



宽厚板坯浸入式水口结构优化及工艺参数 调控数值模拟

曲天保², 李志广¹, 孙拓¹, 程官江¹, 刘广超¹, 李涛², 谷少鹏^{1,2,3}

(1 安阳钢铁股份有限公司, 安阳 463899; 2 华北理工大学冶金与能源学院, 唐山 063210;

3 河北钢铁实验室, 唐山 063210)

摘要:浸入式水口是连铸结晶器内钢液流动的导向部件, 优化浸入式水口构造、提升钢液流动状态, 对生产高品质的铸坯具有重大意义。以河南某钢厂 230 mm×1 650 mm 宽厚板坯连铸结晶器内流场为研究对象, 采用 ANSYS-FLUENT 软件开展系统数值仿真研究。针对生产过程中结晶器内钢液面存在剧烈波动状况, 采用一种新型扁形水口, 剖析更换后的浸入式水口对结晶器内钢液流场的影响。研究结果显示, 更换扁形水口后, 结晶器内钢液流场的流动趋势较好, 更换前圆形水口结晶器内自由钢液面速度波动较大, 距离水口 0~0.3 m 范围内钢渣界面速度波动较大, 最高达到 0.3 m/s, 导致钢液面波动剧烈且引起表面夹渣行为, 严重影响铸坯质量。此外, 采用扁形水口的湍动能比圆形水口的湍动能减少 50%, 显著降低水口结瘤堵塞风险, 提高了浸入式水口寿命。综合分析, 新型扁形水口比圆形水口更适合宽厚板现场。最后, 对扁形水口进行工艺参数模拟, 结果表明, 当水口浸入深度 125 mm, 拉速 0.8 m/min, 水口倾角 15° 时, 能够获得较为理想的结晶器内的钢液流场形态, 为该新型水口的最佳使用工艺方案, 这为该钢铁企业制定合理的工艺参量提供了借鉴和引导。

关键词:连铸结晶器; 浸入式水口; 结构优化; 流场调控; 工艺参数

DOI:10.20057/j.1003-8620.2025-00164 中图分类号:TF701

Numerical Simulation of Structural Optimization And Process Parameter Control of Submerged Nozzles For Wide And Thick Slab

Qu Tianbao², Li Zhiguang¹, Sun Tuo¹, Cheng Guanjiang¹, Liu Guangchao¹, Li Tao², Gu Shaopeng^{1,2,3}

(1 Anyang Iron and Steel Co., Ltd., Anyang 463899, China; 2 School of Metallurgy and Energy,

North China University of Science and Technology, Tangshan 063210, China;

3 Hebei Iron and Steel Laboratory, Tangshan 063210, China)

Abstract: The submerged nozzle is the guiding part of molten steel flow in continuous casting mold. Optimizing the structure of submerged nozzle and improving the flow state of molten steel are of great significance for producing high quality cast billet. The flow field in the continuous casting mold with a size of 230 mm×1 650 mm wide and thick slab in a steel plant in Henan Province was systematically studied, and a numerical simulation was conducted using FLUENT software. In view of the violent fluctuation of molten steel level in the mold during production, a new flat nozzle is adopted to analyze the influence of the replaced submerged nozzle on the flow field of molten steel in the mold. Research findings indicate that substituting the flat nozzle led to a more favorable flow pattern of the molten steel within the mold. Before the replacement, the free steel liquid surface velocity in the circular nozzle mold fluctuated greatly, and the velocity of the steel-slag interface within the range of 0 m-0.3 m from the nozzle fluctuate greatly and reach a maximum of 0.3 m/s. It caused severe fluctuations in the steel liquid surface and surface slag inclusion behavior, seriously affecting the quality of the cast billet. In addition, the turbulent energy of a flat nozzle is reduced by 50% compared to a circular nozzle. Which significantly reduce the risk of nozzle clogging and increasing the service life of submerged nozzles. Comprehensive analysis shows that the new flat nozzle is more suitable for wide and thick plate site than the circular nozzle. Finally, the process parameters of the flat nozzle were simulated, and the results showed that when the nozzle was immersed at a depth of 125 mm, pulled at a speed of 0.8 m/min, and tilted at an angle of 15°, a relatively ideal flow field shape of the mold could be obtained. This

基金项目: 国家重点研发计划(No.2022YFB3705200, 2022YFB3705201), 河北省创新能力提升计划项目(No. 24461004D), 河北省高等学校科学技术研究项目(No. QN2024193), 唐山市科技计划项目(No. 22130212H), 石家庄市基础研究计划项目(No. 241790857A), 燕赵钢铁实验室区域创新能力提升项目(No. YZISL2024052, YZISL2024031)

作者简介: 曲天保(2001—)男, 硕士; **E-mail:** qutianbao@stu.ncst.edu.cn; **收稿日期:** 2025-07-04

通信作者: 谷少鹏(1987—)男, 博士, 讲师; **E-mail:** spgu@ncst.edu.cn

Editorial Office of Special Steel. OA under CC BY-NC-ND 4.0

provides the best process plan for the use of this new nozzle and provides reference and guidance for the steel and iron enterprise to formulate reasonable process parameters.

Key Words: Continuous Casting Mold; Submerged Nozzle; Structural Optimization; Flow Field Regulation; Process Parameters

国内重型装备制造、核能及船舶工业等领域的快速发展,推动宽板坯市场的需求持续攀升。在宽板坯实际生产进程中,结晶器作为连铸工艺的核心构件,是提升钢板质量的关键所在,优化结晶器内钢液的流场是确保连铸坯高质量的关键环节。与窄板坯相比,宽板坯结晶器内部的钢液流场分布不均衡性更为显著,这种不均衡会加剧钢液面的波动行为,增加保护渣被卷入钢液内部的风险,所以,较大的断面尺寸更易出现纵向裂纹,需要对宽厚板坯结晶器内的钢液流场进行充分优化。浸入式水口是控制连铸结晶器内钢液流场的核心组件,通过合理设计其结构可有效调节结晶器内的钢液流场分布情况,从而提升铸坯的质量。因此,水口结构优化及调控与其相对应的工艺参数成为改善结晶器内部钢液流场的重要手段^[1-4]。

王杨等^[5]针对某钢厂 1 270 mm×150 mm 板坯结晶器生产中的液面波动难题,优化了浸入式水口构造,探究了优化后的浸入式水口对结晶器流场的影响规律,指出采用优化设计的耗散型水口显著抑制了结晶器内钢液-熔渣界面的波动,有效避免钢液的二次氧化现象。孙国敏等^[6]采用 CFD 软件计算了 3 种不同形状水口对 230 mm 断面板坯结晶器流场的影响并进行了工业实验,水口形状分别为圆形、圆形加粗和椭圆加粗。结果表明,圆形加粗和椭圆加粗水口的冲击深度比圆形水口提高 11%~15%,液面速度比圆形水口减少 10%,椭圆加粗水口夹杂改判率比圆形和圆形加粗水口降低了 0.27%。冯巍等^[7]针对南京某钢铁企业 2 070 mm×220 mm 宽厚板坯结晶器流场情况,利用数值模拟方法分析了水口底部形状(凸底、平底和凹底)对钢液流动的影响。指出凸底结构水口所在结晶器液面速度最大,平底相对较小,凹底最小,对降低液面波动和卷渣风险有重要意义。袁静等^[8]为某企业 250 mm 厚板坯浇铸工序优化水口结构。指出水口各部分位置承受的压力与钢液流速、中侧孔面积以及水口底端形状有密切联系,其中改变水口底端形状会影响钢水对水口底部壁面的压力冲击、冲击深度以及夹杂物的去除效率。荣文杰等^[9]梳理了浸入式水口构造对结晶器内钢液流场作用的国内外研究,揭示了浸入式水口结

