

A Dissertation in Ferrous Metallurgy



**Y1842455**

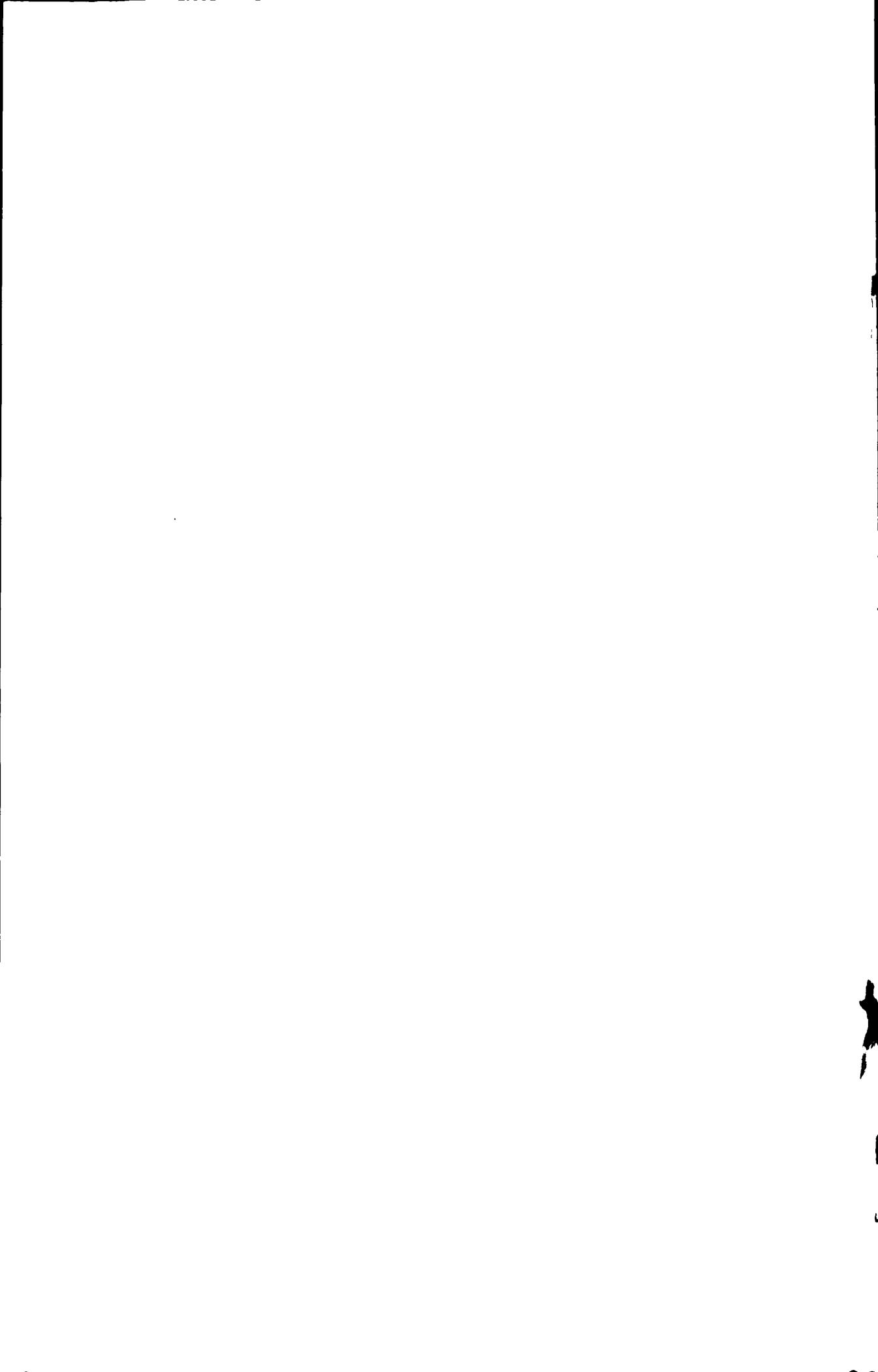
**Numerical Simulations of Temperature and Stress Fields  
in a Super-wide Slab of Peritectic Steel  
Continuous Casting Mold**

By Zhao Liang

Supervisor: Associate professor Chen Min

Northeastern University

June 2008



## 独创性声明

本人声明所呈交的学位论文是在导师的指导下完成的。论文中取得的研究成果除加以标注和致谢的地方外，不包含其他人已经发表或撰写过的研究成果，也不包括本人为获得其他学位而使用过的材料。与我一同工作的同志对本研究所做的任何贡献均已在论文中作了明确的说明并表示谢意。

学位论文作者签名：

日期：2008年7月

## 学位论文版权使用授权书

本学位论文作者和指导教师完全了解东北大学有关保留、使用学位论文的规定：即学校有权保留并向国家有关部门或机构送交论文的复印件和磁盘，允许论文被查阅和借阅。本人同意东北大学可以将学位论文的全部或部分内容编入有关数据库进行检索、交流。

(如作者和导师不同意网上交流，请在下方签名；否则视为同意。)

学位论文作者签名：

导师签名：

签字日期：

签字日期：

1

1

# 超宽板坯包晶钢连铸结晶器内温度应力场数值模拟

## 摘 要

近年, 高效连铸成为连铸发展的一个主要趋势, 如何提高连铸坯产量和质量也成为连铸生产中研究的主要问题之一。根据某钢铁厂中厚板厂包晶钢连铸(特别是超宽大断面铸坯)投产以来的生产实践, 板坯表面的纵裂纹严重影响铸坯质量, 导致铸坯合格率不高。

本文运用现代冶金学、传热学、弹性—塑性力学的理论和研究方法, 通过应用运动坐标系建立连铸结晶器的二维有限元模型, 模拟铸坯温度及表面应力分布, 并研究铸坯断面尺寸与工艺参数对铸坯表面应力的影响规律, 取得了以下主要结论:

(1) 在结晶器出口处, 坯壳厚度分布不均, 在铸坯的宽面上, 中心区域附近生成坯壳较厚, 超过 20mm, 在铸坯偏角部位置形成的坯壳较薄, 为 15mm 左右。

(2) 由于包晶反应, 使热膨胀系数在两相区发生突变, 因此包晶钢板坯表面应力值在铸坯中心区域明显高于非包晶转变的钢种。

(3) 包晶钢板坯连铸, 随着铸坯宽度的增加, 表面应力增大, 其中在宽面中心区域变化更加明显。因此, 板坯宽度越宽, 越容易在板坯宽面中心区域形成表面纵裂缺陷。

(4) 拉坯速度对超宽板坯表面应力影响明显。对于断面尺寸为 3200mm×150mm 板坯, 将拉速由 1.0m/min 提高到 1.2m/min, 铸坯中心区域应力值减小, 有利于降低铸坯宽面中心区域裂纹的形成, 但当继续提高拉速到 1.5m/min, 在距宽面中心 200mm 范围内, 应力值增大, 使铸坯宽面中心区域形成裂纹的几率增加。

(5) 提高钢水过热度, 铸坯宽面中心区域应力增加。断面尺寸为 3200mm×150mm 板坯, 当钢水过热度由 15°C 提高到 25°C, 铸坯宽面上应力极值点向中心移动, 使宽面中心附近裂纹趋势增加。

(6) 随着冷却强度的增加, 铸坯表面的应力增大。断面尺寸为 3200mm×150mm 铸坯, 当冷却水量由 6000L/min 降低到 5500L/min, 铸坯表面应力值降低, 有利于减少铸坯表面纵裂的形成, 但角部应力增大, 同时坯壳厚度降低, 增加了角部裂纹及漏钢的危险。

关键字: 超宽板坯; 包晶钢; 连铸; 裂纹; 应力; 有限元法



# Numerical Simulations of Temperature and Stress Fields in a Super-wide Slab of Peritectic Steel Continuous Casting Mold

## Abstract

In recent years, high efficient continuous casting technology has been looked as the primary tendency during the development of continuous casting, how to improve the quality and output of continuous casting slab has been more interested. And the longitudinal crack rate of peritectic steel is much higher than other steel grades since wide slab was put into production at Wide Plate Plant.

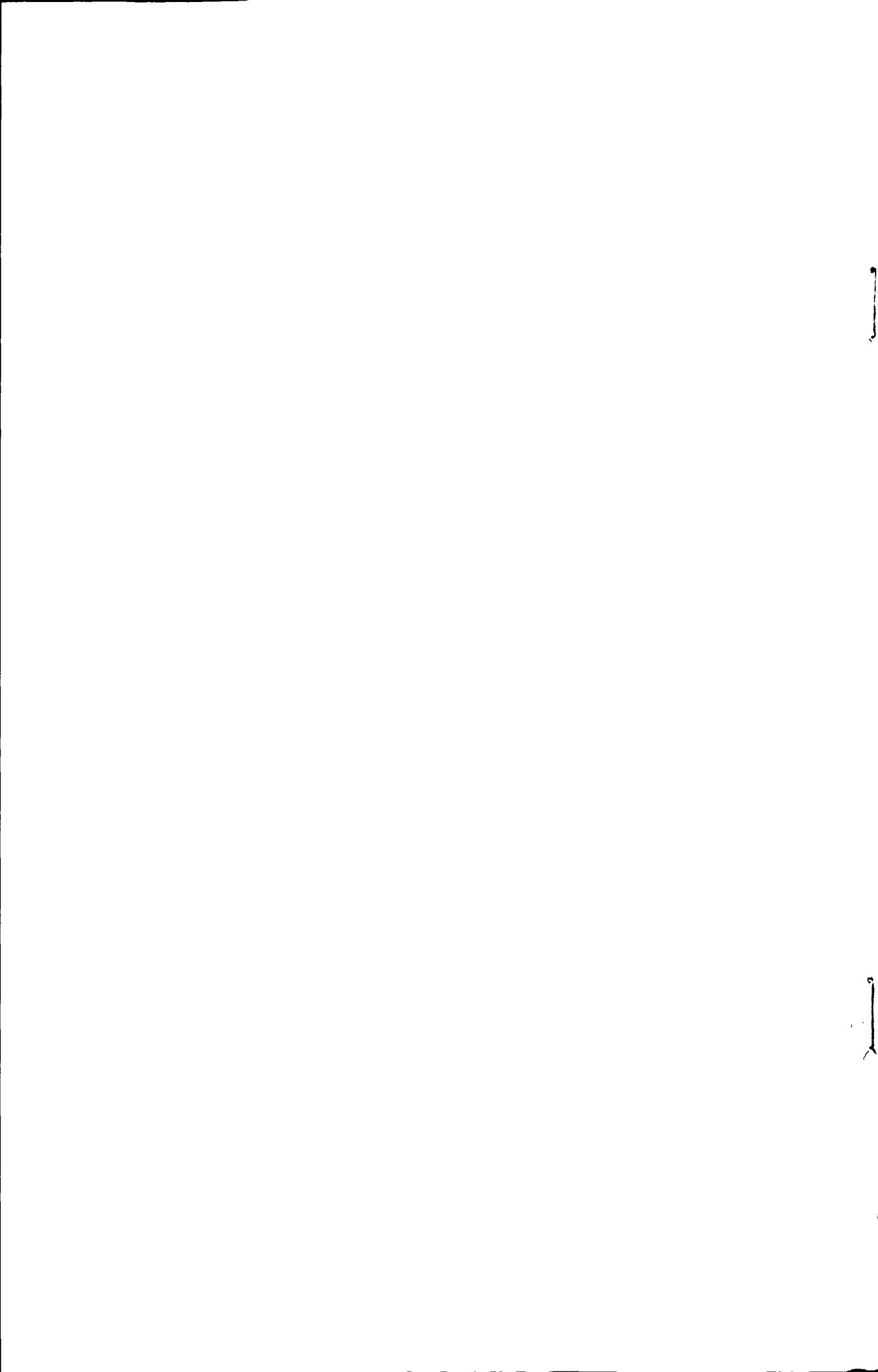
Two-dimensional (2-D) finite-element heat-transfer and stress models with moving coordinates were established to predict temperature and distribution of stress in a continuous casting mold for steel slabs during operation. The effects of width of slab and operating conditions on distribution of stress on slab surface were analyzed in details, as summarized in the following.

(1) At the mold exit, the distribution of the thickness of solidified shell was not even. In the wide face of slab, the thickness of solidified shell was more than 20mm near the center, and it was only 15mm near the corner.

(2) The stress of the peritectic steel in the center place of slab was higher than non-peritectic steel. In the same conditions, the peritectic steel was much easier to form longitudinal crack than non-peritectic steel in the center place of slab.

(3) In continuous cast of peritectic steel slab, with the slab became wider, the stress on slab surface was increased. In the center of the wide face, the increase was obvious; and the longitudinal crack was easier to form. The positions of the cracks were in the center of the wide face.

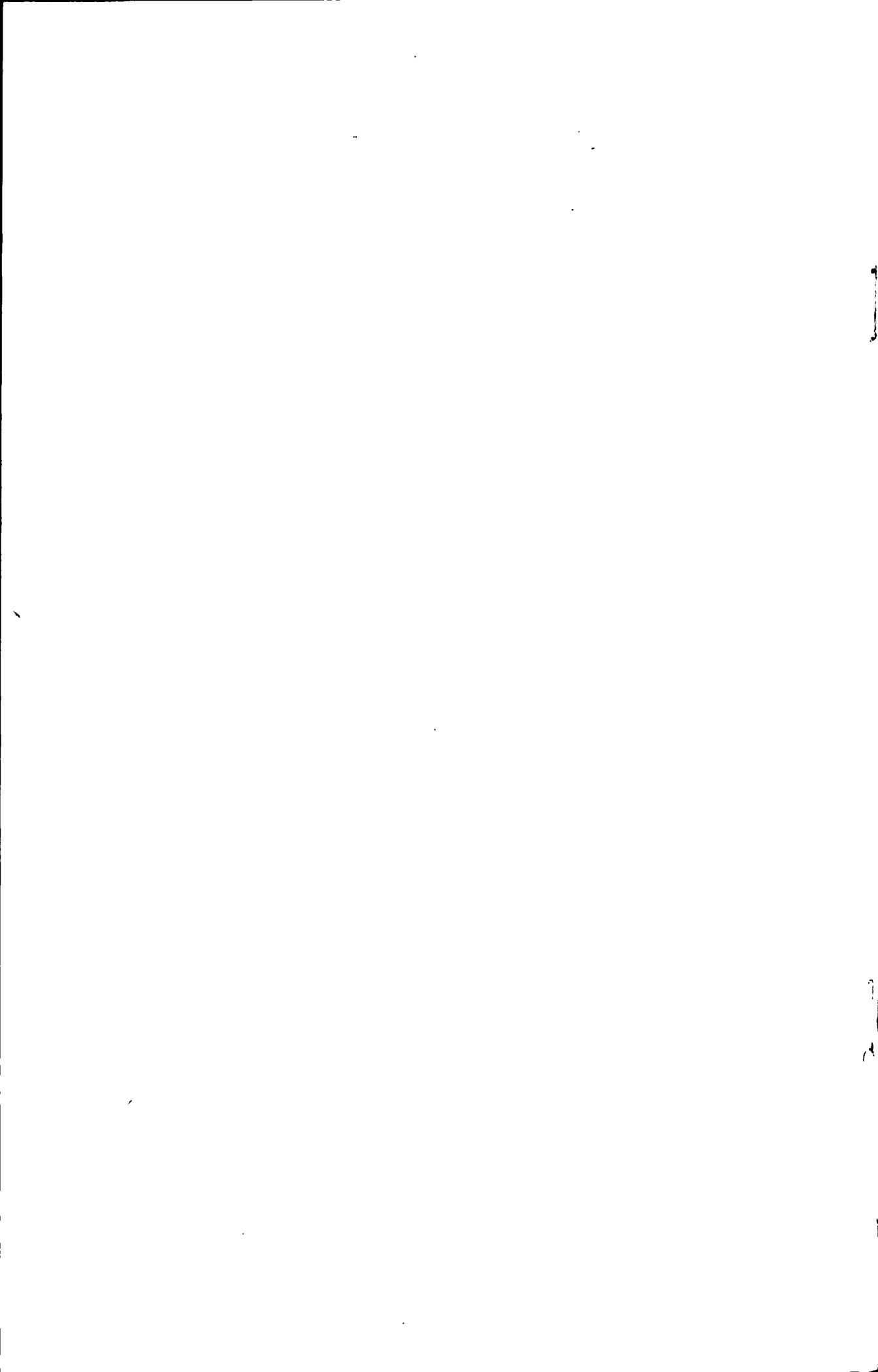
(4) With the slab (3200mm×150mm) casting speed increased from 1.0m/min to 1.2m/min, the stress in the wide face center was decreased. And the amount of longitudinal crack in this area was decreased either. With the casting speed increased to 1.5m/min, the stress was increased in the area which was 200mm from the center point of the wide face; the longitudinal crack was easier to form in this area.



(5) With the slab (3200mm×150mm) superheat degree increased from 15°C to 25°C the extremum of the stress moved to the center of the wide face, and the possibility of the longitudinal crack was increased in this place.

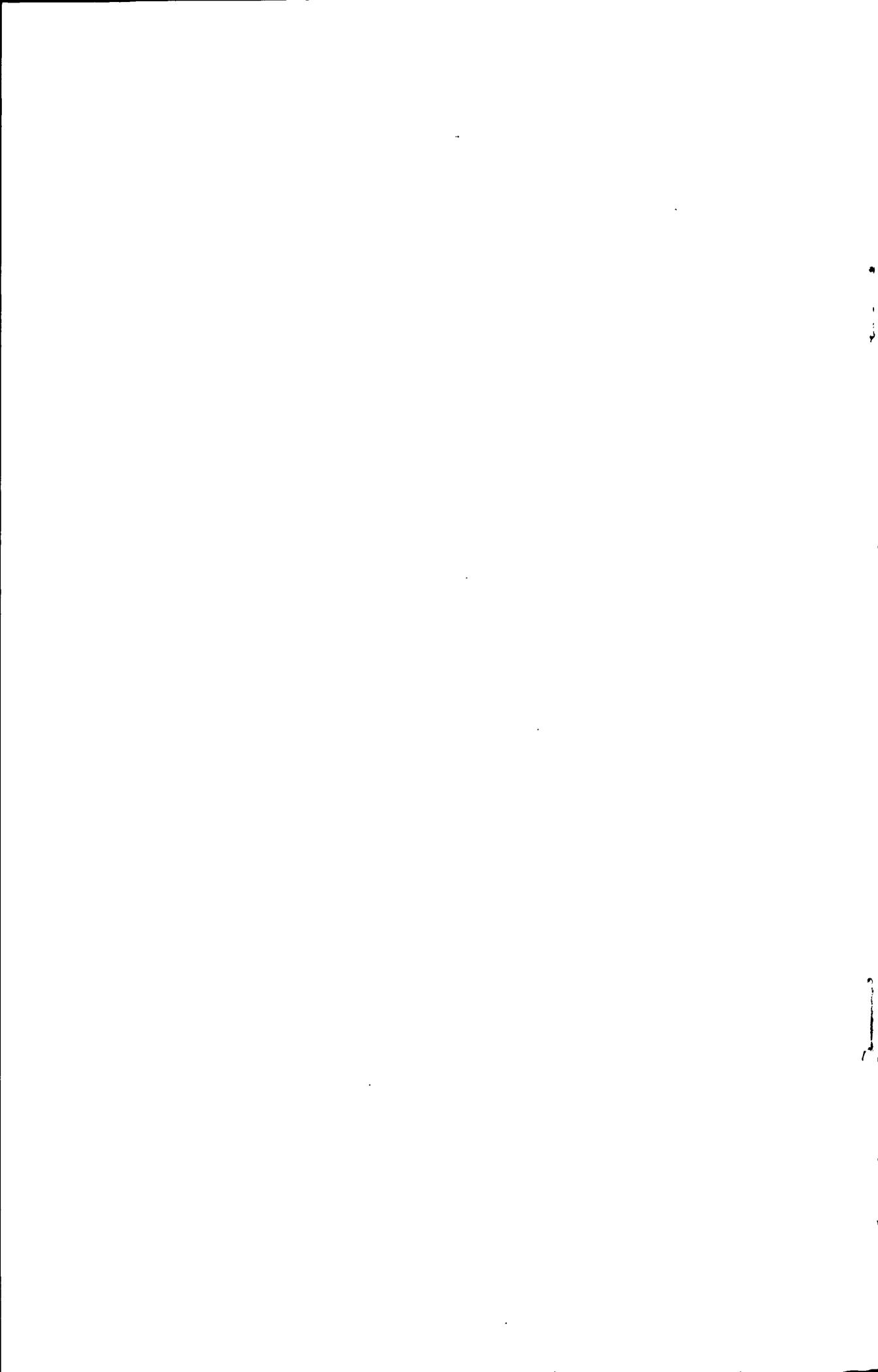
(6) With the slab cooling intensity increased, the surface stress was increased. With the flow rate of cooling water changed from 6000L/min to 5500L/min, the slab surface stress was decreased. And the possibility of the longitudinal crack was reduced. But the stress in the corner place was increased, and the shell thickness was getting thinner, the possibility of corner crack and steel breakout was increased.

