



水口入口角度对钢锭卷渣行为的多相流模拟

张连有¹, 刘 钦¹, 肖 佳², 侯忠霖¹, 艾新港¹, 李胜利¹

(1 辽宁科技大学材料与冶金学院, 鞍山 114051; 2 东北特殊钢集团有限责任公司, 大连 116300)

摘 要: 卷渣作为钢锭充型过程中形成的典型缺陷, 直接影响钢锭最终质量。锭模底部水口形状是影响钢液流动和卷渣行为的关键因素, 为了探究水口形状对卷渣行为的影响规律, 基于 Fluent 多相流模型, 通过考虑钢液、保护渣、空气三相间的相互作用及钢液充型过程的凝固行为, 系统研究了水口入口角度(5°、15°、25°)对 3.1 t 钢锭充型过程流场、渣滴捕获等行为的影响。结果表明, 充型初期钢锭尾部区域凝固壳较薄, 且钢液内部流动性较好, 渣滴会迅速上浮至渣层; 随着充型高度的增加, 水口入口角度的改变会显著影响钢液流动形式, 入口角度越大, 钢液主流股越向外侧壁面方向偏移; 对于该锭型, 水口入口角度为 5° 时, 钢液内部涡流始终位于近液面未形成凝固坯壳区域, 流动模式及凝固进程更利于抑制卷渣的发生。该研究可为下注法模铸生产中水口形状设计提供参考和指导。

关键词: 钢锭; 多相流; 水口入口角度; 卷渣缺陷

DOI:10. 20057/j. 1003-8620. 2025-00141 中图分类号: TF775

Multiphase Flow Simulation of the Slag Entrapment Behavior of Steel Ingots Influenced by the Inlet Angle of the Nozzle

Zhang Lianyou¹, Liu Qin¹, Xiao Jia², Huo Zhonglin¹, Ai Xingang¹, Li Shengli¹

(1 School of Materials and Metallurgy, University of Science and Technology Liaoning, Anshan, 114051, China; 2 Dongbei Special Steel Group Co., Ltd., Dalian, 116300, China)

Abstract: As a typical defect formed during the ingot filling process, the slag entrapment directly affects the final quality of the steel ingot. The shape of the nozzle at the bottom of the ingot mold is a key factor influencing the flow of molten steel and the behavior of slag entrapment, in order to explore the influence law of the shape of the nozzle on the slag entrapment behavior, this paper, based on the Fluent multiphase flow model, systematically studies the influence of the inlet angles of the nozzle (5°, 15°, 25°) on the behaviors such as the flow field and slag droplet capture during the filling process of a 3.1 t steel ingot by taking into account the interactions among the three phases of molten steel, mold powder, and air as well as the solidification behavior during the filling process of molten steel. The results show that: in the initial stage of the filling process, the solidified shell in the tail region of the steel ingot is relatively thin, and the internal fluidity inside the molten steel is good, so the slag droplets will quickly float up to the slag layer. With the increase of the filling height, the change of the inlet angle of the nozzle will significantly affect the flow pattern of the molten steel. The larger the inlet angle is, the more the main stream of the molten steel will deviate towards the outer sidewall. For this type of ingot, when the inlet angle of the nozzle is 5°, the internal eddy current inside the molten steel is always located in the area near the liquid surface where the solidified ingot shell has not been formed. The flow pattern and the solidification process are more conducive to suppressing the occurrence of slag entrapment. This study can offer references and guidance for the design of nozzle shapes in bottom-pouring mold casting production.

Key Words: Steel Ingot; Multiphase Flow; Inlet Angle of the Nozzle; Slag Entrapment Defect

模铸技术是制造业生产的核心环节, 钢锭的铸造质量直接关系到最终钢材的性能与使用价值^[1-2]。目前, 除了钢锭心部质量问题, 表面质量问题也是影响产品质量和使用价值的关键因素, 尤其钢锭卷渣缺陷是影响钢锭铸造质量的重要问题之一^[3-5]。

在下注法浇注过程中, 保护渣要先铺在钢锭尾部一部分, 由于流动的钢液会形成涡流, 保护渣可能卷入钢液, 卷入的保护渣或重新上浮至钢液-保护渣界面, 或被提前凝固的钢液捕捉形成卷渣, 最终影响钢锭的质量^[6-8]。

基金项目: 辽宁省创新联合体重大专项(2023 JH1/11200012); 国家自然科学基金资助项目(52304352); 辽宁省高校基本科研业务费项目(LJ212410146038, LJ232410146036, LJ222410146022); 教育部“春晖计划”合作科研资助项目(202200042); 辽宁省科技厅博士科研启动基金计划资助项目(2023-BS-182)

作者简介: 张连有(2001—), 男, 硕士; **E-mail:** 2771506748@qq.com; **收稿日期:** 2025-05-22

通信作者: 侯忠霖(1981—), 男, 博士, 副教授; **E-mail:** dlut_kyo@sinal.com

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

在充型过程中,钢-渣界面的波动、保护渣的熔化性能以及保护渣的加入方式,都会对卷渣的发生产生作用,尤其是钢-渣界面流速大会严重增加卷渣风险^[9-12]。在浇注初期,钢渣界面波动对卷渣影响较大,水口形状作为影响钢液充型过程流动行为的重要因素,显著影响钢-渣界面波动情况。因此,优化浇注系统,如水口形状,可有效减轻卷渣风险。目前,数值模拟技术是优化浇注系统设计的技术手段^[12-15]。庄斌杰等^[16]对超大宽厚比钢锭浇注过程进行数值模拟,研究了不同水口布置对钢锭充型和凝固过程的影响,发现多水口浇铸的液面处流速最小,有利于减少卷渣缺陷。为了解充型过程中的钢液的流动行为及其对夹杂物去除的影响,Robert Eriksson等^[17]利用Flow3D.11对铸锭充型过程进行了模拟,研究了浇注过程中水口角度对铸锭模内流体流动的影响。结果表明,在充型过程中,采用有角度的水口可以降低渣分散到钢中的可能性。张超杰等^[18]针对不同上下口直径的模底砖,对钢锭充型过程进行数值模拟,得出当模底砖下口直径大于90 mm后,钢锭充型初期液面发生卷渣的倾向很小。Line Hallgren等^[19]利用FLUENT软件研究了充型初期不同水口类型和旋流对锭模内流动形态的影响,结果表明,采用与涡流发生器相结合的发散式水口可以获得更平缓的初始充型条件。