构参数对液面波动的影响,讨论了近几年伴随新工艺出现的新型浸入式水口的结构特点及其应用场景。刘佳明等^[10]系统探究了连铸坯拉速及氩气流量对板坯连铸结晶器流场和钢渣界面的影响,获得了连铸结晶器内较为合理的钢液流场,掌握了与之相关联的连铸工艺参数。雷琳琳等^[11]研究揭示了浸入式水口结构参数、工艺条件及材质特性与结晶器冶金行为之间的关联性,指出水口设计显著影响钢液进入结晶器后的流场分布与温度场特征。付菁媛等^[12]研究了方坯连铸结晶器流场分布、连铸坯拉坯速度、浸入式水口内径对结晶器内钢液流动的影响规律。研究发现,随着连铸坯拉速增加,结晶器通钢量增加,导致结晶器内的自由液面波动加剧;随着浸入式水口内径扩大,连铸结晶器内钢液流场的活跃程度产生了降低趋势,钢液面波动幅度减少,钢液冲击深度明显加大、回旋区域向上移动。

河南某钢铁企业 700 L 大梁钢 1 650 mm×230 mm 宽厚板坯近段时间一直存在夹杂物超标问题,造成大量产品改判降级使用,成为了影响企业发展的严重问题。针对该企业 700 L 钢种特征以及连铸工艺参数特征,为企业重新设计了浸入式水口结构,替换原来的圆形结构水口,采用 CFD 数值模拟深入探究了新型水口结构特征参数对结晶器内钢液流场的影响规律,提出了结晶器内钢液合理流动行为的调控策略,明确了关键工艺参数的优化方向。

1 建立数学模型

1.1 基本假设

在连铸生产中,结晶器内的钢液流动涉及多物理场耦合的复杂过程,受钢液凝固行为、结晶器振动、保护渣熔融等多因素的耦合作用^[13]。为平衡数值模拟的计算效率与精度,需在保证物理本质的前提下,对多相流交互、湍流耗散等细节进行合理简化,并建立符合实际工况的边界条件假设^[14]:

- 1) 将钢液视为三维稳态的黏性不可压缩流动;
- 2) 将结晶器内的钢液视作均相,鉴于钢中夹杂物的含量较少,故夹杂物对钢液流动的作用忽略不计;
- 3) 忽略结晶器锥度的影响;
- 4) 将结晶器的液面简化为理想平面。

1.2 网格划分和边界条件

1.2.1 模型建立

改良前的水口以及改良后的水口图纸如图 1 所示,其中,改良前的浸入式水口形状为通体圆柱形,水口出口为半径 78 mm 的圆形,底部形状为凸形,出水口角度为斜向下 15°;改良后的浸入式水口形状为上半部圆形,下半部扁形,水口出口为跑道形,尺寸为 42 mm×100 mm,底部形状为凹形,出水口角度为斜向下 15°。

1.2.2 网格划分

鉴于结晶器模型的双对称性,本次模拟计算区域采用铸坯的 1/4 进行计算^[15],从而大幅减少网格

的数量,有效地减少了计算耗用的时间。为了提高模型的计算精度,对液渣层部分以及浸入式水口部分进行网格加密^[16]。网格采用 Tet 四面体,数量约为 32 万个且已通过网格无关性验证^[17],水口结构以及对应结晶器网格图如图 2 所示。其中,图 2(a)为改良前圆形水口对应的模型图;图 2(b)为改良后扁形水口对应的模型图;图 2(c)为改良前圆形水口及结晶器网格划分图;图 2(d)为改良后扁形水口及结晶器网格划分图。

1.2.3 边界条件^[18]

1) 入口: velocity-inlet 速度入口,入口速度由拉坯速度以及水口参数确定;

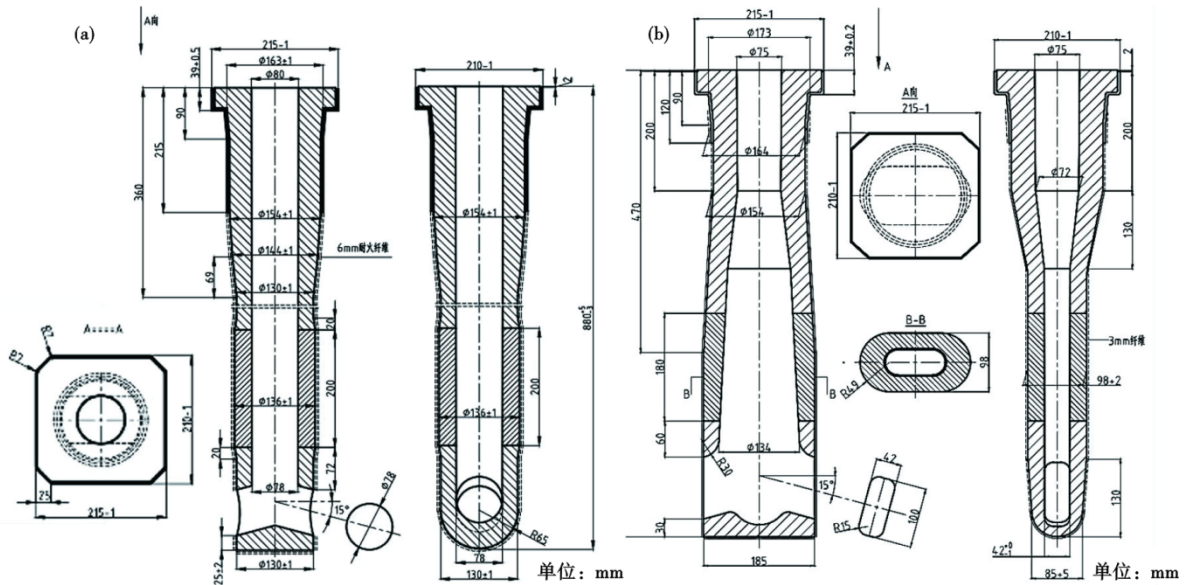


图 1 改良前后浸入式水口的原型结构:(a)圆形水口,(b)扁形水口

Fig. 1 Prototype structure of submerged nozzle before and after improvement:(a) circular water outlet,(b) flat shaped water outlet

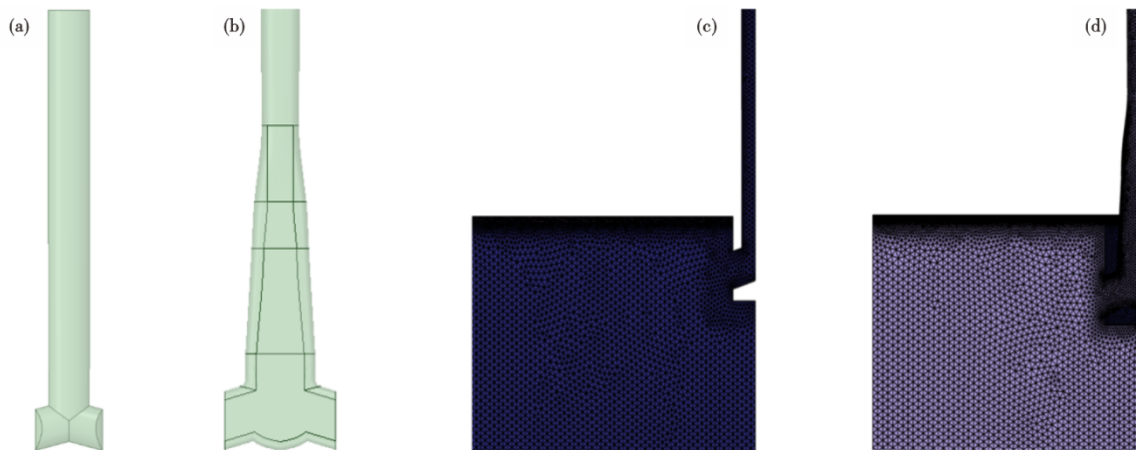


图 2 水口模型以及网格划分示意图:(a)圆形水口,(b)扁形水口,(c)圆-结晶器网格,(d)扁-结晶器网格

Fig. 2 Schematic diagram of water outlet model and grid division:(a) circular nozzle outlet,(b) flat shaped water outlet,(c) circle mold grid,(d) flat mold grid

