

· 冶炼与凝固 ·

熔速对高填充比 06Cr18Ni11Ti 电渣重熔铸锭 凝固过程的影响



杨文彬¹, 刘中秋¹, 王芳¹, 黄雪驰¹, 郎宇平², 李宝宽¹
(1 东北大学 冶金学院, 沈阳 110819; 2 钢铁研究总院 特殊钢研究所, 北京 100080)

摘要:以 06Cr18Ni11Ti 钢高填充比电渣重熔铸锭为研究对象,通过建立瞬态电渣重熔过程的多相多物理场耦合模型,探究了熔速对电渣重熔过程中电磁、传热、流动及凝固行为的影响。结果表明,不同熔速下的电流路径基本一致,且存在明显的集肤效应,结晶器内部温度呈抛物线形分布,且温度梯度较大。随着熔速从 5 kg/min 增至 7 kg/min,电流密度、洛伦兹力和焦耳热分别增加了 16.2%、37.7% 和 63.3%;渣池最高温度从 1 902 K 上升至 2 058 K;渣池内存在两对方向相反的涡旋,结晶器内的流动随熔速增大变得更加剧烈;在本文研究条件下,提高熔速会导致熔池深度增大、铸锭局部凝固时间延长;当熔速为 5 kg/min 时,局部凝固时间最短,熔池深度在结晶器直径的 1/2~1/3,有助于保证铸锭良好的致密性和结晶质量。

关键词:电渣重熔; 熔速; 高填充比; 06Cr18Ni11Ti 钢; 凝固过程

DOI:10.20057/j.1003-8620.2024-00128 中图分类号:TF744

Effect of Melting Rate on Solidification Process of High Filled Ratio 06Cr18Ni11Ti Electroslag Remelting Ingot

Yang Wenbin¹, Liu Zhongqiu¹, Wang Fang¹, Huang Xuechi¹, Lang Yuping², Li Baokuan¹
(1 School of Metallurgy, Northeastern University, Shenyang 110819, China; 2 Special Steel Research Institute, General Institute of Iron and Steel Research, Beijing 100080, China)

Abstract: This study focuses on the transient electroslag remelting process of 06Cr18Ni11Ti ingots with high filled ratio. By establishing a multiphysics and multiphase coupled model of the ESR process, the influence of melting rate on electromagnetic, heat transfer, fluid flow, and solidification behaviors during the ESR process was investigated. The results indicate that under different melting rates, the current paths are generally consistent, with a obvious skin effect. The temperature inside the crystallizer exhibits a parabolic distribution with significant temperature gradients. As the melting rate increased from 5 kg/min to 7 kg/min, the current density, Lorentz force, and Joule heating increased by 16.2%, 37.7%, and 63.3%, respectively. The maximum temperature of the slag pool increased from 1 902 K to 2 058 K. Both the slag and molten pools exhibit pairs of oppositely directed vortices, with flow becoming more intense with the increasing of melting rate. Under the conditions studied in this paper, increasing the melting rate leads to deepening of the molten pool and prolonging the local solidification time of the ingot. When the melting rate is 5 kg/min, the depth of the molten pool is between 1/2 and 1/3 of the mold diameter and the local solidification time is shortest, which helps to ensure the good density and crystallization quality of the ingot.

Key Words: Electroslag Remelting; Melting Rate; High Filled Ratio; 06Cr18Ni11Ti Steel; Solidification Process

06Cr18Ni11Ti 钢是一种具有优良耐热性和耐腐蚀性的奥氏体不锈钢,在高温环境下保持较好的强度和稳定性,常用于在高温环境下工作的设备制造,如航空发动机零部件、原油换热器等^[1-2]。电渣重熔是一种重要的二次冶炼工艺,具有良好的成分控制能力和夹杂物去除能力^[3],因此,06Cr18Ni11Ti 钢常采用电渣重熔工艺制备。在实际的生产过程

中,高填充比的应用可提高生产效率、降低电耗和改善产品质量^[4],目前,在大截面铸锭制备过程中被广泛采用。

在电渣重熔过程中,通常采用恒熔速压摆控制技术,因为熔速的波动将导致钢锭的凝固结构发生改变、成分均匀性及性能受影响。因此,熔速是关键的操作参数,对结晶器内电磁场、温度场、流场及

基金项目:国家自然科学基金项目(No. 52171031),辽宁省优秀青年基金(No. 2023 JH3/10200001),辽宁省兴辽英才-青年拔尖人才项目(No. XLYC2203064)

作者简介:杨文彬(2000—),男,硕士生; E-mail:genuine_ywb@163.com; 收稿日期:2024-05-10

通信作者:刘中秋(1986—),男,博士,教授; E-mail:liuzq@simm.neu.edu.cn

凝固过程等均会产生较大影响,进而影响铸锭的凝固质量。李宝宽等^[5]采用数值模拟研究了熔速对电渣重熔过程中两相流动、传热以及相变行为的影响,发现当熔速增大,熔池内的温度升高,熔池更深。Dong等^[6]建立了电极融合模型,研究了电渣重熔过程中的熔滴滴落行为,发现增大熔速会延长铸锭中心的局部凝固时间。贾雷等^[7]对GH4151电渣重熔过程进行了模拟,发现随着熔速增加,渣池温度先升高后降低。崔利民等^[8]通过对电渣锭锻造裂纹缺陷进行成分分析,发现裂纹产生的原因是熔速过快,导致电渣锭氧含量高。吕斌等^[9]基于元胞自动机法模拟了电渣重熔GCr15轴承钢钢锭的微观组织,发现柱状晶的数量随着熔速增大而减少。Shi等^[10]通过快速电渣重熔试验,研究了熔速对工具钢组织和碳化物的影响,发现增大熔速会导致铸锭中初生碳化物的数量增加。Chen等^[11]采用渣-金界面上升速度来表示熔速对凝固组织的影响,发现熔速增加会导致温度梯度和晶粒生长角度的增大。目前的研究多针对低填充比的电渣重熔过程,而在高填充比电渣重熔过程中,熔滴从多处形成和滴落,流动及传热现象复杂^[12],但鲜有人对高填充比电渣重熔铸锭凝固过程中的多相多物理场现象进行研究。