**Key words:** Super-width slab, Peritectic steel, Continuous casting, Crack, Stress,  
Finite element analysis

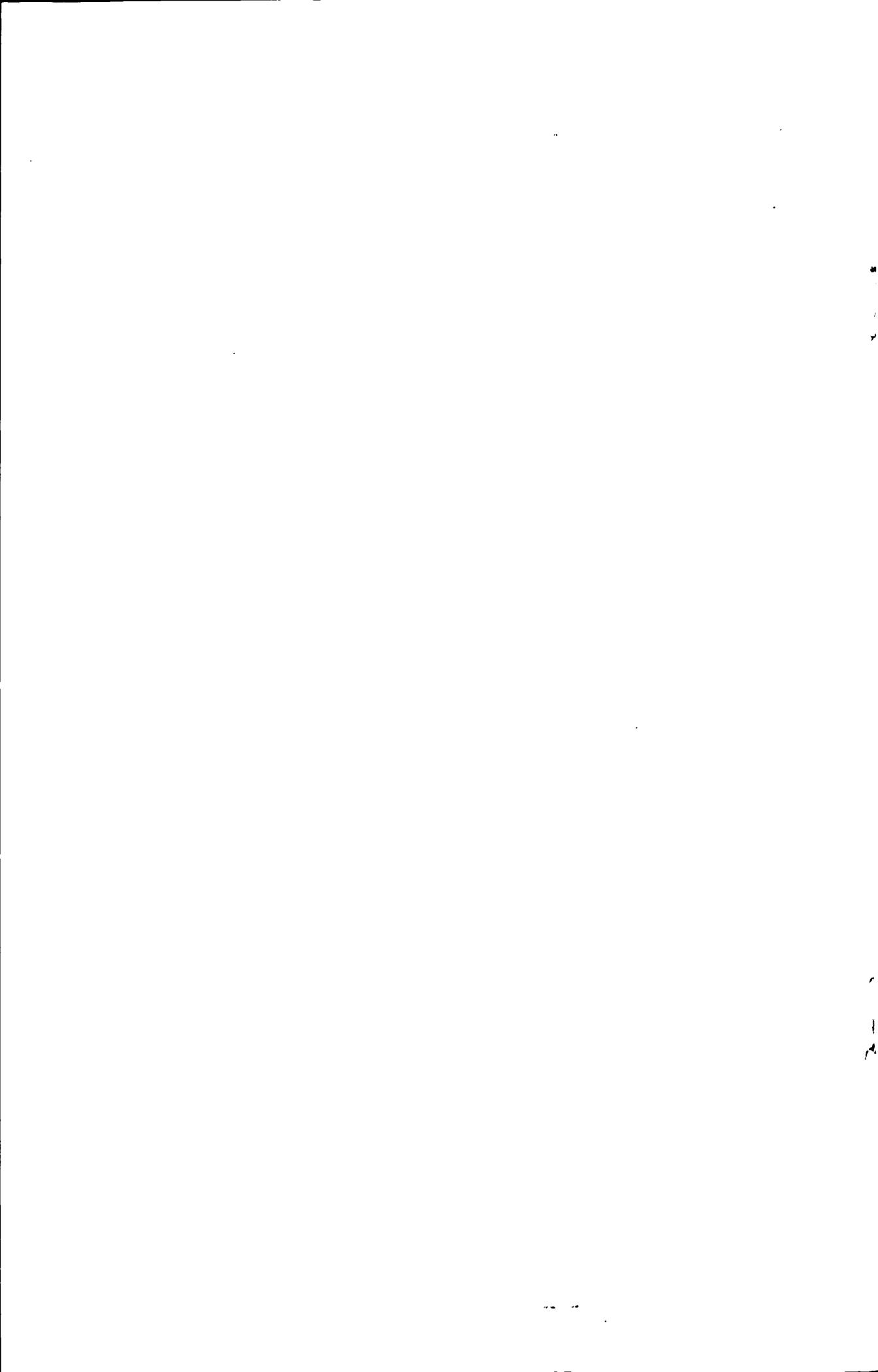


# 目 录

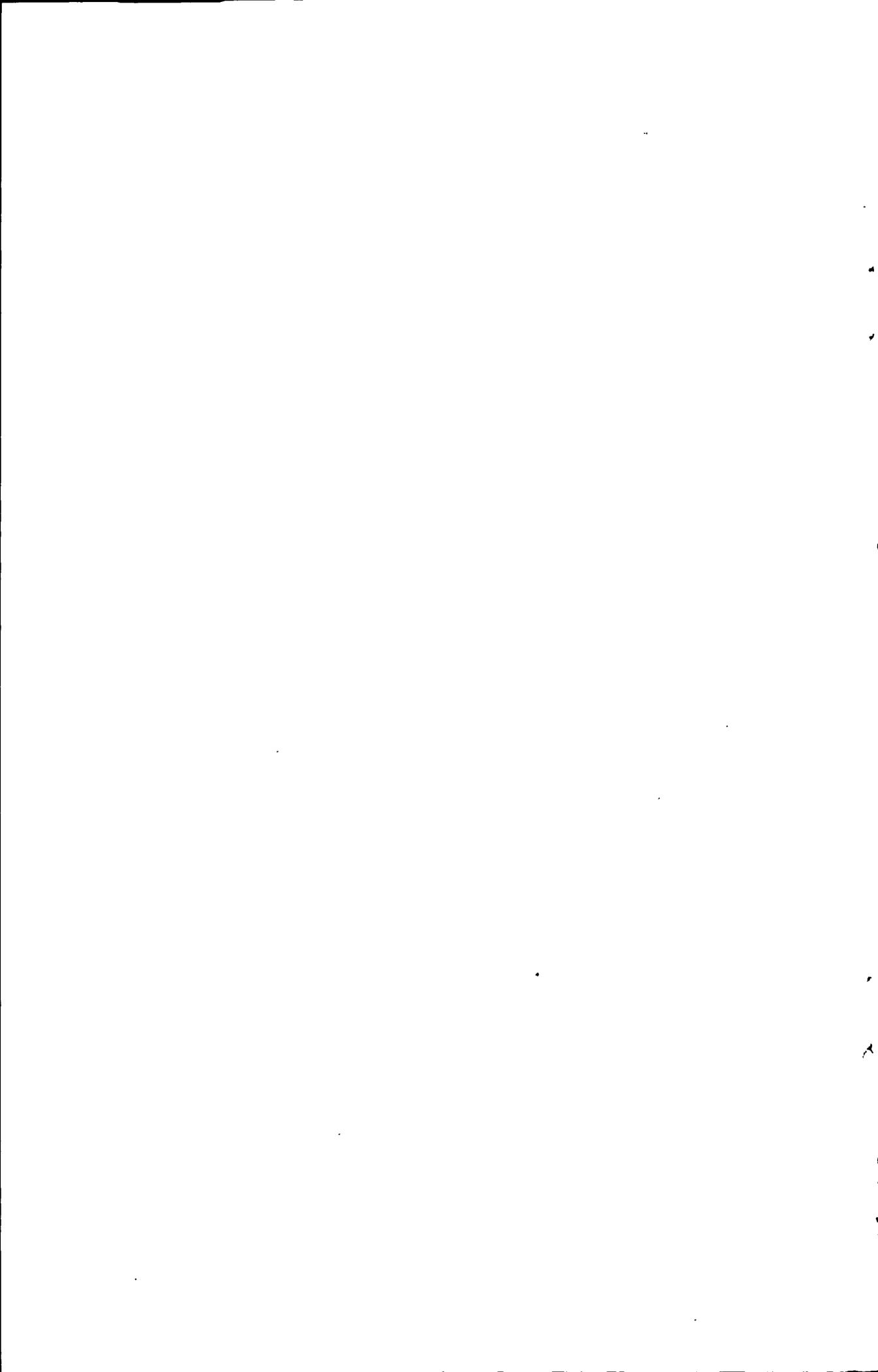
独创性声明 .....	II
学位论文版权使用授权书 .....	II
摘 要 .....	III
ABSTRACT .....	IV
目 录 .....	VI
第一章 绪 论 .....	1
1.1 前言 .....	1
1.2 本研究的目的及意义 .....	2
1.3 本研究的主要内容 .....	3
第二章 文献综述 .....	5
2.1 连铸技术的历史和发展 .....	5
2.2 连铸板坯质量 .....	6
2.3 包晶钢板坯的纵裂问题 .....	7
2.3.1 包晶钢凝固特点 .....	7
2.3.2 铸坯表面纵裂纹形成机理 .....	8
2.4 数学物理模拟在连铸中的应用 .....	9
2.5 数值模拟技术和 ANSYS 软件简介 .....	11
2.5.1 数值模拟技术 .....	11
2.5.2 ANSYS 有限元软件 .....	12
2.5.3 ANSYS 热分析 .....	13
2.6 结晶器内热/力耦合数值模拟研究概述 .....	14
第三章 连铸过程数值模拟分析原理 .....	17
3.1 连铸过程凝固传热控制方程 .....	17
3.2 温度场计算的基本理论 .....	17



3.2.1 温度场的变分问题	18
3.2.2 空间域的离散化	20
3.2.3 时间域的离散化	21
3.2.4 热分析求解过程	22
3.3 热—弹塑性分析的基本理论	23
3.3.1 应力—应变关系	23
3.3.2 单元刚度矩阵及等效节点载荷的形成	25
3.4 热应力分析的基本方法	26
<b>第四章 连铸过程材料物性参数的选取</b>	<b>29</b>
4.1 固相分率及固/液相线温度的确定	29
4.2 热力学参数的确定	30
4.2.1 导热系数	30
4.2.2 比热和凝固潜热	30
4.2.3 密度	32
4.3 碳钢的基本力学参数	32
4.3.1 弹性模量	32
4.3.2 泊松比	33
4.3.3 热膨胀系数	33
<b>第五章 连铸结晶器内温度/应力场数值模拟</b>	<b>35</b>
5.1 连铸坯温度场数值模拟	35
5.1.1 基本假设	35
5.1.2 边界条件和初始条件	36
5.1.3 计算域网格划分	37
5.1.4 板坯温度场数值模拟结果	38
5.2 连铸坯应力场数值模拟	40
5.2.1 基本假设	40
5.2.2 板坯应力场模拟结果及分析	40
<b>第六章 结 论</b>	<b>49</b>
<b>参考文献</b>	<b>51</b>



致谢.....55



# 第一章 绪 论

## 1.1 前言

中厚板生产水平是国家钢铁工业水平的重要标志。目前发达国家钢材板管带占78%左右,而我国仅为40%。我国专用钢中厚板比例仅占25%左右,美国、日本和欧洲中厚板中专用钢板比例达65%。目前我国正处于从建筑业向制造业转型时期,汽车、机械、制造等主要支柱产业已进入快速发展阶段,对高附加值板材需求强劲。而板材中首先需要大力发展的产品就是中厚板,与基础建设和制造业密切相关,这意味着我国宽厚板具有很大的市场空间。

近年来,作为增加连铸机产量的重要手段,在确保铸坯质量的前提下,拉坯速度得以不断提高,这对设备及工艺条件的设计优化提出了更新的要求,必须尽量防止诸如漏钢及鼓肚、表面及内部裂纹、非金属夹杂物、中心偏析以及孔隙等铸坯缺陷的发生。而连铸体系非常复杂,是一个包含多相共存、微观—宏观现象相互影响、物理—化学过程紧密相连、内部应力—外部作用力共同作用的综合系统,对其工艺参数的合理优化要求全面深入地了解连铸过程的物理本质及内在规律。对连铸过程凝固现象的理解和控制是促进连铸技术进一步发展以获得更高产量及质量的必要条件。

在宽厚板生产的过程中,其中板坯的表面纵裂纹缺陷成为了生产过程中影响产品质量的主要因素。纵裂大部分集中在铸坯表面宽面的中部,长度不等,短则3~5mm,长则贯穿整个铸坯,有时可能部分交错,断断续续。而对于含碳量在0.09%~0.16%范围内的钢种,即亚包晶钢,这种表面纵裂的缺陷就更加明显。而产生这种裂纹的根源是在连铸机的结晶器内,所以要想改善这种缺陷,就要从连铸机的结晶器开始研究。

结晶器是连铸机的“心脏”,钢水在结晶器内的凝固实质上是把钢水热量通过结晶器传给冷却水的过程。连铸坯大多数的表面缺陷在结晶器内开始形成,并在二冷区扩张。包晶钢在结晶器内凝固过程中会发生包晶反应,伴随这一转变而出现较大的体积变化和线收缩,容易发生结晶器漏钢事故和铸坯表面质量缺陷,是连铸较难浇注的钢种<sup>[1]</sup>。

本文通过建立数学模型的方法,对结晶器内坯壳表面的应力分布规律进行仿真研究。仿真技术最初主要应用于航空、航天、原子能等控制系统。随着计算机技术的飞跃发展,计算机仿真逐步发展到电力、机械、化工、冶金等主要部门。冶金工业由于

设备庞大复杂,用真实的模型进行研究费时费钱,并且很难做到,用计算机仿真技术则可化繁为简,大大节省人力物力。连铸的数值仿真与连铸的生产过程几乎同时出现在技术领域,随连铸技术的进步,其数学模型也同步发展。仿真在不断前进的连铸事业中扮演着关键的角色,目前它已被应用到连铸专家系统和过程控制中。

连铸仿真系统的数学模型主要包括三大部分:热模型,流动模型和应力模型。在计算方法上,以前主要采用有限差分法,近些年来,有限元法得到应用。有限元单元可在形状和尺寸上分类,便于模拟任意边界并可用于函数急剧变化的区域,这就使计算的准确性大大提高。目前,随着各种功能强大的仿真软件不断问世(如ANSYS软件和MARC软件),在软件基础上进行仿真,研究的工作也正悄然兴起,这不仅节省了大量的编程时间,而且大大提高了计算精度。本文正是利用了该方法进行计算,得到了较为合理的结果。

## 1.2 本研究的目 的及意义

随着连铸技术的成熟,生产工艺的不断改进,现场实际操作水平的提高,连铸生产已经实现了高产高效,目前,各生产厂商所关心的是如何生产出高质量的产品。关于包晶钢铸坯质量的研究也有诸多报道,这些研究已经阐明了包晶钢铸坯表面质量问题产生的原因。从这些研究结果可知,影响包晶钢铸坯表面因素很多,如钢水成分,保护渣行为,结晶器冷却效果,二冷强度及拉坯速度等均对包晶钢铸坯质量有重要影响。不同钢厂由于钢水条件波动较大,设备和工艺因素也不尽相同,因此发生纵裂的原因也不一样。各厂根据特有的生产条件,基本上掌握了普通板坯包晶钢连铸生产技术。但对宽板坯铸机而言,其断面尺寸比普通板坯大得多,凝固收缩量大;随断面尺寸增大,结晶器内流场及温度场不均匀性增强,保护渣熔化及铸坯表面渣膜均匀程度变差。因此,超宽板坯包晶钢连铸具有比普通板坯容易发生表面质量问题的客观条件,其连铸生产的控制比普通板坯要复杂得多。

目前,在包晶钢宽板坯的生产上,一次铸坯合格率只有80%,有很大的提高空间,国内的一些钢铁企业也在陆续引进超宽板坯铸机项目,十分渴求超宽板坯包晶钢连铸技术。对于如何提高连铸板坯的质量,也是亟待解决的问题。因此,本文以包晶钢宽板坯为研究对象,对其在结晶器内的凝固过程进行数值模拟,计算铸坯的温度场和应力场,得到铸坯表面上的应力分布,并根据铸坯表面应力分布与裂纹分布相一致,来判断板坯裂纹的发生区域,通过对生产中工艺参数的调整,使铸坯表面的应力值降低,从而达到减少铸坯表面裂纹的目的。

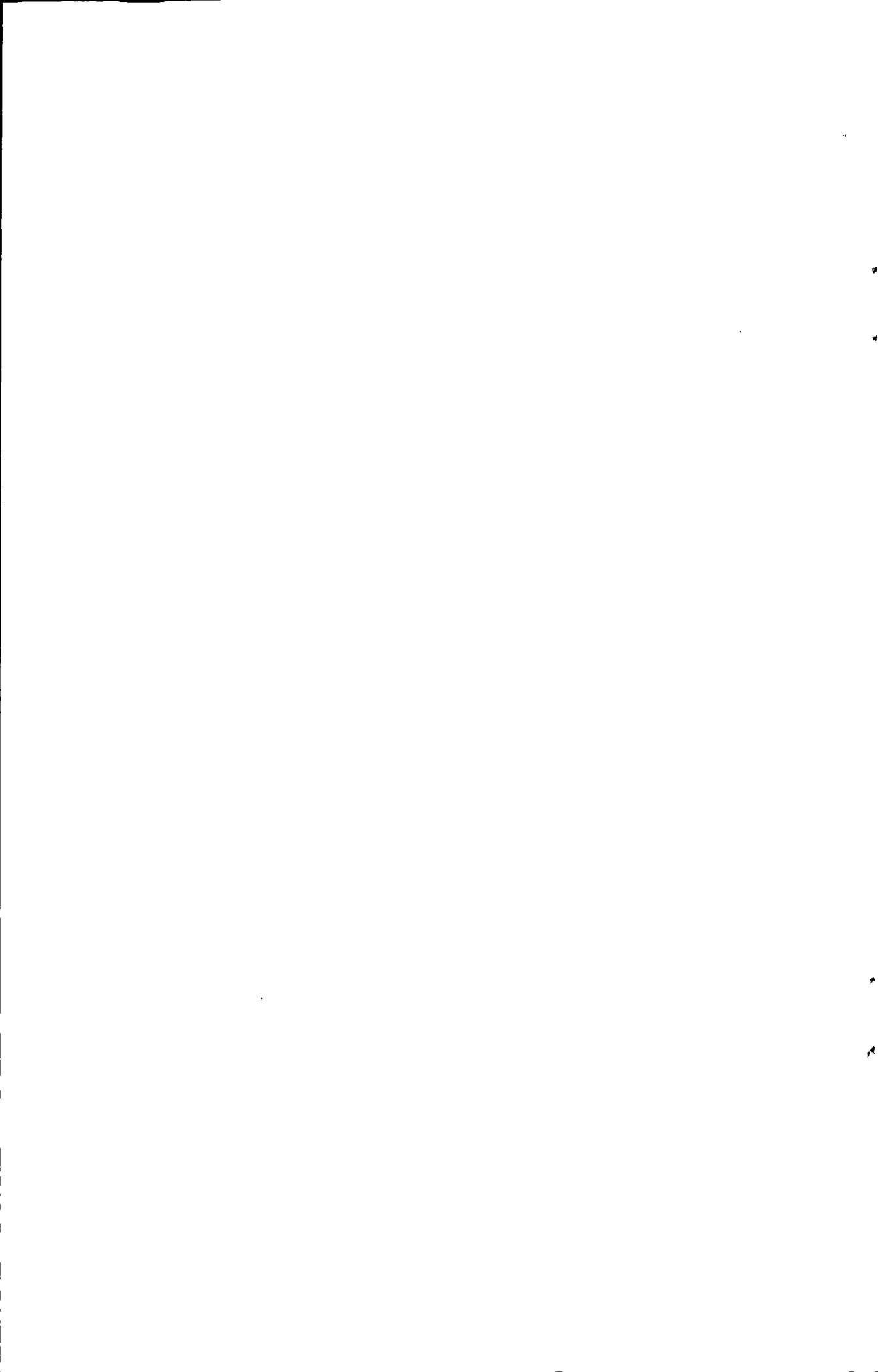
### 1.3 本研究的主要内容

根据以上研究目的，确定如下研究内容。

(1) 结合研究对象，介绍有限元计算的基础理论，给出基于热—弹塑性理论的适宜增量公式和数学模型，得到温度场和应力场的有限元控制方程组，合理选取非线性有限元分析的有关材料性能参数，为进行有限元计算作好准备。

(2) 包晶钢宽板坯温度场和应力场的数值模拟。根据结晶器内铸坯的凝固特点，应用薄片移动法，将三维问题转换成二维问题进行研究。建立二维有限元模型，沿垂直拉坯方向“切出”一铸坯薄片，该薄片从弯月面处开始，以拉速向下运动，直到拉坯结束，研究每一层薄片上的温度分布。然后在温度场计算结果基础上，进行应力场数值模拟，得到铸坯表面上的应力分布。

(3) 调整工艺参数，模拟不同断面尺寸，不同的拉坯速度、过热度以及冷却强度对铸坯表面的应力分布的影响规律。



## 第二章 文献综述

### 2.1 连铸技术的历史和发展

钢铁工业是原材料工业，是国民经济发展的基础性工业，钢铁产品广泛应用于各个行业，它的发展直接关系到国民经济的整体发展。钢铁产品的数量、质量和生产技术已经成为衡量一个国家工业水平的重要指标。