2) 出口: outflow 出流边界, 液体自由流出;

3) 对称面: 采用 symmetry 对称边界;

4) 壁面: 静止无滑移壁面;

5) 结晶器自由液面: 鉴于自由液面上的表面剪切力极小, 此处将其设为 0。

1.3 模型控制方程

钢液流动视为湍流, 采用 k-ε 双方程^[19-23], 钢液-钢渣界面采用 VOF 描述。具体表达如式(1)~(6):

连续性方程

$$\frac{\partial(\rho v_j)}{\partial x_j} = 0 \quad (1)$$

质量守恒方程

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i)}{\partial x_i} = S_m \quad (2)$$

动量守恒方程

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + \rho g_i + F_i \quad (3)$$

k-ε 湍流模型方程

湍动能 k 方程

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j k)}{\partial x_j} = \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \rho P - \rho \varepsilon \quad (4)$$

湍流耗散率 ε 方程

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j \varepsilon)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_1 \frac{\varepsilon}{k} \rho P - C_2 \frac{\varepsilon}{k} \rho \varepsilon \quad (5)$$

式中,

$$P_i = \mu_T \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial \mu_m}{\partial x_m} \delta_{ij} \right) - \frac{2}{3} k \frac{\partial \mu_m}{\partial x_m} \quad (6)$$

k-ε 中的常数见表 1^[24]。

表 1 k-ε 双方程中的 5 个常数

Table 1 Five constants in k-ε double equations

C_1	C_2	C_μ	σ_k	σ_ε
1.44	1.92	0.09	1.0	1.2

VOF 模型方程

$$\frac{\partial F_1}{\partial t} + \mu_i \frac{\partial F_1}{\partial x_i} = 0 \quad (7)$$

式中, ρ 为密度, kg/m³; v_j 为 j 方向速度, m/s; x_i, x_j 为 i, j 方向的具体坐标位置。t 为时间, s; u_i 和 u_j 为钢液沿 i, j 方向上的速度分量, m/s; S_m 为源项。P 为压力, Pa;

τ_{ij} 为应力张量, N/m; g_i 为重力加速度; F_i 为包含了其他模型的相关源项, N/m³; μ_T 为涡黏性系数, N/m²; k 为湍流动能, J; ε 为湍流耗散率, W/m³; t 为时间, s; u_i 和 u_j 分别为 i 方向和 j 方向上的能量, J; μ 为流体的动力黏度, kg/m; P_i 为湍流产生项; μ_m 为动力学黏度, N·s/m²; x_m 为坐标分量; δ_{ij} 为克罗内克符号, 当 i=j 时为 1, 否则为 0; μ_i 为钢液的黏度, Pa·s; F₁ 为局部初始化时, 钢液相所占的比例, 当 F₁=0 时, 表示液渣相; F₁=1 时, 表示钢液相; F₁=0~1 时, 及钢液与液渣层界面。

1.4 数值计算参数

数值计算中的所有相关参数均与实际生产中的工艺参数相对应, 计算中所用到的浸入式水口的参数见表 2, 结晶器参数见表 3, 物性参数见表 4。

表 2 浸入式水口基本参数

Table 2 Basic parameters of submerged nozzle

项目	入口内径/mm	底部形状	水口长度/mm	侧孔形状	水口出口倾角/°
圆形参数	80	凸底	880	圆形	15
扁形参数	75	凹底	780	扁形	15

2 计算方法及过程

2.1 计算方法

1) 计算流体力学问题的求解流程通常划分为前处理、核心求解及结果后处理三个关键阶段。ANSYS Fluent 作为一个大型商用 CFD 软件, 因其丰富的计算模型, 在流体力学领域得到广泛应用, 其具有速度场、温度场及压力场等基础计算功能^[25-26]。利用流体计算软件 Fluent 中的 k-ε 湍流方程模拟结晶器内钢水稳态流动的过程, 并用 VOF 多相流方程模拟结晶器内渣金界面的变化。

2) 采用 Fluent 耦合求解器 (COUPLE) 对结晶器内钢液的流动行为进行数值模拟, 其中动量方程与 k-ε 湍流模型采用二阶迎风格式离散, 压力项通过 PRESTO 处理, 时间步长 0.001 s。当残差小于设定收敛值且其余数值变化趋于稳定时, 认为此次计算的方程达到了稳定收敛。在浸入式水口的出口处设立监测点, 当监测点的流速趋于平稳或不再发生周期性变化并且达到稳定收敛时, 认为此次的模拟计算完成。

2.2 模拟结果验证

为验证本次模拟采用的计算方法以及离散格

表3 结晶器基本参数

Table 3 Basic parameters of mold

项目	断面尺寸/(mm·mm)	结晶器长度/mm	计算域长度/mm	浸入深度/mm	拉速/(m·min ⁻¹)	渣层厚度/mm
数值	230×1 650	900	2 000	125、150、175	0.8、1.0、1.2	12

表4 物性参数

Table 4 Physical parameters

项目	钢液密度/(kg·m ⁻³)	钢液粘度/(Pa·s)	钢渣密度/(kg·m ⁻³)	钢渣黏度度/(Pa·s)	钢液-钢渣表面张力系数/(N·m ⁻¹)
数值	7 020	0.006 7	3 500	0.05	1.2

式的合理性,通过对比刘颜彬等^[27]的研究来验证此次模拟的准确度。如图3所示,其中,图3(a)为刘颜斌等针对断面尺寸为1 020 mm×200 mm的两孔水口的板坯连铸结晶器内钢液流场模拟结果,图3(b)为本研究采用的替换前的两孔水口的板坯连铸结晶器内钢液流场模拟结果。对比二者结晶器内中间截面的钢液流场分布情况,可以发现钢液的流动趋势及流场分布情况相似,充分证明了模拟结果符合真实的板坯结晶器流动规律,模拟结果真实可靠。

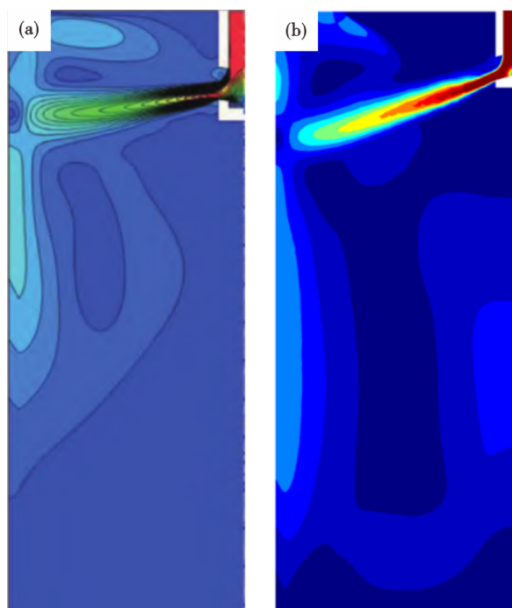


图3 结晶器中间截面的钢液流场分布对比:(a)1020 mm×200 mm,(b)1650 mm×230 mm

Fig. 3 Comparison of molten steel flow field distribution in the middle section of the mold : (a)1020 mm×200 mm, (b)1650 mm×230 mm

