

博士学位论文

**铝热挤压模具热力耦合数值分析  
与结构优化设计研究**

作者姓名：倪正顺  
学科专业：机械设计及理论  
学院(系、所)：机电工程学院  
指导教师：钟掘 教授、院士

中南大学  
2006年12月



分类号 VDC TG375

密级                     

## 博士学位论文

# 铝热挤压模具热力耦合数值分析与结构优化设计研究 The Research on the Coupled Thermal-Mechanical Numerical Analysis and the Structure Optimal Design to Aluminum Hot Extrusion Dies

作者姓名： 倪正顺  
学科专业： 机械设计及理论  
学院(系、所)： 机电工程学院  
指导教师： 钟 掘 教授、院士

论文答辩日期 2006.12.11

答辩委员会主席 李五忱

中 南 大 学  
2006 年 12 月



## 摘 要

挤压铝型材具有重量轻、强度高、造型美等特点，在航空航天、交通运输、建筑装潢等领域得到了广泛应用。热挤压模具是实现铝型材热挤压工艺最重要的部件，不仅决定型材的几何形状、尺寸精度和表面状态，而且还影响挤压力及型材的组织性能。热挤压模具工作时承受长时间的高温、高压、高摩擦及局部应力集中等的作用，其体内应力分布不均匀，极易发生模桥开裂、舌芯偏移或断裂、局部变形等形式的失效，因此热挤压模具的使用寿命一般都很低，成为进一步提高铝型材质量和生产效率的障碍。我国是铝型材生产大国，年耗模量超过 30 万套，由于模具寿命低带来的直接或间接的经济损失巨大。

理论研究和实践经验表明：模具的失效与模具工作时的温度及其分布、铝合金与模具表面之间的摩擦、模具结构等因素密切相关，而传统的铝型材热挤压模具结构设计和强度校核，对于热挤压过程中模具温度、模具局部结构尺寸及坯料与模具之间的摩擦等因素对模具体内应力分布状态及应力集中程度的影响的分析，还留有诸多问题有待进一步解决，目前模具使用寿命仍然偏低。随着传热学、弹塑性、热弹塑性、优化设计等理论和计算机数值分析技术的发展，通过建立热挤压模具在实际物理工况下的热力耦合模型，并采用数值计算方法对模具的应力应变场进行精确的分析计算，可以更为细微地了解模具体内应力、应变的实际分布状况，为模具强度计算和分析提供真实可靠的数据，从而发展模具强度分析方法，充实模具结构优化设计的依据，改善模具体内应力应变分布状态，降低最大等效应力值，达到大幅度提高模具的承载能力和使用寿命的目的。

本文以典型热挤压模具为研究对象，以提高模具使用寿命为研究目的，以热挤压模具温度场、热应力场、热力耦合应力场和结构参数优化设计为主要研究内容，以湖南省自然科学基金项目“热挤压模具强度分析与优化设计研究”等 5 个科研项目为研究支撑，采用理论分析和数值模拟相结合的方法，对热挤压模具进行了热力耦合数值分析和结构参数优化设计，取得的研究成果如下：

1. 基于传热学、弹塑性和热弹塑性等理论，建立了热挤压模具的温度场数学模型和热应力场数学模型，根据实际物理工况确定了模具工作时的边界条件，利用有限元法计算了模具的温度场和热应力场，为研究模具在不同温度条件下的应力状态奠定了基础。

2. 对热挤压模具的三维实体造型技术进行了研究。以 ANSYS 为开发平台，以 ANSYS 软件的 APDL (ANSYS Parametric Design Language) 参数化设计语言为开发工具，开发了平面分流组合模三维参数化实体造型系统。

3. 对方管铝型材热挤压模具进行了全面的强度分析，获得了模具内部各点

处的等效应力、等效应变等力能参数及其分布规律。并查明：在模桥与模芯结合处应力集中现象突出，疲劳裂纹从此处产生，这与实际失效现象完全吻合。研究了热挤压模具主要结构参数对模具体内最大等效应力的影响，获得了最大等效应力随模具结构参数值变化的规律曲线。

4. 建立了含温度载荷、坯料与模具表面之间的摩擦载荷、挤压力载荷耦合作用下的模具强度分析、结构参数优化设计和模具几何造型于一体的模具优化设计系统，运用此系统对方管铝型材热挤压平面分流组合模的上模厚度、分流孔半径、模桥锥角等结构参数进行了优化。优化后的模具结构与原结构相比，最大等效应力下降了 32.2%，同时应力分布均匀性也得以改善，从而提高了模具工作时的承载能力和使用寿命。

5. 利用本文所开发的铝型材热挤压模具优化设计系统对双孔铝型材和多边形铝型材热挤压平面分流组合模的主要结构参数进行了优化。优化后的模具结构与原结构相比，最大等效应力下降了 36.4%，最大等效应变下降了 32.0%。研究结果应用于南方某铝型材加工厂，获得了与计算一致的效果。

本文的研究成果将实现模具在实际物理工况下的精确强度分析和模具结构参数优化设计，有助于铝型材热挤压模具的设计摆脱传统的“试错”模式，为实现铝型材热挤压模具的计算机辅助设计/分析/优化一体化奠定了基础。

**关键词** 热挤压模具，温度场，应力场，热力耦合，数值分析，优化设计

## ABSTRACT

Aluminum extrudates have been widely used in the fields of aeronautics and astronautics, transportation, architectural upholstery, etc. because of their characteristics such as low weight, high strength as well as beautiful shape, etc. The hot extrusion die is the most important component in the aluminum hot extrusion, which not only determines the geometrical shape, dimension precision, surface quality of extrudates but also affects extrusion power and performance of extrudates. The hot extrusion die works under the condition of high temperature, high pressure, high friction as well as local stress concentration, which makes the stress distribution in the body of the die not uniform, and very apt to experience various forms of failure such as bridge crack, die core offset, local deformation, etc., making the service life of the hot extrusion die very short. This has become an obstacle to improve the quality of extrudates and the production efficiency. China produces large amounts of aluminum extrudates and more than 300 thousands of dies are used every year, but huge direct or indirect economic loss has been caused by low service life of dies.

It's indicated through theoretical research and practical experience that the failure of the die is related to the working temperature and its distribution, the friction between the aluminum alloy and the surface of the die as well as the structure of the die. The traditional structure design and strength check method has left many problems to be researched ulteriorly about the influence of such factors as the temperature of the die during extrusion, local structural size of the die, the friction between the billet and the die, etc. on the stress distribution and stress concentration in the body of the die, which results in low service life. With the development of theories in the fields of heat conduction, elasticity and plasticity mechanics, thermal elasticity and plasticity mechanics and finite element method, optimal design technology, etc., a coupled thermal-mechanical model of the hot extrusion die under actual working conditions can be built up, and the accurate calculation and analysis can be made with the help of numerical calculation methods, resulting in the actual distribution of stress and strain in the body of the die, which supplies true and reliable data used for the strength calculation and analysis, thereby the strength check method is expanded and the foundation of structural optimal design of the die is enhanced, the distribution of stress and strain can be obviously improved and the maximum value of stress can also be reduced, resulting in improvement of the carrying capacity and service life of the

die to a large extent.

In this paper, the typical hot extrusion dies are used as research object, the improvement of dies' service life as research objective, the temperature field, thermal stress field, thermal elasticity and plasticity coupled thermal-mechanical stress field as research contents, 5 scientific research items such as "the research on the strength analysis and optimal design of hot extrusion dies" (Project supported by Hunan Provincial Natural Science Foundation of China), etc. as research supports, the method, which combines theoretical analysis and numerical simulation, is used to make a coupled thermal-mechanical numerical analysis and structural parameters optimal design on the hot extrusion die, resulting in some research results as follows.

1. Based on the theories in the fields of heat conduction, elasticity and plasticity mechanics, thermal elasticity and plasticity mechanics, mathematical models about temperature fields and thermal stress fields of hot extrusion dies are built up and boundary conditions under actual physical working environments are determined, the finite element method is used to calculate the temperature fields and thermal stress fields of the hot extrusion die, which establishes the basis for the research of stress distribution under different temperature conditions.

2. The research is done on the three-dimensional (3D) solid modeling technology for hot extrusion dies. Using ANSYS as a platform, APDL (ANSYS Parametric Design Language) included in ANSYS as developing tools, a 3D parametric solid modeling system for porthole compound dies is built up.

3. The strength calculation and analysis of aluminum square profile hot extrusion porthole compound die is done quantitatively and therefore the values of Von. Mises stress and strain in the die body as well as their distribution can be acquired. The results indicate that there exists a stress concentration at the junctions between the die core and the porthole bridge at which the fatigue crack often occurs. This agrees quite well with the actual conditions. The research is done on the effects of structural parameters of the hot extrusion die on the maximal Von. Mises stress and the curve of maximal Von. Mises stress vs. structural parameter is obtained.

4. The optimal design system, which contains the functions of strength analysis of the die, structural parameters optimal design and in company with solid modeling of hot extrusion dies under the coupled loads of temperature, friction between the billet and surfaces of the die and extrusion power. The system is used to optimize the structure parameters of aluminum square profile hot extrusion porthole compound die



such as die height, radii of porthole, die bridge cone angle, etc. Compared with the original structure of the die, the maximum value of stress of the die with optimal structural parameters is descended by 32.2 %, and at the same time, the distribution of stress and therefore the carrying capacity and service life of the die is improved to a large extent.

5. The optimal design system developed in the paper is also used to optimize the major structural parameters of aluminum double-hole and polygonal profile hot extrusion porthole compound die. Compared with the original structure, the maximum value of stress and strain of the die with optimal structural parameters is descended by 36.4 % and 32.0 % respectively. The research results are applied to an aluminum extrudates manufacturing factory in the south which is in good coincidence with the computing results.

The research results in the paper can be used to do accurate strength analysis and structure parameters optimal design of hot extrusion dies under actual physical conditions, which is helpful to get rid of the traditional “trial and error” design model of aluminum profile hot extrusion dies and establishes the basis of integration of computer-aided design/engineering/optimization of aluminum profile hot extrusion dies.

**KEY WORDS** hot extrusion dies, temperature field, stress field, coupled thermal-mechanical, numerical analysis, optimal design

# 目 录

摘 要.....	I
ABSTRACT.....	III
<b>第一章 绪论</b> .....	1
1.1 铝型材挤压概述.....	1
1.1.1 铝型材加工现状.....	1
1.1.2 铝合金型材分类.....	1
1.1.4 型材挤压模具分类.....	3
1.1.5 平面分流组合模热挤压过程.....	3
1.2 挤压模具在挤压过程中的关键作用.....	5
1.3 影响热挤压模具寿命的主要因素.....	5
1.3.1 模具结构.....	6
1.3.2 模具材料.....	9
1.3.3 模具的热处理及表面处理工艺.....	11
1.4 国内外研究现状.....	13
1.4.1 铝型材挤压数值模拟研究.....	14
1.4.2 挤压模具失效及寿命研究.....	16
1.4.3 挤压模具 CAD/CAE/CAO 研究.....	17
1.5 研究意义和主要研究内容.....	20
1.6 研究思路.....	21
<b>第二章 热挤压模具温度场的数值模拟研究</b> .....	23
2.1 热挤压模具三维参数化实体造型技术研究及其实现.....	23
2.1.1 热挤压模具三维参数化实体造型技术研究.....	24
2.1.2 热挤压模具三维参数化几何模型的建立.....	24
2.2 热挤压模具温度场的数学模型.....	28
2.2.1 热挤压过程中换热的基本方式.....	28
2.2.2 热挤压模具非稳态温度场微分方程.....	30
2.2.3 单值性条件的确定.....	33
2.2.4 坯料与模具接触边界摩擦模型.....	35
2.3 温度场求解.....	36
2.3.1 温度场有限元方程.....	36

2.3.2 温度场求解 .....	38
2.4 本章小结.....	41
<b>第三章 热挤压模具热应力场的数值模拟研究 .....</b>	<b>42</b>
3.1 概述 .....	42
3.2 热挤压模具材料的弹塑性本构关系.....	42
3.2.1 弹性本构关系 .....	42
3.2.2 弹塑性应力应变关系 .....	44
3.3 热弹塑性应力-应变关系.....	50
3.4 热挤压模具热应力场的数学模型 .....	51
3.5 热挤压模具热应力场的有限元数值模拟 .....	53
3.5.1 有限元模型的建立.....	53
3.5.2 节点温度载荷的形成 .....	55
3.5.3 有限元数值模拟.....	56
3.6 热应力场数值模拟结果分析.....	56
3.7 本章小结.....	60
<b>第四章 热挤压模具热力耦合应力场数值模拟研究.....</b>	<b>61</b>
4.1 概述 .....	61
4.2 解析法分析模具强度 .....	62
4.3 热挤压过程中挤压力的计算.....	64
4.3.1 挤压力计算公式.....	64
4.3.2 挤压力实际计算实例 .....	66
4.4 热力耦合应力场模拟研究.....	66
4.4.1 有限单元法分析过程 .....	66
4.4.2 三维 10 节点四面体等参单元 .....	68
4.4.3 单元刚度矩阵计算.....	72
4.4.4 等效节点载荷 .....	73
4.4.5 热力耦合研究 .....	76
4.5 热力耦合应力场数值模拟的实现 .....	77
4.5.1 建立有限元模型.....	77
4.5.2 施加载荷和约束.....	78
4.5.3 有限元模拟应力场.....	81
4.5.4 模拟结果分析 .....	81
4.6 热挤压模具主要结构参数对最大等效应力的影响 .....	85

4.7 本章小结.....	90
<b>第五章 热挤压模具结构优化设计研究 .....</b>	<b>91</b>
5.1 概述 .....	91
5.2 铝型材热挤压模具优化设计系统总体结构研究 .....	92
5.3 铝型材热挤压模具优化设计的数学模型 .....	92
5.3.1 设计变量与设计空间 .....	92
5.3.2 约束条件及可行区与非可行区 .....	93
5.3.3 目标函数.....	94
5.3.4 优化设计的数学模型 .....	94
5.4 模具优化设计理论及方法研究 .....	95
5.5 热挤压模具结构优化设计的实现 .....	97
5.6 优化结果分析 .....	99
5.7 铝型材热挤压模具优化设计系统的应用 .....	100
5.7.1 双孔铝型材热挤压模具的结构优化设计 .....	100
5.7.2 多边形铝型材热挤压模具的结构优化设计 .....	104
5.8 本章小结.....	107
<b>第六章 结论与展望.....</b>	<b>109</b>
6.1 结论 .....	109
6.2 展望 .....	110
<b>参考文献.....</b>	<b>111</b>
<b>致 谢.....</b>	<b>121</b>
<b>攻读博士学位期间的主要研究成果.....</b>	<b>122</b>

# 第一章 绪论

## 1.1 铝型材挤压概述

### 1.1.1 铝型材加工现状

铝型材具有重量轻、比强度高、耐腐蚀、造型美观、截面形状多样等特点，在航空航天、汽车、船舶、交通运输、桥梁、输电以及建筑装潢等国民经济的各个领域得到了广泛的应用。而且产品向着多样化和复杂化的方向发展，对产品加工精度要求越来越高，产品更新越来越快。

挤压工艺是于 200 年前随着第一台简单铅挤压机的发明而发展起来的<sup>[1]</sup>。中国的铝型材挤压工业始于 1956 年的东北轻合金加工厂建成投产<sup>[2]</sup>，经历了 1952~1979 年的奠基发展阶段、1980~1991 年的调整发展阶段和 1992 年至今的高速发展阶段<sup>[3]</sup>。截止 1998 年底，中国有铝型材挤压企业 1 142 家，拥有挤压机 2 800 余台，挤压力范围为 3~125 MN，成为世界上挤压厂数量和挤压机台数最多的国家<sup>[4]</sup>。经过近几年的结构调整与市场调节作用，中国铝挤压工业已发生了明显的结构性变化，挤压厂数从 1 142 家减少到目前的 650 家左右，拥有 2 500 台挤压机、600 余条表面处理生产线，可以生产 20 000 多种规格、300 多种颜色的型材，年耗模量超过 30 万套<sup>[5]</sup>。1991 年到 2002 年，铝型材产量连续 11 年以 24.2 % 的速度增长，2002 年达到 176 万 t，已超过美国（154 万 t）而居世界产量的第一位。进入 21 世纪后，中国铝型材出口量连年大幅攀升，中国铝型材工业正以雄厚的实力、坚实的步伐，稳步健康地走出国门，走向世界。

在铝型材产品方面，据不完全统计，目前世界上型材已达 5 万多种，除各种复杂实心、半实心型材外，还生产出各种异型空心型材，如变断面管、螺旋管、翅片管等。型材最大宽度可达 2 500 mm，最大断面积可达 1 500 cm<sup>2</sup>，最大长度可达 25~30 m，最重可达 2t 左右。超薄、超高精度、高表面质量的型材，最薄壁厚仅为 0.54~0.10 mm，最精公差可达±0.012 7 mm，表面粗糙度达▽1.6~▽0.8。薄壁异型材的宽厚比可达 150~300 以上，带孔空心异型材的孔数可达数十个之多。随着经济的快速发展和人民生活水平的不断提高，目前世界上铝型材产量的一半以上是软铝合金型材，主要用于建筑门窗、玻璃幕墙骨架构件、装潢饰件等民用产业，而军用硬铝合金挤压型材所占比例已下降到 15 % 以下<sup>[4-6]</sup>。

### 1.1.2 铝合金型材分类<sup>[6]</sup>

目前，铝合金挤压型材的品种规格大约有 5 万种以上，可以根据以下 3 个基本特征进行分类：

1. 挤压型材的使用性质；

2. 挤压型材横截面的形状和尺寸；

3. 挤压型材纵截面的形状。

根据第一个特征，铝合金型材分为通用型材和专用型材。

根据第二个特征，通用型材一般可分为4组：直角型材、斜角型材、带圆角和圆弧的型材、回头型材。

考虑到第二个和第三个特征，专用型材可分为4组：空心型材、变断面型材、壁板型材和建筑型材。空心型材可分为4小组：具有一个圆形孔的；具有一个方形孔或矩形孔的；具有一个异形孔的；具有两个或多个异形孔的空心型材。

民用建筑型材在铝型材中所占比重最大，应用最为广泛，绝大多数用6063T5材料生产，具有壁薄、形状复杂、精度高、表面质量要求严等特点，故宜单独分为一类，按其形状可分为空心型材和实心型材。

此外，按型材的合金状态与力学性能不同，还可分为一般强度型材和高强度型材。

### 1.1.3 挤压种类及基本方法<sup>[7]</sup>

1. 挤压种类

1) 按毛坯的温度不同分类

① 冷挤压：在室温中对毛坯进行挤压。

② 温挤压：将毛坯加热到金属再结晶温度以下某个适当的温度范围内进行挤压。

③ 热挤压：将毛坯加热至金属再结晶温度以上的某个温度范围内进行挤压。

2) 按毛坯材料种类不同分类

① 有色金属挤压：被挤毛坯材料为有色金属及其合金。

② 黑色金属挤压：被挤毛坯材料为黑色金属及其合金。

2. 挤压的基本方法

根据挤压时金属流动方向与凸模运动方向之间的关系，将常见的挤压方法分为如下几种：

1) 正挤压：挤压时，金属的流动方向与凸模的运动方向相一致。正挤压又分为实心件正挤压和空心件正挤压。

2) 反挤压：挤压时，金属的流动方向与凸模的运动方向相反。

3) 复合挤压：挤压时，毛坯一部分金属的流动方向与凸模的运动方向相同，而另一部分金属的流动方向则与凸模的运动方向相反。

4) 减径挤压：是一种变形程度比较小的变态正挤压法，毛坯断面仅有轻度缩减。

以上是挤压工艺中应用最广的几种方法，它们的共同特点是：金属流动方向

都与凸模轴线平行，因此又统称为轴向挤压法。

5) 径向挤压：挤压时，金属的流动方向与凸模的运动方向相垂直。径向挤压法又分为离心式和内心式径向挤压两种。

6) 镦挤复合法：是将局部锻粗和挤压结合在一起的加工方法。

#### 1.1.4 型材挤压模具分类

铝型材挤压模具的种类很多，一般按如下形式分类<sup>[6,8]</sup>：

1. 按模孔压缩区断面形状可分为：平模、锥形模、平锥模、流线形模和双锥模等。

2. 按被挤压的产品品种可分为棒材模、普通实心型材模、壁板模、变断面型材模和管材模、普通管材模、空心型材模等。

3. 按模孔数目可分为单孔模和多孔模。

4. 按挤压方法和工艺特点可分为热挤压模、冷挤压模、静液挤压模、反挤压模、连续挤压模、水冷模、宽展模、卧式挤压机用模和立式挤压机用模等。

5. 按模具结构可分为整体模、分瓣模、可卸模、活动模、舌型组合模、平面分流组合模、嵌合模、插架模、前置模、保护模等。

6. 按模具外形结构可分为带倒锥体的锥形模、带凸台的圆柱形模、带正锥体的锥形模、带倒锥体的锥形-中间锥形压环的模具、带倒锥的圆柱-锥形模、加强式模具等。

上述各类分类方法是相对的，往往是一种模具同时具有上述各类分类方法中的几种特征。

#### 1.1.5 平面分流组合模热挤压过程

对于空心铝型材的热挤压，要使用结构复杂的模具，如平面分流组合模、桥模或星形模。图 1-1 为一空心铝型材平面分流组合模热挤压过程示意图。铝坯锭在工频炉中加热至指定预热温度后，通过剪切机将长坯料剪切成指定长度的铝锭，再通过送料机械手送入挤压筒中。实心铝锭在挤压机挤压力的作用下，在经过分流孔时被劈成几股金属流，汇集于焊合室（模腔），在高温、高压、高真空的模腔内又重新被焊合，然后通过模芯与模子所形成的间隙流出，而形成符合一定尺寸要求的管材或空心型材。

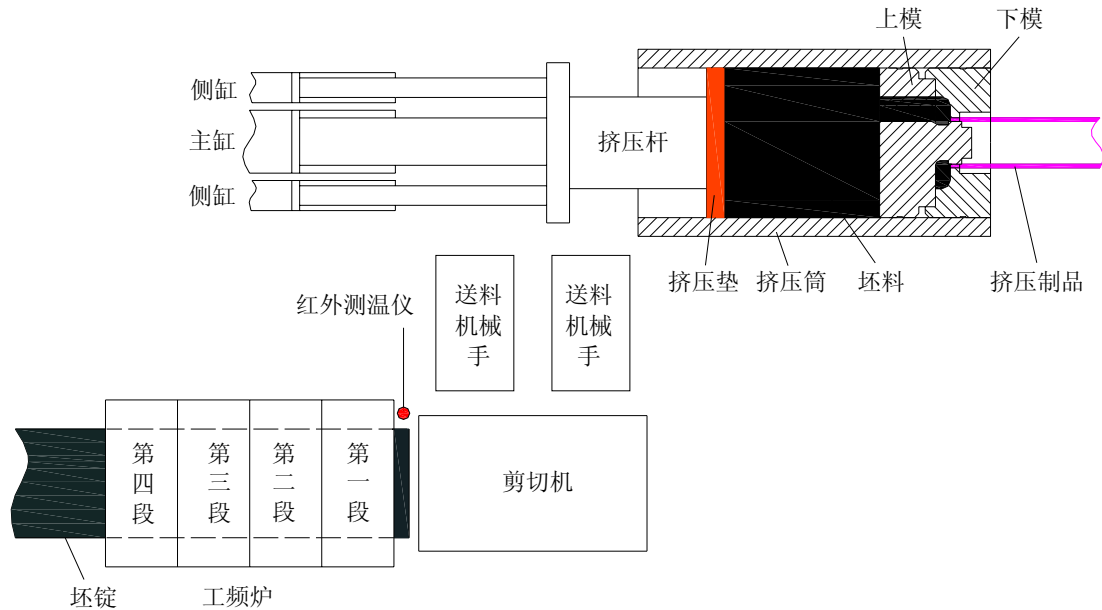


图 1-1 空心型材平面分流组合模热挤压过程示意图

平面分流组合模的主要优点是：

1. 可以挤压内腔十分复杂的双孔或多孔空心型材或管材，也可以同时生产多根空心制品，生产效率高。
2. 可以挤压用平面模很难生产的悬臂梁很大的半空心型材。
3. 可拆换，易加工，成本较低。
4. 易于分离残料，操作简单，辅助时间短，可在普通的型棒挤压机上用普通的工具完成挤压过程，同时残料短，成品率高。
5. 可实现连续挤压，根据需要截取任意长度的制品。
6. 可以改变分流孔的数目、大小和形状，使断面形状比较复杂、壁厚差较大，难以用工作带、阻碍角和促流角等调节流速的空心型材很好成形。
7. 可以用带锥度的分流孔，实现在小挤压机上挤压外形较大的空心制品，而且能保证有足够的变形量。

但是，平面分流组合模也有一定的缺点：

1. 焊缝较多，可能会影响制品的组织 and 力学性能。
2. 要求模子的加工精度较高，特别是对于多孔空心型材，上下模要求严格对中。
3. 与平面模和桥式舌型模相比，变形阻力较大，所以挤压力一般比平面模高 30%~40%，比桥式舌型模高 15%~20%。因此，目前只限于生产一些纯铝，铝锰系、铝-镁-硅系等软铝合金。为了用平面分流组合模挤压强度较高的铝合金，可在阳模上加一个保护模，以提高模桥的承压能力。
4. 残料分离不干净，有时会影响产品质量，而且不便于修模。

由以上的介绍中可以看出，平面分流组合模的优点很突出，是一种很有发展



前途的模具。

## 1.2 挤压模具在挤压过程中的关键作用

挤压模具是使铸锭完成最终的塑性变形并获得所需形状的工具，其作用主要体现在以下几个方面：

1. 合理的模具结构是实现任何一种挤压工艺过程的基础。

在挤压过程中，挤压筒中的铸锭在挤压轴输出的压力作用下，因承受强烈的三向压应力而产生变形，模具是使金属产生挤压变形和传递挤压力的关键部件，是使金属最后完成塑性变形获得所需形状的工具。在目前的条件下，还不能想象无挤压筒、无模具的挤压工艺。

2. 挤压模具是保证产品形状、尺寸和精度的基本工具。

只有结构合理、精度和硬度合格的挤压模具，才能实现产品的成形并具有精确的内外廓形状和断面尺寸。同时，合理的模具和工具（包括模垫、支承环和导路等）设计能保证产品仅有最小的翘曲和扭曲、最小的纵向弯曲和横向波浪度。

3. 模具是保证产品内外表面质量最重要的因素之一。

挤压模具本身的表面粗糙度、表面硬度对产品的内外表面粗糙度有着决定性的影响，只有通过精磨抛光和氮化处理或表面硬化处理的模具，才能挤压出具有光亮表面的挤压制品，经过表面处理后可获得色调美观、厚度均匀、附着牢固的表面氮化膜。

4. 合理的模具结构、形状和尺寸，在一定程度上可控制产品的内部组织和力学性能，特别是在控制空心制品的焊缝组织与力学性能方面，分流孔的大小和形状及其分布位置、焊合腔的形状和尺寸、模芯的结构等起着决定性的作用。

5. 合理的模具设计与制造能大大提高模具的使用寿命，这对于降低产品成本有着十分重要的意义。

因此，合理地设计与制造模具，对于提高生产效率、提高产品的质量、减少能耗等有着重大的意义。

## 1.3 影响热挤压模具寿命的主要因素

铝型材制品质量的高低，关键取决于挤压模具的设计质量。而模具的使用寿命则是评价挤压生产过程是否经济可行的决定性因素，也是实现挤压生产高效、优质、低耗的最重要保证。

综合企业界多年的生产实践经验，借鉴大量的同行业资料，可将影响热挤压模具使用寿命的主要因素归列为<sup>[9-13]</sup>：①模具结构；②模具材料；③模具的热处理及表面处理工艺；④模具的制造工艺（冷加工、热加工与电加工）；⑤挤压工

艺与使用条件；⑥模具的维护与修理；⑦挤压产品材料特性、形状、规格；⑧模具的科学化管理等。

以上影响热挤压模具使用寿命的各种因素，既互相影响，又互相制约，构成了一个有机整体。因此，应把模具寿命当作一个系统工程的问题对待，抓住并解决关键问题，达到提高模具使用寿命之目的。

### 1.3.1 模具结构

铝型材挤压模具寿命的高低，与模具的结构形状及几何尺寸有很大关系。实践表明，挤压模具的结构尤其是模具厚度和分流孔的位置、形状和大小以及分流桥等对模具的寿命影响很大<sup>[14-15]</sup>。模具几何形状影响材料流动和工件-模具界面的压力分布，而且接触压力对失效机理有强烈的影响<sup>[16]</sup>。

生产空心型材用的平面分流组合模一般是由上模（阳模），下模（阴模），定位销，联结螺钉四部分组成。在上模上有分流孔、分流桥和模芯，分流孔是金属通往型孔的通道，分流桥是支承模芯（针）的支架，而模芯（针）用来成型材内腔的形状和尺寸。在下模上有焊合室、模孔型腔、工作带和空刀。焊合室把分流孔流出来的金属汇集在一起重新焊合起来，形成以模芯为中心的整体坯料，由于金属不断聚集，静压力不断增大，直至挤出模孔。模孔型腔的工作带部分确定型材的外部尺寸和形状以及调节金属的流速，而空刀部分是为了减少摩擦，使制品能顺利通过，免遭划伤，以保证表面质量。

平面分流组合模的主要结构参数有分流孔的形状、大小和分布、分流桥、模芯、焊合室、工作带等，这些因素对产品的质量和模具寿命均有重大影响，必须认真计算和慎重选择。

#### 1. 分流孔的形状、断面尺寸、数目及其分布

分流孔是平面分流模的基本结构部分，其形状、断面尺寸、数目及不同的排列方式都直接影响到挤压制品的质量、挤压力和模具的使用寿命，对于每一特定的产品必须设计特定的分流孔。

分流孔的断面形状有圆形、腰子形、扇形及异形等。对于方管、矩形管或断面复杂的型材，多取扇形和异形分流孔；对于管材或断面简单的型材可取圆形和腰子形的分流孔；对于扁、宽型材或空心壁板，则应取矩形或弧形的分流孔。

分流孔的数目有两孔、三孔、四孔和多孔等几种，主要根据制品的外形尺寸、断面形状、模孔的排列位置等来确定。对小直径的管材，多采用 3~4 个圆形的或 2~3 个扇形分流孔；对大直径管材，多采用 2~3 个扇形分流孔；对外形尺寸大，断面形状复杂的管材和型材或空心壁板，采用 4 个以上的异形分流孔；对于宽厚比大的扁宽型材或空心壁板，有时采用多达 10 个以上的矩形分流孔。在一般情况下，分流孔数目要尽量少，以减少焊合缝，增大分流孔的面积，降低挤压力。

分流孔的断面尺寸主要根据制品的外形尺寸、制品的断面积以及所要求的分流比、模具的强度等因素来确定。

为了减小挤压力，提高焊缝质量或者对制品的外形尺寸较大，想扩大分流比又受到模子强度的限制时，分流孔可做成斜形孔（分单锥形和双锥形两种），一般情况下，其内斜度为  $1^{\circ}\sim 3^{\circ}$ ，外锥度取  $3^{\circ}\sim 6^{\circ}$ 。

分流孔在模子平面上的合理布置，对于平衡金属流速，减少挤压力，促进金属的流动与焊合，提高模具寿命等都有一定的影响。对于对称性较好的空心制品，各分流孔的中心圆直径应大致等于  $0.7D_{筒}$ ，此时金属流动较为均匀，而且挤压力最小，模具强度较高；对于非对称空心型材或异形管材，应尽量保证各部分的分流比基本相等，以利于金属均衡流动。此外，分流孔的布置应尽量与制品保持几何相似性。为了保证模具强度和产品质量，分流孔不能布置得过于靠近挤压筒或模具的边缘，但是为了保证金属的合理流动及模具的寿命，分流孔也不宜布置得过于靠近挤压筒中心。

## 2. 分流桥的设计

分流桥的结构可以分成两种形式，一种是与上模模套连为整体的，称之为固定式分流桥，一种是与上模模套分开的，称为可拆卸式分流桥，又可称之为叉架式分流桥。

分流桥的宽窄与模具强度、金属的流量有关，分流桥的高度直接影响模具寿命、挤压力以及焊缝质量。从增大分流比、降低挤压力来考虑，分流桥宽度  $B$  应选择得小些，但从改善金属流动均匀性来考虑，模孔最好受到分流桥的遮蔽，则  $B$  应选择得宽些。一般取：

$$B = b + (3 \sim 20) \text{ mm} \quad (1-1)$$

式中： $B$  为分流桥宽度；

$b$  为型腔宽度；

$3\sim 20 \text{ mm}$  为经验系数，制品外形及内腔尺寸大的取下限，反之取上限。

在保证模具有足够强度的条件下，分流桥应尽量设计得短而窄。

分流桥的截面形状主要有矩形、矩形倒角和水滴形等 3 种形式，如图 1-2 所示。

采用矩形截面分流桥时，金属在桥下形成一个死区，不利于金属流动与焊合。矩形倒角截面和水滴形（或近似水滴形）截面的分流桥有利于金属的流动与焊合，而且便于模具加工。因此，在强度允许的条件下，应尽量采用这两种截面的分流桥。

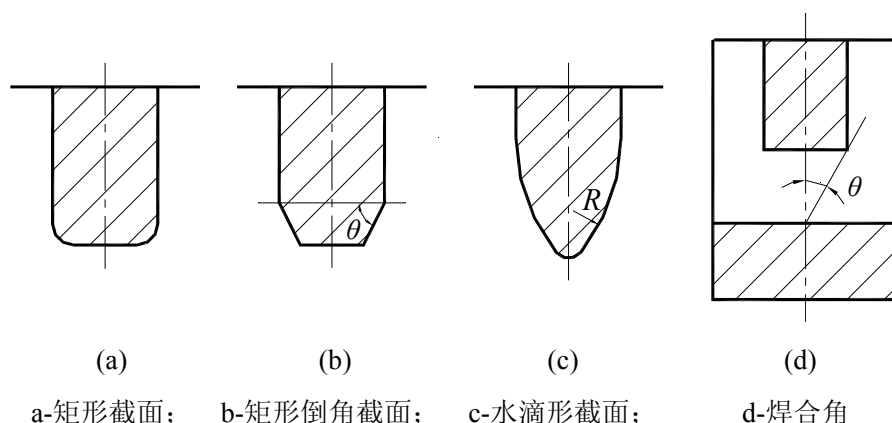


图 1-2 分流桥的截面形状

分流桥的斜度（也称之为焊合角  $\theta$ ，见图 1-2d 所示），对焊缝质量有影响，一般取  $\theta=45^\circ$ ；对难挤压的型材取  $\theta=30^\circ$ ，桥底圆角  $R=2\sim 5\text{ mm}$ ，焊合室高度  $h$  在  $\left(\frac{1}{2}\sim\frac{1}{3}\right)B$  的范围内时， $\theta$  均小于  $45^\circ$ 。即

$$\tan \theta = \frac{\frac{1}{2}B}{h} \quad (1-2)$$

式中： $\theta$  为分流桥的焊合角；

$h$  为焊合室的高度；

$B$  为分流桥的宽度。

为了增加桥的强度，通常在桥的两端增加桥墩，蝶形桥墩不仅增加了桥的强度，而且改善了金属的流动，避免死区产生。

### 3. 模芯（或舌头）的设计

模芯相当于穿孔针，其工作带决定制品的内腔形状和尺寸，其结构直接影响模具的强度、金属焊合质量和模具的加工方式。常见的模芯结构形式有三种：

**A 圆柱形模芯：**多用于挤压圆管，具有加工方便，易于清理模具，挤压力较低等优点，但不宜挤压型材和异形管材。

**B 双锥体模芯：**用于生产方管和空心型材，不便于加工和清理，但易于修模和调整流速。

**C 锥体模芯：**用于挤压方管、矩形管及空心型材。

模芯的长度宜短，稍伸出工作带即可，过长易使管子偏心，过短则易形成椭圆，对于小挤压机模芯可伸出模子工作带  $1\sim 3\text{ mm}$ ，对于大吨位挤压机可伸出  $10\sim 12\text{ mm}$ 。

### 4. 焊合室设计

焊合室的形状、入口方式、尺寸大小，对于金属流动、焊接质量、挤压力的

大小有很大的影响。

常用的焊合室截面形状有圆形和蝶形两种,当采用圆形焊合室时,在两分流孔之间会产生一个十分明显的死区,这个死区不仅增大挤压阻力,而且会影响焊缝质量。蝶形焊合室有利于消除这种死区,提高焊缝质量,为了消除焊合室边缘与模孔平面之间接触处的死区,可采用大圆角( $R=5\sim 20\text{ mm}$ ),或将焊合室的入口处作成 $15^\circ$ 左右的角度,同时,在与蝶形焊合室对应的分流桥根部也做成相应的凸台,这样就改善了金属的流动,减少了挤压阻力。因此,应尽量采用这种蝶形截面的焊合室。

焊合室一般设计在下模(阴模)上,也可设计在上模(阳模)上,有时也有在上、下模设计各半的情况。

焊合室是金属集聚并焊合的地方,焊合腔的容积越大,焊合腔的截面积与制品断面之比越大,则焊合腔所建立起来的静水压力就越大,金属在焊合腔中停留的时间就越长,因而,焊接的质量就越高,可能采用的挤压速度就越大。当分流孔的形状、数目及分布确定之后,焊合室的断面积也基本确定,因此,合理设计焊合室的高度有重大意义。当焊合室太浅时,由于摩擦力太小不能建立起足够的反压力,使焊合压力不足,导致焊合不良,同时,还限制了挤压速度的提高。但太深又会影响模芯的稳定性,易出现空心制品壁厚不均匀现象,同时分离残料后,积存金属过多,会降低制品的成品率。

为了获得高强度的焊缝,在焊合室中必须建立一个超过挤压金属屈服强度 $10\sim 20$ 倍高的静水压力。随着管材壁厚的增加和空心型材断面积增大,焊合室的高度也应增大,一般情况下,焊合室高度应大于分流桥宽度的一半。对于中小型挤压机来说,焊合室高度可取 $10\sim 20\text{ mm}$ 或等于管壁厚度的 $6\sim 10$ 倍。

#### 5. 模孔工作带长度的确定

确定平面分流组合模的模孔工作带长度要比平面模复杂得多,因为它不仅要考虑到型材的壁厚差,距挤压筒中心的远近,而且必须考虑到模孔被分流桥遮蔽的情况以及分流孔的大小和分布。在某些情况下,从分流孔中流入的金属量的分布甚至对调节金属流动起主导作用,特别是在按不等分流孔的原则设计模具时更是如此。处于分流桥底下的模孔由于金属流进困难,工作带必须减薄。选取分流桥下壁厚最薄而流动阻力最大的地方作为模腔工作带长度的最短处,此处工作带的长度为壁厚的 $2$ 倍。壁厚较厚或金属容易流动和供料较充分的地方,工作带长度可参考上述最小值适当加长。平面分流组合模的工作带长度应较平面模的大些,这对金属的焊合有好处。

### 1.3.2 模具材料

热挤压模具是在高温( $450\sim 550\text{ }^\circ\text{C}$ )、高压( $700\sim 1\ 200\text{ MPa}$ )环境下作业,并要

承受周期载荷的作用。因此，要求热挤压模具必须具有高温下的各种良好性能，如硬度、强度、热稳定性、耐冲击性、热疲劳性、抗变形等性能。为此，用于挤压铝合金型材的模具材料必须具备下列条件：

1. 高强度和高硬度值。热挤压模具一般在高比压条件下工作，在挤压铝合金时，要求模具材料在常温下  $\sigma_b$  大于 1 500 MPa。

2. 高耐热性。即在高温（挤压铝合金时的工作温度为 500 °C 左右）下，有抵抗机械负荷的能力而不过早地（一般为 550 °C 以下）产生退火和回火现象。生产经验表明，在工作温度下，热挤压模具材料的  $\sigma_b$  不应低于 1 000 MPa。

3. 在常温和高温下具有高的冲击韧性和断裂韧性值，以防止工模具在低应力条件下或在冲击载荷作用下产生脆断。

4. 高稳定性。即在高温下有高抗氧化稳定性，不易产生氧化皮。

5. 高耐磨性。即在长时间的高温高压和润滑不良等工作条件下，表面有抵抗磨料磨损的能力，特别是在挤压轻合金时，有抵抗金属的“粘结”和模具表面磨损的能力。

6. 具有良好的淬透性，以确保模具的整个断面有高且均匀的力学性能。

7. 具有抗激冷、激热的适应能力，以防止模具在连续、反复、长时间使用中产生热疲劳裂纹。

8. 高导热性。能迅速地从模具工作表面散发热量，防止被挤压工件和模具本身产生局部过烧或过多地损失其机械强度。

9. 抗反复循环应力性能强。即要求高的持久强度，防止过早疲劳破坏。

10. 具有一定的抗腐蚀性和良好的可氮化特性。

11. 具有小的膨胀系数和良好的抗蠕变性能。

12. 具有良好的工艺性能。即材料易熔炼、锻造、加工和热处理。

13. 所用的工模具材料在国内应易获取，并尽可能符合最佳经济原则，即价廉物美。

挤压模具材料经历了一个由碳素工具钢→低合金工具钢→高合金工具钢→高级合金模具材料的发展过程。20 世纪 80 年代初，国内多采用 3Cr2W8V 钢，但是它的韧性低，抗疲劳性不好，耐磨性不足，易导致模具早期失效。近几年来，被 4Cr5MoSiV1 钢所取代。4Cr5MoSiV1 钢又称 H13 钢，其化学成分见表 1-1<sup>[17]</sup>，室温和高温力学性能分别见表 1-2 和表 1-3<sup>[18]</sup>。与 3Cr2W8V 钢相比，4Cr5MoSiV1 钢具有以下几个突出特点：①化学成分设计合理，易采用先进的熔铸技术，从而使钢材本身质量较高；②具有好的热处理特性，热处理工艺稳定，且有十分好的表面化学热处理性能，组织中含有较多的 Cr、Mo 元素，氮化处理时能生成丰富稳定的氮化物并弥散分布；③热处理后，具有良好的高温综合性能（特别是韧性、

塑性、断裂韧性)和较高的热疲劳抗力。因此,就延长模具使用寿命而言,选用4Cr5MoSiV1钢加工模具是比较合适的。统计数字表明,用4Cr5MoSiV1钢和3Cr2W8V钢制造同种模具,前者的使用寿命是后者的3~5倍<sup>[9,17,19]</sup>。

