

doi:10.12068/j.issn.1005-3026.2024.04.007

LF精炼过程中通电升温阶段底吹氩方式的优化

王宁, 秦德越, 李宝宽, 赵家七
(东北大学 冶金学院, 辽宁 沈阳 110819)

摘要: 在LF(ladle furnace)精炼过程的通电升温阶段多采用双喷嘴等流喷吹的吹氩方式. 本文提出一种双喷嘴差流吹氩的底吹方式,以某钢厂135 t钢包为原型设计1:4非等温水模型实验平台,在总流量相同的情况下进行底吹比例为1:1,2:1和3:1的温度均匀化实验,结果表明底吹比例为2:1时的各监测点无量纲温差最小,均匀化效果最好. 建立流动-传热耦合数学模型对实验结果进行验证,结果表明在总流量相等的情况下,底吹比例为1:1,2:1和3:1时流动死区占比分别为14.1%,9.1%和9.8%,温度死区占比分别为6.2%,2.6%和0.3%,2:1差流底吹方式在活跃流场和促进温度均匀化方面具有优势.

关键词: 差流吹氩;底吹分布;温度均匀化;非等温水模型;流动死区

中图分类号: TF 777 文献标志码: A 文章编号: 1005-3026(2024)04-0507-07

Optimization of Argon Bottom Blowing During Electric Heating Stage of LF Refining Process

WANG Ning, QIN De-yue, LI Bao-kuan, ZHAO Jia-qi

(School of Metallurgy, Northeastern University, Shenyang 110819, China. Corresponding author: LI Bao-kuan, E-mail: libk@smm.neu.edu.cn)

Abstract: During the electric heating stage of the LF (ladle furnace) refining process, dual-nozzle equi-flow argon blowing is often used. This paper proposes a bottom blowing method of dual-nozzle non-equi-flow argon blowing. A 1:4 non-isothermal water model experimental platform was designed based on a 135 t ladle in a steel plant. Under the same total flow rate, temperature homogenization experiments were conducted with bottom blowing ratios of 1:1, 2:1 and 3:1. The results show that the minimum dimensionless temperature difference and the best homogenization effect were observed at each monitoring point when the bottom blowing ratio was 2:1. The coupling mathematical model for flow and heat transfer was established to verify the experimental results. The results show that under the same total flow rate, the proportion of flow dead zone was 14.1%, 9.1%, and 9.8% respectively when the bottom blowing ratio was 1:1, 2:1 and 3:1, and the proportion of temperature dead zone was 6.2%, 2.6%, and 0.3%, respectively. The 2:1 non-equi-flow bottom blowing method has advantages in active flow field and promotes the temperature uniformity.

Key words: non-equi-flow argon blowing; bottom blowing distribution; temperature homogenization; non-isothermal water model; flow dead zone

钢包精炼法是以钢包为主体,以电弧加热和造渣精炼为主要特征的炉外精炼方法,由于其具有操作方便、结构简单、精炼效率高等优点已经在我国炉外精炼中占据了主导地位,成为我国洁净钢的主要炉外精炼方法之一^[1-3],图1为LF简图.LF可通过通电加热、合金化和软吹除杂三个

阶段,完成对钢液的炉外精炼,达到升温、微调成分以及提高钢洁净度的目的.从提高生产率和降低消耗方面考虑,在通电升温阶段,要求LF具有最快的升温速率以期达到最佳经济效益.底吹氩气的方法可以加速温度和成分均匀,精确调节复杂的化学成分,同时促进夹杂物的去除^[4-5].

收稿日期: 2022-11-27

基金项目: 国家自然科学基金重点资助项目(51934002).

作者简介: 王宁(1994-),男,山西太原人,东北大学博士研究生;李宝宽(1963-),男,辽宁辽阳人,东北大学教授,博士生导师.

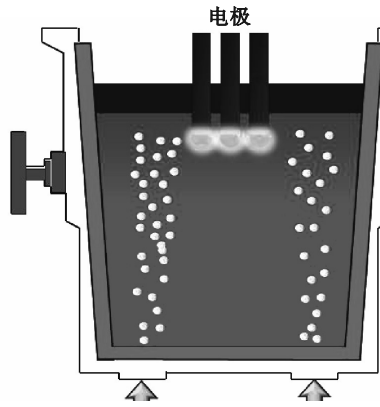


图1 LF简图

Fig. 1 Schematic diagram of LF

冷态等温水模型实验已经广泛用于模拟炼钢过程中冶金容器内的高温熔体流动^[6]、夹杂物运动和去除^[7-8]以及成分混匀^[9-11],并取得了较为理想的效果.而非等温水模型大多用来研究入口温度变化导致的中包内温度分层对于流体流动、停留时间分布(residence time distribution, RTD)以及夹杂物去除的影响.

