

高拉速方坯连铸结晶器钢渣界面行为特征

王林杰¹, 孔令种¹, 冯亮花¹, 杨杰¹, 陈登福²

(1. 辽宁科技大学材料与冶金学院, 辽宁 鞍山 114051; 2. 重庆大学材料科学与工程学院, 重庆 400044)

摘要: 对于高拉速连铸, 结晶器内高通钢量下的钢液与保护渣流动行为控制是保证结晶器区合理凝固与冷却控制的重要一环。通过建立三维方坯连铸结晶器内多相流动、传热与凝固耦合数学模型, 研究结晶器内高速钢液瞬态流动现象及其对液面波动与保护渣流动的影响。结果表明, 结晶器内高速钢液冲击钢渣界面使弯月面处形成明显的凸起, 同时导致水口附近界面波动剧烈。液态保护渣的流动行为受液面波动影响较大, 不连续的保护渣流入造成了厚度不均匀的固态渣膜形成, 不规整的固态渣膜转而又阻碍了液态保护渣的流入。

关键词: 高拉速; 结晶器; 钢渣界面; 流动; 数值模拟

文献标志码: A 文章编号: 1005-4006(2021)04-0011-06

Interfacial behavior of steel and slag in billet mold during high casting speed

WANG Lin-jie¹, KONG Ling-zhong¹, FENG Liang-hua¹, YANG Jie¹, CHEN Deng-fu²

(1. School of Material and Metallurgy, University of Science and Technology Liaoning, Anshan 114051, Liaoning, China;

2. School of Materials Science and Engineering, Chongqing University, Chongqing 400044, China)

Abstract: For continuous casting of high speed, the control of flow behavior of molten steel and mold slag under high steel quantity in mold is an important link to ensure reasonable solidification and cooling control in mold area. A mathematical model of multiphase flow, heat transfer and solidification coupling in a three-dimensional billet continuous casting mold was established to study the transient flow phenomenon of HSS in the mold and its effect on the liquid level fluctuation and the flow of protective slag. The results show that the impact of HSS on the steel slag interface in the crystallizer causes obvious bulge on the meniscus surface, and causes severe fluctuation of the interface near the nozzle. The flow behavior of the liquid flux is greatly affected by the fluctuation of the liquid level. The discontinuous flux causes the formation of the solid flux film with uneven thickness, and the irregular solid flux film in turn hinders the inflow of the liquid flux.

Key words: high casting speed; mold; steel and slag interface; fluid flow; numerical simulation

随着连铸技术朝着高效、节能的方向不断发展, 高拉速已经成为方坯连铸发展最显著的特征。高温钢液经过浸入式水口进入结晶器, 受拉速、结晶器尺寸、水口结构、浸入深度以及电磁搅拌等因素的影响, 在结晶器内发生复杂的流动与相变行为, 是控制连铸工艺顺利和铸坯质量的主要因素之一^[1-5]。对于高拉速连铸, 由于通钢量大幅增加, 方坯连铸结晶器内钢液的流动与界面行为与常规连铸相比有着显著差异^[6]。

关于连铸结晶器内钢液流动行为已有大量研究, 通过数值仿真和物理模拟等方法对结晶器内瞬态流动特征进行了较为系统的分析^[7-11]。在利用数学模型的研究中, 一些学者采用不同的模拟方法和

模型研究了结晶器内湍流流动的差异, 并对液位波动及钢渣界面运动等行为进行了定量分析, 在此基础上揭示了拉速、水口浸入深度、吹气量等工艺参数及保护渣黏度、表面张力等性质对钢液流场和界面稳定性的影响规律^[12-17]。以往所涉及的连铸结晶器内钢液流动、钢渣界面波动的研究主要针对常规拉速或薄板坯高拉速, 对于高拉速方坯连铸相关研究报道较少。

为此, 本文针对高拉速方坯连铸高通钢量的特点, 建立结晶器内流动、传热与凝固耦合仿真模型, 研究方坯结晶器内高速钢液瞬态流动现象及界面波动行为特征, 为高拉速方坯连铸结晶器水口结构参数及连铸保护渣性能的优化提供理论依据。