此外,在水口结构设计中引入旋流叶片也可有效抑制自由表面湍流现象。Zhang Z等^[20]在水口处采用了一种旋流叶片的方法,并通过数值模拟对浇注初期液面波动情况进行了研究。结果表明,初始充型约1 s时液体沿水口壁面流动,不会出现液面隆起现象,且6 s内可形成非常均匀稳定的液面,该稳定液面能够防止保护渣进入钢液。随后,TAN等^[21]采用双模浇注系统,对旋流叶片的不同取向进行了研究。发现旋流叶片的平行放置比旋流叶片的垂直放置更好。上述工作为钢锭尾部卷渣问题的探究提供了丰富的思路与方法,然而,以上研究均以单相(钢液)流动行为开展研究,未充分考虑钢液、保护渣、空气多相流动、混合、渣滴捕获等行为,无法反应卷渣缺陷严重程度和复现钢锭表面卷渣分布情况。

鉴于此,基于ANSYS-FLUENT软件构建了考虑钢液、保护渣、空气的多相流模型,运用VOF方法追踪钢-渣界面波动情况,结合流场-传热-凝固

的多物理场耦合模型,系统研究了不同水口入口角度(5°、15°、25°)对3.1 t钢锭充型过程中流场和温度场分布、渣滴捕获行为以及凝固过程的影响,旨在为优化水口形状设计、抑制钢锭卷渣缺陷提供理论依据。

1 数学模型

1.1 基本假设

- 1)多相流视为三维不可压缩牛顿流体的非稳态流动,且各相均为均相物质。
- 2)保护渣与钢液之间的化学反应忽略不计。
- 3)钢液在进口处的流速是恒定的且体积分数为1。
- 4)忽略凝固壳收缩以及气隙形成对流动和传热的影响。
- 5)钢液流动为低雷诺数的湍流运动,采用低雷诺数k-ε模型描述其流动特性。

1.2 VOF模型

VOF (Volume of Fluid)模型,是一种在固定的欧拉网格下的表面追踪法^[22]。在VOF方法中,体积分数(α_i)是用来划分不同相界面的函数,在控制单元中,空气、钢液、保护渣三相的体积分数之和为1,如式(1)。

$$\alpha_g + \alpha_l + \alpha_i = 1 \quad (1)$$

式中, α_g 为空气体积分数, m^3 ; α_l 为钢液体积分数, m^3 ; α_i 为保护渣体积分数, m^3 。

模型中体积分数(α_i)应满足式(2)。

$$\frac{\partial \alpha_i}{\partial t} + (\mathbf{v} \cdot \nabla) \alpha_i = 0 \quad (2)$$

式中, \mathbf{v} 为运动矢量。在计算区域内,所有相的变量和参数都共享一个空间并只占据自己的体积分数。当 α_i 为0时,单元为空;当 α_i 为1时,单元是满的;当 $0 < \alpha_i < 1$ 时,单元包含分界面。某个计算单元密度表示如式(3)。

$$\rho = \alpha_g \rho_g + \alpha_l \rho_l + \alpha_i \rho_i \quad (3)$$

式中, ρ_g 、 ρ_l 、 ρ_i 分别为空气、钢液、保护渣的密度, $kg \cdot m^{-3}$ 。

某个单元的黏度表示如式(4)。

$$\mu = \alpha_g \mu_g + \alpha_l \mu_l + \alpha_i \mu_i \quad (4)$$

式中, μ_g 、 μ_l 、 μ_i 分别为空气、钢液、保护渣的黏度, $Pa \cdot s$ 。

1.3 k-ε模型

充型过程钢液的湍流行为可用k-ε湍流模型来进行描述,当存在钢液凝固行为时,低雷诺数k-ε模

型更适合描述糊状区内钢液的流动^[23-24]。

湍流能 k 方程如式(5)、式(6)。

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j k)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k - \rho \varepsilon + P_{kb} \quad (5)$$

$$\mu_t = \frac{\rho C_\mu f_\mu k^2}{\varepsilon} \quad (6)$$

湍动能耗散率 ε 方程如式(7)。

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j \varepsilon)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \frac{\varepsilon}{k} (C_{1\varepsilon} P_k - C_{2\varepsilon} \rho \varepsilon + C_{1\varepsilon b} P_{kb}) + 2(1 - C_{3\varepsilon}) \frac{\mu_t}{\rho} \overline{S_{ij} \Omega_{ij}} \quad (7)$$

式中, k 为湍流动能, ε 为湍动能耗散率, μ_t 为湍流黏度系数, σ_k 为湍动能 k 的 Prandtl 数, σ_ε 为耗散率 ε 的 Prandtl 数, $C_{1\varepsilon}=1.5$, $C_{2\varepsilon}=1.9$, $\sigma_k=1.4$, $\sigma_\varepsilon=1.4$ 。 P_k 为平均速度梯度引起的湍流动能生成项。

1.4 流动传热模型

钢液流动是三维不可压缩流动和传热的过程, 因此, 在多相耦合模拟过程中, 满足质量守恒、动量守恒以及能量守恒的基本规律, 其中式(8)为连续性方程。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (8)$$

式(9)为动量守恒方程(Navier-Stokers 方程)。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v_i v_j)}{\partial x_i} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \right] + S_m \quad (9)$$

$$S_m = \rho g_i + F_{emf} \quad (10)$$

式中, p 为压强, Pa; t 为时间, s; v 为流体速度, m/s; ρ 为流体密度, kg/m³; g 为重力加速度, m/s², 取 -9.81 m/s²; S_m 为源项, N/m³; μ_{eff} 为流体有效黏度系数, Pa·s。

$$\mu_{eff} = \mu_0 + \mu_t = \mu_0 + \frac{\rho c_u k^2}{\varepsilon} \quad (11)$$