表 1-1 4Cr5MoSiV1 钢的化学成分 %

C	Cr	Mo	V	Si	Mn	P	Ni	Cu	Fe
0.36	4.72	1.44	1.03	0.96	0.35	0.021	0.051	0.054	余量

表 1-2 4Cr5MoSiV1 钢室温力学性能

淬火温度 /°C	回火温度 /°C	屈服强度 $\sigma_s$ /MPa	抗拉强度 $\sigma_b$ /MPa	断面收缩率 $\psi$ /%	伸长率 $\delta$ /%
1 000	550	1 240	1 490	47.7	8.2
	600	958	1 100	60.2	11.8
1 100	550	1 650	1 830	46.5	7.2
	600	1 220	1 380	51.1	8.8
1 050	550	1 730	1 970	47.0	8.9
	600	1 110	1 290	52.0	10.5

表 1-3 4Cr5MoSiV1 钢高温力学性能

试验温度 /°C	屈服强度 $\sigma_s$ /MPa	抗拉强度 $\sigma_b$ /MPa	断面收缩率 $\psi$ /%	伸长率 $\delta$ /%
550	902	1 058	51	6.5
600	960	1 117	51	6.5
650	980	1 078	52	7.0
700	451	500	80	11.0

### 1.3.3 模具的热处理及表面处理工艺

对于热挤压模具,除了合理选择优质热作模具钢作为模具材料之外,热处理工艺的合理性对模具的使用寿命也十分重要。如果热处理工艺不合理,即使采用性能优异的新钢种也不能发挥出优良的使用性能。热处理新工艺的开发是发挥工模具优良性能的重要手段。

对于4Cr5MoSiV1钢,经淬火、回火后硬度要求达到48~52 HRC。其常规的热处理工艺如下:在820 °C预热模具,保温时间为1.5~1.8 min·mm<sup>-1</sup>,然后升温到1 050 °C,保温时间为0.5~0.8 min·mm<sup>-1</sup>;固溶后油淬,再回火处理,在580~600 °C,按2~2.5 min·mm<sup>-1</sup>保温,然后空冷。对于要求内应力保持在最低水平且精度高的模具,应进行二次回火。

为了不断提高模具的质量、寿命，热处理工艺也在不断改进。下面是近几年来在生产实践中使用的几种 4Cr5MoSiV1 钢热处理新工艺<sup>[16,18,20]</sup>：

### 1. 高温淬火

高温淬火由于加热温度高，合金元素更多地溶解于奥氏体，从而提高钢的高温强度、热硬性、热疲劳性，同时促使碳化物的溶解，在一定程度上使碳化物颗粒细小圆滑，有利于提高钢的强韧性与热疲劳性、回火稳定性。4Cr5MoSiV1 钢高温淬火工艺为： $550\text{ }^{\circ}\text{C}\times 2\text{ min}\cdot\text{mm}^{-1}+800\text{ }^{\circ}\text{C}$  预热，最终加热温度分别选用  $1030\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $1050\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。按  $1\text{ min}\cdot\text{mm}^{-1}$  保温后油淬， $600\text{ }^{\circ}\text{C}\times 2\text{ h}$  两次回火。

### 2. 双重热处理

热挤压模具的使用寿命与碳化物尺寸、数量、分布、钢的晶粒度有关。粗大的碳化物、粗大的晶粒会降低钢的冲击韧性，双重热处理的目的是要获得没有明显带状碳化物、晶粒细化、分布均匀的组织。其工艺是：高温加热，使大部分碳化物溶解，然后快冷，防止碳化物在高温区析出，再高温回火使其弥散析出，使硬度降至 HB240 以下，然后再进行常规淬火、回火处理。经双重热处理的钢，碳化物细小，硬度、强度及断裂韧性都有提高，消除了带状碳化物。

### 3. 真空热处理

真空热处理的特点是工件变形小，最大变形量不超过  $0.003\sim 0.005\text{ mm}$ ，而且变形均匀；在真空度大于  $0.1\text{ Pa}$  的真空炉中处理的模具，既无增碳也不脱碳，硬度均匀；不氧化，可实现光亮淬火；真空热处理工模具寿命比盐浴淬火的提高 3 倍左右。4Cr5MoSiV1 钢的真空热处理典型工艺见表 1-4。

表 1-4 4Cr5MoSiV1 钢的真空热处理典型工艺

预热温度 / $^{\circ}\text{C}$	淬火加热温度 / $^{\circ}\text{C}$	真空度 /Pa	淬火介质	回火温度 / $^{\circ}\text{C}$	HRC
820	990~1050	13.3~1.3	惰性气体/油	530~640	40~52

### 4. 表面强化处理

表面强化处理的目的在于保证模具心部具有足够强韧性的基础上，提高挤压模具表面的耐磨性和耐疲劳性等。常用的表面强化处理方法有碳氮共渗、气体软氮化、TiC 沉积、TD 法及 PVD，CVD 法应用较多。另外，S、N 共渗，S、N、B 三元共渗，离子氮化等工艺也得到了一定应用<sup>[10,18,21]</sup>。挤压工模具表面强化处理工艺的特征见表 1-5。



表 1-5 挤压工模具表面强化处理工艺的特征

处理工艺	特 征
渗碳	提高硬度、耐磨性、耐疲劳性能
氮化	提高硬度、耐磨性、抗粘附性、热硬性、耐疲劳性，生产周期长，表面有白色脆性层
离子氮化	可消除表面白色脆性层，耐磨性、耐疲劳性优于氮化处理
碳、氮共渗	比渗碳和氮化有更高的表面硬度、耐磨性、耐疲劳性、热硬性、热强性，生产周期短
软氮化	提高硬度、耐磨性、抗粘附性、耐疲劳性
碳、氮、硼三元共渗	提高硬度、强度、耐磨性、耐疲劳性
TiC 气相沉积	提高硬度、耐磨性
盐浴覆层(TD)	提高硬度、耐磨性、抗粘附性、耐热疲劳性

综上所述，优化热处理工艺及表面处理方法，把模具材料与热处理和表面强化处理三者有机结合起来，可防止热处理缺陷的产生，达到提高模具质量和延长模具使用寿命的目的。

以上对影响模具使用寿命的 3 种主要因素进行了论述。其中模具材料已基本定型，大多数厂家都使用 4Cr5MoSiV1 钢作为制作热挤压模具的材料，对热挤压模具的热处理工艺和表面处理工艺也进行了比较深入的研究，同时选用不同的模具材料、热处理工艺和表面处理工艺都会对热挤压模具的制作成本造成比较大的影响。相对来说，在模具结构参数对模具使用寿命的影响方面所进行的研究还比较少，而且通过优化模具结构参数来提高模具使用寿命不增加模具制作成本，是一种高效低耗的技术手段，故本文以结构参数对模具使用寿命的影响为切入点，研究并创新模具强度的校核方法，并对模具结构参数进行优化设计，达到降低模具体内最大等效应力，从而提高模具使用寿命的目的。

#### 1.4 国内外研究现状

热挤压模具工作时既承受机械载荷的作用，也承受热载荷的作用，同时还要考虑坯料与挤压模具之间复杂的热交换和摩擦作用，要设计出结构合理且经济实用的热挤压模具是一件十分复杂而困难的工作。因此，世界各国的挤压工作者对铝型材挤压过程、挤压模具寿命、挤压模具设计理论和方法（特别对优化理论和方法）进行了大量的研究工作。在挤压技术发展的初期，一般根据机械设计原理，利用经典强度理论并结合设计者的实践经验来进行挤压模具设计。随着弹塑性理论和挤压理论的发展，许多新型的实验理论和方法、计算理论和方法已开始应用

于挤压模具设计制作领域。如工程计算法、金属流动坐标网格法、光弹光塑法、密栅纹云法、滑移线法、上限元理论和有限元理论等被广泛用于模具应变场的确定和各种强度的校核,进而优化其结构和工艺要素。随着计算机技术的发展,挤压模具的 CAD/CAE/CAO(计算机辅助设计/分析/优化)技术在最近 20~30 年中也得到了迅速发展。

#### 1.4.1 铝型材挤压数值模拟研究

铝型材截面形状越复杂,其挤压过程中变形的不均匀性就越显著,加之截面上各部分的金属在挤出模孔时流速不同,故容易造成型材的扭拧、波浪、弯曲及裂纹等缺陷出现,既影响产品质量,也影响模具寿命。对铝型材的挤压过程进行数值模拟(即在计算机上仿真整个挤压成形过程,获得变形体内的应力、应变、温度、流速等物理量分布,以及挤压各阶段的压力、温度、速度等工艺参数变化情况)可以预测实际挤压过程中可能出现的缺陷,及早优化模具结构设计、调整挤压工艺参数和有针对性地指明技术解决方案。数值模拟还可以部分替代模具设计制造过程中费时费事的试模工作,减少材料浪费,降低生产成本,提高产品质量和市场竞争力。以有限元分析为代表的数值模拟方法主要用于铝型材挤压变形的过程模拟和温度场模拟等,国内外研究者们对此已做了许多工作。

在挤压过程的数值模拟方面,于沪平<sup>[22]</sup>采用塑性成型模拟软件 DEFORM,结合刚粘塑性有限元罚函数法对平面分流组合模的挤压变形过程进行了二维模拟,得出了挤压过程中铝合金的应力、应变、温度以及流动速度等的分布和变化;Shin<sup>[23]</sup>对非轴对称挤压过程进行了有限元分析,利用二维刚塑性有限元方法,结合厚板理论,将三维问题进行了简化,对整个挤压过程进行了比较准确的数值模拟,同时也减少了计算量;Hasan<sup>[24]</sup>使用橡皮泥和锥模,利用物理建模技术和基于有限元分析的数值方法,对三维挤压过程进行了模拟,得出了挤压载荷是挤压杆位置和不同挤压比、不同半锥模角下的应变分布的函数的结论;Gouveia<sup>[25]</sup>使用更新的 Lagrangian 法和 Eulerian-Lagrangian 有限元公式,分析了从圆棒料坯到方形截面型材的三维反向挤压,并将两种公式获得的数值结果与通过物理建模获得的实验数据进行了比较,结果吻合良好;Altan<sup>[26]</sup>使用刚-粘塑性有限元法建立了挤压工艺的数学模型;Lee<sup>[27]</sup>对任意形状截面产品的三维挤压进行了稳态分析;Chanda<sup>[28]</sup>利用 DEFORM<sup>TM</sup> 3D 软件包对 6061 铝合金进行了等速挤压和等温挤压的三维有限元模拟比较研究,重点研究了挤压速度变化对压力的影响和速度变化对主应力、应变率和温度分布的影响;周飞<sup>[29]</sup>针对铝合金门窗型材制品截面形状十分复杂、壁薄而成形坯料厚的具体特点,研究了有限元法(FEM)和有限体积法(FVM)模拟金属塑性成型的基本理论和求解方法;孙朝华<sup>[30]</sup>应用 SOLIDWORKS 建立了平面分流组合模的几何模型,利用有限元软件

DEFORM-3D 成功地进行了挤压工艺过程模拟, 获得了载荷与行程曲线以及坯料在挤压过程中的应力、应变场; 周飞<sup>[31]</sup>采用三维刚粘塑性有限元方法, 对一典型铝型材非等温成型过程进行了数值模拟, 分析了铝型材挤压的三个不同成形阶段, 给出了成形各阶段的应力、应变和温度场分布情况以及整个成形过程中模具载荷随成形时间的变化情况; Mori<sup>[32]</sup>使用稳态描述的三维刚-塑性有限元法预测了挤出的非圆横截面棒材的曲率; Ghosh<sup>[33]</sup>和 Mooi<sup>[34]</sup>将任意拉格朗日-欧拉方案 (ALE) 用于挤压工艺的有限元模拟; Yang<sup>[35]</sup>以刚-粘塑性公式为基础, 使用任意拉格朗日-欧拉公式(ALE)描述金属成型过程, 提出了含拉格朗日描述和 ALE 描述的刚-粘塑性有限元公式; Reddy<sup>[36]</sup>利用有限元法对流线模的轴对称稳态管材挤压进行了综合研究, 以研究工艺变量对模具设计和应变强化材料最终产品质量的影响; 闫洪<sup>[37]</sup>以 ANSYS 软件为平台, 对壁板型材挤压过程进行了三维有限元模拟和分析, 获得了型材挤压过程的位移场、应变场、应力场, 对实际型材挤压中工艺参数选择和模具结构尺寸的修正起到了重要指导作用。

在挤压过程的温度场数值模拟方面, Bishop<sup>[38]</sup>通过假定材料是完全刚性的塑性体并利用滑移线场求解中获得的流场, 使用有限差分法 (FDM) 计算平面应变挤压问题的温升; 李双蓓<sup>[39]</sup>采用有限元法分析了定常温度场, 并采用一类新的弹塑性单元刚度矩阵研究了由此温度场产生的热弹塑性应力; Altan<sup>[40]</sup>利用实验 (粘塑性) 测量的应变、应变率和速度场, 使用 FDM 获得流经锥模的轴对称挤压中的温度分布, 但预测结果与实验测量值相差很大; Atlan<sup>[41]</sup>通过 FDM 并利用 Avitzur 著名的不连续球形速度场<sup>[42]</sup>且忽略摩擦生热, 通过求解瞬态热传导方程获得轴对称挤压中的温度分布; Sheu<sup>[43]</sup>使用 Yang<sup>[44]</sup>提出的通用速度连续动可容速度场, 并利用隐式时间积分方案的 FDM 求解轴对称热传导方程, 实现了平模对圆棒坯料轴对称热挤压的数值模拟; Tay<sup>[45]</sup>利用实验测量的应变、应变率和速度场和有限元法求解二维热传导方程, 获得了锥模平面应变挤压过程中工件及模具内的温度分布; 甘迎红<sup>[46]</sup>通过对模具在玻璃制品成型过程中的传热分析, 建立了描述模具温度分布的数学模型, 运用拉普拉斯变换特征有限元法就模具材料对模具温度的影响进行了数值模拟, 通过对计算结果的分析, 在模具材料的选择方面得出了有指导意义的结论; Li<sup>[47]</sup>利用三维有限元对 7075 铝合金挤压过程中的温度演化进行了模拟预测, 得出了温度的升高与挤压杆速度的对数之间呈线性关系的结论; Chanda<sup>[48]</sup>使用商业软件 DEFORM<sup>TM</sup>3 对粘塑性材料的非稳态挤压过程进行了模拟, 确定了铝合金通过方模和圆模时的应力、应变和温度的状态。

在挤压过程中的摩擦与润滑分析方面, Saha<sup>[49]</sup>使用热力学数值模拟法构造了 3 种不同的实验模型, 对铝型材挤压成型中热动力学和摩擦学进行了研究, 分析了模具工作带和流动金属接触面上的摩擦特性, 并对坯料温度和挤压过程中产生

的热量对模具工作带所产生的温升的影响进行了实际测量验证。研究表明, 挤压过程中的摩擦对型材的精度和表面质量有直接影响, 模具工作带的磨损过程取决于挤压过程中的热动力学性能, 挤压热动力学性能又受到挤压变量的严重影响。Berezhnoy<sup>[50]</sup>对高强度铝合金的挤压成形辅以摩擦作用进行了研究, 该技术的发展和应用使生产效率和质量都得到了大大提高。

#### 1.4.2 挤压模具失效及寿命研究

从 20 世纪 50 年代开始, 科学家们已进行了大量的实验和数值研究, 以探寻关于模具失效及寿命估计更好的设计方法。Archard 和其他许多研究者已提出了经验关系式并研究了各种工艺参数对金属成型期间磨损的影响; Altan、Geiger 等基于有限元分析估计了锻造和锻造期间的模具磨损并研究了金属成型工艺的磨损机理; Wibom 和 Iwama 研究了由于摩擦产生的温升并检验了润滑条件对模具磨损和模具寿命的影响机理; Altan 和 Knoerr 利用商用程序 DEFORM 进行了有限元分析, 以获得金属流动、温度、应变和应力等方面的信息, 从而更有效地设计模具, 他们发现, 应力集中是模具使用寿命短的直接原因, 并提出了通过改变模具几何形状来提高模具使用寿命这一设计思想<sup>[51]</sup>; Lange<sup>[52]</sup>利用有限元法计算了典型的轴对称挤压模具在模具入口的不同位置应力强度因子的影响, 并利用 Paris/Erdoğan 疲劳定律仿真了疲劳裂纹的生长, 根据裂纹增长率估计挤压模具的寿命, 在实验误差范围内与实验结果吻合; Sonsöz<sup>[53]</sup>和 Ahn<sup>[54]</sup>利用线弹性断裂机理建立了模具寿命的模型, 并基于应力强度因数, 利用有限元法模拟了单裂纹的生长, 从而获得了断裂循环次数的估计, 且与实验结果吻合良好。在裂纹稳定扩展阶段, 裂纹长度满足下述方程:

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K_{\text{eff}}^n \quad (1-3)$$

式中:  $a$  为裂纹长度;

$N$  为循环次数;

$K_{\text{eff}}$  为有效应力强度因子;

$C$  和  $n$  为材料性能参数。

何晓辉<sup>[55]</sup>使用局部应力应变法对冷挤压组合凹模的寿命进行了估算:

$$N_f = \frac{1}{2} \left[ \frac{\Delta \sigma}{2(\sigma'_f - \sigma_m)} \right]^{1/b} \quad (1-4)$$

式中:  $N_f$  为疲劳寿命;

$\Delta \sigma$  为应力范围,  $\Delta \sigma = \sigma_{\text{max}} - \sigma_{\text{min}}$ ,

$\sigma_{\text{max}}$ 、 $\sigma_{\text{min}}$  分别为应力循环中的最大和最小应力;

$\sigma'_f$  为疲劳强度系数（对于一般材料  $\sigma'_f$  约等于静拉时的真实强度  $\sigma_f$ ）；

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2};$$

$b$  为疲劳强度指数（其值大约在 -0.05~ -0.12 之间），随着硬度的增加其值也增加。

Dias 等找到了几种材料的等效温度和实验方法，为预测热疲劳寿命建立了等效温度与热疲劳极限温度之间的关系。这种方法采用新变量—亚结构状态代替应变对热疲劳进行分析。TAIRA 将热疲劳与两个循环温度时的等温疲劳联系起来并得出热疲劳寿命  $N_r$ <sup>[56]</sup>：

$$N_r = \frac{2 \left[ \frac{N_r(T_1)}{N_r(T_2)} \right]^{1-\delta}}{1 + \frac{N_r(T_1)}{N_r(T_2)} \times N_r(T_2)} \quad (1-5)$$

$$\delta = \frac{2}{3} \phi(T_2)$$

式中： $N_r$  为热疲劳寿命；

$N_r(T_1)$  为热疲劳下限温度时的等温疲劳寿命；

$N_r(T_2)$  为热疲劳上限温度时的等温疲劳寿命；

$\phi$  为材料常数；

$\phi(T_2)$  为温度为  $T_2$  时 Manson 塑性曲线斜率。

赵茂强等根据模具的失效形式，对影响模具寿命的各种因素进行了分析，从模具材料的选择、模具设计、模具结构、模具制造、模具热处理及表面处理、挤压锭坯、挤压工艺、模具的管理与正确使用等方面提出了提高模具使用寿命的措施<sup>[9-10,17,20-21,55,57-68]</sup>。

### 1.4.3 挤压模具 CAD/CAE/CAO 研究

国内外科研工作者在研究模具几何形状和其它挤压参数对挤压型材的组织力学性能、坯料流动型式、模具强度等的影响方面已做了大量工作<sup>[69-72]</sup>。

在挤压模具的 CAD（计算机辅助设计）方面，从 20 世纪 70 年代中期开始，工业发达国家已将 CAD/CAM 技术应用于型材挤压模具的设计与制造。美国著名的 Battle-Columbus 实验室于 1977 年报道了一个铝型材挤压模的 CAD/CAM 系统“ALEXTR”<sup>[73]</sup>；同期，英国的 BNF（British Non-Ferrous Metals Technology Centre）金属技术中心也研制了热挤压有色金属型材模具的 CAD/CAM 系统，使铝型材平模的设计效率提高了 4 倍<sup>[74]</sup>；意大利 SIGEXCO 公司于 1985 年开发了 Olivetti CAD 系统等<sup>[75-76]</sup>；何德林<sup>[77]</sup>利用 IDEF0 方法开发了能对平面模和分流模

进行优化设计的 CAD/CAM 系统；王孟君<sup>[78]</sup>以 AUTOCAD12.0 为图形支撑环境，VISUAL BASIC4.0 为开发工具开发了平模 CAD 系统，可以有效地从事挤压平模的各项计算，从而对设计结果进行优化；刘汉武<sup>[79-80]</sup>提出智能 CAD 概念，并基于智能化语言 AutoLISP，开发了铝型材挤压模具的交互式参数化实时设计系统，实现了参数化程序绘图。

在挤压模具的 CAE（计算机辅助分析）方面，刘汉武<sup>[81]</sup>利用 ANSYS 软件对分流组合模挤压铝型材进行了有限元分析和计算，找出了原模具设计中不易发现的结构缺陷；田晓风等<sup>[82]</sup>针对挤压时平面分流组合模模芯变形对空心型材壁厚影响的问题，利用 ANSYS 软件对分流组合模上模进行了三维有限元分析，获得了模芯在受力作用下的偏移变形量及模芯沿挤压方向的变形量。刘剑等<sup>[83]</sup>运用有限元分析软件 ANSYS5.7 模拟计算间隙配合与过盈配合两种不同模具结构凹模实际工况下所受的应力，得到凹模表面应力分布云图；Giardini<sup>[84]</sup>在有限元程序中使用 McClintock 破坏准则<sup>[85-86]</sup>，研究了挤压锻造过程中，模具几何形状（倾角和圆弧半径）和润滑条件对材料流动的影响。

在挤压模具的 CAO（计算机辅助优化）方面，Aleš<sup>[87]</sup>基于有限元离散化和非线性数学规划技术，以成形能耗最小和面积压缩最大为优化目标，对以多项式表示的模具几何形状在稳态挤压条件下进行了优化设计；Jo<sup>[88]</sup>和 Lee<sup>[89]</sup>为提高产品的力学性能，以使产品获得均匀显微组织分布（平均晶粒尺寸和实际晶粒尺寸之间的最小二乘偏差最小）为优化目标，使用 Yada 和 Senuma 显微组织演化模型预测显微组织演化，对用 Bezier 曲线定义的热挤压和热锻压模具轮廓进行了优化设计；Chitkara<sup>[90]</sup>和 Celik<sup>[91]</sup>将基于上限理论开发的、用于任意形状模具的三维偏心挤压设计的分析方法分别应用于初始圆形坯料的 T 形截面挤压和方形截面偏心挤压，对于给定的面积压缩比、模具长度、偏心位置和摩擦条件，获得了使上限解最小的最佳模具设计；Wifi<sup>[92]</sup>使用增量片状法（incremental slab method）获得了任意曲线模具圆棒正向热挤压的挤压力，建立了两种不同的运算法则，获得了使挤压载荷和工具-工件界面间应力最小的最佳模具轮廓，并发现最佳曲线模具轮廓的形状依赖于挤压比和库仑摩擦系数，而不受挤压速度的影响；Reddy<sup>[93]</sup>将上限法和刚-塑性有限元法结合在一起，建立了轴对称热挤压过程中的热力有限元模型（TMFEM），获得热挤压过程中工件及工具内的温度分布，并以挤压功率最小为目标函数，获得了各种工艺条件下使挤压功率最小的模具优化轮廓，优化后的模具轮廓能防止产品内部缺陷的出现；Kusiak 和 Thompson<sup>[94]</sup>以挤压杆载荷最小并使挤出的双金属圆棒的出口速度一致为优化目标，根据通过直接差分法（DDM）计算的设计灵敏度优化了挤压模具形状；Zhan<sup>[95]</sup>根据最小变形力原理，利用刚-塑性有限元法对挤压和挤拉的稳态变形阶段进行了分析，并对模具半锥

角进行了优化,优化结果与实验结果吻合良好;王英<sup>[96]</sup>、邹琳<sup>[97-98]</sup>等以模具型腔缩径部分表面载荷均匀分布和挤压力最小为优化目标,建立了气门热挤压凹模型腔轮廓曲线优化设计的数学模型,并采用修正的序列二次规划法(SQP)进行优化计算,从而使缩径部分均匀磨损,以利于提高模具寿命;田晓风<sup>[82]</sup>采用三次样条函数插值和 Bezier 曲线拟合两种方法来完成挤压模具型腔轮廓形状的优化设计,以挤压表面载荷沿凹模型腔轮廓表面均匀分布来提高模具寿命为优化目标,运用刚塑性有限元分析和修正的序列二次规划算法相结合的方法,获得了各自优化了的凹模型腔轮廓曲线;刘汉武<sup>[80]</sup>对铝型材挤压模具强度进行了有限元分析,并利用神经网络技术与遗传算法相结合的方法,对模具结构进行了优化;杨鑫华<sup>[99]</sup>对连续挤压生产中产生的弯曲、扭曲等产品质量问题从模具型腔结构特点上进行了分析,提出了以汇合室-焊合室过渡处金属轴向流速均匀为目标的型腔几何参数优化方案,通过型腔内金属流动规律的模拟实验分析,建立了汇合室塑变区的速度场数学模型,在此基础上,分析了型腔各几何参数对金属流动规律的影响,采用正交试验和一维搜索法对型腔几何参数进行了优化;Joun 和 Hwang<sup>[100-101]</sup>提出了含设计约束的稳态成型中的工艺优化设计的通用公式,通过伴随变量法(AVM)计算了设计灵敏度;Ulysse<sup>[102-103]</sup>使用解析灵敏度和数学编程技术确定最佳工作带长度,以达到一致的模具出口速度,并在解析灵敏度公式中引入热效应;Maniatty 和 Chen<sup>[104]</sup>通过 AVM 求形状灵敏度的值,以研究加工几何形状对成型所需能量和平面应变拔丝中的内部状态变量的影响;Antunez 和 Kleiber<sup>[105]</sup>使用 DDM 对挤压和轧制进行了形状灵敏度分析;Joun<sup>[106]</sup>针对三维形状金属挤压,提出了三维罚刚-粘性有限元法作为分析模型,描述了模具形状优化设计问题的数学公式,重点放在定义能适应从圆棒挤出的零件的复杂构形的模具形状,基于设计灵敏度进行了模具形状的优化,该法用于确定包括多边形和 T 型截面在内的各种横截面的零件挤压的模具形状;Krishnakumar<sup>[107]</sup>以作用在模具表面的法向应力的最大值或工件中出现的最大和最小有效应变之差最小化为目标函数,利用微遗传算法对多通道拔丝的模具形状进行优化设计;Chung<sup>[108]</sup>提出了与有限元法结合在一起的遗传算法,以模具最大压力最小化作为目标函数,对挤压流线模轮廓进行了优化设计,该法包括有限元分析模型以预测目标函数值,设计模型使模具轮廓与设计变量和基于遗传算法的优化过程联系起来;Kim<sup>[109]</sup>以轴对称热挤压过程中变形区内应变率分布尽可能更一致为优化目标,使用柔性多面体搜索(FPS)法作为优化方法,对由 Bezier 曲线定义的挤压模轮廓进行了优化设计;田柱平<sup>[110]</sup>以三维刚塑性有限元分析为基础,以获得均匀流动为目标,提出了一种铝型材挤压模工作带形状的数值设计方法;Wu<sup>[111]</sup>利用有限元法分析了锥角和圆角半径对挤压锻造变形的影响,并使用两组不同形状的模

具进行了实验,其结果与同样变形模式下有限元法的预测结果进行了比较;Ko<sup>[112]</sup>研究了相对间隙高度和模角半径等模具几何参数对径向冷挤压工艺的影响;缪德建<sup>[113]</sup>详细介绍了利用单一数据库的 CAD/CAE/CAM/CAT 技术进行模具的一体化设计、分析和加工的方法,并指出利用该法可缩短模具设计、制造的周期,提高产品质量,降低生产成本,是模具制造的发展方向;陈泽中<sup>[114]</sup>通过系统集成和二次开发,建立了基于 UG 和 ANSYS 的铝型材挤压模 CAD/CAE/CAM 系统,并对分流组合模进行了 CAD/CAE/CAM 研究,有效提高了模具设计制造效率;同时,在当前的研究工作中,综合的上限法/有限元法被用于求取流动应力依赖于温度和应变率的轴对称热挤压的最佳模具轮廓<sup>[115]</sup>。

上述研究者所做的工作说明,数值模拟技术正在成为铝型材挤压模具设计优化的重要手段之一。

## 1.5 研究意义和主要研究内容

综上所述,国内外科研工作者针对铝型材热挤压模具已进行了大量的研究工作,并在温度场、应力场和模具优化设计等方面取得了较大进展。但在研究过程中,将研究对象主要集中在相对简单的热挤压模具上,如平面模和流线模,一般都使用三次样条函数插值和 Bezier 曲线拟合两种方法来生成挤压模具型腔轮廓形状,对比较复杂的模具轮廓则进行了适当简化;对热挤压模具的实际工作物理环境进行了简化,如未充分考虑坯料与挤压工模具之间的热交换及摩擦对模具体内应力应变分布的影响,在模具体内热应力计算方面的文献也很少见,其设计方法大部分仍是对传统经验公式的程序化,未能完全反映热挤压工艺的实际物理工况,而且基本上不能在设计时对模具结构参数进行优化,以致模具寿命仅为 20~30T/付<sup>[136]</sup>。我国模具技术底子薄,起步晚,在综合水平上与国外同行业相比仍有一定差距,模具使用寿命更低,仅 3~6T/付。因此,本文展开的研究对丰富热挤压挤压模具强度校核理论与方法,提高热挤压模具使用寿命、解决挤压生产厂家所面临的挤压模具使用寿命低的困难,具有重要的理论意义和现实意义。

本研究以与某铝型材挤压生产厂家合作的横向科研项目“热挤压模具结构尺寸优化设计”为工程背景,在湖南省自然科学基金项目“热挤压模具强度分析与优化设计研究”(项目编号:05JJ40084)、中国包装总公司科研基金项目“铝型材挤压模计算机辅助设计/分析/优化系统开发研究”(项目编号:05ZBKJB002)、湖南省教育厅科研项目“提高挤压模具寿命研究”(项目编号:02C652)和“铝型材热挤压模具强度分析与优化设计系统开发研究”(项目编号 05C518)等项目的资助下,对热挤压模具在挤压过程中的受力分析、温度场、热应力场、热力耦合应力场、模具结构优化设计等方面从理论和数值模拟上进行系统深入的研究,



从而完善模具强度校核方法；开发热挤压模具结构参数优化设计系统，实现铝型材热挤压模的参数化设计-有限元强度分析-模具主要结构参数优化设计的一体化，减少传统设计制造中的试模修模工作、材料浪费和待工时间，提高模具设计质量和挤压生产效率。

## 1.6 研究思路

本文采用理论分析与数值模拟相结合的方法，在全面分析铝型材热挤压特点和已有研究成果的基础上，综合分析铝型材热挤压模具工作时的真实物理环境，利用三维实体造型技术建立模具的三维参数化几何模型；综合运用传热学、弹塑性和热弹性等理论，建立模具工作时的温度场、热应力场、热力耦合应力场的数学模型，并利用有限元法对其进行数值计算与分析；基于优化设计理论，建立铝型材热挤压模具优化设计的数学模型，并对模具主要结构参数进行优化设计。总体研究思路如图 1-3 所示。

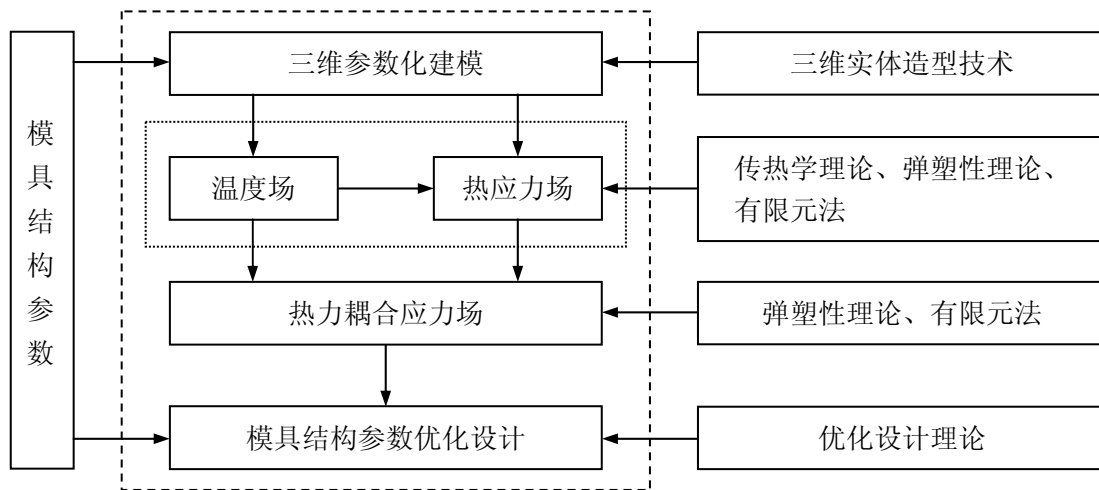


图 1-3 总体研究思路

1. 基于大型通用有限元分析软件 ANSYS 的二次开发环境 APDL (ANSYS Parametric Design Language) 参数化设计语言，开发热挤压模具三维参数化实体建模系统，实现动态交互式的模具特征参数化设计，建立热挤压模具的复杂三维几何模型。

2. 在确定挤压过程中热挤压模具的传热边界条件的基础上，建立热挤压模具工作时的温度场、热应力场的数学模型，并利用数值方法对其进行求解，获得热挤压模具的温度场和热应力场。

3. 应用平均主应力法计算挤压过程中的挤压力，获取模具分流孔壁、工作带上摩擦力的分布。

4. 考虑温度载荷和机械载荷，建立热挤压模具热力耦合应力场的数学模型，

利用有限元法对其进行热力耦合三维应力场计算，分析模具体内等效应力、等效应变等参数的分布规律。

5. 通过改变热挤压模具的主要结构参数值并对其进行热力耦合三维应力场计算，研究热挤压模具分流孔、分流桥、上模厚度等关键结构尺寸值对模具强度的影响规律。

6. 运用优化设计理论，建立热挤压模具结构参数优化设计的数学模型，开发相应的优化设计系统，并对几种典型挤压模具结构的关键参数进行多参数优化，以改善模具内的应力分布，降低最大应力，提高模具使用寿命。

## 第二章 热挤压模具温度场的数值模拟研究

铝型材热挤压过程是一个高温下的大变形过程。当热坯锭进入预热的挤压筒内和挤压开始时,就进行了复杂的热交换。一方面,坯料塑性变形功的 90 % 会转换成热量<sup>[76,116-118]</sup>;另一方面,坯料与挤压筒内衬、模具间的摩擦也会产生热量;同时坯料与模具之间、工模具内部还存在热交换,由此造成了坯料和模具内部温度场的不均匀性。在金属成型中,材料的流动应力是应变、应变率和温度的函数<sup>[92]</sup>,坯料内不均匀的温度场又会引起金属材料的力学行为发生变化,从而改变坯料和模具内的应力-应变状态,反过来进一步影响铝型材的挤压过程。因此,在对铝型材热挤压模具进行分析时,必须对模具的温度场进行分析。

由于热挤压模具结构、坯料变形、温度边界条件极其复杂,采用解析方法一般很难得到其准确的温度、应力分布;用实验方法进行温度测定不仅需要在工模具上开孔,而且还要在坯锭上开孔<sup>[119]</sup>,在实际生产中难以经济地实现,其实验误差大小也难以判断。随着计算机技术及数值计算技术的发展,利用有限差分、有限元等方法对热的发生源、发生量以及热传导进行数值分析,能够模拟几何形状复杂的结构成形流动状况,并方便地处理各种边界条件。

在热挤压生产过程中,坯料在挤压力作用下与挤压模具直接接触,使模具内表面受到强烈的热冲击。热载荷周期性变化,导致模具产生周期性的热膨胀和收缩,从而形成周期性热应力,最终可能导致模具热疲劳失效。模具一旦设计加工完成,难以进行较大的修改,在设计模具时采用数值模拟方法,预测模具各部位的温度分布及变化规律,对优化模具工艺设计、缩短设计周期、提高市场竞争力具有重要意义。

### 2.1 热挤压模具三维参数化实体造型技术研究及其实现

在对铝型材热挤压模具进行温度场、应力场数值模拟之前,必须首先建立研究对象的几何模型。几何模型将设计、工程分析和优化设计(CAD/CAE/CAO)融为一体,其精确程度将直接影响计算分析结果的准确性。几何模型不会缺少面,保证只对实际上可实现的零件进行造型,能避免差错;它可以使物体的实体特性,如重心、重量、体积等在计算中得到定义;可以通过布尔运算设计出复杂形状的零件;可以自动检测运动间隙、碰撞,进行许多特殊分析工作,并能很容易计算横截面(平面和实体相交),既迅速又可靠,它的普及必将促进现代工业向更高的自动化水平发展。实体造型是最终实现设计与制造、分析和测试、优化设计、文档生成、工艺制造、工程管理等诸方面高度集成、高度自动化的基础。

### 2.1.1 热挤压模具三维参数化实体造型技术研究

传统的 CAD 绘图技术都用固定的尺寸值定义几何元素，输入的每一条线都有确定位置。要想修改图形的内容只有删除原有线条后重画。而新产品的打样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提供不同吨位、功率规格的产品型号。因此，新的 CAD 系统都增加了参数化设计模块，使得产品的设计图可以随着某些结构尺寸的修改和使用环境的变化而自动修改图形。

参数化设计一般是指设计对象的结构形状比较定型，可以用一组参数来定义结构之间的尺寸关系，求解较简单，参与设计对象的控制尺寸有显式的对应，设计结果的修改受到尺寸驱动关系的制约。挤压生产中的平面分流组合模就属于这一类型。

本文主要采用如下技术建立热挤压模具三维参数化几何模型：

#### 1. 由下往上法

由建立最低单元的点逐步至建立最高单元的体积，即先建立点，再由点连接建立线段，然后由线段组合建立面积，最后由面积建立体积，此方法适用于形状复杂的实体。热挤压模具分流孔几何模型的建立即采用此法。

#### 2. 由上往下法

直接建立较高单元对象，与其相对应的较低单元对象一起产生，对象单元高低顺序依次为体积、面积、线段及点。热挤压模具本体和模芯部分的几何造型即用此法。

分流孔表面形状复杂，部分曲面可用数学方程表示，另一部分曲线则只能用型值点表示，本文综合两种几何建模技术，以 ANSYS<sup>[120-121]</sup>为开发平台，以 VC++<sup>[122]</sup>和 ANSYS 软件的 APDL (ANSYS Parametric Design Language) 参数化设计语言为开发工具，采用“蒙皮”技术建立了平面分流组合模的三维参数化复杂几何模型，为实现温度场和应力场的数值模拟、模具结构优化设计、保证计算精度等奠定了基础。

### 2.1.2 热挤压模具三维参数化几何模型的建立

本章所建立的热挤压模具三维几何模型同时也用作为优化设计的原始模型，因此必须定义为参数化的模型，以便能指定优化设计中的设计变量、状态变量和目标函数。

图 2-1 是方管铝型材断面图。图 2-2 是方管铝型材热挤压平面分流组合模上模（凸模）平面结构图，模具外径为  $D$ 、上模厚度为  $H$ 、前后和左右分流孔半径分别为  $R_1$  和  $R_2$ 、模桥锥角分别为  $\beta_4$  和  $\beta_7$ ，其它结构参数见图上标注。现以平面分流组合模上模（凸模）为对象，研究其三维参数化几何模型的建模技术。

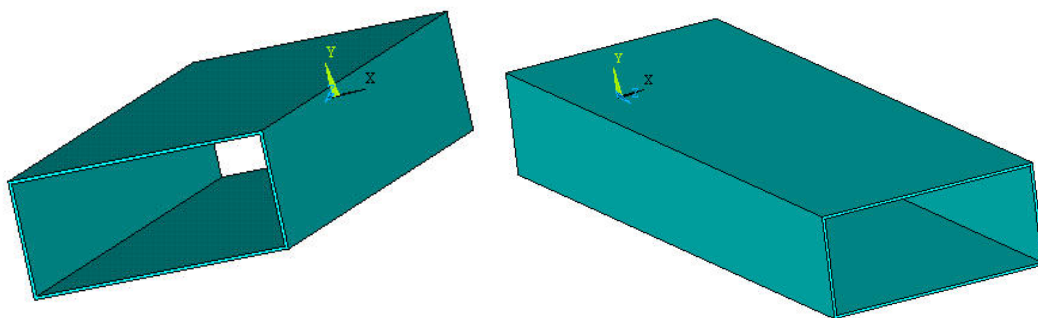


图 2-1 方管铝型材断面图

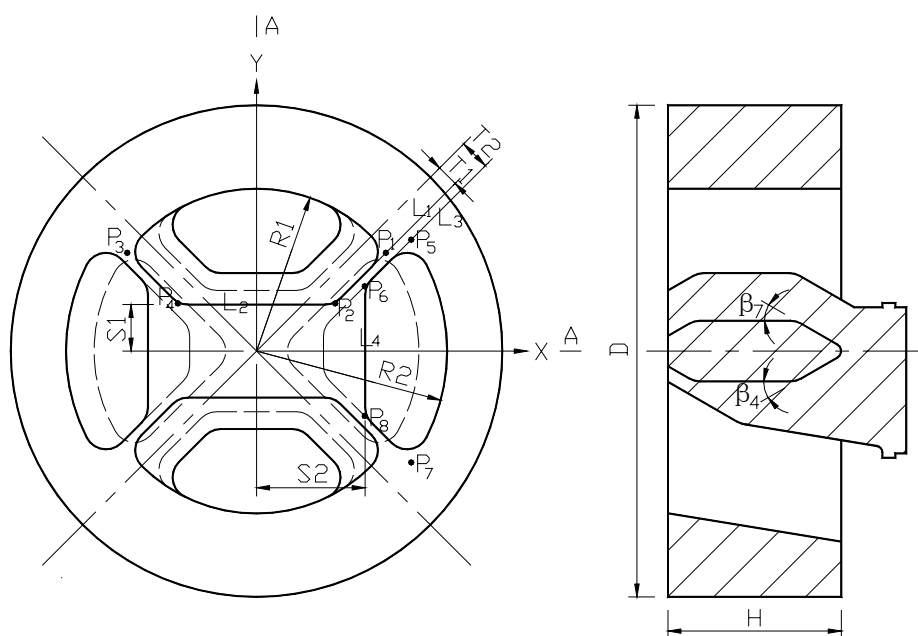


图 2-2 平面分流组合模上模（凸模）平面结构图

1. 求交点  $P_1$ 、 $P_5$  坐标

$P_1$ 、 $P_5$  为直线  $L$  ( $y=kx+b$ ) 和圆弧 ( $x^2+y^2=R^2$ ) 的交点，其坐标为：

$$x_{1,5} = \frac{-2kb + \sqrt{(2kb)^2 - 4(k^2 + 1)(b^2 - R^2)}}{2(k^2 + 1)} \quad (2-1)$$

$$y_{1,5} = kx_{1,5} + b \quad (2-2)$$

2. 交点  $P_2$ 、 $P_6$  坐标

$P_2$  为直线  $L_1$  ( $y=kx+b$ ) 与直线  $L_2$  ( $y=S1$ ) 的交点：

$$x_2 = \frac{S1 - b}{k} \tag{2-3}$$

$$y_2 = S1 \tag{2-4}$$

$P_6$ 为直线  $L_3 (y=kx+b)$  与直线  $L_4 (x=S_2)$  的交点:

$$x_6 = S2 \tag{2-5}$$

$$y_6 = kx_6 + b \tag{2-6}$$

3. 交点  $P_3$ 、 $P_4$ 、 $P_7$ 、 $P_8$  坐标:

$P_3$ 、 $P_4$  点与  $P_1$ 、 $P_2$  点对称于  $Y$  轴;  $P_7$ 、 $P_8$  点与  $P_5$ 、 $P_6$  点对称于  $X$  轴。

4. 公式中变量说明:

在公式(2-1)~(2-6)中, 对  $P_1$ 、 $P_2$  点:  $b = -\frac{\sqrt{k^2 + 1}}{k^2} T1$ ,  $R = R1$ ;

对  $P_5$ 、 $P_6$  点:  $b = -\frac{\sqrt{k^2 + 1}}{k^2} T2$ ,  $R = R2$ 。

$R1$ 、 $R2$ 、 $T1$ 、 $T2$ 、 $S1$ 、 $S2$  沿上模厚度  $H$  的变化规律可根据分流孔和分流桥的形状, 分别用函数  $R1=f_1(z)$ 、 $R2=f_2(z)$ 、 $T1=f_3(z)$ 、 $T2=f_4(z)$ 、 $S1=f_5(z)$ 、 $S2=f_6(z)$ ,  $z \in [0, H]$  表示。

5. 在  $P_1 \sim P_4$  点、 $P_5 \sim P_8$  点之间用直线或圆弧线段连接, 在交点 ( $P_1 \sim P_8$ ) 处用圆弧倒角, 即可得分流孔在某一厚度处的截面形状。

6. 将  $H$  分为 INUM 等份 (INUM 的大小随实体造型精度要求而定, INUM 越大, 精度就越高), 在每一高度上画出其截面形状, 得热挤压模具分流孔线图如图 2-3 所示。

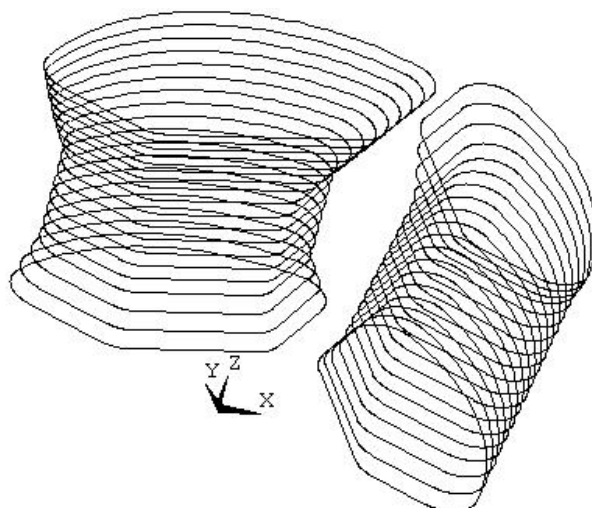


图 2-3 热挤压模具分流孔线图

7. 采用“蒙皮”技术, 沿给定线条建立平滑薄层曲面, 即得到分流孔的表面, 再将这些表面围成的空间组合成实体, 从而得到热挤压模具分流孔几何模型,

如图 2-4 所示。

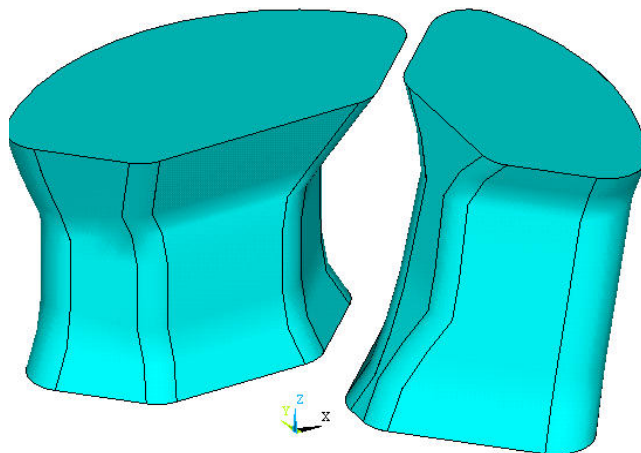


图 2-4 热挤压模具分流孔几何模型

8. 用“由上往下法”建立模具本体和模芯部分的几何模型，并通过加、减等布尔运算得到热挤压模具上模几何模型，如图 2-5 所示。

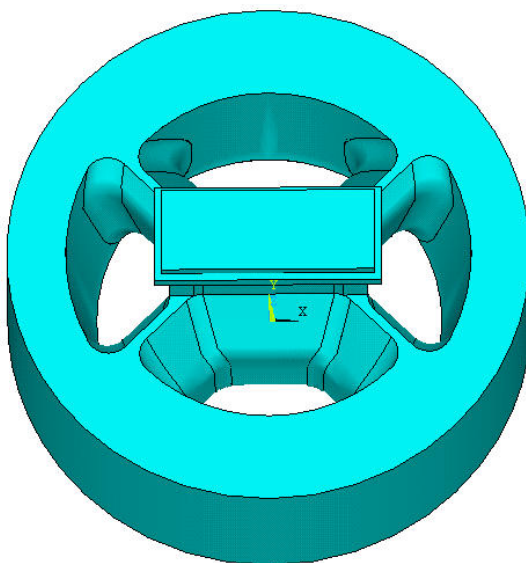


图 2-5 平面分流组合模上模（凸模）几何模型

基于同样的方法，可建立平面分流组合模下模（凹模）的几何模型，如图 2-6 所示。

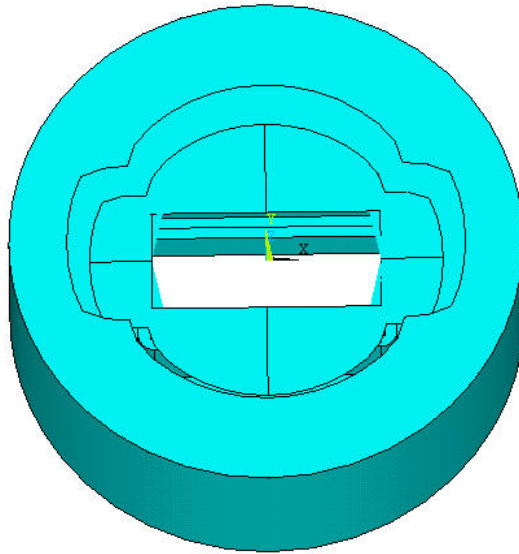


图 2-6 平面分流组合模下模（凹模）几何模型

建立平面分流组合模上模（凸模）三维参数化几何模型的程序框图如图 2-7 所示。

## 2.2 热挤压模具温度场的数学模型

### 2.2.1 热挤压过程中换热的基本方式

热量的传递（简称换热）是自然界中极普遍的一种能量转移过程。按热力学第二定律，热量自发地从高温物体传递到低温物体，凡有温差出现的地方就有热量的传递。在换热过程的研究中，按宏观物理本质不同，将热量传递过程分为 3 种不同的基本形式：热传导、热对流和热辐射。

#### 1. 热传导

热量从物体中温度较高的部分传递到较低的部分，或者从温度较高的物体传递到与之接触的温度较低的另一物体，这一过程称为热传导（又称导热）。在纯导热过程中，物体各部分之间不发生相对位移，也没有能量形式的转换。

#### 2. 热对流

热对流是指流体各部分之间发生相对位移时所引起的热量传递过程。在发生对流时，常伴随着导热现象。

#### 3. 热辐射

物体通过电磁波来传递能量的过程称为辐射。物体会因各种原因发出辐射能，其中因热的原因而发出辐射能的过程称为热辐射。



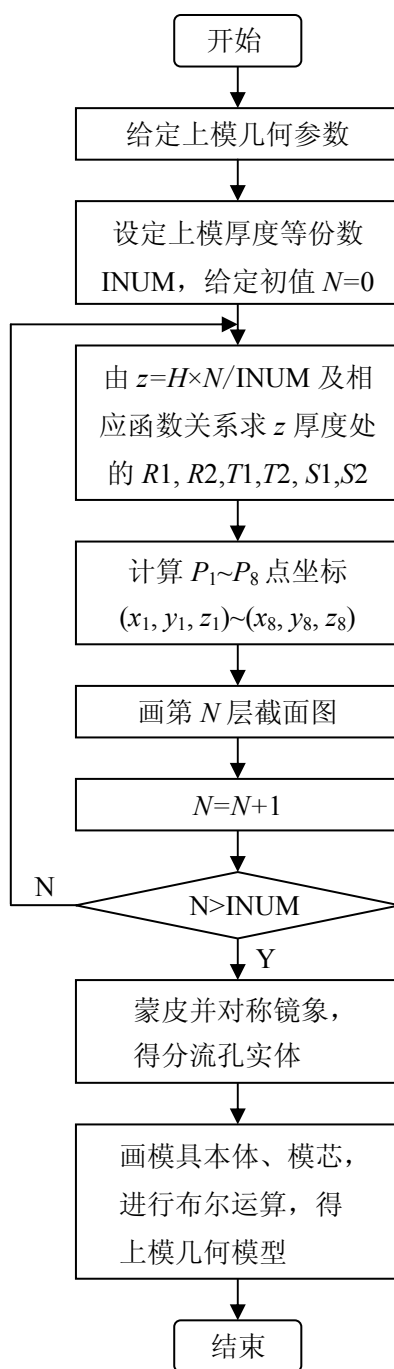


图 2-7 建立平面分流组合模上模（凸模）三维参数化几何模型程序框图

热挤压过程的热量传递过程十分复杂，为分析问题方便，假设热挤压模具初始温度为均匀分布；坯料与模具之间、上下模之间、模具与模套之间接触良好，无间隙，因而它们相互之间只有热传导而无对流和辐射；挤压模前端与大气环境之间的热交换为热对流；坯料与挤压模工作带表面间的摩擦热流，因坯料移动的距离相对较短，由变形区流向未变形坯料的热与坯料以挤压速度向变形区移动引起的热流动有相互抵消的作用，所以不考虑坯料移动过程中的热迁移<sup>[76,127]</sup>。

图 2-8 给出了热挤压模具温度场的分析区域及其传热边界条件。

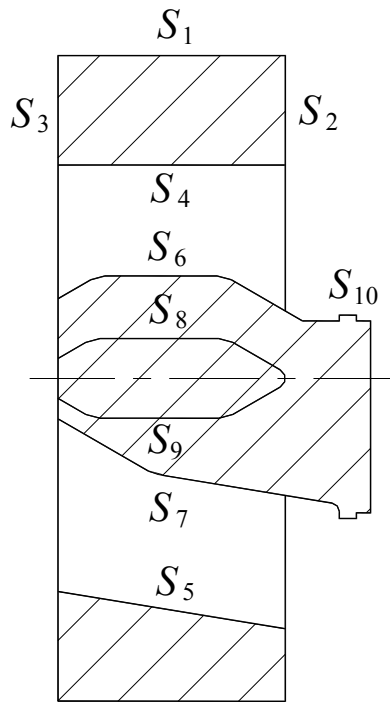


图 2-8 热挤压模具温度场的分析区域及其传热边界条件

$S_1$ 、 $S_2$  界面分别与模套、下模之间存在热传导；在挤压过程中， $S_4 \sim S_9$  界面与坯料直接接触，存在接触热传导；变形区流向未变形坯料的热与坯料以挤压速度向变形区移动引起的热流动有相互抵消的作用，因此认为  $S_3$  界面上满足绝热条件；挤压件的出口面  $S_{10}$  假定为定温面，其给定的温度为上一步出口温度值。

### 2.2.2 热挤压模具非稳态温度场微分方程

对于挤压、锻造和轧制等金属大变形工艺，金属塑性变形时，弹性应变仅占应变的千分之一左右，因而可忽略弹性变形，将变形金属视为刚塑性体<sup>[36,124]</sup>，可用刚塑性本构方程来描述材料特性。

#### 1. 塑性力学的基本方程及边值问题

刚塑性材料发生塑性变形时应满足下列基本方程<sup>[125]</sup>

##### 1) 应力平衡方程：

$$\sigma_{ij,j} = 0 \quad (2-7)$$

##### 2) 几何方程（协调方程），即应变速率-速度关系：

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}) \quad (2-8)$$

##### 3) 本构方程，采用 Lévy-Mises 应力-应变速率关系：

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{3\dot{\epsilon}}{2\sigma} \sigma_{ij} \quad (2-9)$$

式中： $\dot{\epsilon}$ 为等效应变速率；

$\bar{\sigma}$ 为等效应力。

$$\dot{\epsilon} = \sqrt{\frac{3}{2} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}} \quad (2-10)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}} \quad (2-11)$$

4) Mises 屈服准则：

$$\frac{1}{2} \sigma'_{ij} \cdot \sigma'_{ij} = k^2 \quad (2-12)$$

式中： $k = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}$ 为剪切强度；

$\sigma_s$ 为屈服应力。

5) 体积不可压缩条件：

$$\dot{\epsilon}_v = \dot{\epsilon}_{ij} \delta_{ij} = \dot{\epsilon}_{ii} = 0 \quad (2-13)$$

式中： $\delta_{ij}$ 为 Kronecker 符号。

6) 边界条件：

在力面和速度面上应分别满足<sup>[4]</sup>：

(1) 在力面上的力学边界条件：

$$\sigma_{ij} n_j = F_i \quad (2-14)$$

式中： $F_i$ 为力面  $S_F$  上给定的力矢量；

$n_j$ 为力面  $S_F$  上单位法矢量的方向余弦。

(2) 在速度面上速度边界条件：

$$u_i = \bar{u}_i \quad (2-15)$$

式中： $u_i$ 为物体内一点的速度矢量  $u$  的分量；

$\bar{u}_i$ 为速度面  $S_u$  上给定的速度分量。

2. 热挤压模具非稳态温度场微分方程

研究热传导理论，首先要找出任何时刻物体各部分的温度，也就是要知道物体的温度分布，即求出温度场。在铝型材热挤压过程中，热挤压模具内部的温度分布（即温度场）为空间坐标和导热过程时间的函数，即：

$$T = f(x, y, z, t) \quad (2-16)$$

热挤压模具的温度场根据导热微分方程式和边值条件来求得。根据能量守恒

定律，可得在空间直角坐标系中三维非稳态传热过程的热平衡方程：

$$-\left(\frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} + \frac{\partial q_z}{\partial z}\right) + \phi = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-17)$$

式中： $q_x, q_y, q_z$  为  $x, y, z$  方向各自的热流密度， $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$ ；

$\phi$  为内热源密度， $\text{W}\cdot\text{m}^{-3}$ ；

$\rho$  为密度， $\text{Kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ；

$c$  为比热容， $\text{J}\cdot\text{Kg}^{-1}\cdot\text{C}^{-1}$ ；

$T$  为温度， $^{\circ}\text{C}$ ；

$t$  为时间， $\text{s}$ 。

这里假设热流密度与温度梯度成正比，即：

$$\begin{cases} q_x = -\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \\ q_y = -\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \\ q_z = -\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \end{cases}, \text{W}\cdot\text{m}^{-2} \quad (2-18)$$

式中： $\lambda_x, \lambda_y, \lambda_z$  分别为  $x, y, z$  方向的导热系数， $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{C}^{-1}$ ；

负号“-”表示热量传递方向与温度梯度的方向相反。

热挤压模具使用的材料 4Cr5MoSiV1 属各向同性材料，因此有：

$$\lambda_x = \lambda_y = \lambda_z = \lambda \quad (2-19)$$

将式(2-19)和式(2-18)代入式(2-17)，得：

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \phi = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-20)$$

即

$$\lambda \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \phi = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-21)$$

或

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\phi}{\lambda} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-22)$$

式中： $\lambda$  为导热系数， $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{C}^{-1}$ ；

$\alpha$  为导温系数（或称热扩散系数， $\alpha = \lambda / \rho c$ ）， $\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$ ；

式(2-21)或式(2-22)即为热挤压模具非稳态温度场微分方程。

### 3. 内热源密度

在研究塑性变形过程时,通常可将变形体和模具当作一个整体进行分析,并假设模具体内部不存在内热源,而坯料变形体内的塑性变形功率则可转化为内热源加以考虑<sup>[4]</sup>。

空间直角坐标系中热挤压模具三维非稳态温度场的导热微分方程如式(2-21)或式(2-22)所示,其中 $\phi$ 为内热源密度,即内热源在单位时间单位体积内产生的热量。 $\phi$ 由坯料发生变形时的塑性变形功转化而来<sup>[76,116-118]</sup>。

$$\phi = \eta \bar{\sigma} \dot{\epsilon} \quad (2-23)$$

式中: $\bar{\sigma}$ 、 $\dot{\epsilon}$ 分别为等效应力和等效应变速率,分别如式(2-11)和式(2-10)所示; $\eta$ 为热转化率,即机械能转化为热能的比率,一般取0.9<sup>[76,116-118]</sup>。

#### 2.2.3 单值性条件的确定

利用导热微分方程式(2-21)或式(2-22)求解热挤压模具非稳态温度场时,必须结合反映热挤压过程换热本质和热挤压模具本身特点的已知条件,方能得出真实解,这些已知条件被称为单值性条件。

单值性条件又称区域条件,它包括下列内容:

1. 几何条件:说明被研究对象的几何形状,用数值、方程式或几何图形表示。本文利用三维参数化几何模型表示热挤压模具的几何形状,见图 2-5 和图 2-6。

2. 时间条件:说明过程随时间的变化关系。如过程进行时与时间无关,则为稳定过程,否则为不稳定过程。对于不稳定过程还需知道过程开始时物体内的温度分布,或称初始条件,即:

$$T(x, y, z, t)|_{t=0} = T_0(x, y, z) \quad (2-24)$$

式中 $T_0$ 表示 $t=0$ 时刻所规定的温度分布。

热挤压过程开始前,先将模具预热至 $410^\circ\text{C}$ 。本文假定模具均匀预热,初始温度均匀分布,即 $T(x, y, z, t)|_{t=0}=410^\circ\text{C}$ 。

3. 物理条件:说明被研究对象的物理特性,如导热系数 $\lambda$ ,比热容 $c$ ,密度 $\rho$ (或重度 $\gamma$ )等的数值以及它们随温度的变化关系等等。此外,也包括内热源及其分布情况。

热挤压模具工作温度为 $450\sim 550^\circ\text{C}$ ,模具材料4Cr5MoSiV1的导热系数 $\lambda$ 、比热容 $c$ 、密度 $\rho$ 等物性参数在此温度范围内变化很小,因此本文将这些物性参数作为常数处理。

4. 边界条件:说明被研究物体表面和其周围介质之间的热交换情况。实际问题中的边界条件是多种多样的,通常将边界条件分为下列四大类:

## 1) 第一类边界条件 (Dirichlet 条件)

直接给定物体表面  $\Gamma_1$  上温度  $T$  的分布及其随时间的变化规律:

$$T(x, y, z, t) = T_0(x, y, z) \quad (2-25)$$

在进行热挤压模具温度场数值模拟时, 可设定挤压件的出口面 (即工作带, 如图 2-8 的  $S_{10}$  面) 的温度值为挤压件的上一步出口温度值, 因而该面上的温度可表示为  $T(x, y, z, t) = T_0(x, y, z, t - \Delta t)$ 。

## 2) 第二类边界条件 (Neumann 条件)

给定物体表面  $\Gamma_2$  上的热流密度随时间的变化规律:

$$q = -\lambda \left( \frac{\partial T}{\partial n} \right)_w = f(t) \quad (2-26)$$

边界上的热流密度  $q$  的方向指向边界的外法线方向, 即热量从物体边界表面向外流出则该边界上的热流密度  $q$  为正。对于稳定导热, 这类边界条件与时间无关, 则物体表面热密度  $q$  为一定值。

如图 2-8 所示, 在挤压过程中, 模具外表面  $S_1$ 、与下模接触表面  $S_2$  分别与模套、下模之间存在热传导; 分流孔表面  $S_4 \sim S_9$  与坯料直接接触, 存在接触热传导。

## 3) 第三类边界条件 (Robin 条件)

给定周围介质的温度  $T_f$ , 以及介质对物体表面  $\Gamma_3$  的换热规律。如果此换热规律属于对流方式, 则可以用换热系数  $\alpha$  来表示, 且为已知数, 则第三类边界条件的数学式为:

$$-\lambda \left( \frac{\partial T}{\partial n} \right)_w = \alpha (T - T_f) \quad (2-27)$$

从上式可知, 虽然  $T$  和  $\left( \frac{\partial T}{\partial n} \right)_w$  都不是定值, 但如果  $\lambda$  和  $\alpha$  为定值, 则:

$$\left( \frac{\partial T}{\partial n} \right)_w = \frac{T_f - T}{\lambda / \alpha} \quad (2-28)$$

即  $\left( \frac{\partial T}{\partial n} \right)_w$  与  $T$  成正比。如果热流密度稳定不变, 则壁面温度也将保持不变。对于不稳定过程, 则在两者的变化过程中, 始终保持其比值为常数, 即等于  $\lambda/\alpha$ 。

挤压模前端与大气环境之间的热交换为热对流。

## 4) 第四类边界条件

此时表面  $\Gamma_4$  为绝热边界条件, 表明在边界外法线方向的温度梯度为 0, 可用

下式表示:

$$\frac{\partial T}{\partial n} = 0 \quad (2-29)$$

式中  $n$  表示边界的法线方向。

热挤压过程中, 变形区流向未变形坯料的热与坯料以挤压速度向变形区移动引起的热流动有相互抵消的作用, 因此可认为图 2-8 所示的  $S_3$  界面上满足绝热条件。

#### 2.2.4 坯料与模具接触边界摩擦模型

在分析坯料与模具表面的接触边界摩擦时, 接触面上摩擦的影响采用接触面上所消耗的功率来表示, 其计算式如下:

$$W_R = \int_{S_{\sigma_F}} \tau |v_t| dS = - \int_{S_{\sigma_F}} \tau v_t dS \quad (2-30)$$

式中:  $W_R$  为接触面上摩擦消耗的功率;

$\tau$  为接触表面的摩擦切应力;

$v_t$  为接触表面的相对滑动速度, 与  $\tau$  方向相反。

铝型材热挤压过程中, 坯料与模具接触表面的摩擦状态十分复杂, 其摩擦切应力往往难以用一个统一的数学模型准确表达, 常需要进行各种简化处理, 目前常用的简化模型有:

##### 1. 库仑摩擦模型<sup>[49]</sup>

Amontons-Coulomb 假定接触摩擦力  $\tau$  与正压力  $P$  成正比, 即:

$$\tau = \mu P \quad (2-31)$$

式中:  $\mu$  为摩擦系数;

$P$  为正压力。

##### 2. 常摩擦因子模型<sup>[48]</sup>

假设摩擦面上的摩擦因子  $m$  为常数 ( $0 < m < 1$ ), 摩擦力为:

$$\tau_f = m \left( \frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \right) \quad (2-32)$$

式中:  $\bar{\sigma}$  为变形材料的有效流动应力。

##### 3. 反正切函数模型<sup>[4,126]</sup>

Kobayashi 假设摩擦力  $f$  为相对滑动速度的反正切函数:

$$f = -mk \left\{ \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left[ \frac{v_s}{A} \right] \right\} \quad (2-33)$$

式中:  $m$  为摩擦因子,  $0 < m < 1$ ;

$k = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}$  为剪切屈服强度；

$\sigma_s$  为屈服应力；

$v_s$  为接触表面上变形体与模具之间的相对滑动速度；

$A$  为非常小的正常数，一般取  $A=10^{-3}\sim 10^{-4}$ 。

库仑摩擦模型和常摩擦因子模型分别将摩擦系数  $\mu$  和摩擦因子  $m$  设定为常数，数学处理简单，且在一定情况下与实际状态吻合较好。反正切函数模型考虑了坯料与模具内表面之间的相对滑动，与铝型材热挤压过程的实际物理工况相符，适用于分析非稳态塑性成形问题。故本文采用反正切函数模型模拟坯料与挤压模具之间的摩擦。

## 2.3 温度场求解

### 2.3.1 温度场有限元方程

#### 1. 温度场的等价泛函

求解热挤压模具温度场需要联立导热微分方程、边界条件和初始条件来进行。一般来说，求解是困难的，所以通常采用变分法将求解微分方程的问题转化为求解泛函的极值问题。导热微分方程(2-21)和边界条件（式(2-25)~式(2-29)）的等价泛函为：

$$J(T) = \frac{1}{2} \iiint_V \lambda \left[ \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 + \left( \frac{\partial T}{\partial z} \right)^2 \right] dV + \iiint_V \left( \rho c \frac{\partial T}{\partial t} - \Phi \right) T dV + \iint_{\Gamma_2} q T dS + \iint_{\Gamma_3} \alpha \left( \frac{1}{2} T^2 - T_f T \right) dS \quad (2-34)$$

求等价泛函  $J(T)$  的一阶变分并令其等于零，即：

$$\delta J(T) = \iiint_V \lambda \left[ \frac{\partial T}{\partial x} \delta \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial T}{\partial y} \delta \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial T}{\partial z} \delta \left( \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right] dV + \iiint_V \left( \rho c \frac{\partial T}{\partial t} - \Phi \right) \delta T dV + \iint_{\Gamma_2} q \delta T dS + \iint_{\Gamma_3} \alpha (T - T_f) \delta T dS = 0 \quad (2-35)$$

#### 2. 温度场的有限元方程

由于泛函  $J$  既是坐标的函数，又是时间的函数，因此需要对空间域和时间域同时进行离散化处理。通常采用有限元网格对传热体的空间域进行离散化，而对时间域则用有限差分网格进行离散。

设把求解区域  $V$  划分为  $E$  个单元， $n$  个节点。那么任一单元  $e$  内的温度分布可用节点温度表示，即：



$$T = \sum_i N_i T_i = \mathbf{N} \mathbf{T}^e \quad (2-36)$$

式中： $N_i$ 为单元形函数；

$T_i$ 为单元 $e$ 内节点 $i$ 的温度；

$\mathbf{N}$ 为形函数矩阵；

$\mathbf{T}^e$ 为单元节点温度的列向量。

单元内任意一点的温度变化率也可用单元节点的温度变化率来插值表示<sup>[4]</sup>，即：

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \mathbf{N} \frac{\partial \mathbf{T}^e}{\partial t} \quad (2-37)$$

离散化后，泛函 $J$ 表示成各单元泛函 $J^e$ 之和：

$$J = \sum_e J^e \quad (2-38)$$

将泛函变分式(2-35)离散化后有：

$$\delta J = \sum_e \delta J^e \quad (2-39)$$

其中：

$$\begin{aligned} \delta J^e(T) = & \iiint_{V^e} \lambda \left[ \frac{\partial T}{\partial x} \delta \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial T}{\partial y} \delta \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial T}{\partial z} \delta \left( \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right] dx dy dz + \\ & \iiint_{V^e} \left( \rho c \frac{\partial T}{\partial t} - \phi \right) \delta T dx dy dz + \iint_{\Gamma_2^e} q \delta T dS + \iint_{\Gamma_3^e} \alpha (T - T_f) \delta T dS = 0 \end{aligned} \quad (2-40)$$

根据式(2-37)，有如下关系式：

$$\begin{cases} \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{\partial N_i}{\partial x} T_i + \frac{\partial N_j}{\partial x} T_j + \frac{\partial N_k}{\partial x} T_k \\ \frac{\partial T}{\partial y} = \frac{\partial N_i}{\partial y} T_i + \frac{\partial N_j}{\partial y} T_j + \frac{\partial N_k}{\partial y} T_k \\ \frac{\partial T}{\partial z} = \frac{\partial N_i}{\partial z} T_i + \frac{\partial N_j}{\partial z} T_j + \frac{\partial N_k}{\partial z} T_k \end{cases} \quad (2-41)$$

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial T_i} \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \frac{\partial N_i}{\partial x}, \quad \frac{\partial}{\partial T_j} \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \frac{\partial N_j}{\partial x}, \quad \frac{\partial}{\partial T_k} \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \frac{\partial N_k}{\partial x} \\ \frac{\partial}{\partial T_i} \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \frac{\partial N_i}{\partial y}, \quad \frac{\partial}{\partial T_j} \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \frac{\partial N_j}{\partial y}, \quad \frac{\partial}{\partial T_k} \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \frac{\partial N_k}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial T_i} \left( \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial N_i}{\partial z}, \quad \frac{\partial}{\partial T_j} \left( \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial N_j}{\partial z}, \quad \frac{\partial}{\partial T_k} \left( \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial N_k}{\partial z} \end{cases} \quad (2-42)$$

$$\frac{\partial T}{\partial T_i} = N_i, \quad \frac{\partial T}{\partial T_j} = N_j, \quad \frac{\partial T}{\partial T_k} = N_k \quad (2-43)$$

将式(2-41)~(2-43)代入式(2-40)式, 得:

$$\begin{aligned} \frac{\partial J^e}{\partial T^e} = & \iiint_{V^e} \lambda \left[ (N_j)^T (N_i) \right] T^e dV + \iiint_{V^e} \rho c (N^T N) \dot{T} dV - \\ & \iiint_{V^e} \eta \bar{\sigma} N^T dV + \iint_{\Gamma_2^e} q N^T dS + \iint_{\Gamma_3^e} \alpha (T - T_f) N^T dS = 0 \end{aligned} \quad (2-44)$$

式中:

$$N_i = \left( \frac{\partial N_i}{\partial x_i} \quad \frac{\partial N_j}{\partial x_i} \quad \frac{\partial N_k}{\partial x_i} \quad L \right)^T, \quad x_i = (x, y, z) \quad (2-45)$$

将式(2-44)代入式(2-39), 并将各单元方程进行组装整理可得:

$$CT\dot{T} + KT = Q \quad (2-46)$$

式中:  $C$  为总体热容矩阵;

$K$  为总体热传导矩阵;

$T$  为节点温度向量;

$\dot{T}$  为节点温度变化率向量;

$Q$  为总体热流向量。

$$\begin{aligned} C &= \sum_e \iiint_{V^e} \rho c N^T N dV \\ K &= \sum_e \left( \iiint_{V^e} k (N_i)^T (N_i) dV - \iint_{\Gamma_3^e} \alpha T_f N^T dS \right) \\ Q &= Q_1 + Q_2 + Q_3 \end{aligned}$$

其中:

$$\begin{aligned} Q_1 &= \sum_e \iiint_{V^e} \eta \bar{\sigma} N^T dV \\ Q_2 &= -\sum_e \iint_{\Gamma_3^e} \alpha N^T dS \\ Q_3 &= -\sum_e \iint_{\Gamma_2^e} q N^T dS \end{aligned}$$

$Q_1$ 、 $Q_2$ 、 $Q_3$  分别为节点内热源热流向量、对流和辐射损失热流向量以及坯料与工模具间接触热传导损失的热流量。

### 2.3.2 温度场求解

#### 1. 时间域的离散

为求解非稳态热问题, 应利用休斯广义梯形法 (Hughes generalized trapezoidal) [128] 将时间离散化:

$$\{T_{n+1}\} = \{T_n\} + (1-\theta)\Delta t \{\dot{T}_n\} + \theta\Delta t \{\dot{T}_{n+1}\} \quad (2-47)$$

式中:  $\Delta t = t_{n+1} - t_n$  为时间增量;

$\{T_n\}$ 、 $\{\dot{T}_n\}$  为时刻  $t_n$  的温度及其变化率;

$\theta$  为瞬态积分参数,  $0 \leq \theta \leq 1$ 。

根据  $\theta$  取值的不同可得到不同的积分方案:

$\theta=0$  为前差分;

$\theta=0.5$  为中点差分 (Grank-Nicolson 差分);

$\theta=2/3$  为 Galerkin 法;

$\theta=1$  为后差分。

在热挤压模具的温度场分析中, 为了提高解的精度并保证计算的可靠性, 通常取  $\theta=1$ , 即采用向后差分格式。而中点法则的优点是不需计算偏导数。

将方程(2-47)代入方程(2-46), 可得:

$$\left( \frac{1}{\theta \Delta t} [C] + [K] \right) \{T_{n+1}\} = \{Q\} + [C] \left( \frac{1}{\theta \Delta t} \{T_n\} + \frac{1-\theta}{\theta} \{\dot{T}_n\} \right) \quad (2-48)$$

## 2. 温度场计算步骤

为了确定挤压过程中模具内发生的温度变化, 本文采用迭代法进行求解。具体迭代步骤如下:

- 1) 输入数据 (材料常数、边界信息等);
- 2) 假设初始温度场  $T_0$ ;
- 3) 计算总体热容矩阵  $C$ 、总体热传导矩阵  $K$  和总体热流向量  $Q$ ;
- 4) 计算初始温度场  $T_0$  对应的速度场  $u$ ;
- 5) 根据式(2-36)计算初始温度率  $\dot{T}_0$ ;
- 6) 计算  $\frac{1}{\theta \Delta t} \{T_n\} + \frac{1-\theta}{\theta} \{\dot{T}_n\}$ ;
- 7) 更新节点坐标及其有关变形场量, 为下一增量计算作准备;
- 8) 根据前一步的速度场, 按下式计算温度场的第一级近似值  $\{T\}_{t+\Delta t}^{(1)}$ :

$$\left( \frac{1}{\theta \Delta t} [C] + [K] \right) \{T_{n+1}\}_{t+\Delta t}^{(1)} = \{Q\}_{t+\Delta t}^{(1)} + [C] \left( \frac{1}{\theta \Delta t} \{T_n\}_{t+\Delta t}^{(1)} + \frac{1-\theta}{\theta} \{\dot{T}_n\}_{t+\Delta t}^{(1)} \right)$$

- 9) 计算与温度场  $\{T\}_{t+\Delta t}^{(1)}$  对应的新速度场;
- 10) 利用新速度场, 按下式计算温度场的第二级近似值  $\{T\}_{t+\Delta t}^{(2)}$ :

$$\left( \frac{1}{\theta \Delta t} [C] + [K] \right) \{T_{n+1}\}_{t+\Delta t}^{(2)} = \{Q\}_{t+\Delta t}^{(2)} + [C] \left( \frac{1}{\theta \Delta t} \{T_n\}_{t+\Delta t}^{(2)} + \frac{1-\theta}{\theta} \{\dot{T}_n\}_{t+\Delta t}^{(2)} \right)$$

- 11) 重复步骤 9)、10), 直至速度场和温度场都获得收敛的解;
- 12) 计算新的温度率场  $\{\dot{T}\}_{t+\Delta t}$ ;
- 13) 重复步骤 6)~12), 直到完成所有增量步为止。

按照上述分析模式，对温度场的计算所用的机时很少，因为迭代过程中耦合项仅对热载荷列阵产生影响，其余无须再计算。

### 3. 温度场计算结果

坯料材料为 6063，挤压模具材料为 4Cr5MoSiV1 钢。模拟中使用的工艺参数为：坯料规格  $\Phi 185 \text{ mm} \times 1\,000 \text{ mm}$ ；坯料和模具的预热温度分别为  $450 \text{ }^\circ\text{C}$  和  $410 \text{ }^\circ\text{C}$ ；坯料和模具之间的传热系数为  $11 \text{ (W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{C}^{-1})$ 。热挤压模具上模结构图和几何模型分别参见图 2-2 和图 2-5。

根据前述理论推导，对方管铝型材的热挤压过程进行了数值模拟，得出了热挤压过程中热挤压模具上模中的温度场，如图 2-9 所示（上模的 1/4）。模拟过程中使用的热物性参数见表 2-1。

表 2-1 坯料和挤压模具温度场模拟所用热物性参数表<sup>[117]</sup>

性 质	6063	4Cr5MoSiV1
密度/ $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	2800	7760
比热容/ $\text{J}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{C}^{-1}$	2.14	3.81
导热系数/ $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{C}^{-1}$	180.18	50.70
辐射系数	0.25	0.70
杨氏模量/MPa	70 000	206 754
泊松比	0.34	0.30

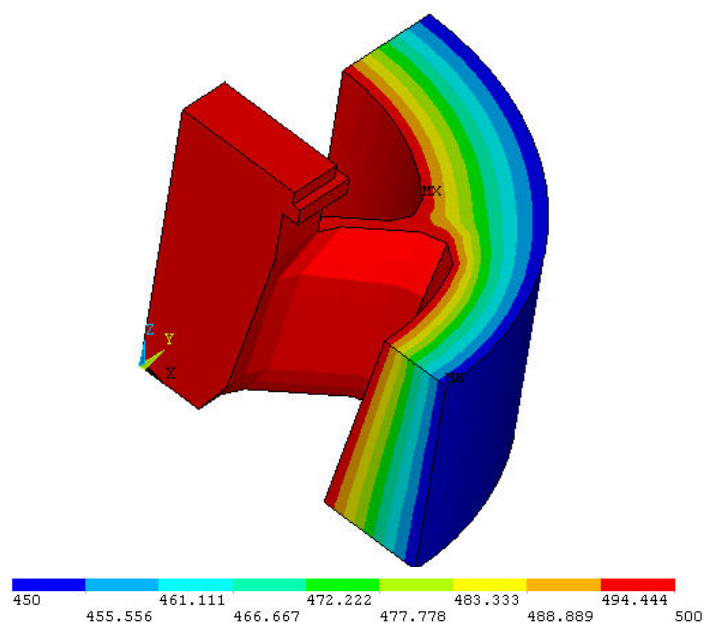


图 2-9 热挤压模具上模温度场

## 2.4 本章小结

本章对三维实体造型技术进行了研究,针对铝型材热挤压模具的结构特点,以 ANSYS 为开发平台,以 ANSYS 软件的 APDL 参数化设计语言为开发工具,开发了铝型材热挤压模具三维参数化实体建模系统。并以平面分流组合模为具体研究对象,建立了三维参数化几何模型。对热挤压过程中的热量传递过程进行了研究,在分析热传递边界条件的基础上,建立了求解热挤压模具三维非稳态温度场的数学模型。基于变分原理推导出了求解温度场的有限元矩阵方程,给出了热挤压模具三维非稳态温度场的有限元求解方法和计算步骤。结合方管铝型材热挤压的具体加工过程,对热挤压模具三维非稳态温度场进行了数值计算,得出了模具体内的温度分布,为热力耦合分析和模具优化设计打下了基础。

## 第三章 热挤压模具热应力场的数值模拟研究

### 3.1 概述

物体的热胀冷缩是一种极为普通的物理现象。当物体的温度发生改变时，它将随着温度的升高或降低而膨胀或收缩。若物体不受任何约束，其膨胀或收缩可以自由地发生，则在物体内部不会产生应力。然而，当物体受到外部约束或物体各部分之间的相互约束时，这种膨胀或收缩就不能自由地发生，物体内部就会产生应力，即所谓热应力（或称为温度应力、变温应力）。

热挤压过程中，坯料的流变产生热量、坯料与模具的相对运动界面由摩擦产生热量，温度差驱动坯料与模具进行热交换，模具内表面温度可达到 450℃~550℃，模具各点温度有很大差别，由此产生相应的变形和应力。而实际挤压生产是单根间歇式进行，这种应力应变就呈周期性循环出现，模具处在热疲劳应力状态。当应力值超过模具材料的允许疲劳极限时，就会萌生热疲劳裂纹，热疲劳裂纹的进一步扩展就会引起模具的失效，造成模具寿命的降低。因此，在对模具进行寿命分析时，就必须对热应力进行研究。

本章在第二章研究模具温度场的基础上，应用热弹塑性理论对挤压过程中模具体内的热应力进行研究，并运用有限元法对热应力场进行求解。

### 3.2 热挤压模具材料的弹塑性本构关系

热挤压模具工作时，在热应力和机械应力作用下，会产生弹性变形，甚至局部塑性变形。模具设计中，需要应用弹塑性理论对模具的这类力学行为进行分析，并作为模具结构设计的依据。

#### 3.2.1 弹性本构关系

制作热挤压模具的材料 4Cr5MoSiV1 工作在弹性变形范围内时，其应力分量与应变分量之间的关系满足广义虎克定律，它是一个线性关系，其表达式如下：

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_x = \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)] \\ \varepsilon_y = \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu(\sigma_z + \sigma_x)] \\ \varepsilon_z = \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)] \\ \gamma_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G} \\ \gamma_{yz} = \frac{\tau_{yz}}{G} \\ \gamma_{zx} = \frac{\tau_{zx}}{G} \end{array} \right. \quad (3-1)$$

式中： $E$  为拉弹性模量；

$G$  为剪切弹性模量；

$\nu$  为泊松比。

$E$ 、 $G$ 、 $\nu$  三者之间满足如下关系：

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (3-2)$$

将式(3-1)表示成以应变分量表示的应力分量公式，则有：

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_x = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left( \varepsilon_x + \frac{\nu}{1-\nu} \varepsilon_y + \frac{\nu}{1-\nu} \varepsilon_z \right) \\ \sigma_y = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left( \frac{\nu}{1-\nu} \varepsilon_x + \varepsilon_y + \frac{\nu}{1-\nu} \varepsilon_z \right) \\ \sigma_z = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left( \frac{\nu}{1-\nu} \varepsilon_x + \frac{\nu}{1-\nu} \varepsilon_y + \varepsilon_z \right) \\ \tau_{xy} = \frac{E}{2(1+\nu)} \gamma_{xy} \\ \tau_{yz} = \frac{E}{2(1+\nu)} \gamma_{yz} \\ \tau_{zx} = \frac{E}{2(1+\nu)} \gamma_{zx} \end{array} \right. \quad (3-3)$$

用矩阵表示如下：

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{pmatrix} = \frac{E}{1+\nu} \times \begin{bmatrix} \frac{1-\nu}{1-2\nu} & & & & & \\ \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} & & & & \\ \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} & & & \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} & & \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} & \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{pmatrix} \quad (3-4)$$

对 称

式(3-4)可简写为:

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} \quad (3-5)$$

式中:  $\{\sigma\}$ 为应力列矢量;

$\{\varepsilon\}$ 为应变列矢量;

$[D]$ 为三维弹性矩阵。

### 3.2.2 弹塑性应力应变关系

1. 根据 Mises 屈服准则, 当等效应力达到屈服极限时, 材料将发生屈服进入塑性状态, 即:

$$\bar{\sigma} = \sigma_s \quad (3-6)$$

式中:  $\sigma_s$ 为材料屈服应力;

$\bar{\sigma}$ 为等效应力。

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} \left[ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \right]} \quad (3-7)$$

