

A Dissertation in Thermal Energy Engineering



Electromagnetic Soft-contact Characteristics of Continuous Casting Mould with Different Structure Patterns

by Zhang Lintao

Supervisor: Professor He Jicheng

Professor Wang Engang

Northeastern University

December 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：张林涛

日期：2008.12.31

学位论文授权使用授权书

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：

摘 要

电磁软接触连铸技术通过施加高频磁场控制钢液的初始凝固过程来提高铸坯的表面质量。高频磁场作用下结晶器内的磁场和金属液弯月面变形特性是衡量电磁软接触效果的重要指标,而电磁软接触结晶器的结构型式和参数设计对软接触效果具有决定性的影响作用,它也是电磁软接触技术能否推向工业应用的关键技术之一。研究和探讨不同坯型(方、扁、圆)和不同切缝形式和参数下的软接触结晶器内的磁场、金属液弯月面变形和凝固传热特性,认识其变化规律,是设计工业用电磁软接触结晶器,推广电磁软接触技术的重要技术基础。本论文以此为选题,重点研究方坯、矩形坯和工业用圆坯电磁软接触结晶器的软接触特性和传热特性,具有重要的理论意义和实用价值。

针对工业用 $\Phi 178\text{mm}$ 圆坯电磁软接触连铸结晶器,采用数值模拟和实验相结合的方法,研究了结晶器切缝参数对结晶器内部磁场分布的影响规律,并通过低熔点合金热模拟实验,揭示了切缝参数对结晶器内弯月面变形的影响规律。研究结果表明:工业结晶器的上法兰盘对结晶器内的磁场分布具有一定的影响作用。特别是随着电源功率(安匝数)增大到 90kW 以上时,结晶器上法兰盘对磁场的屏蔽作用逐渐增强;随着圆坯结晶器切缝数目、切缝宽度和切缝长度的增加,结晶器内的磁感应强度和弯月面变形均增大,其中又以切缝数目和切缝长度对软接触效果的影响最主要;当切缝数由 24 增加到 32 时,结晶器内最大磁感应强度增加了 32%,弯月面高度增加 110%;当切缝长度由 100 mm 增加到 130 mm 时,结晶器内最大磁感应强度增加了 28%,弯月面高度增加了 155%。当切缝宽度由 0.3 mm 增加到 0.5 mm 时,结晶器内最大磁感应强度增加了 15%。这些研究结果为 $\Phi 178\text{mm}$ 工业用圆坯电磁软接触连铸结晶器的设计提供了重要参数依据。

设计并制作了内径尺寸为 $213\text{mm}\times 85\text{mm}$ 的两种非均匀切缝矩形坯电磁软接触连铸结晶器;通过磁场测试和热模拟实验揭示了两种结晶器内磁场分布和弯月面变形的规律。实验结果表明:随电源功率的增大,结晶器内磁感应强度和弯月面高度均增大,且电源功率不改变结晶器内磁场分布特征;结晶器最大磁感应强度所处位置随感应线圈同向移动;液态金属的自由液面应控制在线圈中心附近,此时磁场的利用率最高,软接触效果最好;

结晶器内切缝的布置对磁场和金属液变形具有重要的影响作用。研究发现,对于单侧窄面切缝的矩形结晶器,在电源功率一定时,无切缝窄面附近仍然存在磁场;在电源功率达 52kW 时,无切缝窄面中心的最大磁感应强度是切缝窄面的 60%左右;而对于在

窄面角部增加切缝的改进型矩形结晶器，其内部磁场分布和弯月面变形都得到较大提高，基本呈现均匀分布，且在数量级上也达到了实现软接触效果的要求；论证了采用较少的非均匀切缝结构，也能够获得矩形坯电磁软接触效果的可行性。

设计并制作了内径尺寸为 $100\text{mm}\times 100\text{mm}$ 的非均匀切缝方坯电磁软接触连铸结晶器，并进行了低熔点合金的静态和动态凝固传热实验，揭示了不同电源功率下结晶器内部磁场分布、弯月面变形、凝固坯壳形貌、三相点位置、结晶器壁温度与热流、熔池温度和结晶器冷却水温度的变化规律。实验结果表明：与均匀切缝结晶器相比，其磁场分布和弯月面变形规律变化不大，基本相同；随着电源功率的增大，低熔点合金自由液面的波动加剧，熔池温度升高，初始凝固点下移，形成的凝固坯壳逐渐变薄，直至发生重熔，揭示了高频磁场对结晶器内合金液加热，造成三相点下移的变化规律；随电源功率的增加，合金液和结晶器壁中产生的焦耳热增大，并在切缝处和分瓣体会出现不均匀分布，造成坯壳厚度分布不均，同时结晶器壁温度和热流也升高；连铸结晶器的振动作用促使弯月面区域结晶器壁温度上升；由此，在工业应用电磁软接触连铸技术时，应结合实际连铸工艺合理选择电参数，适当地调节结晶器的冷却水量等工艺参数，这些研究结果对电磁软接触连铸工业实验提供了重要的指导作用。

通过以上几种不同型式软接触结晶器的软接触特性研究发现，线圈与结晶器的相对位置、钢液模拟物与结晶器的相对位置以及电源功率三个参数对结晶器内部电磁特性的影响规律并不随结晶器结构型式的变化产生大的变化，基本规律相同。

关键词：连铸，电磁软接触，结晶器，磁场分布，弯月面形状，凝固，传热

Electromagnetic Soft-contact Characteristics of Continuous Casting Mould with Different Structure Patterns

Abstract

The technology of electromagnetic soft-contact continuous casting (EMCC) can improve the surface quality of the billets through applying high frequency magnetic field to control the process of initial stage of solidification. The distribution of magnetic flux density and the characteristic of meniscus are important aspects to estimate the results of EMCC. The structures of EMCC mold are important not only to the effects of the technology of EMCC, but also to its industrialization. It is the foundation for the technology of EMCC industrialization to know the distribution of magnetic flux density, the characteristic of meniscus, and the characteristic of heat transfer in EMCC mold under the condition different structure patterns (billet, round billet and rectangular billet). The electromagnetic soft-contact and heat transfer characteristics continuous casting mould with different structure patterns have been discussed in this thesis.

Regarding to $\Phi 178\text{mm}$ industrial round billet EMCC mold, the distribution of magnetic field in the mold under different slit parameters have been discussed through 3 dimension finite element method (3D FEM) numerical simulation method and experimental method. The effect of slit parameters on the distortion of meniscus has been investigated through the experimental method by using low melting point alloy. The results show that the upper flange of industrial EMCC mold has some effect on the distribution of magnetic flux density. When the input power is over 90kW , the shield effect will come out. The magnetic flux density and the height of meniscus will become larger with the slit number; slit width and slit length increasing. When the slit number was changed from 24 to 32, the maximum value of magnetic flux density increased 32%, the height of meniscus increased 110%. When the slit length was changed from 100mm to 130mm , the maximum value of magnetic flux density increased 28%, the height of meniscus increased 155%. When the width of the slit was changed from 0.3mm to 0.5mm , the maximum value of magnetic flux density increased 15%.

All these results can give great support to the design of $\Phi 178\text{mm}$ industrial round billet EMCC mold.

Two kinds of asymmetry slit rectangular soft-contact EMCC mold with the same inner size of $213\text{mm} \times 85\text{mm}$ were developed. The distribution of the magnetic flux density and the characteristics of meniscus in the molds have been discussed through experiments. The results show that: the magnetic flux density and the height of meniscus increase with the input power increasing. But the input power did not change the distribution of the magnetic field. The maximum magnetic flux density will move to the same direction as the induction coil. The free surface of the liquid metal should be controlled near the center of the coil.

The positions of the slits in EMCC mold are important to the magnetic field and distortion of the liquid metal. It has been found that in the rectangular EMCC mold which has slits at one narrow side, the magnetic field is not zero at the other narrow side where there are no slits when the input power is not zero. At the input power of 52kW , the maximum magnetic flux density on the narrow side which no slits is about 60% of that on the other side with slits. For the improved structure rectangular mold which is added slits at four corners, the magnetic field and the height of the meniscus in the mold are also enhanced. The magnetic field is also uniformed at the same time. It can be proved that using this kind of asymmetry slit structure EMCC mold can apply the technology of EMCC to the rectangular billet continuous casting.

A billet soft-contact EMCC mold with the size of $100\text{mm} \times 100\text{mm}$ with non-uniformity segment was developed. By using low melting point alloy, experiments had been done. The results show that compared with symmetry slits EMCC mold the magnetic flux density and the height of meniscus are almost the same with the input power increases. The free surface of the low melting point alloy will fluctuate heavily; the temperature of liquid metal will increase, the initial solidification point moves downwards, and the solidification shell become thinner. The joule heat in the mold will increase at the same time. The temperature and the heat flux of the EMCC mold will increase. The mold oscillation also can increase the temperature of the mold and the selections of electric parameters should be adapted with the technical parameters. The results can give great support to the EMCC industrial experiment.

Through the research of electromagnetic soft-contact characteristics of continuous casting mold with different structure patterns, it has been found the structures of the EMCC

mold will not change the electromagnetic soft-contact characteristics which are determined by the relative position between the coil and the mold, the relative position between liquid free surface and the mold, and the input power.

Key words: continuous casting, electromagnetic soft-contact, mold, distribution of magnetic field, shape of meniscus, solidification, heat transfer

目 录

摘 要	I
Abstract	III
目 录	VI
第 1 章 绪论	1
1.1 连铸技术的发展状况	1
1.2 连铸坯表面振痕形成机理	3
1.2.1 敞开浇铸油润滑连铸坯振痕的形成	4
1.2.2 浸入式水口浇铸润滑连铸坯振痕的形成	5
1.3 常规连铸振痕的控制技术	5
1.3.1 振痕间距和振痕深度	5
1.3.2 振痕间距的影响因素	6
1.4 电磁软接触连铸技术介绍	8
1.4.1 电磁软接触连铸技术的发展过程	10
1.4.2 电磁软接触连铸技术研究状况	12
1.5 本文研究的目的和内容	16
第 2 章 不同型式电磁软接触结晶器内磁场特性的研究	17
2.1 引言	17
2.2 实验设备及方法	17
2.2.1 主要实验设备及器材	17
2.2.2 磁场测试方法及测试点的选择	19
2.2.3 磁场测试条件的选择	20
2.3 结果及讨论	22
2.3.1 方形结晶器内磁场分布规律	22
2.3.1.1 非均匀切缝方坯结晶器内磁场分布的基本规律	22
2.3.1.2 自由液面位置对电磁软接触结晶器内电磁特性的影响	24
2.3.1.3 电源功率对电磁软接触结晶器内电磁特性的影响	26

2.3.2 矩形结晶器内磁场分布规律..... 28

2.3.2.1 矩形软接触结晶器内磁场分布规律..... 29

2.3.2.2 线圈相对位置对电磁软接触结晶器内电磁特性的影响..... 32

2.3.2.3 自由液面相对位置对电磁软接触结晶器内电磁特性的影响..... 35

2.3.2.4 电源功率对电磁软接触结晶器内电磁特性的影响..... 39

2.3.2.5 电源频率对电磁软接触结晶器内电磁特性的影响..... 42

2.3.3 圆形结晶器内磁场分布规律..... 45

2.3.3.1 数学模型和物理方法..... 45

2.3.3.2 盖板对结晶器内磁场的影响..... 48

2.3.3.3 切缝数目对结晶器内磁场的影响..... 50

2.3.3.4 切缝宽度对结晶器内磁场的影响..... 52

2.3.3.5 切缝长度对结晶器内磁场的影响..... 54

2.4 分析讨论..... 58

第 3 章 不同型式电磁软接触结晶器内弯月面特性研究..... 59

3.1 引言..... 59

3.2 实验设备及方法..... 59

3.2.1 主要实验设备..... 59

3.2.2 弯月面测试方法及测试点的选择..... 59

3.3 结果及讨论..... 61

3.3.1 方形结晶器内弯月面变形规律..... 61

3.3.1.1 结晶器内不同测试位置的弯月面形状..... 61

3.3.1.2 自由液面的相对位置对弯月面变形规律的影响..... 63

3.3.1.3 电源功率对弯月面变形规律的影响..... 65

3.3.2 矩形结晶器内弯月面变形规律..... 67

3.3.2.1 线圈相对位置对弯月面变形规律的影响..... 67

3.3.2.2 自由液面的相对位置对弯月面变形规律的影响..... 69

3.3.2.3 电源功率对弯月面变形规律的影响..... 72

3.3.2.4 电源频率对弯月面变形规律的影响..... 75

3.3.3 圆形结晶器内弯月面变形规律..... 76

3.4 分析比较..... 77

第 4 章 电磁软接触结晶器界面传热特性研究..... 78

4.1 引言..... 78

4.2 实验设备及方法..... 78

4.3 电磁软接触结晶器内的静态凝固传热分析..... 81

 4.3.1 电源功率对坯壳形貌的影响..... 81

 4.3.2 电源功率对熔池温度和结晶器冷却水温度的影响..... 83

 4.3.3 电源功率对结晶器温度和热流的影响..... 86

 4.3.4 有无磁场情况下的凝固与传热对比分析..... 89

4.4 无结晶器振动电磁软接触结晶器内的动态传热与凝固分析..... 91

 4.4.1 电源功率对坯壳厚度影响..... 91

 4.4.2 电源功率对熔池温度的影响..... 92

 4.4.3 电源功率对结晶器温度和热流的影响..... 94

 4.4.4 电源功率对结晶器不同位置温度的影响..... 97

4.5 有结晶器振动电磁软接触结晶器内的动态传热与凝固分析..... 99

 4.5.1 电源功率对坯壳形貌影响..... 99

 4.5.2 电源功率对熔池温度的影响..... 100

 4.5.3 电源功率对结晶器温度和热流的影响..... 101

 4.5.4 电源功率对结晶器不同位置温度的影响..... 104

4.6 凝固与传热对比分析..... 106

4.7 本章小结..... 107

第 5 章 结论..... 109

参考文献..... 111

致谢 119

攻读博士期间发表的论文..... 121

作者简介..... 123

8

第 1 章 绪论

1.1 连铸技术的发展状况

19 世纪中期,有学者提出了液体金属连续铸锭的概念。1840 年美国塞斯勒 (Sellers) 获得了连铸铅管专利^[1], 1846 年转炉的发明者贝塞麦 (Bessemer) 使用水冷旋转双辊式连铸机生产锡箔、铅板和玻璃板^[2], 1872 年英国戴维尔提出移动结晶器连续浇铸技术的概念, 1887 年德国人 R.M.达兰 (Daelen) 提出了近似现代连铸的概念^[3]: 包括上下开口水冷结晶器、液体金属流的注入、二次冷却段、引锭杆、夹棍、铸坯切割装置等工艺, 1913 年瑞典人皮尔逊 (A.H.pehrson) 提出了结晶器振动的概念, 1933 年德国人容汉斯 (Junghans) 建设了第一台立式带结晶器振动的连铸机, 其生产能为为 1700t/m, 开发了结晶器振动系统, 并且浇铸铜铝合金获得成功, 使有色金属连铸在 30 年代就用于生产^[1], 并在 1943 年在德国建立了第一台浇注钢水的实验性连铸机。与普通模铸的不同, 由于连铸具有金属收得率高、能源消耗省、铸坯质量好、机械化和自动化程度高等优点, 已经越来越受到各国钢铁生产厂家的重视。连续铸钢流程示意图如图 1.1 所示。

钢的生产采用连铸技术起始于本世纪的 50 年代, 70 年代后钢的连铸技术得到了迅速的发展, 80 年代连铸技术日益成熟。到 1987 年底, 全世界各种型号的连铸机一共 1396 台, 4128 流。小方坯 969 台, 2294 流。大方坯 353 台, 1291 流, 板坯 347 台, 543 流。实践证明, 采用连铸技术可节省建设资金 30%, 提高金属收得率 12%~15%, 降低成本 10%~12%。因此, 目前连铸被认为是冶金行业中的突破性技术, 各国把研究和推广连铸

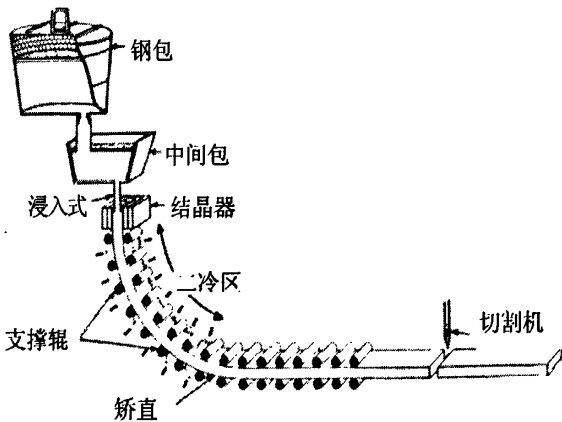


图 1.1 连续铸钢工艺流程示意图

Fig. 1.1 The process of steel continuous casting

技术、提高连铸比和铸坯质量作为发展本国钢铁工业的方向。在 20 世纪 90 年代,不少工业发达国家的连铸比已接近 100%。1996 年我国连铸比是 53.3%,2000 年我国连铸比已达到 82.8%,2004 年我国连铸比为 91.2%,2006 年我国连铸比已经达到了 97%。连铸技术为提高我国钢铁工业的经济效益和节能做出了重大贡献。

60 年代中期,日本正式在工业生产中采用连铸技术。目前,日本的连铸设备已经接近饱和,连铸比不会再有很大的提高,其目前工作的重点是逐步对低效率的陈旧设备进行技术改造和更新。日本连铸技术之所以得到迅速发展,其主要原因如下:日本政府鼓励连铸技术的发展,政策导向问题;日本的两次能源危机促进了技术改革。用新技术来保证日本钢铁的高利润和竞争力;择优引进,博采众长,观念的开放;大力发展板坯连铸机;RH、DH 等技术的引进使更多的钢种可以用于连铸生产。联邦德国最早开发,技术设备一流,但是平均技术水平和经济效益不如日本。法国是连铸技术开发最早的国家之一,1988 年连铸比达到 94%,超过日本,成为主要产钢国之首。法国的主要钢铁公司有敦刻尔克、于齐诺尔、索拉克、于里梅尔塔和索里梅。法国的连铸自动化程度较高,连铸机平台上基本无人操作,都是通过电视屏幕进行监视和遥控,DMS 公司拥有电磁搅拌的国际专卖权。美国的连铸技术是与瑞士的康卡斯特公司和日本设备制造厂家合作发展起来的。吨钢成本低于德国、法国、英国。吨钢工时低于日本、德国、法国和英国。其发展的原因:增加连铸投资:81~84 年,每年 15 亿美元;正确的选择发展重点,技术基础雄厚。

我国在 50 年代中期开始连铸研究,1958 年在重钢三厂建成了立式双流连铸机,尺寸为 175mm×200mm,1960 年唐钢建成 140mm×140mm 方坯立式连铸机,1964 年在重钢三厂第一台弧形的板坯和方坯兼用的连铸机,这是世界上最早的用于工业生产的连铸机之一。1967 年在重钢建成了半径为 10mm 的弧形连铸机,是当时世界上弧形半径最大的连铸机之一。1978 年武钢二炼钢建成了与 3×50t 顶吹转炉相匹配的 3 台弧形板坯连铸机。年产量 150 万吨。是我国第一个实现全连铸的钢厂。60 年代进入连铸工业应用阶段。70 年代发展缓慢,世界连铸比在 30%时,我国才 6.2%。80 年代从国外引进了一批先进的连铸机,80 年代中期出现了全连铸钢厂:即武钢二炼钢。到 1989 年末,我国建成各类连铸机 110 台,连铸比 16.3%。最开始的时候是 58 年 2 台立式连铸机用于生产。其它有特征的:首钢试验厂 3 台国产小方坯弧形连铸机,设备水平一般,但是科学管理,严格操作,连续 3 年被评为特等连铸机。韶关钢铁厂建了 2 台 2 机 2 流弧形连铸机,1987 年被冶金部评为特等连铸机。

由于环境保护和新材料的不断开发,钢铁工业也需要在技术上不断革新才能适应这

一发展需求,这也对连铸技术的发展提出了更高的要求。连铸技术的趋势和目标主要有:

1. 近终形连铸,这是连铸技术发展的基本趋势,它力求浇铸尽可能接近最终产品的尺寸的铸坯,以便进一步减少中间加工工序,节省能源、减少贮存和缩短生产时间。
2. 高速连铸,其首要目标是尽可能提高拉速,从而提高连铸机的生产率。
3. 连铸高质量钢坯,其目标是提高铸坯清洁性、表面质量和内部质量,以满足对产品质量不断提高的要求。

近终形连铸、高速连铸和连铸高质量铸坯三者实际上是相互关联的,在连铸的发展中必将体现优质、高效和经济性,在实际生产中应力求将这三者达到一体化。

1.2 连铸坯表面振痕形成机理

在传统的连铸过程中引入结晶器振动技术,是连铸技术的又一大进步。结晶器的上下往复运行,实际上起到了“脱膜”的作用,改善了铸坯的润滑,避免了坯壳的粘结和漏钢,有利于获得理想的表面质量。但是这种振动却会使铸坯表面产生周期性横向皱折(即振痕)。

在连铸生产中,振痕的形成导致铸坯表面产生横向裂纹,皮下产生磷、锰等合金元素的正偏析,对后步工序产生不利的影响,降低了产品各种物理性能横向断面的均匀性。因此,振痕被认为是决定铸坯表面质量的一个非常关键的环节。最常见的振痕形态基本上可以分为两种:凹陷状振痕和钩状振痕,如图 1.2 所示。

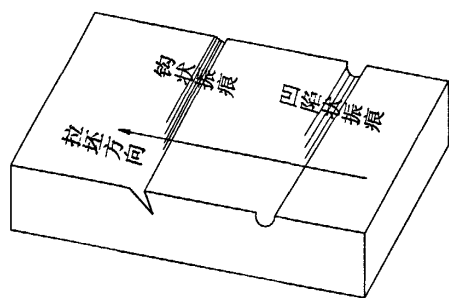


图 1.2 两种典型的振痕形态

Fig.1.2 Two typical kinds of oscillation marks

从上个世纪 60 年代,冶金工作者为了解决铸坯表面的振痕问题,提高铸坯表面质量,针对不同的工艺和操作方式,人们从不同的角度提出了不同的振痕形成机理,并且根据这些机理提出了相关技术。

1.2.1 敞开浇铸油润滑连铸坯振痕的形成

1961年 Savage 等人^[4]观察到在结晶器上下往复振动的过程中, 结晶器内熔融钢液的初始凝固壳会粘结在结晶器的内壁上, 并随结晶器上下运动。当结晶器的振动方向和拉坯方向相反时, 钢液的初始凝固壳就会发生破裂, 导致坯壳内未凝固的钢溢出并且填充在破裂位置上。在结晶器向下运动的过程中破裂位置重新得到愈合, 这样形成的一道愈合痕就是振痕。由于结晶器的周期性的运动导致了铸坯的初始凝固壳的破裂周期的出现, 引起振痕周期性的产生。该机理对振痕的解释进行了最初的尝试。但是这种机理过于简单, 并没有考虑保护渣或者润滑剂的在连铸过程中所起的作用, 没有考虑结晶器振动摩擦力的影响, 因此, 这种机理的正确性得到了质疑, 目前已经基本被抛弃。

1984年 Samarasekera 等人^[5]通过研究发现, 在连铸过程中, 由于热应力的作用使结晶器内壁和弯月面接触区域产生一个负锥度, 在负滑脱期间内, 弯月面位置处的凝固壳会受到结晶器向下向里挤压作用, 引起铸坯表面的变形。在正滑脱期间, 未凝固的金属溢出并且越过铸坯的初始凝固壳, 形成了钩状振痕。当钢液的初始凝固强度较大时, 未凝固的金属液的溢流没有形成, 但这种压力使铸坯的初始凝固向着结晶器的内壁回收, 从而形成凹陷状振痕。这种机械变形机理并不能解释刚性结晶器也产生振痕的现象, 并且无论是这种机械交互作用理论还是弯月面凝固理论都不能解释在连铸过程中观察到的初始凝固突出液面的现象。

1996年 Szekeres 等^[6]认为在连铸过程中铸坯的初始凝固壳可分为两部分。将自由液面附近的凝固壳称为弯月面凝固壳, 将下部坯壳称为连铸坯坯壳。连铸过程中, 两部分坯壳和结晶器内壁的接触状态不同。弯月面坯壳会和结晶器内壁粘结在一起并且随之上下振动。由于金属液的凝固收缩及结晶器脱模作用, 铸坯坯壳和结晶器内壁之间存在的是滑动摩擦作用, 该部位的传热性能比上部差。在结晶器向上运动的过程中, 弯月面坯壳和结晶器一起向上运动, 由于上下部分接触性质的不同, 使两部分的接触位置产生分离, 并且在分离位置处产生二次弯月面, 钢液由铸坯内部流出来填充该了裂缝。结晶器向下振动过程中, 当处于负滑脱期时, 弯月面坯壳向下运动的速度大于铸坯运动速度, 在两者接触部分产生重叠缺陷, 形成了重叠痕。结晶器的往复运动, 形成了周期性的振痕。这种机理可以很好地解释了振痕的两种基本形态的产生, 可以很好的解释铸坯的初始凝固现象和凝固壳突出液面的现象, 但不能解释当结晶器没有负滑脱时也会出现振痕的现象。这一机理有待于进一步研究。

1.2.2 浸入式水口浇铸润滑连铸坯振痕的形成

1981年 Tomono 等^[7]首先提出熔融保护渣和结晶器振动互相作用模型。通常认为,在负滑脱期间,指向结晶器内部的压力使弯月面边沿的初始凝固壳向背离结晶器壁方向运动,负滑脱将要结束和正滑脱将要开始时,弯月面初始凝固壳开始向结晶器移动。如果溢流从铸坯的初始凝固壳破裂而出,此时就会产生钩状振痕,如果不能溢流出来,就会形成凹陷状振痕。由于保护渣的存在,减少了初凝壳和结晶器内壁的摩擦力,减少了拉裂的可能,因此,凹陷状振痕出现的机会更大。

1984年 Brimacombe 等^[8]认为在连铸的过程中,弯月面部分由于冷却产生的凝固壳会受到保护渣压力作用而引起变形,从而形成振痕。在负滑脱期间,弯月面坯壳在保护渣压力冲击或渣圈的作用下离开结晶器壁向内弯曲,正滑脱期间保护渣的正压力又将坯壳拉回结晶器,形成凹陷振痕。如果弯月面坯壳刚度大,坯壳顶部产生溢流,便会形成钩状振痕。这种机理有比较好的定量分析,成功地解释了凹陷状振痕的产生,目前研究的最为广泛。

1991年 Lainea 等^[9]在研究 170mm×170mm 方坯的过程中,突然的停止了拉坯和结晶器的振动,等到钢水液面淹没渣圈上沿关闭中间包水口,纵剖结晶器以及里面的铸坯观察初始凝固点,发现铸坯的初始凝固点和第一条振痕并不在弯月面位置产生,而是在弯月面以下 50mm 处产生,因此,结晶器液面和坯壳开始凝固之间存在着一段钢液,是结晶器内钢水的附加容积。这种额外液体容积模型还没有本质的提出振痕的形成机理,需要进一步研究。

Hasse Fredricsson 等^[10]认为在连铸过程中结晶器内金属的弯月面出的表面张力对振痕的产生有重要的作用。结晶器的振动频率应该由毛细常数来决定。这机理解释了在结晶器没有振动的情况下也会出现振痕的情况。首次提出振动频率和拉速匹配对振痕的影响,目前这一机理的研究还不系统,有待于进一步研究。

1.3 常规连铸振痕的控制技术

1.3.1 振痕间距和振痕深度

振痕间距和振痕深度是衡量振痕的重要参数。因此,考虑连铸坯振痕的影响因素时,应分别考虑这两个参数。同时,大量研究表明,无论是低碳钢还是中碳钢,当振痕间距增大时,振痕的深度随之增大^[11]。

合理的控制振痕间距对控制振痕深度有重要作用。研究表明：对含碳量为 0.08% 和 0.26% 的钢来说，振痕间距越大，振痕深度越深。振痕间距和连铸过程中的毛细常数相关^[12]，在理想状况下，振痕间距和 α 成正比。

$$\alpha = \sqrt{\frac{2\sigma}{(\rho_s - \rho_l)g}} \quad (1-1)$$

而 σ 和钢种的含碳量以及钢液的浇注温度相关。因此，振痕间距会受到钢种、浇注温度以及过热度的影响。同时，振痕间距还会随着弯月面的升高而增大，会随着弯月面的下降而减小^[13]。研究表明在自由流浇注的情况下，实际的振痕间距要比预测的要小，有保护渣的浸入式水口浇注，振痕间距和预测的基本相同。在保护渣浇注的情况下，当拉坯速度为 0.0167 m/s，在结晶器振动频率小于 700 Hz 时，预测的振痕间距和实际的间距基本相同，当振动频率超过 700 Hz 时，振痕的间距变得没有规律。在另一方面，Yasunaka 等的研究在频率为 300 Hz 时，实际间距和预测间距得到了很好的吻合。

为了保证坯壳厚度的均匀性，防止横裂，振痕间距不能过大，但为了防止裂纹源的增多，振痕间距也不能过小^[14]。

1.3.2 振痕间距的影响因素

振痕深度和连铸过程的工艺参数相关。研究表明，连铸坯振痕深度主要由以下公式决定：

$$d = k \frac{t_n}{\sqrt{\eta}} \quad (1-2)$$

要有效的控制振痕的深度，需要控制连铸过程中的负滑脱时间和保护渣的粘度。尽管热轧工序可以将部分振痕消除，但振痕不能忽视。这是由于振痕是横向裂纹产生的首选位置，当振痕较深时可直接导致严重的裂纹。研究表明，连铸振痕主要产生在负滑脱期间^[15]内，减小负滑脱时间可以减少振痕出现的机会，并可以有效地控制振痕的形态。负滑脱时间可以用下式来表示：

$$t_n = \frac{(1-a)}{\pi f} \arccos \frac{(1-a)V_c}{\pi S} \quad (1-3)$$

$$a = \frac{A_i}{A_0} \times 100\% \quad (1-4)$$

其中， α 为波形的偏斜率。通过分析可知，结晶器振动的振幅减小时，负滑脱时间减小，

振痕深度减小。拉坯速度提高时，负滑脱时间减小，振痕深度减小。但拉速不能提高太大，如下式所示：

$$f_t = f_l + f_R = \frac{\eta^{1.5} v_c (\frac{2\pi S f}{1+a} + v_c)}{k_1 t_p} + \frac{k_2 \sigma_0 t_n}{\sqrt{\eta}} \quad (1-5)$$

$$t_p = \frac{1}{f} - t_n \quad (1-6)$$

$$f_l = \frac{\eta(v_m - v_c)}{d_l} \quad (1-7)$$

d_l 和保护渣的消耗量成正比。可以看出，结晶器的摩擦阻力会随着拉速增大而增大，容易导致坯壳粘结，发生生产事故。结晶器的振动频率提高时，负滑脱时间先是增大，然后迅速减小，转折点和结晶器的振幅相关。结晶器的振幅越大，转折点出现的越早。因此提高结晶器振动频率，减小结晶器振幅，可以减小负滑脱时间，从而使振痕深度减轻，目前公认的负滑脱时间都应该控制在在 0.1~0.3s 之间^[16]。

保护渣的物化性能通过影响结晶器弯月面处的导热系数从而对振痕深度产生影响。弯月面位置上导热系数越大，振痕越深，导热系数越小，振痕越浅。在保护渣的物化性能中，粘度对振痕深度的影响最大。而保护渣的消耗量一般由以下的公式所确定^[17]：

$$Q = 0.55(\frac{1}{f})(\eta V_c^2)^{-0.5} + 0.1 \quad (1-8)$$

由公式可知，连铸过程中所使用的保护渣的粘度越大，则保护渣的消耗量越少，这也在大量的工业实验中得到了验证。因此，为了减小连铸坯振痕深度，可以考虑增大保护渣粘度。但保护渣粘度过大，则保护渣消耗量过少，在生产中存在着漏钢事故发生的危险，对低碳钢而言，主要是裂纹漏钢，对高碳钢而言，主要是粘结漏钢^[18]。因此，适当的选择粘度大的保护渣，提高拉坯速度，提高结晶器振动频率，都可以减少保护渣的消耗量，从而达到减轻振痕的目的。

另外，生产实践表明，减少结晶器内弯月面处的热流导出，使初始凝固坯壳变薄，有利于减轻振痕，基于这一原则，有学者对结晶器的材质和结构进行了改变，比如增加弯月面位置上的结晶器的壁厚，结晶器内壁镀膜增加结晶器的热阻等。研究表明，采用低导热的金属结晶器使振痕深度减小 15%~23% 左右^[19]。同时连铸结晶器的导前量也会对振痕深度进行影响。结晶器的导前量太小，不能阻碍坯壳的粘结，导前量过大，结晶

器与铸坯之间的相互机械作用就会增大，形成振痕及振痕深度不均，产生严重的表面缺陷，甚至断裂。研究表明结晶器的导前最大不能超过 5mm。在其它的工艺条件一定的情况下，不同的钢种会有不同的振痕深度^[20]。针对钩状振痕来说，低碳钢振痕深度要比高碳钢的要深，对凹陷状振痕来说，低碳钢和高碳钢的振痕深度基本相同。研究表明，提高熔融金属的温度可以降低金属液面的表面张力，也可达到减低振痕深度的作用^[21-28]。近年来的研究表明，若采用电磁连铸技术后，保护渣粘度可进一步提高，同时可避免卷渣的发生。

1.4 电磁软接触连铸技术介绍

电磁软接触连铸技术是改善铸坯质量的有效方法。如图 1.3 所示，对常规连铸结晶器进行切缝处理，并在其周围布置上感应线圈，为线圈输入交流电。交变电场会在线圈周围产生交变磁场，并通过切缝进入结晶器，从而在结晶器内的钢液中感生出感应电流。该感应电流与进入结晶器的交变磁场相互作用就会产生垂直于铸坯表面指向液芯的电磁力。

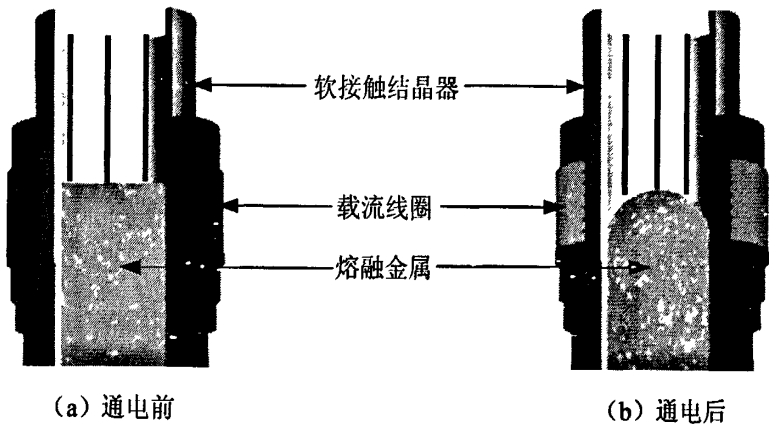


图 1.3 电磁软接触连铸技术示意图
Fig.1.3 Sketch of EMCC

该电磁力会部分甚至全部抵消钢液产生的静压力，将自由表面上靠近结晶器内壁的钢液推离结晶器壁，形成弧形弯月面。这拓宽了坯壳和结晶器壁之间的渣道宽度，从而改善了润滑条件，使熔融金属和结晶器壁之间的摩擦力减小。同时，由于降低了坯壳和结晶器壁之间的接触压力和滑动摩擦力，使它们之间呈现出软接触（soft-contact）状态。这样成型的铸坯有着表面光洁度高、振痕少等特点，使铸坯可不经磨削、修整就能直接轧制。而且金属在磁场下凝固结晶，内部组织良好，可以改善铸坯的初始凝固过

程,提高铸坯的表面质量,获得表面质量较好的铸坯。目前,电磁软接触连铸技术已成为冶金界学者和研究人员的关注热点,各国研究者们都在这方面展开了大量的研究,其中以日本、韩国在此领域处于领先地位。近些年来,我国众多科研单位在此领域也展开了深入的研究,取得了较大成就,一些钢铁企业也日益重视此技术,在我国宝钢这项技术正在被逐渐推广。

电磁软接触连铸技术的基本理论为麦克斯韦方程组,在电磁软接触连铸过程中,由于满足似稳条件,其基本方程可表示为:

$$\nabla \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (1-9)$$

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J} \quad (1-10)$$

$$\nabla \cdot \vec{B} = 0 \quad (1-11)$$

$$\vec{B} = \mu \vec{H} \quad (1-12)$$

$$\vec{J} = \sigma \vec{E} \quad (1-13)$$

在结晶器内部,单位熔融钢液所受到的电磁力为:

$$\vec{F} = \vec{J} \times \vec{B} = \frac{(\vec{B} \cdot \nabla) \vec{B}}{\mu} - \frac{\nabla B^2}{2\mu} = \vec{F}_r + \vec{F}_z \quad (1-14)$$

方程的第一项是垂直熔体侧表面指向液芯的电磁力的径向分力 F_r ,它降低了熔体与结晶器之间的接触压力,因此称为软接触;第二项旋度不为零,它是使熔体旋转的周向力 F_z ,对熔体起电磁搅拌的作用。根据 Maxwell 方程, F_r 与 F_z 的关系为:

$$\left| \frac{\vec{F}_r}{\vec{F}_z} \right| \propto \frac{L}{\delta} \quad (1-15)$$

式中集肤层厚度 $\delta = (\pi \mu \sigma f)^{-1/2}$; L 是液态金属特征长度; σ 为电导率; μ 为磁导率; f 为电源频率。由此可见, f 越大, δ 越小, F_r 与 F_z 的比值越大,越有利于电磁成形,因此,电磁软接触连铸通常采用较高频率。

对结晶器内部的熔融金属进行受力分析,可以知道在弯月面区域存在着钢渣界面张力 P_r ,钢液静压力和渣道内的静压力 P_b ,以及电磁压力 P_d 的共同作用。且有:

$$P_j = P_r + P_b + P_d \quad (1-16)$$

通过受力分析,考察各个参数在铸坯初始凝固区域的作用效果,对实现软接触的最

佳效果有着指导的作用。保护渣的静压力会随着材质的不同而变化,熔融液体的表面张力会随着凝固过程的加深而逐渐消失,很好的控制电磁压力,才能获得表面质量更好的钢坯。

1.4.1 电磁软接触连铸技术的发展过程

电磁连铸是电磁流体力学和铸造工程相结合而产生的一门应用技术,是电磁冶金领域的一个重要的、目前最为活跃的分支。电磁连铸技术最初是由前苏联的 Getsselev 等^[29]人在 20 世纪 60 年代开发出来的,该技术发展至今天,经历了无模电磁连铸和有模电磁连铸两个阶段。

无模电磁连铸装置主要由感应器、底部引锭头和喷水环组成。当感应器中通以交流电时,即会产生交变磁场,该磁场将在金属中感生出涡流,此涡流与磁场相互作用,在金属中产生指向内部的电磁力。如果电磁力足够大时,就可使液态金属依靠电磁力和表面张力而站立,形成液柱。这时从金属的下部冷却凝固,同时抽拉,并补充液态金属,就形成电磁连铸过程,这项技术主要用于生产密度较低的金属。与常规的连铸相比,无模电磁连铸的最重要的特征就是在铸造过程中,铸锭与结晶器壁无接触。因此,液态金属在结晶器内的凝固条件发生了很大的变化。表面结晶条件的改善可消除铸锭表面的振痕、偏析瘤等缺陷。此外,液态金属在凝固过程中受到电磁场的作用,如电磁搅拌、高频振动等,组织得到了细化,宏观偏析现象被有效控制。总之,无模连铸可以使铸锭的综合性能大幅提高。无模连铸被认为是优质铝合金生产的最好的方法。

由于电磁连铸技术涉及到铸造工艺、凝固工程、电磁流体力学以及自动控制等多门学科,因此,与常规的连铸相比,电磁连铸的设备更趋复杂,研究的难度更大。无模连铸由于液态金属不与结晶器壁接触,成形过程中对控制精度的要求非常高,尤其是对液位的控制,所以这一技术仍在不断的完善之中。此外,由于约束成形的电磁力的大小受到金属材料热物理性质的影响,对于一些低电导率,且密度大、熔点高的材料,液态金属无法“站立”,因此无模连铸很难应用于钢铁等重要材料的生产。

为了克服无模电磁连铸的上述缺陷,Vives 在 1989 年发表了他在电磁连铸技术上的开创性的工作成果,提出了 CREM 连铸技术^[30],其基本特点是采用与冷坩埚电磁悬浮熔炼技术相近的分瓣结晶器,解决交变电磁场不易穿透铜制结晶器的难题。他将此技术用于铝合金的连铸中,液体金属与结晶器壁之间呈软接触状态。大大改善了铸坯的表面质量,取得了与无模电磁铸造技术相近的效果。这一工作是富于启发性的,冶金工作者认识到可以将该技术发展到钢坯连铸上^[31-35]。

有模电磁连铸是在无模电磁连铸和冷坩锅电磁悬浮熔炼技术的基础上发展起来的新型技术。有模电磁连铸与无模连铸最明显的区别在于前者的感应线圈内增加了结晶器。该结晶器可使液态金属在其中成形,以弥补电磁力和表面张力约束能力的不足,因此,有模电磁连铸可望用于钢铁等对国民经济有巨大影响而无模连铸又无法实现的重要材料的生产实践。为使电磁场透过结晶器而作用在液态金属上,有模连铸的结晶器采用了类似电磁水冷坩埚的分瓣结构,使结晶器壁对感应器的屏蔽作用尽可能的小。这样,当金属液注入结晶器后,受到感应器所产生的电磁力的约束,使之与模壁的接触减少,因此,有模电磁连铸也称为电磁软接触连铸。

在无模电磁连铸过程中,铸坯的形状主要是由电磁力控制的,电磁力、液位和铸速以及液态金属温度的波动都将导致铸坯尺寸的变化,因而控制难度很大。但电磁软接触连铸技术则由于在成形过程中使用了铸模,所以铸坯尺寸较易控制。软接触状态的存在,可以抑制表面缺陷的出现,提高坯锭的表面质量。同时,电磁场所产生的电磁力还会对液态金属产生搅拌,细化晶粒,保证坯锭的内部质量。若这一技术用于钢坯连铸,则可满足连铸连轧对铸坯质量的要求,这正是该技术的突出优势之一^[36-43]。

20世纪60年代,苏联科学家 Getslev 发明了利用高频磁场产生的电磁压力对金属熔液进行约束成型的电磁铸造技术(EMC, Electromagnetic Casting),并在1966年获得了实验室条件下的第一个铸锭,该技术在欧美已经商业应用。20世纪80年代,Vives在1989年发表了他在电磁连铸技术上的开创性的工作成果,提出了CREM连铸技术,他是受冷坩锅电磁悬浮熔炼技术的启发,将该技术用于铝合金的熔炼当中,取得了与无模电磁铸造相近的效果。

有的学者受到了启发,将该技术发展到了钢坯的连铸生产中,开发了钢的电磁软接触连铸技术。日本专家预计,如果该技术开发成功,则可因直接轧制的实现而每年节约该国能耗的0.2%。钢的电磁连铸技术是材料电磁过程学科的一个研究领域,1985年日本钢铁协会成立了“材料电磁过程(EPM)委员会”,1995年,日本通产省设立了“连铸中电磁压力利用和开发”国家科研计划与法国、瑞典等国,共11个单位共同研究该技术,6年间投资25亿日元对初期凝固控制技术、电磁铸造用结晶器、流动控制技术等进行了开发和研究。