式中, μ_0 为流体分子系数黏度, Pa·s; μ_t 为湍流黏度系数, Pa·s; c_u 为经验常数, k 为湍流动能, m²/s²; ε 为

湍流耗散率, m²/s²。

能量守恒方程为式(12)

$$\frac{\partial(\rho T)}{\partial t} + \text{div}(\rho \mu T) = \text{div} \left(\frac{k}{c_p} \text{grad} T \right) + S_r \quad (12)$$

式中, c_p 为比热容, J·kg⁻¹·K⁻¹; T 为温度, °C; k 为流体的传热系数, W·m²/K; S_r 为粘性耗散率。

2 数值计算

2.1 模型的建立

选用的浇注钢种为 42CrMo 模具钢, 该钢种具备优异的淬透性、高强韧性及良好的抗疲劳性能, 其主要化学成分见表 1。为更准确地模拟充型过程钢液的传热行为, 采用 JMatPro 软件计算得到该钢种的密度、黏度、导热系数和比热容等, 并以此作为有限元模拟的热物性数据, 如图 1 所示。通过计算可知, 固相线温度为 1 723 K, 液相线温度为 1 773 K, 当温度低于液相线时钢液开始凝固。

通过 Solid Works 软件构建 3.1 t 方锭(四位底盘浇注系统)的三维模型, 其中钢锭本体高度为 1 790 mm, 冒口高度为 280 mm, 冒容比为 8.93%, 尾部占比 3.16%, 几何结构如图 2(a) 所示。为提升计算效率, 对该模型进行了简化处理, 选取四分之一的模型作为计算域。通过 Fluent Meshing 对简化后模型进行网格划分, 单元尺寸为 10 mm, 网格总数约为 100 万, 网格结构如图 2(b) 所示。

2.2 初始条件及边界条件

采用下注法钢锭, 钢液的初始温度为浇注温度 $T=1\ 800\ \text{K}$ 。对于流体流动的模拟, 采用速度入口边界条件, 入口处钢液体积分数为 1, 钢液流速为 0.15 m/s, 在钢锭顶部使用压力出口, 回流总温度为 300 K。壁面设为无滑移壁面, 其中中注管、汤道砖表面为绝热边界条件, 壁面厚度为 30 mm。根据实际工艺选取保护渣渣厚度为 45 mm, 并单元标记保护渣的初始位置, 其余详细的物性参数和工艺参数见表 2。

本研究利用 ANSYS FLUENT-2022R2 软件对三维模型进行瞬态计算, 采用 PISO 算法进行求解, 为保证计算的收敛性, 时间步长设置为 0.005 s, 最大

表 1 42CrMo 模具钢的主要化学成分(质量分数)
Table 1 Main chemical compositions of 42CrMo die steel

C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Mo	%
0.38~0.45	0.17~0.37	0.50~0.80	≤0.035	≤0.035	0.90~1.20	≤0.030	0.15~0.25	

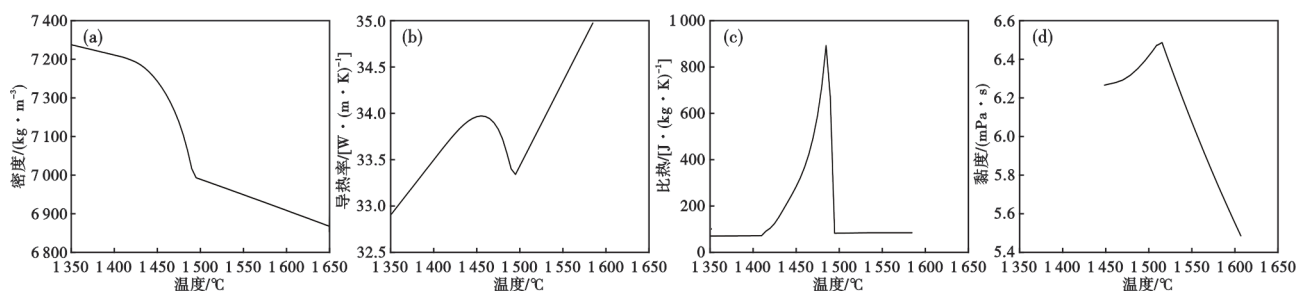


图 1 42CrMo 模具钢液物性参数: (a)密度, (b)导热率, (c)比热, (d)黏度

Fig. 1 Liquid physical property parameters of 2CrMo die steel: (a) density, (b) thermal conductivity, (c) specific heat, (d) viscosity

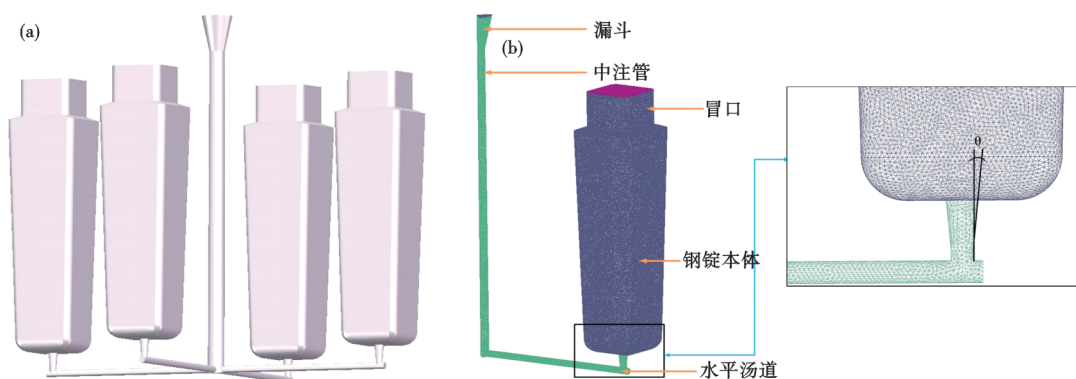


图 2 四位底盘浇注几何模型和简化后网格结构: (a)几何结构, (b)网格划分

Fig. 2 Geometric model of four-position chassis pouring and the simplified mesh structure: (a) geometric structure, (b) mesh division

