

底吹氩 VD 钢包炉流场优化的数值模拟研究

刘崇林¹, 宋思程², 孙彦辉^{2*}, 安航航², 周律敏¹, 梁龙清¹, 龙 连¹

(1. 广西柳州钢铁集团有限公司, 广西 柳州 545002; 2. 北京科技大学, 钢铁共性技术协同创新中心, 北京 100083)

摘 要:以某钢厂 150 t VD 钢包炉为研究对象, 采用商业软件 Ansys-Fluent, 建立钢包底吹氩气模型, 结合正交设计方法, 模拟了不同钢液量, 两个吹氩口不同吹氩量工艺条件下钢包内流场和流速变化, 同时考虑了静置 10 min 后钢包炉内钢液流动情况。所有试验均监测钢包下部同一位置的速度大小, 通过正交设计方法选择最优的生产方案。研究表明: 钢包内钢液量和底吹氩气量在小范围内变动对钢包内钢液流场和流速影响不大, 且钢液量和氩气口吹氩量对静置 10 min 后钢液内流场流速的影响可以忽略不计。吹氩量过大会导致渣眼开度较大引起卷渣和吸气现象, 吹气量过小钢液流速较低则导致形成稳定循环流场所需时间较长。最终通过对比分析得出在钢液高度选用 3 590 mm, 1[#]和 2[#]氩气口流量均采用 0.9 m³/h 时钢包炉内综合流动效果较好, 减少了钢水受污染程度, 提高了生产效率。

关键词:VD 钢包炉; 底吹氩; 流场; 数值模拟; 两相流; 吹氩期; 静置期

中图分类号: TF044 文献标志码: A 文章编号: 1004-7638(2021)04-0117-07

DOI: 10.7513/j.issn.1004-7638.2021.04.020

开放科学 (资源服务) 标识码 (OSID):



听语音
与作者互动
聊科研

Study on numerical simulation for flow field optimization in argon blowing VD ladle

Liu Chonglin¹, Song Sicheng², Sun Yanhui^{2*}, An Hanghang², Zhou Lvmin¹, Liang Longqing¹, Long Lian¹

(1. Guangxi Liuzhou Iron and Steel (Group) Company, Liuzhou 545002, Guangxi, China; 2. Collaborative Innovation Center of Steel Technology, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China)

Abstract: Taking a steel plant VD ladle furnace as research object and using commercial software ANSYS-Fluent, a 150 t ladle bottom-blown argon gas model was established to simulate different molten steel volumes and two argon-blowing ports with different argon-blowing volume. The flow field and velocity were changed, and the flow of molten steel in ladle furnace after standing for 10 minutes was also considered. All tests monitored the speed of same position at lower part of ladle, and selected the optimal production plan through the orthogonal design method. The results show that variation of molten steel volume and bottom-blown argon flow in ladle within a small range have little effect on flow field and flow velocity of molten steel in ladle. And the influence of steel and argon blowing volume on the internal flow field after standing for 10 minutes is negligible. Excessive argon blowing will result in a larger slag hole opening, which will cause slag entrapment and gas suction. If the blowing amount is too small, lower flow rate of molten steel will result in a longer time for the formation of a stable circulating flow field. Finally, through comparative analysis, it is concluded that when the height of molten steel is 3 590 mm and the flow rate of No. 1 and No. 2 argon ports are both 0.9 m³/h, the comprehensive

收稿日期: 2019-12-09

基金项目: 国家自然科学基金(51774030, U1860104)资助项目。

作者简介: 刘崇林 (1983-), 男, 博士, 主要从事连铸坯质量控制以及品种钢研发, E-mail: liuchonglin2003@163.com; *通讯作者: 孙彦辉 (1971-), 男, 博士, 教授, 主要从事品种钢开发及连铸工艺关键技术研究, E-mail: ustb420@126.com。

flow effect in ladle furnace is better, which reduces contamination degree of molten steel and improves production efficiency.