1 数学模型假设与描述

1.1 模型假设

针对高速方坯连铸结晶器钢液与保护渣瞬态流动行为,以实际尺寸建立三维结晶器内多相流动、传热与凝固模型,考虑模型计算问题,对模型做出如下假设:

- (1) 模型不考虑铸坯凝固收缩行为;
- (2) 假设保护渣热物性参数随温度呈线性变化;
- (3) 假设固态渣膜随凝固坯壳共同向下移动。

1.2 控制方程

结晶器内三维多相流动、传热与凝固行为通过求解连续性方程、动量方程、能量方程和湍流模型方程得到^[18]。采用流体体积函数模型(VOF)通过追踪不同流体体积分数来描述钢-渣界面,其连续性方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_{\text{steel}}\rho_{\text{steel}}) + \nabla \cdot (\alpha_{\text{steel}}\rho_{\text{steel}}\mathbf{v}) = \sum (\dot{m}_{\text{slag-steel}} - \dot{m}_{\text{steel-slag}}) \quad (1)$$

式中: t 为时间, s; α_{steel} 为钢液的体积分数; ρ_{steel} 为钢液密度, kg/m³; \mathbf{v} 为速度矢量; $\dot{m}_{\text{slag-steel}}$ 、 $\dot{m}_{\text{steel-slag}}$ 为相间质量传输。

根据各相体积分数求解动量方程

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho_{\text{mix}}\mathbf{v}) + \nabla \cdot (\rho_{\text{mix}}\mathbf{v}\mathbf{v}) &= -\nabla P + \\ \nabla \cdot [\mu_{\text{mix}}(\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T)] + \rho_{\text{mix}}g + \mathbf{F}_\sigma - S_m & \quad (2) \\ \rho_{\text{mix}} &= \alpha_{\text{steel}}\rho_{\text{steel}} + (1 - \alpha_{\text{slag}})\rho_{\text{slag}} \quad (3) \\ \mu_{\text{mix}} &= \alpha_{\text{steel}}\mu_{\text{steel}} + (1 - \alpha_{\text{slag}})\mu_{\text{slag}} \quad (4) \end{aligned}$$

式中: ρ_{mix} 为有效密度; P 为压力; μ_{mix} 为有效黏度; g 为重力加速度; \mathbf{F}_σ 为表面张力造成的效果损失; S_m 为凝固造成的效果损失; α_{slag} 为渣的体积分数; ρ_{slag} 为渣的密度; μ_{steel} 为钢液的黏度; μ_{slag} 为渣的黏度。

\mathbf{F}_σ 由 Brackbill 连续表面力模型(CSF)计算得到

$$\mathbf{F}_\sigma = \sigma_{\text{slag-steel}} \frac{\rho_{\text{mix}}\kappa\nabla\alpha_{\text{slag}}}{\frac{1}{2}(\rho_{\text{slag}} + \rho_{\text{steel}})} \quad (5)$$

式中: $\sigma_{\text{slag-steel}}$ 为钢水与保护渣界面张力, N/m; κ 为表面曲率。

同样,根据相体积分数求解能量方程

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho_{\text{mix}}E_{\text{mix}}) + \nabla \cdot (\mathbf{v}(\rho_{\text{mix}}E_{\text{mix}} + P)) &= \\ \nabla \cdot (K_{\text{eff}}\nabla T) & \quad (6) \end{aligned}$$

式中: E_{mix} 为混合焓, J; K_{eff} 为综合传热系数(包括传导和辐射), W/(m·K); T 为温度, K。

采用可实现的 $k-\epsilon$ 模型(带旋流修正 $k-\epsilon$ 模型)

