

分类号 _____

学号 1004240715

西安建筑科技大学

学位论文

H型钢连铸质量缺陷及其形成数值模拟

作者 史雷刚

指导教师姓名 李小明 副教授

申请学位级别 硕士 专业名称 钢铁冶金

论文提交日期 2013.05 论文答辩日期 2013.05.31

学位授予单位 西安建筑科技大学

答辩委员会主席 _____

评 阅 人 _____

声 明

本人郑重声明我所呈交的学位论文是我个人在导师指导下进行的研究工作及取得的研究成果。尽我所知，除了文中已经标明引用的内容外，本论文不包含其他个人或集体已经发表或撰写过的研究成果，也不包含本人或其他人在其它单位已申请学位或为其它用途使用过的成果。与我一同工作的同志对本研究所做的所有贡献均已在论文中作了明确的说明并表示了致谢。

申请学位论文与资料若有不实之处，本人承担一切相关责任。

论文作者签名：史霞刚

日期：2013.6.3

关于学位论文使用授权的说明

本人完全了解西安建筑科技大学有关保留、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学位论文的复印件和电子版，允许论文被查阅和借阅；学校可以公布学位论文的全部或部分内容，可以采用影印、缩印或者其它复制手段保存学位论文。

（保密的论文在论文解密后应遵守此规定）

论文作者签名：史霞刚

指导教师签名：李明

日期：2013.6.3

本人授权中国学术期刊（光盘版）杂志社、中国科学技术信息研究所等单位将本学位论文收录到有关“学位论文数据库”之中，并通过网络向社会公众提供信息服务。

因某种特殊原因需要延迟发布学位论文电子版，同意在☐一年/☐两年/☐三年以后，在网络上全文发布。（此声明处不勾选的，默认为即时公开）

论文作者签名：史霞刚

指导教师签名：李明

日期：2013.6.3

注：请将此页附在论文首页。

H 型坯连铸质量缺陷及其形成数值模拟

专 业：钢铁冶金

硕 士 生：史雷刚

指导教师：李小明

摘 要

传统的 H 型钢生产工艺包括焊接成型和轧制成型，焊接型材往往因应力不均而影响产品的质量。传统轧制工艺则由于流程长，工序繁多，能耗高而导致成本升高。采用近终形异型坯连铸技术则可以有效减少这些缺陷。

本文以首钢长治钢铁集团的异型坯连铸生产线为基础，针对长钢 H 型坯连铸过程产生的质量缺陷进行研究。课题主要工作以长钢现行 H 型连铸坯生产为中心，以数值模拟方法为手段，研究 H 型结晶器内钢液流场、温度场和凝固坯壳等冶金现象，通过分析流场、温度场、凝固坯壳的分布特点和铸坯质量缺陷之间的对应关系，从而为解决长钢异型坯质量缺陷提供理论指导。具体工作如下：

（1）以长钢异型坯生产的实际参数为基础，建立结晶器数学模型，对结晶器内钢液流场、温度场及凝固坯壳分布进行数值模拟，结合结晶器内钢液流场、温度场、凝固坯壳等冶金现象同铸坯质量缺陷，分析两者之间的相关性，以减少质量缺陷的产生；

（2）在其他条件保持不变，研究了水口结构对 H 型结晶器内各种冶金现象的影响，分析各现象与铸坯质量缺陷之间的关系，为解决铸坯质量问题提供依据；

（3）保持其他参数不变，分别通过改变拉坯速度，水口倾角，水口浸入深度和水口开孔面积，研究了这些因素对结晶器冶金现象的影响，分析了各因素变化对铸坯质量的影响，为优化参数，解决铸坯质量问题提供依据。

研究表明：使用直通型双水口，射流冲击深，冲击坯壳严重，不利于夹杂物上浮，液面供热不足导致化渣不利。经研究发现，使用三侧孔水口时，能较好消除因直通型水口浇铸而产生的种种问题。通过对工艺参数的研究表明，一定范围内，拉坯速度越低越有利于坯壳均匀生长，但低拉速不利于提高生产效率，本研究建议取 0.8m/min；水口浸入深度取 100mm 最为合适；水口倾角取 -15° ；建议在保证水口质量和寿命的前提下，开孔面积尽可能大。

关键词：H 型钢；质量缺陷；结晶器；数值模拟；

Numerical Simulation of the Quality Defects of H Section

Continuous Casting

Specialty: Ferrous Metallurgy

Name: Shi lei gang

Instructor: Li xiao ming

ABSTRACT

The traditional production processes of H-sections include welding fabrication and roll forming, but the welding section has inferior and unsteady quality because of non-uniform stress. In addition, the traditional rolling technology has high cost due to its long process. But the near-net shap casting can avoid the shortages both from the welding section and the traditional rolling technology.

Based on the beam blank continuous casting production line of Shougang Changzhi Steel Incorporated Company in the dissertation, the research aims at solving the quality defects of the beam blank in production. The main work of dissertation is some researches on steel flow field, temperature field and the distribution of solidified shell in mold by numerical simulation. By analyzing the relationship between steel flow field, temperature field, the distribution of solidified shell and the quality defects of beam blank, some theoretical guidance is provided for the quality defects of beam blank in Shougang Changzhi Steel Incorporated Company.

Main research work is as follows:

(1) The mathematical model of the mold is established based on the actual parameters of Changzhi Steel beam blank production, and the numerical simulation is carried out for flow field, temperature field and distribution of solidified shell in the mold. The relationship of steel flow field, temperature field, the distribution of solidified shell and the quality defects of beam blank is analyzed in order to reduce the quality defects of beam blank.

(2) Keeping the other parameters still, and the effects of structure of the submerged entry nozzle on steel flow field, temperature field, the distribution of solidified shell in H-form mold have been studied, and the characteristics of

metallurgical phenomenon are obtained respectively in the different outlet molds.

(3) Keeping other conditions still, the influence rules of steel flow field, temperature field, the distribution of solidified shell have been studied by changing the casting speed, outlet angle, nozzle immersion depth and outlet opening area respectively. Some theoretical directions to optimizing parameters and solving quality defects are thus provided.

The results show that due to the strong jet impingement on the solidified shell in the mold of straight-through type double nozzle, the jet impingement is very deep, which leads to the fact that the inclusion is hard to float, and it has not enough heat to slag on the liquid level. It is found that the problems arising through straight-through type nozzle casting can be better eliminated by using the three-side outlets. According to the studies on the process parameters, the lower the casting speed in a certain range is, the more favorable it is for the even growth of the solidified shell. This paper suggests that the casting speed should be 0.8m/min, and the better outlet immersion depth is about 100 mm. In addition, the outlet angle should be steadily around -15° . At last, it is suggested that the opening area of outlet should be as large as possible under the premise of ensuring the quality and life of nozzle.

Keywords: H-section; quality defects; mold; numerical simulation;

目 录

1 绪论	1
1.1 H 型坯连铸技术简介.....	1
1.1.1 H 型坯连铸技术发展概况.....	1
1.1.2 H 型坯连铸生产特点和关键技术.....	2
1.1.3 H 型坯连铸技术的研究现状.....	2
1.1.4 长治钢铁 H 型钢生产线介绍.....	3
1.2 H 型坯质量缺陷.....	5
1.2.1 内部裂纹	6
1.2.2 表面裂纹	6
1.2.3 长钢异型坯质量缺陷	7
1.3 本文的研究内容及目的	7
1.4 研究方法	8
2 H 型坯连铸结晶器模型.....	11
2.1 物理模型	11
2.2 数学模型	13
2.2.1 数学模型的建立	13
2.2.2 数值模拟控制方程	13
2.2.3 计算模型参数	15
2.2.4 模型边界条件	16
3 结晶器水口结构对铸坯质量缺陷的影响模拟	19
3.1 直通型双水口结构	20
3.1.1.流场分布	20
3.1.2 温度场分布	22
3.1.3 凝固坯壳分布	23
3.2 双侧孔单水口结构	24
3.2.1 流场分布	24
3.2.2 温度场分布	26
3.2.3 凝固坯壳分布	28

3.3 三孔型单水口结构	29
3.3.1 流场分布	29
3.3.2 温度场分布	31
3.3.3 凝固坯壳分布	32
3.4 三侧孔双水口结构	34
3.4.1 流场分布	34
3.4.2 温度场分布	35
3.4.3 凝固坯壳分布	37
3.5 四孔型双水口结构	38
3.5.1 流场分布	38
3.5.2 温度场分布	40
3.5.3 凝固坯壳分布	41
3.6 五种水口类型对应的铸坯质量影响小结	43
4 连铸工艺参数对铸坯质量缺陷的影响模拟	45
4.1 拉速的影响	45
4.1.1 拉速对流场的影响	45
4.1.2 拉速对温度场的影响	47
4.1.3 拉速对凝固坯壳的影响	48
4.2 水口倾角的影响	49
4.2.1 水口倾角对流场的影响	49
4.2.2 水口倾角对温度场的影响	51
4.2.3 水口倾角对凝固坯壳的影响	53
4.3 水口浸入深度的影响	54
4.3.1 浸入深度对流场的影响	54
4.3.2 浸入深度对温度场的影响	55
4.3.3 浸入深度对凝固坯壳的影响	57
4.4 侧孔面积的影响	58
4.4.1 侧孔面积对流场的影响	58
4.4.2 侧孔面积对温度场的影响	60
4.4.3 侧孔面积对凝固坯壳的影响	62
4.5 连铸工艺参数影响小结	62

5 结 论	65
致 谢	67
参考文献	69
攻读硕士学位期间发表论文	73

1 绪论

1.1 H 型坯连铸技术简介

1.1.1 H 型坯连铸技术发展概况

连铸技术的产生是现代冶金发展史上一变革式的突破，其最早应用于上世纪 60 年代，对世界钢铁工业的发展产生了巨大的推动力，对钢铁产业的现代化进程也产生了深远的影响，使得钢铁制品更具市场竞争力^[1]。与传统的浇铸工艺相比，连铸过程金属收得率更高，节约能源，铸坯质量好且稳定，便于实现机械自动化等优点^[2]。连铸坯产量占整个钢铁产量的百分比已经成为反应一个国家钢铁工艺水平的重要指标。我国的连铸比从 1990 年的 25.07%发展到了 2006 年的 97.0%^[3]。

异型坯连铸技术是近代钢铁工业发展的一项重要技术，包括 H 型坯连铸、薄板坯连铸、带钢连铸、管坯连铸、线材铸轧及铸轧技术等。H 型坯连铸技术是相对比较典型的异型坯连铸技术，所以通常所说的异型坯多指 H 型连铸坯。因该铸坯外形近似于字母“H”，故被称作 H 型连铸坯。H 型铸坯形状接近最终产品，所以生产工序减少，生产周期缩短，能耗降低，储存时间短，生产成本也大幅降低。这是异型坯连铸相比于传统连铸工艺的最大优点^[4]。

世界上首台异型坯连铸机于上世纪 60 年代，由瑞士康卡斯特公司设计并生产。80 年代之后，日本、美国和欧洲相继建成了现代化的异型坯连铸生产线，到 1996 年底，投产的异型坯连铸机已达 33 台。根据断面尺寸的大小，宽面尺寸大于 430mm 的为大型坯，小于 430mm 的属于小型坯，长钢生产的异型坯尺寸为 430mm×300mm×85mm 属于中型坯。

H 型连铸坯是生产 H 型钢最理想的坯料。H 型钢是一种经济适用型材，其断面形状设计合理，结构稳定，力学性能优良，尤其是抗弯性能远远超出同质量的其它型材，基本上实现了用较少的材料满足较高的性能要求的目的。其断面模数、惯性矩及刚度等力学性能均比同规格的普通型钢高；与普通工字钢相比它同样具有截面模数大、重量轻、节省金属等优点^[5-6]。并且生产加工流程短，不仅大幅度提高了轧机的生产能力，也大大增加了金属收得率^[6]。在承受相同载荷的条件下，H 型钢比普通工字钢可节约金属 15%~20%，在建筑上使用 H 型钢可使结构减轻 30%~40%，桥梁可减重 10%~20%^[7]。因此，H 型钢一问世，就立即显示出普通

工字钢无法比拟的优越性，在国民经济建设的各领域获得了广泛应用^[4,8-10]，如高层建筑、厂房、桥梁、闸坝、港口建设、海洋平台、大型船舶、隧道以及矿山等地下工程的支护等大跨度构架均大量采用 H 型钢^[11]。

目前，H 型坯连铸机提供的坯料已经能够生产各种强度等级的结构钢、细晶粒钢等品种，用于生产 H 型钢、工字钢、钢桩及槽钢等大型材。随着工程建设设计的多样化、现代化，我国大型型钢的需求量将会大幅度增长。异型坯连铸技术也会更加显示出其在钢铁生产中的重要地位。因此深入开展 H 型铸坯质量控制和工艺参数优化研究具有重大的经济意义和学术价值。

1.1.2 H 型坯连铸生产特点和关键技术

传统 H 型钢的生产工艺主要焊接成型和轧制成型。焊接成型即将翼缘和腹板焊成一体，工艺复杂，往往由于焊缝处应力不均而影响型钢的整体质量。轧制成型则是以方坯或矩形坯为料，经过多道次轧制成型，生产流程长，工序繁多，能耗高。而异型坯连铸技术则能有效避免焊接成型和轧制成型的不足。由于 H 型铸坯形状接近 H 型钢，故以 H 型连铸坯为料生产 H 型钢不但避免了焊接工艺质量不稳定的问题，也大量减少了轧制环节，从而大大缩短生产流程，降低能耗，从根本上降低了生产成本。然而由于异型坯断面形状相对复杂，所以连铸过程的设备及工艺操作也有其相应的特殊性，其关键技术在于结晶器的设计和水口的布置能否使结晶器内流场、温度场分布合理，结晶器出口凝固坯壳能否满足要求。H 型结晶器局部形状的变化会使其断面各部位冷却强度出现差异，从而导致结晶器断面温度场分布不均匀，这是异型坯连铸相对于常规坯的一个重要特点。

1.1.3 H 型坯连铸技术的研究现状

当前关于连铸研究较多的主要是方坯、矩形坯或圆坯等传统铸坯，不论是工业试验还是理论研究，相关的国内外文献资料都较多，而对于异型坯连铸技术的研究才刚刚开始。我国的异型坯连铸技术起步本身就晚，关于异型坯质量缺陷研究也就更加缺乏，不管是工业试验还是理论研究都还有很多工作要做。

目前，国内在产的 H 型连铸坯生产线共有四条。马鞍山钢铁公司第三炼钢厂于 1998 年 8 月从西马克-康卡斯特公司引进一台 3 机 3 流异形坯/矩形坯连铸机，成为国内第一台异型坯连铸机^[12]，并于同年 6 月从瑞士引进建成国内第一条热轧 H 型钢生产线。同年 11 月，莱芜钢铁公司从日本引进一条小规格 H 型钢生产线

并建成投产^[13]。2006 年 5 月, 津西钢铁公司 H 型坯连铸生产线的投产运行使我国大规格 H 型钢生产线成三足鼎立之势^[14]。首钢长治钢铁股份有限公司于 2007 年从德国西马克公司引进一条中小型 H 型坯连铸生产线, 成为我国第四条 H 型铸坯连铸生产线。然而此项技术在我国都还很不成熟, 内部裂纹和表面裂纹成为主要的质量缺陷, 除此之外, 在浇铸工艺上还存在很多问题, 这些都给异型坯生产带来诸多不便, 所以对异型坯连铸的质量缺陷研究就显得十分迫切。以下是近年来国内学者在该领域所做的研究:

崔荣峰^[15]应用 FLUENT 软件对马钢 H 型坯连铸中间包内钢液流场进行了数值模拟, 研究了在设置挡墙和挡坝前后中间包内钢液流场规律, 认为加入挡墙和坝后可优化流场, 促进夹杂物上浮。

周俐、沈昶等人^[16-17]采用数学模拟和水模型两种手段研究了马钢 H 型坯连铸结晶器流场, 分析得到了影响结晶器流场的主要因素; 认为在工作拉速时, 采用 120° 夹角、出口倾角 9° 、浸入深度 150mm 的水口结晶器内的流体的流动状态较为合理。

杜艳平、杨建伟等人^[18-20]研究了马钢 H 型坯连铸结晶器内的钢液流动和凝固行为, 分析结果表明水口夹角为 120° 时, 结晶器内流场分布较为合理, 水口宜上倾且倾角不宜超过 15° , 涡心深度和液面湍动能均随拉速的提高而增大; 同时开发了 H 型坯连铸液固区的流场、温度场及鼓肚变形耦合分析软件。

K.Kim^[12]建立了 H 型坯连铸二维热弹塑性耦合有限元数学模型, 计算分析了 H 型坯连铸结晶器内凝固坯壳复杂的热力行为以及 H 型铸坯产生表面和内部裂纹的原因。

曹晓兵^[21]以马钢 H 型坯连铸机为目标机型, 在凝固传热数学模型的基础上应用目标表面温度控制法, 开发了一种带液芯控制的 H 型连铸坯二冷区动态控制模型, 通过计算机仿真验证了模型的可靠性。

孙维、杜松林、沈昶等人^[16-17,20]从生产工艺的角度分别分析了马钢 H 型连铸坯产生表面裂纹或中心裂纹等主要缺陷的原因并提出了相应的改进措施。

由此看来, 我国 H 型坯连铸技术的研究已经有了一定的成效, 给实际生产提供了一定的理论指导, 然而在关键技术的突破上还有很大的障碍。

1.1.4 长治钢铁 H 型钢生产线介绍

本课题以首钢长治钢铁异型坯生产线为基础进行研究。长钢异型坯浇铸钢种

主要是 Q235 碳素结构钢和 Q345 桥梁结构钢。生产线由一座 80t 顶吹转炉提供钢水，一座 80t LF 精炼炉负责精炼，精炼时每炉钢喂入 120m 硅钙线，精炼时间一般不低于 5min，LF 精炼主要是通过提供还原气氛，底吹氩搅拌、埋弧加热、白渣精炼四个功能，对钢水进行升温、脱硫、造渣、成分微调、均匀温度等处理以提高钢水质量。连铸车间主要设备及参数：双臂式钢包回转台一架，最大承载 260t，回转半径 4m；大包容量 70t，单包浇注时间 34-36min；中间包容量 28t，工作液面高 500-700mm，采用高液面控流技术，整体稳流；浇铸方式为直通型双水口半敞开式浇铸；H 形结晶器一台，板式弧形组合型，内腔尺寸 430mm×300mm×85mm，高 700mm，正弦振动；结晶器冷却方式：净环水两进四出，下进上出，冷却水温度为 25-30℃，进出水温差一般不超过 6℃。链式引锭杆全弧形连铸机一台，半径 R 分别为 10m/15m/30m，四机四流，各流间距 1800mm；铸坯切割方式为自动火焰切割，定尺长度 5-12m。图 1.1 所示为长钢异型坯连铸生产流程。图 1.2 和图 1.3 分别是长钢 H 型结晶器半敞开式浇注和 H 型坯现场实拍图。

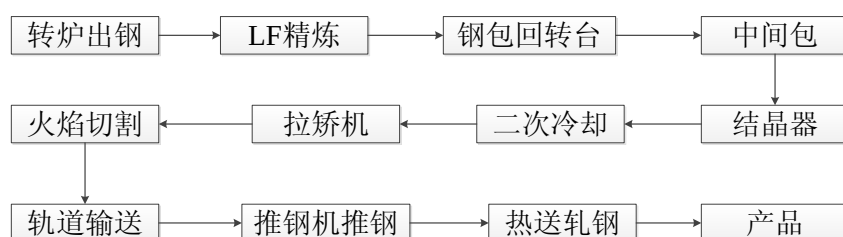


图 1.1 长钢异型坯生产流程



图 1.2 直通型双水口半敞开式浇铸



图 1.3 长钢 H 型连铸坯实拍图

目前该生产线还具有我国最先进的中型型材轧机，尤其是带有全新液压 CCS 万能机架、应用 X-H 型钢轧制技术、喷雾步进冷床及优化的精整设备。这种轧机的优点是产量适中，占地少，投资省。通过串列可逆连轧机采用 X-H 轧制方法和轧机前布置的近终型 / 异型连铸坯使其节约大量的资金，新型轧机方案较过去的轧机减少了轧机数量、轧辊及导卫，使得设备生产费用大大降低。因此说这是一

种低投资、低能耗、低成本、高效率 and 具极强竞争力、生命力的工艺生产方式。

1.2 H 型坯质量缺陷

单从理论上来看，异型坯相对于常规铸坯具有绝对的优越性，是生产型材最理想的坯料，然而从实际生产的角度来看，异型坯生产工艺又比常规铸坯具有更大的难度。一方面国内异型坯连铸技术的起步晚，现有的几条生产线均是从国外引进，还没有完全吸收和掌握该技术，不管是生产经验还是相关理论研究都还很缺乏；另一方面，由于 H 型连铸坯自身的特殊性，如浇注断面复杂，结晶器形状和二冷区支承辊的支撑形式特殊以及铸机夹辊的布置方式等都使浇铸工艺比常规铸坯更为复杂。图 1.4 所示为 H 型结晶器断面形状。

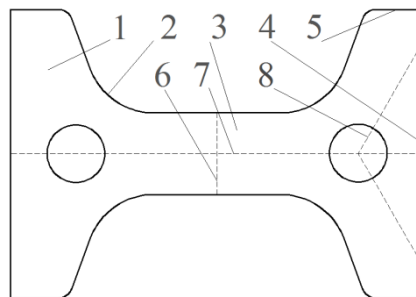


图 1.4 异型坯横断面形状

1-翼缘；2-内缘；3-腹板；4-窄面；5-翼稍；6-窄对称面；
7-宽对称面；8-过水口中心面

由图 1.4 可知 H 型连铸坯断面形状较为复杂，从而使浇铸过程结晶器内的钢液流动更加复杂多变。由于翼缘局部比表面积大，可同时向三个方向散热，冷却效果好，降温最快，而内缘处比表面积小，散热慢，温度高，所以结晶器断面钢液温度分布极不均匀，从而导致连铸过程产生多种质量问题。

对于异型坯，常见的质量问题主要是表面缺陷和内部缺陷。具体表现为夹杂、结疤、分层、裂缝、凹坑、气孔、内部裂纹和表面裂纹，而最常见的是内部裂纹和表面裂纹。夹杂呈灰白色，肉眼可见，常分布于 H 型坯断面上，大多是由耐火材料和保护渣形成的。夹杂的存在会影响型材的刚度和强度，使用中导致产品开裂，所以这种缺陷是不允许出现的。结疤是一种表面缺陷，多因浇铸时发生钢液飞溅所致。局部小面积结疤可以火焰清除，而大面积的结疤通常被判为废品。在开浇或结束浇铸时第一坯或最后一坯常因操作不当或缩孔段没有完全切除而导致铸坯分层，从而影响钢材强度，有分层缺陷的钢材通常被作判废处理。裂缝多出现于翼缘和腹板，呈纵向分布，主要是因为冷却水配比不当或保护渣性能不良所

致。凹坑是一种表面缺陷，大小、形状及分布均无规律，多因渣子或外来夹杂压入所形成。在腹板和翼缘处还经常会出现呈离散状或簇状的气孔，多由于皮下气泡暴露所致，严重时导致铸坯作废。以上这些缺陷都对铸坯质量造成严重影响。下面两节分别以内部裂纹和表面裂纹为例对铸坯质量缺陷进行形成机理分析。

1.2.1 内部裂纹

H 型铸坯质量缺陷主要是各种裂纹，包括内部裂纹和表面裂纹，尤其是表面纵裂纹。总的来说，连铸坯内部质量的好坏和结晶器内钢液温度及密度的分布有着密切的联系，密度偏析或者温度分布不均经常导致疏松、缩孔和元素偏析的产生，偏析加剧促使形成宏观非金属夹杂，随着冷却凝固的进行最终成为产生内裂纹的根源。常见的内裂纹有中心裂纹、腹板内裂纹和翼缘端部裂纹^[22]，图 1.5 所示为 H 型铸坯物理模型和易产生裂纹的地方。

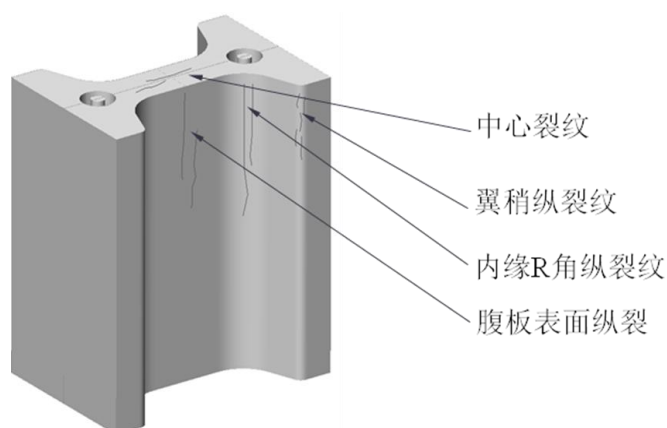


图 1.5 H 型连铸坯物理模型及裂纹部位

中心裂纹的形成和钢的高温脆性有关。随着凝固的进行，钢中的 S、P 等元素会发生晶间偏析，从而形成低熔点液相区，液相区几乎无塑性。当钢水静压力、热应力等其它附加机械力作用大于凝固坯壳强度时，在凝固前沿就会产生细小裂纹，在热应力作用下细小裂纹逐渐扩展，低熔点液态钢液就会被“吸入”裂纹内，形成成分偏析，所以中心裂纹严重的地方常常伴随着严重的成分偏析。腹板内裂纹往往始于凝固前沿，主要形成于二冷段下部。铸坯出结晶器进入喷水段，表面温度迅速下降，但铸坯内部热量未能释放，出二冷段后内部热量向外传递，铸坯表面温度回升，受热膨胀，当应力超过最大值，偏析区裂纹扩展形成内裂纹。

1.2.2 表面裂纹

H 型铸坯表面纵裂常发生在腹板、内缘和翼缘三个区域。腹板和内缘处裂纹

较多，且内弧高于外弧。H 型坯断面形状复杂，比表面积大，总体而言，散热快，传热条件良好，但局部传热极不均衡，导致凝固部分收缩应力不均匀，当收缩应力大于坯壳强度时，就形成表面纵裂纹。根据长度可将纵裂纹分为纵向短裂纹和纵向长裂纹^[23]。

纵向短裂纹一般 10mm-20mm 长，5mm 左右深，多形成于结晶器内。弯月面附近凝固坯壳薄，在钢水静压力作用下和结晶器紧密接触，传热速度快，所以温度梯度大。和结晶器接触一侧的坯壳由于降温快，有明显的横向收缩倾向，当这种收缩应力分布不均或者在局部发生应力集中，就会形成纵向小裂。

随着拉坯的进行，铸坯运动到结晶器下部，坯壳变厚且足以承受钢水静压力。由于结晶器锥度不合适或保护渣流动性差，在铸坯和结晶器之间形成气隙，严重影响了结晶器传热效果。小裂纹处本来就比较薄弱，又集中了更大的应力，使原来形成的小裂纹沿着纵向扩展，形成长纵裂纹。

1.2.3 长钢异型坯质量缺陷

长钢异型坯作为国内第一条中型异型坯生产线，生产过程控制参数不断优化，同时也出现一些连铸质量缺陷，如表面裂纹、内部裂纹、翼缘夹杂、表面气孔等。浇铸过程常发生拉漏事故，大多在内缘或窄面中心开漏，主要原因是过热度太高，开拉时冷却水配比不良所致。本文主要针对裂纹形成原因分析，以便于模拟印证同时对拉漏现象进行研究。

1.3 本文的研究内容及目的

本课题以首钢长治钢铁股份有限公司 2007 年投产的异型坯连铸生产线为基础展开研究。采用数值模拟方法，首先研究了长钢异型坯连铸的实际生产状况，结合数值模拟结果同生产实地考察所得信息，深入分析长钢异型坯生产线铸坯质量缺陷及工艺缺陷的产生原因。针对缺陷产生的机理，研究了水口结构和工艺参数等因素对结晶器流场、温度场和凝固坯壳的影响。根据结晶器流场、温度场和凝固坯壳的变化情况对 H 型连铸坯质量缺陷进行控制和预测，为解决长钢异型坯连铸质量缺陷和工艺缺陷提供理论依据。具体包括以下内容：