Key words: VD ladle furnace, bottom-blown argon, flow field, numerical simulation, two-phase flow, argon blowing period, standing period

0 引言

钢包炉进行二次精炼已经成为有效的去除夹杂物并调整钢液成分的工业装置,起到连接转炉和中间包的作用,并可以达到调整钢液温度、进行合金化处理、脱除硫元素和去除夹杂物净化钢液等目的^[1-2]。因此改善和提高钢包炉内钢液的流动效率和洁净度是各国学者和企业普遍关注的话题^[3-6]。VD 炉是二次精炼钢包炉的一种,相比 RH 成本更低,通过钢包炉底部吹氩在钢液内造成局部“真空”环境,去除钢液中气体,携带夹杂物上升到表面渣层^[7-11],并且在低压设备中可加快去除钢液中氩气,减小氩气量、缩短精炼时间^[12-16]。

国内某钢厂为了提高钢铁产量,计划对现有 VD 钢包炉进行加高扩容改造。钢包扩容后钢包内所承载的钢水体积更大,形成稳定流场对应的区域更大,所需的动能更大。为了找到合适的生产技术指标,笔者采用数值模拟手段结合正交设计方法对 VD 炉从吹氩开始到静置结束进行全时间段的研究,以不同吹气量和不同钢液高度为研究变量,优化 VD 钢包炉内钢液流场和温度场,选择最优方案,达到净化钢液目的,为现场实际进行指导。

1 建立数学模型

数值模拟研究方法可以比较经济快速地对钢包炉底吹氩过程进行模拟,获得钢包炉中钢液的流动状况,采用 Eulerian-Eulerian 法中多相流 Mixture 模型把钢液当作连续的分离相、氩气当作不连续的分散相,勾选体积力,设置操作环境温度为钢液温度,操作密度为氩气密度,并考虑重力影响,计算 VD 钢包炉底吹氩搅拌过程。

1.1 基本假设

由于钢包炉底吹氩搅拌属于多相流问题,其实际工况非常复杂,为了简化模型,对钢包模拟进行如下基本假设:

- 1) 钢液为不可压缩牛顿流体;
- 2) 不考虑钢液化学反应;
- 3) 假设气泡直径全部为 0.05 mm;
- 4) 忽略渣层影响,钢液表面设置为自由液面;

- 5) 忽略钢包炉内钢液温度变化;
- 6) 不考虑气泡碰撞聚集长大过程。

1.2 基本方程

本次模拟中采用的多相流方程为 Mixture 模型,并采用 $k-\varepsilon$ 湍流双方程,具体方程如下。

1) Mixture 模型

混合模型是简化的多相模型,其中各相以不同的速度运动,但在短的空间长度尺度上假设局部平衡。混合物模型可以求解混合物的动量,连续性和能量方程,第二相的体积分数方程以及相对速度的代数表达式。适用于气体体积分数较低的气泡流^[10,14]。

Mixture 模型的连续性方程为:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_m) + \nabla \cdot (\rho_m \vec{v}_m) = 0 \quad (1)$$

式中, $\vec{v}_m$ 为质量平均速度。

$$\vec{v}_m = \frac{\sum_{k=1}^n \alpha_k \rho_k \vec{v}_k}{\rho_m} \quad (2)$$

式中, ρ_m 是混合物密度。

$$\rho_m = \sum_{k=1}^n \alpha_k \rho_k \quad (3)$$

式中, α_k 是第 k 相的体积分数。

Mixture 模型的动量方程是通过将所有相的动量方程求和而获得,表示为:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_m \vec{v}_m) + \nabla \cdot (\rho_m \vec{v}_m \vec{v}_m) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu_m (\nabla \vec{v}_m + \nabla \vec{v}_m^T)] + \rho_m \vec{g} + \vec{F} - \nabla \cdot \left(\sum_{k=1}^n \alpha_k \rho_k \vec{v}_{dr,k} \vec{v}_{dr,k} \right) \quad (4)$$

式中, n 是相的个数; $\vec{F}$ 是体力; μ_m 是混合物的粘度。

$$\mu_m = \sum_{k=1}^n \alpha_k \mu_k \quad (5)$$

式中, $\vec{v}_{dr,k}$ 是第 k 相的漂移速度。

$$\vec{v}_{dr,k} = \vec{v}_k - \vec{v}_m \quad (6)$$

2) $k-\varepsilon$ 湍流双方程

通过求解两个独立的输运方程,可以确定湍流长度和时间尺度。 $k-\varepsilon$ 湍流双方程由 Launder 和 Spalding 提出^[17],此方程是一个半经验模型,模型方

程的推导依赖于试验现象学和经验公式。 k - ε 湍流双方程的标准模式是基于传输模型方程的湍动能(k)及其耗散率(ε)的模型。 k 的模型传输方程是从精确方程导出的,而 ε 的模型传输方程是使用物理推理获得的。