将式(3-7)写成矩阵式:

$$\bar{\sigma}^2 = \frac{3}{2} \{\sigma_D\}^T \{\sigma_D\} \quad (3-8)$$

式中:  $\{\sigma_D\}' = \{\sigma_x', \sigma_y', \sigma_z', \sqrt{2}\tau_{xy}', \sqrt{2}\tau_{yz}', \sqrt{2}\tau_{zx}'\}^T$  为应力偏量列阵之一;



$$\sigma'_x = \sigma_x - \sigma_m ;$$

$$\sigma'_y = \sigma_y - \sigma_m ;$$

$$\sigma'_z = \sigma_z - \sigma_m ;$$

$$\tau'_{xy} = \tau_{xy} ;$$

$$\tau'_{yz} = \tau_{yz} ;$$

$$\tau'_{zx} = \tau_{zx} ;$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3} = \frac{\Theta}{3} \text{ 为平均应力。}$$

引进等效塑性应变:

$$\bar{\varepsilon}^p = \frac{\sqrt{2}}{2(1+\nu)} \sqrt{(\varepsilon_x^p - \varepsilon_y^p)^2 + (\varepsilon_y^p - \varepsilon_z^p)^2 + (\varepsilon_z^p - \varepsilon_x^p)^2 + \frac{3}{2}(\gamma_{xy}^{p2} + \gamma_{yz}^{p2} + \gamma_{zx}^{p2})} \quad (3-9)$$

写成矩阵式则为:

$$\bar{\varepsilon}^{p2} = \frac{2}{3} \{\varepsilon_D^p\}^T \{\varepsilon_D^p\}' \quad (3-10)$$

式中:  $\{\varepsilon_D^p\}' = \left\{ \varepsilon_x^{p'}, \varepsilon_y^{p'}, \varepsilon_z^{p'}, \frac{\gamma_{xy}^{p'}}{\sqrt{2}}, \frac{\gamma_{yz}^{p'}}{\sqrt{2}}, \frac{\gamma_{zx}^{p'}}{\sqrt{2}} \right\}^T$  为塑性应变偏量列阵之一;

$$\varepsilon_x^{p'} = \varepsilon_x^p - \varepsilon_m^p ;$$

$$\varepsilon_y^{p'} = \varepsilon_y^p - \varepsilon_m^p ;$$

$$\varepsilon_z^{p'} = \varepsilon_z^p - \varepsilon_m^p ;$$

$$\gamma_{xy}^{p'} = \gamma_{xy}^p ;$$

$$\gamma_{yz}^{p'} = \gamma_{yz}^p ;$$

$$\gamma_{zx}^{p'} = \gamma_{zx}^p ;$$

$$\varepsilon_m^p = \frac{\varepsilon_x^p + \varepsilon_y^p + \varepsilon_z^p}{3} \text{ 为平均塑性应变。}$$

因为塑性时体积应变为 0, 即  $\varepsilon_x^p + \varepsilon_y^p + \varepsilon_z^p = 0$ 。因此塑性应变张量和塑性应变偏量是等同的, 即:

$$\{\varepsilon^p\}' = \{\varepsilon_D^p\}' \quad (3-11)$$

式中:  $\{\varepsilon^p\}' = \left\{ \varepsilon_x^p, \varepsilon_y^p, \varepsilon_z^p, \frac{\gamma_{xy}^p}{\sqrt{2}}, \frac{\gamma_{yz}^p}{\sqrt{2}}, \frac{\gamma_{zx}^p}{\sqrt{2}} \right\}^T$ 。

于是有:

$$(\bar{\varepsilon}^p)^2 = \frac{2}{3} \{\varepsilon_D^p\}^T \{\varepsilon_D^p\}' = \frac{2}{3} \{\varepsilon^p\}^T \{\varepsilon^p\}' \quad (3-12)$$

## 2. 流动法则

流动法则规定塑性应变增量的分量和应力分量以及应力增量分量之间的关系。Mises 流动法则假设塑性应变增量可从塑性势导出：

$$d\{\varepsilon^p\} = d\beta \frac{\partial g}{\partial \{\sigma\}} \quad (3-13)$$

式中： $g$  为塑性势，是应力状态和塑性应变的函数；

$d\{\varepsilon^p\}$  为塑性应变增量；

$d\beta$  为比例因子，它必须是一个非负数，以保证应力和应变在性质上一致。

式(3-13)表明：塑性应变增量和塑性势面法向量成正比。

采用 Mises 屈服面作为塑性流动势面，即  $g = \bar{\sigma}$ ，则有：

$$d\{\varepsilon^p\} = d\beta \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \{\sigma\}} \quad (3-14)$$

即塑性应变增量和屈服面法向量成正比。

由于

$$\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \{\sigma\}} = \frac{3}{2\bar{\sigma}} \{\sigma_D\}'' \quad (3-15)$$

式中： $\{\sigma_D\}'' = \{\sigma'_x, \sigma'_y, \sigma'_z, 2\tau'_{xy}, 2\tau'_{yz}, 2\tau'_{zx}\}^T$  为应力偏量列阵之二。

将式(3-15)代入式(3-14)得：

$$d\{\varepsilon^p\} = d\beta \frac{3}{2\bar{\sigma}} \{\sigma_D\}'' \quad (3-16)$$

即塑性应变增量和应力偏量成正比。

把式(3-16)改写为：

$$d\{\varepsilon^p\}' = d\beta \frac{3}{2\bar{\sigma}} \{\sigma_D\}' \quad (3-17)$$

矢量相等，两边模也相等，于是有：

$$d\{\varepsilon^p\}'^T d\{\varepsilon^p\}' = \left( d\beta \frac{3}{2\bar{\sigma}} \{\sigma_D\}'^T \right) \left( d\beta \frac{3}{2\bar{\sigma}} \{\sigma_D\}' \right) \quad (3-18)$$

再利用式(3-8)和式(3-12)得：

$$\frac{3}{2} d\bar{\varepsilon}^p{}^2 = d\beta^2 \frac{9}{4\bar{\sigma}^2} \{\sigma_D\}'^T \{\sigma_D\}' = d\beta^2 \frac{9}{4\bar{\sigma}^2} \left( \frac{2}{3} \bar{\sigma}^2 \right) \Rightarrow d\beta = d\bar{\varepsilon}^p \quad (3-19)$$

将  $d\beta = d\bar{\varepsilon}^p$  代入式(3-17)，得：

$$d\{\varepsilon^p\}' = \frac{3}{2} \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\bar{\sigma}} \{\sigma_D\}' \quad (3-20)$$

或者写成:

$$d\{\varepsilon^p\} = d\bar{\varepsilon}^p \frac{3}{2\bar{\sigma}} \{\sigma_D\}'' \quad (3-21)$$

### 3. 应变强化

对于热挤压模具材料 4Cr5MoSiV1, 可认为拉伸时的强化屈服极限和压缩时的强化屈服极限相等, 采用等向强化模型, 使用等效塑性应变  $d\bar{\varepsilon}^p$  沿应变路线积分描述应变强化程度, 其表达式为:

$$\bar{\sigma} = H\left(\int d\bar{\varepsilon}^p\right) \quad (3-22)$$

式(3-22)中函数  $H$  反映了新的屈服应力状态对等效应变总量的依赖关系,  $d\bar{\varepsilon}^p$  反映了加载历史及塑性应变履历。

对式(3-22)求导可得:

$$d\bar{\sigma} = H' \cdot d\bar{\varepsilon}^p \quad (3-23)$$

式中  $H'$  为应变强化率, 表示等效应力相对于等效塑性应变的变化率。

$$H' = \frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}^p} \approx \frac{d\sigma}{d\varepsilon^p} \quad (3-24)$$

将式(3-24)代入式(3-21)得:

$$d\{\varepsilon^p\} = \frac{3}{2} \cdot \frac{1}{H'} \cdot \frac{d\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}} \{\sigma_D\}'' \quad (3-25)$$

利用全微分关系:

$$d\bar{\sigma} = \left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \{\sigma\}} \right\}^T d\{\sigma\} = \frac{3}{2\bar{\sigma}} \{\sigma_D\}''^T d\{\sigma\} \quad (3-26)$$

将式(3-26)代入式(3-25)中得:

$$d\{\varepsilon^p\} = \frac{1}{H'} \left( \frac{3}{2} \cdot \frac{1}{\bar{\sigma}} \cdot \{\sigma_D\}'' \right) \left( \frac{3}{2} \cdot \frac{1}{\bar{\sigma}} \cdot \{\sigma_D\}''^T \right) d\{\sigma\} \quad (3-27)$$

记

$$[s] = \frac{3}{2} \cdot \frac{1}{\bar{\sigma}} \cdot \{\sigma_D\}'' \quad (3-28)$$

则

$$d\{\varepsilon^p\} = \frac{1}{H'} [s][s]^T d\{\sigma\} \quad (3-29)$$

因为

$$d\{\sigma\} = [D]_e d\{\varepsilon^e\} \quad (3-30)$$

则

$$d\{\varepsilon^e\} = [D]_e^{-1} d\{\sigma\} \quad (3-31)$$

全增量应变为弹性和塑性应变增量之和，故有：

$$\begin{aligned} d\{\varepsilon\} &= d\{\varepsilon^e\} + d\{\varepsilon^p\} = [D]_e^{-1} d\{\sigma\} + \frac{1}{H'} [s][s]^T d\{\sigma\} = \\ & [D]_e^{-1} \left( [I] + \frac{1}{H'} [D]_e [s][s]^T \right) d\{\sigma\} \end{aligned} \quad (3-32)$$

由矩阵求逆公式： $(AB)^{-1} = B^{-1}A^{-1}$ ， $(A+uv^T)^{-1} = A^{-1} - \frac{A^{-1}uv^T A^{-1}}{1+v^T A^{-1}u}$ ，得：

$$d\{\sigma\} = \left( [I] - \frac{[D]_e [s][s]^T}{H' + [s]^T [D]_e [s]} \right) [D]_e d\{\varepsilon\} = \left( [D]_e - \frac{[D]_e [s][s]^T [D]_e}{H' + [s]^T [D]_e [s]} \right) d\{\varepsilon\} \quad (3-33)$$

式中：[I]为单位矩阵；

$$[D]_p = \frac{[D]_e [s][s]^T [D]_e}{H' + [s]^T [D]_e [s]} \text{ 为塑性矩阵；}$$

$$[D]_{ep} = [D]_e - [D]_p \text{ 为弹塑性矩阵。}$$

塑性矩阵的显式为：

$$[D]_p = \frac{\left( [D]_e \frac{3}{2\bar{\sigma}} \cdot \{\sigma_D\}^* \right) \left( \frac{3}{2\bar{\sigma}} \cdot \{\sigma_D\}^{*T} [D]_e \right)}{H' + \frac{3}{2\bar{\sigma}} \{\sigma_D\}^{*T} \left( [D]_e \frac{3}{2\bar{\sigma}} \cdot \{\sigma_D\}^* \right)} \quad (3-34)$$

其中：

$$[D]_e \frac{3}{2\bar{\sigma}} \cdot \{\sigma_D\}^* = \frac{E}{1+\nu} \times \begin{bmatrix} \frac{1-\nu}{1-2\nu} & & & & & & \\ \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} & & & & & \\ \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} & & & & \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} & & & \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} & & \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} & \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma'_x \\ \sigma'_y \\ \sigma'_z \\ 2\tau'_{xy} \\ 2\tau'_{yz} \\ 2\tau'_{zx} \end{pmatrix}$$

因  $\sigma'_x + \sigma'_y + \sigma'_z = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z - 3\sigma_m = 0$ ，并注意到式(3-2)，故有：

$$\begin{aligned}
 [D]_e \frac{3}{2\bar{\sigma}} \cdot \{\sigma_D\}^T &= \frac{3G}{\bar{\sigma}} (\sigma'_x, \sigma'_y, \sigma'_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx})^T \\
 [D]_p &= \frac{\frac{3G}{\bar{\sigma}} \begin{pmatrix} \sigma'_x \\ \sigma'_y \\ \sigma'_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{pmatrix} \cdot \frac{3G}{\bar{\sigma}} (\sigma'_x, \sigma'_y, \sigma'_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx})}{H' + \frac{3}{2\bar{\sigma}} (\sigma'_x, \sigma'_y, \sigma'_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}) \cdot \frac{3G}{\bar{\sigma}} \begin{pmatrix} \sigma'_x \\ \sigma'_y \\ \sigma'_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{pmatrix}} = \\
 &= \frac{9G^2}{(H' + 3G)\bar{\sigma}^2} \begin{bmatrix} \sigma_x'^2 & & & & & & \\ \sigma'_x \sigma'_y & \sigma_y'^2 & & & & & \\ \sigma'_x \sigma'_z & \sigma'_y \sigma'_z & \sigma_z'^2 & & & & \\ \sigma'_x \tau_{xy} & \sigma'_y \tau_{xy} & \sigma'_z \tau_{xy} & \tau_{xy}^2 & & & \\ \sigma'_x \tau_{yz} & \sigma'_y \tau_{yz} & \sigma'_z \tau_{yz} & \tau_{xy} \tau_{yz} & \tau_{yz}^2 & & \\ \sigma'_x \tau_{zx} & \sigma'_y \tau_{zx} & \sigma'_z \tau_{zx} & \tau_{xy} \tau_{zx} & \tau_{yz} \tau_{zx} & \tau_{zx}^2 & \end{bmatrix} \quad \text{对 称}
 \end{aligned} \tag{3-35}$$

塑性矩阵和弹性矩阵不同，塑性矩阵不仅和材料的物理常数有关，而且还和应力偏量有关。应力偏量同样是未知函数，所以应力应变关系是非线性的，代入微分方程，方程也变成非线性方程。因此，求解此问题要用增量变刚度法分段线性化处理。

### 3.2.3 过渡系数 $m$ 和应变强化率 $H'$ 的确定

#### 1. 过渡系数 $m$ 的确定

元素屈服的判别是按 Mises 准则来判别的，即  $\bar{\sigma} = \sigma_s$  就屈服。此时必须按弹塑性矩阵来形成元素的刚度矩阵。但是，如果一次增量加载进入屈服的元素较多，从弹性刚度阵突然变到塑性刚度阵，会引起相当大的误差。因此要用过渡系数  $m$  来调整。

元素处在从弹性进入塑性的过渡区域时，其弹塑性矩阵为：

$$[\bar{D}]_{ep} = m[D]_e + (1-m)[D]_{ep} \tag{3-36}$$

其中： $m = \frac{\Delta \epsilon_s}{\Delta \bar{\epsilon}_{es}} = \frac{\bar{\epsilon}_s - \bar{\epsilon}}{\Delta \epsilon}$ ，称为过渡系数， $0 < m < 1$ 。

$\Delta\varepsilon_s$  为达到屈服所需要的等效应变；

$\Delta\bar{\varepsilon}_{es}$  为本次加载所引起的等效应变增量。

## 2. 应变强化率 $H'$ 的确定

塑性矩阵表达式(3-35)中含有应变强化率  $H'$ ，它是表示材料加工硬化性能的参数。由式(3-23)可知， $H'$  是等效应力相对于塑性等效应变的变化率，由简单拉伸实验给出的  $\sigma-\varepsilon$  曲线确定。

当模具材料进入塑性区后，其应力应变关系符合某种函数关系：

$$\sigma = f(\varepsilon) \quad (3-37)$$

材料总应变等于弹性应变与塑性应变之和，且弹性应力、应变关系服从 Hook 定律，则有：

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p = \frac{\sigma}{E} + \varepsilon^p \quad (3-38)$$

将式(3-38)代入式(3-37)并取全微分，得：

$$d\sigma = f' \frac{d\sigma}{E} + f' d\varepsilon^p \quad (3-39)$$

或写成：

$$\left(1 - \frac{f'}{E}\right) d\sigma = f' d\varepsilon^p \quad (3-40)$$

由式(3-40)得：

$$H' = \frac{d\sigma}{d\varepsilon^p} = \frac{Ef'}{E - f'} \quad (3-41)$$

式中： $f' = \frac{d\sigma}{d\varepsilon}$  为曲线  $\sigma = f(\varepsilon)$  的斜率，由实验确定；

$H'$  为曲线  $\bar{\sigma} = H\left(\int d\bar{\varepsilon}^p\right)$  的斜率，由式(3-41)确定。

如果材料硬化程度不大，即  $E \gg f'$  时，则  $H' \approx f'$ 。对理想塑性材料  $H' = 0$ 。

当  $E = f'$  时，表明材料仍处于弹性范围，此时  $H' = \infty$ 。

## 3.3 热弹塑性应力-应变关系

当物体受热且位移又受到外界约束，或内部受热不均匀时，物体将处于一种有内部应力的状态。若此时物体还受到弹性和塑性变形，则总变形为弹性应变和塑性应变与热应变之和，用增量形式表示为：

$$d\{\varepsilon\} = d\{\varepsilon\}_e + d\{\varepsilon\}_p + d\{\varepsilon\}_T \quad (3-42)$$

假设不考虑温度对材料硬化特征的影响，通过推导可得出增量形式的热弹-塑性应力-应变关系：

$$d\{\sigma\} = [D]_{ep} (d\{\varepsilon\} - d\{\varepsilon\}_T) \quad (3-43)$$

式中 $[D]_{ep}$ 为弹塑性矩阵。

对于均匀各向同性体来说，温度变化只引起正应变，而不产生剪应变。因此由模具温度场的温度变化引起的热应变为：

$$\varepsilon_x = \varepsilon_y = \varepsilon_z = \alpha \Delta T, \quad \gamma_{xy} = \gamma_{yz} = \gamma_{zx} = 0 \quad (3-44)$$

写成增量的矩阵形式：

$$d\{\varepsilon\}_T = \alpha [1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0]^T dT \quad (3-45)$$

式中： $\alpha$ 为热膨胀系数；

$dT$ 为温度变化增量。

### 3.4 热挤压模具热应力场的数学模型

对于材料的弹塑性问题，在应力与应变增量关系基础上建立起来的增量理论能真实地反映材料的塑性行为。设单元的平均温度从 $T$ 改变为 $T+dT$ ，则其应力应变关系由增量表示为：

$$d\{\sigma\} = [\bar{D}]_{ep} (d\{\varepsilon\} - d\{\varepsilon\}_T) \quad (3-46)$$

式中： $d\{\sigma\}$ 为应力增量；

$d\{\varepsilon\}$ 为应变增量；

$d\{\varepsilon\}_T$ 为由于温度增量 $dT$ 所引起的热应变增量，见式(3-45)；

$[\bar{D}]_{ep}$ 为加权平均弹塑性矩阵，见式(3-36)，式中的过渡系数 $m$ 确定材料是处于弹性区域、塑性区域还是处于弹塑性过渡区域：

$$\begin{cases} m=1 \text{ 时, } [\bar{D}]_{ep}=[D]_e, \text{ 材料处于弹性区域;} \\ m=0 \text{ 时, } [\bar{D}]_{ep}=[D]_{ep}, \text{ 材料处于塑性区域;} \\ 0 < m < 1 \text{ 时, 材料处于弹塑性过渡区域。} \end{cases}$$

求解弹塑性问题，增量形式的方法有变刚度法、初应力法和初应变法。由于变刚度法在计算上相对简单，故本文采用变刚度法求模具体内的热应力。增量变刚度法的基本思想是非线性问题分段线性化处理，即认为在一个足够小的加载增量内，应力增量和应变增量成线性关系，计算弹塑性矩阵 $[\bar{D}]_{ep}$ 仅需加载前的应力、应变水平，而与应力增量和应变增量无关。这样，虽然对于整个弹塑性过程来说是非线性的，但对每一加载过程来说却是线性的。

由于在逐步加载过程中塑性区是不断扩展的，在增加一个载荷增量 $\{\Delta R\}$ 时，

对于加载后仍处于弹性区的单元，计算其刚度矩阵时仍采用弹性本构关系矩阵 $[D]_e$ ；对于加载前已处于塑性区域而加载后塑性变形仍继续增量的单元，则应采用弹塑性本构关系矩阵 $[D]_{ep}$ ；对于过渡区的单元，即在一个加载增量步中，部分体积处于弹性区，而另一部分体积处于塑性区的单元，需采用加权平均弹塑性矩阵 $[\bar{D}]_{ep}$ 来代替 $[D]_{ep}$ 。

如上所述，对每一微小应变增量，弹塑性矩阵是变化的，因此刚度矩阵也是不断改变的，与当时的应力状态有关。

当单元进入弹塑性状态后，热膨胀影响也具有非线性的性质，采用增量载荷的方法可使问题线性化。于是式(3-46)成为：

$$\Delta\{\sigma\} = [\bar{D}]_{ep} (\Delta\{\varepsilon\} - \Delta\{\varepsilon\}_T) \quad (3-47)$$

而且

$$\Delta\{\varepsilon\}_T = \alpha[1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0]^T \Delta T \quad (3-48)$$

$$\Delta\{\varepsilon\} = [B]^T \Delta\{\delta\}^e \quad (3-49)$$

因为用的是 $\Delta T$ ，所以温度也要分段加载，把各节点上的温度值分成许多 $\Delta T$ 。这样处理后，在每步加载时，由热膨胀所产生的影响就可以按热弹性应力分析的方法处理，也就是说，在计算时用变温影响的等效结点载荷所代替。单元平衡方程为：

$$[K]^e \Delta\{\delta\}^e = \Delta\{R\}_p^e \quad (3-50)$$

式中： $[K]^e$ 为单元刚度矩阵；

$\Delta\{\delta\}^e$ 为增量加载终点的节点位移向量；

$\Delta\{R\}_p^e$ 为单元结点上的等效温差载荷增量。

增量变刚度法形成具体单元的刚度矩阵为：

$$[K]^e = \iiint_{V^e} [B]^T [\bar{D}]_{ep} [B] dx dy dz \quad (3-51)$$

总体刚度矩阵为：

$$[K] = \sum_e [K]^e = \sum_e \left( \iiint_{V^e} [B]^T [\bar{D}]_{ep} [B] dx dy dz \right) \quad (3-52)$$

由温度变化产生的热应变所对应的单元热载荷增量为：

$$\Delta\{R\}_T^e = \iiint_{V^e} [B]^T [\bar{D}]_{ep} \Delta\{\varepsilon\}_T dV \quad (3-53)$$

整个结构由于温度改变而引起的热载荷增量为：

$$\Delta\{R\}_T = \sum_e \iiint_{V^e} [B]^T [\bar{D}]_{ep} \Delta\{\varepsilon\}_T dV \quad (3-54)$$

考虑到式(3-45)，式(3-54)成为：



$$\Delta\{R\}_T = \sum_e \iiint_{V^e} [B]^T [\bar{D}]_{ep} \alpha [1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0]^T \Delta T dV \quad (3-55)$$

每一个载荷增量段的结构平衡方程为：

$$[K]\{\Delta\delta\} = \{\Delta R\}_T \quad (3-56)$$

式中：[K]为各元素刚度阵 $[K]^e$ 叠加起来的总刚度矩阵；

$\Delta\{\delta\}$ 为增量加载终点的位移向量；

$\Delta\{R\}_T$ 为增量加载段的热载荷。

求解这一组线性代数方程组就可得出每个增量加载终点的位移分布和应力状态。

### 3.5 热挤压模具热应力场的有限元数值模拟

随着计算机技术的迅速发展，数值模拟技术及方法在工程技术领域得到了广泛的应用。有限元法由于其实用性和通用性，已成为解决各种工程技术问题的强有力和灵活通用的工具。目前，国际上较大型的面向工程的有限元通用程序达到几百种，其中著名的有：ANSYS, NASTRAN, ASKA, ADINA, SAP 等。以 ANSYS 为代表的工程数值模拟软件，即有限元分析软件，不断吸取计算方法和计算机技术的最新进展，将有限元分析、计算机图形学和优化技术相结合，已成为解决现代工程学问题必不可少的有力工具。

ANSYS 有限元结构分析软件的用户可编程特性 UPFs (User Programmable Features) 提供了一系列 FORTRAN 函数，允许用户按自己的要求扩展和修改程序的功能，也允许用户使用自己的 FORTRAN 程序功能<sup>[129]</sup>。本文将热挤压模具材料的应力-应变关系编制成有限元分析程序，并将其集成到 ANSYS 中，对热挤压模具进行了弹塑性热应力场分析。

#### 3.5.1 有限元模型的建立

在有限元分析中，最后用于求解的模型是离散化了的有限元模型。进行求解之前，几何模型必须转化为有限元模型，即创建节点、单元。

为准确求解出各单元的应力和应变，单元类型的选择尤为重要。根据热挤压模具的结构特点，如果采用直边单元进行离散，由于用直线代替了曲线，除非网格划分得很细，否则不能获得较高的精度；对一些应力随坐标急剧变化的结构，采用简单的常应力单元离散时，也必须划分成大量的微小单元，以保证足够的精度。为此引入一种高精度的单元——等参数单元，它既能简化复杂单元的划分工作，又能在满足同样精度的要求时，大大减少使用的单元数。

本文使用三维 10 节点四面体热实体二次单元 SOLID87，该单元非常适合于三维不规则网格的划分。每个节点只有温度一个自由度，用于三维稳态或瞬态热

分析。图 3-1 为 SOLID87 单元示意图。

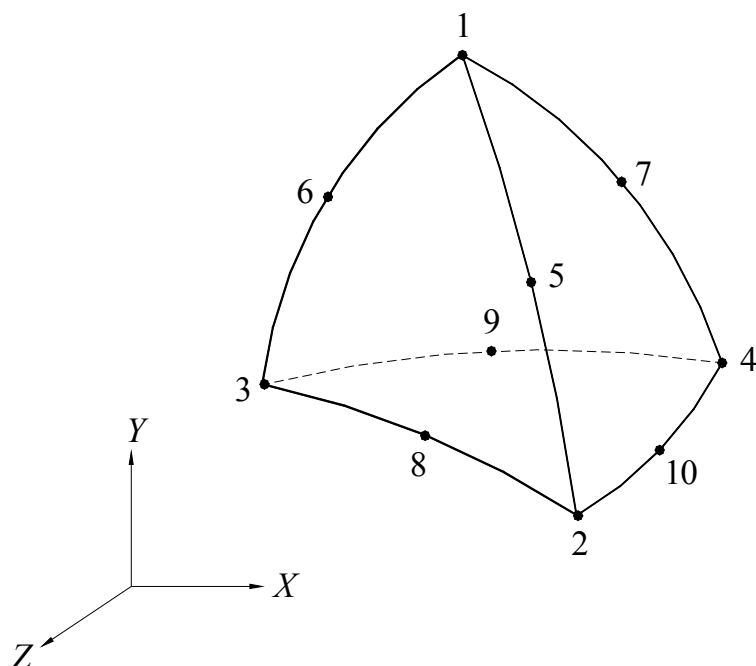


图 3-1 三维 10 节点四面体热实体二次单元 SOLID87

由于挤压方管铝型材的平面分流组合模上模（凸模）的结构和载荷都对称于  $XOY$  平面和  $YOZ$  平面（参见图 3-1 坐标系），为了减少划分网格的单元数目，从而减少计算工作量，可取模具的 1/4 进行分析。本文取  $X>0$ 、 $Y>0$  的部分进行分析，如图 3-2 所示（完整的模具几何模型见图 2-5）。

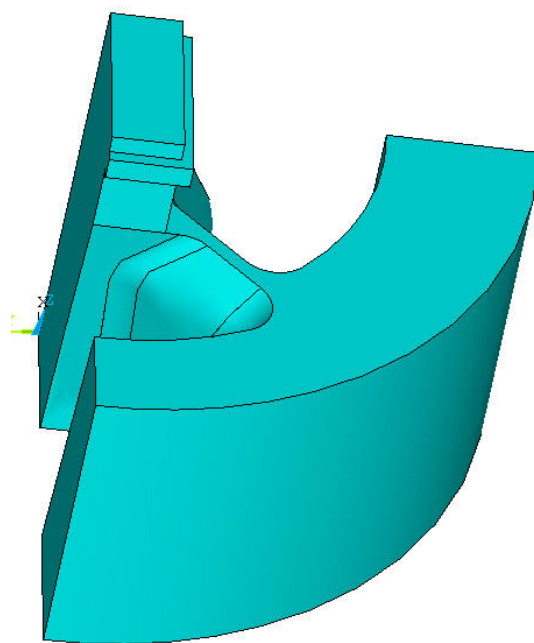


图 3-2 热挤压模具上模（凸模）1/4 几何模型

使用智能网格划分生成图 3-2 所示模具几何模型的有限元模型，共生成 22377 个节点，15512 个单元，如图 3-3 所示。

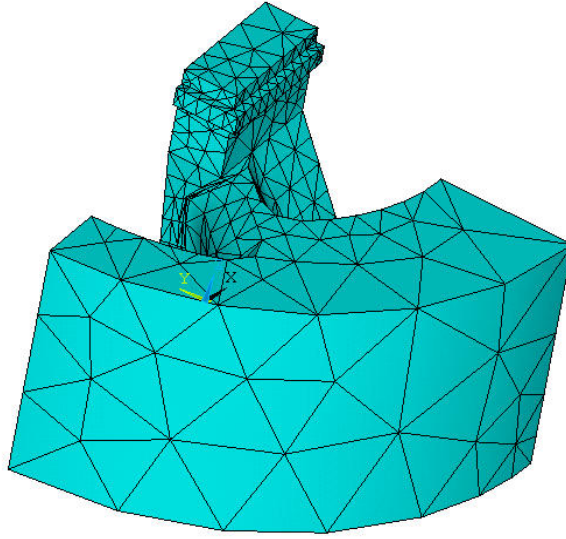


图 3-3 热挤压模具上模 1/4 有限元模型

### 3.5.2 节点温度载荷的形成

通过第二章的热挤压过程温度场分析，已获得模具体内的温度分布。由于采用的是直接差分法，单元的温度是用单元的外心来表示的。而在进行模具热弹塑性热应力场分析时，温度作为一种载荷必须施加到单元的节点上。因此，需进行温度的转换，以形成节点温度载荷。转换方法主要有以下 3 种：

#### 1. 绕节点平均法

将环绕某一节点的各单元的常量温度加以平均，以平均值表示该节点处的温度。

若节点  $i$  周围有  $n$  个单元，则节点  $i$  的温度为：

$$T_i = \frac{\sum_{e=1}^n T^e}{n} \quad (3-57)$$

#### 2. 按单元面积的加权平均法

以汇交于节点  $i$  的各单元的面积作为加权系数，来计算节点  $i$  处的平均温度值。

$$T_i = \frac{\sum_{e=1}^n T^e S_e}{\sum_{e=1}^n S_e} \quad (3-58)$$

式中： $S_e$  为单元  $e$  的面积；

$n$  为环绕节点  $i$  的单元数。

### 3. 按节点与外心距离的加权平均法

任一单元节点  $i$  的温度与相邻单元的温度有关，并与相邻单元的外心到单元  $i$  的距离成反比<sup>[130]</sup>。节点  $i$  的温度与相邻单元的外心点的温度之间的关系可用下式表示：

$$T_i = \frac{\sum_{k=1}^n l_k^{-1} T_k}{\sum_{k=1}^n l_k^{-1}} \quad (3-59)$$

式中： $T_i$  为节点  $i$  的温度；

$T_k$  为与节点  $i$  相邻单元的温度；

$l_k$  为与节点  $i$  相邻单元外心到节点  $i$  的距离；

$n$  为与节点  $i$  相邻的单元数。

第 3 种方法的转换精度比较高，故本文采用按节点与外心距离的加权平均法生成节点温度载荷。

### 3.5.3 有限元数值模拟

#### 1. 数值模拟中使用的模具材料参数

模具材料使用 H13 钢(4Cr5MoSiV1)，材料性能参数为：弹性模量  $E=210$  GPa，泊松比  $\mu=0.25$ ，热膨胀系数  $\alpha=12 \times 10^{-6}$ ，在  $450$  °C~ $550$  °C 下，屈服强度为  $\sigma_s=900$  MPa。

#### 2. 约束条件处理

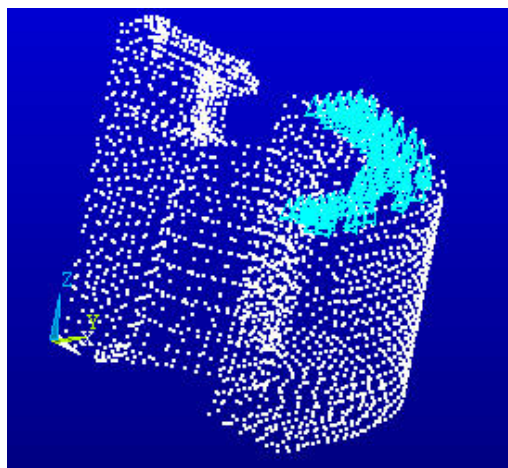
根据模具实际工作物理环境，进行模具热弹塑性热应力场分析时，施加如下约束：

- 1) 与下模接触表面 ( $XOY$  平面) 上的节点沿  $Z$  方向的位移为 0；
- 2) 模具外表面与模套接触，根据变形协调条件求出的变形作为约束条件；
- 3) 剖分面施加对称约束。

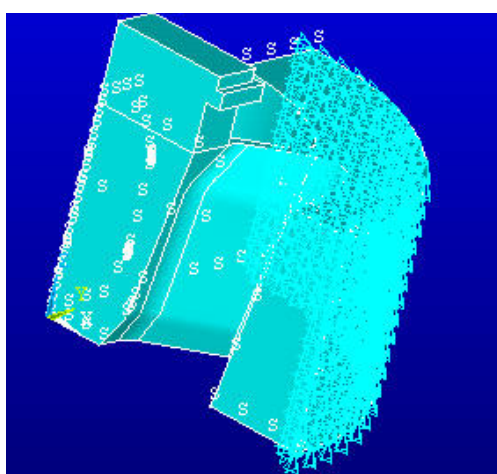
对模具所施加的约束如图 3-4 所示。

### 3.6 热应力场数值模拟结果分析

图 3-5 给出了模具体内的 Mises 热应力分布。图 3-6 给出了第一、第二、第三主热应力分布图。表 3-1 列出了节点热应力值。



(a) 对称约束和外表面约束



(b) 与下模接触面约束

图 3-4 模具上施加的约束

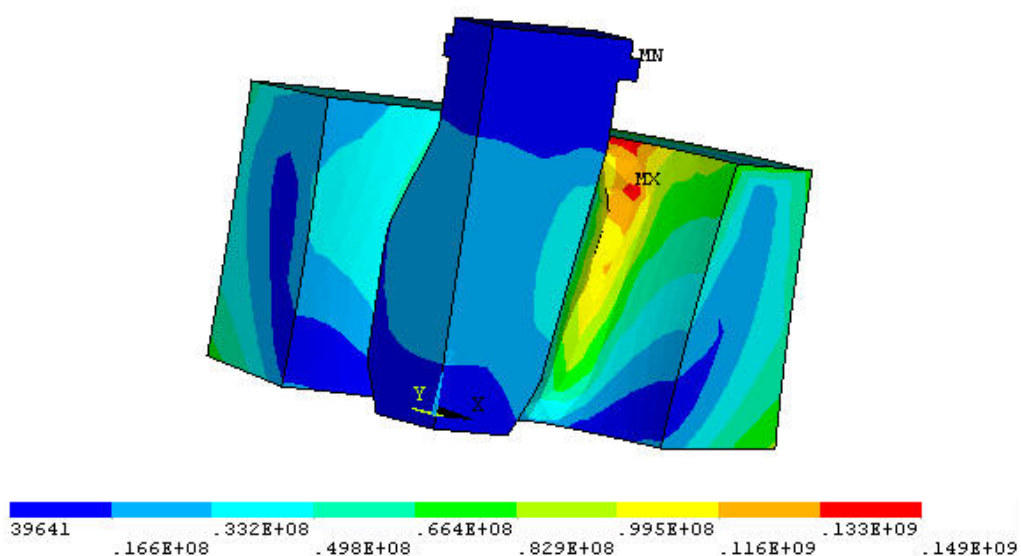
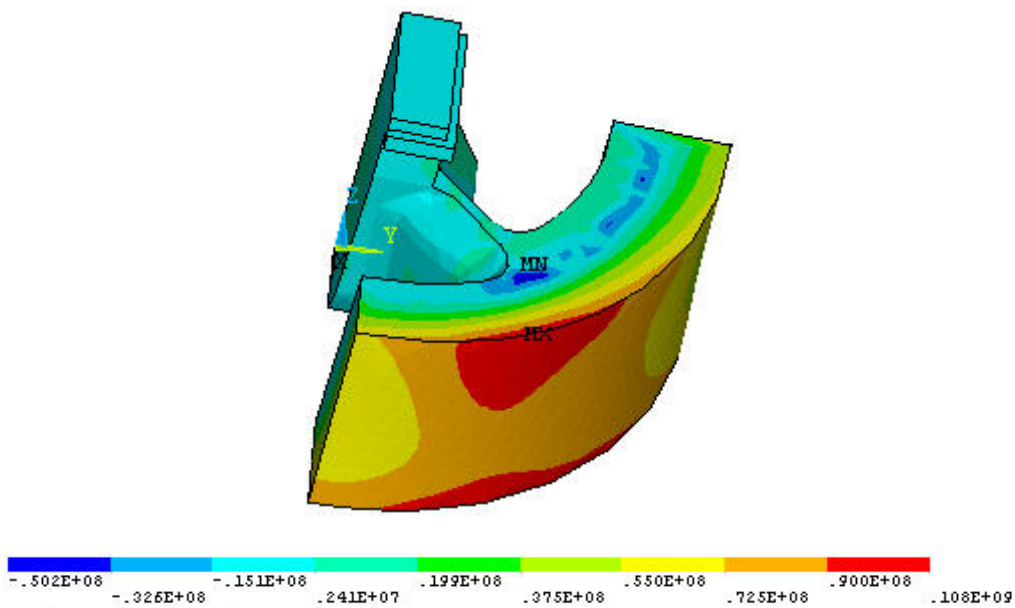
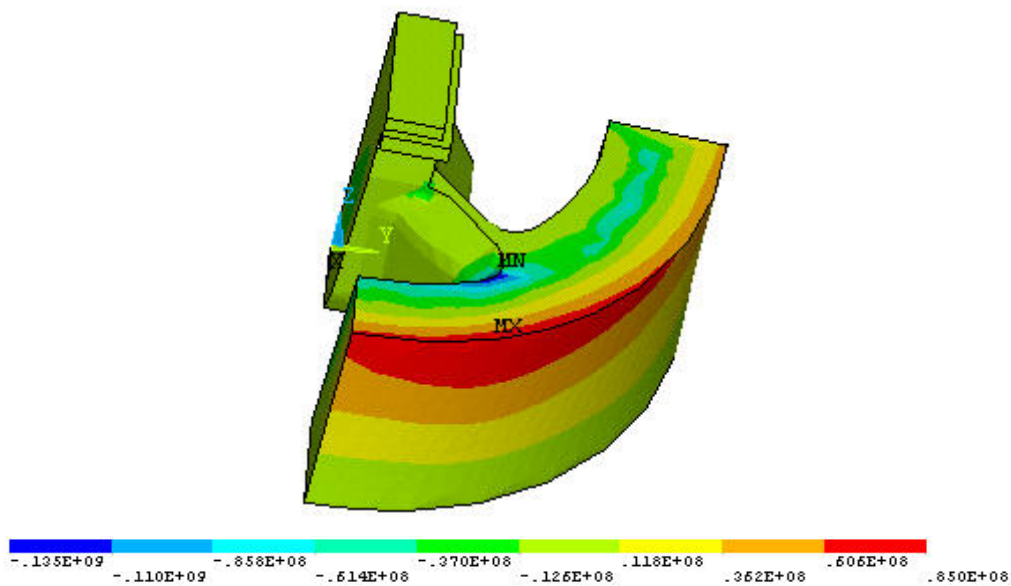


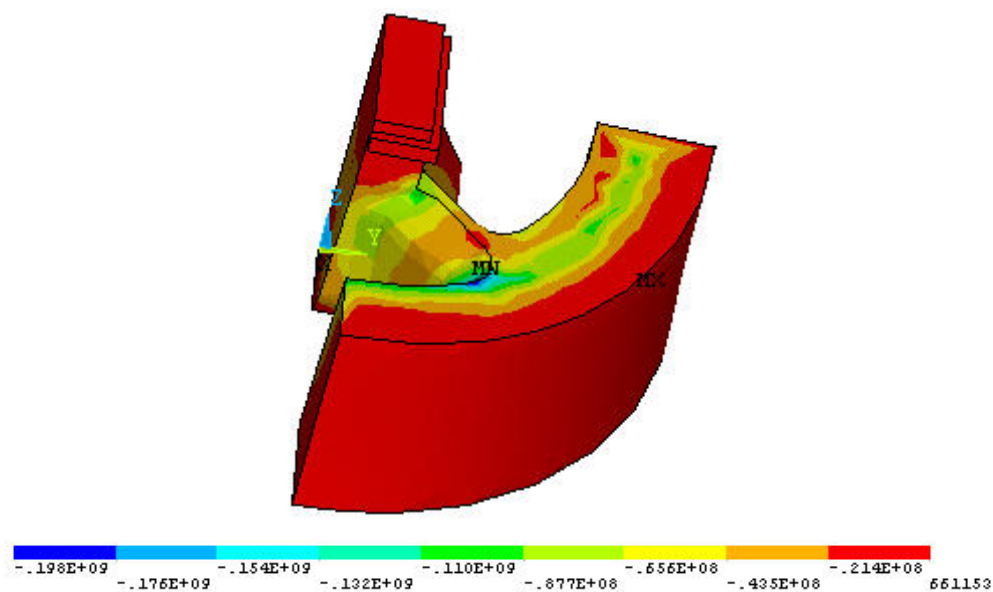
图 3-5 热挤压模具上模 Mises 热应力分布



(a) 第一主热应力分布图



(b) 第二主热应力分布图



(c) 第三主热应力分布图

图 3-6 第一、第二、第三主热应力分布图

表 3-1 节点热应力值 (按  $\sigma_r$  值由大到小排列) 单位: MPa

节点号	$\sigma_1$	$\sigma_2$	$\sigma_3$	$\sigma_r$
4159	-1.496 9	-88.980	-173.82	149.24
21	-30.124	-125.74	-198.08	145.92
219	-9.929 3	-134.56	-169.65	145.39
290	-4.228 1	-106.27	-149.37	129.11
6231	-2.249 7	-35.294	-144.48	128.93
6216	-3.317 6	-54.696	-148.47	127.48
4160	-8.780 0	-85.231	-155.79	127.35
...	...	...	...	...
40	-0.206 12	-0.143 75	-0.149 60	0.141 78
889	0.101 83	0.096 09	-0.560 05	0.137 33
1242	0.400 83	-0.547 98	-0.106 20	0.128 54
1226	0.371 83	-0.422 96	-0.688 85	0.955 89
37	0.362 66	-0.011 50	-0.614 78	0.854 20
38	0.142 35	-0.060 65	-0.786 49	0.845 81
374	0.425 79	0.107 74	-0.018 32	0.396 41

