界上已出现腐蚀的渗层。图6.12-37是工件表面点腐蚀的形貌。渗铬后快速冷却不能抑制铬铁碳化物在晶界的析出。

低碳钢固体渗铬层表面一般都被 $(\text{Cr}, \text{Fe})_{23}\text{C}_6$ 相和 $\text{Cr}_2(\text{C}, \text{N})$ 相所覆盖，如果覆盖层非常完整，工件抗腐蚀性能会很高。但是如果表面出现 $(\text{Cr}, \text{Fe})_{23}\text{C}_6 + \alpha$ 双相层，则抗腐蚀性能将下降。因为两相组织在含氯离子的溶液中会导致电化学腐蚀。图6.12-38是低碳钢的固体渗铬层的组织，表面被 $\text{Cr}_2(\text{C}, \text{N})$ 和 $(\text{Fe}, \text{Cr})_{23}\text{C}_6$ 相完全覆盖，下面是铬铁素体层。图6.12-39是表面覆盖层的放大图片（左侧是表面），表层是 $\text{Cr}_2(\text{C}, \text{N})$ 相，次层是 $(\text{Fe}, \text{Cr})_{23}\text{C}_6$ 相，覆盖层很厚，而且很完整，因此抗腐蚀性能特别好。

图 6.12-8 也是 Q235 钢的固体渗铬层，表层由 $(Cr, Fe)_{23}C_6 + \alpha$ 两相组成，由于覆盖不完整，因此容易出现点蚀。钛钢，例如 20CrMnTi 钢，渗铬层一般不出现点蚀。

高碳钢气体渗铬后，表层也会出现 $(Cr, Fe)_{23}C_6 + \alpha$ 双相层。图 6.12-40 和图 6.12-41 是 T10 钢气体渗铬层的组织和碳化物层的精细结构，根据 X 射线相分析，碳化物层表面由 $(Cr,$

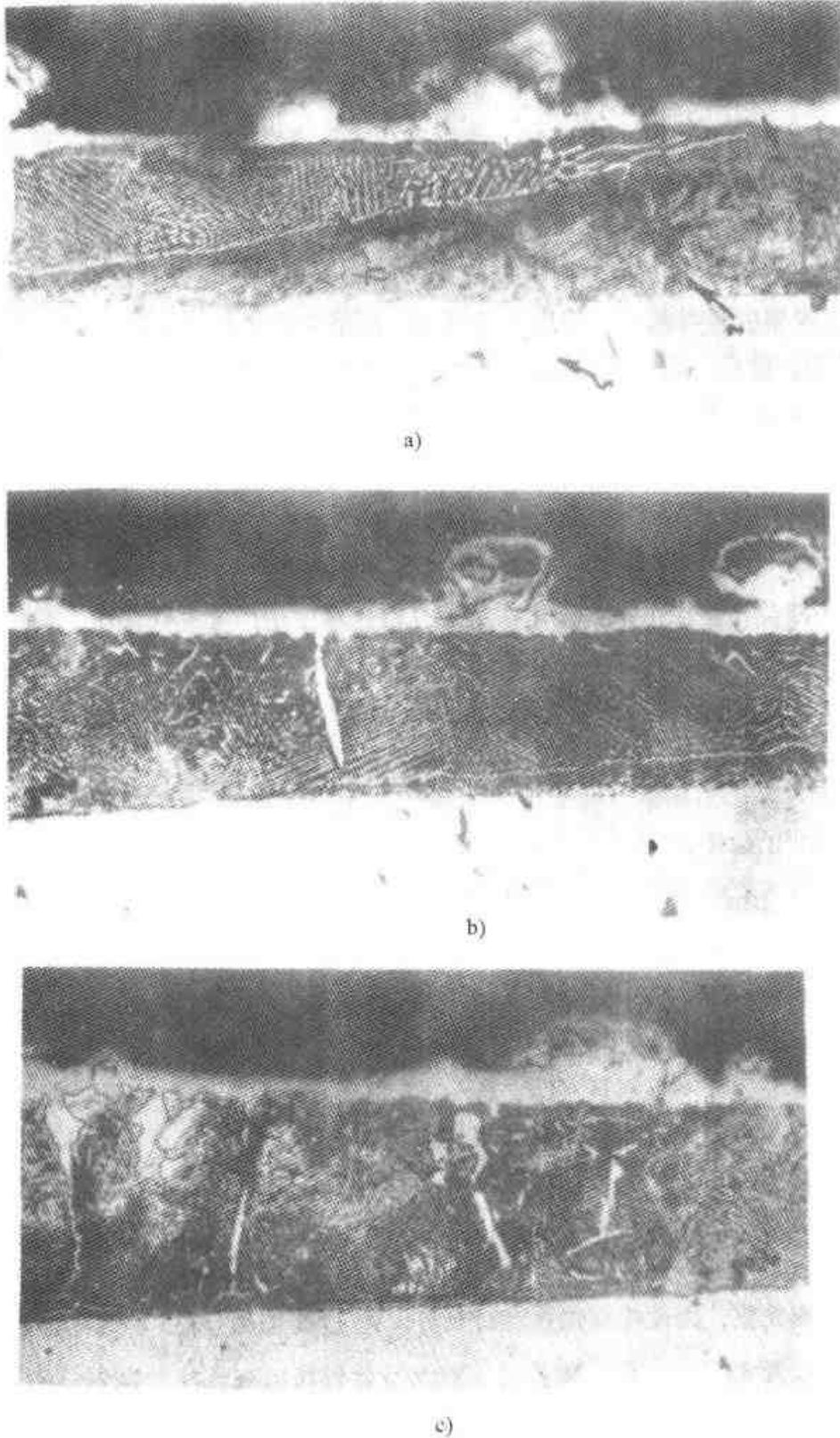
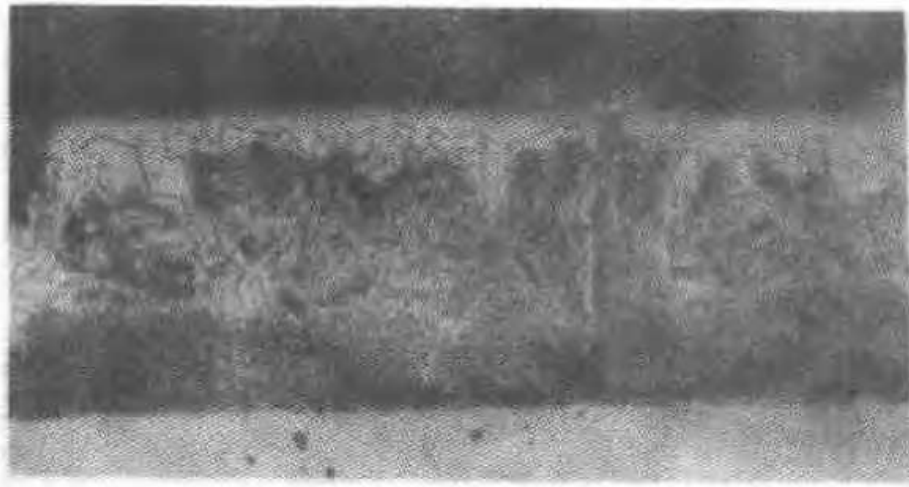


图 6.12-32 T8 钢气体渗铬时，边角部位脱碳后的组织全貌，500 \times



d)



e)

图 6.12-32 (续)

$\text{Fe}_{23}\text{C}_6 + \alpha$ 两相组成, α 铬铁素体沿晶分布; 内层是 $(\text{Cr}, \text{Fe})_7\text{C}_3 + (\text{Cr}, \text{Fe})_3\text{C}$. 铬铁渗碳体也沿晶分布。两相组织的出现, 导致高碳钢渗铬层抗腐蚀性能下降。另外, 高碳钢渗铬层晶粒很



图 6.12-33 T8 钢边角部位渗铬后的外观形貌, 100×

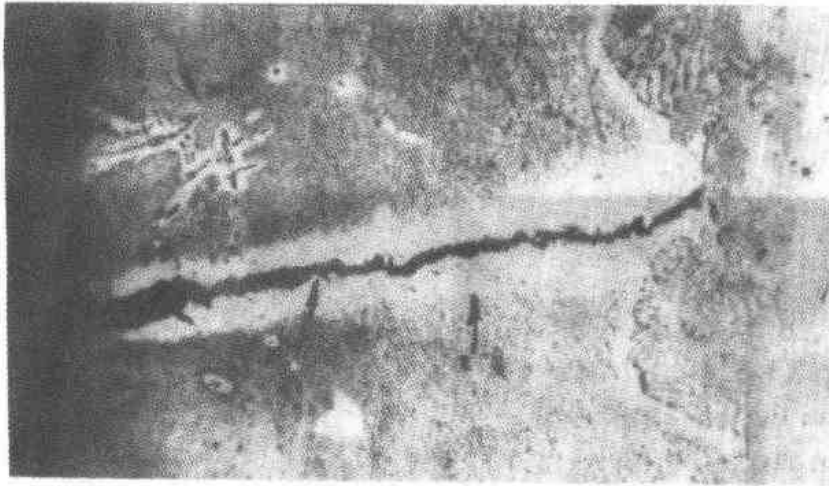


图 6.12-34 Q235 钢气体渗铬层组织，碱性高锰酸钾溶液染色，500×

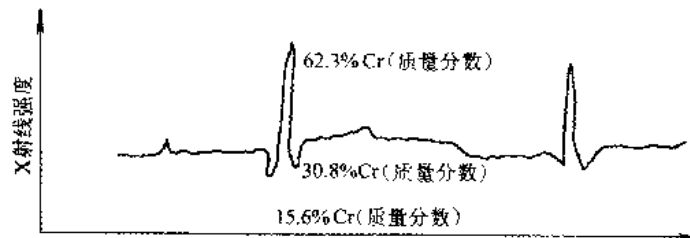


图 6.12-35 横过碳化物进行的铬元素电子探针扫描曲线

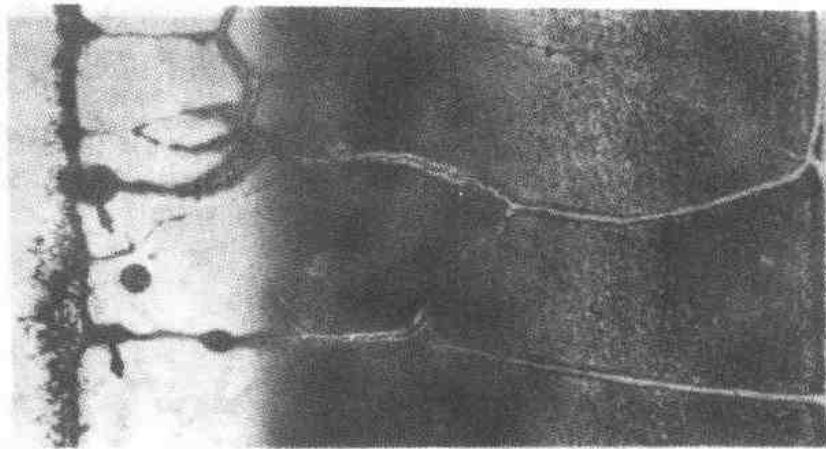


图 6.12-36 Q235 钢气体渗铬层被腐蚀的形貌，碱性高锰酸钾溶液浸蚀，500×

细，表面也不平滑，容易吸附氯离子且不易清除，也是影响渗铬工件抗蚀性能的重要因素。一般来说，固体渗铬工件的抗蚀性能都比同样材料的气体渗铬工件的抗蚀性能要高。不加卤化铵作活化剂的渗铬件和钛钢的渗铬层抗蚀性能特别好。

工模具渗铬层的最大优点在于表面硬度高、

耐磨性好，能抵抗高温氧化和腐蚀，但渗铬扩散层下常常有程度不同的脱碳区，尤其是采用气体渗铬工艺时，这种情况是难免的。渗铬时间愈长，含封闭 γ 区的合金元素愈高，更容易促成渗层下出现铁素体。预渗碳是解决上述问题的方法之一；双元素或多元素共渗，也可以进一步提高渗层性能。



图 6.12-37 Q235 钢气体渗铬工件表面的点腐蚀形貌, 100×

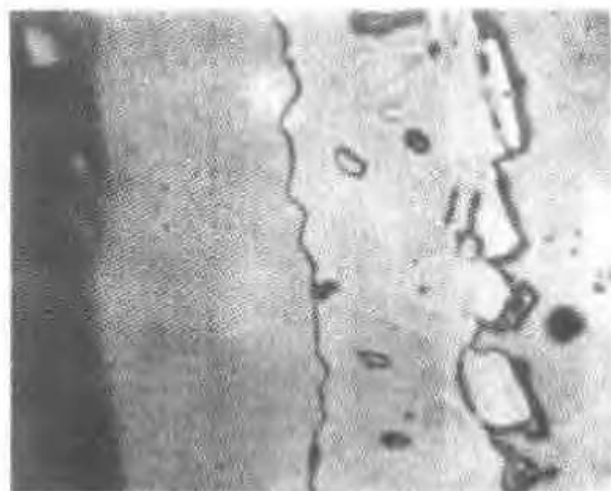


图 6.12-39 Q235 钢固体渗铬层组织, 表面被 Cr₂(C, N) 相和铬铁碳化物覆盖, 1 500×

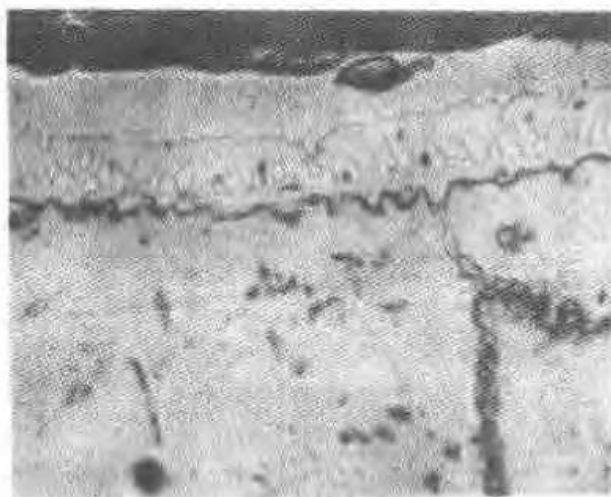


图 6.12-38 Q235 钢固体渗铬层组织, 表面被 Cr₂(C, N) 相完全覆盖, 碱性高锰酸钾溶液染色, 500×



图 6.12-40 T10 钢气体渗铬层的组织, 碱性高锰酸钾溶液染色, 500×

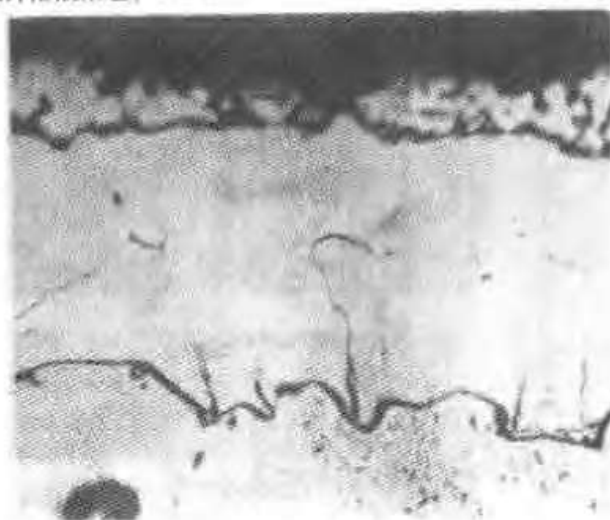


图 6.12-41 T10 钢气体渗铬层的组织, 渗层表面碳化物放大, 1 500×

第 13 章 其他表面强化方法

对模具进行表面强化处理,除常用的化学热处理外,还有一些其他行之有效的方法,如激光强化技术、注入、热喷涂、堆焊、物理气相沉积、化学气相沉积、化学镀、电镀、喷丸强化等等。

1 碳化钛涂层

碳化钛涂层应用于工模具表面上可取得较好的效果,获得较广泛的应用。一般碳化钛涂层在工模具上比较适宜的厚度是 $4\sim 7\ \mu\text{m}$,很少超过 $10\ \mu\text{m}$ 。而在一般机器零件上可达 $10\sim 20\ \mu\text{m}$ 。涂层与基体间具有牢固的冶金结合。碳化钛的结构属于一种碳和钛的非定比化合物 (TiC),极硬、耐磨、热稳定性好、化学稳定性高,可以使工件的使用性能大大地提高。

碳化钛 (TiC) 的主要性能指标:熔点: $3\ 150^\circ\text{C}$;沸点: $3\ 260^\circ\text{C}$;钛与碳原子之比为 1.0 : $(0.85\sim 0.97)$;硬度: $2\ 400\sim 3\ 800\ \text{HV}$;密度: $4.6/\text{cm}^3$;抗拉强度: $235\ \text{MPa}$ (20°C);点阵:有序面心立方(与 NaCl 类似);点阵常数: $(4.295\sim 4.33)\times 10^{-10}\ \text{m}$;生成自由能: $-235\ \text{kJ/mol}$ 。

碳化钛的硬度随含碳量的增加而增加,钛与碳原子比率越大,其硬度越高;比率越小,其硬度值也就越低。图 6.13-1 是碳化钛层的显微硬度与碳化钛中的钛、碳原子比率的函数关系。

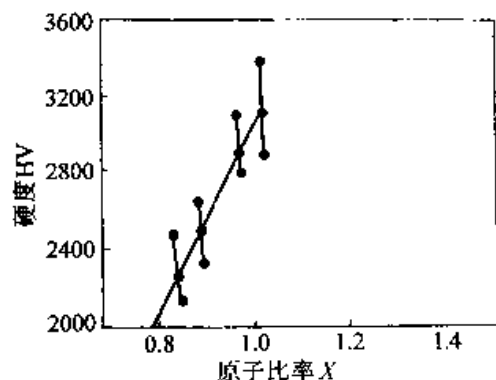


图 6.13-1 碳化钛涂层的硬度与钛原子和碳原子比率的函数关系

碳化钛涂层具有以下性能特点:

1) 碳化钛涂层具有极高的硬度和耐磨性能,

表 6.13-1 为碳化钛涂层与一些硬质材料的比较。

表 6.13-1 碳化钛涂层与一些硬质材料的硬度值

材料名称	显微硬度 HV
金刚石	10 000
TiC 涂层	2 400~3 800
烧结刚玉 (Al_2O_3)	2 400
金属陶瓷	1 400~2 200
喷涂碳化钨 (WC)	1 300
硬质镀铬	1 000~1 300
淬火钢	900

2) 碳化钛涂层具有极低的摩擦系数 在无润滑的情况下,碳化钛层与钢的摩擦系数仅为钢与钢摩擦系数的 $1/7\sim 1/5$,而且有良好的热稳定性,因而能得到良好的抗咬卡性能和减磨能力。

碳化钛涂层具有上述性能,因而广泛用于刀具(硬质合金刀具和高速钢刀具等)和模具方面,其次在某些要求特别耐磨的零件上也正在逐步采用。在冷冲模具上的应用碳化钛涂层显著地提高了模具的使用寿命。

3) 碳化钛涂层具有抵抗浓盐酸和硫酸的腐蚀能力 用 10% 盐酸溶液加热至沸腾,表面不被浸蚀,仍保持光亮。如浸入 10% 硝酸溶液,碳化钛表面仍不被腐蚀。但它不能抵抗氢氟酸的腐蚀。

4) 碳化钛涂层具有一定的抗氧化性能,其抗氧化性能低于经渗铬、渗硅和渗铝的工件,而与渗硼的相近并优于经渗碳、碳氮共渗的工件。但是,高于 400°C 以上的温度,在空气中碳化钛涂层将被氧化成氧化钛而失去其原来的性能。

5) 碳化钛涂层可以不受零件的形状的限制,均能获得均匀的涂层,这是电镀工艺所不能相比的。

碳化钛涂层工艺分为气相涂层法、液体涂层法和固体涂层法等三种。

1.1 碳化钛气相涂层

(1) 化学气相沉积碳化钛涂层

图 6.13-2 是在工件表面上沉积 TiC 和 TiN 涂层的化学气相沉积 (CVD) 设备简图。把要处理的工件放入反应罐 R 内, 反应罐置于电炉 O 中, 然后加热至沉积反应所要求的工艺温度, 并保温一定时间。送入反应罐的气体可根据工艺要求不同, 以一定的流量比分别供给 N_2 、 CH_4 、 $TiCl_4$ 、 H_2 和 Ar 气。其中 $TiCl_4$ 是通过加热液态的氯化钛得到的。反应后的废气 RG 经过泵 P 排出。为了防止发生爆炸事故, 反应罐在沉积过程结束后至开启之前要充入氩气 (Ar)。为了保证反应气体有合理的成分比例和正常的压力, 各供气管路应配备流量计、压力表。为了去除气体中的有害成分, 如氧、水分等, 管路中还应配备必要的干燥、净化装置, 例如 H_2 进入反应罐之前需要经过由硅胶、5A 分子筛、105 催化剂等组成的净化系统去除水分和氧气, 使纯度达到 99.99% 以上。

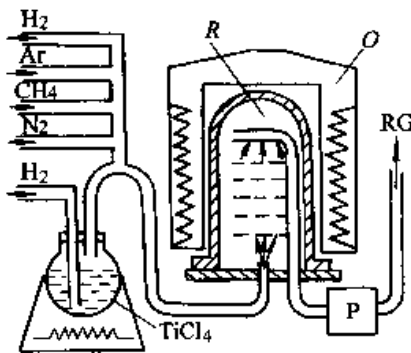
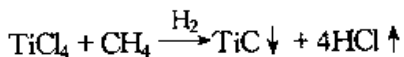
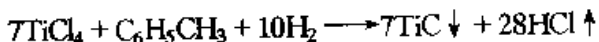


图 6.13-2 沉积 TiC 和 TiN 涂层的 CVD 设备简图

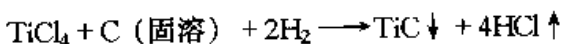
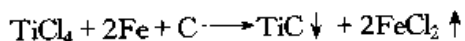
沉积 TiC 涂层时, TiC 是由气态的 $TiCl_4$, 在甲烷 (CH_4) 与作为还原剂和载体气的氢 (H_2) 的混合气体中进行还原反应生成的:



提供 C 源的碳氢化合物除了用 CH_4 之外, 也可用 C_3H_8 、 C_6H_6 、 C_7H_8 或 CCl_4 等。用甲苯与四氯化钛混液加热气化作反应气源, 也获得较好的沉积效果。



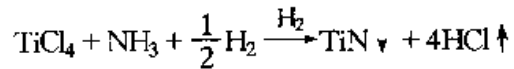
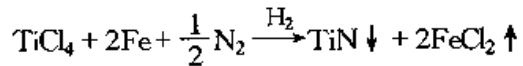
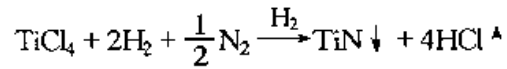
与 Ti 化合的碳除了由 CH_4 等碳氢化合物裂解提供外, 还可通过基体材料中得到, 如:



沉积 TiC 涂层的反应通常是在比较低的压力 (约 90 MPa) 和较高的温度 (950~1 050℃) 下

进行的。

沉积 TiN 涂层时, 要关闭碳氢化合物的供气管道, 而改通 N_2 气, 也有通 NH_3 气的, 以提供反应所需氮源。沉积过程的化学反应是:



这种沉积反应一般是在近于大气压力 (约为 900 MPa) 和 850~950℃ 的温度下进行的。

沉积反应中产生的 HCl、 $FeCl_2$ 气体由载体气送入充满 NaOH 溶液的环状液体泵内中和后排出。

通常让涂层以 1~2 $\mu\text{m}/\text{h}$ 的沉积速度增长, 直到 2~10 μm 为止。再增加厚度已无意义, 因为这一厚度已达到抗磨损或抗腐蚀的目的。另外, 还须考虑钢基体的膨胀系数 ($(10\sim13) \times 10^{-6} \text{K}^{-1}$) 和 TiN 膨胀系数 ($9.3 \times 10^{-6} \text{K}^{-1}$) 的差别, 因为涂层太厚, 工件冷至室温时, 会因涂层中的应力而使涂层撕裂甚至剥落。2~10 μm 的涂层不仅能使这种应力松弛, 而且在某种程度上能持久地耐冲击载荷。试验证明, 10 μm 以下的 TiC 或 TiN 涂层在工具钢上有着良好的附着能力。

CVD 涂层对表面粗糙度增加较小, 一般约为 0.1~0.3 μm 。但在含碳量低于 0.4% 的工具钢上涂覆 TiC 层时, 粗糙度增加较大。这是因为沉积开始时, 生成 TiC 要吸取钢中的碳。要解决这一问题, 进行沉积涂层的工具材料含碳量一般应为 0.4% 以上, 或者是增大提供碳源的 CH_4 等碳氢化合物的供给量, 以增大反应气体中的碳势。

碳化钛涂层工艺当前存在的主要问题是操作温度高、碳化钛覆层结合不牢, 工件变形大。

(2) 真空溅射沉积碳化钛涂层

这种方法是近年来发展起来的, 它是一种物理气相沉积 (即 PVD 法) 工艺, 也是表面辉光处理中的一种。这种方法是将工件放入真空工作室的工作台上, 以工件为阳极, 以一块圆形的碳化钛作为阴极靶, 在靶与工作台之间的两侧面有二根钨丝作为灯丝电极 (图 6.13-3)。工作时, 由机械泵和扩散泵相继抽去钟罩内的空气, 使真

空度达 1.333×10^{-4} Pa, 然后一面通氩气, 一面继续抽真空, 使真空度在 0.133 3 Pa 的氩气下达到动态平衡。此时碳化钛阴极带有负 1~4 kV 的高压, 灯丝加热至白热, 当灯丝带 0~100 V 负偏压时, 就发射电子, 使钟罩内的氩气 (Ar) 电离成氩离子 (Ar^+)。由于阴极带有负高压, Ar^+ 就以极快的速度轰击碳化钛靶, 使碳化钛以分子状态溅射, 并沉积在工件表面上, 从而使工件表面涂上一层超高硬度的碳化钛。当氩离子得到电子或氩的内层电子从外层跳回到原来能级上时, 就以光的形式放出能量, 从而使我们可以看到辉光, 故真空溅射沉积碳化钛是表面辉光处理的一种。

溅射进行时工件本身并不加热, 而当带有高能量的碳化钛分子溅射沉积在工件上时, 使工件受热。同时, 灯丝发射的电子也轰击工件使之受热。整个工作过程中, 工件温度均在 500℃ 左右。这样就可以使高速钢工件在回火温度下, 在表面上溅射沉积一层碳化钛涂层。

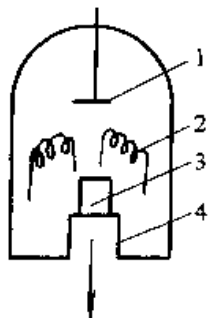
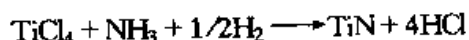


图 6.13-3 简单原理图
1—阴极靶 2—灯丝电极
3—工件 4—工作台

碳化钛涂层最近的发展方向是向低温、混合涂层和复合渗层方向发展。

1) 低温涂覆 在 700~900℃ 或更低一些温度把碳化钛沉积在钢的表面。沉积室气压为 133.3~5 332 Pa, 用 1~30 dm^3/h (标准状态) 的气体总流量通入反应室。反应气体为 1%~5% 四氯化钛和 1%~5% 甲烷, 以氢作载流气体。涂层硬度可达 3 000~4 000 HV。

还有采用氮和四氯化钛作为反应气体直接进行反应的工艺; 由于氮在较低的温度下分解成氮和氢, 其中的活性氮原子具有极强的活性, 能和四氯化钛进行反应而获得氮化钛。其反应是:



该反应所需的热量较低, 从而使沉积温度降至 620℃ 左右; 能获得金黄色的氮化钛涂层, 具有极高的硬度、耐磨性和热稳定性能等。

2) 混合沉积 碳化钛、氮化钛混合涂层低温沉积工艺是在 650~665℃、695~710℃ 把氮气以 21.32 dm^3/min 的流量通入反应器; 用流量为 1.17 cm^3/min 的氢气把 31.68 cm^3/min 的三甲胺通入氮气流而带入反应器; 再用 4.68 dm^3/min 流速的氮气把 80 cm^3/min 的四氯化钛引入反应器进行反应。在高频感应加热钢件表面生成碳化钛、氮化钛混合涂层, 其性能比单一的碳化钛或氮化钛更佳。

3) 复合渗层 由于碳化钛涂层极薄, 而且要求基体碳含量较高, 所以多用于工具、模具上。对于结构钢、特别是低碳、中碳结构钢效果较差。

1.2 碳化钛液体涂层

液体法涂层工艺又可分为盐浴法和电泳法两种, 这里对盐浴法加以介绍。

盐浴法是将钢件放入 900~1 000℃ 的熔盐中加热, 保温而获得碳化钛涂层的工艺。它使用的盐浴配方有两种:

1) 1 g BaCl_2 + 2 g KCl = 95%~97% (质量), K_2TiF_6 = 3%~5% (质量), 添加钛板或海绵钛, 盐浴表面用氩或氮气保护。

2) BaCl_2 或 KCl 为 70%, 钛粉为 5%, 碳化硅为 15%, K_2TiF_6 为 10%, 盐浴表面用氩或氮气保护。

其原理是由于钢件中固溶的碳和盐浴中的钛进行反应, 从而在钢件表面生成一层碳化钛。在碳化钛层下面, 由于接近表面层固溶的碳和钛反应, 产生一个贫碳区, 即所谓 η 相, 随着碳化钛渗层增厚而变宽。碳化钛层硬度可达 3 000 HV 以上。为了获得较好的渗层和渗速, 一般要求工件表面的碳含量大于 0.8%。

还有在盐浴中通直流电, 可以较快地在钢件表面生成碳化钛和硼化钛涂层。例如, 对 SK4 钢 (相当 T10 钢) 通以 1 A/cm^2 的直流电, 10 min 可生成 6 μm 的碳化钛层; 通以 0.5 A/cm^2 直流电时, 2 h 可生成 33 μm 的碳化钛层。

1.3 碳化钛固体涂层

对于碳含量在 1.0%~1.10% 的工具钢, 可

以用 85% ~ 99.5% 钛铁粉（其中 42% 钛、0.04% 碳、余之为铁颗粒、粒度为 0.147 mm）和 0.5% ~ 1.5% KBF₄（粒度为 0.074 mm）均匀混合后，包裹着工件装箱；在 1 050℃ 下加热 8 h，碳化钛层厚度可达 12 ~ 40 μm，硬度大于 2 900 HV。

也可以在工、模具上涂以虫胶、硼砂等粘结剂，然后把细颗粒的碳化物、氮化物或硼化物（其中预先混有一定量的铬、钴或镍等金属）的粉粒喷撒在它们的表面上，再以适当的方式加热（816 ~ 1 371℃），使这些碳化物、氮化物均匀地粘结在工、模具表面，从而提高其表面强度。

2 其他强化方法

高能量密度的激光束、电子束、离子束等高能量束在模具表面强化中已得到应用。由于功率密度高，可以对模具表面进行改性，使其获得特有的组织与性能，也得到高的生产率。只要采用光学或电磁学技术就能把能量束引导到模具不同部位，实现局部或复杂部位的强化处理，特别是计算机、自动控制等高科技的介入使能量操纵智能化，控制更加自如方便，展示了更好应用前景。

2.1 激光强化技术

激光作为热源对材料表面进行强化，包括相变硬化、表面熔化、表面合金化、表面涂覆等。激光表面强化技术发展很快，大功率激光器研制成功及技术的完善为开展模具激光表面强化的研究和应用提供了有利条件。

在模具表面激光强化方法中，激光相变硬化

（激光淬火）应用比较普遍。它是利用高能量激光束在模具刃口或型腔需强化表面进行扫描照射。激光束产生的巨大热量，将材料表面在短时间内加热到 1 000℃ 以上，当激光束离开加热点后，此点即以相当大的冷速淬火。因为是“自淬火”，所以模具变形小，获得的表层组织比感应淬火及火焰淬火都要细，在一定条件下表层还可能形成非晶态结构，因而表面强化性能更高。此外，激光束火焰集中，易于实现对窄深沟槽、拐角、不通孔、深孔、刃口等部位的强化处理。由于激光处理表面冷却速度快，对低碳钢、中碳钢、低合金工具钢等进行处理后，表面强化效果可与高强度模具钢媲美。

激光表面合金化是以激光做热源的复合强化技术，是在模具表面涂上合金粉，以足够功率，适当扫描速度，使表面温度升到熔点，形成一层合金熔化层。根据对模具的耐磨、耐蚀、耐热、抗氧化等要求，配制适当的表面合金化成分，进行表面合金化。近来还发展了激光表面陶瓷化强化技术，能使材料表面形成超硬陶瓷层。

模具激光强化所用激光器功率为 500 W 以上的 CO₂ 激光装置，现在 1 ~ 2 kW 的大功率 CO₂ 激光器已商业化，更大功率的激光器也已研制成功，将使模具的激光强化技术进一步发展。

激光强化的不足之处是强化面积小，相邻两个强化带之间存在回火软化现象，对需要大面积强化的模具受到限制。

激光相变硬化和表面合金化能使模具寿命提高 1 ~ 3 倍，表 6.13-2 为激光强化处理模具的使用寿命。

表 6.13-2 激光强化处理模具的使用寿命

模具名称	模具材料	原处理工艺	激光淬火后寿命提高倍数
山字形硅钢片铁心冲模	Cr12	淬火 + 低温回火	33%
B9 硅钢片铁心冲模	Cr12	淬火 + 低温回火	60%
裁纸刀	T10	调质	50 倍，达 300 万冲次
铝饭盒盖拉深模	45	火焰淬火	6 ~ 9 倍

2.2 电镀、刷镀与电铸

(1) 电镀

电镀是古老的工艺，应用在模具上可起到减摩、耐磨损、抗氧化等作用，改善模具表面性

能，提高模具寿命。镀硬铬作为模具表面强化技术主要应用于塑料模、橡胶模、玻璃模等型腔模表面硬化。一般说来，越是型腔浅的模具，镀硬铬后效果越好，而且脱模性也好。对深型腔或 R 角小的模具，镀硬铬效果不大。

电镀层与钢的表层结合强度不高,而且铬与钢的热胀系数差异较大,如果模具温度变化较大时,镀层容易剥落,特别是对经受急冷急热作用的热作模具不太适用。

(2) 刷镀

刷镀的原理与电镀相同,但电镀需有电镀槽,工件浸在电镀槽中,而镀槽要受到很多限制。刷镀是使阳极与被镀件发生相对运动,镀液中的金属沉积在被镀件表面,而不是整体同时发生沉积,从而取消了镀槽。与槽镀相比,刷镀的最大优点是镀层质量和性能好、沉积速度快,并且不受模具大小和形状的限制,便于携带到现场进行操作。

刷镀技术的关键是刷镀液的配方,现在主要是Co-Ni、Co-Mo镀层在模具上应用。电刷镀可提高模具型腔表面的硬度、耐磨性及抗咬合性,还可局部刷镀或修复一些加工过程中因毛刺而损坏的模具工作面或超差的模具加工表面。这项技术的工艺性很强,膜层质量、结合强度等与电源参数的选择、镀液的配用、操作的水平等有关。

刷镀对塑料模、热作模具、铸铁模具都有较好的应用实例。如由3Cr2W8V钢制造的钢管割刀模、钳头合模胎及板手模经刷镀后平均寿命提高0.5倍,最高达7倍以上;3Cr2W8V钢制内燃机连杆盖模,刷镀模具比未刷镀者平均寿命提高1倍以上;5CrMnMo钢制造的汽车半轴齿轮锻模,刷镀后,平均寿命提高0.8倍。

刷镀处理工艺简单,操作方便,可明显使模具表面粗糙度变细,降低摩擦系数,提高抗氧化能力,脱模效果好。刷镀可以改善劳动条件,提高生产效率,使用灵活性大,便于在各类工厂特别是中小型企业推广应用。

(3) 电铸

电铸是利用电沉积原理制造产品的方法。它是在预定形状、尺寸和表面粗糙度的模芯上进行控制性的电解沉积,当沉积层达到所需厚度时,使之与模芯分离,获得独立的型腔模壳。

电铸的基本原理也与电镀相同,但电镀的目的是为了改善基体材料的某些性能,这就要求镀层与基体结合牢固,镀层厚度浅。电铸则是将沉积层直接用作产品,这就要求沉积层与模芯能够分离,镀层要厚并具有所需的力学性能、机加工性能等。

电铸最突出的优点是具有高度的复制能力,甚至能复制出 $0.5\ \mu\text{m}$ 以下的金属线,并可以复制表面粗糙度达 $R_a0.05\ \mu\text{m}$ 的表面。电铸型腔与模芯的误差极小,可以控制在 $\pm 2.5\ \mu\text{m}$ 。电铸还可以通过改变镀种或沉积条件,加工出具有各种力学性能和物理性能的产品。另外,电铸还可以将其他方法难于加工的凹腔形零件,转化为易于加工的凸形模芯,通过电铸即可获得所需产品。因此,电铸制模可用于加工精度和表面粗糙度要求高、形状复杂、机加工方法加工困难的各种塑料模具、印制板模具、工艺制品模具等。如电铸制模可用来复制出各种表面花纹,加工出印刷滚筒、滤网、电动剃须刀网罩、波纹管、雷达反光镜等产品。

电铸制模的关键是模芯的制备和前处理技术,添加剂的选配、电铸工艺的合理。电铸制模要求溶液稳定、工艺范围宽、沉积速度快、分散能力好,沉积层内应力低、硬度高、脆性小、模具使用寿命高。

电铸制模应用的实例有电风扇精密齿轮、注塑模、门铃注塑模具、自行车尾灯反射器注塑模具及仪表、玩具、无线电行业的模具。

2.3 热喷涂

热喷涂是利用某种热源,将欲喷涂的材料借助气流把熔化或半熔化的雾状微粒,从喷嘴高速喷射在经过预先处理的工件表面上,形成附着牢固的涂层。热源包括气体火焰喷涂和电弧电喷涂。

热喷涂技术的优点是几乎所有材料,不论是金属母材还是非金属母材均可对其表面喷涂面制作模具。涂层材料也是种类繁多,包括各种金属和合金、陶瓷、塑料、石墨、尼龙等。热喷涂涂层厚达数毫米,硬度高达2000 HV以上,结合牢固,操作迅速,涂层形成速度快、对模具大小不限。

热喷涂层可具有耐磨、耐蚀、耐热、耐振、隔热、密封、润滑、绝缘、导电等多种性能。对模具能提供耐磨面坚韧的厚涂层,特别适合于大型模具,严重磨损条件下的模具。如冷拔无缝钢管内模与钢管产生强烈摩擦和挤压,使内模产生严重的粘着磨损。原采用45钢渗碳、再镀铬,使用寿命20~40根,采用氧乙炔火焰喷涂镍基

耐磨涂层后,可以拉拔无缝钢管 250 根。玻璃模具常用灰铸铁制作,因其硬度低、制造玻璃器皿时模具受到挤压、浸蚀、热疲劳等作用,寿命很低;采用火焰喷涂镍基自熔合金制造和修复玻璃模具,寿命提高 5 倍以上。热喷涂技术也应用在快速制模工艺上,如普通钢板经热喷涂后用作聚氨酯发泡模具效果很好。

2.4 喷丸强化

喷丸强化是借助于硬丸粒,高速、连续锤击金属表面,使其产生强烈的冷作硬化。通过喷丸可以明显改变金属表层的应力状态、显微硬度、

表层的微观形貌和相成分,从而提高模具的疲劳强度、抗冲击磨损及抗应力腐蚀性能。喷丸可改善模具的表面粗糙度,并有效地去除电火花加工而产生的表面变质层。

喷丸强化方法简单易行,节约能源,适用于落料模、冷冲模、冷锻模和热锻模等以疲劳失效形式为主的模具。如锻模服役时,要经受弯曲和热膨胀,常发生因局部屈服而导致显微裂纹,喷丸处理产生压应力能推迟显微裂纹的形成,从而延迟模具龟裂发生。模具经喷丸强化后使用寿命情况参见表 6.13-3。

表 6.13-3 喷丸模具寿命表

模具名称	模具材料	喷丸介质	一次刃磨使用寿命/ 10^4 次	
			喷丸前	喷丸后
洗衣机电动机定、转子	Cr12	0.5 mm 铸钢丸	1.2~3.2	11.49
定子单槽冲	Cr12	0.25~0.35 mm 玻璃丸	52	70
一字槽光冲	60Si2Mn	0.25~0.35 mm 玻璃丸	0.96~1.35	2.0~2.3
活瓣手热精压模	3Cr2W8V	0.5 mm 铸钢丸	0.175	0.263
		0.25~0.35 mm 玻璃丸	0.388	0.517

2.5 电火花强化

电火花强化是采用脉冲放电技术,直接利用火花放电时释放的能量,将一种导电材料涂覆或熔渗到另一种材料的表面,形成合金化的表面强化层,从而达到改善被强化工件表面的物理、化学及力学性能。

电火花强化的优点是强化层与基体结合强度高,不会剥落或脱落;被强化工件的表面不需经过特殊预处理,也不需后处理,强化后即可使用。电火花强化设备轻小,使用方便,适用范围广,可对模具进行局部强化。电火花强化工艺不足之处是强化层比较薄,表面粗糙度值比较高,

因手工操作效率较低,涂层均匀性较差。

电火花应用于模具强化时间很早,效果也较明显,用硬质合金强化冷冲模、拉深模、玻璃模、剪裁模等均获得良好效果。如冲压厚度 0.35 mm 的硅钢片及 4 mm 的钢板的落料模,经电火花强化后使用寿命延长 2~3 倍。定子双槽冲模,由 5 万次/刃磨提高到 20 万次/刃磨。电机定子复式模从 1 万次/刃磨提高到 3 万次/刃磨。重型套筒冲头寿命由 200~300 次提高到 800~1 000 次。两用车壳体铝压铸模经强化后解决了粘模现象,由原来只压几件即需修理,提高到连续压铸 300 件也未出现粘模。

参 考 文 献

- 1 蔡美良. 新编模具钢金相热处理手册. 北京: 机械工业出版社, 1998
- 2 程培源. 模具寿命与材料. 北京: 机械工业出版社, 1999
- 3 徐进. 模具钢. 北京: 冶金工业出版社, 1998
- 4 史美堂. 常用模具钢热处理性能. 上海: 上海科技出版社, 1984
- 5 姜祖庚. 模具钢. 北京: 冶金工业出版社, 1988

- 6 冯晓曾. 提高模具寿命指南. 北京: 机械工业出版社, 1998
- 7 塑料模设计手册编写组. 塑料模设计手册. 北京: 机械工业出版社, 1994
- 8 刘静安. 轻合金挤压工具和模具: 上册. 北京: 冶金工业出版社, 1990
- 9 王家瑛, 王志东. 模具材料与使用寿命. 北京: 机械工业出版社, 2000
- 10 锻压技术手册编委会编. 锻压手册. 北京: 国防工业出版社, 1989
- 11 周大雋主编. 锻压技术数据手册. 北京: 机械工业出版社, 1998
- 12 丁闻编. 实用塑料成型模具设计手册. 西安: 西安交通大学出版社, 1993
- 13 宋玉恒主编. 塑料注射模具设计实用手册. 北京: 航空工业出版社, 1994
- 14 李尚健. 锻造工艺及模具设计资料. 北京: 机械工业出版社, 1991
- 15 刘昌祺. 塑料模具设计. 北京: 机械工业出版社, 1998
- 16 高佩福. 实用模具制造技术. 北京: 轻工业出版社, 1999
- 17 黄毅宏. 模具制造工艺. 北京: 机械工业出版社, 1996
- 18 柳祥训. 化学热处理问答. 北京: 国防工业出版社, 1991
- 19 何世禹等. 热处理对 4Cr5W2VSi 热作模具钢的强度及韧性的影响. 哈尔滨工业大学科学研究报告, 1981, No.21
- 20 G. A. Roberts et al.. Tool Steels. 4th edition. ASM, 1980
- 21 合金钢手册编写组. 合金钢手册: 第二分册. 北京: 冶金工业出版社, 1983
- 22 合金钢手册编写组. 合金钢手册: 第三分册. 北京: 冶金工业出版社, 1983
- 23 合金钢手册编写组. 合金钢手册: 第四分册. 北京: 冶金工业出版社, 1983
- 24 合金钢编写组. 合金钢. 北京: 机械工业出版社, 1978
- 25 吉田弘美等著. 冲压技术 100 例. 第一汽车厂译. 长春: 吉林人民出版社, 1978
- 26 S. S. Manson 著. 金属疲劳损伤. 陆索译校. 北京: 国防工业出版社, 1976
- 27 上海科技交流所编. 提高模具寿命经验汇编. 北京: 机械工业出版社, 1974
- 28 国营一二三厂, 哈尔滨工业大学编. 对热穿孔冲头寿命的研究 (会议资料), 1984
- 29 章守华. 合金钢. 北京: 冶金工业出版社, 1980
- 30 李为鏐. 钢中非金属夹杂物. 北京: 冶金工业出版社, 1988
- 31 N. M. ЛЮБарский. 摩擦的金属物理. 高彩桥译. 北京: 机械工业出版社, 1984
- 32 上海交通大学. 金相分析. 北京: 国防工业出版社, 1982
- 33 杨长顺. 冷挤压工艺实践. 北京: 国防工业出版社, 1999
- 34 美国金属学会. 金属手册: 九卷上册. 北京: 机械工业出版社, 1985

1
2
3
4
5
6
7
8
9
10
11
12
13
14
15
16
17
18
19
20
21
22
23
24
25
26
27
28
29
30
31
32
33
34
35
36
37
38
39
40
41
42
43
44
45
46
47
48
49
50
51
52
53
54
55
56
57
58
59
60
61
62
63
64
65
66
67
68
69
70
71
72
73
74
75
76
77
78
79
80
81
82
83
84
85
86
87
88
89
90
91
92
93
94
95
96
97
98
99
100

中 国 模 具 设 计 大 典
CHINA DIE & MOULD DESIGN CANON

第
7
篇

模具设计通用基础标准

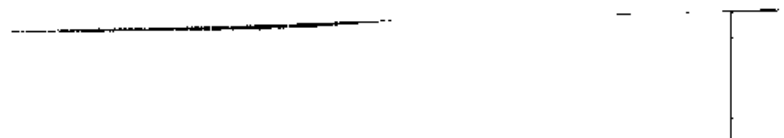
主 编 李德忠

编 写 李德忠 周家林
丁为联 龙家贵

审 稿 夏巨谌



Vertical text or artifacts along the right edge of the page.



第1章 技术制图

1 基本规定

1.1 图框格式和图幅尺寸 (表 7.1-1)

表 7.1-1 图框格式和图幅尺寸 (摘自 GB/T 14689—1993) (mm)

需要装订的图样						不需要装订的图样					
基本幅面						加长幅面					
幅面代号	A0	A1	A2	A3	A4	第二选择		第三选择			
	幅面代号	尺寸 B×L	幅面代号	尺寸 B×L	幅面代号	尺寸 B×L	幅面代号	尺寸 B×L	幅面代号	尺寸 B×L	
宽度×长度 (B×L)	841×1 189	594×841	420×594	297×420	210×297	A3×3	420×891	A0×2	1 189×1 682	A3×5	420×1 486
留装订边	装订边宽 a	25				A4×3	297×630	A1×3	841×1 783	A3×7	420×2 080
	其他周边宽 c	10		5		A4×4	297×841	A1×4	841×2 378	A4×6	297×1 261
	周边宽 e	20		10		A4×5	297×1 051	A2×3	594×1 261	A4×7	297×1 471
不留装订边	20		10				A2×4	594×1 682	A4×8	297×1 682	
							A2×5	594×2 102	A4×9	297×1 892	

注：1. 加长幅面是由基本幅面的短边成整数倍增加后得出；

2. 加长幅面的图框尺寸，按所选用的基本幅面大一号的图框尺寸确定。例如 A2×3 的图框尺寸，按 A1 的图框尺寸确定，即 e 为 20 (或 c 为 10)。

1.2 标题栏和明细栏 (图 7.1-1~2)

1.3 比例 (表 7.1-2)

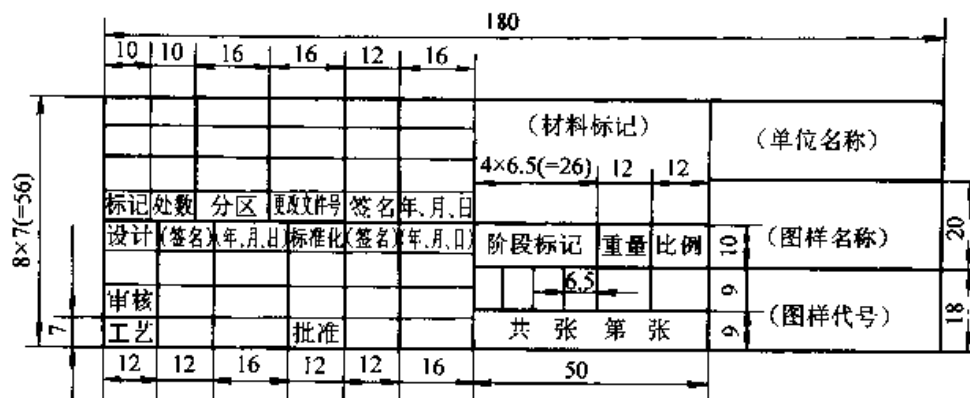


图 7.1-1 标题栏 (摘自 GB/T 10609.1—1989)

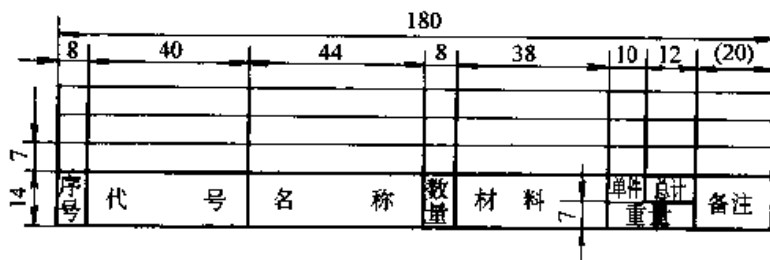


图 7.1-2 明细栏 (摘自 GB/T 10609.2—1989)

表 7.1-2 技术制图常用的比例 (摘自 GB/T 14690—1993)

与原值比例	1:1	说 明
缩小的比例	1:2 1:5 1:10 $1:2 \times 10^n$ $1:5 \times 10^n$ $1:1 \times 10^n$ (1:1.5) (1:2.5) (1:3) (1:4) (1:6) $(1:1.5 \times 10^n)$ $(1:2.5 \times 10^n)$ $(1:3 \times 10^n)$ $(1:4 \times 10^n)$ $(1:6 \times 10^n)$	1. 比例: 图中图形与其实物相应要素的线性尺寸之比 2. 原值比例: 比值为 1 的比例, 即 1:1 3. 放大比例: 比值大于 1 的比例, 如 2:1 等 4. 缩小比例: 比值小于 1 的比例, 如 1:2 等 5. 当某个视图或剖视图需要采用不同比例时, 必须另行标注
放大的比例	5:1 2:1 $5 \times 10^n:1$ $2 \times 10^n:1$ $1 \times 10^n:1$ (4:1) (2.5:1) $(4 \times 10^n:1)$ $(2.5 \times 10^n:1)$	

注: 1. n 为正整数。

2. 带括号的为必要时允许采用的比例。




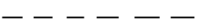
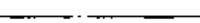


1.4 图线 (表 7.1-3)

1.5 剖面符号 (表 7.1-4)

表 7.1-3 机械制图用图线 (摘自 GB/T 4457.4—1984)

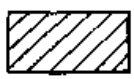




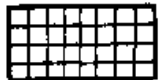
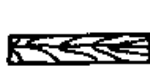




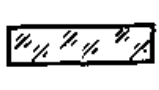
图线名称	图 线 型 式	图线代号	图线宽度	一 般 应 用
粗 实 线		A	d	A1 可见轮廓线 A2 可见过渡线

续表 7.1-3




图线名称	图线型式	图线代号	图线宽度	一般应用
细实线		B	约 $d/2$	B1 尺寸线及尺寸界线 B2 剖面线 B3 重合剖面的轮廓线 B4 螺纹的牙底线及齿轮的齿根线 B5 引出线 B6 分界线及范围线 B7 弯折线 B8 辅助线 B9 不连续的同—表面的连线 B10 成规律分布的相同要素的连线
波浪线		C	约 $d/2$	C1 断裂处的边界线 C2 视图和剖视的分界线
双折线		D	约 $d/2$	D1 断裂处的边界线
虚线		F	约 $d/2$	F1 不可见轮廓线 F2 不可见过渡线
细点划线		G	约 $d/2$	G1 轴线 G2 对称中心线 G3 轨迹线 G4 节圆及节线
粗点划线		J	d	J1 有特殊要求的线或表面的表示线
双点划线		K	约 $d/2$	K1 相邻辅助零件的轮廓线 K2 极限位置的轮廓线 K3 坯料的轮廓线或毛坯图中制成品的轮廓线 K4 假想投影轮廓线 K5 试验或工艺用结构 (成品上不存在的轮廓线) K6 中断线

注：图线宽度 d 系列为：0.13、0.18、0.35、0.5、0.7、1.0、1.4、2.0 mm。

表 7.1-4 剖面符号的种类 (摘自 GB/T 4457.5—1984)

金属材料 (已有规定剖面符号者除外)		木材 (纵剖面)		砖	
非金属材料 (已有规定剖面符号者除外)		木材 (横剖面)		线圈绕组元件	
木质胶合板 (不分层数)		型砂、填砂、粉末冶金、砂轮、陶瓷刀片、硬质合金刀片等		转子、电枢、变压器和电抗器等的迭铜片	
钢筋混凝土		基础周围的泥土		玻璃及供观察用的其他透明材料	

续表 7.1-4

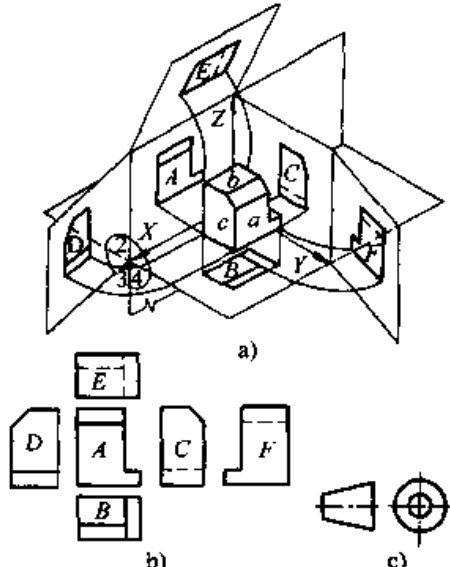
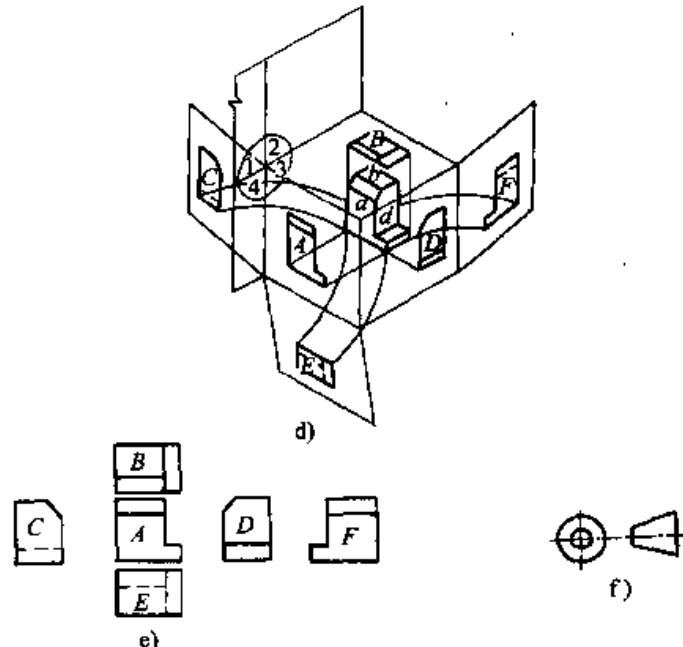
混凝土		格网 (筛网、过滤网等)		液体	
-----	---	--------------	---	----	---

