

180 t 钢包底吹氩过程钢液流场特性数值模拟

杨亚迪 赵晶 崔剑征
(沈阳工业大学机械工程学院, 沈阳 110870)

摘要 为增强钢厂 180 t 钢包底吹氩过程搅拌效果, 根据模型设计参数建立了底吹氩数学模型, 运用 CFD 软件 fluent 对钢包底吹氩过程流场进行数值模拟。基于流体力学理论, 计算并分析了底吹氩过程中心间距 1/3R, 1/2R 和 2/3R 和底吹氩气流量 300 ~ 1 000 L/min 对钢包内流场、“死区”比例及混匀时间等的影响规律。结果表明在钢包底吹氩过程中, 当两透气砖距离钢包底部中心为 1/2R, 底吹流量为 600 L/min 时, 混匀时间 195 s, 钢液搅拌效果最佳。

关键词 底吹氩 氩气流量 流场特性 数值模拟

Mathematical Simulation of Flow Field Characteristics of Molten Steel with Bottom Argon Blowing Process in 180 t Ladle

Yang Yadi, Zhao Jing and Cui Jianzheng
(School of Mechanical Engineering, Shenyang University of Technology, Shenyang 110870)

Abstract In order to enhance the stirring effect of 180 t ladle bottom blowing argon on molten steel in a steel plant, a mathematical model of bottom blowing argon process is established according to the design parameters of the model. The flow field characteristics of ladle bottom blowing argon process are mathematically simulated by using CFD software fluent. Based on theory of fluid mechanics, the effects of center distance 1/3R, 1/2R and 2/3R and 300 ~ 1 000 L/min blowing argon flow rate on the velocity flow field, proportion of “dead zone”, as well as mixing time in the ladle are calculated and analyzed. The results indicate that during process of the bottom blowing argon, when the center distance between the permeable brick and bottom center of the ladle is set as 1/2R and the blowing argon flow rate is 600 L/min, the stirring effect is best with mixing time 195 s.

Material Index Bottom Blowing Argon, Argon Flow Rate, Flow Field Characteristics, Mathematical Simulation

钢包底吹氩技术以其良好的钢液搅拌效果、钢液温度均匀性及有害气体和非金属夹杂物过滤效果被广泛应用于实际生产^[1-2]。为研究某钢厂 180 t 钢包底吹氩过程中不同透气砖布置位置和吹氩流量对钢液搅拌效果的影响, 本研究采用 CFD 软件 fluent 对该钢包底吹氩过程的流场特性进行数值模拟^[3]。

结构示意图如图 1 所示。数值模拟过程中流体材料

表 1 钢包的模型参数
Table 1 Model parameters of ladle

钢液顶部直径/mm	钢液底部直径/mm	钢液高度/mm	钢包高度/mm	透气砖直径/mm	透气砖总面积/mm ²
3596	3000	3460	3960	120	220

1 数学模型

1.1 模型参数及网格划分

模拟计算时, 钢包内钢液设定为圆台体, 为避免氩气吹入后到达钢液表面产生喷溅现象, 钢包内钢液未装满整个钢包, 其中钢包高度为 3 960 mm, 钢液高度为 3 460 mm, 其模型参数如表 1 所示。