刚刚过去的 20 世纪堪称“钢铁世纪”，1900 年全球粗钢产量为 3000 万吨，2000 年全球达到 8 亿吨，其中我国在 1996 年钢铁的产量就突破 1 亿吨。经过建国后几十年的发展，我国钢铁工业已经形成了包含采矿、烧结、焦化、炼铁、炼钢、轧钢以及相应的铁合金、耐火材料、碳素制品和地质勘探、工程设计、建筑施工、科学研究等部门构成完整的工业体系。

20 世纪下半叶以来，世界钢铁工业的技术面貌发生了革命性的变化，突出的贡献之一就是连续铸钢技术的工业化，基本取代了钢锭模铸钢、初轧机开坯的第一代钢液成型技术，不但可以提高成材率 8%~10%，节约 25%~50%，而且使从炼钢到轧制成型材的工艺生产连续化成为可能。目前，连铸比高低已经是钢铁工业重要的技术水平指标。

连铸技术的发展大致上可以分为以下几个阶段。

第一个阶段(1840~1935 年)，连续铸钢的启蒙阶段。美国人贝赛麦(Bessemer)提出了连续浇铸金属液体的思想，并在 1856 年利用水冷旋转双棍连铸机浇铸出了金属箔、铝板、和玻璃板。最早提出与我们今天采用的连铸设备相似的是德国人 R. M. Daelen，他开发的设备中包括我们今天熟悉的结晶器、二冷段、引锭杆和铸坯切割装置等。

第二个阶段(1940~1949 年)，钢的连续铸造特征技术的开发阶段。1943 年德国人 S. Junghans 在德国建成了第一台浇铸钢液的试验连铸机。当时提出的振动水冷结晶器、侵入式水口、结晶器保护渣等技术观点为现代连铸机奠定了基础<sup>[2]</sup>。结晶器振动已成为连铸机的标准操作。

第三阶段(1950~1976 年)，传统的连铸技术发展迅速。在整个 20 世纪 50 年代，连续铸钢技术尽管开始步入工业生产，但钢铁产量很低。其主要原因是立式连铸机生产效率低、投资大。弧形连铸机的出现改进了立式连铸机生产效率低、投资大的缺陷，

推动了连铸技术的发展。在 20 世纪 60 年代又开发了弯曲型铸机,到 20 世纪 90 年代,这种机型被越来越多的用户接受,这就是我们目前普遍应用的直结晶器弧形连铸机,至此连铸机已具备了配合大型转炉进行工业生产的可能性。20 世纪 70 年代两次能源危机推动了连铸技术的迅速发展,连铸趋于向提高连铸机的生产能力和改善产品质量方向发展。在此期间也出现了一些具有代表性的技术<sup>[3]</sup>。

第四个阶段(1980~1996 年),传统的连铸技术的优化发展阶段。不断发展的凝固学支持了连铸冶金技术的发展,随着世界范围内的连铸比的不断上升,传统的连铸技术开始向高效连铸发展,因此对操作工业的自动化、生产的稳定性、耐火材料的长寿化和铸坯质量的控制等提出了更严格的要求。

第五个阶段(2000~目前),在 20 世纪 90 年代后人们改造了原来的连铸设备。更加注重连铸坯的质量和生产效率问题,减少生产能源的消耗也被提上了日程<sup>[4]</sup>,在实现自动化和机械化的同时,开发了热装热送和近终型连铸技术,因此使许多先进的技术现代连铸工艺中得以应用。

## 2.2 连铸板坯质量

作为初级产品的连铸坯质量的好坏决定了最终产品的质量好坏。而连铸坯表面质量的好坏决定了铸坯在热加工之前是否需要精整,它是影响金属收得率和成本的重要因素。也是铸坯热送和直接轧制的前提条件。在连铸技术发展的过程中,提高铸坯质量,生产优质无缺陷铸坯一直是广大冶金工作者孜孜以求的目标。连铸坯裂纹是影响铸坯产量和质量的重要缺陷,据统计,铸坯各类缺陷中约 50% 为铸坯裂纹<sup>[3]</sup>。铸坯出现裂纹,重者会导致漏钢或废品,轻者要进行精整。这样既影响铸机生产率,又影响产品质量,从而增加了成本。

一般地,连铸坯的缺陷可分为:表面缺陷、内部缺陷和形状缺陷等三大类,其中表面缺陷又分为:表面纵裂、表面横裂、角部裂纹、表面夹渣、气泡和重皮等六种<sup>[5]</sup>。根据生产实践,包晶钢宽板坯的质量缺陷以表面纵裂为主,而且表面纵裂发生在宽面中部最多,且纵裂分布与应力分布是一致的。

包晶钢铸坯表面裂纹产生的原因比较复杂,是多种因素综合作用的结果,且表面纵裂、横裂等不同缺陷产生的具体原因也有所区别,但总体来说是受钢水在结晶器中凝固过程控制的,首先在初生坯壳的薄弱处产生微细裂纹(纵向的产生表面纵裂、横向的产生表面横裂),然后出结晶器后在二冷区或矫直区继续扩展。其影响因素包括钢水成分、洁净度、结晶器的工艺参数、结晶器钢液面控制、结晶器保护渣、二次冷却等

等。因此制定包晶钢的连铸工艺时一定要统筹兼顾，合理选择工艺参数，控制表面裂纹的发生。

### 2.3 包晶钢板坯的纵裂问题

铸坯表面缺陷(如凹陷、纵裂)与初生坯壳的收缩变形密切相关，而钢中碳含量对坯壳的变形有重要影响。表面凹陷的形成明显受钢中碳含量的影响，在钢中碳含量(质量分数,下同)为0.1%时影响最严重。实际连铸生产中发现,浇铸碳含量为0.09%~0.17%的钢种时,结晶器热流量、坯壳与铜壁间摩擦力和铜板温度均较低,同时坯壳生长不规则,铸坯表面很容易产生裂纹。以上现象的产生主要是由于坯壳内部发生了包晶相变<sup>[6]</sup>。

#### 2.3.1 包晶钢凝固特点

钢液凝固过程相图见图 2.1。

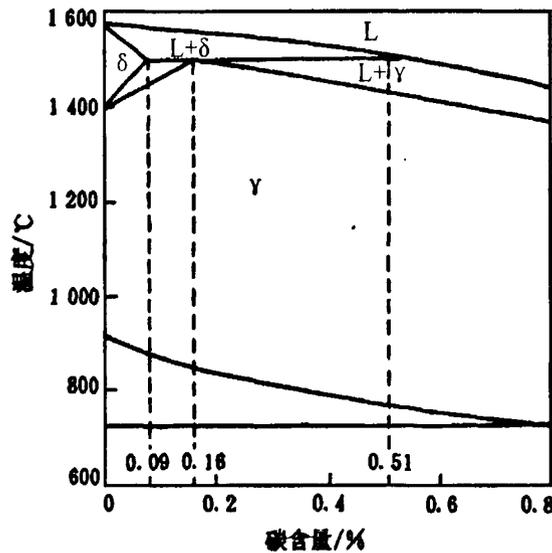
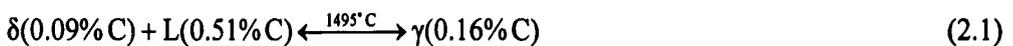


图 2.1 铁碳相图

Fig. 2.1 Fe-C phase diagram

包晶钢的凝固正好处于包晶区，发生如下包晶反应



在固相线温度以下 20°C~50°C 钢的线收缩最大，此时结晶器弯月面刚凝固的坯壳随温度下降发生  $\delta_{Fe} \rightarrow \gamma_{Fe}$  转变，伴随着较大的体积收缩(0.38%的体积收缩)，坯壳与铜板脱离形成气隙，导致热流最小、坯壳最薄，在表面形成凹陷(图 2.2)。凹陷部位冷却



坯壳表面以下 2~4mm, 此处的坯壳表面温度较区域内部低, 而且低于钢的塑性转变温度, 所以该区域内坯壳变形符合塑性变形模式。在这种情况下, 热点附近区域的坯壳变形就符合弹塑性变形模式, 并且坯壳内部脆性区在微细裂纹附近沿裂纹分离时, 坯壳表面区域会发生颈缩。所以铸坯表面纵裂纹附近的凹陷是铸坯表面颈缩现象的放大。铸坯表面凹陷程度与铸坯表面开裂之前的塑性流动成正比。细小且浅的铸坯表面凹陷表明铸坯表面塑性层的厚度薄, 即微细裂纹距铸坯表面很近, 而微细裂纹源距铸坯表面的距离大就导致宽且深的表面凹陷<sup>[10]</sup>。

在结晶器内坯壳产生细小纵裂纹后继续向下运动, 由于结晶器下部锥度不足以支撑坯壳抵抗钢水静压力、保护渣流动性不合适难以填充气隙及结晶器传热不均匀等, 形成细小纵裂纹而削弱的应力集中部位又产生一个更大的应力集中, 这时应力集中不光包括热应力, 还包括外力作用, 同时由于细小纵裂纹的存在造成缺口效应。在应力作用下, 细小纵裂纹沿着树枝晶间低塑性区撕裂, 同时表面颈缩加重<sup>[11]</sup>。

板坯表面纵裂纹在板宽 1/2 处(即板宽的中间部位)出现的机会最多, 占纵裂缺陷的 88.3%; 约 11.7%的纵裂出现在板宽 1/4 处<sup>[12]</sup>。

引起板坯表面纵裂纹的因素有钢的碳含量、钢液成分及夹杂含量、钢液温度控制、浸入式水口设计与插入深度、结晶器保护渣性质、结晶器导热均匀性、结晶器液面波动、二次冷却和钢液中气体含量等, 总之凡是影响初生坯壳凝固均匀性的因素对纵裂纹的产生都有影响。

## 2.4 数学物理模拟在连铸中的应用

对物理过程或现象进行研究, 就其研究方法而言, 有四种方法: 模型试验、现场测试、理论分析和数学模拟。其中, 最可靠的数据往往要由实验测量得到, 采用全比例设备进行研究, 可以预测由它完全复制的同类设备在相同条件下运行的情况。但在大多数情况下, 这种全比例试验是极其昂贵的, 特别是冶金过程, 原料条件复杂、装备庞大, 过程在高温下进行, 往往是不可能的。因此, 人们通常采用模拟的方法进行研究<sup>[1]</sup>。

所谓模拟(也称仿真), 是指不直接研究现象或过程本身, 而是用与这些现象和过程相似的模型来进行研究的一种方法。模拟可分为物理模拟与数学模拟两类。

物理模拟是在不同规模上再现某个现象, 分析其物理特性和线性尺度的影响, 可对所研究的过程进行直接实验。物理模拟多在按相似准则构成的实验室设备或中间实验设备上, 即所谓相似模拟。

数学模拟是指用数学模型来使现象或过程再现。因此,从广义上讲,表达现象中的部分或全部的基本方程和表示自然规律的数学模型都是数学模拟。从狭义上讲,数学模拟主要是指数字模拟,即把所研究的现象用数学模型表示出来,然后在计算机上对模型进行数值实验。

钢的连铸过程是在一种连续状态下,钢液释放显热和潜热,并逐渐凝固成一定形状铸坯的工艺过程。钢在这种由液态向固态的转变过程中,体系内存在有动量、热量和质量的传输过程,存在相变、外力和应力引起的变形等过程,所有这些过程均十分复杂,往往耦合进行或相互影响。了解和掌握这些现象和过程的规律,是合理开发钢连铸技术的基础。

连铸过程是包含流动、传质、传热等复杂现象的液态金属凝固成形的过程,流动、传质、传热过程交互作用,相互影响,采用实物研究非常困难,几乎是不可行的。为此,广大科技工作者进行了大量模拟研究。

连铸过程的数学和物理模型的模拟分析是深入研究钢连铸过程的有力手段。相对于钢在炉内的冶炼过程而言,钢液在连铸机内的冷却和凝固过程,是以液态和固态下的传热过程为基础的,比较容易进行数学模拟定量研究。早在70年代,欧美一些学者开始开发钢连铸过程分析的数学模型,并发表了许多很有参考价值的研究成果。近年来我国的一些研究工作者也较系统地对钢连铸的各种典型环节进行了数学物理模拟研究。而且一些研究成果与工程技术开发配合进行,为工程技术开发和解决实际问题提供了有力帮助<sup>[1]</sup>。

目前采用的主要模拟方法包括:

- (1) 水力学模型试验法,如结晶器流场、中间包流场、大包流场的水力学模拟;
- (2) 低熔点合金模拟法,如电磁制动,电磁软接触等;
- (3) 计算机仿真试验法,如凝固过程传热及应力仿真,液芯压下过程的仿真等。

由于数学模拟不直接使用物理实体,只需考虑输入、输出变量,通过数学模型与计算机便可方便地进行,因而,数学模拟已被人们广泛采用。

数学模拟具有一系列优点:

(1) 可以大幅度地改变各种参数的取值范围,对新工艺与新设备的设计是非常理想的。可以使新设计的效果与优缺点在实施之前充分预演,从而可扬长避短,获得最理想的方案。

(2) 给定一批原始数据后,数学模拟所进行的一次计算就相当于物理模拟中的一次试验。因而,数学模拟可使试验时间大为缩短,人力、物力大为节省。

(3) 一套成熟的模拟程序可适用于一类工艺过程。

工程问题的数学模拟必须具有能够正确描述其物理本质的数学模型。因此, 建立与选取能真实反映连续铸钢过程且具有足够计算精度的数学模型, 是连续铸钢过程数学模拟的关键。

## 2.5 数值模拟技术和 ANSYS 软件简介

### 2.5.1 数值模拟技术

许多工程分析问题, 如固体力学中的位移场和应力场分析、电磁学中的电磁场分析、振动特性分析、传热学中的温度场分析、流体力学中的流场分析等, 都可归结为在给定边界条件下求其控制方程(常微分方程或偏微分方程)的问题, 但能用解析方法求出精确解的只是方程性质比较简单, 且几何边界条件相当规则的少数问题。对于大多数的工程技术问题, 由于物体的几何形状复杂或者问题的某些特征是非线性的, 则很少有解析解。这类问题的解决通常有两种途径: 一是引入简化假设, 将方程和边界条件简化为能够处理的问题, 从而得到它在简化状态下的解。这种方法只在有限的情况下是可行的, 因为过多的简化将可能导致不正确的甚至错误的解。因此, 人们在广泛吸收现代数学、力学理论的基础上, 借助于现代科学技术的产物——计算机来获得满足工程需要的数值解, 这就是数值模拟技术。数值模拟技术是现代工程学形成和发展的重要推动力之一<sup>[13]</sup>。

目前已被广泛采用的数值模拟技术可以分为两大类。一类是以有限差分法为代表, 其特点是直接求解基本方程和相应定解条件的近似解。一个问题的有限差分法求解步骤是: 首先将求解域划分为网格, 然后在网格的节点上用差分方程近似微分方程, 当采用较多的节点时, 近似解的精度可以得到改进, 借助于有限差分法, 能够求解某些相当复杂的问题。特别是求解建立于空间坐标系的流体流动问题, 有限差分法有自己的优势。但用于几何形状复杂的问题时, 它的精度将降低, 甚至发生困难。

另一类数值模拟技术是首先建立和目标基本方程及相应定解条件等效的积分方法, 然后以此建立近似解法。例如, 配点法、最小二乘法、Galerkin 法、力矩法等都属于这一类数值方法。如果目标方程具有某些特定的性质, 则它的等效积分方法可以归结为某个泛函的变分, 相应的近似解法实际上就是求解泛函的驻值问题。里滋法就是属于这一类近似方法, 上述不同方法在不同的领域或类型的问题中得到成功的应用, 但是也只能限于几何形状规则的问题。其基本原因是: 它们都是在整个求解区域上假设近似函数。因此, 对于几何形状复杂的问题, 不可能建立合乎要求的近似函数, 而

有限单元法的出现,是数值分析方法研究领域内重大突破性的进展。

有限元法的基本思想是将一个表示结构或连续的求解区域离散成为若干个子域(单元),并通过它们边界上的结点相互联结成为组合体。由于单元能按不同的联结方式进行组合,且单元本身又可以有不同形状,因此可以模型化几何形状复杂的求解域。有限元法作为数值分析方法的另一个重要特点是,利用在每个单元内所假设的近似函数来分片地表示全求解域内待求的未知场变量,而每个单元内的近似函数通常由未知场函数(或其导数)在单元各个节点上的数值和与其对应的插值函数来表示(通常表示为矩阵形式)。由于在联结相邻单元的结点上,场函数应具有相同的数值,因而将它们用作数值求解的基本未知量。这样一来,求解原来待求场函数的无穷多自由度问题转换为求解场函数结点值的有限自由度问题。通过和原问题数学模型(基本方程、边界条件)等效的变分原理或加权余量法,建立求解基本未知量(场函数的结点值)的代数方程组或常微分方程组(称为有限元求解方程),并表示成规范化的矩阵形式,接着用数值方法求解此方程,便可得到问题的解答。显然,随着单元数目的增加,即单元尺寸的缩小,或者随着单元自由度的增加及插值函数精度的提高,解的近似程度将不断改进。如果单元是满足收敛要求的,近似解最后将收敛于精确解<sup>[14]</sup>。

几十年来,有限元的理论和应用都得到了迅速的、持续不断的发展。在50年代首先在连续体力学领域—飞机结构静、动态特性分析中得到应用,随后很快广泛应用于求解热传导、电磁场、流体力学等连续性问题。如今,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利工具。

### 2.5.2 ANSYS 有限元软件

由于有限元法是通过计算机实现的,因此它的软件研发工作一直是和它的理论、单元形式和算法的研究以及计算环境的演变平行发展的。到80年代初期,国际上较大型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、SAP、MARC、ADINA等。它们具有众多的单元类型、材料模型及分析功能,并具有网格自动划分、结果分析和显示等后处理功能。由于有限元通用程序使用方便、计算精度高,其计算结果已成为各类工业产品设计生产和性能分析的可靠依据。

ANSYS软件是集结构、热、流体、电场、磁场、声场于一体的大型通用有限元分析软件,可广泛应用于航空航天、土木工程、机械制造、车辆工程、生物医学、核工业、冶金、造船、能源、地矿、水利、轻工等一般工业及科学研究。该软件可在大

多数计算机及操作系统中运行，从 PC 机到工作站直至巨型计算机，ANSYS 文件在其所有的产品系列和工作平台上可兼容。它能与多数 CAD 软件接口，实现数据的共享和交换，如 NASTRAN, I-DEAS, Pro/Engineer, AutoCAD 等<sup>[15]</sup>。

ANSYS 还具有多物理场耦合的功能，允许在同一模型上进行多种耦合计算。如热—结构耦合、磁—结构耦合等，从而确保了对多领域多变工程问题的求解。ANSYS 程序使用统一的集中式数据库来存储所有模型数据及求解结果，如图 2.3 所示。模型数据(包括实体模型和有限元模型材料等)通过前处理器写入数据库；载荷和求解结果通过求解器写入数据库；后处理结果通过后处理器写入数据库。数据一旦通过某一处理器写入数据库中，如需要，即可为其他处理器所用。例如，通用后处理器不仅能够读求解数据，而且能读模型数据，然后利用它们进行后处理计算。

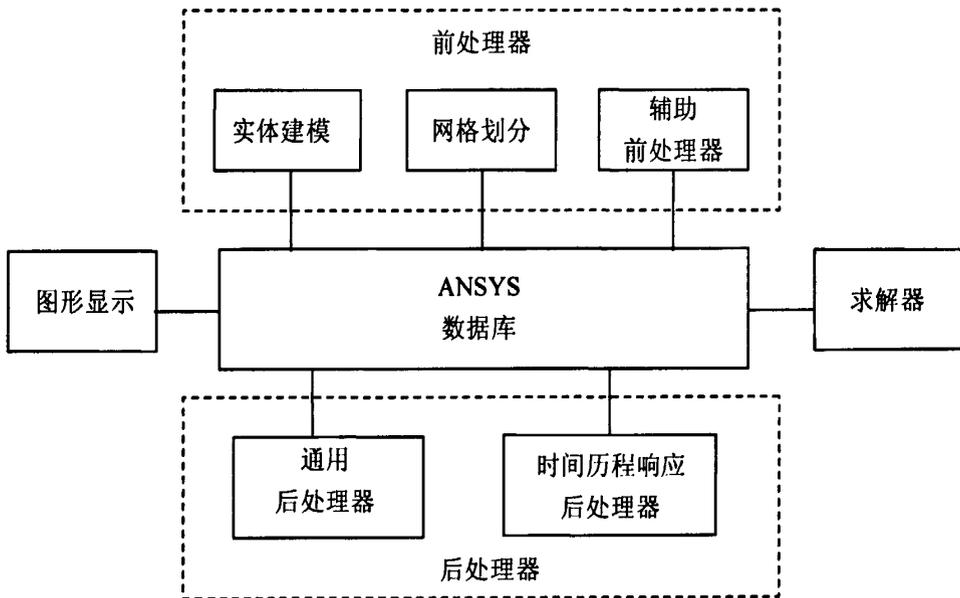


图 2.3 ANSYS 数据库关系图

Fig. 2.3 Relation of ANSYS database

### 2.5.3 ANSYS 热分析

有限元分析(Finite Element Analysis, 缩写为 FEA)是对物理现象(几何及载荷工况)的模拟，是对真实情况的数值近似。通过划分单元，求解有限个数值来近似模拟真实环境的无限个未知量。热分析是用于计算一个系统或部件的温度分布及其它热物理参数，如热量的获取或损失、热梯度、热流密度(热通量)等。它在许多工程应用中扮演重要角色，如内燃机、涡轮机、换热器、管路系统、电子元件等<sup>[16]</sup>。