表 2 其他物性参数及工艺参数

Table 2 Other physical property parameters and process parameters

分类	参数	值
空气	密度/(kg·m ⁻³)	1.225
	黏度/(Pa·s)	1.789 4×10 ⁻⁵
	导热率/(W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)	0.024 2
	比热/(J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	1 006.43
保护渣	密度/(kg·m ⁻³)	3 500
	黏度/(Pa·s)	0.1
	导热率/(W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)	0.3
界面张力系数	比热/(J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	830
	空气-渣界面张力/(N·m ⁻¹)	0.5
	空气-钢界面张力/(N·m ⁻¹)	1
边界条件	钢-渣界面张力/(N·m ⁻¹)	0.1
	钢锭壁厚/mm	110
	钢锭壁面传热系数/(W·m ⁻² ·K ⁻¹)	800

迭代次数为 40, 能量方程的收敛指标设为 10⁻⁶, 其余方程残差小于 10⁻³ 视为收敛。

3 模型验证

由于本研究的优化参数未投入实际生产, 为验证数学模型的有效性, 通过对比 Ragnarsson L

等^[25]的研究来验证模拟结果的可信度。图 3(c)、(d) 为模拟的 3.1 t 钢锭 5° 和 25° 水口流场分布情况, 图 3(a)、(b) 为 Ragnarsson L 等^[25]对 5.8 t 钢锭 5° 和 25° 水口的模拟结果, 可以看到涡流分布和主流股走向基本相似。因此, 可以证明模拟结果符合真实的钢锭充型过程流动规律。

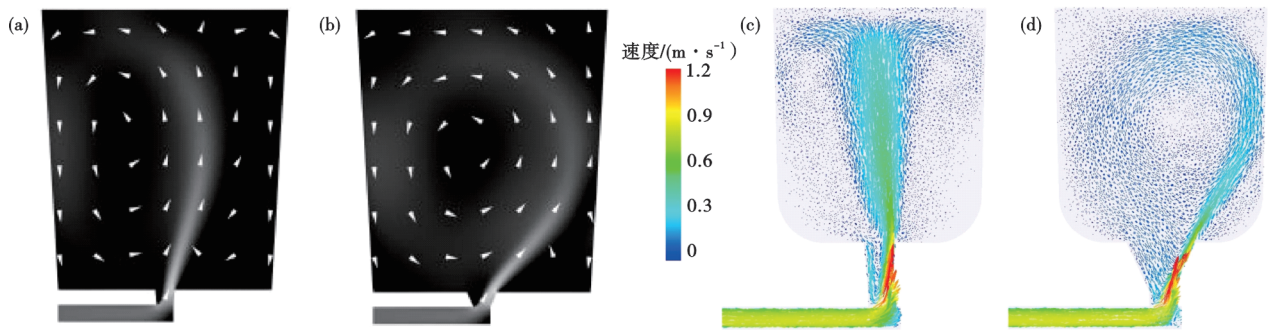


图3 中间截面流场分布对比:(a)(b)为5.8 t钢锭5°和25°水口;(c)(d)为3.1 t钢锭5°和25°水口

Fig. 3 Comparison of flow field distribution in middle section : (a), (b): 5.8 t ingot with 5° and 25° nozzles; (c), (d): 3.1 t ingot with 5° and 25° nozzles

4 结果与讨论

4.1 充型初期流场及温度场对卷渣行为的影响

钢锭充型过程中,水口作为钢液流入锭模的关键通道,其几何参数对钢液流动状态有着至关重要的影响。本节设计3种不同入口角度的水口,分别为5°、15°和25°,水口几何尺寸见表3,入口角度(θ)的定义如图2(b)局部放大图所示。

表3 水口几何参数

Table 3 Geometric parameters of the nozzle

入口角度/(°)	上圆直径/mm	下圆直径/mm	高度/mm
5	69	50	105
15	106	50	105
25	148	50	105

图4给出了充型初期,在XY截面上速度的水平分布,此时钢液充满钢锭尾部,可以看出,在150 mm的半径范围内,随着入口角度的增大表面最大流速大约从0.45 m/s降低到0.3 m/s,且由于入口角度增大导致了湍流涡量增强,引发动量分布不对称,使表面最大流速位置向远离中注管一侧偏移。较5°和15°水口速度相比,25°水口在y方向产生较低的平均速度,表明较大的入口角度加剧了流动能量耗散。

Weber数可以作为描述保护渣是否被卷入钢液的判定依据,其定义为式(13)。

$$We = \frac{U^2 \rho_{steel}}{\sqrt{\mu g (\rho_{steel} - \rho_{slag})}} \quad (13)$$

式中,We为韦伯数;U为钢液沿y方向的相对速度,m/s; μ 为钢液-渣的界面张力,N/m;g为重力加速度,m/s²; ρ_{steel} 和 ρ_{slag} 分别为钢液和保护渣的密度,kg/m³。

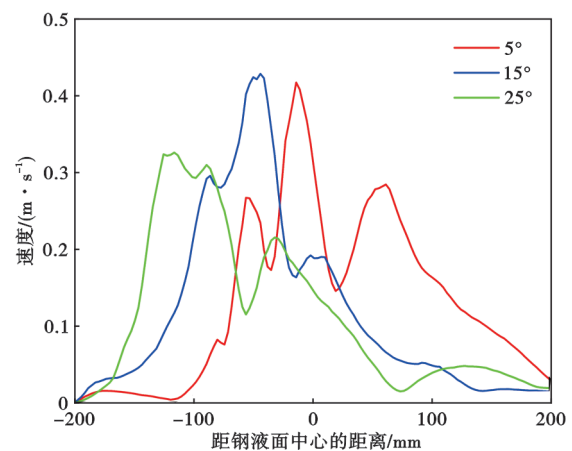


图4 钢液充满尾部时在XY截面上y方向上的液面速度
Fig. 4 The Liquid surface velocity in the y-direction on the XY cross-section when the molten Steel fills the tail part