为了有效提高冶炼高填充比电渣重熔铸锭的凝固质量,本文以06Cr18Ni11Ti高填充比电渣重熔铸锭为研究对象,通过建立瞬态电渣重熔过程的多相多物理场耦合模型,揭示熔速对电渣重熔过程中电磁、传热、流动及凝固行为的影响规律,进而优化工艺参数,为电渣重熔06Cr18Ni11Ti钢提供理论依据。

1 数学模型

基于有限体积法求解电渣重熔过程中的电磁场、两相流动、传热凝固,计算所用控制方程如下。

1.1 电磁场

通过求解麦克斯韦方程,得到电渣重熔过程中的磁场强度分布如式(1)^[13]。

$$-\frac{\partial^2 \hat{H}_\theta}{\partial z^2} - \frac{\partial}{\partial r} \left[\frac{1}{r} \frac{\partial (r \hat{H}_\theta)}{\partial r} \right] = -\frac{j\omega\mu_0}{\eta} \hat{H}_\theta \quad (1)$$

式中, \hat{H}_θ 是方位角方向的磁场强度,A/m; j 为虚数单位; ω 为角频率,Hz; μ_0 为真空磁导率,H/m; η 为电阻率, $\Omega \cdot m$; z 和 r 分别代表轴向和径向坐标。

电流密度根据磁场强度计算,焦耳热和洛伦兹力由求得的磁场强度和电流密度计算,分别作为能

量方程和动量方程的源项:

$$\vec{J} = \nabla \times \vec{H} \quad (2)$$

$$Q = \frac{\vec{J} \cdot \vec{J}}{\sigma} \quad (3)$$

$$\vec{F}_e = \mu_0 \vec{J} \times \vec{H} \quad (4)$$

式中, \vec{J} 为电流密度,A/m²; \vec{H} 为磁场强度,A/m; Q 为焦耳热,W/m³; σ 为电导率,S/m; \vec{F}_e 为洛伦兹力,N/m³。

1.2 两相流动

熔渣和钢液的流动是一种典型的多相流问题,采用VOF法跟踪渣/金界面,VOF模型是一种鲁棒性强的界面跟踪技术,其几何重构方案采用分段线性方法表征界面,每个网格中各相的体积分数由式(5)计算。

$$\frac{\partial \alpha_i}{\partial t} + \nabla \cdot (\vec{v} \alpha_i) = 0 \quad (5)$$

式中, α_i 为熔渣或钢液的体积分数。

在输运方程中材料的物理性质是根据每个网格中钢液和熔渣两相的体积分数决定的,混合相的物性参数通过式(6)求得。

$$\varphi = \alpha_1 \varphi_1 + (1 - \alpha_1) \varphi_2 \quad (6)$$

式中, φ 是混合相的物性参数, φ_1 和 φ_2 分别为熔渣和钢液的物性参数; α_1 为网格内熔渣的体积分数,在每个网格内熔渣和钢液的体积分数和为1。

通过求解连续性方程和Navier-Stokes方程得到流场^[14]:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (7)$$

$$\frac{\partial (\rho \vec{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \otimes \vec{v}) = -\nabla p + \mu_{\text{eff}} \nabla^2 \vec{v} + \vec{F}_e + \vec{F}_{\text{st}} + \vec{F}_i + \vec{F}_d \quad (8)$$

式中, ρ 是密度,kg/m³; t 为时间,s; p 是压力,Pa; μ_{eff} 是有效黏度,Pa·s,电渣重熔是一种低雷诺数流动,因此,采用雷诺数适用范围更广的RNG $k-\varepsilon$ 湍流模型; \vec{F}_{st} 为表面张力,N/m³,基于连续表面力模型求解; \vec{F}_i 是由于温度分布不均引起的密度差而产生的热浮力,N/m³,基于Boussinesq假设求解; \vec{F}_d 是糊状区阻力,N/m³,基于达西定律求解,将糊状区视为多孔介质,随着金属的凝固,孔隙率由1逐渐减小到0^[15]。

1.3 传热凝固

电渣重熔过程中结晶器内温度场分布遵循内能形式的能量守恒方程,其中金属和熔渣的焓为显

焓与糊状区释放的潜热之和^[16]。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho H) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} H) = \nabla \cdot (k_{\text{eff}} \nabla T) + Q \quad (9)$$

$$H = h + f_i L \quad (10)$$

$$h = h_{\text{ref}} + \int_{T_{\text{ref}}}^T C_p dT \quad (11)$$

式中, H 是由显焓和潜热组成的焓, J/kg ; k_{eff} 是有效导热率, $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$; ΔT 是热浮力的特征温差, K ; h 是显焓, J/kg ; f_i 是液相分数; L 为潜热, J/kg ; h_{ref} 是参考显焓, J/kg ; T_{ref} 是参考温度, K ; C_p 是比热容, $\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ 。

凝固过程中的液相分数基于 Lever 算法求解, 利用局部凝固时间评价凝固质量, 局部凝固时间越短, 铸锭的凝固质量越好^[17]。

$$f_i = \frac{T - T_{\text{solidus}}}{T_{\text{liquidus}} - T_{\text{solidus}}} \quad (12)$$

$$LST = t_{\text{solidus}} - t_{\text{liquidus}} \quad (13)$$

式中, T 是当地温度, K ; T_{solidus} 和 T_{liquidus} 分别是固液相线温度, K ; LST 是局部凝固时间, s ; t_{solidus} 和 t_{liquidus} 分别是固液相线出现的时间, s 。