ANSYS 的热分析功能，一般包含于 ANSYS/Multiphysics、ANSYS/Mechanical、

ANSYS/Thermal、ANSYS/FLOTRAN、ANSYS/ED 五种产品模块中,其中 ANSYS/FLOTRAN 不含相变热分析。ANSYS 热分析基于能量守恒原理的热平衡方程,用有限元法计算物体内部各节点的温度,并导出其它热物理参数。运用 ANSYS 有限元软件可进行热传导、热对流、热辐射、相变、热应力及接触热阻等问题的分析求解。

ANSYS 热分析类型包括:(1) 稳态传热,系统的温度场不随时间变化;(2) 瞬态传热,系统的温度场随时间明显变化。显然,本课题对结晶器内板坯的温度场研究属于包含相变的瞬态热分析。

瞬态热分析用于计算一个系统的随时间变化的温度场及其它热参数。在工程上一般用瞬态热分析计算温度场,并将之作为热载荷进行应力分析。它的基本步骤与稳态热分析类似,可分为三个步骤:(1) 前处理,建模;(2) 求解,施加载荷计算;(3) 后处理,查看结果。二者主要的区别是瞬态分析中的载荷是随时间变化的。为了表达随时间变化的载荷,首先必须将载荷—时间曲线分为载荷步。载荷—时间曲线中的每一个拐点为一个载荷步,如图 2.4 所示。

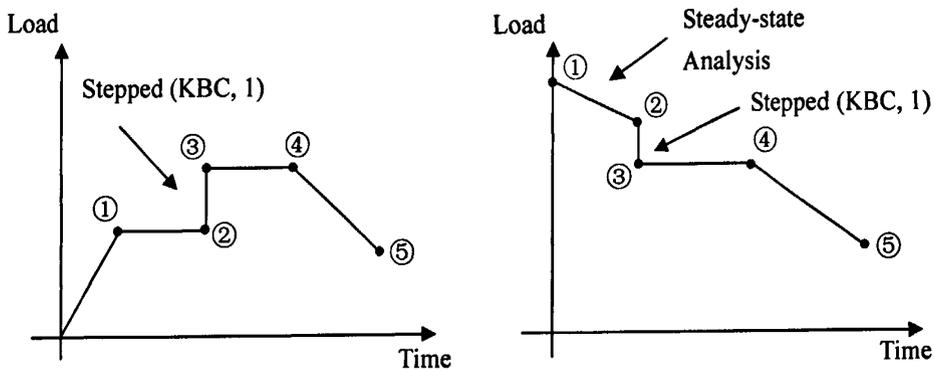


图 2.4 载荷—时间曲线

Fig. 2.4 Examples of load versus time curves

对于每一个载荷步,必须定义载荷值及时间值,同时还必须选择载荷步为渐变或阶越的。

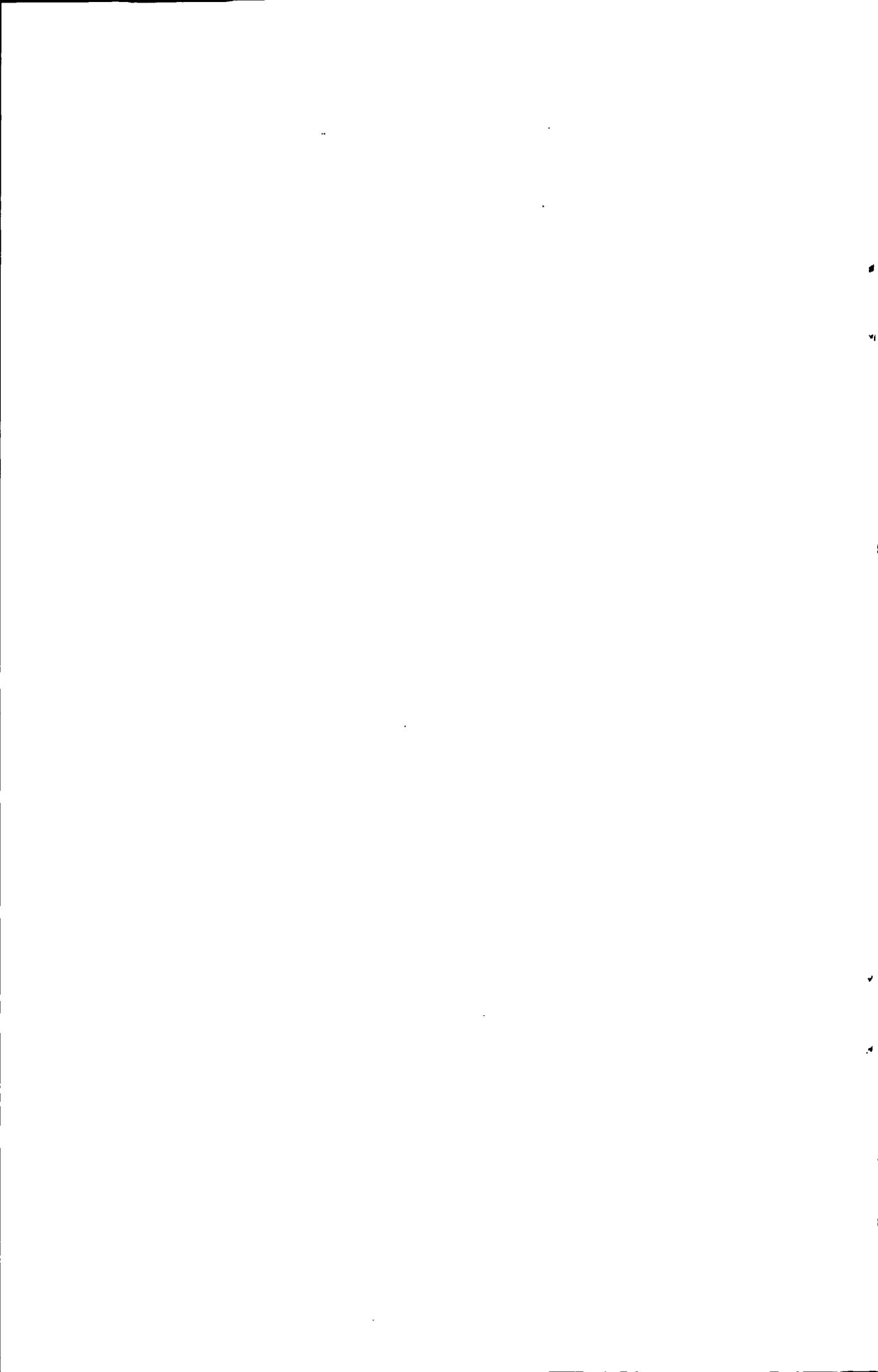
## 2.6 结晶器内热/力耦合数值模拟研究概述

在实际连铸生产中,铸坯向结晶器的传热和铸坯的凝固影响铸坯应力收缩和结晶器变形。因此,建立了大量数学模型,先对结晶器内进行热分析,然后根据热计算结果进一步进行力学分析。建立的模型对象主要是二维横截面或纵截面,从而对结晶器和铸坯进行热/力单向耦合分析。

国际上, Grill 等人忽略纵向传热, 用显式有限差分法, 建立二维非稳态数学模型, 计算不断运动的片层状钢液<sup>[17]</sup>, 以计算的温度为基础, 建立了二维弹塑性平面应力模型。由于纵向上铸坯没有约束, 因此忽略了纵向力的影响。由温度场获得坯壳厚度, 铸坯应力计算的对象只是坯壳。后来 Sorimachi 等人<sup>[18]</sup>改变传热系数和铸钢性能, 重新进行了计算。

Marcandalli 等人<sup>[19]</sup>等人以连铸板坯为对象, 建立二维热弹塑性有限元耦合模型, 考虑了与相变相关的热收缩、静压力以及坯壳和结晶器之间的相互作用, 计算直型和锥形结晶器内铸坯和结晶器的间隙以及两者之间的传热, 对给定结晶器进行最优铸造工艺计算, 并对给定工艺计算理想的结晶器形状。比较了凝固坯壳、结晶器形状和温度的计算值和现场观测值, 现场观测和模拟计算吻合很好。

国内的严波、文光华等<sup>[20]</sup>用已经获得的薄板坯连铸结晶器内凝固坯壳的几何形状和温度场, 建立凝固三维热弹塑性接触有限元, 得到了两种拉速下的 ISP 和 CSP 型结晶器内凝固壳的应力和变形分布; 王恩刚等<sup>[21]</sup>通过建立结晶器内连铸坯热弹塑性应力有限元分析模型, 并根据材料力学性能、屈服函数随温度和应变速率的变化, 模拟计算出了小方坯连铸结晶器内铸坯应力分布, 分析了连铸坯铸坯热节区对裂纹缺陷乃至漏钢事故的影响; 荆德君等<sup>[22]</sup>针对碳钢在连铸结晶器内的凝固过程, 考虑铸坯和铜板间接触状态, 建立了完全热力耦合的二维热—弹塑性有限元模型, 模拟出了连铸结晶器区域热和力学状态, 特别是铸坯和结晶器壁界面状态, 包括铸坯表面温度、界面热流和气隙分布规律等; 王新华、张立、张家泉和刘新等人<sup>[23-25]</sup>则分别利用 ANSYS 和 MARC 对二维平面凝固坯壳的应力、应变进行计算; 刘立文等<sup>[26]</sup>对薄板坯漏斗型结晶器内腔曲面形状特性进行研究, 模拟了铸坯经过结晶器的过程, 确定不同结晶器内腔形状对坯壳变形分布的影响, 用来对比结晶器曲面形状优劣, 对改善结晶器曲面的设计起到了指导性作用。



## 第三章 连铸过程数值模拟分析原理

随着计算机技术的发展，计算机在连铸过程中的应用也日益广泛与深入。本课题采用 ANSYS 有限元软件，对包晶钢板坯在结晶器内的温度场和应力场进行数值模拟。本章主要对有限元计算的基础理论和方法作以介绍。

### 3.1 连铸过程凝固传热控制方程

连铸坯凝固传热过程是一个带有内热源的三维瞬态传热问题，其物理方程的三维形式可统一描述如下：

(1) 热平衡方程

$$-\left(\frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} + \frac{\partial q_z}{\partial z}\right) + \dot{q} = \rho C \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.1)$$

其中， $q_x$ 、 $q_y$ 、 $q_z$  分别为  $x$ 、 $y$ 、 $z$  方向的热流密度， $\dot{q}$  为单位体积单位时间内热源生成的热量， $\rho$  为密度， $C$  为比热。

(2) 材料的热本构方程（傅立叶定律）

$$\begin{bmatrix} q_x & q_y & q_z \end{bmatrix}^T = -[K] \begin{bmatrix} \frac{\partial T}{\partial x} & \frac{\partial T}{\partial y} & \frac{\partial T}{\partial z} \end{bmatrix}^T \quad (3.2)$$

其中， $[K]$  是一个与温度  $T$  有关的对角阵：

$$[K] = \begin{bmatrix} k_x & 0 & 0 \\ 0 & k_y & 0 \\ 0 & 0 & k_z \end{bmatrix} \quad (3.3)$$

$k_x$ 、 $k_y$ 、 $k_z$  分别为材料在  $x$ 、 $y$ 、 $z$  方向的热传导系数。

### 3.2 温度场计算的基本理论

由于温度场没有直接的泛函表达式，采用有限元法进行计算时，只有两条思路：一条是利用加权余量法推导出有限元公式；另一条是人为假设一个温度场的泛函，然后利用变分法去推导有限元公式<sup>[27]</sup>。本研究采用的是常用的变分法进行温度场的有限

元计算。

在进行温度场有限元分析中，首先应把求解域离散化，即把求解域分割为有限个多边形(称之为单元)，在每个单元上选择某些节点，以节点的温度作为基本未知量，建立起单元温度插值函数，并以单元的节点温度来表示单元内任意点处的温度，这样整个求解域就由有限个离散单元来代替，而在整个求解区域上连续的温度函数  $T(x, y, z, t)$  也将由有限个单元的温度插值函数所取代，这样就把求解整个区域上连续分布的温度函数问题转化为求解有限个单元节点的温度问题。

### 3.2.1 温度场的变分问题

假设由一封闭曲面  $S$  所围成的物体，初始温度为  $T(x, y, z)$ ，在其曲面各部分上，分别承受对流、辐射、热流输入和表面温度已知的边界条件，则要求解该物体的温度场，可以归结为寻找满足下列微分方程和边界条件的温度分布函数  $T$ 。

微分形式的热传导基本方程为：

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = -q^B \quad (3.4)$$

边界条件：

$$T|_{S_1} = T_0 \quad (3.5)$$

$$k_n \frac{\partial T}{\partial n} |_{S_2} = q^s \quad (3.6)$$

其中， $T$ ：物体的温度；

$k_x, k_y, k_z$ ：对应  $x, y, z$  方向的导热系数；

$q^B$ ：热流强度。对于稳态传热， $q^B = \dot{q}$  表示单位体积热生成率；对于瞬

态传热， $q^B = \dot{q} - \rho C \left( \frac{\partial T}{\partial t} \right)$  表示包括比热影响在内的单位体积热生成率；

$T_0$ ：面积  $S_1$  的环境温度；

$q^s$ ：面积  $S_2$  的边界热流输入；

$k_n$ ：垂直于物体表面的热传导率。

对于物体内部的所有点，方程(3.4)总成立，而在物体表面上的点则满足方程(3.5)和(3.6)。应该注意，方程(3.6)包括了集中热流输入、对流边界条件和辐射边界条件，具体地：

(1) 在对流边界  $S_c$  上

$$k_n \frac{\partial T}{\partial n} = h(T_c - T_s) \quad (3.7)$$

$h$ : 对流系数, 它与温度有关;

$T_c$ : 流体的平均温度;

$T_s$ : 固体表面温度。

(2) 在辐射边界  $S_r$  上

$$k_n \frac{\partial T}{\partial n} = k(T_r^4 - T_s^4) \quad (3.8)$$

$k$ : 辐射系数;

$T_r$ : 辐射流的温度。

(3) 在热流边界  $S_z$  上

$$k_n \frac{\partial T}{\partial n} = q_{sz} \quad (3.9)$$

$q_{sz}$ : 边界热流输入

初始条件: 在瞬态传热分析中, 还必须给出初始时刻的温度。

$$T|_{t=0} = T(x, y, z) \quad (3.10)$$

将上述微分方程考虑用变分法表示, 定义一个泛函  $\Pi$ :

$$\begin{aligned} \Pi &= \int_V \frac{1}{2} \left\{ k_x \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + k_y \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 + k_z \left( \frac{\partial T}{\partial z} \right)^2 \right\} dV - \int_V T q^B dV - \int_{S_2} T_s q^S dS \\ &= \int_V \frac{1}{2} \left\{ k_x \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + k_y \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 + k_z \left( \frac{\partial T}{\partial z} \right)^2 \right\} dV - \int_V T q^B dV - \\ &\quad \int_{S_c} h \left( T_c T_s - \frac{1}{2} T_s^2 \right) dS - \int_{S_r} k \left( T_r^4 T_s - \frac{1}{5} T_s^5 \right) dS - \int_{S_z} T_s q_{sz} dS \end{aligned} \quad (3.11)$$

式(3.11)中各符号表示的意义和方程(3.4)~(3.6)相同。对上式进行变分运算并取极值, 有  $\delta\Pi = 0$ , 即:

$$\begin{aligned} \delta\Pi &= \int_V \delta[T'] [K [T']] dV - \int_V q^B \delta T dV - \int_{S_2} q^S \delta T_s dS \\ &= \int_V \delta[T'] [K [T']] dV - \int_V q^B \delta T dV - \int_{S_c} h(T_c - T_s) \delta T_s dS \\ &\quad - \int_{S_r} k(T_r^4 - T_s^4) \delta T_s dS - \int_{S_z} q_{sz} \delta T_s dS = 0 \end{aligned}$$

整理可得:

$$\int_V \delta [T']^T [K] [T'] dV = \int_{S_c} h(T_c - T_s) \delta T_s dS + \int_{S_r} k(T_r^4 - T_s^4) \delta T_s dS + \int_{S_2} q_{S_2} \delta T_s dS + \int_V q^B \delta T dV \quad (3.12)$$

$$\text{式中, } [T']^T = \begin{bmatrix} \frac{\partial T}{\partial x} & \frac{\partial T}{\partial y} & \frac{\partial T}{\partial z} \end{bmatrix}, [K] = \begin{bmatrix} k_x & 0 & 0 \\ 0 & k_y & 0 \\ 0 & 0 & k_z \end{bmatrix}$$

$[K]$ 称为导热系数矩阵。

$\delta$ 表示变分,式(3.12)即热传导基本方程变分形式。求解温度场的问题就是在满足(3.5)和(3.8)的条件下,寻找能够满足式(3.12)的函数  $T$  的问题。

### 3.2.2 空间域的离散化

对于一般问题,选择满足式(3.12)的函数是相当困难,甚至是不可能的。有限元抛弃了满足整个求解域的企图,把总体温度场函数  $T(x, y, z, t)$  转变为所有单元的温度场函数,将式(3.12)对整个求解域  $V$  上的积分变为在全部单元上的积分,相应地,在边界  $S_c$  和  $S_r$  上的积分变为在其对应单元边界上的积分<sup>[28]</sup>。

单元的泛函变分式为:

$$\begin{aligned} \delta \Pi_e = & \delta [T']^e [K]^e [T']^e - \delta [T']^e [K_c]^e ([T_c]^e - [T_s]^e) - \delta [T_s]^e [K_r]^e ([T_r]^e - [T_s]^e) \\ & - \delta [T_s]^e [q_s]^e - \delta [T]^e [q_b]^e + \delta [T]^e [C]^e [\dot{T}]^e \end{aligned}$$

由  $\delta \Pi = \sum_{e=1}^n \delta \Pi_e = 0$ , 得系统的总体热流平衡方程:

$$[K]^K [T] = [K_c] ([T_c] - [T_s]) + [K_r] ([T_r] - [T_s]) - [C] [\dot{T}] + [Q_s] + [Q_b] \quad (3.13)$$

其中,  $[K]^K$ : 总体刚度矩阵;

$[K_c]$ : 总体对流矩阵;

$[K_r]$ : 总体辐射矩阵;

$[C]$ : 总体热容矩阵;

$[Q_s]$ : 边界热源输入形成的总体节点热流矢量;

$[Q_B]$ : 内部热生成的总体节点热流矢量;

$[\dot{T}]$ : 温度对时间的导数。

上式(3.13)还可以表达为:

$$[C]\{\dot{T}\} + [K]\{T\} = [Q] \tag{3.14}$$

上式是以节点温度为未知量的代数方程组。因此，一旦求得温度节点，则根据单元温度差值函数就可以求出单元内任意点处的温度，从而得到所求问题的温度场。

### 3.2.3 时间域的离散化

温度场的计算可归结为求解热流平衡方程，它是关于节点温度的非线性方程，因此，非线性温度场分析最终归结为非线性方程组的求解。有限元非线性分析，简而言之，就是将系统的平衡方程根据系统的非线性特征不断地进行修正，然后求平衡方程的增量解。

对于连铸板坯的瞬态温度场的求解，由式(3.14)可知，方程组是与时间有关的，因此必须采用数值时间积分法，有限元计算把时间域划分为一系列时间段，已知  $t$  时刻的温度场可用不同的方法求解  $t_{n+1}$  时刻的温度场。这里介绍常用差分法中的欧拉向前法和欧拉向后法<sup>[29]</sup>。

#### (1) 欧拉向前法

欧拉向前法指热流平衡在  $t$  时刻实现，将  $T_{t+\Delta t}$  按 Taylor 级数展开：

$$T_{t+\Delta t} = T_t + \Delta t T'_t + O(\Delta t^2), \text{ 忽略高阶项, 有: } T'_t = (T_{t+\Delta t} - T_t) / \Delta t$$

将此式代入(3.14)式:  $[C]\{(T_{t+\Delta t} - T_t) / \Delta t\} + [K]\{T_t\} = \{Q\}$

即  $[C]\{T_{t+\Delta t}\} = ([C] - \Delta t[K])\{T_t\} + \Delta t\{Q\}$

因此  $\{T_{t+\Delta t}\} = [C]^{-1}([C] - \Delta t[K])\{T_t\} + \Delta t\{Q\}$  (3.15)

#### (2) 欧拉向后法

欧拉向后法指热流平衡在  $t + \Delta t$  时刻实现，将  $T_t$  按 Taylor 级数展开：

$$T_t = T_{t+\Delta t} - \Delta t T'_{t+\Delta t} + O(\Delta t^2)$$

忽略高阶项，有:  $T'_{t+\Delta t} = (T_{t+\Delta t} - T_t) / \Delta t$

将此式代入(3.14)式:  $[C]\{(T_{t+\Delta t} - T_t) / \Delta t\} + [K]\{T_{t+\Delta t}\} = \{Q\}$