模拟结晶器内钢液和保护渣的流动行为,模型改进了湍流黏度,为耗散率增加了新的传输方程。此外,由于热焓-多孔介质法(enthalpy-porosity technique)把糊状区域看作为多孔介质,每个单元的多孔性在单元中设置相等的流体阻力。因此,将下降项添加到动量方程和湍流方程中来说明在糊状区和凝固区多孔性的减少。

$$S_m = \frac{(1 - \beta)^2}{(0.001 + \beta^3)} A_{\text{mush}} (\mathbf{v} - \mathbf{v}_{\text{pull}}) \quad (7)$$

$$S_t = \frac{(1 - \beta)^2}{(0.001 + \beta^3)} A_{\text{mush}} \phi \quad (8)$$

式中: β 为流体体积分数; A_{mush} 为糊状区域常数; \mathbf{v}_{pull} 为拉速; S_t 为湍流引起的压力损失; ϕ 为求解的湍流数量(k 和 ϵ),其中 k 为湍动能, ϵ 为湍动能耗散率。

1.3 几何模型与边界条件

根据研究对象几何尺寸建立三维几何模型,根据对称性选取结晶器四分之一进行研究,如图 1 所示。模型包括直通型浸入式水口和断面为 160 mm × 160 mm、长度为 900 mm 的结晶器。模型中钢液的初始液面设定为距结晶器上沿 100 mm,将 50 mm 厚粉渣层置于钢液面上,通过传热计算获得典型的三层保护渣层结构,即粉渣层、烧结层和液渣层。粉渣层上为 50 mm 厚的空气区域,用于模拟大气在计算中的影响。此外,为了准确预测保护渣在凝固坯与结晶器之间狭小缝隙中的瞬态行为,将弯月面附近区域的网格进行着重细化。

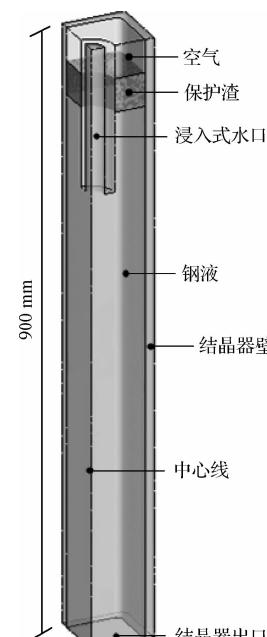


图 1 几何模型区域

Fig. 1 Schematic of model domain

浸入式水口的浸入深度设定为钢液面下 120 mm, 钢液从水口上沿的速度入口边界通过水口流入结晶器, 钢液的流速根据拉速由质量守恒方程计算得到。

$$v_s = \frac{v_c A_{\text{outlet}}}{A_{\text{inlet}}} \quad (9)$$

式中: v_s 为钢液为入口速度, m/s; v_c 为拉速, m/s; A_{outlet} 为结晶器出口截面积, m^2 ; A_{inlet} 为水口入口截面积, m^2 。

结晶器与钢液之间的传热取决于液态保护渣流入后形成的渣膜热阻和渣膜与结晶器壁形成的接触热阻, 渣道总热阻、凝固坯壳与结晶器热面的温度梯度将决定热流的大小; 将结晶器水槽换热近似为结晶器铜板冷面的对流传热边界, 而浸入式水口壁设为绝热。

$$q_w = h(T_w - T_s) \quad (10)$$

式中: q_w 为通过结晶器冷面热流, W/m^2 ; h 为对流换热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$; T_w 为冷却水温度, K; T_s 为结晶器水槽表面温度, K。

结晶器参数和模型边界条件见表 1。

表 1 结晶器参数和边界条件

Table 1 Mold parameters and boundary conditions

项目	数值
结晶器断面尺寸/(mm×mm)	160×160
结晶器长度/mm	900
结晶器铜板厚度/mm	14
结晶器圆角半径/mm	6
水口内径/mm	40
水口外径/mm	70
水口浸入深度/mm	120
拉速/(m·min ⁻¹)	5
人口压力/MPa	0.101
过热度/K	20
冷却水温度/K	303

1.4 材料属性

仿真计算中使用的材料属性见表 2。为了简化计算, 将钢的导热系数、保护渣的导热系数和黏度分别简化为温度的线性函数, 其他性质为常数。此处不考虑因吸收钢中夹杂物而导致保护渣的成分和性质变化。采用有效传热系数综合考虑保护渣传热和辐射传热的影响, 以保护渣转折温度作为划分保护渣固相和液相的依据^[19]。根据钢液和保护渣成分计算获得钢液与保护渣的界面张