- 注: 1. 剖面符号仅表示材料的类别, 材料的名称和代号必须另行标注。
 2. 透钢片的剖面线方向应与束装中的透钢片的方向一致。
 3. 液面用细实线绘制。
 4. 木材、玻璃、液体、透钢片、砂轮及硬质合金刀片等剖面符号, 也可在外形视图中画出部分或全部作为材料标志。

2 图样画法

2.1 投影法 (表 7.1-5)

表 7.1-5 第一角投影法和第三角投影法 (摘自 GB/T 14692—1993)

投影法	说 明	画 法
第一角投影法	<p>将物体置于投影体系中的第一角内, 即将物体处于观察者与投影面之间进行投影, 然后按规定展开投影面, 六个基本投影面的展开方法见图 a, 各视图的配置见图 b, 第一角画法的识别符号见图 c</p>	
第三角投影法	<p>将物体置于投影体系中的第三角内, 即将投影面处于观察者与物体之间进行投影, 然后按规定展开投影面, 六个基本投影面的展开方法见图 d, 各视图的配置见图 e, 第三角画法的识别符号见图 f</p>	

注: 绘制机械制图时, 应以采用正投影法为主, 以轴侧投影法及透视投影法为辅。

2.2 视图 (表 7.1-6)

2.3 剖视图和断面图 (表 7.1-7~10)

表 7.1-6 四种常见视图 (摘自 GB/T 17451—1998)

分类	说 明	图 例
基本视图	<p>基本视图 机件向基本投影面投射所得的视图。六个基本视图的名称如下：</p> <p>主视图 由前向后投影所得的视图。</p> <p>左视图 由左向右投影所得的视图。</p> <p>俯视图 由上向下投影所得的视图。</p> <p>右视图 由右向左投影所得的视图。</p> <p>仰视图 由下向上投影所得的视图。</p> <p>后视图 由后向前投影所得的视图。</p> <p>在同一张图纸内，按图 a 配置视图时，一律不标注视图名称</p>	
向视图	<p>向视图 可以自由配置的视图。应在视图上方标出视图的名称“×” (“×”为大写拉丁字母)，在相应的视图附近用箭头指明投影方向，并注上同样的字母 (图 b)</p>	
斜视图	<p>斜视图 机件向不平行于任何基本投影面投射所得的视图。</p> <p>画斜视图时，必须在视图的上方标出视图的名称“×”，在相应的视图附近用箭头指明投射方向，并注上同样的字母 (图 c)。</p> <p>斜视图一般按投影关系配置 (图 c)，必要时也可配置在其他适当位置，在不引起误解时，允许将图形旋转，表示该视图名称的大写拉丁字母应靠近旋转符号的箭头端 (图 d)，也允许将旋转角度标注在字母之后 (图 e)。</p> <p>斜视图的断裂边界应以波浪线表示，当所表示的局部结构是完整的，且外轮廓又成封闭时，波浪线可省略不画</p>	

续表 7.1-6

分类	说 明	图 例
局部视图	<p>局部视图 将机件的某一部分向基本投影面投射所得的视图。</p> <p>画局部视图时，一般在局部视图上方标出视图的名称“×向”，在相应的视图附近用箭头指明投影方向，并注上同样的字母（图 f）。</p> <p>当局部视图按投影关系配置，中间又没有其他图形隔开时，可省略标注（图 g 中俯视图）。</p> <p>局部视图的断裂边界线应以波浪线表示（图 f A 向视图）。当所表示的局部结构是完整的，且外轮廓又成封闭时，波浪线可省略不画（图 B 向视图）。</p>	
	<p>为了节省绘图时间和图幅，对称机件的视图可只画一半或四分之一，并在对称中心线的两端画出两条与其垂直的平行细实线（图 h 和图 i）。</p>	

注：绘制机械图样优先采用第一角画法。必要时，也允许采用第三角画法。

表 7.1-7 剖切面的画法（摘自 GB/T 17452—1998）

分类	说 明	图 例
单一剖切面	<p>单一剖切平面可获得全剖视图、半剖视图和局部剖视图</p>	

续表 7.1-7

分类	说 明	图 例
单 一 剖 切 面	单一剖切柱面（通常应展开绘制）可获得全剖视图、半剖视图和局部剖视图	
	采用几个平行的剖切平面画剖视图时，要着重注意以下几个问题： 1. 要正确选择剖切平面的位置，在图形内不应出现不完整要素	
几 个 平 行 的 剖 切 平 面	2. 当机件上的两个要素在图形上具有公共对称中心线或轴线时，可以各画一半，此时应以对称中心线或轴线为界（A-A 剖切平面）	
	3. 采用几个平行的剖切平面剖开机件所绘制的剖视图规定要表示在同一个图形上，所以不能在剖视图中画出各剖切平面的交线	

续表 7.1-8

分类	说 明	图 例
半剖视图	<p>半剖视图 当机件具有对称平面时, 在垂直于对称平面的投影面上投影所得的图形, 可以对称中心线为界, 一半画成剖视, 另一半画成视图 (图 c、d)。</p> <p>机件的形状接近对称, 且不对称部分已另有图形表达清楚时, 也可画成半剖视图 (图 d)</p>	
局部剖视图	<p>局部剖视图 用剖切平面局部地剖开机件所得的剖视图 (图 e、f)。</p> <p>局部剖视图用波浪线分界, 波浪线不应和图样上其他图线重合。当被剖结构为回转体时, 允许将该结构的中心线作为局部剖视与视图的分界线 (图 g)</p>	

表 7.1-9 断面图画法 (摘自 GB/T 17452—1998)

分类	说 明	图 例
移出断面	<p>移出断面的轮廓线用粗实线绘制, 应尽量配置在剖切符号或剖切平面迹线的延长线上 (图 a)</p>	
移出断面	<p>必要时可将移出断面配置在其他适当位置。在不引起误解时, 允许将图形旋转 (图 b)</p> <p>当断面图形对称时, 也可画在视图的中断处 (图 c)</p>	

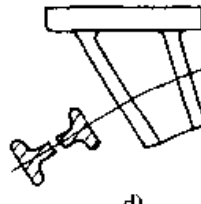
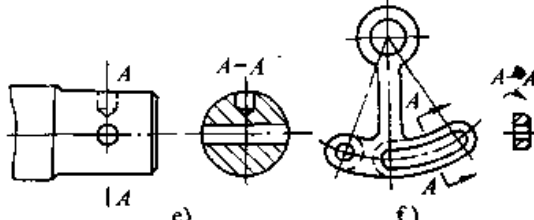
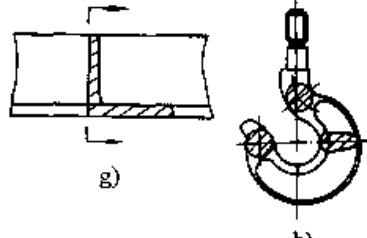
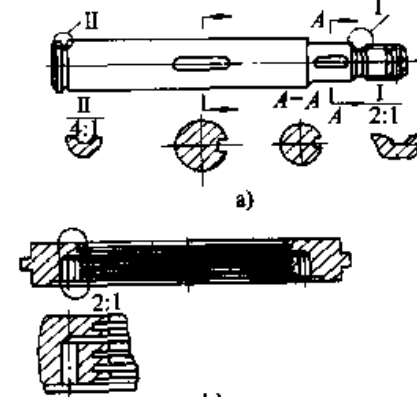
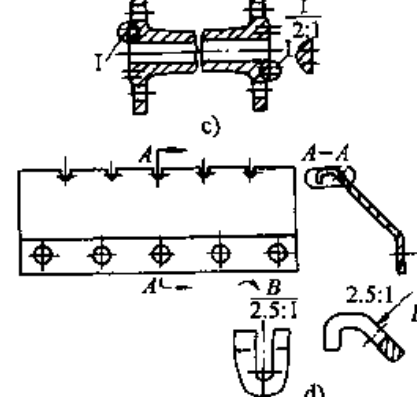
分类	说 明	图 例
移出断面	<p>由两个或多个相交剖切平面剖切得出的移出断面，中间一般应断开（图 d）</p>	 <p style="text-align: center;">d)</p>
移出断面	<p>当剖切平面通过回转面形成的孔或凹坑的轴线时，这些结构按剖视绘制（图 e）。</p> <p>当剖切平面通过非圆孔，会导致出现完全分离的两个断面时，则这些结构应按剖视绘制（图 f）</p>	 <p style="text-align: center;">e) f)</p>
重合断面	<p>重合断面的轮廓线用细实线绘制，当视图中的轮廓线与重合断面的图形重叠时，视图中的轮廓线仍应连续画出，不可间断（图 g、h）</p>	 <p style="text-align: center;">g) h)</p>

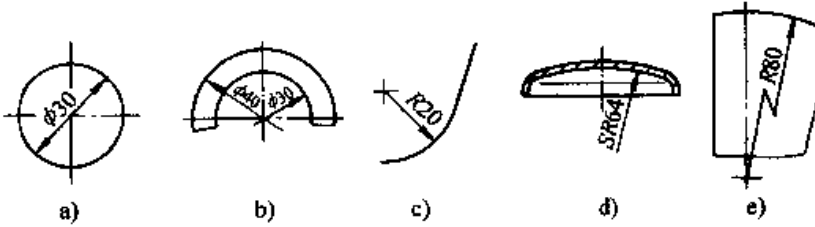
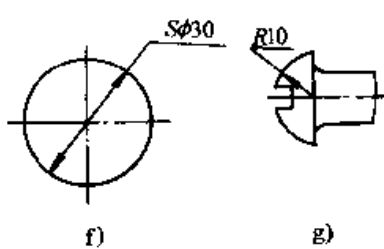
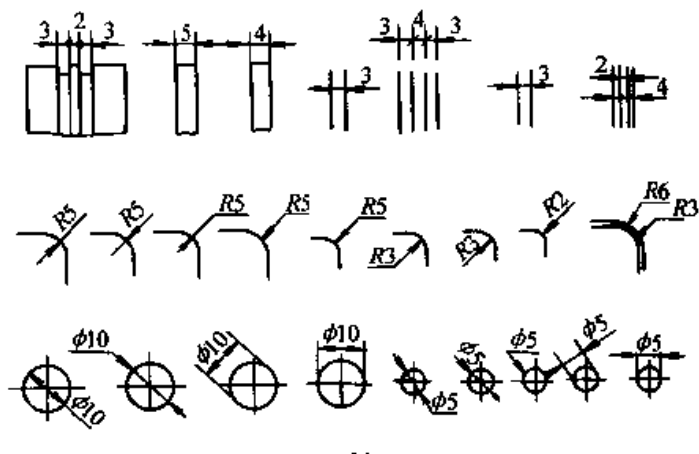

表 7.1-10 局部放大图画法（摘自 GB/T 17452—1998）

	说 明	图 例
局部放大图画法与标注	<p>局部放大图可画成视图、剖视、断面，它与被放大部分的表达方式无关（图 a）。局部放大图应尽量配置在被放大部位的附近。</p> <p>绘制局部放大图时，除螺纹牙型、齿轮和链轮的齿形外，应用细实线圈出被放大的部位。</p> <p>当同一机件上有几个被放大的部分时，必须用罗马数字依次标明被放大的部位，并在局部放大图的上方标注相应的罗马数字和采用的比例（图 a）。</p> <p>当机件上被放大部分仅一个时，在局部放大图上只需注明所采用的比例（图 b）</p>	 <p style="text-align: center;">a) b)</p>
局部放大图画法与标注	<p>同一机件上，由不同的部位得到相同的局部放大图时，只需绘制一个局部放大图（图 c）。</p> <p>必要时可以采用几个视图表达同一个被放大部分的结构（图 d）</p>	 <p style="text-align: center;">c) d)</p>

3 注法

3.1 尺寸注法 (表 7.1-11)

表 7.1-11 尺寸有关规定注法 (摘自 GB/T 4458.4—1984)

标注对象	说明及图例
直径、半径的注法	<p>标注直径时,应在尺寸数字前加注符号“ϕ”(图 a、b);标注半径时,应在尺寸数字前加注符号“R”(图 c、e)</p> <p>圆的直径和圆弧半径尺寸线的终端应画成箭头,并按图 a、b、c、d、e 所示方式标注</p> <p>当圆弧的半径过大或在图纸范围内无法标出其圆心位置时,可按图 d 的形式标注。若不需要标出其圆心位置时,可按图 e 的形式标注</p> 
球面直径、半径注法	<p>标注球面直径或半径时,应在符号“ϕ”或“R”前加注符号“S”(图 d、f)</p> <p>对于螺钉、铆钉的头部、轴(包括螺杆)的端部等,在不致引起误解的情况下,可以省去“S”字(图 g)</p> 
小尺寸的注法	<p>在没有足够的位置画箭头或注写尺寸数字时,可按图 h 的形式标注</p> 
斜度注法	<p>斜度符号的方向应与斜度的方向一致(图 k、l)</p> 

标注对象	说明及图例	
曲线轮廓注法	当表示曲线轮廓上各点的坐标时, 可将尺寸线或它的延长线作尺寸界线 (图 m)	
倒角注法	45°倒角的标注形式 (图 n)	非 45°倒角的标注形式 (图 o)

3.2 尺寸公差与配合注法 (表 7.1-12 ~ 13) 3.3 圆锥的尺寸和公差注法 (表 7.1-14 ~ 17)

表 7.1-12 零件图中尺寸公差注法 (摘自 GB/T 4458.5—1984)

标注对象	说明及图例		
线性尺寸的公差标注形式	当采用公差带代号标注线性尺寸的公差时, 公差带代号应注在基本尺寸右边 (图 a)	当采用极限偏差标注线性尺寸公差时, 上偏差应注在基本尺寸右上方, 下偏差应与基本尺寸注在同一底线上 (图 b)	当要求同时标注公差带代号和相应的极限偏差时, 则后者应加圆括号 (图 c)
当标注极限偏差时, 上下偏差的小数点必须对齐, 小数点后的位数也必须相同 (图 d)	当上偏差或下偏差为“零”时, 用数字“0”标出, 并与下偏差或上偏差的小数点前的个数对齐 (图 e)	当公差带相对于基本尺寸对称地配置即两个偏差相同时, 偏差只需注写一次, 并应在偏差与基本尺寸之间注出符号“±”, 且两者数字高度相等 (图 f)	

续表 7.1-12

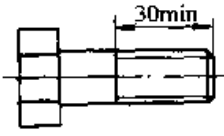
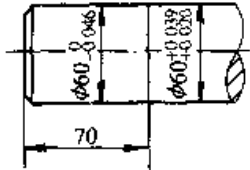
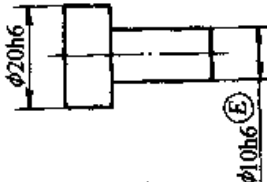
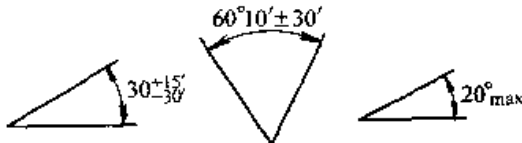
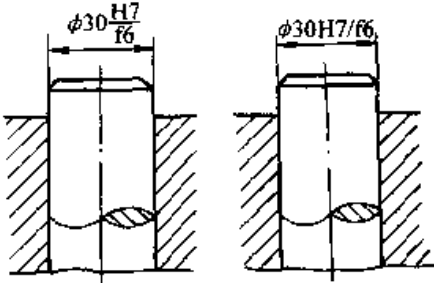
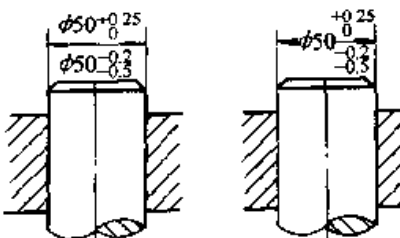
标注对象	说明及图例	
线性尺寸公差的附加符号注法	<p>当尺寸仅需要限制单个方向的极限时,应在该极限尺寸的右边加注符号“max”或“min”(图 g)(实际尺寸只要不超过这个极限值都符合要求)</p>	<p>同一基本尺寸的表面,若具有不同的公差时,应用细实线分开,并分别注出公差(图 h)</p>
	 <p style="text-align: center;">g)</p>	 <p style="text-align: center;">h)</p>
		<p>如果要素的尺寸公差和形位公差的关系遵循包容原则时,应在尺寸公差的右边加注符号“E”(图 i)</p>
		 <p style="text-align: center;">i)</p>
角度公差的标注	<p>角度公差标注的基本规则与线性尺寸公差的标注方法相同(图 j)</p>	
	 <p style="text-align: center;">j)</p>	

表 7.1-13 装配图中配合代号及极限偏差注法(摘自 GB/T 4458.5—1984)

标注对象	说明及图例	
标注配合代号	<p>在装配图中标注线性尺寸的配合代号时,必须在基本尺寸的右边用分数的形式注出,分子为孔的公差代号,分母为轴的公差代号(图 a),必要时也允许按图 b 的形式标注</p>	
	 <p style="text-align: center;">a) b)</p>	
标注极限偏差	<p>在装配图中标注相配零件的极限偏差时,孔的基本尺寸及极限偏差写在尺寸线上方,轴的基本尺寸和极限偏差注写在尺寸线的下方(图 c)必要时也允许按图 d 的形式标注</p>	
	 <p style="text-align: center;">c) d)</p>	

标注对象	说明及图例
特殊情况标注	<p>当基本尺寸相同的多个轴（孔）与同一个孔（轴）相配合而又必须在图外标注其配合时，为了明确各自的配合对象，可在公差带代号或极限偏差之后加注装配件的序号（图 e）</p> <p style="text-align: center;">e)</p>

表 7.1-14 圆锥尺寸注法 (摘自 GB/T 15754—1995)

标注用特征参数	图例
$\phi D, L, \alpha$	
$\phi d, L, \alpha$	
$\phi d_x, L_x, L', \alpha$	
$\phi D, \phi d, L$	

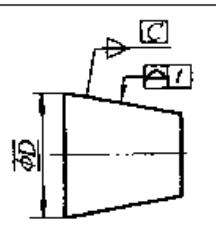
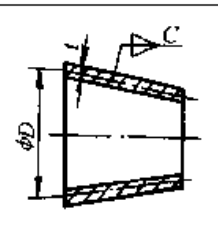
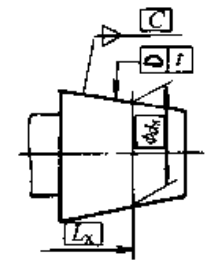
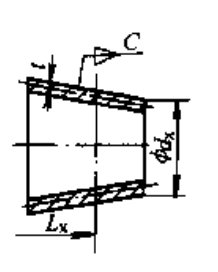
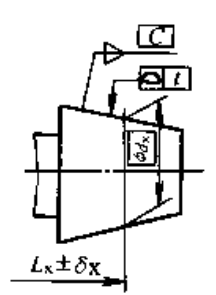
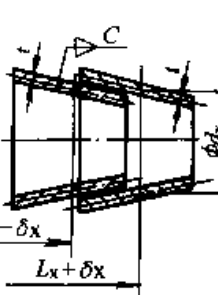
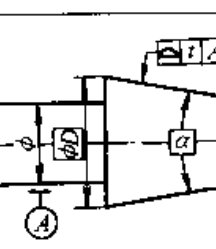
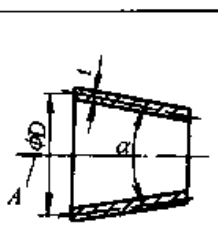
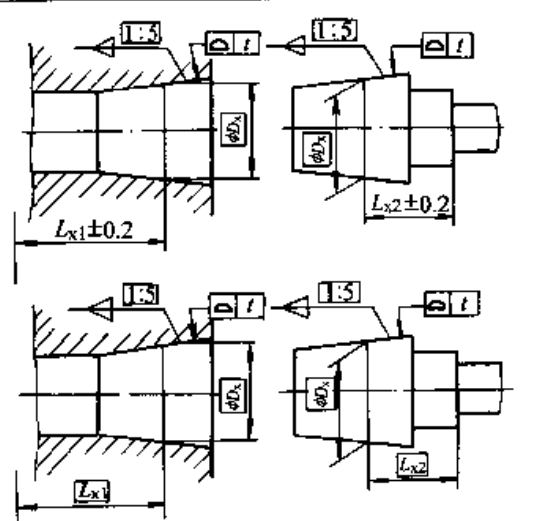
表 7.1-15 锥度注法 (摘自 GB/T 15754—1995)

标注用特征参数	图例
$\phi D, C, L$	
$\phi d, C, L$	
$\phi d_x, C, L_x, L'$	
标准圆锥	

表 7.1-16 画轮廓度注法 (摘自 GB/T 15754—1995)

注法	图例	
	图样上标注	说明
给定圆锥角的圆锥公差注法		

续表 7.1-16

注法	图 例	
	图 样 上 标 注	说 明
给定锥度的圆锥公差注法		
给定圆锥轴向位置的圆锥公差注法		
给定圆锥轴向位置公差圆锥公差注法		
与基准线有关的圆锥公差注法 (同时确定同轴关系)		
相配合的圆锥公差注法		<p>标注两个相配圆锥的尺寸及公差时, 应确定:</p> <ul style="list-style-type: none"> 具有相同的锥度和锥角 标注尺寸公差的圆锥直径的基本尺寸应一致 确定直径和位置的理论正确尺寸与两装配件的基准平面有关

续表 7.1-16

注法	图 例	
	图 样 上 标 注	说 明
<p>限定条件：如给出形位公差要求和有关技术要求（如量规涂色检验，接触率大于80%）等，以保证圆锥实际要素不超过给定的公差带</p>		<p>注：倾斜度公差带（包括素线的直线度）在轮廓度公差带内浮动</p>

表 7.1-17 基本锥度法（摘自 GB/T 15754—1995）

注法	图 例	
	图 样 上 标 注	说 明
<p>给定圆锥直径公差 T_D</p>		
<p>给定截面圆锥直径公差 T_{Ds}</p>		
<p>给定圆锥的形状公差 T_F</p>		<p>注：倾斜度公差带（包括素线的直线度）可位于尺寸公差带的任何位置</p>

续表 7.1-17

注法	图 例	
	图 样 上 标 注	说 明
相配合圆锥的公差注法		<p>标注两个相配圆锥的尺寸及公差时，应确定：</p> <ul style="list-style-type: none"> 具有相同的锥度和锥角 标注尺寸公差的圆锥直径的基本尺寸应一致 确定直径和位置的理论正确尺寸与两装配件的基准平面有关

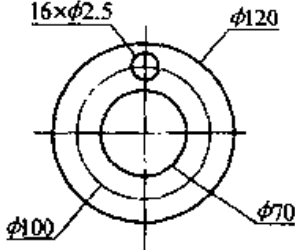
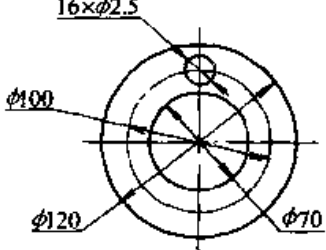
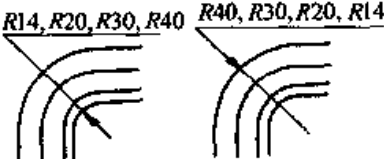
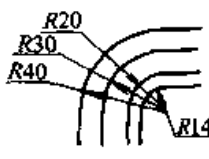
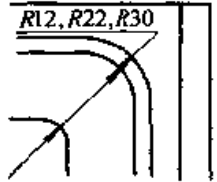
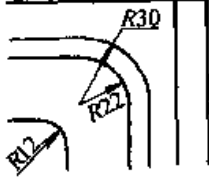
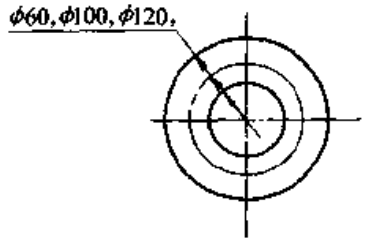
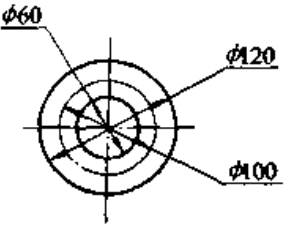
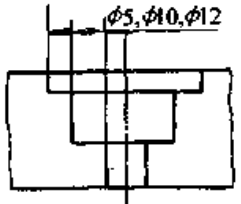
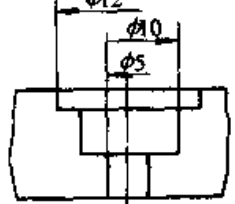
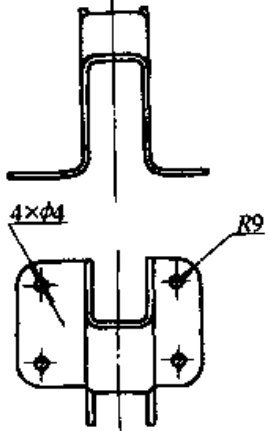
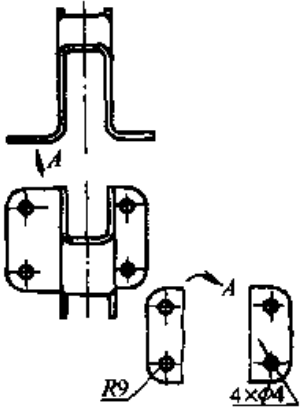
注：基本锥度法是表示圆锥要素尺寸与其几何特征具有相互从属关系的一种公差带的标注方法，即由两同轴圆锥面形成两个具有理想形状的包容面公差带。实际圆锥处处不得超越这两个包容面。因此，该公差带既控制圆锥直径的大小及圆锥角的大小，也控制圆锥表面的形状。若有需要，可附加给出圆锥角公差和有关形位公差要求作进一步的控制。

3.4 简化注法 (表 7.1-18)

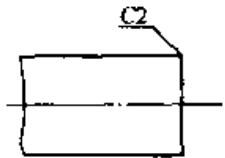
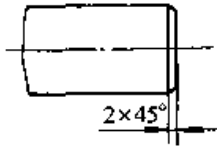
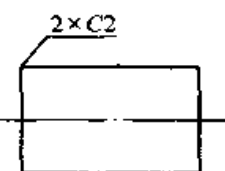
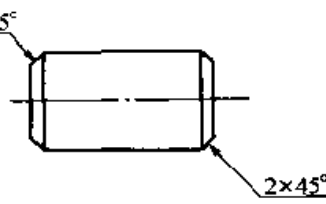
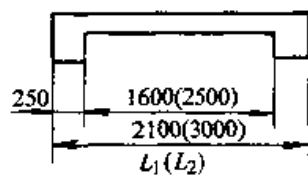
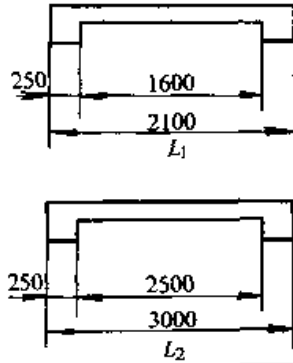
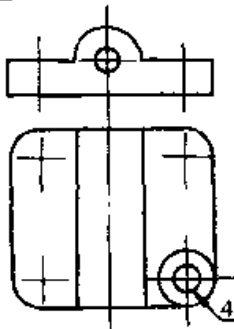
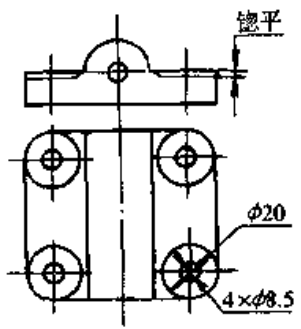
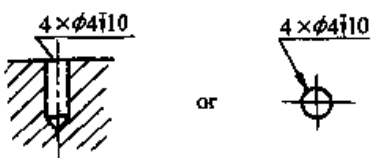
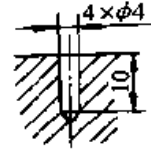
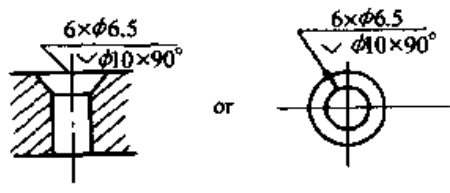
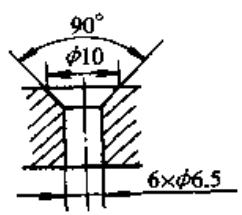
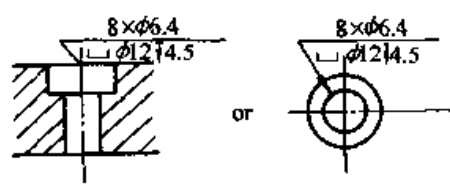
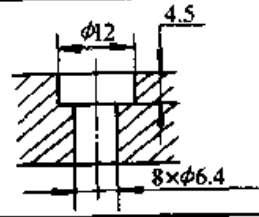
表 7.1-18 简化注法 (摘自 GB/T 16675.2—1996)

简化后	简化前	说 明
		标注尺寸时，可使用单边箭头
		标注尺寸时，可采用带箭头的指引线

续表 7.1-18

简化后	简化前	说明
		<p>标注尺寸时,也可采用不带箭头的指引线</p>
		<p>一组同心圆弧或圆心位于一条直线上的多个不同心圆弧的尺寸,可用共用的尺寸线箭头依次表示</p>
		<p>一组同心圆弧或尺寸较多的台阶孔的尺寸,也可用共用的尺寸线箭头依次表示</p>
		<p>一组同心圆或尺寸较多的台阶孔的尺寸,也可用共用的尺寸线和箭头依次表示</p>
		<p>一组同心圆或尺寸较多的台阶孔的尺寸,也可用共用的尺寸线和箭头依次表示</p>
		<p>在不反映真实大小的投影上,用在尺寸数值下加画粗实线短划的方法标注其真实尺寸</p>

续表 7.1-18

简化后	简化前	说明
		<p>在不致引起误解时，零件图中的倒角可以省略不画，其尺寸也可简化标注</p>
		
		<p>两个形状相同但尺寸不同的构件或零件，可共用一张图表示，但应将另一件名称和不相同的尺寸列入括号中表示</p>
		<p>对于铤平孔，也可采用简化标注</p>
		<p>各类孔可采用旁注和符号相结合的方法标注</p>
		
		

4 常用结构要素和常用件的表示法

4.1 螺纹及螺纹紧固件表示法 (表 7.1-19~20)

表 7.1-19 螺纹及螺纹紧固件表示法 (摘自 GB/T 4459.1-1995)

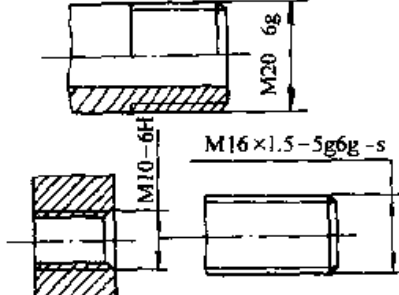
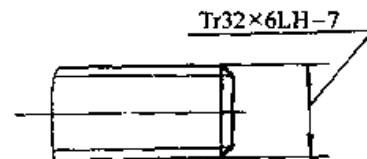
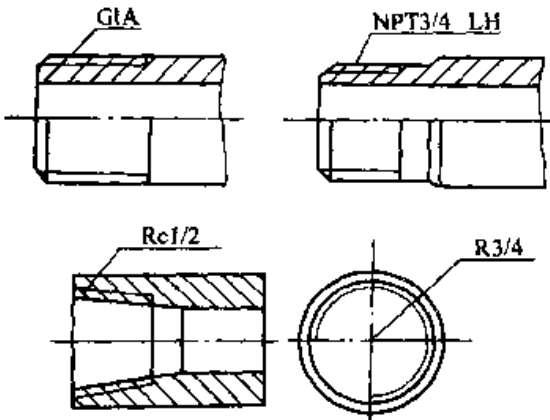
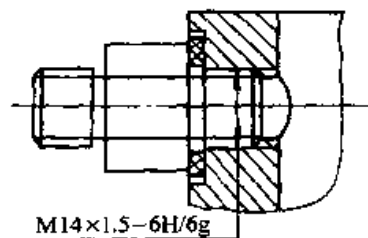
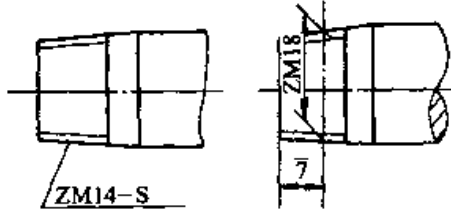
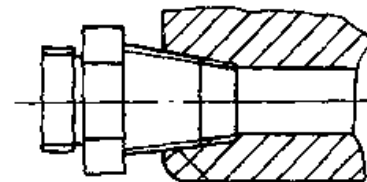
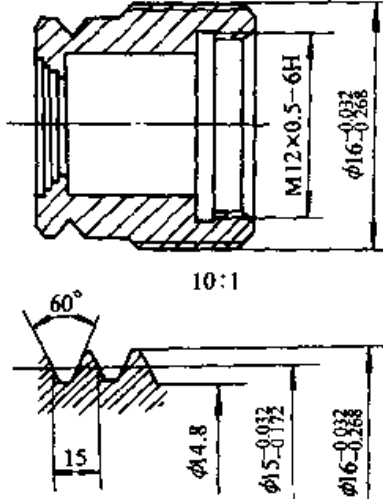
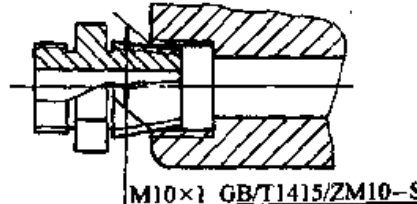
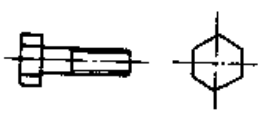
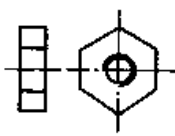
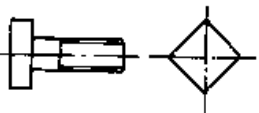
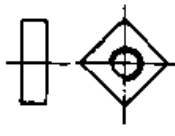
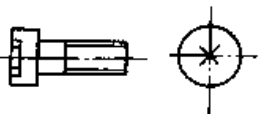
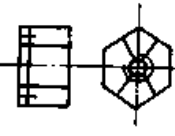
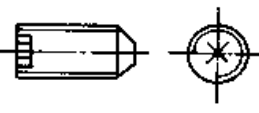

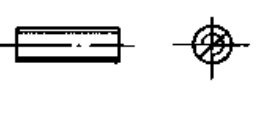
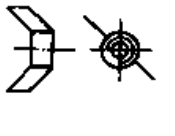
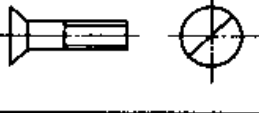
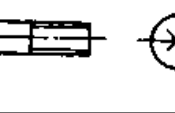
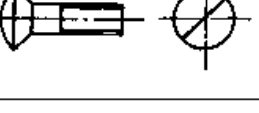
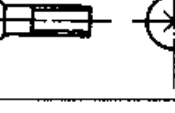
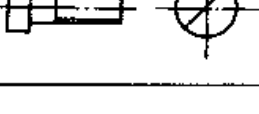
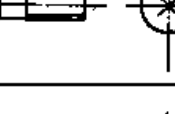
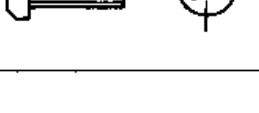

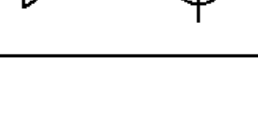
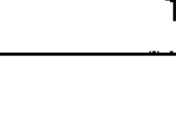
普通螺纹	梯形螺纹
 <p>M20 6g M10-6H M16x1.5-5g6g-s</p>	 <p>Tr32x6LH-7</p>
管螺纹	普通螺纹副
 <p>GLA NPT3/4 LH Rc1/2 R3/4</p>	 <p>M14x1.5-6H/6g</p>
米制锥螺纹	管螺纹副
 <p>ZM14-S ZM18 7</p>	 <p>Rc3/8 R3/8</p>
非标准螺纹	米制锥螺纹副
 <p>M12x0.5-6H $\phi 16-0.032/0.268$ 10:1 60° 15 $\phi 4.8$ $\phi 15-0.032/0.192$ $\phi 16-0.032/0.268$</p>	 <p>M10x1 GB/T1415/ZM10-S</p>

表 7.1-20 常用紧固件简化画法 (摘自 GB/T 4459.1—1995)

形式	简化画法	形式	简化画法
六角头 (螺栓)		六角 (螺母)	
方头 (螺栓)		方头 (螺母)	
圆柱头 内六角 (螺钉)		六角 开槽 (螺母)	
无头 内六角 (螺钉)		六角 法兰面 (螺母)	
无头 开槽 (螺钉)		蝶形 (螺母)	
沉头 开槽 (螺钉)		沉头 十字槽 (螺钉)	
半沉头 开槽 (螺钉)		半沉头 十字槽 (螺钉)	
圆柱头 开槽 (螺钉)		盘头 十字槽 (螺钉)	
盘头 开槽 (螺钉)		六角 法兰面 (螺栓)	
沉头 开槽 (自攻螺钉)		圆头 十字槽 (木螺钉)	

4.2 弹簧画法 (表 7.1-21)

4.3 中心孔表示法 (表 7.1-22~24)

表 7.1-21 弹簧画法 (摘自 GB/T 4459.4—1984)

画法	图 例		
	视 图	剖 视 图	示 意 图
圆柱螺旋压缩弹簧			
截锥螺旋压缩弹簧			
圆柱螺旋拉伸弹簧			
圆柱螺旋扭转弹簧			
弹簧的装配画法			

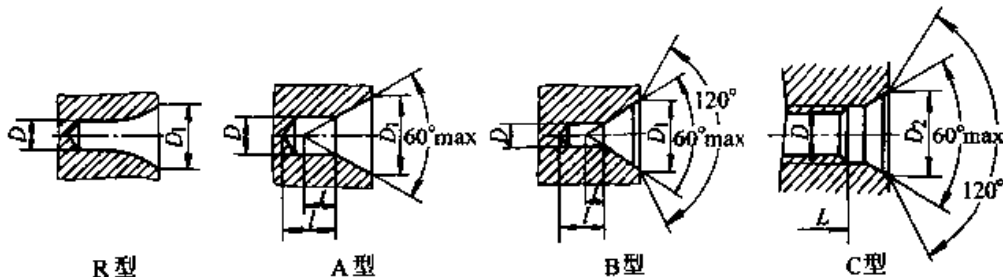
表 7.1-22 中心孔符号 (摘自 GB/T 4459.5—1999)

要 求	符 号	表示法示例	说 明
在完工的零件上要求保留中心孔			采用 B 型中心孔 $D = 2.5 \text{ mm}$ $D_1 = 8 \text{ mm}$ 在完工的零件上要求保留
在完工的零件上可以保留中心孔			采用 A 型中心孔 $D = 4 \text{ mm}$ $D_1 = 8.5 \text{ mm}$ 在完工的零件上是否保留都可以

续表 7.1-22

要求	符号	表示法示例	说明
在完工的零件上不允许保留中心孔			采用 A 型中心孔 $D = 1.6 \text{ mm}$ $D_1 = 3.35 \text{ mm}$ 在完工的零件上不允许保留

表 7.1-23 中心孔的型式和尺寸参数 (摘自 GB/T 4459.5—1999) (mm)



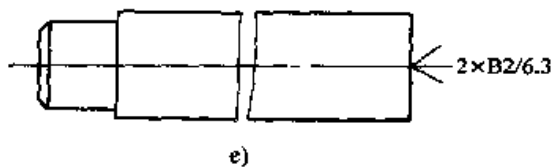
型式		公称尺寸 D													
		(0.5)	(0.63)	(0.8)	1.0	(1.25)	1.6	2.0	2.5	3.15	4.0	(5.0)	6.3	(8.0)	10.0
R 型	D_1				2.12	2.65	3.35	4.25	5.3	6.7	8.5	10.6	13.2	17.0	21.2
	t	0.5	0.6	0.7	0.9	1.1	1.4	1.8	2.2	2.8	3.5	4.4	5.5	7.0	8.7
A 型	D_1	1.06	1.32	1.70	2.12	2.65	3.35	4.25	5.30	6.70	8.50	10.60	13.20	17.00	21.20
	t	0.5	0.6	0.7	0.9	1.1	1.4	1.8	2.2	2.8	3.5	4.4	5.5	7.0	8.7
B 型	D_1				3.15	4	5	6.3	8	10	12.5	16	18	22.4	28
	t				0.9	1.1	1.4	1.8	2.2	2.8	3.5	4.4	5.5	7.0	8.7
C 型	D	M3	M4	M5	M6	M8	M10	M12	M16	M20	M24				
	D_2	5.8	7.4	8.8	10.5	13.2	16.3	19.8	25.3	31.3	38.0				

- 注：1. 尽量避免选用括号中的尺寸。
2. 尺寸 t 取决于中心钻的长度，不能小于 t_0 。
3. 尺寸 L 取决于零件的功能要求。

表 7.1-24 中心孔在图样上的简化注法 (摘自 GB/T 4459.5—1999)

如需指明中心孔标记中的标准编号时，也可按图 a 和图 b 的方法标注	以中心孔的轴线为基准时，基准代号可按图 c 和图 d 的方法标注
<p>a)</p> <p>b)</p>	<p>c)</p> <p>d)</p>

在不致引起误解时，可省略标记中的标准编号。如同一轴的两端中心孔相同，可只在某一端标出，但应注出其数量，如图 e



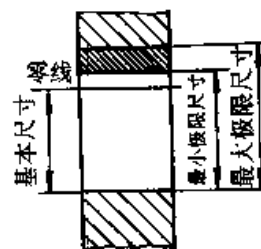
第 2 章 极限与配合

1 尺寸极限(公差)与配合

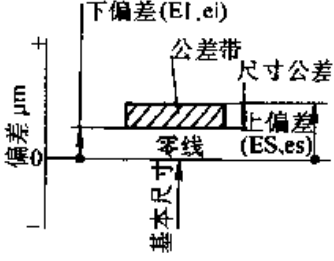
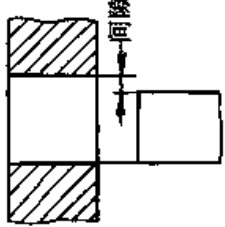
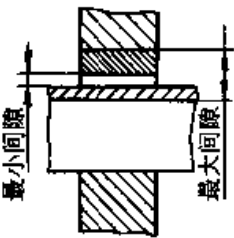
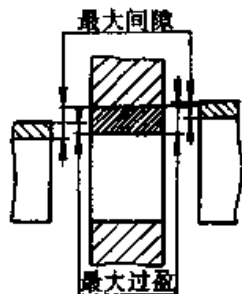
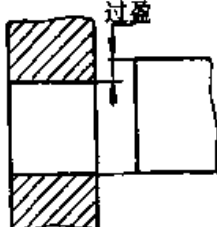
1.1 术语及定义 (表 7.2-1)

表 7.2-1 极限与配合术语及定义 (摘自 GB/T 1800.1—1997)

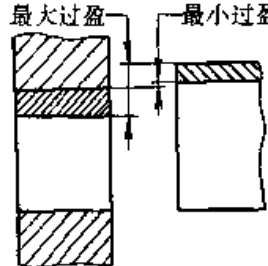
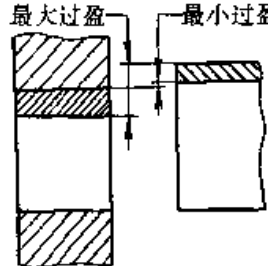
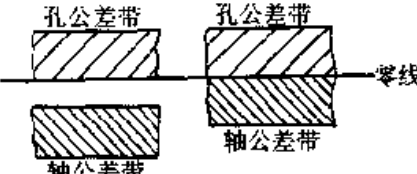
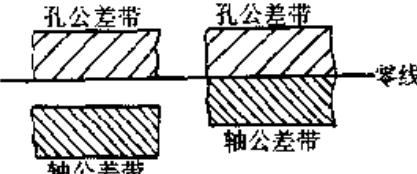
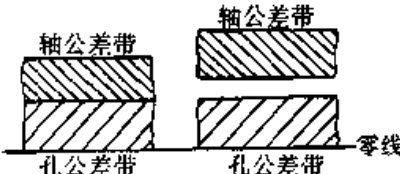
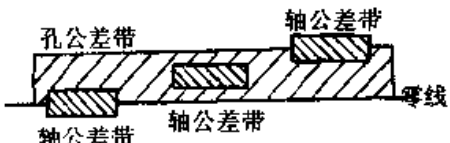
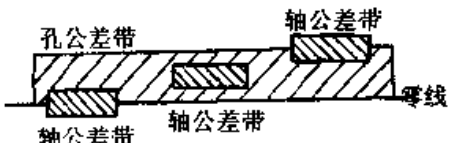
术语名称	定义或说明
轴	指工件的圆柱形外表面, 也包括非圆柱形外表面 (由两平行平面或切面形成的被包容面)
基准轴	在基准制配合中选作基准的轴。 在极限与配合制中, 即上偏差为零的轴
孔	指工件的圆柱形内表面, 也包括非圆柱形内表面 (由两平行平面或切面形成的被包容面)
基准孔	在基准制配合中选作基准的孔。 在极限与配合制中, 即下偏差为零的孔
尺寸	以特定单位表示线性尺寸的数值
基本尺寸	通过它应用上、下偏差可算出极限尺寸的尺寸 (图 a) 注: 基本尺寸可以是一个整数或一个小数值
实际尺寸	通过测量获得的某一孔、轴的尺寸
局部实际尺寸	一个孔或轴的任意横截面中的任一距离, 即任何两相对点之间测得的尺寸
极限尺寸	一个孔或轴允许的尺寸的两个极端。实际尺寸应位于其中, 也可达到极限尺寸
最大极限尺寸	孔或轴允许的最大尺寸 (图 a)
最小极限尺寸	孔或轴允许的最小尺寸 (图 a)
极限制	经标准化的公差与偏差制度
零线	在极限与配合图解中, 表示基本尺寸的一条直线, 以其为基准确定偏差和公差 (图 a) 通常, 零线沿水平方向绘制, 正偏差位于其上, 负偏差位于其下 (图 b)
偏差	某一尺寸 (实际尺寸、极限尺寸等) 减其基本尺寸所得的代数差

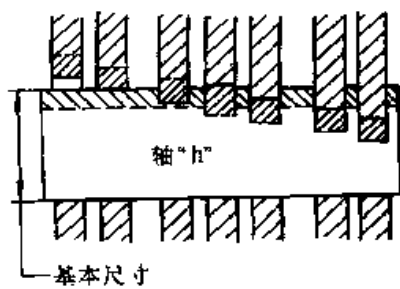


a) 基本尺寸、最大极限尺寸和最小极限尺寸

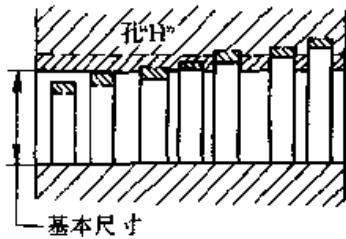
术语名称	定义或说明	
极限偏差	上偏差和下偏差	
上偏差	最大极限尺寸减其基本尺寸所得的代数差 (图 b)	 <p data-bbox="1032 612 1205 646">b) 公差带图解</p>
下偏差	最小极限尺寸减其基本尺寸所得的代数差 (图 b)	
基本偏差	在极限与配合制中，确定公差带相对零线位置的那个极限偏差 (图 b) 它可以是上偏差或下偏差，一般为靠近零线的那个偏差，图 b 为下偏差	
尺寸公差 (简称公差)	最大极限尺寸减最小极限尺寸之差，或上偏差减下偏差之差。它是允许尺寸的变动量 尺寸公差是一个没有符号的绝对值	
标准公差 (IT)	在极限与配合制中，所规定的任一公差 字母 IT 为国际公差的符号	
标准公差等级	在极限与配合制中，同一公差等级 (例如 IT7) 对所有基本尺寸的一组公差被认为具有同等精确程度	
公差带	在公差带图解中，由代表上偏差和下偏差或最大极限尺寸和最小极限尺寸的两条直线所限定的区域。它是由公差大小和其相对零线的位置如基本偏差来确定 (图 b)	
标准公差因子 (i)	在极限与配合制中，用以确定标准公差的基本单位，该因子是基本尺寸的函数 标准公差因子 i 用于基本尺寸至 500 mm；标准公差因子 I 用于基本尺寸大于 500 mm	
间隙	孔的尺寸减去相配合的轴的尺寸之差为正 (图 c)	 <p data-bbox="1073 1326 1164 1360">c) 间隙</p>
最小间隙	在间隙配合中，孔的最小极限尺寸减轴的最大极限尺寸之差 (图 d)	 <p data-bbox="883 1700 1024 1735">d) 间隙配合</p>  <p data-bbox="1222 1700 1362 1735">e) 过渡配合</p>
最大间隙	在间隙配合或过渡配合中，孔的最大极限尺寸减轴的最小极限尺寸之差 (图 d 和图 e)	
过盈	孔的尺寸减去相配合的轴的尺寸之差为负 (图 f)	 <p data-bbox="1082 1995 1164 2029">f) 过盈</p>

续表 7.2-1

术语名称	定义或说明	
最小过盈	在过盈配合中, 孔的最大极限尺寸减轴的最小极限尺寸之差 (图 g)	
最大过盈	在过盈配合或过渡配合中, 孔的最小极限尺寸减轴的最大极限尺寸之差 (图 e 和图 g)	 <p style="text-align: center;">g) 过盈配合</p>
配合	基本尺寸相同的, 相互结合的孔和轴公差带之间的关系	
间隙配合	具有间隙 (包括最小间隙等于零) 的配合, 此时, 孔的公差带在轴的公差带之上 (图 h)	 <p style="text-align: center;">h) 间隙配合</p>
过盈配合	具有过盈 (包括最小过盈等于零) 的配合。此时, 孔的公差带在轴的公差带之下 (图 i)	
过渡配合	可能具有间隙或过盈的配合。此时, 孔的公差带与轴的公差带相互交叠 (图 j)	
配合公差	组成配合的孔、轴公差之和。它是允许间隙或过盈的变动量 注: 配合公差是一个没有符号的绝对值	 <p style="text-align: center;">j) 过渡配合</p>
配合制	同一极限制的孔和轴组成配合的一种制度	
基轴制配合	<p>基本偏差为一定的轴的公差带, 与不同基本偏差的孔的公差带形成各种配合的一种制度。</p> <p>在极限与配合制中, 是轴的最大极限尺寸与基本尺寸相等、轴的上偏差为零的一种配合制 (图 k)。</p> <p>注: 1. 水平实线代表孔或轴的基本偏差; 2. 虚线代表另一极限, 表示孔和轴之间可能的不同组合与它们的公差等级有关</p>	



k) 基轴制配合

术语名称	定义或说明	
基孔制配合	<p>基本偏差为一定的孔的公差带，与不同基本偏差的轴的公差带形成各种配合的一种制度。</p> <p>在极限与配合制中，是孔的最小极限尺寸与基本尺寸相等，孔的下偏差为零的一种配合制（图1）。</p> <p>注：1. 水平实线代表孔或轴的基本偏差； 2. 虚线代表另一极限，表示孔和轴之间可能的不同组合与它们的公差等级有关</p>	 <p>1) 基孔制配合</p>
最大实体极限 (MML)	<p>对应于孔或轴最大实体尺寸的那个极限尺寸，即：</p> <p>——轴的最大极限尺寸</p> <p>——孔的最小极限尺寸</p> <p>最大实体尺寸是孔或轴具有允许的材料量为最多时状态下的极限尺寸</p>	
最小实体极限 (LML)	<p>对应于孔或轴最小实体尺寸的那个极限尺寸，即：</p> <p>——轴的最小极限尺寸</p> <p>——孔的最大极限尺寸</p> <p>最小实体尺寸是孔或轴具有允许的材料量为最少时状态下的极限尺寸</p>	

1.2 公差、偏差和配合的基本规定 (GB/T 1800.2—1998)

1.2.1 公差、偏差和配合的代号

1) 标准公差等级代号 标准公差等级代号用符号 IT 和数字组成，例如：IT7。当其代表基本偏差的字母一起组成公差带时，省略 IT 字母，如 h7。

标准公差等级分 IT01、IT0、IT1 至 IT18 共 20 级。

2) 基本偏差代号 基本偏差代号，对孔用大写字母 A、……、ZC 表示；对轴用小写字母 a、……、zc 表示（图 7.2-1 和图 7.2-2），各 28 个。其中，基本偏差 H 代表基准孔；h 代表基准轴。

3) 上偏差代号 上偏差的代号，对孔用大写字母“ES”表示，对轴用小写字母“es”表示。

4) 下偏差代号 下偏差的代号，对孔用大写字母“EI”表示，对轴用小写字母“ei”表示。

1.2.2 公差带、注公差尺寸和配合的表示

1) 公差带的表示 公差带用基本偏差的字母和公差数字表示。

例如：H7 孔公差带；h7 轴公差带。

2) 注公差尺寸的表示 注公差的尺寸用基本尺寸后跟所要求的公差带或（和）对应的偏差值表示。

例如：32H7；80js15；100g6； $100_{-0.034}^{0.012}$ ； $100g6_{(-0.034)}$

当使用有限的字母组的装置传输信息时，例如电报，在标注前加以下字母：

对孔为 H 或 h；对轴为 S 或 s。

例如：50H5 或为 H50H5 或 h50H5；

50h6 或为 S50h6 或 s50h6。

这种表示方法不能在图样上使用。

3) 配合的表示 配合用相同的基本尺寸后跟孔、轴公差带表示。孔、轴公差带写成分数形式，分子为孔公差带，分母为轴公差带。

例如：52H7/g6 或 $52 \frac{H7}{g6}$

当使用有限的字母组的装置传输信息时，例如电报，在标注前加注以下字母：

对孔为 H 或 h；对轴为 S 或 s。

例如：52H7/g6 或为 H52H7/S52g6 或 h52H7/s52g6。

1.2.3 注公差尺寸的解释

(1) 公差标注按 GB/T 4249

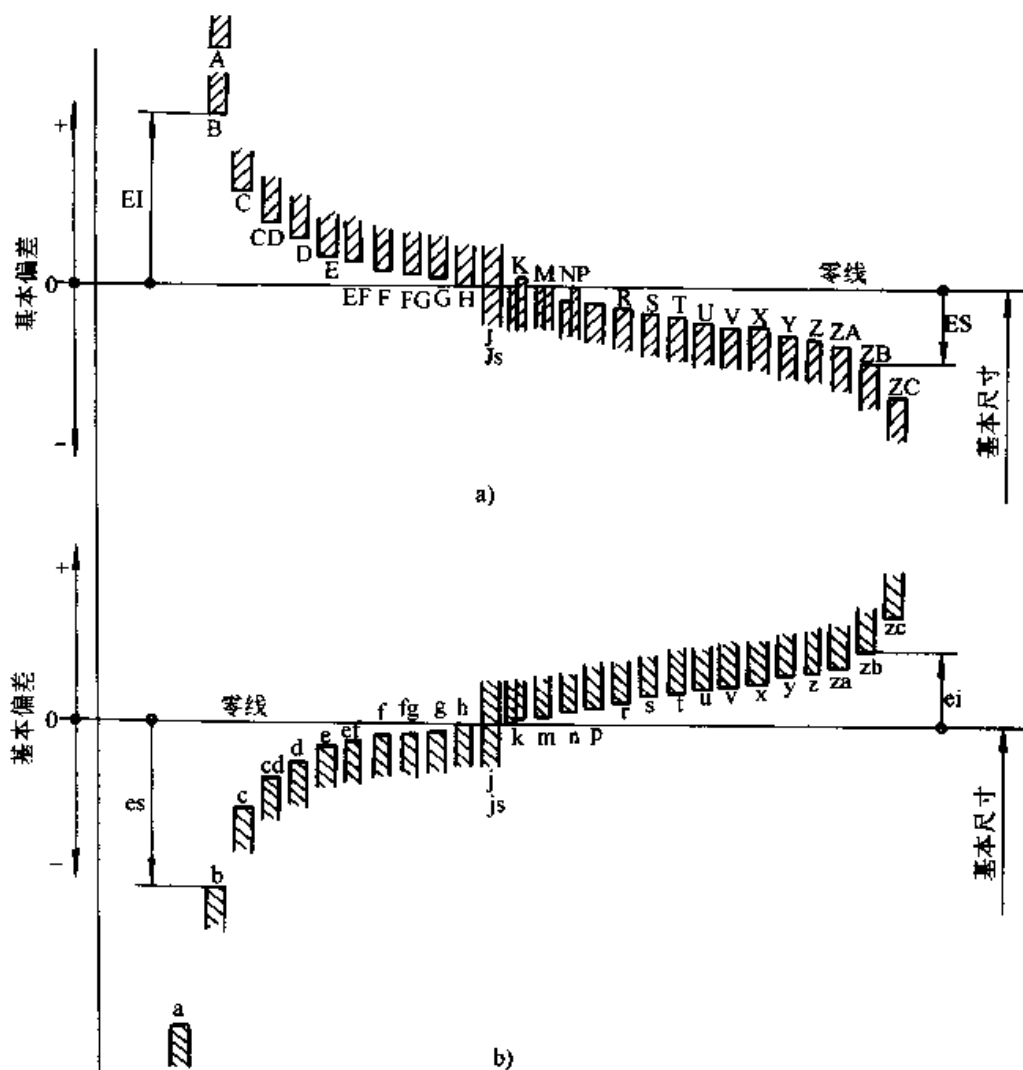


图 7.2-1 基本偏差系列示意图

a) 孔 b) 轴

J/j, K/k, M/m 和 N/n 的基本偏差详见图 7.2-2

在图样上注明“公差原则按 GB/T 4249”的工件公差应按以下情况解释：

1) 线性尺寸公差 线性尺寸公差仅控制要素的局部实际尺寸(两点法测量)，不控制要素本身的形状误差(如圆柱要素的圆度和轴线直线度误差或平行平面要素的平面度误差)。尺寸公差也不能控制单一要素的几何相关要素。