韩国浦项钢铁公司投入巨资设立了1995-2004国家重大规划项目,由浦项产业科学技术研究院(RIST)牵头,研究该项新技术。电磁软接触连铸过程中,对冷坩埚式结晶器内部的磁场分布和弯月面行为的研究最为重要,这也是当前研究的热点。重点归纳国内外拉坯过程和电磁软接触连铸过程对铸坯表面质量的影响。新日铁、NKK、住友金属

的实验室拉坯实验表明：在铸坯的初始凝固区域施加电磁场确实可以改善铸坯的初始凝固过程，可以减轻甚至消除振痕。新日铁开始使用 60Hz 进行试验，然后用 1000Hz 进行实验，然后用 20kHz 高频脉冲磁场进行实验。NKK 使用上下组合激磁线圈施加脉冲磁场，神户制钢采用 10kHz 以上的电源频率对方坯的表面质量进行了大量的研究。发现，电磁场能基本控制铸坯表面振痕，铸坯的初始凝固坯壳的均匀性得到了显著提高，工业实验在加古川工厂 4 号 4 流弧形方坯连铸机上。RIST 在浦项制钢厂的一个方坯连铸机上开发了一套电磁软接触连铸装置，工业实验结果发现，振痕从 0.6mm 下降到了 0.1mm。

1.4.2 电磁软接触连铸技术研究状况

1985 年日本钢铁协会成立了“材料电磁过程（EPM）委员会”，1995 年，日本通产省设立了“连铸中电磁压力利用和开发”国家科研计划，6 年间投资 25 亿日元对初期凝固控制技术、电磁铸造用结晶器、流动控制技术等进行了开发和研究。

日本的藤等利用低熔点 Sn-Pb 合金和 Ni 系不锈钢分别进行拉坯实验得出：施加 60Hz 的低频磁场后结晶器内保护渣的消耗量增加，铸坯质量得到明

显改善。铸坯内 Ni 的偏析层厚度随着磁感应强度的增加而减小。超过一定强度时，偏析层基本消失^[44-46]。鷺见等以 Sn 为模拟介质，对 $\phi 30\text{mm}$ 的铸坯施加 1.75kHz-15.4kHz 的高频磁场，发现较高的磁场频率更有助于铸坯表面振痕的减轻^[47]。在频率为 25kHz 甚至到 150kHz 的高频磁场的作用下，铸坯的表面质量得到明显改善。和屿等研究液态金属表面在脉动磁场中波动发现采用适当波形的低频脉动磁场有利于提高金属液面的稳定性^[48]。谷等实验发现，仅仅在振动周期部分施加电磁场作用时，与连续施加电磁场具有同样的作用效果，可以提高铸坯的表面质量^[49-50]。中田等对含碳量为 0.12% 的 150mm×150mm 的普碳钢方坯进行实验，考察线圈和弯月面的相对位置以及电源输出功率等因素对铸坯表面质量的影响，发现电磁参数存在最佳的作用范围^[51]。Takehiko 等人^[6]的以不锈钢 $\Phi 190\text{mm}$ 圆坯为研究对象，以拉速为 1.4m/min 进行电磁软接触连铸实验。研究表明：当外加磁场为 0.12T 时，弯月面高度为 30mm，当磁场为 0.16T 时，弯月面高度达到 50mm，同时铸坯的表面质量得到明显改善，表面振痕基本消失。如图 1.4 所示。浅井等采用间歇式高频磁场代替结晶器的振动，实现了低熔点合金锡的拉坯实验，

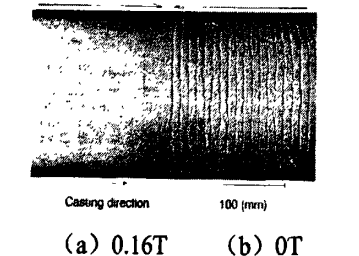


图 1.4 磁场对不锈钢铸坯表面质量
Fig.1.4 Effect of magnetic field on surface quality of stainless steel

取得了良好的效果^[52]。并研究了液态金属弯月面行为和保护渣的消耗量等参数。在空载条件下, Tanaka 等实验测试发现: 在拉坯方向上, 磁感应强度在线圈的中心处出现最大值^[53]。Nakata 等发现在结晶器内部周向上的磁感应强度在切缝处最强, 然后是分瓣体中心, 在结晶器中心的磁感应强度最小^[54]; 他们还成功实现了 100kHz 的超高频感应磁场在连续铸钢上的应用, 得到表面光洁、无裂纹等缺陷的钢坯, 并且他们认为, 提高磁场的频率, 有助于提高钢液面的稳定性, 因此更好的控制了初期凝固, 但没有透露其结晶器材质。Iwai 等测试了在 90kHz 时圆形冷坩埚结晶器内的电磁场分布, 表明在拉坯方向上磁感应强度的最大值会出现在线圈的中心位置上, 与有无负载无关, 对比不同切缝宽度的结晶器, 发现增加切缝宽度可以增强结晶器内部的磁场, 周向上的磁感应强度也更加均匀^[55]。Ikuhiro 等提出电磁振动控制钢液初始凝固的方法来减轻振痕: 在钢液初始凝固的结晶器外壁施加一个高频磁场, 只在正滑动期间启动, 在结晶器内径且上方施加另一高频磁场, 只在负滑动期间启动。该方法明显减轻了振痕, 使铸坯表面光滑^[56]。

为了研究该项新技术, 韩国的浦项钢铁公司设立了 1995-2004 国家重大规划项目。其中 Park 等对 100mm×100mm 方坯的电磁软接触连铸进行拉钢实验, 发现在 20kHz 时, 铸坯表面质量得到改善, 铸坯初始凝固壳厚度明显均匀^[57]; 在随后的 102mm×102mm 方形通体切缝结晶器的电

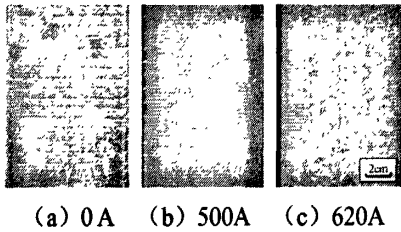
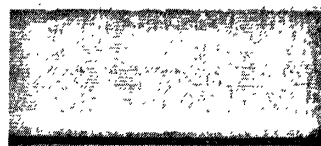


图 1.5 电流对 Sn-46wt%Pb 铸坯表面质量的影响
Fig.1.5 Effect of electric current on surface quality of Sn-46wt%Pb alloy

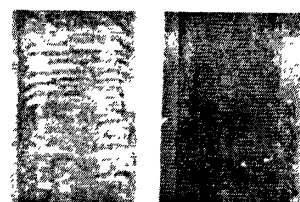
磁连铸拉钢实验中, 振痕深度明显减轻, 在磁场的作用下, 产生焦耳热, 弯月面受电磁力作用发生变形; 实验还得出同样的电磁连铸条件下结晶器不振动比振动时铸坯表面质量高的多^[358], 如图 1.5 所示。他们还用锡锭来模拟载荷, 研究方坯电磁软接触连铸结晶器内部的磁场分布。发现空载时, 磁感应强度的最大值出现在感应线圈中心偏上的位置, 有负载时, 与 Iwai 等人的结论不同, 最大磁感应强度点上移^[59], 出现在金属液面偏下位置, 并得出金属液位对磁感应强度峰值具有重大影响; 在铸坯表面质量影响方面, 在电磁连铸中没有发现振痕, 因为在初始凝固坯壳尖端没有钩状形成, 在情况最好的时候, 粗糙度是普通连铸的 1/10^[60]; 在感应磁场过大的情况下, 观察到的是波纹状的痕迹, 而不是振痕, 实验得出在感应电流为 1000A 左右时形成的铸坯表面质量最好^[61]。Cho 等利用 Sn-Pb 合金作为工作物质, 进行了板坯电磁软接触连铸过程的实验, 考察了在高频磁场的作用下液态金属的弯月面行为, 分析了磁场频率、电源电流等因素对铸坯表面的影响作用^[62]。

东北大学在钢的电磁连铸方面做了较多的工作。从 1997 年开始就展开了钢的电磁软接触连铸工作。2000 年在国内率先的成功实现了 100mm×100mm 钢坯的软接触电磁实验。2002 年成功的制备出 100mm×100mm 表面光洁, 无振痕的软接触电磁钢坯, 如图 1.6 所示。黄军涛等通过数值模拟说明在结晶器内源电流产生的磁场和涡电流产生的磁场方向相反, 大小基本相等。使得合磁场在方坯中心处很小, 而在边缘部分较大^[63]。钱忠东等对电磁连铸复合式结晶器的磁场进行了计算, 发现在无结晶器情况下两磁场相距大于 60mm 时, 两磁场间的互相影响较小; 在有结晶器情况下两磁场相距大于 25mm 时, 两磁场间的互相影响较小^[64]。于光伟等的研究进一步说明了感应线圈的位置是影响铸坯表面质量的主要因素^[65]。邓安元等讨论了电磁场对结晶器内部钢液流动的影响^[66], 以及弯月面高度和软接触过程中所施加的电磁场频率之间的关系^[67]; 且对矩形电磁软接触连铸结晶器内横截面不同部位的磁场强度进行了测量分析, 得出如何布置切缝来提高结晶器内的磁感应强度和磁场分布的均匀性^[68], 张林涛对感应电源的频率进行了更进一步的研究, 得出电源功率一定电源频率增大, 结晶器内的磁感应强度相应变小, 弯月面高度降低, 稳定性增强; 为保证软接触效果应当提高电源功率, 来提高结晶器内的磁感应强度^[69]。



(a) 有磁场 (b) 无磁场

图 1.6 高频磁场对 Q235 铸坯表面质量影响
Fig.1.6 Effect of high frequency magnetic field on surface quality of Q235 steell



0 T 0.014T

图 1.7 高频磁场对 Sn 铸坯表面质量影响
Fig.1.7 Effect of high frequency magnetic field on surface quality of Sn

大连理工大学的李廷举等人对高频磁场作用下液态金属弯月面的波动特性进行了实验分析, 考察了不同磁场作用条件下的液态金属弯月面的接触距离, 利用 Sn 为工作介质分析了连续高频磁场和间歇高频磁场对铸坯表面质量的影响^[70]。张志峰等用 Sn 为模拟介质, 讨论了断面内腔尺寸为 30mm×30mm 的方形结晶器内部磁场分布并且证明在施加高频磁场 (33KHz) 铸坯表面质量明显得到改善^[71], 如图 1.7 所示。周永东等通过实验讨论了针对圆形结晶器 ($\phi 100\text{mm}$) 不同结构的情况下, 结晶器内部磁场的分布情况^[72]。曹志强等通过扫描电镜分析铸坯金相组织发现电磁铸造铸坯的疲劳性能是普通铸坯铸态时的三倍, 硬度和耐磨性也提高了一倍^[73]。姚山等通过数值计算和实验模拟能够有效地解决连铸坯凝固末端位置的预测和控制问题, 在所研究的工艺参数范围内, 拉坯速度对铸坯凝固末端位置的影响最大^[74]。李玉梅等施加中频电磁场可以改变铝合金连续

铸造的初期凝固过程,降低初期凝固点位置,减小液体金属与结晶器壁的接触,改善铸锭表面品质^[75]。曲方懿等通过对圆坯结晶器内部的磁场进行数值模拟发现磁感应强度随着频率的增加而减小,随着功率的增加而增大,但不是直线变化^[76]。李丘林等通过电磁连续铸造 Sn-Pb 空心管坯的实验表明在外加交变电磁场条件下,可连铸内外质量良好的 $\Phi 60\text{mm} \times 15\text{mm}$ 的空心管坯^[77];他们还提出了在空心铜管坯水平连铸过程中施加中频电磁场改善铸坯质量。研究表明:当施加频率 1kHz 的电磁场时,空心管坯的表面粗糙度降低了约 50%^[78];施加工频电磁场时,空心管坯的表面粗糙度降低了 20%^[79]。贾非等使用中频磁场对铝合金进行连续铸造,发现在使用中频磁场过程中,铸坯的初始凝固壳更加均匀,表面质量也得到了明显的改善^[80]。张兴国等模拟得出感应线圈与结晶器间的距离增大,磁感应强度明显减小,5~10mm 的间距对电磁连铸过程较为有利^[81]。

上海大学以锡、铜为模拟工质进行了电磁软接触连铸实验,研究了结晶器内的磁场分布、弯月面区域的磁压力分布等对初始凝固过程的影响^[82-85]。董华峰等对圆形结晶器 ($\phi 94\text{mm}$) 内部磁场进行了测试,说明在保证切缝数目和切缝宽度的情况下,增加适当的屏蔽片可以提高磁场的均匀性^[86]。邓康等通过数值模拟计算得出铸坯表面的电磁压力和感应线圈内的电流成抛物线函数关系^[87]。雷作胜等发现在连续及调幅磁场情况下,电磁压力频率均以原输入电磁场频率的两倍变化,且在调幅磁场的线性上升段和下降段,电磁压力幅值的变化近似为二次抛物线形,在调幅磁场的恒值段则与连续施加时一样^[88];随后对高频调幅磁场下无结晶器振动的电磁连铸技术进行了深入的研究,取得了突破性的进展^[89];同时他们通过 Sn 模型实验提出磁场强度的增加并不能无限制地减小保护渣道内动态压力,为了获得最佳的铸坯表面质量,存在一个最佳值^[90]。王宏明等实验得出提高等幅高频磁场的输出电流,可提高磁场内的磁感应强度。采用磁场调幅处理,可有效提高磁感应强度,提高调幅波信号的幅值电压,可有效提高磁场内的磁感应强度^[91];且在铝基复合材料连铸过程中实验表明,施加等幅高频磁场有效提高了铸坯的表面质量,随着输入电流从 30A 增加到 80A,得到表面光滑的铸坯^[92]。

钢铁研究总院在电磁软接触连铸技术方面也做了一定的研究工作。那贤昭等得出对于一定厚度和材质的结晶器,存在一个最佳频率使钢液表面的电磁力达到最大值^[93];他们还认为施加电磁场后,初生坯壳在整个振动周期内均产生远离结晶器壁的位移,没有正、负位移的交替,这就是电磁软接触连铸技术能减少振痕的原因之一^[94],电磁场的感应加热会减少连铸初生坯壳的厚度,提高连铸坯的表面温度,并大幅度提高分瓣结晶器铜壁的温度^[95]。还有学者对电磁软接触连铸技术新方向进行了大量探讨^[96-104]。

1.5 本文研究的目的和内容

电磁软接触连铸技术通过施加高频磁场控制钢液的初始凝固过程来改善铸坯的表面质量。电磁软接触结晶器的结构设计和切缝参数设计对软接触效果具有显著的影响作用,也是电磁软接触技术能否推向工业应用的关键技术之一。本论文重点研究方坯、矩形坯和工业用圆坯电磁软接触结晶器的软接触特性和传热特性,主要研究内容如下:

1. 以工业用 $\Phi 178\text{mm}$ 圆坯电磁软接触连铸结晶器为研究对象,采用数值模拟的方法研究结晶器上法兰及切缝参数(切缝数目、切缝宽度、切缝长度)对结晶器内部磁场分布的影响规律。
2. 以工业用 $\Phi 178\text{mm}$ 圆坯电磁软接触连铸结晶器为研究对象,采用实验方法研究结晶器上法兰及切缝参数(切缝数目、切缝宽度、切缝长度)对结晶器内部磁场分布的影响规律,并通过低熔点合金热模拟实验,考察切缝参数对结晶器内弯月面变形的影响规律。
3. 确定 $\Phi 178\text{mm}$ 工业用圆坯电磁软接触连铸结晶器的设计参数。
4. 设计并制作内径尺寸为 $213\text{mm}\times 85\text{mm}$ 的两种非均匀切缝矩形坯电磁软接触连铸结晶器;通过磁场测试和热模拟实验考察两种结晶器内磁场分布和弯月面变形的规律,寻找适合板坯电磁软接触连铸技术的 EMCC 结晶器结构。
5. 设计并制作了内径尺寸为 $100\text{mm}\times 100\text{mm}$ 的非均匀切缝方坯电磁软接触连铸结晶器,并进行了低熔点合金的静态和动态凝固传热实验,考察电源功率对结晶器内部磁场分布、弯月面变形、凝固坯壳形貌、三相点位置、结晶器壁温度与热流、熔池温度和结晶器冷却水温度等参数的影响规律。

第2章 不同型式电磁软接触结晶器内磁场特性的研究

2.1 引言

近年来,国内外大量研究结果表明:电磁软接触连铸技术可以明显的改善铸坯的表面质量和内部质量。电磁软接触结晶器内的磁场分布和弯月面行为是该技术的核心内容,很多学者对此进行了大量研究。

针对方坯结晶器而言,前期的研究工作^[65]主要是以均匀切缝结晶器为主,对非均匀切缝的方坯结晶器的研究还少见报导;如果能将这种消除铸坯表面振痕的技术推广到对铸坯质量要求更高的板坯连铸生产中,将具有更大理论意义和经济价值;同时,宝钢和东北大学合作的项目圆坯电磁软接触技术工业化实验所选定的是 $\Phi 178\text{mm}$ 圆坯结晶器,关于切缝数目、切缝长度和切缝宽度等参数还无法确定。因此,本文分别以内径为 $\Phi 178\text{mm}$ 、 $213\text{mm}\times 85\text{mm}$ 和 $100\text{mm}\times 100\text{mm}$ 的电磁软接触连铸结晶器为研究对象,研究了结晶器结构及工艺参数对结晶器内部磁场分布规律的影响规律。

在方坯的磁场测试过程中,首先设计并制作了非均匀切缝大分瓣体结构的方坯结晶器,对其内部磁场进行了分析讨论;考虑到多分瓣体会破坏结晶器强度,甚至发生生产事故等原因,设计并制作了两种切缝形式的矩形电磁软接触连铸结晶器,并和已有的通体切缝矩形坯电磁软接触结晶器进行对比;针对宝钢的电磁软接触连铸技术的工业化实验,本文通过数值模拟和实验研究的方法,重点考察了工业用 $\Phi 178\text{mm}$ 圆坯电磁软接触连铸结晶器的切缝参数对其内部磁场的影响规律,为电磁软接触工业化结晶器的设计提供了重要的理论依据。

2.2 实验设备及方法

2.2.1 主要实验设备及器材

(1) 电磁软接触连铸平台,如图 2.1 所示。

(2)ISP-200kW 全固态超音频电源,如图 2.2 所示,该电源可施加高达 200 kW 的电源功率,输出 10 kHz~50 kHz 的高频交变电流。

(3) 电压频率显示仪及测试探头。

(4) 不同形状电磁软接触连铸结晶器及配套载流线圈。

(5) 水冷不锈钢模拟物。



图 2.1 电磁软接触连铸平台图

Fig. 2.1 Schematic of electromagnetic soft-contact continuous casting platform

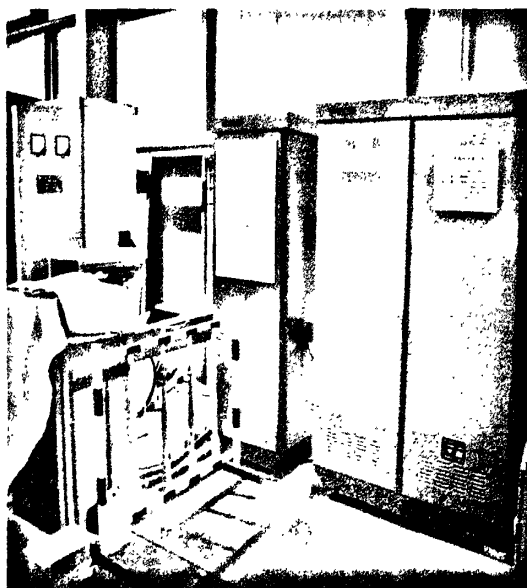


图 2.2 ISP-200kW 全固态超音频电源设备图

Fig. 2.2 Photo of high frequency electric power unit

2.2.2 磁场测试方法及测试位置的选择

本实验采用小线圈法对结晶器内部的磁场进行测量。根据下面的公式即可求出垂直方向上的磁感应强度：

$$B_z = E / (4.44 f \cdot W \cdot S) \quad (2-1)$$

其中：

E 为感应电动势（V）； f 为电磁场频率（Hz）； W 为小线圈的匝数； S 为小线圈的有效面积（ m^2 ）。

使用小线圈法测量交变磁场简便可行，可以直接利用探测线圈中随被测磁场的交变磁感应强度所产生的感应电动势。如果交变磁感应强度曲线对于时间轴是对称的，测定磁感应强度的瞬时值应该是对感应电动势进行积分，积分时间为半周期：

$$\frac{2}{T} \int_0^{\frac{T}{2}} e dt = -\frac{2NS}{T} \int_0^{\frac{T}{2}} dB_0 \quad (2-2)$$

则感应电动势的平均值为：

$$E_{aver} = 4 f N S B_{0m} \quad (2-3)$$

其中 f 为磁感应强度的变化频率； B_{0m} 为磁感应强度的最大值。由上式可以得到：

$$B_{0m} = \frac{E_{aver}}{4 f N S} \quad (2-4)$$

在磁场测试过程中，应选取具有代表性的位置作为测试点。针对 $\Phi 178mm$ 工业用圆坯电磁软接触连铸结晶器而言，选取切缝位置附近和分瓣体中心位置附近作为测试点，如图 2.3（a）所示；针对于非均匀切缝 $100mm \times 100mm$ 方坯电磁软接触连铸结晶器而言，分别选取大分瓣体中心、大分瓣体切缝、大分瓣体邻侧切缝、大分瓣体对侧切缝、大分瓣体对侧分瓣体中心和方坯结晶器角部作为测试点，如图 2.3（b）所示；针对非均匀切缝 $213mm \times 85mm$ 矩形坯电磁软接触连铸结晶器而言，分别选取切缝窄面角部、切缝窄面的切缝位置、切缝窄面的分瓣体中心位置、宽面中心、非切缝窄面角部和非切缝窄面中心作为测试点，如图 2.3（c）所示。

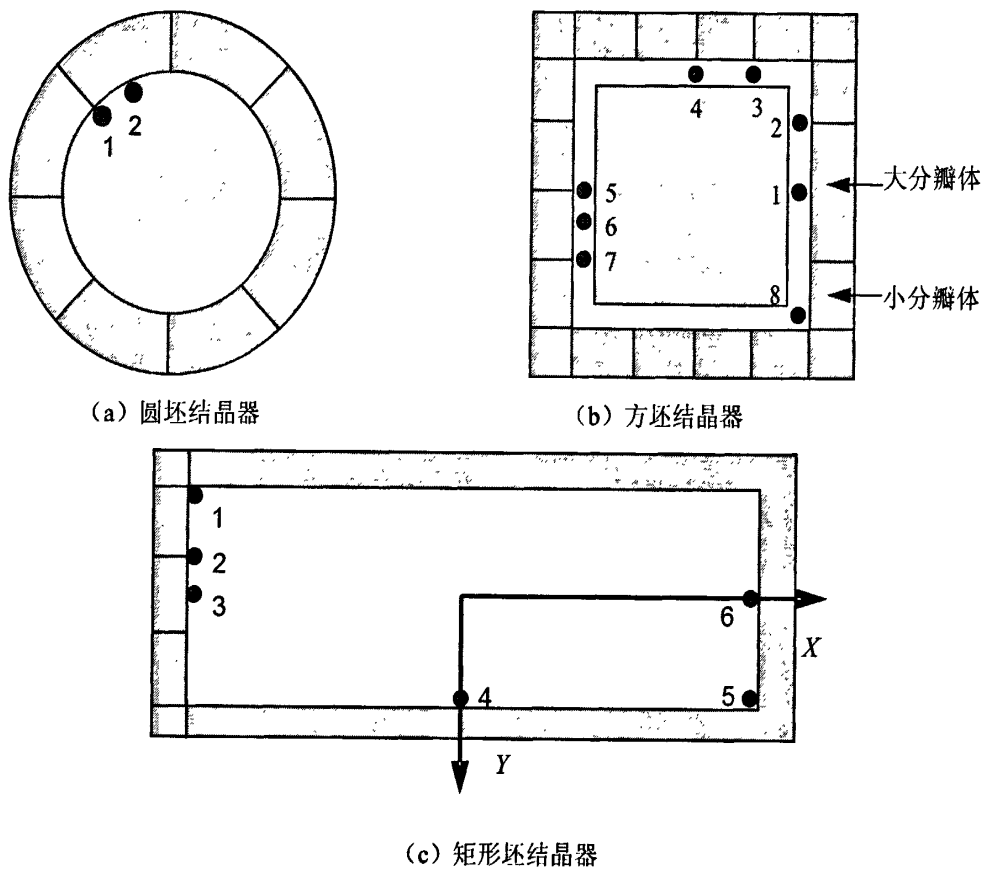


图 2.3 磁场测试特征位置的选择

Fig. 2.3 Schematic of testing site

2.2.3 磁场测试条件的选择

圆坯、矩形坯和方坯电磁软接触连铸结晶器磁场测试过程中基本测试参数分别如表 2.1、表 2.2、和表 2.3 所示。

表 2.1 圆坯磁场测试主要参数及实验条件

Table 2.1 Experiment parameters

项目	数值
结晶器内径, mm	Φ178
感应线圈匝数	5
结晶器高度, mm	780
结晶器壁厚, mm	13
电磁场频率, kHz	30

结晶器切缝数目	24/32
结晶器切缝宽度, mm	0.3/0.5
结晶器切缝长度, mm	100/130/160
线圈高度, mm	90
线圈内径, mm	220
水冷不锈钢模拟物尺寸, mm	Φ 175×300
线圈顶端距结晶器口距离, mm	50
水冷不锈钢模拟物顶部距结晶器口部距离, mm	95
不锈钢盖板尺寸, mm	800×800×4
电源功率, kW	50/90/150

表 2.2 矩形坯磁场测试主要参数及实验条件
Table 2.2 Parameters of the measurement apparatus

项目	数值
结晶器内径, mm	213×85
感应线圈参数	5 匝; 内径 160mm×288mm; 高度: 80mm
探测小线圈参数	外径: Φ3 mm 匝数: 25
不锈钢模拟物参数	外径 183mm×55mm; 高度: 300mm
电源参数	250kW/18.4kHz, 250kW/24.7kHz, 250kW/40.7kHz

表 2.3 方坯磁场测试主要参数及实验条件
Table 2.3 Parameters of the measurement apparatus

名称	参数
结晶器内腔尺寸, mm	100×100
电磁场频率, kHz	25
结晶器分瓣数	19
结晶器高度, mm	400
感应线圈匝数 (n)	5
结晶器切缝宽度, mm	0.5
结晶器切缝长度, mm	400
线圈高度, mm	92
电源功率 (P), kW	11.2; 37.8; 64.6
水冷不锈钢容器尺寸, mm	76×76×250
模拟弯月面高度, mm	15
线圈顶端距结晶器上沿距离, mm	53
模拟物上沿距1/4线圈高度之间距离Δh, mm	-34; 0; 36
冷水冷却水量, m ³ /h	5.9545

2.3 结果及讨论

2.3.1 方形结晶器内磁场分布规律

本文设计并制作了 100mm×100mm 通体切缝电磁软接触连铸结晶器，该结晶器具有非均匀切缝（非等大小分瓣体）特征，大分瓣体的尺寸为小分瓣体尺寸的 2 倍，如图 2.3（b）所示，以此非均匀切缝结构的结晶器为研究对象，重点研究了分瓣体尺寸、自由液面位置、电源功率等参数对磁场分布的影响规律。

2.3.1.1 非均匀切缝方坯结晶器内磁场分布的基本规律

当 $\Delta h=0\text{mm}$ ，电源功率为 64.6kW 时，方坯结晶器内各位置的磁感应强度分布如图 2.4 所示。如图可见，结晶器内不同测试位置的磁感应强度沿拉坯方向上的分布规律基本相同；沿拉坯方向均出现了两个峰值，第一个峰值出现在结晶器口部，第二个峰值出现在自由液面略偏下位置，距结晶器顶部约为 100mm 处，且第二个峰值为磁感应强度曲线上的最大值。结晶器口部出现峰值主要是由于磁力线从结晶器口部进入到结晶器，并与从切缝处进入的磁力线相互叠加，因此在结晶器口部出现了一个峰值；在弯月面偏下位置，结晶器内部的磁感应强度分布主要是依靠从结晶器切缝处渗透进去的磁场在弯月面偏下位置形成了第二个峰值，并在结晶器下部磁感应强度迅速下降。

图 2.5 反映的是在 $\Delta h=0\text{mm}$ ，电源功率为 64.6kW 时，距结晶器口部 100mm

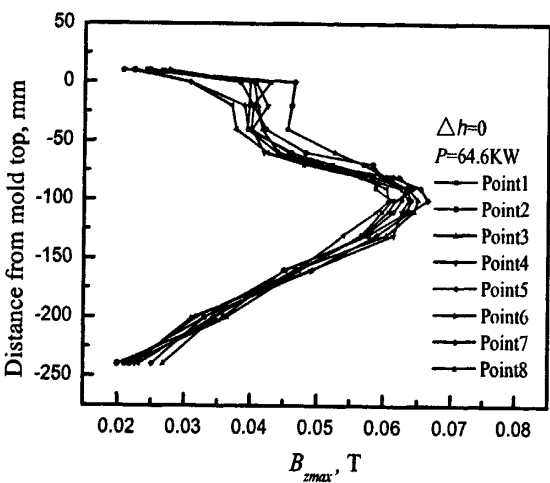


图 2.4 结晶器内部不同测试点纵向磁感应强度分布

Fig. 2.4 Distribution of magnetic flux density along z axis in different test point

位置上各测试点的磁感应强度分布。由图可见，在该位置上，该结晶器的周向上磁场分布比较均匀，各位置在数值上差异不超过 0.01T。

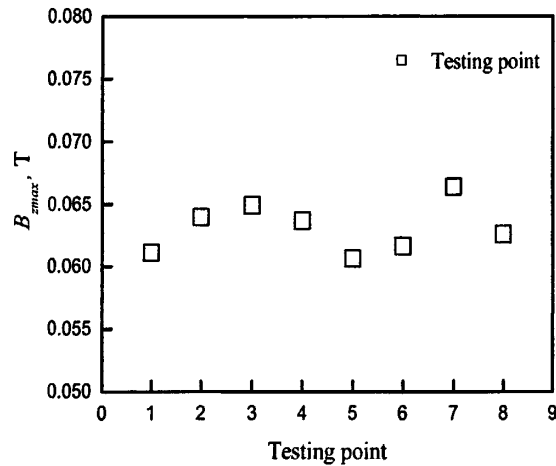


图 2.5 磁场周向均匀性比较

Fig. 2.5 Distribution of magnetic flux density along mold inner wall

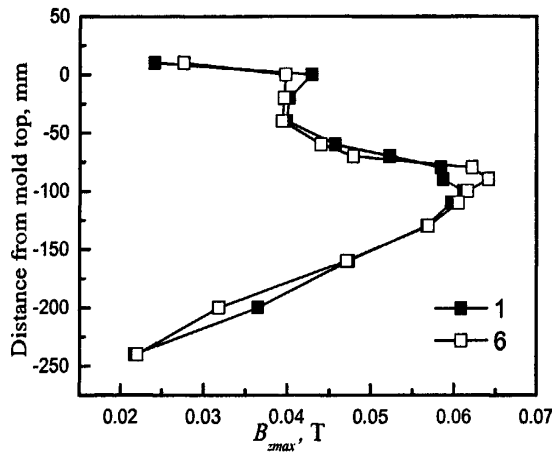


图 2.6 不同位置纵向磁感应强度比较

Fig. 2.6 Distribution of magnetic flux density on different positions

图 2.6 反映的是在 $\Delta h=0\text{mm}$ ，电源功率为 64.6kW 时，大分瓣体中心和小分瓣体中心沿拉坯方向上的磁场分布规律。由图可见，小分瓣体中心处的磁感应强度略大于大分瓣体中心处磁感应强度，这是由于分瓣体的尺寸决定的。同样结果，可以分别比较小分瓣体和大分瓣体中心和其对应切缝位置处的磁感应强度，如图 2.7 和图 2.8 所示。可以看出，对于小分瓣体而言，沿拉坯方向上，其磁感应强度值要大于对应切缝位置处的磁感应强度值；而对大分瓣体而言，大分瓣体中心处切缝处的磁感应强度值比大分瓣体中心处的大；这主要是由于磁场在小分瓣体中

心处产生了叠加所造成的。

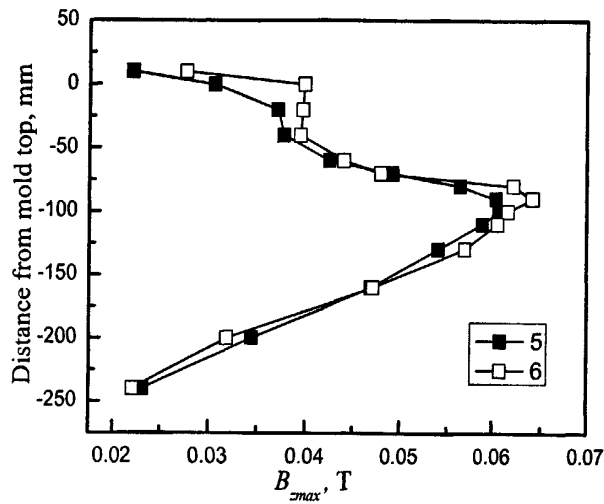


图 2.7 不同位置磁感应强度比较
Fig. 2.7 Distribution of magnetic flux density on different positions

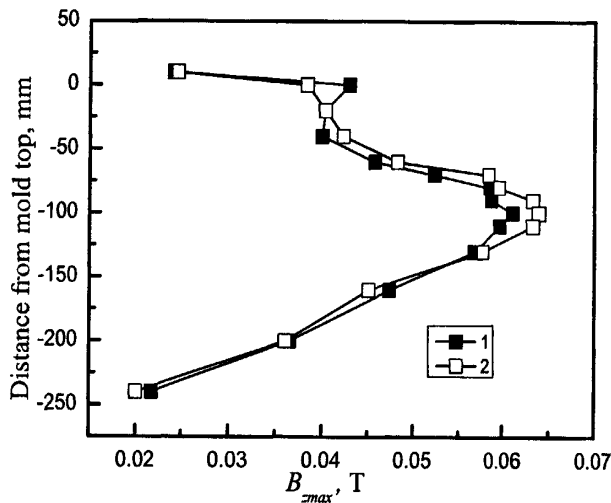


图 2.8 不同位置磁感应强度比较
Fig. 2.8 Distribution of magnetic flux density on different positions

2.3.1.2 自由液面位置对电磁软接触结晶器内电磁特性的影响

图 2.9 所示为自由液面位置不同时结晶器内大分瓣体中心处沿拉坯方向上磁感应强度的变化规律。由图可见，在大分瓣体中心处，磁感应强度沿拉坯方向上呈现双峰分布。当液态金属的自由液面位置发生变化时，在沿拉坯方向上磁感应强度最大值出现的位置及大小都发生变化。如图 2.9 所示，当自由液面上升时，磁

感应强度最大值出现的位置随之上升，最大磁感应强度值随之增大，而且磁场的有效作用范围同时增大。

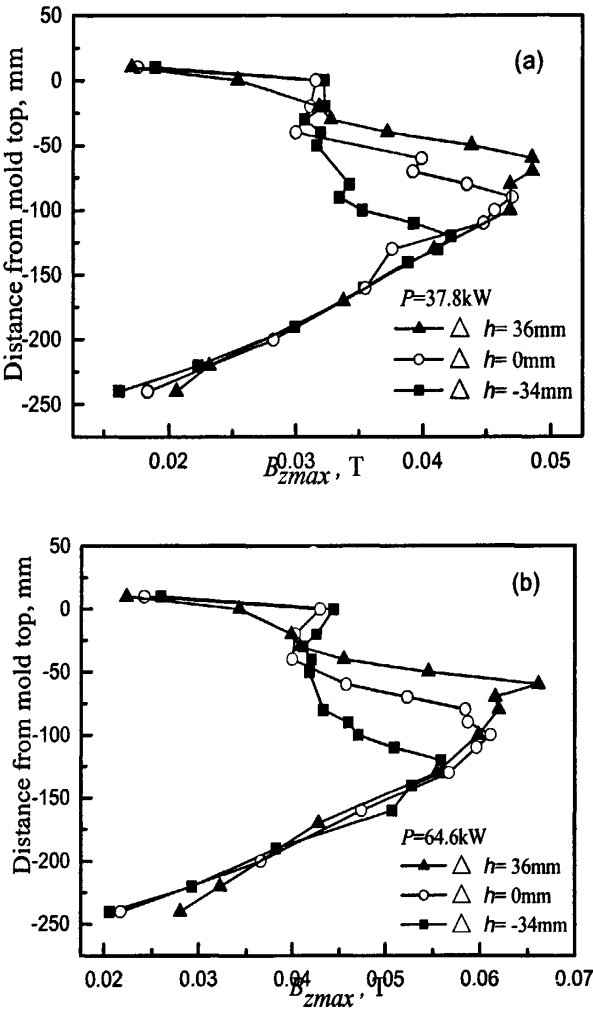


图2.9 自由液面位置对拉坯方向上磁感应强度分布的影响
(a) $P=37.8kW$ (b) $P=64.6kW$

Fig. 2.9 Influence of liquid free surface on magnetic flux density along casting direction

Δh 对磁场分布规律的影响表明：对于相同的电源功率而言，当模拟物位于线圈上沿附近时，在结晶器内部所产生的磁感应强度最大。因此在使用高频电源进行电磁软接触连铸时，应该使铸坯的初始凝固区域位于线圈的上沿附近，这样既有利于铸坯的凝固成型，又有利于能量的节约，提高了生产效率，增强软接触效果。

2.3.1.3 电源功率对电磁软接触结晶器内电磁特性的影响

如图 2.10 为当 $\Delta h=0$ mm，电源功率分别为 37.8kW 和 64.6kW 时，不同功率下结晶器内不同位置处的磁感应强度分布。

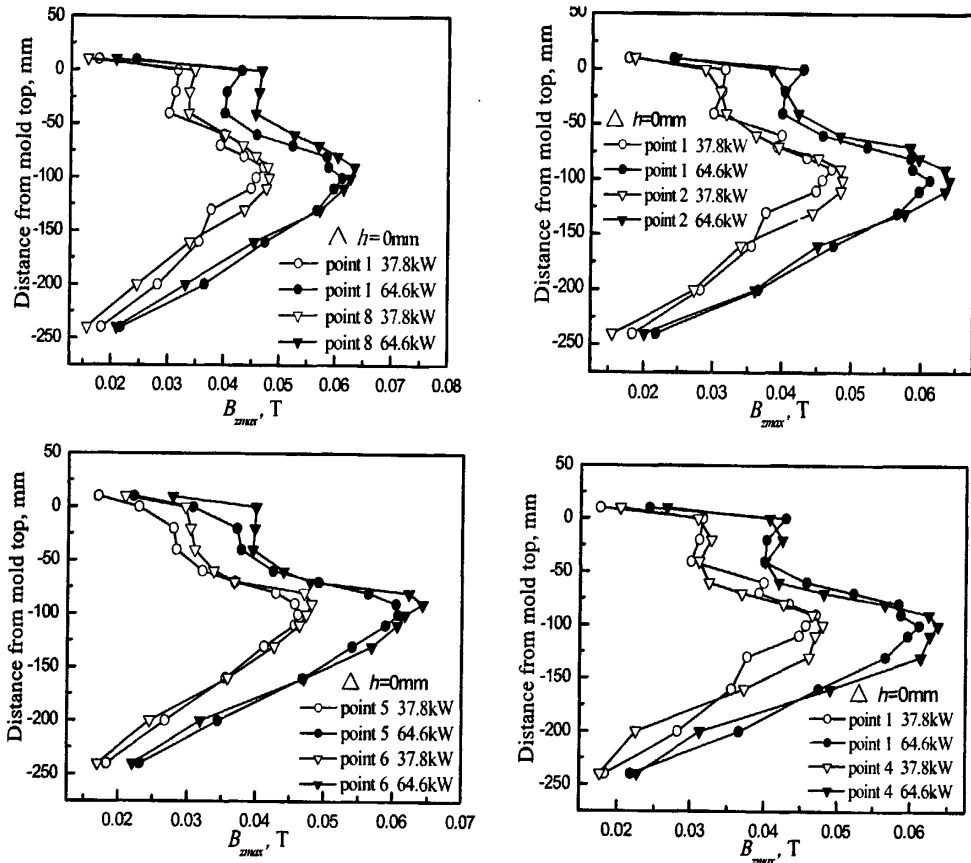


图2.10 不同测试点磁感应强度分布比较

Fig. 2.10 Distribution of magnetic flux density of in different testing point

通过比较可知：结晶器内沿拉坯方向上磁场分布规律基本相同，且同时出现两个峰值，两个峰值出现的位置基本相同；电源功率增大，磁感应强度随着增大，但不改变结晶器内部的磁场分布规律。当电源功率较低时，磁感应强度较小，且磁场分布比较均匀，且该均匀区范围比较大；随着电源功率的增大，结晶器内磁感应强度也随之增加，特别是线圈中心附近的磁场增加较为明显，然而，磁场的纵向分布趋于不均匀，即相对均匀区域变得更窄。可见，电源功率过大将不利于纵向磁场的均匀化。

实验中电源功率和电磁感应线圈电流的对应关系如图 2.11 (a) 所示。可以看出，电源功率越大，感应线圈电流越大，并呈平方的对应关系，通过数量较多的

测试点可以拟合出电源功率和感应线圈的关系式，为软接触实验过程中功率的选取提供理论依据；图 2.11(b)所反映的是当 $\Delta h=0\text{mm}$ 时，在电源功率分别为 11.2kW、37.8kW、64.6kW 情况下，结晶器内各点沿拉坯方向上磁感应强度最大值的变化情况。可以看出，结晶器内磁感应强度的最大值随着电源功率的而显著上升。

图 2.11 (c) 反映的是大分瓣体中心处和小分瓣体中心处磁感应强度的最大值随电源功率的变化规律。可以看出，当电源功率增大时，大分瓣体中心处的磁感应强度值和小分瓣体中心处的磁感应强度值沿拉坯方向上的最大值也增大，随着电源功率的增大，两者的差值逐渐减小；如图 2.11 (d) 所示，而当电源功率增大到 64.6kW 时，该两位置磁感应强度的差值为 0.0005T，即两位置的磁感应强度的最大值基本相等。