模型应用前处理软件 ICEM 对钢包进行网格划分, 其中双透气砖喷吹入口采用 O-Block 网格划分, 划分后的钢包网格节点数约为 200000 个, 其

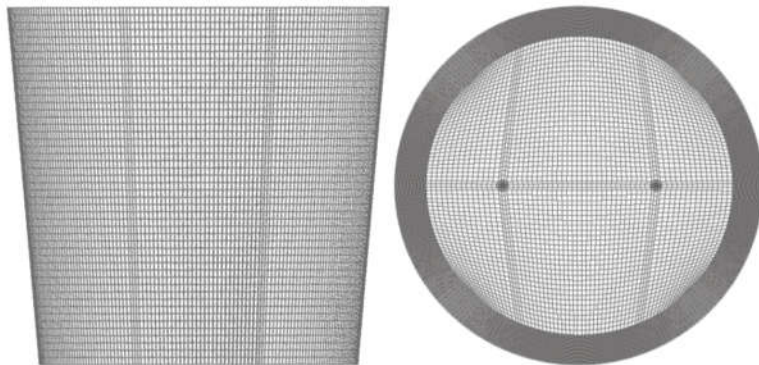


图 1 钢包网格结构示意图
Fig. 1 Schematic diagram of ladle grid structure

表2 流体材料的物性参数
Table 2 Physical parameters of fluid materials

氩气密度/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	钢液密度/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	氩气粘度/ ($\text{Pa} \cdot \text{s}$)	钢液粘度/ ($\text{Pa} \cdot \text{s}$)
1.6228	7000	2.125×10^{-5}	0.005

的物性参数如表2所示。

1.2 基本假设

钢包底吹氩气对钢液进行搅拌的过程在实际应用条件下非常复杂,为简化数值模拟过程,对钢包底吹氩过程假设:(1)钢包内氩气与钢液均为粘性不可压缩的牛顿流体;(2)搅拌过程氩气不发生任何化学反应;(3)钢液表面气体逸出,波动不计;(4)钢包内钢液流动为湍流流动;(5)假设透气砖处吹入的气泡均为直径1 mm的球体;(6)忽略气泡之间相互作用对钢液流动的影响。

1.3 控制方程

模拟计算过程中控制方程采用稳态方程,设置多相流模型和湍流模型,在多相流模型中选择 Mixture 模型,在湍流模型中选择 Standard k- ϵ 方程^[4]。模拟钢包底吹氩气液两相流过程中需满足连续性方程、动量守恒方程(N-S 方程)。在求解钢包混匀时间时,还需要示踪剂的质量传输方程。

$$\rho \frac{\partial c}{\partial t} + \rho V_j \frac{\partial c}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} (\mu_{\text{eff}} \frac{\partial c}{\partial x_j}) \quad (1)$$

式中: ρ -钢液密度; C -示踪剂浓度; t -时间; V_j -钢液速度; μ_{eff} -有效粘度,由钢液粘度和湍流模型决定。

1.4 边界与初始条件

钢包底吹氩数值模拟过程中,边界条件设置包括入口、钢液表面及钢包壁面。

(1)入口条件:入口为速度入口,入口处只有氩气吹入,氩气的入口速度大小根据吹入气体流量及透气砖表面积确定;

(2)钢液表面:钢液表面设为出口,其类型为自由流出;

(3)钢包壁面:钢包底面及侧面为固体壁面,设置为无滑移边界条件,近壁区域处理为标准壁面函数。

初始时刻,选择入口初始化,入口处氩气体积分数为0,代表初始时刻钢包内只有钢液,钢液处于静止状态。

1.5 模拟方案及求解方法

钢包原型为底部双透气砖喷吹,在底吹流量一定时,对透气砖距钢包底部中心距离 $1/3R$ 、 $1/2R$ 、 $2/3R$ 进行了模拟计算,其中 $R = 1500 \text{ mm}$,为钢液

底部半径。其透气砖布置位置如图2所示。经过分析比较,得出最佳透气砖布置位置,在此布置位置下分别模拟了300、400、500、600、800及1000 L/min 六种不同的底吹流量,透气砖入口速度根据吹入气量及喷吹面积确定,吹氩量及入口氩气速度如表3所示。

钢液流场稳态数值计算时求解方法选择 SEM-
PLE 压力-速度耦合算法^[5-6],为提高求解精度,各变量差分格式设为二阶迎风格式,亚松驰因子保持默认,当各项残差小于 10^{-3} 时认为迭代收敛,当迭代计算未收敛时,可适当调低亚松驰因子的值。待稳态流场计算完成后,在稳态流场基础上,改为非稳态求解,求解方法选择 PISO,加入示踪剂并通过监测示踪剂浓度变化确定混匀时间。

2 计算结果分析

2.1 不同透气砖布置位置的影响

钢包底吹氩过程,流体在钢包内部会发生不同形式的碰撞挤压,导致钢包内流场差异较大^[7-8]。向钢包吹入相同氩气流量 600 L/min,改变透气砖布置位置(图2),钢包内钢液的速度流场矢量图和湍