2) 包容要求 结合零件具有配合功能的单一要素，不论是圆柱表面还是两平行表面，图样上应在其尺寸极限偏差或公差带代号之后加注符号“Ⓢ”。这表明尺寸和形状彼此相关，并且不能超越以工件最大实体尺寸形成的理想包容面。

(2) 公差标注不按 GB/T 4249

在图上未注明“公差原则按 GB/T 4249”的工件公差在规定的长度内应按下列方式解释：

1) 对孔 与实际孔表面内接的最大理想圆柱体直径不小于孔的最大实体极限；孔上任何位置的最大直径应不超出孔的最小实体极限。

2) 对轴 与实际轴表面外接的最小理想圆柱体直径应不大于轴的最大实体极限；轴上任何位置的最小直径应不小于轴的最小实体极限。

上述解释意味着，如果工件处处位于最大实体极限，则该工件将具有理想的圆和直线，即理想圆柱。除另有规定外，在上述要求的条件下，理想圆柱误差可达到给定的直径公差的全值。

1.2.4 配合分类

配合分基孔制配合和基轴制配合。在一般情况下，优先选用基孔制配合。如有特殊需要，允许将任一孔、轴公差带组成配合。

配合有间隙配合、过渡配合和过盈配合。属

表 7.2-2 轴的基本偏差

基本尺寸/ mm		上 偏 差 es													基 本			
		所 有 标 准 公 差 等 级													IT5 和 IT6	IT7	IT8	IT4 至 IT7
大于	至	a	b	c	cd	d	e	ef	f	fg	g	h	js	j				
—	3	-270	-140	-60	-34	-20	-14	-10	-6	-4	-2	0		-2	-4	-6	0	
3	6	-270	-140	-70	-46	-30	-20	-14	-10	-6	-4	0		-2	-4		+1	
6	10	-280	-150	-80	-56	-40	-25	-18	-13	-8	-5	0		-2	-5		+1	
10	14																	
14	18	-290	-150	-95		-50	-32		-16		-6	0		-3	-6		+1	
18	24																	
24	30	-300	-160	-110		-65	-40		-20		-7	0		-4	-8		+2	
30	40	-310	-170	-120														
40	50	-320	-180	-130		-80	-50		-25		-9	0		-5	-10		+2	
50	65	-340	-190	-140														
65	80	-360	-200	-150		-100	-60		-30		-10	0		-7	-12		+2	
80	100	-380	-220	-170														
100	120	-410	-240	-180		-120	-72		-36		-12	0		-9	-15		+3	
120	140	-460	-260	-200														
140	160	-520	-280	-210		-145	-85		-43		-14	0		-11	-18		+3	
160	180	-580	-310	-230														
180	200	-660	-340	-240														
200	225	-740	-380	-260		-170	-100		-50		-15	0		-13	-21		+4	
225	250	-820	-420	-280														
250	280	-920	-480	-300		-190	-110		-56		-17	0		-16	-26		+4	
280	315	-1 050	-540	-330														
315	355	-1 200	-600	-360		-210	-125		-62		-18	0		-18	-28		+4	
355	400	-1 350	-680	-400														
400	450	-1 500	-760	-440		-230	-135		-68		-20	0		-20	-32		+5	
450	500	-1 650	-840	-480														
500	560					-260	-145		-76		-22	0					0	
560	630																	
630	710					-290	-160		-80		-24	0					0	
710	800																	
800	900					-320	-170		-86		-26	0					0	
900	1 000																	
1 000	1 120					-350	-195		-98		-28	0					0	
1 120	1 250																	
1 250	1 400					-390	-220		-110		-30	0					0	
1 400	1 600																	
1 600	1 800					-430	-240		-120		-32	0					0	
1 800	2 000																	
2 000	2 240					-480	-260		-130		-34	0					0	
2 240	2 500																	
2 500	2 800					-520	-290		-145		-38	0					0	
2 800	3 150																	

$\frac{IT_n}{2}$, 式中 IT_n 是 IT 值数
 偏差 = $\pm \frac{IT_n}{2}$

注：1. 基本尺寸 ≤ 1 mm 时，基本偏差 a 和 b 均不采用。

2. 公差带 js7 至 js11，若 IT_n 值数是奇数，则取偏差 = $\pm \frac{IT_n - 1}{2}$ 。

表 7.2-3 孔的基本偏差

基本尺寸 mm		下 偏 差 EI											基 本 偏 差										
		所 有 标 准 公 差 等 级											IT6	IT7	IT8	≤ IT8	> IT8	≤ IT8	> IT8	≤ IT8	> IT8		
大于	至	A	B	C	CD	D	E	EF	F	FG	G	H	Js	J		K		M		N			
—	3	+270	+140	+60	+34	+20	+14	+10	+6	+4	+2	0	偏差 = ± $\frac{IT_n}{2}$, 式中 IT _n 是 IT 值数	+2	+4	+6	0	0	2	-2	-4	-4	
3	6	+270	+140	+70	+46	+30	+20	+14	+10	+6	+4	0		+5	+6	+10	-1+Δ		-4+Δ	-4	-8+Δ	0	
6	10	+280	+150	+80	+56	+40	+25	+18	+13	+8	+5	0		+5	+8	+12	-1+Δ		-6+Δ	-6	-10+Δ	0	
10	14	+290	+150	+95		+50	+32			+16		+6		0	+6	+10	+15	-1+Δ		-7+Δ	-7	-12+Δ	0
14	18																						
18	24	+300	+160	+110		+65	+40			+20		+7		0	+8	+12	+20	-2+Δ		-8+Δ	-8	-15+Δ	0
24	30																						
30	40	+310	+170	+120		+80	+50			+25		+9		0	+10	+14	+24	-2+Δ		-9+Δ	-9	-17+Δ	0
40	50	+320	+180	+130																			
50	65	+340	+190	+140		+100	+60			+30		+10		0	+13	+18	+28	-2+Δ		-11+Δ	-11	-20+Δ	0
65	80	+360	+200	+150																			
80	100	+380	+220	+170		+120	+72			+36		+12		0	+16	+22	+34	-3+Δ		-13+Δ	-13	-23+Δ	0
100	120	+410	+240	+180																			
120	140	+460	+260	+200																			
140	160	+520	+280	+210																			
160	180	+580	+310	+230																			
180	200	+660	+330	+240																			
200	225	+740	+380	+260		+170	+100	+50	+15	0					+22	+30	+47	-4+Δ		-17+Δ	-17	-31+Δ	0
225	250	+820	+420	+280																			
250	280	+920	+480	+300		+190	+110	+56	+17	0					+25	+36	+55	-4+Δ		-20+Δ	-20	-34+Δ	0
280	315	+1 050	+540	+330																			
315	355	+1 200	+600	+360		+210	+125	+62	+18	0					+29	+39	+60	-4+Δ		-21+Δ	-21	-37+Δ	0
355	400	+1 350	+680	+400																			
400	450	+1 500	+760	+440		+230	+135	+68	+20	0					+33	+43	+66	-5+Δ		-23+Δ	-23	-40+Δ	0
450	500	+1 650	+840	+480																			
500	560					+260	+145	+76	+22	0													
560	630																						
630	710					+290	+160	+80	+24	0													
710	800																						
800	900					+320	+170	+86	+26	0													
900	1 000																						
1 000	1 120					+350	+195	+98	+28	0													
1 120	1 250																						
1 250	1 400					+390	+220	+110	+30	0													
1 400	1 600																						
1 600	1 800					+430	+240	+120	+32	0													
1 800	2 000																						
2 000	2 240					+480	+260	+130	+34	0													
2 240	2 500																						
2 500	2 800					+520	+290	+145	+36	0													
2 800	3 150																						

注：1. 基本尺寸 ≤ 1 mm 时，基本偏差 A 和 B 及大于 IT8 的 N 均不采用。

2. 公差带 Js7 至 Js11，若 IT_n 值数是奇数，则取偏差 = ± $\frac{IT_n - 1}{2}$ 。

3. 对小于或等于 IT8 的 K、M、N 和小于或等于 IT7 的 P 至 ZC，所需 Δ 值从表内右侧选取。

例如：18~30 mm 段的 K7：Δ = 8 μm，所以 ES = -2 + 8 = +6 μm；

18~30 mm 段的 S6：Δ = 4 μm，所以 ES = -35 + 4 = -31 μm

4. 特殊情况：250~315 mm 段的 M6，ES = -9 μm (代替 -11 μm)。

数值 (摘自 GB/T 1800.3—1998)

(μm)

数值													Δ 值					
上偏差 ES																		
$\leq IT7$	标准公差等级大于 IT7												标准公差等级					
P至ZC	P	R	S	T	U	V	X	Y	Z	ZA	ZB	ZC	IT3	IT4	IT5	IT6	IT7	IT8
	-6	-10	-14		-18		-20		-26	-32	-40	-60	0	0	0	0	0	0
	-12	-15	-19		-23		-28		-35	-42	-50	-80	1	1.5	1	3	4	6
	-15	-19	-23		-28		-34		-42	-52	-67	-97	1	1.5	2	3	6	7
	-18	-23	-28		-33		-40		-50	-64	-90	-130	1	2	3	3	7	9
					-39	-45		-60	-77	-108	-150							
	-22	-28	-35		-41	-47	-54	-63	-73	-98	-136	-188	1.5	2	3	4	8	12
				-41	-48	-55	-64	-75	-88	-118	-160	-218						
	-26	-34	-43		-48	-60	-68	-80	-94	-112	-148	-200	1.5	3	4	5	9	14
				-54	-70	-81	-97	-114	-136	-180	-242	-325						
	-32	-41	-53	-66	-87	-102	-122	-144	-172	-226	-300	-405	2	3	5	6	11	16
		-43	-59	-75	-102	-120	-146	-174	-210	-274	-360	-480						
	-37	-51	-71	-91	-124	-146	-178	-214	-258	-335	-445	-585	2	4	5	7	13	19
		-54	-79	-104	-144	-172	-210	-254	-310	-400	-525	-690						
	-43	-63	-92	-122	-170	-202	-248	-300	-365	-470	-620	-800	3	4	6	7	15	23
		-65	-100	-134	-190	-228	-280	-340	-415	-535	-700	-900						
		-68	-108	-146	-210	-252	-310	-380	-465	-600	-780	-1 000						
	-50	-77	-122	-166	-236	-284	-350	-425	-520	-670	-880	-1 150	3	4	6	9	17	26
		-80	-130	-180	-258	-310	-385	-470	-575	-740	-960	-1 250						
		-84	-140	-196	-284	-340	-425	-520	-640	-820	-1 050	-1 350						
	-56	-94	-158	-218	-315	-385	-475	-580	-710	-920	-1 200	-1 550	4	4	7	9	20	29
		-98	-170	-240	-350	-425	-525	-650	-790	-1 000	-1 300	-1 700						
	-62	-108	-190	-268	-390	-475	-590	-730	-900	-1 150	-1 500	-1 900	4	5	7	11	21	32
		-114	-208	-294	-435	-530	-660	-820	-1 000	-1 300	-1 650	-2 100						
	-68	-126	-232	-330	-490	-595	-740	-920	-1 100	-1 450	-1 850	-2 400	5	5	7	13	23	34
		-132	-252	-360	-540	-660	-820	-1 000	-1 250	-1 600	-2 100	-2 600						
	-78	-150	-280	-400	-600													
		-155	-310	-450	-660													
	-88	-175	-340	-500	-740													
		-185	-380	-560	-840													
	-100	-210	-430	-620	-940													
		-220	-470	-680	-1 050													
	-120	-250	-520	-780	-1 150													
		-260	-580	-810	-1 300													
	-140	-300	-640	-960	-1 450													
		-330	-720	-1 050	-1 600													
	-170	-370	-820	-1 200	-1 850													
		-400	-920	-1 350	-2 000													
	-195	-440	-1 000	-1 500	-2 300													
		-460	-1 100	-1 650	-2 500													
	-240	-550	-1 250	-1 900	-2 900													
		-580	-1 400	-2 100	-3 200													

在大于 IT7 的相应数值上增加一个 Δ 值

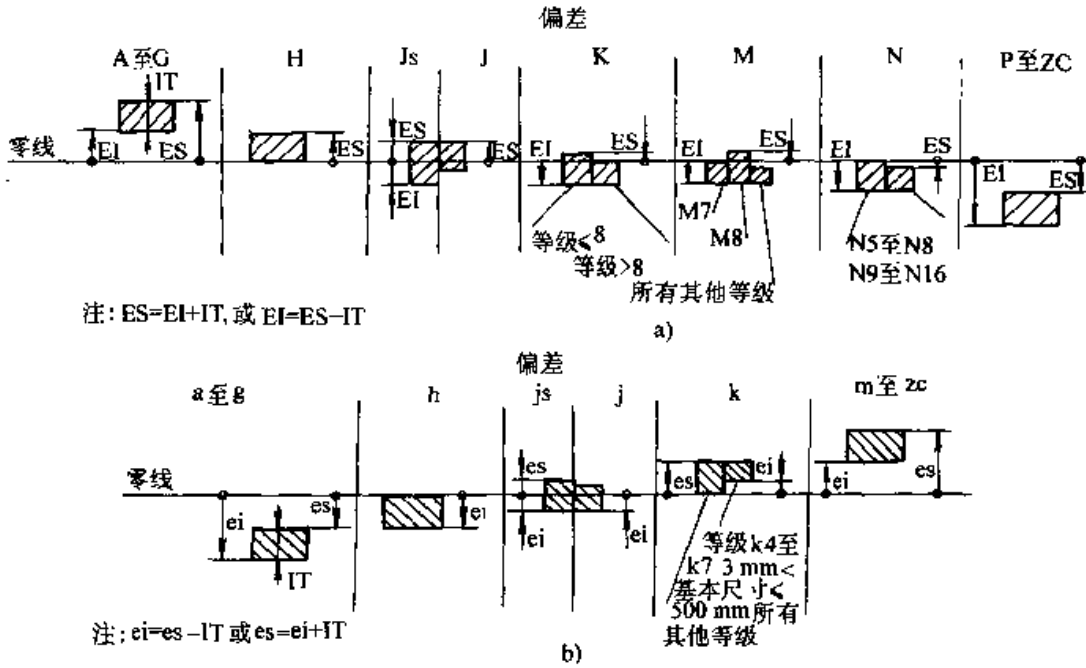


图 7.2-2 孔和轴的偏差

a) 孔 b) 轴

于哪一种配合取决于孔、轴公差带的相互关系。

基孔制（基轴制）配合中：

基本偏差 a 至 h (A 至 H) 用于间隙配合；

基本偏差 j 至 zc (J 至 ZC) 用于过渡配合和过盈配合。

1.2.5 基准温度

极限与配合制规定的基准温度是 20℃。

1.2.6 图解表示

图 7.2-3 用图解表示了 GB/T 1800.1 中确定的主要术语。

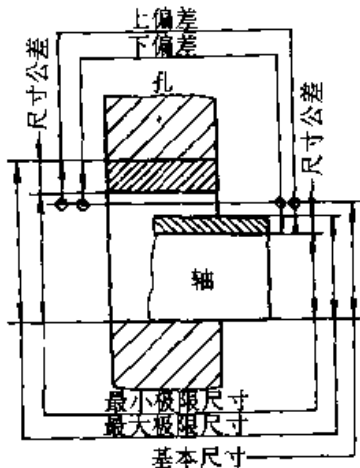


图 7.2-3 术语图解

实际上，可用如图 7.2-4 所示的示意图表

示。通常工件的轴线始终位于图的下方（在图中未表示出）。该图例中，孔的两个偏差均为正，轴的两个偏差均为负。

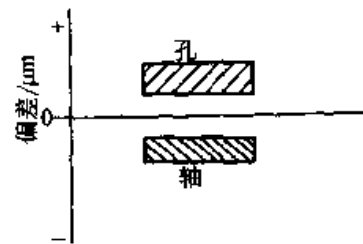


图 7.2-4 公差带示意图

1.3 标准公差和基本偏差 (GB/T 1800.3—1998)

轴、孔的基本偏差数值分别见表 7.2-2，表 7.2-3，标准公差见表 7.2-4。

1.4 孔、轴的极限偏差 (GB/T 1800.4—1999)

孔的极限偏差见表 7.2-5～表 7.2-19，轴的极限偏差见表 7.2-20～表 7.2-35。表中有的用双细横线将基本尺寸至 500 mm 和基本尺寸大于 500 mm 的两者极限偏差数值隔开以示区别，因两者的计算基础不同。

表 7.2-4 标准公差数值 (摘自 GB/T 1800.3—1998)

基本尺寸/ mm		标准公差等级																	
		IT1	IT2	IT3	IT4	IT5	IT6	IT7	IT8	IT9	IT10	IT11	IT12	IT13	IT14	IT15	IT16	IT17	IT18
大于	至	μm											mm						
—	3	0.8	1.2	2	3	4	6	10	14	25	40	60	0.1	0.14	0.25	0.4	0.6	1	1.4
3	6	1	1.5	2.5	4	5	8	12	18	30	48	75	0.12	0.18	0.3	0.48	0.75	1.2	1.8
6	10	1	1.5	2.5	4	6	9	15	22	36	58	90	0.15	0.22	0.36	0.58	0.9	1.5	2.2
10	18	1.2	2	3	5	8	11	18	27	43	70	110	0.18	0.27	0.43	0.7	1.1	1.8	2.7
18	30	1.5	2.5	4	6	9	13	21	33	52	84	130	0.21	0.33	0.52	0.84	1.3	2.1	3.3
30	50	1.5	2.5	4	7	11	16	25	39	62	100	160	0.25	0.39	0.62	1	1.6	2.5	3.9
50	80	2	3	5	8	13	19	30	46	74	120	190	0.3	0.46	0.74	1.2	1.9	3	4.6
80	120	2.5	4	6	10	15	22	35	54	87	140	220	0.35	0.54	0.87	1.4	2.2	3.5	5.4
120	180	3.5	5	8	12	18	25	40	63	100	160	250	0.4	0.63	1	1.6	2.5	4	6.3
180	250	4.5	7	10	14	20	29	46	72	115	185	290	0.46	0.72	1.15	1.85	2.9	4.6	7.2
250	315	6	8	12	16	23	32	52	81	130	210	320	0.52	0.81	1.3	2.1	3.2	5.2	8.1
315	400	7	9	13	18	25	36	57	89	140	230	360	0.57	0.89	1.4	2.3	3.6	5.7	8.9
400	500	8	10	15	20	27	40	63	97	155	250	400	0.63	0.97	1.55	2.5	4	6.3	9.7
500	630	9	11	16	22	32	44	70	110	175	280	440	0.7	1.1	1.75	2.8	4.4	7	11
630	800	10	13	18	25	36	50	80	125	200	320	500	0.8	1.25	2	3.2	5	8	12.5
800	1 000	11	15	21	28	40	56	90	140	230	360	560	0.9	1.4	2.3	3.6	5.6	9	14
1 000	1 250	13	18	24	33	47	66	105	165	260	420	660	1.05	1.65	2.6	4.2	6.6	10.5	16.5
1 250	1 600	15	21	29	39	55	78	125	195	310	500	780	1.25	1.95	3.1	5	7.8	12.5	19.5
1 600	2 000	18	25	35	46	65	92	150	230	370	600	920	1.5	2.3	3.7	6	9.2	15	23
2 000	2 500	22	30	41	55	78	110	175	280	440	700	1 100	1.75	2.8	4.4	7	11	17.5	28
2 500	3 150	26	36	50	68	96	135	210	330	540	860	1 350	2.1	3.3	5.4	8.6	13.5	21	33

注：1. 基本尺寸大于 500 mm 的 IT1 至 IT5 的标准公差数值为试行的。

2. 基本尺寸小于或等于 1 mm 时，无 IT14 至 IT18。

续表 7.2-5

基本尺寸/ mm	A													B													C												
	9	10	11	12	13	8	9	10	11	12	13	8	9	10	11	12	13	8	9	10	11	12	13	8	9	10	11	12	13										
大于 140	+620	+680	+770	+920	+1 150	+343	+380	+440	+530	+680	+910	+273	+310	+370	+460	+610	+840	+520	+520	+520	+520	+520	+280	+280	+280	+280	+280	+280	+280	+210	+210	+210	+210	+210	+210	+210			
160	+680	+740	+830	+980	+1 210	+373	+410	+470	+560	+710	+940	+293	+330	+390	+480	+630	+860	+580	+580	+580	+580	+580	+310	+310	+310	+310	+310	+310	+310	+230	+230	+230	+230	+230	+230	+230			
180	+775	+845	+950	+1 120	+1 380	+412	+455	+525	+630	+800	+1 060	+312	+355	+425	+530	+700	+960	+660	+660	+660	+660	+660	+340	+340	+340	+340	+340	+340	+240	+240	+240	+240	+240	+240	+240				
200	+855	+925	+1 030	+1 200	+1 460	+452	+495	+565	+670	+840	+1 100	+332	+375	+445	+550	+720	+980	+740	+740	+740	+740	+740	+380	+380	+380	+380	+380	+380	+260	+260	+260	+260	+260	+260	+260				
225	+935	+1 005	+1 110	+1 280	+1 540	+492	+535	+605	+710	+880	+1 140	+352	+395	+465	+570	+740	+1 000	+820	+820	+820	+820	+820	+420	+420	+420	+420	+420	+420	+280	+280	+280	+280	+280	+280	+280				
250	+1 050	+1 130	+1 240	+1 440	+1 730	+561	+610	+690	+800	+1 000	+1 290	+381	+430	+510	+620	+820	+1 110	+920	+920	+920	+920	+920	+480	+480	+480	+480	+480	+480	+300	+300	+300	+300	+300	+300	+300				
280	+1 180	+1 260	+1 370	+1 570	+1 860	+621	+670	+750	+860	+1 060	+1 350	+411	+460	+540	+650	+850	+1 140	+920	+920	+920	+920	+920	+540	+540	+540	+540	+540	+330	+330	+330	+330	+330	+330	+330					
315	+1 340	+1 430	+1 560	+1 770	+2 000	+689	+740	+830	+960	+1 170	+1 490	+449	+500	+590	+720	+930	+1 250	+1 200	+1 200	+1 200	+1 200	+1 200	+600	+600	+600	+600	+600	+360	+360	+360	+360	+360	+360	+360					
355	+1 490	+1 580	+1 710	+1 920	+2 240	+769	+820	+910	+1 040	+1 250	+1 570	+489	+540	+630	+760	+970	+1 290	+1 350	+1 350	+1 350	+1 350	+1 350	+680	+680	+680	+680	+680	+400	+400	+400	+400	+400	+400	+400					
400	+1 655	+1 750	+1 900	+2 130	+2 470	+857	+915	+1 010	+1 160	+1 390	+1 730	+537	+595	+690	+840	+1 070	+1 410	+1 500	+1 500	+1 500	+1 500	+1 500	+760	+760	+760	+760	+760	+440	+440	+440	+440	+440	+440	+440					
450	+1 805	+1 900	+2 050	+2 280	+2 620	+937	+995	+1 090	+1 240	+1 470	+1 810	+577	+635	+730	+880	+1 110	+1 450	+1 650	+1 650	+1 650	+1 650	+1 650	+840	+840	+840	+840	+840	+480	+480	+480	+480	+480	+480	+480					

注：基本尺寸小于1 mm时，各级的A和B均不采用。

续表 7.2-6

基本尺寸/ mm	CD										D										E									
	6	7	8	9	10	6	7	8	9	10	11	12	13	5	6	7	8	9	10	5	6	7	8	9	10					
大于 315						+246	+267	+299	+350	+440	+570	+780	+1 100	+150	+161	+182	+214	+265	+355	+125	+125	+125	+125	+125	+125	+125				
400						+270	+293	+327	+385	+480	+630	+860	+1 200	+162	+175	+198	+232	+290	+385	+135	+135	+135	+135	+135	+135	+135				
500						+304	+330	+370	+435	+540	+700	+960	+1 360		+189	+215	+255	+320	+425		+145	+145	+145	+145	+145	+145				
630						+340	+370	+415	+490	+610	+790	+1 090	+1 540		+210	+240	+285	+360	+480		+160	+160	+160	+160	+160	+160				
800						+376	+410	+460	+550	+680	+880	+1 220	+1 720		+226	+260	+310	+400	+530		+170	+170	+170	+170	+170	+170				
1 000						+416	+455	+515	+610	+770	+1 010	+1 400	+2 000		+261	+300	+360	+455	+615		+195	+195	+195	+195	+195	+195				
1 250						+468	+515	+585	+700	+890	+1 170	+1 640	+2 340		+298	+345	+415	+530	+720		+220	+220	+220	+220	+220	+220				
1 600						+522	+580	+660	+800	+1 030	+1 350	+1 930	+2 730		+332	+390	+470	+610	+840		+240	+240	+240	+240	+240	+240				
2 000						+590	+655	+760	+920	+1 180	+1 580	+2 230	+3 280		+370	+435	+540	+700	+960		+260	+260	+260	+260	+260	+260				
2 500						+655	+730	+850	+1 060	+1 380	+1 870	+2 620	+3 820		+425	+500	+620	+830	+1 150		+290	+290	+290	+290	+290	+290				

注：各级的 CD 主要用于精密机械和钟表制造业。

表 7.2-7 孔 EF 和 F 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		EF								F							
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10	3	4	5	6	7	8	9	10
—	3	+12 +10	+13 +10	+14 +10	+16 +10	+20 +10	+24 +10	+35 +10	+50 +10	+8 +6	+9 +6	+10 +6	+12 +6	+16 +6	+20 +6	+31 +6	+46 +6
3	6	+16.5 +14	+18 +14	+19 +14	+22 +14	+26 +14	+32 +14	+44 +14	+62 +14	+12.5 +10	+14 +10	+15 +10	+18 +10	+22 +10	+28 +10	+40 +10	+58 +10
6	10	+20.5 +18	+22 +18	+24 +18	+27 +18	+33 +18	+40 +18	+54 +18	+76 +18	+15.5 +13	+17 +13	+19 +13	+22 +13	+28 +13	+35 +13	+49 +13	+71 +13
10	18									+19 +16	+21 +16	+24 +16	+27 +16	+34 +16	+43 +16	+59 +16	+86 +16
18	30									+24 +20	+26 +20	+29 +20	+33 +20	+41 +20	+53 +20	+72 +20	+104 +20
30	50									+29 +25	+32 +25	+36 +25	+41 +25	+50 +25	+64 +25	+87 +25	+125 +25
50	80											+43 +30	+49 +30	+60 +30	+76 +30	+104 +30	
80	120											+51 +36	+58 +36	+71 +36	+90 +36	+123 +36	
120	180											+61 +43	+68 +43	+83 +43	+106 +43	+143 +43	
180	250											+70 +50	+79 +50	+96 +50	+122 +50	+165 +50	
250	315											+79 +56	+88 +56	+108 +56	+137 +56	+186 +56	
315	400											+87 +62	+98 +62	+119 +62	+151 +62	+202 +62	
400	500											+95 +68	+108 +68	+131 +68	+165 +68	+223 +68	
500	630												+120 +76	+146 +76	+186 +76	+251 +76	
630	800												+130 +80	+160 +80	+205 +80	+280 +80	
800	1 000												+142 +86	+176 +86	+226 +86	+316 +86	
1 000	1 250												+164 +98	+203 +98	+263 +98	+358 +98	
1 250	1 600												+188 +110	+235 +110	+305 +110	+420 +110	
1 600	2 000												+212 +120	+270 +120	+350 +120	+490 +120	
2 000	2 500												+240 +130	+305 +130	+410 +130	+570 +130	
2 500	3 150												+280 +145	+355 +145	+475 +145	+685 +145	

注：各级的 EF 主要用于精密机械和钟表制造业。

表 7.2-8 孔 FG 和 G 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		FG								G							
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10	3	4	5	6	7	8	9	10
—	3	+6 +4	+7 +4	+8 +4	+10 +4	+14 +4	+18 +4	+29 +4	+44 +4	+4 +2	+5 +2	+6 +2	+8 +2	+12 +2	+16 +2	+27 +2	+42 +2
3	6	+8.5 +6	+10 +6	+11 +6	+14 +6	+18 +6	+24 +6	+36 +6	+54 +6	+6.5 +4	+8 +4	+9 +4	+12 +4	+16 +4	+22 +4	+34 +4	+52 +4
6	10	+10.5 +8	+12 +8	+14 +8	+17 +8	+23 +8	+30 +8	+44 +8	+66 +8	+7.5 +5	+9 +5	+11 +5	+14 +5	+20 +5	+27 +5	+41 +5	+63 +5
10	18									+9 +6	+11 +6	+14 +6	+17 +6	+24 +6	+33 +6	+49 +6	+76 +6
18	30									+11 +7	+13 +7	+16 +7	+20 +7	+28 +7	+40 +7	+59 +7	+91 +7
30	50									+13 +9	+16 +9	+20 +9	+25 +9	+34 +9	+48 +9	+71 +9	+109 +9
50	80											+23 +10	+29 +10	+40 +10	+56 +10		
80	120											+27 +12	+34 +12	+47 +12	+66 +12		
120	180											+32 +14	+39 +14	+54 +14	+77 +14		
180	250											+35 +15	+44 +15	+61 +15	+87 +15		
250	315											+40 +17	+49 +17	+69 +17	+98 +17		
315	400											+43 +18	+54 +18	+75 +18	+107 +18		
400	500											+47 +20	+60 +20	+83 +20	+117 +20		
500	630												+66 +22	+92 +22	+132 +22		
630	800												+74 +24	+104 +24	+149 +24		
800	1 000												+82 +26	+116 +26	+166 +26		
1 000	1 250												+94 +28	+133 +28	+193 +28		
1 250	1 600												+108 +30	+155 +30	+225 +30		
1 600	2 000												+124 +32	+182 +32	+262 +32		
2 000	2 500												+144 +34	+209 +34	+314 +34		
2 500	3 150												+173 +38	+248 +38	+368 +38		

注：各级的 FG 主要用于精密机械和钟表制造业。

表 7.2-9 孔 H 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4-1999)

基本尺寸/ mm		H																	
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
大于	至	偏 差																	
		μm																	
		mm																	
—	3	+0.8 0	+1.2 0	+2 0	+3 0	+4 0	+6 0	+10 0	+14 0	+25 0	+40 0	+60 0	+0.1 0	+0.14 0	+0.25 0	+0.4 0	+0.6 0		
3	6	+1 0	+1.5 0	+2.5 0	+4 0	+5 0	+8 0	+12 0	+18 0	+30 0	+48 0	+75 0	+0.12 0	+0.18 0	+0.3 0	+0.48 0	+0.75 0	+1.2 0	+1.8 0
6	10	+1 0	+1.5 0	+2.5 0	+4 0	+6 0	+9 0	+15 0	+22 0	+36 0	+58 0	+90 0	+0.15 0	+0.22 0	+0.36 0	+0.58 0	+0.9 0	+1.5 0	+2.2 0
10	18	+1.2 0	+2 0	+3 0	+5 0	+8 0	+11 0	+18 0	+27 0	+43 0	+70 0	+110 0	+0.18 0	+0.27 0	+0.43 0	+0.7 0	+1.1 0	1.8 0	+2.7 0
18	30	+1.5 0	+2.5 0	+4 0	+6 0	+9 0	+13 0	+21 0	+33 0	+52 0	+84 0	+130 0	+0.21 0	+0.33 0	+0.52 0	+0.84 0	+1.3 0	12.1 0	+3.3 0
30	50	+1.5 0	+2.5 0	+4 0	+7 0	+11 0	+16 0	+25 0	+39 0	+62 0	+100 0	+160 0	+0.25 0	+0.39 0	+0.62 0	+1 0	+1.6 0	+2.5 0	+3.9 0
50	80	+2 0	+3 0	+5 0	+8 0	+13 0	+19 0	+30 0	+46 0	+74 0	+120 0	+190 0	+0.3 0	+0.46 0	+0.74 0	+1.2 0	+1.9 0	+3 0	+4.6 0
80	120	+2.5 0	+4 0	+6 0	+10 0	+15 0	+22 0	+35 0	+54 0	+87 0	+140 0	+220 0	+0.35 0	+0.54 0	+0.87 0	+1.4 0	+2.2 0	+3.5 0	+5.4 0
120	180	+3.5 0	+5 0	+8 0	+12 0	+18 0	+25 0	+40 0	+63 0	+100 0	+160 0	+250 0	+0.4 0	+0.63 0	+1 0	+1.6 0	+2.5 0	+4 0	+6.3 0
180	250	+4.5 0	+7 0	+10 0	+14 0	+20 0	+29 0	+46 0	+72 0	+115 0	+185 0	+290 0	+0.46 0	+0.72 0	+1.15 0	+1.85 0	+2.9 0	+4.6 0	+7.2 0
250	315	+6 0	+8 0	+12 0	+16 0	+23 0	+32 0	+52 0	+81 0	+130 0	+210 0	+320 0	+0.52 0	+0.81 0	+1.3 0	+2.1 0	+3.2 0	+5.2 0	+8.1 0

续表 7.2-9

基本尺寸/ mm		H																	
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
大于	至	μm																	
		偏差																	
		mm																	
315	400	+7 0	+9 0	+13 0	+18 0	+25 0	+36 0	+57 0	+89 0	+140 0	+230 0	+360 0	+0.57 0	+0.89 0	+1.4 0	+2.3 0	+3.6 0	+5.7 0	+8.9 0
400	500	+8 0	+10 0	+15 0	+20 0	+27 0	+40 0	+63 0	+97 0	+155 0	+250 0	+400 0	+0.63 0	+0.97 0	+1.55 0	+2.5 0	+4 0	+6.3 0	+9.7 0
500	630	+9 0	+11 0	+16 0	+22 0	+32 0	+44 0	+70 0	+110 0	+175 0	+280 0	+440 0	+0.7 0	+1.1 0	+1.75 0	+2.8 0	+4.4 0	+7 0	+11 0
630	800	+10 0	+13 0	+18 0	+25 0	+36 0	+50 0	+80 0	+125 0	+200 0	+320 0	+500 0	+0.8 0	+1.25 0	+2 0	+3.2 0	+5 0	+8 0	+12.5 0
800	1 000	+11 0	+15 0	+21 0	+28 0	+40 0	+56 0	+90 0	+140 0	+230 0	+360 0	+560 0	+0.9 0	+1.4 0	+2.3 0	+3.6 0	+5.6 0	+9 0	+14 0
1 000	1 250	+13 0	+18 0	+24 0	+33 0	+47 0	+66 0	+105 0	+165 0	+260 0	+420 0	+660 0	+1.05 0	+1.65 0	+2.6 0	+4.2 0	+6.6 0	+10.5 0	+16.5 0
1 250	1 600	+15 0	+21 0	+29 0	+39 0	+55 0	+78 0	+125 0	+195 0	+310 0	+500 0	+780 0	+1.25 0	+1.95 0	+3.1 0	+5 0	+7.8 0	+12.5 0	+19.5 0
1 600	2 000	+18 0	+25 0	+35 0	+46 0	+65 0	+92 0	+150 0	+230 0	+370 0	+600 0	+920 0	+1.5 0	+2.3 0	+3.7 0	+6 0	+9.2 0	+15 0	+23 0
2 000	2 500	+22 0	+30 0	+41 0	+55 0	+78 0	+110 0	+175 0	+280 0	+440 0	+700 0	+1 100 0	+1.75 0	+2.8 0	+4.4 0	+7 0	+11 0	+17.5 0	+28 0
2 500	3 150	+26 0	+36 0	+50 0	+68 0	+96 0	+135 0	+210 0	+330 0	+540 0	+860 0	+1 350 0	+2.1 0	+3.3 0	+5.4 0	+8.6 0	+13.5 0	+21 0	+33 0

注: 1. IT14 至 IT18 只用于大于 1 mm 的基本尺寸。

2. 黑框中的数值, 即基本尺寸大于 500~3 150 mm, IT1 至 IT5 的偏差值, 为试用的。

表 7.2-10 孔 JS 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999)

基本尺寸/ mm	JS																	
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
大于	备 差																	
至	mm																	
—	μm																	
3	±0.4	±0.6	±1	±1.5	±2	±3	±5	±7	±12	±20	±30	±0.05	±0.07	±0.125	±0.2	±0.3		
6	±0.5	±0.75	±1.25	±2	±2.5	±4	±6	±9	±15	±24	±37	±0.06	±0.09	±0.15	±0.24	±0.375	±0.6	±0.9
10	±0.5	±0.75	±1.25	±2	±3	±4.5	±7	±11	±18	±29	±46	±0.075	±0.11	±0.18	±0.29	±0.45	±0.75	±1.1
18	±0.6	±1	±1.5	±2.5	±4	±5.5	±9	±13	±21	±36	±55	±0.09	±0.135	±0.215	±0.35	±0.55	±0.9	±1.35
30	±0.75	±1.25	±2	±3	±4.5	±6.5	±10	±16	±26	±42	±65	±0.105	±0.165	±0.26	±0.42	±0.65	±1.05	±1.65
50	±0.75	±1.25	±2	±3.5	±5.5	±8	±12	±19	±31	±50	±80	±0.125	±0.195	±0.31	±0.5	±0.8	±1.25	±1.95
80	±1	±1.5	±2.5	±4	±6.5	±9.5	±15	±23	±37	±60	±95	±0.15	±0.23	±0.37	±0.6	±0.95	±1.5	±2.3
120	±1.25	±2	±3	±5	±7.5	±11	±17	±27	±43	±70	±110	±0.175	±0.27	±0.435	±0.7	±1.1	±1.75	±2.7
180	±1.75	±2.5	±4	±6	±9	±12.5	±20	±31	±50	±80	±125	±0.2	±0.315	±0.5	±0.8	±1.25	±2	±3.15
250	±2.25	±3.5	±5	±7	±10	±14.5	±23	±36	±57	±92	±145	±0.23	±0.36	±0.575	±0.925	±1.45	±2.3	±3.6
315	±3	±4	±6	±8	±11.5	±16	±26	±40	±65	±105	±160	±0.28	±0.405	±0.65	±1.05	±1.6	±2.6	±4.05
400	±3.5	±4.5	±6.5	±9	±12.5	±18	±28	±44	±70	±115	±180	±0.285	±0.445	±0.7	±1.15	±1.8	±2.85	±4.45
500	±4	±5	±7.5	±10	±13.5	±20	±31	±48	±77	±125	±200	±0.315	±0.485	±0.775	±1.25	±2	±3.15	±4.85
500	±4.5	±5.5	±8	±11	±16	±22	±35	±55	±87	±140	±220	±0.35	±0.55	±0.875	±1.4	±2.2	±3.5	±5.5
630	±5	±6.5	±9	±12.5	±18	±25	±40	±62	±100	±160	±250	±0.4	±0.625	±1	±1.6	±2.5	±4	±6.25
800	±5.5	±7.5	±10.5	±14	±20	±28	±45	±70	±115	±180	±280	±0.45	±0.7	±1.15	±1.8	±2.8	±4.5	±7
1 000	±6.5	±9	±12	±16.5	±23.5	±33	±52	±82	±130	±210	±330	±0.525	±0.825	±1.3	±2.1	±3.3	±5.25	±8.25
1 250	±7.5	±10.5	±14.5	±19.5	±27.5	±39	±62	±97	±155	±250	±390	±0.625	±0.975	±1.55	±2.5	±3.9	±6.25	±9.75
1 600	±9	±12.5	±17.5	±23	±32.5	±46	±75	±115	±185	±300	±460	±0.75	±1.15	±1.85	±3	±4.6	±7.5	±11.5
2 000	±11	±15	±20.5	±27.5	±39	±55	±87	±140	±220	±350	±550	±0.875	±1.4	±2.2	±3.5	±5.5	±8.75	±14
2 500	±13	±18	±25	±34	±48	±67.5	±105	±165	±270	±430	±675	±1.05	±1.65	±2.7	±4.3	±6.75	±10.5	±16.5

注: 1. 为避免相同值的重复, 表列值以“±X”给出, 可为ES=+X、EI=-X, 例如, $\begin{matrix} +0.23 \\ -0.23 \end{matrix}$ mm。

2. IT14 至 IT18 只用于大于 1 mm 的基本尺寸。

3. 黑框中的数值, 即基本尺寸大于 500~3 150 mm, IT1 至 IT5 的偏差值, 为试用的。

表 7.2-11 孔 J 和 K 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		J				K							
大于	至	6	7	8	9	3	4	5	6	7	8	9	10
—	3	+2 -4	+4 -6	+6 +8		0 -2	0 -3	0 -4	0 -6	0 -10	0 -14	0 -25	0 -40
3	6	+5 -3	± 6	+10 -8		0 -2.5	+0.5 -3.5	0 -5	+2 -6	+3 -9	+5 -13		
6	10	+5 -4	+8 -7	+12 -10		0 -2.5	+0.5 -3.5	+1 -5	+2 -7	+5 -10	+6 -16		
10	18	+6 -5	+10 -8	+15 -12		0 -3	+1 -4	+2 -6	+2 -9	+6 -12	+8 -19		
18	30	+8 -5	+12 -9	+20 -13		-0.5 -4.5	0 -6	+1 -8	+2 -11	+6 -15	+10 -23		
30	50	+10 -6	+14 -11	+24 -15		-0.5 -4.5	+1 -6	+2 -9	+3 -13	+7 -18	+12 -27		
50	80	+13 -6	+18 -12	+28 -18				+3 -10	+4 -15	+9 -21	+14 -32		
80	120	+16 -6	+22 -13	+34 -20				+2 -13	+4 -18	+10 -25	+16 -38		
120	180	+18 -7	+26 14	+41 -22				+3 -15	+4 21	+12 -28	+20 43		
180	250	+22 -7	+30 -16	+47 -25				+2 -18	+5 -24	+13 -33	+22 -50		
250	315	+25 -7	+36 -16	+55 -26				+3 -20	+5 -27	+16 -36	+25 -56		
315	400	+29 -7	+39 -18	+60 -29				+3 -22	+7 -29	+17 -40	+28 -61		
400	500	+33 -7	+43 -20	+66 -31				+2 -25	+8 -32	+18 -45	+29 -68		
500	630								0 -44	0 -70	0 -110		
630	800								0 -50	0 -80	0 -125		
800	1 000								0 -56	0 -90	0 -140		
1 000	1 250								0 -66	0 -105	0 -165		
1 250	1 600								0 -78	0 -125	0 -195		
1 600	2 000								0 -92	0 -150	0 -230		
2 000	2 500								0 -110	0 -175	0 -280		
2 500	3 150								0 -135	0 -210	0 -330		

- 注: 1. J9、J10 等公差带对称于零线, 其偏差值可见 Js9、Js10 等。
 2. 基本尺寸大于 3 mm 时, 大于 IT8 的 K 的偏差值不作规定。
 3. 基本尺寸大于 3~6 mm 的 J7 的偏差值与对应尺寸段的 Js7 等值。

表 7.2-12 孔 M 和 N 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999)

(μm)

基本尺寸/ mm		M								N										
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10	3	4	5	6	7	8	9	10	11		
—	3	-2 -4	-2 -5	-2 -6	-2 -8	-2 -12	-2 -16	-2 -27	-2 -42	-4 -6	-4 -7	-4 -8	-4 -10	-4 -14	-4 -18	-4 -29	-4 -44	-4 -64		
3	6	-3 -5.5	-2.5 -6.5	-3 -8	-1 -9	0 -12	+2 -16	-4 -34	-4 -52	-7 -9.5	-6.5 -10.5	-7 -12	-5 -13	-4 -16	-2 -20	0 -30	0 -48	0 -75		
6	10	-5 -7.5	-4.5 -8.5	-4 -10	-3 -12	0 -15	+1 -21	-6 -42	-6 -64	-9 -11.5	-8.5 -12.5	-8 -14	-7 -16	-4 -19	-3 -25	0 -36	0 -58	0 -90		
10	18	-6 -9	-5 -10	-4 -12	-4 -15	0 -18	+2 -25	-7 -50	-7 -77	-11 -14	-10 -15	-9 -17	-9 -20	-5 -23	-3 -30	0 -43	0 -70	0 -110		
18	30	-6.5 -10.5	-6 -12	-5 -14	-4 -17	0 -21	+4 -29	-8 -60	-8 -92	-13.5 -17.5	-13 -19	-12 -21	-11 -24	-7 -28	-3 -36	0 -52	0 -84	0 -130		
30	50	-7.5 -11.5	-6 -13	-5 -16	-4 -20	0 -25	+5 -34	-9 -71	-9 -109	-15.5 -19.5	-14 -21	-13 -24	-12 -28	-8 -33	-3 -42	0 -62	0 -100	0 -160		
50	80			-6 -19	-5 -24	0 -30	+5 -41					-15 -28	-14 -33	-9 -39	-4 -50	0 -74	0 -120	0 -190		
80	120			-8 -23	-6 -28	0 -35	+6 -48					-18 -33	-16 -38	-10 -45	-4 -58	0 -87	0 -140	0 -220		
120	180			-9 -27	-8 -33	0 -40	+8 -55					-21 -39	-20 -45	-12 -52	-4 -67	0 -100	0 -160	0 -250		
180	250			-11 -31	-8 -37	0 -46	+9 -63					-25 -45	-22 -51	-14 -60	-5 -77	0 -115	0 -185	0 -290		
250	315			-13 -36	-9 -41	0 -52	+9 -72					-27 -50	-25 -57	-14 -66	-5 -86	0 -130	0 -210	0 -320		
315	400			-14 -39	-10 -46	0 -57	+11 -78					-30 -55	-26 -62	-16 -73	-5 -94	0 -140	0 -230	0 -360		
400	500			-16 -43	-10 -50	0 -63	+11 -86					-33 -60	-27 -67	-17 -80	-6 -103	0 -155	0 -250	0 -400		
500	630				-26 -70	-26 -96	-26 -136							-44 -88	-44 -114	-44 -154	-44 -219			
630	800				-30 -80	-30 -110	-30 -155							-50 -100	-50 -130	-50 -175	-50 -250			
800	1 000				-34 -90	-34 -124	-34 -174							-56 -112	-56 -146	-56 -196	-56 -286			
1 000	1 250				-40 -106	-40 -145	-40 -205							-66 -132	-66 -171	-66 -231	-66 -326			
1 250	1 600				-48 -126	-48 -173	-48 -243							-78 -156	-78 -203	-78 -273	-78 -388			
1 600	2 000				-58 -150	-58 -208	-58 -288							-92 -184	-92 -242	-92 -322	-92 -462			
2 000	2 500				-68 -178	-68 -243	-68 -348							-110 -220	-110 -285	-110 -390	-110 -550			
2 500	3 150				-76 -211	-76 -286	-76 -406							-135 -270	-135 -345	-135 -465	-135 -675			

注：公差带 N9、N10 和 N11 只用于大于 1 mm 的基本尺寸。

表 7.2-13 孔 P 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		P							
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10
—	3	-6 -8	-6 -9	-6 -10	-6 -12	-6 -16	-6 -20	-6 -31	-6 -46
3	6	-11 -13.5	-10.5 -14.5	-11 -16	-9 -17	-8 -20	-12 -30	-12 -42	-12 -60
6	10	-14 -16.5	-13.5 -17.5	-13 -19	-12 -21	-9 -24	-15 -37	-15 -51	-15 -73
10	18	-17 -20	-16 -21	-15 -23	-15 -26	-11 -29	-18 -45	-18 -61	-18 -88
18	30	-20.5 -24.5	-20 -26	-19 -28	-18 -31	-14 -35	-22 -55	-22 -74	-22 -106
30	50	-24.5 -28.5	-23 -30	-22 -33	-21 -37	-17 -42	-26 -65	-26 -88	-26 -126
50	80			-27 -40	-26 -45	-21 -51	-32 -78	-32 -106	
80	120			-32 -47	-30 -52	-24 -59	-37 -91	-37 -124	
120	180			-37 -55	-36 -61	-28 -68	-43 -106	-43 -143	
180	250			-44 -64	-41 -70	-33 -79	-50 -122	-50 -165	
250	315			-49 -72	-47 -79	-36 -88	-56 -137	-56 -186	
315	400			-55 -80	-51 -87	-41 -98	-62 -151	-62 -202	
400	500			-61 -88	-55 -95	-45 -108	-68 -165	-68 -223	
500	630				-78 -122	-78 -148	-78 -188	-78 -253	
630	800				-88 -138	-88 -168	-88 -213	-88 -288	
800	1 000				-100 -156	-100 -190	-100 -240	-100 -330	
1 000	1 250				-120 -186	-120 -225	-120 -285	-120 -380	
1 250	1 600				-140 -218	-140 -265	-140 -335	-140 -450	
1 600	2 000				-170 -262	-170 -320	-170 -400	-170 -540	
2 000	2 500				-195 -305	-195 -370	-195 -475	-195 -635	
2 500	3 150				-240 -375	-240 -450	-240 -570	-240 -780	

表 7.2-14 孔 R 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999)

(μm)

基本尺寸/ mm		R							
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10
—	3	-10 -12	-10 -13	-10 -14	-10 -16	-10 -20	-10 -24	-10 -35	-10 -50
3	6	-14 -16.5	-13.5 -17.5	-14 -19	-12 -20	-11 -23	-15 -33	-15 -45	-15 -63
6	10	-18 -20.5	-17.5 -21.5	-17 -23	-16 -25	-13 -28	-19 -41	-19 -55	-19 -77
10	18	-22 -25	-21 -26	-20 -28	-20 -31	-16 -34	-23 -50	-23 -66	-23 -93
18	30	-26.5 -30.5	-26 -32	-25 -34	-24 -37	-20 -41	-28 -61	-28 -80	-10 -112
30	50	-32.5 -36.5	-31 -38	-30 -41	-29 -45	-25 -50	-34 -73	-34 -96	-34 -134
50	65			-36 -49	-35 -54	-30 -60	-41 -87		
65	80			-38 -51	-37 -56	-32 -62	-43 -89		
80	100			-46 -61	-44 -66	-38 -73	-51 -105		
100	120			-49 -64	-47 -69	-41 -76	-54 -108		
120	140			-57 -75	-56 -81	-48 -88	-63 -126		
140	160			-59 -77	-58 -83	-50 -90	-65 -128		
160	180			-62 -80	-61 -86	-53 -93	-68 -131		
180	200			-71 -91	-68 -97	-60 -106	-77 -149		
200	225			-74 -94	-71 -100	-63 -109	-80 -152		
225	250			-78 -98	-75 -104	-67 -113	-84 -156		
250	280			-87 -110	-85 -117	-74 -126	-94 -175		
280	315			-91 -114	-89 -121	-78 -130	-98 -179		
315	355			-101 -126	-97 -133	-87 -144	-108 -197		

续表 7.2-14

基本尺寸/ mm		R							
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10
355	400			-107 -132	-103 -139	-93 -150	-114 -203		
400	450			-119 -146	-113 -153	-103 -166	-126 -223		
450	500			-125 -152	-119 -159	-109 -172	-132 -229		
500	560				-150 -194	-150 -220	-150 -260		
560	630				-155 -199	-155 -225	-155 -265		
630	710				-175 -225	-175 -255	-175 -300		
710	800				-185 -235	-185 -265	-185 -310		
800	900				-210 -266	-210 -300	-210 -350		
900	1 000				-220 -276	-220 -310	-220 -360		
1 000	1 120				-250 -316	-250 -355	-250 -415		
1 120	1 250				-260 -326	-260 -365	-260 -425		
1 250	1 400				-300 -378	-300 -425	-300 -495		
1 400	1 600				-330 -408	-330 -455	-330 -525		
1 600	1 800				-370 -462	-370 -520	-370 -600		
1 800	2 000				-400 -492	-400 -550	-400 -630		
2 000	2 240				-440 -550	-440 -615	-440 -720		
2 240	2 500				-460 -570	-460 -635	-460 -740		
2 500	2 800				-550 -685	-550 -760	-550 -880		
2 800	3 150				-580 -715	-580 -790	-580 -910		

表 7.2-15 孔 S 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999)

(μm)

基本尺寸/ mm		S							
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10
—	3	-14 -16	-14 -17	-14 -18	-14 -20	-14 -24	-14 -28	-14 -39	-14 -54
3	6	-18 -20.5	-17.5 -21.5	-18 -23	-16 -24	-15 -27	-19 -37	-19 -49	-19 -67
6	10	-22 -24.5	-21.5 -25.5	-21 -27	-20 -29	-17 -32	-23 -45	-23 -59	-23 -81
10	18	-27 -30	-26 -31	-25 -33	-25 -36	-21 -39	-28 -55	-28 -71	-28 -98
18	30	-33.5 -37.5	-33 -39	-32 -41	-31 -44	-27 -48	-35 -68	-35 -87	-35 -119
30	50	-41.5 -45.5	-40 -47	-39 -50	-38 -54	-34 -59	-43 -82	-43 -105	-43 -143
50	65			-48 -61	-47 -66	-42 -72	-53 -99	-53 -127	
65	80			-54 -67	-53 -72	-48 -78	-59 -105	-59 -133	
80	100			-66 -81	-64 -86	-58 -93	-71 -125	-71 -158	
100	120			-74 -89	-72 -94	-66 -101	-79 -133	-79 -166	
120	140			-86 -104	-85 -110	-77 -117	-92 -155	-92 -192	
140	160			-94 -112	-93 -118	-85 -125	-100 -163	-100 -200	
160	180			-102 -120	-101 -126	-93 -133	-108 -171	-108 -208	
180	200			-116 -136	-113 -142	-105 -151	-122 -194	-122 -237	
200	225			-124 -144	-121 -150	-113 -159	-130 -202	-130 -245	
225	250			-134 -154	-131 -160	-123 -169	-140 -212	-140 -255	
250	280			-151 -174	-149 -181	-138 -190	-158 -239	-158 -288	
280	315			-163 -186	-161 -193	-150 -202	-170 -251	-170 -300	
315	355			-183 -208	-179 -215	-169 -226	-190 -279	-190 -330	
355	400			-201 -226	-197 -233	-187 -244	-208 -297	-208 -348	
400	450			-225 -252	-219 -259	-209 -272	-232 -329	-232 -387	
450	500			-245 -272	-239 -279	-229 -292	-252 -349	-252 -407	