3 结果分析与讨论

3.1 不同水口结晶器钢液流动分析

3.1.1 流场特征

图4展示了圆形与扁形浸入式水口条件下,结

晶器宽面中心截面的流场分布特征。当中间包内的高温钢液通过浸入式水口注入结晶器后,以水口侧孔的倾斜角度为入射角度向前推进,主流股动能衰减过程中持续驱动周围钢液产生流动,其影响区域逐步扩展。上部回流沿窄面上升至液面区域,在此形成双向流动特征,部分钢液由水口向窄面运动,另一部分则向反向流动。两股对向流在液面中段汇合后,在重力驱动下沿拉坯方向持续运动,其中,替换前的圆形水口所在的结晶器速度场较替换后的扁形水口不稳定,不利于保护渣的上浮以及钢液的流动。下行流股沿窄面抵达最大冲击深度后转向结晶器中心区域流动。从图4中可以看出,圆形水口所在结晶器的下回流区域存在一个较大的死区,且漩涡内部速度较小,钢液流动缓慢,这会严重阻碍钢液的热交换进程,抑制钢液中夹杂物的上浮行为,最终导致铸坯的质量恶化。

3.1.2 液面速度分布

图5与图6分别展示了在浸入深度为150 mm、拉速维持在1.0 m/min条件下,不同类型水口对结晶器钢渣界面速度的影响。其中,图5为界面速度曲线,图6为对应的界面水平速度分布云图。从图6中可以看出,圆形水口速度值差距较大,宽面方向上的正向速度与负向速度分布不均,在距离水口水口水平距离为0~0.3 m的范围内,圆形水口结晶器的钢渣界面速度在0.04~0.35 m/s范围内波动,扁形水口结晶器的钢渣界面速度始终在0~0.04 m/s范围内波动,表明圆形水口对应的结晶器内的钢液流动状态较不稳定,更易引起液面振荡,引发钢液卷渣行为,最终影响铸坯质量。扁形水口所在结晶器的宽面方向速度相比之下较为稳定,显著降低了铸坯质量问题发生的概率。

3.1.3 湍动能

上述两水口的流场差别和液面速度差异,主要源于水口底部对钢液产生的动能损耗不同。对结

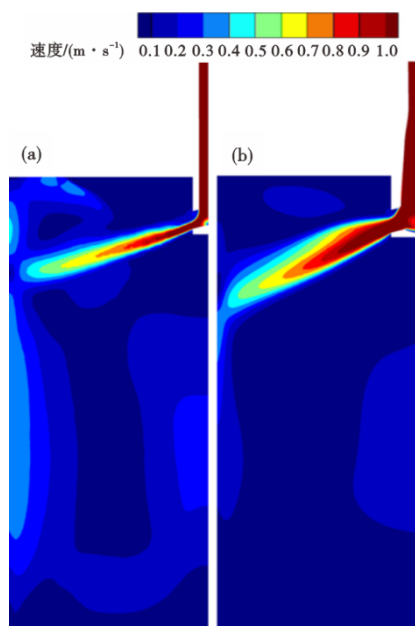


图 4 不同水口类型结晶器内钢液速度云图:(a)圆形水口, (b)扁形水口

Fig. 4 Velocity cloud map of molten steel in crystallizers with different types of nozzles: (a) circular nozzle, (b) flat nozzle

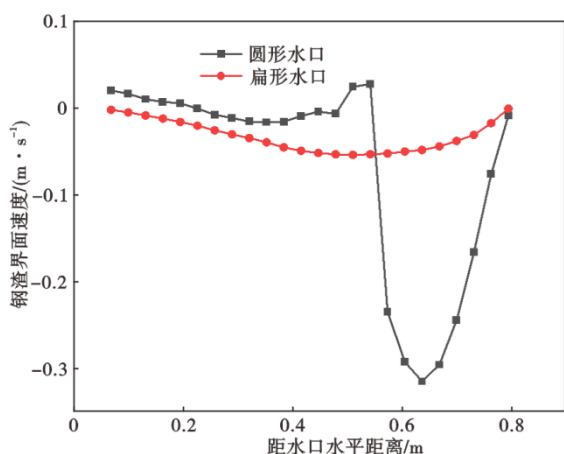


图 5 不同类型水口结晶器钢渣界面速度与水口距离的关系

Fig. 5 The relationship between interface velocity and nozzle distance of steel slag in different types of nozzle mold

晶器中心界面上半部及水口周边湍流强度分布特征如图 7 所示,图 7(a)为改良前圆形水口结晶器内钢液的湍动能云图,图 7(b)为改良后扁形水口结晶器内钢液的湍动能云图。从图 7 中可以看出,高端动能区域主要分布于水口射流出口及结晶器窄面区域。这种分布特征源于主流股上循环运动引发的强烈动量传递效应,导致上述区域钢液流动剧烈。统计对比显示,圆形水口出口处最大湍动能为 $0.04 \text{ m}^2/\text{s}^2$,扁形水口出口处的最大湍动能为 $0.02 \text{ m}^2/\text{s}^2$,

圆形水口方案的高端动能区域覆盖范围明显小于扁形水口。这是因为扁形水口的底部为凹底,其射流湍动能大于底部为凸底的圆形水口,同时钢液冲击凹底引起的湍流,加快了动能耗散,最终在侧孔出口处扁形水口湍动能小于圆形水口。

3.2 工艺参数优化研究

上述研究表明扁形水口结晶器内钢液的流场更优,液面波动更小,能够大幅提升连铸过程的稳定性和铸坯质量。本节将替换后的扁形水口作为研究对象,对该水口的连铸工艺参数(含浸入深度、拉坯速度、倾角设置)进行模拟优化研究。

3.2.1 浸入深度影响

图 8 与图 9 分别展示了在 $1.0 \text{ m}/\text{min}$ 拉速条件下,不同的浸入深度工况下结晶器纵截面的流场分布特征及钢液流动轨迹,浸入深度依次为 125、150、175 mm。结晶器内的钢液流场特征随着浸入深度的改变未呈现出显著差异。但随着浸入深度的增加,钢液的主流股对结晶器窄面的冲击位置发生了变化,同时,钢液流上下涡心的位置也产生了变化,结晶器上部形成了一部分高速流动区,集中在钢渣界面区域。这是因为水口浸入深度的增加使得钢液主流股的冲击点向下移动,同时钢液冲击窄面后产生的上环流与钢渣界面的距离也增大,导致存在引发卷渣风险的潜在可能性,从而影响凝固后的铸坯质量。

当中心流体流速减至初始速度的四分之一时,将该处与结晶器顶端之间的竖直间距,定义为冲击深度。模拟数据显示,当浸入深度增大时,钢液射流对底部的冲击深度明显增加,迫使非金属夹杂物上浮行程变长,夹杂物去除能力变弱,易引发铸坯内部质量隐患。图 10 展示了拉速为 $1 \text{ m}/\text{min}$ 、水口倾角为 15° 时浸入深度与冲击深度的关系。当水口浸入深度分别为 125、150、175 mm 时,对应的流股冲击深度依次为 522、561、618 mm。随着冲击深度的增加,夹杂物上浮难度显著提升,最终影响钢材的宏观性能。图 11 展示了不同浸入深度时自由液面速度与水口间距的关系。从图 11 中可以发现,随着与水口间距的不断增大,液面速度呈现出先减小后增大的趋势,其中液面速度最平稳的浸入深度为 125 mm,速度梯度变化最大的是 150 mm。因此,从提升铸坯品质角度来讲,选取优化的浸入深度参数 125 mm。