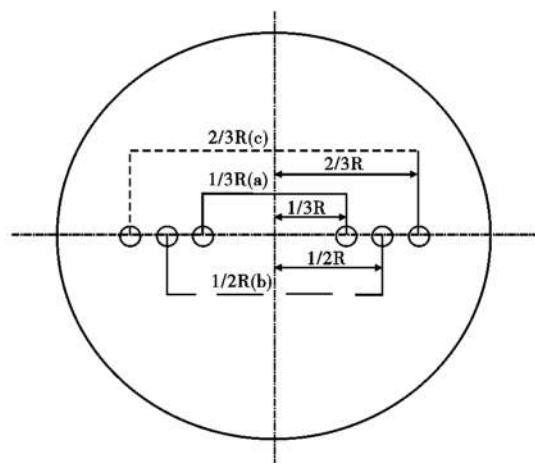


图2 透气砖布置位置示意图

Fig. 2 Schematic diagram of layout of permeable brick

表3 吹氩量与入口氩气速度的关系

Table 3 Relationship between blowing argon flow rate and inlet argon velocity

总吹气流量/ ($\text{L} \cdot \text{min}^{-1}$)	单孔气流量/ ($\text{L} \cdot \text{min}^{-1}$)	入口速度/ ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)
300	150	1.1591
400	200	1.5455
500	250	1.9318
600	300	2.3182
800	400	3.0909
1000	500	3.8636

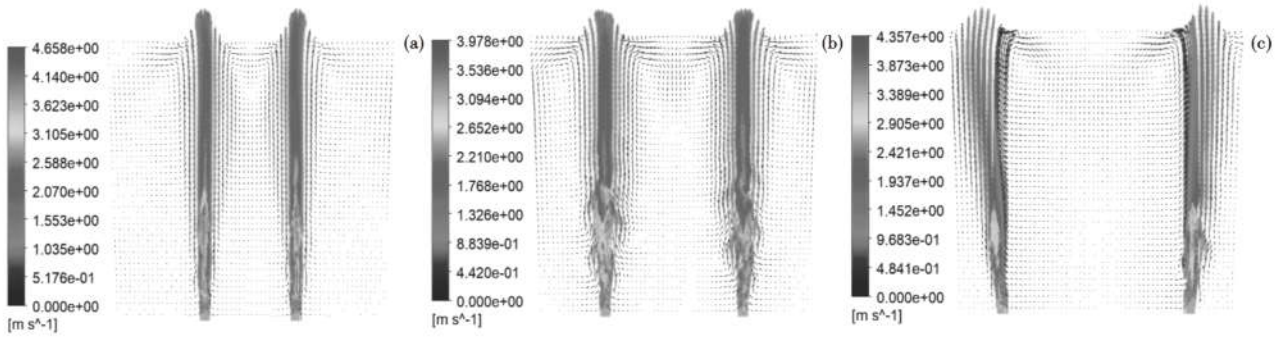


图 3 (a)1/3R;(b)1/2R 和(c)2/3R 透气砖布置位置下钢包内速度流场矢量图

Fig.3 Vector diagrams of velocity flow field in ladle with arrangement of permeable bricks (a) 1/3R,(b) 1/2R and (c) 2/3R