续表 7.2-15

基本尺寸/ mm		S							
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10
500	560				-280 -324	-280 -350	-280 -390		
560	630				-310 -354	-310 -380	-310 -420		
630	710				-340 -390	-340 -420	-340 -465		
710	800				-380 -430	-380 -460	-380 -505		
800	900				-430 -486	-430 -520	-430 -570		
900	1 000				-470 -526	-470 -560	-470 -610		
1 000	1 120				-520 -586	-520 -625	-520 -685		
1 120	1 250				-580 -646	-580 -685	-580 -745		
1 250	1 400				-640 -718	-640 -765	-640 -835		
1 400	1 600				-720 -798	-720 -845	-720 -915		
1 600	1 800				-820 -912	-820 -970	-820 -1 050		
1 800	2 000				-920 -1 012	-920 -1 070	-920 -1 150		
2 000	2 240				-1 000 -1 110	-1 000 -1 175	-1 000 -1 280		
2 240	2 500				-1 100 -1 210	-1 100 -1 275	-1 100 -1 380		
2 500	2 800				-1 250 -1 385	-1 250 -1 460	-1 250 -1 580		
2 800	3 150				-1 400 -1 535	-1 400 -1 610	-1 400 -1 730		

表 7.2-16 孔 T 和 U 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		T				U					
大于	至	5	6	7	8	5	6	7	8	9	10
—	3					-18 -22	-18 -24	-18 -28	-18 -32	-18 -43	-18 -58
3	6					-22 -27	-20 -28	-19 -31	-23 -41	-23 -53	-23 -71
6	10					-26 -32	-25 -34	-22 -37	-28 -50	-28 -64	-28 -86
10	18					-30 -38	-30 -41	-26 -44	-33 -60	-33 -76	-33 -103
18	24					-38 -47	-37 -50	-33 -54	-41 -74	-41 -93	-41 -125
24	30	-38 -47	-37 -50	-33 -54	-41 -74	-45 -54	-44 -57	-40 -61	-48 -81	-48 -100	-48 -132
30	40	-44 -55	-43 -59	-39 -64	-48 -87	-56 -67	-55 -71	-51 -76	-60 -99	-60 -122	-60 -160
40	50	-50 -61	-49 -65	-45 -70	-54 -93	-66 -77	-65 -81	-61 -86	-70 -109	-70 -132	-70 -170
50	65		-60 -79	-55 -85	-66 -112		-81 -100	-76 -106	-87 -133	-87 -161	-87 -207
65	80		-69 -88	-64 -94	-75 -121		-96 -115	-91 -121	-102 -148	-102 -176	-102 -222
80	100		-84 -106	-78 -113	-91 -145		-117 -139	-111 -146	-124 -178	-124 -211	-124 -264
100	120		-97 -119	-91 -126	-104 -158		-137 -159	-131 -166	-144 -198	-144 -231	-144 -284
120	140		-115 -140	-107 -147	-122 -185		-163 -188	-155 -195	-170 -233	-170 -270	-170 -330
140	160		-127 -152	-119 -159	-134 -197		-183 -208	-175 -215	-190 -253	-190 -290	-190 -350
160	180		-139 -164	-131 -171	-146 -209		-203 -228	-195 -235	-210 -273	-210 -310	-210 -370
180	200		-157 -186	-149 -195	-166 -238		-227 -256	-219 -265	-236 -308	-236 -351	-236 -421
200	225		-171 -200	-163 -209	-180 -252		-249 -278	-241 -287	-258 -330	-258 -373	-258 -443
225	250		-187 -216	-179 -225	-196 -268		-275 -304	-267 -313	-284 -356	-284 -399	-284 -469
250	280		-209 -241	-198 -250	-218 -299		-306 -338	-295 -347	-315 -396	-315 -445	-315 -525
280	315		-231 -263	-220 -272	-240 -321		-341 -373	-330 -382	-350 -431	-350 -480	-350 -560
315	355		-257 -293	-247 -304	-268 -357		-379 -415	-369 -426	-390 -479	-390 -530	-390 -620

续表 7.2-16

基本尺寸/ mm		T				U					
大于	至	5	6	7	8	5	6	7	8	9	10
355	400		-283 -319	-273 -330	-294 -383		-424 -460	-414 -471	-435 -524	-435 -575	-435 -665
400	450		-317 -357	-307 -370	-330 -427		-477 -517	-467 -530	-490 -587	-490 -645	-490 -740
450	500		-347 -387	-337 -400	-360 -457		-527 -567	-517 -580	-540 -637	-540 -695	-540 -790
500	560		-400 -444	-400 -470	-400 -510		-600 -644	-600 -670	-600 -710		
560	630		-450 -494	-450 -520	-450 -560		-660 -704	-660 -730	-660 -770		
630	710		-500 -550	-500 -580	-500 -625		-740 -790	-740 -820	-740 -865		
710	800		-560 -610	-560 -640	-560 -685		-840 -890	-840 -920	-840 -965		
800	900		-620 -676	-620 -710	-620 -760		-940 -996	-940 -1 030	-940 -1 080		
900	1 000		-680 -736	-680 -770	-680 -820		-1 050 -1 106	-1 050 -1 140	-1 050 -1 190		
1 000	1 120		-780 -846	-780 -885	-780 -945		-1 150 -1 216	-1 150 -1 255	-1 150 -1 315		
1 120	1 250		-840 -906	-840 -945	-840 -1 005		-1 300 -1 366	-1 300 -1 405	-1 300 -1 465		
1 250	1 400		-960 -1 038	-960 -1 085	-960 -1 155		-1 450 -1 528	-1 450 -1 575	-1 450 -1 645		
1 400	1 600		-1 050 -1 128	-1 050 -1 175	-1 050 -1 245		-1 600 -1 678	-1 600 -1 725	-1 600 -1 795		
1 600	1 800		-1 200 -1 292	-1 200 -1 360	-1 200 -1 430		-1 850 -1 942	-1 850 -2 000	-1 850 -2 080		
1 800	2 000		-1 350 -1 442	-1 350 -1 500	-1 350 -1 580		-2 000 -2 092	-2 000 -2 150	-2 000 -2 230		
2 000	2 240		-1 500 -1 610	-1 500 -1 675	-1 500 -1 780		-2 300 -2 410	-2 300 -2 475	-2 300 -2 580		
2 240	2 500		-1 650 -1 760	-1 650 -1 825	-1 650 -1 930		-2 500 -2 610	-2 500 -2 675	-2 500 -2 780		
2 500	2 800		-1 900 -2 035	-1 900 -2 110	-1 900 -2 230		-2 900 -3 035	-2 900 -3 110	-2 900 -3 230		
2 800	3 150		-2 100 -2 235	-2 100 -2 310	-2 100 -2 430		-3 200 -3 335	-3 200 -3 410	-3 200 -3 530		

注：基本尺寸至 24 mm 的 T5 至 T8 的偏差值未列入表内，建议以 U5 至 U8 代替。如非要 T5 至 T8，则可按表 7.2-2、表 7.2-3 和表 7.2-4 计算。

表 7.2-17 孔 V、X 和 Y 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		V				X						Y				
大于	至	5	6	7	8	5	6	7	8	9	10	6	7	8	9	10
—	3					-20	-20	-20	-20	-20	-20					
						-24	-26	-30	-34	-45	-60					
3	6					-27	-25	-24	-28	-28	-28					
						-32	-33	-36	-46	-58	-76					
6	10					-32	-31	-28	-34	-34	-34					
						-38	-40	-43	-56	-70	-92					
10	14					-37	-37	-33	-40	-40	-40					
						-45	-48	-51	-67	-83	-110					
14	18	-36	-36	-32	-39	-42	-42	-38	-45	-45	-45					
		-44	-47	-50	-66	-50	-53	-56	-72	-88	-115					
18	24	-44	-43	-39	-47	-51	-50	-46	-54	-54	-54	-59	-55	-63	-63	-63
		-53	-56	-60	-80	-60	-63	-67	-87	-106	-138	-72	-76	-96	-115	-147
24	30	-52	-51	-47	-55	-61	-60	-56	-64	-64	-64	-71	-67	-75	-75	-75
		-61	-64	-68	-88	-70	-73	-77	-97	-116	-148	-84	-88	-108	-127	-159
30	40	-64	-63	-59	-68	-76	-75	-71	-80	-80	-80	-89	-85	-94	-94	-94
		-75	-79	-84	-107	-87	-91	-96	-119	-142	-180	-105	-110	-133	-156	-194
40	50	-77	-76	-72	-81	-93	-92	-88	-97	-97	-97	-109	-105	-114	-114	-114
		-88	-92	-97	-120	-104	-108	-113	-136	-159	-197	-125	-130	-153	-176	-214
50	65		-96	-91	-102		-116	-111	-122	-122		-138	-133	-144		
			-115	-121	-148		-135	-141	-168	-196		-157	-163	-190		
65	80		-114	-109	-120		-140	-135	-146	-146		-168	-163	-174		
			-133	-139	-166		-159	-165	-192	-220		-187	-193	-220		
80	100		-139	-133	-146		-171	-165	-178	-178		-207	-201	-214		
			-161	-168	-200		-193	-200	-232	-265		-229	-236	-268		
100	120		-165	-159	-172		-203	-197	-210	-210		-247	-241	-254		
			-187	-194	-226		-225	-232	-264	-297		-269	-276	-308		
120	140		-195	-187	-202		-241	-233	-248	-248		-293	-285	-300		
			-220	-227	-265		-266	-273	-311	-348		-318	-325	-363		
140	160		-221	-213	-228		-273	-265	-280	-280		-333	-325	-340		
			-246	-253	-291		-298	-305	-343	-380		-358	-365	-403		
160	180		-245	-237	-252		-303	-295	-310	-310		-373	-365	-380		
			-270	-277	-315		-328	-335	-373	-410		-398	-405	-443		
180	200		-275	-267	-284		-341	-333	-350	-350		-416	-408	-425		
			-304	-313	-356		-370	-379	-422	-465		-445	-454	-497		
200	225		-301	-293	-310		-376	-368	-385	-385		-461	-453	-470		
			-330	-339	-382		-405	-414	-457	-500		-490	-499	-542		

续表 7.2-17

基本尺寸/ mm		V				X						Y				
大于	至	5	6	7	8	5	6	7	8	9	10	6	7	8	9	10
225	250		-331 -360	-323 -369	-340 -412		-416 -445	-408 -454	-425 -497	-425 -540		-511 -540	-503 -549	-520 -592		
250	280		-376 -408	-365 -417	-385 -466		-466 -498	-455 -507	-475 -556	-475 -605		-571 -603	-560 -612	-580 -661		
280	315		-416 -448	-405 -457	-425 -506		-516 -548	-505 -557	-525 -606	-525 -655		-641 -673	-630 -682	-650 -731		
315	355		-464 -500	-454 -511	-475 -564		-579 -615	-569 -626	-590 -679	-590 -730		-719 -755	-709 -766	-730 -819		
355	400		-519 -555	-509 -566	-530 -619		-649 -685	-639 -696	-660 -749	-660 -800		-809 -845	-799 -856	-820 -909		
400	450		-582 -622	-572 -635	-595 -692		-727 -767	-717 -780	-740 -837	-740 -895		-907 -947	-897 -960	-920 -1 017		
450	500		-647 -687	-637 -700	-660 -757		-807 -847	-797 -860	-820 -917	-820 -975		-987 -1 027	-977 -1 040	-1 000 -1 097		

注：1. 基本尺寸至 14 mm 的 V5 至 V8 的偏差值未列入表内，建议以 X5 至 X8 代替。如非要 V5 至 V8，则可按表 7.2-2、表 7.2-3 和表 7.2-4 计算。
 2. 基本尺寸至 18 mm 的 Y6 至 Y10 的偏差值未列入表内，建议以 Z6 至 Z10 代替。如非要 Y6 至 Y10，则可按表 7.2-2、表 7.2-3 和表 7.2-4 计算。

表 7.2-18 孔 Z 和 ZA 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		Z						ZA					
大于	至	6	7	8	9	10	11	6	7	8	9	10	11
—	3	-26 -32	-26 -36	-26 -40	-26 -51	-26 -66	-26 -86	-32 -38	-32 -42	-32 -46	-32 -57	-32 -72	-32 -92
3	6	-32 -40	-31 -43	-35 -53	-35 -65	-35 -83	-35 -110	-39 -47	-38 -50	-42 -60	-42 -72	-42 -90	-42 -117
6	10	-39 -48	-36 -51	-42 -64	-42 -78	-42 -100	-42 -132	-49 -58	-46 -61	-52 -74	-52 -88	-52 -110	-52 -142
10	14	-47 -58	-43 -61	-50 -77	-50 -93	-50 -120	-50 -160	-61 -72	-57 -75	-64 -91	-64 -107	-64 -134	-64 -174
14	18	-57 -68	-53 -71	-60 -87	-60 -103	-60 -130	-60 -170	-74 -85	-70 -88	-77 -104	-77 -120	-77 -147	-77 -187
18	24	-69 -82	-65 -86	-73 -106	-73 -125	-73 -157	-73 -203	-94 -107	-90 -111	-98 -131	-98 -150	-98 -182	-98 -228
24	30	-84 -97	-80 -101	-88 -121	-88 -140	-88 -172	-88 -218	-114 -127	-110 -131	-118 -151	-118 -170	-118 -202	-118 -248

续表 7.2-18

基本尺寸/ mm		Z						ZA					
大于	至	6	7	8	9	10	11	6	7	8	9	10	11
30	40	-107	-103	-112	-112	-112	-112	-143	-139	-148	-148	-148	-148
		-123	-128	-151	-174	-212	-272	-159	-164	-187	-210	-248	-308
40	50	-131	-127	-136	-136	-136	-136	-175	-171	-180	-180	-180	-180
		-147	-152	-175	-198	-236	-296	-191	-196	-219	-242	-280	-340
50	65		-161	-172	-172	-172	-172		-215	-226	-226	-226	-226
			-191	-218	-246	-292	-362		-245	-272	-300	-346	-416
65	80		-199	-210	-210	-210	-210		-263	-274	-274	-274	-274
			-229	-256	-284	-330	-400		-293	-320	-348	-394	-464
80	100		-245	-258	-258	-258	-258		-322	-335	-335	-335	-335
			-280	-312	-345	-398	-478		-357	-389	-422	-475	-555
100	120		-297	-310	-310	-310	-310		-387	-400	-400	-400	-400
			-332	-364	-397	-450	-530		-422	-454	-487	-540	-620
120	140		-350	-365	-365	-365	-365		-455	-470	-470	-470	-470
			-390	-428	-465	-525	-615		-495	-533	-570	-630	-720
140	160		-400	415	-415	-415	-415		-520	-535	-535	-535	-535
			-440	-478	-515	-575	-665		-560	-598	-635	-695	-785
160	180		-450	-465	-465	-465	-465		-585	-600	-600	-600	-600
			-490	-528	-565	-625	-715		-625	-663	-700	-760	-850
180	200		-503	-520	-520	-520	-520		-653	-670	-670	-670	-670
			-549	-592	-635	-705	-810		-699	-742	-785	-855	-960
200	225		-558	-575	-575	-575	-575		-723	-740	-740	-740	-740
			-604	-647	-690	-760	-865		-769	-812	-855	-925	-1 030
225	250		-623	-640	-640	-640	-640		-803	-820	-820	-820	-820
			-669	-712	-755	-825	-930		-849	-892	-935	-1 005	-1 110
250	280		-690	-710	-710	-710	-710		-900	-920	-920	-920	-920
			-742	-791	-840	-920	-1 030		-952	-1 001	-1 050	-1 130	-1 240
280	315		-770	-790	-790	-790	-790		-980	-1 000	-1 000	-1 000	-1 000
			-822	-871	-920	-1 000	-1 110		-1 032	-1 081	-1 130	-1 210	-1 320
315	355		-879	-900	-900	-900	-900		-1 129	-1 150	-1 150	-1 150	-1 150
			-936	-989	-1 040	-1 130	-1 260		-1 186	-1 239	-1 290	-1 380	-1 510
355	400		-979	-1 000	-1 000	-1 000	-1 000		-1 279	-1 300	-1 300	-1 300	-1 300
			-1 036	-1 089	-1 140	-1 230	-1 360		-1 336	-1 389	-1 440	-1 530	-1 660
400	450		-1 077	-1 100	-1 100	-1 100	-1 100		-1 427	-1 450	-1 450	-1 450	-1 450
			-1 140	-1 197	-1 255	-1 350	-1 500		-1 490	-1 547	-1 605	-1 700	-1 850
450	500		-1 227	-1 250	-1 250	-1 250	-1 250		-1 577	-1 600	-1 600	-1 600	-1 600
			-1 290	-1 347	-1 405	-1 500	-1 650		-1 640	-1 697	-1 755	-1 850	-2 000

表 7.2-19 孔 ZB 和 ZC 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		ZB					ZC				
大于	至	7	8	9	10	11	7	8	9	10	11
—	3	-40	-40	-40	-40	-40	-60	-60	-60	-60	-60
		-50	-54	-65	-80	-100	-70	-74	-85	-100	-120
3	6	-46	-50	-50	50	-50	-76	-80	-80	-80	-80
		-58	-68	-80	-98	-125	-88	-98	-110	-128	-155
6	10	-61	-67	-67	-67	-67	-91	-97	-97	-97	-97
		-76	-89	-103	-125	-157	-106	-119	-133	-155	-187
10	14	-83	-90	-90	-90	-90	-123	-130	-130	-130	-130
		-101	-117	-133	-160	-200	-141	-157	-173	-200	-240
14	18	-101	-108	-108	-108	-108	-143	-150	-150	-150	-150
		-119	-135	-151	-178	-218	-161	-177	-193	-220	-260
18	24	-128	-136	-136	-136	-136	-180	-188	-188	-188	-188
		-149	-169	-188	-220	-266	-201	-221	-240	-272	-318
24	30	-152	-160	-160	-160	-160	-210	-218	-218	-218	-218
		-173	-193	-212	-244	-290	-231	-251	-270	-302	-348
30	40	-191	-200	-200	-200	-200	-265	-274	-274	-274	-274
		-216	-239	-262	-300	-360	-290	-313	-336	-374	-434
40	50	-233	-242	-242	-242	-242	-316	-325	-325	-325	-325
		-258	-281	-304	-342	-402	-341	-364	-387	-425	-485
50	65	-289	-300	-300	-300	-300	-394	-405	-405	-405	-405
		-319	-346	-374	-420	-490	-424	-451	-479	-525	-595
65	80	-349	-360	-360	-360	-360	-469	-480	-480	-480	-480
		-379	-406	-434	-480	-550	-499	-526	-554	-600	-670
80	100	-432	-445	-445	-445	-445	-572	-585	-585	-585	-585
		-467	-499	-532	-585	-665	-607	-639	-672	-725	-805
100	120	-512	-525	-525	-525	-525	-677	-690	-690	-690	-690
		-547	-579	-612	-665	-745	-712	-744	-777	-830	-910
120	140	-605	-620	-620	-620	-620	-785	-800	-800	-800	-800
		-645	-683	-720	-780	-870	-825	-863	-900	-960	-1 050
140	160	-685	-700	-700	-700	-700	-885	-900	-900	-900	-900
		-725	-763	-800	-860	-950	-925	-963	-1 000	-1 060	-1 150
160	180	-765	-780	-780	-780	-780	-985	-1 000	-1 000	-1 000	-1 000
		-805	-843	-880	-940	-1 030	-1 025	-1 063	-1 100	-1 160	-1 250
180	200	-863	-880	-880	-880	-880	-1 133	-1 150	-1 150	-1 150	-1 150
		-909	-952	-995	-1 065	-1 170	-1 179	-1 222	-1 265	-1 335	-1 440
200	225	-943	-960	-960	-960	-960	-1 233	-1 250	-1 250	-1 250	-1 250
		-989	-1 032	-1 075	-1 145	-1 250	-1 279	-1 322	-1 365	-1 435	-1 540
225	250	-1 033	-1 050	-1 050	-1 050	-1 050	-1 333	-1 350	-1 350	-1 350	-1 350
		-1 079	-1 122	-1 165	-1 235	-1 340	-1 379	-1 422	-1 465	-1 535	-1 640
250	280	-1 180	-1 200	-1 200	-1 200	-1 200	-1 530	-1 550	-1 550	-1 550	-1 550
		-1 232	-1 281	-1 330	-1 410	-1 520	-1 582	-1 631	-1 680	-1 760	-1 870
280	315	-1 280	-1 300	-1 300	-1 300	-1 300	-1 680	-1 700	-1 700	-1 700	-1 700
		-1 332	-1 381	-1 430	-1 510	-1 620	-1 732	-1 781	-1 830	-1 910	-2 020
315	355	-1 479	-1 500	-1 500	-1 500	-1 500	-1 879	-1 900	-1 900	-1 900	-1 900
		-1 536	-1 589	-1 640	-1 730	-1 860	-1 936	-1 989	-2 040	-2 130	-2 260
355	400	-1 629	-1 650	-1 650	-1 650	-1 650	-2 079	-2 100	-2 100	-2 100	-2 100
		-1 686	-1 739	-1 790	-1 880	-2 010	-2 136	-2 189	-2 240	-2 330	-2 460
400	450	-1 827	-1 850	-1 850	-1 850	-1 850	-2 377	-2 400	-2 400	-2 400	-2 400
		-1 890	-1 947	-2 005	-2 100	-2 250	-2 440	-2 497	-2 555	-2 650	-2 800
450	500	-2 077	-2 100	-2 100	-2 100	-2 100	-2 577	-2 600	-2 600	-2 600	-2 600
		-2 140	-2 197	-2 255	-2 350	-2 500	-2 640	-2 697	-2 755	-2 850	-3 000

续表 7.2-20

基本尺寸/ mm	a										b										c									
	9	10	11	12	13	8	9	10	11	12	13	8	9	10	11	12	13	8	9	10	11	12	8	9	10	11	12			
大于																														
140	-520	-520	-520	-520	-520	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-210	-210	-210	-210	-210	-210	-210	-210	-210	-210	-210		
160	-620	-680	-770	-920	-1 150	-343	-380	-440	-530	-680	-910	-273	-310	-310	-310	-310	-310	-293	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330		
180	-580	-580	-580	-580	-580	-310	-310	-310	-310	-310	-310	-310	-310	-310	-310	-310	-310	-240	-240	-240	-240	-240	-240	-240	-240	-240	-240	-240		
180	-680	-740	-830	-980	-1 210	-373	-410	-470	-560	-710	-940	-293	-330	-330	-330	-330	-330	-293	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330		
200	-660	-660	-660	-660	-660	-340	-340	-340	-340	-340	-340	-340	-340	-340	-340	-340	-340	-240	-240	-240	-240	-240	-240	-240	-240	-240	-240	-240		
200	-775	-845	-950	-1 120	-1 380	-412	-455	-525	-630	-800	-1 060	-312	-355	-355	-355	-355	-355	-312	-355	-355	-355	-355	-355	-355	-355	-355	-355	-355		
200	-740	-740	-740	-740	-740	-380	-380	-380	-380	-380	-380	-260	-260	-260	-260	-260	-260	-260	-260	-260	-260	-260	-260	-260	-260	-260	-260	-260		
200	-855	-925	-1 030	-1 200	-1 460	-452	-495	-565	-670	-840	-1 100	-332	-375	-375	-375	-375	-375	-332	-375	-375	-375	-375	-375	-375	-375	-375	-375	-375		
225	-820	-820	-820	-820	-820	-420	-420	-420	-420	-420	-420	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280	-280		
225	-935	-1 005	-1 110	-1 280	-1 540	-492	-535	-605	-710	-880	-1 140	-352	-395	-395	-395	-395	-395	-352	-395	-395	-395	-395	-395	-395	-395	-395	-395	-395		
250	-920	-920	-920	-920	-920	-480	-480	-480	-480	-480	-480	-300	-300	-300	-300	-300	-300	-300	-300	-300	-300	-300	-300	-300	-300	-300	-300	-300		
250	-1 050	-1 130	-1 240	-1 440	-1 730	-561	-610	-690	-800	-1 000	-1 290	-381	-430	-430	-430	-430	-430	-381	-430	-430	-430	-430	-430	-430	-430	-430	-430	-430		
280	-1 050	-1 050	-1 050	-1 050	-1 050	-540	-540	-540	-540	-540	-540	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330	-330		
280	-1 180	-1 260	-1 370	-1 570	-1 860	-621	-670	-750	-860	-1 060	-1 350	-411	-460	-460	-460	-460	-460	-411	-460	-460	-460	-460	-460	-460	-460	-460	-460	-460		
315	-1 200	-1 200	-1 200	-1 200	-1 200	-600	-600	-600	-600	-600	-600	-360	-360	-360	-360	-360	-360	-360	-360	-360	-360	-360	-360	-360	-360	-360	-360	-360		
315	-1 340	-1 430	-1 560	-1 770	-2 090	-689	-740	-830	-960	-1 170	-1 490	-449	-500	-500	-500	-500	-500	-449	-500	-500	-500	-500	-500	-500	-500	-500	-500	-500		
355	-1 350	-1 350	-1 350	-1 350	-1 350	-680	-680	-680	-680	-680	-680	-400	-400	-400	-400	-400	-400	-400	-400	-400	-400	-400	-400	-400	-400	-400	-400	-400		
355	-1 490	-1 580	-1 710	-1 920	-2 240	-769	-820	-910	-1 040	-1 250	-1 570	-489	-540	-540	-540	-540	-540	-489	-540	-540	-540	-540	-540	-540	-540	-540	-540	-540		
400	-1 500	-1 500	-1 500	-1 500	-1 500	-760	-760	-760	-760	-760	-760	-440	-440	-440	-440	-440	-440	-440	-440	-440	-440	-440	-440	-440	-440	-440	-440	-440		
400	-1 655	-1 750	-1 900	-2 130	-2 470	-857	-915	-1 010	-1 160	-1 390	-1 730	-537	-595	-595	-595	-595	-595	-537	-595	-595	-595	-595	-595	-595	-595	-595	-595	-595		
450	-1 650	-1 650	-1 650	-1 650	-1 650	-840	-840	-840	-840	-840	-840	-480	-480	-480	-480	-480	-480	-480	-480	-480	-480	-480	-480	-480	-480	-480	-480	-480		
450	-1 805	-1 900	-2 050	-2 280	-2 620	-937	-995	-1 090	-1 240	-1 470	-1 810	-577	-635	-635	-635	-635	-635	-577	-635	-635	-635	-635	-635	-635	-635	-635	-635	-635		

注：基本尺寸小于1 mm时，各级的a和b均不采用。

表 7.2-22 轴 e 和 ef 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		e						ef							
大于	至	5	6	7	8	9	10	3	4	5	6	7	8	9	10
—	3	-14	-14	-14	-14	-14	-14	-10	-10	-10	-10	-10	-10	-10	-10
		-18	-20	-24	-28	-39	-54	-12	-13	-14	-16	-20	-24	-35	-50
3	6	-20	-20	-20	-20	-20	-20	-14	-14	-14	-14	-14	-14	-14	-14
		-25	-28	-32	-38	-50	-68	-16.5	-18	-19	-22	-26	-32	-44	-62
6	10	-25	-25	-25	-25	-25	-25	-18	-18	-18	-18	-18	-18	-18	-18
		-31	-34	-40	-47	-61	-83	-20.5	-22	-24	-27	-33	-40	-54	-76
10	18	-32	-32	-32	-32	-32	-32								
		-40	-43	-50	-59	-75	-102								
18	30	-40	-40	-40	-40	-40	-40								
		-49	-53	-61	-73	-92	-124								
30	50	-50	-50	-50	-50	-50	-50								
		-61	-66	-75	-89	-112	-150								
50	80	-60	-60	-60	-60	-60	-60								
		-73	-79	-90	-106	-134	-180								
80	120	-72	-72	-72	-72	-72	-72								
		-87	-94	-107	-126	-212	-159								
120	180	-85	-85	-85	-85	-85	-85								
		-103	-110	-125	-148	-185	-245								
180	250	-100	-100	-100	-100	-100	-100								
		-120	-129	-146	-172	-215	-285								
250	315	-110	-110	-110	-110	-110	-110								
		-133	-142	-162	-191	-240	-320								
315	400	-125	-125	-125	-125	-125	-125								
		-150	-161	-182	-214	-265	-355								
400	500	-135	-135	-135	-135	-135	-135								
		-162	-175	-198	-232	-290	-385								
500	630		-145	-145	-145	-145	-145								
			-189	-215	-255	-320	-425								
630	800		-160	-160	-160	-160	-160								
			-210	-240	-285	-360	-480								
800	1 000		-170	-170	-170	-170	-170								
			-226	-260	-310	-400	-530								
1 000	1 250		-195	-195	-195	-195	-195								
			-261	-300	-360	-455	-615								
1 250	1 600		-220	-220	-220	-220	-220								
			-298	-345	-415	-530	-720								
1 600	2 000		-240	-240	-240	-240	-240								
			-332	-390	-470	-610	-840								
2 000	2 500		-260	-260	-260	-260	-260								
			-370	-435	-540	-700	-960								
2 500	3 150		-290	-290	-290	-290	-290								
			-425	-500	-620	-830	-1 150								

注：各级的 ef 主要用于精密机械和钟表制造业。

表 7.2-23 轴 f 和 f_g 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		f								f _g							
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10	3	4	5	6	7	8	9	10
—	3	-6 -8	-6 -9	-6 -10	-6 -12	-6 -16	-6 -20	-6 -31	-6 -46	-4 -6	-4 -7	-4 -8	-4 -10	-4 -14	-4 -18	-4 -29	-4 -44
3	6	-10 -12.5	-10 -14	-10 -15	-10 -18	-10 -22	-10 -28	-10 -40	-10 -58	-6 -8.5	-6 -10	-6 -11	-6 -14	-6 -18	-6 -24	-6 -36	-6 -54
6	10	-13 -15.5	-13 -17	-13 -19	-13 -22	-13 -28	-13 -35	-13 -49	-13 -71	-8 -10.5	-8 -12	-8 -14	-8 -17	-8 -23	-8 -30	-8 -44	-8 -66
10	18	-16 -19	-16 -21	-16 -24	-16 -27	-16 -34	-16 -43	-16 -59	-16 -86								
18	30	-20 -24	-20 -26	-20 -29	-20 -33	-20 -41	-20 -53	-20 -72	-20 -104								
30	50	-25 -29	-25 -32	-25 -36	-25 -41	-25 -50	-25 -64	-25 -87	-25 -125								
50	80		-30 -38	-30 -43	-30 -49	-30 -60	-30 -76	-30 -104									
80	120		-36 -46	-36 -51	-36 -58	-36 -71	-36 -90	-36 -123									
120	180		-43 -55	-43 -61	-43 -68	-43 -83	-43 -106	-43 -143									
180	250		-50 -64	-50 -70	-50 -79	-50 -96	-50 -122	-50 -165									
250	315		-56 -72	-56 -79	-56 -88	-56 -108	-56 -137	-56 -185									
315	400		-62 -80	-62 -87	-62 -98	-62 -119	-62 -151	-62 -202									
400	500		-68 -88	-68 -95	-68 -108	-68 -131	-68 -165	-68 -223									
500	630				-76 -120	-76 -146	-76 -186	-76 -251									
630	800				-80 -130	-80 -160	-80 -205	-80 -280									
800	1 000				-86 -142	-86 -176	-86 -226	-86 -316									
1 000	1 250				-98 -164	-98 -203	-98 -263	-98 -358									
1 250	1 600				-110 -188	-110 -235	-110 -305	-110 -420									
1 600	2 000				-120 -212	-120 -270	-120 -350	-120 -490									
2 000	2 500				-130 -240	-130 -305	-130 -410	-130 -570									
2 500	3 150				-145 -280	-145 -355	-145 -475	-145 -685									

注：各级的 f_g 主要用于精密机械和钟表制造业。

表 7.2-24 轴 g 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999)

(μm)

基本尺寸/ mm		g							
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10
—	3	-2 -4	-2 -5	-2 -6	-2 -8	-2 -12	-2 -16	-2 -27	-2 -42
3	6	-4 -6.5	-4 -8	-4 -9	-4 -12	-4 -16	-4 -22	-4 -34	-4 -52
6	10	-5 -7.5	-5 -9	-5 -11	-5 -14	-5 -20	-5 -27	-5 -41	-5 -63
10	18	-6 -9	-6 -11	-6 -14	-6 -17	-6 -24	-6 -33	-6 -49	-6 -76
18	30	-7 -11	-7 -13	-7 -16	-7 -20	-7 -28	-7 -40	-7 -59	-7 -91
30	50	-9 -13	-9 -16	-9 -20	-9 -25	-9 -34	-9 -48	-9 -71	-9 -109
50	80		-10 -18	-10 -23	-10 -29	-10 -40	-10 -56		
80	120		-12 -22	-12 -27	-12 -34	-12 -47	-12 -66		
120	180		-14 -26	-14 -32	-14 -39	-14 -54	-14 -77		
180	250		-15 -29	-15 -35	-15 -44	-15 -61	-15 -87		
250	315		-17 -33	-17 -40	-17 -49	-17 -69	-17 -98		
315	400		-18 -36	-18 -43	-18 -54	-18 -75	-18 -107		
400	500		-20 -40	-20 -47	-20 -60	-20 -83	-20 -117		
500	630				-22 -66	-22 -92	-22 -132		
630	800				-24 -74	-24 -104	-24 -149		
800	1 000				-26 -82	-26 -116	-26 -166		
1 000	1 250				-28 -94	-28 -133	-28 -193		
1 250	1 600				-30 -108	-30 -155	-30 -225		
1 600	2 000				-32 -124	-32 -182	-32 -262		
2 000	2 500				-34 -144	-34 -209	-34 -314		
2 500	3 150				-38 -173	-38 -248	-38 -368		

表 7.2-25 轴 h 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999)

基本尺寸/ mm		h																	
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
大于	至	μm																	
		mm																	
—	3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-0.8	-1.2	-2	-3	-4	-6	-10	-14	-25	-40	-60	-0.1	-0.14	-0.25	-0.4	-0.6		
3	6	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-1	-1.5	-2.5	-4	-5	-8	-12	-18	-30	-48	-75	-0.12	-0.18	-0.3	-0.48	-0.75	-1.2	-1.8
6	10	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-1	1.5	-2.5	-4	-6	-9	-15	-22	-36	-58	-90	-0.15	-0.22	-0.36	-0.58	-0.9	-1.5	-2.2
10	18	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-1.2	-2	-3	-5	-8	-11	-18	-27	-43	-70	-110	-0.18	-0.27	-0.43	-0.7	-1.1	-1.8	-2.7
18	30	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-1.5	-2.5	-4	-6	-9	-13	-21	-33	-52	-84	-130	-0.21	-0.33	-0.52	-0.84	-1.3	-2.1	-3.3
30	50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-1.5	-2.5	-4	-7	-11	-16	-25	-39	-62	-100	-160	-0.25	-0.39	-0.62	-1	-1.6	-2.5	-3.9
50	80	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-2	-3	-5	-8	-13	-19	-30	-46	-74	-120	-190	-0.3	-0.46	-0.74	-1.2	-1.9	-3	-4.6
80	120	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-2.5	-4	-6	-10	-15	-22	-35	-54	-87	-140	-220	-0.35	-0.54	-0.87	-1.4	-2.2	-3.5	-5.4
120	180	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-3.5	-5	-8	-12	-18	-25	-40	-63	-100	-160	-250	-0.4	-0.63	-1	-1.6	-2.5	-4	-6.3
180	250	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-4.5	-7	-10	-14	-20	-29	-46	-72	-115	-185	-290	-0.46	-0.72	-1.15	-1.85	-2.9	-4.6	-7.2
250	315	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-6	-8	-12	-16	-23	-32	-52	-81	-130	-210	-320	-0.52	-0.81	-1.3	-2.1	-3.2	-5.2	-8.1

续表 7.2-25

基本尺寸/ mm		h																	
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
大 丁 至		偏 差																	
		mm																	
315	400	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-7	-9	-13	-18	-25	-36	-57	-89	-140	-230	-360	-0.57	-0.89	-1.4	-2.3	-3.6	-5.7	-8.9
400	500	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-8	-10	-15	-20	-27	-40	-63	-97	-155	-250	-400	-0.63	-0.97	-1.55	-2.5	-4	-6.3	-9.7
500	630	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-9	-11	-16	-22	-32	-44	-70	-110	-175	-280	-440	-0.7	-1.1	-1.75	-2.8	-4.4	-7	-11
630	800	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-10	-13	-18	-25	-36	-50	-80	-125	-200	-320	-500	-0.8	-1.25	-2	-3.2	-5	-8	-12.5
800	1 000	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-11	-15	-21	-28	-40	-56	-90	-140	-230	-360	-560	-0.9	-1.4	-2.3	-3.6	-5.6	-9	-14
1 000	1 250	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-13	-18	-24	-33	-47	-66	-105	-165	-260	-420	-660	-1.05	-1.65	-2.6	-4.2	-6.6	-10.5	-16.5
1 250	1 600	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-15	-21	-29	-39	-55	-78	-125	-195	-310	-500	-780	-1.25	-1.95	-3.1	-5	-7.8	-12.5	-19.5
1 600	2 000	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-18	-25	-35	-46	-65	-92	-150	-230	-370	-600	-920	-1.5	-2.3	-3.7	-6	-9.2	-15	-23
2 000	2 500	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-22	-30	-41	-55	-78	-110	-175	-280	-440	-700	-1 100	-1.75	-2.8	-4.4	-7	-11	-17.5	-28
2 500	3 150	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		-26	-36	-50	-68	-96	-135	-210	-330	-540	-860	-1 350	-2.1	-3.3	-5.4	-8.6	-13.5	-21	-33

注: 1. IT14 至 IT18 只用于大于 1 mm 的基本尺寸。

2. 黑框中的数值, 即基本尺寸大于 500~3 150 mm, IT1 至 IT5 的偏差值, 为试用的。

表 7.2-26 轴 js 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4-1999)

基本尺寸/ mm	js																	
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
大于	偏 差																	
至	mm																	
—	μm																	
3	±0.4	±0.6	±1	±1.5	±2	±3	±5	±7	±12	±20	±30	±0.05	±0.07	±0.125	±0.2	±0.3		
6	±0.5	±0.75	±1.25	±2	±2.5	±4	±6	±9	±15	±24	±37	±0.06	±0.09	±0.15	±0.24	±0.375	±0.6	±0.9
10	±0.5	±0.75	±1.25	±2	±3	±4.5	±7	±11	±18	±29	±45	±0.075	±0.11	±0.18	±0.29	±0.45	±0.75	±1.1
18	±0.6	±1	±1.5	±2.5	±4	±5.5	±9	±13	±21	±35	±55	±0.09	±0.135	±0.215	±0.35	±0.55	±0.9	±1.35
30	±0.75	±1.25	±2	±3	±4.5	±6.5	±10	±16	±26	±42	±65	±0.105	±0.165	±0.26	±0.42	±0.65	±1.05	±1.65
50	±0.75	±1.25	±2	±3.5	±5.5	±8	±12	±19	±31	±50	±80	±0.125	±0.195	±0.31	±0.5	±0.8	±1.25	±1.95
80	±1	±1.5	±2.5	±4	±6.5	±9.5	±15	±23	±37	±60	±95	±0.15	±0.23	±0.37	±0.6	±0.95	±1.5	±2.3
120	±1.25	±2	±3	±5	±7.5	±11	±17	±27	±43	±70	±110	±0.175	±0.27	±0.435	±0.7	±1.1	±1.75	±2.7
180	±1.75	±2.5	±4	±6	±9	±12.5	±20	±31	±50	±80	±125	±0.2	±0.315	±0.5	±0.8	±1.25	±2	±3.15
250	±2.25	±3.5	±5	±7	±10	±14.5	±23	±36	±57	±92	±145	±0.23	±0.36	±0.575	±0.925	±1.45	±2.3	±3.6
315	±3	±4	±6	±8	±11.5	±16	±26	±40	±65	±105	±160	±0.26	±0.405	±0.65	±1.05	±1.6	±2.6	±4.05
400	±3.5	±4.5	±6.5	±9	±12.5	±18	±28	±44	±70	±115	±180	±0.285	±0.445	±0.7	±1.15	±1.8	±2.85	±4.45
500	±4	±5	±7.5	±10	±13.5	±20	±31	±48	±77	±125	±200	±0.315	±0.485	±0.775	±1.25	±2	±3.15	±4.85
500	±4.5	±5.5	±8	±11	±16	±22	±35	±55	±87	±140	±220	±0.35	±0.55	±0.875	±1.4	±2.2	±3.5	±5.5
630	±5	±6.5	±9	±12.5	±18	±25	±40	±62	±100	±160	±250	±0.4	±0.625	±1	±1.6	±2.5	±4	±6.25
800	±5.5	±7.5	±10.5	±14	±20	±28	±45	±70	±115	±180	±280	±0.45	±0.7	±1.15	±1.8	±2.8	±4.5	±7
1 000	±6.5	±9	±12	±16.5	±23.5	±33	±52	±82	±130	±210	±330	±0.525	±0.825	±1.3	±2.1	±3.3	±5.25	±8.25
1 250	±7.5	±10.5	±14.5	±19.5	±27.5	±39	±62	±97	±155	±250	±390	±0.625	±0.975	±1.55	±2.5	±3.9	±6.25	±9.75
1 600	±9	±12.5	±17.5	±23	±32.5	±46	±75	±115	±185	±300	±460	±0.75	±1.15	±1.85	±3	±4.6	±7.5	±11.5
2 000	±11	±15	±20.5	±27.5	±39	±55	±87	±140	±220	±350	±550	±0.875	±1.4	±2.2	±3.5	±5.5	±8.75	±14
2 500	±13	±18	±25	±34	±48	±67.5	±105	±165	±270	±430	±675	±1.05	±1.65	±2.7	±4.3	±6.75	±10.5	±16.5

注: 1. 为避免相同值的重复, 表列值以“±X”给出, 可为 es = +X、ei = -X, 例如, $\begin{matrix} +0.23 \\ -0.23 \end{matrix}$ mm。

2. IT18 至 IT14 只用于大于 1 mm 的基本尺寸。

3. 黑框中的数值, 即基本尺寸大于 500~3 150 mm, IT1 至 IT5 的偏差值, 为试用的。

表 7.2-27 轴 j 和 k 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999)

(μm)

基本尺寸/ mm		j				k										
大于	至	5	6	7	8	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
—	3	± 2	+4 -2	+6 -4	+8 -6	+2 0	+3 0	+4 0	+6 0	+10 0	+14 0	+25 0	+40 0	+60 0	+100 0	+140 0
3	6	+3 -2	+6 -2	+8 -4		+2.5 0	+5 +1	+6 +1	+9 +1	+13 +1	+18 0	+30 0	+48 0	+75 0	+120 0	+180 0
6	10	+4 -2	+7 -2	+10 -5		+2.5 0	+5 +1	+7 +1	+10 +1	+16 +1	+22 0	+36 0	+58 0	+90 0	+150 0	+220 0
10	18	+5 -3	+8 -3	+12 -6		+3 0	+6 +1	+9 +1	+12 +1	+19 +1	+27 0	+43 0	+70 0	+110 0	+180 0	+270 0
18	30	+5 -4	+9 -4	+13 -8		+4 0	+8 +2	+11 +2	+15 +2	+23 +2	+33 0	+52 0	+84 0	+130 0	+210 0	+330 0
30	50	+6 -5	+11 -5	+15 -10		+4 0	+9 +2	+13 +2	+18 +2	+27 +2	+39 0	+62 0	+100 0	+160 0	+250 0	+390 0
50	80	+6 -7	+12 -7	+18 -12			+10 +2	+15 +2	+21 +2	+32 +2	+46 0	+74 0	+120 0	+190 0	+300 0	+460 0
80	120	+6 -9	+13 -9	+20 -15			+13 +3	+18 +3	+25 +3	+38 +3	+54 0	+87 0	+140 0	+220 0	+350 0	+540 0
120	180	+7 -11	+14 -11	+22 -18			+15 +3	+21 +3	+28 +3	+43 +3	+63 0	+100 0	+160 0	+250 0	+400 0	+630 0
180	250	+7 -13	+16 -13	+25 -21			+18 +4	+24 +4	+33 +4	+50 +4	+72 0	+115 0	+185 0	+290 0	+460 0	+720 0
250	315	+7 -16	± 16	± 26			+20 +4	+27 +4	+36 +4	+56 +4	+81 0	+130 0	+210 0	+320 0	+520 0	+810 0
315	400	+7 -18	± 18	+29 -28			+22 +4	+29 +4	+40 +4	+61 +4	+89 0	+140 0	+230 0	+360 0	+570 0	+890 0
400	500	+7 -20	± 20	+31 -32			+25 +5	+32 +5	+45 +5	+68 +5	+97 0	+155 0	+250 0	+400 0	+630 0	+970 0
500	630								+44 0	+70 0	+110 0	+175 0	+280 0	+440 0	+700 0	+1 100 0
630	800								+50 0	+80 0	+125 0	+200 0	+320 0	+500 0	+800 0	+1 250 0
800	1 000								+56 0	+90 0	+140 0	+230 0	+360 0	+560 0	+900 0	+1 400 0
1 000	1 250								+66 0	+105 0	+165 0	+260 0	+420 0	+660 0	+1 050 0	+1 650 0
1 250	1 600								+78 0	+125 0	+195 0	+310 0	+500 0	+780 0	+1 250 0	+1 950 0
1 600	2 000								+92 0	+150 0	+230 0	+370 0	+600 0	+920 0	+1 500 0	+2 300 0
2 000	2 500								+110 0	+175 0	+280 0	+440 0	+700 0	+1 100 0	+1 750 0	+2 800 0
2 500	3 150								+135 0	+210 0	+330 0	+540 0	+860 0	+1 350 0	+2 100 0	+3 300 0

注: js5、js6 和 js7 的某些极限值与 js5、js6 和 js7 一样用“ $\pm X$ ”表示。

表 7.2-28 轴 m 和 n 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		m							n						
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	3	4	5	6	7	8	9
—	3	+4 +2	+5 +2	+6 +2	+8 +2	+12 +2	+16 +2	+27 +2	+6 +4	+7 +4	+8 +4	+10 +4	+14 +4	+18 +4	+29 +4
3	6	+6.5 +4	+8 +4	+9 +4	+12 +4	+16 +4	+22 +4	+34 +4	+10.5 +8	+12 +8	+13 +8	+16 +8	+20 +8	+26 +8	+38 +8
6	10	+8.5 +6	+10 +6	+12 +6	+15 +6	+21 +6	+28 +6	42 6	+12.5 +10	+14 +10	+16 +10	+19 +10	+25 +10	+32 +10	+46 +10
10	18	+10 +7	+12 +7	+15 +7	+18 +7	+25 +7	+34 +7	+50 +7	+15 +12	+17 +12	+20 +12	+23 +12	+30 +12	+39 +12	+55 +12
18	30	+12 +8	+14 +8	+17 +8	+21 +8	+29 +8	+41 +8	+60 +8	+19 +15	+21 +15	+24 +15	+28 +15	+36 +15	+48 +15	+67 +15
30	50	+13 +9	+16 +9	+20 +9	+25 +9	+34 +9	+48 +9	+71 +9	+21 +17	+24 +17	+28 +17	+33 +17	+42 +17	+56 +17	+79 +17
50	80		+19 +11	+24 +11	+30 +11	+41 +11				+28 +20	+33 +20	+39 +20	+50 +20		
80	120		+23 +13	+28 +13	+35 +13	+48 +13				+33 +23	+38 +23	+45 +23	+58 +23		
120	180		+27 +15	+33 +15	+40 +15	+55 +15				+39 +27	+45 +27	+52 +27	+67 +27		
180	250		+31 +17	+37 +17	+46 +17	+63 +17				+45 +31	+51 +31	+60 +31	+77 +31		
250	315		+36 +20	+43 +20	+52 +20	+72 +20				+50 +34	+57 +34	+66 +34	+86 +34		
315	400		+39 +21	+46 +21	+57 +21	+78 +21				+55 +37	+62 +37	+73 +37	+94 +37		
400	500		+43 +23	+50 +23	+63 +23	+86 +23				+60 +40	+67 +40	+80 +40	+103 +40		
500	630				+70 +26	+96 +26						+88 +44	+114 +44		
630	800				+80 +30	+110 +30						+100 +50	+130 +50		
800	1 000				+90 +34	+124 +34						+112 +56	+146 +56		
1 000	1 250				+106 +40	+145 +40						+132 +66	+171 +66		
1 250	1 600				+126 +48	+173 +48						+156 +78	+203 +78		
1 600	2 000				+150 +58	+208 +58						+184 +92	+242 +92		
2 000	2 500				+178 +68	+243 +68						+220 +110	+285 +110		
2 500	3 150				+211 +76	+286 +76						+270 +135	+345 +135		

表 7.2-29 轴 p 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999)

(μm)

基本尺寸/ mm		p							
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10
—	3	+8 +6	+9 +6	+10 +6	+12 +6	+16 +6	+20 +6	+31 +6	+46 +6
3	6	+14.5 +12	+16 +12	+17 +12	+20 +12	+24 +12	+30 +12	+42 +12	+60 +12
6	10	+17.5 +15	+19 +15	+21 +15	+24 +15	+30 +15	+37 +15	+51 +15	+73 +15
10	18	+21 +18	+23 +18	+26 +18	+29 +18	+36 +18	+45 +18	+61 +18	+88 +18
18	30	+26 +22	+28 +22	+31 +22	+35 +22	+43 +22	+55 +22	+74 +22	+106 +22
30	50	+30 +26	+33 +26	+37 +26	+42 +26	+51 +26	+65 +26	+88 +26	+126 +26
50	80		+40 +32	+45 +32	+51 +32	+62 +32	+78 +32		
80	120		+47 +37	+52 +37	+59 +37	+72 +37	+91 +37		
120	180		+55 +43	+61 +43	+68 +43	+83 +43	+106 +43		
180	250		+64 +50	+70 +50	+79 +50	+96 +50	+122 +50		
250	315		+72 +56	+79 +56	+88 +56	+108 +56	+137 +56		
315	400		+80 +62	+87 +62	+98 +62	+119 +62	+151 +62		
400	500		+88 +68	+95 +68	+108 +68	+131 +68	+165 +68		
500	630				+122 +78	+148 +78	+188 +78		
630	800				+138 +88	+168 +88	+213 +88		
800	1 000				+156 +100	+190 +100	+240 +100		
1 000	1 250				+186 +120	+225 +120	+285 +120		
1 250	1 600				+218 +140	+265 +140	+335 +140		
1 600	2 000				+262 +170	+320 +170	+400 +170		
2 000	2 500				+305 +195	+370 +195	+475 +195		
2 500	3 150				+375 +240	+450 +240	+570 +240		

表 7.2-30 轴 r 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		r							
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10
—	3	+12 +10	+13 +10	+14 +10	+16 +10	+20 +10	+24 +10	+35 +10	+50 +10
3	6	+17.5 +15	+19 +15	+20 +15	+23 +15	+27 +15	+33 +15	+45 +15	+63 +15
6	10	+21.5 +19	+23 +19	+25 +19	+28 +19	+34 +19	+41 +19	+55 +19	+77 +19
10	18	+26 +23	+28 +23	+31 +23	+34 +23	+41 +23	+50 +23	+66 +23	+93 +23
18	30	+32 +28	+34 +28	+37 +28	+41 +28	+49 +28	+61 +28	+80 +28	+112 +28
30	50	+38 +34	+41 +34	+45 +34	+50 +34	+59 +34	+73 +34	+96 +34	+134 +34
50	65		+49 +41	+54 +41	+60 +41	+71 +41	+87 +41		
65	80		+51 +43	+56 +43	+62 +43	+72 +43	+89 +43		
80	100		+61 +51	+66 +51	+73 +51	+86 +51	+105 +51		
100	120		+64 +54	+69 +54	+76 +54	+89 +54	+108 +54		
120	140		+75 +63	+81 +63	+88 +63	+103 +63	+126 +63		
140	160		+77 +65	+83 +65	+90 +65	+105 +65	+128 +65		
160	180		+80 +68	+86 +68	+93 +68	+108 +68	+131 +68		
180	200		+91 +77	+97 +77	+106 +77	+123 +77	+149 +77		
200	225		+94 +80	+100 +80	+109 +80	+126 +80	+152 +80		
225	250		+98 +84	+104 +84	+113 +84	+130 +84	+156 +84		
250	280		+110 +94	+117 +94	+126 +94	+146 +94	+175 +94		
280	315		+114 +98	+121 +98	+130 +98	+150 +98	+179 +98		
315	355		+126 +108	+133 +108	+144 +108	+165 +108	+197 +108		

续表 7.2-30

基本尺寸/ mm		r							
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10
355	400		+132 +114	+139 +114	+150 +114	+171 +114	+203 +114		
400	450		+146 +126	+153 +126	+166 +126	+189 +126	+223 +126		
450	500		+152 +132	+159 +132	+172 +132	+195 +132	+229 +132		
500	560				+194 +150	+220 +150	+260 +150		
560	630				+199 +155	+225 +155	+265 +155		
630	710				+225 +175	+255 +175	+300 +175		
710	800				+235 +185	+265 +185	+310 +185		
800	900				+266 +210	+300 +210	+350 +210		
900	1 000				+276 +220	+310 +220	+360 +220		
1 000	1 120				+316 +250	+355 +250	+415 +250		
1 120	1 250				+326 +260	+365 +260	+425 +260		
1 250	1 400				+378 +300	+425 +300	+495 +300		
1 400	1 600				+408 +330	+455 +330	+525 +330		
1 600	1 800				+462 +370	+520 +370	+600 +370		
1 800	2 000				+492 +400	+550 +400	+630 +400		
2 000	2 240				+550 +440	+615 +440	+720 +440		
2 240	2 500				+570 +460	+635 +460	+740 +460		
2 500	2 800				+685 +550	+760 +550	+880 +550		
2 800	3 150				+715 +580	+790 +580	+910 +580		

表 7.2-31 轴 s 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		s							
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10
—	3	+16 +14	+17 +14	+18 +14	+20 +14	+24 +14	+28 +14	+39 +14	+54 +14
3	6	+21.5 +19	+23 +19	+24 +19	+27 +19	+31 +19	+37 +19	+49 +19	+67 +19
6	10	+25.5 +23	+27 +23	+29 +23	+32 +23	+38 +23	+45 +23	+59 +23	+81 +23
10	18	+31 +28	+33 +28	+36 +28	+39 +28	+46 +28	+55 +28	+71 +28	+98 +28
18	30	+39 +35	+41 +35	+44 +35	+48 +35	+56 +35	+68 +35	+87 +35	+119 +35
30	50	+47 +43	+50 +43	+54 +43	+59 +43	+68 +43	+82 +43	+105 +43	+143 +43
50	65		+61 +53	+66 +53	+72 +53	+83 +53	+99 +53	+127 +53	
65	80		+67 +59	+72 +59	+78 +59	+89 +59	+105 +59	+133 +59	
80	100		+81 +71	+86 +71	+93 +71	+106 +71	+125 +71	+158 +71	
100	120		+89 +79	+94 +79	+101 +79	+114 +79	+133 +79	+166 +79	
120	140		+104 +92	+110 +92	+117 +92	+132 +92	+155 +92	+192 +92	
140	160		+112 +100	+118 +100	+125 +100	+140 +100	+163 +100	+200 +100	
160	180		+120 +108	+126 +108	+133 +108	+148 +108	+171 +108	+208 +108	
180	200		+136 +122	+142 +122	+151 +122	+168 +122	+194 +122	+237 +122	
200	225		+144 +130	+150 +130	+159 +130	+176 +130	+202 +130	+245 +130	
225	250		+154 +140	+160 +140	+169 +140	+186 +140	+212 +140	+255 +140	
250	280		+174 +158	+181 +158	+190 +158	+210 +158	+239 +158	+288 +158	
280	315		+186 +170	+193 +170	+202 +170	+222 +170	+251 +170	+300 +170	
315	355		+208 +190	+215 +190	+226 +190	+247 +190	+279 +190	+330 +190	