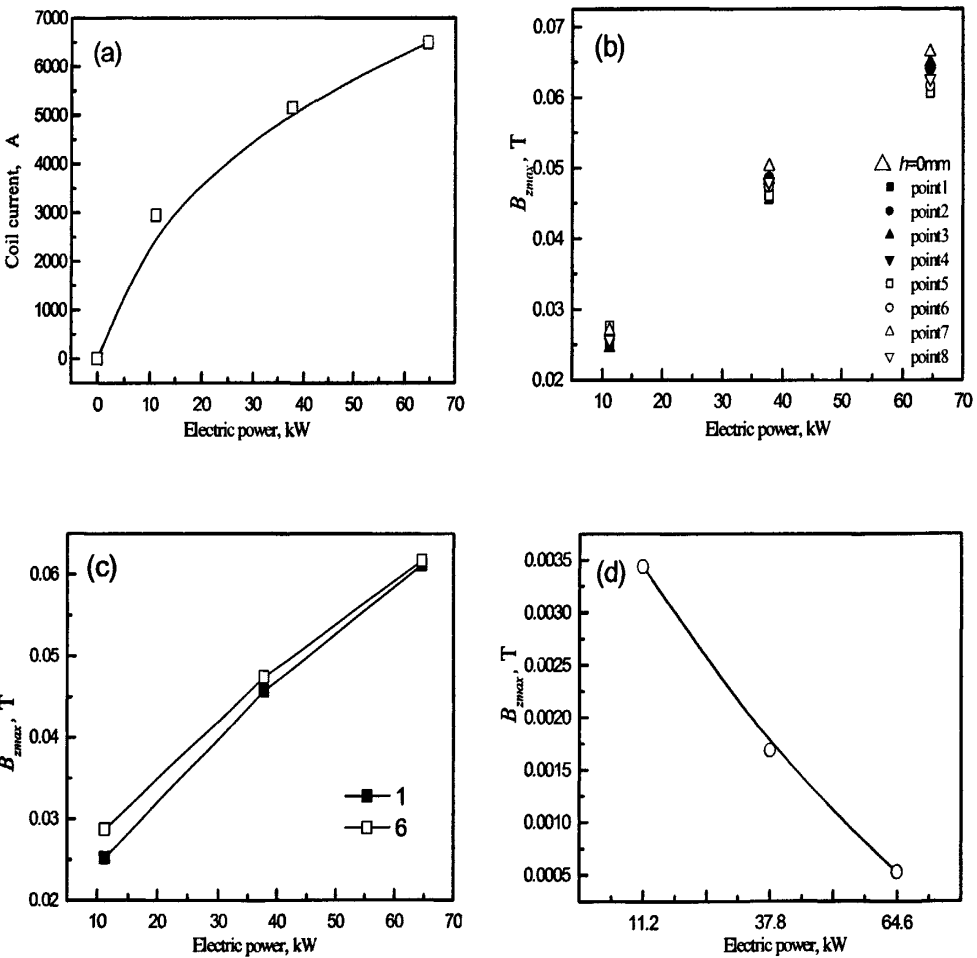
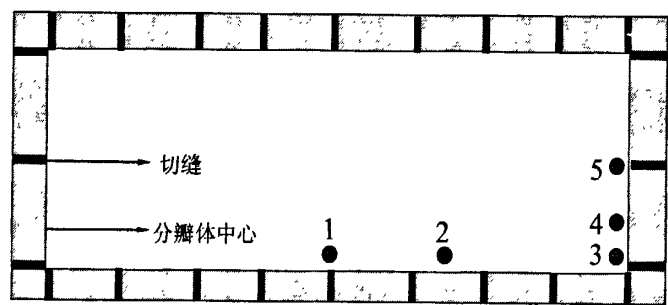


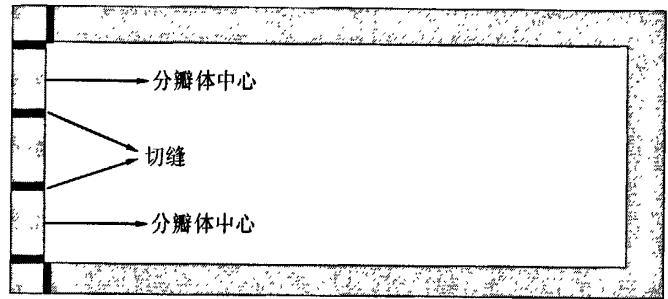
图2.11 不同电源功率时磁感应强度分布
Fig. 2.11 Influence of electric power on magnetic flux density

2.3.2 矩形结晶器内磁场分布规律

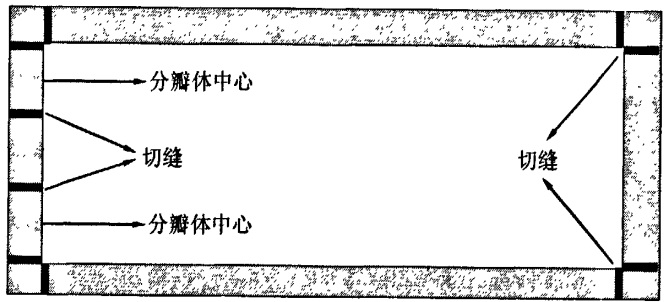
实验所用的矩形电磁软接触连铸结晶器 A 为 240mm×60mm 通体切缝矩形电磁软接触连铸结晶器，其磁场测试点和结晶器结构如图 2.12（a）所示。



(a) 矩形结晶器 A



(b) 矩形结晶器 B



(c) 矩形结晶器 C

图 2.12 三种矩形结晶器结构示意图
Fig.2.12 sketch of three kinds of EMCC mold

单侧窄面切缝矩形结晶器 B 的内径尺寸为 213mm×85mm，在其中一侧两个角部位置布置 4 条通体切缝，并将角部对应窄面布置 2 条部分切缝，其起始位置距离结晶器口部 50mm，切缝长度为 160mm，其它三个面没有切缝，其结构示意图见图 2.12（b）所示；

考虑到生产中板坯结晶器具有较大的长宽比，为保证结晶器内磁场的均匀性，对结晶器 B 进行了改进，即在切缝窄面对称面的角部增加了 4 条通体切缝，从而形成了结晶器 C。其结构见图 2.12（c）所示。

2.3.2.1 矩形软接触结晶器内磁场分布规律

图 2.13 所示的是结晶器 A 中不同位置处沿拉坯方向上的磁场分布规律。由图可见，结晶器内沿拉坯方向出现了双峰现象；该种均匀切缝电磁软接触结晶器内

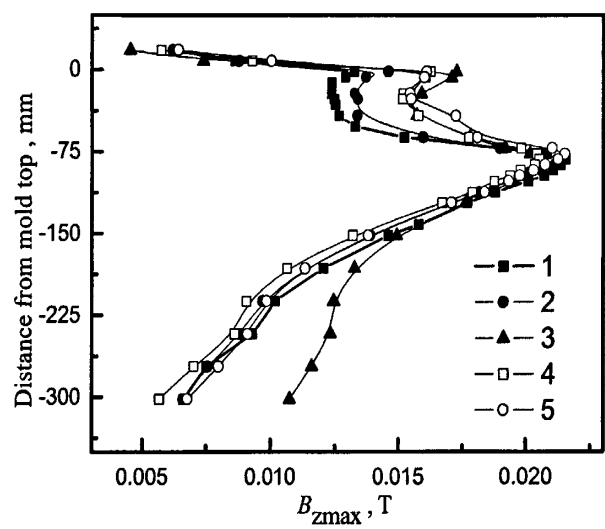


图 2.13 结晶器 A 内部不同测试点纵向磁感应强度分布
($f=45\text{kHz}$, $P=26.6\text{kW}$, $h_{\text{coil}}=35\text{mm}$, $\Delta h=0$)

Fig.2.13 Distribution of magnetic flux density along casting direction in mold A

部磁感应强度分布比较均匀，在一定的功率的情况下，该结晶器在线圈有效作用范围内磁感应强度的分布比较均匀，各测试位置纵向上的磁感应强度的最大值和最小值之间仅差 0.03T 左右。

图 2.14 为频率、功率、 h_{coil} （结晶器口部和线圈上沿的相对位置）和 Δh （模拟物自由表面和线圈中心的相对位置）都保持不变的情况下，矩形软接触结晶器 B 内部不同测试位置处沿拉坯方向上的磁感应强度分布规律。

可以看出，各个测试位置沿拉坯方向上都出现了两个峰值：第一个峰值出现在结晶器的上沿附近，这主要是由于结晶器对磁场的屏蔽作用，闭合的磁力线总会优先选择磁导率高的介质作为通道，因此，在结晶器的口部，磁力线条数较多，磁通量大；磁感应强度将在线圈的中心附近出现最大值；由电磁感应定律可知，

在载流感应线圈中心位置上，由变化的电流产生的磁场最强，中心偏上或者中心偏下位置，磁场呈衰减趋势。整个磁场的纵向分布在结晶器口部位置，测试点 1 至 6 处的磁感应强度基本相同；但在线圈的有效作用范围内，由图 2.14 可知，切缝窄面特征位置的磁感应强度要大于不切缝窄面特征位置的磁感应强度，在负载

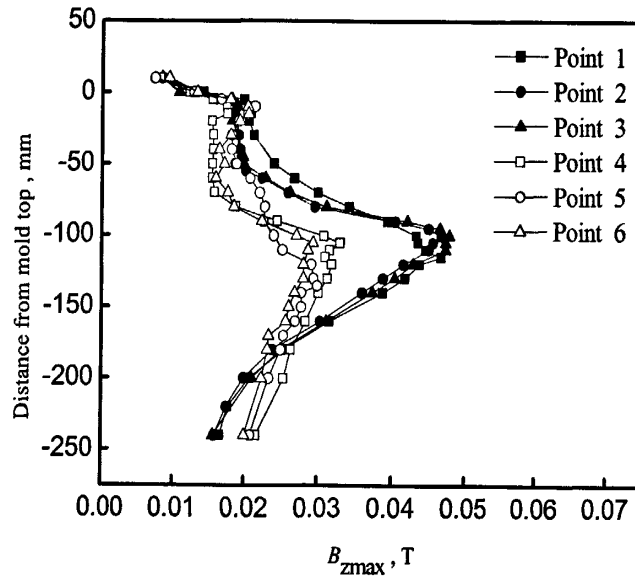


图 2.14 结晶器 B 内部不同测试点纵向磁感应强度分布
($f=24.7\text{kHz}$, $P=52\text{kW}$, $h_{\text{coil}}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)

Fig.2.14 Distribution of magnetic flux density along z axis in mold B

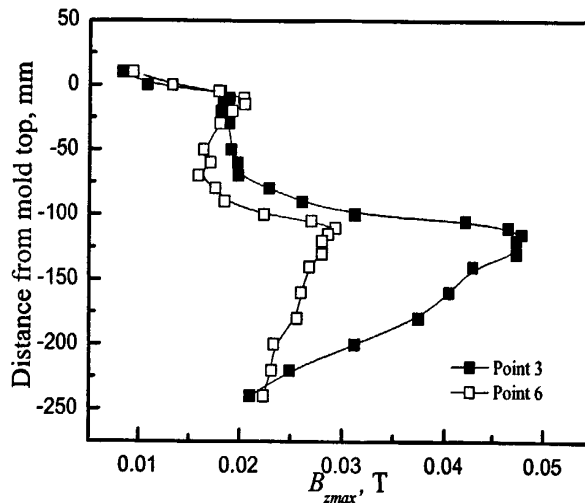


图 2.15 结晶器 B 内部不同测试点纵向磁感应强度分布
($f=24.7\text{kHz}$, $P=52\text{kW}$, $h_{\text{coil}}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)

Fig.2.15 Distribution of magnetic flux density along casting direction in mold B

时，这说明结晶器 B 内部磁场具有不均应性，切缝的窄面较强，不切缝的窄面较弱的磁感应强度大约为切缝窄面的 60%左右，如图 2.15 所示。

图 2.16 为在电源频率、电源功率、 h_{coil} 和 Δh 一定的情况下，矩形软接触结晶器 C 内部不同测试位置处的磁场沿拉坯方向上的分布规律。可以看出，针对在结

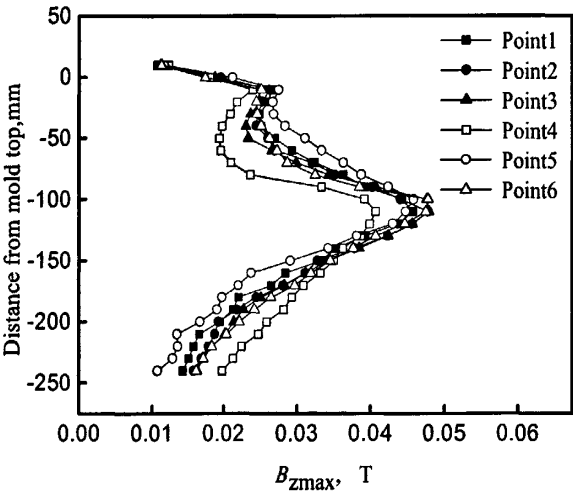


图 2.16 结晶器 C 内部不同测试点纵向磁感应强度分布
($f=24.7\text{kHz}$, $P=45\text{kW}$, $h_{coil}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)

Fig.2.16 Distribution of magnetic flux density along z axis in mold C

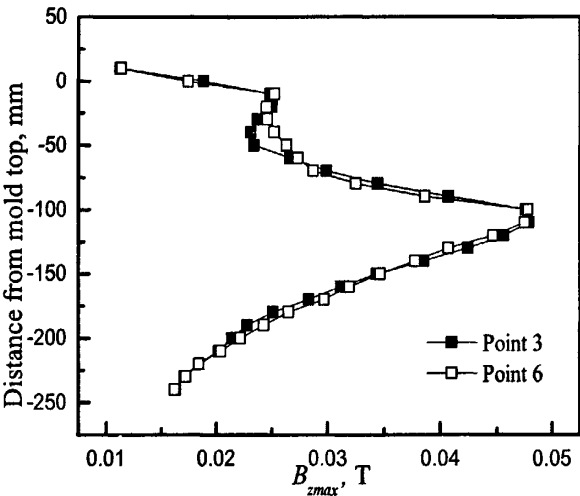


图 2.17 结晶器 C 内部不同测试点纵向磁感应强度分布
($f=24.7\text{kHz}$, $P=45\text{kW}$, $h_{coil}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)

Fig.2.17 Distribution of magnetic flux density along z axis in mold C

晶器 B 的不切缝窄面角部布置切缝后，形成的结晶器 C 而言，不同测试位置处，其沿拉坯方向上的的磁场分布规律基本相同；且最大值都出现在线圈中心附近；

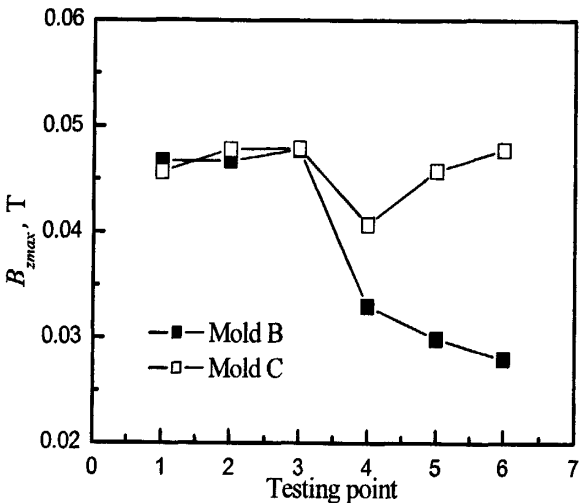


图 2.18 磁场周向均匀性比较
Fig. 2.18 Distribution of magnetic flux density along mold inner wall

同时，在线圈高度范围内，磁场的分布比较均匀。图 2.17 反映的是切缝窄面中心和不切缝窄面中心磁感应强度的对比图，此时，不切缝窄面的磁场已经有了大幅提高。图 2.18 反映的是距离结晶器口部 110mm 处，结晶器内不同位置磁场的分布状况。可以看出，针对结晶器 C 而言，其内部的磁感应强度比较均匀，在电源功率为 45kW 时，结晶器内沿拉坯方向上的磁感应强度的最大值在 0.045T 左右，已经可以实现软接触效果。

针对结晶器内部磁场大小和均匀性而言，可以采用非均匀切缝的方法来获得比较均匀的结晶器内磁场，减小了对传统结晶器的破坏，保证了结晶器的强度，这对电磁软接触连铸技术在矩形坯甚至板坯上的推广有重要意义。

2.3.2.2 线圈相对位置对电磁软接触结晶器内电磁特性的影响

图 2.19 反映的是结晶器 A 内宽面中心处沿拉坯方向上的磁场分布规律，可以看出，当线圈的相对位置发生变化时，结晶器内沿拉坯方向上的磁感应强度的最大值出现的位置也随之变化，随着线圈的下移，整个结晶器内部的磁场分布趋势也同时向下移动，同时其磁感应强度的最大值也逐渐减小。

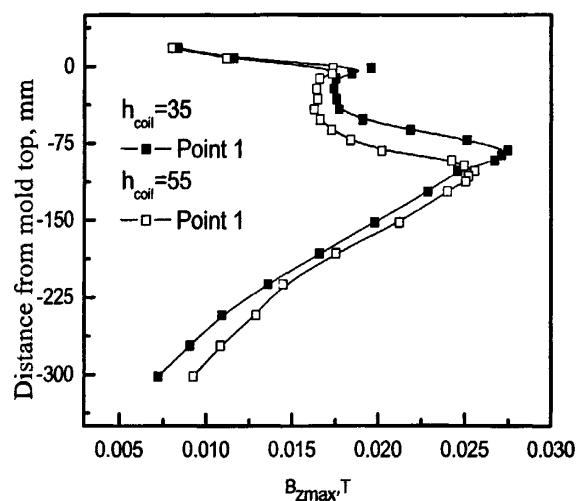


图 2.19 线圈和结晶器的相对位置 12kHz 对其内部磁场纵向的影响
($\Delta h=0$, $P=25.5\text{kW}$)

Fig.2.19 The influence of relative position with the coil and the mold
on magnetic flux density along casting direction

图 2.20 为 h_{coil} 对切缝窄面中心位置上沿拉坯方向上磁场分布规律的影响。可以看出，当 $h_{coil}=50\text{mm}$ 时，结晶器 B 内部纵向上磁感应强度的最大值出现在距结晶器口部 95mm 处，这个位置是线圈中心偏下 5mm 的位置，当 $h_{coil}=90\text{mm}$ 和 110mm 时，结晶器内部纵向上磁感应强度的最大值出现的位置发生了下移至距结晶器口

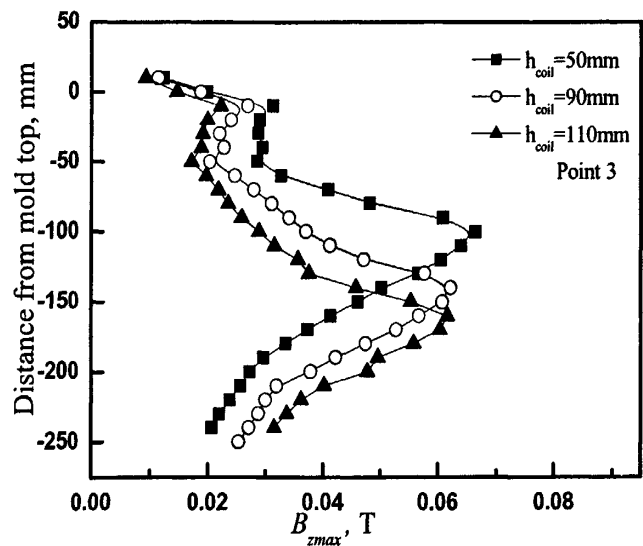


图 2.20 h_{coil} 对测试位置 3 拉坯方向上磁场分布规律的影响 ($P=62\text{kW}$)

Fig.2.20 Influence of h_{coil} on magnetic flux density along casing direction

部 145mm（线圈中心偏下 10mm），170mm（线圈中心偏下 20mm）处；同时，随

着线圈的下移，沿拉坯方向上最大磁感应强度逐渐减小。

从图 2.21 中可以看出，当结晶器中的钢液表面和线圈中心的相对位置 Δh 发生改变时，结晶器内的这种分布规律不会发生变化。因此，当电源功率和电源频率保持不变时，线圈应该尽量靠近结晶器口部安装，这样有利于增强结晶器内部的磁感应强度，从而增大电磁压力，有利于铸坯软接触过程的实现。

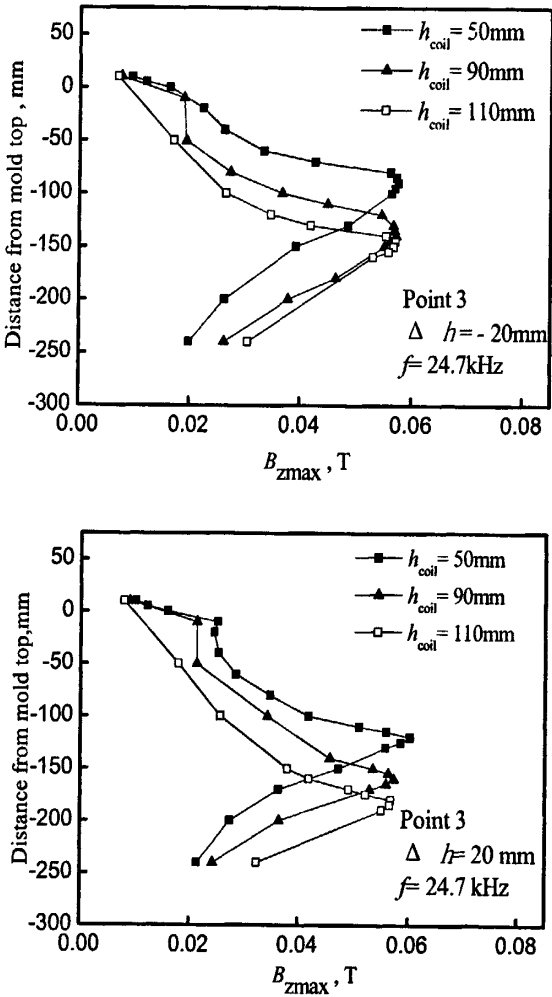


图 2.21 h_{coil} 对测试位置 3 拉坯方向上磁场分布规律的影响 ($P=62\text{kW}$)
Fig.2.21 Influence of h_{coil} on magnetic flux density along casing direction

图 2.22 是针对矩形结晶器 C 而言， h_{coil} 对测试位置 2 处的拉坯方向上的磁场分布规律的影响曲线。

可以看出，当结晶器结构发生变化时， h_{coil} 对结晶器内的沿拉坯方向上的磁场分布规律不变；同时，不论 Δh 如何变化，当 $h_{coil}=50\text{mm}$ 的磁感应强度的峰值最大；

且沿拉坯方向上的峰值都出现在线圈中心偏下位置；在线圈高度范围内，磁场的分布比较均匀。

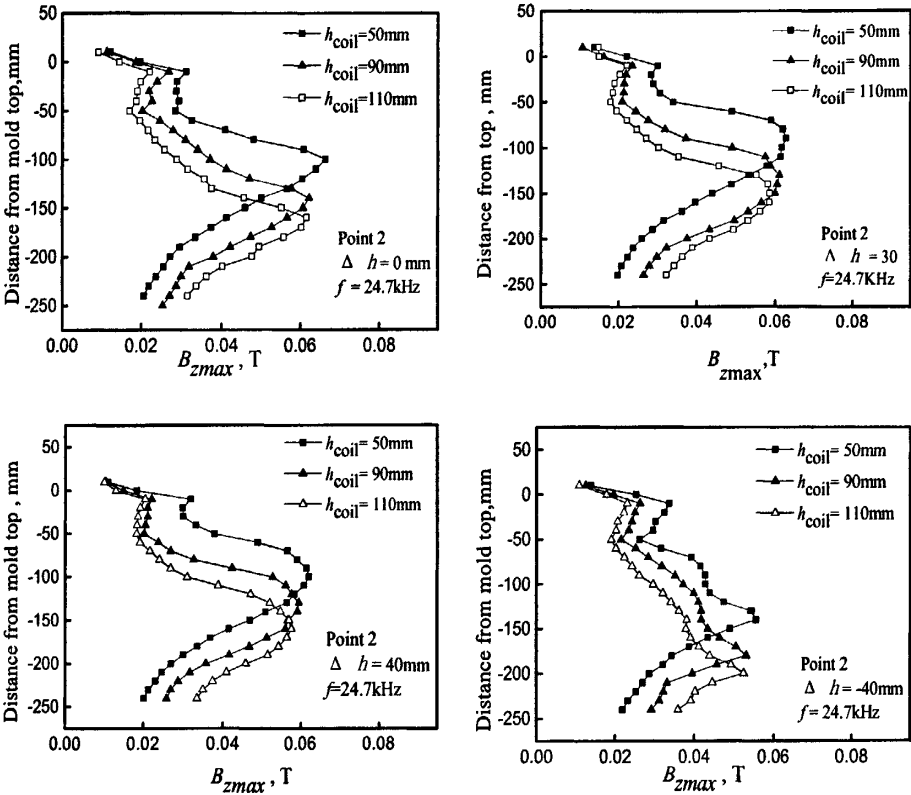


图 2.22 h_{coil} 对 2 点沿拉坯方向上磁场分布规律的影响 ($f=24.7\text{kHz}$, $P=72\text{kW}$)

Fig. 2.22 Influence of h_{coil} on magnetic flux density along casting direction

2.3.2.3 自由液面相对位置对电磁软接触结晶器内电磁特性的影响

自由液面的相对位置是一个重要参数。就磁场测试而言，它直接关系到结晶器内部磁感应强度最大值出现的位置和峰值的大小，当钢液和磁感应线圈处在不同位置时，将在很大的程度上影响到作用于弯月面与铸坯初始凝固区域的磁场分布特性。

图 2.23 反映的是结晶器 A 内当电磁软接触连铸结晶器内部的熔融金属自由表面和线圈中心的相对位置发生变化时，其内部磁场最大值出现的位置也会发生相应变化。而且，由图 2.23 中可知，当负载模拟物和线圈上沿的相对位置发生变化时，结晶器内部的磁感应强度的最大值也随之发生变化。随着自由表面的降低，

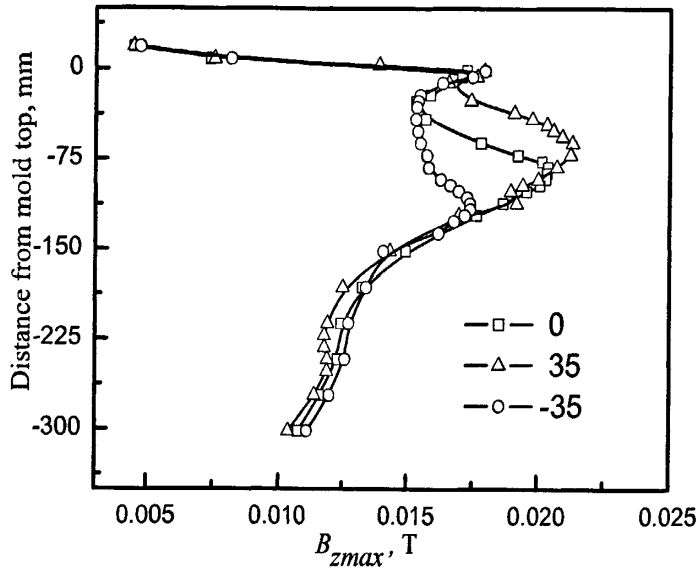


图 2.23 不同 Δh 时结晶器在 3 点磁场分布规律
($f=45\text{kHz}$, $P=25.5\text{kW}$, $h_{coil}=35\text{mm}$)

Fig2.23 Influence of different Δh on magnetic flux density along z axis

磁感应强度最大值出现位置下移，最大磁感应强度逐渐减小。

图 2.24 是结晶器 B 内 Δh 对测试位置 3 处沿拉坯方向上的磁场分布规律的影响。由图可知，当结晶器内部的熔融金属的自由液面和线圈中心的相对位置发生变化时，其内部磁场强度最大值也会发生相应变化。当 $\Delta h=0\text{mm}$ 时，结晶器内的磁感应强度的峰值最大；随着钢液自由表面位置从线圈中心位置上移或下移，最大磁感应强度都逐渐减小，纵向的磁感应强度的最大值出现位置也随之上移或下移。 Δh 对磁场分布规律的影响表明，对于相同的电源功率而言，当模拟物自由表面位于线圈中心位置时，在结晶器内部所产生的磁感应强度最大。因此，在使用高频电源进行电磁软接触连铸实验时，应该使钢液自由表面靠近线圈中心位置，这样有利于达到实验的效果。

图 2.25 是矩形结晶器 C 中，不同 Δh 时对测试位置 2 的沿拉坯方向上的磁场分布规律的影响曲线。可以看出，当不同 Δh 变化时，和结晶器 A 磁场分布规律相同，结晶器内磁感应强度的峰值及其出现位置会发生变化；当 $\Delta h=0\text{mm}$ 时，磁感应强度最大；在感应线圈的有效作用范围内，沿拉坯方向上磁感应强度分布比较均匀，且磁感应强度较大。在实际浇铸过程中，应将液面保持在线圈高度中心附近，这样有利于实现软接触效果。

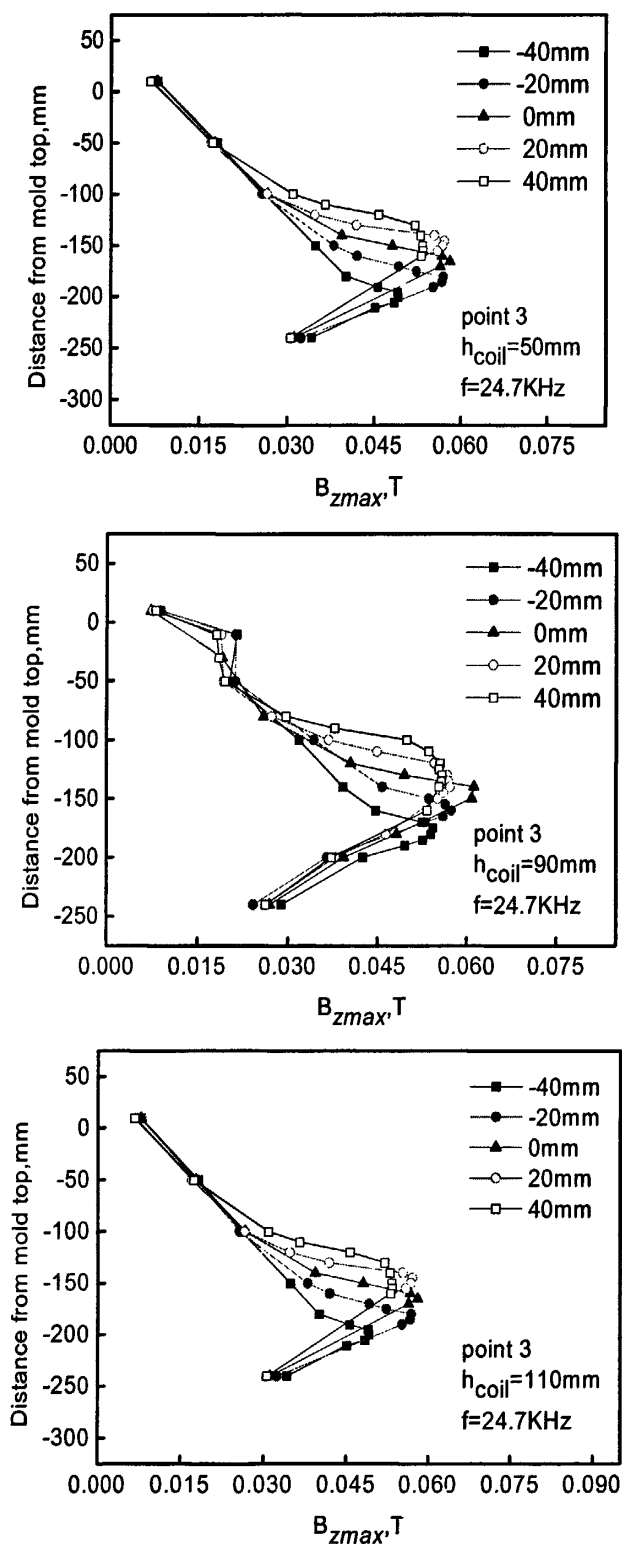


图 2.24 不同 Δh 时 3 点的磁场纵向分布规律
($f=24.7\text{kHz}$, $P=62\text{kW}$)

Fig.2.24 Influence of different Δh on magnetic flux density along z axis

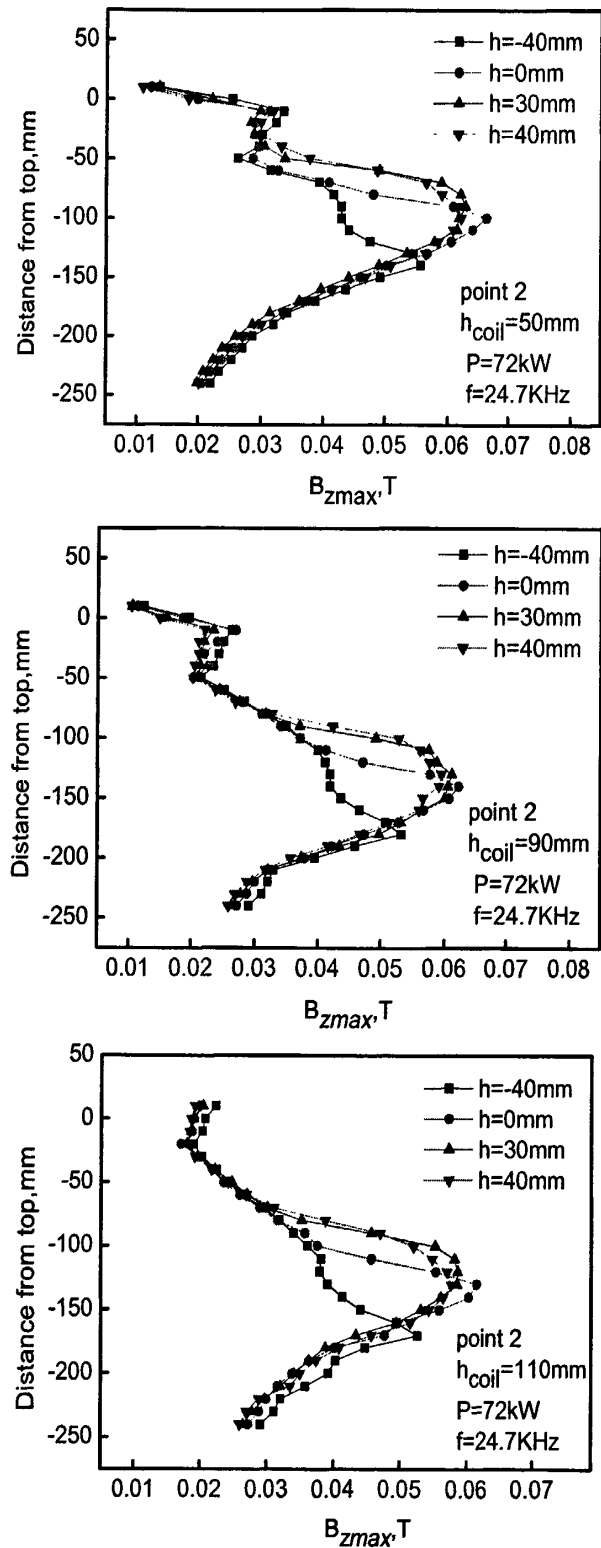


图 2.25 不同 Δh 时 2 点的磁场纵向分布规律
($f=24.7\text{kHz}$, $P=72\text{kW}$)

Fig. 2.25 Influence of different Δh on magnetic flux density along z axis

2.3.2.4 电源功率对电磁软接触结晶器内电磁特性的影响

针对于结晶器 A 而言, 电源功率对结晶器宽面中心附近沿拉坯方向上的磁场分布规律的影响如图 2.26 所示。由图可知, 当电源功率增大时, 结晶器内部的磁感应强度增大。此时, 熔融金属表面所受到的电磁压力增大。但由于在实验中钢坯模拟物的形状决定了结晶器内部磁力线的分布情况, 所以在不同的电源功率条件下, 功率的变化, 只能改变结晶器内部的磁感应强度的大小, 并不改变结晶器内部的磁场分布规律。

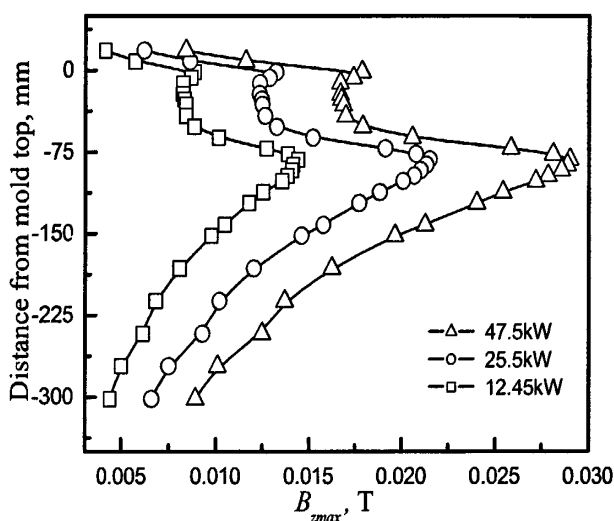


图 2.26 不同电源功率对 1 点纵向磁场影响

($f=45\text{kHz}$, $h_{coil}=35$, $\Delta h=0$)

Fig.2.26 Influence of input power on magnetic flux density along z axis

图 2.27 反映的是在不同电源功率的条件下, 矩形结晶器 B 内 6 个测试位置沿拉坯方向上的磁场分布规律。

可以看出, 外加电源功率变化, 不影响结晶器内部磁场分布的规律, 只改变结晶器内磁感应强度的大小; 这是由于结晶器内部磁力线的分布情况是由结晶器内水冷模拟物所决定的。电源功率较小时, 结晶器内磁感应强度较小, 磁场分布比较均匀, 磁场的有效作用范围比较大; 随着电源功率的提高, 结晶器内磁感应强度也随之增加, 线圈中心附近的磁场变化较为明显, 同时, 磁场的纵向分布趋于不均匀, 即相对均匀区域变得很窄。可见, 电源功率过大将不利于纵向磁场的均匀化。在实际生产中, 应将电源功率控制在适合的范围内, 来获得较好的电磁软接触连铸效果。

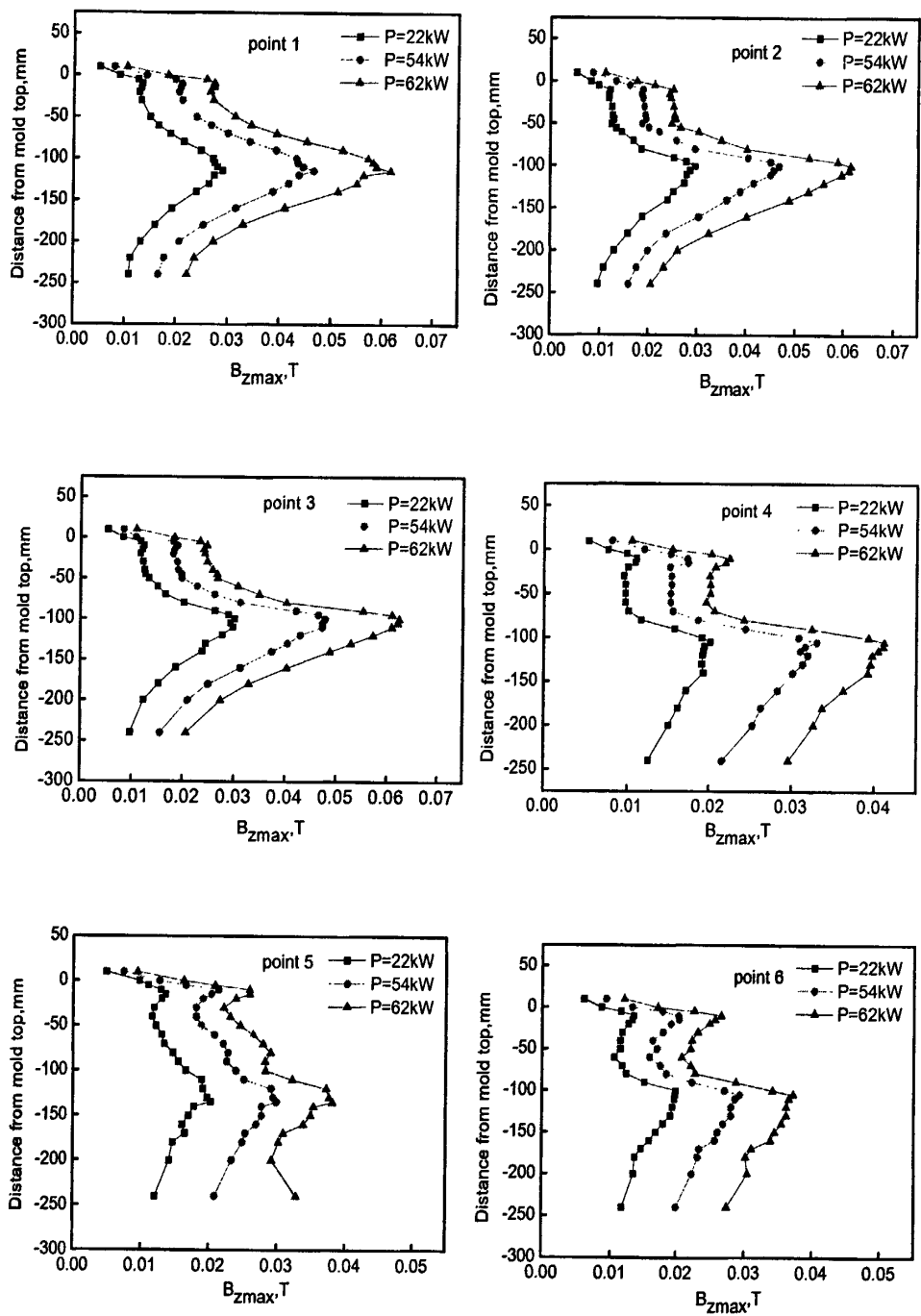


图 2.27 电源功率对结晶器内磁场分布的影响
($f=24.7\text{kHz}$, $h_{\text{coil}}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)

Fig.2.27 Influence of input power on magnetic flux density along casting direction

图 2.28 是在不同电源功率的条件下，结晶器 C 内上 1, 2, 3, 6 四个测试点的纵向的磁场分布。其中分别考察了电源功率分别为 18kW、45kW 和 72kW 三种情况下，结晶器内磁场分布规律的变化。在不同电源功率下，结晶器 B 和结晶器 A 具有相似的规律，所有测试位置的磁感应强度的峰值仍出现在线圈中心附近偏下位置，功率变化时，并不影响结晶器内部的磁场分布规律，只能增加或者减小结晶器内部的磁感应强度的大小。随着电源功率的提高，结晶器内磁感应强度也随之增加，线圈中心附近的磁场变化较为明显，然而，磁场的纵向分布趋于不均匀，即相对均匀区域变得很窄。可见，电源功率过大将不利于纵向磁场的均匀化。综

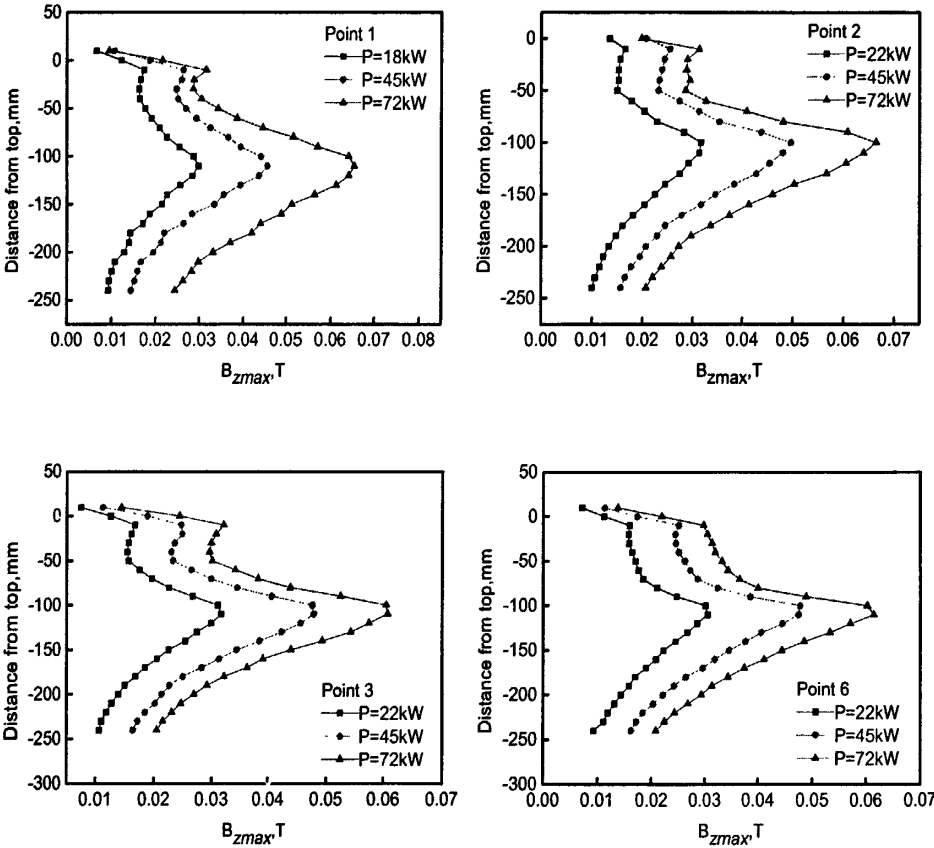


图 2.28 电源功率对结晶器内磁场分布的影响

($f=24.7\text{kHz}$, $h_{\text{coil}}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)

