

doi:10.12068/j.issn.1005-3026.2025.20240046

## 钢液稀土合金化过程多相流动及混匀行为研究

郝云龙, 谢清华, 倪培远, 厉英  
(东北大学 冶金学院, 辽宁 沈阳 110819)

**摘要:** 为研究精炼过程中钢包底吹氩对熔池传质和混匀行为, 以某钢厂150 t钢包为原型, 建立了钢渣-钢液-氩气三相流的LES-DPM-VOF耦合数值模型, 并通过该模型研究了不同吹氩量对渣-钢-气多相流行为及钢液混匀现象的影响。结果表明, 数值模拟预测的渣眼形状与实验吻合良好; 当吹气量为50 L/min时, 钢包内钢液最大速度约为0.7 m/s, 渣-钢界面波动较小, 未形成明显渣眼; 随着吹气量由50 L/min增至100 L/min, 气泡对钢水提升作用增强, 钢液上升流最大速度由0.7 m/s增至1.07 m/s, 渣-钢界面波动增大。此外, 混匀行为研究表明, 合金混匀时间与氩气喷吹流量成反比。模拟合金块直径为20 cm, 当吹气量为50 L/min时的混匀时间为245 s, 当吹气量增至300 L/min时, 混匀时间缩短为145 s。

**关键词:** 钢包精炼; 合金化; 多相流; 混匀时间; 数值模拟

中图分类号: TF 769 文献标志码: A 文章编号: 1005-3026(2025)09-0073-08

## Study on Multiphase Flow and Homogenization Behavior During Rare Earth Alloying of Molten Steel

HAO Yun-long, XIE Qing-hua, NI Pei-yuan, LI Ying

(School of Metallurgy, Northeastern University, Shenyang 110819, China. Corresponding author: LI Ying, E-mail: liying@mail.neu.edu.cn)

**Abstract:** In order to study the behavior during the mass transfer and homogenization in the molten pool by argon blowing at the bottom of the ladle in the refining process, a LES-DPM-VOF coupled numerical model for a 150 t ladle in a steel plant was established to simulate slag-steel-argon three phase flow, and the effects of argon blowing rates on multiphase flow behavior of slag-steel-argon and the homogenization phenomenon of liquid steel were studied. The results show that the shape of the slag hole predicted by the numerical model is in good agreement with experimental observations. When the blowing rate is 50 L/min, the maximum velocity of molten steel in the ladle is about 0.7 m/s, and the slag-steel interface only shows a little fluctuation without the formation of a slag hole. As the blowing rate increases from 50 L/min to 100 L/min, the lifting effect of bubbles on molten steel is enhanced, and the maximum upward velocity of molten steel increases from 0.7 m/s to 1.07 m/s. In addition, the fluctuation of the slag-steel interface increases. Furthermore, the study on homogenization behavior shows that the homogenization time of the alloy is inversely proportional to the argon blowing rate. When the diameter of the simulated alloy is 20 cm and the blowing rate is 50 L/min, the homogenization time is 245 s. When the blowing rate increases to 300 L/min, the homogenization time decreases to 145 s.

**Key words:** steel ladle refining; alloying; multiphase flow; homogenization time; numerical simulation

LF炉精炼是钢液炉外精炼的主要方法之一, 能够实现脱硫、脱氧、去除杂质和合金化等冶金功

能<sup>[1-3]</sup>. 在LF炉精炼过程中, 常采用钢包底吹氩气来搅动钢液, 该方法不仅能加速钢液传质、均匀

收稿日期: 2024-03-04

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52374333, 51704062); 中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(N2325010).

作者简介: 郝云龙(1997—), 男, 甘肃兰州人, 东北大学硕士研究生; 厉英(1963—), 女, 辽宁沈阳人, 东北大学教授, 博士生导师.

温度,还可以促进渣-金界面反应和钢液内夹杂物上浮,是提升钢液洁净度的重要精炼手段<sup>[4-6]</sup>.在吹氩精炼工艺中,吹氩的位置、喷嘴数量、排布角度、流量等均会影响钢液的搅拌效果.但高温钢液喷气搅拌过程中的多相流行为比较复杂,直接在线测量非常困难,因此水模型实验<sup>[7]</sup>和数值模拟<sup>[8-9]</sup>成为研究钢包精炼中多相流、混匀及反应行为的重要方法.其中,计算流体力学(CFD)的发展为研究高温钢液的多相流行为提供了有力手段.