力, 为 1.35 N/m。保护渣与结晶器铜板间的界面热阻与保护渣的结晶性能息息相关, 通常渣膜表面粗糙度沿拉坯方向逐渐增大, 导致界面热阻增加。根据 Meng Y 和 Thomas B G 的模型^[20], 在弯月面处保护渣与结晶器铜板间的界面热阻为 $0.8 \times 10^{-4} (\text{m}^2 \cdot \text{K})/\text{W}$, 随后以线性方式增加, 至结晶器出口处时界面热阻为 $2.5 \times 10^{-4} (\text{m}^2 \cdot \text{K})/\text{W}$ 。

表 2 材料物性

Table 2 Materials properties

项目	数值
钢的液相线温度/K	1 790
钢的固相线温度/K	1 761
钢的凝固潜热/(kJ·kg ⁻¹)	264
钢的比热容/(J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	720
钢的导热系数/(W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)	$19.32 + 8.35 \times 10^{-3} \times (T - 273)$
钢的黏度/(Pa·s)	0.0065
钢的密度/(kg·m ⁻³)	7 200
保护渣转折温度/K	1 363
保护渣导热系数/(W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)	$2.0, T \geq 1 363 \text{ K}; 1.2, T < 1 363 \text{ K}$
保护渣黏度/(Pa·s)	$-1 \times 10^{-3} \times (T - 273) + 1.59, T \geq 1 363 \text{ K}; -0.225 \times (T - 273) + 245.75, 1 343 \text{ K} \leq T < 1 363 \text{ K}; 5, T < 1 343 \text{ K}$
保护渣密度/(kg·m ⁻³)	2 600
钢渣界面张力/(N·m ⁻¹)	1.35
接触热阻/(m ² ·K·W ⁻¹)	$(0.8 \sim 2.5) \times 10^{-4}$

2 计算结果与讨论

2.1 结晶器内钢液瞬态流动

大幅增加的通钢量是高速连铸的重要特征之一, 通钢量增加不仅改变了结晶器内钢液流场, 也将影响钢液表面保护渣的流动行为。图 2 所示为结晶器上部流场分布。当钢液自直通型水口流向结晶器底部, 扩散的钢液流股在结晶器底部附件冲击凝固坯壳内表面后分成上下两个流股, 其中向上流股沿着凝固坯壳流向弯月面, 导致钢液面上升。上升的钢液到达液面后沿水平方向流向水口, 从而与水口新流出的钢液形成一个循环流动区域。结晶器内的钢流循环区域是以水口为中心、结晶器角部为主要边界的对角线流动分布, 几乎贯穿整个结晶器长度。在高拉速情况下, 结晶器内钢液循环流动区域扩大, 即造成更深的冲击深度和更高的液面水平。

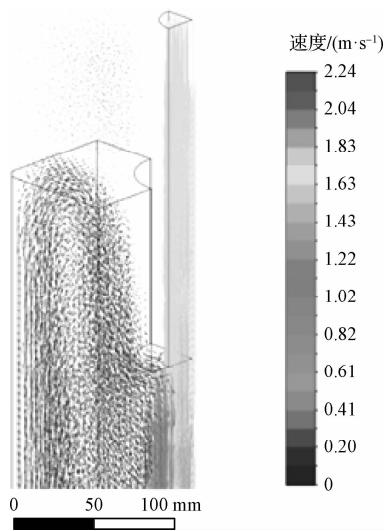


图 2 结晶器上部流场分布

Fig. 2 Velocity fields in upper part of mold

2.2 钢渣界面行为

在模型计算时,将距结晶器上边缘 100 mm 处设定为钢水的初始液面,但是由于向上的回流对钢液面的冲击作用,使得高速连铸过程中钢液面的波动明显升高,如图 3 所示。在拉速为 5 m/min 时,钢液流股冲击导致钢渣界面整体升高约 20 mm,其中,结晶器中部位置的液面略高、波动较小,而结晶器四周的液位略低、波动更加剧烈。结晶器壁附近是上回流钢液流动方向的多变区域,一方面是向上的流股冲击钢渣界面使界面上升,另一方面流股达到最高处后回落造成液面形成较大起伏。剧烈波动的液面对于弯月面处渣道形成与液态保护渣均匀流入形成了不利条件。

