



130 t 钢包底吹氩工艺数值模拟

李琦¹, 邱国兴¹, 王恭亮², 高鹏², 李荣祥²

(1 西安建筑科技大学冶金工程学院, 西安 710055; 2 河钢集团石钢公司, 石家庄 050031)

摘要:以 130 t 钢包为研究对象, 利用 Fluent 软件模拟研究了不同底吹工艺对钢包内流场及死区的影响。结果表明, 当中心距由 0.65R 减少至 0.50R 时, 钢液平均流速由 0.24 m/s 下降至 0.05 m/s, 低流速区域占比显著增加, 靠壁端钢液流动缓慢, 渣金界面平均流速由 0.18 m/s 下降至 0.009 m/s, 死区比例由 7% 增加至 25%, 总体搅拌效果下降; 当透气砖中心夹角由 85° 增加至 180° 时, 钢液平均流速下降至 0.09 m/s, 渣金界面平均流速为 0.05 m/s, 死区体积比增加至 28%; 随着吹氩量的增加钢液流速明显加快, 死区体积减小, 钢液混匀时间逐渐缩短, 200 L/min 时平均流速增加至 0.43 m/s, 渣金水平界面流速为 0.32 m/s, 不发生卷渣现象, 钢液混匀时间为 300 s。综上, 确定两透气砖直径为 $\phi 165$ mm, 透气砖夹角为 85°, 透气砖中心距为 0.65 R, 渣层厚度为 100 mm, 空气层厚度为 400 mm, 底吹时间为 600 s 条件下, 透气砖 1 的氩气流量为 200 L/min, 透气砖 2 的氩气流量为 210 L/min 为最佳方案。

关键词:130 t 钢包; 底吹工艺; 流场; 死区分布; 模拟

DOI:10.20057/j.1003-8620.2024-00023 中图分类号:TF769.2

Numerical Simulation of Bottom Argon Blowing Process for 130 Ton Ladle

Li Qi¹, Qiu Guoxing¹, Wang Gongliang², Gao Peng², Li Rongxiang²

(1 School of Metallurgical Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, China;
2 Hebei Iron and Steel Group Shigang Company, Shijiazhuang 050031, China)

Abstract: The influence of different bottom blowing processes on the flow field and dead zone distribution of molten steel was simulated using Fluent software, taking the 130 ton ladle as the research object. The results showed that when the center distance decreased from 0.65R to 0.50R, the average flow velocity of the molten steel decreased from 0.24 m/s to 0.05 m/s, and the proportion of low flow velocity areas significantly increased. The steel flow at the two wall ends was slow, and the average flow velocity at the interface of slag and molten steel decreased from 0.18 m/s to 0.009 m/s. The proportion of dead zones increased from 7% to 25%, and the overall stirring effect decreased; When the center angle of the permeable brick increased from 85° to 180°, the average flow velocity of the molten steel decreases to 0.09 m/s, the average flow velocity at the interface of slag and molten steel was 0.05 m/s, and the dead zone volume ratio increased to 28%; With the amount of argon blowing increased, the flow rate of the molten steel significantly accelerated, the dead zone volume further decreased, and the mixing time of the molten steel gradually shortened. At 200 L/min, the average flow rate increased to 0.43 m/s, and the average flow rate at the horizontal interface of slag and molten steel was 0.32 m/s. There was no slag entrapment phenomenon, and the mixing time of the molten steel was 300 seconds. In summary, it is determined that the optimal solution is an argon flow rate of 200 L/min for breathable brick 1 and 210 L/min for breathable brick 2, under the following conditions: the diameter of the two breathable bricks is $\phi 165$ mm, the angle of breathable brick is 85°, the center distance of breathable is 0.65 R, the thickness of slag layer thickness is 100 mm, the thickness of air layer is 400 mm, and bottom blowing time is 600 s.

Key Words: 130 t Ladle; Bottom Blowing Process; Flow Field; Dead Zone Distribution; Simulation

炉外精炼对钢液质量和钢材品级的有效提升被视为钢铁生产的关键一环, 钢包底吹氩也是炼钢过程中的重要步骤, 通过在钢包底部吹入氩气形成气泡流, 对熔池内钢液进行搅拌, 起到促进夹杂物上浮、均匀钢液成分、温度和钢渣界面反应的作用^[1-5]。冶金工作者对底吹氩钢包内流体运动特性

做了大量研究, 通过调整吹氩点的分布、改变底吹氩气流量等方式改善钢包内多相流的流动结构, 提升搅拌和精炼效率^[6-9]。刘西峰等^[10]通过对 110 t 钢包进行模拟, 确定最优布置方案为透气砖布置在圆周 0.67R 且呈 60° 分布, 氩气流量为 100 L/min。杨亚迪等^[11-12]针对 180 t 钢包研究发现两透气砖在钢包