2 边界条件与求解过程

2.1 边界条件

磁场强度在电极入口和结晶器底部连续, 在渣-气界面和结晶器侧壁是与电流相关的^[18]。在结晶器入口和底部:

$$\frac{\partial \hat{H}_\theta}{\partial z} = 0 \quad (14)$$

渣-气界面和结晶器侧壁:

$$\hat{H}_\theta = \frac{I}{2\pi r} \quad (15)$$

渣池-结晶器界面、钢液-结晶器界面、结晶器底部均采用无滑移条件, 在渣-气界面摩擦阻力较小, 故施加了自由滑移条件。入口采用质量流量入口, 以确保熔速恒定。由于实际电极端头熔化成液滴进入渣池的温度并非金属的液相线温度, 所以在入口处赋予 10 K 的过热度。渣-气界面为辐射与对流的混合换热:

$$q = h_s(T - T_e) + \sigma_b \varepsilon_d(T^4 - T_e^4) \quad (16)$$

式中, q 为渣池与环境的换热热流, W/m^2 ; h_s 为渣池与环境的对流换热系数 $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$; T_e 为环境温度, K ; σ_b 为斯特潘-玻尔兹曼系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$; ε_d 为发射率。

结晶器侧壁及钢锭与底水箱的接触面考虑为对流换热, 总换热系数 h 由式(17) 确定^[19]。

$$h = \frac{1}{\delta_s/k_s + 1/(h_r + h_c) + \delta_m/k_m + 1/h_w + R_{\text{contact}}} \quad (17)$$

式中, δ_s 为渣皮厚度, m ; k_s 为渣皮的导热系数, $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$; h_r 和 h_c 分别为气隙的辐射和对流换热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$; δ_m 为结晶器壁面厚度, m ; k_m 为结晶器壁面的导热系数, $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$; h_w 为结晶器壁面和冷却水之间的总传热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$; R_{contact} 为接触热阻, $(\text{m}^2 \cdot \text{K})/\text{W}$ 。

2.2 求解过程

利用自编函数描述电磁场并对边界条件进行设置, 将焦耳热和洛伦兹力作为源项加入能量方程和动量方程。使用 VOF 算法识别金属和熔渣两相, 并采用动态网格生成技术, 随着电极熔化和钢液凝固, 钢液高度会逐渐增高, 动网格生长速度与入口流量相匹配。考虑到电渣重熔计算过程的复杂性及电渣重熔系统的对称性, 建立二维轴对称模型, 初始状态网格如图 1 所示。渣池高度为 160 mm , 结晶器直径和电极直径分别为 510 mm 和 400 mm , 本文定义的填充比为电极直径与结晶器直径之比, 即 0.78 。采用六面体网格划分几何模型, 并进行了网格无关性验证, 考虑计算时长和求解精度, 选择网格尺寸 0.002 m 。时间步长设置为 0.005 s , 以确保库朗数小于 0.5 , 并执行至少 20 次迭代。在保证生产率与合理控制电耗的前提下^[20], 选取熔速 $5 \text{ kg}/\text{min}$ 至 $7 \text{ kg}/\text{min}$ 进行参数研究, 对应的重熔电流在 7300 A 至 8700 A 之间, 电流频率为 50 Hz 。06Cr18Ni11Ti 钢化学成分见表 1, 熔渣和钢液的密度是基于 Boussinesq 假设, 熔渣和钢液的黏度及熔渣的电导率作为温度的函数输入, 其他物性参数视为常数, 本研究所使用的物性参数列于表 2。

3 结果与讨论

3.1 模型验证

利用 304 不锈钢电渣重熔过程的渣池温度来进行模型验证, 熔炼过程在大气环境下进行, 采用 $1500 \text{ A}/50 \text{ Hz}$ 的工频交流电, 待重熔过程稳定后, 使用微机钢水测温仪和 W3Re/W25Re 钨铼热电偶测量渣池温度, 测量点位于沿着渣池表面距结晶器中心轴线 0.04 m 处的垂线, 每个实验测量点进行 3 次测量并取平均值。利用上述数学模型对该实验进行仿真计算, 模拟所用参数与条件和实验保持一致^[21]。渣池温度的预测值与实验值如图 2 所示, 渣池温度随着高度增高而增大, 直至渣-气界面温度达

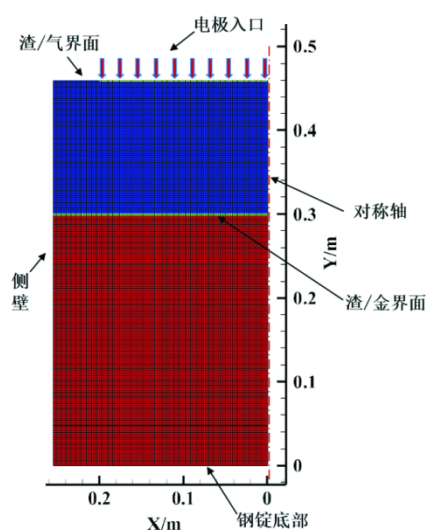


图1 电渣重熔系统初始状态的边界条件和网格划分

Fig. 1 Boundary conditions and meshing of initial state of electroslag remelting system

表1 06Cr18Ni11Ti钢的化学成分(质量分数)

Table 1 Chemical composition of 06Cr18Ni11Ti steel %

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Ti
0.07	0.06	2.00	0.035	0.02	18.00	11.50	0.70

表2 钢液及熔渣物性参数

Fig. 2 Physical parameters of molten steel and slag

物性参数	钢液	熔渣
密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	7 200	2 350
比热容/($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	820	1 255
热导率/($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	30.52	10.56
电导率/($\text{S}\cdot\text{m}^{-1}$)	7.14×10^5	$\ln\sigma=-6\ 769/T+8.818$
熔化潜热/($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$)	270 000	-
热膨胀系数/(K^{-1})	1×10^{-4}	1.5×10^{-4}
固相线/K	1 655	1 397
液相线/K	1 726	1 635