湍动能(k)及其耗散率(ε)从以下方程获得:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon \quad (7)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (8)$$

式中, G_k 表示由于平均速度梯度而产生的湍动能; G_b 是由于浮力产生的湍流动能; $C_{1\varepsilon}$ 、 $C_{2\varepsilon}$ 、和 $C_{3\varepsilon}$ 是常量; σ_k 和 σ_ε 和分别是湍动能(k)及其耗散率(ε)的湍流普朗特数。

湍流(或涡流)粘度,通过组合计算如下:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (9)$$

上述常数默认值是根据湍流的基本试验确定的,模型常数 $C_{1\varepsilon}$ 、 $C_{2\varepsilon}$ 、 C_μ 、 σ_k 和 σ_ε 采用以下默认值^[17]:

$$C_{1\varepsilon} = 1.44, C_{2\varepsilon} = 1.92, C_\mu = 0.09, \sigma_k = 1.0, \sigma_\varepsilon = 1.3 \quad (10)$$

G_k 代表由于平均速度梯度而产生的湍动能,对于湍动能 k 传输的精确方程,将其定义为:

$$G_k = -\rho \overline{u_i' u_j'} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \quad (11)$$

G_b 代表由浮力引起的湍流,本模型将重力场设置为 9.81 m/s^2 ,将其定义为:

$$G_b = \beta g_i \frac{\mu_t}{Pr_i} \frac{\partial T}{\partial x_i} \quad (12)$$

Pr_i 是能量的湍流普朗特数,默认值为0.85; g_i 是在 i^{th} 方向上重力矢量的分量。热膨胀系数 β 定义为:

$$\beta = -\frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T} \right)_p \quad (13)$$

耗散率(ε)受浮力影响的程度由 $C_{3\varepsilon}$ 决定,其值根据以下关系计算得出:

$$C_{3\varepsilon} = \tanh \left| \frac{v}{u} \right| \quad (14)$$

式中, v 是平行于重力矢量的流速分量, u 是垂直于重力矢量的流速分量。对于浮力剪切层,其主流方向与重力方向对齐, $C_{3\varepsilon}$ 将变为1。对于垂直于重力矢量的浮力剪切层, $C_{3\varepsilon}$ 将变为零。

计算方法:选用SIMPLE求解器。

1.3 正交试验设计方案

根据钢厂实际情况需进行30 min的通气时间,采用时间步长1s计算1800步得出实际30 min吹氩情况,计算结束后将吹氩速度改为0 m/s,继续模拟10 min计算600步。试验全部进行交叉试验需进行27组试验,会耗费大量人力物力,而采用正交试验可以减少试验次数,只需进行9组,就可以得到钢液量和氩气流量对钢包内流场和流速的影响。具体因素及水平如表1所示,试验方案设计如表2所示。

表1 正交试验因素及水平

Table 1 Factors and level of orthogonal experiment			
	A	B	C
水平	钢液高度/mm	1号氩气口流量/($\text{m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$)	2号氩气口流量/($\text{m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$)
1	3 890	0.6	0.6
2	3 590	0.9	0.9
3	3 290	1.2	1.2

表2 试验计划

Table 2 Experimental matrix				
	A	B	C	D
试样号	钢液高度	1号氩气口流量	2号氩气口流量	空白列
1 [#]	A1	B1	C1	D1
2 [#]	A1	B2	C2	D2
3 [#]	A1	B3	C3	D3
4 [#]	A2	B1	C2	D3
5 [#]	A2	B2	C3	D1
6 [#]	A2	B3	C1	D2
7 [#]	A3	B1	C3	D2
8 [#]	A3	B2	C1	D3
9 [#]	A3	B3	C2	D1

1.4 几何尺寸与网格划分

采用ICEM绘制六面体网格,可加快计算速度,减少计算量。钢包几何为圆台形,底部有两个氩气入口,并将氩气口等效直径设置为原来钢包氩气口直径的40%。三个网格依次代表同一钢包内从高到低的三个不同钢液高度,其流体域网格具体尺寸见表3。

表3 钢包实体尺寸

Table 3 Dimensions of solid ladle			
	钢液高度/mm	钢液上部直径/mm	钢液底部直径/mm
网格1	3 890	3 028	2 764
网格2	3 590	3 008	2 764
网格3	3 290	2 987	2 764