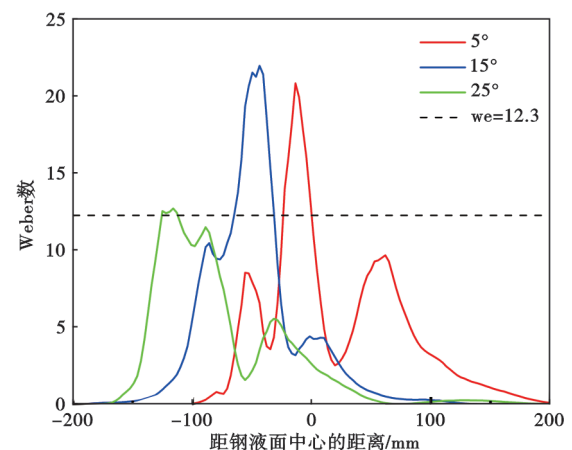


图5 钢液充满尾部时XY截面上y方向上的液面韦伯数
Fig. 5 The Liquid surface Weber number in the y-direction on the XY cross-section when the molten steel fills the tail part

将图4中的速度值代入式(11)中可得到图5所示的Weber数与距液面中心距离的关系。研究表明^[26-27],当Weber数大于12.3时,钢液中会发生明显

卷渣现象。由图5可知,入口角度的增大使 Weber 数有所降低,即保护渣卷入的风险降低。然而,在半径 150 mm 的范围内,3种水口的最大 Weber 数均超过临界值 12.3,表明该区域均会存在卷渣风险。

在钢液流动过程中,因界面失稳会导致保护渣被卷入钢液形成渣滴。由于钢、渣两相密度差异产生的浮力作用,部分渣滴在斯托克斯力驱动下快速上浮至渣层界面完成相态融合;其次,受流场分布影响,部分渣滴随主流迁移至凝固前沿区域,被初生坯壳捕获形成卷渣缺陷;此外,还有一部分渣滴在强湍流涡旋的作用下进入钢液深部^[28-30]。图6展示了不同水口入口角度对钢锭尾部卷渣情况的影响,可以看出,3种水口的尾部卷渣现象并不明显,甚至没有出现卷渣,说明入口角度的增大对钢锭尾部卷渣的影响相对较小。

这是由于在充型初期,尾部区域的快速冷却促使钢液在充型初期形成较薄的凝固壳,其机械强度不足以有效捕获渣滴。如图7对比所示,5°水口条

件下,凝固壳主要形成于尾部右侧壁,而15°和25°水口则导致凝固壳偏向尾部左侧壁。值得注意的是,水口入口角度的增加会显著改变钢液流线分布方向,如图8所示,随着入口角度增大,流线逐渐向右侧偏移,导致热传导路径呈现非对称性。这种非对称热传导进一步影响了凝固壳的位置分布。进一步分析流动特性发现,5°和15°水口在钢液充型过程中速度矢量场以垂直上升流为主导,大多数渣滴得以沿流线方向返回渣层。相比之下,25°水口的速度轨迹明显向尾部右侧壁方向偏转,但该区域因热传导滞后尚未形成明显凝固壳,使渣滴在经过该区域时不会因凝固壳的捕获而形成卷渣。

由以上可知,充型初期钢液内部流动性较好,且根据斯托克斯定律^[31-32],渣滴上浮速度与其尺寸和密度差成正比,由于保护渣密度远低于钢液密度,因此渣滴上浮速度较快,又由于充型高度较低,渣滴得以沿流线快速脱离尾部区域并返回渣层,避免了与凝固壳前沿接触。

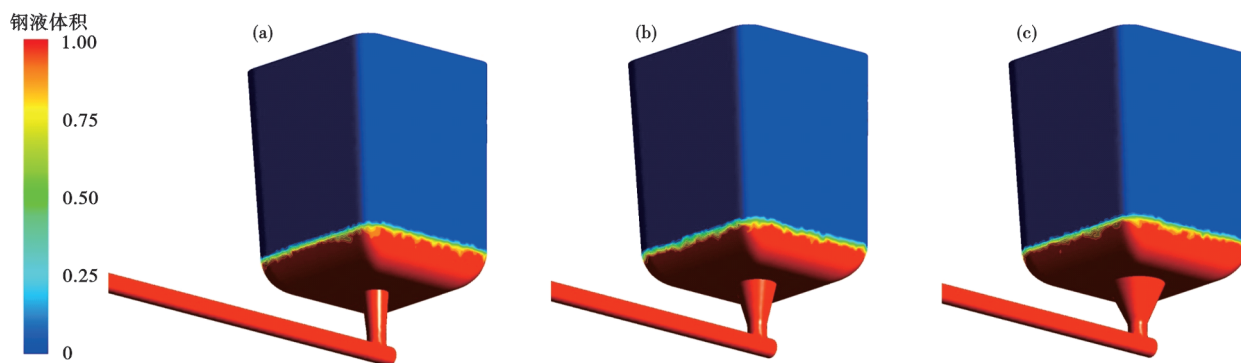


图6 钢液充满尾部时的卷渣情况:(a)5°水口,(b)15°水口,(c)25°水口

Fig. 6 The slag entrapment situation when the molten steel fills the tail part : (a) 5° water outlet, (b) 15° water outlet, (c) 25° water outlet

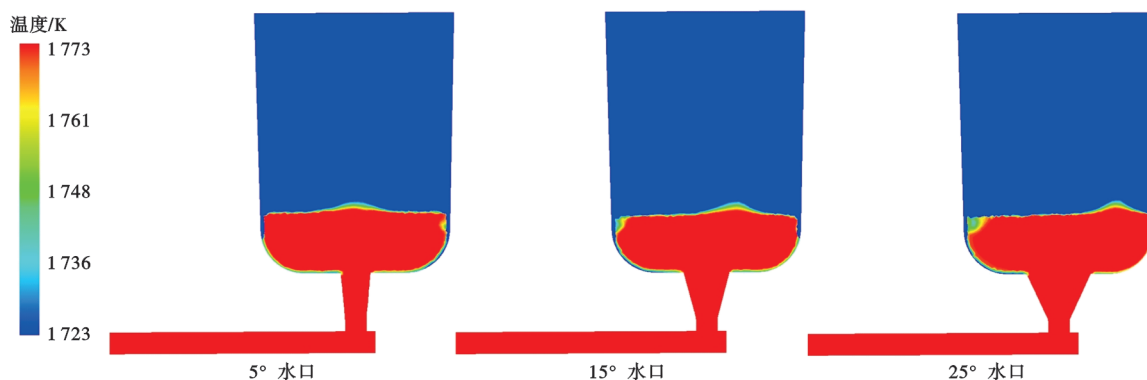


图7 YZ截面上钢液充满尾部时不同入口角度水口温度场:(a)5°水口,(b)15°水口,(c)25°水口

Fig. 7 Temperature field of the nozzle with different inlet Angles when the molten steel fills the tail part on the YZ cross-section : (a) 5° water outlet, (b) 15° water outlet, (c) 25° water outlet