到最大值,模拟结果与实验结果吻合较好,误差来自边界条件的不确定性及忽略电极浸没深度等假设,但此误差在允许范围内,平均误差在1%以内,验证了数学模型的准确性。

3.2 电磁场

不同熔速条件下的电流密度分布及电流路径如图3所示。结果显示,不同熔速条件下的电流路径大体相似,即电流从电极端头流入,经过渣池进入熔池,最终流入已凝固的钢锭,形成闭合回路。考虑到集肤深度约为120 mm,小于结晶器半径,在结晶器内部的金属区域内可观察到明显的集肤效应,电流密度沿径向从外侧到中心逐渐递减。在渣

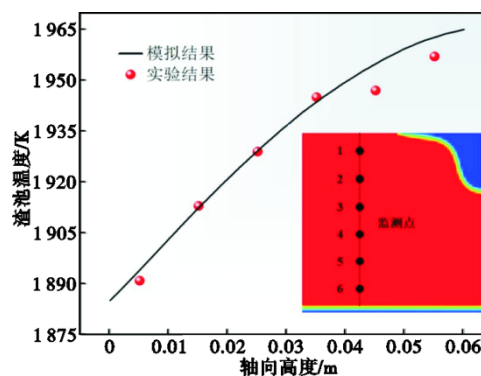


图2 渣池温度的预测值与实验值的对比

Fig. 2 The comparison of predicted and experimental values of the slag pool temperature

池内,由于集肤效应较小,电流路径优先向下流入,略微向结晶器侧壁倾斜,这是由于熔渣的电阻率较高且远大于金属的电阻率所致。最大电流密度位于电极端头外侧,随着熔速的增大,最大电流密度也相应增大。当熔速为5、6、7 kg/min时,最大电流密度分别为 3.58×10^5 、 3.84×10^5 、 4.16×10^5 A/m²,增幅分别为6.8%、8.3%。图3右侧展示了不同熔速条件下的洛伦兹力的矢量分布情况。根据左手定则,交流电流方向为轴向,因此,洛伦兹力的方向沿径向指向结晶器中心,促进熔滴的滴落与破碎。洛伦兹力的分布与电流密度基本一致,最大洛伦兹力位于电极端头外侧,沿径向向内逐渐减小。对比不同熔速条件下的洛伦兹力可以发现,随着熔速的增大,洛伦兹力也增大,不同熔速下最大洛伦兹力分别为1 744、2 041、2 401 N/m³,增幅分别为17.0%、17.6%。

不同熔速条件下的焦耳热分布云图如图4所示。观察结果显示,渣池内的焦耳热远大于熔池及已凝固的钢锭中的焦耳热,形成明显的分层。这是因为熔渣的电阻率远大于金属的电阻率,在电渣重熔过程中,大部分焦耳热产生于渣池内,用于熔化电极产生金属液滴并进行精炼过程。焦耳热分布随着熔滴滴落产生周期性变化,在熔滴内产生的焦耳热较小,小于熔滴周围熔渣产生的焦耳热,因此,钢液在滴落过程中会受到熔渣的加热。最大焦耳热存在于电极端头两侧,因为该处的电流密度最大。随着熔速的增大,结晶器内的焦耳热整体增大,尤其是电流密度较大的电极端头处和渣金界面处的焦耳热增加明显。例如,当熔速为5、6、7 kg/min时,最大焦耳热分别为 1.50×10^9 、 1.94×10^9 、 2.45×10^9 W/m³,增幅分别为29.3%、26.3%。

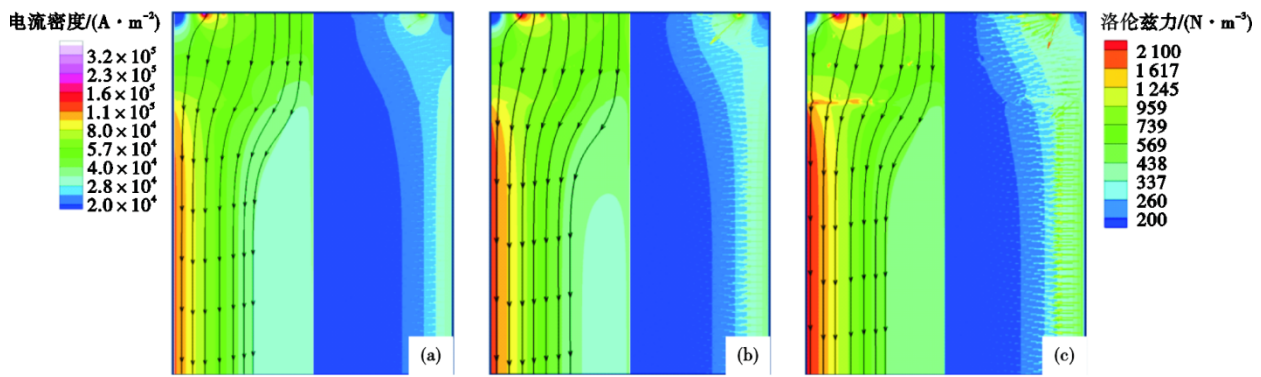


图 3 不同熔速下的电流密度分布图(左)与洛伦兹力分布图(右):(a) 5 kg/min, (b) 6 kg/min, (c) 7 kg/min

Fig. 3 Current density distribution (left) and Lorentz force distribution (right) at different melting rates: (a) 5 kg/min, (b) 6 kg/min, (c) 7 kg/min

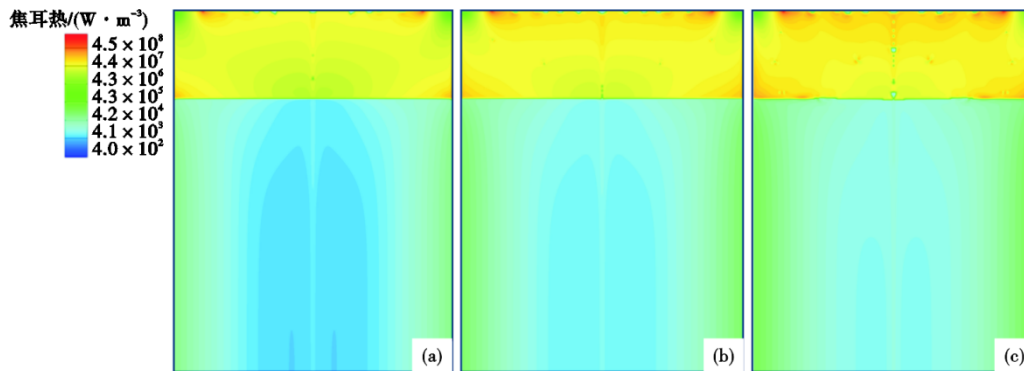


图 4 不同熔速下的焦耳热分布图:(a) 5 kg/min, (b) 6 kg/min, (c) 7 kg/min

Fig. 4 Joule heating distribution at different melting rates: (a) 5 kg/min, (b) 6 kg/min, (c) 7 kg/min