Fig.2.28 Influence of input power on magnetic flux density along z axis

上所述，这种结构的结晶器满足电源功率增大，磁感应强度增大的基本规律。在软接触电磁连铸工艺中，提高电源功率固然可以增强结晶器内的磁感应强度，但功率过大，会引起弯月面波动加剧。使钢液的自由表面发生翻滚现象，这对铸坯

的初始凝固过程不利，使铸坯表面质量恶化。而且此时整个系统的能量损耗也会增大，导致了实验的综合能耗增加。因此，在实验中，不能盲目的追求大功率，而应该综合因素考虑。图 2.29 反映的是电源功率变化对矩形坯电磁软接触连铸结晶器 B 和 C 中切缝窄面中心和非切缝窄面中心处沿拉坯方向上磁感应最大值的影响规律。由图可见，当电源功率增大时，结晶器内磁感应强度随之增大，针对于结晶器 B 而言，电源功率越大切缝窄面中心和非切缝窄面中心的磁感应强度差值越大，即结晶器内磁场的均匀性越差；针对于结晶器 C 而言，结晶器内磁场分布比较均匀，且功率对结晶器内磁场的均匀性的影响不大。

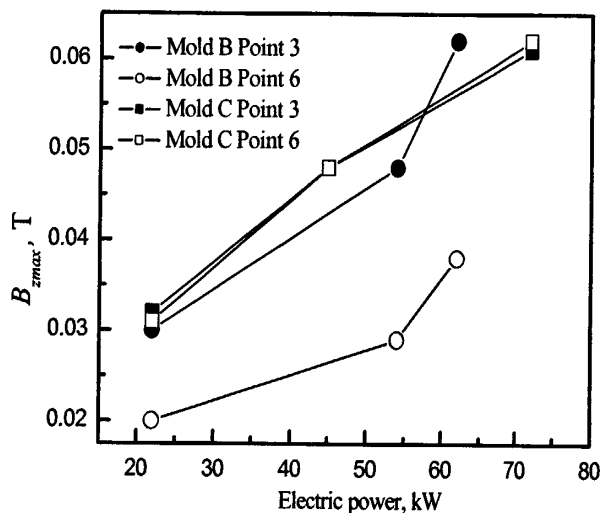


图 2.29 磁场周向均匀性比较

Fig. 2.29 Distribution of magnetic flux density along mold inner wall

2.3.2.5 电源频率对电磁软接触结晶器内电磁特性的影响

图 2.30 反映的是矩形坯电磁软接触结晶器 A 中电源频率对角部位置沿拉坯方向上磁场分布规律的影响。由图可知，当电源频率增大时，对纵向上的同一位置而言，其磁感应强度值减小；不同电源频率的情况下，沿拉坯方向上磁场分布规律相同，并同时出现了双峰现象。图 2.31 是不同电源频率下结晶器内测试位置 1 和 2 处沿拉坯方向的磁场分布规律曲线；图 2.32 是电源频率不同时，结晶器内部周向上的磁场分布。

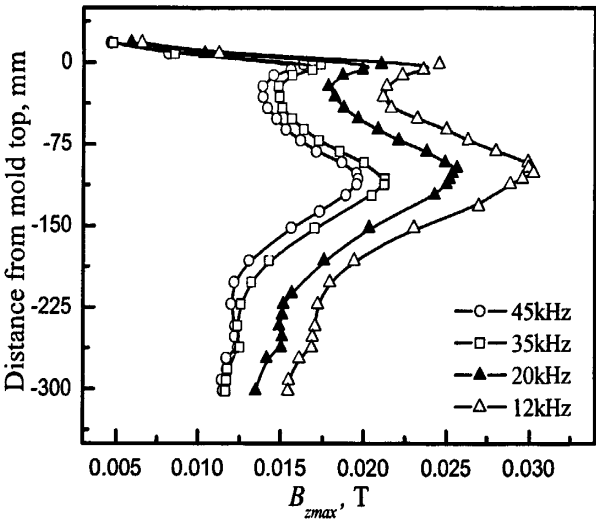


图 2.30 $h_{coil}=55\text{mm}$ 时不同频率对 3 点的纵向磁场分布
($P=26.6\text{kW}$, $\Delta h=0$)

Fig.2.30 Distribution of magnetic flux density with different frequency along z axis

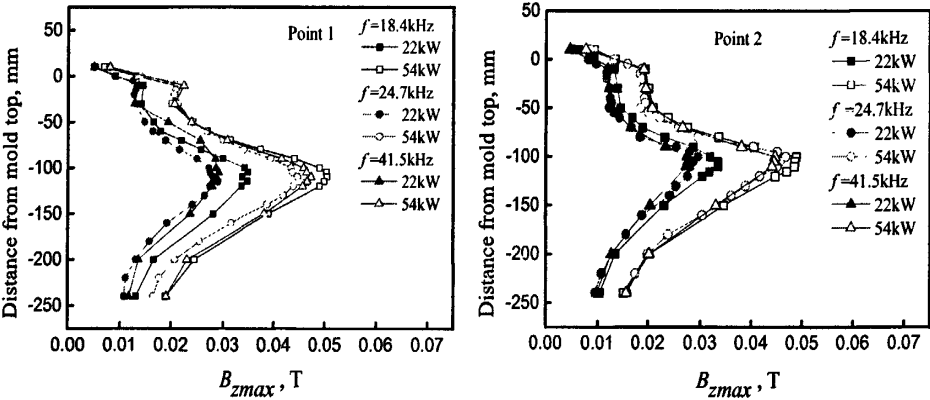


图 2.31 频率对结晶器内磁场分布的影响
($h_{coil}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)

Fig.2.31 Distribution of magnetic flux density with different frequency along casting direction

从中可以图 2.31 看出，针对矩形结晶器 B 而言，在较小的电源功率（22kW）情况下，外界输入电源频率会对结晶器内沿拉坯方向上磁感应强度的大小产生影响，随着电源频率的增大，磁感应强度逐渐减小；当外界电源功率增大（54kW）后，电源频率对结晶器内磁感应强度的影响作用逐渐减小；但无论电源功率大小，

电源频率都不改变磁场分布规律和磁感应强度最大值出现的位置。

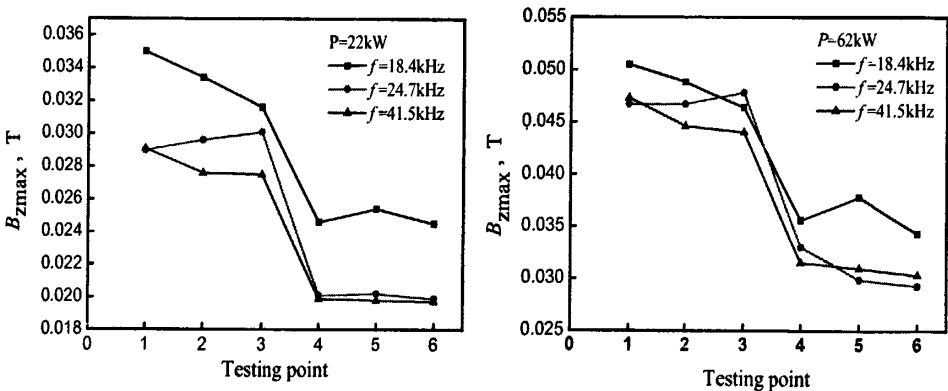


图2.32 不同频率对周向磁场分布的影响
($h_{coil}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)

Fig.2.32 The influence of frequency on distribution of magnetic flux density along x and y axis

从中可以图 2.32 看出，针对结晶器 B 而言，由于其结构的特殊性，结晶器内部磁场具有较强的不均匀性，在切缝窄面处，磁感应强度较强，在无切缝窄面，磁感应强度较弱；当电源频率发生变化后，只改变结晶器内的磁感应强度，不改变磁场沿周向的分布规律。

图 2.33 是矩形结晶器 C 内测试位置 1 和 2 沿拉坯方向上的磁场分布规律随电

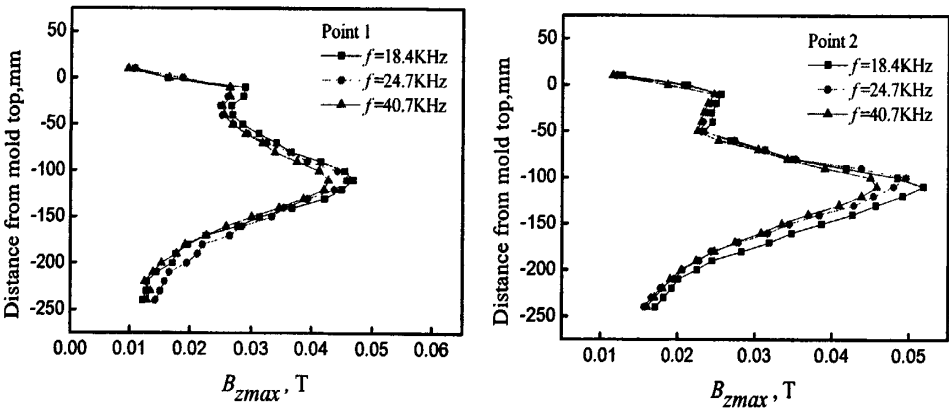


图 2.33 频率对结晶器内磁场分布的影响
($h_{coil}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$, $P=72\text{kW}$)

Fig. 2.33 Distribution of magnetic flux density with different frequency along casting direction

源频率的变化规律。可以看出，和矩形结晶器 A、B 相同，电源频率增大，结晶器内的磁感应强度变小；但电源频率的变化，不影响结晶器内的磁场分布规律。

图 2.34 是结晶器 C 内部钢液自由表面位置沿周向磁感应强度和输入频率的关

系。可以看出,当电源输入频率发生变化时,结晶器内自由液面附近的磁场均匀性基本不发生变化,这主要是由于结晶器内部磁场的均匀性的主要影响因素是结晶器本身结构,和电源的输入频率基本无关;但磁感应强度值随着电源频率的增大而减小。

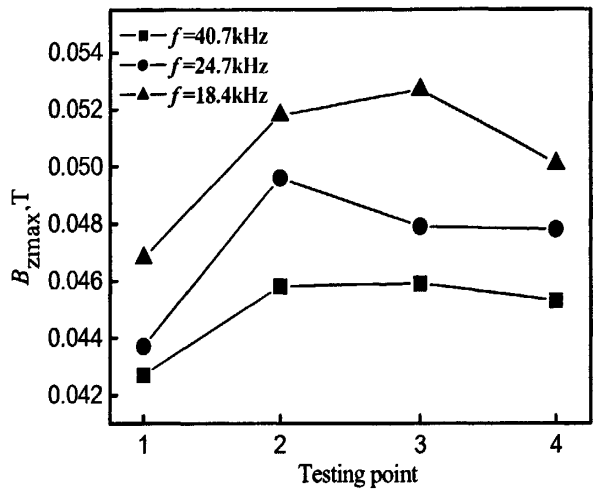


图2.34 不同频率下的周向磁场分布

($h_{coil}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$, $P=72\text{kW}$)

Fig. 2.34 Influence of frequency on distribution of magnetic flux density along x and y axis

2.3.3 圆形结晶器内磁场分布规律

2.3.3.1 数学模型和物理方法

ANSYS 程序是一个功能强大灵活的设计分析和优化软件包,由美国的 ANSYS 公司开发研制成功。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,甚至大型机,ANSYS 文件在其所有的产品系列和工作平台上均可实现兼容。ANSYS 在质量保证方面具有突出的表现。1995 年 ANSYS 成为通过 ISO9001: 1994 认证的第一个设计分析软件,同时,作为美国机械工程师协会和美国核安全局等众多行业的验证标准。

ANSYS 产品系列是由一整套可扩展的、灵活集成的模块组成。作为一个综合的多物理场分析程序,用户不仅可以对其进行结构、热、流动、电磁等方面的单独研究,还可以对各个物理场之间进行耦合分析,并且提供模拟真实工程问题所必需的设计和分析功能。

ANSYS 分析可以分为三个阶段：前处理、求解、后处理。在前处理阶段，用户可以建立实体模型并且进行网格单元的划分。在求解阶段，用户可以定义分析类型、选择求解器的种类、设定载荷数据和载荷步选项，从而进行有限元求解。在后处理阶段，用户可以通过友好的界面获取有限元分析的计算结果，并可以对结果进行相应的运算，计算结果的输出可以通过图形显示和数据列表同时进行。

本文从 Maxwell 方程组出发，由于电磁软接触过程满足似稳条件，其基本方程如下所示：

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J}$$

(2-5)

$$\nabla \times \vec{E} = -\partial \vec{B} / \partial t$$

(2-6)

$$\nabla \cdot \vec{B} = 0$$

(2-7)

$$\vec{B} = \mu_0 \vec{H}$$

(2-8)

$$\vec{J} = \sigma \vec{E}$$

(2-9)

在求解的过程中采用磁矢位方法，引入磁矢位 \vec{A} 和标量电位 ϕ 有：

$$\vec{B} = \nabla \times \vec{A}$$

(2-10)

$$\vec{E} = -\partial \vec{A} / \partial t - \nabla \phi$$

(2-11)

以 Φ178 mm 圆坯电磁软接触结晶器为研究对象，以钢液作为结晶器内的模拟介质，利用有限元程序对电磁软接触结晶器内三维电磁场进行模拟。计算参数如表 2.4 所示。

表 2.4 计算参数

Table 2.4 Parameters of numerical simulation

项目	数值	项目	数值
结晶器壁厚	(mm) 13	电源频率 (f)	(kHz) 30
结晶器高度	(mm) 300	钢的电导率 (σ _{Steel})	(S/m) 7.14×10 ⁵
结晶器内径	(mm) 178	钢的磁导率 (μ _{Steel})	(H/m) 4π×10 ⁷
感应线圈高度	(mm) 100	铜的磁导率 (μ _{Copper})	(H/m) 4π×10 ⁷
切缝数目	(N _{slit}) 0, 24, 32, 40, 100	铜的电导率 (σ _{Copper})	(S/m) 6.0×10 ⁷
切缝长度	(L _{slit}) 100, 130, 250	切缝长度	(L _{slit}) 100, 130, 250

考虑到圆形结晶器的对称性，选取其中含有切缝和分瓣体的一个扇形区域作为计算区域。模拟空间内包括空气，不锈钢盖板、结晶器、感应线圈和钢液。考虑到高频磁场在导体中传播时具有集肤效应，为了真实的反映出结晶器内壁上的磁场

分布，需要对网格进行细化。线圈内电流强度的有效值为 8000 A，电源频率为 30

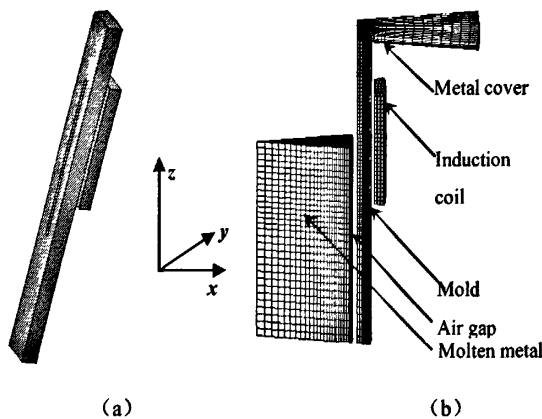


图 2.35 切缝位置及导电区域的三维网格系统示意图

Fig. 2.35 Sketch of position of slit and three-dimension grid system for conductors

(a) position of slit (b) grid system

kHz 的情况下，不锈钢盖板的集肤层厚度为 3 mm 左右，因此，该模型的结点最小间距应该小于该尺寸。该模型网格节点数为 36745，计算网格为非均匀网格，如上图 2.35 所示，采用六面体等参元有限元方法，利用自行编制的三维交变电磁场的

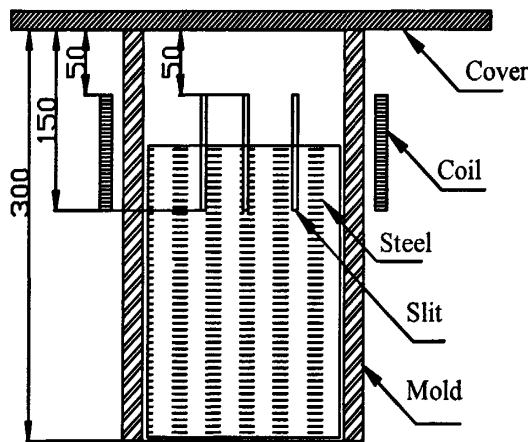


图 2.36 计算模型相对位置示意图

Fig. 2.36 Sketch of relative position of simulation model

Fortran 程序进行求解，该程序长 2635 行，在 PIV2.9 GHz 的机器上进行运算，运行一次需要 1 小时左右，用双精度进行计算，当磁场迭代残差小于 10^{-9} 时，即认为收敛，在手工编程的控制下，刚度矩阵自动生成。同时，由于电磁波在介质中传播会很快的衰减，通常取研究区间的 3~4 倍为无穷远，并且在该边界上满足自然边界条件。同时，计算过程中各种物质之间的相对位置如图 2.36 所示。

2.3.3.2 盖板对结晶器内磁场的影响

在连铸实际生产过程中，铜质结晶器安装在水冷不锈钢水套中，结晶器上法兰为导电介质，其对结晶器口部磁场具有一定的屏蔽作用，如图 2.37 所示。因此，

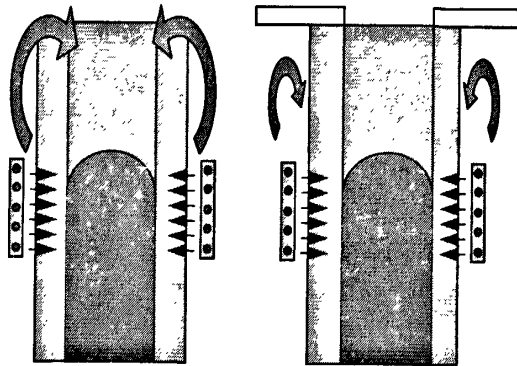
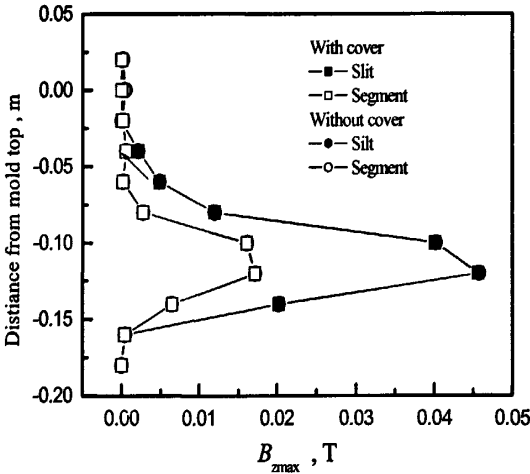


图 2.37 盖板对磁场屏蔽作用示意图

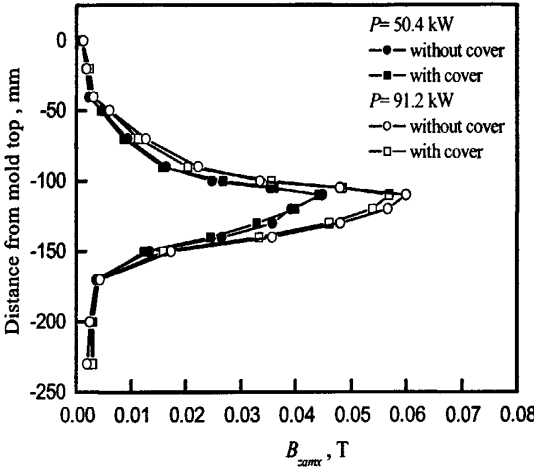
Fig. 2.37 Sketch of effect of cover on magnetic field

本研究与其它研究不同，在数值模拟过程和实验过程中在结晶器口部放置不锈钢盖板，并考察其对结晶器磁场的影响规律。

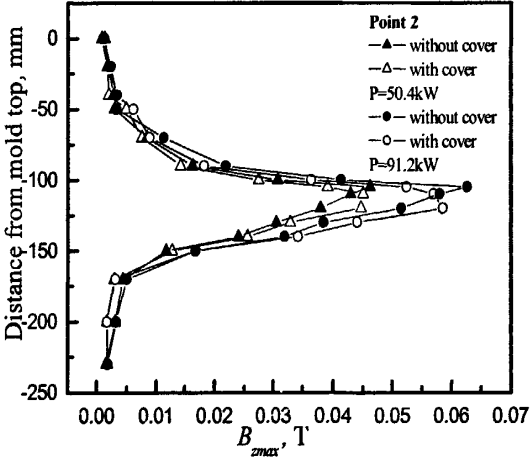
图 2.38 是反映的是盖板对结晶器内拉坯方向上磁场分布的影响。2.38 (a) 为切缝数目 (N_{slit}) 为 32，切缝宽度 (W_{slit}) 为 0.5 mm，切缝长度 (L_{slit}) 为 100 mm 的条件下结晶器内部沿拉坯方向上的磁场分布的数值模拟结果；2.38 (b) 为切缝位置处的实验结果；2.38 (c) 为分瓣体位置处的实验结果；可以看出：针对于该部分切缝结晶器而言，盖板对结晶器内沿拉坯方向上的磁场分布规律、磁场的有效作用范围和磁感应强度的最大值影响不大。沿拉坯方向上磁感应强度的最大值都出现在模拟物自由表面偏下位置处。这主要是由于结晶器口部没有切缝的部分对磁场屏蔽作用较强，使磁力线都从切缝进入到结晶器内部。部分切缝结晶器而言，在结晶器口部的磁场已经非常小。同时，在有无盖板的情况下，实验和模拟的磁感应强度的最大值分别只相差了 7.5% 和 5.9%，这说明了该理论模型的可靠性；针对于实验而言，在外加电源功率为 91.2 kW 时，有无盖板结晶器内沿拉坯方向上磁感应强度最大值分别相差 5.1%，这和数值模拟的结果得到了很好的吻合。但随着电源功率（安匝数）的增大，盖板对结晶器内磁场的影响逐渐增大，功率由 50 kW 增加到 91.2 kW 时，磁感应强度的最大值增加了 10.5%。盖板的作用随着功率增大和切缝结晶器切缝的起始位置的上移而逐渐的体现出来。



(a) 数值模拟结果



(b) 实验结果 (切缝处)



(c) 实验结果 (分瓣体处)

图 2.38 盖板对结晶器内拉坯方向上磁场分布的影响

Fig. 2.38 Influence of cover on distribution of magnetic field along casting direction

因此，对该种形式的结晶器而言，采用盖板进行测试可以基本反映出实际生产中结晶器内部的磁场分布规律。

2.3.3.3 切缝数目对结晶器内磁场的影响

切缝数是影响结晶器内磁场的一个关键参数。合理的选择切缝数目对实际生产有重要意义。切缝过少时，结晶器内的磁场相对较小。切缝过多时，结晶器的强度和刚度等性能参数都会受到影响，不利于生产长期有效地进行。

图 2.37 所反映的是切缝数目对结晶器内拉坯方向上磁场分布的影响。如图 2.39

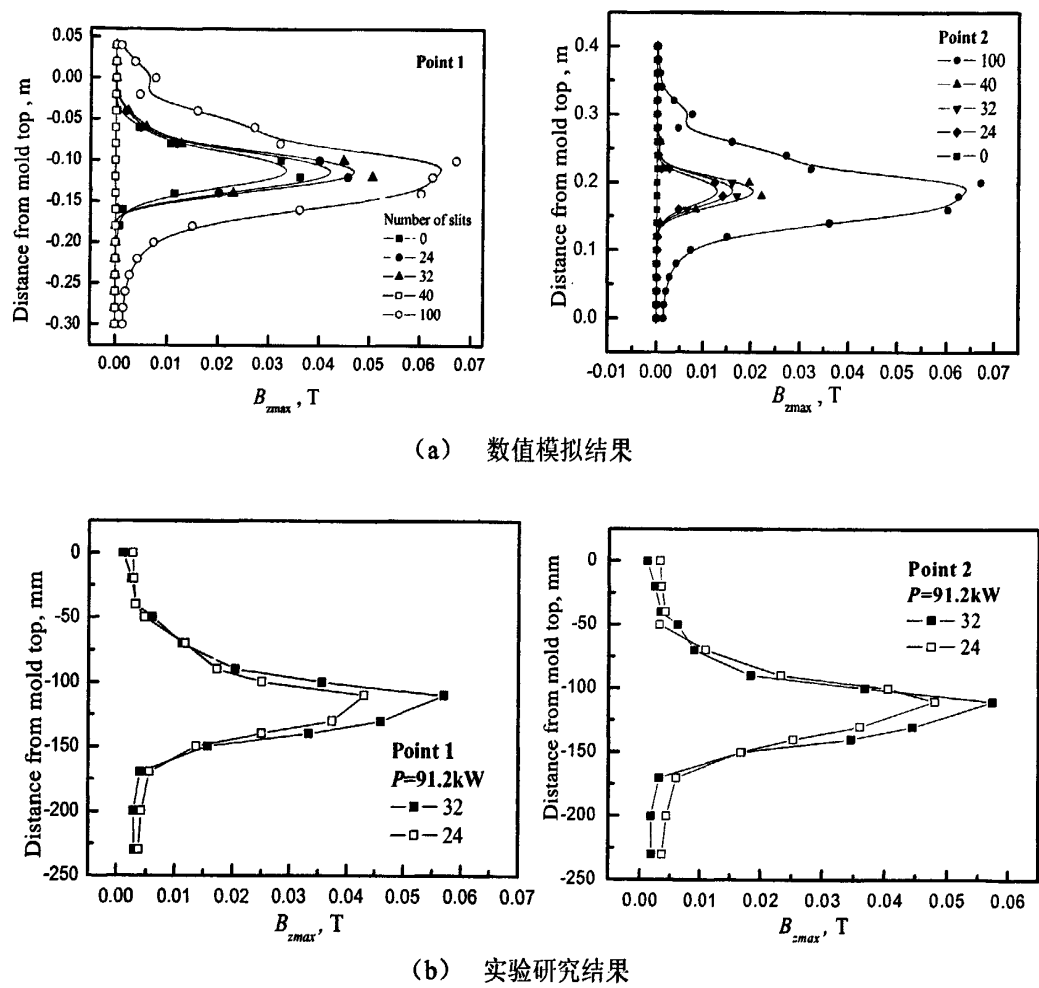


图 2.39 切缝数对结晶器内拉坯方向上磁场分布的影响
Fig.2.39 Influence of $slit_n$ on distribution of magnetic field along casting direction

(a) 所示, 随着晶器切缝数目增加, 结晶器内部磁感应强度值随之变大, 磁场的有效作用范围略有增大, 但沿拉坯方向上磁感应强度的分布规律不发生变化。在切缝处, 切缝数为 40 时的磁感应强度要比切缝数为 24 时的磁感应强度大 39.9%。这主要是由于磁力线都沿着切缝处进入结晶器的内部, 切缝数越大, 磁力线进入结晶器内部的机会越多, 使结晶器内部的磁感应强度明显增强。在没有切缝 ($N_{slit}=0$) 和切缝较多的情况下 ($N_{slit}=100$), 结晶器内部切缝处和分瓣体中心处的磁感应强度基本相同, 对整个结晶器内部而言, 其磁场分布相当均匀。针对本尺寸结晶器而言, 当单位分瓣体弧长小于 5.78 mm 时, 结晶器内部磁场已经完全均匀。

图 2.39 (b) (c) 是在切缝宽度为 0.3mm, 切缝长度为 100mm 的情况下结晶器内的磁场分布的实验结果。可以看出, 当切缝处和分瓣体中心处的磁感应强度

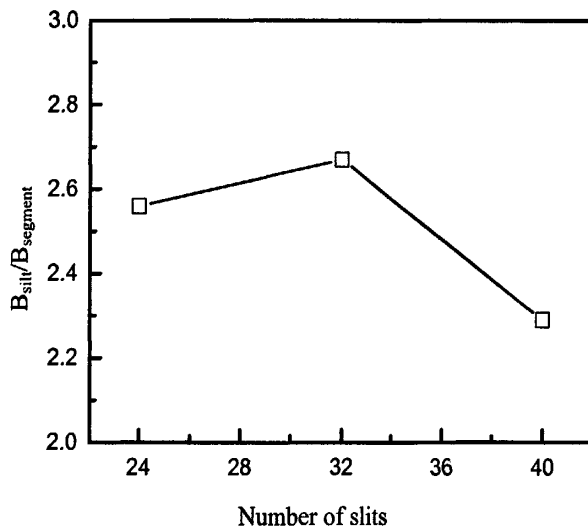


图 2.40 切缝数目对结晶器内磁场均匀性的影响

Fig. 2.40 Effect of number of slit on magnetic field

最大值 32 缝要比 24 缝分别大 19.6%和 32.3%, 这和数值模拟结果也得到了很好的吻合。当结晶器结构参数发生变化时, 整个系统的电参数也可能发生变化, 引起了能耗的变化, 因此, 结晶器的最佳结构不能单纯的追求磁感应强度最大值和弯月面高度的最大化, 应该综合考虑。

图 2.40 反映的是切缝数目对结晶器内磁场均匀性的影响。由图可见, 随着切缝数目的增大, 结晶器内磁场逐渐均匀。因此, 在实际的生产中, 在保证电磁软接触结晶器强度足够的情况下, 应该尽可能多的开缝, 从而提高结晶器内的磁感应强度。

2.3.3.4 切缝宽度对结晶器内磁场的影响

图 2.41 (a) 所示的是在切缝数为 32，切缝长为 100 mm 时，不同切缝宽度条件下，电磁软接触结晶器内磁场拉坯方向上磁场分布。可以看出：当切缝宽度从 0.3 mm 递增到 1.0 mm 时，结晶器内部沿拉坯方向上的磁场分布规律不变，同时磁感应强度的最大值和磁场的有效作用范围都变化不大，切缝宽度为 1.0 mm 时切缝处最大磁感应强度值只比切缝宽度为 0.3 mm 时大 9.1%。

图 2.41 (b) 所示的是在切缝数为 24，切缝长为 100 mm 时，切缝宽度对结晶器内磁场的影响。当切缝宽度从 0.3 mm 递增到 0.5 mm 时，结晶器内部沿拉坯方向上的磁场分布规律不变，磁感应强度的最大值和磁场的有效作用范围都变化不

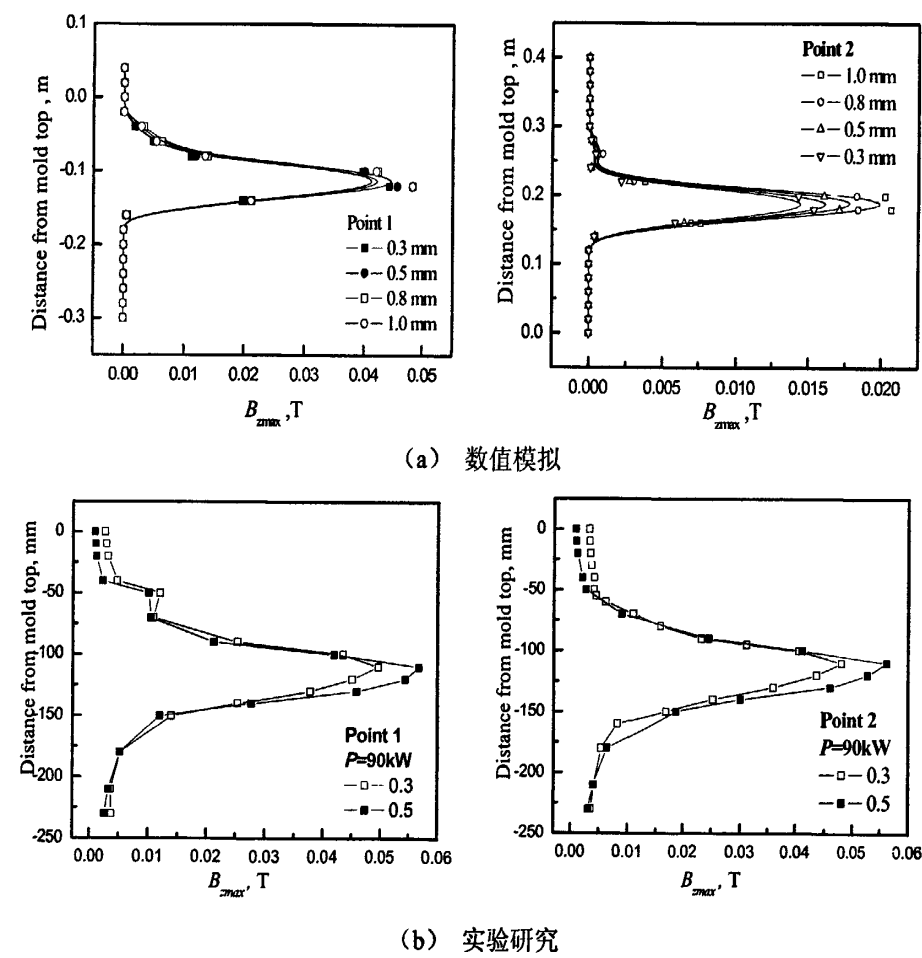


图 2.41 切缝宽度对结晶器内拉坯方向上磁场分布的影响
Fig.2.41 Influence of $slit_w$ on the magnetic field along casting direction

大。切缝宽度为 0.5 mm 时切缝处和分瓣体中心处最大磁感应强度比切缝宽度为 0.3 mm 时分别大 14.5%和 17.1%。但是，切缝宽度越宽，结晶器的强度下降，同时，当切缝宽到一定程度，容易发生漏钢事故。在设计结晶器时，需要综合考虑各种因素，来确定电磁软接触结晶器的切缝宽度，通常控制在 0.3mm 和 0.5mm 之间。图 2.42 反映的是切缝宽度对结晶器内周向上磁场均匀性的影响规律。由图可知，当切缝宽度由小变大的过程中，针对工业用 $\Phi 178\text{mm}$ 圆坯电磁软接触连铸结晶器而言，其磁场的均匀性变差，直至切缝足够宽时，结晶器周向上磁场逐步均匀。

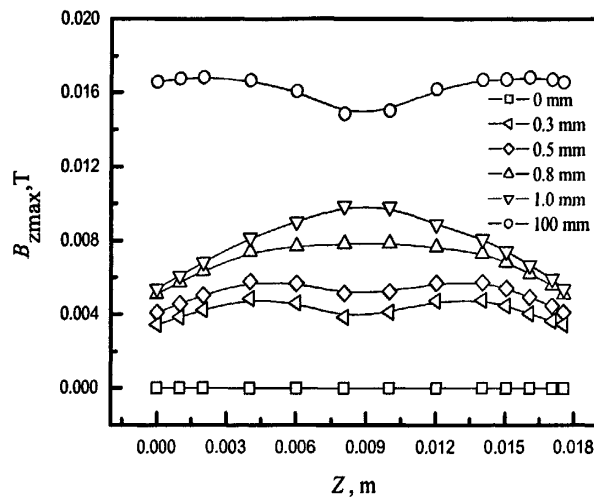


图 2.42 切缝宽度对结晶器内磁场均匀性的影响

Fig. 2.42.Effect of width of slit on the magnetic field in the mold

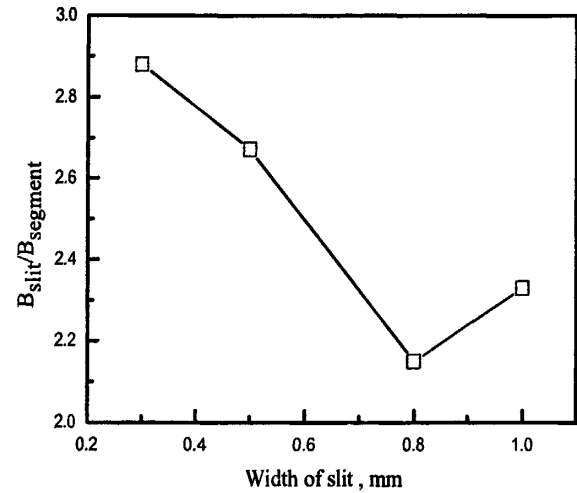


图 2.43 切缝宽度对切缝位置和分瓣体位置磁场的影响

Fig. 2.43.Effect of width of slit on the magnetic field on slit and segment

图 2.43 反映的是切缝位置和分瓣体位置磁感比值随切缝宽度变化的规律，可以看出当切缝宽度增大到 0.8mm 时，该比值最小，结晶器内磁场均匀；但该切缝宽度和外加功率以及结晶器本身构造密切相关。

2.3.3.5 切缝长度对结晶器内磁场的影响

相对于其它结构参数而言，切缝长度是一个最重要的影响参数。它直接影响到了结晶内磁感应强度的最大值和磁场的有效作用范围。图 2.44（a）所示的是在切缝数为 32，切缝宽度为 1.0 mm 时，切缝长度不同时，结晶器内沿拉坯方向上的磁场分布。图 2.44（b）所示的是切缝数为 24，切缝宽度为 0.3 mm 时，结晶器内磁场分布的实验结果。可以看出，随着切缝长度的增大，在结晶器内沿拉坯方向上的磁场分布规律基本保持不变；磁感应强度的最大值都是出现在线圈中心偏下

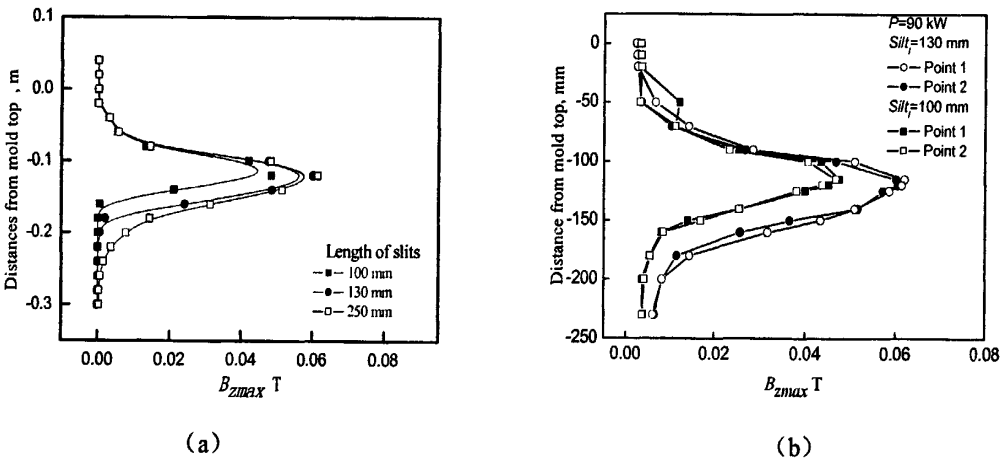


图 2.44 切缝长度对结晶器内拉坯方向上磁场分布的影响

(a) 数值模拟 (b) 实验研究

Fig.2.44 Influence of $slit_l$ on the magnetic field and meniscus

(a) numerical simulation (b) experiment

的位置，其切缝处与分瓣体中心处的磁场分布曲线都基本重合。数值模拟的结果表明，同一位置而言，磁感应强度值在切缝和分瓣体中心处切缝长 250 mm 情况下要比切缝长为 100 mm 分别大 27.3%和 37.1%；实验的结果表明，当切缝长度有 100mm 增加到 130mm 时，切缝位置和分瓣体位置上磁场分别增大了 22.6%和 26.3%。这主要是由于结晶器内任一点的磁感应强度值，受到该位置上从切缝进入的磁场、钢液感应电流产生磁场和从结晶器口部进入的磁场的共同作用，针对本模型，在该位置达到最大值。切缝长度是影响结晶器内部磁场，乃至影响软接触

效果的重要参数。在随着切缝长度的增大，结晶器外的磁场顺利的进入结晶器内部，在感应线圈高度一定的情况下，切缝越长，从切缝进入结晶器内部的磁场越多，造成了磁场的有效作用范围越大的情况，同时，磁感应强度的峰值也增大。当外加电源功率增大时，切缝长度对结晶器内磁场的影响最用更加显著，如图 2.45 所示。当电源功率增大到 90kW 时，切缝长度为 160mm 的结晶器的磁感应强度最大值为切缝长度为 100mm 时的两倍左右。

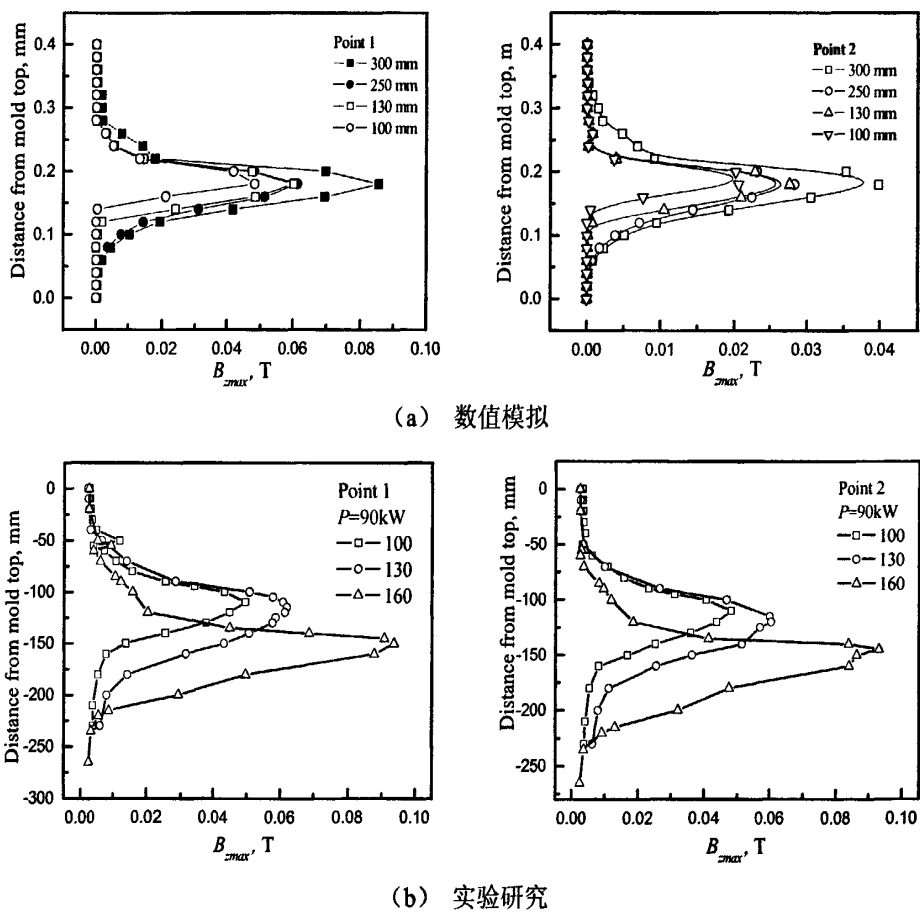


图 2.45 切缝长度对结晶器内拉坯方向上磁场分布的影响

Fig.2.45 Influence of $slit_l$ on the magnetic field along casting direction

图 2.46 和图 2.47 反映的是结晶器切缝长度变化时，结晶器内磁场均匀性的变化规律。由图可知，在电源功率一定的情况下，结晶器的长度变化对结晶器内磁场的均匀性影响不大。