- (1) 对长钢异型坯连铸生产进行实地调研并获取相关设备和工艺参数；
- (2) 以长钢异型坯生产的实际参数为基础，建立结晶器数学模型，对结晶器内钢液流场、温度场及凝固坯壳分布进行数值模拟，分析结晶器内钢液流场、温

度场、凝固坯壳等冶金现象与铸坯质量缺陷之间的关系，达到优化设备设计及工艺操作以减少缺陷的目的；

(3) 研究了水口结构对 H 型结晶器内各种冶金现象的影响，分析各现象与铸坯质量缺陷之间的关系，为解决铸坯质量问题提供依据；

(4) 通过改变拉坯速度、水口倾角、水口浸入深度和水口开孔面积等，研究了这些因素对结晶器冶金现象的影响，分析了各因素变化对铸坯质量的影响，为优化参数、解决铸坯质量问题提供依据。

1.4 研究方法

对连铸问题进行研究主要有三种方法，即工业试验、物理模拟和仿真数值模拟。由于连铸过程是高温环境，所以工业试验实施起来难度大，成本高。物理模拟即把原型按一定的比例缩小成模型，以其它工质代替钢液，用密度和尺寸符合要求的物质代表夹杂物，采用对应的工艺参数模拟钢液中夹杂物的运动状况。物理模型必须遵循相似原理，做到模型和原型之间几何相似和动力相似。几何相似就是要求模型和原型的对应尺寸成一确定的比例。由于钢液的流动主要是由重力和惯性力起主导作用，所以只要保证模型和原型的弗鲁德准数相等就可以保证动力相似^[24]。物理模拟最大的优点是能清晰地模拟出钢液在冶金容器中的运动情况。通过添加示踪剂还可以直观地看到夹杂物的运动轨迹，并且能明显地区分回流区、湍流区和死区，可为改善结晶器流场分布以及如何彻底去除夹杂物提供重要的实践依据。

虽然物理模拟在很大程度上拓展了冶金过程的研究广度和深度，但由于它是在常温环境下进行，只能做连铸生产的动力学模拟，而对于连铸的热力学现象也只能束手无策。由于数学计算方法和相应大型计算机软件的发展，计算机仿真模拟技术已经成为研究连铸过程的一种有效、可靠的工具。数值模拟是以计算机为基础，是由对实际过程进行计算流体力学分析发展起来的。相比于物理模拟，数值模拟方法可以对全过程进行直接模拟，可获得过程中各个环节变量的连续分布信息，并可以通过调整变量参数对任何情况进行模拟计算。除此之外，该方法还具有廉价、灵活直观且易于理解，尤其对于连铸过程，它拥有不受高温限制，重现性好、实验数据详尽等优点^[25]。数值模拟不仅可以代替很多实验研究和工业试验，还可观测到实验研究和工业试验无法得到的现象、机理和过程。常用的流体数值模拟软件有 CFD、Phoenics 和 Fluent，国内冶金领域应用最多的是 Fluent 软

件。数值模拟的关键在于前处理的建模和网格划分，其中网格划分恰当与否，直接决定能否得出正确的结果。

模型的建立包括对环境的基本假设，建立模型，网格划分和各边界条件的设置。迭代计算则要用到连续性方程、动量方程和湍流方程，要求三传守恒。分析模拟结果并和实际情况比较，通过调整流动参数和能量分布，寻求最佳的计算效果，最终得出结论。图 1.6 为连铸过程的主要研究方法及内容^[26]。

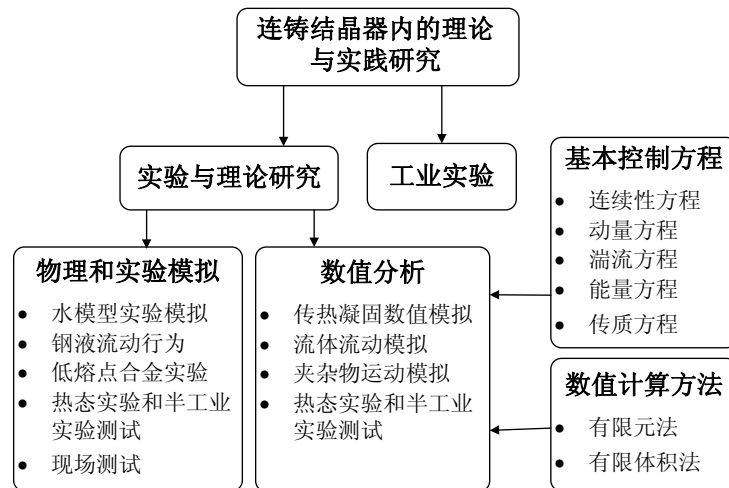


图 1.6 连铸主要研究方法及内容

由于仿真模拟相对于其他方法具有用时短、节省人力、物力，尤其是可大幅度的改变各种参数的范围，对研究工艺过程，改进工艺方案，有着得天独厚的条件优势，故本研究以数值模拟方法为主要手段，利用大型流体模拟软件 CFD，对 H 型坯连铸过程结晶器中各冶金现象进行模拟计算。

2 H 型坯连铸结晶器模型

结晶器是金属冶炼过程成分控制和洁净度控制的最后环节，集中了整个连铸机的核心技术，被称为连铸机的“心脏”。实际生产中结晶器内进行着复杂的变化，包括液相区的湍流运动和热量传热、两相区的热量对流和传导、凝固前沿的相变过程以及材料性能随温度的变化等^[26]。结晶器内钢液的流动主要表现为钢液的循环状态、流股对窄面的冲击、液面波动以液面流速等方面。不合理的钢液流动行为会影响夹杂物的上浮、气泡分布、保护渣的熔化以及初生坯壳的形成等^[27]。所以研究结晶器内钢水的流场、温度场、凝固坯壳生长对结晶器浇铸顺利进行和稳定铸坯质量有着重要的指导意义。

本课题以首钢长治钢铁公司异型坯连铸生产线为基础展开研究。该生产线浇铸钢种是普碳钢 Q235B 和结构钢 Q345，由于该钢种综合性能好，强度、塑性以及焊接性能均能得到比较好的配合，所以用途广泛。多用于钢筋生产或厂房钢架、高压输电塔、车辆、船舶、桥梁、锅炉容器等，也可用作对性能要求不太高的机械零件^[28]。表 2.1 所示为长钢异型坯结晶器浇铸参数。

表 2.1 H 型坯连铸结晶器参数

参数	参数值
结晶器断面尺寸	430 mm×300 mm×85mm
结晶器高度	700mm
浇注温度	1555℃
拉速	0.8m/min
水口内/外径	24mm/60mm
水口浸入深度	100mm
冷却水流量	245m ³ /h

2.1 物理模型

图 2.1 和图 2.2 所示分别为长钢 H 型结晶器现场实物图和 H 型连铸坯实物图。图 2.3 所示即以该结晶器和铸坯实图为基础建立的物理模型。该模型显示的是结晶器的 1/4 模型，总高 0.9m，其中有效高度是 0.7m。对于直通型水口，水口浸入深度指从液面到水口底部的垂直距离，而对于侧孔型或多孔型水口而言，浸入深度则指液面到侧孔上端的垂直距离。



图 2.1 长钢 H 型结晶器现场图

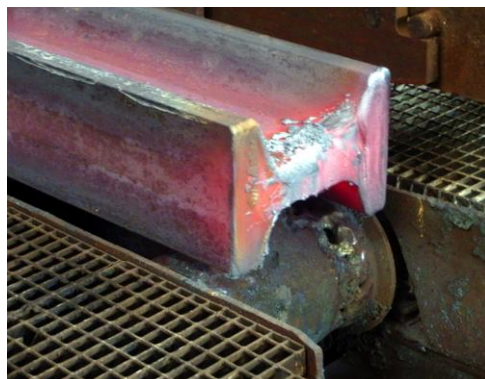
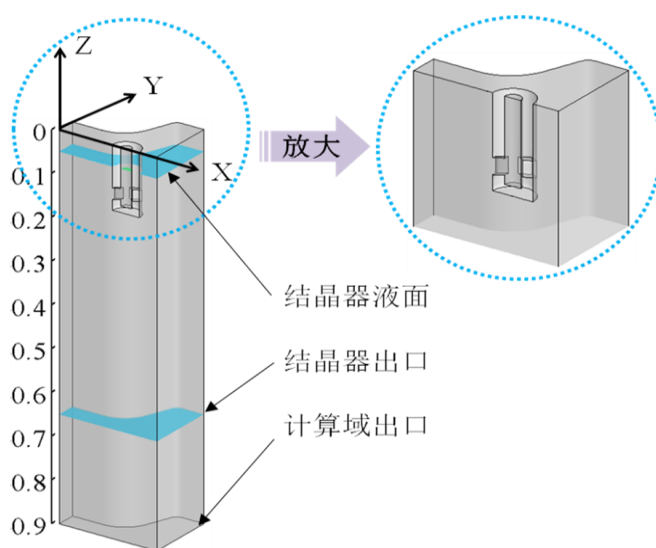


图 2.2 长钢 H 型连铸坯现场图



2.3 H 型结晶器模型

整体模型以结晶器上部出口断面中心为坐标原点，分别以铸坯宽面、窄面和拉坯方向为 x 、 y 及 z 轴的正方向，建立三维直角坐标系。由于理论模型和实际工艺存在差距，故需对模型作相应假设和说明^[29-30]：

- (1) H 型坯浇铸过程及结晶器内钢液流动近似为稳态过程；
- (2) 根据结晶器近似对称的特点，以原结晶器的四分之一为对象进行模拟；
- (3) 该模型忽略结晶器锥度及自身弧度对计算的影响；
- (4) 忽略结晶器振动、保护渣及液面波动对计算过程的影响；
- (5) 因钢的凝固潜热远大于其固态相变潜热，故忽略固态相变潜热对计算的影响；
- (6) 忽略钢液因凝固导致的体积收缩；
- (7) 忽略夹杂物运动对钢液流动的影响；
- (8) 因实际结晶器出口存在钢液回流现象，为提高计算精确度，取计算模型长度为 0.9m。本课题研究结晶器实际长度为 0.7m。

2.2 数学模型

2.2.1 数学模型的建立

本研究要考虑的模型包括流动模型、传热和凝固模型。依据 H 型结晶器几何结构及不同类型的水口结构，分别建立相应的三维数学模型。在不考虑钢液偏流现象时，为减小计算量，缩短计算时间，根据 H 型结晶器结构的对称性特点，取整体模型的 1/4 作为计算区域。图 2.4 所示即为结晶器数学模型及其网格划分。

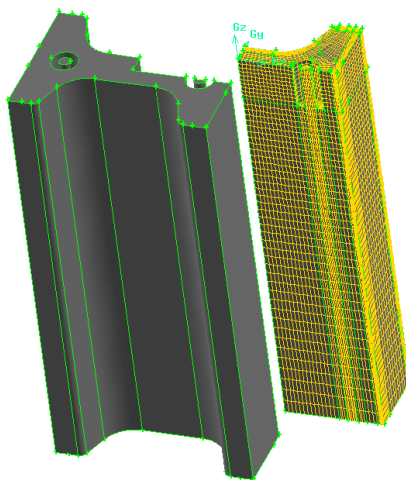


图 2.4 H 型铸坯结晶器网格划分

由于 H 型结晶器模型比较复杂，模拟软件自身建模能力有所限制，故利用 Auto CAD 绘图软件完成模型中较为复杂的部分，而后导入模拟软件内完成模型的建立及网格的划分。为了提高计算精度，加快收敛速度，模型网格划分需分区进行，且均采用六面体结构性网格。整体模型的网格数量在 70000-100000 之间（不同结构略有差异）。因水口开孔附近湍流激烈，流动复杂，是分析的重点，故在此区域需细化网格。由于该模型涉及凝固和传热，结晶器器壁附近的凝固区及固液两相区传热快，温度梯度大，钢液流速及液相分数等变化大，为充分捕捉这些过程的变化，对靠近结晶器壁面区域也进行了网格细化处理。

2.2.2 数值模拟控制方程

数学模型的建立是针对实际生产中某一特定的对象，根据其特有的内在规律，做出必要的简化和假设，运用适当的数学工具和形式化的语言，概括或近似地将其表达成为一种数学结构^[31]。结晶器内的钢液流动是一个复杂的湍流过程，主要特征是不规则性、有旋性、三维性、扩散性和耗散性^[32-34]。建立结晶器数学模型，

首先要对其进行数学描述，描述钢液流动的方程有连续性方程、动量方程和描述湍流的 κ - ε 双方程。具体各控制方程如下：

(1) 连续性方程（质量守恒方程）：
$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0$$

在三维直角坐标系下，上式可写成：
$$\frac{\partial(\rho u_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho u_y)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho u_z)}{\partial z} = 0$$

(2) 动量守恒方程：
$$\frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_{eff} \left[\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right] \right] + S_d + S_T + S_C$$

方程中 μ_{eff} 为有效粘度，即： $\mu_{eff} = \mu_l + \mu_t = \mu_l + \rho C_\mu k^2 / \varepsilon$ ，式中的 k 和 ε 值可由湍动能方程连理求解获得。 S_d 、 S_T 和 S_C 分别表示两相区枝晶间流体流动、非等温引起的热浮力、浓度差引起的浮力产生的源项。

(3) 能量方程：传热模型通常是对一个三维能量传输方程进行求解。

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho T) + \frac{\partial(\rho u_i T)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\Gamma_{eff} \frac{\partial T}{\partial x_i} \right] + S_r$$

其中：
$$\Gamma_{eff} = \frac{u}{P_r} + \frac{u_t}{P_{r,t}}$$

(4) 标准 k - ε 双方程包括湍动能方程和湍动能耗散率方程。

湍动能方程：
$$\frac{\partial(\rho u_j k)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{eff}}{\sigma_k} + \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G - \rho \varepsilon$$

湍动能耗散率方程：
$$\frac{\partial(\rho u_j \varepsilon)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{eff}}{\sigma_\varepsilon} + \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + \frac{\varepsilon}{k} (C_1 G - C_2 \rho \varepsilon)$$

湍动能能量产生率：
$$G = \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right), \mu_{eff} = \mu_l + \mu_t$$

湍流粘性系数：
$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$$

式中以下参数按 Launder 和 Spalding 推荐数据取值：

$$C_1=1.44, C_2=1.92, C_\mu=0.09, \sigma_k=1.0, \sigma_\varepsilon=1.3$$

2.2.3 计算模型参数

(1) 钢液密度

不同钢种的密度变化并不大，对模拟结果也没有太大的影响。但随着钢液凝固的进行，其密度变化相对比较明显，故本研究规定钢的液相和固相密度均为常数，两相区则为固液两相密度的加权平均值^[35]。

$$\begin{aligned}\rho_s &= 7400(\text{kg} / \text{m}^{-3}) \\ \rho_L &= 7000(\text{kg} / \text{m}^{-3}) \\ \rho_{LS} &= f_s \cdot \rho_s + (1 - f_s) \cdot \rho_L(\text{kg} / \text{m}^{-3})\end{aligned}$$

(2) 导热系数

导热系数与钢种成分和温度有关，尤其是温度。通常视固相导热系数为常数，对于液相因考虑到对流换热，故以有效导热系数来表示，即以固相导热系数的整数倍作为液相导热系数， $K_l = mK_s$ ，流动越激烈， m 值越大。 m 值通常以经验判断，与钢液流动状态有关。本研究中导热系数规定如下^[36]：

$$\text{对于固相区} \quad K_s = 18.4 + 9.6 \times 10^{-3} \cdot T \quad \text{W} / (\text{m} \cdot \text{K})$$

对于液相区，采用等效导热系数，即

$$K_l = m \cdot K_s \quad \text{W} / (\text{m} \cdot \text{K})$$

式中： m 为经验数，本模型取 $m=4$ 。固液两相区，采用下面关系式：

$$K_{\text{eff}} = K_s \cdot [1 + (m-1)(1-f_s)^2] \quad \text{W} / (\text{m} \cdot \text{K})$$

(3) 比热和潜热

本研究中连铸液相区和固相区比热分别按下式计算^[27]：

$$C_s = 550 + 9.52 \times 10^{-2} \cdot T \quad \text{J} / (\text{kg} \cdot \text{K})$$

$$C_{\text{eff}} = 842 \quad \text{J} / (\text{kg} \cdot \text{K})$$

两相区比热按等效比热作如下处理：

$$C_{\text{eff}} = f \cdot C_s + (1 - f_s) \cdot C_L - L_f \cdot \frac{\partial f_s}{\partial T} \quad \text{J} / (\text{kg} \cdot \text{K})$$

连铸过程铸坯向结晶器所传递的热量中，钢液的过热只有不足 20%，凝固潜热则占 80% 以上。由于潜热的释放对坯壳的生长有比较显著的影响，傅立叶方程由于潜热的释放，实际变成了具有内热源的溫度场。因此潜热释放对于铸件凝固

过程具有重要影响。碳钢凝固过程中释放的凝固潜热 L_f 取为常数。

$$L_f = 274129 \text{ J/kg}$$

(4) 粘度^[37]

$$\eta = 0.00003300T^3 - 0.1302T + 134137$$

(5) 固相线和液相线

表 2.2 Q235B 钢的化学成分及其含量:

元素	C	Si	Mn	P	S	Mo	Ni	Ti	Cu
含量 (%)	0.06	0.3	1.6	0.01	0.003	0.025	0.4	0.017	0.15

钢的液、固相线温度均取决于其化学组成及各元素的含量，尤其是碳含量对液、固相线温度影响较大。

钢的液、固相线温度，包括熔点都可以从铁碳相图中直接查到，也可通过实验测得，通常是以纯铁凝固点温度 1536°C 为基础按如下经验式计算^[38]:

$$T_L = 1536 - (90C + 6.2Si + 1.7Mn + 28P + 40S + 2.9Ni + 1.8Cr + 2.6Cu + 5.1Al)$$

$$T_S = 1536 - (415.3C + 12.3Si + 6.8Mn + 124.5P + 183.9S + 4.3Ni + 1.4Cr + 4.1Al)$$

计算得出 $T_L = 1521^\circ\text{C}$ ， $T_S = 1490^\circ\text{C}$ ，即液相线温度： $T_L = 1521^\circ\text{C}$ ，固相线温度 $T_S = 1490^\circ\text{C}$ 。

2.2.4 模型边界条件

为了减少计算量，缩短计算时间，提高工作效率，根据结晶器结构的对称性特点，以结晶器的四分之一体积为研究的对象，并建立模型。为了使数值模拟的研究结果尽可能真实地反应实际生产的冶金现象，数学模型在高度上进行适当的延长处理，并对各边界条件做以下说明：

(1) 结晶器上表面为无滑移绝热壁面 wall。各物理量在此边界上的法向导数为零；

(2) 水口进口设为速度入口边界 inlet。入口物质为钢液，入口速度可由水口内径、结晶器断面面积、拉坯速度等根据流量平衡原理计算得到；

(3) 结晶器出口边界为压力出口 pressure-outlet。出口物质为钢液；

(4) 水口内外壁面均为无滑移壁面 wall，在水口近壁面的边界层中，湍流计算采用低雷诺数的 $k-\varepsilon$ 模型；

(5) 结晶器壁面设为传热移动边界 convection；壁面传热系数由结晶器冷却水

确定；

(6) 对称面设为对称面边界 `symmetry`。此边界各物理量的法向导数为零；

(7) 计算前模型的初始化：定义计算区域初始温度为 1828K，其余初始参数为零。

3 结晶器水口结构对铸坯质量缺陷的影响模拟

钢液在结晶器中的行为主要表现在以下几个方面：钢液射流对凝固坯壳的冲刷；钢液在结晶器中的环流状况；钢液对结晶器熔池中的冲击；流股对自由液面波动的影响以及结晶器液面流速等等。侧开孔水口的钢液进入结晶器后产生的流股成一定夹角，由于和中间包液面存在很大的压差，进入结晶器的钢液具有很高的流速，在惯性力的作用下，射流对窄面坯壳产生比较严重的冲击，加上结晶器空间有限，钢液射流的雷诺数最高可达 12000 以上，所以局部形成强湍流流动^[39]。冲击窄面后，流股一分为二分别形成上回流区和下回流区。上、下回流区对结晶器流动至关重要，其最终效果是延长钢液在结晶器中的停留时间，以使夹杂物尽可能彻底的去除。上回流区可以为自由液面提供热量，有利于保护渣完全熔化并形成良好的渣膜，从而保证了结晶器弯月面良好的润滑效果。但过于强烈的上回流对于稳定液面又有不利影响，可能会造成液面卷渣。下回流涡心不易太深，否则不利于气泡和夹杂物的上浮，过于强烈的下回流还会影响出结晶器坯壳的厚度。

结晶器是一个高效的热交换器，主要功能是导出热量使坯壳生长^[39]。结晶器的传热特点可概括为：“一热、二迁、三传”。所谓“一热”，即在凝固时热量传输是第一位，这是凝固过程得以进行的驱动力。所谓“二迁”，即指在金属凝固时存在着两个界面，即固-液界面和金属-铸型界面，这两个界面随着凝固的进行不断地发生动态迁移，使得界面传热变得极为复杂。所谓“三传”，即凝固过程是一个同时包含热量传输、质量传输和动量传输三传耦合的三维传热过程。由于以上传热特点，钢液凝固时就要考虑边界条件、初始条件和传热方式等因素对温度场的影响^[21]。

本章主要通过对采用不同结构水口时结晶器内的流场、温度场以及凝固坯壳分布进行模拟计算，分析各类型水口对应的结晶器流场、温度场及凝固坯壳的分布特点及其与铸坯质量缺陷之间的关系，得出最理想的水口类型，以减少铸坯质量缺陷。各种水口结构如图 3.0 所示。

鉴于 H 型坯的特殊形状，对流场主要做以下几方面的分析，包括宽对称面流场分布及湍动能分布、水口中心速度变化、流线图、自由液面的速度变化和结晶器出口速度分布，不同水口其分析内容略有差异；对于温度场的分析，包括宽对称面，过水口中心翼缘方向的面，坯壳宽面和窄面温度，出结晶器坯壳断面，以及液面温度及其过热度；凝固坯壳的分析，分别包括 X、Y 和 Z 三个方向上的坯

壳厚度变化、宽对称面的坯壳厚度变化，以及宽面、窄面和翼缘处高度方向的厚度变化和各自法向速度变化。

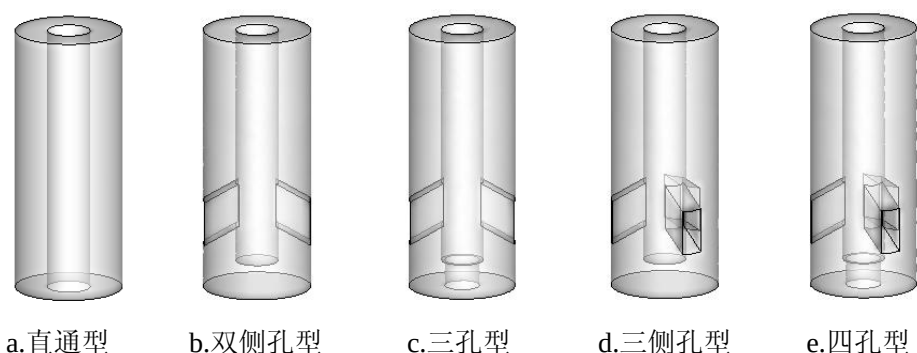


图 3.0 五种不同结构类型的水口

3.1 直通型双水口结构

3.1.1 流场分布

直通型双水口浇铸是长钢异型坯生产采用的主要浇铸方式，其流场如图 3.1 所示。左侧分别是宽对称面（Z-X 面）的速度云图和流线图，右侧是水口附近及结晶器中部局部放大的速度矢量图。图 3.1 中不同的颜色用于速度的大小，矢量图中的箭头方向则表示速度方向。图 3.2 是 H 型结晶器内钢液流线图。结合速度分布图和钢液流线图分析：

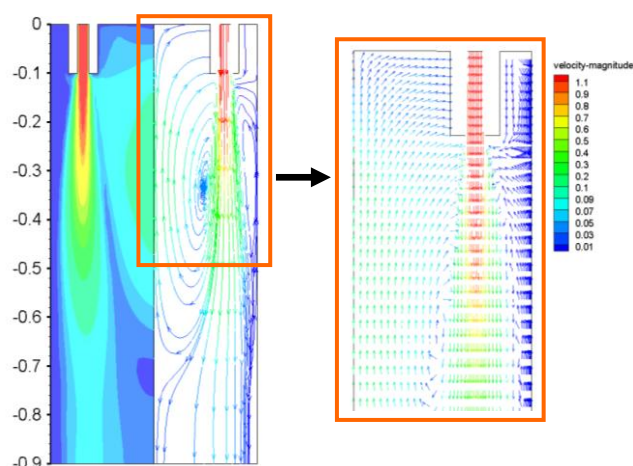


图 3.1 直通型水口对应的流场分布

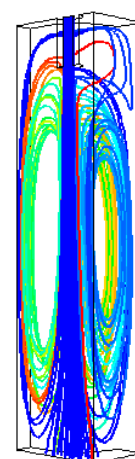


图 3.2 结晶器流线图

钢液从直通型水口进入结晶器，形成很深的冲击流股，在结晶器下部流股逐渐扩散，中心处的小部分钢液迅速离开结晶器进入铸坯深处，而扩散开的钢液则形成向上的回流，进入回旋区，此时速度约 $0.04\text{--}0.06\text{m/s}$ ，到达自由液面后，钢液速度几乎在 0.03m/s 以下，因此自由液面较平静，波动很小。到达液面的钢液有

分别从腹板中心和翼缘处流向水口中心，小部分流向腹板和窄面坯壳，大部分钢液随中心流股再次进入结晶器深处，沿腹板和翼缘方向做上、下回旋运动，时间长达 200-500s，并分别形成竖直方向上的回旋区。对于 H 型结晶器而言，过深的回旋区不利于良好铸坯的形成。图 3.3 所示为 H 型坯宽面和窄面的速度矢量分布。由此可知，结晶器下部有一段区域流速较高，说明该段铸坯受钢液冲刷较严重，这对出结晶器坯壳厚度有一定影响，且下回流去太深也不利于夹杂物的去除。图 3.4 所示为水口中心线上的速度分布情况。

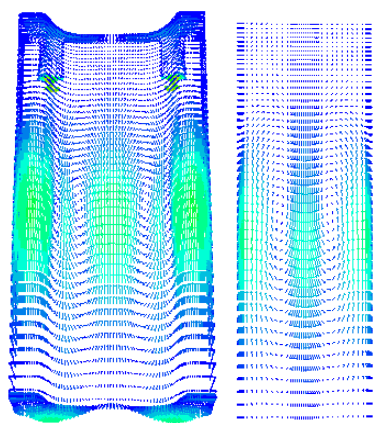


图 3.3 H 型铸坯宽面和窄面的速度矢量

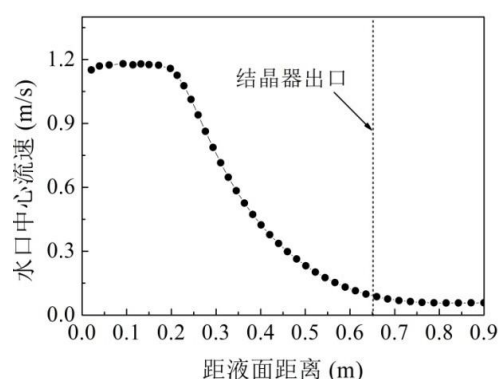


图 3.4 水口中心线上速度变化

由图可知，钢液以 1.2m/s 的速度垂直进入结晶器，当运动至距液面 0.9m （距底孔 0.8m ）深处速度减至 0.013m/s （约等于拉坯度速）。由此可知，采用直通型水口浇铸钢液对结晶器熔池的冲击深度太大，并对下部坯壳尤其是结晶器出口附近（ $Z=-0.6\text{m}$ ）产生比较明显的冲刷。图 3.5 所示为结晶器宽对称面(Z-X)上的湍动能分布状况。