3.3 温度分布

不同熔速条件下的温度分布情况如图 5 所示。由于结晶器底部和侧壁的冷却水以及顶部的空气与金属和熔渣持续进行热量交换,且同时受到渣金两相流动的影响,使得温度分布与焦耳热分布存在一定差异。在渣池内,温度高于熔池,最高温度出现在电极端部外侧的渣池上层区域。这是因为一部分热量被用于预热并熔化电极,因此,入口处的温度略低于电极端部。在熔池及已凝固的钢锭内,温度等值线呈抛物线形分布,由中心向侧壁和底部逐渐递减,且结晶器内部温度梯度较大。在三种熔速下,完全凝固的铸锭温度相近,但液相线温度的等值线随着熔速增大而加深,而渣池内最高温度随熔速升高而增加,分别为 1 902、1 947、2 058 K,增加幅度分别为 23.7%、5.7%。

为了更准确地描述熔速对电渣重熔过程温度分布的影响,对轴向和径向的温度变化进行了详细分析。径向选取渣-金界面作为监测区域,轴向选择距结晶器中心线 0.2 m 处的垂线作为监测点。熔速

对渣-金界面处温度的影响如图 6 所示,结果显示,渣金界面处温度沿径向分布呈现“M”型。靠近电极端头区域温度最高,近壁面由于强冷却的作用温度最低,且三种熔速下近壁面处的温度几乎相同。中心线附近的温度略低于电极端头区域,这可以归因于部分热量被电极熔化时所吸收,导致中心线区域温度稍低。随着熔速增加,渣-金界面处的温度也相应升高,三种熔速条件下最高温度分别为 1 876、1 890、1 943 K。熔速对距轴线 0.2 m 处温度的影响如图 7 所示。结果显示,在 5 kg/min 熔速的条件下,距轴线 0.2 m 处温度最低,在 7 kg/min 熔速的条件下,距轴线 0.2 m 处温度最高。三种熔速条件下的轴向温度变化趋势基本一致。在铸锭底部,温度几乎没有差异。但随着轴向高度的增加,温度逐渐升高,不同熔速下的温度差异开始显现。当温度达到凝固前沿后,升温速率减缓,直至渣池顶部,温度达到最高。由于熔速为 7 kg/min 时熔池最深,导致温度曲线在此时最早呈现斜率减小的趋势,而在 5 kg/min 熔速条件下,温度曲线斜率减小的趋势最晚出现。

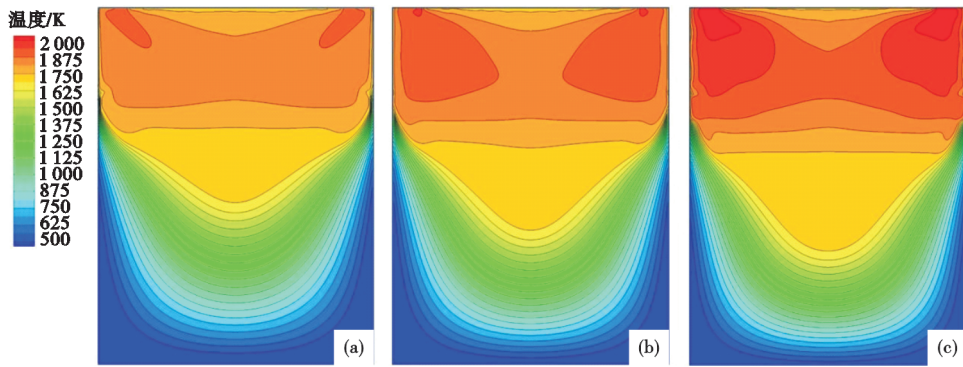


图 5 不同熔速下的温度分布图:(a) 5 kg/min, (b) 6 kg/min, (c) 7 kg/min

Fig. 5 Temperature distribution at different melting rates: (a) 5 kg/min, (b) 6 kg/min, (c) 7 kg/min

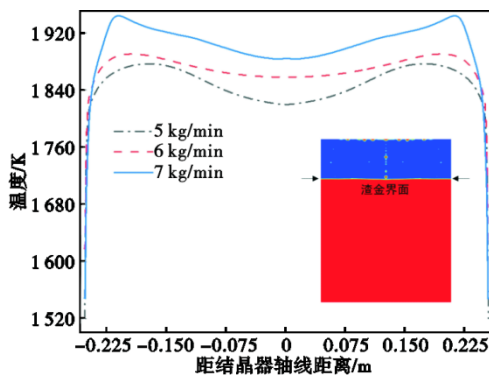


图 6 熔速对渣-金界面处温度的影响

Fig. 6 Effect of melting rate on the temperature of slag-steel interface

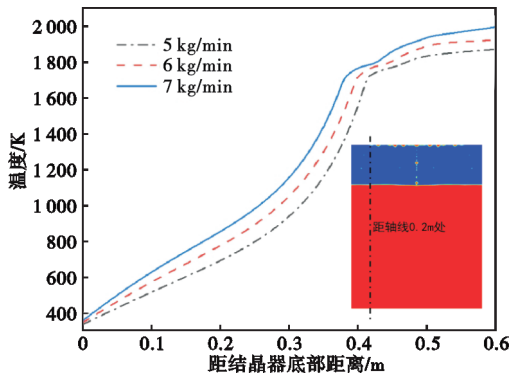


图 7 熔速对距轴线 0.2 m 处温度的影响

Fig. 7 Effect of melting rate on temperature at 0.2 m from axis

3.4 流场

三种不同熔速条件下的流场分布情况如图 8 所示。在高填充比电渣重熔过程中,由于熔渣落点随机分散,结晶器内部的流动表现出极为复杂的特征。渣池内的流动相对于熔池内的流动更加剧烈,熔渣的流速远高于钢液的流速。当电磁力与重力之和大于表面张力时,熔滴会脱离电极并滴入渣