续表 7.2-31

基本尺寸/ mm		s							
大于	至	3	4	5	6	7	8	9	10
355	400		+226 +208	+233 +208	+244 +208	+265 +208	+297 +208	+348 +208	
400	450		+252 +232	+259 +232	+272 +232	+295 +232	+329 +232	+387 +232	
450	500		+272 +252	+279 +252	+292 +252	+315 +252	+349 +252	+407 +252	
500	560				+324 +280	+350 +280	+390 +280		
560	630				+354 +310	+380 +310	+420 +310		
630	710				+390 +340	+420 +340	+465 +340		
710	800				+430 +380	+460 +380	+505 +380		
800	900				+486 +430	+520 +430	+570 +430		
900	1 000				+526 +470	+560 +470	+610 +470		
1 000	1 120				+586 +520	+625 +520	+685 +520		
1 120	1 250				+646 +580	+685 +580	+745 +580		
1 250	1 400				+718 +640	+765 +640	+835 +640		
1 400	1 600				+798 +720	+845 +720	+915 +720		
1 600	1 800				+912 +820	+970 +820	+1 050 +820		
1 800	2 000				+1 012 +920	+1 070 +920	+1 150 +920		
2 000	2 240				+1 110 +1 000	+1 175 +1 000	+1 280 +1 000		
2 240	2 500				+1 210 +1 100	+1 275 +1 100	+1 380 +1 100		
2 500	2 800				+1 385 +1 250	+1 460 +1 250	+1 580 +1 250		
2 800	3 150				+1 535 +1 400	+1 610 +1 400	+1 730 +1 400		

表 7.2-32 轴 t 和 u 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		t				u				
大于	至	5	6	7	8	5	6	7	8	9
—	3					+22 +18	+24 +18	+28 +18	+32 +18	+43 +18
3	6					+28 +23	+31 +23	+35 +23	+41 +23	+53 +23
6	10					+34 +28	+37 +28	+43 +28	+50 +28	+64 +28
10	18					+41 +33	+44 +33	+51 +33	+60 +33	+76 +33
18	24					+50 +41	+54 +41	+62 +41	+74 +41	+93 +41
24	30	+50 +41	+54 +41	+62 +41	+74 +41	+57 +48	+61 +48	+69 +48	+81 +48	+100 +48
30	40	+59 +48	+64 +48	+73 +48	+87 +48	+71 +60	+76 +60	+85 +60	+99 +60	+122 +60
40	50	+65 +54	+70 +54	+79 +54	+93 +54	+81 +70	+86 +70	+95 +70	+109 +70	+132 +70
50	65	+79 +66	+85 +66	+96 +66	+112 +66	+100 +87	+106 +87	+117 +87	+133 +87	+161 +87
65	80	+88 +75	+94 +75	+105 +75	+121 +75	+115 +102	+121 +102	+132 +102	+148 +102	+176 +102
80	100	+106 +91	+113 +91	+126 +91	+145 +91	+139 +124	+146 +124	+159 +124	+178 +124	+211 +124
100	120	+119 +104	+126 +104	+139 +104	+158 +104	+159 +144	+166 +144	+179 +144	+198 +144	+231 +144
120	140	+140 +122	+147 +122	+162 +122	+185 +122	+188 +170	+195 +170	+210 +170	+233 +170	+270 +170
140	160	+152 +134	+159 +134	+174 +134	+197 +134	+208 +190	+215 +190	+230 +190	+253 +190	+290 +190
160	180	+164 +146	+171 +146	+186 +146	+209 +146	+228 +210	+235 +210	+250 +210	+273 +210	+310 +210
180	200	+186 +166	+195 +166	+212 +166	+238 +166	+256 +236	+265 +236	+282 +236	+308 +236	+351 +236
200	225	+200 +180	+209 +180	+226 +180	+252 +180	+278 +258	+287 +258	+304 +258	+330 +258	+373 +258
225	250	+216 +196	+225 +196	+242 +196	+268 +196	+304 +284	+313 +284	+330 +284	+356 +284	+399 +284
250	280	+241 +218	+250 +218	+270 +218	+299 +218	+338 +315	+347 +315	+367 +315	+396 +315	+445 +315
280	315	+263 +240	+272 +240	+292 +240	+321 +240	+373 +350	+382 +350	+402 +350	+431 +350	+480 +350
315	355	+293 +268	+304 +268	+325 +268	+357 +268	+415 +390	+426 +390	+447 +390	+479 +390	+530 +390

续表 7.2-32

基本尺寸/ mm		t				u				
大于	至	5	6	7	8	5	6	7	8	9
355	400	+319 +294	+330 +294	-351 -294	+383 +294	-460 -435	+471 -435	+492 +435	+524 -435	+575 +435
400	450	+357 +330	+370 +330	+393 +330	+427 +330	+517 +490	-530 -490	+553 +490	-587 -490	+645 +490
450	500	+387 +360	+400 +360	+423 +360	+457 +360	+567 +540	-580 +540	+603 +540	+637 +540	-695 +540
500	560		+444 +400	+470 +400			+644 +600	+670 +600	+710 +600	
560	630		+494 +450	+520 +450			+704 +660	+730 +660	+770 +660	
630	710		+550 +500	+580 +500			+790 +740	+820 +740	+865 +740	
710	800		+610 +560	-640 -560			+890 +840	+920 +840	+965 +840	
800	900		+676 +620	-710 -620			-996 -940	+1 030 +940	+1 080 +940	
900	1 000		+736 +680	-770 -680			+1 106 +1 050	+1 140 +1 050	+1 190 +1 050	
1 000	1 120		+846 +780	-885 +780			+1 216 +1 150	+1 255 +1 150	+1 315 +1 150	
1 120	1 250		+906 -840	+945 +840			+1 366 +1 300	+1 405 +1 300	+1 465 +1 300	
1 250	1 400		+1 038 +960	+1 085 +960			+1 528 +1 450	+1 575 +1 450	+1 645 +1 450	
1 400	1 600		+1 128 +1 050	+1 175 +1 050			+1 678 +1 600	+1 725 +1 600	+1 795 +1 600	
1 600	1 800		+1 292 +1 200	+1 350 +1 200			+1 942 +1 850	+2 000 +1 850	+2 080 +1 850	
1 800	2 000		+1 442 +1 350	+1 500 +1 350			+2 092 +2 000	+2 150 +2 000	+2 230 +2 000	
2 000	2 240		+1 610 +1 500	+1 675 +1 500			+2 410 +2 300	+2 475 +2 300	+2 580 +2 300	
2 240	2 500		+1 760 +1 650	+1 825 +1 650			+2 610 +2 500	+2 675 +2 500	+2 780 +2 500	
2 500	2 800		+2 035 +1 900	+2 110 +1 900			+3 035 +2 900	+3 110 +2 900	+3 230 +2 900	
2 800	3 150		+2 235 +2 100	+2 310 +2 100			+3 335 +3 200	+3 410 +3 200	+3 530 +3 200	

注：基本尺寸至 24 mm 的 t5 至 t8 的偏差值未列入表内，建议以 u5 至 u8 代替。如非要 t5 至 t8，则可按表 7.2-2、表 7.2-3 和表 7.2-4 计算。

续表 7.2-33

基本尺寸/ mm	v					x					y						
	5	6	7	8		5	6	7	8	9	10	6	7	8	9	10	
大于																	
至																	
120	+220 +202	+227 +202	+242 +202	+265 +202	+273 +248	+288 +248	+311 +248	+348 +248	+408 +248	+325 +300	+340 +300	+363 +300					
140	+246 +228	+253 +228	+268 +228	+291 +228	+298 +280	+320 +280	+343 +280	+380 +280	+440 +280	+365 +340	+380 +340	+403 +340					
160	+270 +252	+277 +252	+292 +252	+315 +252	+328 +310	+350 +310	+373 +310	+410 +310	+470 +310	+405 +380	+420 +380	+443 +380					
180	+304 +284	+313 +284	+330 +284	+356 +284	+370 +350	+396 +350	+422 +350	+465 +350	+535 +350	+454 +425	+471 +425	+497 +425					
200	+330 +310	+339 +310	+356 +310	+382 +310	+405 +385	+431 +385	+457 +385	+500 +385	+570 +385	+499 +470	+516 +470	+542 +470					
225	+360 +340	+369 +340	+386 +340	+412 +340	+445 +425	+471 +425	+497 +425	+540 +425	+610 +425	+549 +520	+566 +520	+592 +520					
250	+408 +385	+417 +385	+437 +385	+466 +385	+498 +475	+527 +475	+556 +475	+605 +475	+685 +475	+612 +580	+632 +580	+661 +580					
280	+448 +425	+457 +425	+477 +425	+506 +425	+548 +525	+577 +525	+606 +525	+655 +525	+735 +525	+682 +650	+702 +650	+731 +650					
315	+500 +475	+511 +475	+532 +475	+564 +475	+615 +590	+647 +590	+679 +590	+730 +590	+820 +590	+766 +730	+787 +730	+819 +730					
355	+555 +530	+566 +530	+587 +530	+619 +530	+685 +660	+717 +660	+749 +660	+800 +660	+890 +660	+856 +820	+877 +820	+909 +820					
400	+622 +595	+635 +595	+658 +595	+692 +595	+767 +740	+803 +740	+837 +740	+895 +740	+990 +740	+960 +920	+983 +920	+1 017 +920					
450	+687 +660	+700 +660	+723 +660	+757 +660	+847 +820	+883 +820	+917 +820	+975 +820	+1 070 +820	+1 040 +1 000	+1 063 +1 000	+1 097 +1 000					

注: 1. 基本尺寸至 14 mm 的 v5 至 v8 的偏差值未列入表内, 建议以 v5 至 v8 代替。如非要 v5 至 v8, 则可按表 7.2-2、表 7.2-3 和表 7.2-4 计算。

2. 基本尺寸至 18 mm 的 y6 至 y10 的偏差值未列入表内, 建议以 y6 至 y10 代替。如非要 y6 至 y10, 则可按表 7.2-2、表 7.2-3 和表 7.2-4 计算。

续表 7.2-34

基本尺寸/ mm		z											za				
		6	7	8	9	10	11	6	7	8	9	10	11				
100	120	+332 +310	+345 +310	+364 +310	+397 +310	+450 +310	+530 +310	+422 +400	+435 +400	+454 +400	+487 +400	+540 +400	+620 +400				
120	140	+390 +365	+405 +365	+428 +365	+465 +365	+525 +365	+615 +365	+495 +470	+510 +470	+533 +470	+570 +470	+630 +470	+720 +470				
140	160	+440 +415	+455 +415	+478 +415	+515 +415	+575 +415	+665 +415	+560 +535	+575 +535	+598 +535	+635 +535	+695 +535	+785 +535				
160	180	+490 +465	+505 +465	+528 +465	+565 +465	+625 +465	+715 +465	+625 +600	+640 +600	+663 +600	+700 +600	+760 +600	+850 +600				
180	200	+549 +520	+566 +520	+592 +520	+635 +520	+705 +520	+810 +520	+699 +670	+716 +670	+742 +670	+785 +670	+855 +670	+960 +670				
200	225	+604 +575	+621 +575	+647 +575	+680 +575	+760 +575	+865 +575	+769 +740	+786 +740	+812 +740	+855 +740	+925 +740	+1030 +740				
225	250	+669 +640	+686 +640	+712 +640	+755 +640	+825 +640	+930 +640	+849 +820	+866 +820	+892 +820	+935 +820	+1005 +820	+1110 +820				
250	280	+742 +710	+762 +710	+791 +710	+840 +710	+920 +710	+1030 +710	+952 +920	+972 +920	+1001 +920	+1050 +920	+1130 +920	+1240 +920				
280	315	+822 +790	+842 +790	+871 +790	+920 +790	+1000 +790	+1110 +790	+1032 +1000	+1052 +1000	+1081 +1000	+1130 +1000	+1210 +1000	+1320 +1000				
315	355	+936 +900	+957 +900	+989 +900	+1040 +900	+1130 +900	+1260 +900	+1186 +1150	+1207 +1150	+1239 +1150	+1290 +1150	+1380 +1150	+1510 +1150				
355	400	+1036 +1000	+1057 +1000	+1089 +1000	+1140 +1000	+1230 +1000	+1360 +1000	+1336 +1300	+1357 +1300	+1389 +1300	+1440 +1300	+1530 +1300	+1660 +1300				
400	450	+1140 +1100	+1163 +1100	+1197 +1100	+1255 +1100	+1350 +1100	+1500 +1100	+1490 +1450	+1513 +1450	+1547 +1450	+1605 +1450	+1700 +1450	+1850 +1450				
450	500	+1290 +1250	+1313 +1250	+1347 +1250	+1405 +1250	+1500 +1250	+1650 +1250	+1640 +1600	+1663 +1600	+1697 +1600	+1755 +1600	+1850 +1600	+2000 +1600				

表 7.2-35 轴 zb 和 zc 的极限偏差 (摘自 GB/T 1800.4—1999) (μm)

基本尺寸/ mm		zb					zc				
大于	至	7	8	9	10	11	7	8	9	10	11
—	3	+50 +40	+54 +40	+65 +40	+80 +40	+100 +40	+70 +60	+74 +60	+85 +60	+100 +60	+120 +60
3	6	+62 +50	+68 +50	+80 +50	+98 +50	+125 +50	+92 +80	+98 +80	+110 +80	+128 +80	+155 +80
6	10	+82 +67	+89 +67	+103 +67	+125 +67	+157 +67	+112 +97	+119 +97	+133 +97	+155 +97	+187 +97
10	14	+108 +90	+117 +90	+133 +90	+160 +90	+200 +90	+148 +130	+157 +130	+173 +130	+200 +130	+240 +130
14	18	+126 +108	+135 +108	+151 +108	+178 +108	+218 +108	+168 +150	+177 +150	+193 +150	+220 +150	+260 +150
18	24	+157 +136	+169 +136	+188 +136	+220 +136	+266 +136	+209 +188	+221 +188	+240 +188	+272 +188	+318 +188
24	30	+181 +160	+193 +160	+212 +160	+244 +160	+290 +160	+239 +218	+251 +218	+270 +218	+302 +218	+348 +218
30	40	+225 +200	+239 +200	+262 +200	+300 +200	+360 +200	+299 +274	+313 +274	+336 +274	+374 +274	+434 +274
40	50	+267 +242	+281 +242	+304 +242	+342 +242	+402 +242	+350 +325	+364 +325	+387 +325	+425 +325	+485 +325
50	65	+330 +300	+346 +300	+374 +300	+420 +300	+490 +300	+435 +405	+451 +405	+479 +405	+525 +405	+595 +405
65	80	+390 +360	+406 +360	+434 +360	+480 +360	+550 +360	+510 +480	+526 +480	+554 +480	+600 +480	+670 +480
80	100	+480 +445	+499 +445	+532 +445	+585 +445	+665 +445	+620 +585	+639 +585	+672 +585	+725 +585	+805 +585
100	120	+560 +525	+579 +525	+612 +525	+665 +525	+745 +525	+725 +690	+744 +690	+777 +690	+830 +690	+910 +690
120	140	+660 +620	+683 +620	+720 +620	+780 +620	+870 +620	+840 +800	+863 +800	+900 +800	+960 +800	+1 050 +800
140	160	+740 +700	+763 +700	+800 +700	+860 +700	+950 +700	+940 +900	+963 +900	+1 000 +900	+1 060 +900	+1 150 +900
160	180	+820 +780	+843 +780	+880 +780	+940 +780	+1 030 +780	+1 040 +1 000	+1 063 +1 000	+1 100 +1 000	+1 160 +1 000	+1 250 +1 000
180	200	+926 +880	+952 +880	+995 +880	+1 065 +880	+1 170 +880	+1 196 +1 150	+1 222 +1 150	+1 265 +1 150	+1 335 +1 150	+1 440 +1 150
200	225	+1 006 +960	+1 032 +960	+1 075 +960	+1 145 +960	+1 250 +960	+1 296 +1 250	+1 322 +1 250	+1 365 +1 250	+1 435 +1 250	+1 540 +1 250

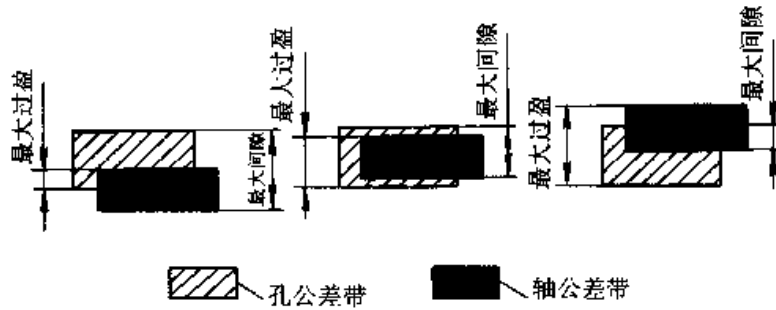


图 7.2-7 过渡配合

配合有两种基准制，即基孔制和基轴制。在一般情况下，优先采用基孔制。如有特殊需要，允许将任一孔、轴公差带组成配合。

基孔制的孔为基准孔，其下偏差为零，基本偏差代号为 H；基轴制的轴为基准轴，其上偏差为零，基本偏差代号为 h。基孔制和基轴制都有三种配合，其孔、轴公差带的关系见图 7.2-8 和图 7.2-9。

基本尺寸至 500 mm 的基孔制优先和常用配合规定于表 7.2-38，基轴制优先和常用配合规定

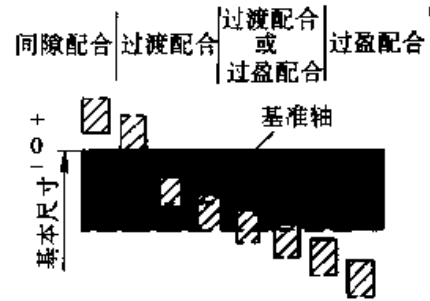


图 7.2-9 基轴制配合

于表 7.2-39。其极限间隙或极限过盈见表 7.2-40。选择时，首先选用表中的优先配合，其次选用常用配合。

基本尺寸大于 500~3 150 mm 的配合一般采用基孔制的同级配合。根据零件制造特点，如采用配制配合，可按配制配合的规定。

1.6 配制配合 (GB/T 1801—1999)

基本尺寸大于 500 mm 的零件除采用互换性生产外，根据其制造特点，可采用配制配合。所谓配制配合是以一个零件的实际尺寸为基数，来配制另一个零件的一种工艺措施。采用配制配合，在保证配合要求的前提下，可扩大零件的制造公差，但不能互换。

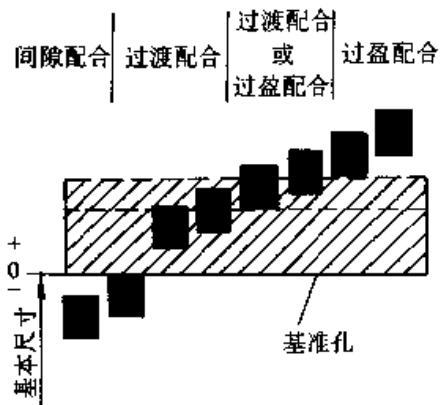


图 7.2-8 基孔制配合

表 7.2-38 基孔制优先和常用配合 (摘自 GB/T 1801—1999)

基准孔	轴																					
	a	b	c	d	e	f	g	h	js	k	m	n	p	r	s	t	u	v	x	y	z	
	间隙配合					过渡配合					过盈配合											
H6						H6/f5	H6/g5	H6/h5	H6/js5	H6/k5	H6/m5	H6/n5	H6/p5	H6/r5	H6/s5	H6/t5						
H7						H7/f6	H7/g6	H7/h6	H7/js6	H7/k6	H7/m6	H7/n6	H7/p6	H7/r6	H7/s6	H7/t6	H7/u6	H7/v6	H7/x6	H7/y6	H7/z6	
H8						H8/e7	H8/f7	H8/g7	H8/h7	H8/js7	H8/k7	H8/m7	H8/n7	H8/p7	H8/r7	H8/s7	H8/t7	H8/u7				

续表 7.2-38

基准孔	轴																				
	a	b	c	d	e	f	g	h	js	k	m	n	p	r	s	t	u	v	x	y	z
	间隙配合								过渡配合				过盈配合								
H8				$\frac{H8}{d8}$	$\frac{H8}{e8}$	$\frac{H8}{f8}$		$\frac{H8}{h8}$													
H9			$\frac{H9}{c9}$	$\frac{H9}{d9}$	$\frac{H9}{e9}$	$\frac{H9}{f9}$		$\frac{H9}{h9}$													
H10			$\frac{H10}{c10}$	$\frac{H10}{d10}$				$\frac{H10}{h10}$													
H11	$\frac{H11}{a11}$	$\frac{H11}{b11}$	$\frac{H11}{c11}$	$\frac{H11}{d11}$				$\frac{H11}{h11}$													
H12		$\frac{H12}{b12}$						$\frac{H12}{h12}$													

注：1. $\frac{H6}{n5}$ 、 $\frac{H7}{p6}$ 在基本尺寸小于或等于 3 mm 和 $\frac{H8}{r7}$ 在小于或等于 100 mm 时，为过渡配合。
 2. 标注 ∇ 的配合为优先配合。

表 7.2-39 基轴制优先和常用配合 (摘自 GB/T 1801—1999)

基准轴	孔																				
	A	B	C	D	E	F	G	H	JS	K	M	N	P	R	S	T	U	V	X	Y	Z
	间隙配合								过渡配合				过盈配合								
h5						$\frac{F6}{h5}$	$\frac{G6}{h5}$	$\frac{H6}{h5}$	$\frac{JS6}{h5}$	$\frac{K6}{h5}$	$\frac{M6}{h5}$	$\frac{N6}{h5}$	$\frac{P6}{h5}$	$\frac{R6}{h5}$	$\frac{S6}{h5}$	$\frac{T6}{h5}$					
h6						$\frac{F7}{h6}$	$\frac{G7}{h6}$	$\frac{H7}{h6}$	$\frac{JS7}{h6}$	$\frac{K7}{h6}$	$\frac{M7}{h6}$	$\frac{N7}{h6}$	$\frac{P7}{h6}$	$\frac{R7}{h6}$	$\frac{S7}{h6}$	$\frac{T7}{h6}$	$\frac{U7}{h6}$				
h7					$\frac{E8}{h7}$	$\frac{F8}{h7}$		$\frac{H8}{h7}$	$\frac{JS8}{h7}$	$\frac{K8}{h7}$	$\frac{M8}{h7}$	$\frac{N8}{h7}$									
h8				$\frac{D8}{h8}$	$\frac{E8}{h8}$	$\frac{F8}{h8}$		$\frac{H8}{h8}$													
h9				$\frac{D9}{h9}$	$\frac{E9}{h9}$	$\frac{F9}{h9}$		$\frac{H9}{h9}$													
h10				$\frac{D10}{h10}$				$\frac{H10}{h10}$													
h11	$\frac{A11}{h11}$	$\frac{B11}{h11}$	$\frac{C11}{h11}$	$\frac{D11}{h11}$				$\frac{H11}{h11}$													
h12		$\frac{B12}{h12}$						$\frac{H12}{h12}$													

注：标注 ∇ 的配合为优先配合。

表 7.2-40 基本尺寸至 500 mm 的优先、常用配合的极限间隙或极限过盈
(摘自 GB/T 1801—1999)

(μm)

基孔制	H6 f5	H6 g5	H6 h5	H7 f6	H7 g6	H7 h6	H8 e7	H8 f7	H8 g7	H8 h7	H8 d8	H8 e8	H8 f8	H8 h8	H9 c9	H9 d9
基轴制	F6 h5	G6 h5	H6 h5	F7 h6	G7 h6	H7 h6	E8 h7	F8 h7		H8 h7	D8 h8	E8 h8	F8 h8	H8 h8		D9 h9
基本尺寸/ mm	间 隙 配 合															
大于 至																
— 3	+16 +6	+12 +2	+10 0	+22 +6	+18 +2	+16 0	+38 +14	+30 +6	+26 +2	+24 0	+48 +20	+42 +14	+34 +6	+28 0	+110 +60	+70 +20
3 6	+23 +10	+17 +4	+13 0	+30 +10	+24 +4	+20 0	+50 +20	+40 +10	+34 +4	+30 0	+66 +30	+56 +20	+46 +10	+36 0	+130 +70	+90 +30
6 10	+28 +13	+20 +5	+15 0	+37 +13	+29 +5	+24 0	+62 +25	+50 +13	+42 +5	+37 0	+84 +40	+69 +25	+57 +13	+44 0	+152 +80	+112 +40
10 14	+35 +16	+25 +6	+19 0	+45 +16	+35 +6	+29 0	+77 +32	+61 +16	+51 +6	+45 0	+104 +50	+86 +32	+70 +16	+54 0	+181 +95	+136 +50
14 18	+42 +20	+29 +7	+22 0	+54 +20	+41 +7	+34 0	+94 +40	+74 +20	+61 +7	+54 0	+131 +65	+106 +40	+86 +20	+66 0	+214 +110	+169 +65
18 24	+42 +20	+29 +7	+22 0	+54 +20	+41 +7	+34 0	+94 +40	+74 +20	+61 +7	+54 0	+131 +65	+106 +40	+86 +20	+66 0	+214 +110	+169 +65
24 30	+42 +20	+29 +7	+22 0	+54 +20	+41 +7	+34 0	+94 +40	+74 +20	+61 +7	+54 0	+131 +65	+106 +40	+86 +20	+66 0	+214 +110	+169 +65
30 40	+52 +25	+36 +9	+27 0	+66 +25	+50 +9	+41 0	+114 +50	+89 +25	+73 +9	+64 0	+158 +80	+128 +50	+103 +25	+78 0	+244 +120	+204 +80
40 50	+52 +25	+36 +9	+27 0	+66 +25	+50 +9	+41 0	+114 +50	+89 +25	+73 +9	+64 0	+158 +80	+128 +50	+103 +25	+78 0	+244 +120	+204 +80
50 65	+62 +30	+42 +10	+32 0	+79 +30	+59 +10	+49 0	+136 +60	+106 +30	+86 +10	+76 0	+192 +100	+152 +60	+122 +30	+92 0	+288 +140	+248 +100
65 80	+62 +30	+42 +10	+32 0	+79 +30	+59 +10	+49 0	+136 +60	+106 +30	+86 +10	+76 0	+192 +100	+152 +60	+122 +30	+92 0	+288 +140	+248 +100
80 100	+73 +36	+49 +12	+37 0	+93 +36	+69 +12	+57 0	+161 +72	+125 +36	+101 +12	+89 0	+228 +120	+180 +72	+144 +36	+108 0	+344 +170	+294 +120
100 120	+73 +36	+49 +12	+37 0	+93 +36	+69 +12	+57 0	+161 +72	+125 +36	+101 +12	+89 0	+228 +120	+180 +72	+144 +36	+108 0	+344 +170	+294 +120
120 140															+400 +200	
140 160	+86 +43	+57 +14	+43 0	+108 +43	+79 +14	+65 0	+188 +85	+146 +43	+117 +14	+103 0	+271 +145	+211 +85	+169 +43	+126 0	+410 +210	+345 +145
160 180															+430 +230	
180 200															+470 +240	
200 225	+99 +50	+64 +15	+49 0	+125 +50	+90 +15	+75 0	+218 +100	+168 +50	+133 +15	+118 0	+314 +170	+244 +100	+194 +50	+144 0	+490 +260	+400 +170
225 250															+510 +280	
250 280	+111 +56	+72 +17	+55 0	+140 +56	+101 +17	+84 0	+243 +110	+189 +56	+150 +17	+133 0	+352 +190	+272 +110	+218 +56	+162 0	+560 +300	+450 +190
280 315	+111 +56	+72 +17	+55 0	+140 +56	+101 +17	+84 0	+243 +110	+189 +56	+150 +17	+133 0	+352 +190	+272 +110	+218 +56	+162 0	+560 +300	+450 +190
315 355	+123 +62	+79 +18	+61 0	+155 +62	+111 +18	+93 0	+271 +125	+208 +62	+164 +18	+146 0	+388 +210	+303 +125	+240 +62	+178 0	+640 +360	+490 +210
355 400	+123 +62	+79 +18	+61 0	+155 +62	+111 +18	+93 0	+271 +125	+208 +62	+164 +18	+146 0	+388 +210	+303 +125	+240 +62	+178 0	+640 +360	+490 +210
400 450	+135 +68	+87 +20	+67 0	+171 +68	+123 +20	+103 0	+295 +135	+228 +68	+180 +20	+160 0	+424 +230	+329 +135	+262 +68	+194 0	+750 +440	+540 +230
450 500	+135 +68	+87 +20	+67 0	+171 +68	+123 +20	+103 0	+295 +135	+228 +68	+180 +20	+160 0	+424 +230	+329 +135	+262 +68	+194 0	+750 +440	+540 +230

注：1. 表中“+”值为间隙量，“-”值为过盈量。

2. 标注▽的配合为优先配合。

续表 7.2-40

基孔制		$\frac{H9}{e9}$	$\frac{H9}{f9}$	$\frac{H9}{h9}$	$\frac{H10}{c10}$	$\frac{H10}{d10}$	$\frac{H10}{h10}$	$\frac{H11}{a11}$	$\frac{H11}{b11}$	$\frac{H11}{c11}$	$\frac{H11}{d11}$	$\frac{H11}{h11}$	$\frac{H12}{b12}$	$\frac{H12}{h12}$	$\frac{H6}{js5}$		
基轴制		$\frac{E9}{h9}$	$\frac{F9}{h9}$	$\frac{H9}{h9}$		$\frac{D10}{h10}$	$\frac{H10}{h10}$	$\frac{A11}{h11}$	$\frac{B11}{h11}$	$\frac{C11}{h11}$	$\frac{D11}{h11}$	$\frac{H11}{h11}$	$\frac{B12}{h12}$	$\frac{H12}{h12}$		$\frac{JS6}{h5}$	
基本尺寸/ mm		间隙配合														过渡配合	
大于	至																
—	3	+64 +14	+56 +6	+50 0	+140 +60	+100 +20	+80 0	+390 +270	+260 +140	+180 +60	+140 +20	+120 0	+340 +140	+200 0	+8 -2	+7 -3	
3	6	+80 +20	+70 +10	+60 0	+166 +70	+126 +30	-96 0	+420 +270	+200 +140	+220 +70	+180 +30	+150 0	+380 +140	+240 0	+10.5 -2.5	+9 -4	
6	10	+97 +25	+85 +13	+72 0	+196 +80	+156 +40	+116 0	+460 +280	+330 +150	+260 +80	+220 +40	+180 0	+450 +150	+300 0	+12 -3	+10.5 -4.5	
10	14	+118	+102	+86	+235	+190	+140	+510	+370	+315	+270	+220	+510	+360	+15	+13.5	
14	18	+32	+16	0	+95	+50	0	+290	+150	+95	+50	0	+150	0	-4	-5.5	
18	24	+144	+124	+104	+278	+233	+168	+560	+420	+370	+325	+260	+580	+420	+17.5	+15.5	
24	30	+40	+20	0	+110	+65	0	+300	+160	+110	+65	0	+160	0	-4.5	-6.5	
30	40	+174	+149	+124	+320 +120	+280	+200	+630 +310	+490 +170	+440 +120	+400	+320	+670 +170	+500	+21.5	+19	
40	50	+50	+25	0	+330 +130	+80	0	+640 +320	+500 +180	+450 -130	+80	0	+680 +180	0	-5.5	-8	
50	65	+208	+178	+148	+380 +140	+340	+240	+720 +340	+570 +190	+520 +140	+480	+380	+790 -190	+600	+25.5	+22.5	
65	80	+60	+30	0	+390 +150	+100	0	+740 +360	+580 +200	+530 +150	+100	0	+800 +200	0	-6.5	-9.5	
80	100	+246	+210	+174	+450 +170	+400	+280	+820 +380	+660 +220	+610 +170	+560	+440	+920 +220	+700	+29.5	+26	
100	120	+72	+36	0	+460 +180	+120	0	+850 +410	+680 +240	+620 +180	+120	0	+940 +240	0	-7.5	-11	
120	140				+520 +200			+960 +460	+760 +260	+700 +200			+1060 +260				
140	160	+285 +85	+243 +43	+200 0	+530 +210	+465 +145	+320 0	+1020 +520	+780 +280	+710 +210	+645 +145	+500 0	+1080 +280	+800 0	+34 -9	+30.5 -12.5	
160	180				+550 +230			+1080 +580	+810 +310	+750 +230			+1110 -310				
180	200				+610 +240			+1240 +660	+920 +340	+820 +240			+1260 +340				
200	225	+330 +100	+280 +50	+230 0	+630 +260	+540 +170	+370 0	+1320 +740	+960 +380	+840 +260	+750 +170	+580 0	+1300 +380	+920 0	+39 -10	+34.5 -14.5	
225	250				+650 +280			+1400 +820	+1000 +420	+860 +280			+1340 +420				
250	280	+370 +110	+316 +56	+260 0	+720 +300	+610	+420	+1560 +920	+1120 +480	+940 +300	+830	+640	+1520 +480	+1040	+43.5	+39	
280	315				+750 +330	+190	0	+1690 +1050	+1180 +540	+970 +330	+190	0	+1580 +540	0	-11.5	-16	
315	355				+820			+1920	+1320	+1080			+1740				
355	400	+405 +125	+342 +62	+280 0	+360 +860 +400	+670 +210	+460 0	+1200 +2070 +1350	+600 +1400 +680	+360 +1120 +400	+930 +210	+720 0	+600 +1820 +680	+1140 0	+48.5 -12.5	+43 -18	
400	450	+445	+378	+310	+940 +440	+730	+500	+2300 +1500	+1560 +760	+1240 +440	+1030	+800	+2020 +760	+1260	+53.5	+47	
450	500	+135	+68	0	+980 +480	+230	0	+2450 +1650	+1640 +840	+1280 +480	+230	0	+2100 +840	0	-13.5	-20	

续表 7.2-40

基孔制		$\frac{H6}{k5}$		$\frac{H6}{m5}$		$\frac{H7}{js6}$		$\frac{H7}{k6}$		$\frac{H7}{m6}$		$\frac{H7}{n6}$		$\frac{H8}{js7}$		$\frac{H8}{k7}$	
基轴制		$\frac{K6}{h5}$		$\frac{M6}{h5}$		$\frac{JS7}{h6}$		$\frac{K7}{h6}$		$\frac{M7}{h6}$		$\frac{N7}{h6}$		$\frac{JS8}{h7}$		$\frac{K8}{h7}$	
基本尺寸/ mm		过 渡 配 合															
大于	至																
—	3	+6 -4	+4 -6	+4 -6	+2 -8	+13 -3	+11 -5	+10 -6	+6 -10	±8	+4 -12	+6 -10	+2 -14	+19 -5	+17 -7	+14 -10	+10 -14
3	6	+7 -6	+4 -9	+16 -4	+14 -6	+11 -9	+8 -12	+4 -16	+24 -6	+21 -9	+17 -13						
6	10	+8 -7	+3 -12	+19.5 -4.5	+16 -7	+14 -10	+9 -15	+5 -19	+29 -7	+26 -11	+21 -16						
10	14	+10 -9	+4 -15	+23.5 -5.5	+20 -9	+17 -12	+11 -18	+6 -23	+36 -9	+31 -13	+26 -19						
14	18	±11		+5 -17	+27.5 -6.5	+23 -10	+19 -15	+13 -21	+6 -28	+43 -10	+37 -16	+31 -23					
18	24	+14 -13	+7 -20	+33 -8	+28 -12	+23 -18	+16 -25	+8 -33	+51 -12	+44 -19	+37 -27						
24	30	+17 -15	+8 -24	+39.5 -9.5	+34 -15	+28 -21	+19 -30	+10 -39	+61 -15	+53 -23	+44 -32						
30	40	+19 -18	+9 -28	+46 -11	+39 -17	+32 -25	+22 -35	+12 -45	+71 -17	+62 -27	+51 -38						
40	50	+22 -21	+10 -33	+52.5 -12.5	+45 -20	+37 -28	+25 -40	+13 -52	+83 -20	+71 -31	+60 -43						
50	65	±11		+5 -17	+27.5 -6.5	+23 -10	+19 -15	+13 -21	+6 -28	+43 -10	+37 -16	+31 -23					
65	80	+17 -15	+8 -24	+39.5 -9.5	+34 -15	+28 -21	+19 -30	+10 -39	+61 -15	+53 -23	+44 -32						
80	100	+19 -18	+9 -28	+46 -11	+39 -17	+32 -25	+22 -35	+12 -45	+71 -17	+62 -27	+51 -38						
100	120	+22 -21	+10 -33	+52.5 -12.5	+45 -20	+37 -28	+25 -40	+13 -52	+83 -20	+71 -31	+60 -43						
120	140	±11		+5 -17	+27.5 -6.5	+23 -10	+19 -15	+13 -21	+6 -28	+43 -10	+37 -16	+31 -23					
140	160	+14 -13	+7 -20	+33 -8	+28 -12	+23 -18	+16 -25	+8 -33	+51 -12	+44 -19	+37 -27						
160	180	+17 -15	+8 -24	+39.5 -9.5	+34 -15	+28 -21	+19 -30	+10 -39	+61 -15	+53 -23	+44 -32						
180	200	+19 -18	+9 -28	+46 -11	+39 -17	+32 -25	+22 -35	+12 -45	+71 -17	+62 -27	+51 -38						
200	225	+25 -24	+12 -37	+60.5 -14.5	+52 -23	+42 -33	+29 -46	+15 -60	+95 -23	+82 -36	+68 -50						
225	250	±11		+5 -17	+27.5 -6.5	+23 -10	+19 -15	+13 -21	+6 -28	+43 -10	+37 -16	+31 -23					
250	280	+28 -27	+12 -43	+14 -41	+68 -16	+58 -26	+48 -36	+32 -52	+18 -66	+107 -26	+92 -40	+77 -56					
280	315	+32 -29	+15 -46	+75 -18	+64 -28	+53 -40	+36 -57	+20 -73	-117 -28	+101 -44	+85 -61						
315	355	+32 -29	+15 -46	+75 -18	+64 -28	+53 -40	+36 -57	+20 -73	-117 -28	+101 -44	+85 -61						
355	400	+35 -32	+17 -50	+83 -20	+71 -31	+58 -45	+40 -63	+23 -80	+128 -31	+111 -48	+92 -68						
400	450	+35 -32	+17 -50	+83 -20	+71 -31	+58 -45	+40 -63	+23 -80	+128 -31	+111 -48	+92 -68						
450	500	+35 -32	+17 -50	+83 -20	+71 -31	+58 -45	+40 -63	+23 -80	+128 -31	+111 -48	+92 -68						

续表 7.2-40

基本尺寸/ mm		过渡配合										过盈配合						
大于	至	H8 m7	H8 n7	H8 p7	H6 n5	H6 p5	H6 r5	H6 s5	H6 t5	H7 p6	H8 h7	N8 h7	N6 h5	P6 h5	R6 h5	S6 h5	T6 h5	P7 h6
—	3	+12 -12	+8 -16	+10 -14	+6 -18	+8 -16	+2 -8	0 -10	0 -10	-2 -12	-4 -14	-6 -16	-8 -18	-10 -20	—	+4 -12	0 -16	
3	6	+14 -16	+10 -20	+6 -24	0 -13	-4 -17	-7 -20	-11 -24	—	0 -20								0 -20
6	10	+16 -21	+12 -25	+7 -30	-1 -16	-6 -21	-10 -25	-14 -29	—	0 -24								0 -24
10	14	+20 -25	+15 -30	+9 -36	-1 -20	-7 -26	-12 -31	-17 -36	—	0 -29								0 -29
14	18																	
18	24	+25 -29	+18 -36	+11 -43	-2 -24	-9 -31	-15 -37	-22 -44	—	-1 -35								-1 -35
24	30																	
30	40	+30 -34	+22 -42	+13 -51	-1 -28	-10 -37	-18 -45	-27 -54	—	-1 -42								-1 -42
45	50																	
50	65	+35 -41	+26 -50	-14 -62	-1 -33	-13 -45	-22 -54	-34 -66	—	-2 -51								-2 -51
65	80																	
80	100	+41 -48	+31 -58	+17 -72	-1 -38	-15 -52	-29 -66	-49 -86	—	-2 -59								-2 -59
100	120																	
120	140																	
140	160	+48 -55	+36 -67	+20 -83	-2 -45	-18 -61	-38 -81	-67 -110	—	-3 -68								-3 -68
160	180																	
180	200																	
200	225	+55 -63	+41 -77	+22 -96	-2 -51	-21 -70	-48 -97	-93 -142	—	-4 -79								-4 -79
225	250																	
250	280	+61 -72	+47 -86	+25 -108	-2 -57	-24 -79	-62 -117	-126 -181	—	-4 -88								-4 -88
280	315																	
315	355	+68 -78	+52 -94	+27 -119	-1 -62	-26 -87	-72 -133	-154 -215	—	-5 -98								-5 -98
355	400																	
400	450	+74 -86	+57 -103	+29 -131	0 -67	-28 -95	-86 -153	-192 -259	—	-5 -108								-5 -108
450	500																	

注: $\frac{H6}{n5}$ 、 $\frac{H7}{p6}$ 在基本尺寸小于或等于 3 mm 时, 为过渡配合。

续表 7.2-40

基孔制	$\frac{H7}{r6}$		$\frac{H7}{s6}$	$\frac{H7}{t6}$	$\frac{H7}{u6}$	$\frac{H7}{v6}$	$\frac{H7}{x6}$	$\frac{H7}{y6}$	$\frac{H7}{z6}$	$\frac{H8}{r7}$	$\frac{H8}{s7}$	$\frac{H8}{t7}$	$\frac{H8}{u7}$			
基轴制		$\frac{R7}{h6}$		$\frac{S7}{h6}$	$\frac{T7}{h6}$		$\frac{U7}{h6}$									
基本尺寸/ mm		过 盈 配 合														
大于	至															
—	3	0 -16	-4 -20	-4 -20	-8 -24	—	-8 -24	-12 -28	—	-10 -26	—	-16 -32	+4 -20	0 -24	—	-4 -28
3	6	-3 -23		-7 -27	—		-11 -31	—	-16 -36	—	-23 -43	+3 -27	-1 -31	—		-5 -35
6	10	-4 -28		-8 -32	—		-13 -37	—	-19 -43	—	-27 -51	+3 -34	-1 -38	—		-6 -43
10	14								-22 -51	—	-32 -61	+4	-1	—		-6
14	18	-5 -34		-10 -39	—		-15 -44		-21 -50	-27 -56	-42 -71	-41	-46	—		-51
18	24						-20 -54	-26 -60	-33 -67	-42 -76	-52 -86	+5	-2	—		-8
24	30	-7 -41		-14 -48	—		-20 -54	-27 -61	-34 -68	-43 -77	-54 -88	-67 -101	-49	-56	-8 -62	-15 -69
30	40						-23 -64	-35 -76	-43 -84	-55 -96	-69 -110	-87 -128	+5	-4	-9 -73	-21 -85
40	50	-9 -50		-18 -59	—		-29 -70	-45 -86	-56 -97	-72 -113	-89 -130	-111 -152	-59	-68	-15 -79	-31 -95
50	65	-11 -60		-23 -72	-36 -85	-57 -106	-72 -121	-92 -141	-114 -163	-142 -191	-171 -229	+5 -71	-7 -83	-20 -96	-41 -117	
65	80	-13 -62		-29 -78	-45 -94	-72 -121	-90 -139	-116 -165	-144 -193	-180 -229	-229 -287	+3 -73	-13 -89	-29 -105	-56 -132	
80	100	-16 -73		-36 -93	-56 -113	-89 -146	-111 -168	-143 -200	-179 -236	-223 -280	-280 -338	+3 -86	-17 -106	-37 -126	-70 -159	
100	120	-19 -76		-44 -101	-69 -126	-109 -166	-137 -194	-175 -232	-219 -276	-275 -332	-332 -390	0 -89	-25 -114	-50 -139	-90 -179	
120	140	-23 -88		-52 -117	-82 -147	-130 -195	-162 -227	-208 -273	-260 -325	-325 -390	-390 -458	0 -103	-29 -132	-59 -162	-107 -210	
140	160	-25 -90		-60 -125	-94 -159	-150 -215	-188 -253	-240 -305	-300 -365	-375 -440	-440 -508	-2 -105	-37 -140	-71 -174	-127 -230	
160	180	-28 -93		-68 -133	-106 -171	-170 -235	-212 -277	-270 -335	-340 -405	-425 -490	-490 -558	-5 -108	-45 -148	-83 -186	-147 -250	
180	200	-31 -106		-76 -151	-120 -195	-190 -265	-238 -313	-304 -379	-379 -454	-474 -549	-549 -617	-5 -123	-50 -168	-94 -212	-164 -282	
200	225	-34 -109		-84 -159	-134 -209	-212 -287	-264 -339	-339 -414	-424 -499	-529 -604	-604 -672	-8 -126	-58 -176	-108 -226	-186 -304	
225	250	-38 -113		-94 -169	-150 -225	-238 -313	-294 -369	-379 -454	-474 -549	-594 -669	-669 -737	-12 -130	-68 -186	-124 -242	-212 -330	
250	280	-42 -126		-106 -190	-166 -250	-263 -347	-333 -417	-423 -507	-528 -612	-658 -742	-742 -810	-13 -146	-77 -210	-137 -270	-234 -367	
280	315	-46 -130		-118 -202	-188 -272	-298 -382	-373 -457	-473 -557	-598 -682	-738 -822	-822 -906	-17 -150	-89 -222	-159 -292	-269 -402	
315	355	-51 -144		-133 -226	-211 -304	-333 -426	-418 -511	-533 -626	-673 -766	-843 -936	-936 -1020	-19 -165	-101 -247	-179 -325	-301 -447	
355	400	-57 -150		-151 -244	-237 -330	-378 -471	-473 -566	-603 -696	-763 -856	-943 -1036	-1036 -1120	-25 -171	-119 -265	-205 -351	-346 -492	
400	450	-63 -166		-169 -272	-267 -370	-427 -530	-532 -635	-677 -780	-857 -960	-1037 -1140	-1140 -1224	-29 -189	-135 -295	-233 -393	-393 -553	
450	500	-69 -172		-189 -292	-297 -400	-477 -580	-597 -700	-757 -860	-937 -1040	-1117 -1220	-1220 -1304	-35 -195	-155 -315	-263 -423	-443 -603	

注: $\frac{H8}{r7}$ 在小于或等于 100 mm 时, 为过渡配合。

配制配合一般用于公差等级较高、单件小批生产的配合零件。是否采用配制配合由设计者根据零件的生产和使用情况决定。

配制配合用代号 MF 表示。它出自英文“Matched Fit”一词。

关于配制配合的应用，举例说明如下。

1) 选取配合 根据产品的使用要求，按互换性生产选取配合，配制的结果应满足配合公差。

例如，有一基本尺寸为 $\phi 3\ 000\ \text{mm}$ 的孔和轴，要求配合的最大间隙为 $0.450\ \text{mm}$ ，最小间隙为 $0.140\ \text{mm}$ ，根据零件的生产和使用情况决定采用配制配合。为满足此配合要求，按互换性生产选取配合为 $\phi 3\ 000\text{H}6/\text{f}6$ 或 $\phi 3\ 000\text{F}6/\text{h}6$ ，其最大间隙为 $0.415\ \text{mm}$ ，最小间隙为 $0.145\ \text{mm}$ 。

如先加工件为孔，借用基准孔的代号 H 表示先加工件，则在装配图上标注为：

$$\phi 3\ 000\text{H}6/\text{f}6\ \text{MF}$$

如先加工件为轴，借用基准轴的代号 h 表示先加工件，则在装配图上标注为：

$$\phi 3\ 000\text{F}6/\text{h}6\ \text{MF}$$

2) 确定先加工件 一般选择较难加工，但能得到较高测量精度的那个零件（在多数情况下是孔）作为先加工件，给定一个比较容易达到的公差，例如 H8，在零件图上标注为：

$$\phi 3\ 000\text{H}8\ \text{MF}$$

若按“线性尺寸的未注公差”加工，则标注为：

$$\phi 3\ 000\ \text{MF}$$

3) 配制件 配制件（多数情况是轴）的公差按配合公差选取。在本例中即可按要求的极限间隙来考虑，选取合适的公差带。例如选用 f7，此时最大间隙为 $0.355\ \text{mm}$ ，最小间隙为 $0.145\ \text{mm}$ ，满足此配合要求。在零件图上标注为：

$$\phi 3\ 000\text{f}7\ \text{MF}\ \text{或}\ \phi 3\ 000\begin{matrix} 0.145 \\ 0.355 \end{matrix}\ \text{MF}$$

若选 f8，则其最大间隙为 $0.475\ \text{mm}$ ，最小间隙仍为 $0.145\ \text{mm}$ ，最大间隙超过要求，故不适用。

4) 配制件极限偏差与极限尺寸的计算 配制件的极限偏差和极限尺寸，都以先加工件的实际尺寸为基数来确定。因此，应尽可能准确地测出先加工件的实际尺寸，以此作为配制件极限尺寸计算的起始尺寸。如本例，经加工后测得孔的

实际尺寸为 $\phi 3\ 000.195\ \text{mm}$ ，则轴 f7 的极限尺寸为

$$\begin{aligned} \text{最大极限尺寸} &= 3\ 000.195\ \text{mm} - 0.145\ \text{mm} \\ &= 3\ 000.050\ \text{mm} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{最小极限尺寸} &= 3\ 000.195\ \text{mm} - 0.355\ \text{mm} \\ &= 2\ 999.840\ \text{mm} \end{aligned}$$

由于配制件的偏差是以先加工件的实际尺寸为起始尺寸来确定的，故配制件上偏差的绝对值就是最小间隙或最大过盈，下偏差的绝对值就是最大间隙或最小过盈，因此，只看配制件的极限偏差就能了解配合性质。

5. 注意事项 配制配合是关于尺寸极限（公差）方面的技术规定，不涉及其他技术要求。如零件的形位公差，表面粗糙度等，不因采用配制配合而降低。

测量对保证配合性质有很大关系，要注意温度、形位误差对测量结果的影响。配制配合应采用尺寸相互比较的测量方法；在同样条件下测量，使用同一基准装置或校对量具，由同一组计量人员进行测量等，以提高测量精度。

2 未注公差的线性和角度尺寸的一般公差 (GB/T 1804—2002)

一般公差指在车间通常加工条件下可保证的公差。采用一般公差的尺寸，在该尺寸后不需注出其极限偏差数值。

选取图样上未注公差尺寸的一般公差的公差等级时，应考虑通常的车间精度并由相应的技术文件或标准作出具体规定。

对任一单一尺寸，如功能上要求比一般公差更小的公差或允许更大的公差并更为经济时，其相应的极限偏差要在相关的基本尺寸后注出。

由不同类型的工艺（例如切削和铸造）分别加工形成的两表面之间的未注公差的尺寸应按规定的两个一般公差数值中的较大值控制。

以角度单位规定的一般公差仅控制表面的线或素线的总方向，不控制它们的形状误差。从实际表面得到的线的总方向是理想几何形状的接触线方向。接触线和实际线之间的最大距离是最小可能值。

2.1 一般公差的公差等级和极限偏差

一般公差有精密 f、中等 m、粗糙 c、最粗 v

4个公差等级。其极限偏差按线性尺寸和角度尺寸分别给出。

(1) 线性尺寸

线性尺寸的极限偏差数值列于表 7.2-41；倒圆半径和倒角高度尺寸的极限偏差列于

表 7.2-42。

(2) 角度尺寸

角度尺寸的极限偏差数值列于表 7.2-43，其值按角度短边长度确定，对圆锥角按圆锥素线长度确定。

表 7.2-41 线性尺寸的极限偏差数值 (摘自 GB/T 1804—2002) (mm)

公差等级	基本尺寸分段							
	0.5~3	>3~6	>6~30	>30~120	>120~400	>400~1 000	>1 000~2 000	>2 000~4 000
精密 f	±0.05	±0.05	±0.1	±0.15	±0.2	±0.3	±0.5	—
中等 m	±0.1	±0.1	±0.2	±0.3	±0.5	±0.8	±1.2	±2
粗糙 c	±0.2	±0.3	±0.5	±0.8	±1.2	±2	±3	±4
最粗 v	—	±0.5	±1	±1.5	±2.5	±4	±6	±8

表 7.2-42 倒圆半径和倒角高度尺寸的极限偏差数值 (摘自 GB/T 1804—2002) (mm)

公差等级	基本尺寸分段			
	0.5~3	>3~6	>6~30	>30
精密 f	±0.2	±0.5	±1	±2
中等 m				
粗糙 c	±0.4	±1	±2	±4
最粗 v				

表 7.2-43 角度尺寸的极限偏差数值 (摘自 GB/T 1804—2002)

分差等级	长度分段 /mm				
	≤10	>10~50	>50~120	>120~400	>400
精密 f	±1°	±30'	±20'	±10'	±5'
中等 m					
粗糙 c	±1°30'	±1°	±30'	±15'	±10'
最粗 v	±3°	±2°	±1°	±30'	±20'

2.2 适用的尺寸和图样表示法

(1) 适用的未注公差尺寸

表 7.2-41~表 7.2-43 中的一般公差和极限偏差适用于金属切削加工的尺寸，也适用于一般的冲压加工的尺寸。非金属材料和其他工艺方法加工的尺寸可参照采用。

它仅适用于下列未注公差的尺寸：

- 1) 线性尺寸 (例如外尺寸、内尺寸、阶梯尺寸、直径、半径、距离、倒圆半径和倒角高度)；

2) 角度尺寸，包括通常不注出角度值的角度尺寸，例如直角 (90°)；

3) 机加工组装件的线性和角度尺寸。

不适用于下列尺寸：

- 1) 其他一般公差标准涉及的线性和角度尺寸；
- 2) 括号内的参考尺寸；
- 3) 矩形框格内的理论正确尺寸。

(2) 图样表示法

采用标准规定的一般公差 (表 7.2-41、表 7.2-42、表 7.2-43 表列的)，应在图样标题栏

附近或技术要求、技术文件(如企业标准)中注出标准号及选取的公差等级代号。例如选取中等级时,标注为:

GB/T 1804-m

3 统计尺寸公差 (JB/T 9184—1999)

3.1 统计尺寸公差的含义

统计尺寸公差是对实际尺寸概率分布特性作出规定的尺寸公差。根据设计要求,对实际尺寸,不但要限定它的变动量,而且还要限定它的概率分布特性。

采用统计尺寸公差控制公差范围内实际尺寸(极限偏差)的分布,需将公差范围采用简化办法,划分为上边区、下边区和中间区(见图 7.2-10)三个区间,并规定区间内的频率。

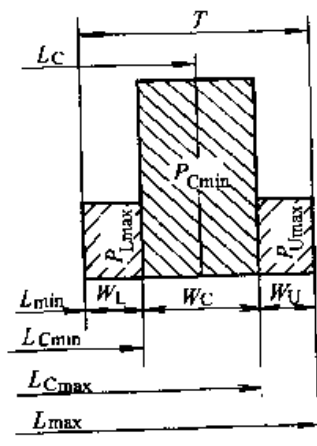


图 7.2-10 统计尺寸公差带图

图中 T 为公差; L_C 为中间尺寸; 最大极限尺寸 (L_{max}) 与最小极限尺寸 (L_{min}) 的算术平均值; 以最大极限尺寸 (L_{max}) 为上限的尺寸公差带的部分区域为上边区; W_U 为上边区宽度: 上边区所占有的部分尺寸公差; 以最小极限尺寸 (L_{min}) 为下限的尺寸公差带的部分区域为下边区; W_L 为下边区宽度: 下边区所占有的部分尺寸公差; 位于上边区与下边区之间的尺寸公差带的部分区域为中间区; W_C 为中间区宽度: 中间区所占有的部分尺寸公差; L_{Cmax} 为中间区上限(上边区下限): 中间区与上边区的分界尺寸; L_{Cmin} 为中间区下限(下边区上限): 中间区与下边区的分界尺寸; P_{Umax} 为上边区频率: 允许零件实际尺寸落在上边区内的最大频率; P_{Lmax} 为