3.2.2 拉速影响

图 12 与图 13 分别展示了在 150 mm 浸入深度条件下,拉速与纵截面流场的影响规律。由图 12、图

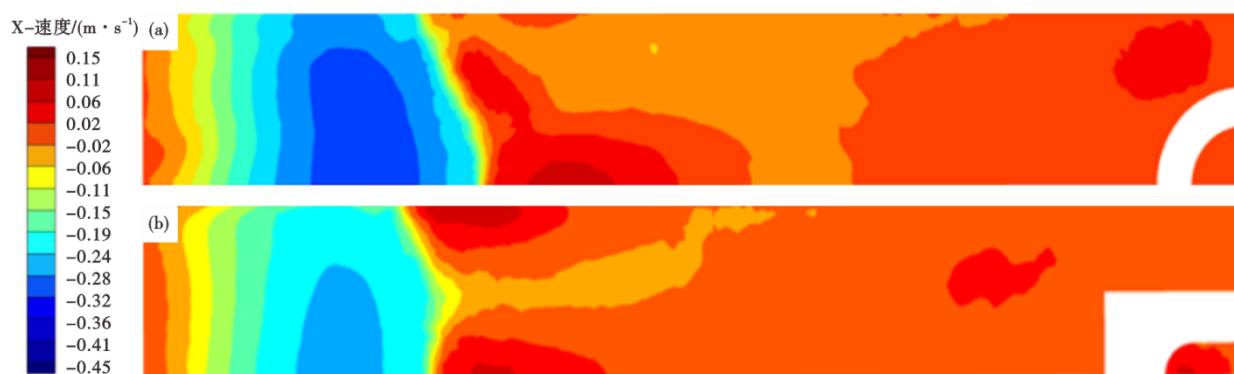


图 6 不同类型水口结晶器钢渣界面速度云图:(a)圆形水口,(b)扁形水口

Fig. 6 Cloud map of interface velocity of steel slag in different types of water outlet mold : (a)circular nozzle, (b)flat nozzle

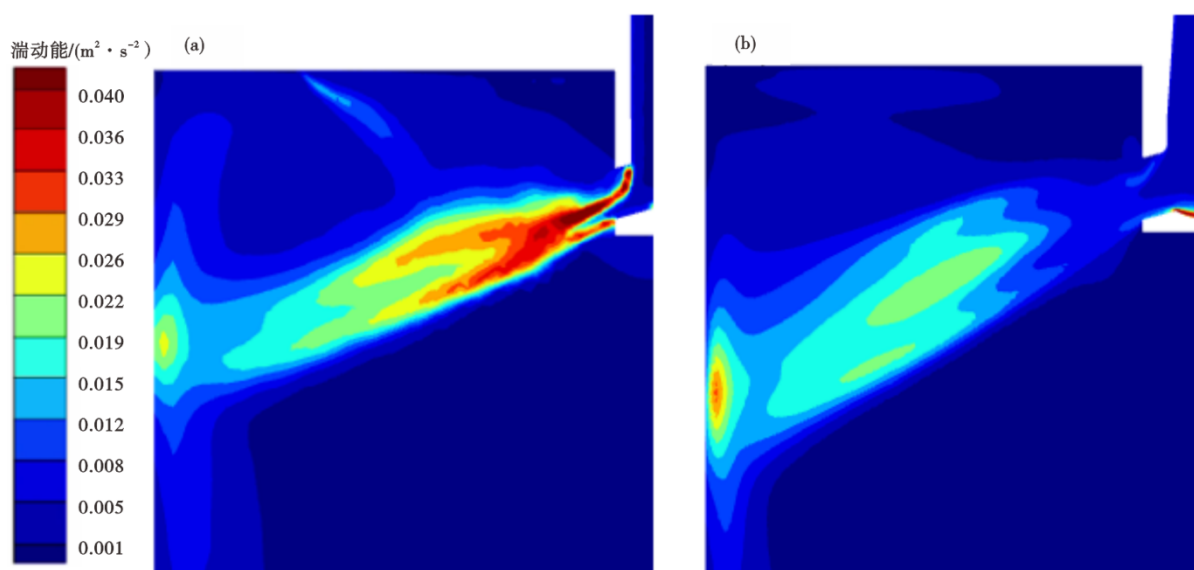


图 7 不同水口类型结晶器湍动能云图:(a)圆形水口,(b)扁形水口

Fig. 7 Turbulent energy cloud map of mold with different types of nozzles : (a)circular nozzle, (b)flat nozzle

13 可见,钢液在流入结晶器后,射流速度沿冲击方向逐渐衰减。当钢液流抵达结晶器壁时,其流动方向因剪切力的作用发生分离,形成上下两股分流:其中向上流动的钢液在壁面附近形成回流涡流的中心区域,向下流股延伸至最大冲击深度后折返,构成典型的双环流结构。当连铸机拉速分别为 0.8、1.0、1.2 m/min 时,浸入式水口出口钢液流速对应提升至 1.1、1.4、1.7 m/s,但流场整体结构保持稳定,主流股在窄面上的冲击作用区域呈现明显的重叠现象。当拉坯速率逐步提升时,钢液流股冲击深度也随之加大。随着拉速提升,结晶器内上下环流区纵向延伸幅度同步增大,上环流与结晶器壁角部低速区范围呈缩小趋势。该现象源于拉速增大导致的通钢量增加,使水口出口流速相应提高;但由于浸入式水口倾角保持恒定,主流股对窄面的冲击

位置未发生显著偏移,只有冲击强度和速度增加。从有效去除夹杂物的角度来看,冲击深度越浅,越有助于促进夹杂物的上浮去除。随着拉坯速度提升,钢液对结晶器窄面的冲击强度呈现增强趋势,但流场结构未发生本质上的改变。

随着拉坯速度不断提高,射流对底部的冲击深度显著加深,这种效应可能造成夹杂物滞留现象加剧,进而恶化铸坯质量。图 14 给出了 150 mm 浸入深度下,拉速与浸入深度的影响。数据表明,虽然冲击深度随拉速增加呈现单调递增趋势,但拉速参数对冲击深度的控制效能存在明显的上限约束。提高拉速会导致结晶器内上回流的湍动能增大,从而使得结晶器自由液面速度增大,提高保护渣被卷入的风险,此外,还会导致坯壳生长不均。图 15 展示了不同拉速条件下自由液面流速沿结晶器角部

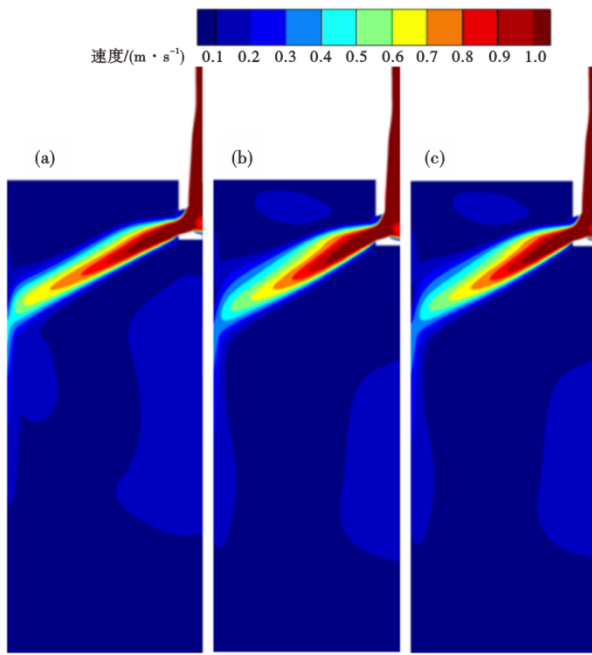


图 8 不同浸入深度时结晶器内钢液速度云图:(a)125 mm, (b)150 mm, (c)175 mm
 Fig. 8 Velocity cloud map of molten steel in the crystallizer at different submerged depths : (a)125 mm, (b)150 mm, (c)175 mm