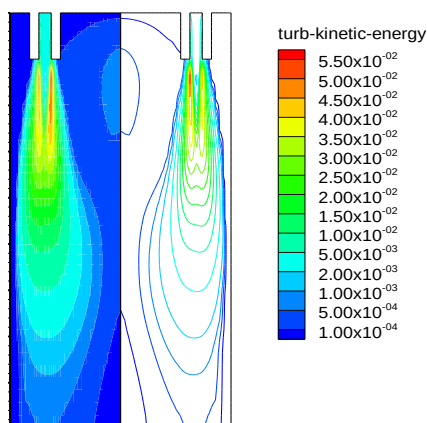


图 3.5 宽对称面上的湍动能

由图可知，出水口后的钢液湍动能最高可达 $0.04\text{m}^2/\text{s}^2$ ，随着冲击深度不断增大，钢液湍动能也逐渐减小，但靠近窄面坯壳和内缘附近的湍动能比较大，可由

图 3.3 宽面和窄面的速度分布情况得知。所以此处坯壳受钢液冲刷相对比较严重。除竖直方向的回旋区，其它区域如坯壳深处、翼缘端部及液面附近湍动能都很小，基本都在 $0.5 \times 10^{-3} m^2/s^2$ 以下，受钢液冲刷少，所以坯壳生长较快。

3.1.2 温度场分布

采用直通型双水口浇铸 H 型坯结晶器温度场分布情况如图 3.6 所示。该图分别给出了宽对称面、宽面和窄面的温度分布云图。其中宽对称面左半侧是温度云图，右半边是过热度的云图及其等值线图。窄面分别是温度云图和温度等值线。由于宽面是三维立体面，为方便表示只给出半侧的温度云图和温度等值线。由宽对称面钢液过热度分布可知：水口内钢液的过热度在 20°C 以上，出水口后随着钢液射流冲击深度的不断增大，过热度逐渐降低，到 $0.5m$ 深处过热度基本为零度。

图 3.7 分别是 H 型坯腹板和窄面中心线的热流量和温度变化情况，横坐标表示到自由液面的距离，纵坐标分别是温度和热流量。结合温度分布及其热流变化情况分析：

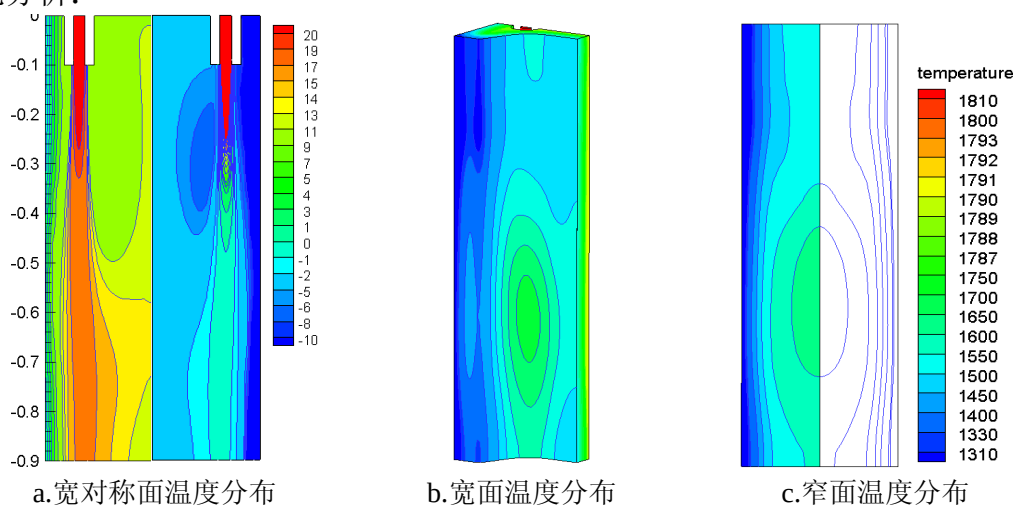


图 3.6 直通型双水口结晶器温度场分布

(1) 根据宽对称面的温度分布图，直通型水口下方形成一条狭长的高温柱状区，直至结晶器出口，在出口高温柱状区的温度在 1520°C 以上(即在液相线温度)。结合对称面过热度分布图，可知 H 型坯中心区域的温度变化较大，在钢液射流附近区域温度较高，尤其是在结晶器下部钢液射流扩散区，成为结晶器内部最大的高温区。由于直通型水口射流冲击深，使得结晶器上部钢液流动缓慢，不能及时得到热量补充，所以结晶器上部温度较低。

(2) H 型坯表面温度分布可知，翼缘端部坯壳的温度整体较低，腹板坯壳次之，而内缘处则温度比较高，并且在窄面中心和内缘的下部同高度处各存在高温

区。由于 H 型坯特殊的几何结构，其断面呈近似“H”字母形状，故比表面积大。单从散热的角度来讲，铸坯两端翼缘的热传递是二维散热，有三个面同时散热，故散热最快。腹板虽然长，但只有两个面同时进行有效散热，相对翼缘散热较慢。内缘面处于腹板和翼缘的连接部位，局部比表面积小，故散热最慢。此外由于直通型水口的布置，使得钢液射流距内缘和窄面中心都很近，大量的热传递给这些区域的坯壳，所以不难理解翼缘处温度低，内缘处温度高。

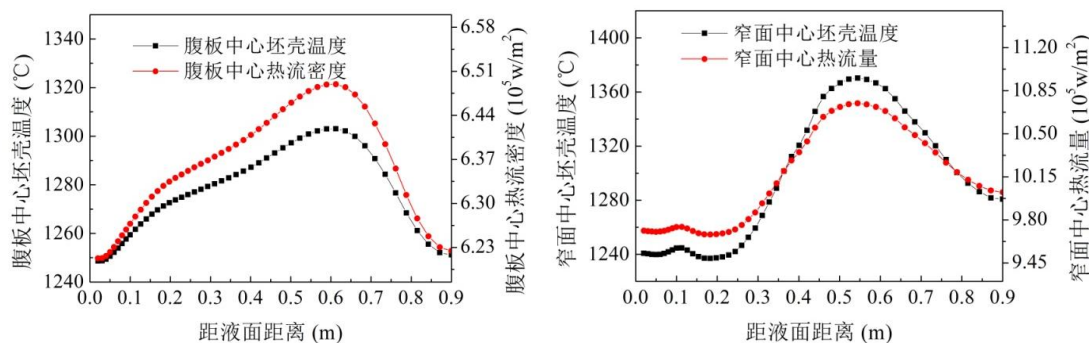


图 3.7 腹板和窄面中心线热流量和坯壳温度变化

(3) 由图 3.7 可知，腹板和窄面高度方向上的温度变化趋势基本一致，都是在 0.6m 深处达到顶点，温差在 60℃ 左右，但热流量相差较大，这和水口的布置有重要关系。由于水口距离窄面近，使窄面附近的温度梯度很大，所以窄面热流量大，温度高，腹板处坯壳则反之。

3.1.3 凝固坯壳分布

图 3.8 所示为采用直通型水口，拉速为 0.8m/min 时，结晶器内坯壳的凝固情况。蓝色区域固相率为 1，即认为钢液完全凝固，红色部分固相率为 0，即液相部分，中间的过渡颜色表示糊状区。由图 3.8a 可知，虽然采用直通型水口的冲击深度大，但由于流股距离腹板中心较远，所以此处坯壳受冲击小，形成较快且均匀。图 3.8b 是宽对称面的凝固情况。由图知，从上到下坯壳逐渐变厚，但在 0.4m-0.7m 段很薄，其原因是由于水口距离窄面很近，且冲击流股深，在 0.4m-0.7m 深处流股分散回流，对窄面坯壳产生冲击，从而导致此段坯壳厚度变薄。图 3.8c 是结晶器不同高度的断面凝固坯壳分布。由此可知，采用直通型水口浇铸时，结晶器上部钢液会出现过早凝固，翼缘端部表现最明显。中下部受射流冲击严重，尤其是内缘处，在结晶器出口已凝固的坯壳因射流冲击，导致坯壳重熔变薄。

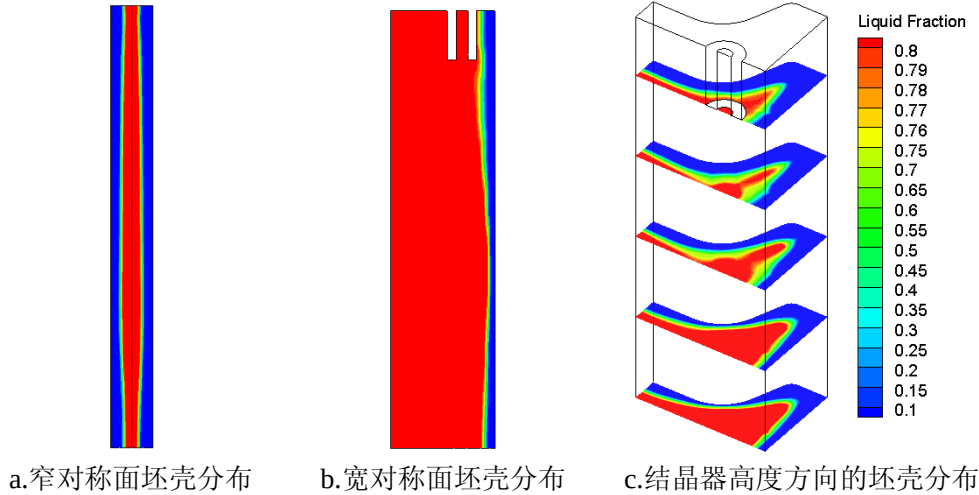


图 3.8 直通型水口铸坯凝固坯壳分布

图 3.9 表示为 H 型坯腹板和窄面中心的坯壳厚度和相应的冲击速度变化情况。此处定义冲击速度为平行于结晶器壁，距器壁 15mm 且垂直于结晶器壁的速度分量。由图可知，腹板中心的坯壳整体较厚，在 0.3m-0.7m 由于受到钢液回流的冲击，坯壳生长因此受轻微影响，但总体厚度仍在 15mm 以上。而窄面中心的坯壳厚度整体要比腹板处小得多，尤其是 0.4m-0.7m 段，坯壳厚度甚至小于 10mm，其主要原因是水口的布置离窄面中心太近，加上直通型水口的射流冲击深，坯壳受射流冲击严重，从而导致坯壳很薄。结合坯壳厚度和冲击速度的分布关系可知，冲击速度大的地方对应的坯壳厚度小，反之坯壳厚度要大。

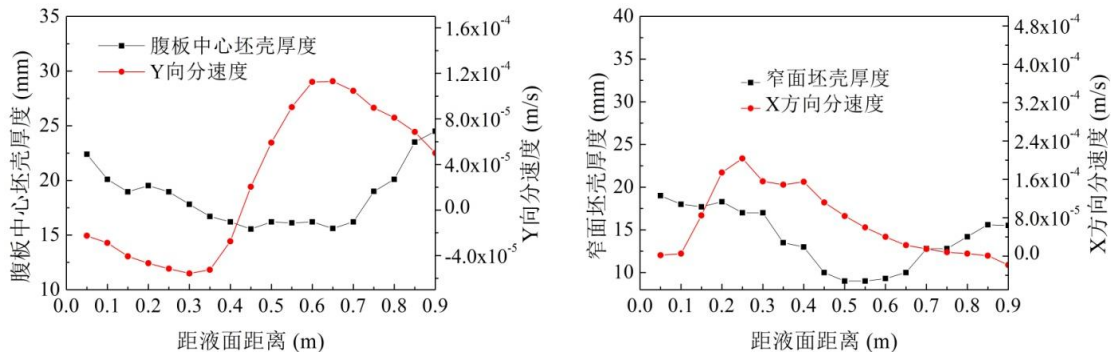


图 3.9 直通型水口铸坯凝固坯壳分布

3.2 双侧孔单水口结构

3.2.1 流场分布

图 3.10 为采用双侧孔单水口浇铸时结晶器内流场的分布情况，图的左侧是宽对称面（Z-X）上的速度云图和速度等值线分布图，右侧是中心水口、液面以及结晶器中部局部放大的速度矢量图。此处和前面一样，图中不同的颜色用以区分

速度的大小，矢量箭头仅表示速度方向，其长短不代表速度大小。图 3.11 是采用双侧孔单水口浇铸时 H 型坯结晶器内的钢液三维流线图，左侧显示的是 Y 轴方向，右侧显示的是 X 轴方向。结合速度分布图和流线图分析：

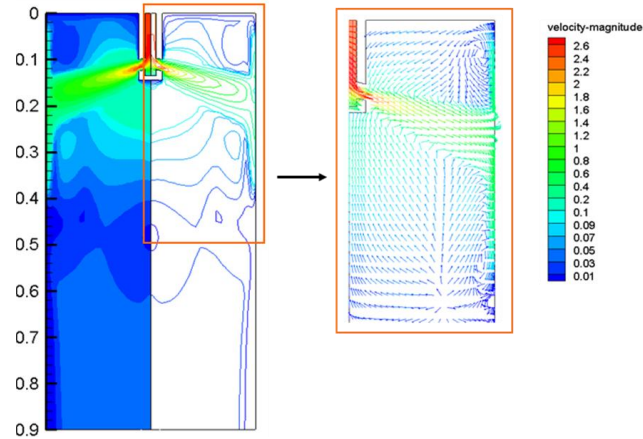


图 3.10 单侧孔型水口流场

(1) 出水孔后，钢液形成强大的湍流流股，对 H 型坯窄面产生较强的冲击，冲击点速度为 $0.4-0.6\text{m/s}$ ，距液面距离约为 0.18m 。

(2) 由图 3.11 流线图可看出，钢液流股冲击窄面后，以冲击点为中心分别向上下左右散开，一小部分钢液呈螺旋状向上进入翼缘上部到达液面，部分钢液直接横向进入翼缘端部，对翼稍坯壳略有冲击。大部分钢液以螺旋状向下进入翼端下部，和横向进入的钢液一起形成翼缘方向上的漩涡回流区。冲击翼稍的钢液顺着翼稍向下运动，从内缘处进入腹板，转而向上回流至中心水口下方，从而形成腹板面的大回流区。腹板面的回流区和翼缘方向的漩涡回流区呈一夹角，由此可见 H 型坯结晶器钢液流场和常规铸坯结晶器如方坯、板坯的流场分布有很大差异。板坯结晶器钢液流场通常有比较明显的上、下回流区，而方坯连铸时的回流区一般都是二维方向的漩涡回流。H 型坯结晶器由于其特殊的断面形状，其回流区多贯通翼缘和腹板面，呈三维分布。

(3) 该水口是侧开孔，水口倾角 -15° ，水口浸入深度 100mm ，钢液对窄面冲击较大，所以液面波动要比直通型水口大一些。

H 型坯连铸采用双侧孔型水口时，若水口倾角过小，对窄面的冲击是比较严重的。图 3.12 为宽对称面的湍动能分布。湍动能即流体湍流脉动动能，反映了湍流流动的强烈程度^[40]。从湍流分布图中可以看出：钢液从侧孔出来后产生的射流流股具有很强的湍动能，在窄面冲击点上下沿坯壳附近区域，湍动能都比较强，约 $0.03-0.05\text{m}^2/\text{s}^2$ 。由于翼缘和内缘处没有钢液的直接冲击，所以翼稍、内缘和液

面的湍动能都较小，基本都在 $2 \times 10^{-4} m^2/s^2$ 以下。

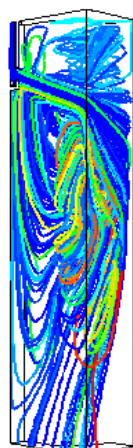


图 3.11 结晶器流线图

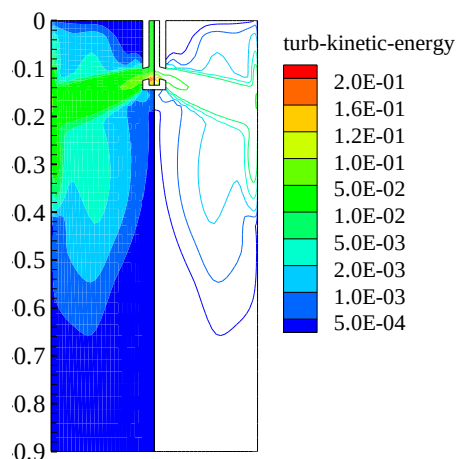


图 3.12 宽对称面湍动能分布图

3.2.2 温度场分布

图 3.13 所示为采用双侧孔型单水口浇铸 H 型坯的温度场分布。该图分别给出铸坯宽对称面、宽面以及窄面的温度分布。其中图 a 左侧是温度云图，右侧是过热度等值线。由于铸坯宽面是三维立体面，为清楚表示温度分布，所以给出半侧宽面的温度云图和等值线，如图 b 所示。图 c 所示分别为铸坯窄面温度云图和等值线。由宽对称面过热度分布情况可知，采用双侧孔单水口浇铸，结晶器内温度整体较低，仅有水口内部过热度在 20°C 左右，出结晶器后钢液基本都在 0°C 以下，即钢液都处于固液共存状态。结合对称面、宽面以及窄面的温度分布分析：

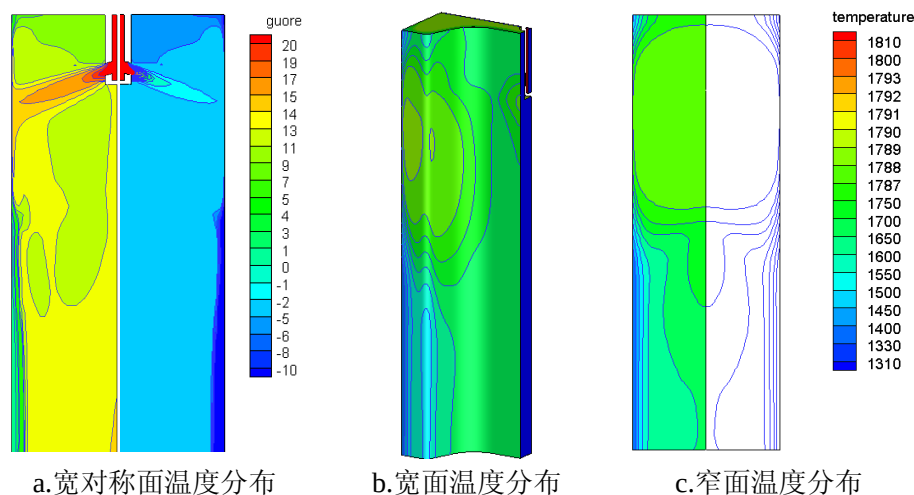


图 3.13 直通型双水口结晶器温度场分布

(1) 钢液的浇铸温度为 1828K ，过热度约 35K 。由对称面温度分布图可知，钢液出水口后温度迅速降低，所以图中水口处温度等值线相对密集，温度梯度比较大。到达窄面后，钢液射流上下散开，高温射流和周围较低温度的钢液相互混

在一起,同时将热量传递给周围钢液,所以窄面冲击点、射流附近以及流股方向区域的温度较高,但这对于冲击点处的坯壳生长很不利。

(2) 从铸坯表面温度分布图可以看出,相对直通型双水口,在采用双侧孔单水口时,铸坯表面温度更加均匀。虽然 H 型铸坯特殊的几何结构使翼缘和腹板散热相对较快,但从铸坯表面温度的分布情况可以很明显的看出,表面温度梯度并不大。由于单水口位于铸坯断面中心,射流到达窄面冲击点后,首先进入翼缘内,即首先和翼缘内的钢液进行热量交换,是翼缘区域温度上升,故铸坯表面温度比较均匀,尤其是结晶器上部。到结晶器下部,由于射流补充的热量比较少,不足以抵消因各部位比表面积差异而导致的散热效果,所以温度梯度较大,温度偏离均匀。

(3) 对比宽面和窄面的温度分布,虽整体比较均匀,但局部还存在差异,那就是温度集中变化的区域缩小了。窄面温度相对于宽面要高出 20°C 左右,由铸坯表面温度分布图可知,结晶器上部窄面温度基本在固相线以上,即高于 1763K ,而宽面除了在翼稍的射流冲击点处温度较高外,其他包括腹板、内缘等区域基本都在固相线以下,这可由温度等值线分布得出。窄面温度等值线分布以冲击点为中心,呈“O”形向四处散开,而宽面虽没有射流的直接冲击,但窄面的射流也对翼稍产生了间接冲击,所以在翼缘上等温线也呈“O”形向外散开分布,不同的是由于内缘和外缘组成的面是以空间曲面,所以等值线也呈立体的“O”形。

图 3.14 所示分别是腹板和窄面中心线上的温度和热流变化,横坐标表示距液面的距离,纵坐标分别表示温度和热流密度。

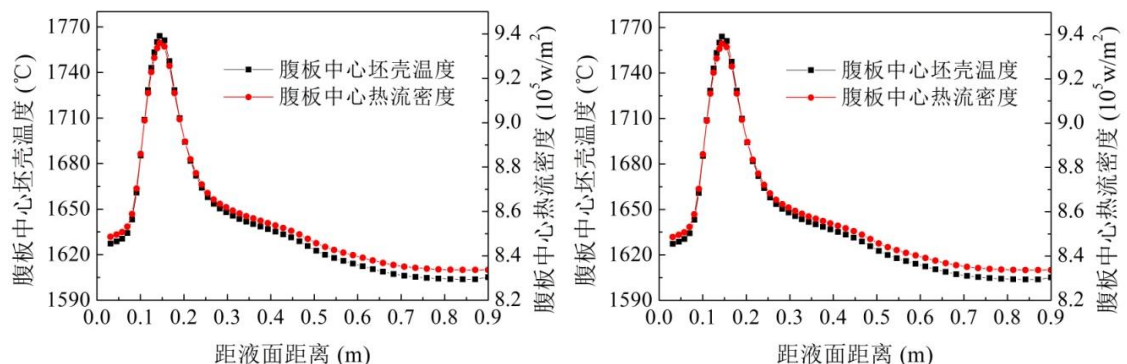


图 3.14 腹板和窄面中心线热流和坯壳温度变化

由图可知,腹板面和窄面在结晶器高度方向的温度变化比较大。钢液射流出水口时由于空间变大,部分钢液会散开向后回流,在中心水口和腹板之间的空隙形成小循环流,所以腹板中心在 $0.1\text{--}0.2\text{m}$ 深处温度出现峰值。窄面中心从液面到 0.4m 深处都是高温区,这是受射流冲击的影响,从而导致冲击点附近钢液温度都

高。其他区域温度都随深度增加逐渐降低。对比窄面和腹板的热流变化，窄面基本在 1000kw 以上，窄面则在 1000kw 以下。

3.2.3 凝固坯壳分布

图 3.15 所示为采用双侧孔单水口，拉速 0.8m/min 时结晶器内的凝固坯壳分布。由图 3.15a 和图 3.15b 可知，不管是腹板中心还是窄面中心，坯壳的凝固都和直通型水口的有显著的区别。由于是单水口，所以将其布置在结晶器中心位置，这样水口开孔的地方受钢液射流的冲击就比较严重，这一点可由窄对称面的凝固坯壳分布看出。由于双侧孔水口的两个孔都正对着窄面，所以图 3.15b 上部的坯壳厚度很小，其主要原因是窄面上部的坯壳受到很强的射流冲击所致。由图 3.15c 可知采用双侧孔单水口浇铸时，结晶器上部受钢液冲击大，尤其是窄面，翼缘端部和翼稍内侧较为明显，内缘和腹板（除水口开孔附近）受冲击小，所以这些部位的坯壳生长比较均匀。

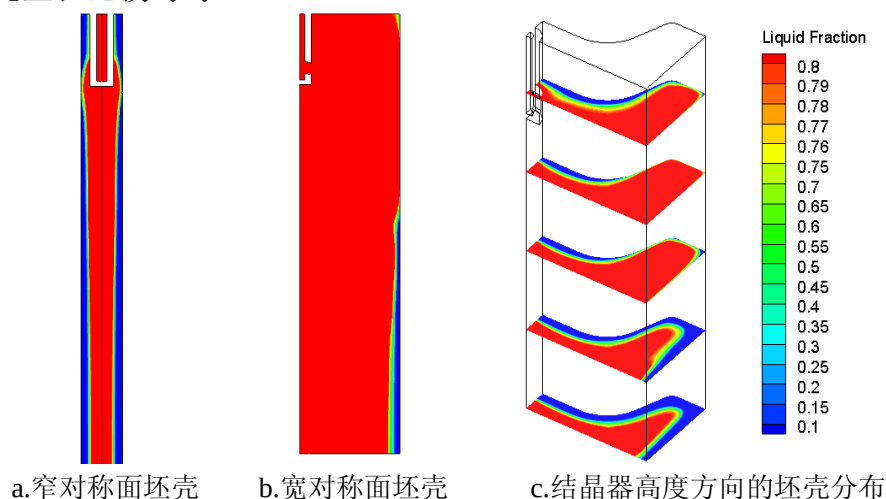


图 3.15 直通型水口铸坯凝固坯壳分布

图 3.16 所示为采用双侧孔单水口时对应的腹板中心和窄面中心的坯壳厚度及其冲击速度的曲线变化图。由图可知，在腹板中心 0.15m 深处 Y 向的冲击速度达到最大值，所以对应的坯壳厚度很小，几乎为 0mm 。从 0.2m 到结晶器出口，冲击速度都很小，接近于 0m/s ，所以坯壳厚度从上到下均匀变厚。对于窄面，冲击速度在 0.2m 深处到达最大值 0.032m/s ，所以此处的坯壳厚度也最小，从 0.4m 到结晶器出口冲击速度很小，所以坯壳厚度逐渐增加。

综上所述，采用双侧孔水口，结晶器两端窄面上部受冲击严重，中间腹板受冲击小，结晶器出口凝固坯壳分布较均匀。但由于本研究对象是中小型坯，腹板厚度小，单水口的位置容易和腹板中心坯壳形成搭桥，从而影响正常浇铸的进行。

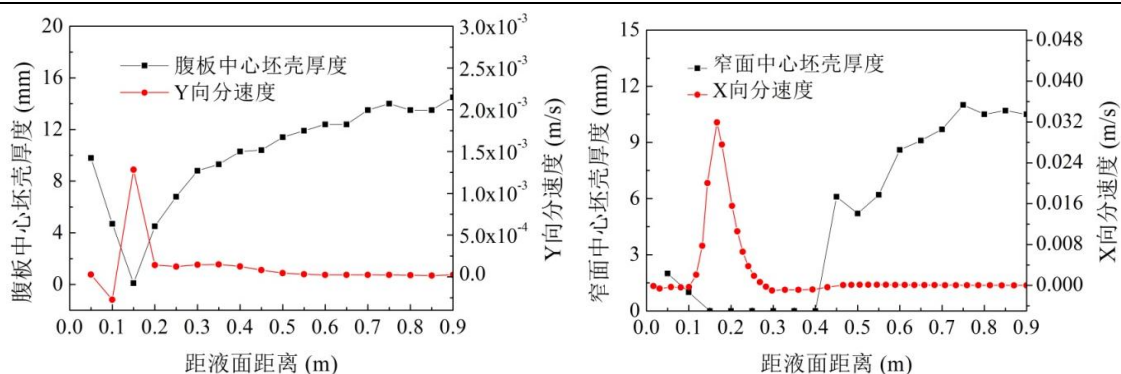


图 3.16 双侧孔水口铸坯腹板和窄面中心的坯壳厚度及法向分速度

3.3 三孔型单水口结构

3.3.1 流场分布

该类型水口是在双侧孔型水口底部加开一孔，三个孔中心在同一条线上，不同于下面讲到的三侧孔水口。该水口对应的结晶器钢液流场分布如图 3.17 所示。该图左侧分别是宽对称面 (Z-X) 的速度云图和速度等值线图，右侧是水口附近局部放大的速度矢量图。和前面一样，为清楚地显示钢液的流场分布,矢量的大小通过不同的颜色表示，箭头的方向仅表示速度方向，其长度不代表矢量大小。图 3.18 所示为采用该水口对应的流线图，左侧是 Y 轴负方向视角，右侧是 X 轴正方向视角。结合流场分布和流线图分析：