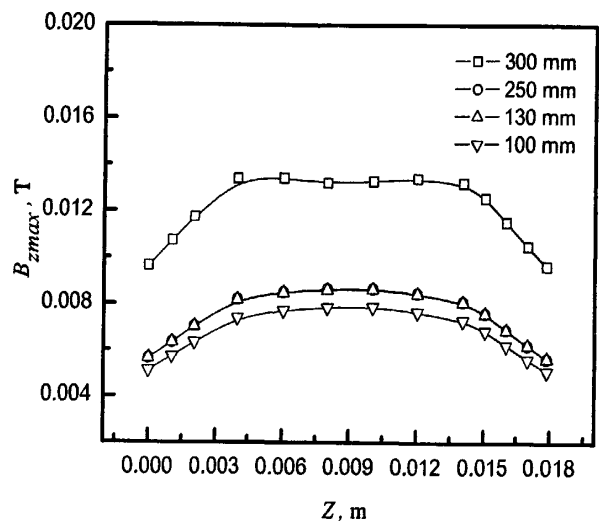


图 2.46 切缝长度对结晶器内磁场均匀性的影响

Fig. 2.46.Effect of length of slit on the magnetic field in the mold

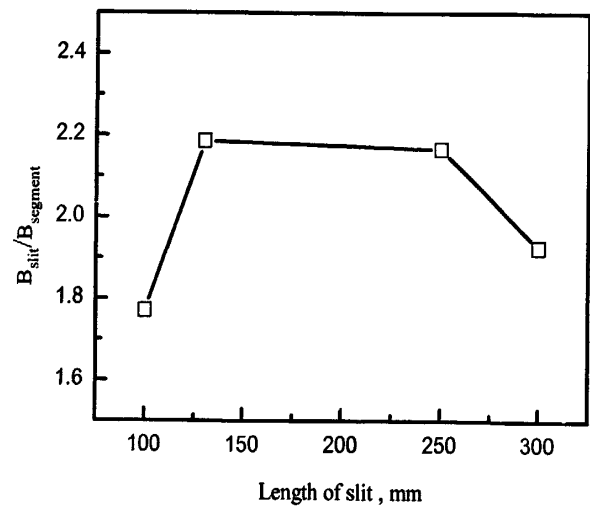


图 2.47 切缝长度对切缝位置和分瓣体位置磁场的影响

Fig. 2.47.Effect of length of slit on the magnetic field on slit and segment

图 2.48 是切缝长度对结晶器内磁场的有效作用范围的影响。可以看出，对于不同的磁感应强度值，磁场的有效作用范围和切缝长度同时增大。因此，在实际的生产中，在保证结晶器强度的情况下，应该尽可能的延长切缝长度，来提高结晶器内部的磁感应强度。

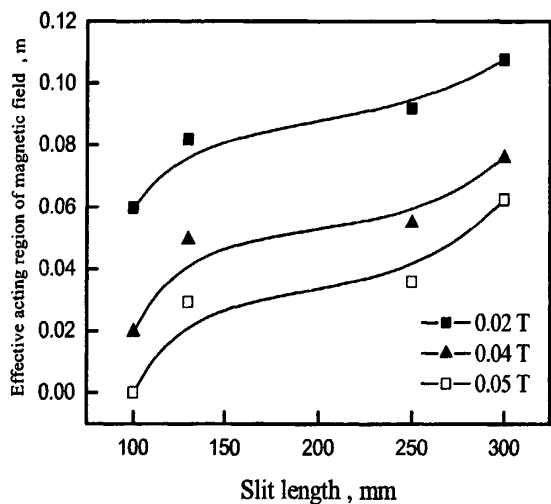


图 2.48 切缝长度对磁场有效作用范围影响

Fig.2.48 Influence of length of slit on the effective acting region of magnetic field

表 2.5 所示的是结构参数对磁场有效作用范围的影响。可以看出，当针对于不同结构结晶器而言，如定义磁场有效作用范围最小值为 0.01T 时，切缝数对磁场有效作用范围的影响最小，切缝长度的影响最大；随着磁场有效作用范围最小值的增大，切缝数目和切缝长度对电磁软接触连铸结晶器内磁场有效作用范围的影响逐渐显著，针对切缝宽度而言，其影响作用逐渐减弱。整体来看，磁场的有效作用范围随着切缝数目，切缝宽度，切缝长度的增加而增大。

表 2.5 结构参数对磁场有效作用范围的影响

结构参数	磁场有效作用范围定义值（mm）			
	(0.01 T)	(0.02 T)	(0.03 T)	(0.04 T)
$Slit_n=24$	94.6642	51.2262	33.8029	0
$Slit_n=32$	95.0092	63.4306	46.0073	33
$Slit_w=0.3\text{ mm}$	111.0808	61.6902	45.3868	23.8441
$Slit_w=0.5\text{ mm}$	92.9226	58.9905	46.0807	33.4559
$Slit_f=100\text{ mm}$	78.06	46.83	27.76	0
$Slit_f=130\text{ mm}$	123.23	81.66	56.45	35.58

2.4 分析讨论

本章分别以三种形状的电磁软接触连铸结晶器为研究对象,分别考察了结构参数和切缝参数对结晶器内部的影响规律进行了研究,作简单讨论如下:

1. 针对工业用 $\Phi 178\text{mm}$ 圆坯电磁软接触连铸结晶器而言,结晶器的切缝数目、切缝宽度和切缝长度都是影响结晶器内磁场分布规律和大小的影响因素。其中,切缝数目和切缝长度的影响尤为显著。
2. 通过数值模拟可以看出,由于圆坯结晶器结构得对称性,其内部磁场分布的规律性最强,其内部磁场的均匀性受外部条件影响最小。
3. 结晶器口部上法兰对磁场的屏蔽作用和结晶器结构及电源功率密切相关。
4. 通过对设计制作的矩形非均匀切缝的结晶器内磁场分布规律的考察,可知:当矩形结晶器采用通体均匀切缝时,结晶器内磁场最为均匀,磁场利用率最高,但这种结构过于复杂,且过多的切缝会破坏结晶器强度,该种结晶器如果要应用到矩形坯的连铸生产中,将会有很大困难;少切缝并能够实现软接触效果的结晶器会使电磁软接触连铸技术推向矩形坯的连铸生产成为可能。本章通过实验,论证了采用较少的非均匀切缝结构,也能够获得矩形坯电磁软接触效果的可行性。
5. 针对于矩形和方形电磁软接触连铸结晶器而言,结晶器切缝数目和切缝位置的变化,不改变线圈位置、自由液面位置、电源功率等参数对结晶器内部磁场的影响规律。

第3章 不同型式电磁软接触结晶器内弯月面特性研究

3.1 引言

电磁软接触连铸结晶器弯月面形状及其变形规律对连铸坯的凝固过程有重要影响,该参数是影响铸坯表面质量和内部质量的重要因素。因此,掌握结构参数和工艺参数发生变化时,结晶器内弯月面的变形规律对电磁软接触连铸实验及工业应用有重要的指导意义。

本章以第2章中三种形状的结晶器为研究对象,考察了当结晶器结构参数及工艺参数变化对结晶器内弯月面变形的影响规律。

3.2 实验设备及方法

3.2.1 主要实验设备

- (1) 电磁软接触连铸平台,如图2.3所示。
- (2) ISP-200kW 全固态超音频电源,如图2.4所示。
- (3) 不同形状电磁软接触连铸结晶器及配套载流线圈。
- (4) 不同形状的石英容器。

3.2.2 弯月面测试方法及测试点的选择

测试弯月面形状常用实验方法主要有浸镀法、烧痕法、探针法和激光测位法四种。所谓烧痕法是指在实验过程中把熔点和 Wood alloy 相近的聚苯乙烯薄片插入到液态金属中,聚苯乙烯受热软化熔融,弯月面形状就可以留在上面,通过观察可以确定弯月面形状的方法。所谓浸镀法是指将金属片浸入到交变磁场作用下的液态熔融金属中,高温液态合金和金属片之间发生轻微合金反映并且粘附其上,如图3.1所示,从而获得弯月面形状的方法。本方法简单易行,读取数据方便,本实验采用的就是这种方法。

同时为了使实验方便,应该尽量的选择熔点低的模拟合金;为了使实验结果和实际生产中的结果具有可比性,低熔点合金的选择上要注意尽量选择密度、电导率、磁导率

等各方面的物性参数与钢液相似，本实验采用 Pb-Sn-Bi 低熔点合金来模拟钢，该低熔点合金中 Bi 的含量对合金的性质有着重要的影响。当 Bi 的含量在 48%以下时合金凝固时，体积会收缩；当 Bi 的含量在 48%至 55%之间的时，合金凝固时体积基本不变；当 Bi 的含量大于 55%的时，合金凝固时体积膨胀。低熔点合金物性见表 3.1，实验中的低熔点合金和钢液的物性参数的比较见表 3.2，其质量组成成分见表 3.3。对于不同形状的电
磁软接触结晶器而言，其弯月面测试条件分别如表 2.1~2.3 所示。弯月面测试位置的选择和磁场测试点位置相同，详见图 2.3 所示。

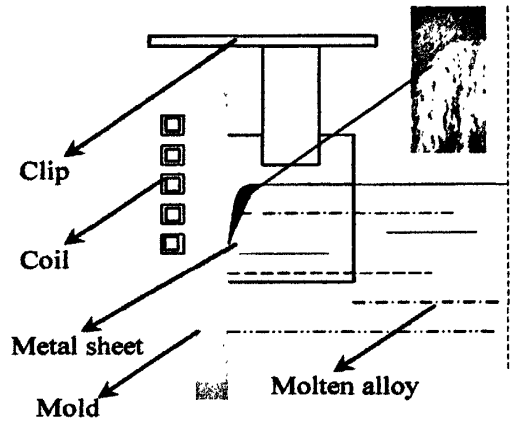


图3.1 弯月面测试示意图
Fig. 3.1 Schematic of meniscus testing

表3.1 低熔点合金物性参数
Table 3.1 Physical properties of low-melting alloy

物性参数	Pb	Sn	Bi
熔点, ℃	327	232	271
密度, kg/m ³	10.51	6.843	10.03
粘度, Pa•s	0.212	0.138	0.028
表面张力, dyn/cm	468	530	378
分子量	207.2	118.7	109
质量分数	32	16	52
摩尔分数	28.6	25.1	46.3

表 3.2 低熔点合金和钢液的物性参数的比较
Table 32The parameters of molten steel and low-melting alloy

物性参数	低熔点合金	钢液
密度, kg/m ³	9500	7300
电导率, S/m	1.11×10 ⁶	0.7×10 ⁶
熔点, ℃	94	1500
相对磁导率	1	1

表3.3 低熔点合金组成部分
Table 3.3 The element of low-melting alloy

Pb	Sn	Bi
32%	16%	52%

3.3 结果及讨论

3.3.1 方形结晶器内弯月面变形规律

为真实反映结晶器内壁处合金的变形状态，和传统的弯月面测试方法不同，本实验将合金至接倒入结晶器内，不采用石英容器来盛装合金。

3.3.1.1 结晶器内不同测试位置的弯月面形状

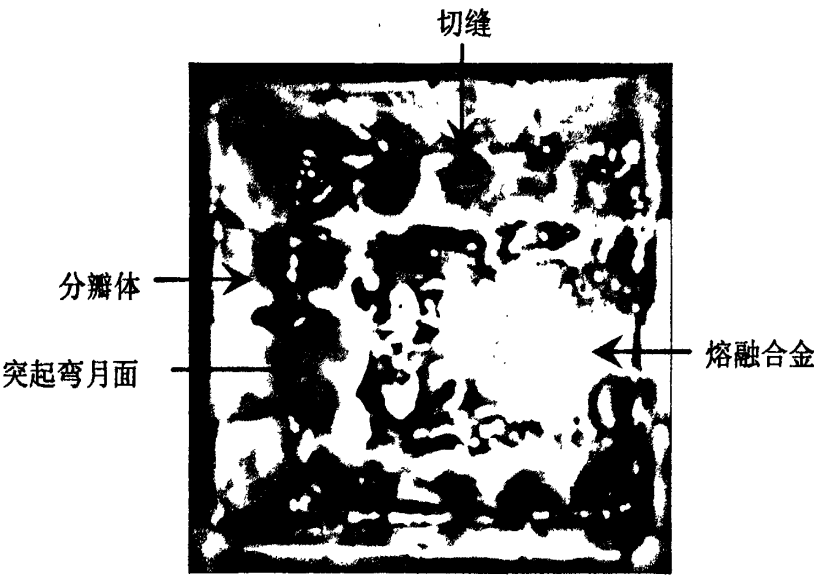


图 3.2 $\Delta h=0\text{mm}$ 电源功率为 64.6kW 时的弯月面
Fig. 3.2 Meniscus configuration

当 $\Delta h=0\text{mm}$ ，电源功率为 64.6 kW 时，俯视结晶器内弯月面外形如图 3.2 所示，对结晶器横截面上不同的测试点 1、2、4、5、7、8 处的弯月面形态测量情况如图 3.3 所示，实验所得弯月面外貌比较如图 3.4 所示。

可以看出，方形电磁软接触连铸结晶器内弯月面变形具有不均匀性；所有切缝位置附近的三相点位置要比分瓣体中心处的低，弯月面高度高；这样保护渣道的宽度也不同，对形成的铸坯表面情况而言，三相点的位置高低不同，这将导致电磁软接触连铸坯表面

出现纵向波痕。

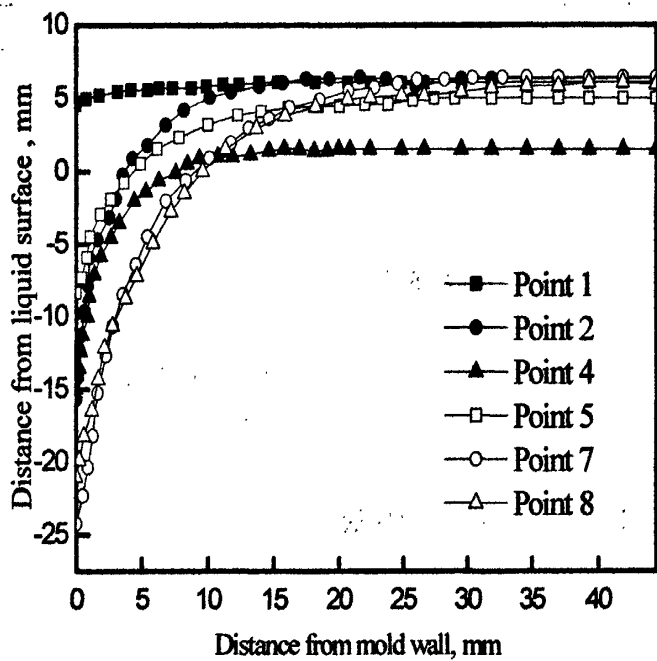


图3.3 不同测试点的弯月面的形状及高度
Fig.3.3 Meniscus shape and height in front of different point

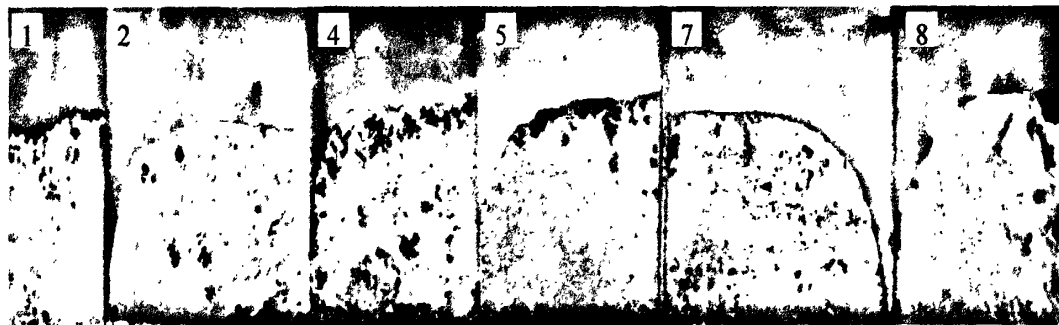


图3.4 不同测试点的弯月面的外貌
Fig.3.4 Meniscus configuration in front of different point

图 3.5 反映的是电源功率为 64.6 kW 时，结晶器内大分瓣体中心和小分瓣体中心位置上弯月面的高度比较图。由图可知，低熔点合金在小分瓣体中心处产生了较大变形，在大分瓣体中心位置上弯月面变形较小，这主要是由于非均匀切缝的特殊结构导致了在这两个位置上的磁场产生了差异。

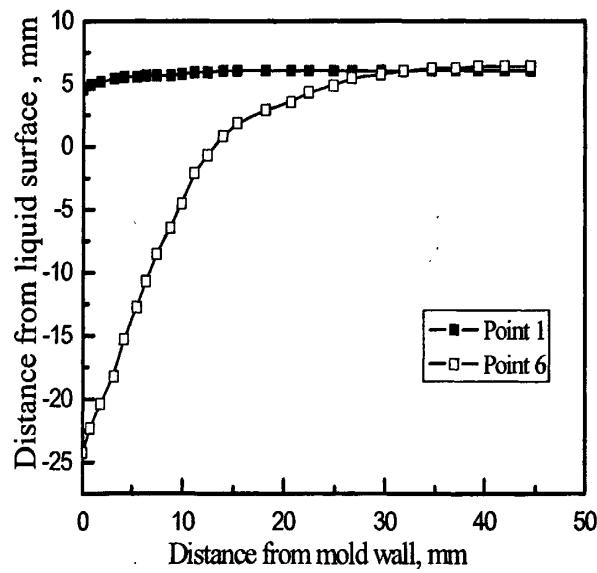


图 3.5 位置 1 和位置 6 处弯月面高度的比较
Fig.3.5 Height of meniscus at testing point 1 and 6

3.3.1.2 自由液面的相对位置对弯月面变形规律的影响

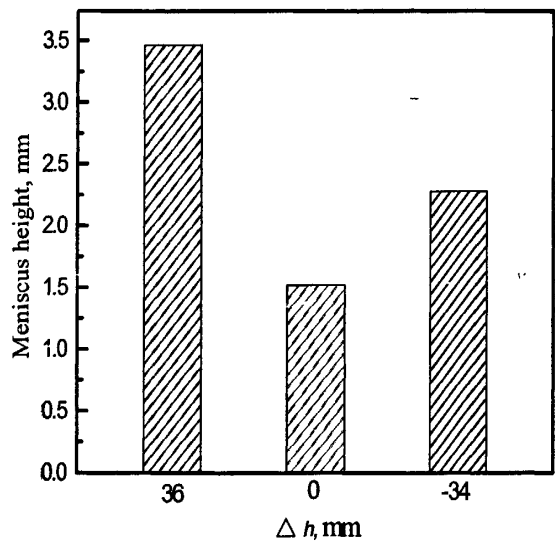


图3.6 测试点1不同液面位置时弯月面的形状及高度
Fig.3.6 The meniscus shape and height on point 1 with different Δh

电源功率为 64.6kW 时，针对测试位置 1，相应情况下的弯月面高度如图 3.6 所示，实验所得弯月面外貌照片的比较见图 3.7。

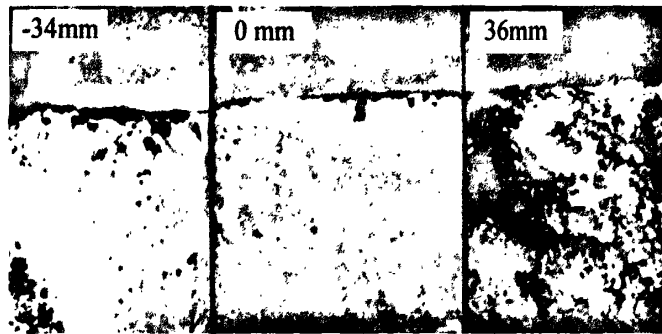


图3.7 测试点1不同液面位置时弯月面的外貌
Fig.3.7 The meniscus configuration on point 1 with different Δh

可以看出：针对于大分瓣体中心而言，当 Δh 发生变化时，其对应得弯月面高度变化不大，在 2mm 范围内波动。这主要是由于大分瓣体中心处对磁场的屏蔽效果较强；在一定电源功率的情况下，该处的磁感应强度较小，产生的弯月面变形较小。同时由于高频磁场会使结晶器内的熔融金属产生波动，该作用在结晶器内磁场较小的情况下会更明显的影响弯月面的测试效果。

电源功率为 64.6kW 时，针对测试位置 4，不同液面高度时相应情况下的弯月面高度，如图 3.8 为示，实验所得弯月面形貌比较如图 3.9 所示。

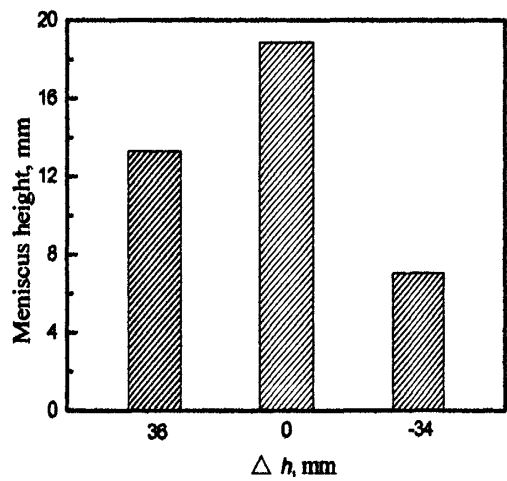


图 3.8 测试点 4 不同液面高度时弯月面的形状及高度
Fig. 3.8 The meniscus shape and height on point 4 with different Δh

可以看出，当 Δh 分别为 0mm, 36mm 和-34mm 时，其弯月面高度分别为：18.86mm, 13.29mm 和 7.05mm。当 Δh 为 0 时，弯月面高度最大，弯月面与结晶器壁之间的接触角最小。当弯月面在线圈中心偏上位置附近时，弯月面的高度出现了最大值。在该位置

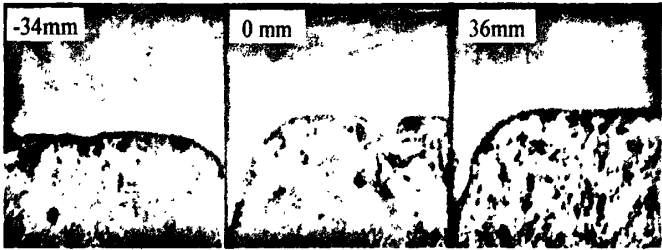
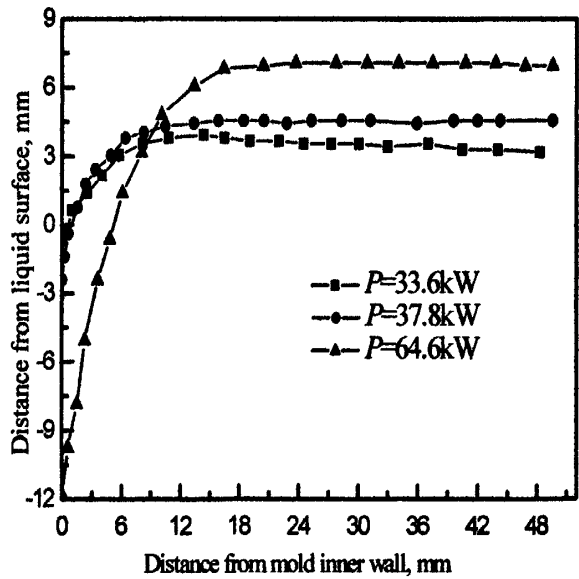


图3.9 测试点4不同液面位置时弯月面的外貌
Fig.3.9 The meniscus configuration on point 4 with different Δh

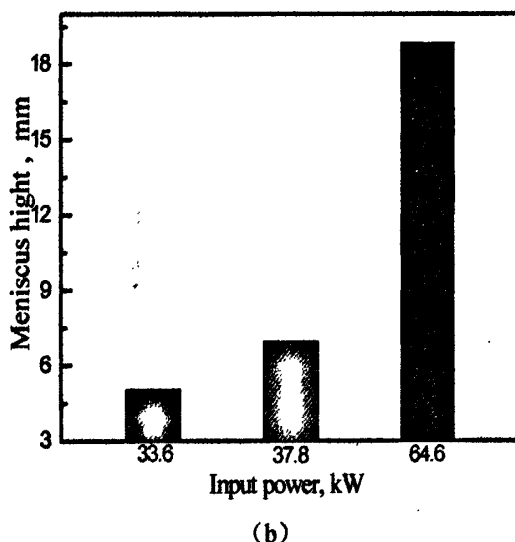
角最小。当弯月面在线圈中心偏上位置附近时，弯月面的高度出现了最大值。在该位置进行浇铸，可以大大的提高铸坯的表面质量。同时，结合上一部分磁场测试的结果来看，在实际的实验中，初始钢液面的位置应该控制在线圈中心偏上位置和线圈上沿之间，可获得较大的电磁力，使磁场充分利用。当金属液面位置在线圈上沿与线圈中心之间时，软接触效果最好。

3.3.1.3 电源功率对弯月面变形规律的影响

当 $\Delta h=0\text{mm}$ ，针对测试位置 4，不同电源功率时的弯月面形状如图 3.10（a）所示，图 3.10（b）为相应情况下的弯月面高度。实验所得弯月面外貌比较见图 3.11。



(a)



(a) 弯月面形状 (b) 弯月面高度

图3.10 测试点4不同电源功率时弯月面的形状及高度

Fig.3.10 Influence of electric power on meniscus shape and height of point 4

分析可知，当电源功率分别 64.6kW、37.8 kW 和 33.6 kW 时，弯月面高度分别为 18.86mm、6.96 mm 和 5.05mm。当外加电源功率增加一倍（100%）时，弯月面高度增加了 2.73 倍（273%）。可以看出，该结果与前部分讨论的功率对结晶器内磁感应强度分布规律的影响得到了很好的吻合。



图3.11 测试点4不同电源功率时弯月面的外貌

Fig. 3.11 Influence of electric power on meniscus configuration of point 4

外加功率越大，作用在熔融金属上的电磁压力就越大，弯月面被推起的高度就越大，这时金属液和结晶器壁之间的保护渣道就会变宽，有利于铸坯表面质量的提高。但是随着电源功率的增加，弯月面的波动也会加剧，当电源功率增加到一定程度时，会导致铸

坯的初始凝固过程恶化，表面质量反而会变差，所以在实际的生产过程中，电源功率的选取应该综合考虑。

3.3.2 矩形结晶器内弯月面变形规律

3.3.2.1 线圈相对位置对弯月面变形规律的影响

图 3.12 和图 3.13 是矩形结晶器 B 中，当电源功率和电源频率一定时，线圈的位置对低熔点合金弯月面高度的影响规律。

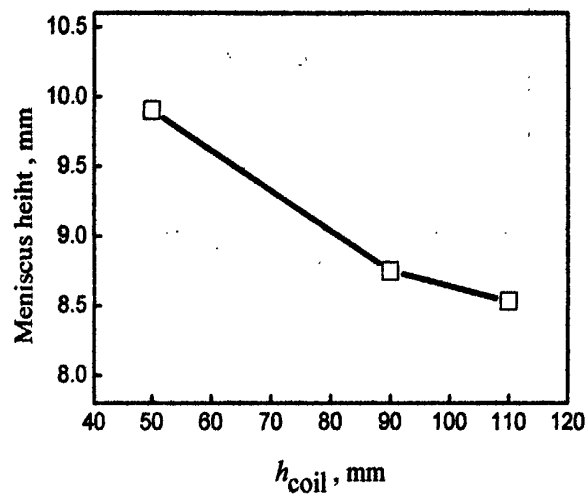


图 3.12 不同 h_{coil} 时测试位置 3 处弯月面高度
($f=24.7\text{kHz}$, $P=62\text{kW}$, $\Delta h=0\text{mm}$)

Fig.3.12 The comparison of shapes of meniscus with different h_{coil} on 3 site

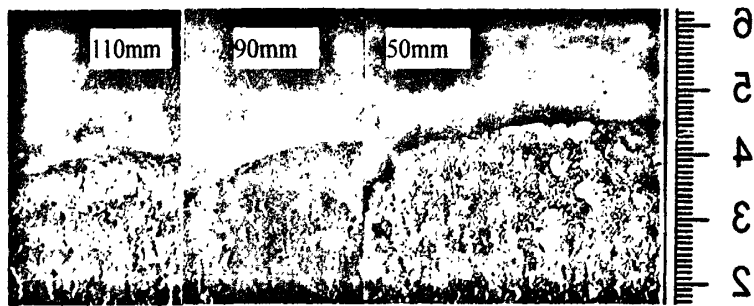


图 3.13 不同 h_{coil} 时测试位置 3 点的弯月面高度
($f=24.7\text{kHz}$, $P=62\text{kW}$, $\Delta h=0\text{mm}$)

Fig.3.13 The meniscus shapes with different h_{coil} on 3 site

由图可见，在其他条件不变的情况下， $h_{coil}=50\text{mm}$ 时的弯月面高度要比 $h_{coil}=90\text{mm}$ 和 110mm 弯月面高度大，这和磁场测试的结果得到了很好的吻合，这主要是当线圈向结

晶器口部移动会增强线圈中心的磁感应强度。因此,在实际的实验过程中,为了达到比较好的软接触效果,提高磁场利用率,线圈应该尽量的靠近结晶器的上部位置放置,这样弯月面较高,渣道较宽,软接触效果明显。

针对于矩形结晶器 C 而言,图 3.14 和图 3.15 是当工作频率为 24.7kHz,电源功率为 45kW, $\Delta h=0\text{mm}$ 时,不同线圈位置时,合金弯月面高度的比较图。

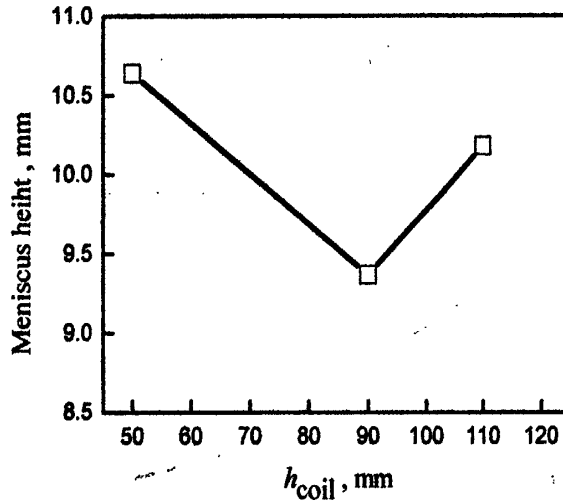


图 3.14 不同 h_{coil} 对测试位置 3 点处弯月面形状比较
($f=24.7\text{kHz}$, $P=45\text{kW}$, $\Delta h=0\text{mm}$)

Fig. 3.14 The comparison of shapes of meniscus with different h_{coil} on 3 site

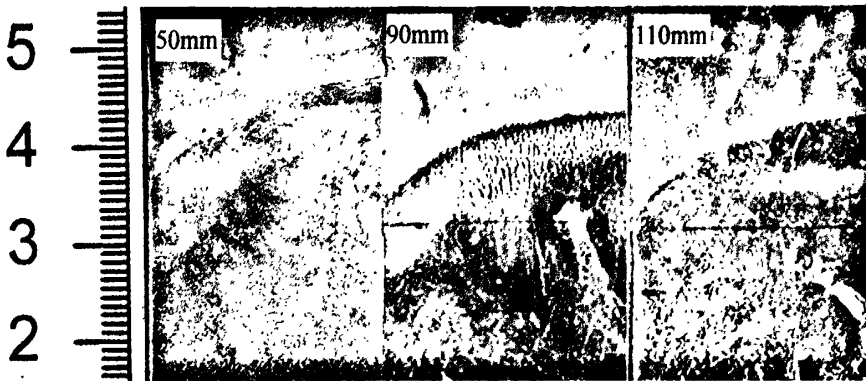


图 3.15 不同 h_{coil} 时测试位置 3 点的弯月面高度
($f=24.7\text{kHz}$, $P=45\text{kW}$, $\Delta h=0\text{mm}$)

Fig.3.15 The meniscus shapes with different h_{coil} on 3 site

从图中可以看出,即 $h_{\text{coil}}=50\text{mm}$ 时,弯月面高度最大,其次 $h_{\text{coil}}=110\text{mm}$ 位置和 90mm,针对于结晶器 C 而言,弯月面随 h_{coil} 变化规律和结晶器 B 基本相同,线圈越靠近结晶器口部,弯月面高度越大。

3.3.2.2 自由液面的相对位置对弯月面变形规律的影响

图 3.16 反映的是矩形坯结晶器 A 中，当高温熔融合金的自由表面和线圈中心的相对位置发生改变时，结晶器内部的弯月面形状的改变。从图中可以看出：当弯月面在线圈中心偏上位置附近时，弯月面的高度出现了最大值。在该位置进行浇铸，可以大大的提高铸坯的表面质量。同时，结合上一章磁场测试的结果来看，在实际的实验中，初始钢液面的位置应该控制在线圈中心偏上位置和线圈上沿之间，可获得较大的电磁力，使磁场充分利用。图 3.17 是弯月面照片图。

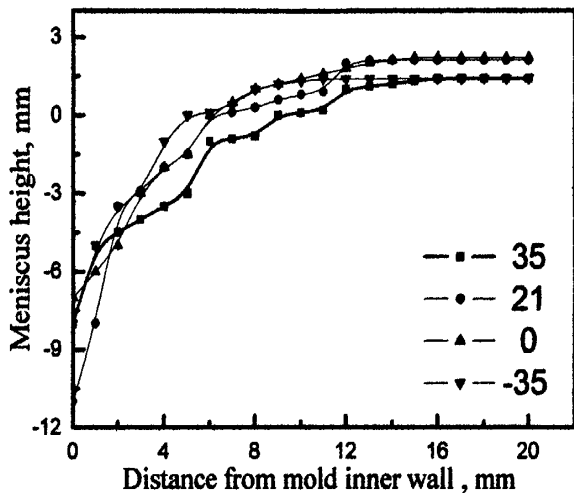


图 3.16 不同 Δh 对测试位置 1 处弯月面形状的比较
($f=35\text{kHz}$, $P=56\text{kW}$, $h_{\text{coil}}=55\text{mm}$)

Fig.3.16 The meniscus shapes with different Δh on 1 site

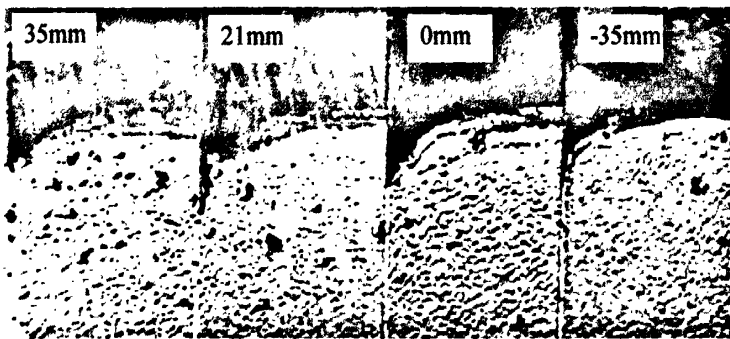


图 3.17 不同 Δh 对测试位置 1 处弯月面形状的比较
($f=35\text{kHz}$, $P=56\text{kW}$, $h_{\text{coil}}=55\text{mm}$)

Fig.3.17 The meniscus shapes with different Δh on 1 site

图 3.18 是矩形结晶器 B 中，合金自由表面位置变化时对弯月面高度的影响规律。从图中可以看出， $\Delta h=0\text{mm}$ 时，即合金自由表面和线圈中心处于同一平面时，弯月面的

高度出现了最大值。在实际的实验中，初始钢液面的位置应该控制在线圈中心位置附近，这样可获得较大的电磁力，使磁场充分利用。这也和磁场测试的结果吻合。

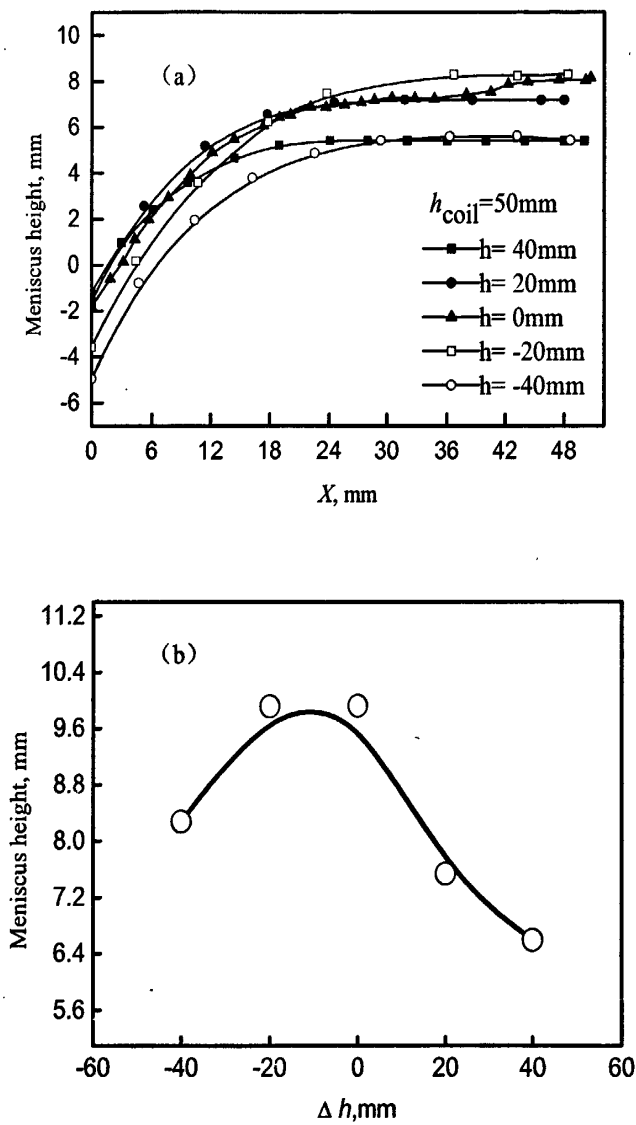


图 3.18 不同 Δh 对测试位置 3 点的弯月面形状比较 ($f=24.7\text{kHz}$, $P=62\text{kW}$)

(a) 弯月面轮廓 (b) 弯月面高度

Fig. 3.18 The meniscus shapes with different Δh on 3 site

图 3.19 (a) 是 $h_{coil}=50\text{mm}$ 时，矩形结晶器 C 中，合金的自由表面和线圈中心的相对位置发生改变时，结晶器内部的弯月面形状的改变规律。

从图中可以看到：同结晶器 B 一样，如图 3.19 (b) 所示，当初始合金液面在线圈中心位置时，弯月面的高度最高。图 3.20 为对应照片。

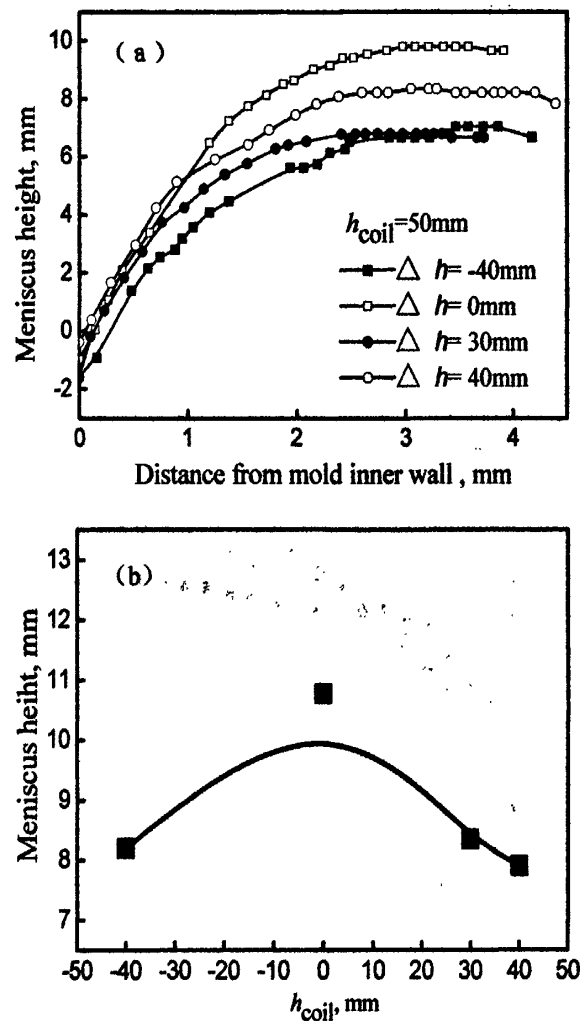


图 3.19 不同 Δh 对测试位置 2 点的弯月面形状比较 ($f=24.7kHz$, $P=72kW$, $h_{coil}=50mm$)

(a) 弯月面轮廓 (b) 弯月面高度

Fig.3.19 The comparison of shapes of meniscus with different Δh on 2 site

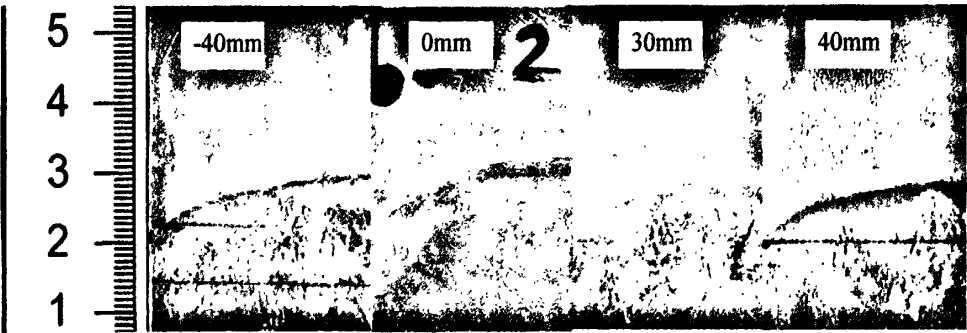


图 3.20 测试位置 2 点不同功率弯月面形状的比较

($f=24.7kHz$, $P=72kW$, $h_{coil}=50mm$)

Fig.3.20 Meniscus shapes with different input power on 2 site

3.3.2.3 电源功率对弯月面变形规律的影响

图 3.21 当功率增加时，矩形结晶器 A 宽面中心弯月面的变形状况。由图可知，弯月面的高度随电源功率的增大而增大，此时，高温合金和结晶器内壁之间的渣道变宽，有利于铸坯表面质量的提高；但同时，液面的波动加剧，如电源功率过大，波动过于剧烈的液面会破坏铸坯的初始凝固过程，图 3.22 为对应情况下的弯月面形貌照片。

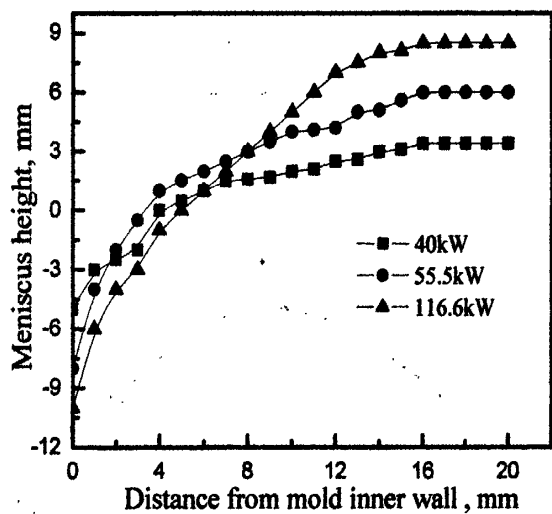


图 3.21 测试位置 1 处不同功率弯月面形状比较
($f=12\text{kHz}$, $h_{\text{coil}}=55\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)