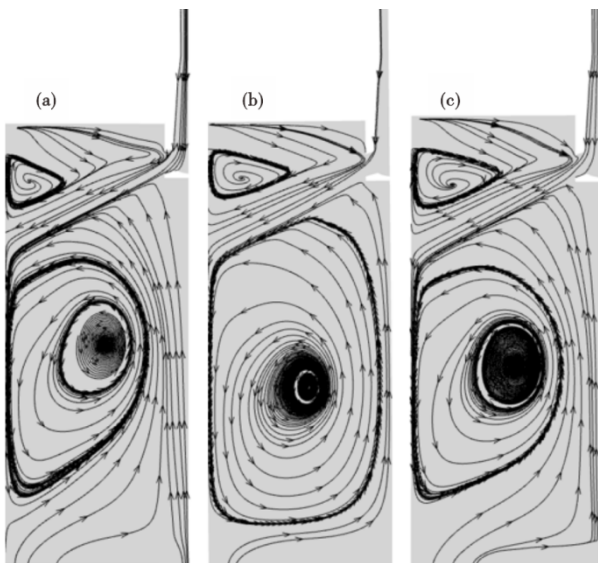


图 9 不同浸入深度时结晶器内部钢液迹线图:(a)125 mm, (b)150 mm, (c)175 mm
 Fig. 9 Trace diagram of molten steel inside the mold at different submerged depths : (a)125 mm, (b)150 mm, (c)175 mm

至中心方向的分布特征。分析表明,在三种拉速条件下,液面流速随距水口距离的增加呈现相似的三阶段变化规律:1)流速衰减阶段,2)随后在某一位置处出现流速回升,3)最终再次进入流速衰减区间。当拉速为0.8 m/min时,液面流速沿径向的波动

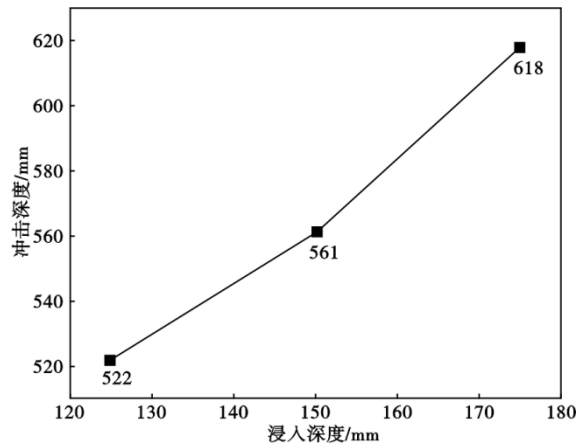


图 10 浸入深度与冲击深度的关系(拉速为 1 m/min,水口倾角为 15°时)
 Fig. 10 The connection between immersion depth and impact depth when the pulling speed is 1 m/min and the nozzle inclination angle is 15°

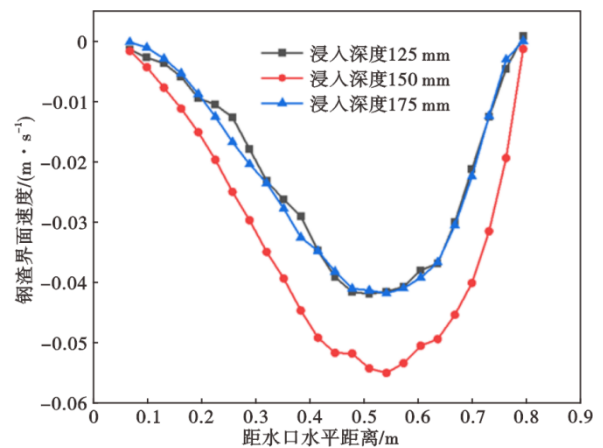


图 11 不同浸入深度下自由液面速度与水口距离的关系
 Fig. 11 The relationship between free liquid surface velocity and nozzle distance at different submerged depths

幅度显著减小,整体呈现相对平稳的衰减特征。自由液面速度过大会影响钢渣界面稳定性;波动幅度增大可能诱发钢液裸露和夹渣物卷入等问题,从而恶化铸坯质量。为了获得较好的铸坯质量,综合考虑钢渣界面的稳定性和流场形态后,将拉速控制在 0.8 m/min,有利于铸坯质量的提升。

3. 2. 3 水口倾角影响

图 16 和图 17 呈现拉速 1.0 m/min、浸入深度 150 mm 时,在不同倾角(10°、15°、20°)下结晶器窄面中心的流场分布情况以及钢液流动情况。从图 16 和图 17 中可以发现,水口倾角的改变对结晶器流场的形态影响显著。当水口倾角由 10°调整至 20°时,出口最大射流速度从 1.56 m/s 降至 1.45 m/s,伴

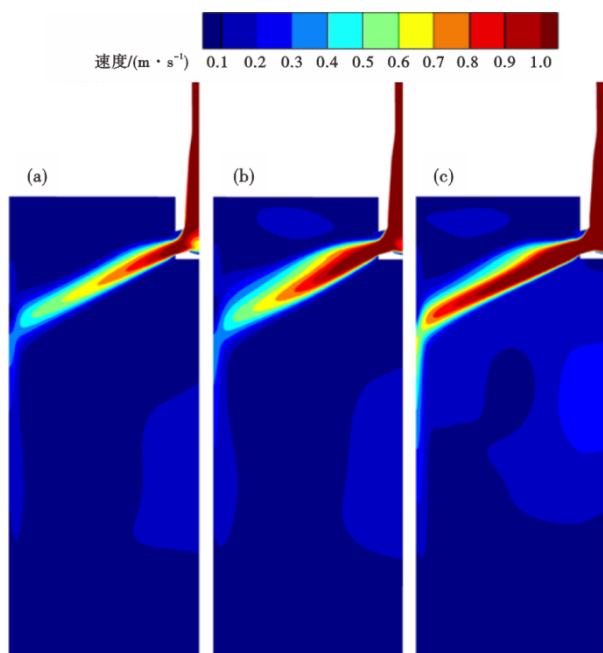


图 12 不同拉坯速度时结晶器内部钢液速度云图:(a)0.8 m/min, (b)1.0 m/min, (c)1.2 m/min

Fig. 12 Cloud map of molten steel velocity inside the mold at different casting speeds : (a) 0.8 m/min, (b) 1.0 m/min, (c) 1.2 m/min

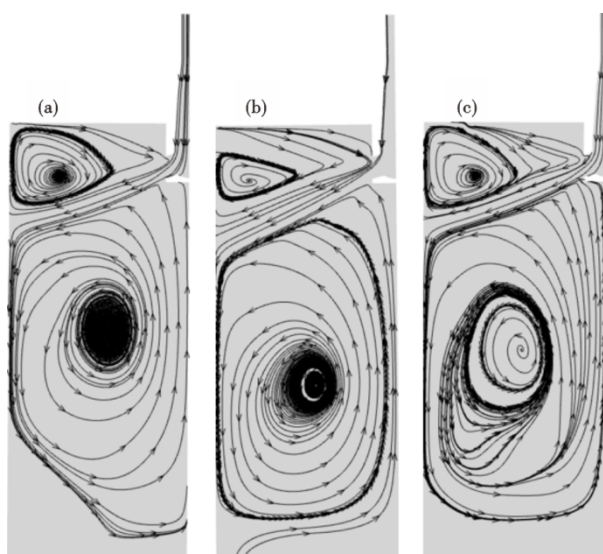


图 13 不同拉坯速度时结晶器内部钢液迹线图:(a)0.8 m/min, (b)1.0 m/min, (c)1.2 m/min

Fig. 13 Trace diagram of molten steel inside the mold at different casting speeds : (a) 0.8 m/min, (b) 1.0 m/min, (c) 1.2 m/min