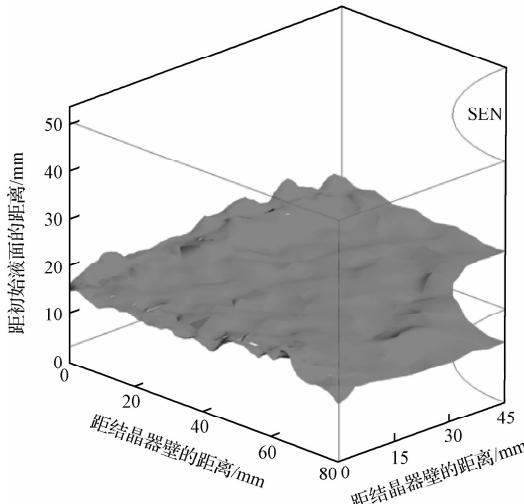


图 3 钢液表面波动

Fig. 3 Fluctuations at steel surface

图 4 所示为钢液与液态保护渣轮廓曲线。弯月面形状不仅取决于钢液与保护渣之间的界面张力,也与结晶器上部的钢液流场相关。钢液的冲击导致弯月面处形成明显的凸起,随着钢流回落,钢/渣界面出现一段较为平缓的过渡,随后在接近水口位置出现一个低谷。这表明钢液流动对结晶器铜管周围和水口附近的钢渣界面影响很大,从而可能造成与严重的界面波动有关的表面缺陷。由于弯月面过于靠近渣圈会导致坯壳异常冷却,这就增加了深振痕和凝固钩形成的可能性。此外,水口附近的液位显著下降则会使液态保护渣进入钢水,从而导致凝固壳内夹渣,严重影响铸坯质量甚至造成事故。高温钢液提供热量以熔化钢水表面上的保护渣,此时靠近铜壁的液态保护渣遇冷凝固,并不断积累形成渣圈。在二维传热的作用下渣圈边缘形状与弯月面曲率相匹配,从而形成供液态保护渣流入坯壳与结晶器之间缝隙的通道。结晶器内黏附于结晶器壁的渣圈与渣床中尚未熔化的保护渣连接在一起构成烧结层,浮于熔渣池表面。熔渣池的深度决定了可用于润滑铸坯的液渣量。