模拟结果表明：Mises 热应力分布不均匀，最大热应力发生在模具分流孔表面，其值为 149.24 MPa（见图 3-5）。

### 3.7 本章小结

本章结合热挤压模具的工作特性，运用弹塑性理论讨论了热挤压模具材料的弹性本构关系、弹塑性应力-应变关系、热弹塑性应力-应变关系，给出了塑性矩阵的显示表达式及过渡系数  $m$  和应变强化率  $H'$  的确定方法。采用增量变刚度法建立了热挤压模具热应力场的数学模型和有限元分析模型，将第二章温度场分析的结果转化为热应力场模拟分析的节点载荷，利用有限元分析软件 ANSYS 的用户可编程特性 UPFs 功能提供的 FORTRAN 函数，将热挤压模具材料的应力-应变关系编制成有限元程序并入到 ANSYS 软件中，对热挤压模具的热应力场进行了数值计算。结果表明：Mises 热应力分布不均匀，最大热应力发生在模具分流孔表面，其值为 149.24 MPa。



## 第四章 热挤压模具热力耦合应力场数值模拟研究

### 4.1 概述

在铝合金热挤压过程中,模具的工作条件十分恶劣,主要表现在以下几个方面:

1. 承受长时高温作用。金属的热挤压是在高温下进行的,挤压前铝合金铸锭加热温度为 400~500 °C,加上在挤压过程中由于摩擦生热与坯料变形功热效应产生的温升,使得直接与高温铸锭接触并参与变形的挤压模具的表面温度有时局部可高达 550 °C 以上,且承受高温作用的时间一般为几分钟到几十分钟,有时长达数小时以上。长时间的高温作用,大大地恶化了金属与模具之间的摩擦条件,降低了模具材料的强度,以至于产生塑性变形,加速其破损。

2. 承受长时高压作用。为了实现挤压变形,模具在挤压时承受的单位压力达 450~1 000 MPa,加上长时间的高温作用,有时甚至会超过模具材料的许用应力而损坏。

3. 承受激冷激热作用。计算和生产实践表明,模具工作时间和非工作时间的温差,挤压铝合金时可达 200~300 °C 以上<sup>[6]</sup>,造成模具中的温度梯度加大,加上模具材料的传热能力较低,因而在模具中产生大的热应力,产生微裂纹或热疲劳裂纹。

4. 承受反复循环应力作用。挤压过程是一个周期性的间歇式操作过程。在工作期间,模具要承受很高的压力,而在非工作时间内则突然卸载,应力下降,造成模具中的应力状态是十分复杂的交变应力,模具极易产生疲劳破坏。

5. 承受高温高压下的摩擦作用。铝合金在挤压时的主要特点之一是极易与模具表面产生“粘结”作用,即在高温高压作用下,铝合金中的各类原子渗透到模具表面层而产生局部焊合作用,在与高温金属直接接触的挤压模具的表面粘附一层铝合金,增加挤压过程中的阻力,使模具内表面在反复承受增大的表面剪切力作用下出现摩擦失效。这些粘附的金属层不断形成,又不断被破坏,经多次反复磨损,而引起模具失效。

6. 承受局部应力集中的作用。由于产品形状比较复杂,相应模具(如平面分流组合模)的形状和结构也比较复杂,在高温高压下容易产生局部的应力集中,从而引起局部变形或局部压塌。

综上所述,挤压时模具的工作条件十分恶劣,因此,模具强度校核是模具设计中的一个非常重要的问题。除了合理布置模孔的位置、选择合适的模具材料、设计合理的模具结构和外形之外,精确地计算挤压力和校核各危险断面的许用强

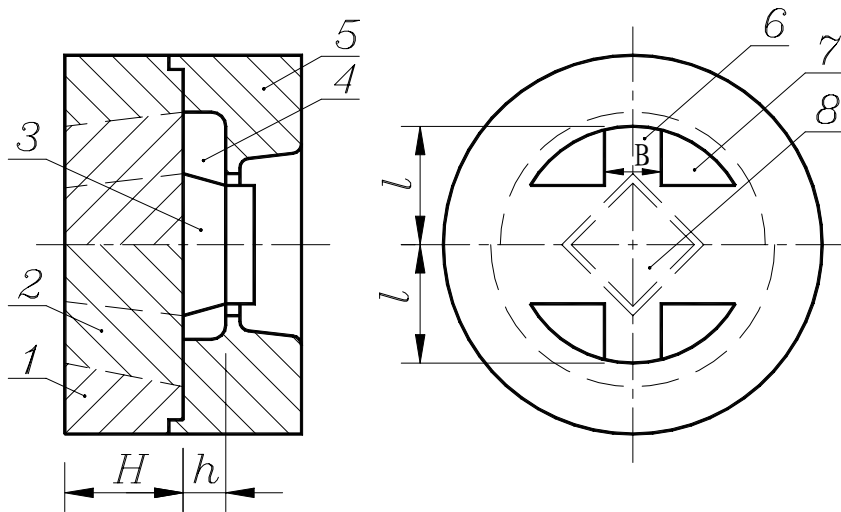
度是十分重要的。

在挤压技术发展的初期，一般根据机械设计的原理，用经典强度理论结合设计者的实践经验来设计棒材、管材和普通实心型材模。随着弹塑性理论、数值计算方法及计算机技术的发展和运用，挤压模具的设计计算，在理论和方法上都有了全新的内容。

本章将运用弹塑性理论和计算机数值计算技术，在考虑热挤压模具的结构尺寸、受力、温度变化、与坯料的摩擦等因素的基础上，对模具进行热力耦合应力场有限元数值计算，以分析模具体内的应力分布，剖析模具失效的原因，提出改进模具结构设计的措施，并为模具结构的优化设计奠定基础。

## 4.2 解析法分析模具强度

平面分流组合模的主要破坏形式是分流桥因受弯曲应力而被破坏和分流孔处在危险断面被剪断<sup>[6]</sup>。在设计模具时需对分流桥弯曲应力和分流孔道剪切应力进行校核。图 4-1 为平面分流组合模强度校核示意图。



1-模外套；2-分流桥；3-模芯；4-焊合室；5-模子；6-固定式分流桥；7-分流孔；8-挤压制品

图 4-1 平面分流组合模强度校核图

1. 分流桥弯曲应力的校核（按均匀载荷的简支梁计算，校对上模厚度  $H$ ）

$$H_{\min} = l \sqrt{\frac{p}{2[\sigma_b]}} \quad (4-1)$$

式中： $H_{\min}$  为上模的最小厚度（分流桥的最小高度）；

$l$  为分流桥的宽度（两危险断面之间的距离）；

$p$  为挤压机的最大比压；

$[\sigma_b]$  为模具材料在工作温度下的许用应力，温度在 450~550℃ 范围内时，

对 4Cr5MoSiV1 取 $[\sigma_b]=1050$  MPa。

### 2. 分流孔道抗剪应力的校核

$$\tau = \frac{Q}{n \times F} \leq [\tau] \quad (4-2)$$

式中： $Q$  为分流桥端面上所受总压力；

$n$  为分流孔的数目；

$F$  为以分流孔间最短距离为长度，以上模厚度为高度所形成的面积；

$[\tau]$  为模具材料在工作温度下的许用剪切应力， $[\tau]=(0.5\sim 0.6)[\sigma_b]$ 。

### 3. 安全系数法

$$k = \frac{l \times H_{\min} \times [\sigma_b] \times n}{A \times p} \geq K \quad (4-3)$$

式中： $A$  为受压面积；

$K$  为安全系数， $\geq 3$ 。

使用解析法对模具强度进行校核，在校核过程中只取最不利的情况进行分析，而且作了很多假设，使得分析结果只具有参考意义。在实际生产过程中，按照以上公式计算的上模厚度大于实际上模厚度。经分析发现，主要是没有考虑摩擦负载和模具结构的影响，也没有考虑模具体内由于温度分布不均匀而造成的热应力场。上模厚度过大意味着金属通过分流孔通道的时间过长，摩擦阻力增加，挤压力明显增加。虽然模具承受剪切的面积增大，但由于挤压力增加，容易出现“挤不动”现象，从而降低模具使用寿命。

文献[131]针对上述强度校核公式的不足，提出了另一种模具强度校核公式，以确定上模临界厚度。

模具弯曲强度校核公式：

$$H_1 \geq \frac{L^2 \times W_2 + \sqrt{L^4 \times W_2^2 + 8 \times B^2 \times L^2 \times K \times (W_1 + W_2 / 2.5)}}{4 \times B \times K} + \frac{B}{2.5} \quad (4-4)$$

模具抗剪强度校核公式：

$$H_1 \geq \frac{L \times B \times (W_1 + W_2 / 2.5)}{n \times B \times K_2 - L \times W_2} + \frac{B}{2.5} \quad (4-5)$$

式中： $W_1$  为挤压机公称压力/挤压筒面积；

$W_2$  为摩擦载荷；

$L$  为分流桥桥墩之间的距离；

$B$  为分流桥桥宽；

$H_1$  为上模厚度（分流桥高度）；

$n$  为分流桥个数；

$$K_1=[\sigma_b]/2.5, K_2=[\sigma_b]/2.5/2。$$

公式(4-4)和(4-5)考虑了摩擦载荷和分流桥焊合结构对模具强度的影响,但在推导过程中仍然将分流桥简化成简支梁,没有给出摩擦面积的精确计算,使用的是挤压机公称压力,同时没有考虑模具体内由于温度分布不均匀而造成的热应力场对模具强度的影响,故仍存在一定的误差。

实际上,由于热挤压模具在工作过程中受载情况复杂,模具体内应力分布受到多种因素的影响,要想在一个解析公式中完全表达出各种因素的影响是非常困难的。而利用有限元法则可充分考虑各种因素对模具强度的影响,得出模具体内应力场的精确数值解。

### 4.3 热挤压过程中挤压力的计算

#### 4.3.1 挤压力计算公式

挤压杆通过垫片作用在被挤压金属坯料上的力称为挤压力。通常所说的挤压力是指实现金属发生塑性流动时的最大挤压力。单位挤压力是挤压过程是否安全、顺利、正常进行的重要参数,也是挤压模具设计的重要依据,同时又是选择挤压设备的基础。

影响挤压力的因素有很多,主要为被挤压金属的强度和塑性特性、挤压温度、挤压速度、挤压变形程度、模具的形状、结构、工作带长度及摩擦条件等因素。

挤压力是由克服金属变形所需要的力和克服各种摩擦所需要的力两大部分组成的。目前,计算挤压力的公式很多,根据假设和推导方法的不同,基本上可分为3类:

##### 1. 平均主应力法

利用塑性方程求解平均主应力平衡方程式。主要代表公式有И. Л. 别尔林公式和С. И. 古布金公式。

##### 2. 滑移线法

利用滑移线场求解平衡方程式。代表公式有约翰逊公式等。

##### 3. 经验系数法

根据挤压力与某些主要因素之间的定性关系,通过反复测量确定一系列经验系数的方法。主要代表为竹内等人提出的公式。

И. Л. 别尔林公式是基于变形区横断面上的平均主应力理论,应用解析的方法推导出来的。其假设是:把挤压过程简化为平面轴对称问题;只考虑接触表面的应力状态而不考虑金属内部应力的不均匀分布;采用常摩擦定律,并假定变形是均匀的。这些假设基本适用于挤压过程,而且许多研究者从多方面进行了补充和修正,并列出了各种具体条件下的挤压力计算公式,其计算精度达80%以上,

因而获得了广泛的应用<sup>[6]</sup>。本文采用 И. Л. 别尔林公式计算平面分流组合挤压模挤压力。

总挤压力  $P$  可以分为分流挤压变形力  $P_1$  和焊合室中的塑性变形力  $P_2$ ，每一部分中均包含有塑性变形力和摩擦力，由于挤压变形时在模具的入口处塑性变形的金属区域呈锥状，因此，按照主应力法推出其公式是<sup>[6]</sup>：

$$P = P_1 + P_2 = (R_z + T_z + T_T + T_D) + (R'_z + T'_z + T'_D) \quad (4-6)$$

挤压力各分量的构成如下：

1) 锥形塑变区的塑性变形力

$$R_z = 3.5F_T \cdot i \cdot K_z \quad (4-7)$$

2) 锥形塑变区与外侧金属的摩擦力

$$T_z = 1.15F_T \cdot i \cdot K_z \quad (4-8)$$

3) 挤压筒内表面的摩擦力

$$T_T = 4.7D_T(L_H - 0.9D_T) \cdot f_{KT} \cdot K_T \quad (4-9)$$

4) 分流孔表面的摩擦力

$$T_D = 0.5\mu \cdot \sum F_{jD} \cdot f_{KD} \cdot K_{ZK} \quad (4-10)$$

5) 焊合室中金属的塑性变形力

$$R'_z = 3F_H \cdot K_z \cdot \left( \ln \frac{F_H}{F_X} + \ln \frac{S_X}{S_H} \right) \quad (4-11)$$

6) 焊合室内部产生的摩擦力

$$T'_z = f_z \cdot K_z \frac{\pi}{2\sin\alpha} \cdot (D_z^2 - d_k^2) \cdot \ln \left( \frac{D_z - D_k}{D_k - d_k} \right) \quad (4-12)$$

7) 挤出工作带时产生的摩擦力

$$T'_D = 0.5\mu \cdot (S_N + S_W)L_D \cdot K_{ZK} \cdot f_{KD} \quad (4-13)$$

式(4-7)~式(4-13)中：

$F_T$  为挤压筒断面积；

$D_T$  为挤压筒内径；

$L_H$  为铸锭长度；

$\mu$  为挤压系数， $i = \ln\mu$ ；

$F_{jD}$  为分流孔摩擦面积；

$F_H$  为焊接腔摩擦面积；

$F_X$  为制品断面积;

$S_H$  为焊合室周长;

$S_X$  为实心制品周长;

$\alpha$  为模角;

$D_K$  为制品外径;

$d_K$  为制品内径;

$S_N$  为制品内表面周长;

$S_W$  为制品外表面周长;

$L_D$  为工作带长度;

$K_Z$ 、 $K_{ZK}$ 、 $K_T$  分别为压缩锥、工作带、挤压筒表面的屈服应力;

$$K_Z = K_{ZK} = K_T = 0.5\sigma_r = 17.5 \text{ MPa}^{[6]}$$

$f_{KT}$ 、 $f_{KD}$ 、 $f_Z$  为摩擦系数;

$$f_{KT} = f_{KD} = f_Z = f = 0.25^{[6]}。$$

### 4.3.2 挤压力实际计算实例

如图2-2所示,平面分流组合模上下分流孔半径 $R_1=75 \text{ mm}$ ,左右分流孔半径 $R_2=88 \text{ mm}$ ,上模厚度 $H=90 \text{ mm}$ ;挤压筒内径 $D_T=193 \text{ mm}$ ,铸锭尺寸为 $\Phi 185 \text{ mm} \times 1000 \text{ mm}$ ;方管铝型材内孔截面尺寸为 $98.5 \text{ mm} \times 42.95 \text{ mm}$ ,壁厚 $1.2 \text{ mm}$ 。根据И. И. 别尔林公式计算出的挤压力如表4-1。

表4-1 挤压力计算结果

$\times 10^4 \text{ N}$

$R_Z$	$T_Z$	$T_T$	$T_D$	$R'_Z$	$T'_Z$	$T'_D$	$P_1$	$P_2$	$P$
83.42	27.41	222.7	19.53	191.8	53.23	14.38	353.06	259.41	612.47

## 4.4 热力耦合应力场模拟研究

### 4.4.1 有限单元法分析过程

有限单元法是工程分析中最强有力而又最通用的数值计算方法,应用范围很广,并且由于其实践性而具有强大的生命力。有限单元法的分析过程归纳为以下几个方面。

#### 1. 结构离散化

结构的离散化是进行有限单元法分析的第一步。有限单元法中的结构离散化过程,就是将分析的对象划分为有限个单元体,并在单元上选定一定数量的点作为节点,各单元体之间仅在指定的节点处相连。有限单元法的整个分析过程就是针对这种单元集合体来进行的。单元的划分,通常需要考虑分析对象的结构形状和受载情况。对于一些比较复杂的结构,有时还要采用几种不同类型的单元来进

行离散化。

## 2. 选择位移模式

有限单元法是应用局部的近似解来求得整个问题的解的一种方法。根据分块近似的思想,可以选择一个简单的函数来近似地构造每一单元内的近似解。在有限单元法中,选择节点位移作为基本未知量时称为位移法;选择节点力作为基本未知量时称为力法;取一部分节点力和一部分节点位移作为基本未知量时称为混合法。位移法易于实现计算自动化,所以在有限单元法中位移法应用范围最广。

当采用位移法时,物体或结构离散化之后,就可把单元中的一些物理量如位移、应变和应力等由节点位移来表示。这时可以对单元中位移的分布采用一些能逼近原函数的近似函数予以描述,这种函数称为位移模式或位移函数。由于多项式的数学运算比较简单,易于处理,所以通常选用多项式作为位移模式。

根据已选定的位移模式,可用结点位移插值方法导出单元内一点的位移的矩阵表达式<sup>[132-135]</sup>

$$\{f\}^e = [N]^e \{\delta\}^e \quad (4-14)$$

式中:  $\{f\}^e$  为单元内任一点的位移列阵;

$\{\delta\}^e$  为单元的结点位移列阵;

$[N]^e$  为单元的形函数列阵,它的元素是任一点位移坐标的函数。

## 3. 分析单元力学特性

1) 将式(4-14)代入几何方程,可建立单元应变与节点位移的关系式:

$$\{\varepsilon\}^e = [B]^e \{\delta\}^e \quad (4-15)$$

式中:  $\{\varepsilon\}^e$  为单元内任一点的应变列阵;

$[B]^e$  为单元的应变矩阵,它的元素为任一点位置坐标的函数。

2) 将式(4-15)代入物理方程,可导出单元应力与节点位移的关系式:

$$\{\sigma\}^e = [D]^e [B]^e \{\delta\}^e \quad (4-16)$$

式中:  $\{\sigma\}^e$  为单元内任一点的应力列阵;

$[D]^e$  为单元的弹性矩阵,与材料特性有关。

3) 由虚功原理推导出作用于单元上的节点力与节点位移之间的单元平衡方程和单元的刚度方程:

$$[F]^e = [k]^e \{\delta\}^e \quad (4-17)$$

式中:  $[F]^e$  为单元等效结点力;

$[k]^e$  为单元刚度矩阵。

$$[k]^e = \iiint_{V^e} [B]^e{}^T [D]^e [B]^e dx dy dz \quad (4-18)$$

#### 4. 计算等效节点力

分析对象经过离散化以后,单元之间仅通过节点进行力的传递,但实际上力是从单元的公共边界上传递的。为此,必须把作用在单元边界上的表面力,以及作用在单元上的体积力、集中力等,根据静力等效的原则全都移置到节点上,移置后的力称为等效节点力 $\{F\}^e$ 。

#### 5. 建立整体结构的平衡方程

利用直接刚度法将所有单元的刚度矩阵 $[k]^e$ 集合形成一个整体刚度矩阵 $[K]$ ,同时,将作用于各单元的等效节点力向量组集成整体结构的节点载荷向量 $\{F\}$ ,从而建立整体结构的平衡方程:

$$[K]\{\delta\} = \{F\} \quad (4-19)$$

式中:  $[K]$ 为整体刚度矩阵;

$\{F\}$ 为整体等效结点力;

$\{\delta\}$ 为整体结构的节点位移。

#### 6. 求解未知的节点位移及单元应力

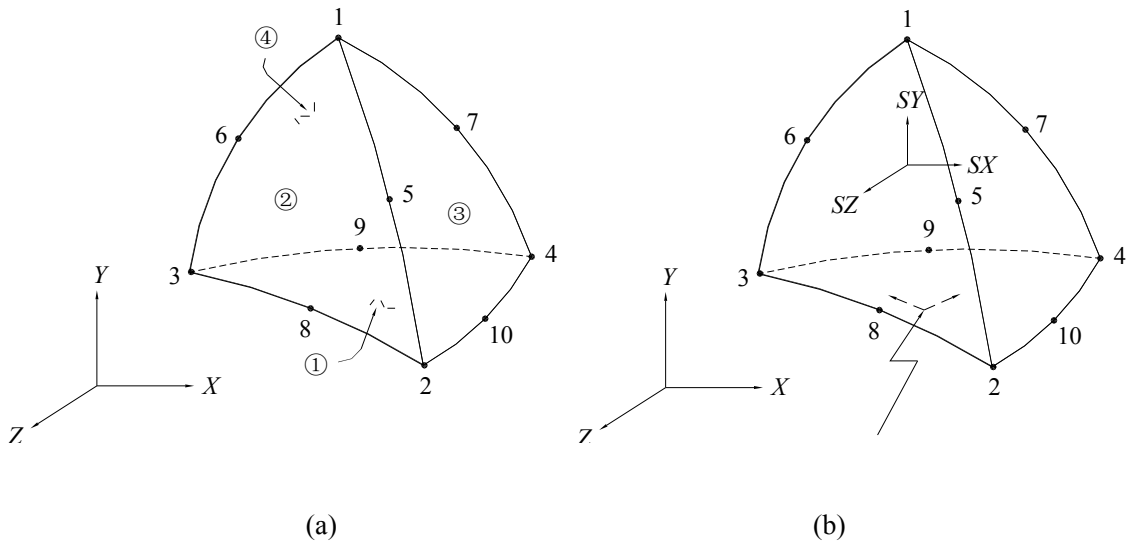
引入边界约束条件消除整体结构的刚体位移,再根据方程组的具体特点选择恰当的计算方法求解平衡方程式(4-19),即可求得节点位移,最后根据式(4-15)和式(4-16)和已求解出的节点位移计算出各单元的应变和应力。

通过上述分析,可以看出,有限单元法的基本思想是“一分一合”,分是为了进行单元分析,合则是为了对整体结构进行综合分析。

#### 4.4.2 三维 10 节点四面体等参单元

在第三章中已述及,为了能够保证有限元数值模拟的精度,须引入等参数单元对热挤压模具的几何模型进行离散化,以建立有限元模型。同时为了与弹塑性热应力有限元分析相适应,本章选用三维 10 节点四面体二次单元 SOLID92,与三维 10 节点四面体热实体二次单元 SOLID87 不同的是, SOLID92 单元具有三个方向的位移  $u$ 、 $v$ 、 $w$ 。图 4-2 为 SOLID92 单元的示意图。





a-单元示意图；b-输出参数图；①~④表示该单元的4个表面

图 4-2 三维 10 节点四面体二次单元 SOLID92

1. 位移函数

三维 10 节点四面体二次单元 SOLID92 的位移模式为如下形式的位移函数 [132-136]：

$$\begin{cases} u = \sum_{i=1}^{10} N_i(\xi, \eta, \zeta) u_i \\ v = \sum_{i=1}^{10} N_i(\xi, \eta, \zeta) v_i \\ w = \sum_{i=1}^{10} N_i(\xi, \eta, \zeta) w_i \end{cases} \quad (4-20)$$

式中： $u_i, v_i, w_i (i=1, 2, \dots, 10)$ 为节点位移值；

$N_i(\xi, \eta, \zeta) (i=1, 2, \dots, 10)$ 为单元形函数。

各单元的形函数  $N_i(\xi, \eta, \zeta) (i=1, 2, \dots, 10)$ 是定义于单元内部且满足一定条件的坐标连续函数，它满足下面两个条件：

- 1) 在节点  $i$  处  $N_i=1$ ，在其它节点处  $N_i=0$ ；
- 2) 任意一个单元所有节点的形状函数之和等于 1，即  $\sum N_i=1$ ，以保证用它定义的单元位移能够反映刚体位移。

根据三维 10 节点四面体二次单元的几何特点，引进体积坐标定义单元的形函数。如图 4-2 所示，单元内任一点  $P$  的体积坐标是：

$$L_1 = \frac{\text{vol}(P234)}{\text{vol}(1234)}, L_2 = \frac{\text{vol}(P341)}{\text{vol}(1234)}, L_3 = \frac{\text{vol}(P412)}{\text{vol}(1234)}, L_4 = \frac{\text{vol}(P123)}{\text{vol}(1234)} \quad (4-21)$$

各节点等参元的形函数  $N_i(\xi, \eta, \zeta)$ 为：

$$\begin{cases} N_i = (2L_i - 1)L_i \quad (i=1,2,3,4) \\ N_5 = 4L_1L_2, \quad N_6 = 4L_1L_3, \quad N_7 = 4L_1L_4 \\ N_8 = 4L_2L_3, \quad N_9 = 4L_3L_4, \quad N_{10} = 4L_2L_4 \end{cases} \quad (4-22)$$

根据等参元的概念，几何坐标变换式和位移函数具有相同的形函数。因而坐标变换关系可表示为：

$$\begin{cases} x = \sum_{i=1}^{10} N_i(\xi, \eta, \zeta) x_i \\ y = \sum_{i=1}^{10} N_i(\xi, \eta, \zeta) y_i \\ z = \sum_{i=1}^{10} N_i(\xi, \eta, \zeta) z_i \end{cases} \quad (4-23)$$

式中： $u_i, v_i, w_i$  和  $x_i, y_i, z_i$  分别为节点  $i$  的位移值和整体坐标值。

## 2. 单元应变

根据几何方程，可以得到单元应变列阵

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial y} \\ \frac{\partial w}{\partial z} \\ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \\ \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \end{Bmatrix} = \mathbf{B}\boldsymbol{\delta}^e = [B_1 \quad B_2 \quad \dots \quad B_{10}] \begin{Bmatrix} \delta_1 \\ \delta_2 \\ \dots \\ \delta_{10} \end{Bmatrix} \quad (4-24)$$

式中  $\mathbf{B}$  为单元的应变矩阵，其分块形式为：

$$B_i = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial z} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} & \frac{\partial N_i}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial z} & \frac{\partial N_i}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial x} \end{bmatrix}; \quad \boldsymbol{\delta}_i = \begin{Bmatrix} u_i \\ v_i \\ w_i \end{Bmatrix} \quad (i=1,2,\dots,10) \quad (4-25)$$

形状函数  $N_i(\xi, \eta, \zeta)$  是局部坐标的函数, 而式(4-25)要求它对总体坐标求导, 所以必须找出两种坐标之间的变换关系。根据复合函数求导规则, 有:

$$\begin{cases} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} = \frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial \xi} + \frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial \xi} + \frac{\partial N_i}{\partial z} \frac{\partial z}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} = \frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial \eta} + \frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial \eta} + \frac{\partial N_i}{\partial z} \frac{\partial z}{\partial \eta} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} = \frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial \zeta} + \frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial \zeta} + \frac{\partial N_i}{\partial z} \frac{\partial z}{\partial \zeta} \end{cases} \quad (4-26)$$

式(4-26)写成矩阵形式, 则为:

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} \end{bmatrix} = \mathbf{J} \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (4-27)$$

式中:  $\mathbf{J}$  为三维雅可比矩阵, 它表示总体坐标与局部坐标之间的关系。

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial z}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} & \frac{\partial z}{\partial \eta} \\ \frac{\partial x}{\partial \zeta} & \frac{\partial y}{\partial \zeta} & \frac{\partial z}{\partial \zeta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^{10} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} x_i & \sum_{i=1}^{10} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} y_i & \sum_{i=1}^{10} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} z_i \\ \sum_{i=1}^{10} \frac{\partial N_i}{\partial \eta} x_i & \sum_{i=1}^{10} \frac{\partial N_i}{\partial \eta} y_i & \sum_{i=1}^{10} \frac{\partial N_i}{\partial \eta} z_i \\ \sum_{i=1}^{10} \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} x_i & \sum_{i=1}^{10} \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} y_i & \sum_{i=1}^{10} \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} z_i \end{bmatrix} \quad (4-28)$$

微元体积  $dV$  的总体坐标与局部坐标的变换关系为:

$$dxdydz = \begin{vmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial z}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} & \frac{\partial z}{\partial \eta} \\ \frac{\partial x}{\partial \zeta} & \frac{\partial y}{\partial \zeta} & \frac{\partial z}{\partial \zeta} \end{vmatrix} d\xi d\eta d\zeta = |\mathbf{J}| d\xi d\eta d\zeta \quad (4-29)$$

式中:  $|\mathbf{J}|$  为三维雅可比矩阵的特征行列式。

### 3. 单元应力

将单元应变代入空间问题的物理方程式, 就得到单元的应力:

$$\{\sigma\} = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{Bmatrix} = [D][B]\{\delta\}^e = [S]\{\delta\}^e \quad (4-30)$$

式中： $S$  为单元的应力矩阵。

#### 4. 单元刚度矩阵

利用虚功原理可以得到其单元刚度矩阵：

$$[k]^e = \iiint_{V^e} B^T DB dx dy dz = \begin{bmatrix} k_{1,1} & k_{1,2} & L & k_{1,10} \\ k_{2,1} & k_{2,2} & L & k_{2,10} \\ M & M & L & L \\ k_{10,1} & k_{10,2} & L & k_{10,10} \end{bmatrix} \quad (4-31)$$

其中子矩阵：

$$[k_{ij}]^e = \iiint_{V^e} B_i^T DB_j dx dy dz = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 B_i^T DB_j |J| d\xi d\eta d\zeta \quad (i, j = 1, 2, L, 10) \quad (4-32)$$

单元刚度矩阵的每个元素其被积函数都很复杂，必须采用数值积分（常用高斯求积法）求解。得到每个元素后，按直接刚度法叠加成整体刚度矩阵。

#### 4.4.3 单元刚度矩阵计算

在有限元法中，单元刚度矩阵是进行有限元计算的重要一步，是集成为整体刚度矩阵的基础。因此，生成单元刚度矩阵是应用有限元法中关键的第一步。

求解式(4-31)所示的单元刚度矩阵是一个很复杂的求解积分问题，被积函数相当复杂，难以用显式表达，因此必须采用数值积分方法求解。所谓数值积分，是把定积分问题近似地化为加权求和问题，就是在积分区间选定某些点（称为积分点），求出积分点处的函数值，然后再乘上与这些积分点对应的求积系数（又称加权系数），再求和，所得的结果被认为是被积函数的近似积分值。

数值积分的方法很多，在相同条件下，高斯积分达到的精度最高，或者说用较少的积分点就达到同样精度。

三维高斯积分公式如下：

$$\int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 f(\xi, \eta, \zeta) d\xi d\eta d\zeta \approx \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m \sum_{k=1}^l H_i H_j H_k f(\xi_i, \eta_j, \zeta_k) \quad (4-33)$$

各积分点坐标及其对应的加权系数  $H_i$  如表 4-2 所示。高斯积分的阶数  $n$ ，通常根据等参元的维数和节点数来选取。对于空间等参元，可按表 4-3 选取。

表 4-2 高斯积分法中的  $\xi_i$  和  $H_i$

积分点数 $n$	积分点坐标 $\xi_i$	加权系数 $H_i$
2	$\pm 0.5773503$	1.0000000
3	0.0000000	0.8888889
	$\pm 0.7745967$	0.5555556
4	$\pm 0.8611363$	0.3478548
	$\pm 0.3399810$	0.6521452
5	0.0000000	0.5688889
	$\pm 0.9061798$	0.2369269
	$\pm 0.5384693$	0.4786287

表 4-3 高斯积分阶数  $n$  的选取

节点数 \ 维数	4 节点	8 节点	20 节点
二维	$n=2$	$n=3$	
三维		$n=2$	$n=3$

#### 4.4.4 等效节点载荷

整体结构节点载荷列阵是通过将作用在单元上的集中力、体积力、切向表面力、法向表面力和热负荷分别等效移置到节点后，经过组集得到：

$$\{R\} = \sum_{e=1}^{n_e} \{R\}^e = \sum_{e=1}^{n_e} (\{R\}_Q^e + \{R\}_G^e + \{R\}_q^e + \{R\}_p^e + \{R\}_T^e) = \{R\}_Q + \{R\}_G + \{R\}_q + \{R\}_p + \{R\}_T \quad (4-34)$$

##### 1. 集中力的等效节点载荷

如果三维等参元上任意点  $c$  作用有集中力  $Q = \{Q_x \ Q_y \ Q_z\}^T$ ，则移置到单元各有关节点上的等效节点载荷为：

$$\{R\}_Q^e = \{F_{ix}^e \ F_{iy}^e \ F_{iz}^e\}^T = (N_i)_c Q \quad (i=1,2,L,10) \quad (4-35)$$

式中： $(N_i)_c$  为形函数  $N_i$  在集中力作用点  $c$  处的取值。

##### 2. 体积力的等效节点载荷

设单元上作用的体力为  $G = \{G_x \ G_y \ G_z\}^T$ ，则移置到单元各有关节点上的等效载荷为：

$$\{R\}_G^e = \iiint_{V^e} N_i \mathbf{G} dx dy dz = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 N_i \begin{Bmatrix} G_x \\ G_y \\ G_z \end{Bmatrix} |\mathbf{J}| d\xi d\eta d\zeta \quad (i=1,2,L,10) \quad (4-36)$$

### 3. 切向表面力的等效节点载荷

设单元的某边界面上作用的面力为  $\mathbf{q} = \{q_x \ q_y \ q_z\}^T$ ，则这个边界面上有关节点的等效载荷为：

$$\{R\}_q^e = \{Q_{ix}^e \ Q_{iy}^e \ Q_{iz}^e\}^T = \int_{\Gamma} N_i \begin{Bmatrix} q_x \\ q_y \\ q_z \end{Bmatrix} ds \quad (4-37)$$

式中： $\Gamma$  为单元作用有面力的边界域；

$ds$  为边界域内的微分面积。

设单元中  $\zeta=1$  的那个边界面  $S$  上受到面力作用。该曲面在整体坐标下的参数方程可由坐标变换式直接写出：

$$\begin{cases} x = \sum N_i(\xi, \eta, 1) x_i \\ y = \sum N_i(\xi, \eta, 1) y_i \\ z = \sum N_i(\xi, \eta, 1) z_i \end{cases} \quad (4-38)$$

在局部坐标系中，该曲面的方程为  $\zeta=1$ 。曲面上任一点的切平面由下述两个相切的矢量组成：

$$\begin{cases} d\overset{\mathbf{r}}{\xi} = \left( \frac{\partial x}{\partial \xi} \overset{\mathbf{r}}{i} + \frac{\partial y}{\partial \xi} \overset{\mathbf{r}}{j} + \frac{\partial z}{\partial \xi} \overset{\mathbf{r}}{k} \right) d\xi \\ d\overset{\mathbf{r}}{\eta} = \left( \frac{\partial x}{\partial \eta} \overset{\mathbf{r}}{i} + \frac{\partial y}{\partial \eta} \overset{\mathbf{r}}{j} + \frac{\partial z}{\partial \eta} \overset{\mathbf{r}}{k} \right) d\eta \end{cases} \quad (4-39)$$

式中： $\overset{\mathbf{r}}{i}, \overset{\mathbf{r}}{j}, \overset{\mathbf{r}}{k}$  分别为  $x$ 、 $y$ 、 $z$  方向的单位矢量。

上述两矢量的矢量积所得到的新矢量为  $\overset{\mathbf{r}}{c}$ ：

$$\overset{\mathbf{r}}{c} = d\overset{\mathbf{r}}{\xi} \times d\overset{\mathbf{r}}{\eta} = \begin{bmatrix} \overset{\mathbf{r}}{i} & \overset{\mathbf{r}}{j} & \overset{\mathbf{r}}{k} \\ \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial z}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} & \frac{\partial z}{\partial \eta} \end{bmatrix} d\xi d\eta = \left( \frac{\partial y}{\partial \xi} \frac{\partial z}{\partial \eta} - \frac{\partial y}{\partial \eta} \frac{\partial z}{\partial \xi} \right) \overset{\mathbf{r}}{i} + \left( \frac{\partial z}{\partial \xi} \frac{\partial x}{\partial \eta} - \frac{\partial z}{\partial \eta} \frac{\partial x}{\partial \xi} \right) \overset{\mathbf{r}}{j} + \left( \frac{\partial x}{\partial \xi} \frac{\partial y}{\partial \eta} - \frac{\partial x}{\partial \eta} \frac{\partial y}{\partial \xi} \right) \overset{\mathbf{r}}{k} \quad (4-40)$$

微分面积  $ds$  就是由矢量  $d\xi$  和  $d\eta$  所构成的平行四边形面积，其大小为两矢量积的绝对值。面积  $ds$  为：

$$ds = |d\xi \times d\eta| d\xi d\eta = \sqrt{\left(\frac{\partial y}{\partial \xi} \frac{\partial z}{\partial \eta} - \frac{\partial y}{\partial \eta} \frac{\partial z}{\partial \xi}\right)^2 + \left(\frac{\partial z}{\partial \xi} \frac{\partial x}{\partial \eta} - \frac{\partial z}{\partial \eta} \frac{\partial x}{\partial \xi}\right)^2 + \left(\frac{\partial x}{\partial \xi} \frac{\partial y}{\partial \eta} - \frac{\partial x}{\partial \eta} \frac{\partial y}{\partial \xi}\right)^2} d\xi d\eta = (4-41)$$

$$\sqrt{B_1 B_2 - B_3^2} d\xi d\eta$$

式中：

$$\begin{cases} B_1 = \left(\frac{\partial x}{\partial \xi}\right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial \xi}\right)^2 + \left(\frac{\partial z}{\partial \xi}\right)^2 \\ B_2 = \left(\frac{\partial x}{\partial \eta}\right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial \eta}\right)^2 + \left(\frac{\partial z}{\partial \eta}\right)^2 \\ B_3 = \frac{\partial x}{\partial \xi} \frac{\partial x}{\partial \eta} + \frac{\partial y}{\partial \xi} \frac{\partial y}{\partial \eta} + \frac{\partial z}{\partial \xi} \frac{\partial z}{\partial \eta} \end{cases} \quad (4-42)$$

将式(4-41)代入式(4-37)就得到切向表面力的等效节点载荷：

$$\{R\}_q^e = \{Q_{ix}^e \quad Q_{iy}^e \quad Q_{iz}^e\}^T = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 N_i \begin{Bmatrix} q_x \\ q_y \\ q_z \end{Bmatrix} \sqrt{B_1 B_2 - B_3^2} d\xi d\eta \quad (4-43)$$

#### 4. 法向表面力的等效节点载荷

设  $\hat{n}$  表示边界面的外法线单位向量， $\mathbf{p} = \{p_x \quad p_y \quad p_z\}^T$  是单位面积上的面力，则  $\hat{n}$  的表达式为：

$$\hat{n} = \frac{1}{\sqrt{B_1 B_2 - B_3^2}} \begin{Bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} \frac{\partial y}{\partial \eta} - \frac{\partial x}{\partial \eta} \frac{\partial y}{\partial \xi} \\ \frac{\partial y}{\partial \xi} \frac{\partial z}{\partial \eta} - \frac{\partial y}{\partial \eta} \frac{\partial z}{\partial \xi} \\ \frac{\partial z}{\partial \xi} \frac{\partial x}{\partial \eta} - \frac{\partial z}{\partial \eta} \frac{\partial x}{\partial \xi} \end{Bmatrix} \quad (4-44)$$

这时，式(4-43)可写成

$$\{R\}_p^e = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 N_i \mathbf{p} \begin{Bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} \frac{\partial y}{\partial \eta} - \frac{\partial x}{\partial \eta} \frac{\partial y}{\partial \xi} \\ \frac{\partial y}{\partial \xi} \frac{\partial z}{\partial \eta} - \frac{\partial y}{\partial \eta} \frac{\partial z}{\partial \xi} \\ \frac{\partial z}{\partial \xi} \frac{\partial x}{\partial \eta} - \frac{\partial z}{\partial \eta} \frac{\partial x}{\partial \xi} \end{Bmatrix} d\xi d\eta \quad (4-45)$$

## 5. 单元变温等效节点热载荷

$$\begin{aligned} \{R\}_T^e &= \iiint_V [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] \{\varepsilon_0\} dV = \iiint_V [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] \alpha T \{1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0\}^T dx dy dz \\ &= \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 [\mathbf{B}(\xi, \eta, \zeta)]^T [\mathbf{D}] \alpha T |\mathbf{J}| \{1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0\}^T d\xi d\eta d\zeta \end{aligned} \quad (4-46)$$

式中： $\alpha$  为线胀系数；

$T$  为单元平均温度（已在第二章中求出模具体内单元温度）。

以上推导的计算等效节点载荷的有关公式中，均因被积函数复杂而必须采用数值积分方法求解。有了单元的等效节点载荷列阵和刚度矩阵，便可组集得到结构刚度方程，再考虑结构的约束条件，求解出离散结构上各节点的位移分量列阵  $\delta$  和各单元的节点位移分量列阵  $\delta^e$ 。

## 4.4.5 热力耦合研究

由第二章可知，挤压过程中坯料和模具的温度场是非稳态温度场，引起模具体内的应变和应力随时间变化，在变形过程中又会使模具体温度发生改变。傅立叶热传导公式把物体当作刚体来处理，而实际上应该考虑一般弹塑性体的热传导公式，即需要考虑热和变形的互相转化关系。因此，在热挤压模具的热弹塑性热应力研究中，热传导方程和整体结构的平衡方程不能独立求解，必需将位移分量和温度变化作为耦合问题求解，故这类问题称为耦合热弹塑性问题，简称热力耦合问题。

考虑到铝型材挤压是在较高温度下（铝锭加热至 450 °C，模具预热至 410 °C）进行的，为此在分析模具的强度时，需对模具内部的应力场和温度场进行热力耦合计算，以反映挤压时模具的真实受力状态。

联立有限变形弹塑性有限元方程式(4-19)和温度计算的有限元方程式(2-46)，得到热力耦合的基本方程如下：

$$\begin{bmatrix} [0] & [0] \\ [0] & [C] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{\dot{u}\} \\ \{T\} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [K] & [0] \\ [0] & [K_T] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{u\} \\ \{T\} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{F\} \\ \{Q\} \end{Bmatrix} \quad (4-47)$$

式(4-47)即为：

$$\begin{cases} [K]\{u\} = \{F\} \\ [C]\{\dot{u}\} + [K_T]\{T\} = \{Q\} \end{cases} \quad (4-48)$$

式中： $[K]$ 为刚度矩阵；

$\{F\}$ 为力向量，包括施加的节点力和由热应变引起的力；

$\{u\}$ 为位移矢量；

$\{\dot{u}\}$ 为速度矢量；



$\{Q\}$ 为热流向量, 包括内热源热流向量、对流和辐射损失热流向量以及  
与工模具间接触热传导损失的热流量;

$\{C\}$ 为热容矩阵;

$[K_T]$ 为热传导矩阵;

$\{T\}$ 为温度;