即 
$$([C] + \Delta t[K])\{T_{t+\Delta t}\} = [C]\{T_t\} + \Delta t\{Q\}$$

因此 
$$\{T_{t+\Delta t}\} = ([C] + \Delta t[K])^{-1}([C]\{T_t\} + \Delta t\{Q\}) \tag{3.16}$$

已知  $t$  时刻的温度场分布，用这两种方法都可得到  $t + \Delta t$  时刻的温度场方程。计算时可使用收敛快的全牛顿—拉夫森法(每次平衡迭代都更新刚度矩阵)对方称进行求解，最终得到随时间变化的温度场分布。

### 3.2.4 热分析求解过程

利用 ANSYS 进行温度场计算的主要步骤包括建立实体几何模型，网格划分，并设定热物性参数；施加初始条件和边界条件，进行求解。求解过程如图 3.1 所示。

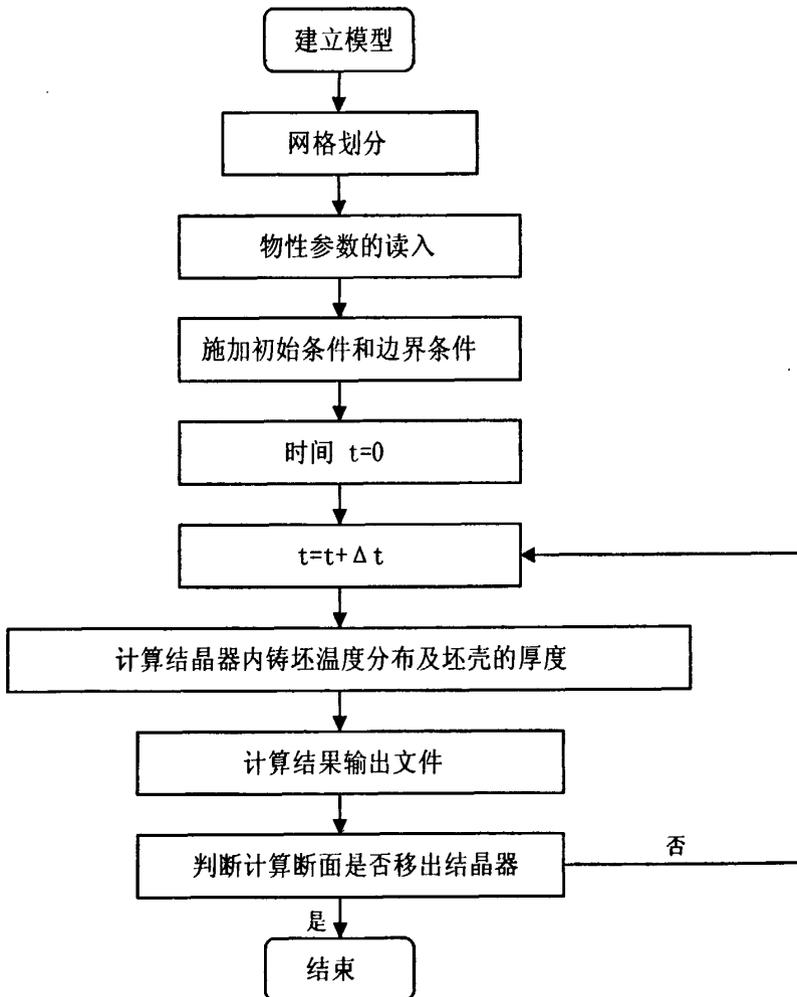


图 3.1 热分析求解流程图

Fig.3.1 Program flow chart for the solution of thermal analysis

### 3.3 热—弹塑性分析的基本理论

本研究是利用 ANSYS 有限元软件先计算出凝固坯壳的温度场，然后在温度场计算结果基础上，进行应力场计算。在非线性有限元分析中，全量理论公式只能用于线弹性材料的分析，而增量理论公式体系可用于材料非线性的热—弹塑性分析。

#### 3.3.1 应力—应变关系

##### (1) 弹性区

全应变增量可表示为：

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon\}_e + \{d\varepsilon\}_r \quad (3.17)$$

$$\text{其中, } \{d\varepsilon\}_r = \{\alpha\}dT \quad (3.18)$$

$\{\alpha\}$ ：热膨胀系数列阵。

$$\{d\varepsilon\}_e = d[D]_e^{-1}\{\sigma\} = [D]_e^{-1}\{d\sigma\} + \frac{\partial[D]_e^{-1}}{\partial T}\{\sigma\}dT \quad (3.19)$$

将式(3.18)，(3.19)代入式(3.17)，得到：

$$\{d\sigma\} = [D]_e\{d\varepsilon\} - [D]_e\left(\{\alpha\} + \frac{\partial[D]_e^{-1}}{\partial T}\{\sigma\}\right)dT$$

$$\text{或写成, } \{d\sigma\} = [D]\{d\varepsilon\} - \{C\}dT \quad (3.20)$$

$$\text{其中, } [D] = [D]_e, [C] = [C]_e = [D]_e\left(\{\alpha\} + \frac{\partial[D]_e^{-1}}{\partial T}\{\sigma\}\right)$$

式(3.20)就是在弹性区内考虑材料性能依赖于温度的增量应力—应变关系式。

##### (2) 塑性区

假设材料的屈服函数为  $f(\sigma_x, \sigma_y, \dots)$ ，其值在温度  $T$ ，应变硬化指数  $K$  等条件下达到  $f_0(\sigma_y, T, K)$  时，材料开始发生屈服。即

$$f = f_0(\sigma_T(T), K(\varepsilon) \dots)$$

如果写成微分形式，则： $df = df_0$

$$\text{或写成, } \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \{d\sigma\} = \left( \frac{\partial f_0}{\partial \varepsilon_p} \right) \left\{ \frac{\partial K}{\partial \varepsilon_p} \right\}^T \{d\varepsilon_p\} + \frac{\partial f_0}{\partial T} dT \quad (3.21)$$

在塑性区内, 全应变增量可以分解为:

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon\}_p + \{d\varepsilon\}_e + \{d\varepsilon\}_r \quad (3.22)$$

根据流动法则, 有:

$$\{d\varepsilon\} = \lambda \left( \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right) \quad (3.23)$$

用式(3.18)~(3.23)消去  $\{d\varepsilon\}_e$ ,  $\{d\varepsilon\}_r$  得:

$$\lambda = \left[ \left\{ \frac{\partial K}{\partial \sigma} \right\}^T [D]_k \{d\varepsilon\} - \left\{ \frac{\partial K}{\partial \sigma} \right\}^T [D]_k \left( \{\alpha\} + \frac{\partial [D]_k^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} \right) dT - \frac{\partial f_0}{\partial T} dT \right] / S \quad (3.24)$$

$$\text{其中, } S = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} [D]_k \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} + \left\{ \frac{\partial f_0}{\partial K} \right\} \left\{ \frac{\partial K}{\partial \varepsilon_p} \right\}^T \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}$$

这样, 塑性区的应力—应变关系如下形式:

$$\{d\sigma\} = [D]_{ep} \{d\varepsilon\} - \left( [D]_{ep} \{\alpha\} - [D]_{ep} \frac{\partial [D]_k^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} - [D]_k \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial f_0}{\partial T} \right\} / S \right) dT \quad (3.25)$$

其中,  $[D]_{ep}$  为弹塑性矩阵,

$$[D]_{ep} = [D]_k - [D]_k \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D]_k / S$$

$$\text{令 } [D] = [D]_{ep},$$

$$\{C\} = \{C\}_{ep} = \left[ [D]_{ep} \{\alpha\} + [D]_{ep} \frac{\partial [D]_k^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} - [D]_k \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial f_0}{\partial T} \right\} / S \right]$$

$$\text{则有, } \{d\sigma\} = [D] \{d\varepsilon\} - \{C\} dT \quad (3.26)$$

塑性区的加载卸载由下式判定, 对于式(3.24)中的  $\lambda$ , 有三种情况:

$\lambda > 0$  加载过程;

$\lambda = 0$  中性过程;

$\lambda < 0$  卸载过程。

卸载时材料呈弹性行为, 应力—应变关系必须用式(3.20)。

### 3.3.2 单元刚度矩阵及等效节点载荷的形成

通过以上的分析，得到如下的应力—应变关系：

$$\{\sigma\} = [D]\{d\varepsilon\} - \{C\}dT \quad (3.27)$$

弹性区  $[D] = [D]_e$ ， $\{C\} = \{C\}_e$ ；

塑性区  $[D] = [D]_{ep}$ ， $\{C\} = \{C\}_{ep}$ ；

考虑构成整个物体的某一个单元，在时间  $\tau$  的温度  $T$ ，节点外力为  $\{dF\}^e$ ，节点位移  $\{\delta\}$ ，应变  $\{\varepsilon\}$ ，应力  $\{\sigma\}$ ；在时间  $\tau + d\tau$  时，分别为  $T + dT$ ， $\{F + dF\}^e$ ， $\{\delta + d\delta\}$ ， $\{\varepsilon + d\varepsilon\}$ ， $\{\sigma + d\sigma\}$ 。应用虚位移原理，可得：

$$\{d\delta\}^T \{F + dF\}^e = \iiint_{\Delta V} \{d\varepsilon\}^T \{\sigma + d\sigma\} dV \quad (3.28)$$

每个单元内的应变增量和单元节点位移增量有如下关系：

$$\{d\varepsilon\} = [B]\{d\delta\} \quad (3.29)$$

其中， $[B]$  为几何矩阵，它是单元节点坐标的函数。将式(3.27)和(3.29)代入式(3.28)，得：

$$\begin{aligned} \{d\delta\}^T \{F + dF\}^e &= \iiint_{\Delta V} \{d\delta\}^T [B]^T (\{\sigma\} + [D]\{d\varepsilon\} - \{C\}dT) dV \\ &= \{d\delta\}^T \iiint_{\Delta V} [B]^T (\{\sigma\} + [D]\{d\varepsilon\} - \{C\}dT) dV \end{aligned} \quad (3.30)$$

由于在  $\tau$  时刻物体处于平衡状态，所以

$$\{F\}^e = \iiint_{\Delta V} [B]^T \{\sigma\} dV$$

则式(3.30)应当为：

$$\{dF\}^e = \iiint_{\Delta V} [B]^T ([D]\{d\varepsilon\} - \{C\}dT) dV \quad (3.31)$$

或写成 
$$\{dF\}^e + \{dR\}^e = [K]^e \{d\delta\} \quad (3.32)$$

这里， $\{dR\}^e$  为温度引起的单元初应变等效节点力增量；

$[K]^e$  为单元刚度矩阵；

$$[K]^e = \iint_{\Delta V} [B]^T [D] [B] dV。$$

按单元是处于弹性还是塑性状态，分别代入不同的  $\{C\}$  和  $\{D\}$ ，形成单元等效节点载荷及刚度矩阵，然后置入总刚度矩阵  $[K]$  和总载荷向量  $\{dF\}$  中，便形成可求得整个节点位移的代数方程组：

$$[K]\{d\delta\} = \{dF\} \tag{3.33}$$

其中， $[K] = \sum [K]^e$ ， $\{dF\} = \sum (\{dF\}^e + \{dR\}^e)$

由于假定板坯在凝固过程中无外力作用，环绕每个节点的单元相应节点力是自相平衡力，即  $\sum \{dF\}^e$  可取为零，故有：

$$\{dF\} = \sum \{dR\}^e \tag{3.34}$$

解该代数方程组，求得节点位移后，便可求出单元的节点应力。

热—弹塑性的有限元求解过程为：首先把研究对象划分为有限个单元，然后逐步加上温度增量(板坯的温度场变化已求出)；每次加上温度增量后，由式(3.33)求得各节点的位移增量  $d\delta$ ，再根据式(3.29)求得各单元的应变增量  $\{d\epsilon\}$ ，最后根据式(3.27)便可求出各单元的应力增量  $\{d\sigma\}$ 。

本研究在进行热—弹塑性有限元分析时作以下假定：材料的屈服服从 Von-Mises 屈服准则，塑性区符合流变法则并显示出各向同性硬化，应力应变在微小的时间增量内呈线性变化。

### 3.4 热应力分析的基本方法

用有限元方法进行热应力分析的方法主要有三种<sup>[16]</sup>：

- (1) 在结构应力分析中直接定义节点的温度，适用于所有节点温度已知情况；
- (2) 间接法，即首先进行温度场分析，然后将求得的节点温度作为体载荷施加在结构应力分析中，适用于绝大多数问题的研究；
- (3) 直接法，即使用具有温度和位移自由度的耦合单元，同时得到温度场分析和结构应力分析的结果，适用于热与结构的耦合是双向的，即热分析影响结构应力分析，

同时结构变形又会影晌热分析情况<sup>[30]</sup>。

由于本研究首先对铸坯凝固过程作热力学分析，得到铸坯的温度场，计算凝固坯壳厚度，然后进行铸坯应力分析。所以采用第二种方法，即在 ANSYS 计算过程中，先由温度场分析将不同时刻的瞬态温度数据按节点号码预先存储在温度史文件中，在随后的热应力计算中从该温度史文件读取所存的温度数据，并将各个时刻的节点温度作为体载荷施加到结构应力分析中，从而实现热—弹塑性应力分析与计算，如图 3.2 所示。

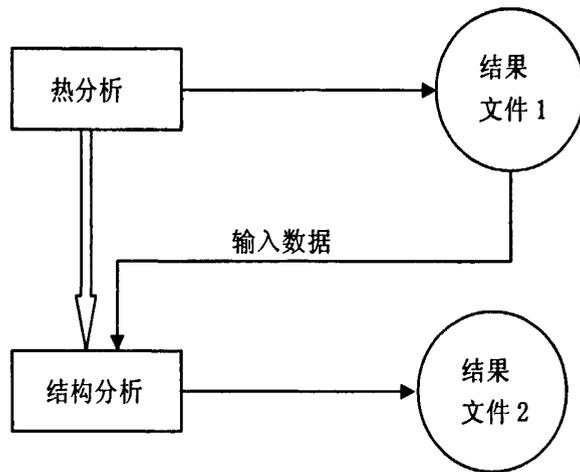
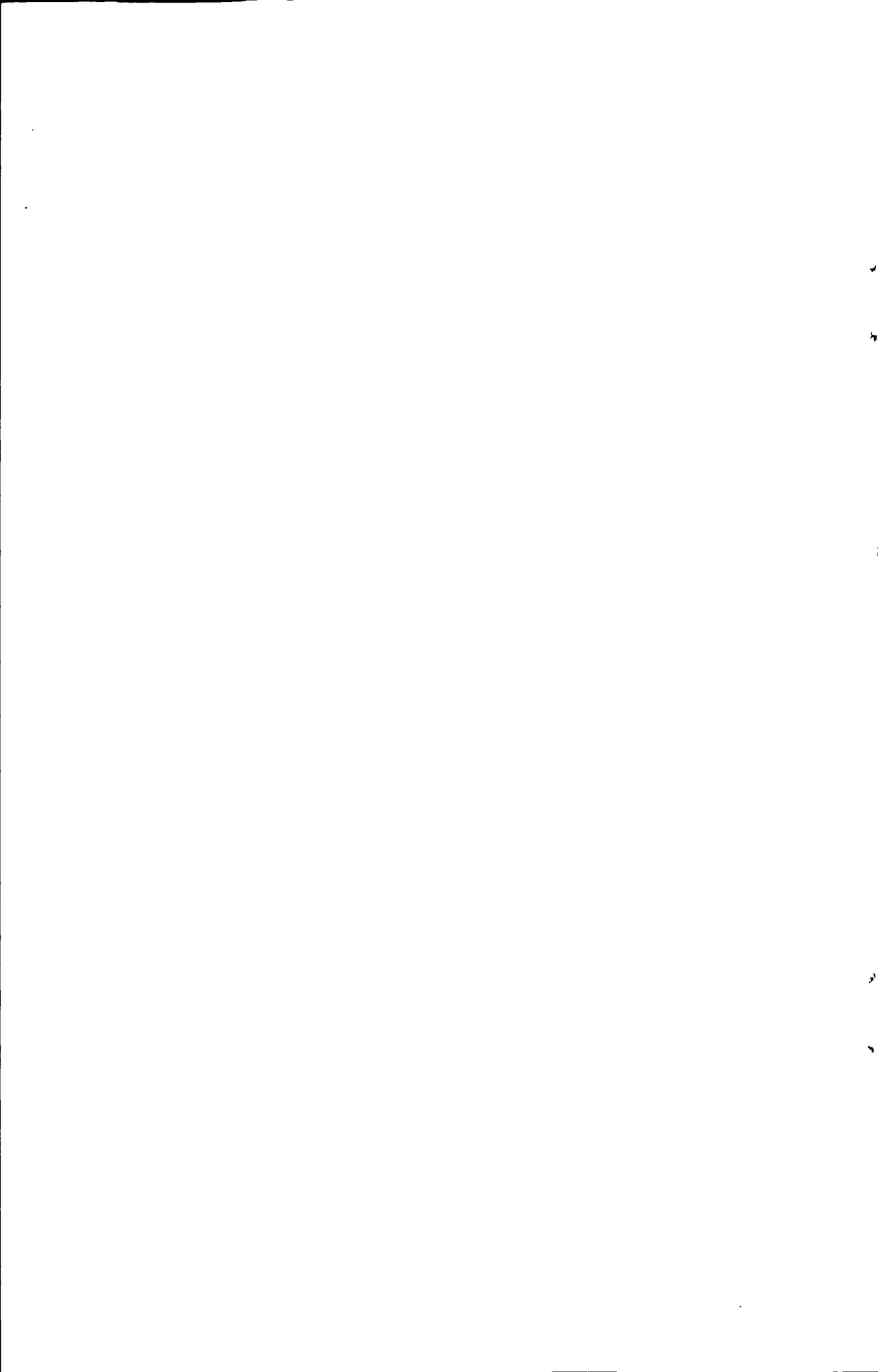


图 3.2 热—结构耦合分析流程图

Fig.3.2 Data flow for a sequential coupled-field analysis



## 第四章 连铸过程材料物性参数的选取

是否具备与连铸工况条件相近的材料物性参数，特别是高温下碳钢的高温力学参数，是影响连铸凝固过程数值模拟精度的一个重要因素。本章对模拟工作中各个材料物性参数的选取原则和确定方法加以阐述。

### 4.1 固相分率及固/液相线温度的确定

连铸结晶器内铸坯中液态钢水和固态坯壳共存，两相区的固相分率 $f_s$ 对铸坯的热物性参数和高温力学参数有很大影响。因此，必须确定两相区的温度范围及两相区内固相分率随温度变化关系。目前最常用的方法，是假设两相区内固相分率 $f_s$ 在液相线 $T_L$ 和固相线 $T_S$ 间作线性分布，即 $f_s$ 与温度 $T$ 呈线性关系<sup>[31]</sup>

$$f_s = \frac{T_L - T}{T_L - T_S} \quad (4.1)$$

式中， $T_L$ 和 $T_S$ 分别为液相线温度和固相线温度。

实际凝固过程中固相分率 $f_s$ 与温度 $T$ 之间是非线性关系<sup>[32]</sup>，在凝固初期，凝固速度很快，固相分率 $f_s$ 增加很快。随着温度降低， $f_s$ 增加速度缓慢，接近凝固终点固相线温度时， $f_s$ 增加的速度已经比较缓慢。也就是说，随着温度降低，固相分率随温度变化速率逐渐降低，而不是恒定值。

鉴于此，本研究选用固相率与温度 $T$ 的关系为(4.2)式<sup>[31, 33]</sup>

$$f_s = \sqrt{(T_L - T)/(T_L - T_S)} \quad (4.2)$$

对于铁基合金，计算液相线和固相线温度的关系式较多，本模型选用以下两式计算钢的液相线温度<sup>[34]</sup>和固相线温度<sup>[31]</sup>。

$$T_L = 1536 - [78.0(\%C) + 7.6(\%Si) + 4.9(\%Mn) + 34.4(\%P) + 38.0(\%S) + 4.7(\%Cu) + 4.1(\%Ni) + 1.3(\%Cr) + 4.6(\%Al)]$$

$$T_S = 1536 - [415.5(\%C) + 12.3(\%Si) + 6.8(\%Mn) + 124.5(\%P) + 184.9(\%S) + 4.3(\%Ni) + 1.4(\%Cr) + 4.1(\%Al)] \quad (\%C) < 0.5$$

本文所研究的包晶钢成分见下表。

表4.1 包晶钢成分表 /%  
Table 4.1 Composition of peritectic steel /%

元 素	C	Mn	P	S	Si
质量分数	0.09~0.12	1.1~1.5	≤0.014	≤0.004	0.22~0.29

根据表中的数据, 计算了模拟钢种的固/液相线温度。取成分中限计算得固/液相线温度为,  $T_L=1516\text{ }^\circ\text{C}$ ,  $T_S=1471\text{ }^\circ\text{C}$ 。