作者简介: 李琦(2000—), 男, 硕士; E-mail: a1796146736@163.com; 收稿日期: 2024-01-25

通信作者: 邱国兴(1985—), 男, 博士, 副教授; E-mail: guoxingqiu2008@126.com

底部 R/2 布置,底吹流量为 600 L/min 时,流体流场分布最均匀。在实际生产中,由于实际生产操作的区别,如透气砖安装位置不合理吹氩流量控制不恰当,通常造成钢液二次氧化、卷渣、钢包侵蚀严重等问题^[13-14]。因此,结合现场具体条件和生产工艺,为获得最佳的钢液精炼效果确定合适的钢包底吹氩参数至关重要^[15]。

针对某厂 130 t 钢包进行底吹氩模型数值模拟,计算钢包内气泡运动和钢渣两相界面波动,模拟底吹氩钢包内多相流流动,对不同吹氩条件下钢包内的钢液的流场与温度场进行分析,重点考虑不同工艺参数对流场和死区分布影响规律,为合理选择工艺参数、减少钢液死区面积等难点问题提供理论依据和指导。

1 数学模型的建立

1.1 几何模型及物性参数

利用 Fluent 软件对某厂现用 130 t 钢包进行数值模拟分析,钢包底部具有一对夹角分布的透气砖,透气砖为 $\phi 165$ mm 的圆面,中心距为 0.65R,中心夹角为 85° ,渣层厚度为 100 mm,空气层厚度为 400 mm,钢包深度 3 500 mm、钢水深度 3 000 mm,上下口直径分别为 2 920 mm、2 771 mm。制成三维模型如图 1 所示,共计由 267 000 个网格组成。选定软吹过程进行数据采集和设定,确定透气砖 1 的氩气流量为 100 L/min,计算得氩气流速为 0.1 m/s,透气砖 2 的氩气流量为 110 L/min,计算得氩气流速为 0.11 m/s,底吹时间为 600 s。模拟对象为中碳钢 42CrMoH,流体材料物性参数见表 1。

1.2 基本假设

(1) 气泡浮力是钢包底吹氩气过程中钢液循环

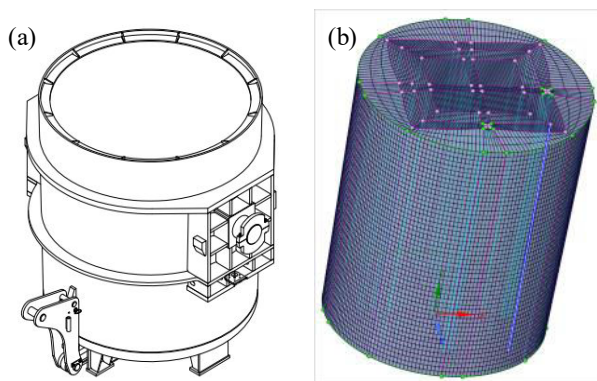


图 1 钢包结构示意图 (a) 钢包几何模型 (b) 钢包网格模型
Fig. 1 Schematic diagram of ladle structure (a) geometric model of ladle (b) mesh model of ladle

表 1 流体材料物性参数

Table 1 Physical properties parameters of fluid materials

材料	黏度/ (pa·s)	导热系数/ (W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)	密度/ (kg·m ⁻³)	比热容/ (J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)
钢水	0.003 98	32.7	7 100	816
熔渣	0.002 51	10.46	3 500	1 255
氩气	0.000 017 9	0.242	1.225	1 006

流动的主要驱动力;

(2) 钢液视为粘性流体且密度不发生波动;

(3) 不考虑气液两相之间热量传输与化学反应等现象;

(4) 氩气气泡视为大小均匀且直径相同的刚性球体,且密度为液体静压力函数^[16]。

1.3 控制方程

1.3.1 VOF 模型

VOF 模型 (Volume of Fluid Model, 多相流模型) 中,各相流体基于同一方程组设立,不同相的体积分数在数据域内被统一计算^[17-18]。欧拉-欧拉模型将各个相的质量守恒方程和动量守恒方程切割成个体独立运行,相间的各个相互作用力作为源项进入方程计算。

质量守恒方程:

$$\frac{\partial(\alpha_k \rho_k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mu_k) = 0 \quad (1)$$

式中, ρ_k 表示气相和液相的密度, kg/m³; α_k 表示气含量, L; μ_k 表示速度矢量, m/s。

动量守恒方程:

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_k v v) = -\nabla p + (-\nabla \tau) + \rho g + F \quad (2)$$