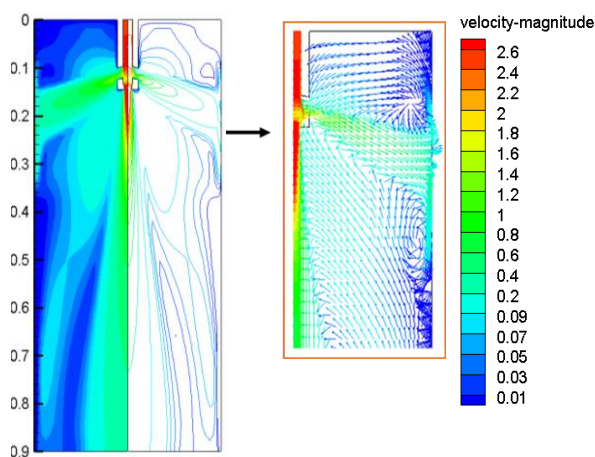


图 3.17 单侧孔型水口流场分布

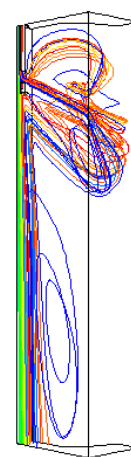


图 3.18 结晶器流线图

(1) 钢液进入结晶器后形成三支流股。从底孔出来的钢液由于阻力小，流动方向也未改变，具有很大的动能，所以对熔池产生很深的冲击。图 3.19 显示为水口中心的速度变化。钢液以 2.54m/s 的流速进入水口，在 0.1m 深处由于侧孔的存在，流动空间突然变大，所以速度突然变小，到底孔处空间再次变小，速度又突

然变大。当钢液到达冲击深度顶点，即流速和拉速相等时，部分钢液开始向上回流，形成一个较深的大回流区。

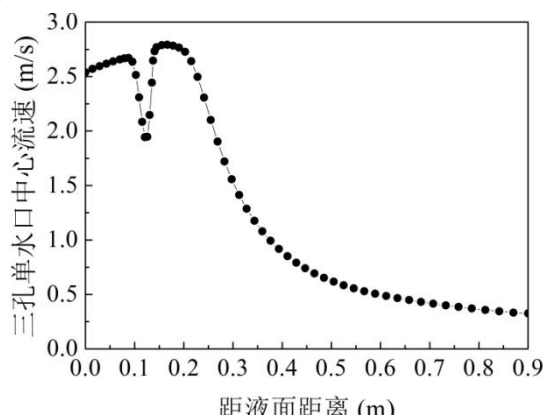


图 3.19 水口中心流速变化

(2) 钢液出侧孔后由于流动方向发生变化，相对底孔流速有所降低，但到达窄面冲击点的速度还在 0.4m/s 左右，对窄面还有一定的冲击。由矢量图可知一部分钢液到达冲击点后向下流动，在 0.3m 处和底孔向上回流的钢液一起向上回流形成一个小回流区。由流线图可知，在冲击点附近，大部分钢液以螺旋状分别向上和向下运动，绕过翼缘，从内缘处流向腹板，最终到达液面和水口附近。向上的流股速度较慢，到液面的流速的基本都在 0.04m/s 以下，所以对液面的终极小，但有利于夹杂物的上浮。

(3) 不同于侧孔型水口，由于底孔的存在，结晶器内的涡流分布也相对较复杂，如矢量图所示，在窄面冲击点下面有一个小涡流区，而在结晶器下部还存在一个大涡流区。对于小型坯而言，该涡流的存在既不利于夹杂物的上浮，又会影响坯壳的生长。

图 3.20 所示为宽对称面的湍动能分布图。由图可知，该类型水口对窄面坯壳的冲击相对较小，钢液到达冲击点处的湍动能约 $0.01\text{m}^2/\text{s}^2$ 左右。但底孔的冲击却

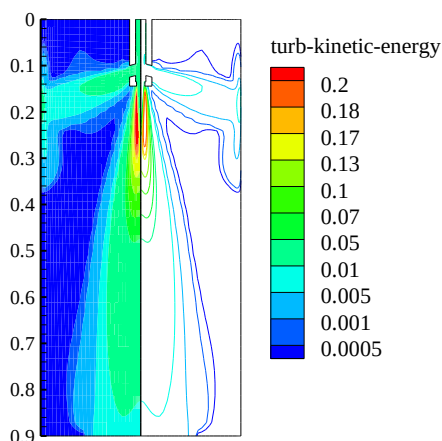


图 3.20 宽对称面湍动能分布图

很深，在计算域出口钢液的湍动能还在 $0.01 \text{ m}^2/\text{s}^2$ 以上，且中心流股附近区域钢液的湍动能也很大，基本在 $0.02 \text{ m}^2/\text{s}^2$ 以上。

3.3.2 温度场分布

图 3.21 为采用三孔单水口浇铸 H 型坯时铸坯的温度分布。该图分别给出了宽对称面的温度分布和过热度分布图，铸坯宽面及其窄面的温度分布图。由于 H 型坯的宽面是立体曲面，为了清晰地表现宽面，所以只给出了其半边的温度分布，另一半是其对称面，温度分布相同。结合铸坯内部及表面的温度分布分析：

(1) 从结构上来说，三孔型单水口兼具直通型单水口和双侧孔单水口的特点，可近似看作两者的简单结合，所以温度场分布也同时具有双侧孔单水口和直通型水口的特点。由图 3.21a 可知，水口内部钢液过热度比较高，基本在 20°C 以上，水口侧孔附近过热度等值线分布密集，过热度迅速降低，几乎都小于 0°C 。由于底孔射流速度快，冲击深度大，温降慢，所以底孔射流中心还保持较高的过热度。

(2) 从宽对称面的温度分布情况来看，采用三孔型单水口相比于双侧孔单水口，温度分布呈现出不均匀性，侧孔钢液射流冲击窄面后，便以冲击点为中心向四周散开，只有冲击点和射流附近区域温度较高。由等温线可知，在结晶器下部等温线呈不同的环状向外散开，沿底孔射流方向及其向上的回流区域温度较高。

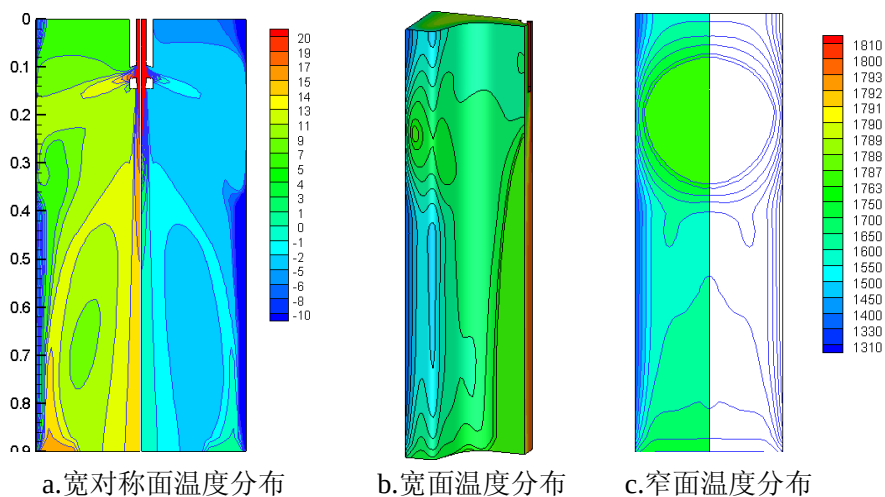


图 3.21 三孔型单水口结晶器温度变化

(3) 对比铸坯表面温度分布，采用三孔型单水口和采用双侧孔单水口具有相似的温度分布特点。两者的铸坯表面温度都比采用直通型水口时要均匀，所不同的是由于三孔型单水口开设底孔，底孔射流的存在减轻了侧孔射流对窄面的冲击，从而使窄面受冲击的区域显著减小，同时翼缘端部受到侧孔射流间接冲击的面积也相应的减小了，所以从宽面和窄面的温度分布图可以很明显地看出，翼缘和窄

面中心的高温区域面积相比于采用双侧孔水口时明显缩小了。

(4) 由于底孔的设置, 采用三孔型水口时腹板处的温度较高。由宽面温度分布图可知, 腹板表面的等温线呈“n”字形由内向外扩散, 温度逐步降低。相比于双侧孔型水口, 三孔型水口的腹板最高温度可以达到 1750K, 比双侧孔水口的 1700K 高 50℃。由此可知, 对于这种中小型 H 型铸坯而言, 由于腹板厚度小, 采用三孔型水口浇铸对腹板处的坯壳生长很不利, 过高的温度无法保证腹板出结晶器的坯壳厚度要求。

图 3.22 所示为腹板和窄面中心线的热流密度和温度变化情况。该图横坐标表示距液面的距离, 纵坐标分别表示温度和热流密度。

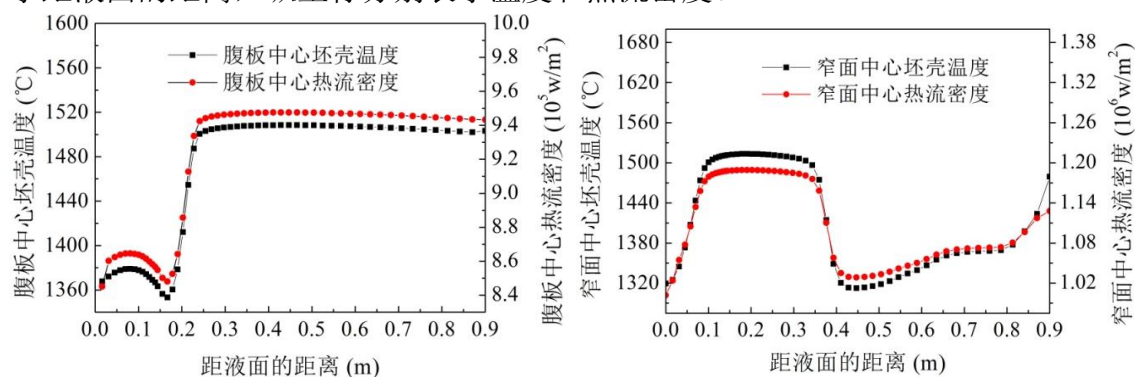


图 3.22 腹板和窄面中心线热流和坯壳温度变化

由图可知, 腹板中心线的温度在底孔高度以上很低, 从 0.15m 开始温度突然上升, 一直到结晶器出口, 温度基本保持在 1780K 不变。主要是因为从 0.15m 深开始底孔射流起作用, 将大量的热传递给腹板坯壳, 导致其温度迅速上升。窄面中心线在 0.1m-0.4m 处温度较高, 在 0.45m 处温度最低, 约为 1570K, 从 0.45m 深到结晶器出口温度逐渐升高。窄面高温区的存在是因为水口侧孔射流的冲击, 侧孔射流冲击窄面后以冲击点为中心散开, 和附近的钢液混匀, 同时把热量传递给附近的钢液, 使冲击点附近钢液温度升高。底孔射流的部分钢液向上回流, 使结晶器窄面下部温度逐渐升高, 结晶器时温度在 1450K 左右。

3.3.3 凝固坯壳分布

图 3.23 给出了采用三孔单水口, 拉速为 0.8m/min 时的凝固坯壳分布。由图可知, 采用三孔单水口浇铸, 腹板和窄面中心的坯壳分布具有明显的区别。图 3.23a 显示, 窄面中心的凝固坯壳主要分布在从结晶器液面到水口下端 0.2m 深处, 从 0.2m 深到结晶器出口坯壳厚度很薄, 几乎没有形成稳定的坯壳。其主要原因是三孔单水口底孔的存在, 且所模拟的坯子是中小型坯, 腹板厚度比较小, 单孔水口

的底孔射流对腹板中心坯壳的冲击严重,从而导致凝固坯不能正常生长。图 3.23b 所示为窄面中心的坯壳厚度分布情况,和采用双侧孔单水口时一样都受侧孔射流冲击,但所不同的是底孔的存在使三孔水口的侧孔射流强度要弱很多,所以此时窄面中心的凝固坯壳比采用双侧孔水口时要厚。结合图 3.23a、3.23b 和 3.23c 可知,在结晶器整个高度方向上,腹板中心到内缘以及翼稍内侧的坯壳生长比较稳定,从 0.4m 深处开始窄面坯壳也逐渐变厚,只有腹板中心部位的坯壳由于底孔射流的存在,不能形成有效的厚度。

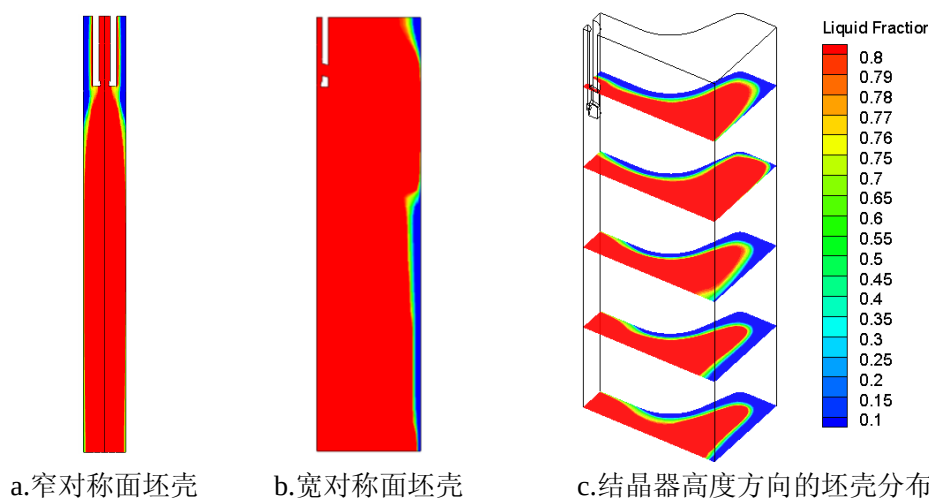


图 3.23 直通型水口铸坯凝固坯壳分布

图 3.24 是结晶器内坯壳厚度及其对应的冲击速度变化曲线。腹板中心形成的坯壳主要在液面到 0.2m 深的区域,而 0.2m 以下直到结晶器出口几乎没有形成坯壳,这正是实际中所不希望出现的。液面附近由于钢液流动不足,得到的热量补充少,导致钢液过早凝固而产生较厚的坯壳,在腹板中心形成的坯壳很容易和浸入式水口粘连在一起,形成搭桥,从而为更换水口和正常生产造成很大的困难。窄面中心同样也受到钢液射流的冲击,但相比采用双侧孔水口时的冲击要小,主要在 0.1m-0.35m 深处,最大冲击速度为 0.016m/s,所以此间的坯壳厚度很小,几乎是 0mm。

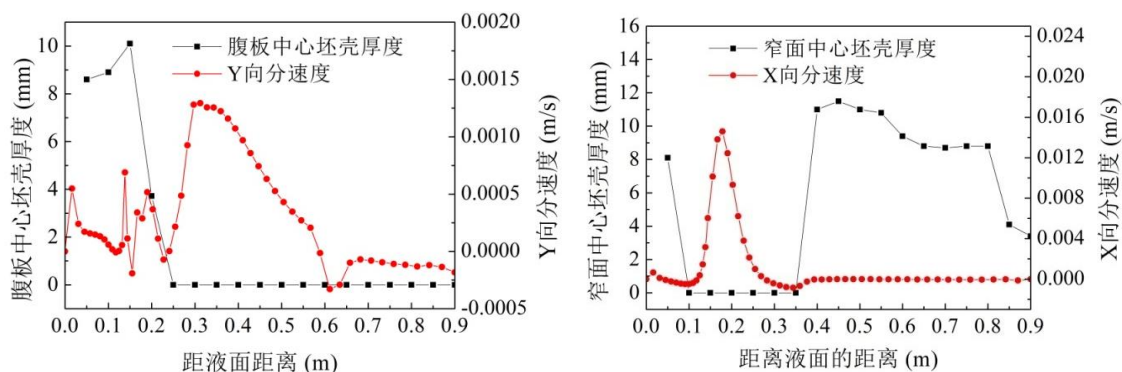


图 3.24 三孔单水口铸坯腹板和窄面中心的坯壳厚度及法向分速度

3.4 三侧孔双水口结构

3.4.1 流场分布

三孔型水口是针对 H 型坯的特殊断面形状而设计，三孔均为侧孔，大小形状相同，分别朝向腹板和两个翼缘，各侧孔间夹角均为 120° 。这类孔型的设计既有利于减少钢液流股对窄面的冲击，又利于夹杂物的上浮。图 3.25 所示为宽对称面（Z-X 面）的速度云图和局部放大的速度矢量图。图 3.26 是过翼缘方向水口中心面（同 Z-X 面成 60° ）的速度云图和其局部放大的速度矢量图。为清楚表示钢液流动，和前面一样，速度大小以颜色区分，箭头方向仅表示速度方向，其长度不代表速度大小。图 3.27 为该孔型水口对应的流线图，左侧是 Y 轴负方向视角，右侧是 X 轴正方向视角。结合流场分布和流线图分析：

(1) 钢液出水口后，形成三股射流，均以向下 15° 的角度分别流向腹板中心和两个翼缘端部。进入翼缘端部的钢液射流对翼稍产生冲击，冲击点深度约 0.15m。小部分钢液沿翼稍向下进入铸坯内部，大部分钢液以螺旋状向下运动，最终到达液面或水口附近。射流对坯壳的冲击相对单侧孔型水口小。

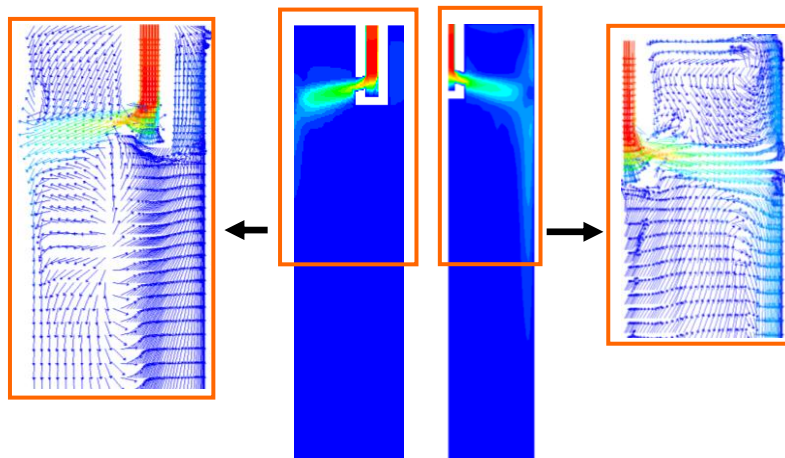


图 3.25 宽对称面流场分布

图 3.26 翼缘方向侧孔中心面流场分布

(2) 由图 3.27 流线图可知，翼缘方向的射流冲击到翼稍后，大部分钢液以螺旋状向下运动到窄面中心，此时一小部分钢液沿壁面进入铸坯内部，大部分钢液向上回流，通过水口和窄面之间的空隙到达液面，在翼缘上部做循环流动。腹板方向的射流进入腹板中心和对称位置的流股发生冲击，部分钢液向上运动至液面，大部分则向下流动进入铸坯深处，在结晶器中停留时间较短。翼缘上部的钢液循环延长了钢液在结晶器中的停留时间，有利于夹杂物的上浮。

(3) 三侧孔双水口和双侧孔单水口都是侧孔水口，然而在相同的拉坯速度下，

采用双水口浇注比用单水口的流速小得多，同样对窄面的冲击也小得多。但三孔型水口的液面循环也比较充分，相比单水口要优越。

图 3.28 所示分别是宽对称面和翼缘方向侧孔中心面的湍动能分布。由此可知：水口内钢液的湍动能最高达 $0.026-0.028 \text{ m}^2/\text{s}^2$ ，腹板中心的流股冲击区附近湍动能较大，在 $0.01-0.04 \text{ m}^2/\text{s}^2$ ，翼缘端部的射流冲击点上下区域湍动能较大，约为 $0.004-0.006 \text{ m}^2/\text{s}^2$ ，其余空间包括液面等区域湍动能都小，基本在 $0.001 \text{ m}^2/\text{s}^2$ 以下。

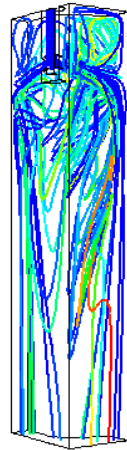


图 3.27 三侧孔水口流线分布

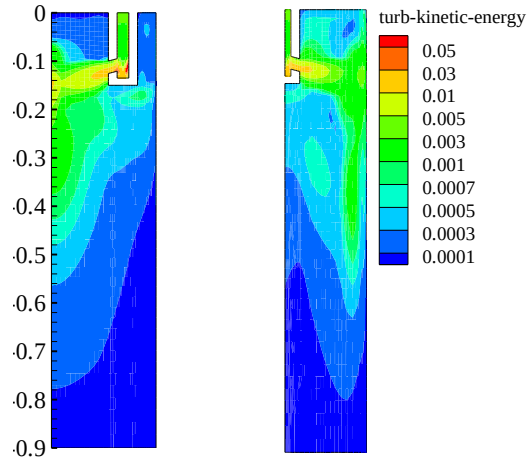
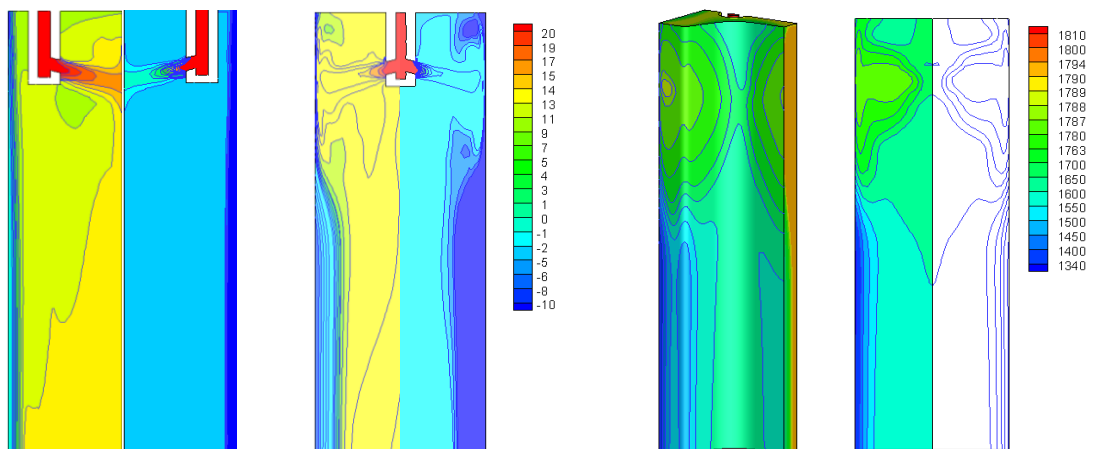


图 3.28 三侧孔水口宽面及翼缘方向湍动能

3.4.2 温度场分布

图 3.29 所示为采用三侧孔双水口时 H 型坯结晶器内的温度场分布情况。图 a 是宽对称面的温度和过热度分布图，图 b 是翼缘水口中心面的温度场和过热度分布图，图 c 和图 d 分别是铸坯宽面和窄面的温度分布图，由于宽面是三维立体曲面，为了方便清楚地表示，给出了宽面半边的温度分布（图 a 和图 b 都是左边为温度分布，右边为过热度分布）。分析温度分布图如下：



a.宽对称面温度分布

b.翼缘方向温度分布

c.宽面温度分布

d.窄面温度分布

图 3.29 三孔型双水口结晶器温度变化

(1) 由图 a 可知, 采用三侧孔水口浇铸时, 结晶器下部比上部温度稍高, 腹板中心比两侧温度稍高。但整体来看, 除结晶器水口内以及腹板方向的钢液射流冲击区之外, 铸坯中心温度分布还是比较均匀的。宽面温度分布和过热度分布图也显示, 等值线密集区都在钢液射流和壁面附近, 其余区域等值线分布都很稀疏, 所以整体温度分布均匀。

(2) 宽对称面温度分布显示, 双水口腹板方向的钢液射流在腹板中心处发生激烈碰撞, 大部分钢液进入结晶器下部, 在腹板和翼缘之间进行回流, 所以在腹板钢液冲击区以及结晶器下部形成高温区。由图 b 可知, 翼缘方向水口射流对翼稍部位坯壳产生强烈冲击, 冲击后钢液射流以螺旋状向下运动, 最后在翼缘和腹板之间形成循环回流区, 所以翼稍冲击点附近以及翼缘回流区温度较高。

(3) 根据铸坯表面温度分布图显示, 采用三侧孔水口浇铸, 结晶器上部温度较高, 下部稍低。总体而言, 除翼稍角部温度低外, 表面温度整体分布比较均匀。由宽面温度分布图可知, 结晶器翼稍上部和腹板中心上部都存在一高温区, 并呈环状向外散开。翼缘端部的高温区是因翼缘方向的水口射流冲击产生的, 腹板的高温区是由双水口两股腹板方向的射流在腹板中心发生冲击产生的。

(4) 窄面温度分布图显示, 窄面上部两侧温度高, 中间温度较低, 其原因是两股翼缘方向的射流冲击翼稍端部所产生的。由于冲击翼稍后射流以螺旋状向下运动, 在翼缘和腹板之间形成回流, 没有经过窄面中间和结晶器下部翼稍, 所以窄面中间和下部翼稍温度都较低。

图 3.30 所示为腹板和窄面中心的热流密度和坯壳温度分布图。横坐标为高度方向距液面的距离, 纵坐标分别表示坯壳温度和壁面边界热流密度。

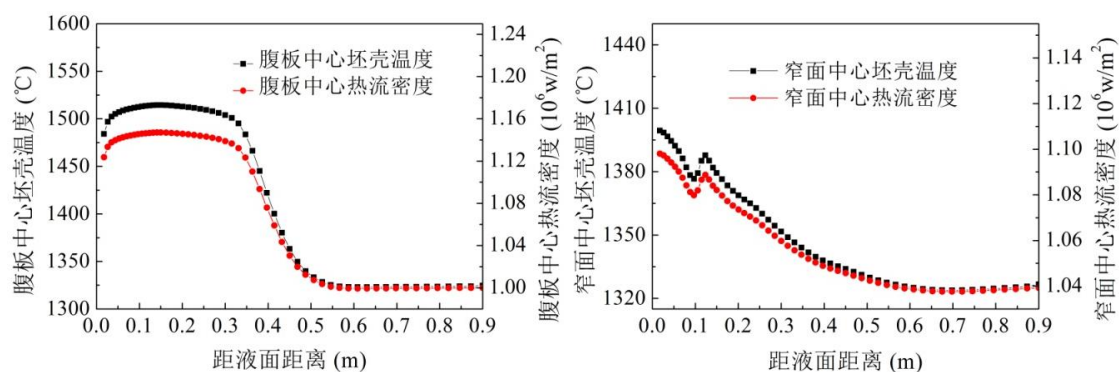


图 3.30 腹板和窄面中心线热流和坯壳温度变化

该图显示, 腹板中心线从液面到 0.3m 深处坯壳温度较高, 从 0.3m 到 0.6m 深温度逐渐降低, 直到结晶器出口温度保持不变。窄面中心线从液面到 0.1m 深温度逐渐降低, 到 0.15m 深处温度有小幅回升并达到顶点, 然后缓慢降低, 直到

结晶器出口。腹板上部的高温区再次说明了双水口腹板方向的射流在腹板中心发生冲击形成高温区。窄面中心温度的小幅回升则是由于在 0.15m 深处有部分冲击翼缘方向的流股回流至此，补充了少量的热，所以温度有小幅回升。出结晶器时腹板温度为 1320℃，窄面温度为 1320℃，由此可见出结晶器时坯壳温度比较均匀。

3.4.3 凝固坯壳分布

图 3.31 表示采用三侧孔双水口浇铸，拉速为 0.8m/min 时的凝固坯壳分布情况。水口位置设在腹板和翼缘连接处，三侧孔分别朝腹板和两个翼端方向。由腹板中心凝固坯壳分布可知，在结晶器上部形成的坯壳并不明显，其原因是腹板方向水口的射流冲击较大，两股射流到达腹板中心产生强烈碰撞并各自形成回流，从而导致腹板中心坯壳很薄。在 0.3m 开始腹板中心慢慢形成稳定的凝固坯壳，并且坯壳不断变厚。图 b 显示窄面中心凝固坯壳的分布情况。由此可知，采用三侧孔水口浇铸时，窄面中心的凝固坯壳分布较为理想，从液面到结晶器出口凝固坯壳受钢液射流的冲击少，稳定生长且分布均匀。结合图 a、图 b 和图 c 综合分析，整个结晶器内的钢液凝固，只有内缘和窄面中心处受钢液冲击小，所以从液面到结晶器出口坯壳厚度分布均匀。在结晶器上部，腹板和翼缘端部受射流冲击严重，所以没有形成坯壳，从 0.4m 处腹板和翼端开始形成稳定的坯壳，到结晶器出口，铸坯断面的坯壳厚度分布均匀。由此可见采用三侧孔水口浇铸，结晶器出口坯壳厚度分布比较理想。