$\{\dot{T}\}$ 为温度变化率。

关于对热力耦合方程(4-47)的求解, Bishop<sup>[137]</sup>提出了所谓的“错步耦合”解法, 即在小的时间步长内计算变形时, 假定工件温度分布不变, 然后在相同的时间步长内再计算不考虑附加变形的热传导问题, 获得新的温度场信息, 进而计算下一时间步长内变形分析所需的各种与温度相关的材料物性参数, 然后进行下一时间步长内的变形分析。这种方法因其简便性得到了广泛地应用。随后, Kobayashi<sup>[138]</sup>等又提出了一种称为“同步耦合”的解法, 其主要步骤是: ①假定初始温度场已知, 计算与温度相关的物性参数并作变形体的应力应变分析, 于是可获得工件内的塑性功分布; ②计算因塑性功和摩擦功的热耗散转化成的热流, 把该热流作为温度场的内热源, 与原温度场叠加, 获得新温度场; ③以新温度场替代第①步的初始温度场, 重复以上两步, 直至温度场收敛为止。

在对模具进行分析时, 考虑到模具的变形相对于坯料来说很小, 由模具变形做功引起的热效应比起温度变化和坯料变形产生的热效应可忽略不计, 热过程和应力过程求解可以分开进行。即首先进行热分析, 然后将求得的节点温度作为热载荷施加到结构上求解应力, 从而简化了热力耦合求解问题, 减少了耦合分析所需的大量计算时间, 而对计算精度并没有产生太大的影响。

## 4.5 热力耦合应力场数值模拟的实现

### 4.5.1 建立有限元模型

平面分流组合模分流孔表面为空间曲面, 挤压时将受到与坯料之间的摩擦力的作用, 摩擦力方向与分流孔表面相切。为了能在进行有限元分析时将摩擦力施加到分流孔表面上, 本文采用三维结构表面效应单元 SURF154 进行分流孔表面单元的划分。该单元类似一层皮肤, 附着在任何三维元素的表面上, 能施加与表面相切的载荷以用于三维结构分析, 各种载荷和表面效应能同时存在。每个节点具有沿  $x, y, z$  方向的 3 个自由度。SURF154 单元示意图如图 4-3 所示。模具体体采用三维 10 节点四面体二次单元 SOLID92 进行网格划分, SOLID92 单元示意图见图 4-2。

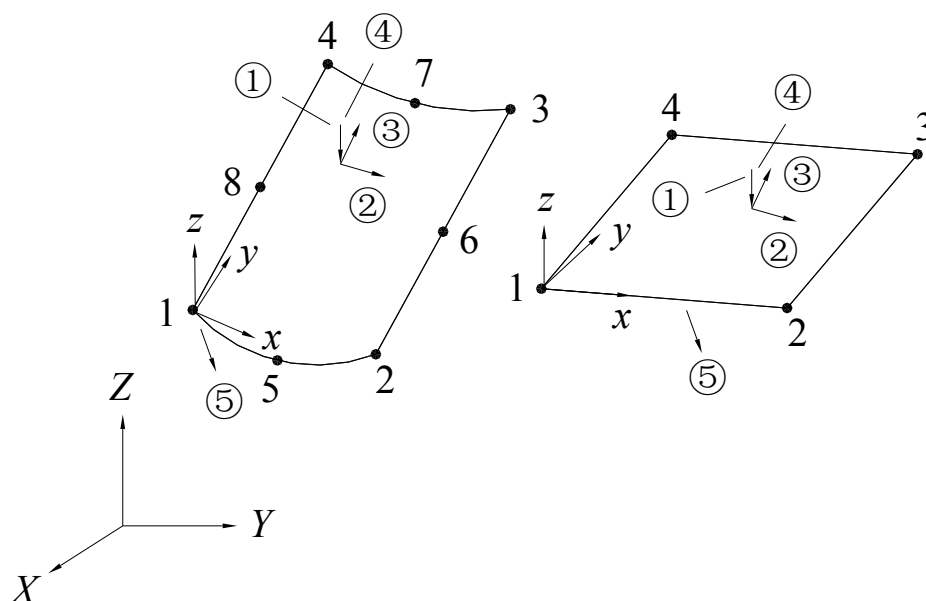


图 4-3 表面效应单元 SURF154

表面效应单元采用对应网格划分，结构实体单元采用智能网格划分。热挤压模具上模（凸模）有限元模型（1/4）如图 4-4 所示。共生成 223 77 个节点, 155 12 个单元（包括 591 个表面效应单元）。

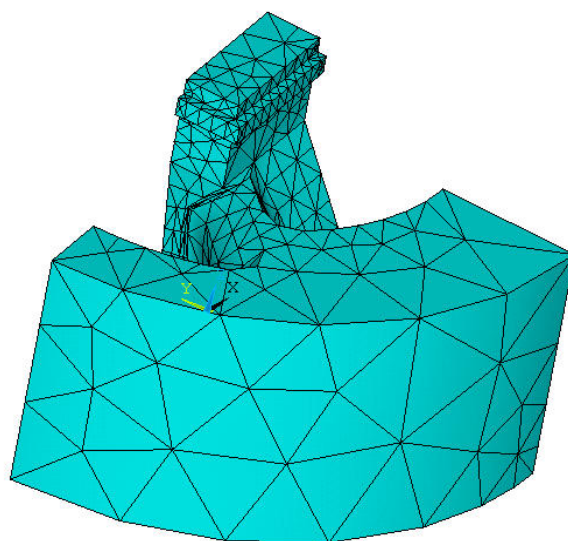


图 4-4 热挤压模具上模（凸模）有限元模型（1/4）

### 4.5.2 施加载荷和约束

在热挤压过程中，模具所受的载荷包括热载荷和机械载荷，这些载荷由工件和模具的几何形状、工件和模具的接触时间以及坯料和模具的初始温度决定，它们和模具的边界条件决定了模具的应力、应变及温度分布。

1. 机械载荷。机械载荷包括作用在模具表面上的挤压力和与坯料接触表面的摩擦力。在挤压过程中，工件/模具界面间的相互作用力很大，有时可能会超过模具材料的屈服极限，从而引起模具的局部屈服。因此本文对模具进行了弹塑

性有限元分析。

2. 热载荷。在热挤压过程中，由于温度梯度的变化和模具的膨胀受到约束将产生热载荷。局部的温度梯度取决于模具的几何形状、工件和模具的接触时间、边界条件以及工件和模具的初始温度。当模具和坯料接触时，由于模具表面温度较高区域的膨胀比温度较低区域的膨胀大，受温度较低区域（如模具内部未和高温热工件接触的区域）的约束，致使在模具表面温度较高的区域中产生压应力；在模具冷却阶段，模具表面应力分布和模具与热坯料接触时的应力分布相反，为拉应力。这种拉-压应力的交替循环将会导致模具的疲劳破坏。在一些特殊情况下，由热载荷引起的应力可能会超过模具材料的屈服极限。

3. 叠加两种载荷所引起的应力。如果模具的应力分析完全是弹性的且热载荷引起的应力未超过模具材料的屈服极限，可以把由热载荷引起的应力和由机械载荷引起的应力叠加，作为模具中的总应力分布。如果温度分析或应力分析是弹性变形，必须先进行弹性分析，再以弹性分析的临界点为起点进行塑性分析。

约束条件与模套的结构及模具的装配形式有关。上模装在模套内，上模侧壁与模套内壁之间没有间隙，挤压时上模下表面与下模上表面紧密接触，同时考虑到所分析模具结构的对称性，为加快计算速度，对模具实体取 1/4 进行分析，所以施加下列约束：

- 1) 与下模接触表面（ $XOY$  平面）上的节点沿  $Z$  方向的位移为 0；
- 2) 模具外表面与模套接触，根据变形协调条件求出的变形作为约束条件；
- 3) 剖分面施加对称约束。

模具材料及性能参数见第三章。

将上述载荷和约束施加于模具有限元模型上，见图 4-5~4-8。

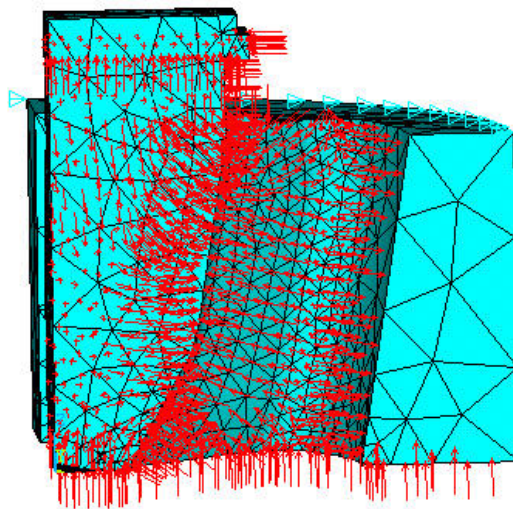


图 4-5 施加于与坯料接触表面上的法向载荷

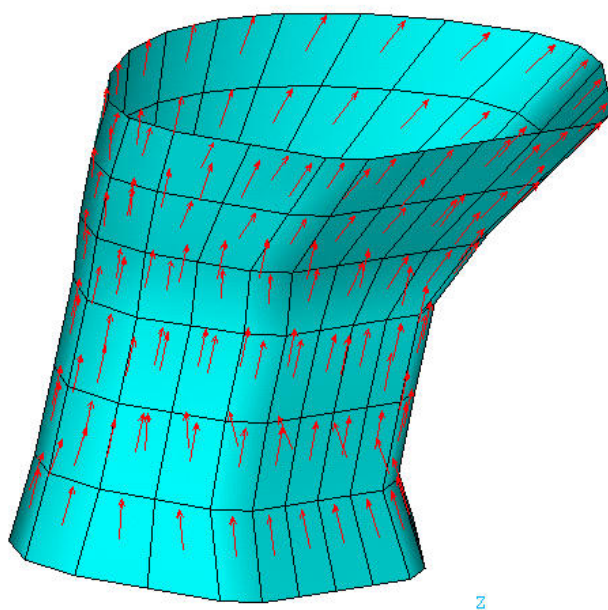


图 4-6 施加于分流孔表面上的摩擦载荷

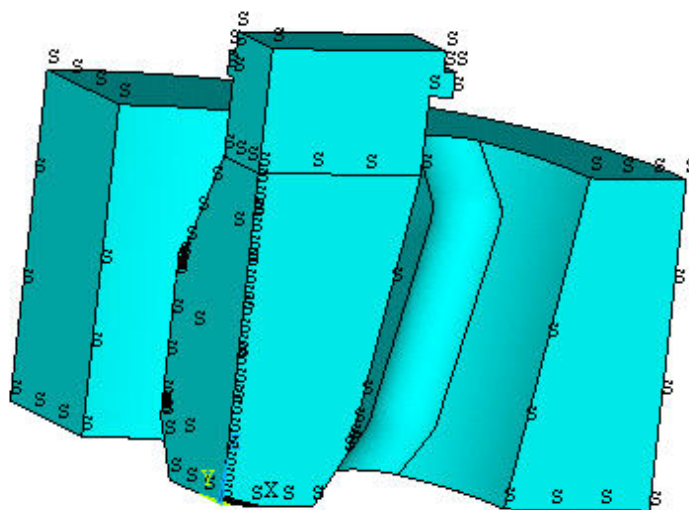


图 4-7 施加于剖面上的对称约束

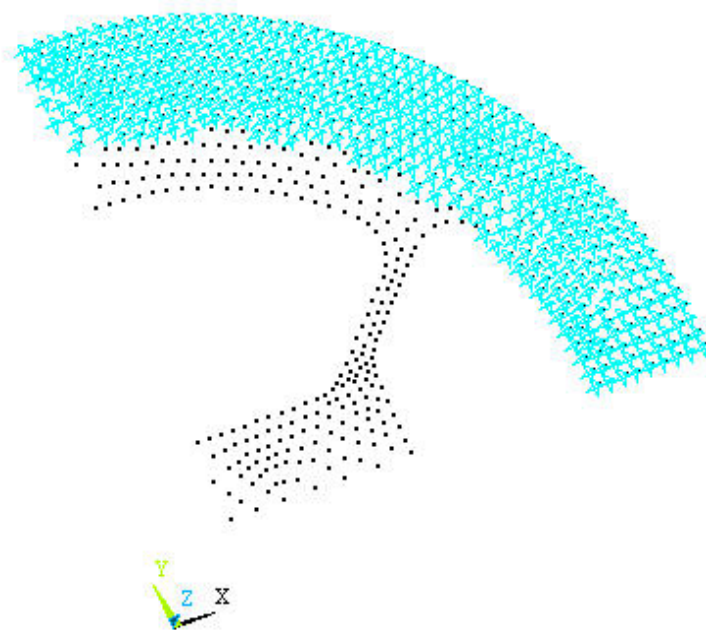


图 4-8 施加于与下模接触表面上的节点的约束

#### 4.5.3 有限元模拟应力场

将所有机械载荷和约束施加到模具上后的有限元模型如图 4-9 所示。再将温度按式(4-46)转化为等效节点热载荷并施加于节点上，利用有限元分析程序 ANSYS<sup>[120-121]</sup>对热挤压模具进行热弹塑性应力场数值模拟。

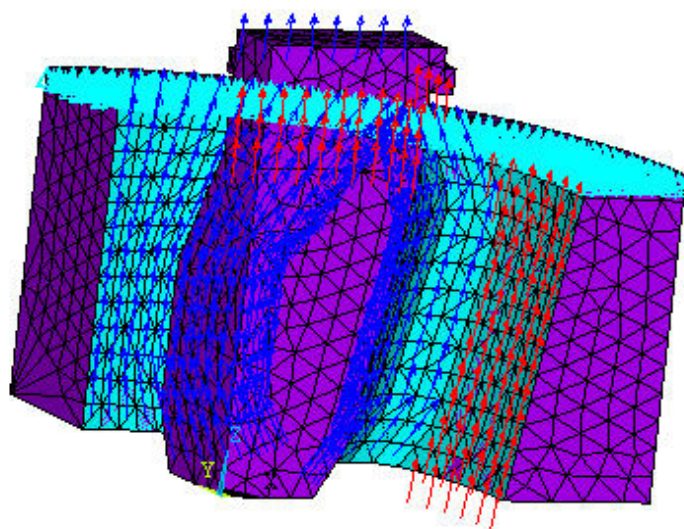


图 4-9 施加所有载荷和约束后的有限元模型

#### 4.5.4 模拟结果分析

将所有的约束、载荷转化到节点上，利用 ANSYS 进行有限元计算，可获得模具各单元和节点在总体坐标方向的正应力  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$ 、主应力  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ ,  $\sigma_3$  及 Mises

等效应力  $\sigma_r$ ，并可绘制各种应力的等值线图。

表 4-4 列出了部分节点的主应力和 Mises 等效应力值。由表可知，节点最大等效应力（106 6.50 MPa）比第二大值高出 14.5%，应力集中很明显，在此部位最容易产生裂纹。

表 4-4 节点主应力值和等效应力值（按  $\sigma_r$  值由大到小排列） 单位：MPa

节点号	$\sigma_1$	$\sigma_2$	$\sigma_3$	$\sigma_r$
971	633.15	-109.53	-588.94	106 6.50
528	822.01	-13.95	-150.62	912.01
719	772.20	1124.00	-163.45	832.73
698	651.75	-526.56	-235.79	811.62
3950	49.05	-44.63	-434.67	804.48
714	728.62	144.02	-177.07	795.33
1156	549.52	28.03	-359.32	789.94
702	676.25	5.01	-177.73	778.86
...	...	...	...	...
3518	-0.14	-21.33	-54.98	47.898
2812	-110.79	-124.70	-152.19	36.486
3468	-84.21	-110.07	-124.61	35.439
2994	-96.18	-110.84	-133.27	32.350
1951	-105.23	-110.66	-130.28	22.828
4336	-105.44	-110.92	-0.12	15.763
2814	-110.30	-119.25	-126.45	14.011
2032	-107.26	-109.74	-111.83	3.962

图 4-10 和图 4-11 分别为单元和节点的等效应力等值线图。标注有“MX”的部分为等效应力最大部位，位于上模模芯和分流桥的交界处，随着工作次数的增加，在此处最易产生裂纹，从而造成模具的失效。通过与模具实际破坏情况相比较（见图 4-12），证明了本模拟结果与实际情况相吻合。

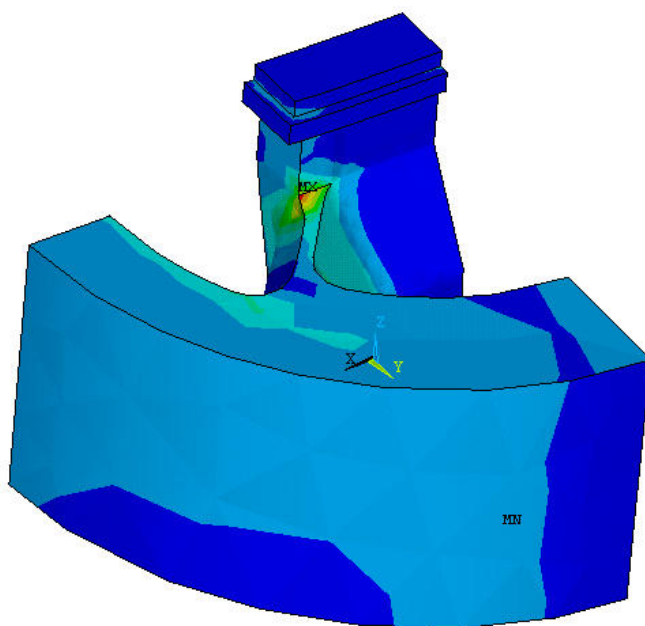


图 4-10 单元等效应力等值线图

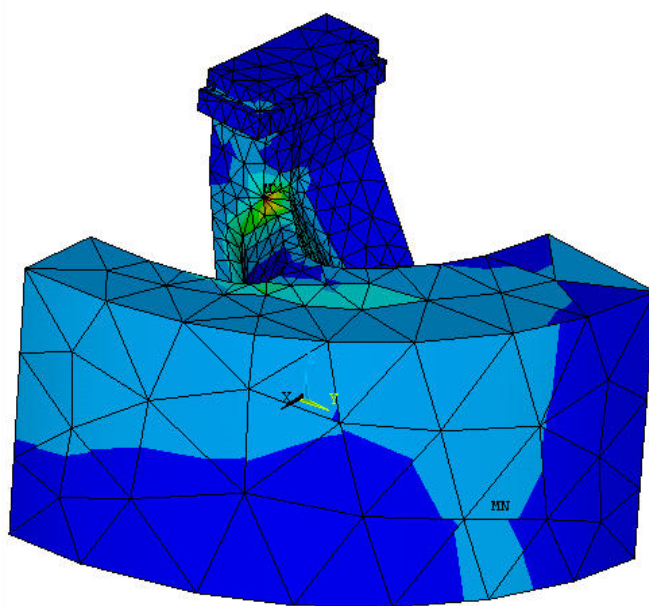


图 4-11 节点等效应力等值线图



图 4-12 模具出现裂纹的位置（实物照片）

图 4-13 为模具结构变形图。从图中可以看出，模芯部分在工作过程中出现了较大变形（最大变形量为 0.184 mm），这就是挤压产品出现尺寸超差的原因。

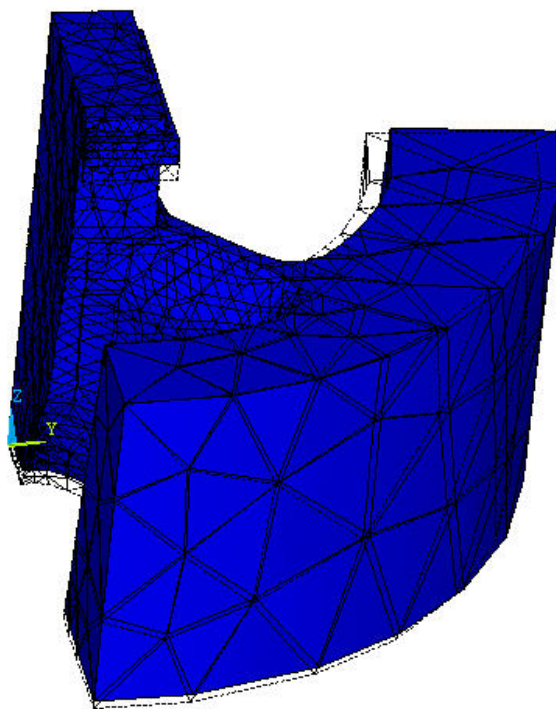


图 4-13 上模受力前后结构变形图



#### 4.6 热挤压模具主要结构参数对最大等效应力的影响

前已述及,模具体内的最大等效应力是引起热挤压模具产生裂纹的主要原因之一,而等效应力值的大小与模具的主要结构参数值密切相关。当热挤压模具的上模厚度、分流孔半径、模桥锥角等参数发生改变时,其体内的最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  也将发生相应的改变。本节分别以上模厚度  $H$ 、分流孔半径  $R_1$  和  $R_2$ 、模桥锥角  $\beta_4$  和  $\beta_7$  为变化量,对模具体内的最大等效应力进行了计算和分析。

##### 1. 上模厚度 $H$ 对最大等效应力 $\sigma_{r\max}$ 的影响

表 4-5 和图 4-14 分别为最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  随上模厚度  $H$  变化的数值和关系曲线。

表 4-5 最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  与上模厚度  $H$  关系表

$H$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$H$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$H$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$H$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$H$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa
60	1152.5	69	1123.4	78	1081.1	87	963.03	96	1025.6
61	1151.7	70	1120.1	79	1075.1	88	964.12	97	1032.7
62	1150.2	71	1115.8	80	1066.5	89	967.58	98	1038.8
63	1148.9	72	1109.9	81	1048.5	90	972.83	99	1042.7
64	1146.9	73	1103.8	82	1025.9	91	979.67	100	1045.5
65	1144.2	74	1098.6	83	1008.7	92	989.13		
66	1138.2	75	1095.5	84	982.30	93	1000.4		
67	1133.5	76	1092.7	85	968.20	94	1009.6		
68	1128.3	77	1086.6	86	962.61	95	1018.5		

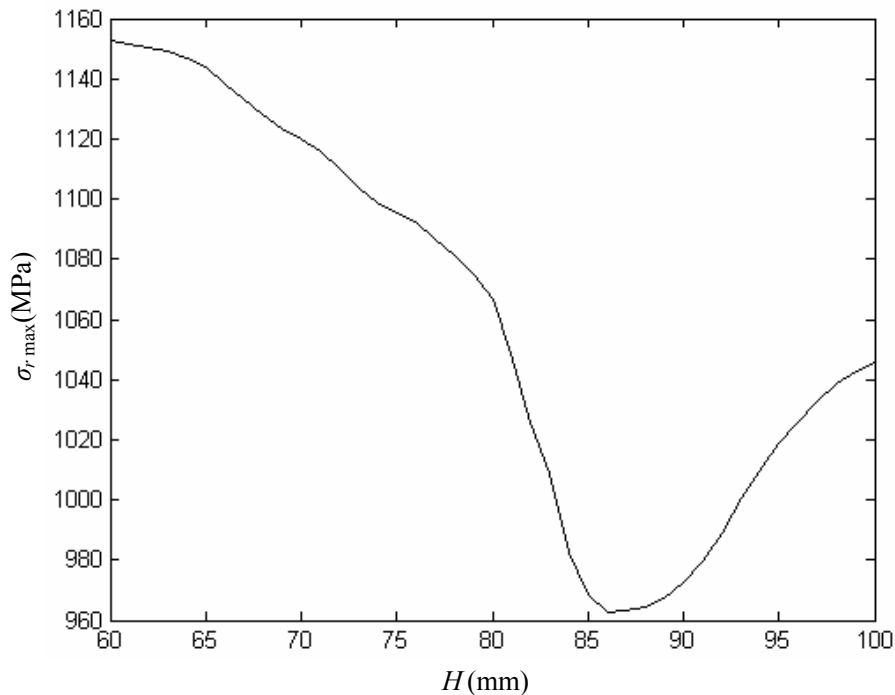


图 4-14 最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  随上模厚度  $H$  变化曲线

从图中可以看出，在上模厚度值  $H$  较小时，随着  $H$  的增加，模具体内的等效应力下降(当  $H=86\text{ mm}$  时，最大等效应力达到最小，其值为  $\sigma_{r\max}=962.61\text{ Mpa}$ )，因而可通过增加上模厚度来提高模具使用寿命；但当上模厚度超过一定值后，模具体内的最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  将会随着  $H$  的增加而增加，此时增加上模厚度将会导致模具使用寿命降低。

2. 分流孔半径  $R_1$  对最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  的影响

表 4-6 和图 4-15 分别为最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  随分流孔半径  $R_1$  变化的数值和关系曲线。

表 4-6 最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  与分流孔半径  $R_1$  关系表

$R_1$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$R_1$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$R_1$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$R_1$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$R_1$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa
60	987.65	69	896.60	78	1106.1	87	1192.8	96	1372.7
61	978.43	70	915.96	79	1118.3	88	1210.1	97	1392.2
62	962.47	71	942.50	80	1121.0	89	1224.3	98	1418.5
63	932.95	72	976.40	81	1125.6	90	1252.6	99	1452.0
64	880.75	73	1010.3	82	1132.6	91	1272.9	100	1484.0
65	835.57	74	1042.5	83	1137.0	92	1290.5		
66	838.28	75	1066.5	84	1146.3	93	1317.7		
67	849.38	76	1085.8	85	1162.9	94	1339.2		
68	871.09	77	1095.6	86	1178.3	95	1355.5		

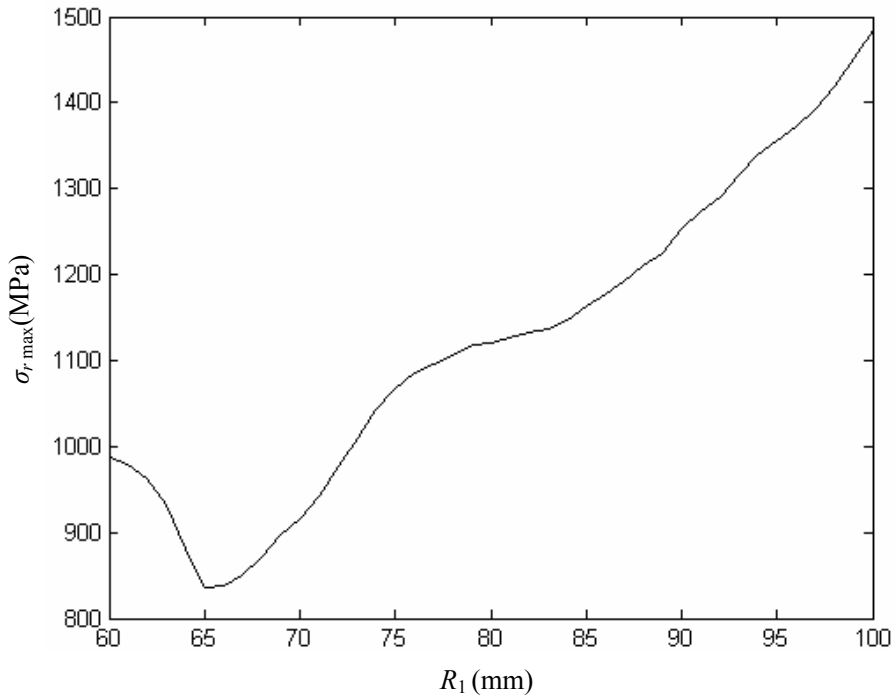


图 4-15 最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  随分流孔半径  $R_1$  变化曲线

从图中可以看出，在分流孔半径  $R_1$  较小时，随着  $H$  的增加，模具体内的等

效应力下降；但当  $R_1$  超过一定值后，模具体内的最大等效应力  $\sigma_{r \max}$  将会随着  $H$  的增加而急剧增加。当分流孔半径  $R_1=65 \text{ mm}$  时，最大等效应力达到最小，其值为  $\sigma_{r \max}=835.57 \text{ MPa}$ 。

3. 分流孔半径  $R_2$  对最大等效应力  $\sigma_{r \max}$  的影响

表 4-7 和图 4-16 分别为最大等效应力  $\sigma_{r \max}$  随分流孔半径  $R_2$  变化的数值和关系曲线。

表 4-7 最大等效应力  $\sigma_{r \max}$  与分流孔半径  $R_2$  关系表

$R_2$ /mm	$\sigma_{r \max}$ /MPa	$R_2$ /mm	$\sigma_{r \max}$ /MPa	$R_2$ /mm	$\sigma_{r \max}$ /MPa	$R_2$ /mm	$\sigma_{r \max}$ /MPa	$R_2$ /mm	$\sigma_{r \max}$ /MPa
60	1018.6	69	986.10	78	954.78	87	1049.4	96	1097.6
61	1016.2	70	980.85	79	955.93	88	1066.5	97	1099.5
62	1010.8	71	976.72	80	957.15	89	1073.4	98	1101.8
63	1006.7	72	972.86	81	958.05	90	1078.7	99	1103.4
64	1002.3	73	965.52	82	962.02	91	1082.6	100	1104.5
65	999.61	74	961.93	83	970.60	92	1086.6		
66	996.17	75	958.02	84	983.47	93	1089.3		
67	993.33	76	955.92	85	998.34	94	1092.5		
68	989.47	77	954.23	86	1018.7	95	1095.4		

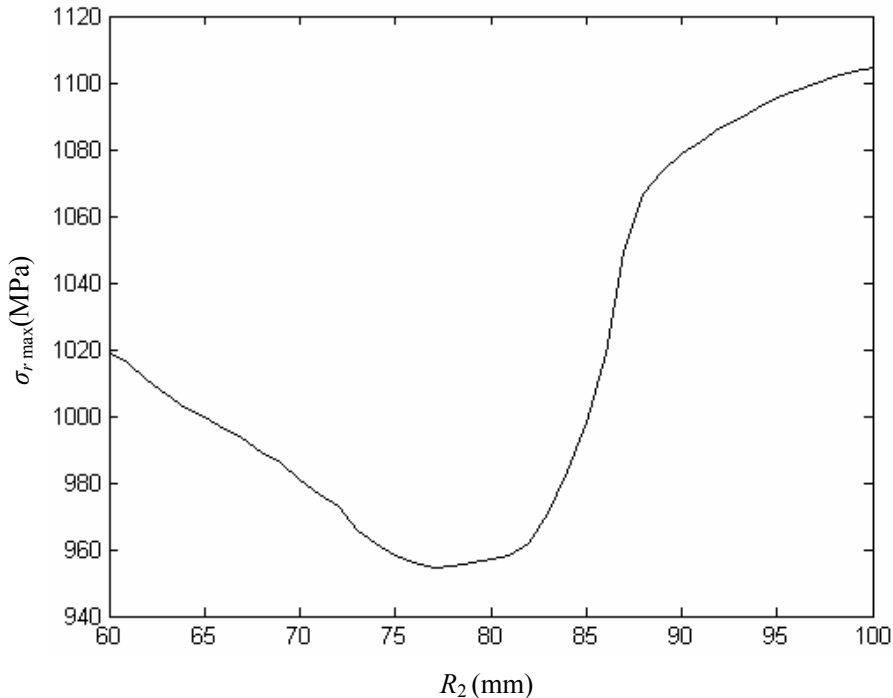


图 4-16 最大等效应力  $\sigma_{r \max}$  随分流孔半径  $R_2$  变化曲线

当分流孔半径  $R_2$  较小时，随着  $R_2$  的增加，最大等效应力  $\sigma_{r \max}$  随着  $R_2$  增加而降低 ( $R_2=77 \text{ mm}$  时， $\sigma_{r \max}=954.23 \text{ MPa}$ )，有利于提高模具使用寿命；当  $R_2$  较大时，最大等效应力  $\sigma_{r \max}$  随着  $R_2$  的增加而急剧增加，因此设计时应避开此尺

寸范围。

4. 模桥锥角  $\beta_4$  对最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  的影响

表 4-8 和图 4-17 分别为最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  随模桥锥角  $\beta_4$  变化的数值和关系曲线。

表 4-8 最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  与模桥锥角  $\beta_4$  关系表

$\beta_4$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$\beta_4$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$\beta_4$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$\beta_4$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$\beta_4$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa
15	1164.4	22	1143.5	29	1074.3	36	1052.2	43	1082.8
16	1163.6	23	1137.5	30	1066.5	37	1055.5	44	1090.1
17	1162.2	24	1130.3	31	1058.1	38	1058.3	45	1100.2
18	1160.5	25	1119.0	32	1052.6	39	1061.6		
19	1157.6	26	1110.8	33	1051.0	40	1065.2		
20	1153.5	27	1095.6	34	1050.1	41	1069.3		
21	1148.6	28	1085.3	35	1050.8	42	1074.1		

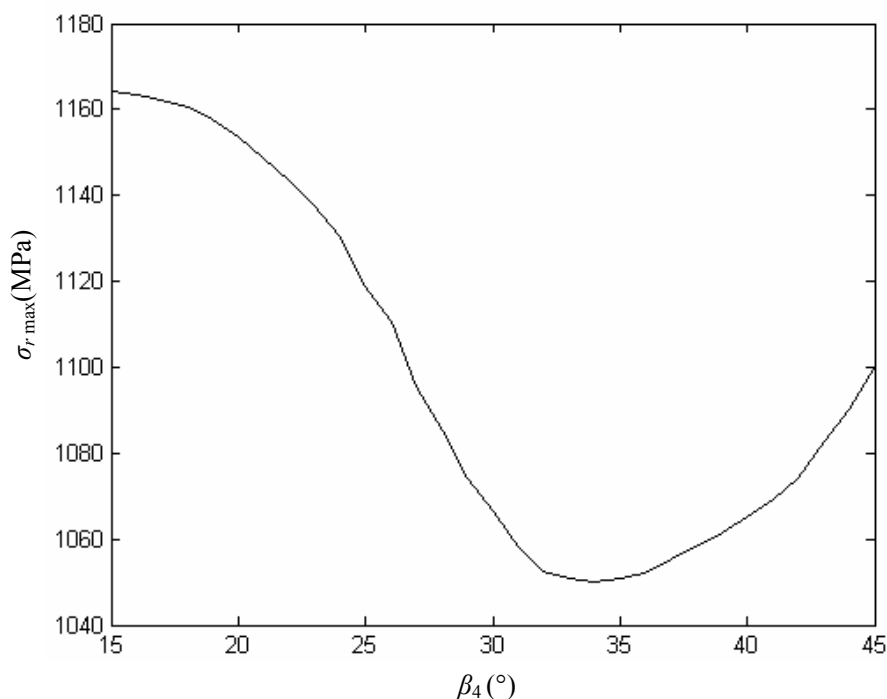


图 4-17 最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  随模桥锥角  $\beta_4$  变化曲线

模桥锥角  $\beta_4$  值较小时，模具体内最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  随着  $\beta_4$  的增加而下降（ $\beta_4=34^\circ$ 时， $\sigma_{r\max}=1050.1$  MPa）；当  $\beta_4$  值较大时， $\sigma_{r\max}$  随着  $\beta_4$  的增加而增加，对提高模具使用寿命不利。

5. 模桥锥角  $\beta_7$  对最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  的影响

表 4-9 和图 4-18 分别为最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  随模桥锥角  $\beta_7$  变化的数值和关系曲线。

表 4-9 最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  与模桥锥角  $\beta_7$  关系表

$\beta_7$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$\beta_7$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$\beta_7$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$\beta_7$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa	$\beta_7$ /mm	$\sigma_{r\max}$ /MPa
15	1024.8	22	952.21	29	1050.2	36	1132.3	43	1180.9
16	1019.6	23	957.31	30	1066.5	37	1140.0	44	1184.3
17	1009.7	24	966.13	31	1076.6	38	1148.8	45	1186.0
18	994.91	25	972.10	32	1090.2	39	1159.0		
19	965.43	26	985.75	33	1099.6	40	1165.9		
20	952.32	27	1006.3	34	1108.8	41	1170.3		
21	950.14	28	1026.7	35	1122.9	42	1176.3		

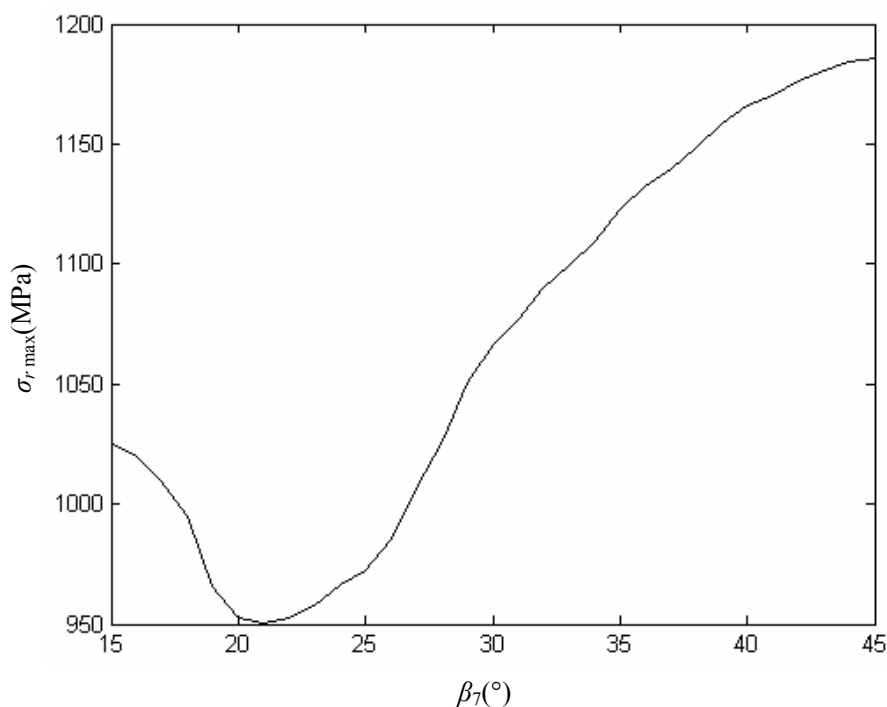


图 4-18 最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  随模桥锥角  $\beta_7$  变化曲线

模桥锥角  $\beta_7$  值较小时，模具体内最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  随着  $\beta_7$  的增加而下降（ $\beta_7=21^\circ$ 时， $\sigma_{r\max}=950.14$  MPa）；当  $\beta_7$  值较大时， $\sigma_{r\max}$  随着  $\beta_7$  的增加而急剧增加，对提高模具使用寿命不利，设计时应避开此角度范围。

以上计算分析表明，上模厚度、分流桥及分流孔尺寸等模具的结构尺寸对模具体内的最大等效应力  $\sigma_{r\max}$  有较大的影响，通过合理设计模具的结构尺寸，将

实现在不增加模具制作成本的前提下降低模具体内的最大等效应力值,对提高模具使用寿命具有重要的意义。

#### 4.7 本章小结

本章首先对解析法分析模具强度进行了讨论,分析了解析法在理论上和实际应用中的不足,指出利用有限元法可充分考虑各种因素对模具强度的影响,得出模具体内应力应变场的精确数值解。给出了三维10节点四面体二次等参单元刚度矩阵的计算方法。对热挤压过程中的挤压力进行了计算,并推导了法向表面力、切向表面力、温度等载荷的等效节点载荷转换公式。建立了热挤压模具热力耦合的数学模型。使用表面效应单元将坯料与分流孔之间的摩擦载荷施加到有限元模型上,讨论了模具在实际物理工况下的约束条件,对热挤压模具上模(凸模)进行了热力耦合有限元数值计算。从结果发现,在机械载荷和热载荷的共同作用下,在上模模芯和分流桥的交界处出现应力集中(最大等效应力为1066.50 MPa),在此部位最容易出现裂纹;模芯在工作过程中变形较大,是造成挤压产品超差的主要原因。通过与模具实际失效形式的比较,证明了有限元计算结果的正确性。研究了热挤压模具主要结构参数变化对最大等效应力 $\sigma_{r\max}$ 的影响,获得了最大等效应力随模具结构参数值变化的规律曲线。指出模具主要结构的改变将影响模具体内的最大等效应力值,进而影响模具使用寿命,为主要结构参数的寻优设计奠定了基础。

## 第五章 热挤压模具结构优化设计研究

### 5.1 概述

在金属压力加工中,决定某一挤压方案是否可行,主要取决于下列三个方面,即产品质量、生产效率和模具寿命,而模具寿命往往是工艺决策的关键因素。热挤压模具作为铝型材热挤压工艺中最重要的部件,其工作环境十分恶劣。热挤压模具在工作时承受长时间的高温、高压、激冷激热、反复循环应力、偏心载荷和冲击载荷、高温高压下的高摩擦及局部应力集中等的作用,极易发生桥裂、塌陷、舌芯偏移或断裂、热疲劳、失稳、磨损、局部变形或局部压塌等形式的失效,因此,挤压模具的使用寿命一般都很低。

影响模具使用寿命的因素很多,模具结构尺寸是其中的关键因素之一<sup>[9,136,139]</sup>。从第四章的分析可知,热挤压模具的结构尺寸影响模具体内的应力分布状态,决定着应力峰值的大小及所在部位。当模具体内的应力达到一定值时,在应力集中部位将首先出现裂纹;应力进一步加大时,在循环应力的作用下,裂纹进一步扩展,从而使模具不能正常使用;当模具体内的某一部分所承受的应力值超过模具材料的屈服极限时,该部分将产生塑性变形。这些都将降低模具的使用寿命,制约生产率的提高。

在生产实践中,人们也认识到模具结构对模具使用寿命有较大的影响。例如,工程师们曾试图通过增加模具的厚度尺寸来提高模具强度,从而达到提高模具使用寿命的目的,但实际效果并不理想。究其原因,主要是因为当增加上模厚度尺寸时,在一定程度上提高了模具强度,但随着上模厚度的增加,坯料通过模具分流孔的距离加长,从而产生更大的摩擦力和更多的热量,这反过来又降低了模具的强度(见图 4-14)。究竟模具在一种什么样的结构尺寸状态下,其使用寿命达到最理想状态呢?在很多挤压厂,模具设计过程经常是一个试错过程,在获得满意的设计之前,需要进行大量的挤压试验。这不仅造成人力和物力的浪费,往往还达不到理想的效果。

随着优化理论和计算机数值分析技术的发展,采用系统分析方法,在保证金属流动均匀性和挤压产品质量的前提下,优化热挤压模具结构尺寸,对摆脱铝型材热挤压模具传统的“试错”设计模式,改善模具设计现状,提高模具设计质量和效率,降低挤压成本等均具有重要的促进作用。本文正是基于这一思想,在前述几章对热挤压模具弹塑性热力耦合数值模拟研究的基础上,以模具主要结构尺寸为优化对象,以降低模具体内最大等效应力和使应力分布均匀化为优化目标,对热挤压模具的优化设计理论进行研究并开发相应的优化设计系统,以达到提高模