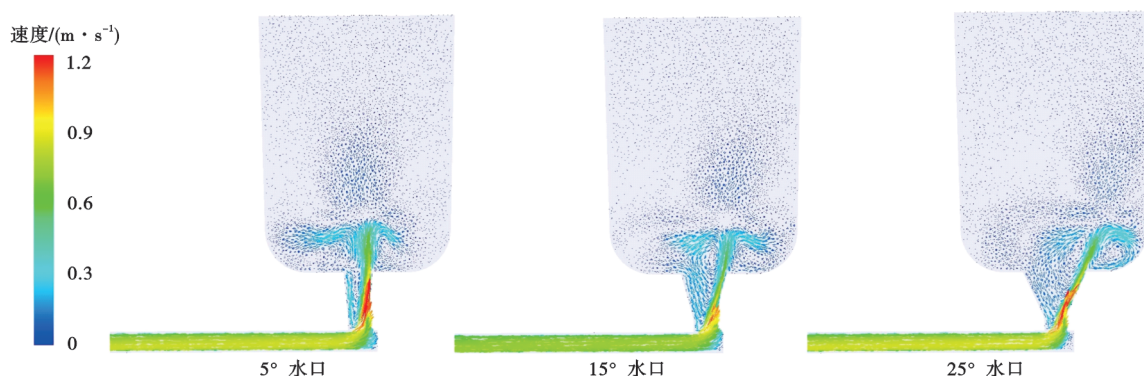


图 8 YZ截面上钢液充满尾部时不同入口角度水口速度矢量图:(a)5°水口,(b)15°水口,(c)25°水口

Fig. 8 Velocity vector diagrams of the nozzles with different inlet Angles when the molten steel fills the tail part on the YZ cross-section : (a) 5° water outlet, (b) 15° water outlet, (c) 25° water outlet

4.2 充型中后期流场和温度场对卷渣行为的影响

水口角度的调整会显著改变钢液流动形式,图9所示的YZ截面速度矢量图($t=60\text{ s}$)清晰展现了不同入口角度下的流场差异,此时钢-渣界面趋于稳定,流场与温度场的耦合效应充分显现,能够有效表征充型中后期因流动形式差异导致的卷渣风险分布特征。可以看出,当采用5°水口时,钢液呈现近垂直上升的主流方向,在冲击自由表面后,于中心轴线两侧形成近似对称的回流区域;而使用15°水口时,主流方向朝右向偏移,导致右侧回流区体积缩减,形成非对称流态;随着入口角度的增大,进入的钢液主流更靠近水口壁的右侧,如图9所示,当入口角度增至25°时,流体流动路径进一步右移,最终冲击钢锭侧壁,使原有双回流转变为单侧主导的单回流流态。

然而,这种流态演变对凝固过程会产生关键影响,如图10所示,5°水口工况下,钢锭两侧热量分布

相对均衡,随着钢液的上升,壁面两侧逐渐开始凝固,凝固壳沿壁面均匀生长;而随着入口角度的增大,流场偏移导致内侧壁面热量相对减少,促使内侧壁面的凝固壳优先形成。特别注意的是25°水口引发的单侧流态,持续的高温钢液冲击使外侧壁面热负荷剧增,导致两侧凝固壳生长厚度产生显著差异,如图10中25°水口所示。

此外,由于钢液主流的偏移还会加剧保护渣的分布不均,对于5°水口,随着充型高度的增加,钢液内部涡流始终位于近壁面未形成凝固壳区域,大部分被保护渣随涡流以及浮力的作用成功返回至渣层,而随着入口角度的增大,相比于25°水口,外侧壁面由于热量的持续供给,显著抑制了凝固壳的生长厚度,同时,受到涡流的影响,导致该侧的保护渣大多返回至渣层,而内侧壁面附近受涡流影响,大部分保护渣被卷入钢液内部,最终被凝固壳捕获形成卷渣,如图11所示。这种流场-传热-凝固的多物理场耦合效应表明,25°水口在实际应用中存在侧壁

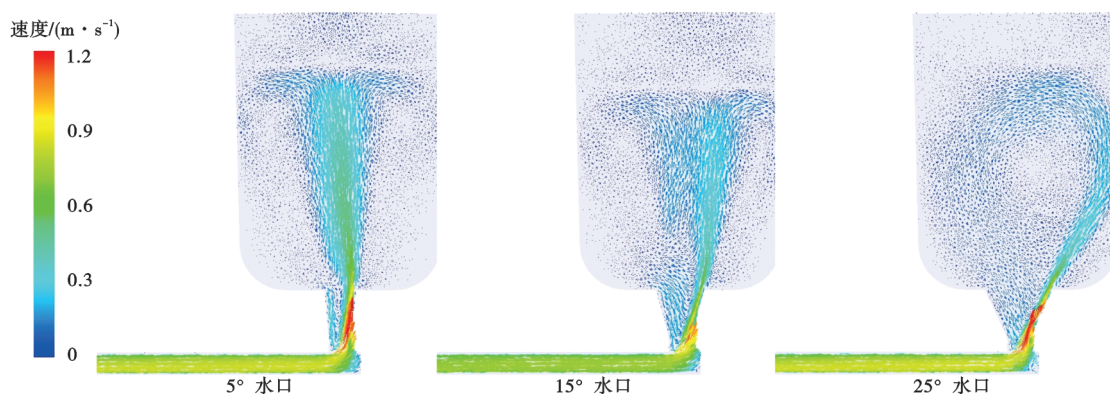


图 9 YZ截面上 $t=60\text{ s}$ 时不同入口角度水口速度矢量图:(a)5°水口,(b)15°水口,(c)25°水口

Fig. 9 Velocity vector diagrams of the nozzles with different inlet angles at $t = 60\text{ s}$ on the YZ cross-section : (a) 5° water outlet, (b) 15° water outlet, (c) 25° water outlet