两氩气口中心分别与 VD 钢包炉底部中心连线, 其夹角为 90° , 如表 4 所示。

表 4 钢包底吹口布置

Table 4 Ladle bottom mouthpiece arrangement

两氩气口中心到钢包炉中心角度/ $^\circ$	氩气口线距底面中心/mm	氩气口等效直径/mm
90	750	40

所绘制钢包网格如图 1 所示。不同颜色代表不同的边界, 可以设置不同的边界条件。网格内部有两块网格较密区域, 网格疏密结合才可以有效利用计算机资源, 加快计算速度, 并提高所关注位置的模拟准确性。

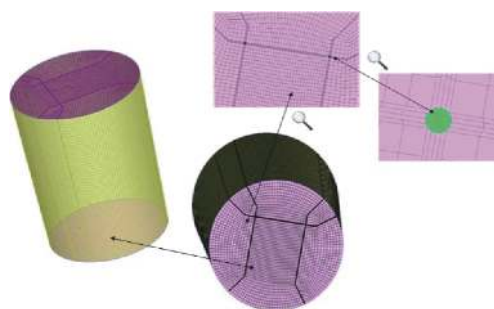


图 1 钢包网格

Fig. 1 Ladle mesh

1.5 材料参数与边界条件

模拟计算过程材料参数如表 5 所示。

表 5 数值模拟材料参数

Table 5 Material parameters used for numerical simulation

材料	密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	粘度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}$)	比热/($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	导热系数/($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	参考温度/K	相对原子质量
钢液	7 020	0.006 7	750	41	1 860	56
氩气	1.622 8	2.125E-05	520	0.024 2	300	39.95

模拟边界条件设置如下:

钢包底面: 设置为无滑移壁面;

钢包壁面: 设置为无滑移壁面;

钢包顶: 设置为压力出口, 大气压强 101 325 Pa;

钢包入口: 速度入口, 氩气体积分数为 1, 气泡直径采用默认值为 0.05 mm, 入口处参数具体见表 6。

表 6 速度入口设置参数

Table 6 Ssetting parameters of inlet speed

氩气流量/($\text{m}^3\cdot\text{h}^{-1}$)	氩气口流速/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	$k/(\text{m}^2\cdot\text{s}^{-2})$	$e/(\text{m}^2\cdot\text{s}^{-3})$
0.6	0.132 629	0.000 176	0.000 117
0.9	0.198 944	0.000 396	0.000 394
1.2	0.265 258	0.000 704	0.000 933

2 结果分析对比

2.1 吹氩期流场分析

吹氩期钢液流动规律基本相同, 方案 3、9 中存在明显的涡流, 显著消耗氩气动能, 不利于钢液的流动, 方案 2、8 流线分布比较规律, 能够充分利用氩气带来的动力势能。流线的颜色代表钢液中的氩气含量, 在氩气流量为 $1.2 \text{ m}^3/\text{h}$ 的吹氩口上方氩气含量较高, 红色一直延伸到钢液面; 在氩气流量为 $0.9 \text{ m}^3/\text{h}$ 的吹氩口上方红色仅延伸到钢液高度中部; 在氩气流量为 $0.6 \text{ m}^3/\text{h}$ 的吹氩口上方氩气含量较低, 红色几乎没有, 符合吹氩实际情况, 如图 2 所示。

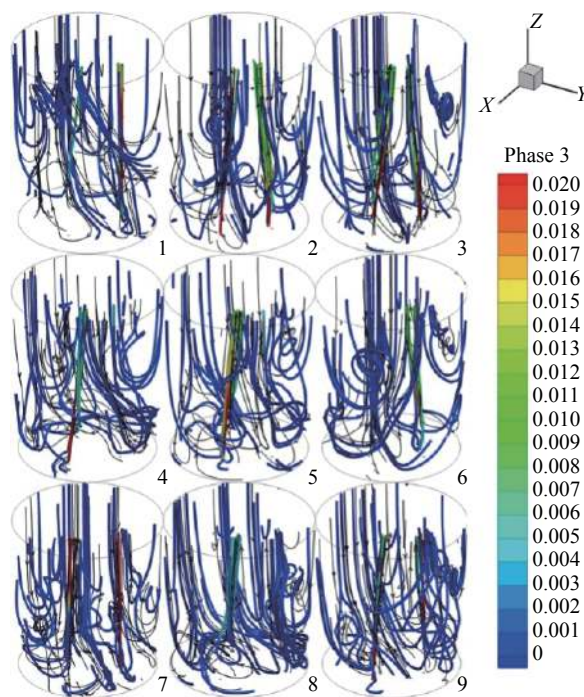


图 2 流线与氩气

Fig. 2 Streamline and argon

在两氩气口中心垂直向上截取平面, 观察钢液内部流速分布, 其中方案 3、4、8、9, 内部存在涡流, 损耗钢液动能。随着氩气流速的增大, 两注流之间的影响越来越明显, 由于伯努利原理相互吸引, 两注流之间逐渐靠近, 如图 3 所示。