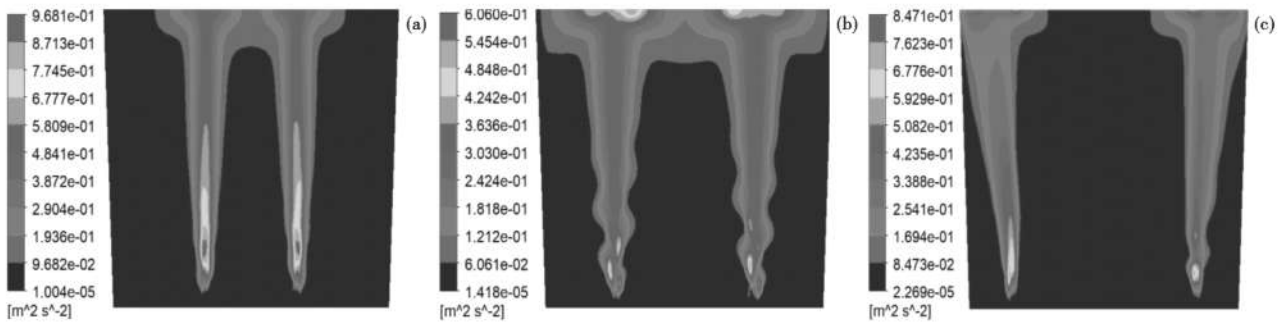


图 4 (a)1/3R;(b)1/2R 和(c)2/3R 透气砖布置钢包内湍动能分布云图

Fig.4 Nephograms of turbulent kinetic energy variation in ladle with arrangement of permeable bricks (a) 1/3R,(b) 1/2R and (c) 2/3R

动能分布云图如图 3、图 4 所示。

由于钢包底部为双透气砖喷吹,两股氩气柱周围的钢液部分与钢包壁碰撞,部分钢液之间发生碰撞,造成部分动能损失,而当钢液搅拌未达到混匀时,钢包底部持续吹入的氩气将继续带动钢液向上运动,到达钢液液面后反向速度回到钢包底部,进而实现钢液的循环流动,直到钢液搅拌均匀,停止吹入气体。当吹入氩气的流量一定时(即氩气入口速度一定),两透气砖距包底中心距离为 2/3R 时,如图 3(c),两透气砖间距离较远,流场对称性非常差,两透气砖间钢液流动性较差,循环流不明显。这是由于透气砖位置靠近钢包壁,导致氩气周围钢液对钢包壁冲刷严重,造成动能的大量损耗,使整个钢包内钢液流动减弱。当两透气砖距离包底中心为 1/3R 时,如图 3(a),整个钢包内流场有明显增强,但两透气砖间距离过近,导致其透气砖间钢液相互碰撞,动能部分损耗。相比之下,当两透气砖距离包底中心为 1/2R 时,如图 3(b),钢液流场分布明显改善,钢包内形成明显的循环流,搅拌效果最佳。

氩气进入钢包内部后,带动钢液快速向上运动,在两相区中下部湍动能达到最大,搅拌强烈。当

透气砖距包底中心较远或较近时,如图 4(a)、(c),湍动能明显分布不均,导致钢液面一部分湍动能过大形成卷渣^[9-10];当距包底中心为 1/2R 时,如图 4(b),钢液面湍动能分布均匀,搅拌效果明显增强。

提取并分析三种不同透气砖布置位置下“死区”(钢液速度低到接近于 0 的区域,平均速度低于 0.01 m/s 的区域)所占比例。计算结果表明,当透气砖距包底中心 1/2R 时,其“死区”比例最小为 3.893 3%,而当距离为 1/3R、2/3R 时“死区”比例分别达到 3.915 1%和 4.199 5%。

2.2 不同吹氩量的影响

将透气砖距钢包底中心距离设为 1/2R(b),分别模拟六种吹氩量,计算结果如图 5 ~ 图 7 所示。如图 5 所示,随着底吹流量的增加,对钢液搅拌强度不断增大,有利于提高搅拌效率及有效去除夹杂物。当吹氩量过大时,钢液面易造成卷渣现象,继续增大吹氩量,混匀效果并不会会有明显的改善,因此,存在一个临界底吹流量值。

