



浇注速度对钢锭充型过程中钢渣卷混行为的影响

许纪辰¹, 翟浩东¹, 张岩², 冯旭龙³, 任路浩¹, 许长军¹

(1 辽宁科技大学材料与冶金学院, 鞍山 114044; 2 东北大学冶金学院, 沈阳 110819;

3 抚顺特殊钢股份有限公司技术中心, 抚顺 113001)

摘要: 卷渣会降低钢锭产品质量, 研究钢锭浇注过程的卷渣行为对提升钢锭产品质量具有重要意义。本研究以 9 t 八角锭为研究对象, 建立了 VOF (Volume of Fluid) 多相流模型, 系统分析不同浇注速度下钢液充型流场特征、韦伯数变化、液面波动以及钢-渣界面行为。研究表明, 20 kg/s 为该铸锭发生卷渣的临界最大浇注速度, 低于该速度时, 中心流股附近韦伯数小于临界韦伯数, 钢液充型流场稳定, 液面波动平缓, 中心波高为 0.06 m, 钢-渣界面稳定且无卷渣发生; 高于此速度时, 中心流股附近韦伯数超过临界值, 流场稳定性下降, 中心流股高度及湍动能增加, 中心波高增至 0.08 m, 渣眼停留时间延长, 导致钢-渣界面失稳, 液面波动加剧, 钢液中残余渣相含量显著上升, 残留率由 15 kg/s 时的 0% 激增为 25 kg/s 时的 74.3%。

关键词: 钢锭浇注; 浇注速度; 液面波动; 卷渣行为; 数值模拟

DOI: 10.20057/j.1003-8620.N250563 **中图分类号:** TF775.6

Effect of Casting Speed on Slag Entrainment Behaviour During Ingot Filling

Xu Jichen¹, Zhai Haodong¹, Zhang Yan², Feng Xulong³, Ren Luhao¹, Xu Changjun¹

(1 College of Materials and Metallurgy, University of Science and Technology Liaoning, Anshan 114044, China;

2 College of Metallurgy, Northeastern University, Shenyang 110819, China;

3 Technical Centre, Fushun Special Steel Co., Ltd., Fushun 113001, China)

Abstract: Slag entrainment compromises ingot quality. Investigating its behaviour during ingot casting is crucial for enhancing product quality. In this study, a 9 t octagonal ingot was selected as the research object and a VOF (Volume of Fluid) multiphase flow model was established to systematically analyze the behaviour of molten steel filling flow fields, variations in Weber number, liquid surface fluctuations, and steel-slag interface behavior under different casting speeds. The results show that a casting speed of 20 kg/s represents the critical maximum casting speed at which slag entrainment occurs in this ingot. Below this speed, the Weber number near the central flow stream remains lower than the critical value, indicating stable flow patterns and mild surface fluctuations, with a central wave height of 0.06 m. The steel-slag interface remains stable, and slag entrainment does not occur. When the casting speed exceeds this threshold, the Weber number near the central flow stream exceeds the critical value, reducing flow stability. The height of the central surface hump and the turbulent kinetic energy of the central jet increase, raising the central wave height to about 0.08 m. The residence time of slag eye becomes longer, intensifying surface fluctuations and destabilizing the steel-slag interface. Consequently, the residual slag phase content in the molten steel increases sharply, with the residual rate rising from 0% at 15 kg/s to 74.3% at 25 kg/s.

Key Words: Ingot Casting; Casting Speed; Liquid Surface Fluctuations; Slag Entrainment Behaviour; Numerical Simulation

在钢锭下注法浇注过程中, 通常在锭尾或钢锭较低位置施加保护渣以实现钢液表面隔绝氧气与保温的效果。然而, 在充型初期, 由于钢锭熔池高度较低, 湍流现象明显, 保护渣易被卷入钢液中^[1]。卷渣不仅会显著恶化铸锭质量, 引入夹杂缺陷, 还会严重影响钢锭最终产品的力学性能^[1-4]。

卷渣行为的发生机制较为复杂, 主要受保护渣加入方式、钢-渣界面波动^[5]以及保护渣物性等多种因素影响。其中, 钢-渣界面波动强度与浇注速度密切相关^[6-7], 锭模内钢液的湍流特性被认为是驱动卷渣发生的主要动力^[8]。为降低卷渣风险, 部分研究者^[5,9-12]通过降低浇速或优化模底砖结构来改善流