## 4.2 热力学参数的确定

### 4.2.1 导热系数

钢的导热系数与温度有关, 本模型中铸坯固相区导热系数采用下面关系式<sup>[35]</sup>:

$$k(T) = 18.4 + 9.6 \times 10^{-3} T \quad \text{W/m} \cdot ^\circ\text{C} \quad (4.3)$$

在结晶器区域铸坯液相穴内, 由于注流动能或电磁搅拌引起的钢水强制对流运动, 会加速钢水过热度的消除。所以对液相区经常采用等效导热系数, 其值比静止钢液导热系数放大了  $m$  倍, 即:

$$k_{eff} = m \cdot k(T) \quad (4.4)$$

其中  $m$  为 2~7 的经验常数, 本模型中,  $m=3$ <sup>[43]</sup>。

对于固液两相区, 由于树枝晶的影响削弱了钢水的对流运动, 所以两相区的等效导热系数介于固相和液相之间, 采用下面的关系式:

$$k_{eff} = [1 + (m-1)(1-f_s)^2] \cdot k(T) \quad (4.5)$$

其中, 固相率  $f_s$  采用二次幂是为了体现液相对流传热作用对两相区导热系数的影响随着固相率的增大而快速减小。式(4.5)也可作为整个铸坯导热系数的统一表达式, 对于固相区  $f_s=1$  该式就变为(4.3); 对于液相区  $f_s=0$ , 该式就变为(4.4)。

### 4.2.2 比热和凝固潜热

凝固传热计算的难点之一在于不断移动且释放潜热的液固相界的处理, 这是一个非线性问题, 对计算精度和收敛性有很大影响。关于凝固潜热, 各种文献提出了许多处理方法, 主要分为凝固前沿跟踪法(Front-Tracking method)和固定网格法(Fixed-Grid Method), Crank对此做了全面的综述<sup>[36]</sup>。

工程计算中主要采用固定网格法, 该方法的最大好处是计算域网格在数值求解过

程中保持不变。其中，等效比热法是一种简单可靠、应用广泛的固定网格法，其原理是通过在能量方程中定义等效比热  $C_{eff}$  来考虑凝固潜热的释放。凝固过程的能量方程可写成：

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = k \cdot \nabla^2 T + \dot{q} \quad (4.6)$$

式中， $C$  为比热， $\dot{q}$  为单位时间单位体积内释放的凝固潜热，可表示为：

$$\dot{q} = \rho L_f \frac{\partial f_s}{\partial t} = \rho L_f \frac{\partial f_s}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4.7)$$

将式(4.7)代入到式(4.6)可得：

$$\rho \left( C - L_f \frac{\partial f_s}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial t} = k \cdot \nabla^2 T \quad (4.8)$$

定义等效比热  $C_{eff}$

$$C_{eff} = C - L_f \frac{\partial f_s}{\partial T} \quad (4.9)$$

因此，有：

$$\rho C_{eff} \frac{\partial T}{\partial t} = k \nabla^2 T \quad (4.10)$$

由此可见，通过定义等效比热  $C_{eff}$ ，在保持能量方程形式不变的情况下就可考虑凝固潜热的释放。值得一提的是，根据式(4.7)，以上诸式  $f_s$  应该为体积固相分率，在此近似地用质量固相分率来代替。

本模型中，铸坯固相区和液相区的比热分别按照下式确定：

$$C_S = 550 + 9.52 \times 10^{-2} \cdot T \quad \text{J/kg} \cdot ^\circ\text{C} \quad (4.11)$$

$$C_L = 842 \quad \text{J/kg} \cdot ^\circ\text{C} \quad (4.12)$$

两相区等效比热按照下式确定：

$$C_{eff} = f_s C_S + (1 - f_s) \cdot C_L - L_f \cdot \frac{\partial f_s}{\partial T} \quad (4.13)$$

碳钢凝固过程中释放的凝固潜热  $L_f$  取为常数<sup>[37]</sup>，即：

$$L_f = 273000 \quad \text{J/kg} \cdot ^\circ\text{C} \quad (4.14)$$

式(4.13)也可以作为整个温度范围内铸坯比热的总表达式。

等效比热的剧烈变化使得温度场求解成为高度非线性问题。为了提高计算过程收敛性和计算结果精度，可在两相区温度范围内采用较小的时间步长，然而却导致计算

效率(求解速度)大大降低。在 ANSYS 软件中,利用其所具备的自适应时间步长控制技术,可以满足收敛和精度的前提下尽可能提高计算效率。

### 4.2.3 密度

铸坯在凝固过程中体积会发生变化,其密度与钢种、温度和相组织有关。由于密度的变化对温度场计算不显著,本模型中碳钢固态和液态密度值均为常数<sup>[38]</sup>:

$$\rho_s = 7400 \text{ kg/m}^3 \quad (4.15)$$

$$\rho_L = 7000 \text{ kg/m}^3 \quad (4.16)$$

式(4.17)为两相区密度,取固液密度的加权平均值。

$$\rho_{mushy} = f_s \cdot \rho_s + (1 - f_s) \cdot \rho_L \quad (4.17)$$

## 4.3 碳钢的基本力学参数

为计算坯壳的应力分布,必须知道钢在 800°C 至固相线温度之间的以下力学参数,弹性模量、泊松比以及热膨胀系数等。这些力学参数受多个变量影响,包括温度、应变率、温度历史、材料结构以及化学成分等,其中最重要的是温度和应变率。

### 4.3.1 弹性模量

弹性模量  $E$  和泊松比  $\mu$  是描述材料力学行为的两个参数。钢的弹性模量  $E$  随着温度提高而显著降低,同时它对应变率相当敏感。

本研究中,采用下式确定弹性模量<sup>[39]</sup>:

$$E = 31.46 - 0.02256T + 1.38 \times 10^{-6}T^2 \quad (4.18)$$

式中  $E$  为弹性模量, GPa;  $T$  为温度, °C。

式(4.18)所适用的温度范围是 900°C~ $T_s$  固相线温度。之所以选用该文献数据,不仅是因为其适用温度范围与铸坯在结晶器内的温度相当,而且是因为该数据考虑了蠕变效果的松弛数据,更接近于真实物理本质,与相关的弹塑性、蠕变或粘塑性本构关系相匹配,能够较好地模拟出连铸高温情况下铸坯的力学行为。

当温度处于 500°C~900°C 范围时,弹性模量与温度之间几乎呈线性关系,因此采用下面的线性回归公式:

$$E = 347.6525 - 0.350305T$$

利用该式确定的 900°C 下的弹性模量值与式(4.18)匹配,500°C 下的弹性模量值约 175GPa。

当温度降低到零强度温度以下时，铸坯才表现出一定的强度。因此，零强度温度以上的两相区以及液相区的弹性模量为零，然而在具体计算过程中，弹性模量却不能取精确的零值，否则将会出现奇异性。本研究中，当温度低于固相线温度  $T_S$  时，弹性模量按照式(4.18)确定，当温度高于固相线温度  $T_S$  时，弹性模量由固相线处的值逐步降低到零强度温度处，取其为一个极小值。

### 4.3.2 泊松比

钢在固相线以下时，其泊松比  $\mu$  受温度的影响不大，实验测得的泊松比  $\mu$  均在 0 与 0.5 之间。本模型中采用下式计算<sup>[39]</sup>：

$$\mu = 0.278 + 8.23 \times 10^{-5} T \tag{4.19}$$

### 4.3.3 热膨胀系数

在目前研究的坯壳收缩变形的数学模型中，由于计算时大多数将线性热膨胀系数  $\alpha$  视为只随温度变化的影响，不考虑相组织变化的影响，因此难以体现包晶相变所起的作用，本文根据包晶钢的凝固特点，参考包晶钢在凝固过程中热膨胀系数的变化，进行应力场模拟<sup>[6]</sup>。图(4.1)为碳钢的瞬时线性热膨胀系数曲线。

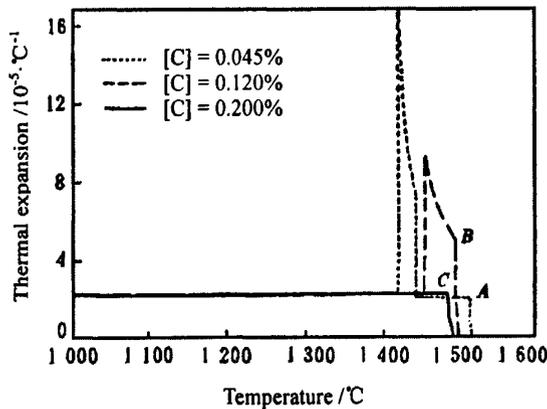


图 4.1 碳钢的瞬时线性热膨胀系数曲线

Fig 4.1 The variation of the thermal expansion by different carbon content

从图中可以看出，当  $[C]=0.045\%$  和  $[C]=0.12\%$  时，热膨胀系数都在一定温度区间发生突然变化。当  $[C]=0.045\%$  时，是因为钢液凝固后发生  $\delta$  相到  $\gamma$  相的转变，并随着比容的变化，使得热膨胀系数急剧上升；当  $[C]=0.12\%$  时，由于包晶反应，使得热膨胀系数在两相区发生突变。另外， $[C]=0.045\%$  的  $\delta$  相到  $\gamma$  相转变温度区间较窄，转变较快，因此热膨胀系数突变值较大。相比之下， $[C]=0.12\%$  的热膨胀系数的突变值要小一些。虽然如此，但由于后者的相变温度区间较宽，其热膨胀系数的温度区间也较宽。由此

可以推断，[C]=0.12%时发生的包晶相变对初生坯壳凝固收缩的影响将大于[C]=0.045%时发生的 $\delta$ 相到 $\gamma$ 相转变。

[C]=0.2%钢的热膨胀系数没有发生突变。这是因为，虽然也有包晶相变发生，但它只发生在某个温度水平上(约 1495°C)，故对热膨胀系数的影响很小。

根据文献<sup>[40]</sup>，将碳钢的热膨胀系数线性回归得到：

$$\alpha = (5.731 + 0.0076 \cdot T) \times 10^{-6} \quad (800^\circ\text{C} < T < 1200^\circ\text{C}) \quad (4.20)$$

模型中确定的包晶钢热膨胀系数如图(4.2)所示。

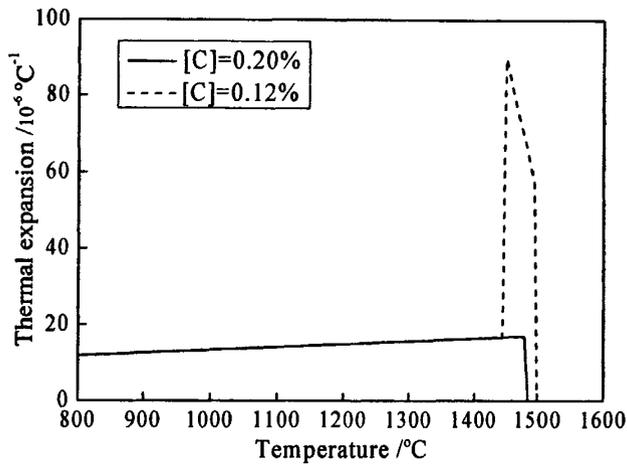


图 4.2 计算模型中碳钢线性热膨胀系数

Fig. 4.2 Thermal expansion in numerical simulation

为模拟包晶钢的凝固特点，本研究选取了[C]=0.20%的钢种进行对比，其他成分未发生变化，包晶反应对[C]=0.20%钢种的热膨胀系数影响很小，模型中两钢种的热膨胀系数如上图所示。

## 第五章 连铸结晶器内温度/应力场数值模拟

连铸坯生产是三维问题，为模拟铸坯凝固过程，Mizikar<sup>[41]</sup>提出使用薄片移动法，将三维问题转换成二维问题进行研究。薄片移动法是在移动坐标系中，沿垂直拉坯方向“切出”一铸坯薄片，该薄片从弯月面处开始，以拉速向下运动，直到拉坯结束。研究每一层薄片上的温度分布，即可确定整个铸坯内的温度分布，再根据温度场计算铸坯表面的应力分布。

本章以包晶钢宽板坯为研究对象，应用薄片移动法，研究不同宽度下，铸坯表面应力的分布规律。铸坯凝固过程如图(5.1)所示。

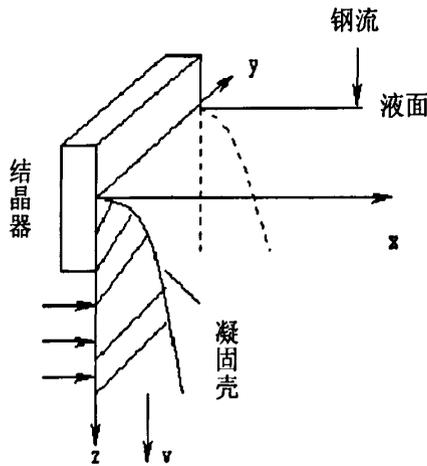


图 5.1 铸坯凝固示意图  
Fig. 5.1 Diagram of billet solidification

### 5.1 连铸坯温度场数值模拟

#### 5.1.1 基本假设

根据铸坯的对称性，取铸坯 1/4 横截面作为研究对象，建立数学模型，作如下假设<sup>[41-44]</sup>：

- (1) 与拉速相比，铸坯横向传热速度远大于纵向传热速度，因此忽略拉坯方向传热；
- (2) 拉速恒定时，连铸坯传热处于稳定状态；
- (3) 钢的物性参数仅与温度有关，与空间位置无关；

- (4) 钢的各相密度视为常量, 忽略凝固前沿的密度差;
- (5) 铸坯液芯内部的对流传热通过有效导热系数模拟;
- (6) 结晶器表面为绝热传热条件。

### 5.1.2 边界条件和初始条件

#### 5.1.2.1 铸坯对称面边界条件

根据铸坯的对称性, 对称边界是绝热边界条件, 即在垂直于对称面方向上热流密度为零,  $t \geq 0$  时,  $-K \frac{\partial T}{\partial n} = 0$ 。

#### 5.1.2.2 铸坯表面边界条件

铸坯表面的边界条件是第二类边界条件, 在铸坯表面上  $-K \frac{\partial T}{\partial n} = q_m$ ,  $q_m$  为结晶器内的热流密度。

本文利用热平衡法计算平均热流密度<sup>[45]</sup>, 即: 结晶器导出的热量=冷却水带走的热量, 得:

$$Q_w \rho_w C_w \Delta T = \bar{q}_m \times F$$

$$\text{即 } \bar{q}_m = Q_w \rho_w C_w \Delta T / F \tag{5.1}$$

式中:

$\bar{q}_m$ : 结晶器平均热流密度,  $W/m^2$ ;  $Q_w$ : 结晶器冷却水量,  $L/min$ ;

$\rho_w$ : 冷却水密度,  $kg/m^3$ ;  $C_w$ : 冷却水的比热,  $J/(kg \cdot ^\circ C)$ ;

$\Delta T$ : 结晶器内进出冷却水温度差,  $^\circ C$ ;

$F$ : 结晶器内与钢水接触的有效面积,  $m^2$ 。

结晶器所带走的热量与结晶器进出水量, 进出水的温差及铸机拉速等因素都有关, 不同的文献采用的公式不同。根据文献<sup>[3, 46]</sup>, 沿结晶器高度变化的瞬时热流密度可表示为:

$$q_m = 2688 - B\sqrt{t} \text{ KW/m}^2 \tag{5.2}$$

其中,  $B$  为常数,  $t$  为时间。利用上式平均热流可表示为:

$$\bar{q} = \frac{\int_0^t (2688 - B\sqrt{t}) dt}{t} \tag{5.3}$$

将由式(5.1)确定的平均热流代入式(5.3), 就可以确定常数  $B$ 。由此, 获得模拟浇

注条件下沿结晶器高度变化的瞬时热流。

$$q_m = 2688 - 343\sqrt{t} \quad \text{KW/m}^2 \quad (5.4)$$

由于铸坯角部是二维传热，其收缩量大于面部，所以铸坯表面与结晶器之间形成气隙且厚度不均匀。受气隙影响，铸坯表面热流量分布不均，参照前人的研究<sup>[47,48]</sup>，采用气隙换热修正模型：

$$h_g = h_r + \frac{K_g}{d} \quad (5.5)$$

$$q_g = h_g(T_{sur} - T_{am}) \quad (5.6)$$

式中： $h_g$  为气隙换热系数， $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ ；

$h_r$  为辐射换热系数，取  $150 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ ；

$K_g$  取  $0.054$ ， $\text{W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$ ；

$d$  为气隙厚度， $\text{m}$ ；

$q_g$  为气隙热流密度， $\text{W}/\text{m}^2$ ；

$T_{sur}$  为铸坯表面温度， $^\circ\text{C}$ ；

$T_{am}$  为气隙中环境温度，取其平均值为  $200^\circ\text{C}$ <sup>[23]</sup>。

### 5.1.2.3 初始条件

弯月面处铸坯温度均匀分布，各节点初始温度等于钢水浇注温度  $T_p$ ，即

$$T(x, y, t)|_{t=0} = T_p, \text{ 在模拟中, } T_p \text{ 为 } 1530 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

### 5.1.3 计算域网格划分

根据板坯的对称性，选取铸坯的 1/4 部分作为研究对象，采用四节点四边形等参单元进行网格划分。为了减少运算量，采用网格加密方法，对坯壳区域进行网格加密，这样既可以保证计算精度，又可以降低运算成本。网格划分结果如图 5.2)所示。

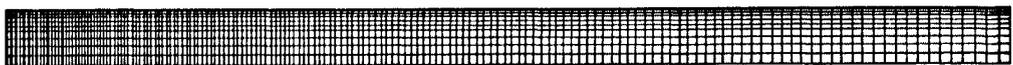


图 5.2 铸坯计算区域网格  
Fig. 5.2 Grid of billet simulating zone

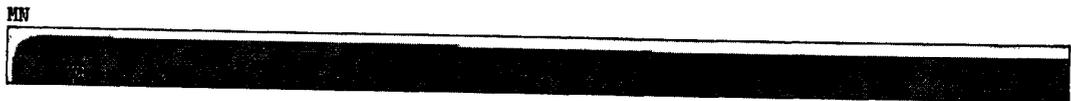
### 5.1.4 板坯温度场数值模拟结果

以[C]=0.12%的钢种为研究对象,对宽板坯进行温度场的模拟。本文模拟计算所对应的操作参数均来源于生产现场,见表 5.1。

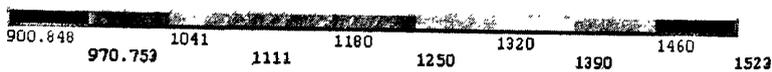
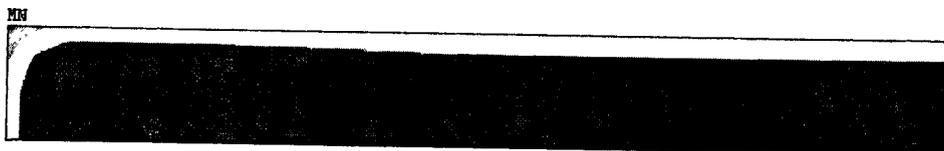
表5.1 铸坯几何尺寸及工艺操作参数  
Table 5.1 Slab geometry and process conditions

铸坯尺寸(mm×mm)	3200×150	弯月面距结晶器	
结晶器长度(mm)	900	顶部的距离(mm)	100
宽面冷却水流量(L/min)	6000	拉速(m/min)	1.0
窄面冷却水流量(L/min)	300	进出冷却水温差(°C)	7.6~8.5

图 5.3 为在以上工况下,铸坯出结晶器时横截面的温度分布。



(a) 整个铸坯横截面温度分布云图



(b) 铸坯角部放大温度分布云图

图 5.3 铸坯出结晶器时横截面温度分布

Fig. 5.3 Temperature contour on transverse section of slab at mold exit

图 5.3(a)为 3200mm×150mm 断面上,出结晶器时横截面的温度分布。由于铸坯尺寸较宽,温度梯度表示不够明显,故将铸坯角部及偏角部区域放大,如图 5.3(b)所示。从温度场可以看出,由于铸坯角部区域为二维传热,冷却强度最大,故铸坯最低温度出现在角部位置为 901°C。图 5.4 为结晶器出口处板坯凝固坯壳示意图。

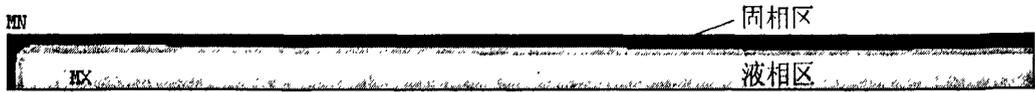


图 5.4 结晶器出口处凝固坯壳示意图

Fig. 5.4 Solidified shell on transverse section at mold exit

从图 5.4 可以看出，结晶器内主要以液相为主，两相区相对较小，凝固坯壳的厚度分布不均匀。在铸坯的宽面上，中心区域生成坯壳较厚，在偏角位置形成的坯壳较薄，这是因为铸坯角部区域，在凝固初期，由于二维传热凝固速率较快，随着凝固的进行，产生体积收缩，在角部形成气隙产生热阻，从而影响传热使热流减小，因此形成坯壳逐渐变薄。宽面中心处虽然为单向传热，但气隙对传热的影响与铸坯偏角部相比要小得多，故形成坯壳较厚。其中，在铸坯偏角部位置坯壳最薄，厚度为 15.1mm；宽面中心区域坯壳最厚，厚度为 22.0mm。在本次模拟工况下，根据平方根定律<sup>[49]</sup>，计算坯壳厚度应在 14.1mm~20.8mm 范围内，模拟结果与计算值基本吻合。