Damle等^[12]通过对无量纲湍流N-S方程的分析,提出一种适用于中包内钢液流动的并考虑自然对流后的水模型相似准则数,即Tu数(热浮升力和惯性力的比值),并进行了实验验证.Liu等^[13]和Tang等^[14]同时用数值模拟和非等温水模型的手段研究了连铸中包内自然对流影响下的流场和温度场,发现在没有强制对流的情况下,自然对流对流动的影响同样不可忽略.Jardón-Pérez等^[15]在1:17的钢包水模型顶部安装单喷嘴燃烧器来模拟工业钢包炉内电弧引起的热流,并使用PLIF(planar laser-induced fluorescence)技术配合热电偶对加热过程中非等温水模型中的各个截面的温度进行了检测,PLIF和热电偶检测到的温度基本一致.

在LF炉外精炼的通电升温阶段,氩气搅拌的强制对流对钢包内钢液的热交换、温度均匀化效率的影响,目前尚缺乏研究.为进一步促进钢包精炼过程中通电升温阶段钢液温度的均匀化,本文提出一种不等比例的底吹氩气搅拌方式,并使用非等温水模型实验和数值模拟手段分析在不同底吹比例下水模型内流体的温度均匀化效果,寻找最佳底吹比例.

1 实验工作

1.1 实验原理

以某钢厂135 t钢包为原型设计非等温水模

型实验,几何相似比例取1:4,水模型的尺寸参数如表1所示,底座尺寸及透气砖分布位置见图2.钢包模型中水受到的力主要有氩气泡搅拌带来的惯性力、因温度差产生的热浮升力以及自身重力,由于热浮升力远小于惯性力,因此忽略不计.选用弗劳德数作为动力相似准则数.

表1 钢包水模型基本参数
Table 1 Basic parameters of ladle water model

| 参数 | 数值 |
|-------------|-------|
| 钢包高度/mm | 796 |
| 底部直径/mm | 667 |
| 顶部直径/mm | 685 |
| 钢液深度/mm | 746 |
| 渣层厚度/mm | 45 |
| 喷嘴直径/mm | 25 |
| 入口偏离中心距离/mm | 104.5 |
| 喷嘴夹角/(°) | 117 |
| 底部喷嘴中心间距/mm | 358 |

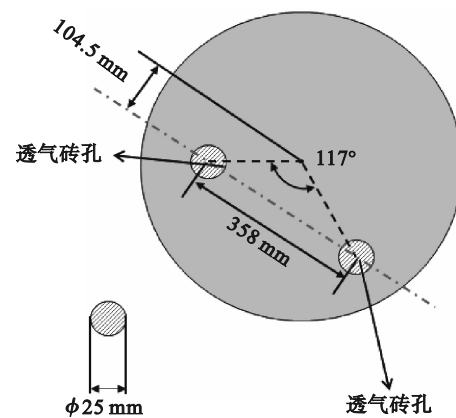


图2 钢包底座氩气入口位置示意图

Fig. 2 Schematic diagram of argon inlet position at ladle bottom

底吹氩气入口动能的影响在初级气泡区最为明显,并在自由气泡区内迅速衰减,随后气泡上升主要靠浮力的驱动^[16].本研究采用羽流弗劳德数(G)作为相似准则数,羽流弗劳德数的特征速度选在气泡从入口进入钢包后形成气泡羽的阶段.羽流弗劳德数定义为

$$G = \frac{\rho_g^2 u_0^2}{\rho_l^2 g H} \quad (1)$$

其中: u_0 为透气砖喷嘴入口流速,m/s; g 为重力加速度,m/s²; ρ_g 为气体密度,kg/m³; ρ_l 为液体密度,kg/m³; H 为熔池深度(水模型中水的深度),m.

将现场的底吹流量数据转化为水模型入口流量,如式(2)所示:

$$u_0 = \frac{Q}{A} = \frac{4Q}{\pi d^2} \quad (2)$$

其中: Q 为流量, m^3/s ; d 为喷嘴内径, mm ; A 为喷嘴面积, m^2 .

再根据羽流弗劳德数相似的原理, 将现场的底吹流量转化为水模型的底吹流量, 如式(3)所示:

$$\left(\frac{\rho_g Q^2}{\rho_{\text{steel}} H d^4} \right)_p = \left(\frac{\rho_g Q^2}{\rho_i H d^4} \right)_m \quad (3)$$

其中: p 代表实际工况下的参数; m 代表水模型中的参数; ρ_{steel} 为钢的密度.