作者简介: 许纪辰(2000—), 女, 硕士; **E-mail:** 17641244067@163.com; **收稿日期:** 2025-10-20

通信作者: 许长军(1981—), 男, 博士, 教授; **E-mail:** jassonas@163.com

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

动状态;另一些研究者^[13-15]则侧重于钢-渣界面的波动以及钢液流动行为的耦合关系,评估卷渣发生的概率与程度。然而,现有研究多基于水模型实验^[16-17],侧重于定性分析,且研究对象主要集中在钢包和连铸结晶器的卷渣行为,对钢锭充型过程的卷渣研究相对不足。

有研究表明,钢锭中的卷渣常集中分布于距钢锭底部高度 6%~12% 的区域^[1,18]。为此,本研究基于 VOF 数值模拟方法,以 9 t 八角锭为研究对象,重点研究充型初期锭尾区域卷渣行为。通过对不同浇注速度下流场特征与钢-渣界面行为分析,结合临界韦伯数判据,确定卷渣发生临界最大浇注速度,并揭示浇注速度对卷渣行为的作用机制。

1 模型的建立和描述

本研究基于流体力学进行数值模拟研究。模型包括钢液流动、钢液-保护渣的界面波动等过程。

1.1 模型的建立

为模拟钢锭浇注过程中复杂的冶金现象,合理简化其计算进程,现作出以下假设:

- 1) 忽略钢液内部反应的影响,将钢水视为均匀的不可压缩流体,即密度与压强无关;
- 2) 忽略传热对流动的影响;
- 3) 忽略保护渣在浇注过程中的保温作用以及热物性参数;
- 4) 忽略钢液和保护渣之间的化学反应。

1.2 控制方程

1.2.1 VOF 多相连续性方程

在有限体积法数值模拟计算中,流体须遵循连续性原理为任何控制单位内都必须充满流体。连续性方程如式(1)所示。

$$\frac{\partial \alpha_q}{\partial t} + u_q \cdot \nabla \alpha_q = 0 \quad (1)$$

式中, α_q 为第 q 相体积分数,无量纲; u_q 为第 q 相的速度, m/s。

1.2.2 动量方程

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} [\mu_{eff} (\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i})] + \rho g_i \quad (2)$$

$$\rho = \rho_{sl}(1 - \alpha_{sl}) + \rho_{st}\alpha_{sl} \quad (3)$$

$$\mu_{eff} = \mu_l + \mu_t \quad (4)$$

$$\mu_l = \mu_{sl}(1 - \alpha_{sl}) + \mu_{st}\alpha_{sl} \quad (5)$$

式中, ρ 为有效密度, kg/m³; μ_i, μ_j 为速度矢量在 i, j 方

向的分量, m/s; x_i, x_j 为空间坐标分量, m; g_i 为重力加速度在 i 方向的分量; ρ_{sl} 为保护渣密度, kg/m³; ρ_{st} 为钢液的密度, kg/m³; μ_{eff} 为有效黏度系数, 1; μ_l 为层流动力黏度, kg/(s·m); μ_t 为湍流黏度, kg/(s·m); μ_{sl} 为保护渣层流黏度系数, 1; μ_{st} 为钢液层流黏度系数, 1; α_{sl} 为保护渣体积分, 1。

1.2.3 Standard k-ε 湍流方程

Standard k-ε 湍流模型可以用来描述本研究中流体流动的湍流,其公式如式(6)、式(7)。

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} (\alpha_k u_{eff} \frac{\partial k}{\partial x_j}) + G_k + G_b - \rho \varepsilon + S_k \quad (6)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} (\alpha_\varepsilon \mu_{eff} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}) + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} - R_\varepsilon + S_\varepsilon \quad (7)$$

式中, ρ 为有效密度, kg/m³; x_i, x_j 为空间坐标分量, m; u_i 为钢液在 i 方向上平均速度, m/s; μ_{eff} 为有效黏度系数, 1; $\rho \varepsilon$ 为湍流动能耗散项; k 为湍动能, m²/s²; ε 为湍动能耗散, m²/s²; μ 为动力黏度, Pa·s; μ_t 为湍流黏度, Pa·s; α_k 和 α_ε 分别为 k 和 ε 的有效普朗特数的倒数; G_k 为平均速度梯度产生的湍流动能, J; G_b 为浮力产生的湍流动能, J; S_k, R_ε 和 S_ε 为源项; 湍流模型常数 $C_{1\varepsilon}=1.42, C_{2\varepsilon}=1.69$ 。