2.2 吹氩期速度场分析

对钢包内钢液进行切片处理, 观察钢液内垂直

方向流速分布情况, 当氩气流量为 $1.2 \text{ m}^3/\text{h}$ 时, 钢液上表面渣眼开度最大, 增加钢液的吸氧吸氮, 污染钢液最严重; 当氩气流量为 $0.9 \text{ m}^3/\text{h}$ 时, 钢液内部垂直方向流速较大, 到达钢液表面时流速明显降低, 渣眼开度较小; 当氩气口流量为 $0.6 \text{ m}^3/\text{h}$ 时, 钢液垂直方向流速总体都比较低, 对钢液流动的效果不明显, 如图 4 所示。

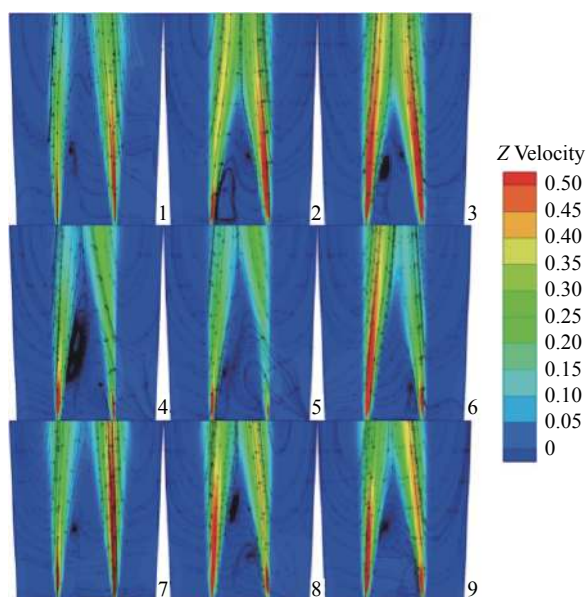


图 3 氩气口截面流速流线
Fig. 3 Flow velocity streamline of argon port

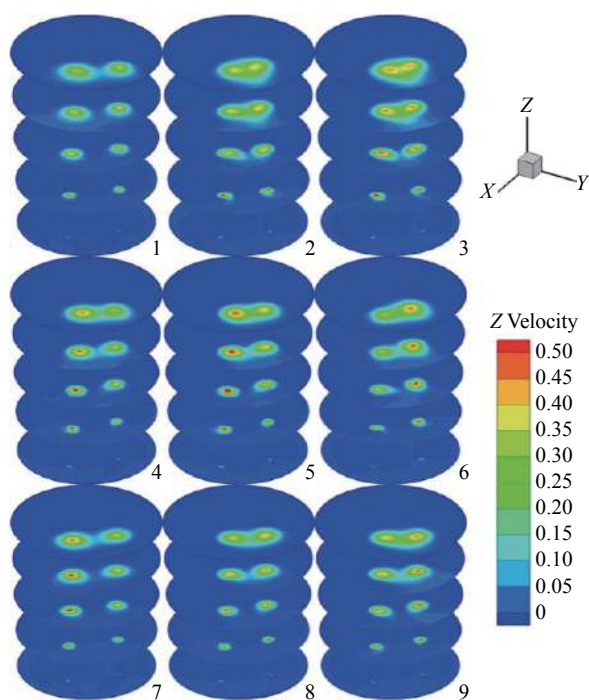


图 4 垂直方向分布云图
Fig. 4 Vertically distributed clouds

氩气口吹氩流量越大钢液上表面流速越大, 氩气从钢液面流出时流动更加剧烈, 更容易引起卷渣吸气现象, 如图 5 所示。