针对喷吹冶金多相流行为,Kumar等<sup>[10]</sup>研究了在钢包顶吹过程中,吹气孔尺寸与混匀时间的关系,发现随着吹气孔尺寸的增加,混匀时间减小.蒋星亮等<sup>[11]</sup>利用数值模拟和水模型实验,研究了钢包底吹时单孔喷吹和双孔喷吹对钢液“死区”的影响,结果表明双孔喷吹的钢液混匀效果更好.Liu等<sup>[12]</sup>采用VOF模型模拟了不同气体喷吹速度下的渣-金界面行为,发现喷吹流量与渣眼大小成正比.Llanos等<sup>[13]</sup>采用VOF模型研究了喷嘴数量与渣眼面积之间的关系,发现双喷嘴的渣眼面积明显小于单喷嘴.Lou等<sup>[14]</sup>基于欧拉-欧拉方法建立了气体搅拌气-液两相流数学模型,将气泡视为连续相,通过分别求解气泡和钢液的动量方程获得气相含气率和钢液速度等流场信息.Guo等<sup>[15]</sup>在不考虑渣层的条件下采用离散相模型(DPM)研究了钢包底吹气-液两相流,结果表明横向升力是羽流扩散的主要原因,而横向阻力则使羽流弯曲.Olsen等<sup>[16]</sup>采用DPM-VOF耦合模型研究了钢包搅拌过程中多相流和渣-金界面

的瞬态行为,发现该方法具有更高的计算精度和更好的计算效率,并可用于模拟钢包中持续存在的涡流.Liu等<sup>[17]</sup>采用DPM-VOF耦合模型研究了钢包氩气喷吹过程中的准稳态流体流动和界面行为,由于 $k-\varepsilon$ 湍流模型的湍流局部平衡假设等原因,该模型仍存在局限性,不能准确预测渣眼的动态变化.为研究钢包吹氩过程中动态行为的演变及其对合金化混匀行为的影响,本文建立了LES-DPM-VOF耦合多相流模型.基于渣眼的形状验证了模型的可靠性,利用所建立的模型研究了不同喷吹参数对钢-渣界面动态行为和合金化混匀行为的影响;分析了50,100和300 L/min吹气量下钢-渣界面及渣眼的动态变化特征;并研究了合金块质量、喷吹流量和喷嘴喷吹流量差异对合金熔化后混匀行为的影响.

## 1 数学模型

### 1.1 几何模型

钢包几何模型及底吹喷嘴的位置如图1所示,本研究中钢渣、钢液和氩气的物理参数如表1所示,对数值模型做出如下假设:

- 1) 钢液为不可压缩牛顿流体,钢液密度、黏度和比热容为常数;
- 2) 不考虑化学反应;
- 3) 气泡假设为球形,上浮过程中直径保持不变;
- 4) 不考虑气泡的碰撞、聚合和破碎.

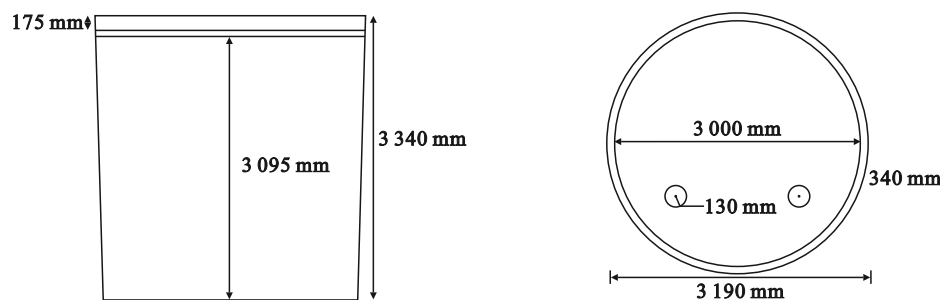


图1 钢包几何模型和底吹喷嘴示意图

Fig. 1 Geometry model of ladle and bottom blow nozzle diagram

### 1.2 控制方程

流场通过求解连续性方程、动量方程和湍流模型方程获得,控制方程的一般形式为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\varphi) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\varphi u_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \Gamma_\varphi \frac{\partial \varphi}{\partial x_i} \right) + S_\varphi \quad (1)$$

式中: $t$ 为时间; $\rho$ 为流体密度, $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ;  $x_i$ 为 $i$ 方向

空间坐标; $u_i$ 为速度矢量在 $i$ 方向的分量; $\varphi$ 为通用标量,可代表温度、组分浓度或湍流参数等; $\Gamma_\varphi$ 为与物理量 $\varphi$ 对应的广义扩散系数; $S_\varphi$ 为广义源项.方程左侧两项分别为瞬态项和对流项,描述了物理量随时间和流体宏观运动的输运过程;方程右侧两项分别为扩散项和源项.