下边区频率: 允许零件实际尺寸落在下边区内的最大频率; P_{Cmin} 为中间区频率: 允许零件实际尺寸落在中间区内的最小频率。

3.2 规定实际尺寸概率分布特性的方案及标注

(1) 规定实际尺寸概率分布特性的方案

可用以下三种方案之一对实际尺寸概率分布特性作出规定。

方案 a 规定实际尺寸的中间区上限 L_{Cmax} 、下限 L_{Cmin} 及中间区频率 P_{Cmin} 或规定实际尺寸的上边区上限 L_{max} 、下限 L_{Cmax} 及上边区频率 P_{Umax} 和下边区上限 L_{Cmin} 、下限 L_{min} 及下边区频率 P_{Lmax} ;

方案 b 规定实际尺寸算术平均区间 $B_{\bar{x}}$ 。

算术平均区间为限制实际尺寸算术平均值的区间。

方案 c 规定实际尺寸中位数区间 $B_{\bar{x}}$ 。

中位数区间为限制实际尺寸中位数的区间。

在某些情况下,当采用方案 b 或方案 c 时,还应规定允许实际尺寸标准差的最大值,即标准差上限 σ_{max} 。

(2) 统计尺寸公差在图样上的标注

1) 按方案 a 标注

例如: $55 \pm 0.06 \pm 0.03P86\%$

其中: 55 mm 为基本尺寸; $(55 + 0.06)$ mm 为最大极限尺寸; $(55 - 0.06)$ mm 为最小极限尺寸; P86% 表示 P_{Cmin} 等于 86%; 即在中间区 (55 ± 0.03) mm 范围内至少包含有 86% 的零件。

如无特别说明,则: $P_{Umax} = P_{Lmax} = \frac{1 - P_{Cmin}}{2} \times 100\% = 7\%$ 。即在上边区 (55 ± 0.03) mm 或下边区 (55 ± 0.03) mm 的范围内最多包含有 7% 的零件。

2) 按方案 b 标注

例如: $55 \pm 0.06 \pm 0.02\bar{x}$

表示实际尺寸的算术平均值必须位于 (55 ± 0.02) mm 的区间内。

如需要规定 σ_{max} 时,可加注在括号内:

$55 \pm 0.06 \pm 0.02\bar{x} (\sigma_{max} < 0.02)$

3) 按方案 c 标注

例如: $55 \pm 0.06 \pm 0.02\bar{x}$

表示实际尺寸的中位数必须位于 (55 ± 0.02) mm 区间内。如需要规定 σ_{\max} 时, 可加注在括号内:

$$55 \pm 0.06 \pm 0.02\bar{x} (\sigma_{\max} < 0.02)$$

4) 简化标注

统计尺寸公差也可按图 7.2-11 所示的方法标注。但对统计尺寸公差的具体要求应在技术条件中作具体说明, 或由技术文件统一规定。

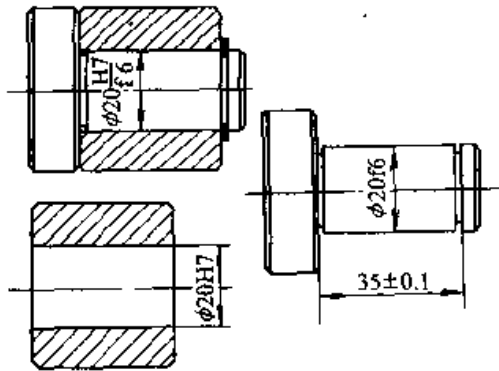


图 7.2-11 简化标注

3.3 统计尺寸公差在孔、轴配合中的应用

(1) 对孔、轴实际尺寸概率分布特性要求的规定

1) 公差带的划分

① 对于对称分布, 推荐:

$$T:W_C = 2:1$$

② 对于非对称分布, 三个区间的划分可根据实际情况决定。

2) 频率的决定

① 实际尺寸按对称分布 当近似于正态分布时, 若公差带的划分按 $T:W_C = 2:1$, 则推荐 $P_{Cmin} = 86\%$; 此时上、下边区允许的最大频率为 $\frac{1-P_{Cmin}}{2} = 7\%$;

当近似于辛普松 (三角形) 分布时, 若公差带的划分按 $T:W_C = 2:1$, 则推荐 $P_{Cmin} = 75\%$; 此时上、下边区允许的最大频率为 $\frac{1-P_{Cmin}}{2} = 12.5\%$;

当近似于均匀分布时, 若公差带的划分按 $T:W_C = 2:1$, 则推荐 $P_{Cmin} = 50\%$; 此时上、下边区允许的最大频率为 $\frac{1-P_{Cmin}}{2} = 25\%$ 。

② 实际尺寸按非对称分布 一般应同时规定上边区频率 P_{Umax} 以及下边区频率 P_{Lmax} 。

③ 根据设计要求, 仅考虑某一边区的频率要求时, 可以只规定上边区的频率 P_{Umax} 或者下边区的频率 P_{Lmax} 。

3) 标注举例

① 对于对称分布, 如: $\phi 55 \pm 0.06 \pm 0.03P86\%$, 表示上、下边区的频率均不能超过 7%;

② 对于非对称分布, 如: $\phi 55 \pm 0.06 \begin{matrix} +0.09 \\ -0.06 \end{matrix} P9\% \begin{matrix} -0.03 \\ -0.03 \end{matrix} P5\%$, 表示上边区频率不能超过 9%, 下边区频率不能超过 5%;

③ 仅规定某一边区的频率, 如: $\phi 55 \pm 0.06 \begin{matrix} -0.03 \\ -0.03 \end{matrix} P7\%$, 表示仅对下边区有频率要求, 且不能超过 7%。

4) 当孔、轴实际尺寸按正态分布 ($T:W_C = 2:1, P_{Cmin} = 86\%$) 时, 表 7.2-44 给出了优先与常用配合的统计极限“间隙或过盈”。

(2) 应用举例

例 1 根据使用要求, 某机床部件的配合选为 $\phi 40 \begin{matrix} H8 \\ h7 \end{matrix}$, 但应避免实际偏差为零的孔、轴装在一起。此时, 可采用统计尺寸公差。

若规定:

$$\text{孔 } \phi 40 \begin{matrix} +0.039 \\ 0 \end{matrix} \begin{matrix} +0.01 \\ -0.01 \end{matrix} P86\%$$

$$\text{轴 } \phi 40 \begin{matrix} 0 \\ -0.025 \end{matrix} \begin{matrix} -0.006 \\ -0.019 \end{matrix} P86\%$$

由表 7.2-44 查得统计最小间隙 = +9 μm ;
统计最大间隙 = +55 μm

由此可见, 孔、轴在装配时基本上不会发生间隙为零的不利情况。

为了突出对小间隙发生频率的限制, 也可以仅仅规定某一边区的频率:

$$\text{孔 } \phi 40 \begin{matrix} +0.039 \\ 0 \end{matrix} \begin{matrix} +0.01 \\ 0 \end{matrix} P7\%$$

$$\text{轴 } \phi 40 \begin{matrix} 0 \\ -0.025 \end{matrix} \begin{matrix} 0 \\ -0.006 \end{matrix} P7\%$$

例 2 某配合选为 $\phi 60 \begin{matrix} H8 \\ g7 \end{matrix}$, 间隙为 +0.01 ~ +0.086 mm, 但根据设计要求, 间隙在 +0.029 ~ +0.067 mm 之间时使用性能最佳。此时可采用统计尺寸公差:

$$\text{孔 } \phi 60 \begin{matrix} +0.046 \\ 0 \end{matrix} \begin{matrix} +0.034 \\ +0.012 \end{matrix} P86\%$$

$$\text{轴 } \phi 60 \begin{matrix} 0 \\ -0.040 \end{matrix} \begin{matrix} -0.018 \\ -0.032 \end{matrix} P86\%$$

按此规定, 将有 86% 的孔、轴在装配后处于最佳间隙状态。

表 7.2-44 优先与常用配合的统计极限“间隙或过盈”(T:W_C=2:1, P_{Cmin}=86%)
(摘自 JB/T 9184—1999) (μm)

基孔制	H6/h5	H6/g5	H6/h5	H7/f6	H7/g6 ▽	H7/h6 ▽	H8/e7	H8/f7 ▽	H8/g7	H8/h7 ▽	H8/d8
基轴制	F6/h5	G6/h5	H6/h5	F7/h6	G7/h6 ▽	H7/h6 ▽	E8/h7	F8/h7 ▽		H8/h7 ▽	D8/h8
基本尺寸/ mm											
≤3	+15 +7	+11 +3.4	+9 +1.4	+20 +8	+16 +4.2	+14 +2.2	+35 +17	+27 +9	+23 +5	+21 +3.4	+44 +24
>3~6	-21 +12	+15 +6	+11 +1.8	+27 +13	+21 +7	+17 +2.8	+46 +24	+36 +14	+30 +8	+26 +4.2	+61 +35
>6~10	+26 +15	+18 +7	+13 +2.1	+34 +16	+26 +8	+21 +3.3	+57 +30	+45 +18	+37 +10	+32 +5	+77 +46
>10~14	+32	+23	+16	+41	+31	+25	+71	+55	+45	+39	+96
>14~18	+19	+9	+2.7	+20	+10	+4	+38	+22	+12	+6	+58
>18~24	+39	+26	+19	+49	+36	+29	+87	+67	+54	+47	+121
>24~30	+23	+10	+3.1	+25	+12	+4.7	+47	+27	+14	+7	+75
>30~40	+48	+32	+23	+60	+44	+35	+105	+80	+64	+55	+147
>40~50	+29	+13	+3.8	+31	+15	+6	+59	+34	+18	+9	+91
>50~65	+58	+38	+28	+72	+52	+42	+126	+96	+76	+66	+178
>65~80	+34	+14	+4.5	+37	+17	+7	+70	+40	+20	+10	+114
>80~100	+68	+44	+32	+85	+61	+49	+149	+113	+89	+77	+212
>100~120	+41	+17	+5	+44	+20	+8	+84	+48	+24	+12	+136
>120~140	+80	+51	+37	+99	+70	+56	+174	+132	+103	+89	+252
>140~160	+49	+20	+6	+52	+23	+9	+99	+57	+28	+14	+164
>160~180											
>180~200	+92	+57	+42	+115	+80	+65	+202	+152	+117	+102	+293
>200~225	+57	+22	+7	+60	+25	+10	+116	+66	+31	+16	+191
>225~250											
>250~280	+103	+64	+47	+128	+90	+72	+225	+171	+132	+115	+328
>280~315	+64	+25	+8	+68	+28	+12	+128	+74	+35	+18	+214
>315~355	+114	+70	+52	+142	+98	+80	+251	+188	+144	+126	+362
>355~400	+71	+27	+9	+75	+31	+13	+145	+82	+38	+20	+236
>400~450	+126	+78	+58	+157	+109	+89	+273	+206	+158	+138	+396
>450~500	+77	+29	+9	+82	+34	+14	+157	+90	+42	+22	+258

注：1. 表中“+”值为间隙量，“-”值为过盈量。
2. 标注▽的配合为优先配合。

续表 7.2-44

基孔制	H8/e8	H8/f8	H8/h8	H9/e9	H9/d9	H9/e9	H9/f9	H9/h9	H10/c10	H10/d10	H10/h10
基轴制	E8/h8	F8/h8	H8/h8		D9/h9	F9/h9	F9/h9	H9/h9		D10/h10	H10/h10
基本尺寸/ mm											
≤3	+38 +18	+30 +10	+24 +4.1	+103 +67	+63 +27	+57 +21	+49 +13	+43 +7	+128 +72	+88 +32	+68 +12
>3~6	+51 +25	+41 +15	+31 +5	+122 +79	+81 +39	+71 +29	+61 +19	+51 +9	+152 +84	+112 +44	+82 +14
>6~10	+63 +31	+51 -19	+38 +6	+142 +90	+102 +50	+86 +36	+74 +24	+62 +10	+179 +97	+139 +57	+99 +17
>10~14	+78	-62	+46	+163	+123	+105	+89	+73	+214	+170	+120
>14~18	+40	-24	+8	+108	+63	+45	+29	+13	+116	+70	+20
>18~24	+96	-76	+56	+199	+154	+129	+109	+89	+253	+208	+143
>24~30	+50	-30	+10	+125	+80	+55	+35	+15	+135	+90	+25
>30~40	+117	-92	+67	+226 +133	+186	+156	+131	+106	+291 +149	+251	+171
>40~50	+61	-36	+11	+236 +148	+98	+68	+43	+18	+301 +159	+109	+29
>50~65	+138	-108	+78	+266 +162	+226	+186	+156	+126	+345 +175	+305	+205
>65~80	+74	-44	+14	+276 +172	+122	+82	+52	+22	+355 +185	+135	+35
>80~100	+164	+128	+92	+318 +196	+268	+220	+184	+148	+409 +211	+359	+239
>100~120	+88	+52	+16	+328 +206	+146	+98	+62	+26	+419 +221	+161	+41
>120~140				+371 +229					+473 +247		
>140~160	+192 +104	+150 +62	+108 +18	+381 +239	+316 +174	+256 +114	+214 +72	+171 +29	+483 +257	+418 +192	+273 +47
>160~180				+401 +295					+503 +277		
>180~200				+436 +274					+556 +294		
>200~225	+223 +121	-173 -71	+123 +21	+456 +294	+366 +204	+296 +134	+246 +84	+196 +34	+576 +314	+486 +224	+316 +54
>225~250				+476 +314					+596 +334		
>250~280	+248	+194	+138	+522 +338	+412	+332	+278	+222	+658 +362	+548	+358
>280~315	+134	+80	+24	+552 +368	+228	+148	+94	+38	+688 +392	+252	+62
>315~355	+277	+214	+152	+599 +401	+449	+364	+301	+239	+753 +427	+603	+393
>355~400	+151	+88	+26	+639 +441	+251	+166	+103	+41	+793 +467	+277	+67
>400~450	+301	+234	+166	+705 +485	+495	+400	+333	+265	+867 +513	+657	+427
>450~500	+163	+96	+28	+745 +525	+275	+180	+113	+45	+907 +553	+303	+73

续表 7.2-44

基孔制	H11/a11	H11/b11	H11/d1	H11/d11	H11/h11	H12/b12	H12/b12	H6/js5		H6/k5	
基轴制	A11/h11	B11/h11	C11/h11	D11/h11	H11/h11	B12/h12	H12/h12		JS6/h5		K6/h5
基本尺寸/ mm											
≤3	+372 +288	+242 +158	+162 +78	+122 +38	+102 +18	+311 +169	+171 +29	+7 -0.6	+6 -1.6	+4.6 -2.6	+2.6 -4.6
>3~6	+398 +292	+268 +162	+198 +92	+158 +52	+128 +22	+345 +175	+205 +35	+9 -0.7	+7 -2.2	+5 -4.2	
>6~10	+434 +306	+304 +176	+234 +106	+194 +66	+154 +26	+406 +194	+256 +44	+10 -0.9	+8 -2.4	+6 -5	
>10~14	+478	+338	+283	+238	+188	+457	+307	+12	+11	+7	
>14~18	+322	+182	+127	+82	+22	+203	+53	-1.3	-2.8	-6	
>18~24	+522	+382	+332	+282	+222	+518	+358	+14	+12	+8	
>24~30	+338	+198	+148	+98	+38	+202	+62	-1.4	-3.4	-8	
>30~40	+583 +357	+443 +217	+393 +167	+353	+273	+597 +243	+427	+18	+15	+10	
>40~50	+593 +367	+453 +227	+403 +177	+127	+47	+607 +254	+73	-1.7	-4.2	-9	
>50~65	+664 +396	+514 +246	+464 +196	+424	+324	+702 +278	+512	+21	+18	+12	
>65~80	+684 +416	+524 +256	+474 +206	+156	+56	+712 +288	+88	-2	-5	-10	
>80~100	+756 +444	+596 +284	+546 +234	+496	+376	+818 +322	+598	+24	+21	+14	
>100~120	+786 +474	+616 +304	+556 +244	+184	+64	+838 +342	+102	-2	-6	-13	
>120~140	+887 +533	+687 +333	+627 +273			+943 +377					
>140~160	+947 +593	+707 +353	+637 +283	+572 +218	+427 +73	+963 +397	+683 +117	+28 -2.9	+24 -6	+16 -15	
>160~180	+1 007 +653	+737 +383	+657 +303			+993 +427					
>180~200	+1 155 +745	+835 +425	+735 +325			+1 125 +475					
>200~225	+1 235 +825	+875 +465	+755 +345	+665 +255	+495 +85	+1 165 +515	+785 +135	+32 -3.1	+28 -8	+18 -17	
>225~250	+1 315 +905	+915 +505	+775 +365			+1 205 +555					
>250~280	+1 446 +1 014	+1 026 +574	+846 +394	+736	+546	+1 368 +632	+887	+36	+31	+20	
>280~315	+1 596 +1 144	+1 086 +634	+876 +424	+284	+94	+1 428 +692	+152	-3.7	-8	-19	
>315~355	+1 815 +1 305	+1 215 +705	+975 +465	+824	+614	+1 573 +767	+973	+40	+34	+23	
>355~400	+1 965 +1 455	+1 294 +785	+1 015 +505	+316	+106	+1 653 +847	+167	-3.9	-9	-20	
>400~450	+2 183 +1 617	+1 443 +877	+1 123 +557	+913	+693	+1 836 +944	+1 076	+44	+38	+26	
>450~500	+2 338 +1 767	+1 523 +957	+1 163 +597	+347	+117	+1 916 +1 024	+184	-4.1	-11	-23	

续表 7.2-44

基孔制	H6/m5		H7/js6		H7/k6		H7/m6		H7/n6		H8/js7
基轴制		M6/h5		JS7/h6		K7/h6		M7/h6		N7/h6	
基本尺寸/ mm											
≤3	+2.6 -4.6	+0.6 -6.5	+11 -0.8	+9 -2.8	+8 -3.8	+3.8 -7.8	+6 -6	+1.8 -10	+3.8 -8	+0.2 -12	+16 -1.6
>3~6	+2.2 -7		+13 -1.2	+11 -3.2	+8 -6		+5 -9		+1.2 -13		+2.0 -1.8
>6~10	+0.9 -10		+16 -1.2	+13 -3.7	+11 -7		+6 -12		+1.7 -16		+24 -1.8
>10~14	+1.3		+20	+16	+13		+7		+2		+30
>14~18	-12		-1.5	-5	-8		-14		-19		-2.7
>18~24	+1.9		+23	+18	+14		+8		+1.3		+36
>24~30	-14		-1.8	-5	-10		-16		-23		-2.6
>30~40	+3.2		+27	+22	+17		+10		+2.3		+42
>40~50	-16		-2.3	-6	-12		-19		-27		-3.2
>50~65	+3.5		+33	+27	+21		+12		+3.3		+50
>65~80	-20		-2.8	-8	-14		-23		-32		-4.5
>80~100	+3.8		+38	+31	+24		+14		+4.2		+59
>100~120	-23		-3.2	-9	-17		-27		-37		-4.1
>120~140											
>140~160	+3.9		+44	+36	+28		+16		+4.1		+69
>160~180	-2.7		-3.6	-11	-19		-31		-43		-6
>180~200											
>200~225	+5		+50	+42	+32		+19		+4.7		+79
>225~250	-30		-4.2	-13	-23		-36		-50		-7
>250~280	+4.2	+6	+56	+46	+36		+20		+6		+89
>280~315	-35	-33	-4.5	-14	-24		-40		-54		-8
>315~355	+6		+62	+51	+40		+23		+7		+97
>355~400	-37		-5	-15	-27		-44		-60		-8
>400~450	+81		+69	+57	+44		+26		+9		+106
>450~500	-41		-6	-17	-31		-49		-66		-9

续表 7.2-44

基孔制		H8/k7		H8/m7		H8/n7		H8/p7	H6/n5		H6/p5	
基轴制	JS8/h7		K8/h7		M8/h7		N8/h7			N6/h5		P6/h5
基本尺寸/ mm												
≤3	+14 -3.6	+11 -7	+7 -11	+9 -9	+4.6 -13	+7 -11	-2.6 -15	+4.6 -13	+0.6 -7	-1.4 -9	-1.4 -9	-3.4 -11
>3~6	+17 -4.8	+13 -9		+10 -12		+6 -16		+1.8 -20		-1.8 -11		-6 -15
>6~10	+21 -6	+16 -11		+11 -16		+7 -20		+1.8 -25		-3.1 -14		-8 -19
>10~14	+25	+20		+14		+9		+2.7		-3.7		-10
>14~18	-7	-13		-19		-24		-30		-17		-23
>18~24	+30	+24		+18		+11		+3.6		-5		-12
>24~30	-9	-16		-22		-29		-36		-21		-28
>30~40	+35	+28		+21		+13		+4.2		-4.8		-14
>40~50	-10	-18		-25		-33		-42		-24		-33
>50~65	+42	+34		+24		+16		+3.5		-6		-18
>65~80	-12	-22		-30		-40		-52		-28		-40
>80~100	+50	+39		+29		+19		+4.7		-6		-20
>100~120	-15	-26		-36		-46		-60		-33		-47
>120~140												
>140~160	+57 -17	+46 -29		+34 -41		+22 -53		+6 -69		-8 -39		-24 -55
>160~180												
>180~200												
>200~225	+66 -20	+52 -34		+39 -47		+25 -61		+6 -80		-9 -44		-28 -63
>225~250												
>250~280	+74	+59		+43		+29		+7		-10		-32
>280~315	-22	-38		-54		-68		-90		-49		-71
<315~355	+81	+65		+48		+32		+7		-10		-35
>355~400	-24	-41		-58		-74		-99		-53		-78
>400~450	+89	+70		+52		+35		+7		-10		-37
>450~500	-26	-46		-64		-81		-109		-58		-86

续表 7.2-44

基孔制	H6/s5		H6/s5		H6/s5	H7/p6		H7/r6		H7/s6	
基轴制		R6/h5		S6/h5	T6/h5		P7/h6		R7/h6		S7/h6
基本尺寸/ mm											
≤3	-5 -13	-7 -15	-9 -1	-11 -19	—	+1.8 -10	-2.2 -14	-2.2 -14	-6 -18	-6 -18	-10 -22
>3~6	-9 -18		-13 -22		—	-2.8 -17		-6 -20		-10 -24	
>6~10	-12 -23		-16 -27		—	-3.3 -21		-7 -25		-11 -29	
>10~14	-15		-20		—	-4		-9		-14	
>14~18	-28		-33		—	-25		-30		-35	
>18~24	-18		-25		—	-6		-12		-19	
>24~30	-34		-41		-31 -47	-30		-36		-43	
>30~40	-22		-41		-36 -55	-7		-15		-24	
>40~50	-41		-50		-42 -61	-36		-44		-53	
>50~65	-26 -50		38 -62		52 -74	-9		-18 -53		-30 -65	
>65~80	-28 -52		-44 -68		-60 -84	-44		-20 -55		-36 -71	
>80~100	-34 -61		-54 -81		-74 -101	-10		-24 -65		-44 -85	
>100~120	-37 -64		-62 -89		-87 -114	-51		-27 -68		-52 -93	
>120~140	-44 -75		-73 -104		-103 -134			-32 -79		-61 -108	
>140~160	-46 -77		-81 -112		-115 -146	-12 -59		-34 -81		-69 -116	
>160~180	-49 -80		-89 -120		-127 -158			-37 -84		-77 -124	
>180~200	-55 -90		-100 -135		-144 -179			-41 -96		-86 -141	
>200~225	-58 -93		-108 -143		-158 -193	-14 -69		-44 -99		-94 -149	
>225~250	-62 -97		-118 -153		-174 -209			-48 -103		-104 -159	
>250~280	-70 -109		-134 -173		-194 -233	-16		-54 -114		-118 -178	
>280~315	-74 -113		-146 -185		-216 -255	-76		-58 -118		-130 -190	
>315~355	-81 -124		-163 -206		-241 -284	-18		-64 -131		-146 -213	
>355~400	-87 -130		-181 -224		-267 -310	-85		-70 -137		-164 -231	
>400~450	-95 -144		-201 -250		-299 -348	-19		-77 -152		-183 -258	
>450~500	-101 -150		-221 -270		-329 -378	-94		-83 -158		-203 -278	

续表 7.2-44

基 孔 制	H7/h6	H7/u6		H7/v6	H7/x6	H7/y6	H7/z6	H8/r7	H8/s7	H8/t7	H8/u7
基 轴 制	T7/h6		U7/h6								
基本尺寸/ mm											
≤3	—	-10 -22	-14 -26	—	-12 -24	—	-18 -30	+0.6 -17	-3.4 -21	—	-7 -25
>3~6	—	-14 -28		—	-19 -33	—	-26 -40	-1.2 -23	-5 -27	—	-9 -31
>6~10	—	-16 -34		—	-22 -40	—	-30 -48	+2.2 -29	-6 -33	—	-11 -38
>10~14	—	-19		—	-26 -47	—	-36 -57	-2.3	-7	—	-12
>14~18	—	-40		-25 -46	-31 -52	—	-46 -67	-35	-40	—	-45
>18~24	—	-25 -49		-31 -55	-38 -62	-47 -71	-57 -81	-2.4	-9	—	-15 -55
>24~30	-25 -49	-32 -56		-39 -63	-50 -72	-59 -83	-72 -96	-42	-49	-15 -55	-22 -62
>30~40	-29 -58	-41 -70		-49 -78	-61 -90	-75 -104	-93 -122	-3.8	-13	-18 -64	-30 -76
>40~50	-35 -64	-51 -80		-62 -91	-78 -107	-95 -124	-117 -146	-50	-59	-24 -70	-40 -86
>50~65	-43 -78	-64 -99		-79 -114	-99 -134	-121 -156	-149 -184	-60	-72	-30 -86	-52 -106
>65~80	-52 -87	-79 -114		-97 -132	-123 -158	-151 -186	-187 -222	-8	-24	-40 -94	-66 -122
>80~100	-64 -105	-97 -138		-119 -160	-151 -192	-187 -228	-231 -272	-9	-29	-49 -114	-82 -147
>100~120	-77 -118	-117 -158		-145 -186	-183 -224	-227 -268	-283 -324	-12	-37	-62 -127	-102 -167
>120~140	-91 -138	-139 -186		-171 -218	-217 -264	-269 -316	-334 -381	-14	-43	-73 -148	-121 -196
>140~160	-103 -150	-159 -206		-197 -244	-249 -296	-309 -356	-384 -431	-16	-51	-85 -160	-141 -216
>160~180	-115 -162	-179 -226		-221 -268	-279 -326	-349 -396	-434 -481	-19	-59	-97 -172	-161 -236
>180~200	-130 -185	-200 -255		-248 -303	-314 -369	-389 -444	-484 -539	-21	-66	-110 -196	-180 -266
>200~225	-144 -199	-222 -277		-274 -329	-349 -404	-434 -489	-539 -594	-24	-74	-124 -210	-202 -208
>225~250	-160 -215	-248 -303		-304 -359	-389 -444	-484 -539	-604 -659	-28	-84	-140 -226	-208 -314
>250~280	-178 -238	-274 -336		-344 -406	-434 -496	-540 -600	-670 -730	-31	-95	-155 -252	-253 -349
>280~315	-200 -260	-310 -371		-384 -446	-484 -546	-610 -670	-750 -810	-35	-107	-177 -274	-287 -384
>315~355	-224 -291	-346 -413		-431 -498	-546 -613	-686 -753	-856 -923	-39	-121	-199 -305	-321 -427
>355~400	-250 -317	-391 -458		-486 -553	-616 -683	-776 -843	-956 -1 024	-45	-139	-225 -331	-366 -472
>400~450	-281 -356	-441 -516		-546 -621	-691 -766	-871 -946	-1 051 -1 126	-51	-157	-255 -371	-415 -531
>450~500	-311 -386	-491 -566		-611 -686	-771 -846	-951 -1 026	-1 021 -1 276	-57	-177	-285 -401	-465 -581

第 3 章 形状和位置公差

1 术语、定义和符号

1.1 术语及定义 (表 7.3-1)

表 7.3-1 形位公差的术语与定义

术 语	定 义	术 语	定 义
要素	指零件上的特征部分——点、线、面。这些要素是实际存在的，也可以是由实际要素取得的轴线或中心平面	形状和位置公差带	公差带的形状取决于被测要素的几何理想要素和设计要求，并以此评定形位误差。示例及说明如下： 在给定平面内的直线度公差要求被测要素上各点相对其理想线的距离应等于或小于给定的公差值，理想线的方向由最小条件确定，即两平行直线包容被测线，且其间距离为最小 平面度公差要素被测要素上的各点相对其理想平面的距离等于或小于给定的公差值，理想平面的方向由最小条件确定，即两平行平面包容被测面且其间距离为最小 圆度公差要求被测要素处于两个同心圆间的区域内，两圆的半径差应小于或等于给定的公差值。该两圆中心点的位置和半径差值的选择应符合最小条件，即必须使两圆间的半径差为最小 单一被测要素的圆柱度公差要求被测要素处于两个同轴圆柱面之间的区域内，两圆柱面的半径差应小于或等于给定的公差值。该两圆柱面轴线的位置和半径差值的选择应符合最小条件，即必须使两同轴圆柱面间的半径差为最小
理想要素	具有几何学意义的要素		
实际要素	零件上实际存在的要素。测量时由测得要素来代替。此时它并非该要素的真实状况		
被测要素	给出了形状或（和）位置公差的要素		
基准要素	用来确定被测要素方向或（和）位置的要素		
单一要素	仅对其本身给出形状公差要求的要素		
关联要素	对其他要素有功能关系的要素		
形状公差	单一实际要素的形状所允许的变动全量		
位置公差	关联实际要素的位置对基准所允许的变动全量		
定向公差	关联实际要素对基准在方向上允许的变动全量		
定位公差	关联实际要素对基准在位置上允许的变动全量		
跳动公差	关联实际要素绕基准轴线回转一周或连续回转时所允许的最大跳动量	固定公差带	公差带的位置是由图样上给定的基准来确定，不是随着实际形状或位置的变动而变动
形状和位置公差带	限制实际要素变动的区域。公差带是一个给定的区域，是误差的最大允许值，它由大小、形状、方向、位置四个因素来决定 根据被测要素的特征和结构尺寸，公差带有下述几种形式：圆内的区域、两同心圆之间的区域、两同轴圆柱面之间的区域、两等距曲线之间的区域、两平行直线之间的区域、圆柱面内的区域、两等距曲面之间的区域、两平行平面之间的区域、球内的区域	浮动公差带	公差带的位置是随着零件实际表面在尺寸公差带内随实际尺寸的变动而变动
		延伸公差带	根据零件的功能要求，位置度和对称度公差带延伸到被测要素的长度界限之外时，该公差带称延伸公差带
		理论正确尺寸	对于要素的位置度、轮廓度或倾斜度，其尺寸由不带公差的理论正确位置、轮廓或角度确定，这种尺寸称理论正确尺寸

续表 7.3-1

术 语	定 义	术 语	定 义
基准	理想基准要素的简称,它是确定要素间几何系的依据,分别称为基准点,基准直线(轴线)和基准平面(中心平面)	最大实体实效尺寸	最大实体实效状态下的体外作用尺寸。对于内表面为最大实体尺寸减形位公差值(加注符号 M 的);对于外表面为最大实体尺寸加形位公差值(加注符号 M 的)
单一基准要素	作为单一基准使用的单个要素	最小实体实效状态	在给定长度上,实际要素处于最小实体状态且其中心要素的形状或位置误差等于给出公差值时的综合极限状态
组合基准要素	作为单一基准使用的一组要素	最小实体实效尺寸	最小实体实效状态下的体内作用尺寸。对于内表面为最小实体尺寸加形位公差值(加注符号 L 的);对下外表面为最小实体尺寸减形位公差值(加注符号 L 的)
三基准体系	由三个互相垂直的基准平面组成的基准体系,它的三个平面是确定和测量零件上各要素几何关系的起点		
基准目标	为构成基准体系的各基准平面而在要素上指定的点、线、面		
局部实际尺寸(简称实际尺寸)	在实际要素的任意正截面上,两对应点之间测得的距离	边界	由设计给定的具有理想形状的极限包容面。边界的尺寸为极限包容面的直径或距离
体外作用尺寸	在被测要素的给定长度上,与实际内表面体外相接的最大理想面或与实际外表面体外相接的最小理想面的直径或宽度。对于关联要素,该理想面的轴线或中心平面必须与基准保持图样给定的几何关系	最大实体边界	尺寸为最大实体尺寸的边界
体内作用尺寸	在被测要素的给定长度上,与实际内表面体内相接的最小理想面或与实际外表面体内相接的最大理想面的直径或宽度。对于关联要素,该理想面的轴线或中心平面必须与基准保持图样给定的几何关系	最小实体边界	尺寸为最小实体尺寸的边界
		最大实体实效边界	尺寸为最大实体实效尺寸的边界
		最小实体实效边界	尺寸为最小实体实效尺寸的边界
最大实体状态	实际要素在给定长度上处处位于尺寸极限之内并具有实体最大时的状态	独立原则	图样上给定的每一个尺寸和形状、位置要求均是独立的,应分别满足要求的公差原则。独立原则是尺寸公差和形位公差相互关系遵循的基本原则
最大实体尺寸	实际要素在最大实体状态下的极限尺寸。对于外表面为最大极限尺寸,对于内表面为最小极限尺寸	相关要求	图样上给定的尺寸公差和形位公差相互有关的公差要求,系指包容要求、最大实体要求(包括可逆要求应用于最大实体要求)和最小实体要求(包括可逆要求应用于最小实体要求)
最小实体状态	实际要素在给定长度上处处位于尺寸极限之内并具有实体最小时的状态	包容要求	实际要素应遵守其最大实体边界,其局部实际尺寸不得超出最小实体尺寸的一种公差要求。包容要求适用于单一要素如图柱表面或两平行表面。采用包容要求的单一要素应在其尺寸极限偏差或公差带代号之后加注符号“ E ”
最小实体尺寸	实际要素在最小实体状态下的极限尺寸。对于外表面为最小极限尺寸,对于内表面为最大极限尺寸		
最大实体实效状态	在给定长度上,实际要素处于最大实体状态且其中心要素的形状或位置误差等于给出公差值时的综合极限状态	最大实体要求	被测要素的实际轮廓应遵守其最大实体实效边界,当其实际尺寸偏离最大实体尺寸时,允许其形位误差值超出在最大

续表 7.3-1

术 语	定 义	术 语	定 义
最小实体要求	<p>大实体状态下给出的公差值的一种公差要求。最大实体要求适用于中心要素。此时应在图样标注符号“M”</p> <p>被测要素的实际轮廓应遵守其最小实体实效边界，当其实际尺寸偏离最小实体尺寸时，允许其形位误差值超出在最小实体状态下给出的公差值的一种公差要求。最小实体要求适用于中心要素。此时应在图样上标注符号“L”</p>	零形位公差	<p>出在最小实体状态下给出的形位公差值。当其形位误差值小于给出的形位公差值时，也允许其实际尺寸超出最小实体尺寸的一种要求</p> <p>被测要素采用最大实体要求或最小实体要求时，其给出的形位公差值为零，用0“M”或0“L”表示</p>
可逆要求	<p>中心要素的形位误差值小于给出的形位公差值时，允许在满足零件功能要求的前提下扩大尺寸公差的一种公差要求</p>	与理想要素比较原则	<p>将被测实际要素与其理想要素相比较，量值由直接法或间接法获得。理想要素用模拟方法获得</p>
可逆要求用于最大实体要求	<p>被测要素的实际轮廓应遵守其最大实体实效边界，当其实际尺寸偏离最大实体尺寸时，允许其形位误差值超出在最大实体状态下给出的形位公差值。当其形位误差值小于给出的形位公差值时，也允许其实际尺寸超出最大实体尺寸的一种要求</p>	测量坐标值原则	<p>测量被测实际要素的坐标值（如直角坐标值、极坐标值、圆柱面坐标值），并经过数据处理获得形位误差值</p>
可逆要求用于最小实体要求	<p>被测要素的实际轮廓应遵守其最小实体实效边界，当其实际尺寸偏离最小实体尺寸时，允许其形位误差值超</p>	测量特征参数原则	<p>测量被测实际要素上具有代表性的参数（即特征参数）来表示形位误差值</p>
		测量跳动原则	<p>被测实际要素绕基准轴线回转过程中，沿给定方向测量其对某参考点、或线的变动量。变动量是指指示器最大与最小读数之差</p>
		控制实效边界原则	<p>检测被测实际要素是否超过实效边界，以判断合格与否</p>

1.2 形位公差的符号

2) 被测要素、基准要素的标注要求及其他附加符号见表 7.3-3。

1) 形位公差特征的符号见表 7.3-2。

表 7.3-2 形位公差特征的符号（摘自 GB/T 1182—1996）

公差	特征	符号	有或无基准要求	公差	特征	符号	有或无基准要求		
形状公差	形状	直线度	—	无	位置公差	定向	平行度	//	有
		平面度		无			垂直度		有
		圆度		无			倾斜度		有
		圆柱度		无		定位	位置度		有或无
	轮廓	线轮廓度		有或无			同轴(同心)度		有
		面轮廓度		有或无			对称度		有
							跳动	圆跳动	
					全跳动			有	

表 7.3-3 被测要素、基准要素的标注及其他附加符号 (摘自 GB/T 1182—1996)



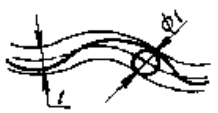
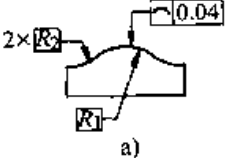
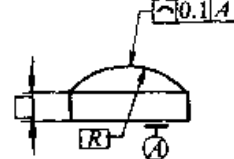

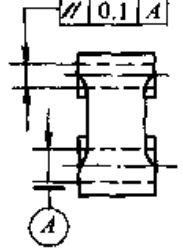
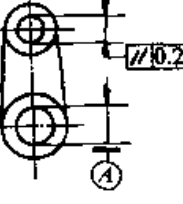

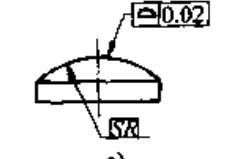
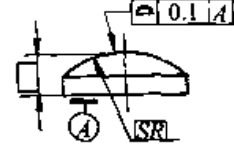
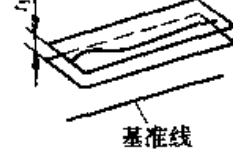
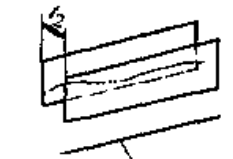
项 目	符 号	项 目	符 号	项 目	符 号
被测要素的标注	直接 	理论正确尺寸 	可逆要求 		
	用字母 	包容要求 	延伸公差带 		
基准要素的标注		最大实体要求 	自由状态 (非刚性零件) 条件 		
基准目标的标注		最小实体要求 	全周 (轮廓) 		

1.3 形位公差带的定义 (表 7.3-4)

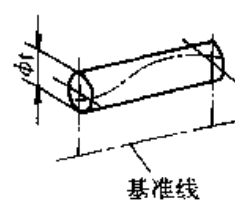
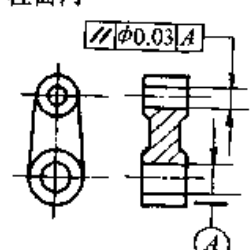
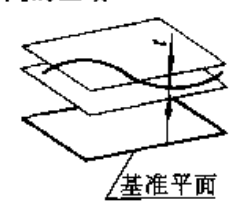
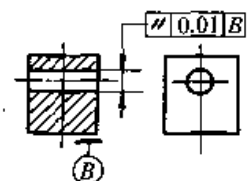
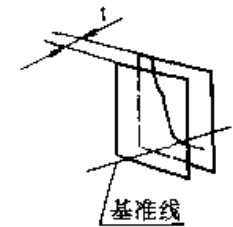
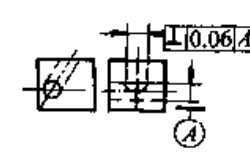
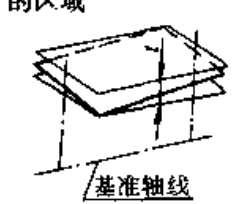
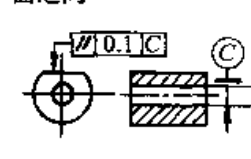
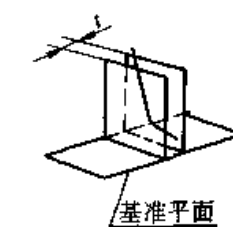
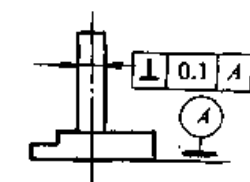
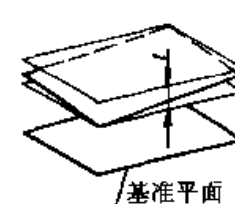
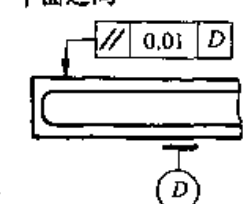
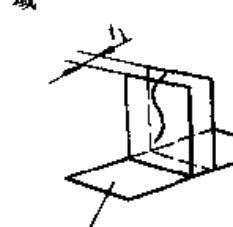
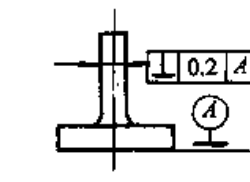
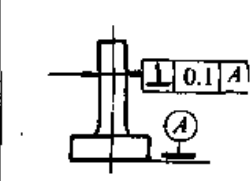
表 7.3-4 形位公差带的定义 (摘自 GB/T 1182—1996)

项目	公差带定义	标注和解释	项目	公差带定义	标注和解释
直线度公差	在给定平面内, 公差带是距离为公差值 t 的两平行直线之间的区域 	被测表面的要素, 必须位于平行于图样所示投影面且距离为公差值 0.1 的两平行直线内 	圆度公差	公差带是距离为公差值 t 的两平行平面之间的区域 	被测表面必须位于距离为公差值 0.08 的两平行平面内
	在给定方向上公差带是距离为公差值 t 的两平行平面之间的区域 	被测圆柱面的任一素线必须位于距离为公差值 0.1 的两平行平面之内 		公差带是在同一正截面上, 半径差为公差值 t 的两同心圆之间的区域 	被测圆柱面任一正截面的圆周必须位于半径差为公差值 0.03 的两同心圆之间
	如在公差值前加注 ϕ , 则公差带是直径为 t 的圆柱面的区域 	被测圆柱体内的轴线必须位于直径为 $\phi 0.08$ 的圆柱面内 		公差带是在同一正截面上, 半径差为公差值 t 的两同心圆之间的区域 	被测圆锥面任一正截面上的圆周必须位于半径差为公差值 0.1 的两同心圆之间

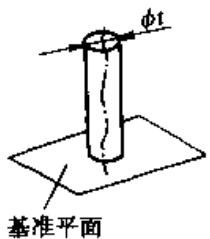
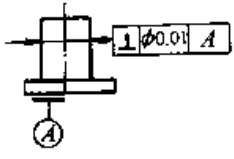
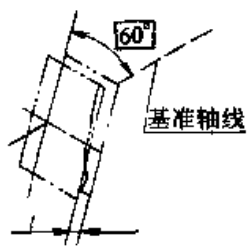
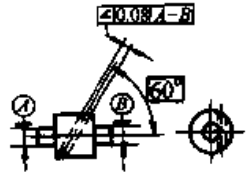
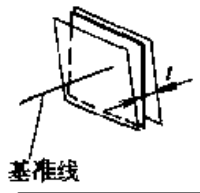
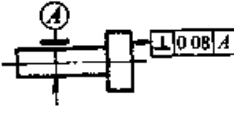
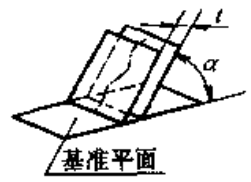
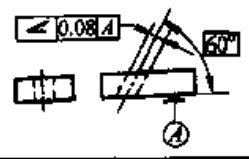
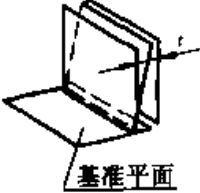
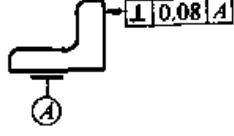
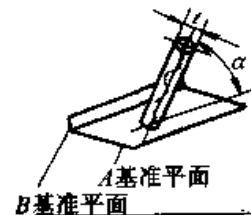
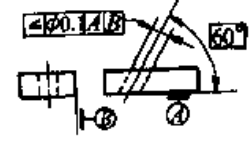
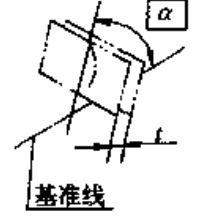
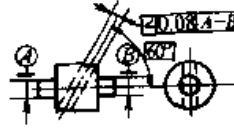
续表 7.3-4

项目	公差带定义	标注和解释	项目	公差带定义	标注和解释
圆柱度公差	公差带是半径差为公差值 t 的两同轴圆柱面之间的区域 	被测圆柱面必须位于半径差为 0.1 的两同轴圆柱面之间 	平行度公差	线对线平行度公差	
线轮廓度公差	公差带是包络一系列直径为公差值 t 的圆的两包络线之间的区域, 诸圆的圆心位于具有理论正确几何形状的线上  $d=t$ 无基准要求的线轮廓度公差见图 a 有基准要求的线轮廓度公差见图 b	在平行于图样所示投影面的任一截面上, 被测轮廓线必须位于包络一系列直径为公差值 0.04, 且圆心位于具有理论正确几何形状的线上的两包络线之间  a)  b)		公差带是距离为公差值 t , 且平行于基准线, 并位于给定方向上的两平行平面之间的区域  基准线	被测轴线必须位于距离为公差值 0.1, 且在给定方向上平行于基准轴线的两平行平面之间  A 被测轴线必须位于距离为公差值 0.2, 且在给定方向上平行于基准轴线的两个平行平面之间  A
	面轮廓度公差	公差带是包络一系列直径为公差值 t 的球的两包络面之间的区域, 诸球的球心应位于具有理论正确几何形状的面上  $d=t$ 无基准要求的面轮廓度公差见图 a 有基准要求的面轮廓度公差见图 b		被测轮廓面必须位于包络一系列球的两包络面之间, 诸球的直径为公差值 0.02, 且球心位于具有理论正确几何形状的面上的两包络面之间  a)  b)	公差带是两对相互垂直的距离为 t_1 和 t_2 , 且平行于基准线的两平行平面之间的区域  基准线  基准线

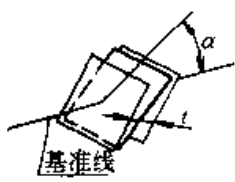
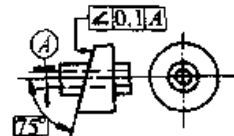
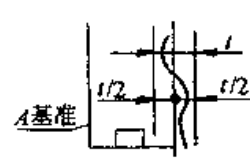

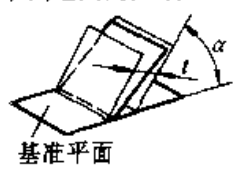
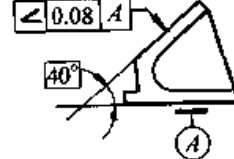
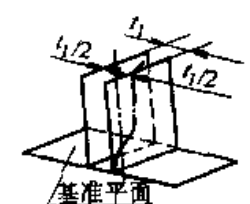

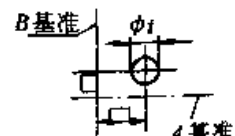

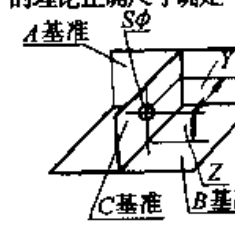
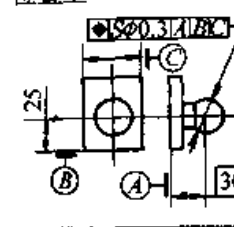
续表 7.3-4

项目	公差带定义	标注和解释	项目	公差带定义	标注和解释
平行度公差	<p>如在公差值前加注 ϕ, 公差带是直径为公差值 t, 且平行于基准线的圆柱面内的区域</p>  <p>基准线</p>	<p>被测轴线必须位于直径为公差值 0.03 且平行于基准轴线的圆柱面内</p> 	垂直度公差	<p>线对线垂直度公差</p>	
	<p>公差带是距离为公差值 t, 且平行于基准平面的两平行平面之间的区域</p>  <p>基准平面</p>	<p>被测轴线必须位于距离为公差值 0.01, 且平行于基准表面 B (基准平面) 的两平行平面之间</p> 		<p>公差带是距离为公差值 t, 且垂直于基准线的两平行平面之间的区域</p>  <p>基准线</p>	<p>被测轴线必须位于距离为公差值 0.06, 且垂直于基准线 A (基准轴线) 的两平行平面之间</p> 
	<p>面对线的平行度公差</p>			<p>线对面垂直度公差</p>	
	<p>公差带是距离为公差值 t, 且平行于基准线的两平行平面之间的区域</p>  <p>基准轴线</p>	<p>被测表面必须位于距离为公差值 0.1, 且平行于基准线 C (基准轴线) 的两平行平面之间</p> 		<p>在给定方向上, 公差带是距离为公差值 t 且垂直于基准面的两平行平面之间的区域</p>  <p>基准平面</p>	<p>在给定方向上被测轴线必须位于距离为公差值 0.1, 且垂直于基准表面 A 的两平行平面之间</p> 
	<p>面对面的平行度公差</p>			<p>面对线垂直度公差</p>	
<p>公差带是距离为公差值 t, 且平行于基准面的两平行平面之间的区域</p>  <p>基准平面</p>	<p>被测表面必须位于距离为公差值 0.01, 且平行于基准表面 D (基准平面) 的两平行平面之间</p> 	<p>公差带分别是互相垂直的距离为 t_1 和 t_2 且垂直于基准面的两对平行平面之间的区域</p>  <p>基准平面</p>	<p>被测轴线必须位于距离分别为公差值 0.2 和 0.1 的互相垂直且垂直于基准平面的两对平行平面之间</p>  		

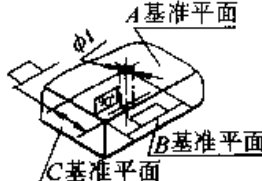
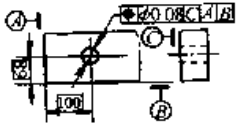
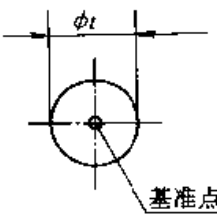
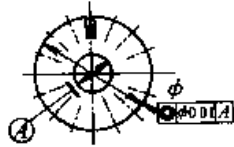
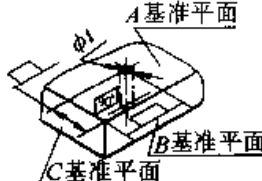
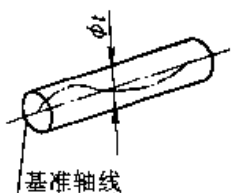
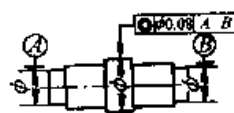

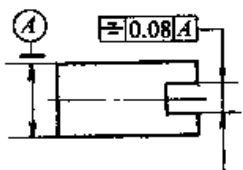

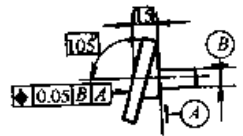
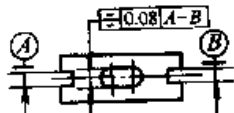
续表 7.3-4

项目	公差带定义	标注和解释	项目	公差带定义	标注和解释	
垂 直 度 公 差	<p>如公差值前加注 ϕ, 则公差带是直径为公差值 t, 且垂直于基准面的圆柱面内的区域</p>  <p>基准平面</p>	<p>被测轴线必须位于直径为公差值 0.01, 且垂直于基准面 A (基准平面) 的圆柱面内</p> 	倾 斜 度 公 差	<p>线对线倾斜度公差</p> <p>被测线与基准线不在同一平面内, 公差带是距离为公差值 t, 且与基准成一给定角度的两平行平面之间的区域。由于被测线与基准不在同一平面内, 则被测线应投影到包含基准轴线并平行于被测轴线的平面上, 公差带是相对于投影到该平面的线而言</p>  		
	<p>面对线垂直度公差</p> <p>公差带是距离为公差值 t, 且垂直于基准线的两平行平面之间的区域</p>  <p>基准线</p>			<p>被测面必须位于距离为公差值 0.08, 且垂直于基准线 A (基准轴线) 的两平行平面之间</p> 	<p>线对面的倾斜度公差</p> <p>公差带是距离为公差值 t, 且与基准成一给定角度的两平行平面之间的区域</p>  <p>基准平面</p> <p>被测轴线必须位于距离为公差值 0.08, 且与基准面 A (基准平面) 成理论正确角度 60° 的两平行平面之间</p> 	
	<p>面对面垂直度公差</p> <p>公差带是距离为公差值 t, 且垂直于基准面的两平行平面之间的区域</p>  <p>基准平面</p>			<p>被测面必须位于距离为公差值 0.08 且垂直于基准平面 A 的两平行平面之间</p> 	<p>如在公差值前加注 ϕ, 则公差带是直径为公差值 t 的圆柱面内的区域, 该圆柱面的轴线应平行于基准的平面, 并与基准体系呈一给定的角度</p>  <p>A 基准平面 B 基准平面</p> <p>被测轴线必须位于直径为 0.1 的圆柱公差带内, 该公差带应平行于基准平面 B 并与基准表面 A (基准平面) 呈理论正确角度 60°</p> 	
倾 斜 度 公 差	<p>线对线倾斜度公差</p> <p>被测线和基准线在同一平面内, 公差带是距离为公差值 t, 且与基准线成一给定角度的两平行平面之间的区域</p>  <p>基准线</p>		<p>被测轴线必须位于距离为公差值 0.08, 且与 A-B 公共基准线成一理论正确角度的两平行平面之间</p> 			

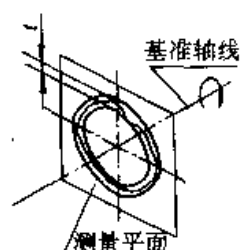
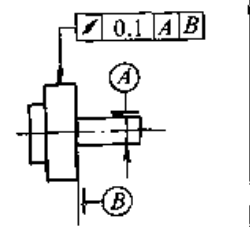
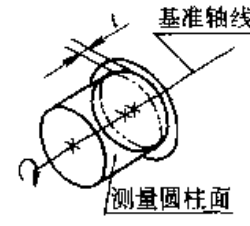
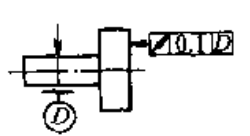
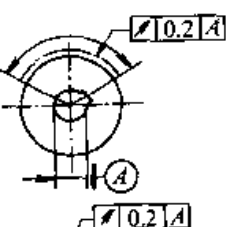

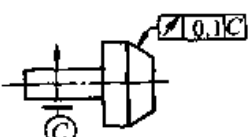
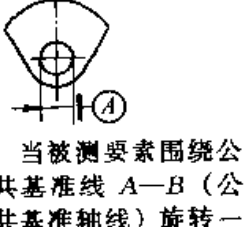

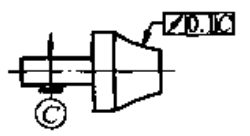
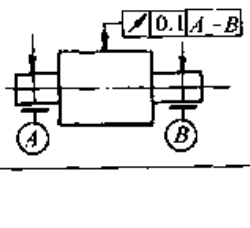
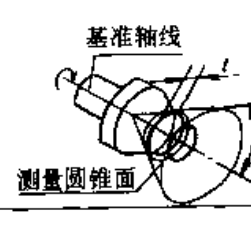
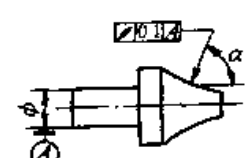
续表 7.3-4