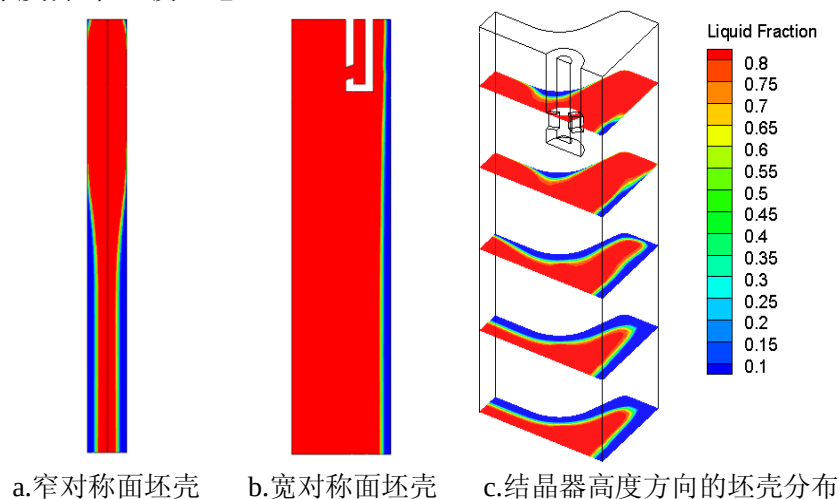


图 3.31 三侧孔双水口结晶器凝固坯壳分布

图 3.32 所示为腹板中心和窄面中心高度方向上的坯壳厚度变化及其对应的坯壳冲击速度。由该图可以定量得知，腹板中心坯壳的冲击速度在 0.15m 深处达到最大值 0.009m/s，所以在 0.15m 附近的坯壳厚度很小，在 0.35m 深处开始坯壳慢

慢变厚，到结晶器出口，厚度不断增加。窄面中心受到钢液冲击很小，在自由液面处坯壳的冲击速度最大，随后逐渐降低，所以此处的坯壳生长较为理想，从液面到结晶器出口坯壳逐步均匀长大。

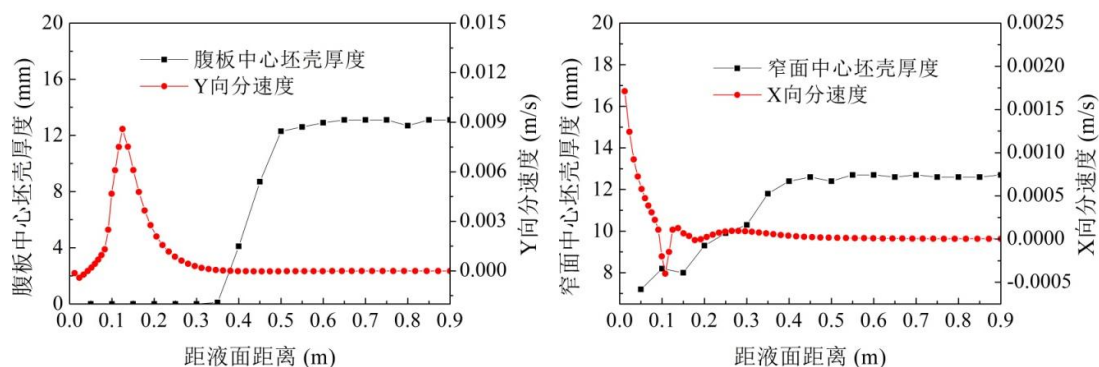


图 3.32 三侧孔水口铸坯腹板和窄面中心的坯壳厚度及法向分速度

综上所述，采用三侧孔水口浇铸，结晶器出口断面坯壳厚度分布均匀，主要是克服了内缘处因比表面积小散热不好而导致坯壳薄的缺陷。不管是浇铸工艺还是坯壳质量，效果都比较理想。

3.5 四孔型双水口结构

3.5.1 流场分布

为了进一步减小侧孔对凝固坯壳的冲击，对三侧孔水口进行了改进，在水口底部开一底孔，即四孔型水口。底孔的设置增加了侧孔钢液的分流，在一定程度上减轻了侧孔射流对坯壳的冲击。该水口的设计特点可认为是直通型水口和三侧孔水口的近似组合，所以希望对应的流场、温度场、凝固坯壳分布以及夹杂物运动兼具两者的优点。采用四孔型水口浇铸H型坯对应的结晶器流场如图3.33所示。

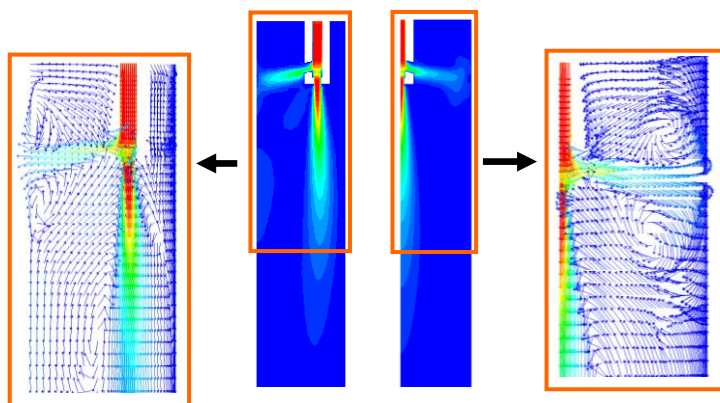


图 3.33 四孔型水口流场

该图分别给出了宽对称面（Z-X）和过翼缘方向水孔中心面的速度云图，两

侧分别是其水口附近对应的局部放大的速度矢量图。为清楚地表示结晶器流场分布,和前面一样,速度的大小以不同的颜色来区分,箭头的方向仅表示速度方向,其长度不代表速度大小。图 3.34 所示为采用四孔型浸入式水口对应的 H 型坯结晶器流线图,结合流场分布和流线图分析:

(1) 采用四孔型水口浇铸,出水口的钢液形成四股射流,分别流向腹板中心、两个翼缘端部和熔池深处。由于底孔钢液射流为侧孔起到分流作用,所以侧孔对翼缘端部的冲击有所减轻。

(2) 流线图显示结果可知,在腹板下部有一大漩涡回流区,在翼缘上部和翼稍冲击点下方各有一小漩涡回流区。腹板方向的流股在和对称方向过来的流股发生冲击后转而斜向下流动,经过内缘到达翼缘上部形成循环回流区。翼缘方向的射流冲击翼稍后大部分向下运动,部分钢液形成翼缘中部的小回流区,大部分钢液继续向下运动,形成贯穿翼缘-内缘-腹板的大循环回流区。

(3) 和直通型水口一样,由于四孔型水口设有底孔,所以底孔射流对熔池的冲击很深,图 3.35 为四孔型水口中心线的速度变化情况。该图显示在 0.1m-0.13m 深处速度发生突变,同三孔单水口一样,都是因为流动空间的突变导致速度的突变。钢液以 1.1m/s 的速度进入结晶器,冲击深度为 0.75m 时,速度和拉坯速度相等,只有少量底孔射流向上回流,大部分直接进入铸坯深处,所以底孔射流不利于夹杂物的上浮。

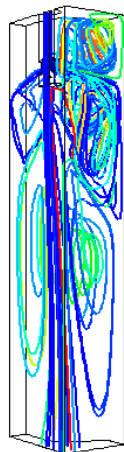
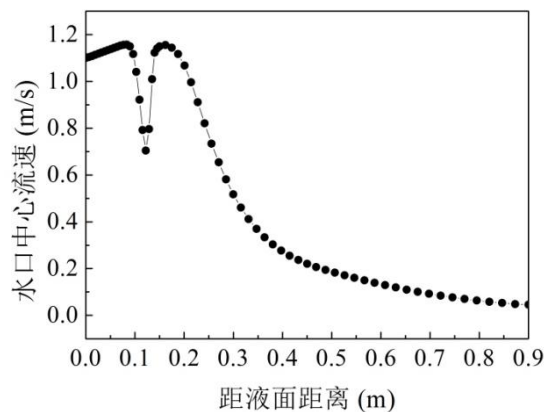


图 3.34 结晶器流线图



3.35 四孔型双水口的水口中心速度变化图

图 3.36 所示为宽对称面和过翼缘水孔中心面的湍动能分布图。可以明显看到钢液出水口后具有较强的湍动能,尤其是底孔射流,湍动能最高达 $0.038\text{m}^2/\text{s}^2$,而侧孔水口的射流湍动能只有 $0.006\text{m}^2/\text{s}^2$ 左右。由此可见四孔型水口相比三孔型水口对铸坯的冲击明显要小。其余其余包括自由液面湍动能都很小,基本在

0.003m²/s² 以下。

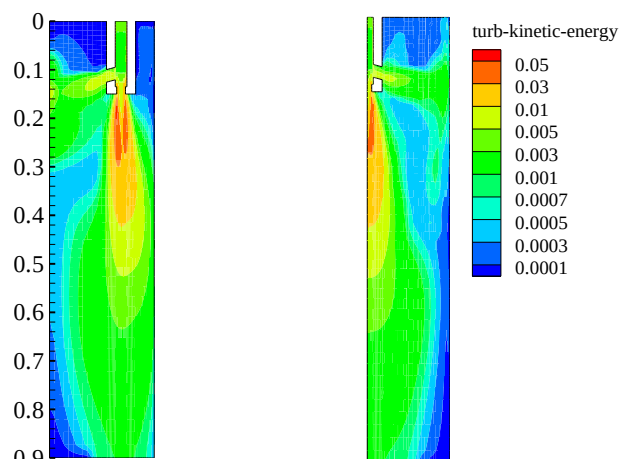
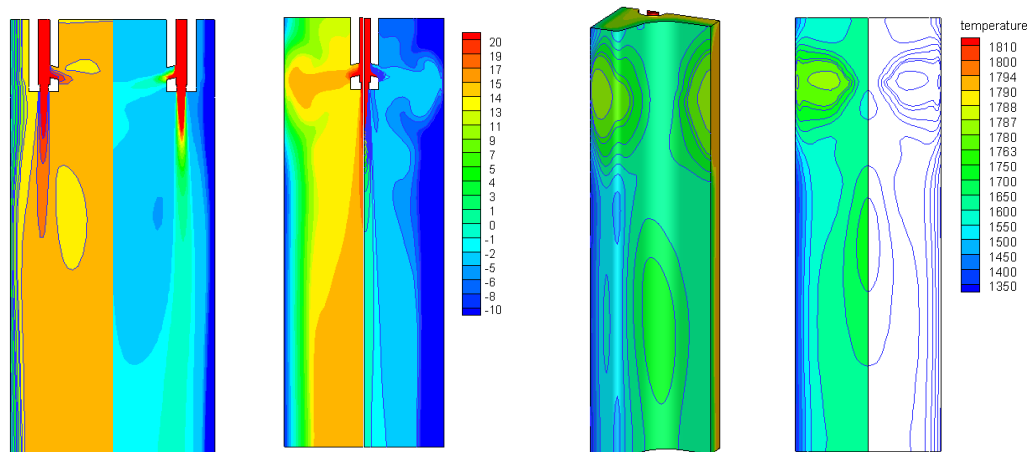


图 3.36 宽对称面和翼缘方向水孔中心面湍动能

3.5.2 温度场分布

图 3.37 所示为采用四孔型水口浇铸 H 型坯对应的结晶器温度分布图。图 a 所示为宽对称面的温度分布和过热度分布，图 b 给出了翼缘方向水口中心面的温度分布和过热度分布（图 a 和图 b 都是左边为温度，右边为过热度）。图 c 和图 d 分别是铸坯宽面和窄面的温度分布，由于 H 型坯宽面是三维立体面，为方便清楚地表示，所以给出其半边的温度分布，另一半因为是对称面，所以温度分布相同。对三孔型水口温度分布图作如下分析：



a. 宽对称面温度分布 b. 翼缘方向温度分布 c. 宽面温度分布 d. 窄面温度分布

图 3.37 四孔型双水口结晶器温度变化

(1)从结构上来说，四孔型双水口是在三侧孔双水口的基础上开设底孔，所以可看做是三侧孔双水口和直通型双水口的简单组合。由过热度分布图可知，在水口内过热度可达 20° 以上，由于底孔射流的阻力小，射流速度快，高温射流的冲击深度也就比较大，所以底孔射流直到 0.5m 深处的过热度才降为 0℃，而底孔射

流的冲击距离就要小的多,在到达腹板中心之前过热度就已降低为 0°C 。其它区域过热度几乎小于 0°C 。

(2) 由宽对称面温度分布可知,在宽度方向上腹板中心的温度分布比较均匀,温差较小,除水口和近壁面附近区域,局部温差在 4°C 以下。整个区域温度在 1790K 以上,虽然过热度小于 0°C ,但整体温度接近液相线温度,保证了钢液具有良好的流动性。

(3) 由于四孔型双水口可近似看作直通型双水口和三侧孔双水口的简单组合,所以其对应的结晶器温度场分布同时具有采用直通型和三侧孔型水口时的特点。值得注意的是,由于底孔的存在,底孔射流明显减轻了侧孔射流对坯壳的冲击。由铸坯表面温度分布可看出,四孔型水口射流对坯壳的冲击区域包括翼稍上部,腹板中心上部,窄面上部两侧以及窄面中心下部和内缘下部。同三侧孔水口相比,采用四孔型水口时翼稍和腹板中心上部射流冲击的高温区域明显缩小,同直通型水口相比,内缘下部的高温区域无明显变化,窄面下部的高温区域略有缩小。

图 3.38 所示为四孔型水口对应的腹板和窄面中心的温度和热流密度变化情况。由腹板中心线温度分布可知,腹板的高温区在结晶器上部。由于双水口腹板方向的侧孔射流在腹板中心发生激烈冲击,两股射流充分混合,将热量传递给周围钢液,所以该区域温度比较高。

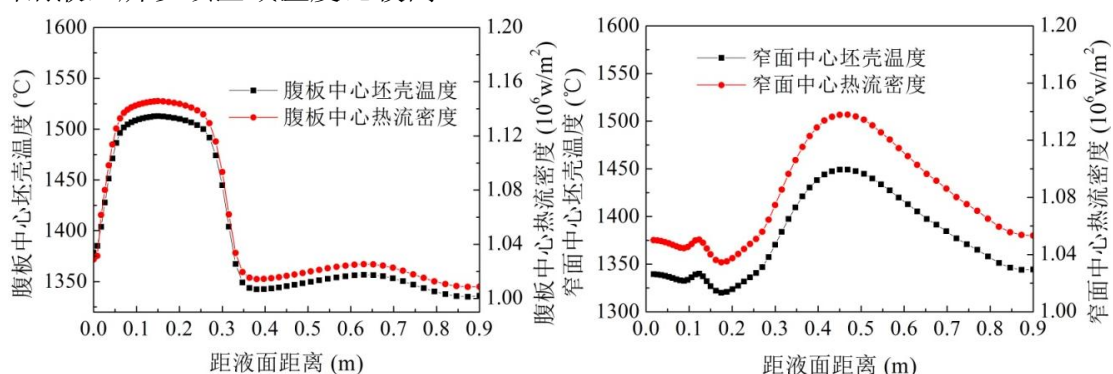


图 3.38 四孔型水口腹板和窄面中心线热流和坯壳温度变化

3.5.3 凝固坯壳分布

图 3.39 是采用四孔型双水口,拉速为 0.8m/min 时结晶器内凝固坯壳的分布情况。水口的位置同三侧孔型双水口,水口结构和三侧孔水口相似,不同的是四孔型在三侧孔水口的基础上增加了一个底孔,用于减轻侧孔射流对翼端和腹板中心的冲击。通过对比和采用三侧孔水口时的腹板和窄面中心的坯壳分布可知,四

孔型水口底孔的设置明显地减轻了侧孔射流的冲击强度, 腹板中心凝固坯壳的分布比采用三孔型时的冲击范围明显要小。对于窄面凝固坯壳的影响却比较明显, 底孔射流确实减轻了侧孔射流的冲击, 所以腹板中心的凝固坯壳生长得到了改善, 翼缘端部受侧孔射流的影响也明显降低。但底孔射流又带来新的影响, 类似于直通型水口, 底孔射流的冲击深度大, 对窄面中心坯壳的冲击有所增强, 导致在结晶器出口坯壳厚度得不到保证。结合结晶器高度方向凝固坯壳分布分析, 在结晶器上部, 腹板中心和翼缘端部受射流冲击较明显, 在结晶器下部, 底孔射流对窄面中心和内缘处的冲击也较明显, 对出结晶器坯壳厚度或多或少带来一定的影响。

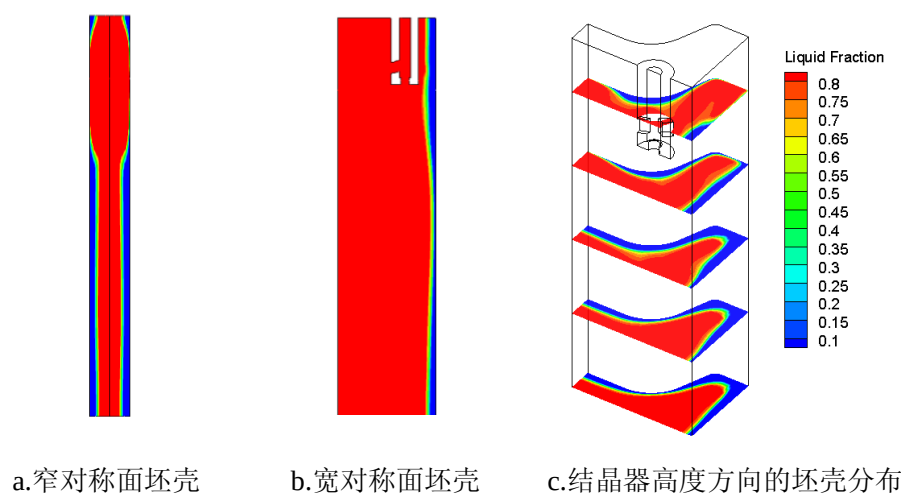


图 3.39 直通型水口铸坯凝固坯壳分布

图 3.40 所示为结晶器腹板和窄面中心的坯壳厚度及对应的坯壳冲击速度变化曲线。由冲击速度的变化曲线可大体得知, 结晶器上半部分的冲击较为严重, 腹板中心在距液面 0.15m 深处冲击速度达到最大值 0.006m/s , 所以此处附近区域凝固坯壳厚度增长很慢。窄面中心冲击速度除在自由液面最大, 整体呈中间大, 两边小的趋势, 所以窄面中心的凝固坯壳整体上表现为上下厚, 中间薄。在结晶器出口, 内缘处相比窄面中心的坯壳更薄, 这也是采用四孔型水口最大的缺陷。

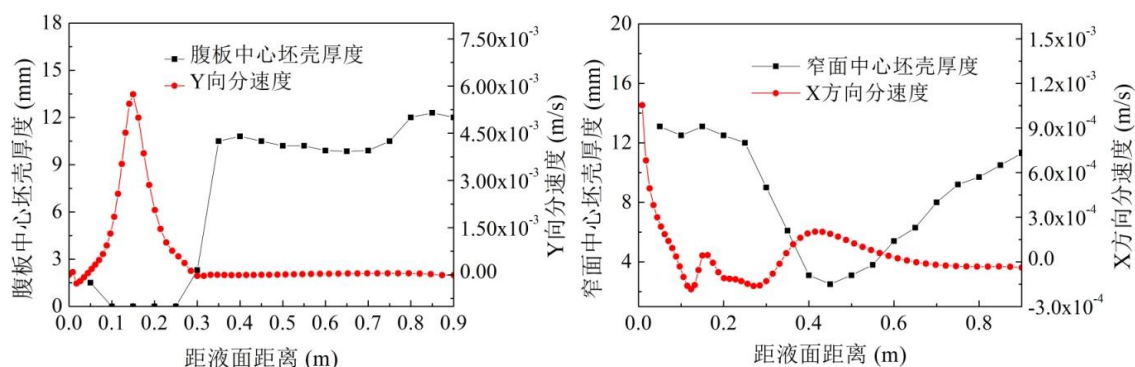


图 3.40 四孔型水口腹板和窄面中心坯壳厚度及其法向分速度

3.6 五种水口类型对应的铸坯质量影响小结

本章主要针对 $430\text{mm} \times 300\text{mm} \times 85\text{mm}$ H 型坯连铸过程分别采用五种不同水口（直通型双水口、双侧孔型单水口、三孔型单水口、三侧孔型双水口和四孔型双水口）的数值模拟及分析。分析对象包括：结晶器流场、温度场和凝固坯壳分布。从水口冲击深度、液面速度、液面温度、结晶器出口铸坯温度及其热流密度等方面对采用不同水口时结晶器的流场、温度场和凝固坯壳进行对比分析，在此作以小结：

(1) 五种水口的计算拉速均为 0.8m/min ，水口倾角均为向下 15° （有侧孔的），水口浸入深度均为 100mm （包括直通型双水口）。通过分析可知，使用双侧孔水口时，腹板处的液面速度波动较大，最高为 0.006m/s ，翼缘方向则比较平缓，基本在 0.0035m/s 左右。三侧孔双水口的液面流速波动比较激烈，在腹板处大概是 0.003m/s ，而在翼缘部位最高可达 0.01m/s 以上。其他类型水口的液面流速相对稳定。三孔单水口的冲击速度高于三侧孔双水口和四孔型水口，最大冲击速度可达 2.7m/s 。直通型水口和四孔型水口的冲击速度最高只有 1.2m/s ，相比之下四孔型水口的冲洗速度略小。

(2) 使用五种水口时的液面温度并无明显差异，液面温度基本都在 1530°C - 1540°C 之间波动，主要区别在于靠近结晶器壁的区域。从腹板方向的液面温度变化来看，在靠近结晶器窄面器壁处，双侧孔水口的温度最高，在 1400°C 以上，三孔单水口和直通型双水口的温度则最低，约 1320°C 左右。在靠近翼缘端部器壁处，明显可知使用三侧孔双水口时的温度最高，在 1470°C 以上，而三孔单水口的温度则最低，约 1230°C 左右。

(3) 使用三侧孔双水口时的出结晶器坯壳温度最低，相对于其他情况更有利于增加坯壳强度。三孔单水口出结晶器坯壳温度最高，可能影响坯壳强度，增大拉漏事故的发生机率。

4 连铸工艺参数对铸坯质量缺陷的影响模拟

上一章研究了水口变化对结晶器内各冶金现象的影响，从而分析其与铸坯质量缺陷的相关性。在连铸过程中，结晶器水口参数以及浇铸工艺参数是影响结晶器内冶金现象的重要因素，本章即从工艺参数的角度来研究结晶器内各冶金现象的变化情况，具体研究了拉坯速度、水口倾角、水口浸入深度和水口侧孔面积这四个因素对结晶器流场、温度场及凝固坯壳的影响，并分析流场、温度场以及凝固坯壳分布对铸坯质量的影响。为了便于研究，合理优化结晶器工艺参数，针对不同类型水口的结构特点，研究不同的工艺参数。本章所研究钢种仍为 Q235B，相关参数均同上一章。以长钢现行使用的直通型双水口为例，研究了拉速对结晶器冶金现象的影响，以三侧孔双水口为例，研究水口倾角和浸入深度对结晶器冶金现象的影响，以双侧孔单水口为例，研究水口侧孔面积对结晶器内冶金现象的影响。

4.1 拉速的影响

4.1.1 拉速对流场的影响

实际生产中，拉坯速度对连铸过程的生产效率有重要影响，提高拉速可直接增加生产效率，反之生产效率降低。但是拉坯速度并不是越大越好，拉速增大，铸坯在结晶器内的停留时间就越短，冷却水带走的热量就越少，凝固坯壳厚度就越薄，从而影响铸坯质量，严重时可能发生拉漏事故。除此之外，拉速对结晶器内的湍流强度，坯壳的冲击以及自由液面的流速均有较大的影响。

本部分研究了拉速分别为 0.7m/min、0.8m/min、0.9m/min 和 1.0m/min 时结晶器内的流场和温度场分布以及出结晶器的凝固坯壳分布。使用的是直通型双水口浇铸，水口内径 24mm，外径 60mm，浸入深度为 100mm。

图 4.1 给出了拉速分别为 0.7m/min、0.8m/min、0.9m/min 和 1.0m/min 时宽对称面的速度分布云图。三种拉速对应的水口入口流速分别为 0.94 m/s、1.07 m/s、1.20 m/s 和 1.34 m/s。由图可知，随着拉速的增大，钢液射流的冲击深度逐渐增大，并且液面附近区域的流速也不断升高。对于直通型水口而言，拉速对结晶器内的流动状态影响比较明显。

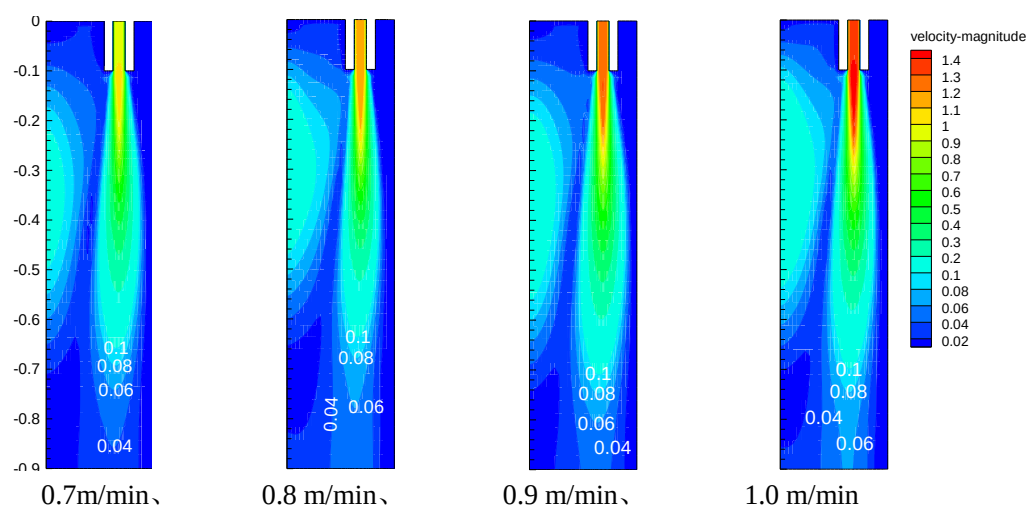


图 4.1 不同拉速下宽对称面速度云图

图 4.2 所示为不同拉速下结晶器坯壳的冲击速度，通过对比腹板和窄面中心的冲击速度变化情况可知，随着拉速的增大，腹板中心的坯壳冲击速度的绝对值逐渐增大。在窄面中心除液面以下 0.1m 深冲击速度无明显区别，整体上仍然表现为随着拉速增大，结晶器凝固坯壳的冲击速度逐渐增大。此处的冲击速度定义为，距结晶器壁面 10mm，垂直于壁面的法向速度。

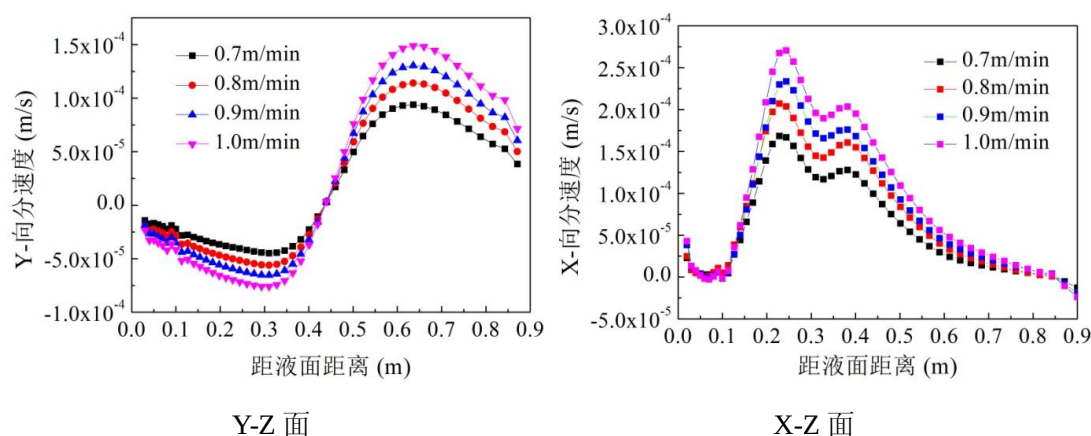


图 4.2 不同拉速下结晶器坯壳的冲击速度

图 4.3 表示不同拉速下自由液面的流速变化情况。由于直通型双水口的位置正好在 0.117m-0.177m 段，所以 X-Z 面在该段没有取值。由图可知，随着拉速增大，液面流速也不断增大，拉速从 0.7m/min-0.9m/min，X-Z 面的液面流速最大值由 0.00175m/s 增加到 0.00275m/s，翼缘方向即 X=0.18m 面的液面流速由 0.0016m/s 增加到 0.0025m/s，并且波动也随之增大。综上所述，随着拉速逐渐增大，结晶器坯壳的冲击速度和液面流速都相应增大，由于此次计算针对直通型水口，所以由改变拉速所产生的变化不太明显，差别较小。