具使用寿命的目的。

## 5.2 铝型材热挤压模具优化设计系统总体结构研究

热挤压模具的优化设计是一个系统工程，必须在对其真实的物理工作环境进行全面分析的基础上进行。

系统功能模块按照系统实现的功能划分，采用模块化结构建立，一个模块完成一定的功能。根据实际设计流程，本优化设计系统建立了实体建模、挤压参数计算、有限元分析、优化设计和后处理五个功能模块，模块之间通过数据传递介质进行信息传递，如图 5-1 所示。实体建模模块利用实体建模技术及产品信息和模具结构描述建立铝型材热挤压模具的复杂三维几何模型（第二章）；挤压参数计算模块实现挤压力、摩擦力等挤压参数的计算（第四章）；CAE 模块实现模具的有限元分析，获得模具的温度分布、变形和应力应变分布等信息（第三章、第四章）；优化设计模块实现对模具主要结构参数的优化设计，以降低模具体内的最大等效应力，并使应力分布均匀化，提高模具使用寿命（第五章）；后处理模块利用优化后的最佳模具结构参数在 UG 环境下进行数控编程。

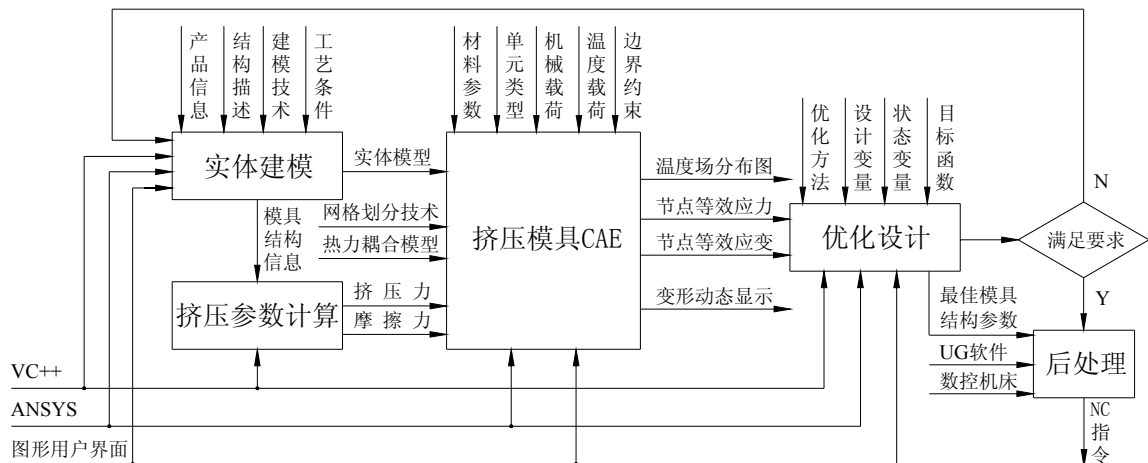


图 5-1 铝型材热挤压模具优化设计系统总体结构

## 5.3 铝型材热挤压模具优化设计的数学模型

为了对热挤压模具结构尺寸进行优化设计，首先必须把优化设计问题用数学描述的形式表达出来，也就是用设计变量、约束条件和目标函数建立优化设计的数学模型。

### 5.3.1 设计变量与设计空间

任何一个设计方案一般都是由若干个设计参数所决定的。参数分为两种类型，一类为几何参数，如热挤压平面分流组合模的上模厚度  $H$ 、分流孔半径  $R_1$  和  $R_2$ 、模桥锥角  $\beta_4$  和  $\beta_7$  等（见图 2-2）；另一类是物理参数，如模具材料的弹性



模量  $E$ 、许用应力 $[\sigma_b]$ 等。在这些设计参数中，一部分是按具体要求事先结定的，它们在优化设计过程中始终保持不变，称为预定参数。如果不考虑模具材料的非线性问题，则弹性模量  $E$  和许用应力 $[\sigma_b]$ 就属于预定参数。另一部分参数在优化设计过程中是可以变化的，如图 2-2 所示的热挤压模具结构参数，这类设计参数称为设计变量。

以设计变量为坐标轴所构成的空间称设计空间。一般情况下，设计变量的个数就是设计空间的维数。设计变量越多，即问题的维数越高，则设计的自由度也越大，容易得到比较理想的结果。但是，随着设计变量的增多，也必然使问题的求解更复杂，给最优化设计带来更大的困难。因此，在一般情况下，应该尽量地减少设计变量的数目，而把对设计所追求的目标有较大影响的少量参数选为设计变量。由第四章的分析结果可知，图 2-2 所示热挤压模具上模结构的各个参数中，上模厚度  $H$ 、分流孔半径  $R_1$  和  $R_2$ 、模桥锥角  $\beta_4$  和  $\beta_7$  等对模具强度有较大的影响，因此，本文将此 5 个参数定义为设计变量。

如有  $n$  个设计变量，则构成  $n$  维设计空间 ( $n$  维向量空间)。设计变量通常用下列向量表示：

$$\mathbf{X} = (x_1, x_2, \dots, x_n)^T \quad (5-1)$$

该向量  $\mathbf{X}$  即表示  $n$  维设计空间中的一个点。

由于工程设计中的设计变量都是实数，所以设计空间是以  $n$  个设计变量为坐标轴的实空间，或称  $n$  维欧氏空间，用  $R^n$  来表示。

最优设计方案，也称最优设计点，简称最优点，其记号为  $\mathbf{X}^*$ 。

设计空间是所有设计方案的集合，用符号  $\mathbf{X} \in R^n$  表示。

### 5.3.2 约束条件及可行区与非可行区

在最优化过程中，对于设计变量的选取常加以某些限制或给于一些附加设计条件，这种限制条件称为约束条件。约束条件一般都可用不等式或等式表示，其一般形式为：

$$\begin{cases} g_u(\mathbf{X}) \leq 0 & (u=1, 2, \dots, m) \\ h_v(\mathbf{X}) = 0 & (v=1, 2, \dots, p) \end{cases} \quad (5-2)$$

不等号或等号左边表示根据约束条件建立起来的设计变量  $\mathbf{X}$  的函数式，又称为约束函数。式(5-2)表示有  $m$  个不等式约束和  $p$  个等式约束。

约束条件将设计空间划分成可行区与非可行区。凡是满足约束条件的设计点（即设计方案）都必然在可行区内，因此，可行区就是所有满足约束条件设计点的集合  $R$ ，即

$$R = \{\mathbf{X} | g_i(\mathbf{X}) \leq 0, i=1, 2, \dots, m+p\} \quad (5-3)$$

### 5.3.3 目标函数

将优化目标表示为设计变量的函数, 优化这个函数, 则可以获得最优设计方案。因此, 在优化设计中, 这一用于评选设计方案的函数称为目标函数, 或称评价函数, 记作:

$$F(\mathbf{X})=F(x_1, x_2, \dots, x_n) \quad (5-4)$$

由于求目标函数的极大化等价于求目标函数 $-F(\mathbf{X})$ 的极小化, 因此, 在工程实际问题中, 把优化问题描述为目标函数极小化问题, 其一般形式为:

$$\min F(\mathbf{X})=F(\mathbf{X}^*) \quad (5-5)$$

影响铝型材热挤压过程的因素很多, 因而可作为优化目标的参数也很多。在过去的研究中, 人们曾将挤压力<sup>[95-97,106,139]</sup>、制品组织性能<sup>[140]</sup>、载荷分布<sup>[97]</sup>、流线型模具轮廓<sup>[80,98,141]</sup>等作为铝型材热挤压优化的目标函数。

我国铝型材年产量很高, 已成为铝型材生产大国, 但挤压模具尤其是平面分流组合模的使用寿命非常低(平均为 3~6 吨/付, 而国外已达到 20~30 吨/付<sup>[136]</sup>), 严重制约了铝型材挤压技术的进一步发展和生产效率的提高。因此, 提高模具寿命势在必行。影响模具寿命的因素很多, 是一个复杂的多因素的综合性问题。除了合理选择模具材料、提高热处理和表面处理质量之外, 因模具结构设计不合理而导致应力集中、应力分布不均匀是热挤压模具产生裂纹并最终导致失效的主要原因之一, 而模芯部分在挤压过程中变形量过大(甚至产生塑性变形)是造成模芯失稳的主要原因。合理的模具结构可保证在正常使用条件下, 没有产生冲击破裂和应力集中的可能, 并保证模具具有足够的强度和刚度。要想推迟疲劳裂纹的产生, 达到提高模具使用寿命的目的, 就必须将最大等效应力(最大等效应变)降下来。最大等效应力(最大等效应变)与模具结构尺寸密切相关, 因此, 本文以对应力集中敏感的模具主要可变结构尺寸为设计变量, 以降低最大等效应力(最大等效应变)为优化目标, 对模具结构尺寸进行优化, 以达到提高模具使用寿命的目的。

### 5.3.4 优化设计的数学模型

优化设计就是在可行区域内找到一个点, 使目标函数值最小。因此对于热挤压模具的优化设计, 可作如下数学描述: 寻找  $\mathbf{X}=(R_1, R_2, H, \beta_4, \beta_7)^T$ , 在满足  $g_u(\mathbf{X}) \leq 0 (u=1, 2, \dots, m)$  和  $h_v(\mathbf{X})=0 (v=1, 2, \dots, p)$  的约束条件下, 求目标函数  $F(\mathbf{X})=F(R_1, R_2, H, \beta_4, \beta_7)$  的最小值。简记为:

$$\begin{cases} \min & F(\mathbf{X}) & \mathbf{X} \in R^n \\ \text{s.t.} & g_u(\mathbf{X}) \leq 0 & (u=1, 2, \dots, m) \\ & h_v(\mathbf{X}) = 0 & (v=1, 2, \dots, p) \end{cases} \quad (5-6)$$

## 5.4 模具优化设计理论及方法研究

由于热挤压模具体内应力与模具结构尺寸之间是非线性关系,所以模具的优化设计问题属于非线性规则问题。

式(5-6)定义的优化设计模型属于目标函数的约束极值问题,又称为条件极值问题。在约束条件下所求得的最优点  $\mathbf{X}^*$ , 称为约束最优点。 $\mathbf{X}^*$  是否存在可根据 Kuhn-Tucker 最优性条件<sup>[142]</sup>来判断。

设  $\mathbf{X}^* = [x_1^* \ x_2^* \ \dots \ x_n^*]^T$  为非线性规划问题(5-6)的约束极值点,且在全部等式约束及不等式约束条件中,共有  $q$  个约束条件为起作用约束,即  $g_i(\mathbf{X}) \leq 0, h_j(\mathbf{X}) = 0$  ( $i+j=1, 2, \dots, q < m+p$ )。如果在  $\mathbf{X}^*$  处所有起作用约束的梯度向量  $\nabla g_i(\mathbf{X}) \leq 0, \nabla h_j(\mathbf{X}) = 0$  ( $i+j=1, 2, \dots, q < m+p$ ) 线性无关,则存在向量  $\lambda$  使下述条件成立:

$$\nabla f(\mathbf{X}^*) + \sum_{i+j=1}^q \{ \lambda_i \nabla g_i(\mathbf{X}^*) + \lambda_j \nabla h_j(\mathbf{X}^*) \} = \mathbf{0} \quad (5-7)$$

式中:  $q$  为通过该设计点  $\mathbf{X}^*$  的起作用约束数(包括等式约束及不等式约束);

$\lambda_i, \lambda_j$  ( $i \neq j, i+j=1, 2, \dots, q$ ) 分别为非零、非负的乘子,也叫作拉格朗日乘子。

$$\lambda = [\lambda_1 \ \lambda_2 \ \dots \ \lambda_q]^T \quad (5-8)$$

满足 Kuhn-Tucker 条件的点,称为 Kuhn-Tucker 点。在一般的非线性规划问题中, Kuhn-Tucker 点虽是约束极值点,但不一定是全域最优点,即 K-T 条件不是最优解的充分条件。但对于目标函数  $F(\mathbf{X})$  为凸函数、可行域为凸集的凸规划问题来说, Kuhn-Tucker 条件不仅是确定约束极值点的必要条件,同时也是全域最优解的充分条件。而且凸规划问题有唯一的 Kuhn-Tucker 点,但它所对应的拉格朗日乘子不一定是唯一的。

如果有  $n$  个约束函数交于一点,则该点成为约束极值点的条件是:在数学上的表示如式(5-6)所示,而在几何上的关系是目标函数的负梯度  $-\nabla F(\mathbf{X})$  处于由该点处  $n$  个约束函数的梯度  $\nabla g_1(\mathbf{X}), \nabla g_2(\mathbf{X}), \dots, \nabla g_n(\mathbf{X})$  在设计空间所组成的锥角范围内。

优化求解的基本思路是根据目标函数的变化规律,以适当的步长沿着能使目标函数值下降的方向,逐步向目标函数值的最优点进行探索,逐步逼近到目标函数的最优点。

1) 首先初选一个尽可能靠近最小点的初始点  $\mathbf{X}^{(0)}$ , 从  $\mathbf{X}^{(0)}$  出发按照一定的原则寻找可行方向和初始步长,向前跨出一步达到  $\mathbf{X}^{(1)}$  点;

2) 得到新点  $\mathbf{X}^{(1)}$  后再选择一个新的使函数值迅速下降的方向及适当的步长,从  $\mathbf{X}^{(1)}$  点出发再跨出一步,达到  $\mathbf{X}^{(2)}$  点,并依此类推,逐步向前探索并重复数值计算,最终达到目标函数的最优点。在中间过程中,每一步的迭代形式为:

$$\begin{aligned} \mathbf{X}^{(k+1)} &= \mathbf{X}^{(k)} + \alpha^{(k)} \mathbf{S}^{(k)} \\ \text{使 } F(\mathbf{X}^{(k+1)}) &< F(\mathbf{X}^{(k)}) \quad (k=0,1,2,L) \end{aligned} \quad (5-9)$$

即应使目标函数值一次比一次减小。

式中： $\mathbf{X}^{(k)}$ 为第  $k$  步迭代计算所得到的点，称第  $k$  步迭代点，亦为第  $k$  步设计方案；

$\alpha^{(k)}$ 为第  $k$  步迭代计算的步长；

$\mathbf{S}^{(k)}$ 为第  $k$  步迭代计算的探索方向。

3) 每向前跨完一步，都应检查所得到的新点能否满足预定的计算精度  $\varepsilon$ ，即：

$$\|F(\mathbf{X}^{(k+1)}) - F(\mathbf{X}^{(k)})\| < \varepsilon$$

如果满足，即函数值的下降量已达到精度要求时，则认为  $\mathbf{X}^{(k+1)}$ 为局部最小点，否则应以  $\mathbf{X}^{(k+1)}$ 为新的初始点，按上述方法继续跨步探索。

迭代过程中探索方向  $\mathbf{S}$  的选择，首先应保证沿此方向进行探索时，目标函数值是不断下降的（即数值方法迭代程序的下降性），同时应尽可能地使其指向最优点，以尽量缩短探索的路程和时间，提高求优过程的效率。显然，使探索方向  $\mathbf{S}$  沿着目标函数值的最速下降方向即  $-\nabla F(\mathbf{X})$  的方向（对求最大值来说则为最上升方向，即  $\nabla F(\mathbf{X})$  方向）最为有利，或应使  $\mathbf{S}$  的方向相对  $-\nabla F(\mathbf{X})$  方向偏离不大，至少要使它们交成锐角，即：

$$[-\nabla F(\mathbf{X})]^T \cdot \mathbf{S} = C \quad (5-10)$$

式中  $C$  为大于零的常数。

由线性代数已知，根据任意一个迭代式进行计算，不一定都能得到逼近精确解的近似解。如果根据一个迭代公式能够计算出逼近精确解的近似解，也就是说近似解序列  $\{x_i^{(k)}, i=1,2,L,n\}$  有极限  $\lim_{k \rightarrow \infty} x_i^{(k)} = x_i^* (i=1,2,L,n)$ ，这里  $x_i^*$  为精确解，

则此迭代收敛，否则发散。因此，所谓数值方法的收敛性，是指某种迭代程序产生的一系列的设计点  $\mathbf{X}^{(k)} (k=0,1,2,\dots,n)$  最终将收敛于最优点  $\mathbf{X}^*$  而言。即点列

$$\left\{ \begin{array}{l} \{\mathbf{X}^{(k)}, k=1,2,L,n\} \\ \text{收敛于 } \lim_{k \rightarrow \infty} \mathbf{X}^{(k)} = \mathbf{X}^* \end{array} \right. \quad (5-11)$$

通常，判断是否应终止迭代的依据有以下 3 种形式：

1) 当设计变量在相邻两点之间的移动距离已充分小时，可用相邻两点的向量差的模作为终止迭代的判据：

$$\|\mathbf{X}^{(k+1)} - \mathbf{X}^{(k)}\| \leq \varepsilon_1 \quad (5-12)$$

或用向量  $\mathbf{X}^{(k+1)}$ 、 $\mathbf{X}^{(k)}$  的所有坐标分量之差表示：

$$\|x_i^{(k+1)} - x_i^{(k)}\| \leq \varepsilon_i \quad (5-13)$$

2) 当相邻两点目标函数值之差已达充分小时, 即移动该步后目标函数值的下降量已充分小时, 可用两次迭代的目标函数值之差作为终止判据:

$$\|F(\mathbf{X}^{(k+1)}) - F(\mathbf{X}^{(k)})\| \leq \varepsilon_2 \quad (5-14)$$

或

$$\frac{\|F(\mathbf{X}^{(k+1)}) - F(\mathbf{X}^{(k)})\|}{\|F(\mathbf{X}^{(k)})\|} \leq \varepsilon_3 \quad (5-15)$$

3) 当迭代点逼近极值点时, 目标函数在该点的梯度将变得充分小, 故目标函数在迭代点处的梯度达到充分小时亦可作为终止迭代的判据:

$$\|\nabla F(\mathbf{X}^{(k+1)})\| \leq \varepsilon_4 \quad (5-16)$$

如果以上 3 种形式的终止判据中的任何一种得到满足, 则认为目标函数值  $F(\mathbf{X}^{(k+1)})$  收敛于该函数的最小值, 这样就求得近似的最优解:  $\mathbf{X}^* = \mathbf{X}^{(k+1)}$ ,  $F(\mathbf{X}^*) = F(\mathbf{X}^{(k+1)})$ , 迭代计算可以结束。在上面式中的  $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3, \varepsilon_4$  分别表示该项的迭代精度或近似解的该项的误差, 可以根据设计要求预先给定。根据这种估计方法, 当相邻两次迭代的结果在小数点后的 4 位都相同时, 便可认为后一个近似解已精确到 4 位小数了。

## 5.5 热挤压模具结构优化设计的实现

通过以上分析, 针对图 2-2 所示的方管铝型材平面分流组合模, 由分流孔半径  $R_1$  和  $R_2$ 、上模厚度  $H$ 、模桥锥角  $\beta_4$  和  $\beta_7$  等模具结构参数形成优化设计的设计变量:

$$\mathbf{X} = (x_1, x_2, x_3, x_4, x_5)^T = (R_1, R_2, H, \beta_4, \beta_7)^T \quad (5-17)$$

将挤压工厂正在使用的模具结构参数作为设计变量的初始值:

$$\mathbf{X} = (R_{10}, R_{20}, H_0, \beta_{40}, \beta_{70})^T = (75, 88, 80, 30, 30)^T \quad (5-18)$$

根据第四章的分析结果, 取设计变量的变化范围为:

$$R_1 = 65 \sim 85 \text{ mm}; R_2 = 80 \sim 98 \text{ mm}; H = 70 \sim 90 \text{ mm}; \beta_4 = 20^\circ \sim 40^\circ; \beta_7 = 20^\circ \sim 40^\circ$$

最大等效应力迭代收敛精度: 0.1 MPa。

每次迭代过程中, 需经过实体建模、计算挤压力、节点等效载荷转换、施加载荷和约束条件、热力耦合应力场有限元计算等步骤, 并根据式(5-12)~式(5-16)判断是否终止迭代。优化设计程序框图如图 5-2 所示。

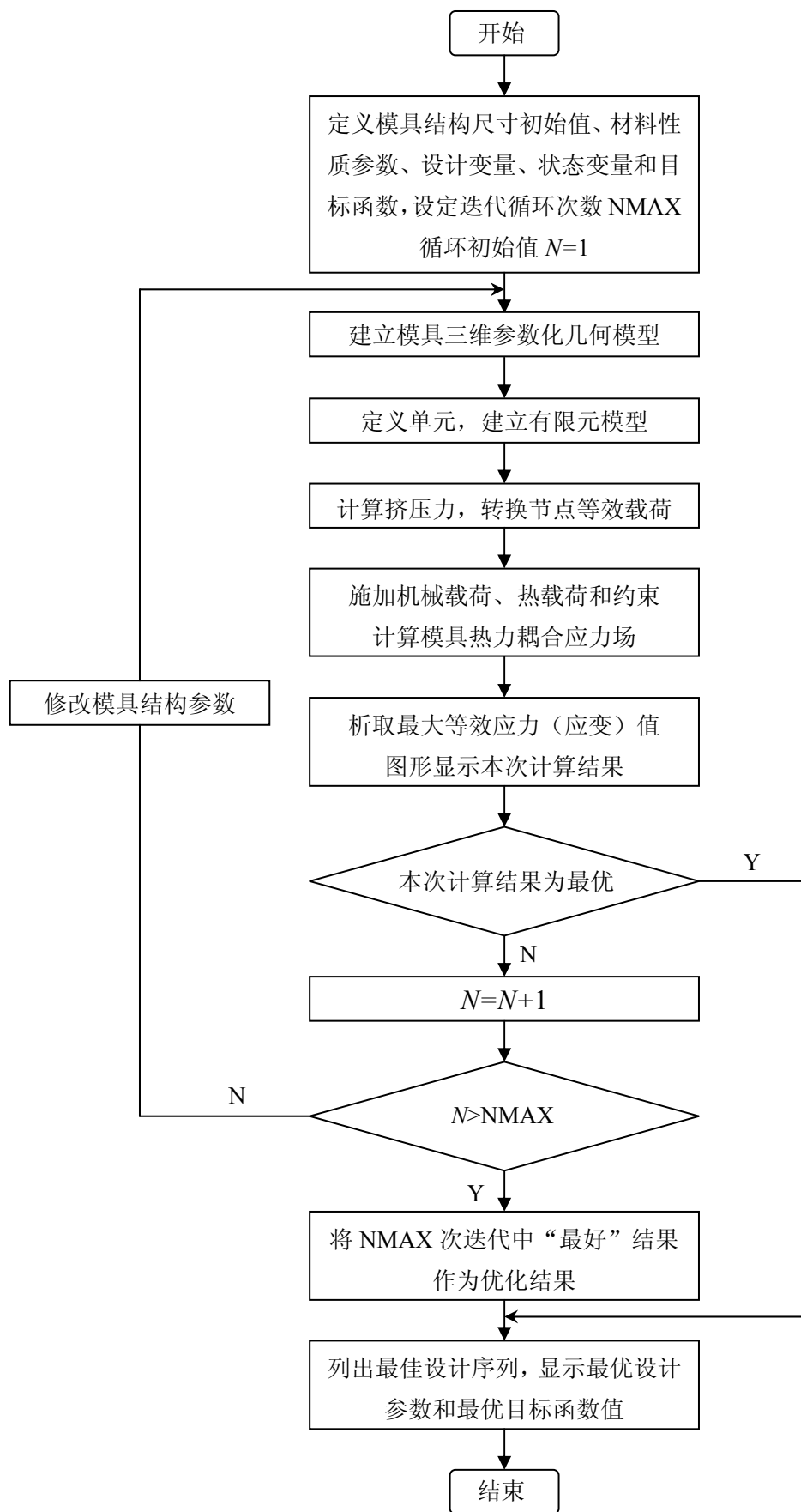


图 5-2 热挤压模具结构尺寸优化设计程序框图

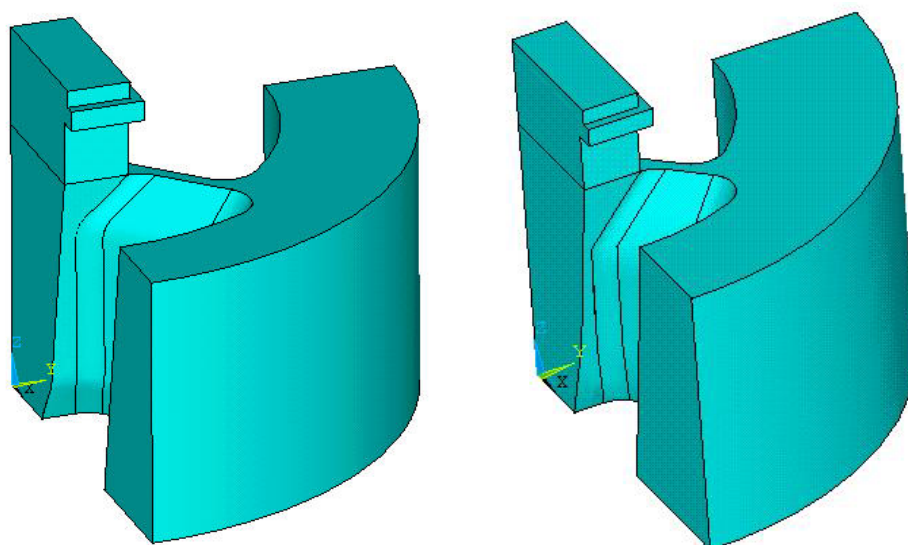
## 5.6 优化结果分析

根据式(5-18)给定的模具优化参数初始值,并通过有限元计算得出初始最大等效应力  $\text{MAXEQV}=1\ 066.5\ \text{MPa}$ 。经过 21 次迭代计算,判定第 18 次为最优结果,设计变量最优解为:  $\mathbf{X}^*=(65, 80, 89.6, 30.642, 20.045)^T$ ,最大等效应力  $\text{MAXEQV}=723.09\ \text{MPa}$ ,最大等效应力下降 32.2%,这样将使模具的承载能力大大提高,从而提高了模具的使用寿命。

表 5-1 为模具优化迭代结果,图 5-3 为优化前后的模具结构比较。

表 5-1 方管铝型材热挤压模具优化迭代结果

迭代次数	设计变量					目标函数值 (等效应力)
	$R_1/\text{mm}$	$R_2/\text{mm}$	$H/\text{mm}$	$\beta_4/^\circ$	$\beta_7/^\circ$	$\text{MAXEQV}/\text{MPa}$
1	75.000	88.000	80.000	30.000	30.000	1 066.5
2	81.943	88.229	71.640	33.847	30.751	1 167.4
3	77.358	95.261	60.100	29.382	26.406	1 323.2
4	80.855	90.478	80.854	21.400	26.946	1 229.7
5	67.249	89.535	89.684	32.633	23.018	882.47
6	80.441	89.983	74.327	36.085	36.729	1 241.7
7	67.365	93.661	81.409	31.816	21.267	882.36
8	65.591	82.791	65.297	37.644	20.325	866.84
9	65.184	93.753	61.478	39.474	24.740	943.98
10	65.172	80.604	84.955	33.861	20.113	756.03
11	65.067	80.153	88.627	34.052	20.058	749.77
12	65.048	80.070	65.808	30.585	23.479	780.67
13	65.047	80.063	85.141	32.456	22.214	769.64
14	65.048	93.506	88.116	35.414	20.044	760.42
15	65.048	83.633	87.945	27.786	35.941	880.18
16	65.047	84.987	88.978	33.231	20.046	760.57
17	65.048	80.070	89.598	23.144	20.045	795.84
<b>18</b>	<b>65.048</b>	<b>80.065</b>	<b>89.596</b>	<b>30.642</b>	<b>20.045</b>	<b>723.09</b>
19	65.043	80.045	89.867	30.250	20.042	741.34
20	65.042	80.044	66.840	27.556	20.042	821.39
21	65.042	80.045	89.839	31.341	20.042	751.32



优化前 ( $R_1=75\text{ mm}$ ,  $R_2=88\text{ mm}$ ,  $H=80\text{ mm}$ ) 优化后 ( $R_1=65\text{ mm}$ ,  $R_2=80\text{ mm}$ ,  $H=89.6\text{ mm}$ )

图 5-3 方管铝型材热挤压模具上模优化前后的结构比较

## 5.7 铝型材热挤压模具优化设计系统的应用

热挤压模具结构尺寸优化设计系统开发成功后,本文还对其它截面型材的平面分流组合模的结构尺寸进行了优化。

### 5.7.1 双孔铝型材热挤压模具的结构优化设计

双孔铝型材断面图如图 5-4 所示,图 5-5~图 5-7 分别为挤压该铝型材的平面分流组合模(上模)的平面结构图、三维几何模型和有限元模型。根据模具结构的对称性,取 1/4 进行分析。

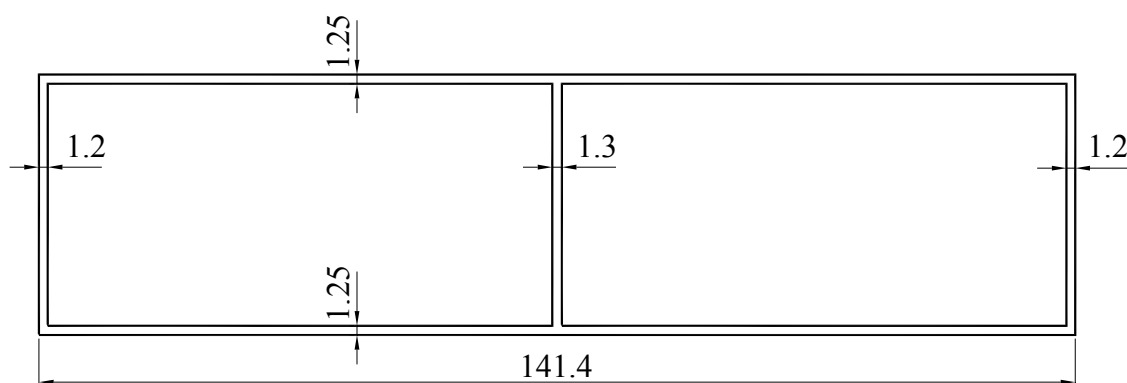


图 5-4 双孔铝型材断面图



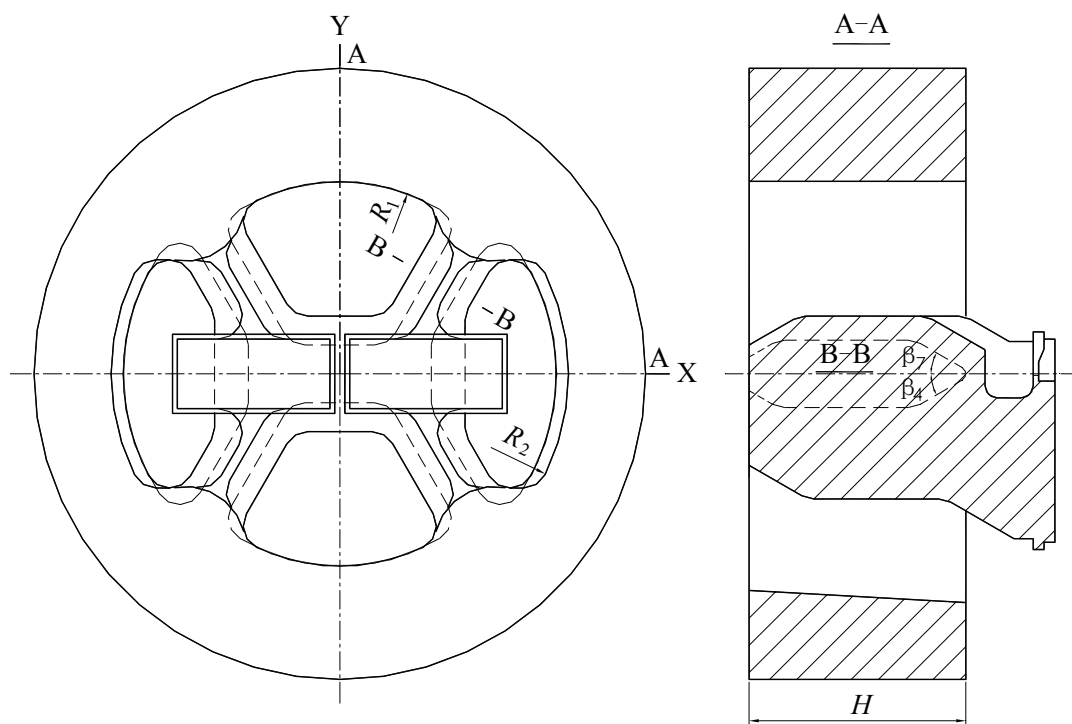


图 5-5 双孔铝型材热挤压模具上模平面结构图

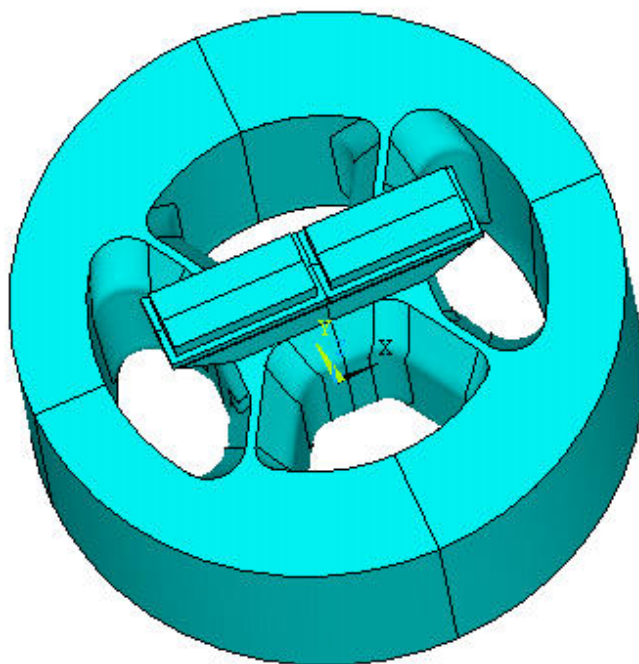


图 5-6 双孔铝型材热挤压模具上模三维几何模型

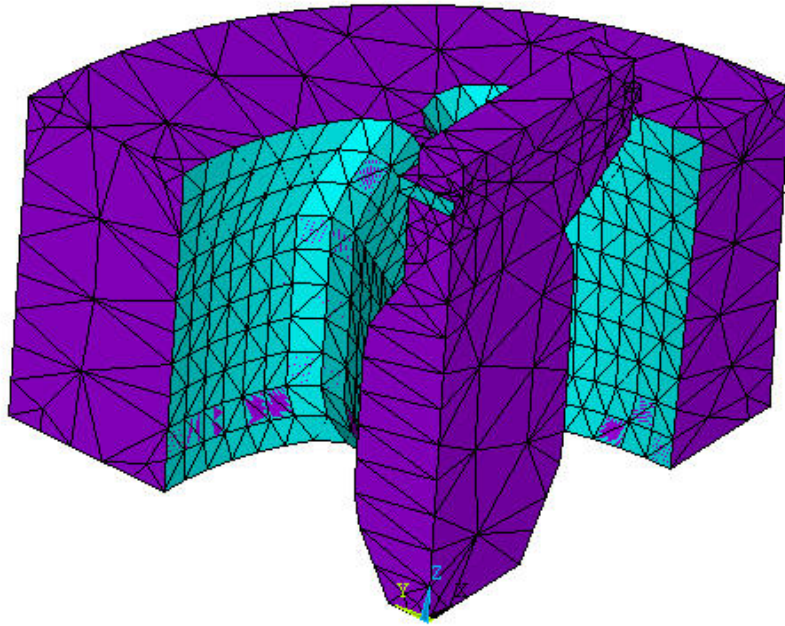


图 5-7 双孔铝型材热挤压模具上模有限元模型 (1/4)

该热挤压模具加工的铝型材属扁宽、薄壁、多孔腔、尺寸精度要求高的多孔扁管型材。为了保证金属的均匀流动，使金属充分填满薄壁型腔，获得符合技术要求的空心型材，对分流孔的大小和布置、模芯形状和结构，特别是对导流沟进行了改进。但导流沟的设置削弱了模芯及模芯与模桥连接部位的强度，容易造成模芯不稳和模桥部分出现裂纹。因此，本文分别以模芯部分最大等效应变和模具体内最大等效应力为目标函数，对模具主要结构参数进行了优化。

选择分流孔半径  $R_1$  和  $R_2$ 、上模厚度  $H$ 、模桥锥角  $\beta_4$  和  $\beta_7$  为设计变量，其初始值为  $\mathbf{X}^*=(80, 95, 90, 30, 30)^T$ 。根据设计变量初始值计算得出的最大等效应变  $\text{MAXSTN}=6.233 3 \times 10^{-2}$ ，最大等效应力  $\text{MAXEQV}=1 011.1 \text{ MPa}$ 。

1. 以节点最大等效应变为目标函数进行优化设计

经过 46 次迭代计算，已判定第 42 次为最优结果，此时设计变量最优值为： $\mathbf{X}^*=(72.5, 94.6, 70.1, 40, 40)^T$ ，最大等效应变  $\text{MAXSTN}=4.952 3 \times 10^{-2}$ ，最大等效应变下降 20.6 %。表 5-2 列出了迭代结果。

表 5-2 双孔铝型材热挤压模具优化迭代过程 (优化目标：节点应变)

迭代次数	设计变量					目标函数值 (等效应变)
	$R_1/\text{mm}$	$R_2/\text{mm}$	$H/\text{mm}$	$\beta_4/^\circ$	$\beta_7/^\circ$	$\text{MAXSTN}/\times 10^{-2}$
1	80.000	95.000	90.000	30.000	30.000	6.233 3
2	94.651	96.430	85.520	33.847	30.751	6.203 3

续表 5-2

3	86.627	106.20	70.133	29.382	26.406	6.451 4
4	92.746	99.553	97.806	21.400	26.946	5.862 5
...	...	...	...	...	...	...
38	68.311	93.981	70.324	39.879	39.909	5.326 9
39	70.734	93.432	70.375	39.874	39.912	5.067 6
40	69.405	95.506	70.160	39.942	39.950	5.054 7
41	68.414	96.257	70.102	39.956	39.957	5.812 7
<b>42</b>	<b>72.494</b>	<b>94.620</b>	<b>70.085</b>	<b>39.959</b>	<b>39.959</b>	<b>4.952 3</b>
43	72.359	95.057	70.098	39.955	39.957	5.002 6
44	74.375	94.381	70.085	39.959	39.959	5.179 3
45	73.600	94.468	70.085	39.959	39.959	5.324 1
46	72.445	94.594	70.084	39.959	39.959	5.150 6

## 2. 以节点最大等效应力为目标函数进行优化设计

经过 27 次迭代计算, 已判定第 11 次为最优结果, 此时设计变量最优值为:  $X^*=(88.3, 98.2, 104.3, 39.0, 24.6)^T$ , 最大等效应力 MAXEQV=906.28 MPa, 最大等效应力下降 10.4%。表 5-3 列出了迭代结果。

表 5-3 双孔铝型材热挤压模具优化迭代过程 (目标函数: 节点等效应力)

迭代次数	设计变量					目标函数值 (等效应力)
	$R_1/\text{mm}$	$R_2/\text{mm}$	$H/\text{mm}$	$\beta_4/^\circ$	$\beta_7/^\circ$	MAXEQV/MPa
1	80.000	95.000	90.000	30.000	30.000	1 011.1
2	94.651	96.430	85.520	33.847	30.751	1 006.2
3	86.627	106.20	70.133	29.382	26.406	1 046.4
4	92.746	99.553	97.806	21.400	26.946	950.92
...	...	...	...	...	...	...
9	88.716	106.87	104.28	39.147	39.126	1 508.7
10	88.628	107.67	105.71	39.004	20.715	917.08
<b>11</b>	<b>88.253</b>	<b>98.237</b>	<b>104.26</b>	<b>39.030</b>	<b>24.627</b>	<b>906.28</b>
12	87.400	99.579	108.43	39.727	36.680	1 093.2

续表 5-3

13	89.043	96.693	108.61	31.261	21.281	943.01
...	...	...	...	...	...	...
26	87.932	99.612	108.45	39.726	20.974	922.87
27	88.265	99.769	108.29	39.706	21.096	970.30