项目	公差带定义	标注和解释	项目	公差带定义	标注和解释
倾斜度公差	面对线的倾斜度公差		位置公差	线的位置度公差	
	<p>公差带是距离为公差值 t，且与基准线成一给定角度的两平行平面之间的区域</p> 	<p>被测表面必须位于距离为公差值 0.1，且与基准线 A (基准轴线) 成理论正确角度 75° 的两平行平面之间</p> 		<p>公差带是距离为公差值 t，且以线的理想位置为中心线对称配置的两平行直线之间的区域。中心线的位置，由相对于基准 A 的理论正确尺寸确定，此位置度公差仅给定一个方向</p> 	<p>每根刻线的中心线必须位于距离为公差值 0.05，且相对于基准 A 所确定的理想位置对称的两平行直线之间</p> 
倾斜度公差	面对面的倾斜度公差		位置公差	面的位置度公差	
	<p>公差带是距离为公差值 t，且与基准面成一给定角度的两平行平面之间的区域</p> 	<p>被测表面必须位于距离为公差值 0.08，且与基准面 A (基准平面) 成理论正确角度 40° 的两平行平面之间</p> 		<p>公差带是两对互相垂直的距离为 t_1 和 t_2，且以轴线的理想位置为中心对称配置的两平行平面之间的区域。轴线的理想位置由相对于三基面体系的理论正确尺寸确定，此位置度公差相对于基准给定互相垂直的两个方向</p> 	<p>各个被测孔的轴线必须分别位于两对互相垂直的距离为 0.05 和 0.21，且相对于 C、A、B 基准表面 (基准平面) 所确定的理想位置对称配置的两平行平面之间</p> 
位置公差	点的位置度公差		位置公差	孔的位置度公差	
	<p>如公差值前加注 ϕ，公差带是直径为公差值 t 的圆内的区域。圆公差带是中心点的位置由相对于基准 A 和 B 的理论正确尺寸确定</p> 	<p>两个中心线的交点必须位于直径为公差值 0.3 的圆内，该圆的圆心位于相对基准 A 和 B (基准直线) 所确定的点的理想位置上</p> 		<p>如公差值前加注 $S\phi$，公差带是直径为公差值 t 的球内的区域，球公差带的中心点的位置由相对于基准 A、B 和 C 的理论正确尺寸确定</p> 	<p>被测球的球心必须位于直径为公差值 0.03 的球内。该球的球心位于相对基准 A、B、C 所确定的理想位置上</p> 

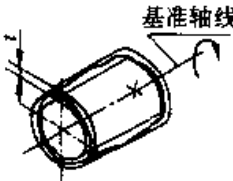
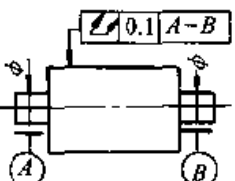

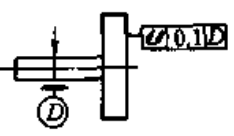
续表 7.3-4

项目	公差带定义	标注和解释	项目	公差带定义	标注和解释
位置度公差	<p>如在公差值前加注 ϕ, 则公差带是直径为 t 的圆柱面内的区域, 公差带的轴线的位置由相对于三基面体系的理论正确尺寸确定</p> 	<p>被测轴线必须位于直径为公差值 0.08, 且以相对于 C、A、B 基准表面 (基准平面) 所确定的理想位置为轴线的圆柱面内</p> 	同轴度公差	<p>公差带是公差值为 ϕt, 且与基准圆心同心的圆内的区域</p> 	<p>外圆的圆心必须位于公差值为 $\phi 0.01$, 且与基准圆心同心的圆内</p> 
	<p>每个被测轴线必须位于直径为公差值 0.1, 且以相对于 C、A、B 基准表面 (基准平面) 所确定的理想位置为轴线的圆柱面内</p> 	<p>公差带是公差值 ϕt 的圆柱面的区域, 该圆柱面的轴线与基准轴线同轴</p> 		<p>大圆的轴线必须位于公差值为 $\phi 0.08$, 且与公共基准线 A-B (公共基准轴线) 同轴的圆柱面内</p> 	
	<p>公差带是距离为公差值 t, 且以面的理想位置为中心对称配置的两平行平面之间的区域</p> 	<p>被测中心平面必须位于距离为公差值 0.08, 且相对于基准中心平面 A 对称配置的两平行平面之间</p> 			
	<p>公差带是距离为公差值 t, 且以面的理想位置为中心对称配置的两平行平面之间的区域, 面的理想位置由相对于三基面体系的理论正确尺寸确定</p> 	<p>被测表面必须位于距离为公差值 0.05, 且以相对于基准线 B (基准轴线) 和基准表面 A (基准平面) 所确定的理想位置对称配置的两平行平面之间</p> 		<p>被测中心平面必须位于距离为公差值 0.08, 且相对于公共基准中心平面 A-B 对称配置的两平行平面之间</p> 	
平面或中心平面的位置度公差			中心平面的对称度公差		

续表 7.3.4

项目	公差带定义	标注和解释	项目	公差带定义	标注和解释
圆跳动公差	圆跳动公差是被测要素某一固定参考点围绕基准轴线旋转一周时（零件和测量仪器间无轴向位移）允许的最大变动量 t ，圆跳动公差适用于每一个不同的测量位置 注：圆跳动可能包括圆度、同轴度、垂直度或平面度误差。这些误差的总值不能超过给定的圆跳动公差		端面圆跳动公差		
	径向圆跳动公差 公差带是在垂直于基准轴线的任一测量平面内半径差为公差值 t ，且圆心在基准轴线上的两个同心圆之间的区域	当被测要素围绕基准线 A（基准轴线）并同时受基准表面 B（基准平面）的约束旋转一周时，在任一测量平面内的径向圆跳动量均不得大于 0.1		公差带是在与基准同轴的任一半径位置的测量圆柱面上距离为 t 的两圆之间的区域	被测面围绕基准 D（基准轴线）旋转一周时，在任一测量平面内的轴向跳动量均不得大于 0.1
					
	跳动通常是围绕轴线旋转一整周，也可对部分圆周进行控制	被测要素绕基准线 A（基准轴线）旋转一个给定的部分圆周时，在任一测量平面内的径向圆跳动量不得大于 0.2		斜向圆跳动公差	
	当被测要素围绕公共基准线 A-B（公共基准轴线）旋转一周时，在任一测量平面内的径向圆跳动量均不得大于 0.1		公差带是在与基准同轴的任一测量圆锥面上，距离为 t 的两圆之间的区域。除另有规定，其测量方向应与被测面垂直	被测面绕基准线 C（基准轴线）旋转一周时，在任一测量圆锥面上的跳动量不得大于 0.1	
					
					
			斜向（给定角度的）圆跳动公差		
			公差带是在与基准同轴的任一给定角度的测量圆锥面上，距离为 t 的两圆之间的区域	被测面绕基准线 A（基准轴线）旋转一周时，在给定角度的任一测量圆锥面上的跳动量均不得大于 0.1	
					

续表 7.3-4

项目	公差带定义	标注和解释	项目	公差带定义	标注和解释
全 跳 动 公 差	径向全跳动公差		端面全跳动公差		
	<p>公差带是半径差为公差值 t，且与基准同轴的两圆柱面之间的区域</p> 	<p>被测要素围绕基准线 A—B 作若干次旋转，并在测量仪器与工件间同时作轴向移动，此时在被测要素上各点间的示值差均不得大于 0.1，测量仪器或工件必须沿基准轴线方向并相对于公共基准轴线 A—B 移动</p> 	<p>公差带是距离为公差值 t，且与基准垂直的两平行平面之间的区域</p> 	<p>被测要素围绕基准轴线 D 作若干次旋转，并在测量仪器与工件间作径向移动，此时，在被测要素上各点间的示值差均不得大于 0.1，测量仪器或工件必须沿着轮廓具有理想正确形状的线和相对于基准轴线 D 的正确方向移动</p> 	

2 形位公差数值及应用 (表 7.3-5~9)

表 7.3-5 未注形位公差的公差值 (摘自 GB/T 1184—1996) (mm)

直线度、平面度				垂直度			对称度			圆跳动				
基本长度	公差等级			基本长度	公差等级			基本长度	公差等级			公差等级		
	H	K	L		H	K	L		H	K	L	H	K	L
≤10	0.020	0.05	0.1	≤100	0.2	0.4	0.6	≤100	0.5	0.6	0.6	0.1	0.2	0.5
>10~30	0.05	0.1	0.2											
>30~100	0.1	0.2	0.4											
>100~300	0.2	0.4	0.8	>100~300	0.3	0.6	1.0	>100~300	0.5	0.6	1.0			
>300~1 000	0.3	0.6	1.2	>300~1 000	0.4	0.8	1.5	>300~1 000	0.5	0.8	1.5			
>1 000~3 000	0.4	0.8	1.6	>1 000~3 000	0.5	1.0	2.0	>1 000~3 000	0.5	1.0	2.0			
公差项目		公差值												
圆度	等于给出的直径公差值，但不能大于径向圆跳动值													
圆柱度	不作规定。圆柱度误差由圆度、直线度和相对应线的平行度误差等三部分组成，而其中每一项误差均由它们的注出公差或未注公差控制；如因功能原因，圆柱度应小于圆度、直线度和平行度的未注公差的综合反应，应在被测要素上按 GB/T 1182 注出圆柱度公差数值，有时由于配合要求也可采用包容要求													
平行度	等于给出的尺寸公差值或是直线度和平面度未注公差值的较大者													
同轴度	未作规定。在极限状况下，同轴度的未注公差值可以和径向圆跳动的未注公差值相等													

注：线轮廓度、面轮廓度、倾斜度与位置度的未注公差值均未作具体规定。

表 7.3-6 直线度、平面度公差值及应用举例 (摘自 GB/T 1184—1996)

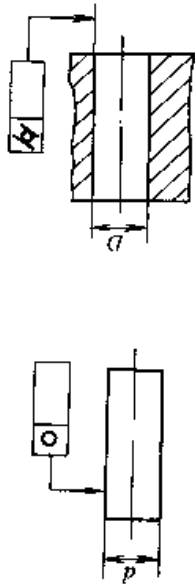
公差等级	主 参 数 L/mm															应用举例	
	公 差 值 μm																
	≤ 10	$>10 \sim 16$	$>16 \sim 25$	$>25 \sim 40$	$>40 \sim 63$	$>63 \sim 100$	$>100 \sim 160$	$>160 \sim 250$	$>250 \sim 400$	$>400 \sim 630$	$>630 \sim 1000$	$>1000 \sim 1600$	$>1600 \sim 2500$	$>2500 \sim 4000$	$>4000 \sim 6300$		$>6300 \sim 10000$
1	0.2	0.25	0.3	0.4	0.5	0.6	0.8	1	1.2	1.5	2	2.5	3	4	5	6	用于精密量具、测量仪器和精度要求极高的精密机械零件, 如高精度量规、样板、量尺、工具显微镜等精密测量仪器的导轨面, 油泵喷嘴阀体端面, 油泵柱塞套端面等高精度零件
2	0.4	0.5	0.6	0.8	1	1.2	1.5	2	2.5	3	4	5	6	8	10	12	用于 0 级及 1 级量块的工作面, 1 级样板的工作面, 测量仪器圆弧导轨, 测量仪器测杆等
3	0.8	1	1.2	1.5	2	2.5	3	4	5	6	8	10	12	15	20	25	用于量具、测量仪器和高精度机床的导轨, 如 0 级平板, 测量仪器的 V 形导轨, 高精度平面磨床的 V 形导轨, 滚动导轨, 轴承磨床床身导轨, 液压阀芯等
4	1.2	1.5	2	2.5	3	4	5	6	8	10	12	15	20	25	30	40	用于 1 级平板, 2 级宽平板, 平面磨床的导轨、垂直导轨、立柱导轨及工作台, 液压龙门刨床和六角车床床身的导轨, 柴油机进、排气门导杆
5	2	2.5	3	4	5	6	8	10	12	15	20	25	30	40	50	60	用于普通机床导轨面, 如普通车床、龙门刨床、滚齿机、自动车床等的床身导轨、立柱导轨、滚齿机、卧式镗床、铣床的工作台及机体结合面等
6	3	4	5	6	8	10	12	15	20	25	30	40	50	60	80	100	



续表 7.3-6

公差等级	主 参 数 L/mm													应 用 举 例			
	公 差 值 / μm																
	≤ 10	>10 ~16	>16 ~25	>25 ~40	>40 ~63	>63 ~100	>100 ~160	>160 ~250	>250 ~400	>400 ~630	>630 ~1 000	>1 000 ~2 500	>2 500 ~4 000		>4 000 ~6 300	>6 300 ~10 000	
7	5	6	8	10	12	15	20	25	30	40	50	60	80	100	120	150	用于 2 级平板, 0.02 游标卡尺尺身, 机床床头箱体, 摇臂钻床底座工作台, 机床工作台, 液压泵盖等
8	8	10	12	15	20	25	30	40	50	60	80	100	120	150	200	250	用于 机床传动箱体, 挂轮箱体, 车床溜板箱体, 主轴箱体, 柴油机汽缸体, 连杆分离面, 缸盖结合面, 汽车发动机缸盖, 曲轴箱体及减速箱箱体的结合面等
9	12	15	20	25	30	40	50	60	80	100	120	150	200	250	300	400	用于 3 级平板、机床溜板箱、立钻工作台、螺旋磨床的挂轮架、金相显微镜的载物台, 柴油机汽缸体, 连杆的分离面, 缸盖, 空气压缩机的汽缸体, 液接管件和法兰的联接面等
10	20	25	30	40	50	60	80	100	120	150	200	250	300	400	500	600	用于 3 级平板, 自动车床床身底架的平面度, 车床挂架的平面度, 柴油机的曲轴箱体, 摩托车的曲轴箱体、汽车变速箱的壳体, 汽车发动机缸盖结合面、阀片的平面度, 以及辅助机构及手动机械的支承面
11	30	40	50	60	80	100	120	150	200	250	300	400	500	600	800	1 000	用于 易变形的薄片、薄壳零件, 离合器的摩擦片、汽车发动机缸盖的结合面, 手动机械支架、机床法兰等
12	60	80	100	120	150	200	250	300	400	500	600	800	1 000	1 200	1 500	2 000	

表 7.3-7 圆度、圆柱度公差值及应用举例 (摘自 GB/T 1184—1996)



公差等级	± 参数 $d (D) / \text{mm}$											应用举例		
	公差值 $/\mu\text{m}$													
	≤ 3	$>3 \sim 6$	$>6 \sim 10$	$>10 \sim 18$	$>18 \sim 30$	$>30 \sim 50$	$>50 \sim 80$	$>80 \sim 120$	$>120 \sim 180$	$>180 \sim 250$	$>250 \sim 315$		$>315 \sim 400$	$>400 \sim 500$
1	0.2	0.2	0.25	0.25	0.3	0.4	0.5	0.6	1	1.2	1.6	2	2.5	高精度量仪主轴、高精度机床主轴、滚动轴承滚珠和滚柱等
2	0.3	0.4	0.4	0.5	0.6	0.6	0.8	1	1.2	2	2.5	3	4	精密量仪主轴、外套、阀套；高压油泵柱塞及套；纺锭轴承，高速柴油机进、排气门，精密机床主轴轴颈、针阀阀柱表面、喷油泵柱塞及柱塞套
3	0.5	0.6	0.6	0.8	1	1	1.2	1.5	2	3	4	5	6	小工具显微镜套管外圆，高精度外圆磨床、轴承，磨床砂轮主轴套筒、喷油嘴针阀体、高精度微型轴承内、外圈
4	0.8	1	1	1.2	1.5	1.5	2	2.5	3.5	4.5	6	7	8	较精密机床主轴、精密机床主轴箱孔；高压阀门活塞、活塞销、阀体孔；小工具显微镜顶针，高压油泵柱塞，较高精度滚动轴承配合的轴、铀床动力头箱体孔等
5	1.2	1.5	1.5	2	2.5	2.5	3	4	5	7	8	9	10	一般量仪主轴、测杆外圆，陀螺仪轴颈，一般机床主轴，较精密机床主轴箱孔，柴油机、汽油机活塞、活塞销孔，铀床动力头、轴承箱座孔，高压空气压缩机十字头销、活塞，较低精度滚动轴承配合的轴
6	2	2.5	2.5	3	4	4	5	6	8	10	12	13	15	仪表端盖外圆，一般机床主轴及箱孔，中等压力液压装置工作表面（包括泵、压缩机的活塞和汽缸），汽车发动机凸轮轴，纺锭，通用减速器轴轴颈，高速船用发动机曲轴，拖拉机曲轴主轴颈
7	3	4	4	5	6	7	8	10	12	14	16	18	20	大功率低速柴油机曲轴；活塞、活塞销、连杆、汽缸；高速柴油机箱体孔，千斤顶或压力油缸活塞，液压传动系统的分配机构，机车传动轴、水泵及一般减速器轴颈

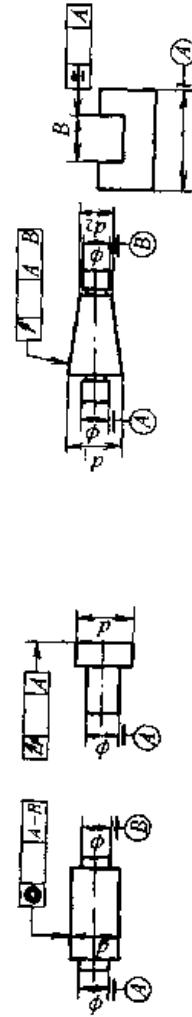
续表 7.3-8

公差等级		主参数 L、d (D) /mm											应用举例				
		>10 ≤10	>16 ~16	>25 ~40	>40 ~63	>63 ~100	>100 ~160	>160 ~250	>250 ~400	>400 ~630	>630 ~1 000	>1 000 ~1 600			>1 600 ~2 500	>2 500 ~4 000	>4 000 ~6 300
公差值 /μm																	
2	0.8	1	1.2	1.5	2	2.5	3	4	5	6	8	10	12	15	20	25	精密机床导轨、普通机床主要定位面；精密机床主轴端面，滚动轴承端面，齿轮测量仪的心轴，光学分度头心轴，蜗轮轴端面，精密刀具、量具的基准面和工作面
3	1.5	2	2.5	3	4	5	6	8	10	12	15	20	25	30	40	50	普通机床、测量仪器、量具及模具的基准面和工作面，高精度轴承座圈、端盖、挡圈的端面
4	3	4	5	6	8	10	12	15	20	25	30	40	50	60	80	100	普通机床、测量仪器、量具及模具的基准面和工作面，高精度轴承座圈、端盖、挡圈的端面
5	5	6	8	10	12	15	20	25	30	40	50	60	80	100	120	150	普通机床、测量仪器、量具及模具的基准面和工作面，高精度轴承座圈、端盖、挡圈的端面
6	8	10	12	15	20	25	30	40	50	60	80	100	120	150	200	250	普通机床、测量仪器、量具及模具的基准面和工作面，高精度轴承座圈、端盖、挡圈的端面
7	12	15	20	25	30	40	50	60	80	100	120	150	200	250	300	400	普通机床、测量仪器、量具及模具的基准面和工作面，高精度轴承座圈、端盖、挡圈的端面
8	20	25	30	40	50	60	80	100	120	150	200	250	300	400	500	600	普通机床、测量仪器、量具及模具的基准面和工作面，高精度轴承座圈、端盖、挡圈的端面

续表 7.3-8

公差等级		主参数 $L, d (D)$ /mm																应用举例	
		<10	>10 ~16	>16 ~25	>25 ~40	>40 ~63	>63 ~100	>100 ~160	>160 ~250	>250 ~400	>400 ~630	>630 ~1000	>1000 ~1600	>1600 ~2500	>2500 ~4000	>4000 ~6300	平行度		
9	30	40	50	60	80	100	120	150	200	250	300	400	500	600	800	1000	低精度零件、重型机械滚动轴承端盖	花键轴轴肩端面、皮带运输机法兰盘等端面	
10	50	60	80	100	120	150	200	250	300	400	500	600	800	1000	1200	1500	柴油机和煤气发动机的曲轴孔、轴颈等	对轴心线、手动卷扬机及传动装置中轴承端面、减速器壳体平面等	
11	80	100	120	150	200	250	300	400	500	600	800	1000	1200	1500	2000	2500	零件的非工作面，卷扬机运输机上用的减速器壳体平面	农业机械齿轮端面等	
12	120	150	200	250	300	400	500	600	800	1000	1200	1500	2000	2500	3000	4000			

表 7.3.9 同轴度、对称度、圆跳动和全跳动公差值及应用举例 (摘自 GB/T 1184—1996)



公差等级		主参数 $d (D), B, L$ /mm																应用举例	
		<1	>1 ~3	>3 ~6	>6 ~10	>10 ~18	>18 ~30	>30 ~50	>50 ~120	>120 ~250	>250 ~500	>500 ~800	>800 ~1250	>1250 ~2000	>2000 ~3150	>3150 ~5000	>5000 ~8000		
1	0.4	0.4	0.5	0.6	0.8	1	1.2	1.5	2	2.5	3	4	5	6	8	10	12	用于同轴度或旋转精度要求很高的零件，一般需要按尺寸公差IT5级或高于IT5级制造的零件；如1、2级用于精密测量仪器的主轴和顶尖，柴油机喷油嘴针阀等；3、4级用于机床主轴轴颈，砂轮轴轴颈，汽轮机主轴，测量仪器的小齿轮轴，高精度滚动轴承内、外圈等	
2	0.6	0.8	1	1.2	1.5	2	2.5	3	4	5	6	8	10	12	15	20	25		
3	1	1.2	1.5	2	2.5	3	4	5	6	8	10	12	15	20	25	30	40		
4	1.5	2	2.5	3	4	5	6	8	10	12	15	20	25	30	40	50	60		

续表 7.3-9

公差等级	主参数 d (D)、 B 、 $L/\mu\text{m}$													应用举例																			
	≤ 1	>1	>3	>6	>10	>18	>30	>50	>120	>250	>500	>800	>1250		>2000	>3150	>5000	>8000															
	~ 3	~ 6	~ 10	~ 18	~ 30	~ 50	~ 120	~ 250	~ 500	~ 800	~ 1250	~ 2000	~ 3150		~ 5000	~ 8000	~ 10000																
公差值 μm																																	
5	2	5	2	5	3	4	5	6	8	10	12	15	20	25	30	40	50	60	80	100	120	150	200	300	400	500	600	800	1000	1200	2000	4000	
6	4	4	4	5	6	8	8	10	12	15	20	25	30	40	50	60	80	100	120	150	200	250	300	400	500	600	800	1000	1200	2000	4000		
7	6	6	6	8	10	12	12	15	20	25	30	40	50	60	80	100	120	150	200	250	300	400	500	600	800	1000	1200	2000	4000	8000	10000	15000	20000
8	10	10	10	15	20	25	25	30	40	50	60	80	100	120	150	200	250	300	400	500	600	800	1000	1200	1500	2000	2500	3000	4000	5000	6000	8000	10000
9	15	20	20	30	40	50	50	60	80	100	120	150	200	250	300	400	500	600	800	1000	1200	1500	2000	2500	3000	4000	5000	6000	8000	10000	15000	20000	30000
10	25	40	40	60	80	100	100	120	150	200	250	300	400	500	600	800	1000	1200	1500	2000	2500	3000	4000	5000	6000	8000	10000	15000	20000	30000	40000	50000	80000
11	40	60	60	100	120	150	150	200	250	300	400	500	600	800	1000	1200	1500	2000	2500	3000	4000	5000	6000	8000	10000	15000	20000	30000	40000	50000	80000	100000	150000
12	60	120	120	200	250	300	300	400	500	600	800	1000	1200	1500	2000	2500	3000	4000	5000	6000	8000	10000	15000	20000	30000	40000	50000	80000	100000	150000	200000	300000	400000

应用范围较广的精度等级，用于精度要求比较高的，一般按尺寸公差 IT6 或 IT7 级制造的零件；如 5 级精度常用在机床轴颈，测量仪器的测量杆、汽轮机轴、柱塞油泵转子，高精度滚动轴承外圈，一般精度轴承内圈；如 7 级精度用于内燃机曲轴、凸轮轴轴颈、水泵轴、齿轮轴、汽车后桥轴、电机转子，0 级精度滚动轴承内圈、印刷机传墨辊等

用于一般精度要求，通常按尺寸公差 IT9~IT10 级制造的零件。如 8 级精度用于拖拉机发动机分配轴轴颈；9 级精度以下齿轮轴的配合面，水泵叶轮，离心泵泵体，棉花精梳机前后滚子；9 级精度用于内燃机汽缸套配合面，自行车中轴；10 级精度用于摩托车活塞、印染机导布辊，内燃机活塞环槽直径对活塞中心，汽缸套外圈对内孔等

用于无特殊要求，一般按尺寸精度 IT12 级制造的零件

3 公差原则及应用

GB/T 4249—1996 和 GB/T 16671—1996 规定了确定尺寸（线性尺寸和角度尺寸）公差和形位公差之间相互关系的原则，即独立原则、包容要求、最大实体要求、最小实体要求和可逆要求。这些公差原则适用于技术制图和有关文件中的尺寸、尺寸公差和形位公差，以确定零件要素的大小、形状和位置特征。

公差原则的选用应从零件的功能要求出发，结合零件的使用性能和要求，以及制造工艺、装配、检验的可能性与经济性等进行具体的分析，

对于尺寸公差与形位公差需要分别满足要求，两者不发生联系的要素，采用独立原则；对于尺寸公差与形位公差需要发生联系，用理想边界综合控制的要素，采用相关要求。根据所需用的理想边界的不同，当用最大实体边界控制时，采用包容要求；当用最大实体实效边界控制时，采用最大实体要求（包括可逆要求应用于最大实体要求）；当用最小实体实效边界控制时，采用最小实体要求（包括可逆要求应用于最小实体要求）。独立原则及各种相关要求的应用场合、边界、极限尺寸，常用的测量手段见表 7.3-10。

表 7.3-10 公差原则的应用范围及测量方法

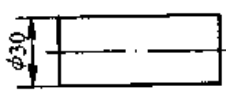

公差原则	应用对象		标注符号	应用场合	被测要素应遵循的边界	被测要素的极限尺寸		测量手段	
	要素	项目				最大实体尺寸	最小实体尺寸	形位误差	实际尺寸
独立原则	轮廓要素, 中心要素	形位公差各项	无	应用广泛, 是形位公差和尺寸公差关系所遵循的一项基本原则, 不论尺寸和形位的精度要求如何, 均可采用。如两孔之间的尺寸公差和它们的同轴度要求; 棍子的尺寸公差和它的圆柱度要求等	无控制边界	局部实际尺寸	局部实际尺寸	通用控制仪测量形位误差超过给定值	两点控制局部实际尺寸不超过最大和最小尺寸
相关要求	包容要求	适用于单一要素, 如圆柱或两平行表面	E	单一要素。主要满足配合性能, 如与滚动轴承相配的轴颈等, 或必须遵守最大实体状态边界, 如轴、孔的作用尺寸不允许超过最大实体尺寸, 要素的任意局部实际尺寸不得超过最小实体尺寸	最大实体边界	最大实体边界尺寸	局部实际尺寸	末端极限控制其尺寸不超过最大边界尺寸	末端极限控制最大实体尺寸; 止端极限控制最小实体尺寸
	最大实体要求	中心要素	M $0(M)$	满足装配要求但无严格的配合要求时采用, 如螺栓孔轴线的位置度、两轴线的平行度等 满足装配要求。由 $\pm M$ 或 ϕM 转成 $0(M)$ 或 $\phi 0(M)$ 可增大尺寸公差, 扩大零件合格率, 提高加工经济性	最大实体实效边界	局部实际尺寸	局部实际尺寸	综合量规控制其最大实体实效边界	两点测量 综合量规控制其最大实体尺寸, 两点法测量其最小实体尺寸

续表 7.3-10

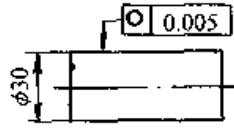

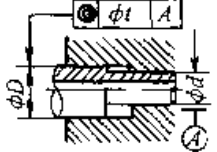
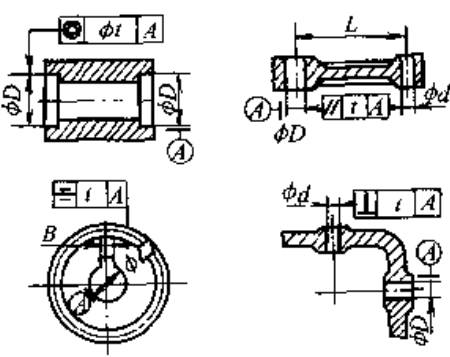
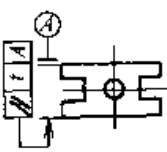
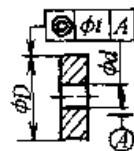
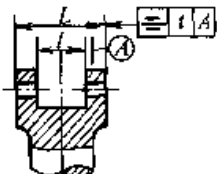
公差原则	应用对象		标注符号	应用场合	被测要素应遵循的边界	被测要素的极限尺寸		测量手段	
	要素	项目				最大实体尺寸	最小实体尺寸	形位误差	实际尺寸
相关要求	最小实体要求	中心要素 同轴度 位置度	(L)	满足临界设计值的要求, 以控制最小壁厚, 提高对中度, 保证强度	最小实体实效边界	局部实际尺寸	局部实际尺寸	三坐标测量仪经数据处理其实际边界	通用量具控制最小实际尺寸, 两点测量最大尺寸
			$0(L)$	同 (L) 。由 $t(L)$ 或 $dt(L)$ 转为 $0(L)$ 或 $\phi 0(L)$ 可扩大零件合格率	最小实体边界	局部实际尺寸	最小实体边界尺寸	三坐标测量仪经数据处理后控制其实际边界	通用量具控制小尺寸, 两点测量大尺寸
相关要求	可逆要求	中心要素 适用于 (M) 和 (L) 的各项项目	(MR)	对最大实体尺寸没有严格要求的场合	最大实体实效边界	最大实体实效尺寸	最小实体尺寸	综合控制其实际边界	两点测量小尺寸, 法其实际尺寸
			(LR)	对最小实体尺寸没有严格要求的场合	最小实体实效边界	最大实体尺寸	最小实体实效尺寸	三坐标测量仪控制其实际边界	通用量具控制小尺寸, 两点测量其实际最大尺寸

3.1 独立原则的应用 (表 7.3-11)

表 7.3-11 独立原则的应用

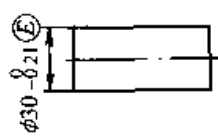
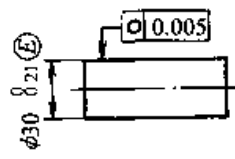
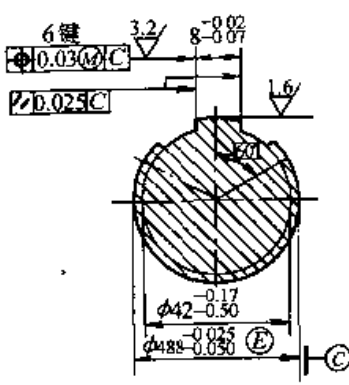
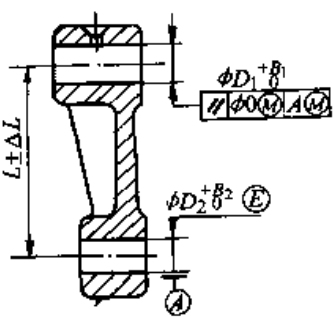
应用要点	应用示例	说明
1) 独立原则按其定义是图样上给出的形状、位置公差与尺寸公差相互没有关系, 检测时分别进行各自满足本身的要求的公差原则。被测要素不存在尺寸与形位的综合要求, 独立原则没有控制边界, 只有各自的控制极限		销轴, 未注尺寸公差和形状公差
		极限尺寸不控制轴线直线度误差和由棱圆形成的圆度误差。实际要素的局部实际尺寸由给定的极限尺寸控制, 形状误差由未注形状公差控制, 两者分别满足要求

续表 7.3-11

应用要点	应用示例	说明
<p>2) 独立原则是产品设计中处理尺寸与形位关系的主要原则和基本原则, 因此 ISO 标准和各国标准对于绝大多数情况下采用的原则不加以任何符号, 以方便设计和制造者。我国标准与世界各国标准是一致的, 独立原则无符号。也即图样上除了采用相关要求时需标出(E)、(M)、(L)、(M)(R)和(L)(R)外, 其他各要素均采用独立原则, 不加注任何符号</p>		<p>未注尺寸公差, 注出形状公差, 最大极限尺寸与最小极限尺寸之间任何实际尺寸的圆度公差都是 $\phi 0.005 \text{ mm}$</p>
<p>3) 采用独立原则时, 零件实际尺寸应符合尺寸公差要求, 不论实际尺寸如何, 被测要素的形位误差始终受给定的形位公差值控制</p>		<p>极限尺寸不控制轴线直线度误差和由棱圆形成的圆度误差。实际要素的局部实际尺寸由给定的极限尺寸控制, 形状误差由圆度公差控制, 两者分别满足要求</p>
<p>4) 独立原则的应用场合: 对形位精度要求严格, 而单独加以控制而不允许受尺寸影响的要素; 形位精度要求较高, 尺寸精度要求低的要素; 尺寸精度要求较高, 形位精度要求低的要素; 形位与尺寸本身无必然联系的要素; 形位与尺寸均要求较低的非配合要素; 未注形位公差与注出尺寸公差的要素; 可与尺寸发生关系, 但要求互相不影响的要素</p>		<p>影响装配和工作时的过盈或间隙的均匀性, 因而影响密封、压合紧度部位</p>
<p>影响零件运动精度的部位</p>		<p>影响零件运动精度的部位</p>
<p>影响摩擦寿命的部位, 如滑块两工作表面的平行度</p>		<p>影响摩擦寿命的部位, 如滑块两工作表面的平行度</p>
<p>影响旋转平衡、强度、重量、外观等部位, 如高速飞轮安装内孔 A 和外表面的同轴度</p>		<p>影响旋转平衡、强度、重量、外观等部位, 如高速飞轮安装内孔 A 和外表面的同轴度</p>
<p>所有量规、夹具、定位元件、引导元件的工作表面之间的相互位置公差等</p>		<p>所有量规、夹具、定位元件、引导元件的工作表面之间的相互位置公差等</p>

3.2 包容要求的应用 (表 7.3-12)

表 7.3-12 包容要求的应用

应用要点	应用示例	说明
<p>1) 包容要求即实际要素处处位于以最大实体尺寸形成的, 具有理想形状的包容面内的一种公差要求, 也就是以零件的最大实体尺寸形成的最大实体边界来控制被测要素的实际尺寸和形位误差。被测要素不得超过最大实体边界, 其实际尺寸不能超过最小实体尺寸。包容要求对于单一要素, 适用于圆柱面和两平行平面, 对于关联要素, 适用于轴线和中心平面, 因此包容要求所允许的形位公差值是随机的, 随着实际尺寸变化而变化</p>		<p>由最大极限尺寸形成的最大实体边界 ($\phi 30$ mm) 控制了轴的尺寸大小和形状误差。形状误差受极限尺寸控制, 最大可达尺寸公差 (0.021 mm), 不必考虑未注形状公差的控制</p>
<p>2) 单一要素采用包容要求时, 必须在其尺寸及公差带代号或数值后面加注符号 \textcircled{E}。关联要素采用包容要求时, 应在公差框格的数值格中注出 0 \textcircled{M}。此时, 与采用最大实体要求时给出位置公差值为 0 时的含义是一样的, 控制效果也相同。只是前者是从尺寸控制位置的角度解释, 而后者从尺寸补偿给位置这一角度解释</p>		<p>由最大极限尺寸形成的最大实体边界 ($\phi 30$ mm) 控制了轴的尺寸大小和形状误差。形状误差除受极限尺寸控制外, 还必须满足对轴线圆度公差 (0.005 mm) 的进一步要求</p>
<p>3) 包容要求的应用场合: 单一要素的包容要求主要用于保证零件的配合性质和公差带配置要求。用最大实体边界对尺寸和形位的控制来保证所需要的最小间隙或最大过盈。对于较精密配合的孔轴系统和严格要求过盈量的配合部位应采用包容要求</p>		<p>花键轴, 齿外圆采用包容要求以保证与花键孔的配合</p>
		<p>包容要求用于关联要素, 采用零形位公差, 以保证装配要求 零件的上孔 ϕD_1, 轴线相对基准 A 有准确方向要求采用 0 \textcircled{M}, 下孔 ϕD_2 要求有严格的配合, 采用 \textcircled{E}</p>

3.3 最大实体要求的应用 (表 7.3-13)

表 7.3-13 最大实体要求的应用

应用要点	应用示例	说明
<p>1) 最大实体要求是当被测要素或基准要素偏离最大实体状态时, 形状公差或位置公差可获得补偿值的一种相关要求。被测要素可以与基准要素同时采用最大实体要求, 此时形状公差或位置公差可得到来自两方面的补偿值</p> <p>2) 采用最大实体要求时, 必须了解以下几点:</p> <p>① 所给出的形状或位置公差值, 是在被测要素处于最大实体状态, 或基准要素处于最大实体状态的前提下给定的, 所以它的符号 \textcircled{M} 紧接在公差值的后面</p> <p>② 被测要素的最大实体实际状态是受由最大实体尺寸和形位公差值综合形成的最大实体实效边界控制的。当被测要素处于该实效状态时, 装配间隙为最小。被测要素的实际尺寸偏离其最大实体尺寸时, 可使形状或位置公差值超过所允许的值, 但必须位于该实效边界内。在一般情况下, 被测要素处于最小实体状态时, 形位以差所得到的补偿量为最大</p> <p>③ 当基准要素采用</p>	<p>a)</p> <p>b)</p> <p>c)</p>	<p>图 a 表示轴 $\phi 20_{-0.3}$ 的轴线直线度公差采用最大实体要求。当被测要素处于最大实体状态时, 其轴线直线度公差为 $\phi 0.1 \text{ mm}$, 如图 b 所示。图 c 给出了表达上述关系的动态公差带图</p> <p>该轴应满足下列要求:</p> <ol style="list-style-type: none"> 1) 实际尺寸为 $\phi 19.7 \sim \phi 20 \text{ mm}$ 2) 实际轮廓不超出最大实体实效边界, 即其体外作用尺寸不大于最大实体实效尺寸 $d_{MV} = d_M + t$ $= \phi 20.1 \text{ mm}$ <p>当该轴处于最小实体状态时, 其轴线直线度误差允许达到最大值, 即等于图样给出的直线度公差值 ($\phi 0.1 \text{ mm}$) 与轴的尺寸公差 (0.3 mm) 之和 $\phi 0.4 \text{ mm}$</p>

续表 7.3-13

应用要点	应用示例	说明
<p>最大实体要求时,由基准要素本身的要求而定。如采用包容要求,则基准要素受其最大实体边界的控制,当实际尺寸偏离最大实体尺寸时,可使被测要素得到补偿量。如不采用包容要求,则其边界除考虑基准要素的最大实体尺寸外,还应考虑未注形位公差的影响,此时,基准要素受由其最大实体尺寸和未注形位公差值综合形成的最大实体实效边界控制,当实际尺寸偏离最大实体实效尺寸时就可使被测要素得到补偿值</p> <p>3) 需要特别注意的是:</p> <p>① 基准要素是以它的体外作用尺寸而不是实际尺寸对控制边界的偏离来考虑其偏离量的</p> <p>② 如被测要素是成组要素,则从基准要素作用尺寸对控制边界偏离所得到的补偿量只能补偿给成组要素即几何图框,而不是补偿给每一个被测要素</p> <p>③ 基准采用最大实体要求时,其偏离量并不一定 100% 地补偿给被测要素。受零件结构的影响,有时只能部分补偿给被测要素</p>		<p>图 d 表示孔 $\phi 50^{+0.13}$ 的轴线对 A 基准的垂直度公差采用最大实体要求。当被测要素处于最大实体状态时,其轴线对 A 基准的垂直度公差为 $\phi 0.08$ mm,如图 e 所示。图 f 给出了表达上述关系的动态公差带图</p> <p>该孔应满足下列要求:</p> <ol style="list-style-type: none"> 1) 实际尺寸为 $\phi 50 \sim \phi 50.13$ mm 2) 实际轮廓不超出关联最大实体实效边界,即其关联体外作用尺寸不小于关联最大实体实效尺寸 $D_{MV} = D_M - t = 49.92 \text{ mm}$ <p>当该孔处于最小实体状态时,其轴线对 A 基准的垂直度误差允许达到最大值,即等于图样给出的垂直度公差 ($\phi 0.08$ mm) 与孔的尺寸公差 (0.13 mm) 之和 $\phi 0.21$ mm</p>

续表 7.3-13

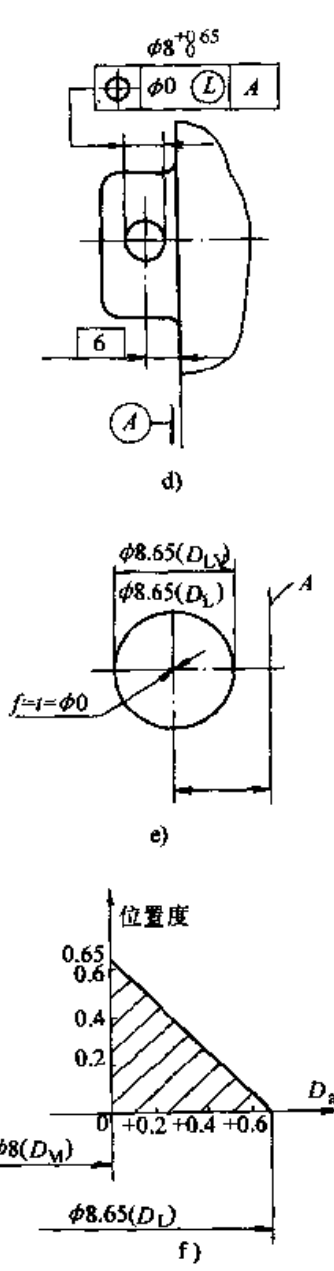
应用要点	应用示例	说明
<p>4) 当被测要素的形位误差小于给定的形位公差, 又允许其实际尺寸超出最大实体尺寸时, 可将可逆要求应用于最大实体要求。此时应同时在其形位公差框格中最大实体要求的形位公差值后标注符号“(R)”</p> <p>5) 最大实体要求主要用于保证装配的部位, 应在成批生产的零件上使用, 以便于用量规检验。最大实体要求必需用于中心要素, 既可用于被测要素, 也可用于基准要素, 并可同时采用。当采用三基面体系时, 其中的中心要素可采用最大实体要求。最大实体要求主要用于位置公差, 常见用于同轴度、对称度、位置度等。对于形状公差只有轴线直线度才能采用。加拿大、美国等国也用于素线直线度、圆柱度等, 这些会造成理解上的不一致, ISO 及我国均不采用</p>		<p>图 g 表示孔 $\phi 50_{-0.08}^{+0.13}$ 的轴线对 A 基准的垂直度公差采用最大实体要求的零形位公差。当该孔处于最大实体状态时, 其轴线对 A 基准的垂直度误差值为 0, 如图 g 所示。当该孔处于最小实体状态时, 其轴线对 A 基准的垂直度误差允许达到最大值, 即孔的尺寸公差值 $\phi 0.21$ mm。图 i 表示上述关系的动态公差带图</p> <p>该孔应满足下列要求:</p> <ol style="list-style-type: none"> 1) 实际尺寸不大于 $\phi 50.13$ mm 2) 实际轮廓不超出关联最大实体边界, 即其关联体外作用尺寸不小于最大实体尺寸 $D_M = \phi 49.92$ mm

3.4 最小实体要求的应用 (表 7.3-14)

表 7.3-14 最小实体要求的应用

应用要点	应用示例	说明
<p>1) 最小实体要求是当被测要素或基准要素偏离最小实体状态时, 形位公差可获得补偿值的一种公差要求。被测要素可以与基准要素同时采用最小实体要求, 此时, 形位公差可得到来自两方面的补偿值</p> <p>2) 最小实体要求既可用于被测要素, 也可用于基准要素。当用于被测要素时, 应在被测要素形位公差框格中的公差值后标注符号“(L)”; 当用于基准要素时, 应在形位公差框格内的基准字母代号后标注符号“(L)”</p> <p>3) 被测要素的最小实体实际状态是受由最小实体尺寸和形位公差值综合形成的最小实体实效边界控制的。当被测要素处于该实效状态时, 其实际轮廓就应处于最小实体实效边界之内, 如实际尺寸偏离了最小实体尺寸时, 允许形位误差值超出所给出的公差值。这就保证零件的实际轮廓不会超出图样设计中所限定的边界, 以此来保证零件的强度和最小壁厚。当给出的形位公差值为零时, 则为零形位公差。此时, 被测要素的最小实体实效边界等于最小实体边界, 最小实体实效尺寸等于最小实体尺寸</p> <p>4) 最小实体要求应用于基准要素时, 基准要素应遵守的相应的边界由基准要素本身的要求而定。如基准要素本身采用最小实体要求, 则相应的边界为最小实体实</p>		<p>图 a 表示孔 $\phi 80^{+0.25}$ 的轴线对 A 基准的位置度公差采用最小实体要求。当被测要素处于最小实体状态时, 其轴线对 A 基准的位置度公差为 $\phi 0.4$ mm, 如图 b 所示。图 c 给出了表达上述关系的动态公差带图</p> <p>该孔应满足下列要求:</p> <ol style="list-style-type: none"> 1) 实际尺寸为 $\phi 8 \sim \phi 8.25$ mm 2) 实际轮廓不超出关联最小实体实效边界, 即其关联体内作用尺寸不大于最小实体实效尺寸 <p>$D_{LV} = D_L + t = 8.65$ mm</p> <p>当该孔处于最大实体状态时, 其轴线对 A 基准的位置度误差允许达到最大值, 即等于图样给出的位置度公差 ($\phi 0.4$ mm) 与孔的尺寸公差 ($\phi 0.25$ mm) 之和 $\phi 0.65$ mm</p>

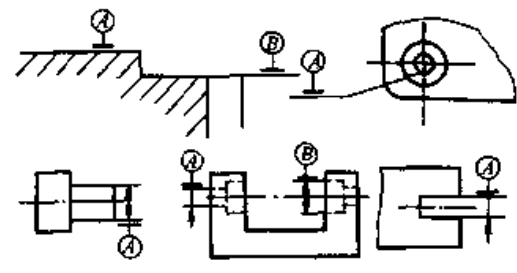
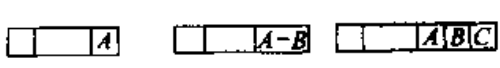
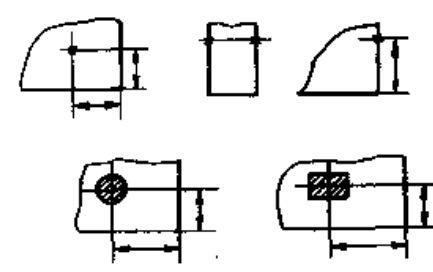
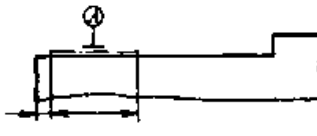
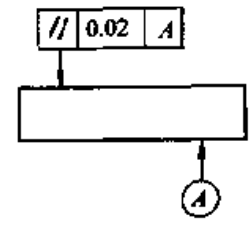
续表 7.3-14

应用要点	应用示例	说明
<p>效边界；如基准要素本身不采用最小实体要求，相应的边界为最小实体边界。若基准要素的实际轮廓偏离相应的边界，即其体内作用尺寸偏离相应的边界尺寸，则允许基准要素在一定范围内浮动</p> <p>5) 当被测要素的形位公差小于给定的形位公差，又允许其实际尺寸超出最小实体尺寸时，可将可逆要求应用于最小实体要求。此时应同时在其形位公差框格中最小实体要求的形位公差值后标注符号“(R)”</p> <p>6) 最小实体要求适用于中心要素，主要用于保证装配的部位，应在成批生产的零件上使用，以便于用量规检验。最小实体要求主要用于位置公差，常见的有位置度、同轴度、对称度等</p>	 <p>图 d 表示孔 $\phi 80^{+0.65}$ 的轴线对 A 基准的位置度公差采用最小实体要求的零形位公差</p> <p>该孔应满足下列要求：</p> <ol style="list-style-type: none"> 1) 实际尺寸不小于 $\phi 8$ mm 2) 实际轮廓不超出关联最小实体边界，即其关联体内作用尺寸不大于最小实体尺寸 $D_L = \phi 8.65$ mm <p>当该孔处于最小实体状态时，其轴线对 A 基准的位置度误差应为零，如图 e 所示。当该孔处于最大实体状态时，其轴线对 A 基准的位置度误差允许达到最大值，即孔的尺寸公差 $\phi 0.65$ mm。图 f 给出了表达上述关系的动态公差带图</p>	<p>图 d 表示孔 $\phi 80^{+0.65}$ 的轴线对 A 基准的位置度公差采用最小实体要求的零形位公差</p> <p>该孔应满足下列要求：</p> <ol style="list-style-type: none"> 1) 实际尺寸不小于 $\phi 8$ mm 2) 实际轮廓不超出关联最小实体边界，即其关联体内作用尺寸不大于最小实体尺寸 $D_L = \phi 8.65$ mm <p>当该孔处于最小实体状态时，其轴线对 A 基准的位置度误差应为零，如图 e 所示。当该孔处于最大实体状态时，其轴线对 A 基准的位置度误差允许达到最大值，即孔的尺寸公差 $\phi 0.65$ mm。图 f 给出了表达上述关系的动态公差带图</p>

4 形位公差在图样上的标注方法 (表 7.3-15)

表 7.3-15 形位公差在图样上的标注方法 (摘自 GB/T 1182—1996)

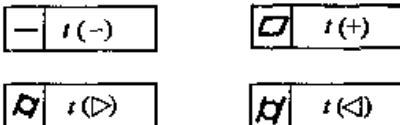
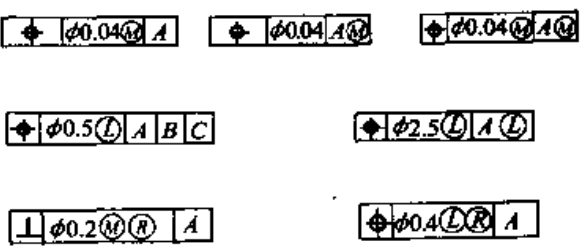
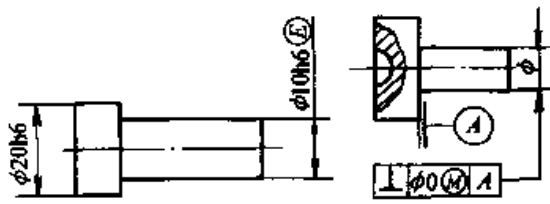
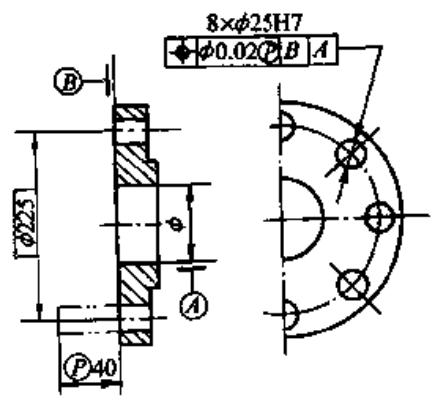
标注方法	标注示例
<p>形位公差框格的标注</p> <p>公差要求在矩形方框中给出, 该方框由两格或多格组成。框格中的内容从左到右按以下次序填写</p> <ul style="list-style-type: none"> ——公差特征的符号 ——公差值用线性值, 如公差带是圆形或圆柱形的则在公差值前加注 ϕ, 如是球形的, 则加注 "Sϕ" ——如需要用一或多个字母表示基准要素或基准体系 	
<p>被测要素的标注</p> <p>用带箭头的指引线将公差框格与被测要素相连, 按以下方式标注:</p> <ul style="list-style-type: none"> ——当公差涉及线或表面时, 将箭头置于要素的轮廓线或轮廓线的延长线上 (但必须与尺寸线明显分开) ——当指向实际表面时, 箭头可置于带点的参考线上, 该点指在实际表面上; ——当公差涉及轴线、中心平面或由带尺寸要素确定的点时, 则带箭头的指引线应与尺寸线的延长线重合 ——当一个以上要素作为被测要素, 如 6 个要素, 应在公差框格上方标明如 "6\times"、"6 槽" ——当同一被测要素有多项形位公差要求时, 为方便起见可将一个公差框格放在另一公差框格的下面 	
<p>基准要素的标注</p> <p>相对于被测要素的基准, 由基准字母表示。带小圆的大写字母用细实线与粗的短横线相连, 表示基准的字母也应注在公差框格内</p>	

	标注方法	标注示例
	<p>带有基准字母的短横线应放置于：</p> <p>——当基准要素是轮廓线或表面时，在要素的 X 轮廓上或它的延长线上（但应与尺寸线明显区分开），基准符号还可置于用圆点指向实际表面的参考线上</p> <p>——当基准要素是轴线或中心平面或由带尺寸的要素确定的点时，则基准符号中的线与尺寸线一致。如尺寸线处安排不下两个箭头，则另一个箭头可用短横线代替</p>	
<p>基 准 要 素</p>	<p>单一基准要素用大写字母表示。由两个要素组成的公共基准，用横线隔开的两个大写字母表示。由 2 个或 3 个要素组成的基准体系，如多基准组合，表示基准的大写字母应按基准的优先次序从左至右分别置于各格中</p> <p>为不致引起误解，字母 E、I、J、M、O、P、L、R、F 不用</p>	
<p>素 的 标 注</p>	<p>当需要在基准要素上指定某些点、线或局部表面来体现各基准平面时，应标注基准目标。当基准目标为点时，用“X”表示；当基准目标为线时，用细实线表示，并在棱边上加“X”；当基准目标为局部表面时，用细实线绘出该局部表面的图形，并画上与水平成 45° 的细实线</p>	
	<p>如仅要求要素的某一部分作为基准，则该部分应用粗点划线表示并加注尺寸</p>	
	<p>任选基准的标注</p>	

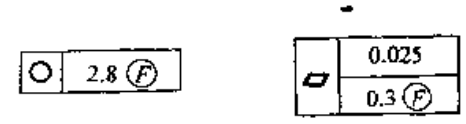
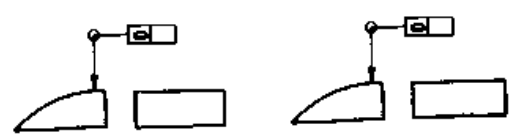
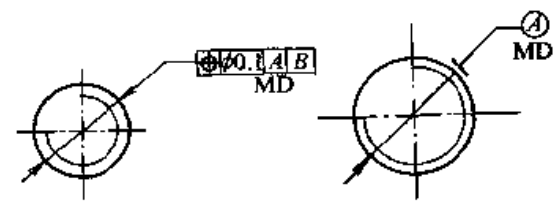
续表 7.3-15

标注方法	标注示例				
<p>除另有规定 (图 f、g) 外, 公差带的宽度方向就是给定的方向 (见图 a、b、c) 或垂直于被测要素的方向 (见图 d、e)</p> <p>对于圆度, 公差带的宽度是形成两同心圆的半径方向</p> <p>图 f 中的角度 α (包括 90°) 必须注出</p>					
<p>几个表面有同一数值的公差带要求的标注</p>					
<p>用同一公差带控制几个被测要素时, 应在公差框格上注明“共面”或“共线”</p>					
<p>如对同一要素的公差值在全部被测要素内的任一部分有进一步的限制时, 该限制部分 (长度或面积) 的公差值要求应放在公差值的后面, 用斜线相隔。这种限制要求可以直接放在表示全部被测要素公差要求的框格下面</p>	<table border="1" style="margin-left: auto; margin-right: auto;"> <tr> <td style="width: 40px; height: 20px;"></td> <td style="width: 40px; height: 20px; text-align: center;">0.1</td> </tr> <tr> <td style="width: 40px; height: 20px;"></td> <td style="width: 40px; height: 20px; text-align: center;">0.05/200</td> </tr> </table>		0.1		0.05/200
	0.1				
	0.05/200				
<p>如仅要求要素某一部分的公差值, 则用粗点划线表示其范围, 并加注尺寸</p>					