式中, p 为气液两相间的静压力, N; v 是流体速度, m/s; g 为体积力, N; F 为其他外部的体积力, N; τ 为粘性应力张量。

通过修正 k- ε 模型 (湍流模型) 以准确描述钢包内气液两相的流动行为,引入由气泡运动引起的液体湍流脉动现象,并加载到 k- ε 方程源项,同时考虑了不同相间湍流的相互作用^[19]。修正后的 k- ε 形式如式 (3)。

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\alpha_1 \rho_1 \varepsilon_1) + \nabla \cdot (\alpha_1 \rho_1 \mu_1 \varepsilon_1) = \nabla \cdot \\ \left(\alpha \frac{\mu_t}{\sigma_k} \nabla \varepsilon_1 \right) + \alpha_1 G_{k-1} + \alpha_1 G_{b_2} - \alpha_1 \rho_1 \varepsilon_1 + \\ \alpha_1 \rho_1 \Pi_{k,1} \end{aligned} \quad (3)$$

式中, k_1 为流体湍动能, J; ε_1 为流体湍流耗散率; $G_{k,1}$ 为液体平均速度梯度下的湍动能, J; G_b 为液体随气泡上浮产生的湍动能, J。

1.3.2 气泡DPM模型

DPM模型(Discrete Phase Model, 离散相模型)可以描述气泡受到的曳力,浮力,虚拟质量力和压力梯度力^[20],模型中作用在气泡上的合力为0,可以表示为:

$$D\mu_p/dt = F_D(\mu_1 - \mu_p) + g(\rho_p - \rho)/\rho_p + F \quad (4)$$

式中, F 是加速度项, m/s^2 ; $F_D(\mu_1 - \mu_p)$ 是单个气泡的曳力, N 。 F_D 可以写成:

$$F_D = 3\mu C D Re / 4\rho d_p^2 \quad (5)$$

式中, μ 是流体的分子粘度, $Pa \cdot s$; μ_p 是气泡速度, m/s ; d_p 是气泡直径, m ; Re 是相对雷诺数。

1.4 边界条件及初始条件

(1)喷气入口:透气孔设置为速度出口边界条件,通过气体流量和透气孔截面面积计算通入速度,入口方向为喷孔处气流的法向速度,喷孔处只存在气相,设置其体积分数为1。

(2)液面:模型的顶部水平面为自由液面^[21],气体离开熔池时保持上升速度,液体无法离开体系。

(3)壁面:垂直于模型壁面的流体速度为零,粘度设置为无穷大。

(4)对称面:钢包对称面上所有变量的法向梯度为零,法向速度为零^[22]。

2 模拟方案

以石钢现用钢包底吹实例为范本进行模拟方案设计,确定两透气砖直径为 $\phi 165$ mm,渣层厚度为100 mm,空气层厚度为400 mm,底吹时间为600 s,研究不同透气砖中心距、夹角及氩气流量对搅拌效果的影响,具体模拟方案参数见表2。

为更加直观的观察搅拌现象,选定两透气砖圆

心所在中心纵截面和渣金界面为参考面进行分析,具体位置分布如下图2所示。

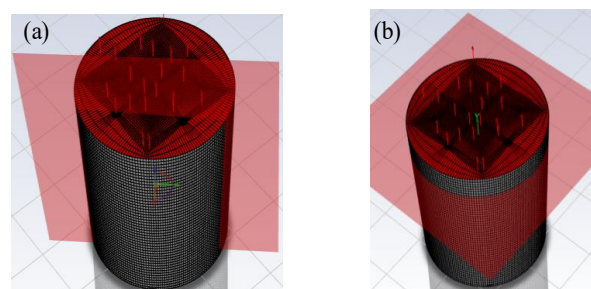


图2 模拟数据观测面:(a)透气砖中心纵截面,(b)渣金界面

Fig. 2 Simulated data observation surface : (a) vertical section of the center of the breathable brick, (b) interface of slag and molten steel

3 结果与讨论

3.1 透气砖中心距对搅拌效果的影响

透气砖中心纵截面的流场分布结果如图3所示。氩气的上浮带动了钢包内钢液的流动,使钢液在钢包内产生了两个明显的流动循环,大的循环圈更靠近远壁端,小的循环圈则靠近近壁端。氩气上浮顶部区域的流体流动速度大,而透气砖之间的底部区域、靠近钢包远壁端和近壁端的区域难以被氩气带动而产生了低流速的区域,大多会形成死区。随着两透气砖中心距的减小,氩气所带动的区域分布变得更加集中,两透气砖中心区域流速变大,流体的平均流速下降,低流速区域数量增多,搅拌效果大幅度下降。当中心距为0.65R时,钢包内流体流速总体分布比较均匀,出现的低流速区域较少,平均流速为0.24 m/s。当中心距变为0.60R时,尽管两透气砖所夹的顶部区域搅拌效果良好,底部低流速区域占比减小,平均流速为0.18 m/s,但钢包其余部位平均流速下降明显,低流速区域占比显著增加,两壁端钢液流动缓慢,总体搅拌效果下降。当中心距变为0.50R时,低流速区域占比增加的趋势则更加明显,平均流速为0.05 m/s,说明中心距的减小对钢液的搅拌起到了负面作用。