最终得到钢包底吹氩气流量与水模型氩气流量之间的关系为

$$Q_m = 0.002 Q_p \quad (4)$$

1.2 实验方法

使用3支高功率加热棒进行加热, 代替LF中的埋弧电极产生的热量. 按照原型中电极的位置将加热棒固定在钢包上部, 保证插入水的深度与原型中电极插入钢液的深度满足几何相似. 随后将测温设备中的热电偶固定, 底部吹入氩气, 调整转子流量计将氩气流量调至表2数据. 待气流稳定后开启加热, 在测温设备中即可得到该点在加热过程中的升温曲线, 并将温度无量纲化处理 (T/T_0). 测温时间为350 s. 实验装置如图3所示. 设置底吹比例为1:1, 2:1和3:1, 4:1及以上不进行研究, 因为单个喷嘴流量过大, 会导致钢渣界面不稳定, 渣眼面积过大, 实际生产过程中少有采用.

表2 底吹流量方案

Table 2 Scheme of bottom blowing flow rate

| 方案编号 | Inlet-1 流量/($\text{L}\cdot\text{h}^{-1}$) | Inlet-2 流量/($\text{L}\cdot\text{h}^{-1}$) | 流量比 | 总流量/($\text{L}\cdot\text{h}^{-1}$) |
|------|---|---|-----|--------------------------------------|
| 1 | 112.5 | 112.5 | 1:1 | 225 |
| 2 | 150 | 75 | 2:1 | 225 |
| 3 | 168.75 | 56.25 | 3:1 | 225 |

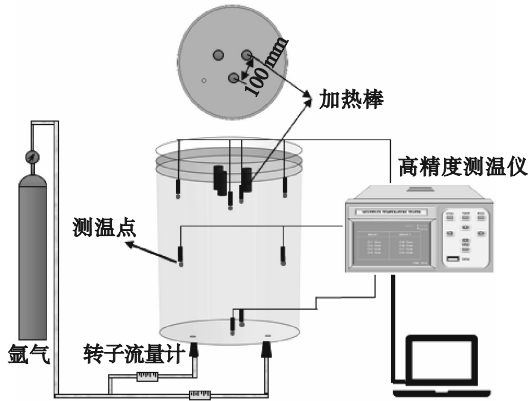


图3 水模型实验装置简图

Fig. 3 Schematic diagram of water model experiment device

1.3 数学模型

1.3.1 VOF(volume of fluid)模型

钢包多相流模型中包括渣-钢-氩气三相, 分别用 φ_{steel} , φ_{slag} 和 φ_{Ar} 表示它们的体积分数. 因此, 在一个控制体或网格中, 有如下关系式:

$$\varphi_i(x, t) = \begin{cases} 1, & \text{点}(x, t)\text{处充满流体}i; \\ 0, & \text{点}(x, t)\text{处不含流体}i. \end{cases} \quad (5)$$

其中, φ_i 表示不同相对应的体积分数. 若 $\varphi_i=1$, 则表明该控制体内全部为 i 相; 若 $\varphi_i=0$, 则表明该控制体内无 i 相; 若 $0 < \varphi_i < 1$, 则该控制体内存在两种或两种以上的相, 包含流体与一个或多个其他流

体之间的界面.

对于第 i 相的体积分数方程, 有

$$\sum_{i=1}^N \varphi_i = 1. \quad (6)$$

模型中连续相的物性参数即密度 ρ 和黏度 μ 表达式如下:

$$\rho = \varphi_{\text{steel}} \rho_{\text{steel}} + \varphi_{\text{slag}} \rho_{\text{slag}} + \varphi_{\text{Ar}} \rho_{\text{Ar}}, \quad (7)$$

$$\mu = \varphi_{\text{steel}} \mu_{\text{steel}} + \varphi_{\text{slag}} \mu_{\text{slag}} + \varphi_{\text{Ar}} \mu_{\text{Ar}}. \quad (8)$$

1.3.2 连续性方程

如上文所述, 在VOF模型中钢渣、钢液和氩气共同使用一个连续性方程, 如式(9)所示:

$$\frac{\partial(\varphi_i \rho_i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\varphi_i \rho_i \mathbf{u}) = 0, \quad (9)$$

$$\frac{\partial(\varphi_i \rho_i \mathbf{u}_i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\varphi_i \rho_i \mathbf{u}_i \mathbf{u}_i) = -\varphi_i \nabla p + \quad (10)$$

$$\nabla \cdot \left(\varphi_i \mu_{\text{eff}} \left(\nabla \mathbf{u}_i + (\mathbf{u}_i)^T \right) \right) + \varphi_i \rho_i \mathbf{g} + \mathbf{F}_i.$$

其中: μ_{eff} 为有效黏度, 由流体黏度与湍流黏度组成; φ_i , ρ_i 和 \mathbf{u}_i 分别代表第 i 相的体积分数、密度和速度; \mathbf{F}_i 为相间作用力.