池,最大速度出现在金属熔滴处。在渣池内部,近壁面区域受到冷却水的影响而温度降低,熔渣受热浮力的作用向下流动,到达渣池底部后向内侧流动形成一对较小的涡旋。在电极下方区域,熔渣受电磁力和熔渣滴落的剪切应力的作用向下流动,而后向外侧流动形成一对较大的涡旋。在熔池内部,最大速度出现在近侧壁的凝固前沿区域。熔池顶部的钢液受到熔渣的剪切应力沿轴线向上流动,而后向外侧流动形成一对较大的涡旋。熔池下方的钢液流速较小,在重力的作用下沿着凝固前沿冲刷糊状区,到达熔池底部后沿轴线向上流动,不断循环此过程。值得注意的是,在高填充比电渣重熔过程中,熔滴会从渣金界面不同位置进入熔池,当熔池中的钢液在流动过程中遇到从渣池进入熔池的钢液时,则会在熔池中发生局部对流,形成更小的局部涡旋。随着熔速增大,熔滴产生的剪切应力增强,结晶器内部的电磁力增大,同时热浮力作用增强,在三者的共同作用下,熔池和渣池内部的流动更加剧烈。三种熔速条件下熔渣和钢液的最大流速监测结果如图 9 所示,可以观察到渣池内的最大流速高于熔池内的最大流速,且随着熔速增大,两者的最大流速均呈增加趋势。渣池内的最大流速分别为 0.64、0.79、0.96 m/s,增长幅度分别为 23.4%、21.5%;而熔池内的最大流速分别为 0.025、0.031、0.044 m/s,增长幅度分别为 24.0%、41.9%。

3.5 凝固行为

不同熔速条件下的熔池形貌如图 10 所示,观察可见,随着熔速的提高,熔池呈现出深度增加的趋势。这一现象的成因主要包括两个方面:(1)在相同的冷却条件下,随着熔速的增加,通过钢液输入熔池的热量增加,促进了熔池深度的增大;(2)随着重熔电流的增加,渣池温度也相应升高,导致渣池

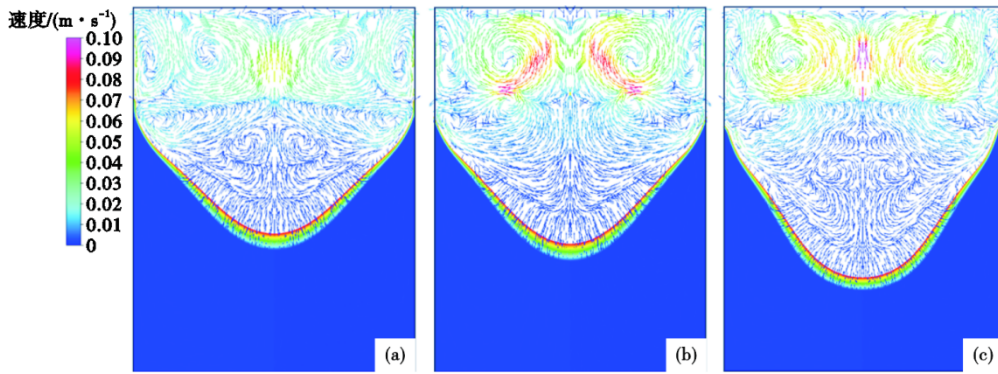


图 8 不同熔速下的流场: (a) 5 kg/min, (b) 6 kg/min, (c) 7 kg/min

Fig. 8 Flow field at different melting rates: (a) 5 kg/min, (b) 6 kg/min, (c) 7 kg/min

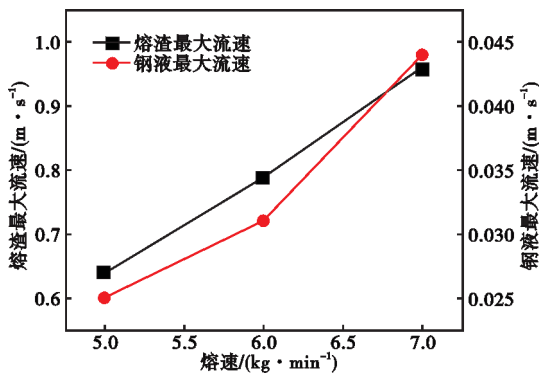


图 9 熔速对两相最大流速的影响

Fig. 9 Effect of melting rate on maximum velocity of two phases

向熔池的传热速率增加,延缓了金属凝固的速度,从而使得熔池加深,钢液活动范围增大。在熔速为 5 kg/min 时,侧壁处的钢液凝固到渣-金相界面位置;而当熔速增至 6 kg/min 和 7 kg/min 时,侧壁处存在一段完全未凝固的圆柱段区域,这是由于渣池的高温导致该区域无法冷却至液相线以下的结果。熔速对熔池形貌的影响如图 11 所示,对比结果显示,随着熔速增大,凝固前沿变得更加陡峭,熔池深度增大,而熔池深度过深不利于冶金反应,恶化结晶结构,降低表面质量^[22]。当熔速分别为 5、6、7 kg/min 时,熔池深度依次为 220、268、300 mm。考虑到本研究的铸锭直径为 510 mm,通过数据分析发现,当熔速为 5 kg/min 时,熔池深度在结晶器直径的 1/2~1/3 之间,这有助于保证铸锭良好的致密性和结晶质量^[22-23]。