### 5.7.2 多边形铝型材热挤压模具的结构优化设计

多边形铝型材断面图如图 5-8 所示, 图 5-9 和图 5-11 分别为挤压该铝型材的平面分流组合模(上模)的平面结构图、三维几何模型和有限元模型。

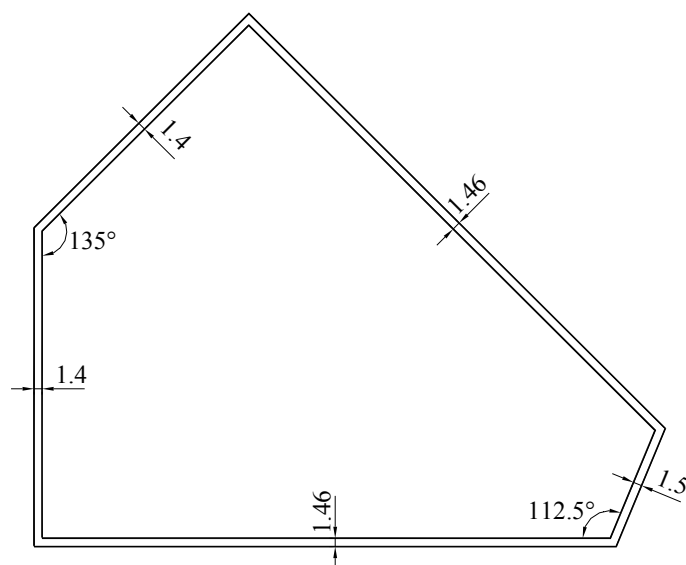


图 5-8 多边形铝型材断面图

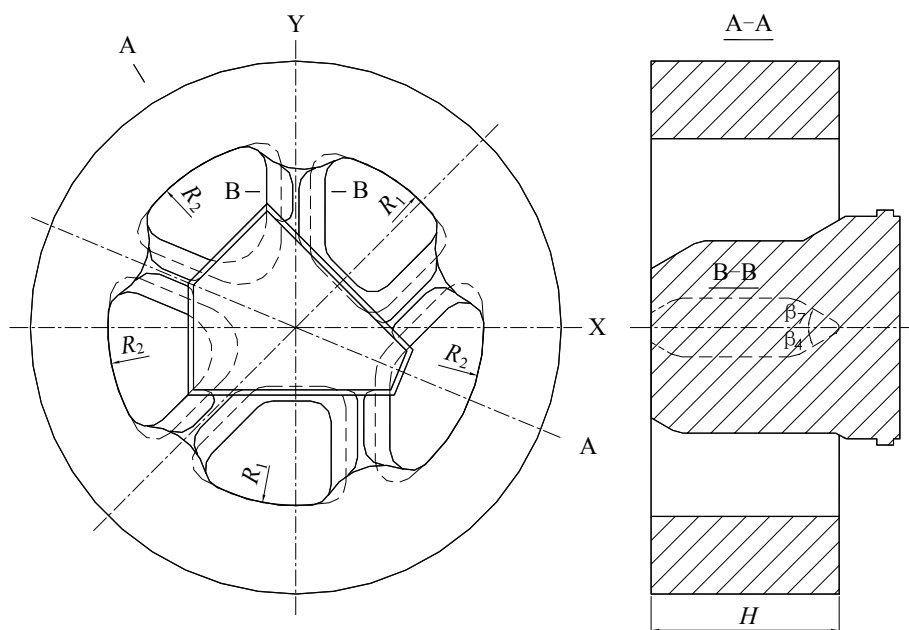


图 5-9 多边形铝型材热挤压模具上模平面结构图

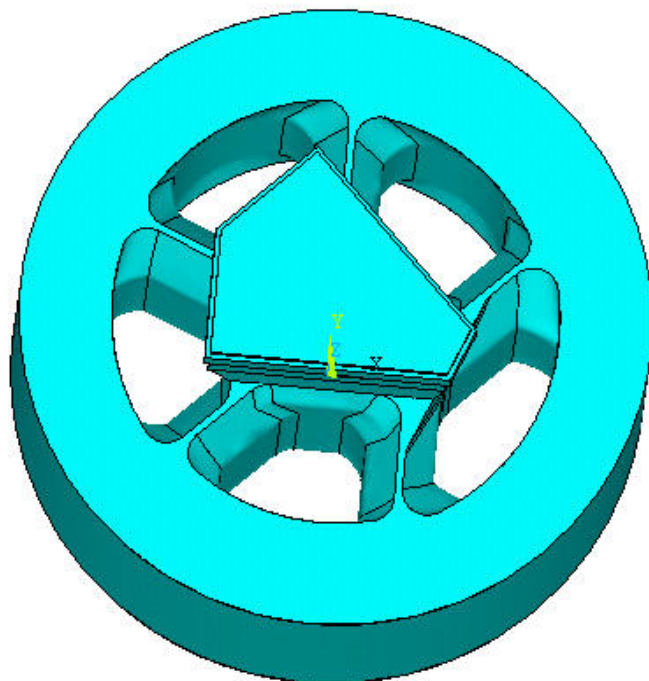


图 5-10 多边形铝型材热挤压模具上模三维几何模型

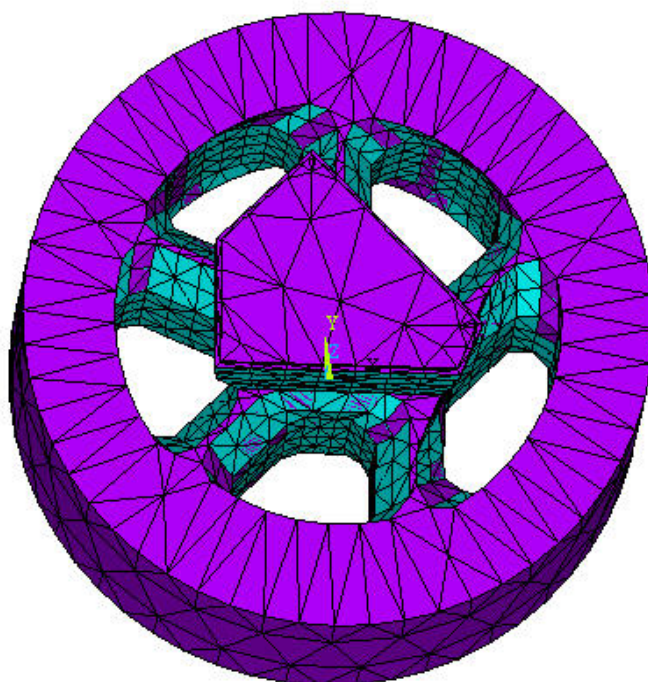


图 5-11 多边形铝型材热挤压模具上模有限元模型

该热挤压模具用于加工五边形铝型材，在上模设计了 5 个分流孔。由于各分流孔的形状、大小、位置及模孔形状等不对称，导致各分流孔所流入的金属流量

与其所填充的型材面积不成比例, 从而造成各分流孔内金属流动压力的不均衡。这种不均衡压力作用于模芯, 造成模芯发生朝向某一方向的偏移变形, 使空心型材制品的壁厚超差。严重时这种外力会非常大, 甚至使模芯发生塑性变形, 导致整个模具报废。因此, 本文分别以模芯部分最大等效应变和模具体内最大等效应力为目标函数, 对模具主要结构参数进行了优化。

选择分流孔半径  $R_1$  和  $R_2$ 、上模厚度  $H$ 、模桥锥角  $\beta_4$  和  $\beta_7$  为设计变量, 其初始值为  $\mathbf{X}=(85, 90, 85, 30, 30)^T$ 。根据设计变量初始值计算得出的最大等效应变  $\text{MAXSTN}=0.61443 \times 10^{-2}$ , 最大等效应力  $\text{MAXEQV}=996.63 \text{ MPa}$ 。

#### 1. 以节点最大应变为目标函数进行优化设计

经过 36 次迭代计算, 已判定第 12 次为最优结果, 此时设计变量最优值为:  $\mathbf{X}^*=(81.7, 108.6, 108, 39.6, 39.9)^T$ , 最大等效应变  $\text{MAXSTN}=0.41787 \times 10^{-2}$ , 最大等效应变下降 32.0%。表 5-4 列出了迭代结果。

表 5-4 多边形铝型材热挤压模具优化迭代过程 (优化目标: 节点应变)

迭代次数	设计变量					目标函数值 (等效应变)
	$R_1/\text{mm}$	$R_2/\text{mm}$	$H/\text{mm}$	$\beta_4/^\circ$	$\beta_7/^\circ$	$\text{MAXSTN}/\times 10^{-2}$
1	85.000	90.000	85.000	30.000	30.000	0.614 43
2	94.651	96.430	85.520	30.751	32.358	0.563 79
3	94.675	85.083	88.764	35.855	31.643	0.598 89
4	89.330	86.750	83.891	30.595	39.790	0.493 28
...	...	...	...	...	...	...
10	71.663	104.38	102.76	38.075	39.915	0.482 80
11	66.721	89.187	108.30	34.450	39.949	0.637 41
<b>12</b>	<b>81.653</b>	<b>108.56</b>	<b>107.99</b>	<b>39.564</b>	<b>39.947</b>	<b>0.417 87</b>
13	85.980	109.60	109.37	39.867	34.911	0.520 99
14	81.005	109.65	96.292	39.846	34.911	0.530 18
...	...	...	...	...	...	...
34	71.095	93.911	77.735	35.230	39.956	0.499 79
35	82.963	89.948	92.255	35.926	39.957	0.533 79
36	94.994	109.62	109.51	39.858	39.956	0.534 47

## 2. 以节点最大等效应力为目标函数进行优化设计

经过 68 次迭代计算, 已判定第 29 次为最优结果, 此时设计变量最优值为:  $X^*=(96.1, 109.8, 21.3, 24.8, 104.8)^T$ , 最大等效应力  $MAXEQV=633.63$  MPa, 最大等效应力下降 36.4%。表 5-5 列出了迭代结果。

表 5-5 多边形铝型材热挤压模优化迭代过程 (目标函数: 节点等效应力)

迭代次数	设计变量					目标函数值 (等效应力)
	$R_1/mm$	$R_2/mm$	$H/mm$	$\beta_4/^\circ$	$\beta_7/^\circ$	MAXEQV/MPa
1	85.000	90.000	85.000	30.000	30.000	996.63
2	94.651	96.430	85.520	30.751	32.358	914.50
3	94.675	85.083	88.764	35.855	31.643	971.43
4	89.330	86.750	83.891	21.400	39.790	800.12
...	...	...	...	...	...	...
27	97.021	109.84	108.27	21.400	39.959	774.69
28	71.322	109.84	100.68	21.411	39.959	765.54
<b>29</b>	<b>96.119</b>	<b>109.84</b>	<b>104.83</b>	<b>21.257</b>	<b>24.833</b>	<b>633.63</b>
30	98.980	109.92	93.862	20.384	21.124	757.53
31	99.076	90.815	98.634	20.350	21.367	712.23
...	...	...	...	...	...	...
66	97.424	109.92	105.55	22.477	22.160	694.14
67	98.881	109.93	105.34	20.375	21.142	645.20
68	99.054	109.92	105.39	20.390	21.188	643.24

## 5.8 本章小结

本章在综合前述几章对热挤压模具三维参数化实体建模和温度场、热应力场、热力耦合应力场有限元分析研究成果的基础上, 研究了铝型材热挤压模具结构尺寸优化设计系统的总体结构, 为铝型材挤压模的计算机辅助设计/分析/优化 (CAD/CAE/CAO) 系统的开发奠定了基础。在分析模具结构参数优化设计的设计变量、状态变量和优化目标的基础上, 建立了优化设计的数学模型, 设计了模具优化设计的迭代计算步骤。以方管铝型材热挤压模具为研究对象, 对分流孔半径  $R_1$  和  $R_2$ 、上模厚度  $H$ 、模桥锥角  $\beta_4$  和  $\beta_7$  等模具结构参数进行了优化计算。优化结果表明: 模具体内最大等效应力下降了 32.2%, 使模具的承载能力大大增加,

从而提高了模具的使用寿命。利用所开发的模具结构尺寸优化系统分别对双孔和多边形铝型材的热挤压模具结构尺寸进行了优化。优化后的模具结构与原结构相比,最大等效应力下降了 36.4%,最大等效应变下降了 32.0%,为提高模具使用寿命提供了一种高效低耗的技术手段。

方管铝型材热挤压模、双孔铝型材热挤压模、多边形铝型材热挤压模等 3 套模具优化前后结构尺寸、节点等效应力(应变)及优化幅度见表 5-6。

表 5-6 优化前后模具最大等效应力(应变)值对比

	$R_1$ /mm	$R_2$ /mm	$H$ /mm	$\beta_4$ /°	$\beta_7$ /°	目标 函数值	优化幅度 /%
方管铝型材热挤压模(按节点等效应力优化/MPa)							
优化前	75.000	88.000	80.000	30.000	30.000	1 066.5	
优化后	65.048	80.065	89.596	30.642	20.045	723.09	32.2
双孔铝型材热挤压模(按节点等效应力优化/MPa)							
优化前	80.000	95.000	90.000	30.000	30.000	1 011.1	
优化后	88.253	98.237	104.26	39.030	24.627	906.28	10.4
双孔铝型材热挤压模(按节点等效应变优化/ $\times 10^{-2}$ )							
优化前	80.000	95.000	90.000	30.000	30.000	6.233 3	
优化后	72.494	94.620	70.085	39.959	39.959	4.952 3	20.6
多边形铝型材热挤压模(按节点等效应力优化/MPa)							
优化前	85.000	90.000	85.000	30.000	30.000	996.63	
优化后	96.119	109.84	104.83	21.257	24.833	633.63	36.4
多边形铝型材热挤压模(按节点等效应变优化/ $\times 10^{-2}$ )							
优化前	85.000	90.000	85.000	30.000	30.000	0.614 43	
优化后	81.653	108.56	107.99	39.564	39.947	0.417 87	32.0



## 第六章 结论与展望

### 6.1 结论

本文以典型热挤压模具为研究对象,以提高模具使用寿命为研究目的,以热挤压模具温度场、热应力场、热力耦合应力场分析和结构参数优化设计为主要研究内容,以与某铝型材挤压生产厂家合作的横向科研项目“热挤压模具结构尺寸优化设计”、湖南省自然科学基金项目“热挤压模具强度分析与优化设计研究”(项目编号:05JJ40084)、中国包装总公司科研基金项目“铝型材挤压模计算机辅助设计/分析/优化系统开发研究”(项目编号:05ZBKJB002)、湖南省教育厅科研项目“提高挤压模具寿命研究”(项目编号:02C652)和“铝型材热挤压模具强度分析与优化设计系统开发研究”(项目编号05C518)等5个科研项目为研究支撑,综合运用传热学、弹塑性、热弹塑性、优化设计等理论和计算机数值分析技术,对铝型材热挤压模具的温度场、热应力场、热力耦合应力场进行了数值计算与分析,并对几种典型热挤压模具的主要结构参数进行了优化设计,获得如下结论:

1. 对三维实体造型技术进行了研究。结合铝型材热挤压模具的结构特点,以 ANSYS 为开发平台,以 ANSYS 软件的 APDL 参数化设计语言为开发工具,开发了铝型材热挤压模具实体建模系统。并以平面分流组合模为具体设计对象,建立了三维参数化复杂几何模型。
2. 基于传热学理论,在分析铝型材热挤压过程中热挤压模具导热微分方程和传热边界条件特点的基础上,建立了求解热挤压模具三维非稳态温度场的数学模型。采用空间域单元离散化和时间域差分离散化相结合的方法,对热挤压模具三维非稳态温度场进行了迭代计算,获得了模具体内的温度场。
3. 基于弹塑性和热弹塑性理论,采用增量变刚度法,建立了热挤压模具热应力场的数学模型和有限元分析模型。利用有限元分析软件 ANSYS 的用户可编程特性 UPFs 功能提供的 FORTRAN 函数,将模具材料应力应变本构关系编制成有限元程序并入到 ANSYS 中,对热挤压模具热应力场进行了数值计算。结果表明: Mises 热应力分布不均匀,最大热应力发生在模具分流孔表面。
4. 对挤压力的计算公式进行了讨论,并利用平均主应力法对挤压力进行了计算,获得了坯料流动时与分流孔表面、工作带表面之间的摩擦力。推导了法向表面力、切向表面力、温度等载荷的等效节点载荷转换公式。
5. 建立了热挤压模具工作时的热力耦合数学模型。将坯料与分流孔、工作带等表面之间的摩擦力通过表面效应单元施加于热挤压模具的有限元模型上,在综合考虑温度载荷和机械载荷对模具体内应力应变分布的影响的基础上,对热挤

压模具进行了热力耦合应力场数值计算。结果表明：在上模模芯和分流桥的交界处出现应力集中，在此部位最容易出现裂纹；模芯在工作过程中变形较大，是造成挤压产品超差的主要原因。模拟结果与模具实际失效情况相符。

6. 研究了热挤压模具主要结构参数对模具体内最大等效应力的影响，获得了最大等效应力随模具结构参数值变化的规律曲线。

7. 对铝型材热挤压模具优化设计系统总体结构进行了研究，建立了模具优化设计系统和相关软件，具有对模具进行几何造型、温度场和热应力场分析、应力应变与强度分析和模具几何参数优化等功能。

8. 对方管铝型材挤压模具的分流孔半径  $R_1$  和  $R_2$ 、模桥锥角  $\beta_4$  和  $\beta_7$ 、模具厚度  $H$  等主要结构参数进行了优化。优化结果表明：模具体内最大等效应力下降了 32.2%，使模具的承载能力大大增强，从而提高了模具的使用寿命。利用本文所开发的热挤压模具结构尺寸优化设计系统，对双孔铝型材和多边形铝型材热挤压模具的结构参数进行了优化。优化后的模具结构与原结构相比，最大等效应力下降了 36.4%，最大等效应变下降了 32.0%。研究结果应用于南方某铝型材加工厂，获得了与计算一致的效果。

9. 本文所开发的热挤压模具结构尺寸优化设计系统综合了热挤压模具三维参数化实体建模和温度场、热应力场、热力耦合应力场有限元分析的研究成果，实现了铝型材热挤压模的计算机辅助设计/分析/优化（CAD/CAE/CAO）的一体化。

## 6.2 展望

为进一步提高铝型材热挤压模具的设计与制造水平，提高热挤压模具的质量与使用寿命，作者认为应在以下几方面作更深入的研究：

1. 进一步开发并完善热挤压模具 CAD/CAE/CAO/CAM 系统的功能，并开发铝型材热挤压 CIMS（Computer-Integrated Manufacturing System，计算机集成制造）系统；

2. 研究热挤压模具设计与制造的标准化，强化模具的合理使用与正确有效的管理。

## 参考文献

- [1] Mehta B V, Al-Zkeri I, Gunasekera J S, et al. 3D flow analysis inside shear and streamlined extrusion dies for feeder plate design. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001, 113(1-3): 93~97
- [2] 谷兰成, 陈学同. 我国铝型材挤压业的现状及未来. *山东冶金*, 1998, 20(4): 16~20
- [3] 邹振楚. 走向世界的中国铝型材工业. *世界有色金属*, 2004, (3): 15~18
- [4] 周飞. 铝型材挤压有限元/有限体积复合数值模拟技术研究: [博士学位论文]. 上海: 上海交通大学, 2002.5
- [5] 陈泽忠. 铝型材挤压 CAD/CAE/CAO 技术研究: [博士学位论文]. 南昌: 南昌大学, 2002.5
- [6] 刘静安. 铝型材挤压模具设计、制造、使用及维修. 北京: 冶金工业出版社, 1999
- [7] 洪森泽. 挤压工艺及模具设计. 北京: 机械工业出版社, 1996
- [8] 赵云路, 刘静安. 铝型材挤压模具的种类及组装形式. *轻合金加工技术*, 1997, 25(4): 39~42
- [9] 苗瑜, 刘方友. 挤压模具使用寿命的主要影响因素. *铝加工*, 2000, 23(3): 31~35
- [10] 周惦武, 何汉军. 影响热作模具使用寿命的因素及改进方法. *陕西汽车*, 2001, (1): 15~17
- [11] 刘建雄, 吕丽萍, 吴正宇. 热挤压凸模结构优化设计. *云南工业大学学报*, 1997, 13(2): 21~26
- [12] 赵云路, 刘静安. 铝型材挤压模具的材料选择. *轻合金加工技术*, 1997, 25(2): 38~41
- [13] 赵云路, 刘静安. 铝型材挤压模具概论. *轻合金加工技术*, 1997, 25(1): 41~44
- [14] 刘汉武, 张志萍, 王秀海, 等. 基于 BP 遗传算法的铝型材挤压模具优化设计. *哈尔滨工业大学学报*, 2000, 32(4): 86~88
- [15] 彭必友, 傅建, 李树平. 铝型材挤压模具 CAD/CAE/CAM 集成系统研究. *电加工与模具*, 2003, (5): 37~39
- [16] Cosenza C, Fratini L, Pasta A, et al. Damage and fracture study of cold extrusion dies. *Engineering Fracture Mechanics*, 2004, 71(7-8): 1021~1033

- [17] 王智祥, 张建新. 影响铝挤压模具寿命的因素分析. 模具工业, 2003, (2): 49~51
- [18] 薛荣敬, 赵云路. 挤压工模具材料及其热处理与表面处理现状. 轻合金加工技术, 2002, 30(4): 32~37
- [19] 徐宝根. 综合提高压铸模具寿命的途径. 首届中国国际压铸会议论文集, 1997: 153~158
- [20] 赵晋龙. 提高 H13 钢热作模具寿命方法综述. 热处理, 2002, 17(2): 7~10
- [21] 曲庆文, 党军建, 郭秀萍. 模具寿命与摩擦学设计. 山东理工大学学报(自然科学版), 2004, 18(1): 34~37
- [22] 于沪平, 彭颖红, 阮雪榆. 平面分流焊合模成形过程的数值模拟. 锻压技术, 1999, 24(5): 9~11
- [23] Shin H W, Kim D W and Kim N. A simplified three-dimensional finite-element analysis of the nonaxisymmetric extrusion processe. Journal of materials processing technology, 1993, 38: 567~587
- [24] Hasan S, Hasan G. Physical and numerical analysis of three dimensional extrusion process. Computational Materials Science, 2004, 31(1-2): 113~124
- [25] Gouveia B P P A, Rodrigues J M C, Bay N, et al. Deformation analysis of the round-to-square extrusion: a numerical and experimental investigation. Finite Elements in Analysis and Design, 2000, 35(3): 269~282
- [26] Altan T, Gunasekera J S, Gegel H L, et al. Computer aided process modeling of hot forging and extrusion of aluminum alloys. Annals of CIRP, 1982, 31: 131~135
- [27] Lee C M, Yang D Y, Kim M U. Numerical analysis of three-dimensional extrusion of arbitrarily shaped sections by the method of weighted residuals. International Journal of Mechanical Sciences, 1990, 32: 65~82
- [28] Chanda T, Zhou J, Duszczuk J. A comparative study on iso-speed extrusion and isothermal extrusion of 6061 Al alloy using 3D FEM simulation. Journal of Materials Processing Technology, 2001, 114(2): 145~153
- [29] 周飞, 苏丹, 彭颖红. 铝型材挤压有限元和有限体积对比模拟. 上海交通大学学报, 2003, 37(7): 1072~1076
- [30] 孙朝华, 许树勤. 平面分流组合模挤压过程模拟. 热加工工艺, 2004, (4): 23~24
- [31] 周飞, 彭颖红, 阮雪榆. 铝型材挤压过程有限元数值模拟. 中国有色金属学报, 1998, 8(4): 637~642

- [32] Mori K, Osakada K, Yamaguchi H. Prediction of curvature of an extruded bar with noncircular cross-section by a 3-D rigid-plastic finite element method. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1993, 35: 879~887
- [33] Ghosh S. Finite element simulation of some extrusion process using the arbitrary Lagrangian-Eulerian description. *Journal of Material Shaping Technology*, 1990, 8: 53~64
- [34] Mooi H G, Huetink J. Simulation of complex aluminum extrusion using an arbitrary Eulerian Lagrangian formulation. In: *Proceedings of the Fifth International Conference on Numerical Methods and Industrial Forming Procedure*, NY, USA. 1995, 869~874
- [35] Yang D Y, Park K, Kang Y S. Integrated finite element simulation for the hot extrusion of complicated Al alloy profiles. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001, 111(1-3): 25~30
- [36] Reddy N V, Dixit P M, Lal G K. Analysis of axisymmetric tube extrusion. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1996, 36(11): 1253~1267
- [37] 闰洪, 包忠诩. 型材挤压过程三维弹塑性有限元模拟. *轻合金加工技术*, 2000, 28(11): 30~33
- [38] Bishop J F N. An approximated method for determining the temperature reached in the steady-state motion problem of plan strain. *Journal of Mechanics and Applied Mathematics*, 1956, 9: 236~251
- [39] 李双蓓, 李达夫. 平面热弹塑性数值分析. *红水河*, 1998, 17(2): 64~66
- [40] Altan T, Kobayashi S. A numerical method for estimating the temperature distribution in extrusion through conical dies. *Journal of Engineering Industry*, 1968, 90: 107~121
- [41] Altan T, Gevrek M, Onurlu S. A numerical method for predicting the temperature distribution in axisymmetric extrusion through flat dies. *Journal of mechanical working technology*, 1986, 13: 151~159
- [42] Avitzur B. Analysis of central bursting defects in extrusion and wire drawing. *Journal of Engineering Industry*, 1968, 90: 79~91
- [43] Sheu J J, Lee R S. A numerical model for simulating temperature and speed effects in hot extrusion of rod. *International Journal of Mechanical Science*, 1991, 33: 985~998
- [44] Yang D Y, Han C H, Lee B C. The use of generalized deformation

- boundaries for the analysis of axisymmetric extrusion through curved dies. *International Journal of Mechanical Science*, 1985, 27: 653~672
- [45] Tay A O, Farmer L E, Oxley P L B. A numerical method for calculating temperature distributions in metal working process. *International Journal of Mechanical Science*, 1980, 22: 41~52
- [46] 甘迎红. 玻璃模具温度场的有限元研究. *模具工业*, 1998, (10): 6~9
- [47] Li L, Zhou J, Duszczuk J. Prediction of temperature evolution during the extrusion of 7075 aluminium alloy at various ram speeds by means of 3D FEM simulation. *Journal of Materials Processing Technology*, 2004, 145(3): 360~370
- [48] Chanda T, Zhou J, Duszczuk J. FEM analysis of aluminium extrusion through square and round dies. *Materials and Design*, 2000, 21(4): 323~335
- [49] Saha P K. Thermodynamics and tribology in aluminum extrusion. *Wear*, 1998, 218(2): 179~190
- [50] Berezhnoy V L. Friction assisted extrusion as an alternative to the indirect and direct extrusion of hard aluminum alloys. *Light metal age*, 1997, 55(3-4): 8~13
- [51] Lee G A, Im Y T. Finite-element investigation of the wear and elastic deformation of dies in metal forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 1999, 89-90: 123~127
- [52] Lange K, Tekkaya A E, Sonsöz A. Life estimation of extrusion dies. *International Journal of Fatigue*, 1996, 18(8): 606~612
- [53] Sonsöz A, Tekkaya A E. Service life estimation of extrusion dies by numerical simulation of fatigue-crack-growth. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1996, 38(5): 527~538
- [54] Ahn S H, Kim T H, Kim B M, et al. A study on prediction of fatigue life in an axisymmetric extrusion die. *Journal of Materials Processing Technology*, 1997, 71: 343~349
- [55] 何晓辉, 高锦张. 冷挤压组合凹模的寿命估算. *金属成形工艺*, 2003, 21(6): 35~36
- [56] 宁志良. 压铸模具温度场热应力场及热疲劳行为的研究: [博士学位论文]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2001.8
- [57] 王永先. 影响挤压模寿命的工艺因素分析. *模具工业*, 1997, (5): 37~39
- [58] 王永先. 影响铝型材挤压模寿命的几个因素. *模具工业*, 1997, (7):

- P33~36
- [59] 赵洲城, 徐尚平, 杨柳. 提高热挤压模具寿命的途径. 汽车工艺与材料, 1996, (4): 16~17
- [60] 张世俊, 杨立镇, 王成湘, 等. 提高分流锥使用寿命的措施. 特种铸造及有色金属, 1999, (1): 15~17
- [61] 张彦敏, 姜瑞虎, 郑金桥, 等. 气门顶杆热挤压模具寿命研究. 锻压机械, 2000, (3): 42~44
- [62] 杨光龙, 黄晓琴. 提高 3Cr2W8V 钢热挤压模寿命的工艺措施. 机械工艺师, 2000, (5): 31~32
- [63] 王孙纹. 提高挤压模具寿命的方法. 轻合金加工技术, 1996, 24(12): 12~14
- [64] 赵茂强. 挤压模具使用寿命影响因素的分析. 轻合金加工技术, 1997, 25(4): 30~31
- [65] 谢军. 影响挤压模具使用寿命的因素分析. 甘肃冶金, 2000, (3): 6~8
- [66] 陆江明. 改进热挤压模具寿命的措施. 有色金属设计, 1999, 26(3): 31
- [67] 徐耀坤. 模具结构及成形工艺对模具寿命影响的研究. 锻压技术, 2000, (4): 55~56
- [68] 颜建辉, 王智祥. 提高铝型材模具寿命的途径. 电加工与模具, 2002, (2): 52~54
- [69] Onuh S O, Ekoja M, Adeyemi M B. Effects of die geometry and extrusion speed on the cold extrusion of aluminium and lead alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 2003, 132(1-3): 274~285
- [70] Goswami R K, Anandani R C, Sikand R, et al. Effects of extrusion parameters on mechanical properties of 2124 Al-SiCp stir cast MMCs. *Mater. Trans. JIM*, 1999, 40(3): 254~257
- [71] Pacanowski J, Zasadzinski J. The effect of selected parameters of aluminium extrusion on temperature changes in the die system. *Arch. Metall*, 1998, 43(4): 389~398
- [72] Schmoeckel D, Vonschlotheim G F, Wansel A. Evaluation of the cold extrusion production process. In: *Proceedings of the First International Symposium on Environmentally Conscious Design and Inverse Manufacturing*, 1999, Chapter 186: 414~419
- [73] Nagpal V, Billhardt C F, Gange R. Automated Design of extrusion dies by computer. *Light Metal Age*, 1977, (6)

- [74] Altan T, Billhardt C F. Application of CAD/CAM in extrusion – a management overview. *Light Metal Age*, 1983, (5)
- [75] 闫洪, 包忠谔, 柳和生. 铝型材挤压模 CAD/CAE/CAM 研究进展. *轻合金加工技术*, 1999, 27(10): 1~4
- [76] 黄翔. 型材挤压的数值模拟及其模具的 CAD/CAM: [博士学位论文]. 南京: 南京航空航天大学, 1996.1
- [77] 何德林, 李志刚. 铝型材挤压模 CAD/CAM 系统及其关键技术的研究. *轻合金加工技术*, 1997, 25(9): 25~30
- [78] 王孟君, 周伟, 田辉, 等. 铝型材挤压平模 CAD 系统的开发. *金属成形工艺*, 1998, 16(3): 27~31
- [79] 刘武汉, 顾迎新, 崔建忠. 型材挤压模具的智能 CAD 系统. *轻合金加工技术*, 1999, 27(4): 6~7
- [80] 刘汉武, 张蓉, 严卫东, 等. 铝型材挤压模具交互式参数化实时设计系统的研究. *西北工业大学学报*, 2003, 21(2): 131~135
- [81] 刘汉武, 丁桦, 崔建忠. 铝型材挤压分流组合模有限元分析与计算. *模具工业*, 1999, (4): 9~11
- [82] 田晓风, 郑弃非, 谢水生, 等. 空心型材挤压模具模芯变形的有限元分析. *稀有金属*, 2002, 26(5): 360~363
- [83] 刘剑, 李国禄. 压套机模具结构有限元分析与计算. *河北工业大学成人教育学院学报*, 2002, 17(3): 5~8
- [84] Giardini C, Ceretti E, Maccarini G. Formability in extrusion forging: the influence of die geometry and friction conditions. *Journal of Materials Processing Technology*, 1995, 54(1-4): 302~308
- [85] McClintock F A, Kaplan S M, Berg C A. Ductile fracture by hole growth in shear bands. *International Journal of Mechanical Science*, 1996, (2): 614~627
- [86] McClintock F A. A criterion for ductile fracture by the growth of holes. *Applied Mechanics*, 1968, (35): 363~371
- [87] Aleš M, Boris S. Tool design optimization in extrusion processes. *Computers & Structures*, 1998, 68(1-3): 283~293
- [88] Jo H H, Lee S K, Ko D C, et al. Study on the optimal tool shape design in a hot forming process. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001, 111(1-3): 127~131
- [89] Lee S K, Ko D C, Kim B M. Optimal die profile design for uniform



- microstructure in hot extruded product. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2000, 40(10): 1457~1478
- [90] Chitkara N R, Celik K F. Extrusion of non-symmetric T-shaped sections, an analysis and some experiments. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2001, 43(12): 2961~2987
- [91] Celik K F, Chitkara N R. Application of an upper bound method to off-centric extrusion of square sections, analysis and experiments. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2000, 42(2): 321~345
- [92] Wifi A S, Shatla M N, Abdel-Hamid A. An optimum-curved die profile for the hot forward rod extrusion process. *Journal of Materials Processing Technology*, 1998, 73(1-3): 97~107
- [93] Reddy N V, Dixit P M, Lal G K. Die design for axisymmetric hot extrusion. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1997, 37(11): 1635~1650
- [94] Kusiak J, Thompson E G. Optimization techniques for extrusion die shape design. In: Thompson E G, Wood RD, Zienkiewicz OC, Samuelsson A, editors. *Proc. Third Interat Conf Numer Meth Industrial Forming Process*. Coloeado: Fort Collins. 1989, 569~574
- [95] Zhan Y R, Wang Z R, Chen W M. Numerical simulations for extrusion and ironing and die-angle optimization. *Journal of Materials Processing Technology*, 1995, 55(1): 48~52
- [96] 王英, 段道华, 夏巨谌, 等. 气门热挤压模具的优化设计与数值模拟. *塑性工程学报*, 1998, 5(1): 66~71
- [97] 邹琳, 夏巨谌, 胡国安. 挤压模具型腔轮廓形状的多目标优化设计. *锻压机械*, 2004, (4): 41~43
- [98] Zou L, Xia J C, Wang X Y, et al. Optimization of die profile for improving die life in the hot extrusion process. *Journal of Materials Processing Technology*, 2003, 142(3): 659~664
- [99] 杨鑫华, 白万和, 张明魁. 连续挤压模具型腔汇合室几何参数优化设计. *哈尔滨工业大学学报*, 2000, 32(5): 17~19
- [100] Joun M S, Hwang S M. Optimal process design in steady-state metal forming by finite element-I: Theoretical considerations. *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*. 1993, 33: 51~61
- [101] Joun M S, Hwang S M. Optimal process design in steady-state metal

- forming by finite element-II: Application to die profile design in extrusion. *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*, 1993, 33: 63~70
- [102] Ulysse P. Optimal extrusion die design to achieve flow balance. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1999, 39(7): 1047~1064
- [103] Ulysse P. Extrusion die design for flow balance using FE and optimization methods. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2002, 44(2): 319~341
- [104] Maniatty A M, Chen M F. Shape sensitivity analysis for steady metal-forming process. *International Journal For Numerical Methods In Engineering*, 1996, 39: 1199~1217
- [105] Antunez H J, Kleiber M. Sensitivity of forming process to shape parameters. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 1996, 137: 189~206
- [106] Joun M S, Hwang S M. Die shape optimal design in three-dimensional shape metal extrusion by the finite element method. *International Journal For Numerical Methods In Engineering*, 1998, 41: 311~335
- [107] Krishnakumar K. Microgenetic algorithms for stationary and nonstationary function optimization. *SPIE Proc.* 1989, 289~296
- [108] Chung J S, Hwang S M. Application of a genetic algorithm to the optimal design of the die shape in extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*, 1997, 72(1): 69~77
- [109] Kim N H, Kang C G, Kim B M. Die design optimization for axisymmetric hot extrusion of metal matrix composites. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1999, 39(1): 33~53
- [110] 田柱平, 郝南海. 铝型材挤压模工作带长度的设计方法. *山西机械*, 1999, (1): 4~5
- [111] Wu C Y, Hsu Y C. The influence of die shape on the flow deformation of extrusion forging. *Journal of Materials Processing Technology*, 2002, 124(1-2): 67~76
- [112] Ko B D, Kim D J, Lee S H, et al. The influence of die geometry on the radial extrusion processes. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001, 113(1-3): 109~114
- [113] 缪德建. 模具制造中 CAD/CAE/CAM/CAT 的应用. *模具技术*, 2002, (2):

- 44~46
- [114] 陈泽中, 包忠诩, 柳和生, 等. ANSYS 二次开发在铝型材挤压中的应用. 锻压技术, 2002, (4): 14~16
- [115] Reddy N V, Sethuraman R, Lal G K. Upper-bound and finite-element analysis of axisymmetric hot extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*, 1996, 57(1-2): 14~22
- [116] 张波. 铝合金热挤压有限元边界元法模拟及裂纹研究: [博士学位论文]. 北京: 清华大学, 1992.5
- [117] Lu J, Saluja N, Riviere A L, et al. Computer modeling of the continuous forming extrusion process of AA6061 alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 1998, 79(1-3): 200~212
- [118] Kang Y S, Yang D Y. Investigation into the thermo-viscoplastic finite element analysis of square die extrusion of square section with lagrangian description. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1996, 36(8): 907~924
- [119] Kim Y T, Ikeda K, Murakami T. Metal flow in porthole die extrusion of aluminium. *Journal of Materials Processing Technology*, 2002, 121(1): 107~115
- [120] 王国强. 实用工程数值模拟技术及其在 ANSYS 上的实践. 西安: 西北工业大学出版社, 1999
- [121] 刘国庆, 杨庆东. ANSYS 工程应用教程. 北京: 中国铁道出版社, 2003
- [122] 胡峪, 刘静. VC++编程技巧与示范. 西安: 西安电子科技大学出版社, 2000
- [123] 顾泽同. 工程热应力. 北京: 国防工业出版社, 1987
- [124] 段新峰, 梁岩峰, 汪指南. 基于有限元分析的铝合金等温挤压工艺设计. *安徽工程科技学院学报*, 2003, 18(3): 57~60
- [125] Lee G A, Kwak D Y, Kim S Y, et al. Analysis and design of flat-die hot extrusion process 1: Three-dimensional finite element analysis. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2002, 44(5): 915~934
- [126] Kobayashi S, Oh S I, Altan T. *Metal Forming and the Finite-Element Method*. Oxford: Oxford University Press, 1989
- [127] 冷艳. 铝棒材等温挤压技术的研究: [硕士学位论文]. 北京: 北方工业大学, 2003.6
- [128] Hu Z, Zhu L H, Wang B Y, et al. Computer simulation of the deep extrusion

- of a thin-walled cup using the thermo-mechanically coupled elasto-plastic FEM. *Journal of Materials Processing Technology*, 2000, 102(1-3): 128~137
- [129] 博嘉科技. 有限元分析软件—ANSYS 融会与贯通. 北京: 中国水利水电出版社, 2002
- [130] 陈国权. 中空轴铸钢件凝固过程三维热应力场模拟及热裂研究. 北京: 清华大学博士学位论文, 1994: 85~88
- [131] 马建哲. 铝型材挤压分流模具交互式 3DCAD/CAE 设计技术开发: [硕士学位论文]. 长沙: 中南大学, 2003
- [132] 王润富, 余颖禾. 有限单元法概念与习题. 北京: 科学出版社, 1996
- [133] 丁皓江, 何福保. 弹性和塑性力学中的有限单元法. 北京: 机械工业出版社, 1989
- [134] 颜云辉, 谢里阳, 韩清凯. 结构分析中的有限单元法及其应用. 沈阳: 东北大学出版社, 2000
- [135] 刘尔烈, 崔恩第, 徐振绎. 有限单元法及程序设计. 天津: 天津大学出版社, 1999
- [136] 刘汉武. 铝合金型材挤压模具智能设计理论研究: [博士论文]. 沈阳: 东北大学, 2000.7
- [137] Bishop J F W. An approximate method for determining the temperatures reached in ready-state motion problems of plane strain. *Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, 1956, (9): 239~253
- [138] Rebelo N, Kobayashi S. A coupled analysis of viscoplastic deformation and heat transfer-II: application. *Journal of Mechanical Sciences*, 1980, (22): 707~718
- [139] Aleš M, Boris S. Tool design optimization in extrusion processes. *Computers & Structures*, 1998, 68(1-3): 283~293
- [140] Jo H H, Lee S K, Ko D C, et al. A study on the optimal tool shape design in a hot forming process. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001, 111(1-3): 127~131
- [141] 马新武, 赵国群, 王广春. 基于灵敏度分析的预锻模具形状优化设计. *锻压技术*, 2001, (5): 52~55
- [142] 刘惟信. 机械最优化设计(第二版). 北京: 清华大学出版社, 1994

## 致 谢

本文是在导师钟掘教授的精心指导下完成的。导师崇高的道德风范、渊博的学术知识、严谨的治学风格、忘我的工作精神是学生终身学习和工作的楷模。在我攻读博士学位的几年时间里,从项目研究、论文选题到论文撰写的整个过程中,都得到了导师的悉心指导和精心培养。值此论文完成之际,谨向导师表示衷心的感谢并致以崇高的敬意和深深的祝福!

感谢吴运新教授、段吉安教授、谭建平教授、李晓谦教授、黄明辉教授在项目研究过程中给予的热心指导和帮助。

感谢师兄弟帅词俊博士、吴吉平博士、胡仕诚博士、夏建芳博士等给我论文提出的宝贵意见和生活上的关心。帅词俊博士在攻读硕士学位期间,和我一起共同完成了“热挤压模具结构尺寸优化设计”项目的研究开发工作。

感谢中南大学研究生处、机电工程学院的领导和老师们的关怀与培养。

深深感谢我的母亲、岳父岳母、妻子和女儿,正是他们对我工作上的理解和支持、生活上的无限关爱,使本论文得以顺利完成。

## 攻读博士学位期间的主要研究成果

### 一、科研项目

- [1] 主持湖南省自然科学基金项目“热挤压模具强度分析与优化设计研究”（项目编号：05JJ40084）
- [2] 主持中国包装总公司科研基金项目“铝型材挤压模计算机辅助设计/分析/优化系统开发研究”（项目编号：05ZBKJB002）
- [3] 主持湖南省教育厅项目“提高挤压模具寿命研究”（项目编号：02C652）
- [4] 主持湖南省教育厅项目“铝型材热挤压模具强度分析与优化设计系统开发研究”（项目编号：05C518）
- [5] 主持横向科研项目“热挤压模具结构尺寸优化设计”
- [6] 参与科技部国家重点基础研究发展规划项目“瞬态凝固连续大变形能量转化与组织形成多重耦合机理”（项目编号：G1999064910）

### 二、发表论文

- [1] 倪正顺, 帅词俊, 钟掘. 基于热力耦合的热挤压模具结构参数优化设计. 中国机械工程, 2004, 15(9): 757~760 (EI 收录)
- [2] 倪正顺, 帅词俊, 钟掘. 铝型材挤压模优化设计系统的研究与开发. 铸造, 2004, 53(4): 280~283 (EI 收录)
- [3] 倪正顺, 帅词俊, 钟掘. 热挤压模具热力耦合三维数值分析. 中南大学学报(自然科学版), 2004, 35(1): 86~90 (EI 收录)
- [4] 倪正顺, 帅词俊, 钟掘. 热挤压模具的有限元分析与优化设计. 机械科学与技术, 2004, 23(1): 31~32
- [5] 倪正顺, 帅词俊, 钟掘. 基于 ANSYS 的实体造型技术及其在模具设计中的实现. 机械科学与技术, 2003, 22(1): 149~150
- [6] 倪正顺, 帅词俊. 热挤压模具失效工程分析. 轻金属, 2003, (4): 52~54
- [7] 倪正顺, 帅词俊, 钟掘. 铝型材挤压模设计中的实体造型技术及其实现. 模具工业, 2002, (5): 5~7
- [8] 倪正顺. ANSYS 及其在包装机械设计中的应用. 包装工程, 2002, 23(4): 67~68
- [9] 倪正顺, 帅词俊. CAE 方法中的优化技术及应用. 现代机械, 2002, (2): 16~18
- [10] 倪正顺, 丁智平. 有限元分析软件 ANSYS 及其应用. 中国包装工业, 2002, (6): 66~67

- [11] 倪正顺. ANSYS 优化设计中变数对产品性能的影响. 株洲工学院学报, 2002, 16(1): 56~57
- [12] 倪正顺, 张亦静. 包装机械设计中的有限元分析和优化设计. 株洲工学院学报, 2002, 16(4): 5~6
- [13] 倪正顺, 胡京明, 吴若梅. 轴对称零件数控加工指令的自动生成系统. 中国包装工业, 2002, (5): 59~60
- [14] 帅词俊, 倪正顺. 基于 ANSYS 的三维建模方法与热挤压模具的优化设计. 机械强度, 2004, 26(3): 345~348
- [15] 帅词俊, 倪正顺, 肖刚. 铝型材挤压分流组合模有限元优化设计. 现代机械, 2002, (3): 37~38
- [16] Shuai C J, Xiao G, Ni Z S, et al. Application of computer-aided engineering optimum design method in aluminum profile extrusion mould. J. CENT. SOUTH UNIV. TECHNOL., 2003, 10(1): 64~68 (EI,SCI 收录)
- [17] Shuai C J, Xiao G, Ni Z S. Stress Analysis and Optimum Design of Hot Extrusion Dies. Tsinghua Science and Technology. 2004, 9(3): 290~293 (EI 收录)