1.3.3 能量方程

$$\frac{\partial(\rho T)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} T) = \nabla \cdot \left(\frac{\kappa}{c} \text{grad} T \right) + S_T. \quad (11)$$

其中: S_T 为与物理模型对应的自定义源项, W/m^3 ; κ 为导热系数, $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$; c 为比热容, $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$; T 为温度, K .

1.3.4 RNG $k-\varepsilon$ 模型

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho k \mathbf{u}) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon, \quad (12)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \varepsilon \mathbf{u}) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon}) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k}. \quad (13)$$

其中: σ_k 和 σ_ε 分别为湍流动能和湍流动能耗散率的普朗特数, $\sigma_k=1, \sigma_\varepsilon=1.3$; G_k 是由于平均速度梯度而产生的湍流动能; G_b 是热浮升力产生的湍流动能; $C_{1\varepsilon}, C_{2\varepsilon}$ 和 $C_{3\varepsilon}$ 为常数; μ_t 为湍流黏度.

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}. \quad (14)$$

其中: $C_\mu \approx 0.09$; k 和 ε 分别是湍流动能和湍流动能耗散率.

1.4 计算方法及边界条件

简化假设如下:

- 1) 水和油层视为不可压缩牛顿流体;
- 2) 水、油和氩气的密度、运动黏度、表面张力等皆为常数;
- 3) 忽略加热过程中水模型内流体与外部环境的热交换.

计算模型为水模型, 3支电极区域设置为 solid, 其余区域设置成为 fluid. 氩气入口为速度入口, 计算出口为钢包的顶部, 设置为压力出口. 钢包壁面采用无滑移边界条件, 钢包水模型内部共包含 3 个连续相: 氩气、水和油层, 计算所用的物性参数见表 3, 流场计算设置步长为 0.1 s, 待流动稳定后再计算温度场. 电极的加热功率以源项的形式加入到能量方程中. 收敛标准为残差小于 $1e-5$.

表 3 钢包数值模拟物性参数
Table 3 Physical parameters for ladle numerical simulation

| 参数 | 数值 |
|--|----------|
| 水密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) | 1 000 |
| 水黏度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$) | 0. 001 |
| 油层密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) | 850 |
| 油层黏度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$) | 0. 008 5 |
| 水-氩气表面张力/($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$) | 0. 073 |
| 初始水温度/K | 285 |
| 氩气密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) | 1. 67 |

网格全部采用六面体结构化网格, 对油层、喷嘴正上方的气柱区域进行局部加密. 网格总数为 48.5 万个, 如图 4 所示.

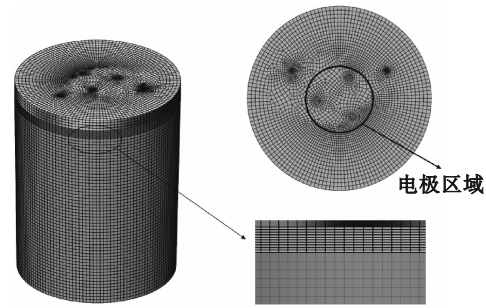


图 4 网格划分

Fig. 4 Grid division

2 结果与讨论

2.1 实验结果

实验过程中要达到水温度完全均匀化需要一个很长的过程, 因此本实验采用在加热初期一段时间内 (350 s) 各个监测点的温度聚拢的速度和程度来定性描述底吹方式和流量对于温度均匀化的促进效果.

图 5 是无底吹时的无量纲温度曲线, 可以看到在加热期间, 靠近电极上部 4 个点的无量纲温度高于远离电极的钢包底部 4 个点. 虽然随着加热的持续, 8 个点的温度在逐渐靠拢, 但程度有限, 水模型内流体始终存在着较为严重的温度分层现象, 温度均匀化效果较差, 无量纲温度温差的最大值接近 0.13, 温度均匀化效果差. 各个监测点的温度呈波动上升状态, 这是加热过程中监测点周边的冷热流体相互掺混所致, 但可以看出波动幅度很小.