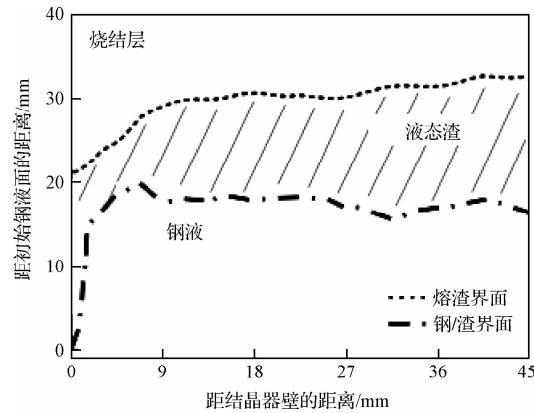


图 4 钢液与液渣轮廓

Fig. 4 Profiles of molten steel and liquid slag

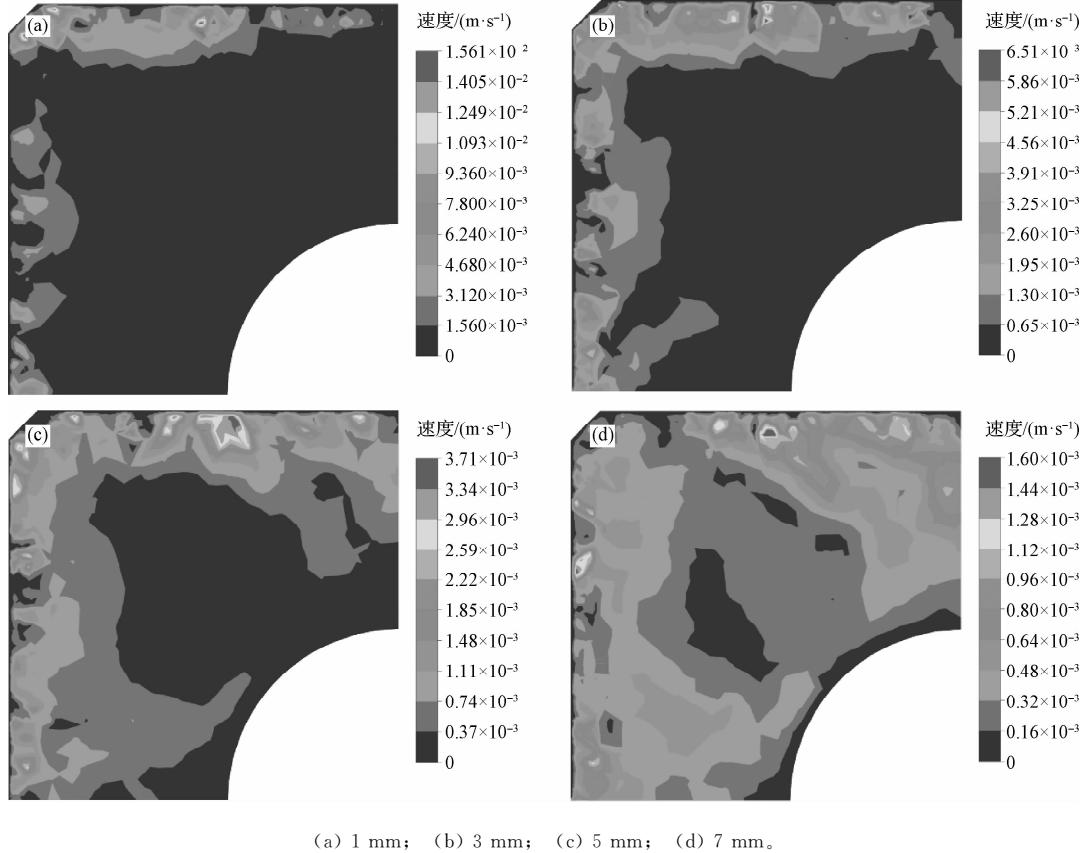
2.3 保护渣熔池流动

覆盖在钢液表面上的粉渣吸收钢水热量后熔化形成液态保护渣熔池,作为液态保护渣的供给容器,熔渣池的深度和流速对于高速连铸过程保护渣消耗与渣膜形成具有重要作用。

图 5 所示为钢液表面上不同高度的液态保护渣速度分布情况。在贴近钢渣界面处的液态保护渣流速较高,且应以向下流动为主,这部分保护渣位于渣道上方将迅速流入结晶器与坯壳之间被消耗,而在其他大部分区域的保护渣流速较低,这部分保护渣将在熔池中停留更长时间,如图 5(a)所示。值

值得注意的是,受钢液表面流动的影响,液态保护渣在沿结晶器四周方向上流动呈现出明显的不均匀性,个别位置甚至出现不连续分布,这说明高拉速连铸过程中具有的大量动能回流钢液将显著干扰保护渣的流动与消耗行为。随着熔渣池内保护渣

远离钢液表面,保护渣流动受钢液流动的直接影响降低,熔渣池上层流速更低,不同结晶器面附近保护渣流速分布趋于对称,而结晶器角部到水口的中心区域的流速仍然最小,如图5(b)~(d)所示。



(a) 1 mm; (b) 3 mm; (c) 5 mm; (d) 7 mm.