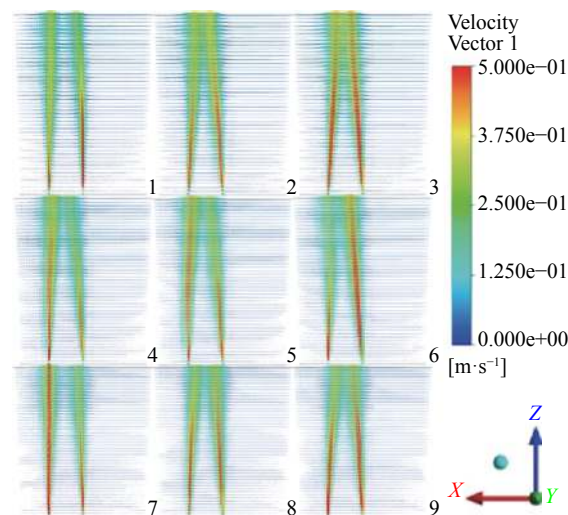


图 5 速度分布矢量
Fig. 5 Velocity distribution vector

2.3 静置末期分析

静置 10 min 后, 9 组试验的流场分布基本没有规律, 垂直流速分布情况基本相同, 可见吹氩期的流量和钢液高度对此时的流场流速已经基本没有影响, 如图 6 所示。

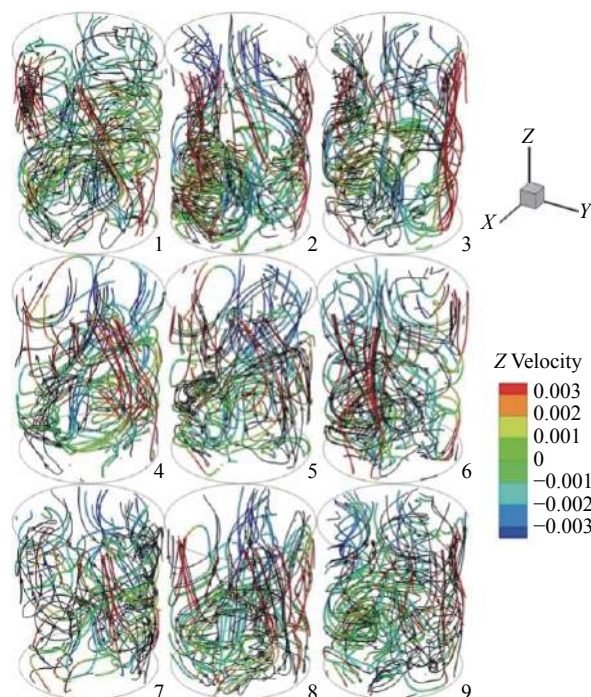


图 6 钢液流线和垂直方向流速分布
Fig. 6 Molten steel flow lines and vertical flow velocity distribution

2.4 流速数据分析

由于钢包炉底吹氩气口的位置与钢包底部圆心呈 90° 分布,建模时两氩气口从底部圆心位置分别沿 x 轴和 y 轴建立,故选取VD钢包炉底面圆心上方 0.1 m 位置观察其流速变化, x 轴和 y 轴方向上的流速变化分别反应了两氩气口对此处流场流速的影响,离底部 0.1 m 减少壁面对此处流速的影响。把 x 轴, y 轴和 z 轴三个方向的流速的绝对值相加得出速度总和,对比9组试验的流速分布情况,探讨钢液面高度和氩气口流速对钢液流场的影响,如图7所示。