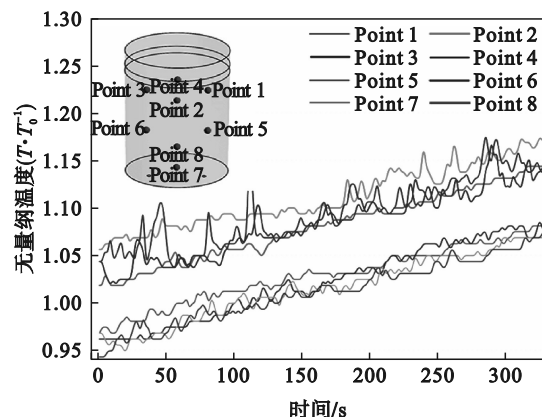


图 5 无底吹时的无量纲温度曲线

Fig. 5 Dimensionless temperature curves without bottom blowing

图 6 展示了总流量为 225 L/h, 底吹比例为 1:1, 2:1 和 3:1 时的无量纲温度曲线. 可以看到, 与图 5 相比, 随着加热的持续, 各个监测点的温度

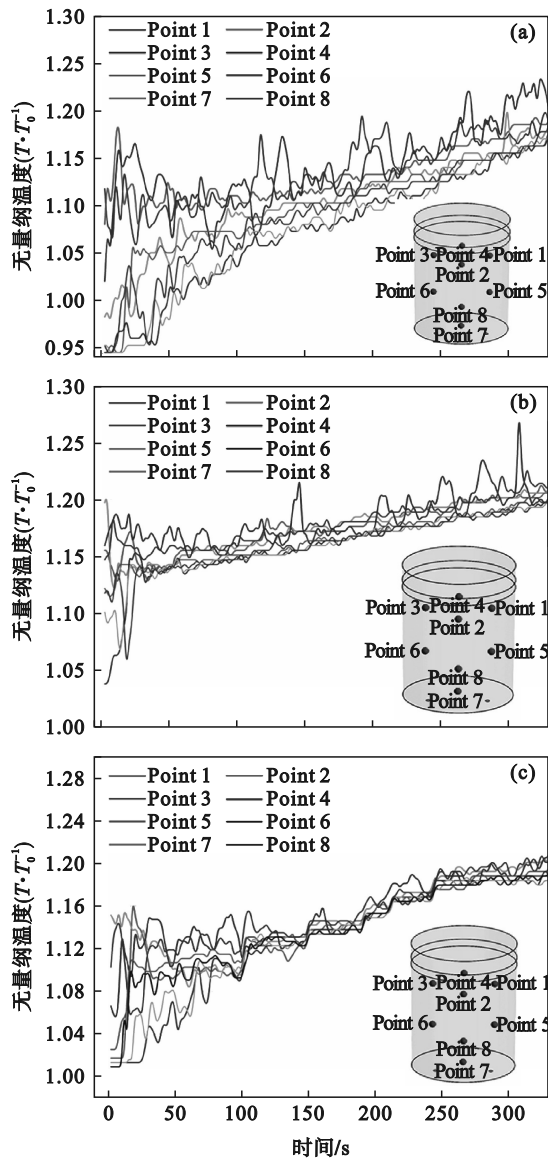


图6 底吹总流量为225 L/h时的无量纲温度曲线
 Fig. 6 Dimensionless temperature curves with bottom blowing of 225 L/h total flow rate
 (a)一底吹比例为1:1; (b)一底吹比例为2:1;
 (c)一底吹比例为3:1.

聚拢效果更好,温度分层现象基本消失,表明了底吹氩气搅拌对于促进温度均匀化的效果明显.无底吹时各点的温度上升过程的波动幅度较小,而有底吹时的温度上升曲线波动更为剧烈,这说明受到底吹氩气的搅拌,流场更为活跃,冷热流体间的相互掺混更为剧烈.当底吹比例为1:1时,如图6a所示,监测点温度始终处于持续上升、聚拢形态,但聚拢效果不佳,实验结束时无量纲温差的最大值为0.06,温度聚拢至稳定范围所需要的时间约为120 s.当底吹比例为2:1时,如图6b所示,温度聚拢到一个较小范围所需的时间相比1:1大大缩短,约为50 s,实验结束时,无量纲温差最大值约为0.02.而当底吹比例为3:1时,如图

6c所示,开始迅速聚拢的时间约为80 s,实验结束时最大无量纲温差最大值约为0.03.综合来看,底吹比例为2:1时的温度均匀化效果最好,其次是3:1,最差是等比例喷吹.

2.2 数值计算结果

本节使用数值模拟的手段进一步对实验所得到的结论进行验证.

2.2.1 流场

图7为沿喷嘴入口截面处的速度场.如图7b所示,1:1底吹比例下的流场较为对称,这将形成对冲,从而损耗大量搅拌能,影响氩气对液体的搅拌效果.而采用不等比例底吹时,如图7c,7d所示,钢包内流场不对称,流量较大的一方流体会向流量较小的一方延伸,对冲效果减弱,这可以减少搅拌能的消耗,搅拌效果得到改善.