公差带和有关的标注符号的标注

标注方法	标注示例
<p>如要求在公差带内进一步限定被测要素的形状, 则应在公差值后面加注符号:</p> <p>(-) 表示只许中间向材料内凹下</p> <p>(+) 表示只许中间向材料外凸起</p> <p>(▷) 表示只许从左至右减小</p> <p>(◁) 表示只许从右至左减小</p>	
<p>最大实体要求的符号为“(M)”。当应用于被测要素时, 将符号“(M)”标注在公差值之后; 当应用于基准要素时, 将符号“(M)”标注在相应的基准字母之后; 当同时应用于被测要素和基准要素时, 将符号“(M)”同时标注在公差值和相应的基准字母之后</p> <p>最小实体要求的符号为“(L)”, 其标注方法与最大实体要求相同</p> <p>可逆要求的符号为“(R)”。当可逆要求用于最大实体要求时, 将符号“(R)”标在被测要素的形位公差值后的符号“(M)”的后面; 当可逆要求用于最小实体要求时, 将符号“(R)”标在公差值后的符号“(L)”的后面</p>	
<p>包容要求的符号为“(E)”。当单一要素要求遵守包容要求时, 应在该尺寸公差后加注符号“(E)”; 当关联要素要求遵守包容要求时, 则应用零形位公差“0(M)”的形式标出</p>	
<p>延伸公差带的符号为“(P)”。当被测范围需要延长到被测要素之外时, 应采用延伸公差带的标注方法, 延伸公差带的延伸部分用双点画线绘制, 并在图样上注出其延伸长度。在延伸部分的尺寸前和公差框格中公差值后加注符号“(P)”</p>	

续表 7.3-15

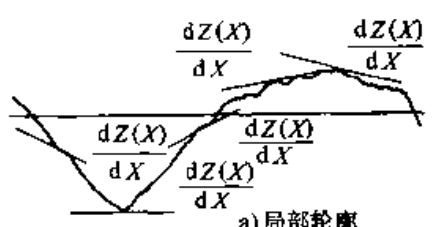
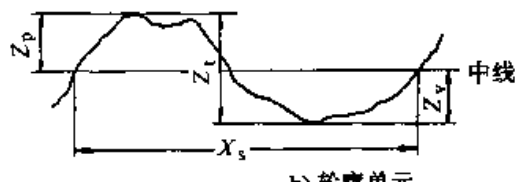
标注方法	标注示例
<p>公差带和有关符号的标注</p> <p>对于非刚性的自由状态条件用符号“(F)”表示，此符号置于给出的公差值后面</p>	
<p>全周符号</p> <p>形位公差项目如轮廓度公差适用于横截面内的整个外轮廓线或整个外轮廓面时，应采用全周符号</p>	
<p>特殊表示法</p> <p>螺纹、齿轮和花键标注</p> <p>在一般情况下，螺纹轴线作为被测要素或基准要素均为中径轴线，如采用大径轴线则应用“MD”表示，采用小径轴线用“LD”表示</p> <p>由齿轮和花键轴线作为被测要素或基准要素时，节径轴线用“PD”表示，大径（对外齿轮是顶圆直径，对内齿轮是根圆直径）轴线用“MD”表示，小径（对外齿轮是根圆直径，对内齿轮是顶圆直径）轴线用“LD”表示</p>	

第 4 章 表面粗糙度

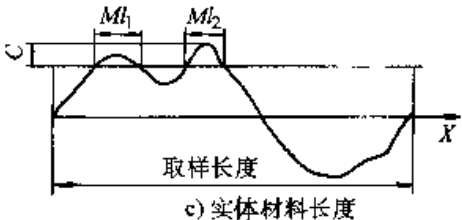
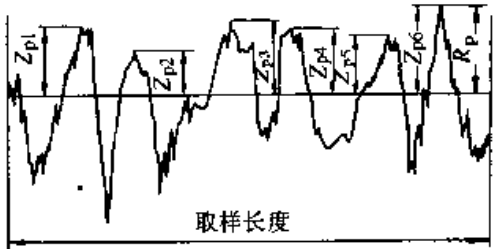
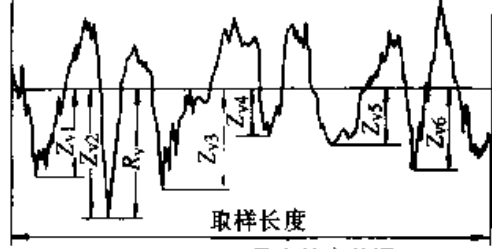
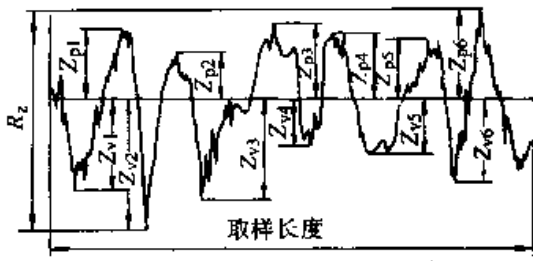
1 术语、定义、符号和代号

1.1 表面粗糙度术语及定义 (表 7.4-1)

表 7.4-1 表面粗糙度的常用术语及定义 (摘自 GB/T 3505—2002)

术 语	参数符号		定 义
	新	旧	
取样长度	l_r	l	用于判别被评定轮廓的不规则特征的 x 轴方向上的长度。评定表面粗糙度的取样长度 l_r 在数值上与轮廓滤波器 λ_c 的标志波长相等
评定长度	l_n	l_n	用于判别被评定轮廓的 x 轴方向上的长度。评定长度可包含一个或几个取样长度
纵坐标值	$Z(x)$	Y	被评定轮廓在任一位置距 x 轴的高度。若纵坐标位于 x 轴下方, 该高度被视作负值, 反之则为正值
中线			具有几何轮廓形状并划分轮廓的基准线
粗糙度轮廓中线			用轮廓滤波器 λ_c 抑制了长波轮廓成分相对应的中线
局部斜率	$\frac{dZ}{dx}$	—	<p>评定轮廓在某一位置 x_i 的斜率</p> $\frac{dZ_i}{dx} = \frac{1}{60\Delta x} (Z_{i+3} - 9Z_{i+2} + 45Z_{i+1} - 45Z_{i-2} + 9Z_{i-2} - Z_{i-3})$ <p>式中 Z_i —— 第一个轮廓点的高度 Δx —— 相邻两轮廓点之间距</p> <div style="text-align: center;">  <p>a) 局部轮廓</p> </div>
轮廓峰高	Z_p	Y_p	<p>轮廓最高点距 x 轴线的距离</p> <div style="text-align: center;">  <p>b) 轮廓单元</p> </div>
轮廓谷深	Z_v	Y_v	x 轴线与轮廓谷最低点之间的距离 (图 b)
轮廓单元的高度	Z_i	—	一个轮廓单元的峰高和谷深之和 (图 b)
轮廓单元的宽度	X_s	—	x 轴线与轮廓单元相交线段和长度 (图 b)

续表 7.4-1

术 语	参数符号		定 义
	新	旧	
在水平位置 c 上轮廓的实体材料长度	$Ml(c)$	η_p	<p>在一个给定水平位置 c 上用一条平行于 x 轴的线与轮廓单元相截所获得的各段截线长度之和 (图 c)</p> $Ml(c) = Ml_1 + Ml_2$  <p>c) 实体材料长度</p>
最大轮廓峰高	R_p	R_p	<p>在一个取样长度内, 最大的轮廓峰高 Z_p</p>  <p>d) 最大轮廓峰高</p>
最大轮廓谷深	R_v	R_m	<p>在一个取样长度内, 最大的轮廓谷深 Z_v</p>  <p>e) 最大轮廓谷深</p>
轮廓的最大高度	R_z^{D}	R_y	<p>在一个取样长度内, 最大轮廓峰高 Z_p 和最大轮廓谷深 Z_v 之和的高度</p>  <p>f) 轮廓的最大高度</p>

续表 7.4-1

术 语	参数符号		定 义
	新	旧	
轮廓单元的平均 线高度	R_c	R_c	<p>在一个取样长度内, 轮廓单元高度 Z_i 的平均值</p> $R_c = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m Z_i$ <p>g) 轮廓单元的高度</p>
轮廓的总高度	R_t	—	<p>在评定长度内, 最大轮廓峰高 Z_p 和最大轮廓谷深 Z_v 之和</p>
评定轮廓的算术 平均偏差	R_a	R_a	<p>在一个取样长度内, 纵坐标值 $Z(x)$ 绝对值的算术平均值</p> $R_a = \frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} Z(x) dx$
评定轮廓的均方 根偏差	R_q	R_q	<p>在一个取样长度内, 纵坐标值 $Z(x)$ 的平方根值</p> $R_q = \sqrt{\frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} Z^2(x) dx}$
评定轮廓的偏斜 度	R_{sk}	S_k	<p>在一个取样长度内, 纵坐标值 $Z(x)$ 三次方的平均值与 R_q 的三次方的比值</p> $R_{sk} = \frac{1}{R_q^3} \left(\frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} Z^3(x) dx \right)$
评定轮廓的陡度	R_{ku}	—	<p>在一个取样长度内, 纵坐标值 $Z(x)$ 四次方的平均值与 R_q 的四次方的比值</p> $R_{ku} = \frac{1}{R_q^4} \left(\frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} Z^4(x) dx \right)$
轮廓单元的平均 宽度	RS_m	S_m	<p>在一个取样长度内, 轮廓单元宽度 X_i 的平均值</p> $RS_m = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m X_i$ <p>h) 轮廓单元的宽度</p>

续表 7.4-1

术 语	参数符号		定 义
	新	旧	
评定轮廓的均方根斜率	$R\Delta q$	Δq	在取样长度内, 纵坐标斜率 dZ/dx 的均方根值
轮廓的支承长度率	$R_{mr(c)}$	—	在给定水平位置 c 上轮廓的实体材料长度 $Ml(c)$ 与评定长度的比率 $R_{mr(c)} = \frac{Ml(c)}{l_n}$
轮廓截面高度	$R\delta_c$	—	给定支承比率的两个水平截面之间的垂直距离 $R\delta_c = C(R_{mr1}) - C(R_{mr2}) \quad (R_{mr1} < R_{mr2})$
相对支承比率	R_{mr}	t_p	在一个轮廓水平截面 $R\delta_c$ 确定的, 与起始零位 $C0$ 相关的支承比率 $R_{nr} = R_{mr}(C1)$ 式中 $C1 = C0 - R\delta_c$ $C0 = C(R_{mr0})$
<p>i) 轮廓水平截面的幅度差</p>			
微观不平度十点高度	—	Rz ^①	在取样长度内 5 个最大的轮廓峰高的平均值与 5 个最大轮廓谷深的平均值之和 $Rz = \frac{\sum_{i=1}^5 Z_{pi} + \sum_{i=1}^5 Z_{vi}}{5}$ 式中 Z_{pi} ——第 i 个最大的轮廓高 Z_{vi} ——第 i 个最大的轮廓谷深

① 在GB/T 3505—1983中, Rz 是指“微观不平度的十点高度”, 而在GB/T 3505—2002中, Rz 是指“轮廓的最大高度”。在使用中的一些表面粗糙度测量仪器大多是测量以前的 Rz 参数。因此, 当采用现行的技术文件和图样时必须小心慎重, 因为用不同类型的仪器按不同的规则计算所取得的结果之间的差别并不都是微小而可忽略。

1.2 表面粗糙度常用符号与代号 (表 7.4-2)

表 7.4-2 表面粗糙度常用的符号、代号及意义 (摘自 GB/T 131—1993)

符号	意义	符号	意义	符号	意义
	基本符号、表示表面可用任何方法获得		用不去除材料方法获得的表面粗糙度, R_a 的上限值为 $3.2 \mu\text{m}$		用去除材料方法获得的表面粗糙度, R_a 的最大值为 $3.2 \mu\text{m}$
	基本符号加一短划, 表示表面是用去除材料的方法获得, 如车、铣等		用去除材料方法获得的表面粗糙度, R_z 的上限值为 $3.2 \mu\text{m}$, R_a 的下限值为 $1.6 \mu\text{m}$		用不去除材料方法获得的表面粗糙度, R_a 的最大值为 $3.2 \mu\text{m}$
	基本符号加一小圆, 表示表面是用不去除材料的方法获得, 或者是用于保持原供应状况的表面		用任何方法获得的表面粗糙度, R_y 的上限值为 $3.2 \mu\text{m}$		用去除材料方法获得的表面粗糙度, R_z 的最大值为 $3.2 \mu\text{m}$, R_a 的最小值为 $1.6 \mu\text{m}$
	在上述三个符号的长边上均可加一横线, 用于标注有关参数和说明		用不去除材料方法获得的表面粗糙度, R_z 的上限值为 $200 \mu\text{m}$		用任何方法获得的表面粗糙度, R_y 的最大值为 $3.2 \mu\text{m}$
	在上述三个符号上均可加一小圆, 表示所有表面具有相同的表面粗糙度要求		用去除材料方法获得的表面粗糙度, R_z 的上限值为 $3.2 \mu\text{m}$, 下限值为 $1.6 \mu\text{m}$		用不去除材料方法获得的表面粗糙度, R_z 的最大值为 $200 \mu\text{m}$
	用任何方法获得的表面粗糙度, R_a 的上限值为 $3.2 \mu\text{m}$		用去除材料方法获得的表面粗糙度, R_a 的上限值为 $3.2 \mu\text{m}$, R_y 的下限值为 $12.5 \mu\text{m}$		用去除材料方法获得的表面粗糙度, R_z 的最大值为 $3.2 \mu\text{m}$, 最小值为 $1.6 \mu\text{m}$
	用去除材料方法获得的表面粗糙度, R_a 的上限值为 $3.2 \mu\text{m}$		用任何方法获得的表面粗糙度, R_a 的最大值为 $3.2 \mu\text{m}$		用去除材料方法获得的表面粗糙度, R_a 的最大值为 $3.2 \mu\text{m}$, R_y 的最大值为 $12.5 \mu\text{m}$

2 表面粗糙度参数及其数值

2.1 评定表面粗糙度的参数及其数值系列

1) 表面粗糙度的评定参数应从轮廓算术平均偏差 R_a 、微观不平度十点高度 R_z 、轮廓最大高度 R_y 中选取。在高度特性参数常用的参数值范围内 (R_a 为 $0.025 \sim 6.3 \mu\text{m}$, R_z 为 $0.1 \sim 25 \mu\text{m}$) 推荐优先选用 R_a 。轮廓算术平均偏差 R_a 的数值见表 7.4-3, 微观不平度十点高度 R_z 和轮廓最大高度 R_y 的数值见表 7.4-4。

2) 根据表面功能的需要, 除表面粗糙度高度参数 R_a 、 R_z 、 R_y 外, 可选用下列的附加评

定参数: 轮廓微观不平度的平均间距 S_m 、轮廓的单峰平均间距 S 、轮廓支承长度率 t_p 。附加的评定参数轮廓微观不平度的平均间距 S_m 和轮廓的单峰平均间距 S 的数值见表 7.4-5, 轮廓支承长度率 t_p 的数值见表 7.4-6。

选用轮廓支承长度率参数时必须同时给出轮廓水平截距 C 值。它可用 μm 或 R_y 的百分数表示。 R_y 的百分数系列如下 (%): 5、10、15、20、25、30、40、50、60、70、80、90。

轮廓的单峰(谷) S 的最小间距规定为取样长度 l 的 1%。轮廓峰(谷、单峰、单谷)的最小高度规定为轮廓最大高度 R_y 的 10%。对 R_a 、 R_z 和 R_y 参数亦适用。

表 7.4-3 轮廓算术平均偏差 R_a 的数值系列 (摘自 GB/T1031—1995) (μm)

基本系列	补充系列	基本系列	补充系列	基本系列	补充系列	基本系列	补充系列	基本系列	补充系列
	0.008		0.032		0.125		0.50		2.0
	0.010		0.040		0.160		0.63		2.5
0.012		0.05		0.2		0.8		3.2	
	0.016		0.063		0.25		1.00		4.0
	0.020		0.080		0.32		1.25		5.0
0.025		0.1		0.4		1.6		6.3	
	8.0		16.0		32		63		
	10.0		20		40		80		
12.5		25		50		100			

注: 根据表面功能和生产的经济合理性, 优先选用基本系列, 当选用基本系列值不能满足要求时, 可选取补充系列值。

表 7.4-4 微观不平度十点高度 R_z ^① 和轮廓最大高度 R_y ^① 的数值系列 (摘自 GB/T1031—1995) (μm)

基本系列	补充系列	基本系列	补充系列	基本系列	补充系列	基本系列	补充系列	基本系列	补充系列
0.025			0.25		2.5	25			250
	0.032		0.32	3.2			32		320
	0.040	0.4			4.0		40	400	
0.05			0.50		5.0	50			500
	0.063		0.63	6.3			63		630
	0.080	0.8			8.0		80	800	
0.1			1.00		10.0	100			1 000
	0.125		1.25	12.5			125		1 250
	0.160	1.6			16.0		160	1 600	
0.2			2.0		20	200			

注: 优先选用基本系列, 当选用基本系列值不能满足要求时, 可选取补充系列值。

① 在 GB/T3505—2002 中, 轮廓最大高度用 R_z 表示, 微观不平度十点高度未作规定。

表 7.4.5 轮廓微观不平度的平均间距 $S_m^{\text{①}}$ 和轮廓的单峰平均间距 S 的数值系列 (摘自 GB/T1031—1995) (mm)

基本系列	补充系列	基本系列	补充系列	基本系列	补充系列	基本系列	补充系列	基本系列	补充系列
	0.002		0.016	0.1			0.63		4.0
	0.003		0.020		0.125	0.8		6.3	5.0
	0.004	0.025			0.160		1.00		8.0
0.006	0.005		0.032	0.2			1.25		10.0
	0.008	0.05	0.040		0.25	1.6		12.5	
	0.010		0.063	0.4	0.32		2.0		
0.012 5			0.080		0.5	3.2	2.5		

注：优先选用基本系列，当选用基本系列值不能满足要求时，可选取补充系列值。

① 在 GB/T 3505—2002 中，轮廓微观不平度的平均间距称为轮廓单元的平均宽度，用 RS_m 表示。

表 7.4.6 轮廓支承长度率 $t_p^{\text{①}}$ 的数值系列 (摘自 GB/T1031—1995) (%)

$t_p^{\text{①}}$	10	15	20	25	30	40	50	60	70	80	90
------------------	----	----	----	----	----	----	----	----	----	----	----

① 在 GB/T 3505—2002 中，轮廓支承长度率称为相对支承比率，用 R_m 表示。

2.2 取样长度的数值和选用

1) 取样长度 l 的数值见表 7.4-7。一般情况下，在测量 R_a 、 R_z 和 R_y 时推荐按表 7.4-8 和表 7.4-9 选用对应的取样长度值，此时取样长度值的标注在图样上或技术文件中可省略。当有特殊要求时应给出相应的取样长度值，并在图样上或技术文件中注出。对于微观不平度间距较大的端铣、滚铣及其他大进给量走刀的加工表面，应按表 7.4-7 中规定的取样长度系列选取比表 7.4-8 或表 7.4-9 中更大的取样长度值。如 R_a 为 $3.2\mu\text{m}$ ，表面采用端铣加工获得，则应选取比表 7.4-8 中对应取样长度 2.5 mm 大的取样长度，即可取 8 mm。

2) 评定长度的选用 由于加工表面的不均匀性，在评定表面粗糙度时其评定长度应根据不同的加工方法和相应的取样长度来确定。一般情况下，当测量 R_a 、 R_z 和 R_y 时推荐按表 7.4-8 和表 7.4-9 选取相应的评定长度值。如被测表面均匀性较好，测量时可选用小于 $5l$ 的评定长度值，均匀性较差的表面选用大于 $5l$ 的评定长度值。根据表面加工均匀性程度，推荐：

表 7.4.7 取样长度 $l^{\text{①}}$ 的数值系列 (mm)

$l^{\text{①}}$	0.08	0.25	0.8	2.5	8	25
----------------	------	------	-----	-----	---	----

① 在 GB/T3505—2002 中，取样长度用 l_s 表示。

表 7.4.8 R_a 的取样长度 l 与评定长度 l_n 的选用值

$R_a/\mu\text{m}$	l/mm	$l_n (l_n=5l) /\text{mm}$
$\geq 0.008 \sim 0.02$	0.08	0.4
$> 0.02 \sim 0.1$	0.25	1.25
$> 0.1 \sim 2.0$	0.8	4.0
$> 2.0 \sim 10.0$	2.5	12.5
$> 10.0 \sim 80.0$	8.0	40.0

表 7.4.9 R_z 、 R_y 的取样长度 l 与评定长度 l_n 的选用值

$R_z, R_y/\mu\text{m}$	l/mm	$l_n (l_n=5l) /\text{mm}$
$\geq 0.025 \sim 0.10$	0.08	0.4
$> 0.10 \sim 0.50$	0.25	1.25
$> 0.50 \sim 10.0$	0.8	4.0
$> 10.0 \sim 50.0$	2.5	12.5
$> 50 \sim 320$	8.0	40.0

车、铣、刨等规则加工表面， $l = 2.5 \text{ mm}$ 时， $l_n = (1 \sim 3) l$

精车、磨加工表面， $l = 0.8 \text{ mm}$ 时， $l_n = (2 \sim 6) l$

精磨、研磨等不规则加工表面， $l = 0.25 \text{ mm}$ 时， $l_n = (6 \sim 17) l$

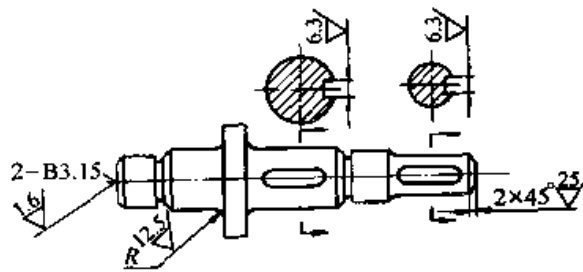
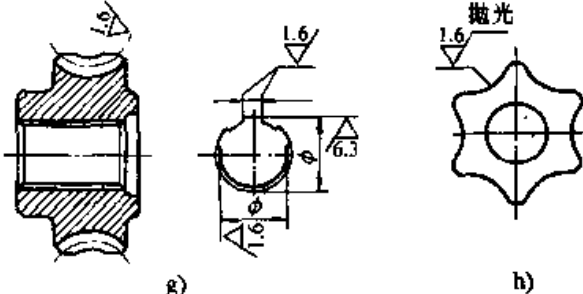
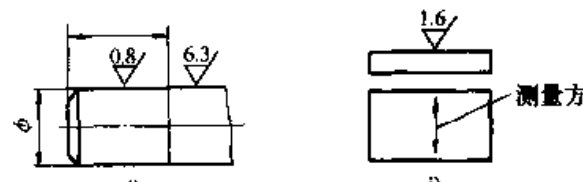

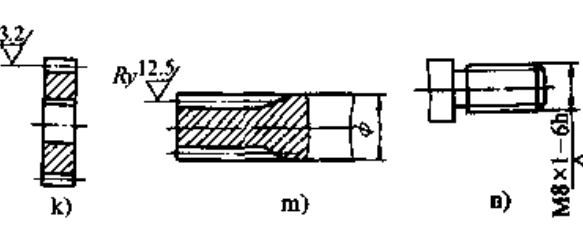
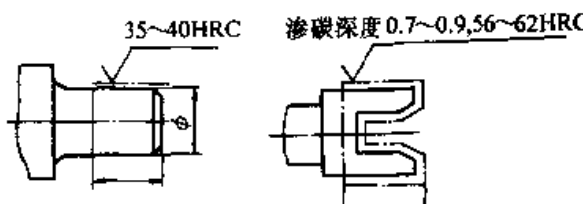
3 表面粗糙度参数值的选择

表面粗糙度既要满足零件的功能要求，又要考虑工艺经济性。因此，在满足零件表面功能要求的前提下，尽量选用数值大的粗糙度，见表 7.4-10。

4 表面粗糙度在图样上的标注方法 (表 7.4-11)

表 7.4-11 表面粗糙度在图样上的标注方法 (摘自 GB/T 131—1993)

标注方法	图 例
<p>表面粗糙度符号、代号一般注在可见轮廓线、尺寸界线、引出线或它们的延长线上。符号的尖端必须从材料外指向表面</p> <p>表面粗糙度代号中数定及符号的方向必须按图 a、图 b 的规定标注, 带有横线的表面粗糙度符号应按图 c 的规定标注</p>	
<p>在同一图样上, 每一表面一般只标注一次符号、代号, 并尽可能靠近有关的尺寸线, 见图 a。当地位狭小或不便标注时, 符号代号可以引出标注, 如图 d</p>	
<p>当零件所有表面具有相同的表面粗糙度要求时, 其符号、代号可在图样的右上角统一标注, 见图 e 或图 f。当零件的大部分表面具有相同的表面粗糙度要求时, 对其中使用最多的一种符号、代号可以统一注在图样的右上角, 并加注“其余”两字, 见图 a、图 d</p>	
<p>为了简化标注方法或者标注位置受到限制时, 可以标注简化代号, 也可采用省略的注法, 但必须在标题栏附近说明这些简化符号、代号的含义</p>	

标注方法	图 例
<p>中心孔的工作表面，键槽工作面，倒角、圆角的表面粗糙度代号，可以简化标注</p>	
<p>零件上连续表面及重复要素（孔、槽、齿…等）的表面（图 g、图 h）和用细实线联接不连续的表面（图 d），其表面粗糙度符号、代号只标注一次</p>	
<p>同一表面上有不同的表面粗糙度要求时，须用细实线画出其分界线，并注出相应的表面粗糙度代号和尺寸（图 i）</p>	
<p>需要规定表面粗糙度测量截面的方向时，其标注方法见图 j</p>	
<p>齿轮、渐开线花键、螺纹等工作表面没有画出齿（牙）形时，其表面粗糙度代号可按图 k、图 m、图 n 的方式标注</p>	
<p>需要将零件局部热处理或局部镀（涂）覆时，应用粗点划线画出其范围并标注相应的尺寸，也可将其要求注写在表面粗糙度符号长边的横线上</p>	

第5章 量和单位

1 国际单位制与法定计量单位

1.1 国际单位制

国际单位制是由国际计量大会所采用和推荐的一贯单位制，国际上把国际单位制简称为SI，它是在米制基础上发展起来的单位制。

国际单位制的单位包括SI单位以及SI单位的倍数单位。SI单位的倍数单位包括SI单位的十进倍数和分数单位。SI单位是国际单位制中由基本单位和导出单位构成一贯单位制的那些单位。除质量外，均不带SI词头（如质量的SI单位为kg）。国际单位制的构成见图7.5-1。

国际单位制是我国法定计量单位的基础，一切属于国际单位制的单位都是我国的法定计算单位。

1.2 法定计量单位

我国的法定计量单位（以下简称法定单位）

包括：

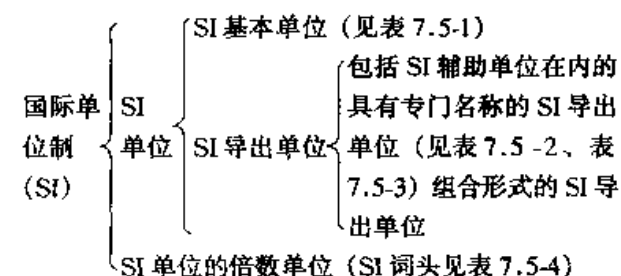


图 7.5-1 国际单位制的构成

- 1) 国际单位制的基本单位（见表 7.5-1）。
- 2) 国际单位制的导出单位（见表 7.5-2、见表 7.5-3）。
- 3) 国家选定的非国际单位制单位（见表 7.5-5）。
- 4) 由以上单位构成的组合形式的单位。
- 5) 由SI词头和以上单位构成的十进倍数和分数单位（SI词头见表 7.5-4）。

表 7.5-1 SI 基本单位和辅助单位（摘自 GB 3100—1993）

量的名称	单位名称	单位符号	定 义
长 度	米	m	米是光在真空中，(1/299 792 458) s 时间间隔内所经路径的长度
质 量	千克(公斤)	kg	千克是质量单位，等于国际千克原器的质量
时 间	秒	s	秒是铯-133 原子基态的两个超精细能级之间跃迁所对应的辐射的 9 192 631 770个周期的持续时间
电 流	安 [培]	A	安培是电流的单位。在真空中，截面积可忽略的两根相距 1 m 的无限长平行圆直导线内通以等量恒定电流时，若导线间相互作用力在每米长度上为 2×10^{-7} N，则每根导线中的电流为 1 A
热力学温度	开 [尔文]	K	热力学温度开尔文是水三相点热力学温度的 1/273.16
物质的量	摩 [尔]	mol	摩尔是一系统的物质的量，该系统中所包含的基本单元数与 0.012 kg 碳-12 的原子数目相等。在使用摩尔时，基本单元应予指明，可以是原子、分子、离子、电子及其他粒子，或是这些粒子的特定组合
发光强度	坎 [德拉]	cd	坎德拉是一光源在给定方向上的发光强度，该光源发出频率为 540×10^{12} Hz 的单色辐射，且在此方向上的辐射强度为 (1/683) W/sr

续表 7.5-1

量的名称	单位名称	单位符号	定义
[平面]角 ^①	弧度	rad	弧度是一个圆内两条半径间的平面角, 这两条半径截取的弧长与半径相等
立体角 ^①	球面度	sr	球面度是一个立体角, 其顶点位于球心, 而它球面上所截取的面积等于以球半径为边长的正方形面积

注: 1. 圆括号中的名称, 是它前面的名称的同义词, 下同。

2. 无方括号的量的名称与单位名称均为全称。方括号中的字, 在不致引起混淆、误解的情况下, 可以省略。去掉方括号中的字即为其名称的简称。下同。

3. 人民生活和贸易中, 质量习惯称为重量。

① 为辅助单位。

表 7.5-2 具有专门名称的 SI 导出单位
(摘自 GB 3100—1993)

量的名称	SI 导出单位		
	名称	符号	用 SI 基本单位和 SI 导出单位表示
频率	赫[兹]	Hz	1 Hz = 1 s ⁻¹
力	牛[顿]	N	1 N = 1 kg·m/s ²
压力, 压强, 应力	帕[斯卡]	Pa	1 Pa = 1 N/m ²
能[量], 功, 热量	焦[耳]	J	1 J = 1 N·m
功率, 辐[射能]通量	瓦[特]	W	1 W = 1 J/s
电荷[量]	库[仑]	C	1 C = 1 A·s
电压, 电动势, 电位, (电势)	伏[特]	V	1 V = 1 W/A
电容	法[拉]	F	1 F = 1 C/V
电阻	欧[姆]	Ω	1 Ω = 1 V/A
电导	西[门子]	S	1 S = 1 Ω ⁻¹
磁通[量]	韦[伯]	Wb	1 Wb = 1 V·s
磁通[量]密度, 磁感应强度	特[斯拉]	T	1 T = 1 Wb/m ²
电感	亨[利]	H	1 H = 1 Wb/A
摄氏温度	摄氏度	℃	1℃ = 1 K
光通量	流[明]	lm	1 lm = 1 cd·sr
[光]照度	[勒]克斯	lx	1 lx = 1 lm/m ²

表 7.5-3 由于人类健康安全防护上的需要而确定的具有专门名称的 SI 导出单位
(摘自 GB 3100—1993)

量的名称	SI 导出单位		
	名称	符号	用 SI 基本单位和 SI 导出单位表示
[放射性]活度	贝可[勒尔]	Bq	1 Bq = 1 s ⁻¹
吸收剂量 比授[予]能 比释动能	戈[瑞]	Gy	1 Gy = 1 J/kg
剂量当量	希[沃特]	Sv	1 Sv = 1 J/kg

表 7.5-4 SI 词头 (摘自 GB 3100—1993)

因 数	词头名称		符 号
	英 文	中 文	
10 ²⁴	yotta	尧 [它]	Y
10 ²¹	zetta	泽 [它]	Z
10 ¹⁸	exa	艾 [可萨]	E
10 ¹⁵	peta	拍 [它]	P
10 ¹²	tera	太 [拉]	T
10 ⁹	giga	吉 [咖]	G
10 ⁶	mega	兆	M
10 ³	kilo	千	k
10 ²	hecto	百	h
10 ¹	deca	十	da
10 ⁻¹	deci	分	d
10 ⁻²	centi	厘	c
10 ⁻³	milli	毫	m
10 ⁻⁶	micro	微	μ
10 ⁻⁹	nano	纳 [诺]	n

续表 7.5-4

因 数	词头名称		符 号
	英 文	中 文	
10^{-12}	pico	皮 [可]	p
10^{-15}	femto	飞 [母托]	f
10^{-18}	atto	阿 [托]	a
10^{-21}	zepto	仄 [普托]	z
10^{-24}	yocto	幺 [科托]	y

表 7.5-5 可与国际单位制单位并用的我国法定计量单位 (摘自 GB 3100—1993)

量的名称	单位名称	单位符号	与 SI 单位的关系
时间	分	min	1 min = 60 s
	[小]时	h	1 h = 60 min = 3 600 s
	日,(天)	d	1 d = 24 h = 86 400 s
[平面]角	度	°	1° = (π/180)rad
	[角]分	'	1' = (1/60)° = (π/10 800)rad
	[角]秒	"	1" = (1/60)' = (π/648 000)rad
体积	升	l, L	1 l = 1 dm ³ = 10 ⁻³ m ³
质量	吨	t	1 t = 10 ³ kg
	原子质量单位	u	1 u ≈ 1.660 540 × 10 ⁻²⁷ kg
旋转速度	转每分	r/min	1 r/min = (1/60)s ⁻¹
长度	海里	n mile	1 n mile = 1 852 m (只用于航行)
速度	节	kn	1 kn = 1 n mile/h = (1 852/3 600)m/s (只用于航行)
能	电子伏	eV	1 eV ≈ 1.602 177 × 10 ⁻¹⁹ J
级差	分贝	dB	
线密度	特[克斯]	tex	1 tex = 10 ⁻⁶ kg/m
面积	公顷	hm ²	1 hm ² = 10 ⁴ m ²

注: 1. 平面角单位度、分、秒的符号, 在组合单位中应采用 (°)、(′)、(″) 的形式。

例如: 不用 */s, 而用 (°)/s。

2. 升的两个符号属同等级地位, 可任意选用。

3. 公顷的国际通用符号为 ha。

1.3 法定计量单位的使用方法

(1) 法定单位的名称

1) 组合单位的中文名称与其符号表示的顺序一致。符号中的乘号没有对应的名称, 除号的对应名称为“每”字, 无论分母中有几个单位, “每”字只出现一次。

例如: 质量热容单位的符号是 J/(kg·K)。其单位名称是“焦耳每千克开尔文”, 而不是“每千克开尔文焦耳”或“焦耳每千克每开尔文”。

2) 乘方形式的单位名称, 其顺序应是指数名称在前, 单位名称在后。相应的指数名称由数字加“次方”二字而成。

例如: 截面二次矩的单位 m⁴ 的名称为“四次方米”。

3) 如果长度的 2 次和 3 次幂是表示面积和体积, 则相应的指数名称为“平方”和“立方”, 并置于长度单位之前, 否则应称为“二次方”, 和“三次方”。

例如: 体积单位 dm³ 的名称是“立方分米”, 而断面系数单位 m³ 的名称是“三次方米”。

4) 书写单位名称时不加任何表示乘或除的符号或其他符号。

例如: 电阻率单位 Ω·m 的名称是“欧姆米”而不是“欧姆·米”、“欧姆-米”, “[欧姆][米]”等。

例如: 密度单位 kg/m³ 的名称为“千克每立方米”而不是“千克/立方米”。

(2) 法定单位和词头的符号

1) 在初中、小学课本和普通书刊中有必要时, 可将单位的简称 (包括带有词头的单位简称) 作为符号使用, 这样的符号称为“中文符号”。

2) 法定单位和词头的符号, 不论拉丁字母或希腊字母, 一律用正体, 不附省略点, 且无复数形式。

3) 单位符号的字母一般用小写体, 若单位名称来源于人名, 则其符号的第一个字母用大写体。

例如: 时间单位“秒”的符号是 s。

例如: 压力、压强的单位“帕斯卡”的符号

是 Pa。

4) 词头符号的字母当其所表示的因数小于 10^6 时,一律用小写体,大于或等于 10^6 时,用大写体。

5) 由两个以上单位相乘构成的组合单位,其符号有下列两种形式: $N \cdot m$, Nm 。

若组合单位符号中某单位的符号同时又是某词头的符号,并有可能发生混淆时,则应尽量将它置于右侧。

例如:力矩单位“牛顿米”的符号应写成 Nm ,而不宜写成 mN ,以免误解为“毫牛顿”。

6) 由两个以上单位相乘所构成的组合单位,其中文符号只用一种形式,即用居中圆点代表乘号。

例如:动力黏度单位“帕斯卡秒”的中文符号是“帕·秒”而不是“帕秒”、“〔帕〕〔秒〕”、“帕·〔秒〕”、“帕-秒”、“(帕)(秒)”、“帕斯卡·秒”等。

7) 由两个以上单位相除所构成的组合单位,其符号可用下列三种形式之一:

$$\text{kg/m}^3 \quad \text{kg} \cdot \text{m}^{-3} \quad \text{kgm}^{-3}$$

当可能发生误解时,应尽量用居中圆点或斜线(/)的形式。

例如:速度单位“米每秒”的法定符号用 $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ 或 m/s ,而不用 ms^{-1} ,以免误解为“每毫秒”。

8) 由两个以上单位相除所构成的组合单位,其中文符号可采用以下两种形式之一:

$$\text{千克/米}^3 \quad \text{千克} \cdot \text{米}^{-3}$$

9) 在进行运算时,组合单位中的除号可用水平横线表示。

例如:速度单位可以写成 $\frac{\text{m}}{\text{s}}$ 或 $\frac{\text{米}}{\text{秒}}$ 。

10) 分子无量纲而分母有量纲的组合单位(即分子为1的组合单位)的符号,一般不用分式而用负数幂的形式。

例如:波数单位的符号是 m^{-1} ,而不是 $1/\text{m}$ 。

11) 在用斜线表示相除时,单位符号的分子和分母都与斜线处于同一行内。当分母中包含两个以上单位符号时,整个分母应加圆括号。在一个组合单位的符号中,除加括号避免混淆外,斜线不得多于一条。

例如:热导率单位的符号是 $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$,

而不是 $\text{W}/\text{m} \cdot \text{K}$ 或 $\text{W}/\text{K}/\text{m}$ 。

12) 词头的符号和单位的符号之间不得有间隙,也不加表示相乘的任何符号。

13) 单位和词头的符号应按其名称或者简称读音,而不得按字母读音。

14) 摄氏温度的单位“摄氏度”的符号 $^{\circ}\text{C}$,可作为中文符号使用,可与其他中文符号构成组合形式的单位。

15) 非物理量的单位(如:件、台、人、圆等)可用汉字与符号构成组合形式的单位。

(3) 法定单位和词头的使用规则

1) 单位与词头的名称,一般只宜在叙述性文字中使用。单位和词头的符号,在公式、数据表、曲线图、刻度盘和产品铭牌等需要简单明了表示的地方使用,也可用于叙述性文字中。

应优先采用符号。

2) 单位的名称或符号必须作为一个整体使用,不得拆开。

例如:摄氏温度单位“摄氏度”表示的量值应写成并读成:“20 摄氏度”,不得写成并读成“摄氏 20 度”。

例如: 30 km/h 应读成“三十千米每小时”。

3) 选用 SI 单位的倍数单位或分数单位,一般应使量的数值处于 $0.1 \sim 1\,000$ 范围内。

例如: $1.2 \times 10^4 \text{ N}$ 可以写成 12 kN 。

$0.003\,94 \text{ m}$ 可以写成 3.94 mm 。

$11\,401 \text{ Pa}$ 可以写成 11.401 kPa 。

$3.1 \times 10^{-8} \text{ s}$ 可以写成 31 ns 。

某些场合习惯使用的单位可以不受上述限制。

例如:大部分机械制图使用的长度单位可以用“ mm (毫米)”;导线截面积使用的面积单位可以用“ mm^2 (平方毫米)”。

在同一个量的数值表中或叙述同一个量的文章中,为对照方便而使用相同的单位时,数值不受限制。

词头 h、da、d、c(百、十、分、厘),一般用于某些长度、面积和体积的单位中,但根据习惯和方便也可用于其他场合。

4) 有些非法定单位,可以按习惯用 SI 词头构成倍数单位或分数单位。

例如: mCi 、 mGal 、 mR 等。

法定单位中的摄氏度以及非十进制的单位,

如平面角单位“度”、“[角]秒”与时间单位“分”、“时”、“日”等，不得用SI词头构成倍数单位或分数单位。

5) 不得使用重叠的词头。

例如：应该用 nm，不应该用 m μ m；应该用 μ m，不应该用 $\mu\mu$ m，也不应该用 nmm。

6) 亿 (10⁸)、万 (10⁴) 等我国习惯用的数词，仍可使用，但不是词头。习惯使用的统计单位，如万公里可记为“万 km”或“10⁴ km”；万吨公里可记为“万 t·km”或“10⁴ t·km”。

7) 只是通过相乘构成的组合单位在加词头时，词头通常加在组合单位中的第一个单位之前。

例如：力矩的单位 kN·m，不宜写成 N·km。

8) 只通过相除构成的组合单位或通过乘除构成的组合单位在加词头时，词头一般应加在分子中的每一个单位之前，分母中一般不用词头。但质量的SI单位 kg，这里不作为有词头的单位对待。

例如：摩尔内能单位 kJ/mol 不宜写成 J/mmol。

例如：比能单位可以是 J/kg。

9) 当组合单位分母是长度、面积和体积单位时，按习惯与方便，分母中可以选用词头构成倍数单位或分数单位。

例如：密度的单位可以选用 g/cm³。

10) 一般不在组合单位的分子分母中同时采

用词头，但质量单位 kg 这里不作为有词头对待。

例如：电场强度的单位不宜用 kV/mm，而用 mV/m；质量摩尔浓度可以用 mmol/kg。

11) 倍数单位和分数单位的指数，指包括词头在内的单位的幂。

例如：1 cm² = 1 (10⁻² m)² = 1 × 10⁻⁴ m²，而 1 cm² ≠ 10⁻² m²。1 μ s⁻¹ = 1 (10⁻⁶ s)⁻¹ = 10⁶ s⁻¹。

12) 在计算中，建议所有量值都采用SI单位表示，词头应以相应的10的幂代替 (kg本身是SI单位，故不应换成 10³ g)。

13) 将SI词头的部分中文名称置于单位名称的简称之前构成中文符号时，应注意避免与中文数词混淆，必要时应使用圆括号。

例如：旋转频率的量值不得写为 3 千秒⁻¹。

如表示“三每千秒”，则应写为“3 (千秒)⁻¹” (此处“千”为词头)；

如表示“三千每秒”，则应写为“3 千(秒)⁻¹” (此处“千”为数词)。

例如：体积的量值不得写为“2 千米³”。

如表示：“二立方千米”，则应写为“2 (千米)³” (此处“千”为词头)；

如表示：“二千方立米”，则应写为“2 千(米)³” (此处“千”为数词)。

2 常见非法定计量单位的换算(表7.5-6)

表 7.5-6 常见非法定计量单位的换算

物理量名称	法定计量单位		非法定计量单位		单位换算
	单位名称	单位符号	单位名称	单位符号	
长 度	米	m	费密		1 费密 = 1 fm = 10 ⁻¹⁵ m
	海里	n mile	埃	Å	1 Å = 0.1 nm = 10 ⁻¹⁰ m
			英尺	ft	1 ft = 0.304 8 m
			英寸	in	1 in = 0.025 4 m
			英里	mile	1 mile = 1 609.344 m
			密耳	mil	1 mil = 25.4 × 10 ⁻⁶ m
面 积	平方米	m ²	公亩	a	1 a = 10 ² m ²
			公顷	ha	1 ha = 10 ⁴ m ²
			平方英尺	ft ²	1 ft ² = 0.092 903 0 m ²
			平方英寸	in ²	1 in ² = 6.451 6 × 10 ⁻⁴ m ²
			平方英里	mile ²	1 mile ² = 2.589 99 × 10 ⁶ m ²

续表 7.5-6

物理量名称	法定计量单位		非法定计量单位		单位换算
	单位名称	单位符号	单位名称	单位符号	
体 积	立方米	m ³	立方英尺	ft ³	1 ft ³ = 0.028 316 8 m ³
	升	L, l	立方英寸	in ³	1 in ³ = 1.638 71 × 10 ⁻⁵ m ³
			英加仑	UKgal	1 UKgal = 4.546 09 dm ³
			美加仑	USgal	1 USgal = 3.785 41 dm ³
质 量	千克(公斤)	kg	磅	lb	1 lb = 0.453 592 37 kg
	吨	t	英担	cwt	1 cwt = 50.802 3 kg
	原子质量单位	u	英吨	ton	1 ton = 1 016.05 kg
			短吨	sh ton	1 sh ton = 907.185 kg
			盎司	oz	1 oz = 28.349 5 g
			格令	gr, gn	1 gr = 0.064 798 9 kg
			夸特	qr, qtr	1 qr = 12.700 6 kg
			米制克拉		1 米制克拉 = 2 × 10 ⁻⁴ kg
温 度	开[尔文]	K			表示温度差和温度间隔时: 1℃ = 1 K, 1℉ = $\frac{5}{9}$ ℃
	摄氏度	℃			温度值换算式: $\{k\} = \begin{cases} \{t\} + 273.15 \\ \frac{5}{9}(\{f\} + 459.67) \\ \frac{5}{9}\{r\} \end{cases}$
			华氏度	℉	$\{t\} = \begin{cases} \{f\} - 273.15 \\ \frac{5}{9}(\{f\} - 32) \\ \frac{5}{9}(\{r\} - 491.67) \end{cases}$
		兰氏度	°R	{k}表示温度的数值,单位为K {t}表示温度的数值,单位为℃ {f}表示温度的数值,单位为℉ {r}表示温度的数值,单位为°R	
旋转速度	每秒 转每分	s ⁻¹ r/min		rpm	1 rpm = 1 r/min = (1/60)s ⁻¹
力;重力	牛(顿)	N	达因	dyn	1 dyn = 10 ⁻⁵ N
			千克力	kgf	1 kgf = 9.806 65 N
			磅力	lbf	1 lbf = 4.448 22 N
			吨力	tf	1 tf = 9.806 65 × 10 ³ N

续表 7.5-6

物理量名称	法定计量单位		非法定计量单位		单位换算
	单位名称	单位符号	单位名称	单位符号	
压力,压强;应力	帕(斯卡)	Pa	巴	bar	1 bar = 10 ⁵ Pa
			千克力每平方厘米	kgf/cm ²	1 kgf/cm ² = 0.098 066 5 MPa
			毫米水柱	mmH ₂ O	1 mmH ₂ O = 9.806 65 Pa
			毫米汞柱	mmHg	1 mmHg = 133.322 Pa
			托	Torr	1 Torr = 133.322 Pa
			工程大气压	at	1 at = 98 066.5 Pa = 98.066 5 kPa
			标准大气压	atm	1 atm = 101 325 Pa = 101.325 kPa
			磅力每平方英尺	lbf/ft ²	1 lbf/ft ² = 47.880 3 Pa
			磅力每平方英寸	lbf/in ²	1 lbf/in ² = 6.894 76 kPa
能量;功;热	焦[耳]	J	尔格	erg	1 erg = 10 ⁻⁷ J
	电子伏	eV	千克力米	kgf·m	1 kgf·m = 9.806 65 J
			英马力小时	hp·h	1 hp·h = 2.684 52 MJ
			卡	cal	1 cal = 4.186 8 J
			热化学卡	cal _{th}	1 cal _{th} = 4.184 0 J
			马力小时		1 马力小时 = 2.647 79 MJ
			电工马力小时		1 电工马力小时 = 2.685 60 MJ
	千瓦小时	kW·h	英热单位	Btu	1 Btu = 1 055.06 J = 1.055 06 kJ 1 kW·h = 3.6 MJ
功率,辐[射能]量	瓦(特)	W	千克力米每秒	kgf·m/s	1 kgf·m/s = 9.806 65 W
			马力,米制马力	法 ch, CV; 德 PS	1 ch = 735.499 W
			英马力	hp	1 hp = 745.700 W
			电工马力		1 电工马力 = 746 W
			卡每秒	cal/s	1 cal/s = 4.186 8 W
			千卡每小时	kcal/h	1 kcal/h = 1.163 W
			热化学卡每秒	cal _{th} /s	1 cal _{th} /s = 4.184 W
			伏安	V·A	1 V·A = 1 W
			乏	var	1 var = 1 W
			英热单位每小时	Btu/h	1 Btu/h = 0.293 071 W
电 导	西[门子]	S	姆欧	Ω ⁻¹	1 Ω ⁻¹ = 1 S
磁通[量]	韦[伯]	Wb	麦克斯韦	Mx	1 Mx = 10 ⁻⁸ Wb
磁通[量]密度, 磁感应强度	特[斯拉]	T	高斯	Gs, G	1 Gs = 10 ⁻⁴ T
[光]照度	勒[克斯]	lx	英尺烛光	lm/ft ²	1 lm/ft ² = 10.76 lx

续表 7.5-6

物理量名称	法定计量单位		非法定计量单位		单位换算
	单位名称	单位符号	单位名称	单位符号	
速 度	米每秒	m/s	英尺每秒	ft/s	1 ft/s = 0.304 8 m/s
	节	kn	英寸每秒	in/s	1 in/s = 0.025 4 m/s
	千米每小时	km/h	英里每小时	mile/h	1 mile/h = 0.447 04 m/s
	米每分	m/min			1 km/h = 0.277 778 m/s 1 m/min = 0.016 666 7 m/s
加速度	米每二次方秒	m/s ²	英尺每二次方秒	ft/s ²	1 ft/s ² = 0.304 8 m/s ²
			伽	Gal	1 Gal = 10 ⁻² m/s ²
线密度	千克每米	kg/m	旦(尼尔)	den	1 den = 0.111 112 × 10 ⁻⁶ kg/m
	特(克斯)	tex	磅每英尺	lb/ft	1 lb/ft = 1.488 16 kg/m
			磅每英寸	lb/in	1 lb/in = 17.858 0 kg/m
[质量]密度	千克每立方米	kg/m ³	磅每立方英尺	lb/ft ³	1 lb/ft ³ = 16.018 5 kg/m ³
			磅每立方英寸	lb/in ³	1 lb/in ³ = 27 679.9 kg/m ³
比体积 (质量体积)	立方米每千克	m ³ /kg	立方英尺每磅	ft ³ /lb	1 ft ³ /lb = 0.062 428 0 m ³ /kg
			立方英寸每磅	in ³ /lb	1 in ³ /lb = 3.612 73 × 10 ⁻⁵ m ³ /kg
质量流量	千克每秒	kg/s	磅每秒	lb/s	1 lb/s = 0.453 592 kg/s
			磅每小时	lb/h	1 lb/h = 1.259 98 × 10 ⁻⁴ kg/s
体积流量	立方米每秒	m ³ /s	立方英尺每秒	ft ³ /s	1 ft ³ /s = 0.028 316 8 m ³ /s
	升每秒	L/s	立方英寸每小时	in ³ /h	1 in ³ /h = 4.551 96 × 10 ⁻⁶ L/s
转动惯量 (惯性矩)	千克二次方米	kg·m ²	磅二次方英尺	lb·ft ²	1 lb·ft ² = 0.042 140 1 kg·m ²
			磅二次方英寸	lb·in ²	1 lb·in ² = 2.926 40 × 10 ⁻⁴ kg·m ²
动 量	千克米每秒	kg·m/s	磅英尺每秒	lb·ft/s	1 lb·ft/s = 0.138 255 kg·m/s
角动量, 动量矩	千克二次方米每秒	kg·m ² /s	磅二次方英尺每秒	lb·ft ² /s	1 lb·ft ² /s = 0.042 140 1 kg·m ² /s
力 矩	牛顿米	N·m	千克力米	kgf·m	1 kgf·m = 9.806 65 N·m
			磅力英尺	lbf·ft	1 lbf·ft = 1.355 82 N·m
			磅力英寸	lbf·in	1 lbf·in = 0.112 985 N·m
[动力]黏度	帕斯卡秒	Pa·s	泊	P, Po	1 P = 10 ⁻¹ Pa·s
			厘泊	cP	1 cP = 10 ⁻³ Pa·s
			千克力秒每平方米	kgf·s/m ²	1 kgf·s/m ² = 9.806 65 Pa·s
			磅力秒每平方英尺	lbf·s/ft ²	1 lbf·s/ft ² = 47.880 3 Pa·s
			磅力秒每平方英寸	lbf·s/in ²	1 lbf·s/in ² = 6 894.76 Pa·s
运动黏度, 热扩 散率	二次方米每秒	m ² /s	斯(托克斯)	St	1 St = 10 ⁻⁴ m ² /s
			厘斯(托克斯)	cSt	1 cSt = 10 ⁻⁶ m ² /s
			二次方英尺每秒	ft ² /s	1 ft ² /s = 9.290 30 × 10 ⁻² m ² /s
			二次方英寸每秒	in ² /s	1 in ² /s = 6.451 6 × 10 ⁻⁴ m ² /s

续表 7.5-6

物理量名称	法定计量单位		非法定计量单位		单位换算
	单位名称	单位符号	单位名称	单位符号	
比能, 质量能	焦耳每千克	J/kg	千卡每千克	kcal/kg	1 kcal/kg = 4 186.8 J/kg
			热化学千卡每千克	kcal _{th} /kg	1 kcal _{th} /kg = 4 184 J/kg
			英热单位每磅	Btu/lb	1 Btu/lb = 2 326 J/kg
比热容, 比焓, 质量热容	焦耳每千克开尔文	J/(kg·K)	千卡每千克开尔文	kcal/(kg·K)	1 kcal/(kg·K) = 4 186.8 J/(kg·K)
			热化学千卡每千克开尔文	kcal _{th} /(kg·K)	1 kcal _{th} /(kg·K) = 4 184 J/(kg·K)
			英热单位每磅华氏度	Btu/(lb·°F)	1 Btu/(lb·°F) = 4 186.8 J/(kg·K)
传热系数	瓦特每平方米开尔文	W/(m ² ·K)	卡每平方厘米秒开尔文	cal/(cm ² ·s·K)	1 cal/(cm ² ·s·K) = 41 868 W/(m ² ·K)
			千卡每平方米小时开尔文	kcal/(m ² ·h·K)	1 kcal/(m ² ·h·K) = 1.163 W/(m ² ·K)
			英热单位每平方英尺小时华氏度	Btu/(ft ² ·h·°F)	1 Btu/(ft ² ·h·°F) = 5.678 26 W/(m ² ·K)
热导率 (导热系数)	瓦特每米开尔文	W/(m·K)	卡每厘米开尔文	cal/(cm·s·K)	1 cal/(cm·s·K) = 418.68 W/(m·K)
			千卡每米小时开尔文	kcal/(m·h·K)	1 kcal/(m·h·K) = 1.163 W/(m·K)
			英热单位每英尺小时华氏度	Btu/(ft·h·°F)	1 Btu/(ft·h·°F) = 1.730 73 W/(m·K)

参考文献

- 1 中国标准出版社编. 中国机械工业标准汇编: 极限与配合卷. 北京: 中国标准出版社, 1999
- 2 中国标准出版社编. 中国机械工业标准汇编: 形状和位置公差及其误差检测卷. 北京: 中国标准出版社, 1998
- 3 汪恺主编. 机械设计标准应用手册: 第1卷. 北京: 机械工业出版社, 1997
- 4 汪恺, 蒋寿伟编著. 技术制图与机械制图标准实用手册. 北京: 中国标准出版社, 1998
- 5 汪恺, 刘巽尔主编. 新编形状和位置公差标注示例图册. 北京: 中国标准出版社, 1998
- 6 重型机械标准编写委员会编. 重型机械标准: 第一卷. 北京: 中国标准出版社, 1998