由于不同熔速下的熔池深度存在差异,因此,选取了三种熔速下完全凝固铸锭高度均为 0.2 m 时的结果,如图 12 所示,通过对比不同熔速下的局部凝固时间分布,作为评价凝固质量的方法。局部凝固时间呈现出由中心向两侧逐渐减小、由下至上逐

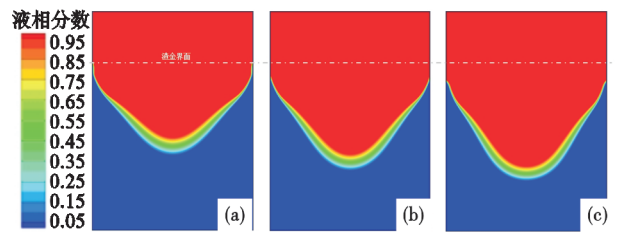


图 10 不同熔速下的熔池形貌图: (a) 5 kg/min, (b) 6 kg/min, (c) 7 kg/min

Fig. 10 Molten pool profile at different melting rates: (a) 5 kg/min, (b) 6 kg/min, (c) 7 kg/min

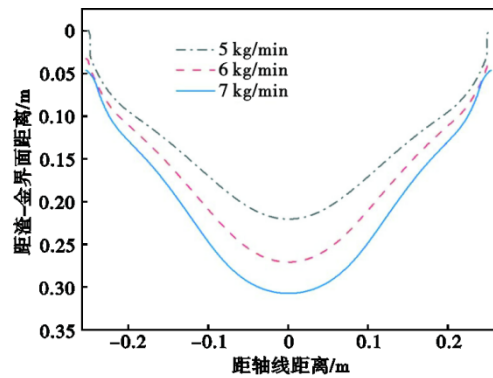


图 11 熔速对熔池形貌的影响

Fig. 11 Effect of melting rate on the morphology of molten pool

渐递增的分布规律。这是由于侧壁及底部的冷却速率大于内部的冷却速率,并且由于结晶器直径较大,内部冷却条件恶化,导致中心区域的凝固时间增加。金属长时间处于液相与固相之间的糊状区时,会导致晶粒尺寸增大,结晶组织不均匀、残余应力增加、宏观偏析加剧等问题,严重影响最终铸锭的质量^[24]。为了更准确地说明熔速对高填充比电渣重熔铸锭局部凝固时间的影响,提取了三种熔速下铸锭轴线处的局部凝固时间,如图 13 所示。在三种熔速下,铸锭底部位置的局部凝固时间几乎相

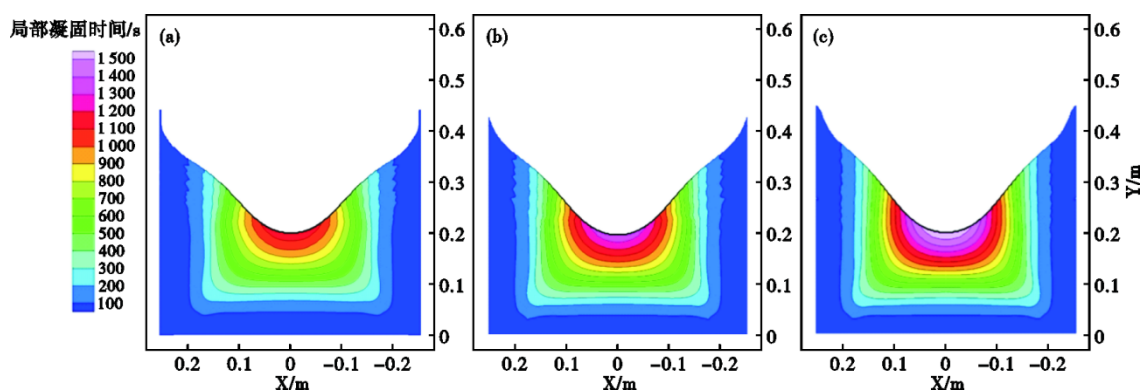


图12 不同熔速下的局部时间分布图:(a) 5 kg/min, (b) 6 kg/min, (c) 7 kg/min

Fig. 12 Local time distribution diagram at different melting rates: (a) 5 kg/min, (b) 6 kg/min, (c) 7 kg/min

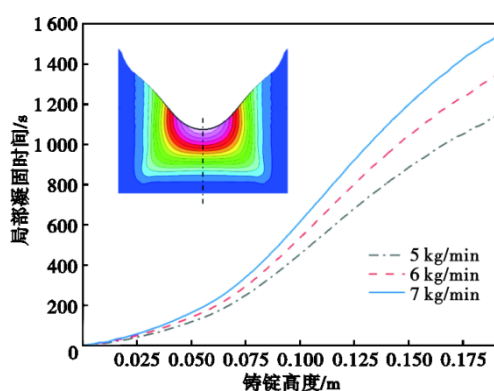


图13 熔速对轴线处局部凝固时间的影响

Fig. 13 Effect of melting rate on local solidification time at the axis

同,随着轴向高度的增加,局部凝固时间延长。不同熔速下的局部凝固时间差异随轴向高度的增加而增大,局部凝固时间在凝固前沿达到最大值。当熔速为5 kg/min时,铸锭中心局部凝固时间最短,增大熔速会延长铸锭整体的局部凝固时间,三种熔速下的最大局部凝固时间分别为1 174、1 384、1 583 s,增幅分别为17.9%、14.4%。这是由于随着熔速的增加,渣池及进入熔池内的钢液温度升高,熔池深度增大,结晶器内部冷却条件恶化,因此,钢液由液相线温度降至固相线温度需要更多的时间。

参考文献

- [1] Zhang J X, Huang Y Q, Fan D, et al. Microstructure and performances of dissimilar joints between 12Cr2Mo1R steel and 06Cr18Ni11Ti austenitic stainless steel joined by AA-TIG welding [J]. Journal of Manufacturing Processes, 2020, 60: 96-106.
- [2] 胡伟华, 康永林, 唐兴昌. 321奥氏体不锈钢动态再结晶的研究[J]. 特殊钢, 2012, 33(6): 59-62.
- [3] 杨浩, 王方军, 李采, 等. 镍基高温合金的熔炼工艺研究