前人通过对水 + 含本甲酸机油搅拌体系研究证实^[11-12],韦伯数(We)等于 12.3 时,是界面出现卷渣的临界条件,韦伯数可用式(2)表示。

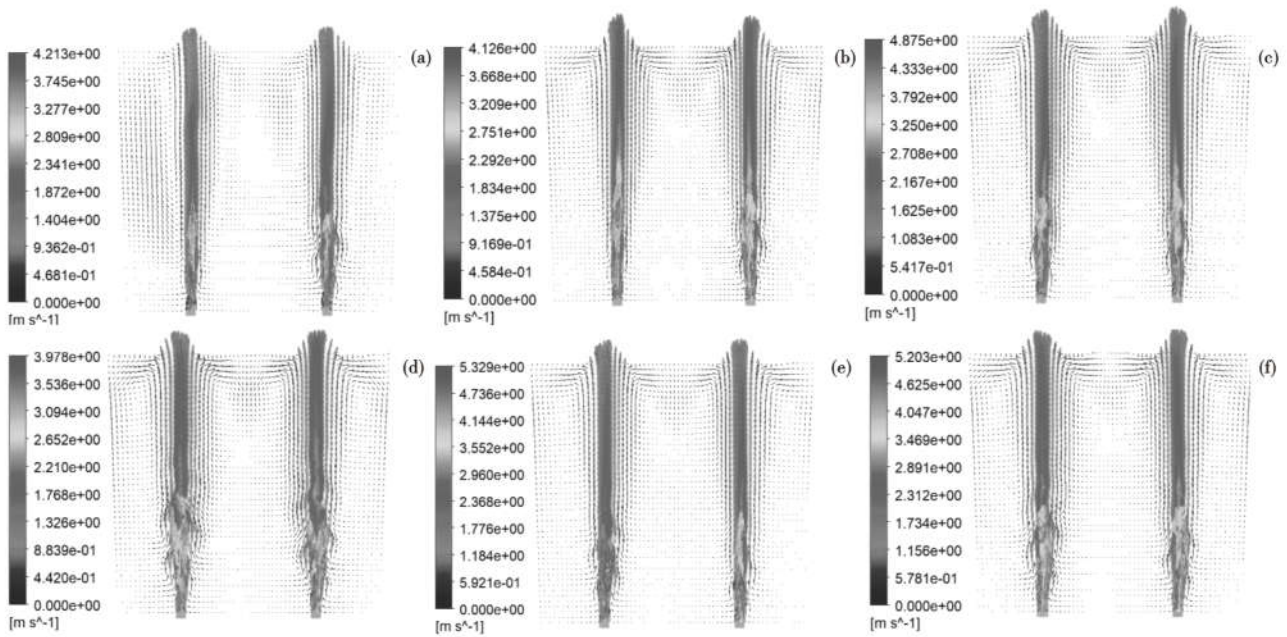


图 5 底吹流量/(L·min⁻¹):300(a),400(b),500(c),600(d),800(e),1000(f)时钢包内速度流场矢量图

Fig. 5 Vector diagrams of velocity flow field in ladle with bottom blowing flow rate/(L·min⁻¹):300(a),400(b),500(c),600(d),800(e),1000(f)

$$We_{bc} = \frac{\nu_{\text{钢}}^2 \rho_{\text{钢}}}{\sigma_{\text{钢-渣}} (\rho_{\text{钢-渣}})^{\frac{1}{2}}} \quad (2)$$

式中, $\rho_{\text{渣}}$ -钢渣密度, $\rho_{\text{渣}} = 3\,500 \text{ kg/m}^3$ 。

当界面湍动时,假设渣/钢界面表面张力 $\sigma_{\text{钢-渣}} = 1.2 \text{ N/m}$,降至原值的 1%~10%,对应的钢液表面水平流的速度如表 4 所示。

由表 4 知,速度 $\nu_{\text{钢}} = 0.18 \text{ m/s}$ 可以看作是渣钢卷混的临界速度。如图 6 为不同吹氩量下钢液表面水平流速图。由图 6 中可以看出,当底吹流量为 600 L/min 时,钢液表面水平流速大于 0.18 m/s。因此,底吹流量为 600 L/min 时即为钢包底吹氩过程的临界吹氩量。

通过加入示踪剂并监测其浓度变化来确定混匀时间。如图 7 所示,两透气砖距离钢包底部中心距离为 1/2R 时,随着底吹流量的增加,底吹氩搅拌钢液的混匀时间变短。当吹氩量大于 600 L/min 时混匀时间无明显变化,吹氩量为 600 L/min 时,混匀时间

表 4 钢液表面水平流速度计算结果

Table 4 Calculation results of horizontal velocity on the surface of molten steel

渣/钢界面表面张力 ($\sigma_{\text{钢-渣}}/(\text{N} \cdot \text{m}^{-1})$)	钢液表面水平流速 度($\nu_{\text{钢}}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$)
1.2	0.59
0.12	0.34
0.012	0.18