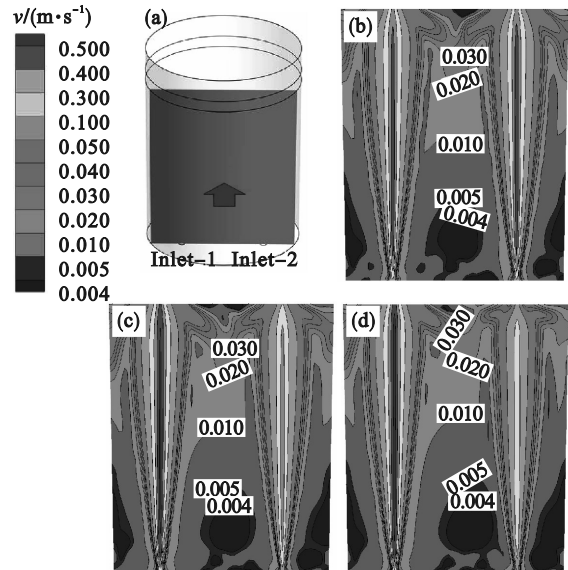


图7 总流量为225 L/h的速度场
 Fig. 7 Velocity field at total flow rate of 225 L/h
 (a)一速度场选取的截面; (b)一底吹比例1:1;
 (c)一底吹比例2:1; (d)一底吹比例3:1.

从图7可以看出,大部分流体的速度集中在0.005~0.02 m/s之间,为模型内的流动活跃区,该区在上升氩气的带动下速度较大,流动较为活跃,速度小于0.004 m/s的区域被视为流动死区^[2],多出现在钢包底部位置.图8统计了底吹比例分别为1:1,2:1和3:1时的流动活跃区和流动死区的体积分数,流动活跃区体积分数分别为43.1%,50.3%和48.2%,流动死区体积分数分别为14.1%,9.1%和9.8%,说明差流喷吹对于流体的改善较为明显,在减少流动死区比例的同时增大了流动活跃区的比例.

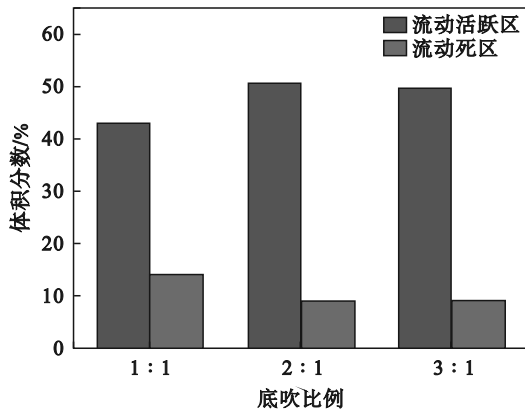


图 8 水模型内流动活跃区和死区体积分数

Fig. 8 Volume fractions of flow active zone and dead zone in the water model

2.2.2 温度场

选取总流量为 225 L/h,底吹比例分别为 1:1, 2:1 和 3:1,时间为 350 s 时的工况进行温度场的数值模拟,研究不同底吹比例下温度扩散情况.

分别选取距钢包底面 $Z=0.05, 0.25, 0.45, 0.65$ m 这 4 个水平截面作为温度云图截面.图 9 是 4 个不同截面上的温度场云图,不管是哪种底吹方式,都可以看到远离喷吹口的温度高于靠近喷吹口的,这是因为水在上升的氩气带动下会在钢包内形成一个大环流,将靠近电极区域的高温流体带到远离喷嘴口的位置,首先加热了远离喷嘴口位置的流体.整体来看,温度在 300 K 到 300.2 K