不同中心距下的渣金界面的流场云图如图4所示。随着透气砖中心距的减小,渣金界面的钢液运动愈加平缓,低流速区域大幅增加,只有气柱的中心附近的流体才能被气泡带动,水平面平均流速由0.18 m/s下降到0.009 m/s,气流的搅拌效果逐渐下降。

表2 模拟方案参数

Table 2 Simulation scheme parameters

实验方案	组别	透气砖1 氩气 流量/(L· min ⁻¹)	透气砖2 氩气 流量/(L· min ⁻¹)	透气 砖中 心 距/ mm	两透气 砖 夹角/ (°)
透气砖中心距 对搅拌效果 的影响	G1	100	110	0.65R	85
	G2	100	110	0.60R	85
	G3	100	110	0.50R	85
	G4	100	110	0.40R	85
两透气砖夹角 对搅拌效果 的影响	G5	100	110	0.65R	85
	G6	100	110	0.65R	120
	G7	100	110	0.65R	135
	G8	100	110	0.65R	180
氩气流量流速 对搅拌效果 的影响	G9	100	110	0.65R	85
	G10	200	210	0.65R	85
	G11	300	310	0.65R	85
	G12	400	410	0.65R	85

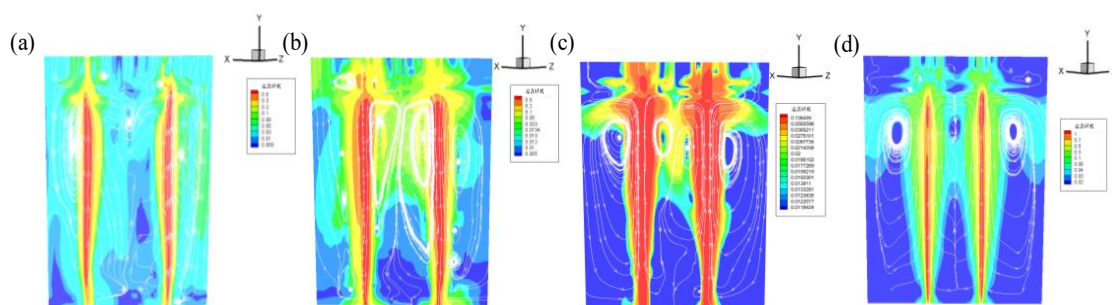


图3 不同中心距下中心纵截面速度分布云图:(a) 0.65R,(b) 0.60R,(c) 0.50R,(d) 0.40R

Fig. 3 Cloud map of velocity distribution in the center longitudinal section at different center distances : (a) 0.65R , (b) 0.60R , (c) 0.50R , (d) 0.40R

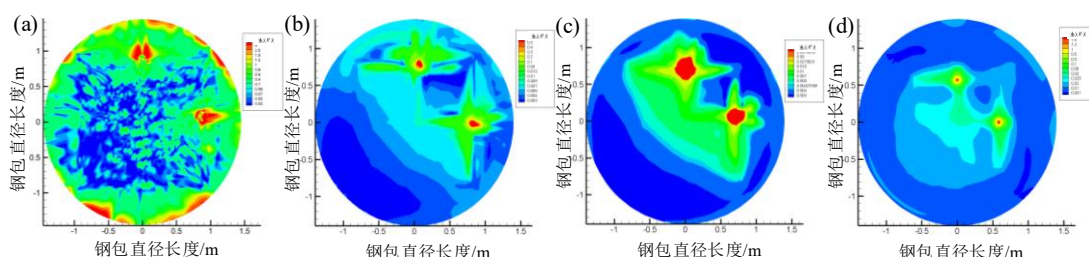


图4 不同中心距下渣金界面速度分布云图:(a) 0.65R,(b) 0.60R,(c) 0.50R,(d) 0.40R

Fig. 4 Cloud map of velocity distribution at the interface of slag and molten steel at different center distances : (a) 0.65R , (b) 0.60R , (c) 0.50R , (d) 0.40R

不同透气砖中心距情况下钢包内流体的死区比例如图5所示,定义钢液流动速度 $<0.004\text{ m/s}$ 的区域为死区。大多死区分布在钢包远壁端及钢包侧壁的上端,随着中心距的距离减小,钢包中心区域流速明显上升但钢包壁附近的钢液平均流速下降,死区体积比增大。当中心距为0.40R时,死区比例约为25%,而当中心距为0.65R时,死区占比仅7%。