1.2.4 体积分方程

钢锭充型的时候,锭模内同时存在钢液和空气,多相问题由 VOF 多相模型表述如式(8)。

$$\sum_{q=1}^n \alpha_q = 1 \quad (8)$$

式中, α_q 为第 q 相的体积分,无量纲。

1.3 边界条件和计算方法

本研究构建了 9 t 的 42CrMo 八角锭的数值模型,钢液进入锭模的边界条件为质量流量入口,其中入水口直径 50 mm,出水口直径 60 mm,重力加速度方向为 Y 轴负方向。钢液充型至锭尾高度为 200 mm 时,加入厚度为 80 mm 液态保护渣,模型和网格如图 1 所示,采用六面体网格,总网格数约 254284。VOF 在迭代方程中隐式处理,时间步长 0.001,收敛性良好。

42CrMo 钢和保护渣的化学成分见表 1,钢液密度和黏度^[19]分别是 7 200 kg/m³和 0.006 7 kg/(s·m);保护渣密度和黏度分别是 2 784 kg/m³和 0.216 kg/(s·m);钢液与保护渣的表面张力为 1.4。

1.4 模型的验证

为验证模型的准确性,生产时采用插棒法记录

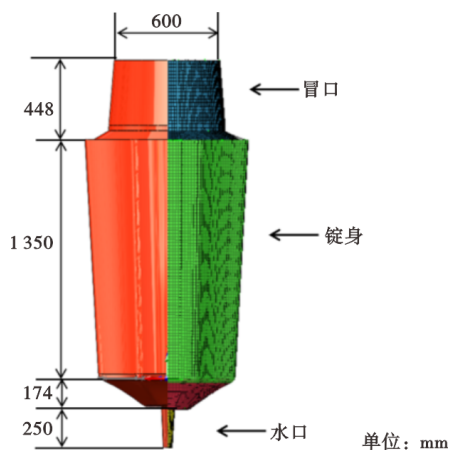


图 1 物理模型以及网格划分示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the physical model and mesh partitioning

表 1 钢液和保护渣化学成分(质量分数)

Table 1 Chemical composition of molten steel and slag %							
钢液	C	Si	Mn	Cr	Mo	P	S
	0.41	0.27	0.65	1.05	0.20	≤0.02	≤0.01
保护渣	(CaO)/(SiO ₂)	Al ₂ O ₃	MgO	Na ₂ O	B ₂ O ₃	MnO	F. C
	0.79	4.10	5.90	5.50	4.99	4.20	5.30

了一只 42CrMo 钢八角锭在充型前期中心流股高度随浇注时间的变化,并与模拟值对比,发现模拟值和测量值的差值在允许误差范围内,如图 2 所示,验证了数值模型的准确性。

2 结果与讨论

2.1 浇注速度对韦伯数分布与充型流场的影响

如图 3(a)所示,钢液充型至 200 mm 高度时向

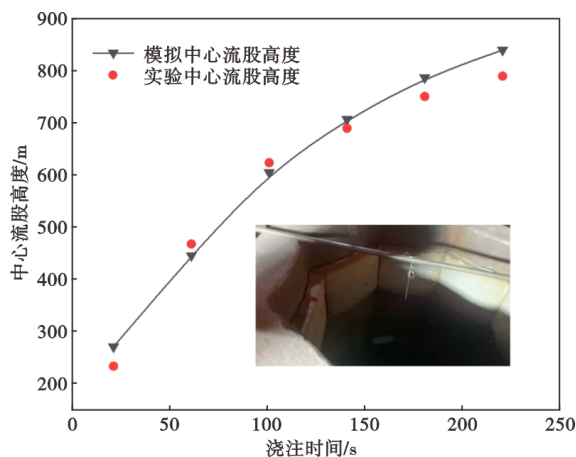


图 2 钢锭充型前期中心流股高度随浇注时间的变化

Fig. 2 Variation in height of the central surface hump during the initial stage of ingot filling

钢液表面加入 80 mm 液态保护渣,此阶段为加渣初期。钢液经浇注口进入型腔后,充型流股的惯性力与钢-渣界面的表面张力间的相对关系即韦伯数 (We , 见式 9) 决定了钢-渣界面的稳定状态。当 We 较小时,表面张力起主导作用,能够抵抗惯性力扰动,界面保持稳定,不发生卷渣;当 We 较大时,惯性力起主导作用,界面不稳定。当 $We \geq 12.3$ ^[10]时,惯性力远远超过表面张力,中心流股的惯性力会冲破渣层,导致渣层的破裂,流股回落时就会将破碎的渣滴卷入钢液,造成卷渣。

$$We = \frac{U_{st}^2 \cdot \rho_{st}}{[\sigma \cdot g(\rho_{st} - \rho_{sl})]^{\frac{1}{2}}} \quad (9)$$