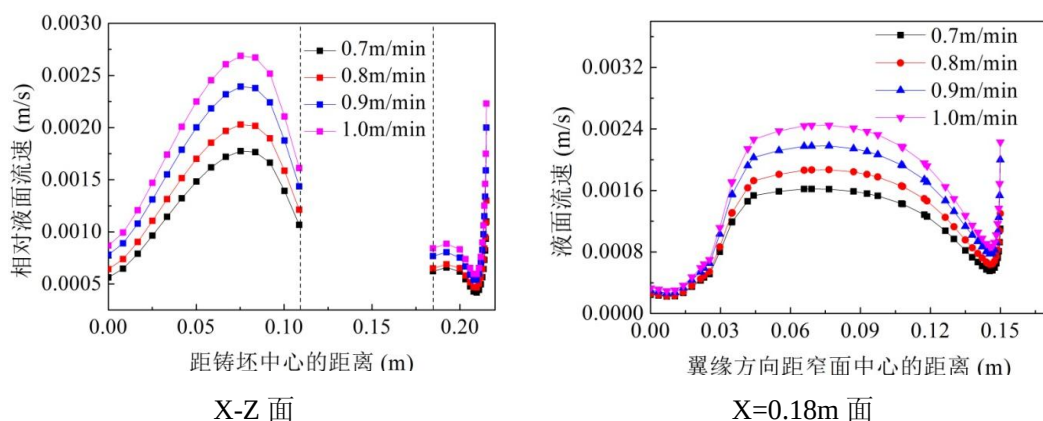


图 4.3 不同拉速下自由液面的相对流速

4.1.2 拉速对温度场的影响

图 4.4 和图 4.5 所示分别是在四种拉速下, H 型坯结晶器内缘、宽面以及窄面中线上凝固坯壳的热流密度和温度变化曲线。

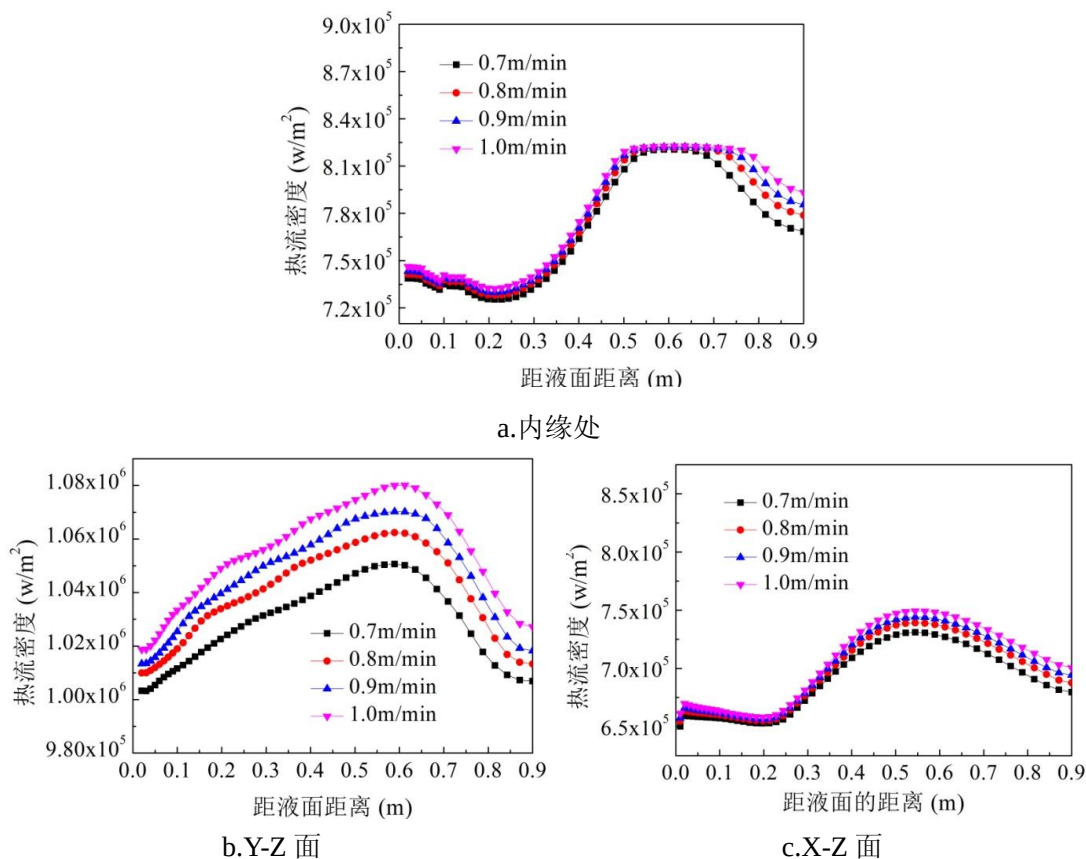


图 4.4 不同拉速结晶器坯壳的热流密度变化

由图 4.4 可知, 随着拉速的增加, 内缘、腹板中心和窄面中心的热流密度均随着升高。当拉速从 0.7m/min 增加到 1.0m/min, 结晶器腹板中心的热流密度增大最明显, 从 1040kw/m^2 到 1080kw/m^2 , 热流密度最高点在 0.6m 深度处, 最高温度

由 1380°C 增加到 1425°C 。窄面中心的热流密度从 725kw/m^2 增加到 750kw/m^2 ，最高点在 0.55m 深度处，最高温度由 1450°C 增加到 1480°C 。内缘处坯壳的热流密度变化不明显，基本都在 820kw/m^2 上下。内缘处的最高温度则无明显变化，基本在 1500°C 上下。由此可见，随着拉速增加，势必会对坯壳厚度和强度带来影响。

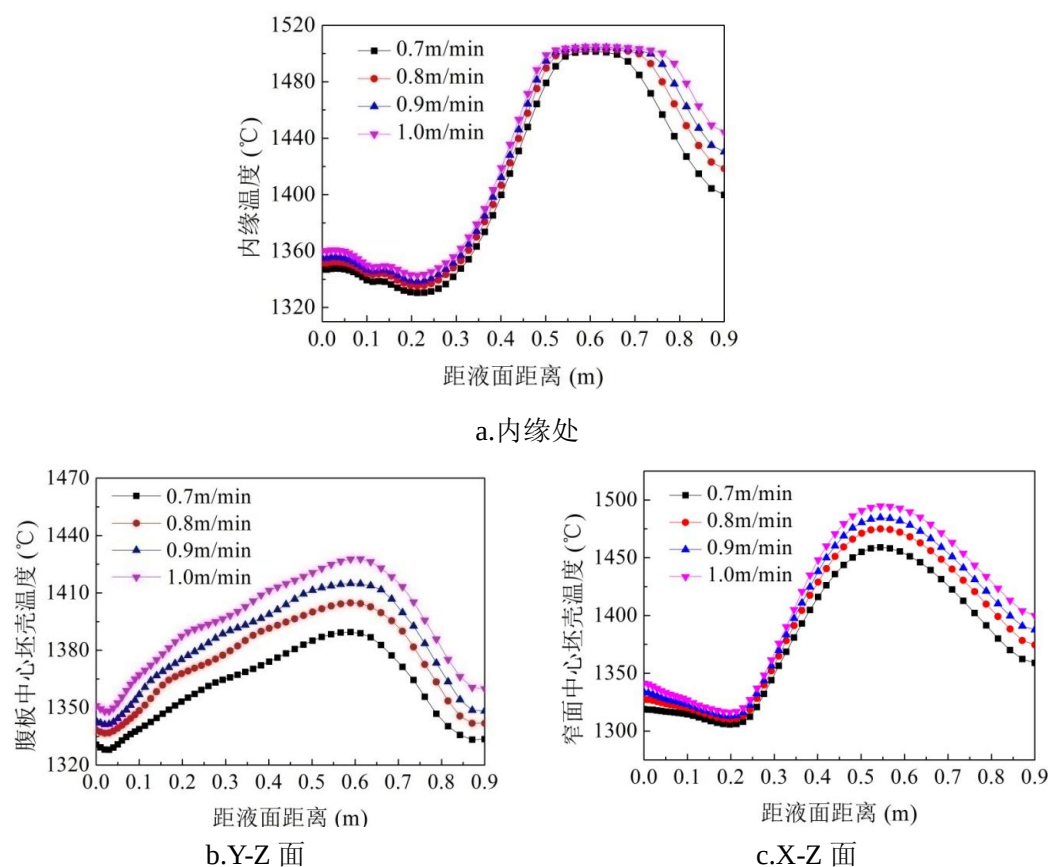
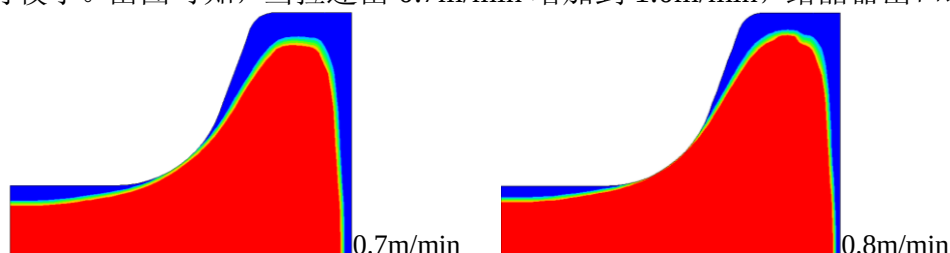


图 4.5 不同拉速下结晶器坯壳的温度变化

4.1.3 拉速对凝固坯壳的影响

图 4.6 所示为不同拉速下结晶器出口坯壳厚度。因为此次研究针对直通型水口，钢液射流冲击对窄面和内缘处的冲击较为严重，所以窄面和内缘处的坯壳厚度相对较小。由图可知，当拉速由 0.7m/min 增加到 1.0m/min ，结晶器出口坯壳厚



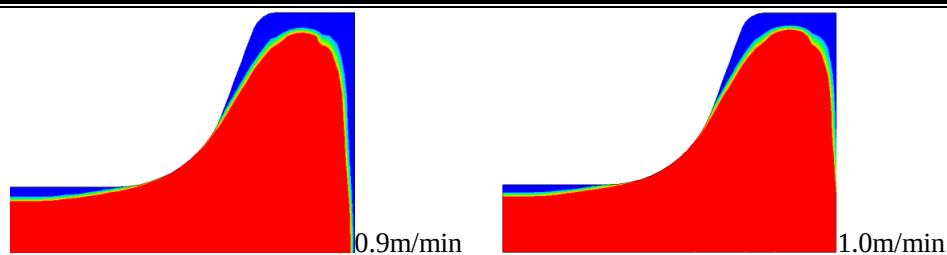


图 4.6 不同拉速下结晶器出口坯壳厚度

度整体都在减小，腹板和翼缘端部由于离水口较远，受钢液冲击较小，所以坯壳厚度变化不明显。窄面和内缘距离水口近，表现最明显。说明使用直通型水口时钢液射流对窄面坯壳的冲击非常严重，并且冲击点在结晶器出口附近，在实际生产中很容易发生拉漏事故。

4.2 水口倾角的影响

4.2.1 水口倾角对流场的影响

水口的侧孔倾角直接决定侧孔射流的方向和结晶器窄面的射流冲击位置，从而影响钢液流股的冲击力，结晶器上下回流区的位置，乃至整个结晶器的流场分布。由于本节针对侧孔倾角展开研究，故选择较常用的三侧孔水口作为研究对象。

不同水口侧孔倾角对应的结晶器流场速度云图如图 4.7 和图 4.8 所示。由图可知，其他参数保持不变的条件下，水口倾角由 15° 、 -15° 、 -30° 、 -45° 逐渐变化时，侧孔射流的冲击方向及对翼端坯壳的冲击位置也随之发生变化，结晶器的上回流区发生了明显的变化。当侧孔倾角为 15° 时，上回流区的流动范围小，但流动激烈，由于结晶器上部钢液流动强烈，对自由液面的搅动也增强，很容易造成液面卷渣或使钢水与空气接触产生二次氧化；当水口倾角为 -45° 时，由图可知侧孔射流的冲击深度增大，结晶器上部钢液流速迅速降低，液面流速平缓，这样一来不利于非金属夹杂和气泡的上浮，自由液面的传热也会受到影响，从而影响保护渣的熔化，对连铸顺行带来不利影响。

图 4.9 所示为不同水口倾角对应的腹板和窄面中心的冲击速度变化曲线。当水口倾角由 15° 到 -15° 、 -30° 、 -45° 逐渐变化时，腹板的冲击速度分别为 0.01m/s 、 0.009m/s 、 0.0075m/s 和 0.0045m/s ，冲击点距液面距离分别为 0.1m 、 0.15m 、 0.18m 和 0.2m 。由此可见，随着水口开孔角度下倾的幅度逐渐增大，结晶器腹板坯壳的冲击区域高度逐渐降低，冲击速度呈下降趋势。由于三侧孔水口的侧孔开口分别朝向腹板和翼缘两端，所以结晶器的窄面中心受冲击很小，这一点可由 X-Z 面的

X-向分速度变化曲线得知。

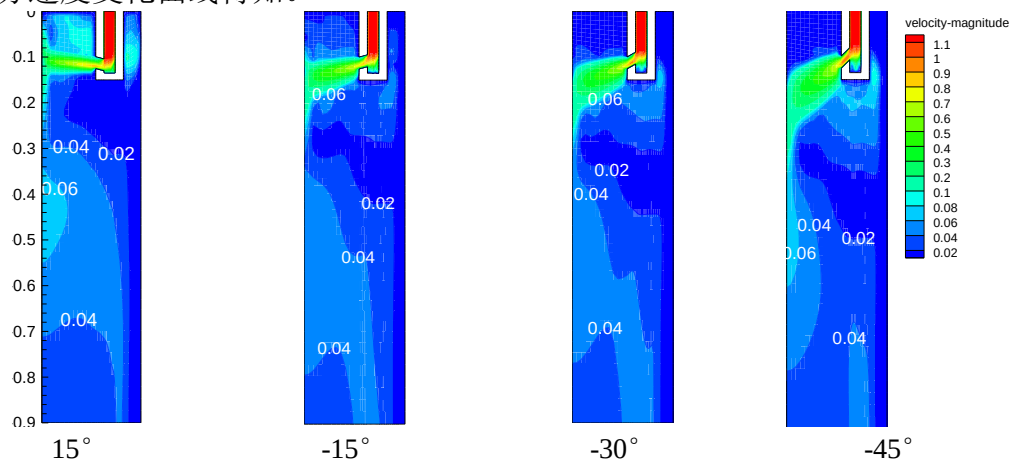


图 4.7 不同水口倾角 X-Z 面速度云图

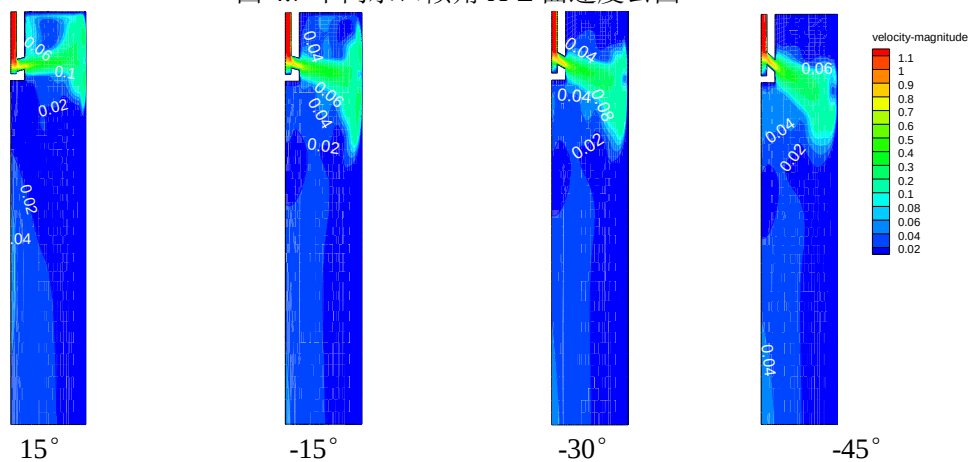


图 4.8 不同水口倾角翼缘方向水口中心面速度云图

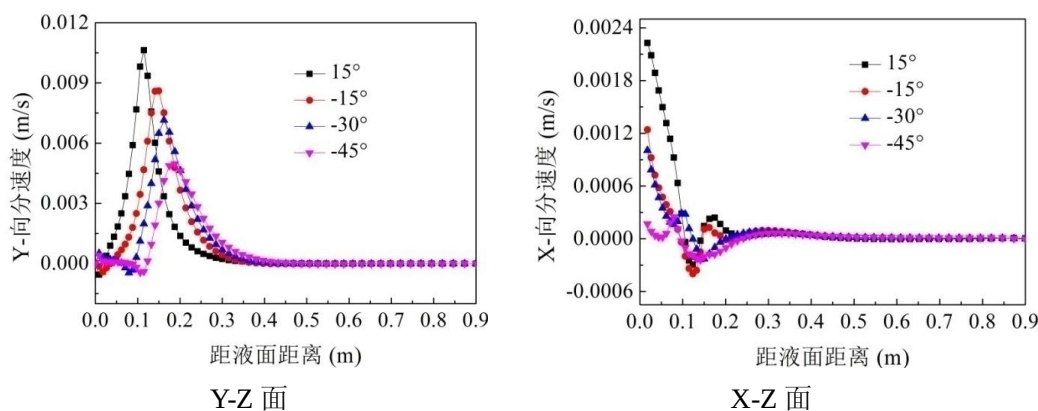


图 4.9 不同水口倾角结晶器凝固坯壳的冲击速度

图 4.10 给出了不同水口倾角对应的液面流速变化。由图可知，随着水口倾角下倾幅度的增大，自由液面的流速逐渐降低，尤其是靠近腹板中心和翼缘端部的位置，变化最为明显，最大流速分别由 0.002m/s 和 0.0045m/s 增加到 0.01m/s 和 0.015m/s。腹板方向水口和窄面之间，即 0.177m-0.215m 以及翼缘方向靠近窄面中心部位的液面流速变化相对较小。结合结晶器坯壳冲击速度和液面流速的变化

分析, 浸入式水口侧孔倾角下倾幅度越大, 结晶器上部回流区逐渐扩大, 但钢液流速随之变小, 液面波动也趋于平稳, 虽有利于稳定液面, 却不利于夹杂物上浮。经对比发现, 当水口倾角为向下 15° 时, 结晶器内流场及液面流速分布较为合适。

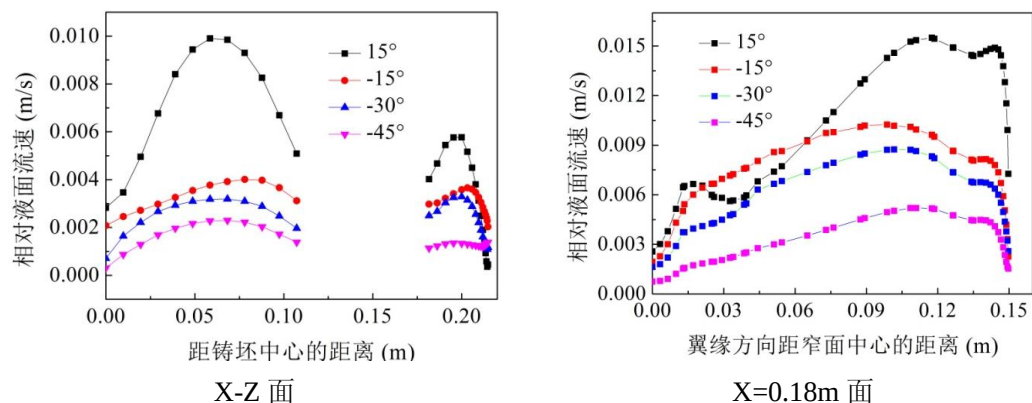


图 4.10 不同水口倾角结晶器液面流速变化

4.2.2 水口倾角对温度场的影响

图 4.11 所示分别为不同水口倾角对应的宽面和窄面的温度分布。由图可知, 随着水口倾角下倾, 结晶器上部宽面翼端和腹板中心的高温区逐渐下移, 窄面靠近翼端处表现出同样的趋势。翼端、腹板中心和窄面的高温区范围呈缩小趋势, 甚至高温区的最高温逐渐降低。由此可见, 当水口上倾 15° 时, 结晶器上部流动充分, 高温区域大, 温度高, 钢液射流对凝固坯壳的冲击大, 随着侧孔下倾, 上部高温区域缩小, 温度降低, 射流对坯壳的冲击减轻, 结晶器下部温度略有升高。

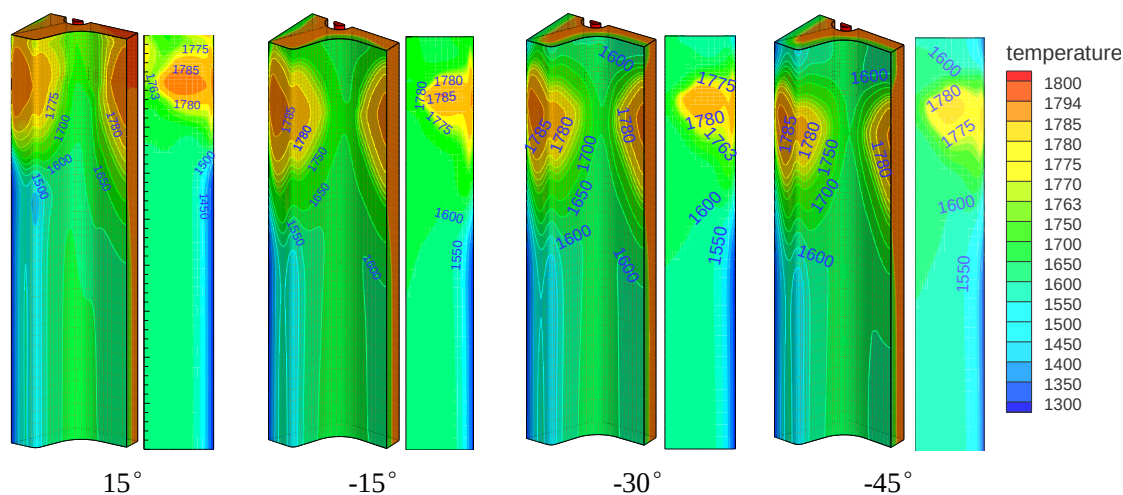


图 4.11 不同水口倾角铸坯宽面和窄面的温度分布

图 4.12 和图 4.13 分布给出了结晶器坯壳的热流密度和温度分布情况。首先由图可知, 坯壳热流密度和温度的变化趋势保持一致, 随着水口开孔下倾幅度的增大, 热流密度逐渐降低, 凝固坯壳的高热流段逐渐下移。当水口倾角为向上 15°

时, 热流密度最高为 $1.09 \times 10^6 \text{ w/m}^2$, 而当倾角为向下 45° 时, 热流密度降为 $1.0 \times 10^6 \text{ w/m}^2$, 变化较明显。温度的变化趋势和热流密度的一致, 由 1500°C 降为 1330°C 。总体而言, 随着水口下倾增大, 结晶器上回流区温度下降, 流股将更多的热量带到结晶器下部, 导致下回流的高温区下移。反之, 上部的流动性更好。

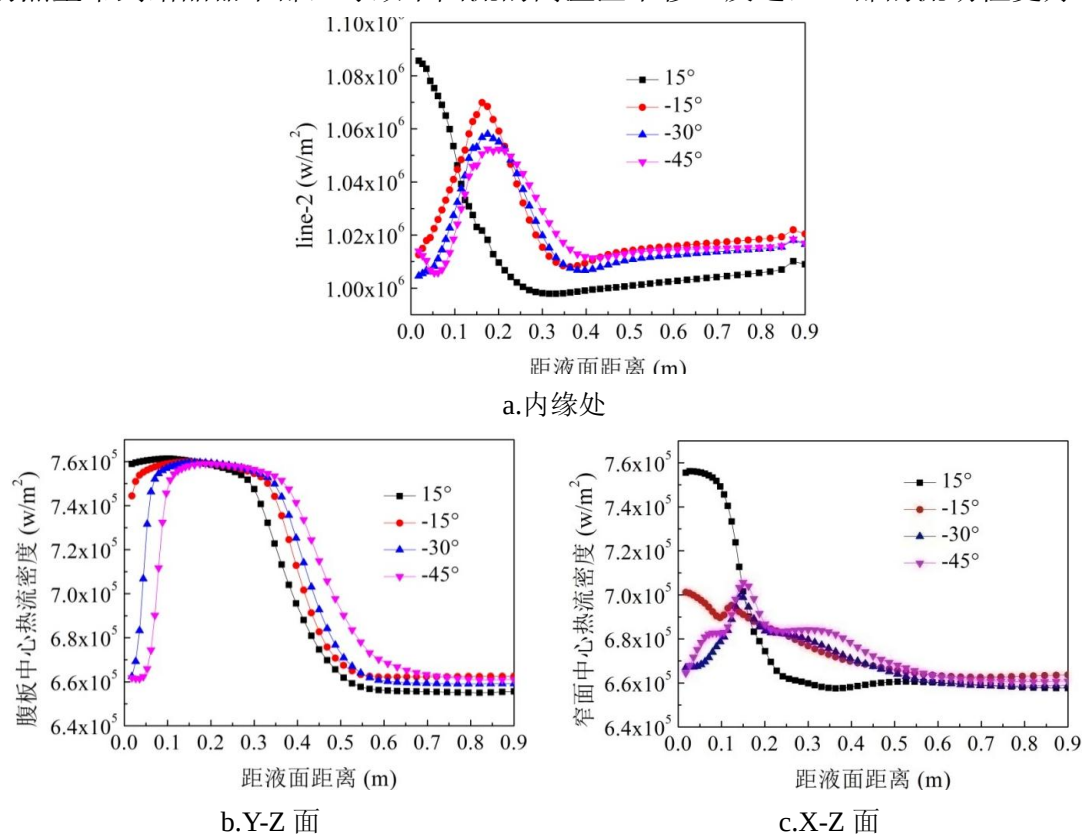
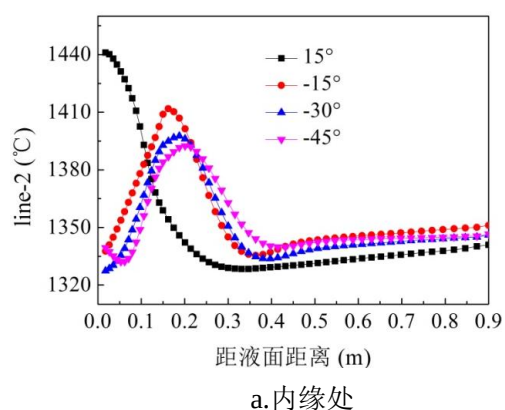