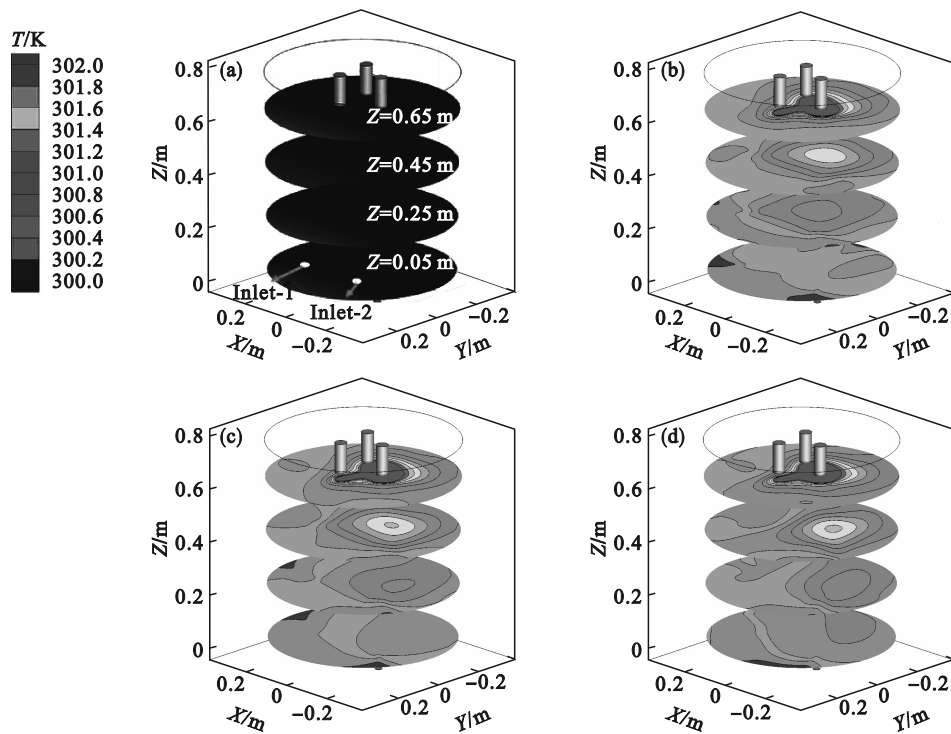


图 9 总流量 225 L/h 时不同截面温度分布

Fig. 9 Temperature distribution on different sections at total flow rate of 225 L/h

(a)一截面位置;(b)一底吹比例 1:1;(c)一底吹比例 2:1;(d)一底吹比例 3:1.

之间可以视为温度死区,由于底部流场不够活跃,所以温度死区多出现在水模型底部,如截面 $Z=0.05$ m 上的温度场,而当采用不等比例底吹时,底部温度死区范围明显减小,这是由于不等比例喷吹时环流更剧烈,从而高温流体下移程度大,下移的高温流体更有机会率先与底部的流体进行接触、换热,从而减少底部温度死区,如图 10 所示.底吹比例为 1:1,2:1 和 3:1 时温度死区体积分数分别为 6.2%,2.5% 和 0.3%.同时, $Z=0.25, 0.45, 0.65$ m 截面上高温区占比明显增大,说明了不等比例喷吹对于温度场优化的有效性.而同为不等比例,3:1 底吹下的流动死区和温度死区体积更小,但在

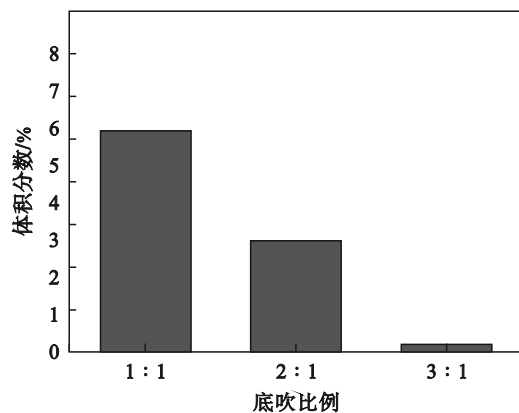


图 10 总流量 225 L/h 时温度死区体积分数

Fig. 10 Volume fraction of temperature dead zone at total flow rate of 225 L/h

其余截面的相同位置上,2:1的高温区占比均高于3:1,结合图11可以说明,2:1比例下对温度和速度的整体优化效果略高于3:1。

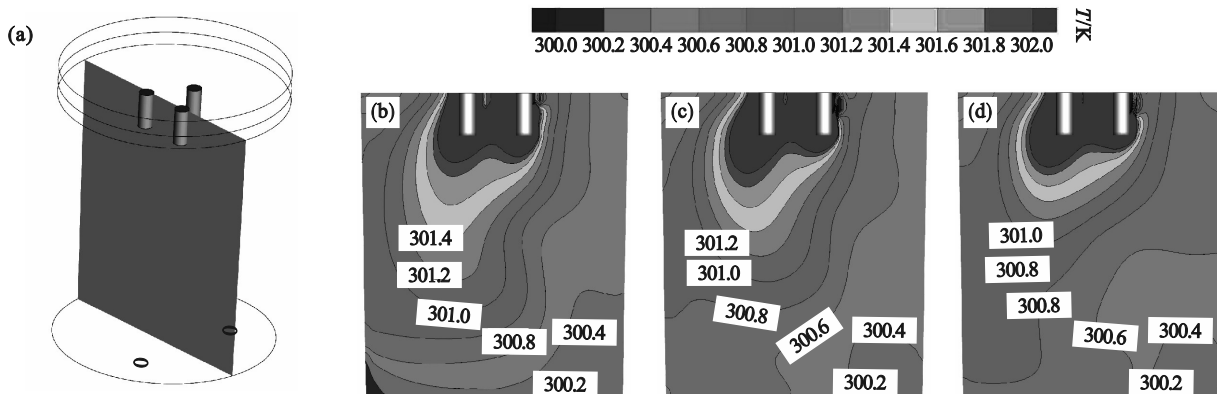


图11 总流量225 L/h时同一截面温度分布

Fig. 11 Temperature distribution at the same section with a total flow rate of 225 L/h