表1 数值模型所用物性参数和工艺条件  
Table 1 Physical parameters and process conditions used in numerical model

参数	值
钢液密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	7 020
La-Fe 液态合金密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	6 600
La-Fe 合金比热容/(J·(kg·K) <sup>-1</sup> )	535.32
钢液黏度/(kg·m <sup>-1</sup> ·s <sup>-1</sup> )	0.005 5
渣的密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	3 500
渣的黏度/(kg·m <sup>-1</sup> ·s <sup>-1</sup> )	0.06
渣相顶部空气密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	0.5
渣相顶部空气黏度/(kg·m <sup>-1</sup> ·s <sup>-1</sup> )	0.000 089
氩气密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	1.623
吹气量/(L·min <sup>-1</sup> )	50, 100, 300
渣-钢水界面张力/(N·m <sup>-1</sup> )	1.15
渣-空气界面张力/(N·m <sup>-1</sup> )	0.58
钢水-空气界面张力/(N·m <sup>-1</sup> )	1.82
La-Fe 合金中 La 质量分数/%	0.5

本文基于 Explicit 算法计算 VOF 模型方程,离散方法采用 Geo-Reconstruct 算法,该算法具有几何精度高、计算效率高等优点;采用压力隐式算子分割算法 (pressure-implicit with splitting of operators, PISO) 进行压力-速度耦合,整个钢包内空气相、钢液相和渣相的厚度分别为 175, 3 095, 70 mm, 且控制体积中三相体积分数之和为 1.

$$\rho_m = \alpha_l \rho_l + \alpha_s \rho_s + \alpha_a \rho_a \quad (2)$$

式中:  $\rho_m$  为单元内混合相的密度;  $\alpha_l, \alpha_s, \alpha_a$  分别为钢液、渣和空气三相的体积分数,且满足  $\alpha_l + \alpha_s + \alpha_a = 1$ ;  $\rho_l, \rho_s, \rho_a$  分别为各相对应的密度.

精炼过程中气泡轨迹采用 DPM 模型获得

$$\frac{du_p}{dt} = \underbrace{\frac{(u_f - u_p)}{\tau_f}}_{F_D} + g \left( 1 - \frac{\rho_f}{\rho_p} \right) + \underbrace{\frac{1}{2} \frac{\rho_f}{\rho_p} \left( u_p \nabla u_f - \frac{du_p}{dt} \right)}_{F_{VM}} + \underbrace{\frac{\rho_f}{\rho_p} u_p \nabla u_f}_{F_p} \quad (3)$$

式中:  $u_p$  和  $u_f$  分别为气泡和流体的速度;  $\rho_p$  和  $\rho_f$  分别为气泡和流体的密度;  $g$  为重力加速度;  $\tau_f$  为气泡的弛豫时间. 方程左侧为气泡的加速度项, 方程右侧  $F_D, F_{G,b}, F_{VM}$  和  $F_p$  依次为单位质量气泡所受的曳力、重力与浮力的合力、虚拟质量力及压力梯度力.

湍流模型采用 LES 模型, 湍流亚格子尺度应力通过式(4)求解:

$$\tau_{ij} - \frac{1}{3} \tau_{kk} \delta_{ij} = -2\mu_t \bar{S}_{ij} \quad (4)$$

式中:  $\tau_{ij}$  为雷诺应力张量;  $\tau_{kk}$  为湍流应力的各向同性分量;  $\delta_{ij}$  为克罗内克常数;  $\mu_t$  为湍流黏度;  $\bar{S}_{ij}$  为平均流场的应变速率张量, 其求解方法如式(5)所示:

$$\bar{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (5)$$

式中:  $\bar{u}_i, \bar{u}_j$  为平均速度在不同方向的分量. 在 Smagorinsky-Lilly 模型中, 为模拟涡破碎及湍动能耗散转变为热能的过程, 本文引入了一个额外亚格子应力项, 并通过涡黏性方法进行建模.

$$\tau_{sgs} = 2\rho \nu_{sgs} \bar{S}_{ij} - \frac{2}{3} \rho k_{sgs} \delta_{ij} \quad (6)$$

$$\bar{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial \bar{U}_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right) \quad (7)$$

式中:  $\tau_{sgs}$  为亚格子尺度应力张量;  $\nu_{sgs}$  为亚格子尺度涡黏度;  $k_{sgs}$  为亚格子尺度湍流动能;  $\bar{U}$  为滤波后的速度.