式中, U_{st} 为钢-渣界面钢液流速, m/s; ρ_{st} 为钢液密度, kg/m³; ρ_{sl} 为保护渣密度, kg/m³; σ 为钢-渣界面表面张力, N/m; g 为重力加速度, m/s²。

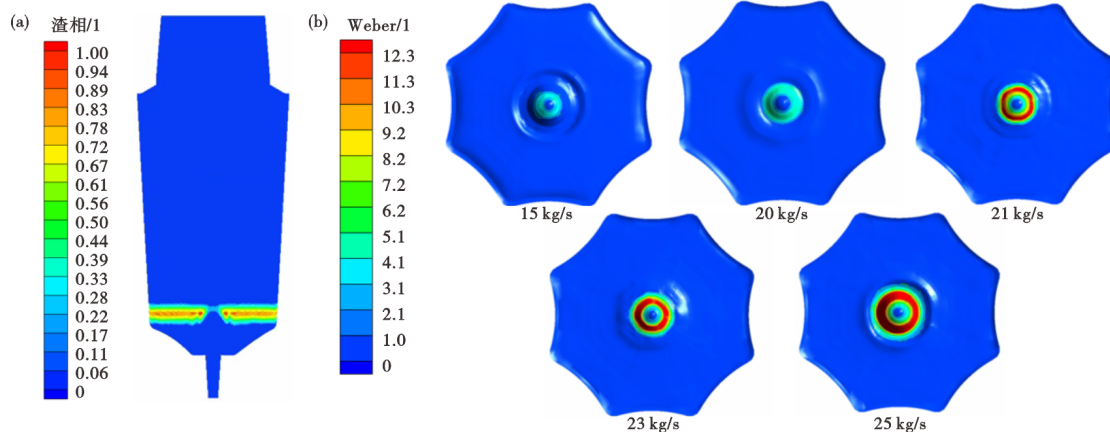


图 3 钢锭充型至 200 mm 时不同浇注速度下: (a) 纵截面加渣示意图, (b) 横截面钢-渣界面韦伯数云图

Fig. 3 Ingot filling to 200 mm at different pouring speed: (a) longitudinal section slag schematic diagram, (b) cross-section Weber number cloud diagram of steel-slag interface

图 3(b)为不同浇注速度下的韦伯数分布云图。随着浇注速度增加,韦伯数升高,高韦伯数区域高度集中于中心流股附近,表明该区域流速最高,对界面扰动最剧烈,是发生卷渣的潜在高风险区,当韦伯数超过临界韦伯数(12.3),将发生卷渣。当浇注速度为 15 kg/s 时,韦伯数分布整体低于临界值 12.3,而当浇注速度升至 20 kg/s 时,中心流股附近韦伯数已接近临界值,界面扰动将会增强;在 21、23、25 kg/s 时,中心流股处韦伯数明显超过 12.3,表明惯性力已显著大于表面张力,大量保护渣极易被卷入钢液中。综上所述,20 kg/s 可视为卷渣发生临界最大浇注速度,超过此值将引发显著的卷渣行为。

图 4 为不同浇速下的速度云图及流场分布,随着浇速的增加,钢液流动状态发生明显变化,中心流股及附近的速度增大。浇注速度为 15 kg/s 时,中心流股附近速度较低,流动主要集中于锭底区域,20、25 kg/s 时,中心流股附近出现小范围分速度且形成对称双涡循环结构,熔池内上下部均出现明显的循环流动,特别是在 25 kg/s 的高速浇注条件下,主流股具有足够的动能向上冲击,并在回落过程中产生强烈反弹,导致涡心位置上移,漩涡范围扩大,整个流场呈现剧烈的不稳定波动。图 5(a)定量揭示了钢-渣界面流速随浇注速度的变化规律。中心流股处的界面流速随浇注速度的增加而递增,不同浇注速度下中心流股流速分别为 0.60、0.96、1.26 m/s,近壁面附近的界面流速基本一致,进一步印证了流场扰动主要源于中心冲击流。湍流动能是表征流场湍流强度及波动强弱的关键参数,如图 5(b)所示,最大湍流动能随浇注速度的增加而显著