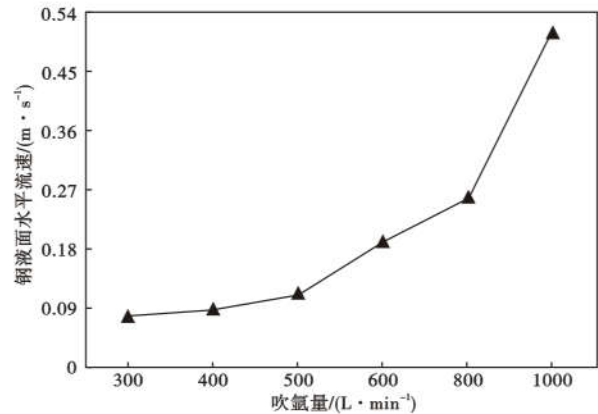


图 6 吹氩量对钢液面水平流速的影响

Fig. 6 Effect of blowing argon flow rates on horizontal velocity at surface of molten steel

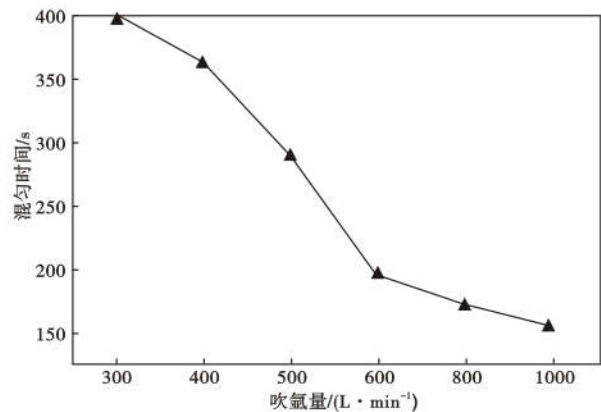


图 7 吹氩量对钢液混匀时间的影响

Fig. 7 Effect of blowing argon flow rates on mixing time of molten steel

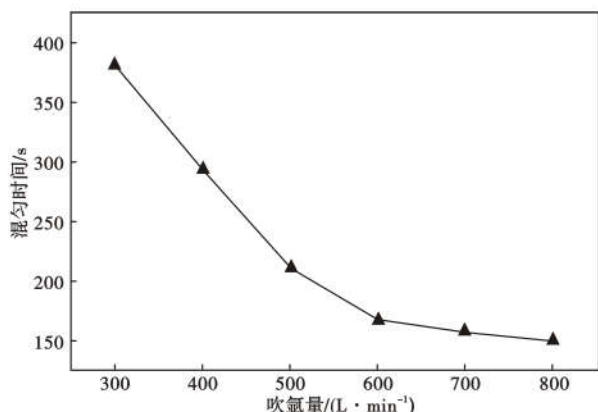


图 8 模拟计算 210 t 钢包的不同吹氩量钢液混匀时间变化曲线

Fig. 8 Simulated calculated curves of mixing time of molten steel in 210 t ladle with different blowing argon flow rates

为 195 s,吹氩量为 800、1000 L/min 时,混匀时间分别为 173、155 s,而当吹氩量大于 600 L/min 时,钢液面出现卷渣现象

3 数值模拟方法验证

结合董鹏莉^[13]对 210 t 钢包底吹工艺的物理模拟过程的研究,根据其原型尺寸,采用本研究中的数值模拟方法进行建模计算,其中双透气砖的位置距钢包底部中心 0.6R,夹角为 100°,在此布置位置下模拟该钢包吹氩量对应的混匀时间。计算结果见图 8、图 9。由图 8 可知,随着吹氩量不断增加,混匀时间逐渐缩短。同样地,为确定最佳底吹流量值,进一步导出钢液面水平流速变化曲线,如图 9 所示。由图 9 可知,当底吹流量为 600 L/min 时对应钢液面水平流速为 0.193 5 m/s,大于 0.18 m/s。即临界卷渣气量为 600 L/min。综合上述混匀时间计算结果可以得出,当底吹孔距钢包底部中心距离为 0.6R,