3.2 透气砖夹角对搅拌效果的影响

流场分布模拟结果如图6所示。双透气砖 85° 布置时,气泡通过两透气砖平均进入钢包,流体域被双孔间一对称平面分成两个区并形成两个旋流,在自由液面近包壁之间形成较强回流。当两透气砖之间夹角增大到 120° 后,靠近钢包壁一侧的钢液

流动缓慢,底部低流速区域分布明显,钢液流线稀疏,易形成死区,包内钢液平均流速较 85° 时有明显下降,氩气搅拌区域体积也略有减小,透气砖所夹中心区域及钢包上部出现了明显的低流速区;当透气砖夹角增加到 135° 后,吹气不均匀的情况进一步发生,吹气效果持续下降。当透气砖变为 180° 布置后,钢包内产生两个对称分布的流场,气柱和钢包壁接触区域内钢液流线密集,但两透气砖中心的钢液在流动过程中产生激烈的对流碰撞并损失大量湍动能,流体流动速度迅速下降至 0.09 m/s 。

渣金界面速度分布云图模拟结果如图7所示,图7说明随着两透气砖角度的增加,渣金界面流体的平均流速由 0.18 m/s 下降到 0.06 m/s ,大流速区域集中

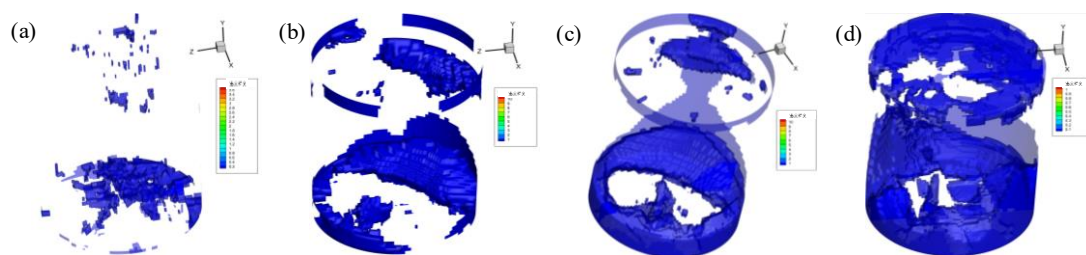


图5 不同中心距下钢包内死区分布:(a) 0.65R,(b) 0.60R,(c) 0.50R,(d) 0.40R

Fig. 5 Distribution of dead zones inside the ladle at different center distances : (a) 0.65R , (b) 0.60R , (c) 0.50R , (d) 0.40R

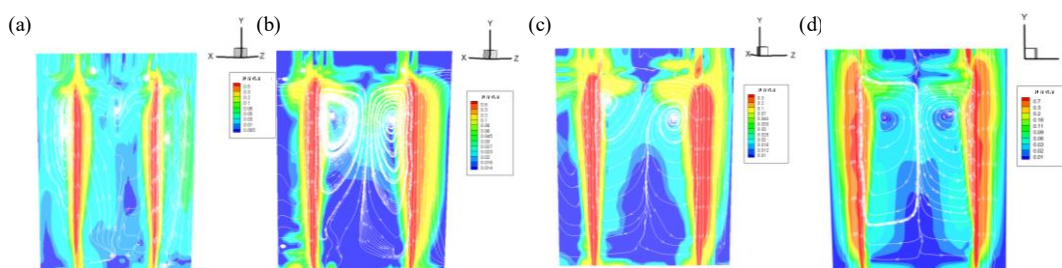


图 6 不同透气砖夹角下中心纵截面速度分布云图:(a)85°, (b) 120°, (c) 150°, (d) 180°

Fig. 6 Cloud map of velocity distribution in the central longitudinal section under different angles of breathable bricks : (a) 85°, (b) 120°, (c) 150°, (d) 180°

在气柱附近,中心区域流速较快,但远离气柱的区域难以被气泡带动,总体搅拌效果呈下降趋势。

死区分布模拟结果如图 8 所示,由图 8 可以发现,双透气砖 85°布置时,死区分布在透气砖两侧与靠近钢包包壁和两透气砖之间的区域,当两透气砖间的夹角增大至 120°时两透气砖中心区域的死区体积开始增多,靠近透气砖近壁面的死区体积增多,钢包上部的平均流速整体下降,死区体积由 7% 增加至 15%。当两透气砖夹角为 135°时,透气砖之间的距离更长,气柱之间钢液碰撞更激烈,钢液速度衰减快,包内的死区比例较大,且分布比较集中。当透气砖夹角为 180°时死区体积仍旧上升趋势,死区体积变为钢液总体积的 28%,钢包内平均流速较