Fig.3.21 The meniscus shapes with different input power on 1 site

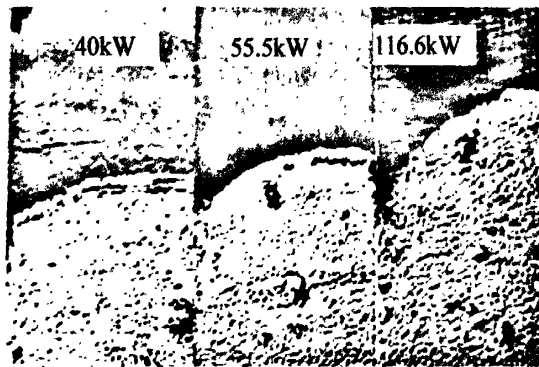


图 3.22 测试位置 1 处不同功率弯月面形状比较
($f=12\text{kHz}$, $h_{\text{coil}}=55\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)

Fig.3.22 The meniscus shapes with different input power on 1 site

图 3.23 反映的是矩形结晶器 B 中，切缝窄面中心位置弯月面高度随电源功率变化规律。可以看出，弯月面高度和电源功率呈正比，电源功率越大，弯月面高度越大。图 3.24 是其对应的弯月面形貌照片。

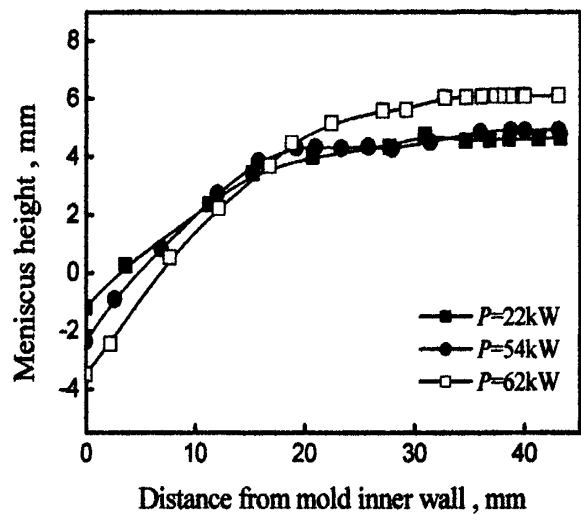


图 3.23 测试位置 3 处不同功率弯月面形状的比较
($f=24.7\text{kHz}$, $h_{coil}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)
Fig.3.23 Meniscus shapes with different input power on 3 site

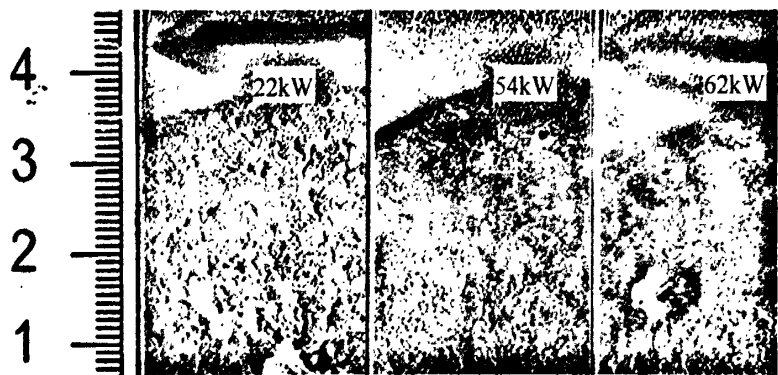


图 3.24 测试位置 3 处不同电源功率对弯月面形状的比较
($f=24.7\text{kHz}$, $h_{coil}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)
Fig.3.24 Meniscus shapes with different input power on 3 site

图 3.25 是不同电源功率下，1、3、6 三个测试点位置弯月面绝对高度随着电源功率变化的改变情况，可以看到，有切缝窄面中心位置的弯月面绝对高度，大于无切缝窄面中心的弯月面绝对高度。同时，可以看出电源频率 18.4kHz 情况下的弯月面高度结果，这说明了当电源频率发生变化时，功率对弯月面高度的影响规律不变。

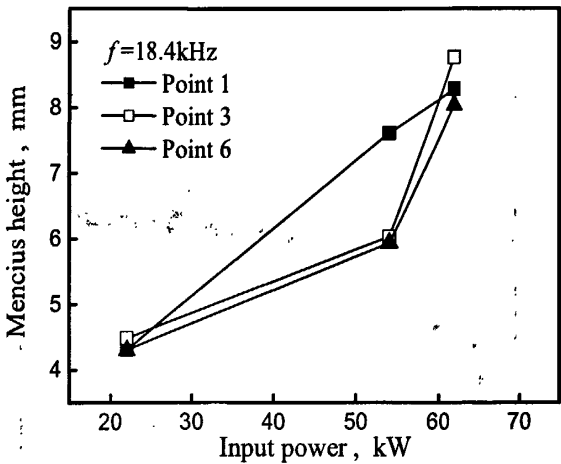


图 3.25 不同电源功率对弯月面高度的影响
($f=24.7\text{kHz}$, $h_{\text{coil}}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)
Fig.3.25 The meniscus height with different input power

针对矩形结晶器 C 而言，和结晶器 B 一样，结晶器内任一位置的弯月面高度都和电源功率呈正比，如图 3.26 所示。

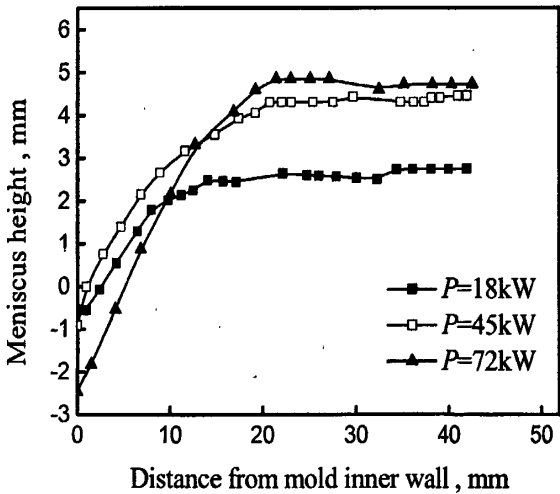


图 3.26 测试位置 3 处不同功率弯月面形状的比较
($f=24.7\text{kHz}$, $h_{\text{coil}}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)
Fig. 3.26 Meniscus shapes with different input power on 3 site

图 3.27 为 $f=24.7\text{kHz}$, $h_{\text{coil}}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$ 时，不同电源功率下，结晶器内部钢液自由表面位置沿周向弯月面高度和输入频率的关系。可以看到，无部分切缝面 5 点和

6 点位置的弯月面高度, 和有切缝面对应的 1 点和 3 点位置的弯月面高度差不多, 而宽面中心位置弯月面高度显著偏低, 这也和不同电源功率下的磁场强度分布规律统一起来。

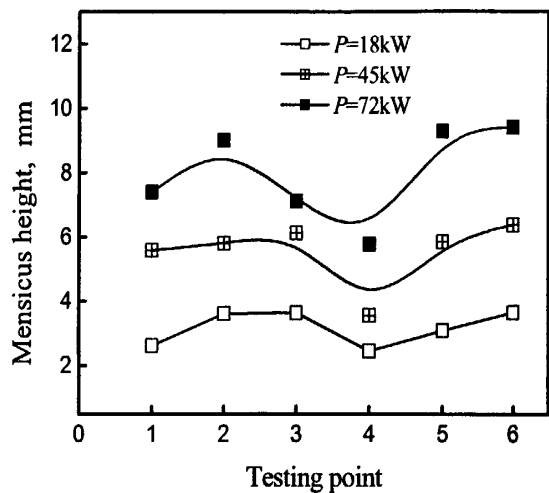


图 3.27 不同电源功率下周向弯月面高度分布
($f=24.7\text{kHz}$, $h_{\text{coil}}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)
Fig. 3.27 The meniscus height with different Ampere-Turns along x and y axis

3.3.2.4 电源频率对弯月面变形规律的影响

图 3.28 是结晶器内部, 电源功率为 22kW 和 54kW 时, 频率对弯月面高度的影响。可以看出, 针对于结晶器 A 而言, 结晶器内给位置上弯月面高度和电源频率呈反比, 即电源频率越大, 弯月面高度越小。同样的规律也适合结晶器 B, 如图 3.29 所示,

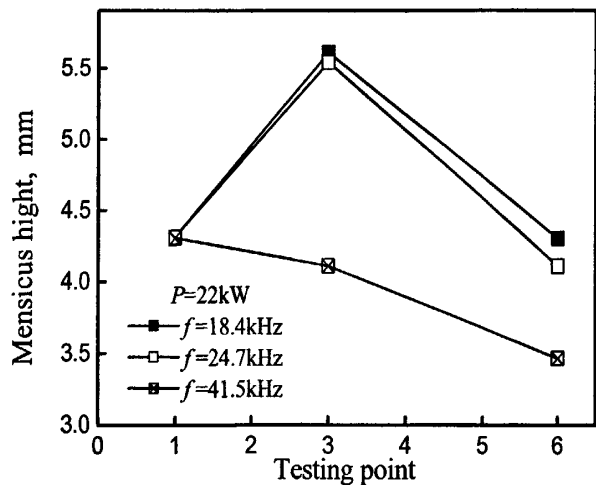


图 3.28 不同频率下弯月面高度比较
($h_{\text{coil}}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)
Fig.3.28 The meniscus shapes with different frequency

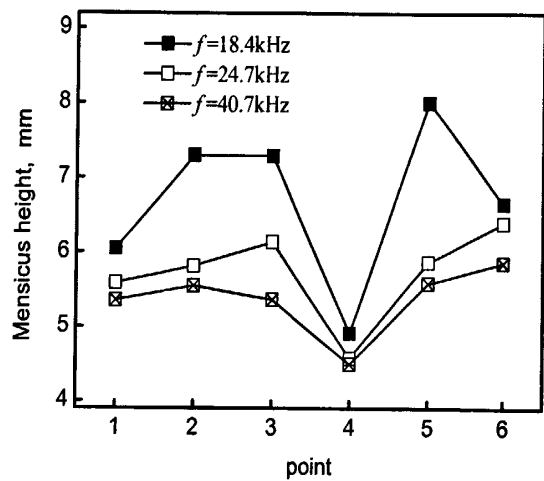
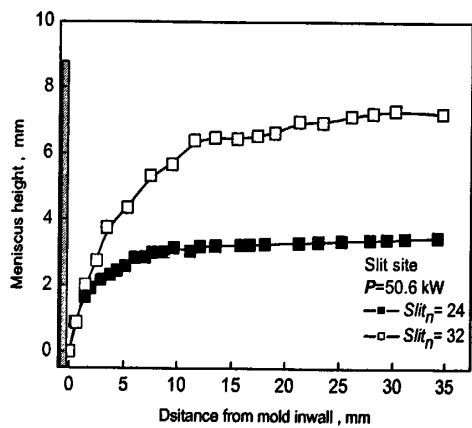


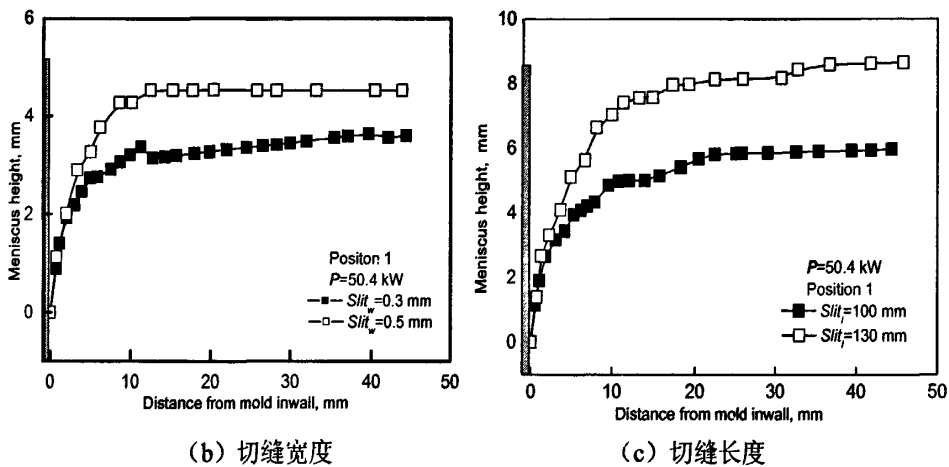
图 3.29 不同频率对测试位置 6 处弯月面高度的影响
($P=45\text{kW}$, $h_{\text{coil}}=50\text{mm}$, $\Delta h=0\text{mm}$)
Fig. 3.29 Meniscus shapes with different frequency on 6 site

3.3.3 圆形结晶器内弯月面变形规律

图 3.30 所示的是切缝数目和切缝宽度变化时结晶器内弯月面变化情况。可以看出，当切缝数目由 24 条增加到 32 条时，弯月面最大高度由 3.47mm 增加到 7.43mm，如图 3.30 (a) 所示，此时弯月面高度增大了 3.96mm；当切缝宽度由 0.3mm 增大到 0.5mm 时，如图 3.30 (b) 所示，弯月面高有由 3.6mm 增大到了 4.52mm，弯月面高度增大了 0.92mm；当切缝长度由 100mm 增大到 130mm 时，如图 3.30 (c) 所示，弯月面高度由 5.9mm，增大到了 8.64mm，弯月面高度增大了 2.74mm。



(a) 切缝数目



(b) 切缝宽度 (c) 切缝长度

图 3.30 切缝参数对弯月面的影响

Fig.3.30 Influence of slit parameters on magnetic meniscus

3.4 本章小结

本章分别以工业用 $\Phi 178\text{mm}$ 圆坯电磁软接触连铸结晶器、内径尺寸为 $213\text{mm}\times 85\text{mm}$ 的两种非均匀切缝矩形坯电磁软接触连铸和内径尺寸为 $100\text{mm}\times 100\text{mm}$ 方坯电磁软接触连铸结晶器为研究对象，用低熔点合金来模拟钢液，考察了不同结构参数和工艺参数的条件下，结晶器内弯月面变形规律，得到的主要结论如下：

1. 针对工业用 $\Phi 178\text{mm}$ 圆坯电磁软接触连铸结晶器而言，结晶器的切缝数目、切缝宽度和切缝长度都是影响结晶器内弯月面高度的重要因素。和磁场结果相似，切缝数目和切缝长度的影响尤为显著。
2. 就结构而言，圆坯电磁软接触连铸结晶器内弯月面分布最均匀，这和磁场的结论相吻合。
3. 当熔融金属自由液面位于线圈中心附近时，弯月面高度最高，保护渣渣道宽度越宽。
4. 由于结构的特殊性，矩形坯电磁软接触连铸结晶器和方坯电磁软接触连铸结晶器的弯月面分布具有不均匀性。但对于所设计的结晶器 C 而言，其弯月面高度已经和通体均匀切缝的矩形结晶器相差不多。这说明采用较少的非均匀切缝结构，也能够获得矩形坯电磁软接触效果。

第4章 电磁软接触结晶器界面传热特性研究

4.1 引言

根据电磁感应原理可知,当感应线圈通过高频交流电时,会产生相同频率的高频交变磁场。该交变磁场沿空间向四周传播,透过冷坩埚形式的电磁连铸结晶器,作用于结晶器内部的熔融金属上。在交变磁场的作用下,熔融金属中将会产生感应电流,该电流产生焦耳热加热金属液,改善了铸坯的初始凝固过程;同时感应电流和高频磁场相互作用,会产生指向金属液芯的电磁力,该电磁力使熔融金属自由表面发生弯曲变形,并背离结晶器内壁,扩宽了保护渣通道,改善了结晶器内的润滑效果。在焦耳热和电磁力的共同作用下,提高了铸坯的表面质量,这也正是电磁软接触技术的应用原理。研究电磁软接触连铸坯的初始凝固过程和传热特性对构建电磁软接触连铸技术的理论体系和指导电磁软接触连铸技术的工业化应用都具有重要意义。

本文以内径为 100mm×100mm 非均匀切缝电磁软接触连铸结晶器为研究对象,在大分瓣体中心处(如图 2.3 (b) 所示)安装 K 型铠装热点偶,考察不同电源功率下结晶器内部磁场分布、弯月面变形、凝固坯壳形貌、三相点位置、结晶器壁温度与热流、熔池温度和结晶器冷却水温度的变化规律。

4.2 实验设备及方法

主要实验设备有:

- (1) 电磁软接触连铸平台,如图 2.1 所示。
- (2) ISP-200kW 全固态超音频电源,如图 2.2 所示。
- (3) 方坯电磁软接触连铸结晶器。该结晶器采用非均匀通体切缝,结晶器参数详见表 2.3 所示。
- (4) 带电偶孔的结晶器大分瓣体,如图 4.1 所示。
- (5) K 型铠装 (NiCr-NiSi) 热电偶。
- (6) MW100 温度采集系统,如图 4.2 所示。
- (7) Pb-Sn-Bi 低熔点合金,物性参数见前表 3.1~3.3。

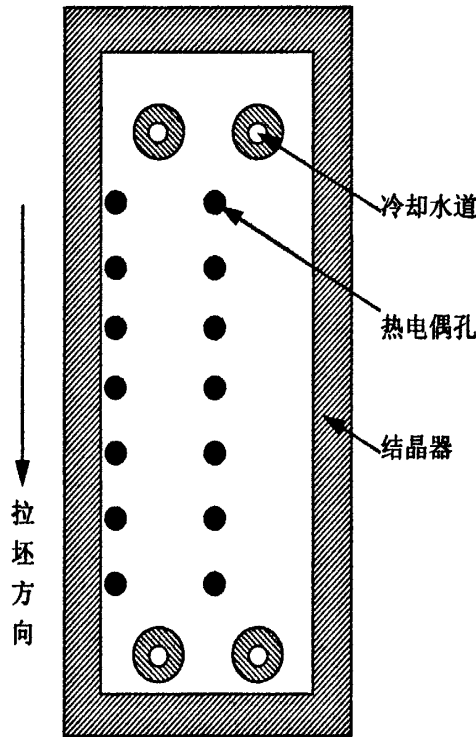


图 4.1 结晶器分瓣体及热电偶安装位置示意图

Fig. 4.1 Schematic of segment of mold and location of thermal couples



图 4.2 温度采集系统示意图

Fig. 4.2 Schematic of collections of temperature

本实验以 Pb-Sn-Bi 低熔点合金为研究对象，采用静态分析和动态分析的方法，考察了不同工艺条件下低熔点合金初始凝固壳的形貌，测量了坯壳厚度沿拉坯方向上的变化规律，讨论了电源功率对结晶器内熔池温度、结晶器冷却水温度、结晶器界面温度和热流等参数的影响规律。

根据磁场测试和弯月面研究的结果，将合金的自由表面控制在距结晶器口部 76mm 处，该位置和上数第二排热电偶位置重合；对低熔点合金熔池温度检测是通过布置在熔

池内的 K 型铠装 (NiCr-NiSi) 热电偶实现的; 对结晶器温度的检测是通过预埋在结晶器内部的 K 型铠装 (NiCr-NiSi) 热电偶来实现的。热电偶是从感应线圈各匝之间的缝隙介入, 安装至结晶器中, 并利用屏蔽层来防止高频电源的干扰。由于结晶器壁面平行方向散热较小, 仅占总散热的 3~6%, 大部分热量是通过结晶器壁面垂直方向由冷却水带走的, 所以实验中监测的应该是结晶器壁面垂直方向的热流。实验中温度监测点布置在大分瓣体上, 同一监测点上使用两根热电偶, 并一前一后放置, 由傅立叶公热传导公式得出该位置的局部热流。假定结晶器温度沿壁厚方向呈线形分布, 忽略沿结晶器壁面平行方向散热, 根据导热基本规律 (4-1) 就可计算出该监测点处的热流, 纯铜的导热系数如表 4.1 所示。

$$q = \lambda(T - T_0) / \Delta r$$

(4-1)

式中: λ 为纯铜的导热系数 ($\text{W/m}\cdot^\circ\text{C}$);
 T 为近热面热电偶所测温度 ($^\circ\text{C}$);
 T_0 为近冷面热电偶所测温度 ($^\circ\text{C}$);
 Δr 为近热面与近冷面热电偶的间距 (m)

表4.1 纯铜的导热系数
Table 4.1 Coefficient of copper thermal conductivity

温度, $^\circ\text{C}$	0	100
导热系数, $\text{W/m}\cdot^\circ\text{C}$	386	379

在实验过程中, 为保证大分瓣体中心和切缝位置附近的数据具有可比性, 必须确保电磁软接触连铸结晶器的分瓣体具有相同的冷却强度, 即每个分瓣体具有相同的一冷水量。本实验中一冷水总流量为 $5.9\text{ m}^3/\text{h}$, 每个分瓣体流量为 $0.295\text{ m}^3/\text{h}$ 。同时, 通过对结晶器冷却水温度监测可获得电源功率和电磁软接触连铸过程中结晶器冷却水量的关系, 对电磁软接触连铸工业化有重要的指导意义。实验过程的电参数如表 4.2 所示:

表 4.2 实验过程电参数
Table 4.2 Electric parameters of experiment

实验类别	结晶器状态	高频电源功率和频率
静态	不振动	0、9、16.8、48 kW、25 kHz
动态	不振动	0、8、30、45、60 kW、25 kHz
	振动 (30cpm, 12mm)	

静态实验是指, 先将合金加热并熔化到目标温度, 注入结晶器中, 待达到目标液位后停止注入合金, 对结晶器内熔池温度进行监测, 当合金温度达到目标温度时, 实验开

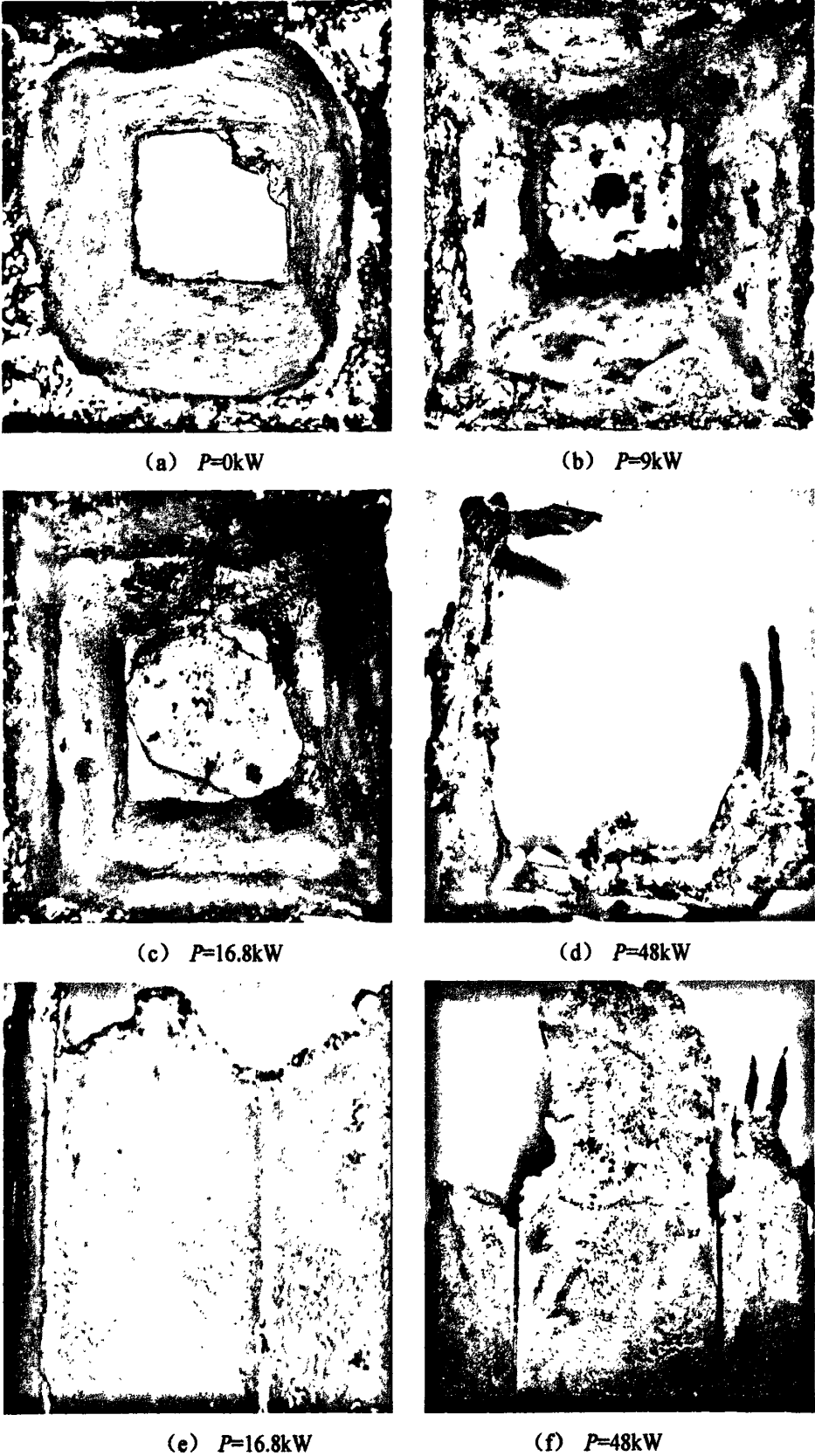


图 4.3 凝固坯壳形貌图

Fig. 4.2 The schematic of billet strand

始,同时施加电磁场,实验持续 60s 后,将低熔点合金漏出,实验结束;动态实验是指,当合金液面达到目标液面及目标温度后,开始实验,此时注入结晶器的合金流量和流出结晶器的合金的流量保持一致,即合金一直在结晶器中处于流动状态,待实验持续 60s 后,停止合金注入,取出凝固坯壳并分析数据。在动态实验过程中,分别考察了结晶器振动和不振动两种情况。

4.3 电磁软接触结晶器内的静态凝固传热分析

4.3.1 电源功率对坯壳形貌的影响

不同电源功率条件下低熔点合金坯壳形貌如图 4.3 所示。由图可知:不施加电磁场时,即常规连铸情况下(如图 4.3 (a) 所示),低熔点合金形成了较厚的坯壳,并具有一定的不均匀性;在结晶器的角部坯壳较厚,其余位置坯壳较薄;与空气接触的自由液面的坯壳较厚,而在自由液面偏下 20mm 左右出现坯壳厚度的最小值,然后坯壳厚度再线性增加;这是由于低熔点合金的自由液面受到了空气冷却作用,在凝固早期形成了较厚的凝固壳,而自由液面偏下 20mm 左右为低熔点合金的高温区域,形成的坯壳较薄;而在结晶器下部,于结晶器冷却水的作用,坯壳厚度沿拉坯逐渐增大。当电源功率为 9kW 时(如图 4.3 (b) 所示),低熔点合金形成了比较均匀的初始凝固壳,结晶器角部的坯壳厚度与其它位置的坯壳厚度基本相同,结晶器的切缝处和分瓣体中心处也未产生明显的差别;与不施加电磁场情况相比,合金的初始凝固壳厚度在拉坯方向上是连续逐渐增加的;这是由于外加功率引起的焦耳热作用抵消了低熔点合金自由表面受到的空气的冷却作用,从而形成了线形增加的坯壳形式。当电源功率为 16.8kW 时(如图 4.3 (c) 所示),低熔点合金形成的坯壳更加均匀,坯壳厚度更薄;从其侧视图 4.3 (e) 可以看出,合金的初始凝固坯壳已经形成了锯齿状,在结晶器切缝位置处的坯壳具有较低的初始凝固点,在分瓣体位置处具有较高的初始凝固点;这是由于外加电场进入结晶器内部作用于合金,在局部产生了较强的焦耳热。该焦耳热的大小和磁感应强度成正比,且同分瓣体位置相比,在切缝位置的磁场较大,这是产生锯齿状(波浪状)坯壳的主要原因。当电源功率增大到 48kW 时(如图 4.3 (d) 所示),从低熔点合金的初始凝固点到结晶器的出口,测量的到坯壳厚度在 0.2mm 左右,此时已经很难得到完整坯壳,这是由于空气和结晶器冷却水对低熔点合金冷却效果已完全被外加电场所产生的焦耳热所抵消。可以推测,如果在提升外加电源功率,在结晶器内,低熔点合金将无法凝固,同时不会出现初始凝固点。说明高频交变磁场对金属液的加热作用,以致造成了三相点下移的现象。

4.3.2 电源功率对熔池温度和结晶器冷却水温度的影响

不同电源功率条件下低熔点合金温度变化规律如图 4.3 所示。由图可知：不施加电磁场时（如图 4.4（a）所示），由于空气和结晶器冷却水对低熔点合金的冷却作用，结晶器内的熔融低熔点合金的温度随时间呈下降趋势；在实验开始后的前 10s 阶段，熔池温度以较大的温度梯度急剧下降，随后温度变化趋于平缓。这主要是由于在实验开始后的 10s 内合金和一冷水之间温差较大，具有较大的导热驱动力，导致了合金液面温度下降较快；随着凝固壳的变厚，导热效果逐渐变差，合金液面温度下降较平缓。当外加电源功率为 9kW 和 16.8kW 时（如图 4.4（b）和 4.4（c））所示，合金温度随时间下降趋势与图 4.4（a）的规律差别不大；这由于外加电源功率较小时，产生的焦耳热不足以阻止合金温度的下降。当外加电源功率增大到 48kW 时（如图 4.3（d）所示），熔池温度在经过实验开始的 10s 内的下降后，已经得到了明显的提升；此时外加磁场所产生的焦耳热已经完全抵消了合金温度的下降；熔池温度的升高，造成了低熔点合金的重熔，这与图 4.3（d）得到的结果相吻合。该现象充分证明了电磁软接触连铸过程中，当电源功率增大到一定数值时，由于电磁感应而产生的焦耳热可以部分抵消，甚至抵消结晶器熔融合金的温度降低，并以内热源的形式改变其初始凝固位置和改善初始凝固状态。

不同电源功率条件下结晶器冷却水温度变化规律如图 4.5 所示。由图可知，不施加电磁场时（如图 4.5（a）所示），结晶器冷却水由于吸收低熔点合金的热量而引起了其温度的升高，随着低熔点合金的凝固，以及整个合金—结晶器—冷却水传热系统传热状况的变化，结晶器冷却水在较小的范围内波动。当外加电源功率为 9kW 和 16.8kW 时（如图 4.5（b）和 4.5（c）所示），由于外加功率引起了低熔点合金和结晶器焦耳热的作用，使结晶器冷却水的温度略有升高，在实验过程中其温度在较小的范围内进行波动；当外加功率增大到 48kW 时（如图 4.5（d）所示），低熔点合金和结晶器受到了较强焦耳热的作用，结晶器冷却水温度逐渐升高，并随时间呈周期性波动，这减弱了其冷却效果由此可知，在高频磁场的作用下，结晶器冷却水（一冷水）的温度会产生周期性波动，该波动会影响冷却水的对整个结晶器系统的传热效率。因此，在实际的连铸生产以及电磁软接触技术的工业化实验中，应将该因素考虑在内，即结晶器冷却水量的调节和施加电源功率的大小密切相关。

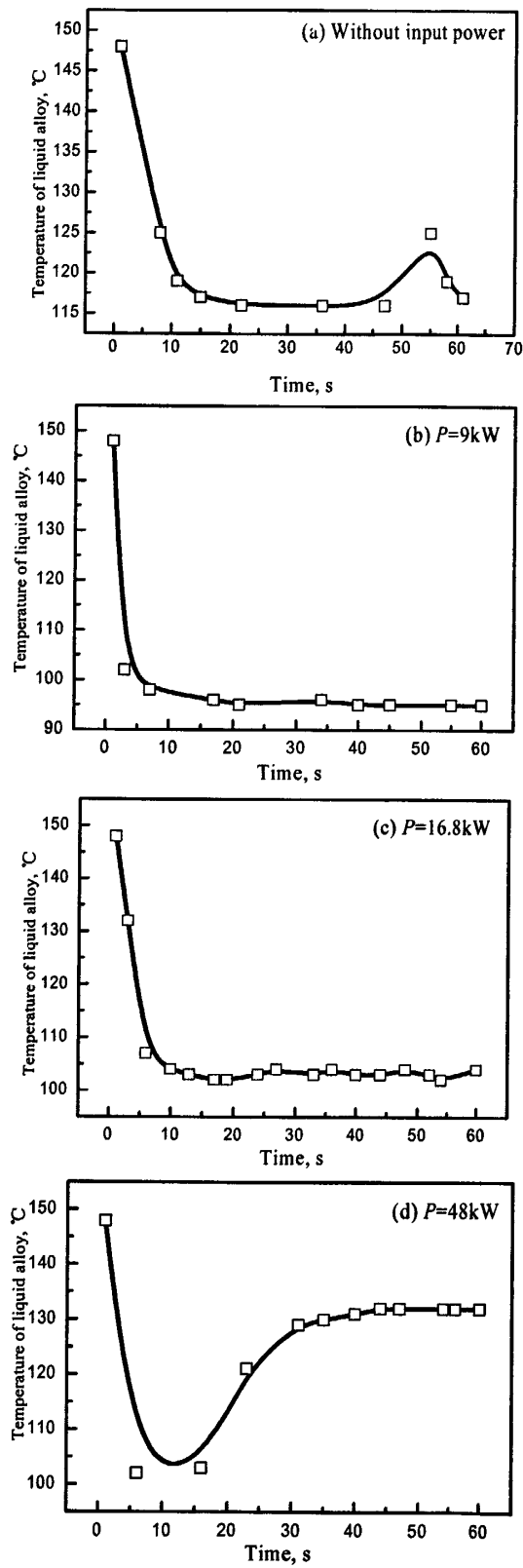


图 4.4 熔池温度变化
Fig. 4.4 Temperature of liquid metal

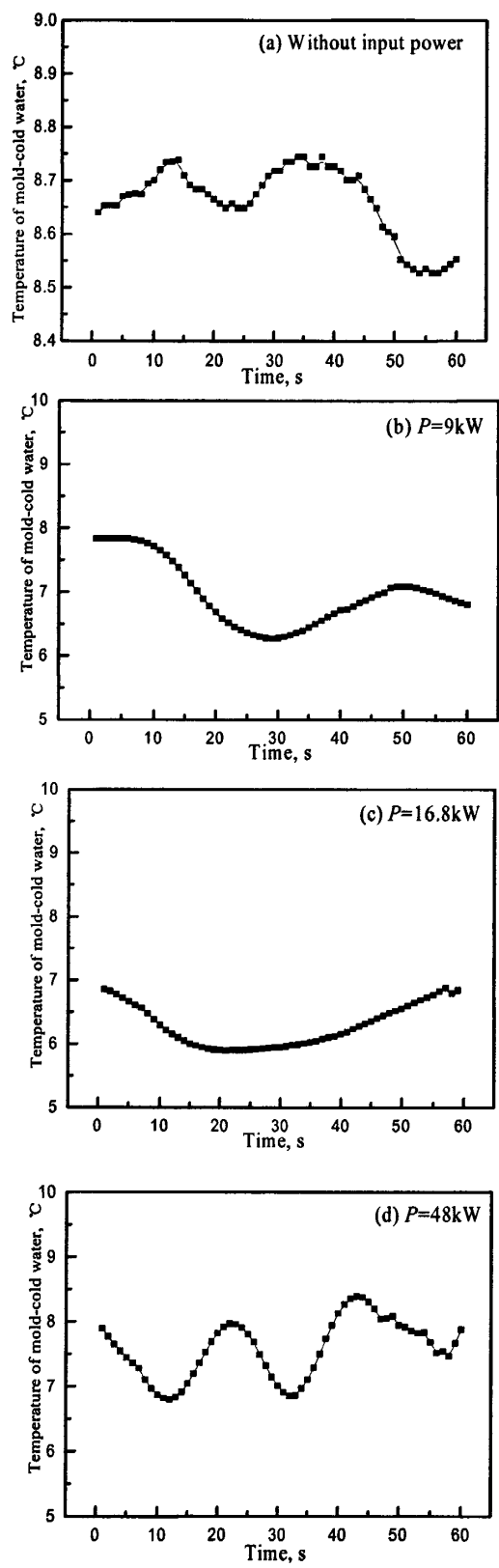


图 4.5 结晶器冷却水温度变化
Fig. 4.5 Temperature of mold cooling water

4.3.3 电源功率对结晶器温度和热流的影响

不同电源功率条件下结晶器温度随时间变化规律如图 4.6 所示。图中 1、2、3 和 4 依次为布置在弯月面区域的四根 K 型铠装 (NiCr-NiSi) 热电偶从左到右的编号 (以下同)。可以看出, 当不施加电磁场时 (如图 4.6 (a) 所示), 在实验过程中, 在切缝位置和分瓣体位置的温度基本相同, 合金的自由液面附近的温度基本均匀; 在实验的前 30s, 结晶器壁温下降较快, 然后趋于平缓, 最终与一冷水温基本相同。这是由于在实验的开始阶段, 合金的温度较高, 具有较强的向外传热动力, 结晶器的温度具有较大的下降梯度。随着合金的凝固壳增厚, 以及合金温度的降低, 其传热梯度逐渐减小, 温度曲线较为平缓。当外加功率为 9kW 时 (如图 4.6 (b) 所示), 切缝位置处的温度和分瓣体位置处的温度开始出现较小差异, 切缝位置的温度略高; 整个结晶器温度随时间呈下降趋势; 当电源功率增大到 16.8kW 时 (如图 4.6 (c) 所示), , 由于感应热的作用, 结晶器的温度开始上升, 同时插入深度较深的两支热电偶的温度比插入深度较浅的两支热电偶的温度高; 当电源功率增大到 48kW 时 (如图 4.6 (d) 所示), , 结晶器的温度随时间变化呈进一步上升趋势。这主要是由于感应热在实验过程中一直作用于结晶器, 使其温度得到了明显升高, 同时随着电源功率的增大, 起到了对合金液的加热, 甚至重熔作用, 因此, 结晶器温度得到了明显的升高。

不同电源功率条件下结晶器热流随时间变化规律如图 4.7 所示。当不施加电磁场时 (如图 4.7 (a) 所示), 在实验的前 40s 以内, 切缝处和分瓣体中心处都具有较大的热流下降梯度, 且切缝处的热流下降的要比分瓣体中心处下降的要快。在实验的后 30s, 热流曲线趋于平缓, 由切缝处和分瓣体中心处传出的热量基本相同, 两位置的热流曲线基本重合。造成这种现象的原因主要是由于在实验的开始阶段, 合金的温度较高, 具有较强的向外传热动力, 结晶器的温度具有较大的下降梯度, 从而引起了热流的梯度也较大, 随着合金的凝固壳增厚, 以及合金温度的降低, 其传热梯度逐渐减小, 温度曲线较为平缓, 热流曲线也趋于平缓; 当外加功率为 9kW 时, 如图 4.7 (b) 所示, 结晶器切缝位置的热流要大于分瓣体位置的热流, 同时热流随时间呈减小趋势; 当电源功率升高到 16.8kW 时, 与小功率情况不同, 此时结晶器的热流随时间开始呈增大趋势; 当电源功率增大到 48kW 时, 分瓣体位置的热流比切缝位置的热流大, 结晶器的热流随时间呈增大趋势, 这是由于随着电源功率的增大, 在结晶器内部和熔融低熔点合金内部产生的焦耳热逐渐增大, 在冷却条件一定的情况下, 结晶器单位面积上传出的热量得到了增强。

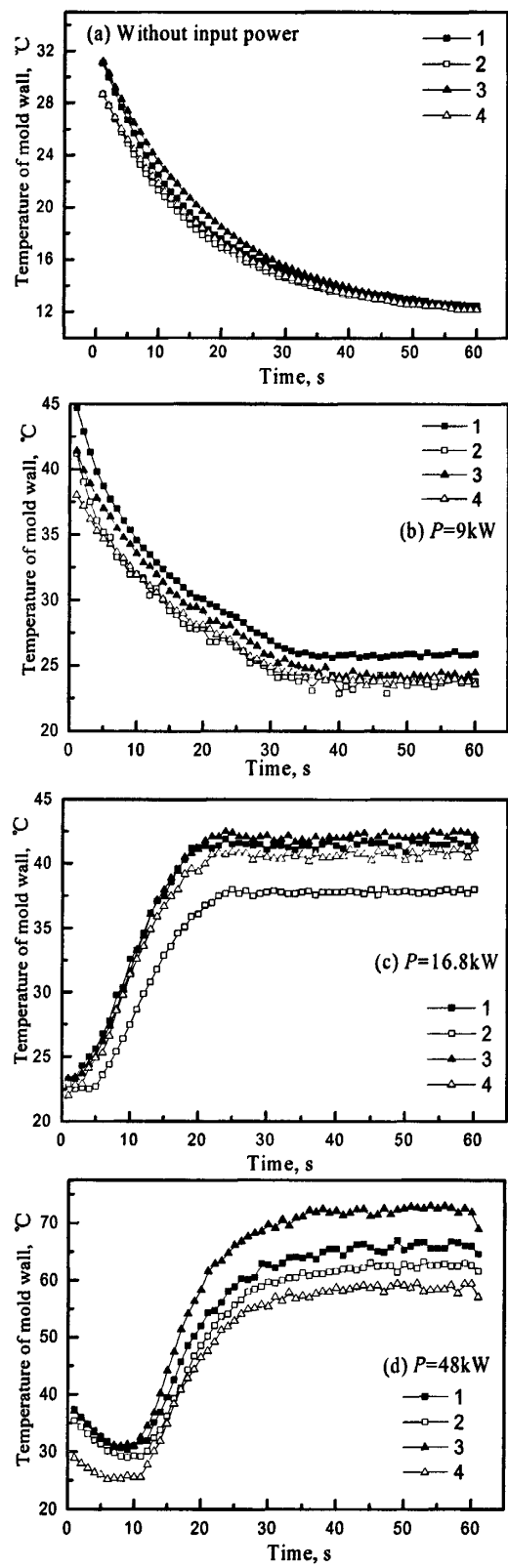


图 4.6 电源功率对结晶器温度的影响
Fig. 4.6 Effect of input power on the mold temperature

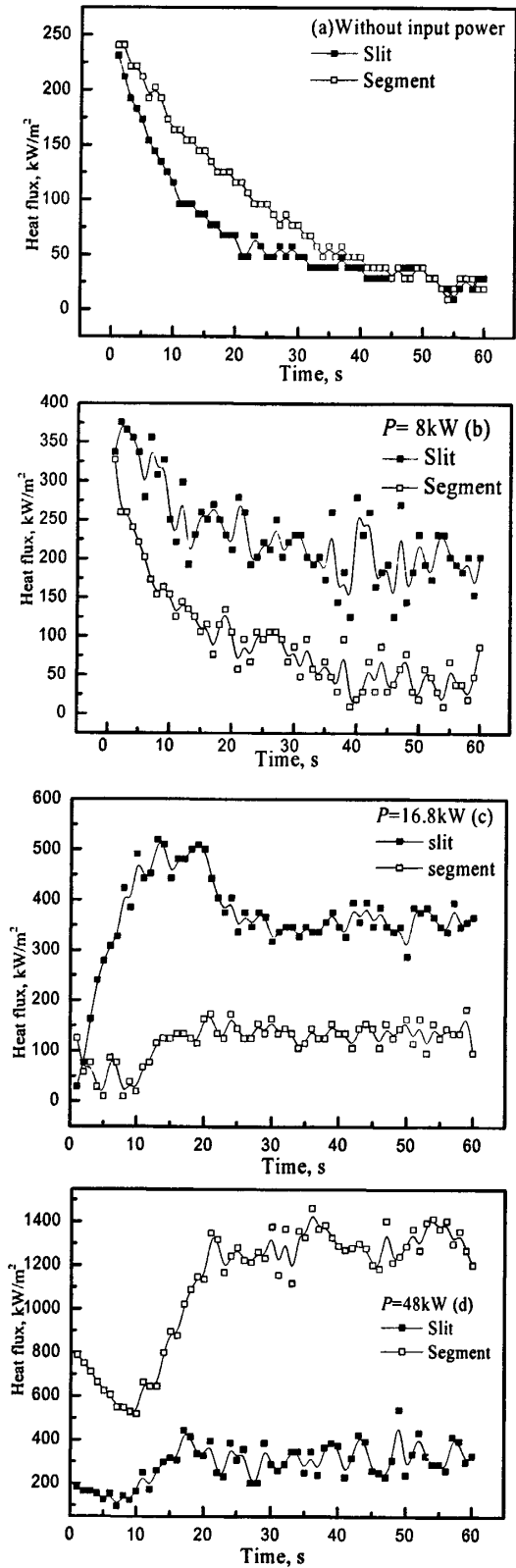


图 4.7 电源功率对结晶器热流的影响

Fig. 4.7 Effect of input power on the heat flux of the mold

4.3.4 有无磁场情况下的凝固与传热对比分析

比较电源功率分别为 0kW、9kW、16.8kW、48kW 时的情况可知，随着电源功率的增大，结晶器内磁感应强度逐渐增强；弯月面高度逐渐增大；熔池的液面波动逐渐加剧；低熔点合金的坯壳厚度逐渐变薄；初始凝固点的位置逐渐下移；结晶器内低熔点合金的熔池温度、结晶器温度和热流都随时间呈升高趋势。