图5 钢液表面上不同高度的液态保护渣速度分布

Fig. 5 Velocity distribution of liquid protective slag at different heights on surface of molten steel

图6所示为弯月面处固态和液态渣膜厚度。受液态保护渣不连续流动的影响,在相同高度上的渣膜厚度也是不均匀的,其中在距离结晶器角部20~60 mm(即结晶器四分之一位置附近)处的渣膜厚度波动显著,所以该位置的固态渣膜在结晶器振动过程中将更容易发生断裂。液态保护渣均匀流入到结晶器与凝固坯之间的缝隙中是形成稳定渣膜的基础,起初不稳定的液态保护渣流入行为将在结晶器铜板上凝固形成不均匀的固态渣膜,而不均匀的渣膜又会进一步阻碍液态保护渣的流入,从而形成恶性循环。尽管高拉速下熔渣池的温度更高,液渣的流动性更好,但是可以看到,部分位置仍然出现了沟壑、阻断甚至液渣膜消失的现象。因此,为了改善高拉速方坯连铸结晶器内渣道的润滑与传热条件,控制液面波动以及优化保护渣性质是十分必要的。

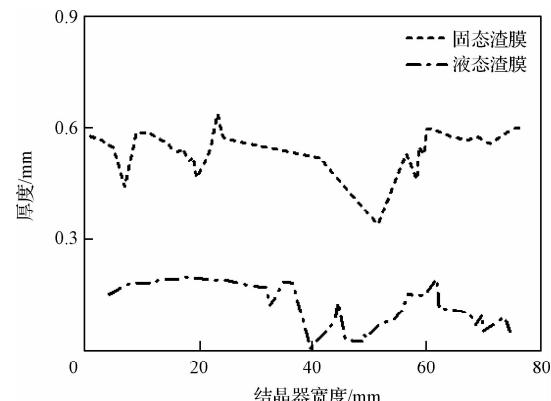


图6 弯月面处固态和液态渣膜厚度

Fig. 6 Thicknesses of solid and liquid film at meniscus

3 结论

(1) 结晶器内高速钢液冲击钢渣界面使弯月面

处形成明显的凸起，同时导致水口附近界面波动剧烈。

(2) 随着液态保护渣远离钢液表面，熔渣池各层流速降低，不同结晶器面附近保护渣流速分布趋于对称，而结晶器角部到水口的中心区域的流速仍然最小。

(3) 液态保护渣的流动行为受液面波动影响较大，不连续的保护渣流入造成了厚度不均匀的固态渣膜形成，不规则的固态渣膜转而又阻碍了液态保护渣的流入，形成恶性循环。

参考文献：

- [1] Lee P D, Ramirez-Lopez P E, Mills K C, et al. Review: The “butterfly effect” in continuous casting[J]. Ironmaking and Steelmaking, 2012, 39(4):244.
- [2] 幸伟,袁德玉.高效连铸的发展状况及新技术[J].连铸,2011(1):1.
- [3] Samarasekera I V, Brimacombe J K. The influence of mold behavior on the production of continuously cast steel billets[J]. Metallurgical and Materials Transactions B-Process Metallurgy and Materials Processing Science, 1982, 13(1):105.
- [4] 李丽,杜一哲,汪勤政,等.Q345钢连铸坯压缩状态下的高温力学性能[J].中国冶金,2021, 31(4): 32.
- [5] 韩毅华,刘少寒,朱立光.软接触电磁连铸结晶器保护渣冶金行为的研究进展[J].河北冶金,2021(5):1.
- [6] 朱苗勇.新一代高效连铸技术发展思考[J].钢铁,2019, 54(8):21.
- [7] Szekely J, Yadoya R T. The physical and mathematical modeling of the flow field in the mold region in continuous casting system: Part I. model studies with aqueous systems[J]. Metallurgical and Materials Transactions B-process Metallurgy and Materials Processing Science, 1972, 3:2673.
- [8] 杨昌霖,高琦,姚成功,等.板坯连铸结晶器铜板水槽的优化设计[J].中国冶金,2021, 31(3): 101.
- [9] 高宇,张燕平,张士慧,等.结晶器漏钢预报专家系统的开发与应用[J].河北冶金,2020(1):20.
- [10] Thomas B G, Zhang L. Mathematical modeling of fluid flow in continuous casting[J]. ISIJ International, 2001, 41(10):1181.
- [11] Banderas A R, Perez R S, Morales R D, et al. Mathematical simulation and physical modeling of unsteady fluid flows in a water model of a slab mold[J]. Metallurgical and Materials Transactions B-process Metallurgy and Materials Processing Science, 2004, 35:449.
- [12] Ramirez-Lopez P, Morales R D, Sanchez-Perez R, et al. Structure of turbulent flow in a slab mold[J]. Metallurgical and Materials Transactions B-process Metallurgy and Materials Processing Science, 2005, 36:787.
- [13] Bastida A N, Morales R D, Hernandez S G, et al. Shell thinning phenomena affected by heat transfer, nozzle design and flux chemistry in billets moulds[J]. ISIJ International, 2010, 50(6):830.