随主流股冲击位置下移及上回流区纵向延伸幅度缩减,同时结晶器壁角部与上环流区之间的低速区域显著扩大。该现象源于倾角变化引发的流场重构:小倾角条件下,主流股以较浅的冲击深度抵达

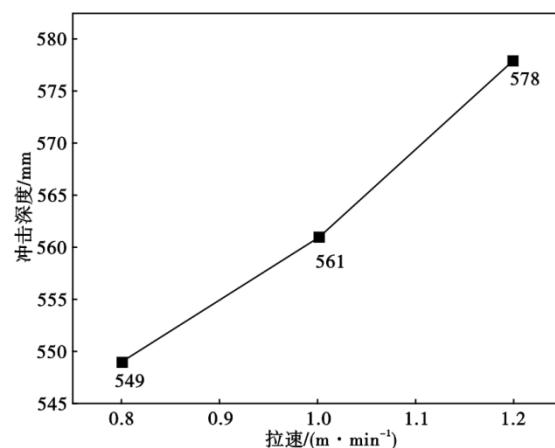


图 14 拉坯速度与冲击深度的关系(浸入深度为 150 mm,水口倾角为 15°)

Fig. 14 The relationship between billet pulling speed and impact depth at an submerged depth of 150 mm and a nozzle inclination angle of 15°

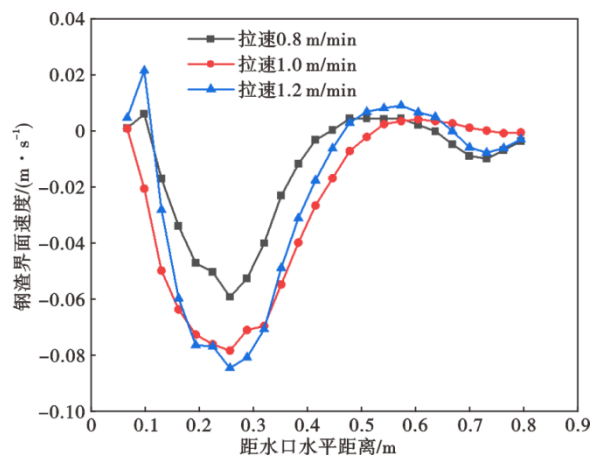


图 15 不同拉坯速度下钢渣界面速度与水口距离的关系
Fig. 15 The relationship between the interface velocity of steel slag and the distance from the nozzle under different casting speeds

窄面,短行程路径导致流速衰减滞后,形成高强度上回流区并延伸至更深区域。当倾角增大时,射流方向发生向下偏转,冲击深度增加使主流股抵达窄面前经历更长的流动路径,在钢液黏性阻力与重力共同作用下,上回流区动能逐渐衰减,最终导致低速区域范围扩展。生产实践表明,过大倾角设计会加剧主流股对深部区域的穿透效应,增加夹杂物与气泡被卷入结晶器底部的风险,不利于其上浮分离。

图 18 揭示了水口倾角与冲击深度之间的关联性,通过图中数据可观察到水口倾角 10°、15°、20° 所对应的流股冲击深度依次为 483、561、613 mm。

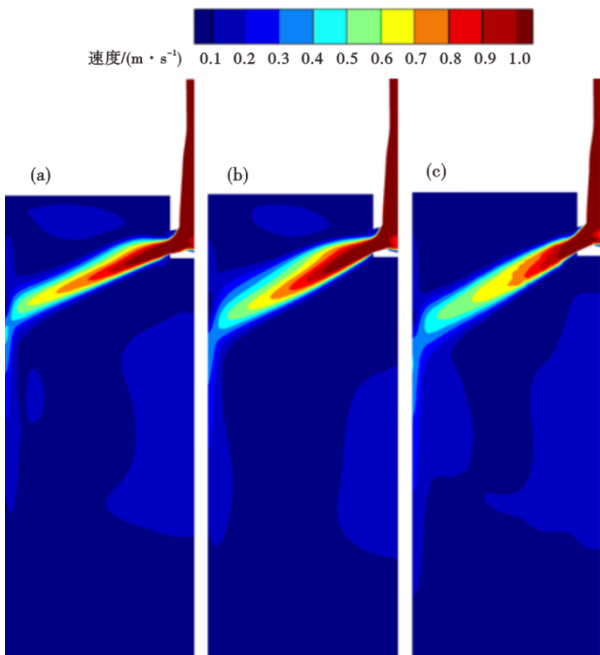


图 16 不同水口倾角时结晶器内钢液速度云图:(a)10°, (b)15°, (c)20°

Fig. 16 Cloud map of steel velocity inside the mold at different nozzle inlet angles: (a)10°, (b)15°, (c)20°

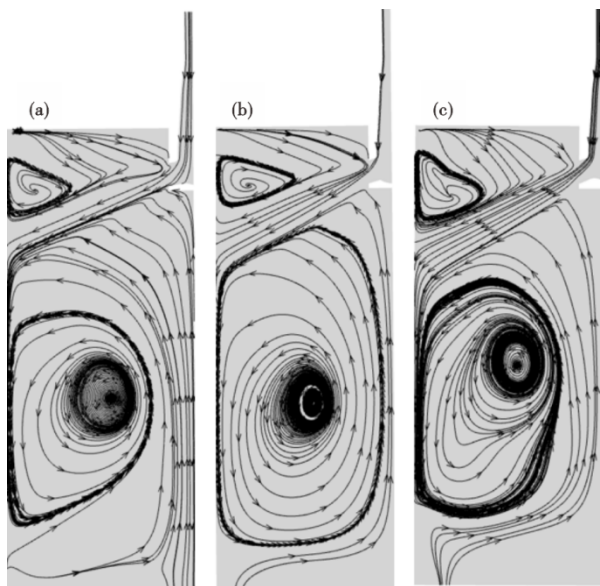


图 17 不同水口倾角时结晶器内部钢液迹线图:(a)10°, (b)15°, (c)20°

Fig. 17 Trace diagram of molten steel inside the mold with different nozzle inlet angles: (a)10°, (b)15°, (c)20°

显然,伴随水口角度的增加,流股的浸入深度随之提升,但增速逐渐放缓,这是因为角度增大导致钢液进入结晶器时的初始速度加快,从而增强了钢液的湍流动能。图 19 呈现了不同水口倾角状况下,自由液面速度和水口间距的关系。由此能够看出,三

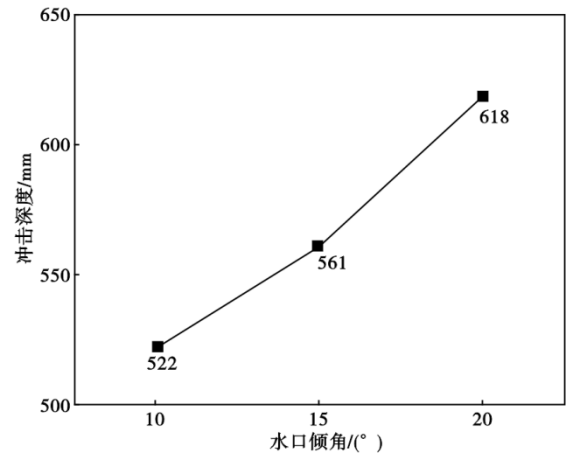


图 18 水口倾角与冲击深度的关系(浸入深度:150 mm,拉速:1.0 m/min时)

Fig. 18 The relationship between the inclination angle of the nozzle and the impact depth when submerged at a depth of 150 mm and pulled at a speed of 1.0 m/min

种水口倾角与它们距水口的距离存在相应关系,均呈现先下降后上升的趋势,且可以看出当水口倾角为 15°时,结晶器内自由液面的速度变化趋势最好,当水口倾角为 10°和 20°时,结晶器内自由液面的速度波动过大,导致铸坯卷渣风险提高。