针对本结晶器而言，当电源功率为 9kW 时在整个系统产生的焦耳热不足已抵消结晶器冷却水引起熔池和结晶器温度的下降，所以，结晶器的温度及热流都随时间呈下降的趋势；但在数值上比不施加磁场时的结晶器温度和热流要大。这是由于焦耳热的作用结果；当电源功率增大到一定程度时，系统产生的焦耳热作用就能抵消一冷水的冷却引起的温度下降，结晶器的温度及热流曲线均由下降的趋势转变为上升的趋势。

图 4.7 反映的是第 22s 时刻，不同功率条件下结晶器沿拉坯方向上的温度分布规律。可以看出，在同一时刻，外加电源功率越大，结晶器的温度越高，沿拉坯方向上温度场的差异越大，拉坯方向上温度峰值出现的位置越向下；在不施加电源功率时，结晶器拉坯方向上温度的峰值出现在自由液面以下 20mm 左右，当功率增大到 48kW 时，该峰值出现在自由液面以下 40mm 左右。这是由于电源功率增大后，结晶器内低熔点合金的熔池温度和结晶器温度由于焦耳热的作用得到了提升，从而引起了温度峰值的下移。

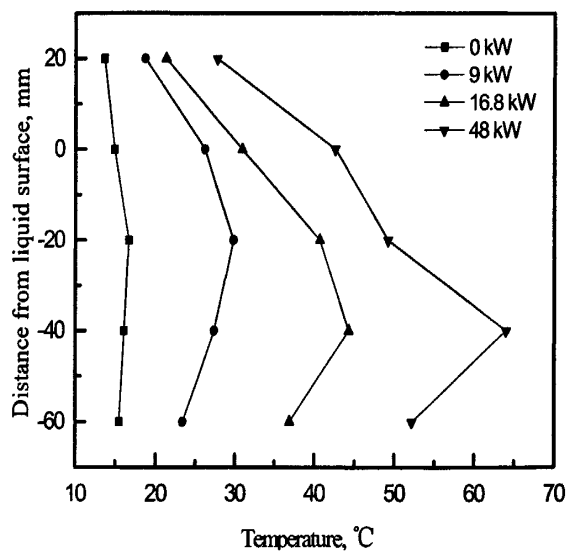


图 4.8 功率对拉坯方向上结晶器壁温度的影响
Fig. 4.8 Influence of electric power on temperature of mold wall

图 4.9 反映的是不同功率条件下沿拉坯方向上不同位置的坯壳厚度的分布规律。可以看出，随着电源功率的增大，凝固坯壳厚度逐渐变薄；其中在电源功率为 48kW 时坯

壳上下厚度均在 0.2mm 左右，在上图中已不能明确表示出。

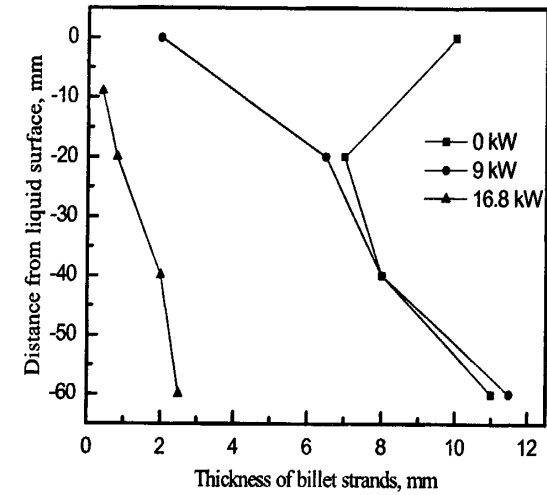


图 4.9 功率对坯壳厚度的影响

Fig. 4.9 Influence of electric power on thickness of solidification shell

图 4.10 反映的是不同电源功率时分瓣体中心处的三相点位置情况。可以看出，当电源功率增大，弯月面高度逐渐增加，三相点逐渐下降。特别是切缝和分瓣体中心处三相点位置上下差别逐渐增大，这将导致凝固坯壳厚度不均匀性更加显著，这一现象在实际的电磁软接触连铸生产中导致了纵向波痕的产生。

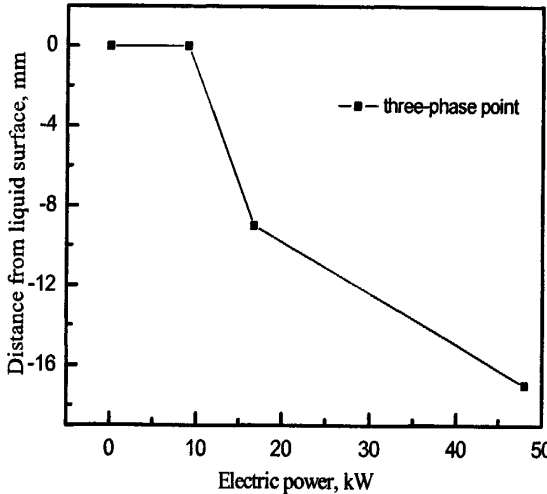


图 4.10 功率对三相点位置的影响

Fig. 4.10 Influence of electric power on three-phase point

通过以上实验结果与分析，可以说明：高频磁场对结晶器壁温、熔池温度、三相点位置和坯壳厚度都有显著影响。在实际的电磁软接触连铸生产中，应注意高频磁场带来的感应加热作用，应适当的调节结晶器的冷却水量，来确保生产的顺利进行；同时，由于切缝位置和分瓣体位置都到高频磁场的作用效果不同，导致了坯壳的不均匀性，在设计电磁软接触连铸结晶器的过程中，结晶器的切缝位置和磁场的均匀性要充分考虑。

4.4 无结晶器振动电磁软接触结晶器内的动态传热与凝固分析

4.4.1 电源功率对坯壳厚度影响

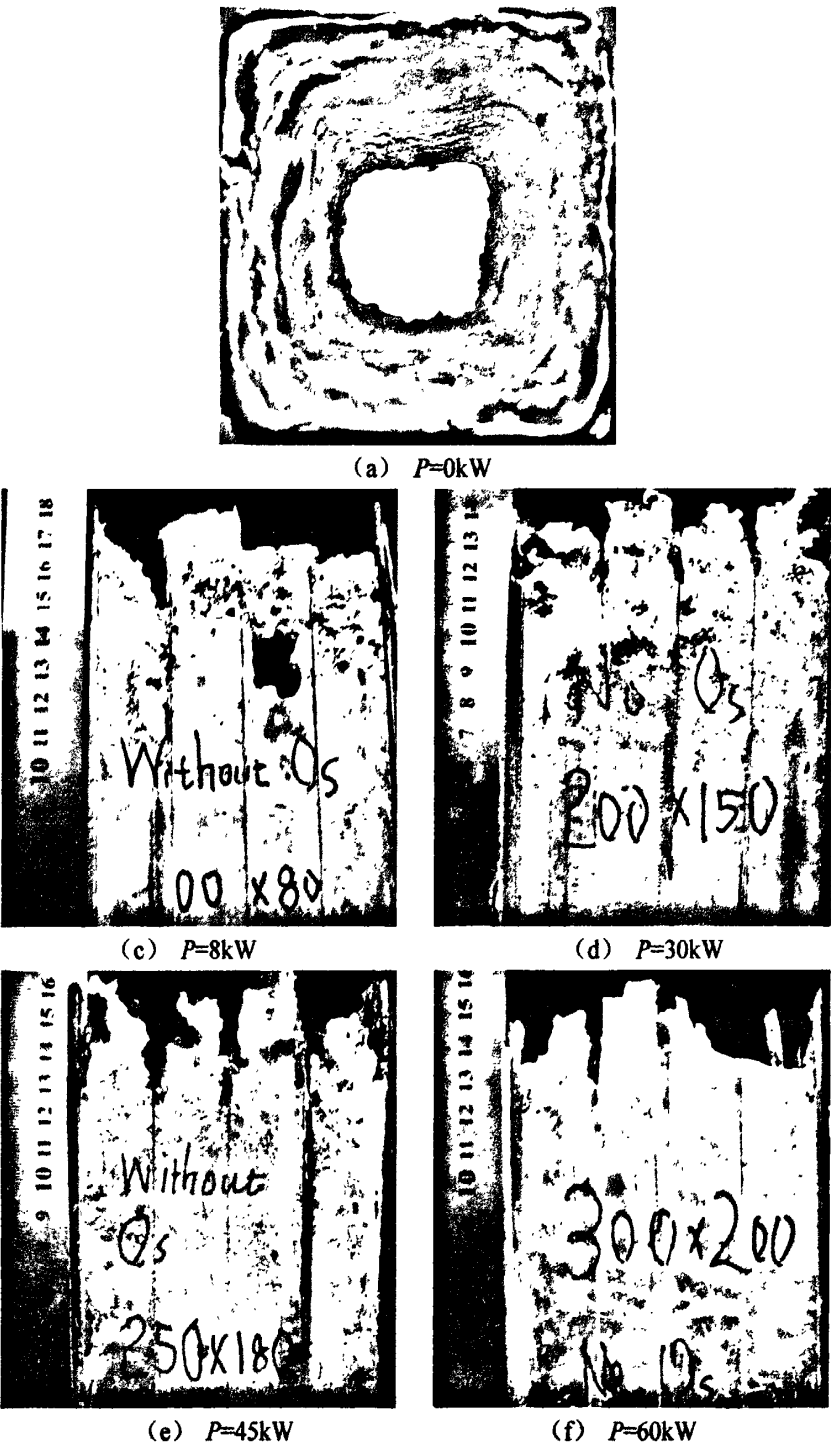


图 4.11 凝固坯壳图
Fig. 4.11 Schematic of billet strand

不同电源功率条件下低熔点合金凝固坯壳形貌如图 4.11 所示。由图可知：不施加磁场的常规连铸（如图 4.11（a）所示），同图 4.3（a）相比，动态实验过程中低熔点合金所形成的坯壳厚度较小，而且沿结晶器的周向形成的坯壳比较均匀，在方坯角部无明显增厚特征。这主要是由于在动态实验过程中，新的高温合金不断的流入结晶器内部，有效的提升了结晶器内的温度场。该热量能部分抵消结晶器冷却水引起的温度的降低，在结晶器的周向上具有比较均匀的温度场，所以形成了比较均匀的坯壳。

当电源功率为 8kW 时，如图 4.11（b）所示，低熔点合金的初始凝固壳变薄；同时，从凝固壳坯壳的侧视图可以看出，坯壳的初始凝固区域已经呈现出锯齿状形态，在结晶器的切缝位置处的初始凝固点较低，分瓣体位置处的初始凝固点较高。这是由于在动态实验过程了外部施加的高频电场产生的交变磁场通过结晶器的切缝进入结晶器内部，作用在低熔点合金上，形成焦耳热。针对于相同位置，其焦耳热和该位置的感应电流呈正比，通过前面的讨论可知，与分瓣体中心处相比，在切缝位置处的磁感应强度较大，该位置对应的低熔点合金中的感应电流较强，所产生的焦耳热较大，此时低熔点合金的凝固前沿的温度曲线也呈现出锯齿状。针对于同一结晶器切面位置，由于凝固时间的不同，最终形成了这种锯齿状的形貌。当功率增大到 30kW、45kW 时（如图 4.11（c）和 4.11（d）所示），这种现象更显著；当电源功率增大到 60kW 时，如图 4.110（e）所示，熔融的低熔点合金在结晶器内产生了较强的波动，该波动使初始凝固壳产生了重融，该功率条件下，坯壳的初始凝固点下移更大，所获得的坯壳厚度更薄。与静态实验相比，可以加热到 60kW 时，坯壳没有重熔现象，同时能形成较薄坯壳。

4.4.2 电源功率对熔池温度的影响

不同电源功率条件下低熔点合金熔池内温度随时间变化规律如图 4.12 所示。可以看出，当不施加电源时，当高温合金进入结晶器内部时，由于热辐射作用，用于检测熔池温度的热电偶开始升温，当低熔点合金温度开始升高，当合金接触到测温热电偶以后，显示温度有了明显的升高，并迅速达到峰值。随着实验的进行，由于结晶器内的合金受到空气和结晶器冷却水的冷却作用，合金温度逐渐下降，直至实验结束。当电源功率为 8kW 时，合金温度的变化趋势和不施加磁场时基本相同。这说明，针对于该种结晶器及热载荷，外加功率为 8kW 时，并不能从根本上提升低熔点合金熔池温度；当外加功率由 8kW 提升到 30kW 时，热电偶接触到高温合金后，迅速升温，并达到了峰值，随着实验的进行，合金温度下降较小，温度在较小的范围内波动，直至实验结束，这说明，

外加功率为 30kW 时，此时焦耳热已经抑制了熔池内低熔点合金的温度下降；当外加功率为 45kW 时，合金温度变化规律和 30kW 时基本相同；当外加功率增大 60kW 时，合金的温度变化规律和 30kW 和 45kW 时基本形同，但合金温度的升高幅度与 30kW 和 45kW 相比提高较大；可以推测，当功率继续升高后，合金温度会继续升高，直接影响其初始凝固过程。同图 4.4 相比，磁场的加热作用动态实验中更为显著。

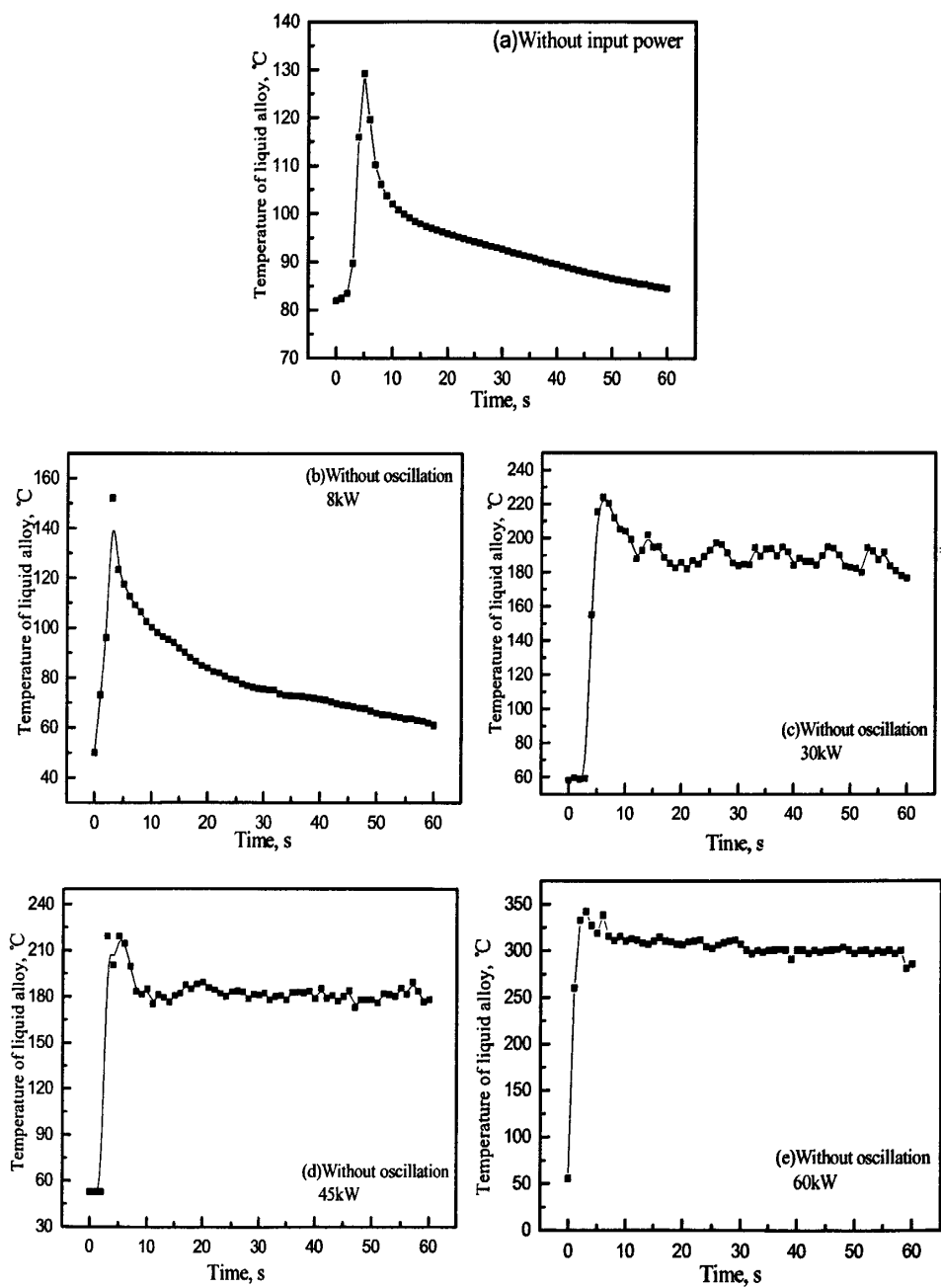


图 4.12 熔池温度变化
Fig. 4.12 Temperature of liquid metal

4.4.3 电源功率对结晶器温度和热流的影响

不同电源功率条件下结晶器温度和热流随时间变化规律分别如图 4.13、4.14 所示。可以看出,当不加外磁场时,热电偶测得的温度曲线基本重合,这说明在在弯月面区域内切缝附近和分瓣体附近的温度基本相同,整个结晶器的温度在周向上具有较好的均匀性,此时获得的坯壳比较均匀,这与图 4.11 (a) 得到了很好的吻合;同时,在实验开始的前 20s,具有较大的温度上升梯度,并迅速的达到峰值。这是由于合金刚进入结晶器内部,结晶器冷却水没有及时的将合金热量传递出去,从而引起了结晶器温度的升高;随着实验的进行,由于结晶器冷却水的作用,结晶器的温度开始降低,直至实验结束。在此过程中,切缝处的热流和分瓣体中心处的热流基本相同;外加功率为 8kW 时,弯月面区域内的结晶器温度基本相同,在实验开始后的 10s 内,结晶器温度迅速的达到峰值,由于冷却水的作用,结晶器的温度开始下降,同不加功率不同,此时结晶器温度下降趋势减缓,同时出现了温度波动。在此过程中,切缝处的热流始终大于分瓣体中心处的热流;当外加功率为由 8kW 增加大 30kW 后,结晶器温度迅速的达到峰值后,并没有迅速下降,而是基本保持不变,这是由于由外加功率作用在结晶器和合金上产生的焦耳热的作用,该焦耳热抵消了合金温度的降低,使合金和结晶器温度处于相对稳定的状态,直至实验结束。实验过程中,分瓣体附近的热流始终大于切缝附近的热流;当外加功率为 45kW 时,在弯月面区域内的结晶器温度出现了不均匀性,分瓣体附近的温度比切缝附近的温度略高,随着电源功率的增大,结晶器内磁感应强度也增大,产生的电磁压力也增大。该电磁压力将低熔点合金推离结晶器壁,从而在结晶器内壁产生了非均匀气隙,在切缝附近,该气隙较大,分瓣体附近气隙较小,气隙的大小影响了合金—结晶器系统的传热过程。因此,在切缝附近的传热比分瓣体附近的传热快,所以具有较低的温度;随着实验的进行,结晶器温度略有上升,直至实验结束;针对于热流而言,分瓣体中心处的热流和切缝处的热流基本相同,这说明在功率为 45kW 的情况下,在切缝位置和分瓣体中心位置结晶器的传热具有比较好的均匀性;当外加功率为增加到 60kW 时,在实验开始后的 10s 内,结晶器温度出现小幅温度升高,这是由于合金和结晶器接触后的传热效果,随后,温度大幅升高,此时为外加功率在合金和结晶器中产生的焦耳热引起的温度升高,与功率分别为 8kW、30kW、45kW 不同,此时在结晶器弯月面附近温度已经升高到了 75℃左右,焦耳热的作用更加明显,直至实验结束,针对于热流而言,切缝处的热流要大于分瓣体中心处的热流。

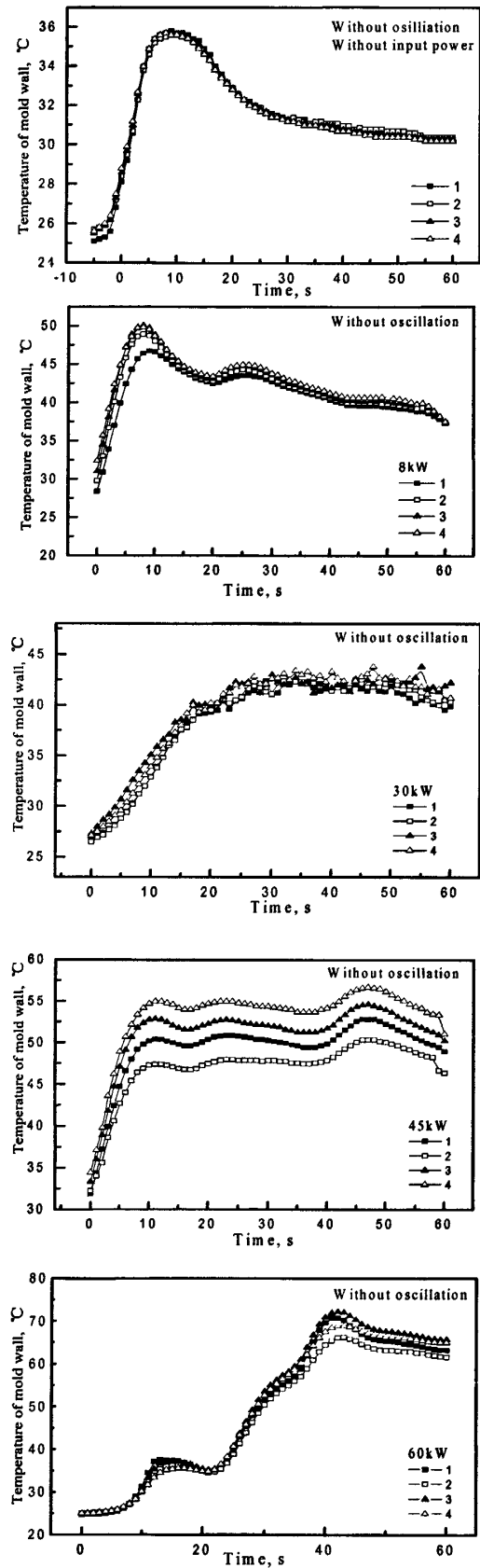


图 4.13 电源功率对结晶器温度的影响

Fig. 4.13 Effect of input power on the mold temperature

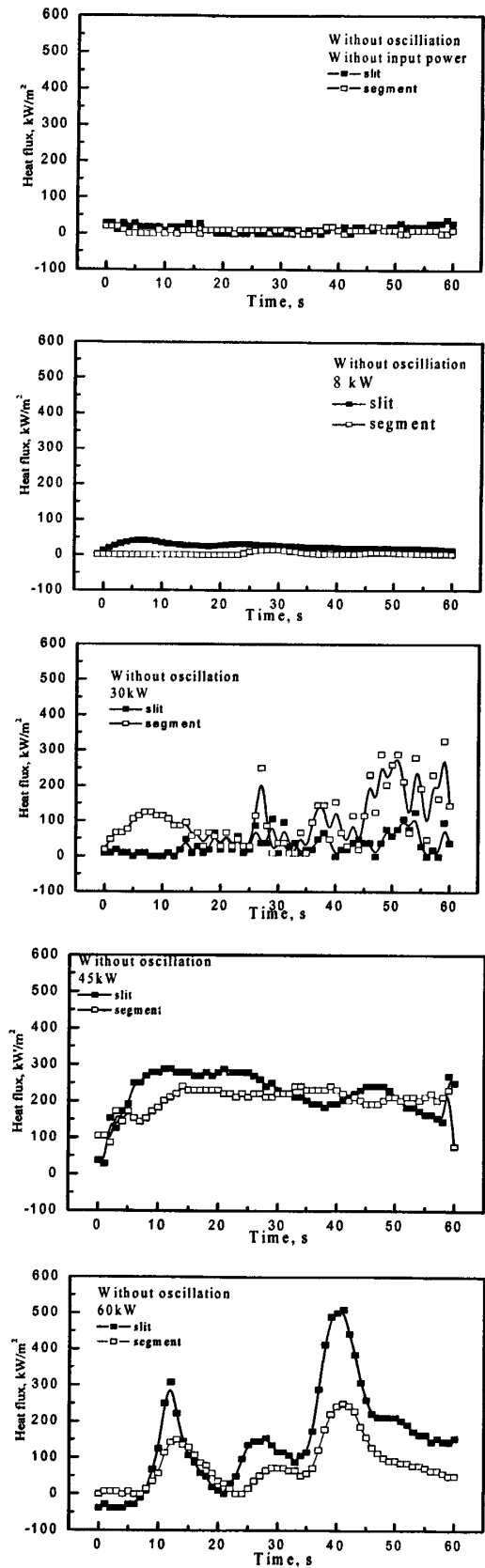
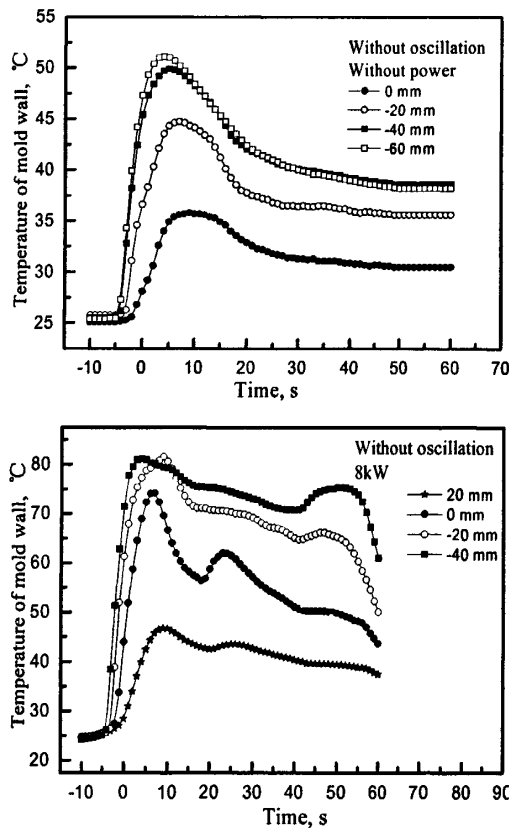


图 4.14 电源功率对结晶器热流的影响
Fig. 4.14 Effect of input power on the mold heat flux

4.4.4 电源功率对结晶器不同位置温度的影响

电源功率变化时，不同位置处结晶器温度随时间变化规律分别如图 4.15 所示。可以看出，当不施加电源功率时，在实验开始阶段，沿拉坯方向上不同位置的结晶器温度明显升高，并在较短的时间内达到峰值；随着实验的进行，结晶器的温度逐渐下降，直至实验结束，其产生原因见图 4.13（a），此时，沿拉坯方向上的温度的最大值出现在自由液面以下 60mm 处；当电源功率增大的 8kW 时，实验开始后，结晶器温度迅速升高，和不施加电源功率的情况不同，结晶器温度在达到峰值后没有迅速下降，而是以较小的梯度缓慢下降，直至实验结束；这是由于外加功率的存在会在结晶器内和合金内产生焦耳热，来部分抵消由于冷却产生的温度下降，此时，沿拉坯方向上的温度的最大值出现在自由液面以下 40mm 处；当电源功率增大到 30kW 和 45kW 时，由于冷却水造成的结晶器温度的下降已由电源功率产生的焦耳热所抵消，在整个实验过程中，结晶器温度基本保持稳定，在较小的范围内波动，并伴有小幅升高。直至实验结束，此时，沿拉坯方向上的温度的最大值出现在自由液面以下 40mm 处；当电源功率增大到 60kW 时，在实验过程中，结晶器温度呈一直升高状态，此时，温度最大值出现在自由液面以下 40mm 处；但自由液面 20mm 处结晶器温度和 40mm 处结晶器的温度差别已经不大，可以推测，随着电源功率的逐渐升高，沿拉坯方向上的温度的最大值出现的位置会逐步上移。



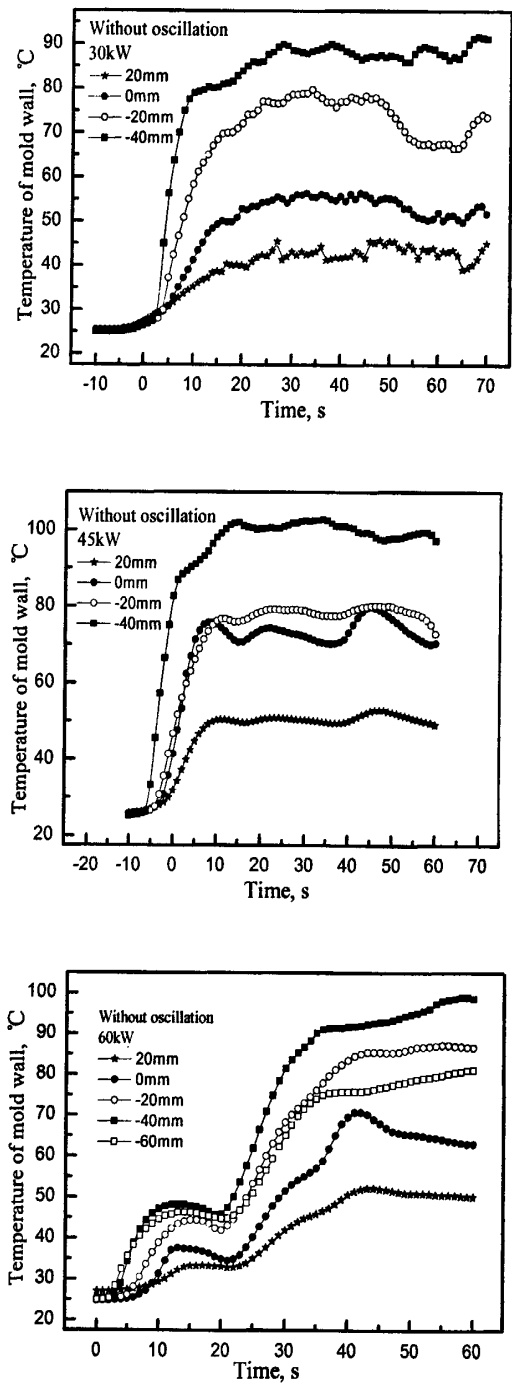


图 4.15 不同结晶器位置温度随时间变化规律
Fig. 4.15 The temperature distribution of mold along casting direction with time

4.5 有结晶器振动电磁软接触结晶器内的动态传热与凝固分析

4.5.1 电源功率对坯壳形貌影响

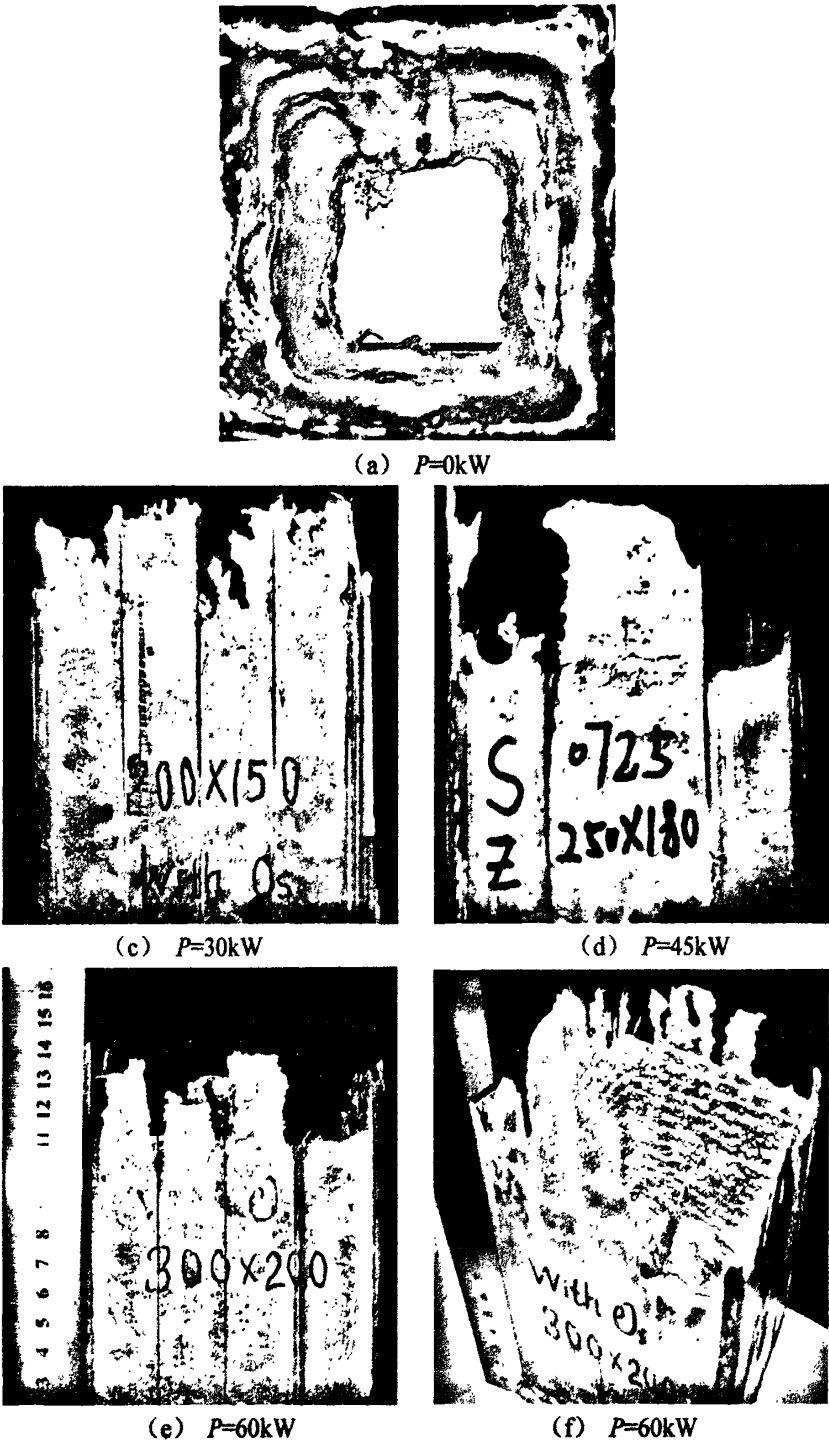
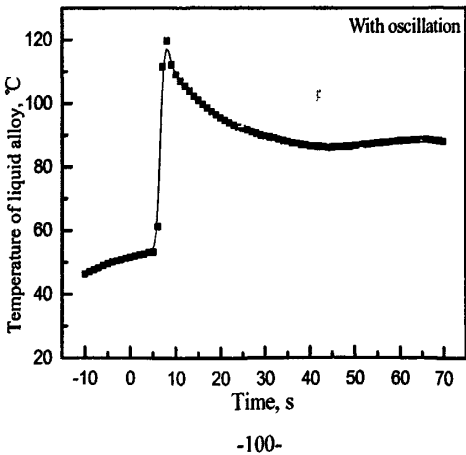


图 4.16 凝固坯壳图
Fig. 4.16 The schematic of billet strand

有结晶器振动条件下，不同电源功率条件下低熔点合金凝固坯壳形貌如图 4.16 所示。由图可以看出：不施加磁场时（如图 4.16（a）所示），此时沿结晶器的周向形成的坯壳比较均匀，在方坯角部无明显增厚特征，和图 4.10（a）相比，坯壳厚度更薄，这是由于结晶器的振动改善了结晶器内高温合金温度的均匀性，提升了合金温度，在下文将有详细解释；当功率增大到 30kW、45kW 时（如图 4.16（b）和 4.16（c）所示），低熔点合金的初始凝固点明显下移，在初始凝固区域形成的坯壳已经非常薄；从凝固壳坯壳的侧视图可以看出，坯壳的初始凝固区域已经呈现出锯齿状形态；这种现象随着电源功率的增大而更加显著，当电源功率增大到 60kW 时（如图 4.16（d）和 4.16（e）所示），低熔点合金的初始凝固点明显下移，在初始凝固区域形成的坯壳已经非常薄，同时形成了比较明显的锯齿状；此时，观察低熔点合金坯壳内部，由于结晶器的振动，已经可以看到明显的振痕。

4.5.2 电源功率对熔池温度的影响

不同电源功率条件下低熔点合金熔池内温度随时间变化规律如图 4.17 所示。可以看出，当不施加功率时，当高温合金进入结晶器后，由于热辐射的作用，导致热电偶开始升温，当合金接触到测温热电偶以后，合金温度迅速升高，达到峰值；随着实验的进行，合金的温度逐渐下降；比较可知，在结晶器存在振动的条件下，其温度下降的梯度比结晶器静止的情况下的梯度小。这主要是由于结晶器的振动引起了熔池内部液态金属的扰动，并引起初始凝固区域温度场的变化，导致了熔池内部温度下降的梯度变小；当电源功率增大到 8kW 时，由于结晶器的振动和焦耳热的共同作用，熔池温度在实验过程中，以较低的速度下降，直至实验结束；当电源功率增大到 30kW、45kW 时，和功率为 8kW 时不同，在实验过程中，熔池温度一直处于缓慢上升状态；当电源功率增大到 60kW 时，熔池温度一直处于上升状态。



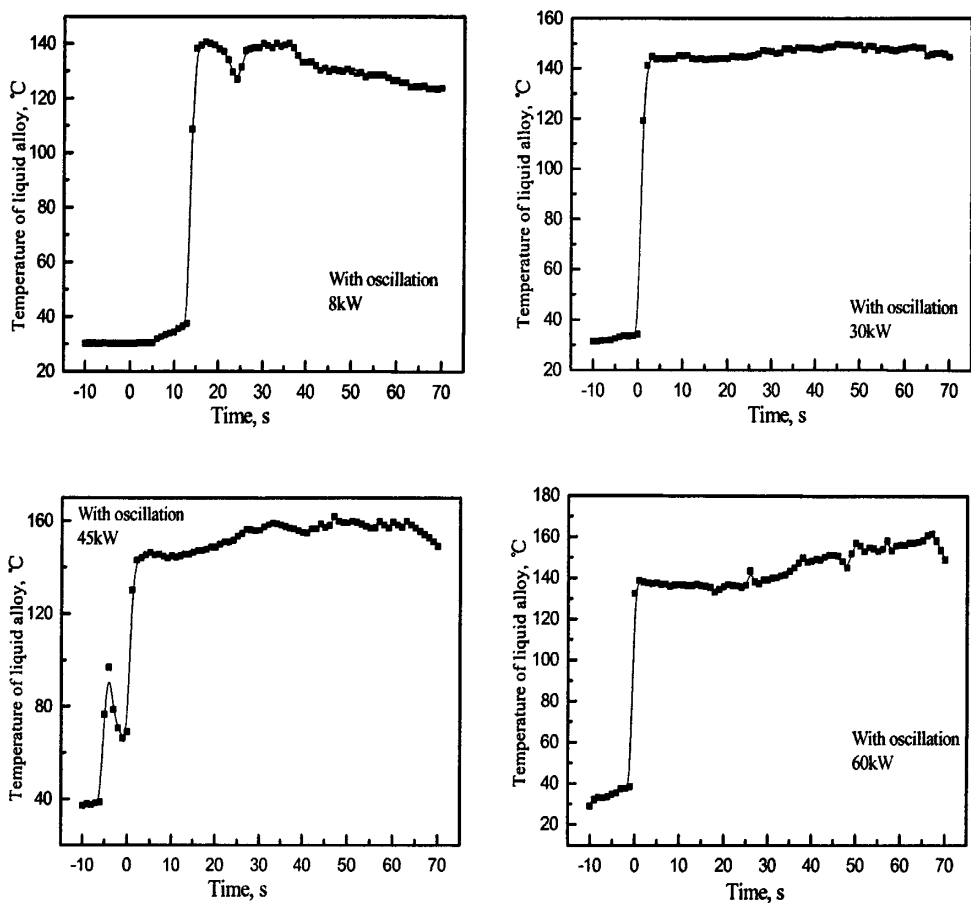


图 4.17 熔池温度变化
Fig. 4.17 Temperature of liquid metal

4.5.3 电源功率对结晶器温度和热流的影响

不同电源功率条件下结晶器温度和热流随时间变化规律分别如图 4.18、4.19 所示。可以看出，在外界不施加功率的情况下，在弯月面区域内的结晶器温度基本相同；在实验开始后的前 20s，具有较大的温度上升梯度，并迅速的达到峰值，随着实验的进行，结晶器的温度开始回落，在整个实验过程中，切缝处的热流始终大于分瓣体中心处的热流；当外加功率为 8kW 时，高温合金接触到结晶器，使结晶器温度迅速升高，由于冷却的作用结晶器温度开始下降，10s 后，施加了电源功率，结晶器的温度迅速提高，并且在较小的范围内进行波动；可以看出结晶器的二次升温，是电源功率引起焦耳热产生的结果。该现象和无结晶器振动的情况不同，这说明，结晶器的振动配合电磁软接触技术使用可有效的提高结晶器内熔池温度；此时，切缝处的热流始终要比分瓣体中心处的热流稍微大些；当外加功率增大到 30kW、45kW 时，具有和 30kW 相同的变化规律，结晶器的温度在较小的范围内进行波动，直至实验结束；切缝处的热流始终要比分瓣体中心处的热流稍微大些，且切缝处的热流波动要明显大于分瓣体中心处；当外加功率增