- [14] Chaudhary R, Ji C, Thomas B G, et al. Transient turbulent flow in a liquid-metal model of continuous casting, including comparison of six different methods[J]. Metallurgical and Materials Transactions B-process Metallurgy and Materials Processing Science, 2011, 42:987.
- [15] Cho S, Thomas B G, Kim S. Effect of nozzle port angle on transient flow and surface slag behavior during continuous steel slab casting[J]. Metallurgical and Materials Transactions B-process Metallurgy and Materials Processing Science, 2019, 50:52.
- [16] 李康康,张彩军,肖鹏程,等.高拉速薄板坯连铸结晶器钢渣界面波动分析[J].连铸,2021(1):9.
- [17] 刘增勋,张朝阳,肖鹏程,等.冷却工艺对高速连铸结晶器传热的影响[J].钢铁,2021, 56(5): 41.
- [18] YANG J, CAI Z, ZHU M. Transient thermo-fluid and solidification behaviors in continuous casting mold: Evolution phenomena[J]. ISIJ International, 2018, 58(2):299.
- [19] Jonayat A S M, Thomas B G. Transient thermo-fluid model of meniscus behavior and slag consumption in steel continuous casting [J]. Metallurgical and Materials Transactions B-process Metallurgy and Materials Processing Science, 2014, 45:1842.
- [20] Meng Y, Thomas B G. Simulation of microstructure and behavior of interfacial mold slag layers in continuous casting of steel[J]. ISIJ International, 2006, 46(5):660.

(上接第 10 页)

- [8] LIU Y, WANG X D, YAO M, et al. Effect of casting parameters on sticker breakout and its propagation behaviour during slab continuous casting[J]. Ironmaking and Steelmaking, 2014, 41(10): 748.
- [9] 郭银涛.包晶钢结晶器液面波动的原因及控制[J].河北冶金, 2021(3):51.
- [10] 季德静,李春阳,苏家男. SS400 钢薄板坯连铸生产典型漏钢原因分析和控制[J].中国冶金, 2015, 25(1): 41.
- [11] QIN X, ZHUC F, ZHENG L W, et al. Molten steel breakout prediction based on thermal friction measurement [J]. Journal of Iron and Steel Research International, 2011, 18 (4): 24.
- [12] 秦梦泽,张勇.基于热-力信息融合的智能漏钢预报技术研究[J].炼钢,2020,36(4):65.

- [13] HE F, ZHANG L Y. Mold breakout prediction in slab continuous casting based on combined method of GA-BP neural network and logic rules[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 95(9): 4081.
- [14] LIU Y, WANG X D, YAO M, et al. Computer vision detection of mold breakout in slab continuous casting using an optimized neural network[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 88(1-4): 557.
- [15] DUAN H Y, WANG X D, BAI Y, et al. Integrated approach to density-based spatial clustering of applications with noise and dynamic time warping for breakout prediction in slab continuous casting [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2019, 50(5): 2343.
- [16] LIU Y, WANG X D, YAO M, et al. Visual detection based on computer vision for sticker breakout in slab continuous casting[J]. Ironmaking and Steelmaking, 2015, 42(6): 417.