图 4.12 不同水口倾角结晶器坯壳的热流密度



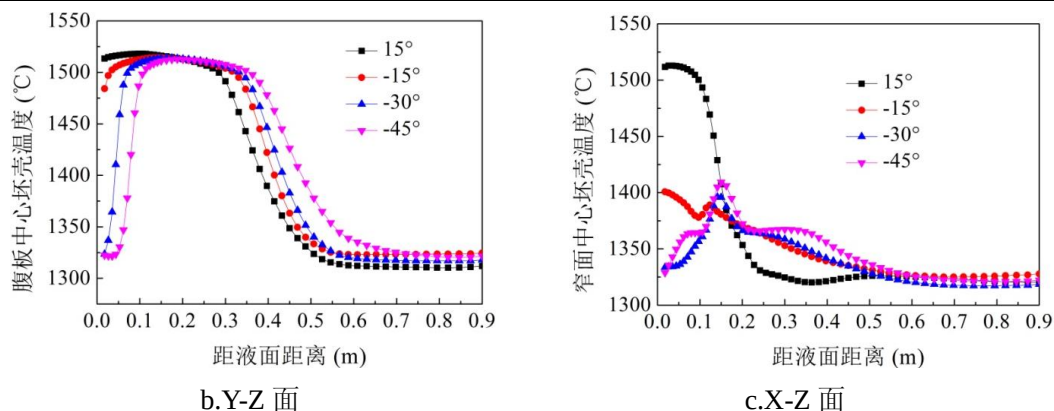


图 4.13 不同水口倾角结晶器的坯壳温度

4.2.3 水口倾角对凝固坯壳的影响

图 4.14 所示为结晶器射流冲击点的断面坯壳分布情况。由图可知，随着水口倾角逐渐下倾，钢液射流对腹板和翼缘端部的冲击都比较强，在这些部位基本都没有形成稳定的凝固坯壳，没有什么明显的变化。然而内缘处的凝固区域却越来越大，形成的坯壳厚度也逐渐变厚，由此可见，内缘处随着水口侧孔逐渐下倾，受到的射流冲击减小。窄面中心的凝固坯壳变化并无明显的规律可循，还有待进一步研究。

图 4.15 所示为不同水口倾角对应的结晶器出口坯壳厚度分布。通过对比观察，发现四幅图的凝固坯壳并没有明显的区别，分布都比较均匀。由此可见，水口倾角对结晶器出口坯壳厚度并没有太大的影响。所以在选择水口倾角时，主要考虑其对流场和温度场的影响即可。

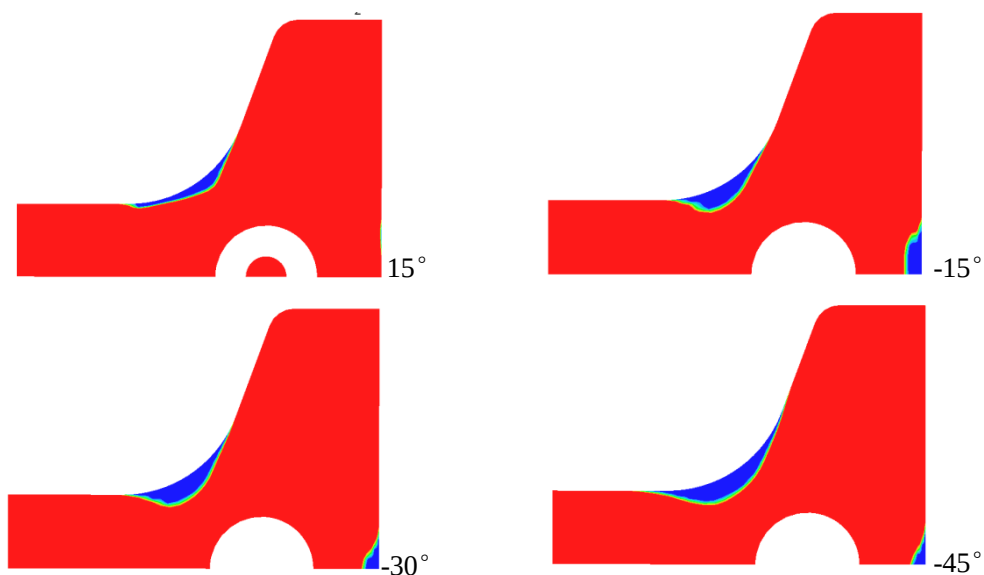


图 4.14 不同水口倾角射流冲击点坯壳厚度分布

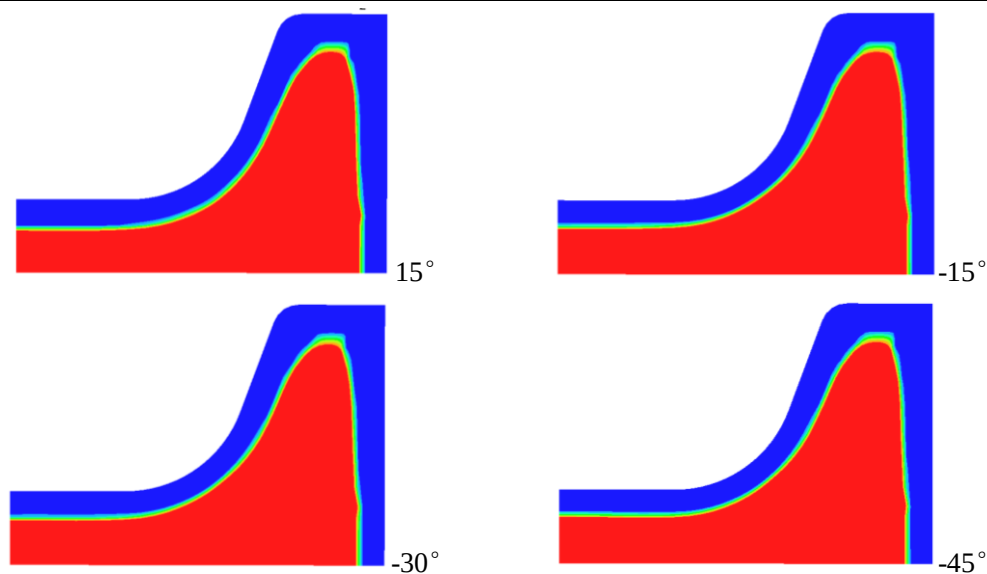


图 4.15 不同水口倾角对应出结晶器坯壳厚度

4.3 水口浸入深度的影响

4.3.1 浸入深度对流场的影响

本节从水口浸入深度的角度来研究结晶器冶金现象的变化规律。水口类型为三侧孔双水口，通过设置水口浸入深度分别为 75mm、100mm 和 125mm，其它条件保持不变，分别对结晶器内的流场、温度场和凝固坯壳分布进行模拟计算，通过对比得出比较合理的浇铸工艺参数。

图 4.16 给出了浸入深度分别为 75mm、100mm 和 125mm 对应的宽对称面(Z-X 面)和翼缘方向水口中心面的流速分布云图。由图可知，随着水口浸入深度的增加，结晶器上回流区域不断扩大，但钢液的流动速度却有所降低，即液面随着水口浸入深度的增加而趋于平稳。从流股对坯壳冲击角度来看，不管是翼缘还是腹板方向，射流的冲击范围并没有明显的变化，只是坯壳的冲击区随之下移。结晶器下部流场没有明显变化。

将结晶器流场中的相关数据提取出来绘制成曲线如图 4.17 和图 4.18 所示，分别表示结晶器自由液面流速和凝固坯壳的冲击速度的变化。图 4.17a 和 b 分别表示腹板方向和翼缘方向的液面流速。由图 a 可知，随着浸入深度增加，腹板中心最大冲击速度点逐渐下移，而窄面中心除靠近液面区域，整体坯壳的冲击速度无明显变化，亦无规律可循。图 4.18 所示分别为腹板和翼缘方向的液面流速。由图明显可知，随着水口浸入深度的增大，液面流速降低，尤其是腹板方向变化比较明显，最高流速由 0.0063m/s 降低到 0.003m/s。靠近坯壳附近区域速度梯度较大。

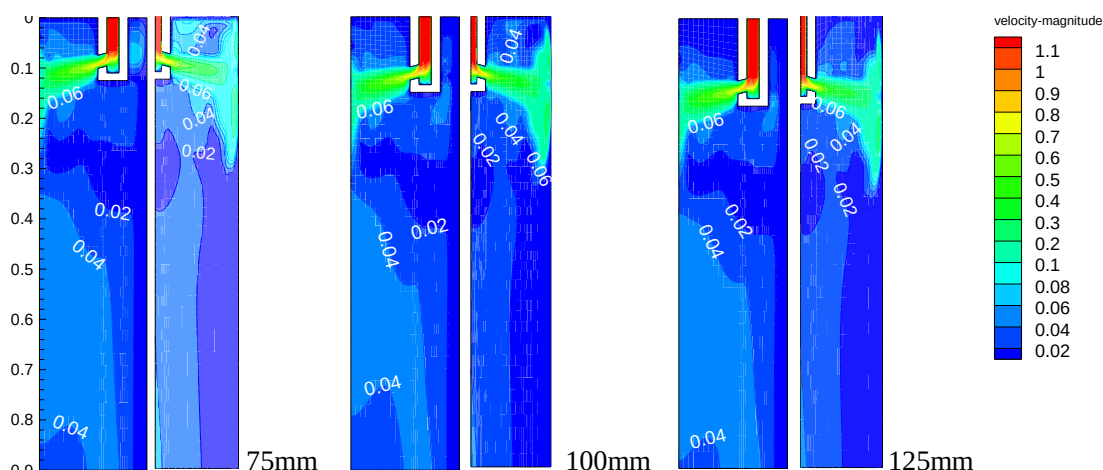


图 4.16 不同浸入深度结晶器 X-Z 面和翼缘方向水口中心面的流速云图

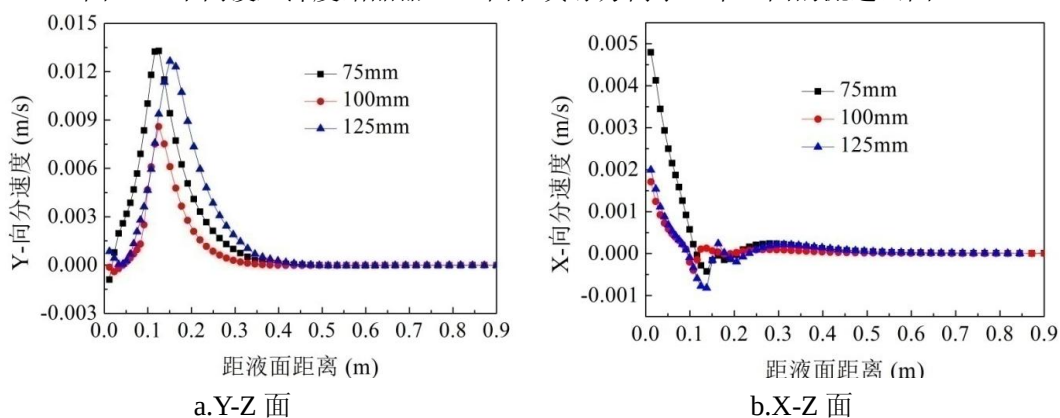


图 4.17 不同浸入深度结晶器的坯壳冲击速度

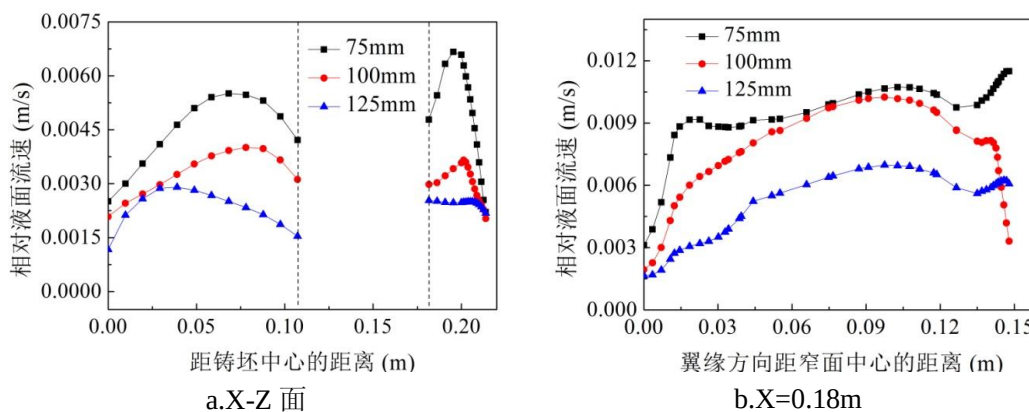


图 4.18 不同浸入深度的液面流速

4.3.2 浸入深度对温度场的影响

图 4.19 所示为水口不同浸入深度的宽面和窄面的温度分布情况。所用水口为三侧孔双水口，浸入深度分别为 75mm、100mm 和 125mm。由于三侧孔水口开孔分别朝向翼缘和腹板，所以在翼端和腹板中心会产生射流冲击。由图可知，随着浸入深度的增加，高温区下移，结晶器上回流区的温度下降，不利于液面化渣；

浸入深度增加,翼端和腹板中心的射流冲击区下移,结晶器下部熔池的温度有所升高,对下部凝固坯壳的生长有一定影响。

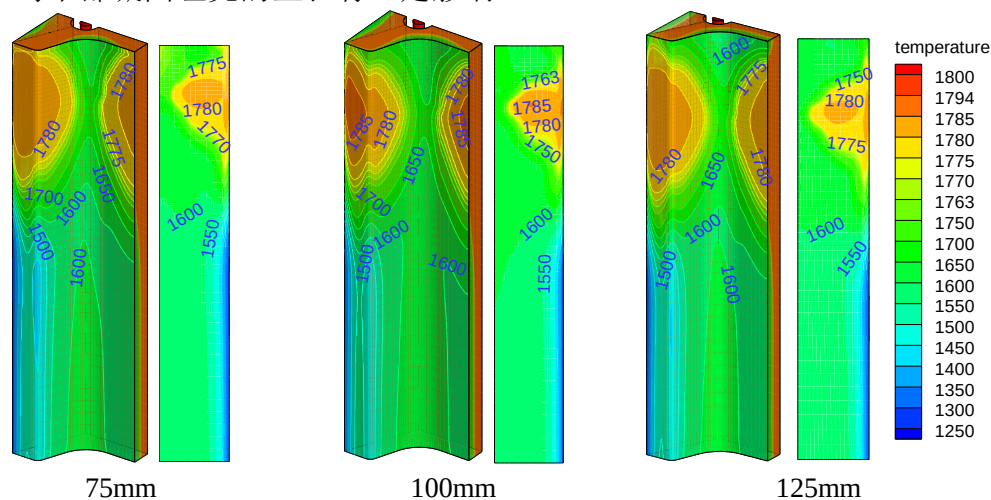


图 4.19 不同浸入深度铸坯宽面和窄面的温度分布

图 4.20 和图 4.21 所示分别为不同水口浸入深度对应的坯壳热流密度变化情况。总体上,热流密度和温度变化基本一致。随着水口浸入深度的增加,内缘处的热流密度变化没有明显的规律,只是最大热流密度点逐渐下移。腹板和窄面中心的热流密度有同样的问题,大小变化无规律可循,仅仅是最高热流密度点随着浸入深度增大而增大。温度的变化也是,此问题可作进一步研究。

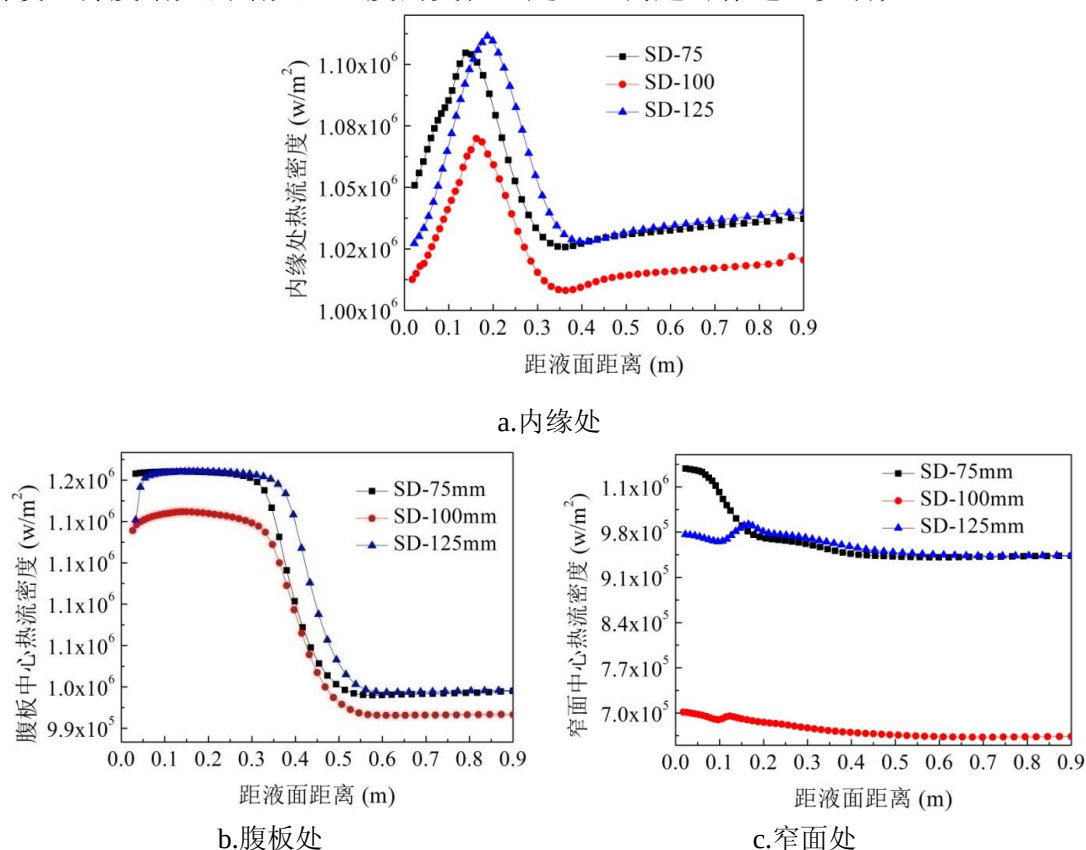


图 4.20 不同浸入深度的坯壳热流密度

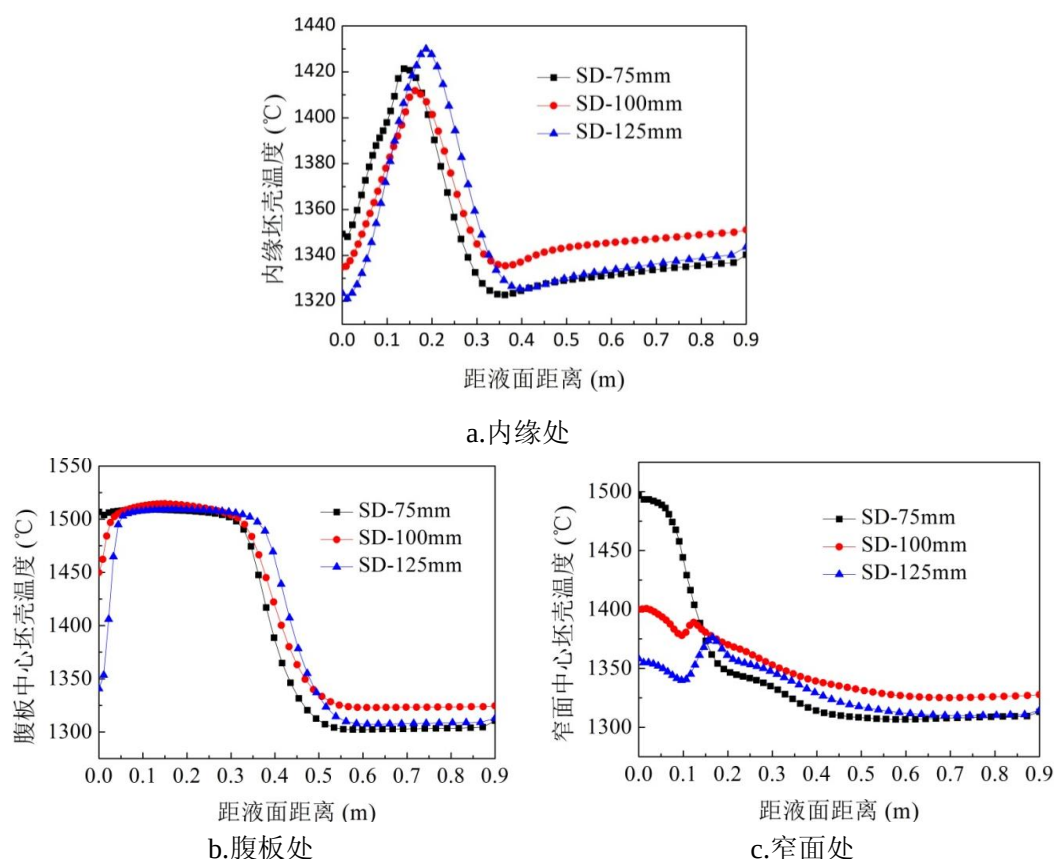


图 4.21 不同浸入深度的坯壳温度变化

4.3.3 浸入深度对凝固坯壳的影响

图 4.22 和图 4.23 所示分别为结晶器射流冲击点和结晶器出口的坯壳厚度分布。由于是三侧孔水口，所以翼端和腹板区域受射流冲击很严重，冲击区域的腹板和翼缘几乎没有坯壳形成，仅在内缘和窄面中心有坯壳产生。随着水口插入深度的增加，内缘处的凝固区域逐渐变小，而窄面中心的坯壳在厚度上有所增加，但在长度上逐渐缩短。由此可知，水口浸入深度增加，内缘和窄面中心的受射流冲击加强。通过观察结晶器出口的坯壳厚度分布，发现三种浸入深度结晶器出口坯壳厚度没有明显的变化，由此可知，水口浸入深度对结晶器出口坯壳没有太大的影响，所以在选择水口浸入深度时，只需考虑对流场和温度场的影响即可。

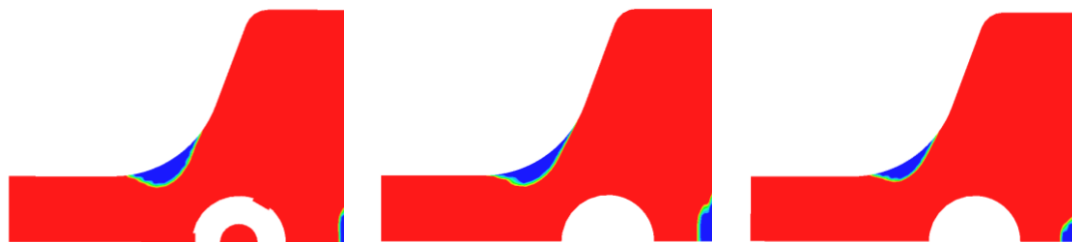


图 4.22 不同浸入深度对应的冲击点坯壳厚度

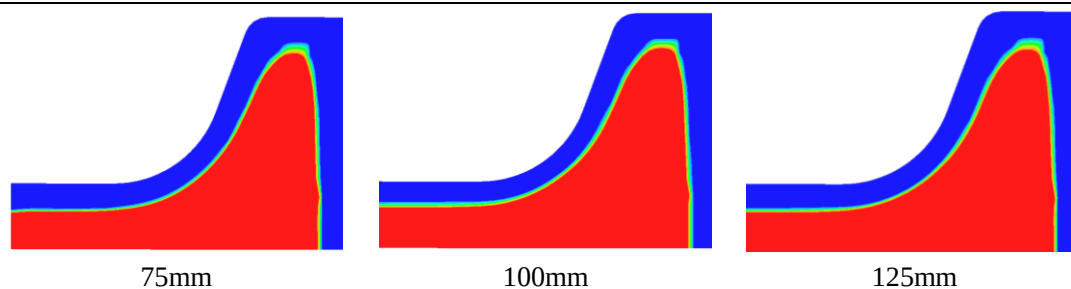


图 4.23 不同浸入深度对应的出结晶器坯壳厚度

4.4 侧孔面积的影响

4.4.1 侧孔面积对流场的影响

不同的水口侧孔面积可以通过改侧孔的宽度或者高度来实现。侧孔面积的改变可实现在相同的拉速下，保持水口内径不变而改变侧孔射流的速度和强度，从而改变结晶器内钢液的流场和温度场的分布，改善流动和传热。其他条件不变，侧孔面积小，射流速度快，对窄面的坯壳冲击就强烈，上回流区钢液流动活跃。反之亦然。本小节选择双侧孔单水口，计算了三种侧孔面积的结晶器冶金现象，分别是 $10 \times 25 \text{mm}^2$ ， $12 \times 25 \text{mm}^2$ 和 $14 \times 25 \text{mm}^2$ 。图 4.24 所示分别为三种情况下的宽对称面速度云图。

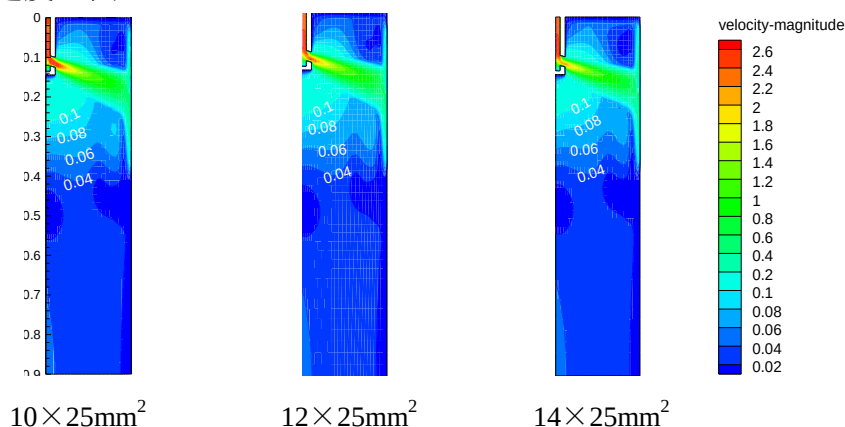


图 4.24 不同侧孔面积对应宽对称面速度云图

由宽对称面的速度云图可知，水口侧孔面积的变化对流场的影响并不明显，只在水口射流中心有所区别，随着侧开孔面积的增大，钢液射流中心的流速成降低趋势，对窄面的冲击也略显减弱。由于水口面积的大小是通过侧孔宽度来实现的，所以从宽对称面的速度云图来看，差异很小。

图 4.25 所示为三种水口对应的侧开孔部位的速度云图。由图明显可知，随着水口开孔面积增大，侧孔射流的最高流速不断降低，且其范围也逐渐缩小。当侧孔面积为 $10 \times 25 \text{mm}^2$ 时，最高流速为 2.6m/s ，而面积增大到 $14 \times 25 \text{mm}^2$ 时，最

高流速降低到 2.2m/s, 并且其占侧孔面积的比例也缩小至 1/3。由此可知侧孔面积的大小对钢液射流的冲击强度和流速有比较明显的影响。

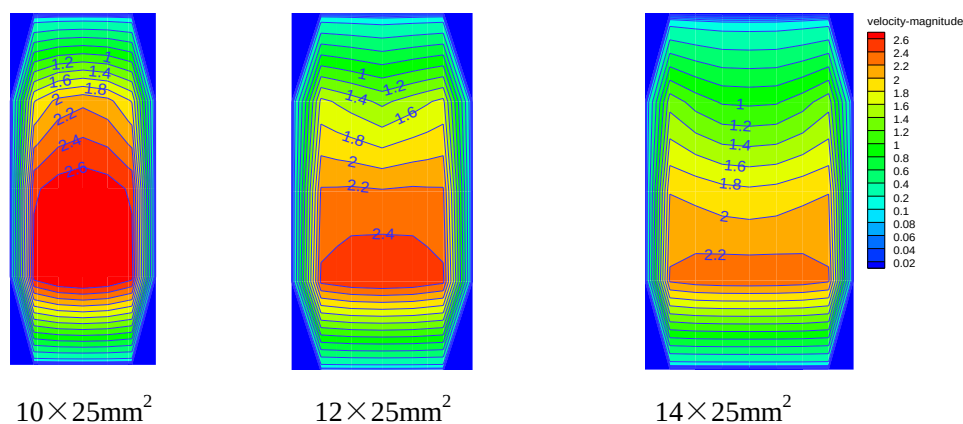


图 4.25 不同侧孔面积水口开孔区域的速度云图

图 4.26 和图 4.27 所示分别为使用三种不同侧孔面积水口时, 结晶器坯壳的冲击速度和液面流速分布。图 4.26 分别表示腹板和窄面中心线上的坯壳受射流的冲击速度。由图可知, 在腹板中心, 距液面 0.1m-0.2m 的距离段, 坯壳的冲击速度发生了很大的变化, 主要原因是该水口设置在结晶器断面中心, 水口的侧孔高度就在 0.1m-0.15m 段, 侧孔附近区域的钢液会随着射流流向窄面, 从而造成该区域的压力降低, 所以冲击速度显示为负值。当钢液回流到腹板中心水口下方的时候后就会对坯壳产生冲击, 冲击速度就显示为正值。由于和水口之间的距离短, 所以速度的变化就很明显。窄面中心, 距离液面 0.15m-0.2m 处冲击速度达到最大值 0.033m/s, 所以这一区域坯壳受到射流冲击最严重。总的来看, 水口侧孔面积增大, 冲击速度降低, 但这一变化并不明显。图 4.27 所示分别为结晶器腹板和翼缘方向的液面流速。由图可知侧孔面积增大, 液面流速降低, 并且最高流速区逐渐远离坯壳, 腹板方向的液面流速表现较明显。侧孔面积 $10 \times 25 \text{mm}^2$, $12 \times 25 \text{mm}^2$ 和 $14 \times 25 \text{mm}^2$ 对应的最大液面流速分别为 0.006m/s、0.0055m/s 和 0.005m/s, 距窄面的距离分别为 0.055m、0.075m 和 0.095m。