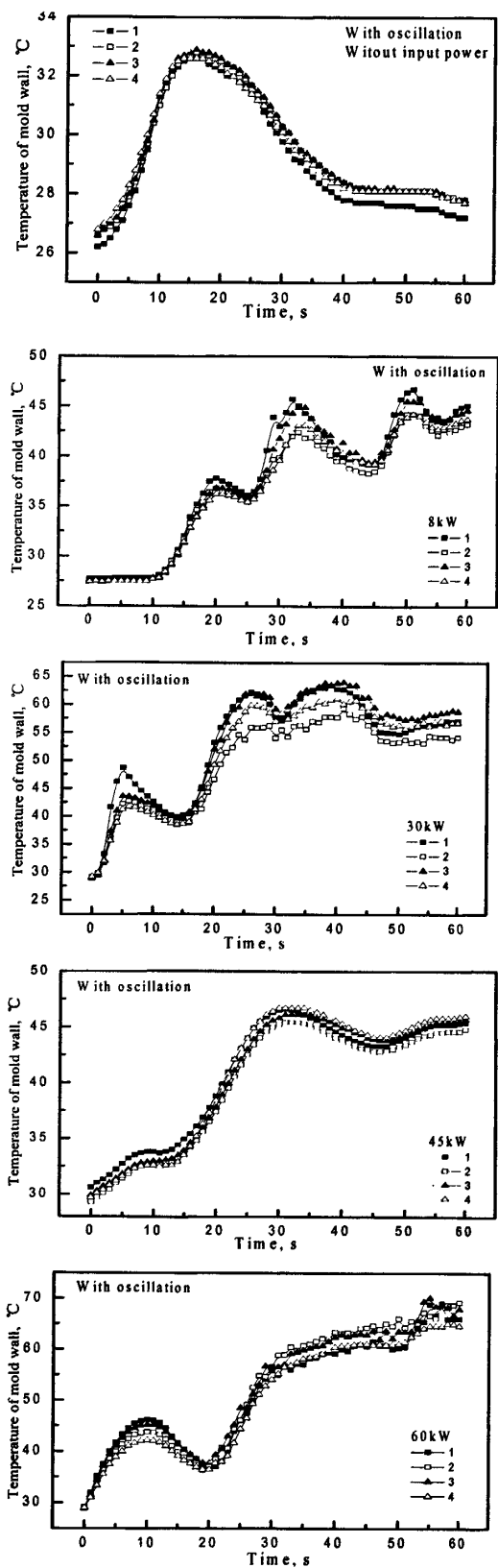


图 4.18 电源功率对结晶器温度的影响

Fig. 4.18 Effect of input power on the mold temperature

大到 60kW 时，切缝处的热流和分瓣体中心处的热流基本相同。

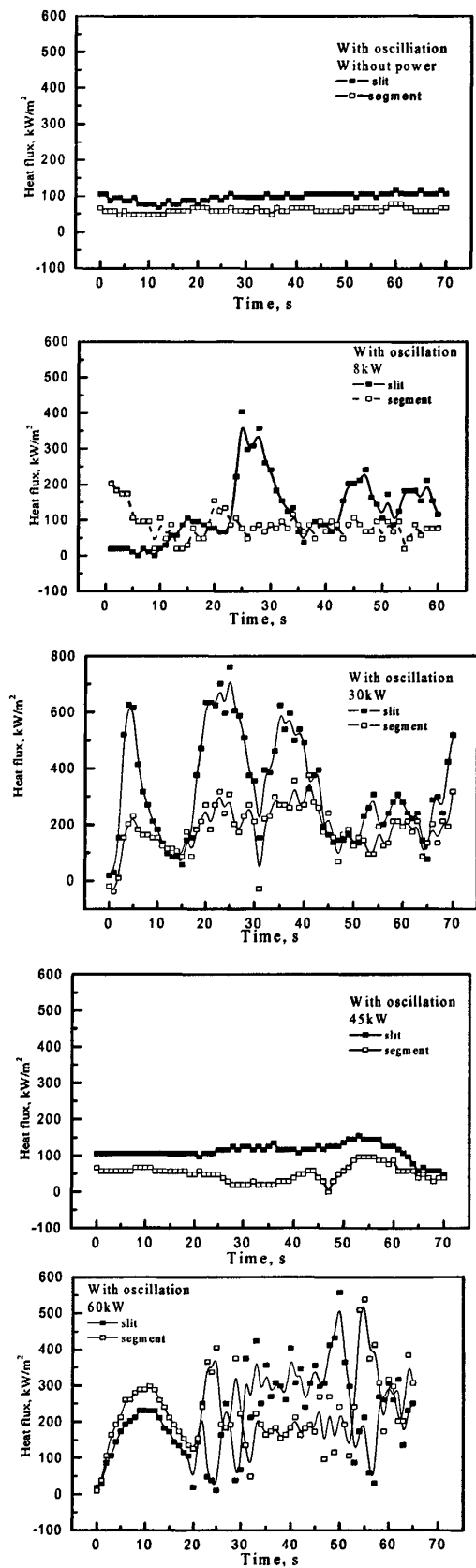
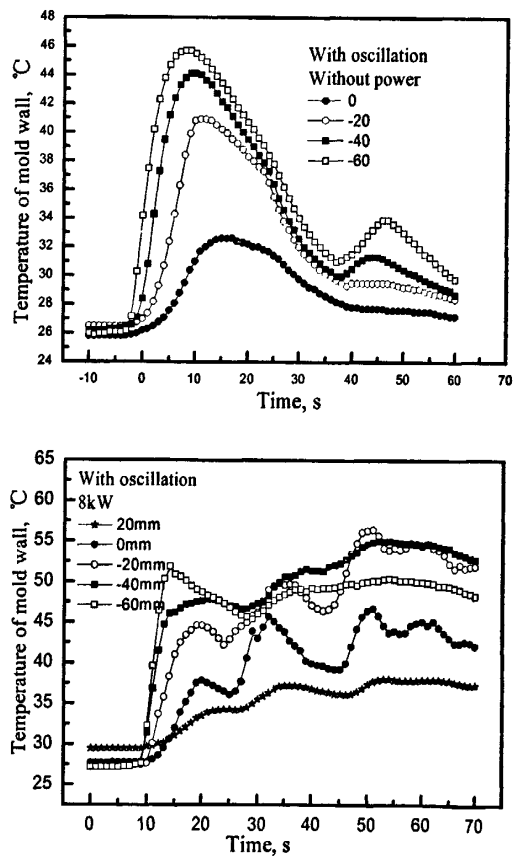


图 4.19 电源功率对结晶器热流的影响

Fig. 4.19 Effect of input power on the heat flux of the mold

4.5.4 电源功率对结晶器不同位置温度的影响

不同电源功率条件下，不同高度位置结晶器温度随时间变化规律分别如图 4.20 所示。可以看出，当不施加电源功率时，在实验开始阶段，沿拉坯方向上不同位置的结晶器温度明显升高，并在较短的时间内达到峰值；随着实验的进行，结晶器的温度逐渐下降，直至实验结束。此时，沿拉坯方向上的温度的最大值出现在自由液面以下 60mm 处；当电源功率增大的 8kW 时，实验开始后，结晶器温度迅速升高，和不施加电源功率的情况不同，结晶器温度在达到峰值后没有迅速下降，而是在一定范围内进行波动，并小幅上升，直至实验结束；这是由于外加功率的存在会在结晶器内和合金内产生焦耳热抵消了由于冷却产生的温度下降，此时，沿拉坯方向上的温度的最大值出现在自由液面以下 40mm 处；观察可知，此时自由液面 20mm 处结晶器温度和 40mm 处结晶器的温度差别已经不大，当电源功率增大到 30kW 和 45kW 时，由于冷却水造成的结晶器温度的下降已由电源功率产生的焦耳热所抵消，在整个实验过程中，结晶器温度基本保持稳定，在较小的范围内波动，并伴有升高；此时，沿拉坯方向上的温度的最大值出现在自由液面以下 40mm 处；当电源功率增大到 60kW 时，在实验过程中，结晶器温度呈一直升高状态，此时，温度最大值出现的位置已经上移至自由液面以下 20mm 处。



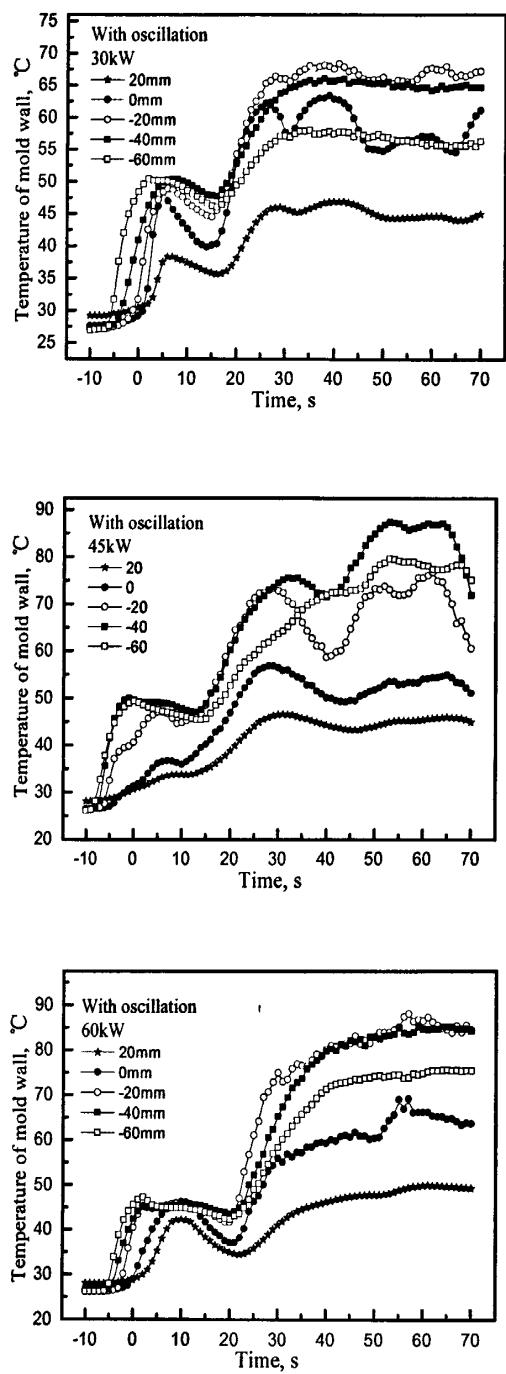


图 4.20 不同结晶器位置温度随时间变化规律

Fig. 4.20 The temperature distribution of mold along casting direction with time

4.6 凝固与传热对比分析

和静态实验一样，低熔点合金的初始凝固坯壳的厚度和外界施加的高频电场的功率呈反比；坯壳的初始凝固点随着功率的增大而下移；随着功率的增大，坯壳的锯齿形状逐渐明显，由于焦耳热的作用，熔池的温度得到了有效的提升。图 4.21 反映的是外加电源功率对结晶器沿拉坯方向上温度最大值的影响。可以看出，随着电源功率的增大，无论结晶器振动与否，结晶器温度最大值都会随之增大。这主要是由于，外加功率的增大，在结晶器内产生的磁场增强，在结晶器内和低熔点合金内感应出的电流增强，从而产生的焦耳热增大，被热电偶反映出来，表面在结晶器的温度升高。

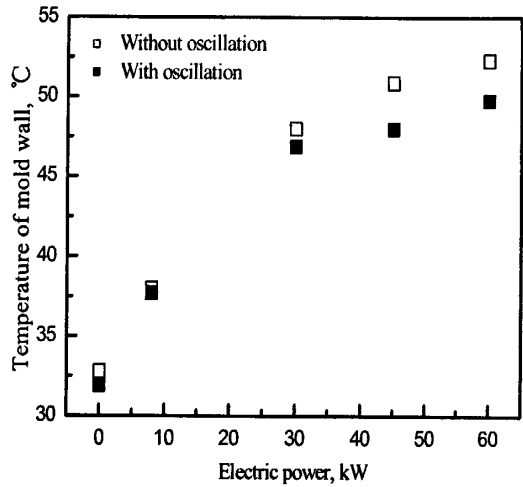


图 4.21 功率和最大温度出现位置的关系

Fig. 4.21 the relationship of between input power and the position of max temperature of the mold

图 4.22 反映的是外加电源功率对结晶器内低熔点三相点位置的影响。可以看出，随着电源功率的增大，低熔点合金的三相点位置逐渐下移。

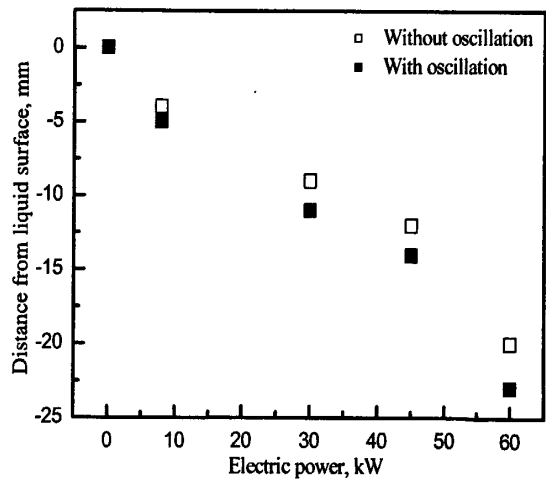


图 4.22 功率和初始凝固点位置的关系

Fig. 4.22 the relationship of between input power and the position of initial solidification point

图 4.23 反映的是外加电源功率对低熔点凝固壳厚度的影响。可以看出，当不施加磁场时，同静态实验结果相同，沿拉坯方向上坯壳厚度呈现出厚-薄-厚现象，该现象产生的原因在前部分已经论述过；随着外加电源功率的增大，低熔点合金的初始凝固坯壳都呈现出沿拉坯方向线性增加趋势，且功率越大，初始凝固坯壳越薄。

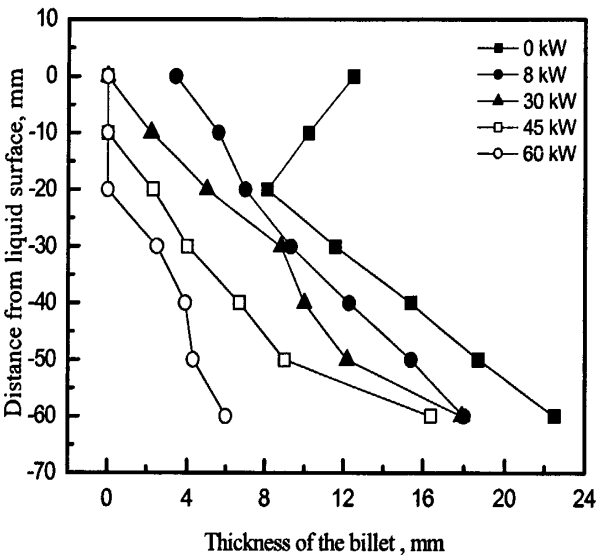


图 4.23 功率和坯壳厚度的关系

Fig. 4.23 the relationship of between input power and the thickness of shell

4.7 本章小结

本部分工作以内径尺寸为 100 mm×100 mm 的非均匀切缝方坯电磁软接触连铸结晶器，通过低熔点合金的静态和动态凝固传热实验，揭示了不同电源功率下结晶器内部磁场分布、弯月面变形、凝固坯壳形貌、三相点位置、结晶器壁温度与热流、熔池温度和结晶器冷却水温度的变化规律。得到了主要结论如下：

- 1. 随着电源功率的增大，低熔点合金自由液面的波动加剧，熔池温度升高，初始凝固点下移，形成的凝固坯壳逐渐变薄，直至发生重熔。
- 2. 随电源功率的增加，合金液和结晶器壁中产生的焦耳热增大，并在切缝处和分瓣体会出现不均匀分布，造成坯壳厚度分布不均，同时结晶器壁温度和热流也升高。
- 3. 结晶器的振动促进了结晶器内液体金属温度和结晶器温度的升高，结晶器的振动改善了电磁软接触结晶器内温度分布。

4. 无磁场时, 坯壳的最薄处出现在结晶器内自由液面以下 20 mm~50 mm 位置处; 增大电源功率, 铸坯的初始凝固壳逐渐变薄, 铸坯的初始凝固点逐渐下移。
5. 沿拉坯方向上, 结晶器温度的最大值出现在液面以下 20 mm~40 mm 之间。该位置随着电源功率的变化而变化。
6. 在功率较小的情况下, 结晶器内壁温度和热流随着时间的推移而逐渐降低; 随着电源功率的增大, 结晶器内壁温度和热流都升高; 同时, 分瓣体中心的热流要比切缝处的热流高。

第5章 结论

本文采用数值模拟和实验研究相结合的方法,分别研究了工业用 $\Phi 178$ mm 圆坯电磁软接触连铸结晶器、两种 $213\text{ mm}\times 85\text{ mm}$ 的非均匀切缝矩形坯电磁软接触连铸结晶器和 $100\text{ mm}\times 100\text{ mm}$ 的非均匀切缝方坯电磁软接触连铸结晶器的电磁软接触特性。揭示了不同结晶器结构型式和参数下电磁软接触结晶器的磁场、金属液弯月面变形和凝固传热等特性,得到如下主要结论:

(1) 工业用 $\Phi 178$ mm 圆坯电磁软接触连铸结晶器的研究表明:结晶器的上法兰盘对结晶器内的磁场分布具有一定的影响作用,特别是随着电源功率增大到 90 kW 以上时,结晶器上法兰盘对磁场的屏蔽作用逐渐增强。

(2) 随着圆坯结晶器切缝数目、切缝宽度和切缝长度的增加,结晶器内的磁感应强度和弯月面变形均增大。当切缝数由 24 增加到 32 时,磁感应强度峰值增加了 32%,弯月面高度增加了 110%;当切缝长度由 100 mm 增加到 130 mm 时,磁感应强度峰值增加了 28%,弯月面高度增加了 155%。当切缝宽度由 0.3 mm 增加到 0.5 mm 时,磁感应强度峰值增加了 15%。结晶器切缝数目和切缝长度对软接触效果的影响更显著。

(3) $213\text{ mm}\times 85\text{ mm}$ 矩形坯非均匀切缝电磁软接触连铸结晶器的研究表明:随电源功率的增大,结晶器内磁感应强度和弯月面高度均增大,且电源功率不改变结晶器内磁场分布特征。对于单侧窄面切缝的矩形结晶器而言,结晶器内磁场的不均匀性随电源功率的增大而增强;而对于在窄面角部增加切缝的改进型矩形结晶器,结晶器内磁场的均匀性与电源功率关系不大。

(4) 对于单侧窄面切缝的矩形结晶器,在电源功率一定时,无切缝窄面附近仍然存在磁场;在电源功率达 52 kW 时,无切缝窄面中心的最大磁感应强度是切缝窄面的 60% 左右;而对于在窄面角部增加切缝的改进型矩形结晶器,其内部磁场分布和弯月面变形都得到较大提高,基本呈现均匀分布,且在数量级上也达到了实现软接触效果的要求。

(5) 结晶器最大磁感应强度所处位置随感应线圈同向移动;液态金属的自由液面应控制在线圈中心附近,此时磁场的利用率最高,软接触效果最好。

(6) $100\text{ mm}\times 100\text{ mm}$ 的非均匀切缝方坯电磁软接触连铸结晶器的研究表明:与均匀切缝结晶器相比,其磁场分布和弯月面变形规律变化不大,基本相同。随着电源功率的增大,低熔点合金自由液面的波动加剧,熔池温度升高,初始凝固点下移,形成的凝固坯壳逐渐变薄。

(7) 随电源功率的增加,合金液和结晶器壁中产生的焦耳热增大,并在切缝处和分瓣体会出现不均匀分布,造成坯壳厚度分布不均,同时结晶器壁温度和热流也升高。

(8) 非均匀切缝方坯电磁软接触连铸结晶器的静态凝固传热实验表明,当电源功率为 48kW 时,熔池温度开始升高;而动态凝固传热实验表明,结晶器不振动时,电源功率达 30kW 时熔池温度开始升高;当结晶器振动时电源功率达 8kW 时熔池温度开始升高。结晶器的振动促进了熔池温度的升高。

(9) 非均匀切缝方坯电磁软接触连铸结晶器的静态凝固传热实验表明,当电源功率为 16.8kW 时,结晶器温度开始升高;而动态凝固传热实验表明,当结晶器不振动时,电源功率达 16.8kW 时结晶器温度开始升高;结晶器振动时,电源功率达 8kW 时,结晶器温度开始升高;这说明结晶器的振动促进了结晶器温度的升高。

(10) 凝固传热实验表明,在高频磁场的作用下,结晶器壁温度和热流也升高;在工业应用电磁软接触连铸技术时,应结合实际连铸工艺合理选择电参数,适当地调节结晶器的冷却水量等工艺参数。

(11) 不同型式软接触结晶器的软接触特性研究表明,线圈与结晶器的相对位置、钢液模拟物与结晶器的相对位置以及电源功率三个参数对结晶器内部电磁特性的影响规律并不随结晶器结构型式的变化产生大的变化,基本规律相同。

参考文献

1. 中国冶金报社, 连续铸钢 500 问[M], 北京: 冶金工业出版社, 2004: 2.
2. 干勇, 仇圣桃, 萧泽强著. 连续铸钢过程数学物理模拟[M], 北京: 冶金工业出版社, 2001: 9.
3. 蔡开科, 程士福著. 连续铸钢原理与工艺[M], 北京: 冶金工业出版社, 1994: 1.
4. Savage J. A New Reciprocation Mould Cycle to Improve Surface Quality of Continuous Casting Steel[J], Iron and Coal Trade Review, 1961, 182(4): 787-795.
5. Samarasekera I V, Brimacombe J K. Thermal and Mechanical Behavior of Continuous Casting Billet Mould[J], Ironmaking and Steelmaking, 1982, (1): 1-15.
6. Szekeres E S. Overview of Mold Oscillation in Continuous Casting[J]. Iron and Steel Engineer, 1996, (7): 29-37.
7. Tomono H, Kurz W, Heinemann W. The Liquid Steel Meniscus in Molds and Its Relevance to the Surface Quality of Casting[J]. Metallurgical Transactions B, 1981, 12B(6): 409-411.
8. Takeuchi E, Brimacombe J K. The Formation of Oscillation Marks in the Continuous Casting of Steel Slabs[J]. Metallurgical Transactions B, 1984, 15B(9): 493-459.
9. Laine E, Busturial J C. The ELV Solidification Model in Continuous Casting Billets Moulds Using Casting Power[A]. Proceedings of 1st European Conference on Continuous Casting[C]. Florence, Italy, 1991, 1621-1631.
10. Fredriksson H, Elfsberg J. Thoughts about the Initial Solidification Process During Continuous Casting of Steel[J]. Scandinavian Journal of Metallurgy, 2002, 31(10): 292-297.
11. 陈家祥. 连续铸钢手册[M]. 北京: 冶金工业出版社, 1991.
12. 韩至成. 电磁冶金学[M], 北京: 冶金工业出版社, 2001.
13. Sumi I, Shimizu H, Nishioka S, et al. Initial Solidification Control of Continuous Casting Using Electromagnetic Oscillation Method[J]. ISIJ International, 2003, 43(6): 807-812.
14. 漆鑫, 唐萍, 文光华等. 结晶器振动参数对连铸坯表面质量的影响[J]. 特殊钢, 2004, 25(5): 34-37
15. 叶有余. 结晶器振动参数振动波纹与铸坯表面质量的关系[J]. 钢铁研究, 1994, (6): 8-13.
16. 程常桂, 邓康, 任忠鸣. 连铸坯振痕的形成机理及控制技术的发展[J]. 炼钢, 2000, 16(5): 55-61.
17. 张洪波, 王海之. 连铸结晶器振动参数与保护渣物化性能的关系[J]. 钢铁, 1995, 30(11): 17-20.
18. 张洪波. 连铸坯表面振痕的控制[J]. 河北冶金, 1995, 89(5): 29-32.
19. 汪建农, 马金昌, 陈刚. 连铸初始凝固行为的热模拟研究[J]. 钢铁, 1999, 33(9): 18-20.

20. 蔡开科. 连续铸钢[M]. 北京: 科学出版社, 1990.
21. Kenneth C M, Alistair B F. The Role of Mould Fluxes in Continuous Casting-So Simple Yet So Complex[J], ISIJ International, 2003, 43(10): 1479-1486.
22. Yamauchi A, Itoyama, S, Kishimoto,Y, et al. Cooling Behavior and Slab Surface Quality in Continuous Casting with Alloy 718 Mold[J], ISIJ International, 2002, 42(10): 1094-1102.
23. Kensuke O, Toshiyuki K, Wataru Y, et al. Infiltration Phenomena of Molten Powder in Continuous Casting Derived from Analysis Using Reynolds Equation[J]. ISIJ International, 2006, 46(2): 234-240.
24. Suzuki M, Mizukam H, Kitagawa,T, et al. Development of a New Mold Oscillation Mode for High-speed Continuous Casting of Steel Slabs[J]. ISIJ International, 1991, 31(3): 254-261.
25. Gi-Gi L, Brian G T, Seon-Hyo K, et al. Microstructure Near Conner of Continuous-casting Steel Slabs Showing Three-dimensional Frozen Meniscus and Hooks[J], Acta Materialia, 2007, 55: 6705-6712.
26. Lavers J D, Tallback G R, Lavers E D, et al. Flow Control in Continuous Casing Mold with Dual Coil EMS: Computational Simulation Study[A]. The 5rd International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials EPM'2006[C]. Sendai, Japan, ISIJ, 2006: 33-38.
27. Noriko H, Jun K, Makoto,S. Molten Steel Flow Monitoring and Control by the EMLS in a Continuous Casing Mold[A]. The 5rd International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials EPM'2006[C]. Sendai, Japan, ISIJ, 2006: 45-50
28. Yuji M. Applications of MHD to Continuous Casting of Steel[A]. The 5rd International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials EPM'2006[C]. Sendai, Japan, ISIJ, 2006: 26-30.
29. Getselev Z N. Casting in an Electromagnetic Field[J]. JOM, 1971, 23(10):38
30. Vives C. Electromagnetic Refining of Aluminum Alloys by the CREM Process: Part I. Working Principle and Metallurgical Results[J]. Metallurgical Transactions B, 1989, 20B(10): 623-629.
31. Koichi T, Shoji T. Electromagnetic Separation of Nonmetallic Inclusion from Liquid Metal by Imposition of High Frequency Magnetic Field[J], ISIJ International, 2003, 43(6): 820-827.
32. Zhang Z F, Wang B, Li T J, et al. Effects of Imposition of Multi-electromagnetic Field on Quality of Casting Metal in Continuous Casting[A], The 3rd International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials EPM[C]. Nagoya, Japan, ISIJ, 2000: 310-314.
33. Tho T, Takeuchi E, Hojo M, et al. Electromagnetic Control of Solidification in Continuous Casting of Steel by Low Frequency Alternating Magnetic Field[J]. ISIJ International, 1997, 37(11): 1112-1119.
34. Cha P R, Hwang Y S, Oh Y J, et al. Numerical Analysis on Cold Crucible Using 3D H- ϕ Method and Finite Volume Method with Non-staggered BFC Grid System[J]. ISIJ International, 1996, 36(9): 1157-1165.

- 2001, 37(3): 6-12.
64. 钱忠东, 李本文, 赫冀成, 等. 电磁连铸复合式结晶器内电磁场的数值模拟[J], 东北大学学报, 2001, 22(1): 79-82.
65. 于光伟, 贾光霖, 王恩刚, 等. 方坯电磁软接触连铸结晶器内钢液弯月面行为的热模拟[J], 金属学报, 2000, 36(12): 1253-1257.
66. 邓安元, 贾光霖, 赫冀成. 电磁场对软接触结晶器内钢液流动的影响[J], 钢铁研究学报, 2002, 14(1): 6-10.
67. 邓安元, 赫冀成. 软接触结晶器内的弯月面形状及其不均匀性[J], 东北大学学报, 2002, 23(2): 130-133.
68. 邓安元, 王恩刚, 赫冀成. 矩形软接触结晶器内磁场分布的实验研究[J], 金属学报, 2003, 39(10): 1105-1109.
69. 张林涛, 王恩刚, 邓安元, 等. 频率对矩形电磁连铸结晶器内磁场和弯月面的影响[J], 东北大学学报, 2006, 27(7): 755-758.
70. Li T J, Nagaya S, Sassa K. et al. Study of Meniscus Behavior and Surface Properties during Casting in a High-frequency Magnetic Field[J], Metallurgical Transactions B, 1995, 26(2): 353-359.
71. 张志峰, 温斌, 李廷举, 等. 软接触结晶器外对连铸坯施加高频磁场的基础研究[J], 铸造, 2000, 49(5): 257-260.
72. 周永东, 郑贤淑, 金俊泽, 等. 软接触结晶器结构对磁场分布影响的实验研究[J], 大连理工大学学报, 4(16): 254-258.
73. 曹志强, 贾非, 张兴国, 等. 电磁铸造与普通连续铸造 2024 铝合金的组织性能对比[J], 材料工程, 2002, (6): 37-40.
74. 姚山, 温斌, 李廷举, 等. 连铸坯凝固末端位置控制研究[J], 大连理工大学学报, 2002, 42(5): 546-549.
75. 李玉梅, 张兴国, 贾非, 等. 铝合金电磁连铸技术的基础研究[J], 铸造技术, 2002, 23(2): 111-114.
76. 曲方懿, 郑贤淑, 周永东, 等. 软接触结晶器内电磁场分布的数值模拟研究[J], 铸造, 2002, 51(7): 420-424.
77. 李丘林, 李廷举, 金俊泽, 等. 电磁连续铸造 Sn-Pb 空心管坯质量控制[J], 材料科学与工艺, 2003, 11(2): 148-150.
78. 李丘林, 李新涛, 李廷举, 等. 空心铜管坯水平电磁连铸过程的电磁效应研究[J], 西安交通大学学报, 2005, 39(9): 1003-1006.
79. 李丘林, 李新涛, 李廷举, 等. 水平电磁连铸空心铜管坯组织和性能研究[J], 稀有金属材料与工

- 程, 2006, 35(7): 1126-1128.
80. JIA Fei, JIN Jun-ze, ZHANG Xing-guo, et al. Effect of Middle Frequency Electromagnetic Field on Surface Quality of Continuous Casting Aluminum Alloy Ingot[J], Journal of Dalian University of Technology, 2003, 43(3): 305-310.
81. 张兴国, 曲若家, 何文, 等. 电磁连铸系统磁场的数值模拟及试验研究[J], 特种铸造及有色合金, 2004, (6): 34-37.
82. 任忠鸣, 董华峰, 邓康, 等. 电磁软接触结晶器连铸技术中初始凝固的基础研究[J], 连铸, 1999, (1): 17-22.
83. 邓康, 任忠鸣, 胡署名, 等. 软接触结晶器连铸实验与电磁场分析[J], 钢铁, 2000, 35(1): 20-23.
84. REN Zhongming, DONG Huafeng, DENG Kang, et al. Influence of High Frequency Electromagnetic Field on the Initial Solidification During Electromagnetic Continuous Casting[J], ISIJ International, 2001, 41(9): 981-985.
85. 魏标志, 任忠鸣, 邓康, 等. 电磁软接触连铸扁坯结晶器内电磁场的分布[J], 钢铁, 1999, 35(SI): 499-500.
86. 董华峰, 任忠鸣, 钟云波, 等. 软接触结晶器电磁连铸中磁场的均匀化[J], 钢铁研究学报, 1998, 10(2): 5-8.
87. 邓康, 任忠鸣, 蒋国昌, 等. 电磁软接触连铸的数值模拟和实验分析[J], 金属学报, 1999, 35(10): 1112-1116.
88. 雷作胜, 任忠鸣, 邓康, 等. 调幅交变磁场下圆柱形金属液内电磁压力分布[J], 中国有色金属学报, 2002, 12(1): 30-35.
89. 雷作胜. 连铸坯表面振痕形成机理及其电磁控制技术[D], 上海: 上海大学, 2004.
90. 雷作胜, 任忠鸣, 阎勇刚, 等. 软接触结晶器电磁连铸保护渣道的动态压力[J], 金属学报, 2004, 40(5): 546-550.
91. 王宏明, 陈国星, 任忠鸣, 等. 电磁连铸用高频磁场内磁感应强度的分布[J], 铸造技术, 2006, 27(7): 737-739.
92. 王宏明, 周富顺, 雷作胜, 等. 软接触电磁连铸对铸坯表面质量的影响[J], 铸造技术, 2007, 28(2): 245-247.
93. 那贤昭, 张兴中, 仇圣桃, 等. 软接触电磁连铸技术分析[J], 金属学报, 2002, 38(1): 105-108.
94. 那贤昭, 王锡钢, 张兴中, 等. 高频磁场作用下软接触电磁连铸初生坯壳的变形行为[J], 钢铁研究学报, 2004, 16(6): 21-26.
95. 那贤昭, 王锡钢, 张兴中, 等. 软接触电磁连铸过程中结晶器及初生坯壳的传热[J], 钢铁研究学

35. 岩井一彦, 佐佐健介, 浅井滋生. コールド・クルーシブルのスリット設計が磁場分布、发热速度に及ぼす効果[J]. 鉄と鋼, 1993, 79(9): 1053-1059.
36. Kenzo A, Henichi M, Eiichi T, et al. Outline of National Project on Application of Electromagnetic Force to Continuous Casting of Steel[A], The 3rd International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials EPM[C]. Nagoya, Japan, ISIJ, 2000: 376-380.
37. Kageyama R, James W E. Development of a Three Dimensional Mathematical Model of the Electromagnetic Casting of Steel[J], ISIJ International, 2002, 42(2): 163-170
38. Evans J W, Li B Q, Cook D P. 2D and 3D Mathematical Models and a Physical Model of Electromagnetic Casters[J]. ISIJ International, 1989, 19(12): 1048-1055.
39. Negrini F, Fabbri M, Zucaarini M, et al. Electromagnetic Control of the Meniscus Shape During Casting in a High Frequency Magnetic Field[J], Energy Conversion & Management, 2000, 41: 1687-1701.
40. Goohwa K, Hoyoung K, Kijang O, et al. Level Meter for the Electromagnetic Continuous Casting of Steel Billet[J]. ISIJ International, 2003, 43(2): 224-229.
41. Kouji T. Effects of Electromagnetic Brake and Meniscus Electromagnetic Stirrer on Transient Molten Molten Steel Flow at Meniscus in a Continuous Casting Mold[J]. ISIJ International, 2003, 43(6): 915-922.
42. Alemany C, Delannoy Y, Fautrelle Y. Impurity Transport in a Silicon Molten Bath under Electromagnetic Stirring[A] The 3rd International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials EPM[C]. Nagoya, Japan, ISIJ, 2000: 265-270.
43. Yves F, Damien P, Jacqueline E. Free Surface Controlled by Magnetic Fields[J], ISIJ International, 2003, 43(6): 801-806.
44. 藤 健彦, 金子 克志, 竹内 容一. 交流電磁場による固定铸型连铸初期凝固制御[J]. CAMP-ISIJ, 1992, 5: 197.
45. Miyoshino I, Takeuchi E, Yano H, et al. Influence of Electromagnetic Pressure on the Early Solidification in a Continuous Casting Mold[J]. ISIJ International, 1989, 29(12): 1044-1047.
46. 竹内 容一, 藤 健彦, 北条 优武. 鋼の连铸初期凝固に及ぼす电磁气压の影響[J]. CAMP-ISIJ, 1993, 6: 1125.
47. 鷲見 郁宏, 佐佐 健介, 浅井 滋生. 连铸铸片の表面性状に及ぼす磁气压力の效果に关するモデル实验と理论解析[J]. 鉄と鋼, 1992, 78(3): 447-454.
48. 谷雅弘, 和嶋潔, 竹内栄一, 等. シミュレーション实验によるパルス电磁压力印加時のメニス

- カス挙動の説明[J]. CAMP-ISIJ, 1998, 11: 130.
49. 谷雅弘, 藤健彦, 竹内栄一ら. 电磁压力印加による初期凝固現象の解明[J]. CAMP-ISIJ, 1997, 10: 829.
50. 谷雅弘, 竹内栄一, 榎谷敏之ら. ビレット实验铸造における电磁压力印加效果[J]. CAMP-ISIJ, 1999, 12: 51-52.
51. 中田 等, 小北雅彦, 森下雅史ら. 电磁界による铸型钢の连铸铸片表面性の状改善[J]. 铁と钢, 1994, 80: 711-716.
52. 周月明, 佐佐健介, 浅井滋生. 连铸过程中间歇式高频磁场代替结晶器机械振动的可行性实验研究[J]. 金属学报, 2001, 37(7): 777-780.
53. Tanaka T, Kurita K, Kuroda A. Mathematical Modeling for Electromagnetic Field and Shaping of Melts in Cold Crucible[J]. ISIJ International, 1991, 31(4): 350-357.
54. Nakata H, Kokita M, Morisita M, et al. Improvement of Surface Quality of Steel by Electromagnetic Mold[A]. International Symposium on Electromagnetic Processing of Material[C]. ISIJ, 1994, 38(3): 166-171.
55. 岩井一彦, 佐佐健介, 浅井滋生. コヘルド・フルヘシブルのスリット设计が磁场分布, 发热に速度及ばよ效果[J]. 铁と钢, 1993, 79(9): 1053-1057.
56. Sumi I, Shimizu H, Nishioka S, et al. Initial Solidification Control of Continuous Casting Using Electro-magnetic Oscillation Method [J], ISIJ International, 2003, 43(6): 807-812.
57. Park J, Sim D, Kim H, et al. Effect of High Frequency Electromagnetic Field on Continuously Cast Billet[J], ISIJ International, 1998, 11(1): 131-137.
58. Park J, Jeong H, Kim H, et al. Laboratory Scale Continuous Casting of Steel Billet with High Frequency Magnetic Field[J], ISIJ International, 2002, 42(4): 385-391.
59. Park J, Sim D, Jeong H, et al. Effect of High Frequency Electromagnetic Field on Continuously Cast Billet[J], ISIJ International, 1999, 12(1): 57-60.
60. Kim H, Park J, Jeong H, et al. Continuous Casting of Billet with High Frequency Electromagnetic Field[J], ISIJ International, 2002, 42(2): 171-177.
61. Park J, Kim H, Jeong H, et al. Continuous Casting of Steel Billet with High Frequency Electromagnetic Field [J], ISIJ International, 2003, 43(6): 813-819.
62. Cho Y W, Oh Y J, Chung S H, et al. Mechanism of Surface Quality Improvement in Continuous Cast Slab with Rectangular Cold Crucible Mold[J], ISIJ International, 1998, 38(7): 723-729.
63. 黄军涛, 赫冀成. 方坯软接触结晶器电磁场分布及弯月面形状的数值模拟[J], 钢铁研究学报,

- 报, 2005, 17(5): 31-34.
96. 寇宏超, 李金山, 张丰收, 等. 钢的电磁铸造及其研究进展[J]. 铸造技术, 2001, 3: 46-48.
97. 陈瑞润, 郭景杰, 丁宏升. 冷坩埚熔铸技术的研究现状及开发现状[J]. 铸造, 2007, 56(5): 443-450.
98. 陈瑞润, 丁宏升, 毕维生. 电磁冷坩埚技术及应用[J]. 稀有金属材料与工程, 2005, 34(4): 510-514.
99. 卢百平, 钟仁显. 液态金属电磁约束成形技术研究进展[J]. 铸造技术, 2006, 27(7): 760-763.
100. 金小礼, 雷作胜, 任忠鸣. 连铸坯振痕形成机理及电磁控制技术[J]. 上海金属, 2007, 29(1): 15-20.
101. 钟晓燕, 陈佳圭. 空间电磁悬浮技术的发展状况[J]. 物理, 1996, 25(9): 565-570.
102. 李廷举, 温斌, 张志峰, 等. 电磁场作用下材料加工新技术[J]. 大连理工大学学报, 2000, 49(5): 257-261.
103. 王哲峰, 崔建忠, 杨院生, 等. 异相位电磁连铸的电磁场分析[J]. 金属学报, 2006, 42(3): 317-320.
104. 曲若家, 张兴国, 何文庆. 热顶电磁成型系统磁场的实验与数值模拟[J]. 材料科学与工艺, 2005, 13(6): 647-651.

致 谢

本论文是在导师赫冀成教授的悉心指导下完成的。在攻读博士学位期间，使我感触最深的是赫老师严谨的治学风范和虚怀若谷的为人品德。这些让我在以后的学习和生活中都受益非浅。在本文完成之际，谨向导师表达我由衷的感激之情。达不到的高峰应该望到，我会以您为榜样，努力学习和工作。

多年来，王恩刚老师和邓安元老师对我的课题进行了具体的指导，提出了很多意见，并在论文的撰写和完成过程中付诸了很多心血。同时他们在生活上也给予我很多的关心和帮助，使我顺利地完成博士学业，谢谢你们！

整个实验过程，得到了张兴武老师、陈贵龄老师、华骏山师弟、田华彦师弟的全力支持。在他们的帮助下，才使得实验能够快捷、顺利的完成。在所取得的实验成果中，同样凝结着他们的努力。

感谢我的母亲近十年来对我学业的一如既往的支持！

感谢我的岳父和岳母对我家里悉心照顾！

感谢我的妻子对我的理解！

没有你们，就没有我的今天！

仅以此文，献给所有帮助过我的人，谢谢你们！

攻读博士期间发表的论文

- [1] Zhang Lintao, Wang Engang, Deng Anyuan, He Jicheng. Distribution of Magnetic Flux Density in Soft-contact EMCC Rectangular Mold, Journal of Iron and Steel Research, International, 2006, 13 (4): 14-17, 24
- [2] 张林涛, 邓安元, 张兴武, 王恩刚, 赫冀成. 矩形电磁软接触连铸结晶器内弯月面行为, 中国有色金属学报, 2006, 16 (8): 1405-1410
- [3] 张林涛, 王恩刚, 邓安元, 赫冀成. 频率对矩形电磁连铸结晶器内磁场和弯月面的影响, 东北大学学报 (自然科学版), 2006, 27 (7): 755-758
- [4] 张林涛, 王恩刚, 邓安元, 赫冀成. 切缝参数对工业实验软接触结晶器内磁场分布影响的数值模拟, 过程工程学报, 2006, 16 (5): 713-717
- [5] 张林涛, 邓安元, 王恩刚, 赫冀成. 连铸坯表面振痕的形成及影响因素, 炼钢, 2006, 22 (4): 35-39
- [6] 张林涛, 邓安元, 王强, 王恩刚, 赫冀成. 软接触电磁连铸技术的研究进展, 铸造技术, 2004, 25 (4): 287-289
- [7] 张兴武, 张林涛, 邓安元, 田华彦, 王恩刚, 赫冀成. 外水套对电磁软接触结晶器内部磁场的影响模拟研究, 连铸, 2007, 155 (6): 31-34
- [8] 张林涛, 张兴武, 邓安元, 王恩刚, 许秀杰, 赫冀成. 矩形坯电磁软接触连铸过程的基础研究, 第八届全国连铸学术会议, 2007, 海口, 516-523
- [9] 田华彦, 张林涛, 邓安元, 王恩刚, 赫冀成. 连铸过程中的振痕缺陷的分析及对策, 铸造技术, 2008, 191 (5): 678-681
- [10] 张林涛, 邓安元, 王恩刚, 赫冀成. 电磁软接触连铸技术对连铸坯表面振痕的影响及原因探讨, 材料与冶金学报, 2008, 7 (4): 258-263
- [11] 张林涛, 王恩刚, 邓安元, 赫冀成. 工业实验圆坯电磁软接触连铸结晶器切缝参数的实验研究, 特种铸造及有色合金, 2008, 28 (12): 909-912

作者简介

张林涛，男，1977年11月出生于黑龙江省齐齐哈尔市。1997年9月考入东北大学热能工程专业，2001年7月本科毕业获学士学位。2001年9月考入东北大学材料与冶金学院热能工程系，师从赫冀成教授，攻读热能工程专业硕士学位，2004年3月毕业获得工学硕士学位。2004年9月考入东北大学材料电磁过程研究教育部重点实验室，师从赫冀成教授，攻读热能工程专业博士学位，2006年4月留校任教。主要从事钢的软接触电磁连铸的研究工作。