(a)一截面位置;(b)一底吹比例1:1;(c)一底吹比例2:1;(d)一底吹比例3:1。

3 结 论

1) 实验结果表明,底吹比例为2:1时,水模型内流体聚拢所需时间最短,实验结束时无量纲温差最小,均匀化效果最好,而底吹比例为3:1时温度均匀化效果不及2:1,但优于1:1,表明相对于传统双喷嘴等流量喷吹,采用不等流量喷吹时对温度均匀化有明显的促进作用,且最佳的底吹比例为2:1。

2) 数值模拟速度场结果表明,1:1,2:1和3:1底吹比例下,流动活跃区(速度0.005~0.02 m/s)的体积分数分别为43.1%,50.3%和48.2%,流动死区(速度小于0.004 m/s)体积分数分别为14.1%,9.1%和9.8%,2:1底吹比例下流动死区比例最小,流动活跃区体积分数最大,整体流场较为活跃。

3) 数值模拟温度场结果表明,不等比例底吹可以明显降低底部温度死区的体积分数,并提高其余部位高温流体占比,促进温度均匀化,2:1底吹比例下温度均匀化程度略高于3:1。

参考文献:

- [1] Mazumdar D, Evans J W. A model for estimating exposed plume eye area in steel refining ladles covered with thin slag [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2004, 35: 400-404.
- [2] 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. (Jiang Cheng-bin. Numerical simulation on the flow-heat coupling field of 40 t bottom argon blowing ladle [J]. *Shanghai Metals*, 2018, 40(4): 99-104.)
- [3] Mandal J, Patil S, Madan M, et al. Mixing time and correlation for ladles stirred with dual porous plugs [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2005, 36: 479-487.
- [4] Krishnapisharody K, Irons G A. Modeling of slag eye formation over a metal bath due to gas bubbling [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2006, 37: 763-772.
- [5] Xu Y G, Ersson M, Jönsson P G. A numerical study about the influence of a bubble wake flow on the removal of inclusions [J]. *ISIJ International*, 2016, 56(11): 1982-1988.
- [6] Zhu M Y, Inomoto T, Sawada I, et al. Fluid flow and mixing phenomena in the ladle stirred by argon through multi-tuyere [J]. *ISIJ International*, 1995, 35(5): 472-479.
- [7] Li X L, Hu S Y, Wang D Y, et al. Inclusion removals in a bottom-stirring ladle with novel slot-porous matched dual plugs [J]. *Metals*, 2022, 12(1): 162-176.
- [8] 郑淑国, 朱苗勇. 钢包内喷嘴与透气砖吹氩去夹杂水模型研究 [J]. *金属学报*, 2006, 42(11): 1143-1148. (Zheng Shu-guo, Zhu Miao-yong. Water model study on removing inclusions in a ladle with argon injected through nozzle and porous plug [J]. *Acta Metallurgica Sinica*, 2006, 42(11): 1143-1148.)
- [9] Joo S, Guthrie R I L. Modeling flows and mixing in steelmaking ladles designed for single- and dual-plug bubbling operations [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 1992, 23: 765-778.
- [10] Tang H Y, Liu J W, Zhang S, et al. A novel dual plugs gas blowing mode for efficient ladle metallurgy [J]. *Ironmaking & Steelmaking*, 2019, 46(5): 405-415.
- [11] Iguchi M, Nakamura K I, Tsujino R. Mixing time and fluid flow phenomena in liquids of varying kinematic viscosities agitated by bottom gas injection [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 1998, 29: 569-575.
- [12] Damle C, Sahai Y. A criterion for water modeling of non-isothermal melt flows in continuous casting tundishes [J]. *ISIJ International*, 1996, 36(6): 681-689.
- [13] Liu S, Yang X, Du L, et al. Hydrodynamic and mathematical simulations of flow field and temperature profile in an asymmetrical t-type single-strand continuous casting tundish [J]. *ISIJ International*, 2008, 48(12): 1712-1721.
- [14] Tang H Y, Guo L Z, Wu G H, et al. Hydrodynamic modeling and mathematical simulation on flow field and inclusion removal in a seven-strand continuous casting tundish with channel type induction heating [J]. *Metals*, 2018, 8(6): 8060374.
- [15] Jardón-Pérez L E, Amaro-Villeda A M, Trápaga-Martínez G, et al. Utilization of the planar laser-induced fluorescence technique (PLIF) to measure temperature fields in a gas-stirred ladle [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2020, 51: 2510-2521.
- [16] Krishnapisharody K, Irons G A. A critical review of the modified Froude number in ladle metallurgy [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2013, 44: 1486-1498.