增大,三种浇注速度下最大湍动能分别为 0.03、0.08、0.11 m^2/s^2 。因此,浇注速度低,钢液动能较低,难以驱动大范围强循环流动。而过高的浇注速度则会导致钢液高速射流,在重力与惯性力的耦合作用下引发剧烈回流,破坏流场的稳定性,产生高强度湍流。

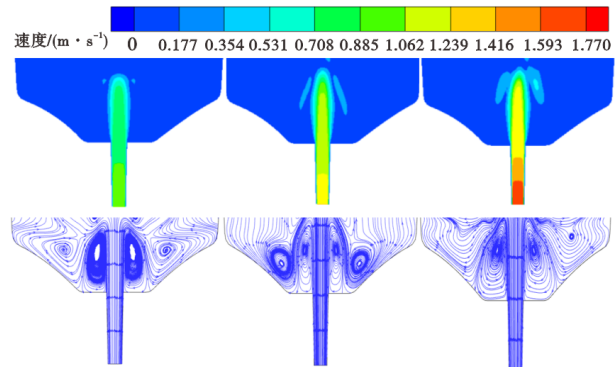


图 4 不同浇注速度下钢锭充型纵截面速度云图、流场图
Fig. 4 Velocity contours and flow field diagrams of ingot filling longitudinal section at different casting speeds

2.2 浇注速度对液面波动的影响

图 6 所示为不同浇速下钢-渣界面整体波动形态,随着浇注速度增加,液面波动加剧,波峰也随之增高,呈现中心高,四周低的波动模式。因为在钢锭浇注过程中,中心流股冲击液面,破坏该区域平衡,冲击产生的波动向四周扩散,由于粘性阻力和能量耗散,波高逐渐降低,形成从中心到边缘的波动梯度。图 7(a)定量显示不同浇注速度下液面波动差异,15 kg/s 时中心流股处波动在 0.14 m 左右,流股附近波高降至约 0.04 m,整体液面相对平稳,波

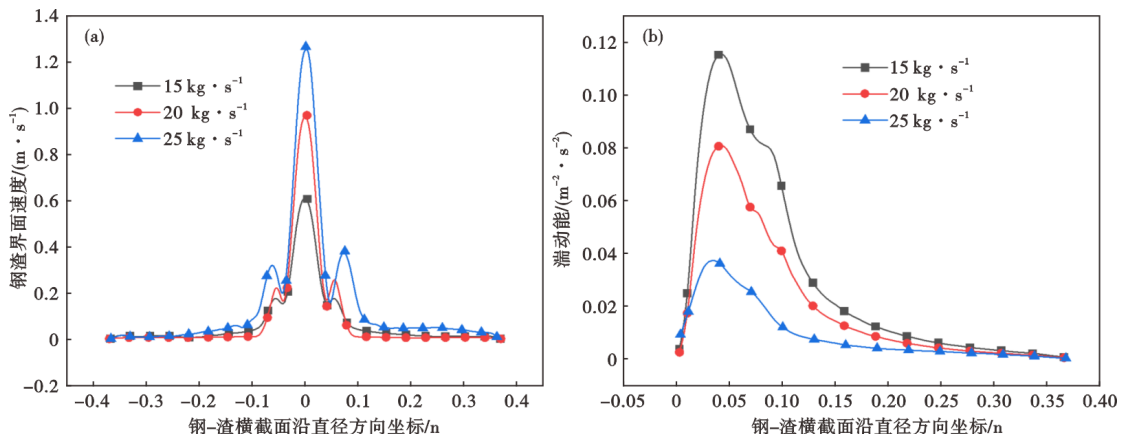


图 5 钢锭充型至 200 mm 时不同浇注速度下横截面: (a) 钢-渣界面速度, (b) 钢-渣界面湍动能

Fig. 5 The cross section of the Ingot filling to 200 mm at different pouring speed: (a) velocity at the steel-slag interface, (b) turbulent kinetic energy at the steel-slag interface