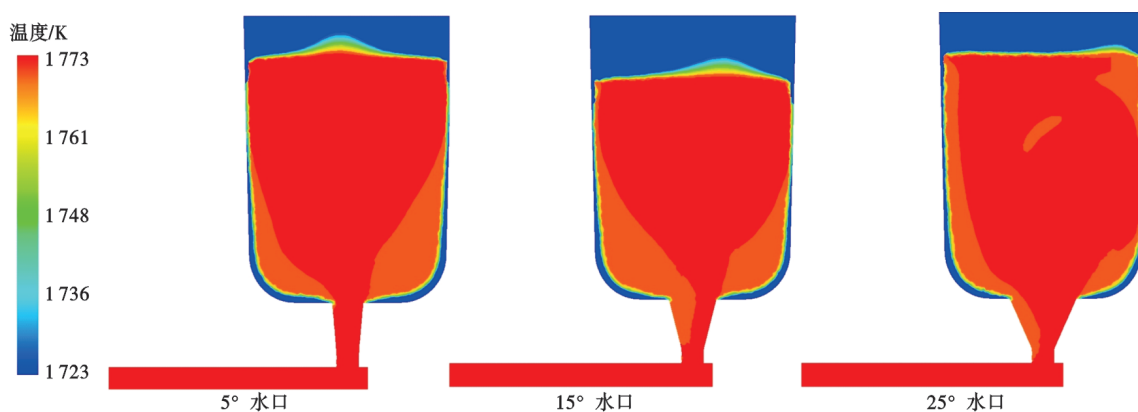


图10 YZ截面 $t=60$ s时不同入口角度水口温度场:(a)5°水口,(b)15°水口,(c)25°水口

Fig. 10 Temperature field of the nozzles with different inlet angles at $t = 60$ s on the YZ cross-section : (a) 5° water outlet, (b) 15° water outlet, (c) 25° water outlet

热冲击风险,钢液流动产生的温度梯度变化会导致钢锭两侧出现不均匀的热传递效果,相比这下,采用5°入口角度更有利于降低保护渣被捕捉的风险。

5 结论

本研究建立了3.1 t钢锭充型过程的流动和传热凝固数学模型,研究了不同水口入口角度(5°、15°、25°)对钢锭充型过程中流场、温度场及卷渣行为的影响。得出如下结论:

1)在充型初期,钢锭尾部区域凝固壳较薄,钢液流动性较好,渣滴得以沿流线返回至渣层,卷渣

现象不明显。水口入口角度的改变对尾部卷渣行为影响较小,但会显著影响钢液流动形式,入口角度越大,钢液主流股越向外侧壁面方向偏移。

2)水口入口角度的调整可改变钢液流动形式。5°水口时钢液近垂直上升,形成对称的回流区域;15°水口主流略向右偏移;25°水口主流股更靠右,并由原本的双回流变为由单侧主导的单回流流态。这种变化影响凝固过程,使两侧凝固壳生长厚度不同,还加剧保护渣分布不均。

3)对于该锭型,5°水口条件下,钢液主流近垂直上升,形成对称回流区,涡流始终位于近液面未形

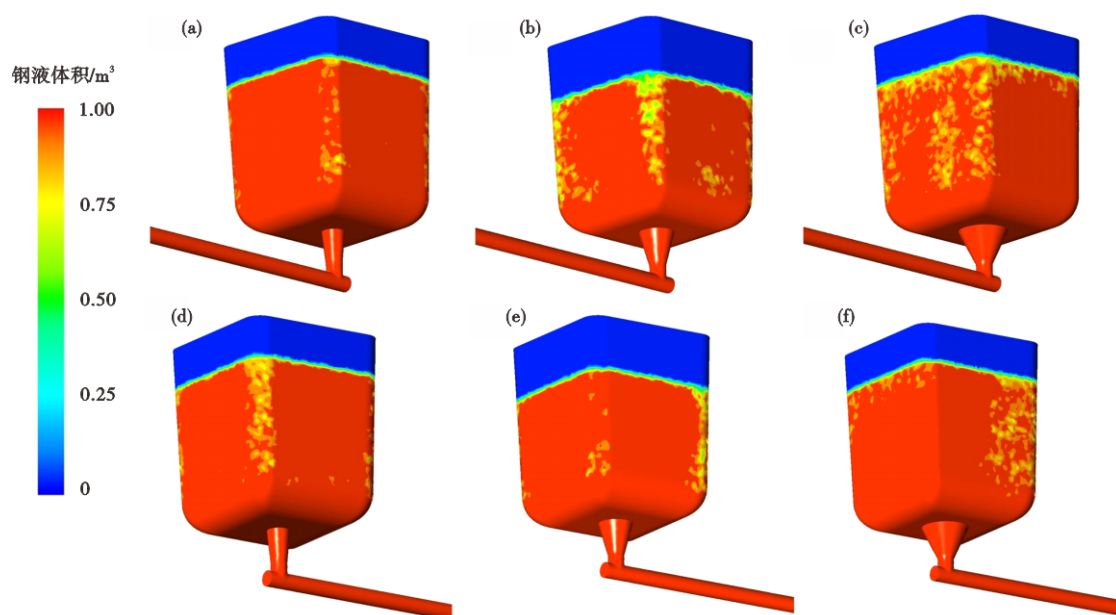


图11 充型时间为60 s时不同水口类型对钢锭内、外侧壁卷渣的影响:(a) (d)为5°水口;(b) (e)为15°水口;(c) (f)为25°水口
Fig. 11 Influence of different nozzle types on the slag entrapment of the inner and outer side walls of the steel ingot when the molding filling time is 60 s : (a) and (d) are for the nozzles with an inlet angle of 5° ; (b) and (e) are for the nozzles with an inlet angle of 15° ; (c) and (f) are for the nozzles with an inlet angle of 25°