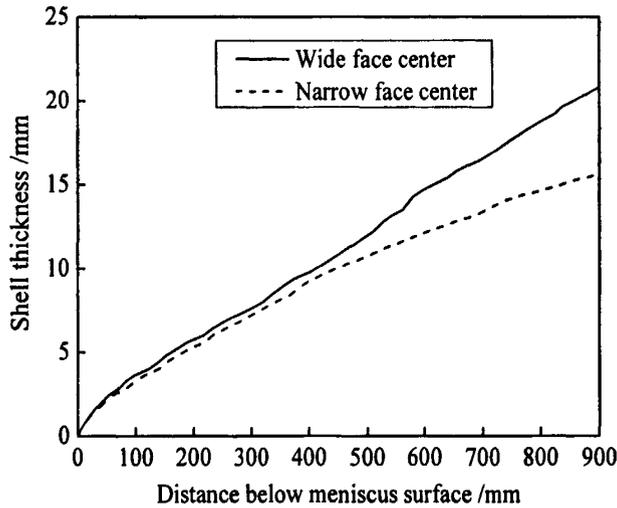


图 5.5 沿拉坯方向坯壳厚度分布

Fig. 5.5 Distribution of shell thickness along the casting direction

图 5.5 为铸坯宽面和窄面中心处坯壳沿拉坯方向变化曲线，在结晶器出口附近铸坯窄面中心处坯壳厚度增加幅度降低，这是因为窄面中心靠近角部位置，传热受气隙影响明显，热阻增加，使窄面中心坯壳厚度与宽面中心相比显著降低。

## 5.2 连铸坯应力场数值模拟

连铸坯的凝固过程不仅是传热过程，在铸坯冷却过程中，高温坯壳会受到外部机械力、钢水静压力和内部温度分布不均而产生的热应力以及在凝固过程中发生相变而产生的组织应力等力的综合作用。本研究将坯壳作为弹性体进行研究，以得到的温度场为基础，将热单元转换为相应的结构单元，将温度场作为温度载荷施加到模型中进行应力场模拟。

### 5.2.1 基本假设<sup>[50]</sup>

(1) 物体构造的连续性假设。假定组成物体的介质充满了该物体所占有的全部空间，中间没有任何空隙，是连续的密实体。

(2) 物体的完全弹性假设。假定除去引起物体变形的外力之后，物体能够完全恢复到未加此外力的原来形状，而没有任何残余变形(在温度不变的情况下)，并假定材料服从虎克定律，即应力与应变成为一一对应的线性关系。

(3) 物体的均匀性假设。假定整个物体是由同一种材料组成的。这一假设，使得整个物体每一部分都具有相同的物理性质，即弹性模量、泊松比等不随位置而变化。

(4) 物体的各向同性假设。假定物体的力学性质在各个方向上都是相同的。对于钢铁等由晶体组成的金属材料，尽管晶体本身表现出明显的各向异性，但是由于它们很微小并且是随机排列，所以在宏观表现上具有统计平均的效应，因此，它们基本上满足各向同性的特性，亦为实验证实。

### 5.2.2 板坯应力场模拟结果及分析

根据生产实践，包晶钢板坯缺陷以宽面上的纵裂纹为主。因此，在应力场的模拟中，主要对板坯宽面上的应力分布进行模拟研究。几何模型方向如图 5.6 所示：X 方向为铸坯宽度方向，Y 方向为铸坯厚度方向，-Z 方向为拉坯方向。

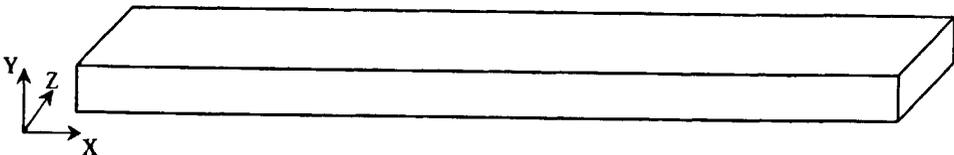


图 5.6 几何模型方向示意图

Fig. 5.6 Direction of geometry model

三维应力空间中，一点的应力状态用九个分量表示，即三个正应力和六个剪切应

力。这九个分量的大小不仅与该点的受力大小有关，而且也与 X, Y, Z 坐标轴的方向有关。在应力场分析中，用九个应力分量来表示应力状态不方便直观，经常采用主应力来描述一点的应力状态。对于空间任意一点，必然存在唯一的三个主方向，在与此方向垂直的平面上没有剪应力，该面上的正应力就是主应力。这样，一点的应力状态就只需要三个正应力就可以直观地描述了。由于本文是针对超宽板坯表面纵裂的研究，因此选取节点上沿宽度方向的正应力进行数值模拟。

### 5.2.2.1 包晶反应条件下铸坯应力场数值模拟

为了体现包晶反应凝固特点，对[C]=0.12%和[C]=0.20%两个钢种进行模拟研究，其中包晶反应对[C]=0.20%钢种的热膨胀系数影响很小，模型中两钢种的热膨胀系数变化如图 4.2 所示，模拟铸坯的断面尺寸为 3200mm×150mm。

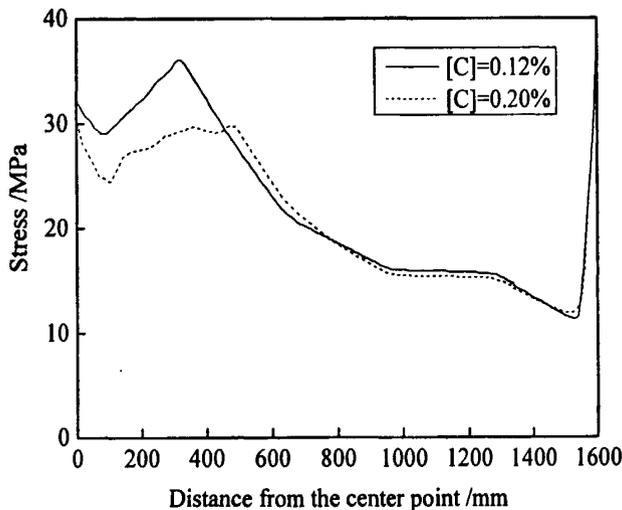


图 5.7 板坯宽面上应力分布曲线

Fig. 5.7 Stress on the wide surface of the slab

图 5.7 为计算得到的结晶器出口处，3200mm×150mm 板坯宽面上从中心到角部的应力变化曲线。两条曲线分别代表了[C]=0.12%和[C]=0.20%的两个钢种。从图中可以看出，对于 3200mm 宽板坯，在中心区域及角部位置的应力值偏大，其中在距宽面中心 400mm 范围内，应力值增大并达到极值，然后减小，变化平稳，在角部位置急剧增加。这是因为板坯中心区域在弯月面附近，坯壳生长迅速，发生  $\delta_{Fe} \rightarrow \gamma_{Fe}$  转变，伴随着较大的体积收缩。随着凝固的进行，在坯壳所受应力和自身几何形状的限制等因素的影响，使铸坯的中心区域某些位置产生向内凹陷，在凝固过程中热流变化明显，因此使板坯的中心区域应力值偏大。在角部位置由于二维传热的影响，凝固初期温度迅速降低并产生体积收缩，凝固后期在偏角区和铸坯窄面温度下降趋势变缓，气隙平稳，但角部依然是整个铸坯断面上温度最低位置，受以上因素影响，使角部应力较大。

通过曲线 A 与曲线 B 的对比可以看出,在铸坯表面上,两钢种的应力变化趋势基本相同。在包晶反应的条件下,铸坯表面上应力值在铸坯中心区域明显高于非包晶转变的钢种。其中 A 曲线的应力极值出现在距宽面中心 315mm 处,为 36.2MPa;而 B 曲线的应力极值出现在宽面中心为 30.1MPa。这是因为包晶钢在凝固过程中,由于包晶相变的影响产生 0.38% 体积收缩<sup>[51]</sup>,而板坯中心区域在包晶反应温度区间停留时间较长,包晶反应现象更加明显,因此,应力值在铸坯中心区域变化较大。

通过以上分析,对于断面尺寸为 3200mm×150mm 的包晶钢板坯,在距中心 400mm 范围和铸坯的角部位置应力值偏大,因此可以判断在此区域容易发生板坯裂纹。另外根据包晶钢自身的凝固特点,与未发生包晶反应的钢种相比,更容易在板坯中心区域形成表面纵裂缺陷。

### 5.2.2.2 铸坯断面尺寸对铸坯应力场的影响

在生产实践中发现,铸坯断面尺寸对坯壳表面应力分布有显著影响,因此本文通过对不同断面下铸坯应力场的模拟,分析铸坯几何形状对板坯裂纹的影响规律。在已经模拟的包晶钢板坯(3200mm×150mm)应力场的基础上,模拟 3100mm×150mm, 2570mm×150mm, 2100mm×150mm, 1800mm×150mm, 共五个断面尺寸下铸坯表面的应力分布,含碳量均为[C]=0.12%,其他工艺操作参数不变。模拟方法依然采用热/力耦合的方法,即先对铸坯温度场进行模拟,再改变单元类型,计算铸坯应力场。计算结果如图 5.8~5.11 所示。

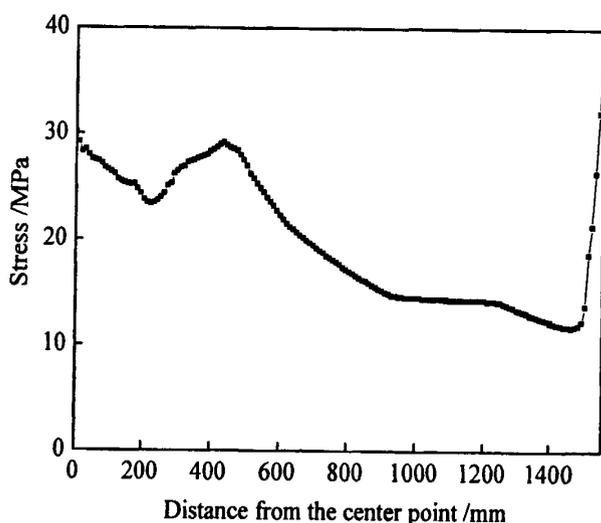


图 5.8 3100mm 宽板坯宽面上应力分布

Fig. 5.8 Stress on wide surface of 3100mm width slab

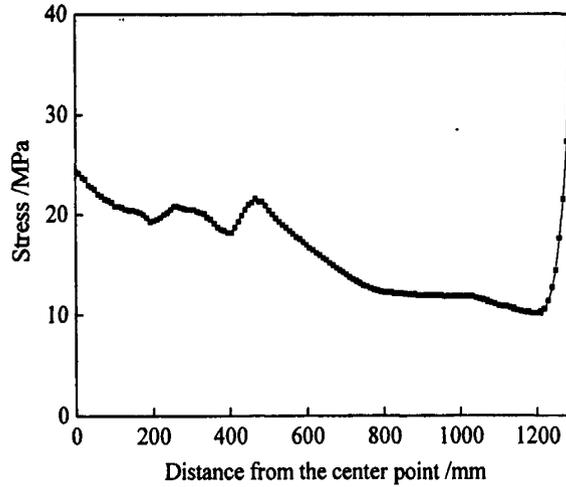


图 5.9 2570mm 宽板坯宽面上应力分布

Fig. 5.9 Stress on wide surface of 2570mm width slab

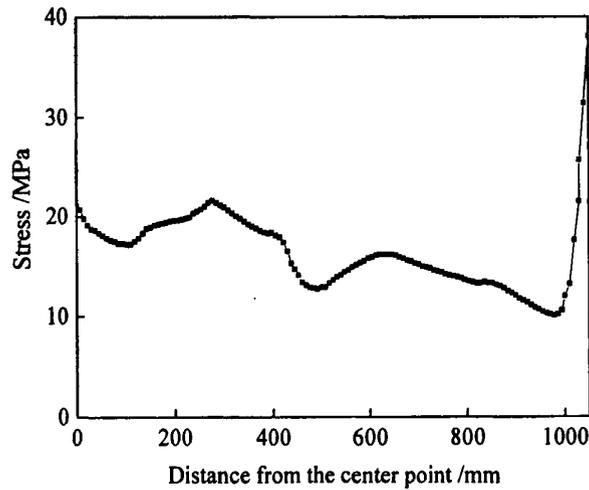


图 5.10 2100mm 宽板坯宽面上应力分布

Fig. 5.10 Stress on wide surface of 2100mm width slab

图 5.8~5.11 为不同断面尺寸下，在结晶器出口位置，铸坯表面上从宽面中心到角部的应力分布曲线。其中 3100mm 宽铸坯与 3200mm 宽铸坯表面的应力分布趋势基本一致，都是中心区域应力值较高，然后逐渐降低，降低幅度较大，在 15MPa 以上。而随着宽度减小，这种应力梯度也逐渐变小，在 1800mm 宽铸坯上，这种在宽面上应力的差别仅为 8MPa。这就说明随着板坯宽度的增加，在铸坯中心区域的应力值增大，因此形成裂纹的趋势也增大。并且 1800mm 宽铸坯表面应力变化均匀，起伏较小(如图 5.11)，因此可以判断，在相同工况下，断面尺寸为 1800mm×150mm 铸坯的表面质量最好。另外，由于铸坯角部位置受二维传热，冷却强度大，应力值始终处于较高的状态，因此角部裂纹和漏钢也是铸坯的重要缺陷。

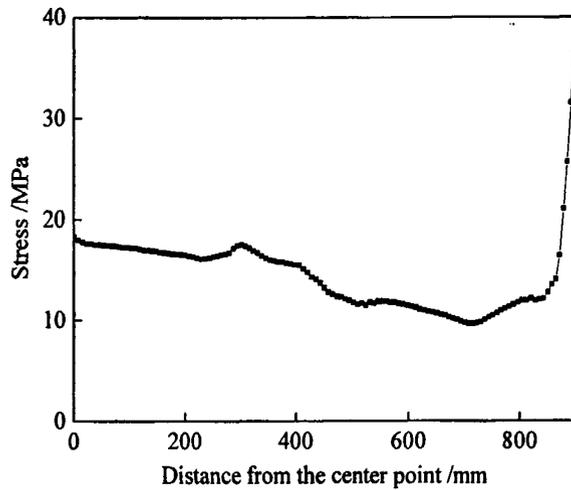


图 5.11 1800mm 宽板坯宽面上应力分布

Fig. 5.11 Stress on wide surface of 1800mm width slab

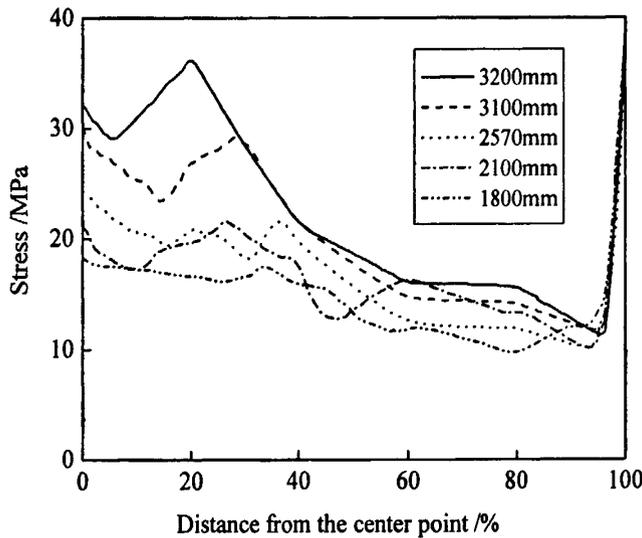


图 5.12 不同宽度板坯宽面上应力分布

Fig. 5.12 Stress on wide surface with different width of slab

不同断面尺寸下，铸坯宽面上从中心到角部位置的应力分布，如图 5.12 所示。

从整体上看，不同断面尺寸的板坯，表面应力分布的趋势是基本一致的。都是在铸坯宽面中心附近应力值较大，然后逐渐减小，在靠近角部位置急剧上升。但是随着板坯宽度的改变，在铸坯宽面上的应力极值及其发生位置也要发生改变，其中 3200mm 宽铸坯宽面上的应力极值出现在距宽面中心 19%宽度的位置，为 36.2MPa；3100mm 宽铸坯宽面应力极值出现在距中心 29%宽度的位置，为 29.1MPa；2570mm 宽铸坯宽面应力最大值出现在宽面中心，为 24.4MPa，然后波动变化，并在距中心 36%宽度位置达到 21.5MPa；2100mm 宽铸坯宽面上的应力极值出现在距中心 27%宽度位置，为

21.1MPa; 1800mm 宽铸在宽面上应力分布比较均匀, 在距中心 40%宽度范围内应力值较大, 在 16~18MPa 之间变化, 然后逐渐减小。可见不同宽度下铸坯表面的应力极值随着宽度变化而改变。板坯表面裂纹的分布和应力分布是一致的, 因此, 3100mm 和 3200mm 宽铸坯中心区域裂纹敏感性要明显高于其他宽度铸坯。对于不同宽度的板坯, 随着宽度的增加, 裂纹敏感区域向宽面中心移动。

从图 5.12 可以看出, 不同的断面尺寸铸坯同一位置的应力值却有比较大的差别, 为了便于比较铸坯断面尺寸对铸坯表面应力的影响, 取不同断面铸坯同一位置的应力值进行比较, 如图 5.13 所示。

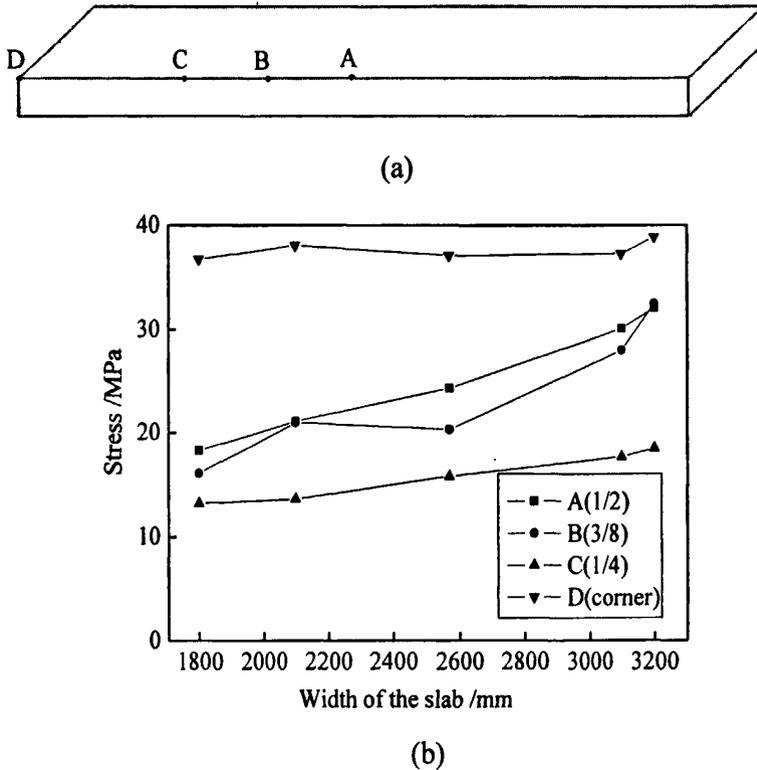


图 5.13 板坯宽度对铸坯表面应力的影响

Fig. 5.13 Comparison of the thermal stress with different width of slab

图 5.13(a)中 A、B、C、D 四个点分别代表整个铸坯宽面 1/2、3/8、1/4 和角部四个位置。图 5.13(b)为在 A、B、C、D 四个位置上, 铸坯表面的应力值随铸坯宽度变化曲线。从图中可以看出, 除了铸坯角部, 在宽面上, 随着板坯宽度的增加, 铸坯表面的应力值增大, 其中, 铸坯宽面中心(曲线 A)与 3/8 处(曲线 B), 增加幅度更加明显。因此可以判断, 铸坯宽度越大, 越容易在板坯的宽面中心区域形成裂纹。在铸坯角部位置, 应力值随板坯宽度变化不明显。