动起伏较小。20 kg/s 时中心流股波动在 0.19 m 左右,流股附近波动为 0.06 m,波动加剧,波峰波谷明显增大。25 kg/s 时中心区域波动加剧达到 0.2 m,且近壁面波动较为明显,波动显著增强。为进一步量化波动的剧烈程度,引入了液面波动程度 $D(X)$ 进行评价,公式如下:

$$D(X) = \frac{\sum(X_i - X_m)}{100} \times 100\% \quad (10)$$

式中, X_i 为波动高度, m; X_m 为平均波高, m。

图 7(b) 为不同浇速下的波动程度,液面波动程度与浇注速度呈显著正相关关系。当钢锭的浇注速度增大时,钢液对钢-渣界面产生较大的动能转变为液面波动的势能,所以浇注速度的增大会增加界面钢液流速,导致钢-渣界面液面波动增大。图 7(c) 为中心流股高度,是反映浇注动能和驼峰高度的关键指标。浇注速度 15 kg/s 时中心流股高度为 0.066 m, 20 kg/s 为 0.069 m, 25 kg/s 时 0.084 m, 浇速越高动量越大,中心流股高度显著增高,对液面冲击更强,是引发剧烈液面波动的直接原因。图 7(d) 揭示了不同浇注速度下的渣眼停留时间的变化规律, 15 kg/s 时渣眼停留时间为 14 s, 20 kg/s 时渣眼停留时间为 39 s, 25 kg/s 时渣眼停留时间为 49 s, 浇注速度增大导致中心流股高度增加

和湍流区扩大,高速射流易持续冲破渣层造成钢液裸露。高浇速下,驼峰现象维持时间延长,导致渣眼停留时间显著增加,钢液大面积裸露于空气的时间增加,极大地提高了二次氧化和卷渣的风险。

2.3 浇注速度对钢-渣界面的影响

钢-渣界面的稳定性及渣相分布是评判卷渣行为为严重程度的直接依据。为探究浇注速度对卷渣行为的影响,本研究对比分析了加渣初期与加渣后期(加渣充型 200 s 后)钢液中渣相的分布特征,其结果如图 8 所示。结果表明,渣相在钢液中的分布与体积分数存在显著差异,且这种差异在充型过程的前后期呈现明显的演化规律。加渣初期,钢液中心流股冲击强烈,钢-渣界面发生剧烈波动与失稳,导致保护渣大量卷入钢液内部,形成较高的渣相体积分数,此阶段的浇注速度越高,流股动能越大,对界面的穿透与剪切作用越强,卷渣现象也愈发严重。当浇注过程进入后期,流股动能因熔池高度上升而减弱,流场趋于稳定,浮力作为主导因素,驱使早期卷入的渣滴上浮并重新被渣层吸收,使钢液内部渣相总体积分数显著降低。

在 15 kg/s 的低速条件下,湍流强度低,卷渣量少,且浮力有充足时间完成渣滴的分离与上浮,至后期渣相近乎完全去除。在 20 kg/s 浇注速度下,部分

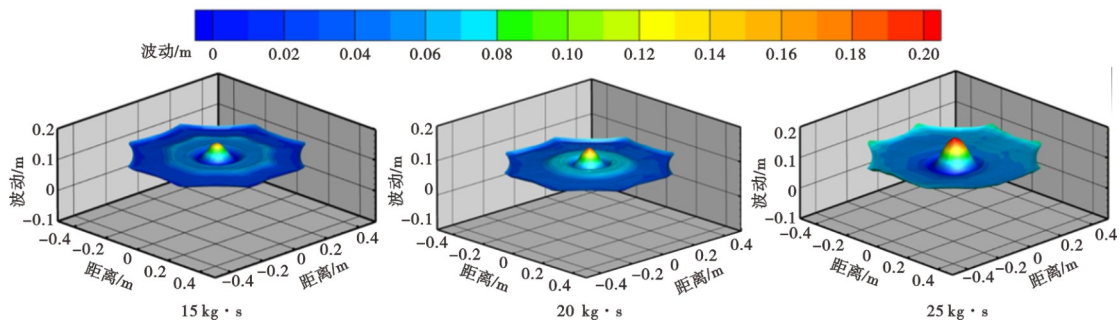


图 6 不同浇速下液面波动图
Fig. 6 Liquid surface fluctuation diagram at different casting speeds