4 结论

本研究以06Cr18Ni11Ti高填充比电渣重熔铸锭为研究对象,建立了瞬态电渣重熔过程的多相多物理场耦合模型,探究了熔速对电渣重熔过程中电磁、传热、流动及凝固行为的影响。得到以下结论:

(1)结晶器内存在明显的集肤效应,最大电流密度位于电极端头外侧,洛伦兹力指向结晶器中心,随着熔速从5 kg/min增至7 kg/min,电流密度、洛伦兹力和焦耳热分别增加了16.2%、37.7%和63.3%。

(2)结晶器内部温度梯度较大,熔池及钢锭内的温度呈抛物线形分布,渣池内温度高于熔池内的温度,最高温度存在于电极端部外侧的渣池上层,随着熔速从5 kg/min增至7 kg/min,最高温度从1 902 K上升至2 058 K。

(3)渣池内存在两对方向相反的涡旋,结晶器内的流动随熔速增大变得更加剧烈,三种熔速下渣池内最大流速分别为0.64、0.79、0.96 m/s,熔池内最大流速分别为0.025、0.031、0.044 m/s。

(4)研究表明,提高熔速会导致熔池深度增大,铸锭局部凝固时间延长;当熔速为5 kg/min时,熔池深度在结晶器直径的1/2~1/3之间,且局部凝固时间最短,有助于保证铸锭良好的致密性和结晶质量。

进展[J]. 特殊钢, 2023, 44(3): 1-9.

- [4] Xiong Y L, Song Z W, Wang A G, et al. Factors influencing power consumption and power-saving measures in ESR process[J]. China Foundry, 2019, 16(1): 1-7.
- [5] 李宝宽, 陆秋敏, 陈瑞, 等. 电渣重熔工艺中渣金两相的流动、传热及凝固[J]. 材料与冶金学报, 2011, 10(S1): 129-134.
- [6] Dong Y W, Jiang Z H, Fan J X, et al. Comprehensive mathemati-

cal model for simulating electroslag remelting [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2016, 47(2): 1475-1488.

[7] 贾雷, 崔衡, 杨树峰, 等. 新型镍基 GH4151 高温合金 ESR 数值模拟及工艺优化[J]. 中国有色金属学报, 2023, 33(9): 2873-2889.

[8] 崔利民, 栾吉喆, 陈保梁, 等. Hastelloy G3 合金电渣锭锻造裂纹分析及工艺改进[J]. 特钢技术, 2023, 29(4): 16-20.

[9] 吕斌, 李志强, 杨智勇, 等. 电渣重熔工艺对 GCr15 轴承钢凝固组织的影响[J]. 材料导报, 2021, 35(24): 24134-24141.

[10] Shi C B, Zheng X, Yang Z B, et al. Effect of melting rate of electroslag rapid remelting on the microstructure and carbides in a hot work tool steel[J]. Metals and Materials International, 2021, 27(9): 3603-3616.

[11] Chen X, Jiang Z H, Liu F B, et al. Effect of melt rate on surface quality and solidification structure of Mn18Cr18N hollow ingot during electroslag remelting process [J]. Steel Research International, 2017, 88(2): 1600186.

[12] 李正邦, 张家雯, 王庆和, 等. 渣系及充填比对电渣重熔电耗的影响[J]. 特殊钢, 1983, 4(3): 32-46.

[13] Duan Y R, Li B K, Huang X C, et al. Effect of electrode change on solidification of slag and metal pool profile in electroslag remelting process [J]. Journal of Iron and Steel Research International, 2021, 28(12): 1582-1590.

[14] 黄烁, 段怡如, 李连鹏, 等. 电极更换对电渣重熔过程金属液和熔渣凝固的影响[J]. 材料与冶金学报, 2023, 22(6): 518-524+558.

[15] Tong W J, Li W M, Zang X M, et al. A comprehensive mathematical model of electroslag remelting with two series-connected electrodes based on sequential coupling simulation method [J]. Metals, 2020, 10(5): 658.

[16] 段怡如, 李宝宽, 黄雪驰, 等. 旋转电极电渣重熔过程电极熔速的理论解析[J]. 钢铁研究学报, 2022, 34(4): 341-351.

[17] 贺铸, 刘艳贺, 刘双, 等. 电极填充比对电渣重熔过程影响的数值模拟[J]. 特殊钢, 2014, 35(4): 16-19.

[18] Huang X C, Duan Y R, Liu Z Q, et al. Role of electrode rotation on improvement of metal pool profile in electroslag remelting process [J]. Metals, 2021, 11(11): 1675.

[19] Yu J, Liu F B, Jiang Z H, et al. Numerical simulation of the dynamic formation of slag skin and heat flow distribution during the electroslag remelting process [J]. Steel Research International, 2018, 89(5): 1700481.

[20] 姜周华. 电渣冶金学[M]. 北京: 科学出版社, 2015: 242.

[21] Huang X C, Li B K, Liu Z Q. Three-dimensional mathematical model of oxygen transport behavior in electroslag remelting process [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2018, 49(2): 709-722.

[22] 李正邦. 电渣冶金的理论与实践[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2010: 193.

[23] Hoyle G. Electroslag processes: principles and practice [M]. Sole distributor in the USA and Canada, Elsevier Science, 1983: 62.

[24] Ballantyne A S, Kennedy R J, Mitchell A. The influence of melting rate on structure in VAR and ESR ingots [C]. In Proceedings of the 5 th International Conference on Vacuum Metallurgy and Electroslag Remelting Processes. Munich, Germany: Leybold-Heraeus GmbH & Co Leybold-Heraeus GmbH & Co, 1976: 181-183.

欢迎全国冶金、机械、耐材及相关行业在
《特殊钢》期刊上刊登工艺设备和技术、产品
研发宣传广告

联系人: 陈颖

电话: 13812128736