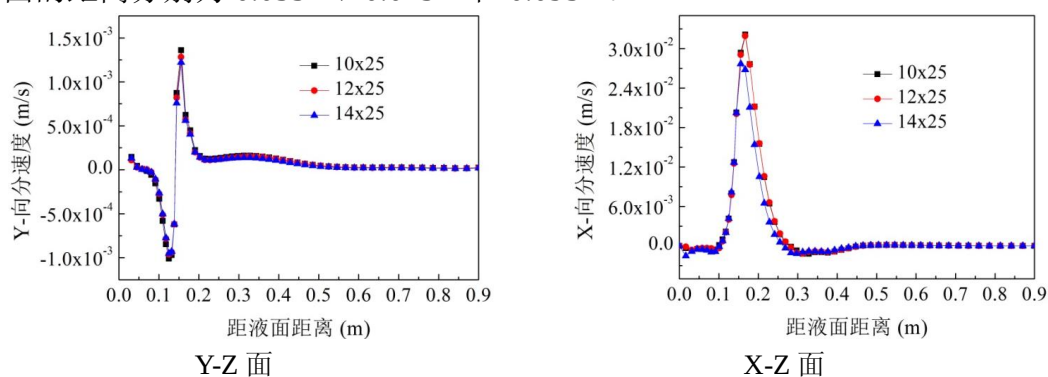


图 4.26 不同侧孔面积的结晶器坯壳冲击速度

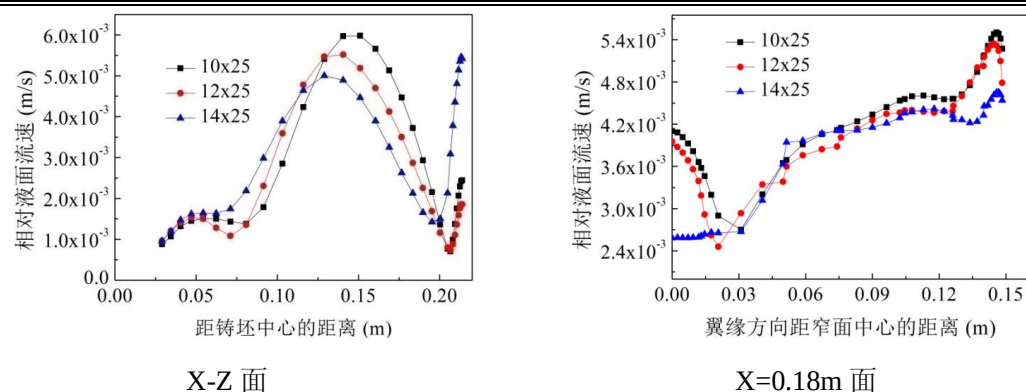


图 4.27 不同侧孔面积的结晶器液面流速变化

4.4.2 侧孔面积对温度场的影响

图 4.28 所示为使用不同侧孔面积对应的宽面和窄面的温度分布云图。由图知，三种情况下结晶器液面温度分布没有太大区别，并且在窄面和翼端都有射流冲击区。不同的是，水口侧孔面积增大，窄面和翼缘端部的射流高温区面积逐渐缩小，而且窄面下部的高温区也呈上移趋势。由此可知，侧孔面积增大，结晶器下回流区有所上移，有利于夹杂物的去除。

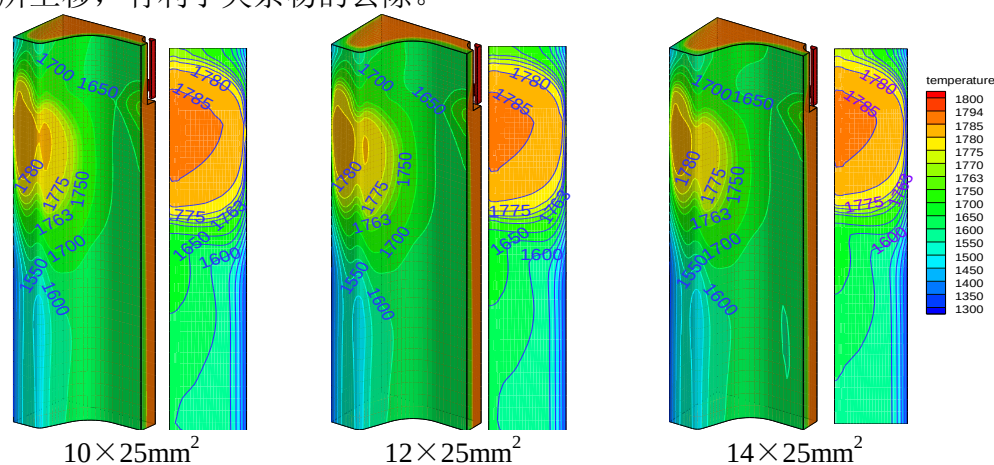


图 4.28 不同侧孔面积铸坯宽面和窄面的温度云图

图 4.29 所示为双侧孔单水口不同侧孔面积对应的坯壳热流密度，图 a、图 b 和图 c 分别表示结晶器内缘、腹板中心和窄面中心等部位。通过对比三个图可知，腹板中心的平均热流密度最高，在结晶器高度范围内腹板中心的热流密度均在 10^6W/m^2 以上，最高点距自由液面 0.15m，为 $1.15 \times 10^6 \text{W/m}^2$ ，这与水口的位置有密切关系。窄面中心的热流密度从液面到 0.4m 深都在 $9.4 \times 10^5 \text{W/m}^2$ 以上，因此结晶器上部窄面散热比较均匀。总的来看随着水口面积的增大，热流密度逐渐降低，内缘处变化最明显。

图 4.30 所示为不同侧孔面积对应的结晶器坯壳温度，图 a、图 b 和图 c 分别

是内缘、腹板中心和窄面中心的温度变化。根据公式 $q=h(T-T_1)/d$ 可知，温度的变化同热流密度类似，变化机理也相同，此处不再赘述。

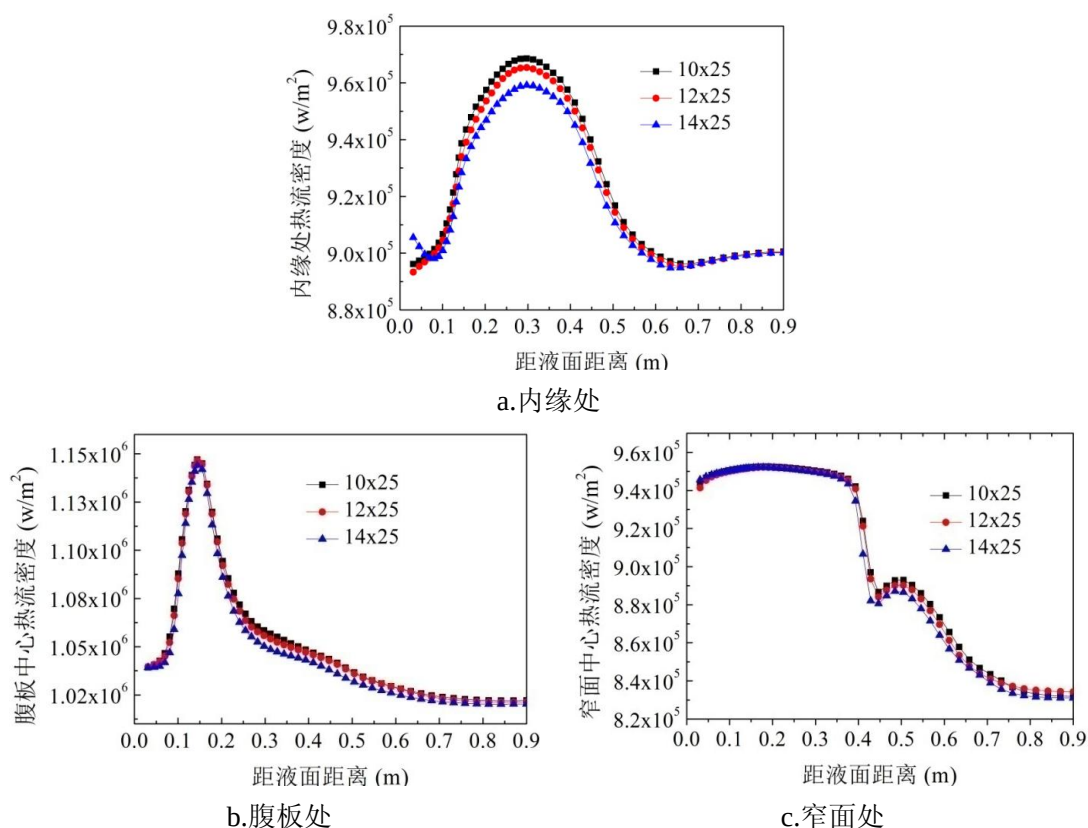


图 4.29 不同侧孔面积结晶器坯壳的热流密度

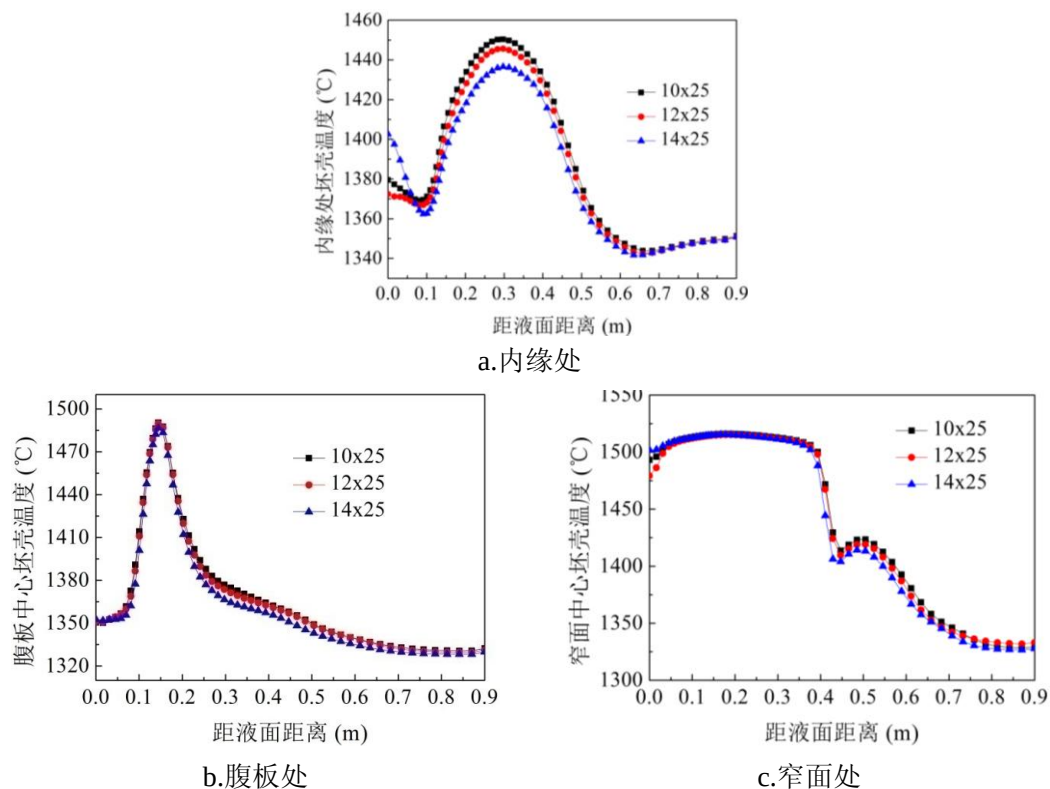


图 4.30 不同侧孔面积结晶器坯壳温度变化

4.4.3 侧孔面积对凝固坯壳的影响

图 4.31 和图 4.32 所示分别为不同侧孔面积对应的射流冲击点和结晶器出口的坯壳厚度分布。通过对比射流冲击点的坯壳厚度发现，随着侧孔开口变大，翼缘内侧的坯壳凝固加强，简单来看就是内缘处凝固坯壳区域变长。由此可知，侧孔面积增大，翼缘处坯壳受冲击减弱。由结晶器出口坯壳厚度分布情况可知，不同侧孔面积对坯壳厚度的影响并不明显，区别之处在于窄面中心，侧孔面积增大，窄面中心的凝固坯壳厚度增加。

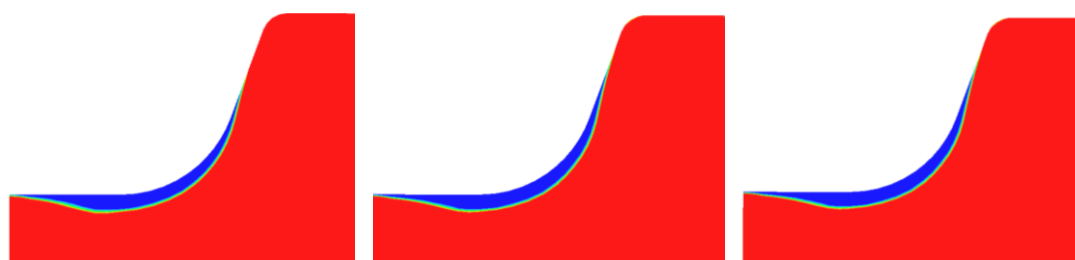


图 4.31 不同侧孔面积结晶器冲击点坯壳厚度分布

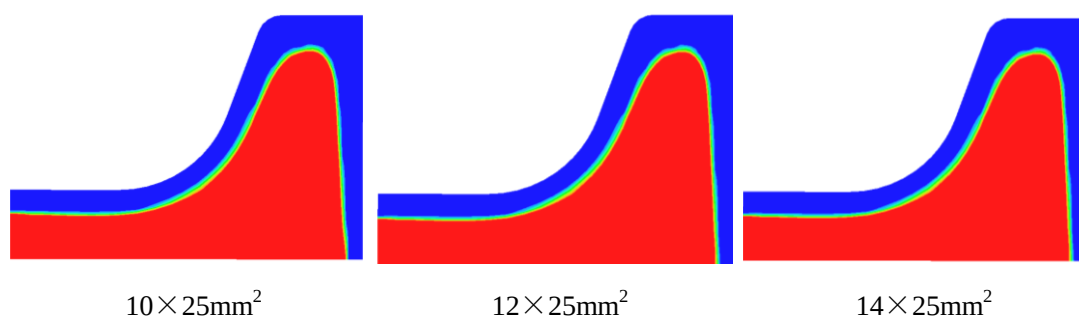


图 4.32 不同侧孔面积结晶器出口坯壳厚度分布

4.5 连铸工艺参数影响小结

通过改变浇铸工艺参数，对断面尺寸为 $430\text{mm} \times 300\text{mm} \times 85\text{mm}$ 的 H 型坯连铸结晶器工艺进行了研究。研究内容包括结晶器钢液流场、坯壳冲击速度和液面流速、温度场分布、凝固坯壳厚度分布等。具体的工艺参数包括拉坯速度、水口倾角、浸入深度、侧孔面积。对于 H 型结晶器，研究结果表明：

(1) 对于直通型双水口，其典型特点是：射流的冲击深度大，夹杂物不易上浮；结晶器上部钢液流动不充分，供热不足；内缘和窄面中心坯壳受冲击严重。

(2) 拉速对结晶器内钢液的流动和传热方式没有影响，但对流动和传热强度影响较大。拉速为 1.0m/min 时，射流冲击太深，流股对内缘和窄面中心的冲击太严重，冲击点坯壳厚度甚至为 0mm ，结晶器出口坯壳不能满足要求，容易发生拉

漏事故。

(3) 水口倾角对结晶器流场影响最大。向上倾角越大，上部流动越激烈，自由液面波动就越大，容易造成卷渣；结晶器向下倾角越大，下部钢液流动就越充分，下部坯壳受射流冲击加重，结晶器上部的传热受到影响，不利于保护渣熔化。

(4) 水口浸入深度对结晶器流动和传热方式的影响并不明显，主要是改变了射流冲击点的位置。浸入深度增大，射流冲击点位置随之向下移动，冲击速度略有减小。当浸入深度由 75mm 增加到 125mm 时，窄面射流冲击深度增加了 0.1m，窄面冲击点垂直坯壳的速度减小了 0.03m/s，冲击点附近窄面中线坯壳厚度增加了 3mm。浸入深度对结晶器出口坯壳温度和厚度影响较小，特别是对宽面，基本没有影响。

(6) 水口侧孔面积主要影响了从水口出来的钢液速度的分布。改变侧孔宽度和改变高度的效果是不同的。增加水口侧孔宽度可以减小侧孔射流速度，而增加侧孔高度并不能有效达到此目的，这是因为增加侧孔高度，侧孔上部的回流相应增加。

(7) 对于 430mm×300mm×85mm 的大方坯，当拉速为 0.7m/min 时，合理的工艺参数是：水口倾角为向下 15°、浸入深度为 100mm 左右、侧孔高度 50mm，并尽量增大侧孔宽度。

5 结 论

通过控制水口结构研究结晶器内各冶金现象，得出以下结论：

(1) 通过数值模拟方法研究了长钢异型坯连铸结晶器流场和温度场。采用直通型双水口浇注，熔池受钢液冲击深，不利于夹杂物上浮，液面因得不到足够的热量补充导致坯壳过早凝固，不利于化渣。出结晶器坯壳受钢液冲击严重，导致该处坯壳变薄，增大拉漏事故机率。合理地解释了长钢异型坯生产中数次发生拉漏事故。

(2) 经对比研究发现，改用三侧孔水口后，消除了因直通型水口浇注产生的液面传热不足，不利于化渣和坯壳过早凝固的问题，避免了因钢液射流冲击太深对出结晶器坯壳产生严重冲刷而导致的坯壳变薄，从而降低了因坯壳太薄而发生拉漏事故的机率。

鉴于以上研究分析可知：三孔型水口相比于直通型水口拥有更合理的流场和温度场分布。

通过研究各工艺参数对 H 型连铸坯结晶器内冶金现象的影响，得出以下结论：

(1) 拉速变化只影响钢液流动和传热的强度，对流动方式和传热方式并没有明显影响。拉速为 1.0m/min 时，射流冲击深，流股对内缘和窄面中心的冲击严重，冲击点坯壳厚度甚至为 0mm ，结晶器出口坯壳不能满足要求，容易发生拉漏事故。

(2) 水口倾角对结晶器流场影响最大。向上倾角越大，上部流动越激烈，自由液面波动就越大，容易造成卷渣；结晶器向下倾角越大，下部钢液流动就越充分，下部坯壳受射流冲击加重，结晶器上部的传热受到影响，不利于保护渣熔化。

(3) 水口浸入深度对结晶器流动和传热方式的影响并不明显，主要是改变了射流冲击点的位置。浸入深度增大，射流冲击点位置随之向下移动，冲击速度略有减小。当浸入深度由 75mm 增加到 125mm 时，窄面射流冲击深度增加了 0.100m ，窄面冲击点垂直坯壳的速度减小了 0.03m/s ，冲击点附近窄面中线坯壳厚度增加了 3mm 。浸入深度对结晶器出口坯壳温度和厚度影响较小，特别是对宽面，基本没有影响。

(4) 水口侧孔面积主要影响了钢液射流强度。改变侧孔宽度和改变高度的效果是不同的。增加水口侧孔宽度可以减小侧孔射流速度，而增大侧孔高度则加强了结晶器上回流区的湍流强度。

(5) 对于 $430\text{mm} \times 300\text{mm} \times 85\text{mm}$ 的中型坯，当拉速为 0.7m/min 时，合理的

工艺参数是：水口倾角为向下 15° 、浸入深度为 100mm 左右、侧孔高度 50mm，并尽量增大侧孔宽度。

致 谢

本文是在李小明副教授的悉心指导下完成的。首先，我要衷心的感谢我的导师李小明副教授，感谢他在我读研期间给我的关心和帮助，三年来，李老师在学习方法和思维方式上的引导，让我受益匪浅；恩师在工作中严谨的治学精神，严肃的科学态度及精益求精的科学作风都深深教育着我，也让我逐渐形成了科学严谨的工作态度；恩师生活中乐观、豁达的态度，让我对今后的人生道路充满信心。在此，谨向李老师致以深深的敬意和衷心的感谢！

此外还要特别感谢赵俊学老师、崔雅茹老师、施瑞盟老师以及同门王尚杰师姐和李文峰同学在课题阶段给予的帮助和支持，在此向各位老师及同门表示深深的敬意！

课题开始之初，在首钢长治钢铁公司连铸车间主任李占斌先生的积极安排下，才得以顺利进入异型坯连铸车间进行现场考察，并获取异型坯连铸相关数据。在论文的完成过程中，得到了北京钢铁研究总院连铸中心陈远清博士、侯泽旺博士、北京科技大学吉传波博士以及东北大学闫晨博士在模拟软件方面的悉心指导，在此对各位表示衷心的感谢！

感谢家人一直以来对我的支持！

再次感谢课题组的各位老师、各位同窗、师弟师妹们的支持、鼓励和帮助。

最后，衷心的感谢在百忙之中评阅论文和参加答辩的各位专家和老师！

参考文献

- [1] 卢盛意.连铸坯质量[M].北京:冶金工业出版社, 2003.
- [2] 蔡开科,程士富.连续铸钢原理与工艺[M].北京:冶金工业出版社, 1999.
- [3] 徐匡迪.中国钢铁工业的发展和技术创新[J].钢铁, 2008, 43(2):1-15.
- [4] 张小平,梁爱生.近终形连铸技术[M].北京:冶金工业出版社, 2001, 8.
- [5] 姜娟娟,包燕平,刘建华等.连铸异型坯凝固过程的数值模拟[J].北京科技大学学报, 2005, 27(2):173-178.
- [6] 刘建华,包燕平,孙维等.H 型钢表面裂纹成因分析[J].钢铁, 2006, 41(8):37-41.
- [7] 朱立光,陈伟,张彩军等.异型连铸坯质量控制研究[J].连铸, 2009:371-377.
- [8] Kim K.,Han H. N.,Yeo T.Analysis of surface and internal cracks in continuously cast beam blank[J].Ironmaking and steelmaking, 1997, 24(3):249.
- [9] Chen W.,Zhang Y. Z.,Zhang C. J.Thermomechanical analysis and optimization for beam blank continuous casting[J].Ironmaking and steelmaking, 2008, 35(2):129-136.
- [10] 张军.H 型钢表面裂纹研究[M].北京:北京科技大学, 2006.
- [11] 郭新文.H 型钢的生产技术[C].2003 中国钢铁年会论文集. 2003.
- [12] 孙维,汪开忠,文光华等.异型坯连铸二冷工艺优化研究[J].钢铁, 2011, 46(5):23-27.
- [13] 张婕,邓存善,单兆光等.近终型异型坯连铸用扁平浸入式水口的设计开发[J].连铸, 2010, (4):23-29.
- [14] Miki Y. J.,Thomas B. G.Modeling of Inclusion Removal in a Tundish [J].Metallurgical Transactions B, 1999, 30B(4):639-654.
- [15] 崔荣峰,周俐,洪天亮等.异型坯中间包中钢液三维流场研究[J].安徽工业大学学报, 2006, 23(4):373-377.
- [16] 沈昶,李建中.减少异型坯裂纹的工艺研究[J].炼钢, 2004, 20(5):51-53.
- [17] 周俐,沈昶,王建军.异型坯连铸结晶器内流场[J].北京科技大学学报, 2000, 22(5):431-434.
- [18] Yang J. W.,Du Y. P.,Shi R.Fluid Flow and Solidification Simulation in Beam Blank Continuous Casting Process with 3D Coupled Model[J].Journal of Iron and Steel Research International, 2006, 13(4):17.
- [19] 杜艳平,史荣,杜建新等.异型坯连铸液固温耦合计算机仿[J].矿业工程, 2000,

20(4):75-78.

[20] 杜艳平,杨建伟,崔小朝.异型坯连铸结晶器内钢液流动状况的三维数值模拟[J].钢铁研究学报, 2002, 14(5):21-25.

[21] 曹晓兵,梁爱生,郭希学.带液芯控制的异型坯连铸二冷区动态控制模型[J].太原重型机械学院学报, 2000, 21(1):6.

[22] 汤寅波,邓南阳.异型坯主要质量缺陷及控制措施[J].安徽冶金科技职业学院学报, 2006, 16(2):17-20.

[23] 赵驥,陈伟,张玉柱.异型坯连铸技术及其研究现状[J].河北理工大学学报(自然科学版), 2009, 31(4):29-35.

[24] 雷洪,张红伟,张宁.钢液中夹杂物行为数学模型的现状和展望[J].鞍钢技术, 2010, (2):1-7.

[25] 张明华.中间包采用气体净化除去钢中夹杂物的探讨[J].炼钢, 1995, 21(3):30-33.

[26] 靳星.板坯连铸结晶器内钢液流动行为与模拟方法研究[D].博士,重庆,重庆大学, 2011,196.

[27] 蔡开科,程士富.连续铸钢原理与工艺[M].北京:冶金工业出版社, 2005.

[28] 张毅.铸造工艺 CAD 及其应用[M].北京:机械工业出版社, 1994, 18-25.

[29] Shamsi M. R. R. I.,Ajmani S. K.Three Dimensional Turbulent Fluid Flow and Heat Transfer Mathematical Model for the Analysis of a Continuous Slab Caster[J].ISIJ International, 2007, 47(3):433-442.

[30] Sivaramakrishnan S.,Thomas B. G.,Vanka S. P.Large Eddy Simulation of Turbulent Flow in Continuous Casting of Steel[C].Materials Processing in the Computer Age III,TMS Annual Meeting.Nashville, 2000.

[31] 王楠,邹宗树.钢铁冶金过程数学模型[M].北京:科学出版社, 2011.

[32] 韦氏来,杨景军.津西 H 型钢冶炼过程中夹杂物行为[J].北京科技大学学报, 2007, 29(1):26-32.

[33] 杨秉俭.连铸结晶器中三维稳态流动的等效模型[J].西安交通大学学报, 1996, 30(4):79.

[34] 杨宏亮.工艺参数影响连铸过程的数学模型[J].东北大学学报(自然科学版), 1998, 19(5):244.

[35] 李强.铸件充型过程三维流场数值模拟[D],哈尔滨,哈尔滨工业大学,

2002,5-9.

[36] 赵磊.强冷工艺生产特厚扁锭的模拟研究[D].硕士,沈阳,辽宁科技大学, 2011,88-90.

[37] 森田善一郎,杨克努.铁液与钢液的粘度[J].钢铁, 1982, (02):54-61.

[38] 王廷浦.轧钢工艺学[M].北京:冶金工业出版社, 1981, 2-4.

[39] 王楠,邹宗树.钢铁冶金过程数学模型[M].北京:科学出版社, 2011.

[40] 吴狄峰.大方坯结晶器内钢液流动、传热、夹杂物运动及电磁制动研究[D].硕士,北京,北京科技大学, 2008,174.

攻读硕士学位期间发表论文

1. 李小明, 史雷刚, 王尚杰, 李文锋。钢液中夹杂物的行为特点和去除。热加工工艺, 2012
2. 李小明, 史雷刚, 崔雅茹, 李文锋。H 型坯连铸质量缺陷与水口结构优化。特殊钢, 2013
3. 李小明, 李文锋, 王尚杰, 史雷刚。工业硅造渣提纯中硅与渣的熔分研究。热加工工艺, 2012
4. 李小明, 李文锋, 王尚杰, 史雷刚。不锈钢酸洗废液的处理与回收利用技术。化工环保, 2012
5. 李小明, 李文锋, 王尚杰, 史雷刚。不锈钢渣资源化研究现状。湿法冶金, 2012