为缓慢,总体搅拌效果较 85°分布时差。

3.3 氩气流量流速对搅拌效果的影响

不同吹氩量下中心纵截面流场云图如图 9 所示。随着吹氩量的增加,钢包内部钢液大流速区域显著增加,低流速区域逐渐消失不见,平均流速由 0.24 m/s 上升到 0.71 m/s,搅拌效果提升明显。渣金界面出现了两块流速最大的区域,在钢包上部形成两个类似于“泉眼”的流动发散区。

不同吹氩量下渣金界面流场分布如图 10 所示。模拟结果说明当氩气流量从 200 L/min 增加到 300 L/min 时渣金界面流速增幅极大,水平界面平均速度由 0.18 m/s 增长至 0.54 m/s,超过了渣钢界面卷混的临界速度。随着吹氩量的增加,渣金界面的钢

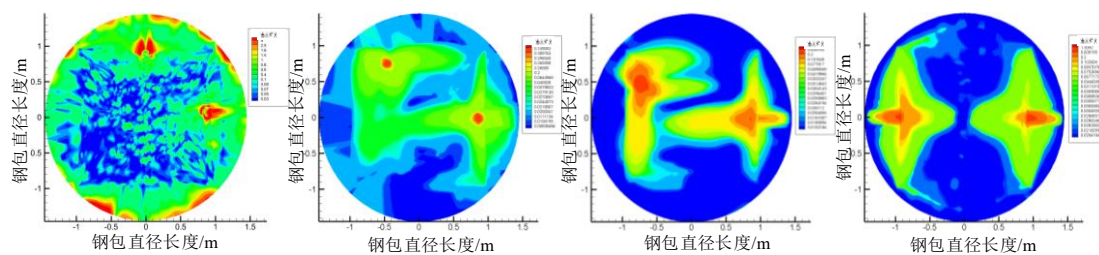


图 7 不同透气砖夹角下渣金界面速度分布云图:(a)85°, (b) 120°, (c) 150°, (d) 180°

Fig. 7 Cloud map of velocity distribution at the interface of slag and molten steel under different angles of breathable bricks : (a) 85°, (b) 120°, (c) 150°, (d) 180°

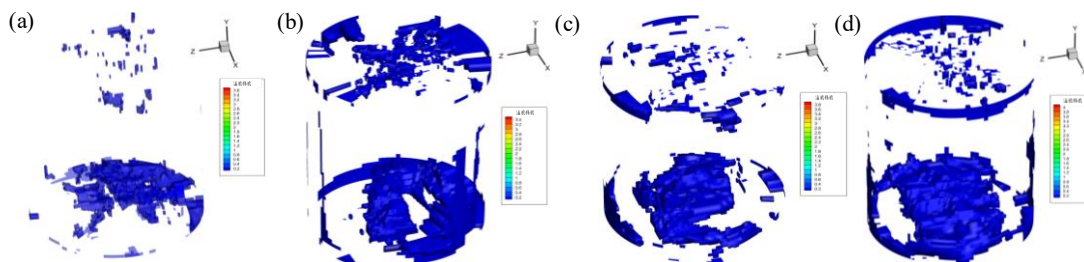


图 8 不同透气砖夹角下钢包内死区分布:(a)85°, (b) 120°, (c) 150°, (d) 180°

Fig. 8 Distribution of dead zones inside the ladle under different angles of breathable bricks : (a)85°, (b) 120°, (c) 150°, (d) 180°

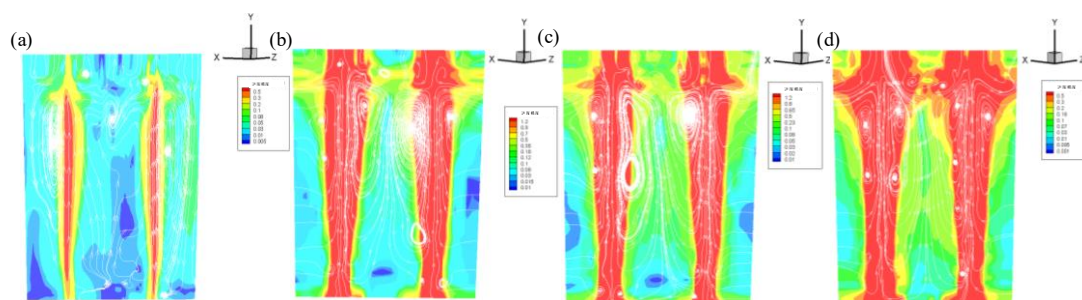


图9 不同吹氩流量下中心纵截面速度分布云图:(a) 100L/min ,(b) 200 L/min ,(c) 300 L/min ,(d)400 L/min

Fig. 9 Cloud map of velocity distribution in the central longitudinal section under different argon flow rates : (a) 100L/min, (b) 200 L/min, (c) 300 L/min, (d)400 L/min