### 5.2.2.3 拉速对铸坯应力分布的影响

模拟断面尺寸为 3200mm×150mm 铸坯在 1530℃ 的浇注温度下，不同拉坯速度对铸坯表面应力分布的影响，如图 5.14 所示。

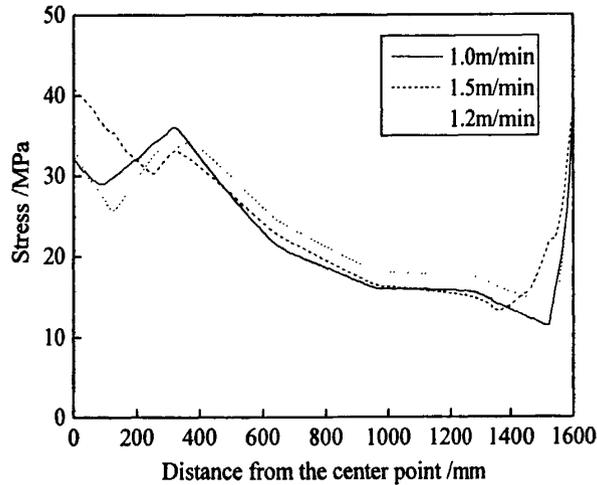


图 5.14 拉速对铸坯表面应力的影响(150mm×3200mm)  
Fig. 5.14 Comparison of stress with different casting speed

图 5.14 为分别在拉速为 1.0m/min, 1.2m/min 和 1.5m/min 条件下，在结晶器出口处，铸坯宽面中心到角部的应力分布曲线。从图中可以看出，将拉速提高到 1.2m/min 时，在距中心 400mm 范围内，铸坯表面应力值降低，虽然在接下来到角部之间的位置，应力值略有升高，但是这些位置的表面应力原本就相对较低。因此将拉速提高到 1.2m/min，使铸坯中心区域应力降低，有利于减小铸坯中心区域裂纹的形成。当拉速为 1.5m/min 时，生成的凝固坯壳较薄，在坯壳最薄处，仅有 11mm，容易造成漏钢的危险。因此需要增加冷却强度，增加坯壳厚度。在模拟中，采用增加冷却水量的方法，将宽面冷却水量由 6000L/min 增加到 6800L/min，使偏角部坯壳达到了 14.2mm，此时计算坯壳应力(如图 5.14)，从铸坯中心到角部，应力分布呈先降低后升高的趋势，并且在铸坯中心 200mm 范围内，应力值明显高于低拉速铸坯这一位置的应力。因此将拉速提高到 1.5m/min，铸坯中心区域形成裂纹的趋势增加。

### 5.2.2.4 过热度对铸坯应力分布的影响

模拟断面尺寸 3200mm×150mm 铸坯分别在 1530℃ 和 1540℃ 浇注温度下，在结晶器出口处铸坯表面的应力分布。过热度分别为约 15℃ 和 25℃，拉速均为 1.0m/min，如图 5.15 所示。

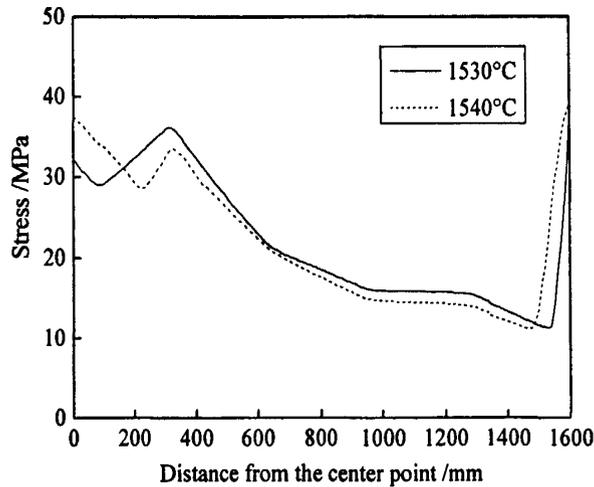


图 5.15 过热度对铸坯表面应力的影响(150mm×3200mm)

Fig. 5.15 Comparison of the thermal stress with different superheat degree

从图 5.15 中可以看出，提高钢水过热度对铸坯中心区域的应力影响明显。在距宽面中心 200mm 的范围内，过热度提高，应力值增大，并且随着过热度的增加，铸坯宽面上的应力极值向宽面中心移动，这就增加了宽面中心附近形成裂纹的趋势。在距中心 200mm~1500mm 范围内，随着过热度提高，应力值有所降低，角部区域应力值增大。因此，提高钢水过热度，铸坯中心区域以及角部位置裂纹敏感性增强，对于在宽面中心附近裂纹比较严重的板坯，应适当降低钢水过热度，来提高铸坯质量。

5.2.2.5 冷却强度对铸坯应力分布的影响

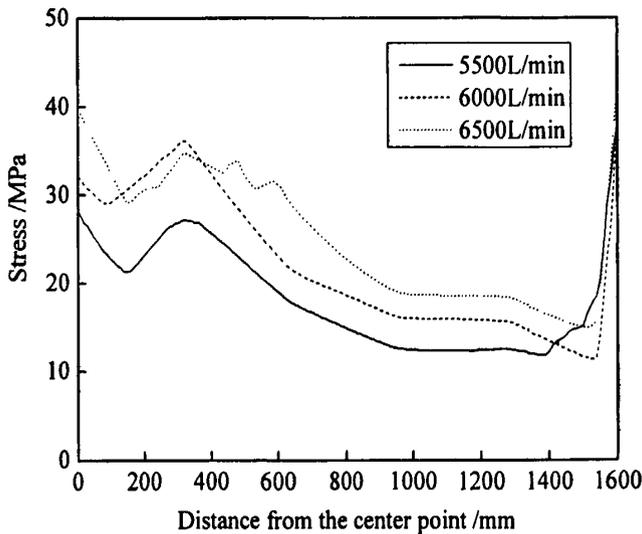


图 5.16 冷却强度对铸坯表面应力的影响(150mm×3200mm)

Fig. 5.16 Comparison of the thermal stress with different cooling intensity

模拟断面尺寸 3200mm×150mm 铸坯，浇注温度为 1530°C，拉速为 1.0m/min，在不同的冷却强度下，计算在结晶器出口处，铸坯表面上的应力分布，如图 5.16 所示。

研究中,通过改变冷却水量来改变结晶器对钢水的冷却强度,结晶器内宽面冷却水量分别为 5500L/min, 6000L/min, 6500L/min。从图中可以看出,冷却水量的变化对铸坯表面应力变化影响明显,从整体上看,随着冷却水量的增加,铸坯表面的应力值有增大的趋势。当冷却水量为 5500L/min 时,铸坯表面应力值减小,只有在距离角部 180mm 位置,应力值增加,这说明降低冷却水量,使铸坯表面的应力值降低,有助于减少铸坯表面裂纹的发生,但同时随着冷却强度的降低,形成的坯壳变薄,平均坯壳厚度降低 1~2mm,而且在角部附近的应力值增大,这就增加了角部裂纹和漏钢的危险。当冷却水量增加到 6500L/min 时,铸坯表面应力值增大,在距宽面中心 590mm 的范围内,应力值偏大,其中宽面中心的应力值达到了 39.5MPa。这说明,当冷却水量增加到 6500L/min,与冷却水量为 6000L/min 相比,不但在宽面中心附近应力值更大,而且宽面上应力值较大的区域也会变大,因此当冷却水量达到 6500L/min,更容易产生表面裂纹,而且容易出现裂纹的区域也在扩大。

## 第六章 结论

根据生产实践,包晶钢连铸板坯表面纵裂已成为影响铸坯质量的主要缺陷之一。本研究针对包晶钢凝固特点,对包晶钢宽板坯表面应力进行数值模拟研究,分析了铸坯断面尺寸与工艺参数对铸坯表面应力分布的影响,得到如下结论:

(1) 在结晶器出口处,坯壳厚度分布不均,在铸坯的宽面上,中心区域附近生成坯壳较厚,超过 20mm,在铸坯偏角部位置形成的坯壳较薄,为 15mm 左右。

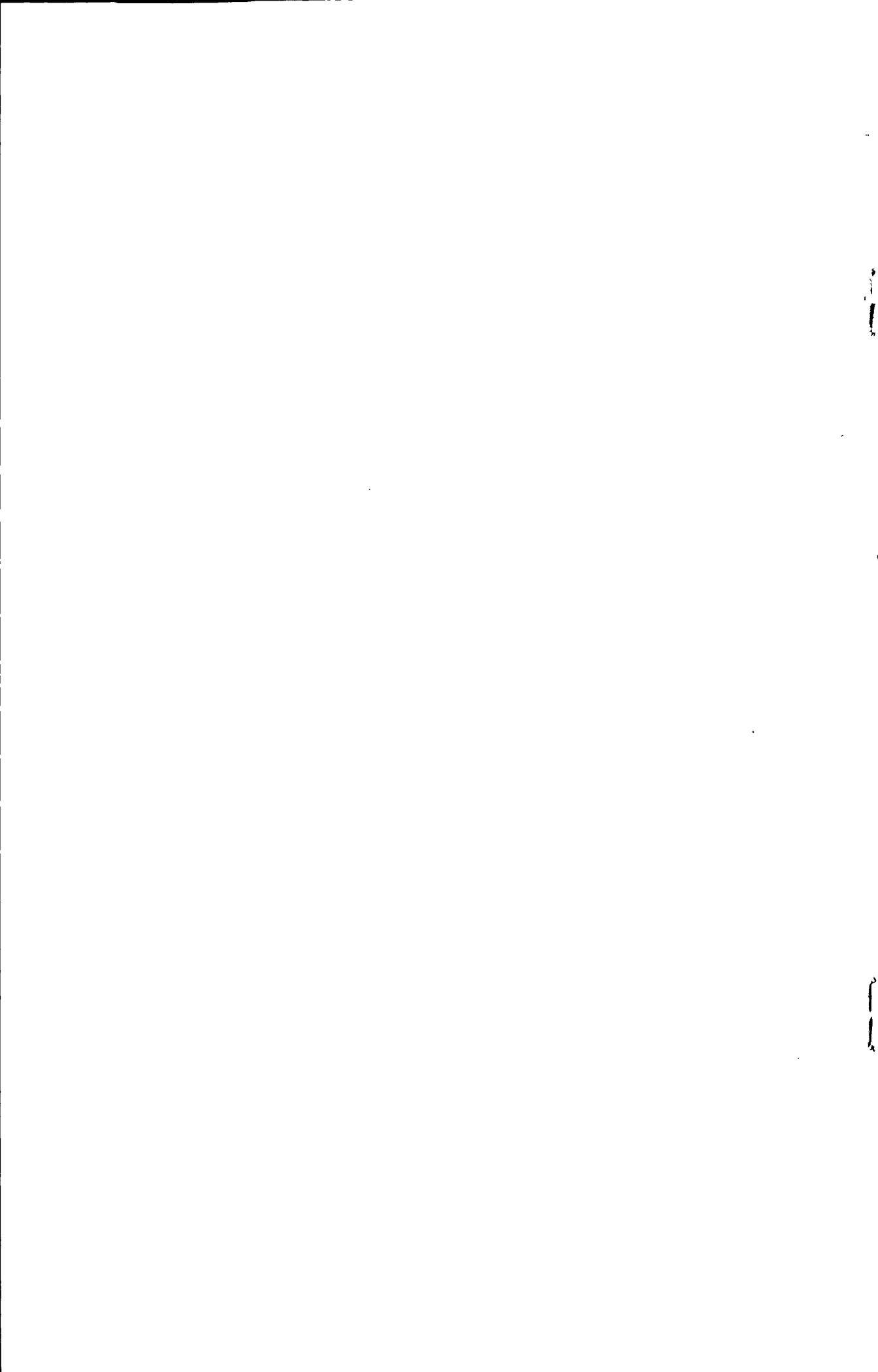
(2) 由于包晶反应,使热膨胀系数在两相区发生突变,因此包晶钢板坯表面应力值在铸坯中心区域明显高于非包晶转变的钢种。

(3) 包晶钢板坯连铸,随着铸坯宽度的增加,表面应力增大,其中在宽面中心区域变化更加明显。因此,板坯宽度越宽,越容易在板坯宽面中心区域形成表面纵裂缺陷。

(4) 拉坯速度对超宽板坯表面应力影响明显。对于断面尺寸为 3200mm×150mm 板坯,将拉速由 1.0m/min 提高到 1.2m/min,铸坯中心区域应力值减小,有利于降低铸坯宽面中心区域裂纹的形成,但当继续提高拉速到 1.5m/min,在距宽面中心 200mm 范围内,应力值增大,使铸坯宽面中心区域形成裂纹的几率增加。

(5) 提高钢水过热度,铸坯宽面中心区域应力增加。断面尺寸为 3200mm×150mm 板坯,当钢水过热度由 15℃ 提高到 25℃,铸坯宽面上应力极值点向中心移动,使宽面中心附近裂纹趋势增加。

(6) 随着冷却强度的增加,铸坯表面的应力增大。断面尺寸为 3200mm×150mm 铸坯,当冷却水量由 6000L/min 降低到 5500L/min,铸坯表面应力值降低,有利于减少铸坯表面纵裂的形成,但角部应力增大,同时坯壳厚度降低,增加了角部裂纹及漏钢的危险。



## 参考文献

1. 干勇, 仇圣桃, 萧泽强. 连续铸钢过程数学物理模拟[M], 北京: 冶金工业出版社, 2001.
2. 朱苗勇. 现代冶金学[M], 北京: 冶金工业出版社, 2005.
3. 蔡开科, 程士富. 连续铸钢原理与工艺[M], 北京: 冶金工业出版社, 1994.
4. 王雅贞, 张岩, 刘术国. 新编连续铸钢工艺及设备[M], 北京: 冶金工业出版社, 1999.
5. 李慧. 钢铁冶金概论[M], 北京: 冶金工业出版社, 1995.
6. 荆德君, 刘中柱, 蔡开科. 包晶相变对连铸坯初生坯壳凝固收缩的影响[J], 钢铁研究学报, 1999, 11(3): 9-11.
7. 汪洪峰, 姜加和, 江中块. 包晶钢连铸板坯表面质量的控制[J], 冶金丛刊, 2004, 150(2): 1-3.
8. T. Emi, H. Fredriksson. High-speed continuous casting of peritectic carbon steels [J], Materials Science and Engineering, 2005, A413-414: 2-9.
9. 朱志远. 板坯连铸结晶器平均热流影响因素及控制范围研究[C], 中国钢铁年会论文集, 中国金属学会主办, 2001.
10. 朱志远, 王万军. 耐候钢板坯表面纵裂分析[J], 连铸, 2001, 117(4): 29-31.
11. 喻淑仁. 冶金过程数学模型[M], 北京: 冶金工业出版社, 1996.
12. 冯翔宇, 杨体绍, 张苏云等. 中厚板材表面纵裂纹成因分析[J], 理化检验-物理分册, 2004, 40(11): 569-572.
13. 王国强. 实用工程数值模拟技术及其在 ANSYS 上的实践[M], 西安: 西北工业大学出版社, 2001.
14. 王勳成. 有限单元法[M], 北京: 清华大学出版社, 2003.
15. 黄国权. 有限元法基础及 ANSYS 应用[M], 北京: 机械工业出版社, 2004.
16. 美国 ANSYS 公司北京办事处. ANSYS 热分析指南[M].
17. A. Grill, J. K. Brimacombe, F. Weinberg. Mathematical analysis of stress in continuous casting of steel [J], Ironmaking and Steelmaking, 1976, 3(1): 38-47.
18. K. Sorimachi, J. K. Brimacombe. Improvements in mathematical modeling of stresses in continuous casting of steel [J], Ironmaking and Steelmaking, 1977, 4(4): 240-245.

19. A. Marcandalli, C. Mapelli, W. Nicodemi. A thermomechanical model for simulation of carbon steel solidification in mould in continuous casting [J], *Ironmaking and Steelmaking*, 2003, 30(4): 265-272.
20. 严波, 文光华, 张培源. 薄板坯连铸结晶器内凝固坯壳的数值分析[J], *应用力学学报*, 1998, 15(4): 43-48.
21. 王恩刚, 赫翼成, 杨泽宽等. 气隙对连铸坯应力分布影响的有限元数值模拟[J], *钢铁*, 1999, 34(7): 25-28.
22. 荆德君, 蔡开科. 连铸结晶器内铸坯温度场和应力场耦合过程数值模拟[J], *北京科技大学学报*, 2000, 22(5): 417-421.
23. 张炯明, 张立, 杨会涛等. 板坯结晶器钢水凝固的数值模拟[J], *北京科技大学学报*, 2004, 26(2): 130-134.
24. 张家泉, 崔立新, 陈志平等. 板坯连铸结晶器内温度/应力耦合模型[J], *北京科技大学学报*, 2004, 26(4): 373-376.
25. 刘新, 赵连刚, 张富强. 高拉速条件下板坯连铸结晶器铜板温度场研究[J], *重型机械*, 2000, 10(6): 13-15.
26. 刘立文. 有限元法在连铸工艺中的应用[D], 钢铁研究总院, 2000.
27. 李景湧. 有限元法[M], 北京: 北京邮电大学出版社, 1999.
28. J. Goldak. Coupling heat transfer, microstructure evolution and thermal stress analysis in weld mechanics [C], *Mechanical Effects in Welding*. L. Karlsson, L.E. Lindgren and M. Jonsson Eds. Springer-Verlag, New York, 1992.
29. 程正兴, 李水根. 数值逼近与常微分方程数值解[M], 西安: 西安交通大学出版社, 2001.
30. Dong B. Y, Hong J. K, Tsal C. L. Finite Element Modeling of Residual Stresses in Austenitic Stainless Steel Pipe Girth Welds [J], *Welding Journal*. 1997, 17(10): 442-449.
31. 杨全, 张真. 金属凝固与铸造过程数值模拟[M], 浙江: 浙江大学出版社, 1996.
32. G. Xia, R. Martinelli, Ch. Furst and H. Preblinger. Mathematical Simulation of Steel Shell Formation in Slab Casting [J], *CCC, Linz/Austria, Innovation Session*, 1998, 6(5): 1-10.
33. 荆涛. 凝固过程数值模拟[M], 北京: 电子工业出版社, 2002.
34. 日本鉄鋼協会編. 鋼便覧 I 基礎[M], 东京: 丸善, 第3版, 1981.

35. 荆德君. 连铸结晶器内钢水凝固过程热和应力状态数值模拟研究[D], 北京: 北京科技大学, 2001.
36. J. Crank. *Fress and Moving Boundary Problems* [M], Claredon Press, Oxford, 1984.
37. 美国 ANSYS 公司北京办事处. ANSYS 耦合场分析指南[M], 2000.
38. 蔡开科. 连续铸钢[M], 北京: 科学出版社, 1991.
39. 兰岳光. 连铸坯内部质量研究及温度应力场数值模拟[D], 沈阳: 东北大学, 2003.
40. 陈家祥. 连续铸钢手册[M], 北京: 冶金工业出版社, 1991.
41. E. A. Mizikar. Mathematical heat transfer model for solidification of continuously cast steel slabs [J], *Trans. Met. Soc, AIME*, 1967, 23(9): 1747-1753.
42. V. R. Voller, C. R. Swaminathan. Fixed grid techniques for phase change problems: a review [J], *Int. J. Num. Meth. Eng.*, 1990, 30(8): 875-898.
43. S. K. Choudhary, D. Mazumdar, A. Ghosh. Mathematical modeling of heat transfer phenomena in continuous casting of steel [J], *ISIJ Int.* 1993, 33(7): 764-774.
44. D. Mazumdar. A consideration about the concept of effective thermal conductivity in continuous casting [J], *ISIJ Int.*, 1989, 29(6): 524-528.
45. 闫小林. 连铸过程原理及数值模拟[M], 石家庄: 河北科学技术出版社, 2001.
46. 陈雷. 连续铸钢[M], 北京: 冶金工业出版社, 1994.
47. A. Grill, K. Sorimachi, J. K. Brimacombe. Heat flow, gap formatting and break-outs in the continuous casting of steel slabs [J], *Metal. Trans.*, 1976, 7B (2): 177-189.
48. A. Moitra. Thermo-mechanical model of Steel Shell Behavior in Continuous Slab Casting [D], Thesis of University of Illinois at Urbana-Champaign, 1993.
49. 史宸兴. 实用连铸冶金技术[M], 北京: 冶金工业出版社. 1998.
50. 王恩刚. 结晶器内铸坯热/力行为的有限元数值模拟研究[D], 沈阳: 东北大学, 1998.
51. 卢盛意. 连铸板坯包晶钢的纵裂问题[J], *连铸*, 2003, 152(6): 22-23.



## 致 谢

本论文是在导师陈敏副教授的悉心指导下完成的。从选题一直到最终论文完成的整个过程中我一直都能感受到导师的关怀和帮助。导师治学严谨的作风，对问题细致入微、对科学一丝不苟的工作态度给了我莫大的熏陶和启迪。最重要的是，从导师的言传身教中我学到了许多知识和做人的道理。这些在以后的工作、生活中将是我宝贵的财富。在本文即将结束之际我衷心向老师致以诚挚地谢意，感谢导师两年来在学习和生活上给予的细心指导和无私的关怀，同时也为能够成为您的学生而感到自豪。

硕士期间，于景坤教授和王楠副教授给了我很多有益的指导，提出了很多宝贵的意见，在此向于景坤老师和王楠老师表示诚挚的感谢！

在实验和论文的完成过程中马振、张体广、李月圆、宋清诗、赵方毅以及耐火材料实验室的其他同学给予了我大量的帮助，在这里向他们表示衷心的感谢。