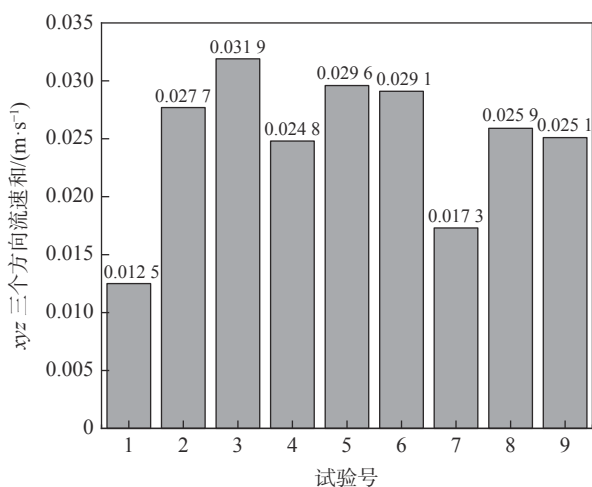


图7 检测点速度总和

Fig. 7 Sum of the speed at detection points

将监测点速度之和除以1[#]氩气口和2[#]氩气口流量之和,得到氩气动能利用效率,方案2、4、6和方案8利用效率普遍较高,如图8所示。

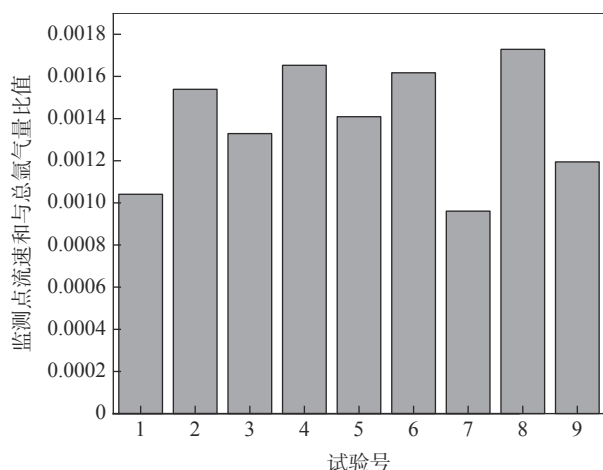


图8 氩气动能利用效率

Fig. 8 Utilization efficiency of argon aerodynamic energy

根据正交试验的监测点速度结果,计算各因素水平的权重及与数据 μ 的偏离差值,如表7、8所示。A、B、C三个水平下数据平均值的离差分别是:

0.000 013 6、0.000 067 2和 0.000 008 7,可见三者的对钢液流速的影响都很小,并非影响钢液流动的关键性因素,均可根据现场需要进行适当调节。

综合考虑渣眼打开引起的钢液裸漏和卷渣、氩气动能利用效率、氩气成本、炼钢效率和安全性等因素,最终推荐采用钢液高度 $3\ 590\text{ mm}$,1[#]和2[#]氩气口吹氩流量 $0.9\text{ m}^3/\text{h}$ 。此方案钢液高度适中,同一炉内钢液体积较大,炼钢效率较高,同时不会发生过高追求高容量导致的钢液溢出危险;保证渣眼开度较小,涡流影响较少,同时钢液流速较高,且氩气利用效率较高。

表7 试验结果
Table 7 Experimental results

试样号	A 钢液 高度	B 1 [#] 氩气 口流量	C 2 [#] 氩气 口流量	D 空白 列	检测点x y z三个 方向速度总和/ (m·s ⁻¹)
1 [#]	A1	B1	C1	D1	0.012 5
2 [#]	A1	B2	C2	D2	0.027 7
3 [#]	A1	B3	C3	D3	0.031 9
4 [#]	A2	B1	C2	D3	0.024 8
5 [#]	A2	B2	C3	D1	0.029 6
6 [#]	A2	B3	C1	D2	0.029 1
7 [#]	A3	B1	C3	D2	0.017 3
8 [#]	A3	B2	C1	D3	0.025 9
9 [#]	A3	B3	C2	D1	0.025 1
I	0.072 1	0.054 6	0.067 5	0.067 2	$T=0.223\ 9$ $\mu = \frac{T}{9} = 0.024\ 9$
II	0.083 5	0.083 2	0.077 6	0.074 1	
III	0.068 3	0.086 1	0.078 8	0.086 2	
I/3	0.024 0	0.018 2	0.022 5	0.022 4	
II/3	0.027 8	0.027 7	0.025 9	0.024 7	
III/3	0.022 8	0.028 7	0.026 3	0.028 7	

表8 数据偏离值
Table 8 Data deviation values

	钢液高度A	1号氩气口流量B	2号氩气口流量C
I/3- μ	-0.000 9	-0.006 7	-0.002 4
II/3- μ	0.002 9	0.002 8	0.001
III/3- μ	-0.002 1	0.003 8	0.001 4

3 结论

通过建立钢包吹氩三维模型,计算了吹氩 30 min 末期钢液流场流速及静置 10 min 末期钢液流动情况,采用正交试验方法主要得出以下结论:

1)钢液高度和吹氩量在试验范围内变动对VD钢包炉内流场的影响都比较小,且在静置10 min后钢液高度和吹氩量对钢液流动的影响基本可以忽略不计。

2)吹氩量过大会导致渣眼开度较大引起卷渣和吸气现象,吹气量过小钢液流速较低,形成稳定循环流场所需时间较长。

3)最终通过对比分析得出在钢液高度选用

3 590 mm, 1[#]和2[#]氩气口流量均采用0.9 m³/h时钢包炉内综合流动效果较好,减少了钢水受污染程度,提高了生产效率。

致谢

感谢国家自然科学基金(51774030 和 U1860104)的资助。

参考文献

- [1] Ren Ying, Zhang Lifeng, Li Yanlong, *et al.* Numerical simulation of fluid flow and alloy dispersion in an argon gas stirred ladle[J]. *Journal of Iron and Steel Research*, 2014, 26(7): 28–34.
(任英, 张立峰, 李燕龙, 等. 底吹氩钢包内钢液流动与合金扩散的数值模拟[J]. *钢铁研究学报*, 2014, 26(7): 28–34.)
- [2] Pirker S, König B, Puttinger S, *et al.* A glance on turbulence modelling in simulating bubble stirred ladle flow[J]. *BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte*, 2013, 158(11): 472–474.
- [3] Liu Y, Liu Y, Ersson M, *et al.* A review of physical and numerical approaches for the study of gas stirring in ladle metallurgy[J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2019, 50(1): 555–577.
- [4] Bellot J, Bellot J, De Felice V, *et al.* Coupling of CFD and PBE calculations to simulate the behavior of an inclusion population in a gas-stirring ladle[J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2014, 45(1): 13–21.
- [5] Geng D, Lei H, He J. Optimization of mixing time in a ladle with dual plugs[J]. *International Journal of Minerals, Metallurgy, and Materials*, 2010, 17(6): 709–714.
- [6] Zheng Shuguo, Zhu Miaoyong. Physica modeling of inclusion behavior in ladle witheccentric bottom blowing argon[J]. *Journal of Iron and Steel Research*, 2008, (6): 18–22.
(郑淑国, 朱苗勇. 偏心底吹氩钢包内夹杂物行为的物理模拟[J]. *钢铁研究学报*, 2008, (6): 18–22.)
- [7] Yan Huicheng, He Qing, Guo Zheng, *et al.* Water modeling of slight stirring in ladle[J]. *Journal of Iron and Steel Research*, 2006, (2): 15–20.
(颜慧成, 贺庆, 郭征, 等. 钢包弱搅拌水模拟实验研究[J]. *钢铁研究学报*, 2006, (2): 15–20.)
- [8] Lee H, Yi K. Development of a numerical model to predict areas of plume eye of ladle furnace process[J]. *Metals and Materials International*, 2015, 21(3): 511–520.
- [9] Hoang Q N, Ramírez-Argáez M A, Conejo A N, *et al.* Numerical modeling of liquid–liquid mass transfer and the influence of mixing in gas-stirred ladles[J]. *JOM*, 2018, 70(10): 2109–2118.
- [10] Liu W, Tang H, Yang S, *et al.* Numerical simulation of slag eye formation and slag entrapment in a bottom-blown argon-stirred Ladle[J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2018, 49(5): 2681–2691.
- [11] Guo Zhenhe, Deng Liqin, Qu Tianpeng. Numerical simulation on fluid flow and mixingbehavior in argon blowing ladle[J]. *Steelmaking*, 2018, 34(3): 18–24.
(郭振和, 邓丽琴, 屈天鹏. 吹氩钢包内气液两相流动及均混行为的数值模拟[J]. *炼钢*, 2018, 34(3): 18–24.)
- [12] Pan S M, Chiang J D, Hwang W S. Simulation of large bubble/molten steel interaction for gas-injected ladle[J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 1999, 8(2): 236–244.
- [13] Alexiadis A, Gardin P, Domgin J F. Spot turbulence, breakup, and coalescence of bubbles released from a porous plug injector into a gas-stirred ladle[J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2004, 35(5): 949–956.
- [14] Lou W, Zhu M. Numerical simulation of gas and liquid two-phase flow in gas-stirred systems based on euler–euler approach[J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2013, 44(5): 1251–1263.
- [15] Li L, Liu Z, Cao M, *et al.* Large eddy simulation of bubbly flow and slag layer behavior in ladle with discrete phase model (DPM)–Volume of fluid (VOF) coupled model[J]. *JOM*, 2015, 67(7): 1459–1467.
- [16] Xia J L, Ahokainen T. Transient flow and heat transfer in a steelmaking ladle during the holding period[J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2001, 32(4): 733–741.
- [17] Launder B E, Spalding D B. *Lectures in mathematical model of turbulence*[M]. England. London: Academic Press, 1972.