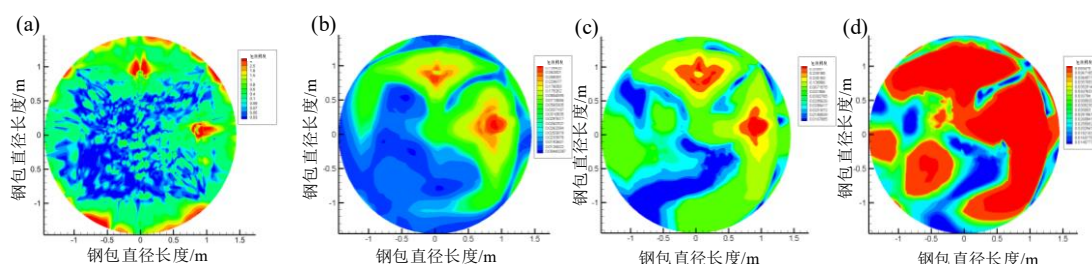


图10 不同吹氩流量下渣金界面速度分布云图:(a) 100L/min ,(b) 200 L/min ,(c) 300 L/min ,(d)400 L/min

Fig. 10 Cloud map of velocity distribution at the interface of slag and molten steel under different argon flow rates : (a) 100L/min, (b) 200 L/min, (c) 300 L/min, (d)400 L/min

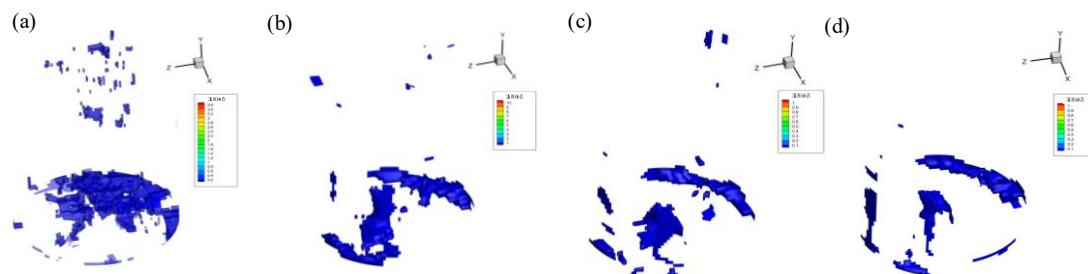


图11 不同吹氩流量下钢包内死区分布:(a) 100L/min, (b) 200 L/min, (c) 300 L/min, (d)400 L/min

Fig. 11 Distribution of dead zones inside the ladle under different argon flow rates : (a) 100L/min, (b) 200 L/min, (c) 300 L/min, (d)400 L/min

液流速明显加快,钢液和渣层的接触波动幅度增加,剧烈的碰撞反而会使得渣金界面反应效果下降,且容易出现钢液飞溅和卷渣等现象,从而影响钢包的搅拌效果。

不同吹氩量下钢包内钢液死区分布如图 11 所示。模拟结果说明,钢包底部集中存在大量死区,吹气初始阶段死区体积会随气流量的增加逐渐缩小。但在氩气流量超过 200 L/min 后,死区的体积不再发生明显变化,分布位置也固定在钢包底部,氩气流量对钢包底吹效果的影响程度逐渐降低。

通过加入并监测示踪剂浓度变化以确定混匀时间,取渣金界面下 200 mm 处水平面上均匀分布的

6 个点为监测点。不同氩气流量对混匀时间的影响如图 12 所示,随着吹氩流量的增加,钢液的混匀时间逐渐变短,吹氩量为 200 L/min 时,混匀时间为 300 s,此时不发生卷渣现象。当吹氩量增加到 300 L/min 后混匀时间不发生明显变化。采用两透气砖夹角 85°,透气砖中心距 0.65R 的底吹布置方案进行 42CrMoH 钢精炼,共计生产 330 炉纯净钢水,铸坯中全氧质量分数稳定在 $9 \times 10^{-6} \sim 15 \times 10^{-6}$,取得了良好的精炼效果。

4 结论

(1)当中心距为 0.65R 时,钢包内流体流速总体

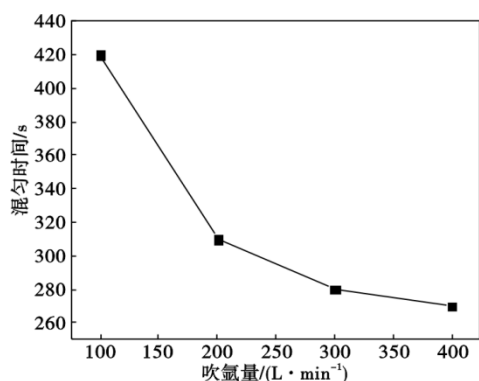


图12 不同吹氩流量下钢液混匀时间

Fig. 12 Mixing time of steel liquid with different argon gas flow rates

分布比较均匀,出现的低流速区域较少,两壁端及钢包中心部钢液流动速度较为平均,搅拌效果好。当两透气砖中心距的减小会导致钢包中心区域流速的增长,但会使得两壁面附近的钢液无法得到充分搅拌,钢包内的流场分布不均匀,低流速区域占比明显增加,钢包内平均流速下降严重,死区体积增加。