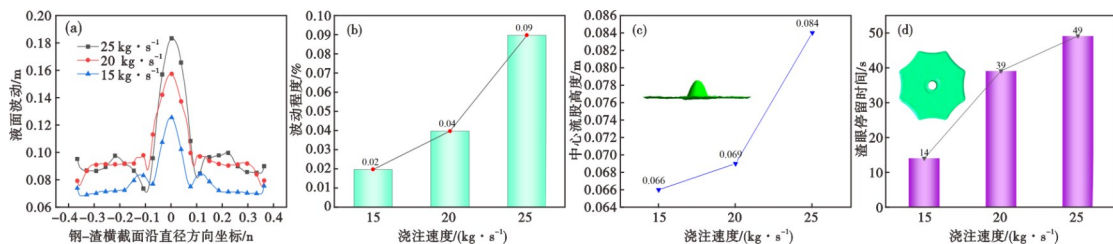


图 7 钢锭充型至 200 mm 时不同浇速下: (a) 钢-渣横截面液面波动, (b) 钢-渣界面波动程度, (c) 中心流股高度, (d) 渣眼停留时间

Fig. 7 Ingot filling to 200 mm at different casting speeds : (a) liquid surface fluctuation of steel-slag cross section, (b) fluctuation intensity of steel-slag interface, (c) the height of central stream, (d) the residence time of slag eye

渣滴因湍流作用未能及时上浮,仍有少量残留。而在 25 kg/s 的高速条件下,强烈的湍流不仅持续卷入新的渣滴,更对已卷入的渣滴产生细化与分散作用,使其难以聚合长大并快速上浮,导致大量渣滴滞留于钢液中,直至充型后期仍维持很高的渣相分数。

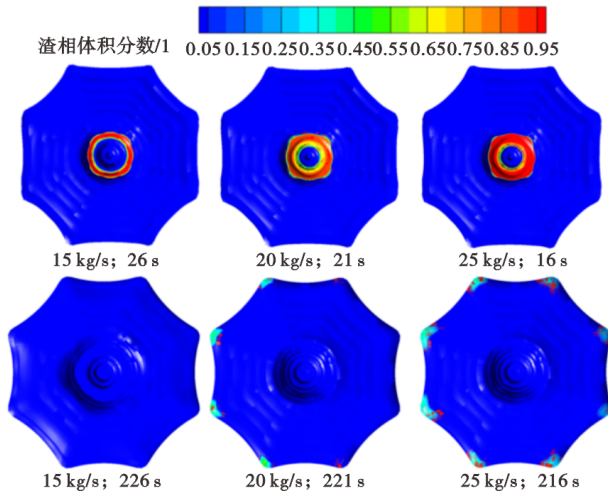


图 8 不同浇注速度下渣相分布云图

Fig. 8 Distribution contours of slag phase at different casting speeds

图 9 为不同浇注速度下渣相面积的变化趋势, 15 kg/s 时初期渣相面积为 1 116 mm², 后期降至 0, 表明卷渣轻微且上浮彻底; 20 kg/s 时由 1 957 mm² 降至 468 mm², 残留率为 23.9%, 表明卷渣量增大且浮力分离过程不完全; 而 25 kg/s 时则由 2 161 mm² 仅降至 1 606 mm², 残留率高达 74.3%, 表明剧烈的湍流作用严重抑制渣滴的上浮分离, 导致大量保护渣滞留于钢液内部。

综上所述, 在充型过程中, 浇注速度驱动的湍流惯性力促使保护渣卷入, 而渣滴在钢液中的上浮分离依赖于浮力。低于临界浇注速度, 惯性力作用较弱, 浮力主导, 有利于卷入的保护渣上浮; 高于临界浇注速度, 强大的惯性力与湍流耗散作用不仅大幅增加初始卷渣量, 更会细化渣滴、阻碍其聚合上浮, 从而破坏浮力分离条件, 最终导致大量保护渣滞留于钢锭中, 严重影响钢锭质量。因此, 将浇注

速度控制在临界值以下, 是兼顾生产效率与抑制卷渣的关键工艺原则。

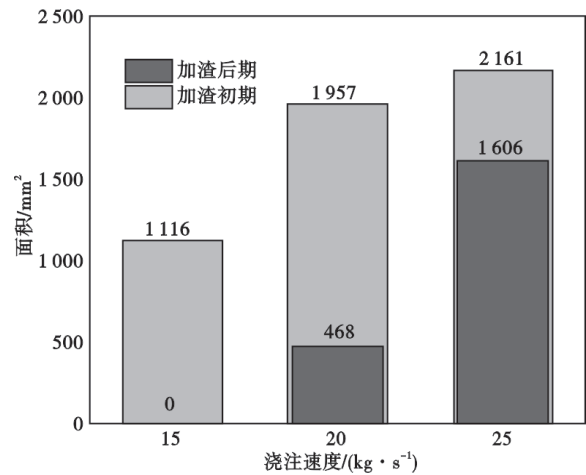


图 9 不同浇注速度下渣相面积分布

Fig. 9 Distribution diagram of slag phase area at different casting speeds

3 结论

本研究通过数值模拟分析了 9 t 八角锭的浇注速度对充型过程中流场和钢-渣界面行为的影响, 重点讨论了流场分布、液面波动及钢-渣界面卷混行为, 最终得出以下结论:

1) 20 kg/s 为卷渣发生的临界最大浇注速度。当浇注速度超过该临界值时, 中心流股区域韦伯数显著超过临界值 12.3, 流股惯性力远超钢-渣界面张力的稳定作用, 导致界面失稳并引发显著卷渣, 渣相残留率增加。

2) 随着浇注速度增加, 中心流股流速与湍动能显著升高, 流场由底部缓慢冲击转变为强烈的双涡循环。过高浇速导致钢液强回流与剧烈扰动, 破坏涡旋稳定性。

3) 浇注速度通过改变流股动能直接影响钢-渣界面波动特性。中心流股高度随浇速增加从 0.066 m 升高至 0.084 m, 液面波动幅度相应加剧, 波动程度显著提升。同时, 渣眼停留时间由 14 s 延长至 49 s, 大幅增加了钢液二次氧化风险。

参考文献

- [1] 孙仁孝, 杨卓钧, 董履仁, 等. 钢中大型夹杂的来源及去除途径[J]. 炼钢, 1987, 3(2): 54-60.
- [2] 周海忱, 刘国梁, 李海波, 等. 基于数值模拟的结晶器卷渣在线预测方法[J]. 钢铁, 2022, 57(8): 103-110.
- [3] 杨 锦, 胡 波, 张炯明, 等. Q420 钢中非金属夹杂物的分析

[J]. 铸造技术, 2011, 32(1): 43-45.

- [4] 赵亚雄. 下注 12Cr2Mo1 夹杂分析及浇注工艺优化[J]. 大型铸锻件, 2020 (1): 6-7.

- [5] 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.

- [6] 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.
- [7] Lin Z Q, Yang J, Huang F X, et al. Influence of casting speed change and submerged entry nozzle offset on mold flow field in unsteady-state continuous casting process [J]. *Metallurgical Research & Technology*, 2023, 120(2): 208.
- [8] 吕剑波, 刘凤刚, 陈威, 等. 连铸板坯结晶器卷渣定量数值模拟研究[J]. *连铸*, 2025, 50(2): 91-99.
- [9] 曹岸春, 宋永泉. 车轮钢锭底部表面卷渣问题研究[J]. *大型铸锻件*, 2018(6): 5-6.
- [10] 肖泽强, 彭一川. 喷吹钢包中渣金卷混现象的数学模拟及其应用[J]. *钢铁*, 1989, 24(10): 17-21+10.
- [11] 刘同威, 张燕超, 张彩军, 等. 吹氩条件下结晶器钢渣液面波动行为[J]. *连铸*, 2022, 47(3): 18-24.
- [12] Kumar M, Mishra P, Roy A K. Analysis of different mould section sizes to optimize the submerged entry nozzle to measure the meniscus fluctuation in a continuous casting mould[J]. *Crystals*, 2021, 11(5): 564
- [13] 朱苗勇, 王军, 雷洪, 等. 连铸结晶器内钢水卷渣的机理与控制[J]. *鞍钢技术*, 2005(2): 1-4.
- [14] 曹娜, 朱苗勇, 宋景欣, 等. 板坯连铸结晶器内钢渣界面行为的数值模拟[C]. 第八届全国连铸学术会议论文集. 2007: 248-252.
- [15] Jonsson L, Jönsson P. Modeling of fluid flow conditions around the slag/metal interface in a gas-stirred ladle [J]. *ISIJ International*, 1996, 36(9): 1127-1134.
- [16] Gupta D, Lahiri A K. Water modelling study of the jet characteristics in a continuous casting mould [J]. *Steel Research*, 1992, 63(5): 201-204.
- [17] Ye H, Ma T F, Hackl G, et al. Full-scale water modeling on flow field of continuous casting mold[J]. *China's Refractories*, 2021, 30(2): 51-54.
- [18] 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.
- [19] Ma G X, Xu C J, Wang T, et al. Effect of heat preservation cover on solidification quality in large round bloom [J]. *Ironmaking & Steelmaking: Processes, Products and Applications*, 2024: 03019233241293881.