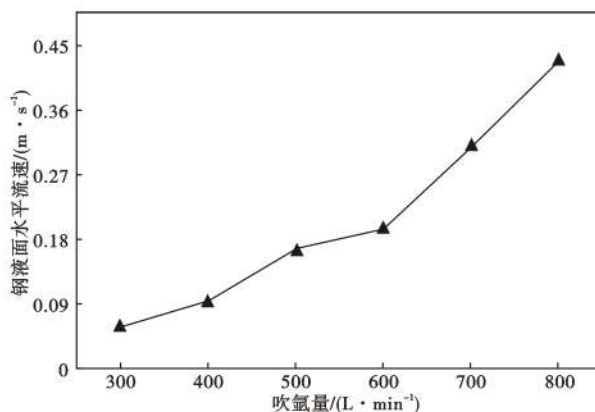


图 9 模拟计算 210 t 钢包的不同吹氩量钢液面水平流速变化曲线

Fig. 9 Simulated calculated curves of horizontal velocity at surface of molten steel in 210 t ladle with different blowing argon flow rates

夹角为 100°时,最佳底吹流量为 600 L/min,与董鹏莉水模型实验结论相一致。

4 结论

(1) 180 t 钢包最佳底吹氩位置为透气砖距底部中心距离 1/2R,最佳底吹流量为 600 L/min;此时钢液流场对称性最好,“死区”比例最小,形成明显的循环流,对钢液搅拌效果最佳;

(2) 当吹氩量过大时,钢液面易造成卷渣现象,吹氩量为 600 L/min 时为钢液面出现卷渣的临界吹氩量;

(3) 底吹流量逐渐增大时,混匀时间逐渐变短,避免钢液面出现卷渣现象,最佳底吹氩量为 600 L/min 时,混匀时间为 195 s。

辽宁省中央引导地方科技专项发展资金项目 (2020JH6/10500016)

参考文献

- [1] 殷瑞钰. 合理选择二次精炼技术,推进高效率低成本“洁净钢平台”建设[J]. 炼钢,2010,26(2):1-9.
- [2] 刘建华,张杰,李康伟. 气泡去除夹杂物技术研究现状及发展趋势[J]. 炼钢,2017,33(2):1-9,14.
- [3] 王福军. 计算流体动力学分析:CFD 软件原理与应用[M]. 北京:清华大学出版社,2004.
- [4] 李博斌. 唐钢 50 t LF 钢包底吹氩的优化研究[D]. 石家庄:河北理工大学,2010.
- [5] 崔东静. 精炼炉氩气流量的优化设定与控制[D]. 沈阳:东北大学,2009.
- [6] 黄远涛. LF 精炼钢包底吹氩工艺数学物理模拟研究[D]. 沈阳:东北大学,2011.
- [7] 任三兵,陈义胜,黄宗泽,等. LF 炉底吹氩时钢液流场的数值模拟[J]. 内蒙古科技大学学报,2002,21(4):313-316.
- [8] 倪冰,狄瞻霞,罗志国,等. 底吹氩钢包内钢液流动和混合数值模拟的应用[J]. 炼钢,2008,24(4):40-42.
- [9] 蒋星亮. 70 t 钢包底吹氩工艺优化及钢-渣界面行为研究[D]. 武汉:武汉科技大学,2013.
- [10] 朱玲莉,高标,向杰,等. 氩气流量对 100 t 底吹钢包内渣眼形成影响的数值模拟[J]. 特殊钢,2014,35(5):8-11.
- [11] 李宝宽,赫冀成. 炼钢中的计算流体力学[M]. 北京:冶金工业出版社,1998.
- [12] Asai S, Kawachi M, Muchi I. Mass Transfer Rate in Ladle Refining Processes [J]. Injection Metallurgy,1983,12:4-9.
- [13] 董鹏莉. 210 t 钢包底吹工艺优化物理模拟[J]. 钢铁,2016,51(7):41-44.

杨亚迪(1995-),女,硕士研究生(沈阳工业大学),2018年沈阳工业大学(本科)毕业,流体机械及工程研究。

E-mail:1416464879@qq.com

收稿日期:2021-03-01