参考文献

- [1] 张麒格,李宝宽,王长军. 底吹钢包内离散气泡运动及界面波动对脱硫行为影响[J]. 材料与冶金学报, 2021, 20(1): 31-37-44.
- [2] Jia S Y, He Z, Ouyang D G, et al. Powder injection effect on hot metal desulfurization behavior in the kanbara reactor: A transient 3D coupled numerical model [J]. ISIJ International, 2022, 62(3): 449-456.
- [3] 郭俊鹏,黄宏虎,郭森林,等. 90 t钢包底吹氩工艺优化[J]. 河北冶金, 2022(11): 41-45.
- [4] 杨凤国,王晓英,周明星,等. 不同钢包底吹氩模式对钢液精炼效果的影响[J]. 特殊钢, 2024, 45(1): 54-60.
- [5] 孙亮,孙宇,陈威,等. RH精炼过程吹气对喷粉脱硫影响的数值模拟[J]. 中国冶金, 2023, 33(11): 127-137.
- [6] 孔明姣. 钢包底吹氩工艺改进实践[J]. 宽厚板, 2020, 26(1): 15-17.
- [7] 刘西峰,李大亮,韩建林,等. 底吹氩对110 t双透气砖钢包流场影响的数值模拟[J]. 工业加热, 2022, 51(4): 39-44.
- [8] 娄文涛,刘壮,王晓雨,等. 底吹氩钢包内渣-金反应及脱硫行为的数值模拟[J]. 钢铁, 2018, 53(12): 37-43.
- [9] 赵建鹏,唐国章,曾亚南,等. 100 t钢包底吹氩搅拌钢液去除夹杂物数值模拟研究[J]. 华北理工大学学报(自然科学版), 2022, 44(3): 31-38.
- [10] 魏光升,董建锋,朱荣,等. 钢包底吹对RH脱氢和夹杂物的影响[J]. 钢铁, 2021, 56(2): 63-68.
- [11] 杨亚迪,赵晶,崔剑征. 180 t钢包底吹氩过程钢液流场特性数值模拟[J]. 特殊钢, 2021, 42(5): 6-10.
- [12] 杨亚迪,赵晶,崔剑征. 三相氩气搅拌钢包内界面行为及混合现象的数值模拟[J]. 钢铁钒钛, 2021, 42(5): 138-148.
- [13] Liu W, Lee J, Guo X. Argon Bubble Coalescence and Breakup in a Steel Ladle with Bottom Plugs [J]. steel research international, 2019, 90(4): 1800396.
- [14] 张丹,陈超,张宇星,等. 底吹钢包水模型中示踪剂传输过程数值模拟[J]. 太原理工大学学报, 2020, 51(1): 50-58.
- [15] 叶玉奎,王向红,张超杰,等. 120 t钢包双孔底吹氩精炼工艺优化[J]. 金属世界, 2020(4): 30-34.
- [16] 唐祁峰,尹仕伟,黄华,等. LF精炼工艺中钢包底吹氩过程数值模拟[J]. 西华大学学报(自然科学版), 2021, 40(6): 69-74.
- [17] 李明林,陈列,寇玉山,等. 30 t VOD钢包冶炼不锈钢钢液流动模拟研究[J]. 钢铁研究学报, 2018, 30(11): 881-887.
- [18] 江成斌. 40 t钢包底吹氩过程流热耦合的数值模拟[J]. 上海金属, 2018, 40(4): 99-104.
- [19] Wang R D, Jin Y, Cui H. The flow behavior of molten steel in an RH degasser under different ladle bottom stirring processes [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2022, 53(1): 342-351.
- [20] 朱燕玉,任志峰,张红旭,等. 150 t底吹钢包渣钢卷混行为模拟[J]. 炼钢, 2023, 39(5): 41-47.
- [21] 王晓雨. 底吹氩钢包精炼过程中气泡破碎与聚合行为的模拟研究[D]. 沈阳: 东北大学, 2019.
- [22] 刘崇林,宋思程,孙彦辉,等. 底吹氩VD钢包炉流场优化的数值模拟研究[J]. 钢铁钒钛, 2021, 42(4): 117-123.