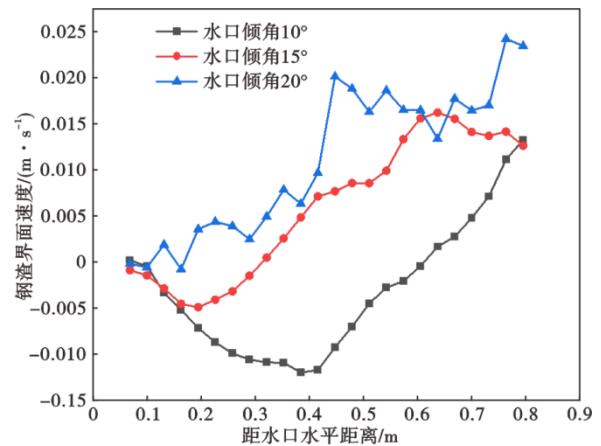


图 19 不同水口倾角下钢渣界面速度与水口距离的关系
Fig. 19 The relationship between interface velocity and nozzle distance of steel slag at different nozzle angles

4 结论

本研究构建了适用于 230 mm×1650 mm 的宽厚板坯连铸结晶器的三维流场的数值模型,系统仿真了钢液在结晶器内的流动特性,并基于模拟的结果对比分析了圆形与扁形水口的结构对钢液流场的分布、自由表面的流速及湍流强度的差异化影响。进一步探究了浸入深度、拉坯速率及侧孔倾角等工

艺参数对结晶器内部流场结构的调控机制,得出了如下主要结论:

1)圆形水口对应的结晶器内的钢液流场较扁形水口不稳定;圆形水口所在结晶器内钢液的自由液面流速范围为:0.04~0.35 m/s,扁形水口所在结晶器内钢液的自由液面流速范围为:0~0.04 m/s;圆形水口出口处钢液的湍动能最大为0.04 m²/s²,扁形水口出口处的湍动能最大为0.02 m²/s²。使用扁形水口后结晶器内钢液的各方面指标均优于圆形水口。

2)不同的浸入深度主要作用于钢渣界面的流场,对结晶器内部钢液的流动状态及流场分布影响较小。通过分析不同浸入深度下钢渣界面的速度

以及冲击深度参数,得出浸入深度的最佳参数为125 mm。

3)拉坯速度的增加对钢渣界面速度的影响较小,对钢液主流股的冲击深度的变化趋势影响也较小,对比模拟结果后可以确定拉速控制在0.8 m/min时,钢渣界面较为稳定。

4)水口倾角对流场形态以及钢渣界面的波动状况产生显著影响。当水口倾角由10°逐步增大至15°时,钢液的上部回流区域强度降低,下部回流区域强度增强,同时,钢液对窄面的冲击位置出现下移现象。水口倾角继续增大至20°时,钢渣界面速度波动较大,卷渣风险提高。综合多方面因素考量,水口倾角设定为15°时,流场状态表现最优。

参考文献

- [1] 王利波,李月颖,马桂芬.连铸板坯结晶器水口优化及现场应用[J].冶金标准化与质量,2023,61(3):43-48.
- [2] 张利民,肖鹏程,朱立光.薄板坯连铸用新型浸入式水口数值模拟分析[J].连铸,2023,48(3):22-26.
- [3] 陆靖洲,潘伟明,窦坤,等.板坯连铸过程结晶器水口优化数值模拟[J].连铸,2024,49(1):18-25.
- [4] 李瑜,孙彦辉,宋思程,等.浸入式水口对薄板坯结晶器内钢液流动的影响[J].钢铁研究学报,2024,36(1):66-75.
- [5] 王杨,马党参,杨卯生,等.耗散型浸入式水口对1270 mm×150 mm板坯结晶器流场优化[J].中国冶金,2023,33(10):65-72+80.
- [6] 孙国敏,彭勇生,桂斌,等.230 mm厚度断面板坯连铸结晶器浸入式水口结构的优化研究[J].宽厚板,2024,30(5):10-13.
- [7] 冯巍,张开,方磊,等.水口结构对板坯连铸结晶器流场的影响[J].工业加热,2019,48(5):11-14.
- [8] 袁静,时朋召,徐李军,等.250 mm厚板坯结晶器浸入式水口结构的优化研究[J].连铸,2019,44(4):19-25.
- [9] 荣文杰,蒲迪涛,霍慧芳,等.浸入式水口结构影响板坯连铸结晶器钢液流动行为的研究进展[J].材料与冶金学报,2024,23(6):513-524+545.
- [10] 刘佳明,姜敏,钟华军,等.板坯连铸结晶器流场数值模拟[J].金属世界,2024(6):41-46.
- [11] 雷琳琳,常运合,罗衍昭,等.浸入式水口及其对板坯连铸结晶器流动行为的影响[J].连铸,2023,48(6):1-16+40.
- [12] 付菁媛,刘宇航,史庆帅,等.160 mm×160 mm连铸方坯结晶器流场数值模拟[J].河北冶金,2025,(6)1-16.
- [13] 李阳.连铸板坯结晶器内钢液流速的控制与应用[J].河北冶金,2023(3):6-11.
- [14] 侯光达,姜晓艳,公斌,等.板坯连铸机浸入式水口侧孔结构对结晶器流场的影响[J].冶金标准化与质量,2022,60(1):42-46.
- [15] 邹涛,战东平,张慧书,等.板坯连铸结晶器水口优化数理试验研究[J].钢铁研究学报,2020,32(4):304-310.
- [16] 王伟,朱立光,张彩军,等.180 mm×610 mm板坯连铸结晶器内流场水模型及数值模拟[J].中国冶金,2020,30(2):46-53.
- [17] 黄军,陈震宇,雷华,等.不同水口类型下的宽板坯结晶器流场特征数值模拟研究[J].连铸,2024,49(5):10-19.
- [18] 肖太平,倪红卫,孔勇江,等.水口扩张角对230 mm×1300 mm板坯结晶器流场及氩气泡行为的影响[J].特殊钢,2015,36(2):13-16.
- [19] 吴炳胜,傅彦棉,田倩影,等.新型水口作用下的结晶器流场数值模拟[J].铸造技术,2015,36(3):763-766.
- [20] 韩毅彤,张炯明,罗衍昭,等.拉速对小方坯结晶器液面波动影响的数值模拟[J].特殊钢,2013,34(6):14-17.
- [21] 仇灏,时朋召.不同浸入式水口250 mm×1800 mm板坯连铸过程模拟[J].铸造技术,2017,38(7):1701-1707.
- [22] Li Z Y, Lu Y, Wang R D, et al. Numerical simulation of effects of mold cavity and submerged entry nozzle on flow, heat transfer and solidification in funnel-type molds for thin slab casting[J]. Metals, 2025, 15(2): 183.
- [23] Ling H T, Yue Q, Wang H J, et al. Evaluation of submerged entry nozzle performance in slab continuous casting molds with different cross sections[J]. Metallurgical Research & Technology, 2025, 122(3): 301.
- [24] Golani R, Ganguly S, Waseer T S, et al. Effect of submerged entry nozzle design on fluid flow dynamics inside the thin slab caster mold[J]. Transactions of the Indian Institute of Metals, 2024, 78(1): 16.
- [25] Xu R, Ling H T, Tian X, et al. Effect of submerged entry nozzle structure on fluid flow, slag entrainment, and solidification process in a slab continuous casting mold[J]. ISIJ International, 2024, 64(6): 1010-1018.
- [26] Shen M. Study on structural optimization of submerged nozzle of continuous casting mold by water model experiment[J]. Metallurgija, 2023, 62(3-4): 349-351.
- [27] 刘颜彬,唐海燕,王凯民,等.水口结构对板坯结晶器液面流动行为的影响[J].连铸,2022,47(3):1-10+17.