成凝固坯壳区域,有利于渣滴随涡流和浮力返回渣层,减少被凝固壳捕获的风险。相比之下,15°和25°

水口因流场偏移和凝固不均,增加了内侧壁面保护渣被卷入钢液并形成卷渣的可能性。

参考文献

- [1] 李胜利,葛春钰,李海强,等. 高品质模铸技术数字化发展思考[J]. 鞍钢技术, 2024(6): 122-129+137.
- [2] 宋毓旦,刘钦,刘士瑞,等. 基于多相凝固模型的钢锭模锭型优化设计[J]. 连铸, 2025, 44(1): 56-63.
- [3] 喻尧,王诗,李京社,等. 薄板坯连铸结晶器弯月面特征参数的模拟及优化[J]. 连铸, 2025, 44(1): 102-110.
- [4] 罗衍昭,刘柏松,唐德池,等. 基于液位波动特征对汽车板表面卷渣缺陷分析[J]. 钢铁研究学报, 2025, 37(1): 69-76.
- [5] 周乐君,王万林,计熠,等. 机器学习在连铸过程应用研究进展[J]. 中国冶金, 2024, 34(11): 10-21+136.
- [6] 富强,孙才权,刘真海,等. 铁水包脱硫吹气赶渣工艺多相流数值模拟研究[J]. 炼钢, 2025, 41(1): 19-28.
- [7] Zhang L F, Thomas B G. State of the art in the control of inclusions during steel ingot casting[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2006, 37(5): 733-761.
- [8] MILLS K C, DÄCKER C-A. Fluxes for Ingot Casting [M]. The Casting Powders Book. 2017:223-270.
- [9] Zhang L F, Rietow B, Thomas B G, et al. Large inclusions in plain-carbon steel ingots cast by bottom teeming[J]. ISIJ International, 2006, 46(5): 670-679.
- [10] Jowsa J, Bielnicki M, Cwudzinski A. Numerical modelling of metal/flux interface in a continuous casting mould/modelowanie numeryczne powierzchni międzyfazowej metal/ciekły żużel w krystalizatorze do ciągłego odlewania stali[J]. Archives of Metallurgy and Materials, 60(4): 2905-2912.
- [11] Yin J, Ersson M, Mao H H, et al. Mathematical modelling of the initial mold filling with utilization of an angled runner[J]. Metals, 2019, 9(6): 693.
- [12] Hallgren L, Tilliander A, Yokoya S, et al. A first attempt to implement a swirl blade in production of ingots[J]. ISIJ International, 2010, 50(12): 1763-1769.
- [13] Xu Y D, Guo H Y, Ge H C, et al. Optimization steel ingot mould' riser height based on solidification simulation[J]. Journal of Physics: Conference Series, 2021, 1965(1): 012089.
- [14] Xu Y D, Wang Y N, Zhang W, et al. Simulation analysis of exothermic powder in riser area on inner quality of steel ingot[J]. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2019, 631(2): 022070.
- [15] FU-KANG S. Improvement of Casting Technology of the Large-scale Steel Ingot [J]. 2009,30(3): 323-324.
- [16] 庄斌杰,李胜利,艾新港,等. 超大宽厚比钢锭多水口浇铸的模拟研究[J]. 辽宁科技大学学报, 2023, 46(2): 81-88.
- [17] Eriksson R, Jonsson L, Jönsson P G. Effect of entrance nozzle design on the fluid flow in an ingot mold during filling[J]. ISIJ International, 2004, 44(8): 1358-1365.
- [18] 张超杰,包燕平,王敏,等. 模底砖结构对大钢锭充型过程卷渣的影响[J]. 工程科学学报, 2016, 38(S1): 129-133.
- [19] Hallgren L, Takagi S, Tilliander A, et al. Effect of nozzle type and swirl on flow pattern for initial filling conditions in the mould for up-hill teeming[J]. Steel Research International, 2007, 78(3): 254-259.
- [20] Zhang Z, Yokoya S, Tilliander A, et al. A numerical study of swirl blade effects in uphill teeming casting [J]. ISIJ International, 2010, 50(12): 1756-1762.
- [21] TAN Z, ERSSON M, OUML, et al. Modeling of Initial Mold Filling with Utilization of Swirl Blades [J]. ISIJ International, 2012, 52(6): 1066-1071.
- [22] 郭鑫鑫,魏正英,张永恒,等. 电弧增材制造传热传质数值模拟技术综述[J]. 材料导报, 2024, 38(9): 190-196.
- [23] 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.
- [24] 肖红,王璞,郑晴,等. 辊式电磁搅拌线圈位置对板坯凝固行为的影响[J]. 钢铁, 2023, 58(3): 79-88.
- [25] RAGNARSSON L, EK M, ELIASSON A, et al. Flow pattern in ingot during mould filling and its impact on inclusion removal [J]. Ironmaking & Steelmaking, 2013, 37(5): 347-352.
- [26] Pola A, Gelfi M, La Vecchia G M. Comprehensive numerical simulation of filling and solidification of steel ingots [J]. Materials, 2016, 9(9): 769.
- [27] 孟耀青,李建立,朱航宇,等. LF软吹时间对硅脱氧弹簧钢氧化物夹杂控制影响[J]. 钢铁, 2022, 57(5): 48-54.
- [28] 张磊,张鹏,冯飞,等. 板坯卷渣的机理及控制措施[J]. 山西冶金, 2023, 46(1): 225-227.
- [29] 赵占山,王诗,任涛,等. 多流中间包流场模拟研究及优化[J]. 连铸, 2022, (5): 23-29+49.
- [30] 周孟杰,乔通,成国光,等. NO8810耐蚀合金冶炼过程中夹杂物形成机理[J]. 钢铁, 2024, 59(12): 58-67.
- [31] 郝赳赳. RH铝脱氧后夹杂物碰撞聚合去除的数学模型[J]. 钢铁钒钛, 2022, 43(1): 125-130.
- [32] 侯汉闯,雷洪,陈士富,等. 电磁软接触方坯连铸凝固过程夹杂物碰撞长大行为[J]. 炼钢, 2023, 39(1): 60-67.