该模型假设小于网格尺寸的涡都是各向同性的, 亚格子黏性在 Smagorinsky-Lilly 模型中的计算公式为

$$\nu_{sgs} = (C_s \Delta)^2 \sqrt{2S_{ij} S_{ij}} \quad (8)$$

其中:  $C_s$  被称为 Smagorinsky 系数;  $\Delta$  是网格尺寸;  $S_{ij}$  是速度梯度的应变速率张量.

合金熔化后的混匀过程通过求解组分输运方程获得.

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho C) + \nabla \cdot (\rho \bar{u} C) = \nabla \cdot \left( \rho D_M + \frac{\mu_t}{Sc_t} \right) \nabla C \quad (9)$$

式中:  $C$  为组分质量分数;  $\bar{u}$  为平均速度;  $D_M$  为分子扩散系数;  $Sc_t$  为湍流施密特数; 合金的密度  $\rho$  采用式(10)计算:

$$\rho_{LaFe} = \frac{\rho_{La} \rho_{Fe}}{\rho_{La} + 0.01 x_{La} (\rho_{Fe} - \rho_{La})} \quad (10)$$

其中:  $\rho_{LaFe}$  代表 La-Fe 合金密度;  $x_{La}$  代表合金中 La 的质量分数.

钢液温度  $T$  通过求解能量方程获得, 控制方程为

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i h)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \Gamma_{eff} \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + S_T \quad (11)$$

式中:  $h$  代表焓,  $J \cdot mol^{-1}$ ;  $\Gamma_{eff}$  为有效温度扩散系数;  $S_T$  为容积发热率,  $J \cdot m^{-3}$ .

合金的比热容通过 Neumann-Kopp 定律<sup>[18]</sup> 获得.

$$c_{p,xLaFe} = x c_{p,La} + (100 - x) c_{p,Fe} \quad (12)$$

式中:  $c_p$  为合金比热容;  $x$  为合金中 La 的质量分数.

### 1.3 边界条件

工业生产中, 钢包顶部渣层厚度为 70 mm, 空气层高度为 175 mm, 吹气孔氩气喷吹流量分

别为 50, 100 和 300 L/min. 顶部气相采用压力出口边界条件; 侧壁和底部壁面采用无滑移边界条件; 顶部壁面采用 escape 边界条件, 其他壁面采用 reflect 边界条件.

#### 1.4 求解方法

计算采用瞬态求解模式. 在求解过程中, 压力与速度的耦合通过 PISO 算法实现. 为提高计算精度和稳定性, 压力项的插值格式选用了压力交错选项 (pressure staggering option, PRESTO) 方案. 流体的压力-速度修正采用隐式算法. 动量方程、质量方程和湍流方程均采用二阶迎风 (second-order upwind, SOU) 方法求解, 残差设置为  $10^{-3}$ .

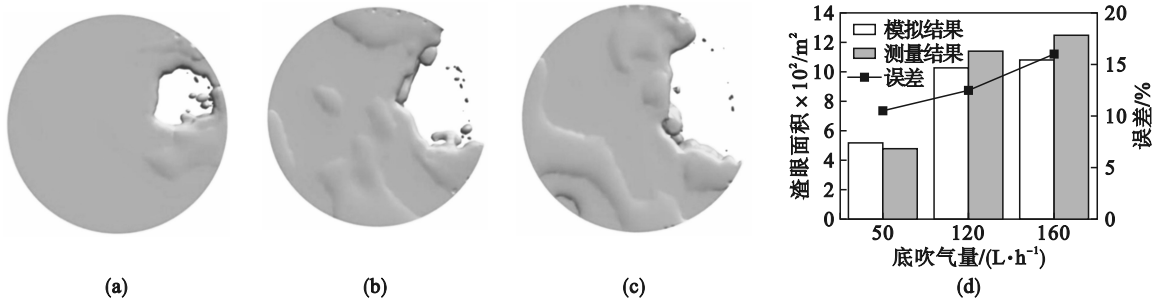


图2 水模型渣眼大小与数值模拟结果对比

Fig. 2 Comparison between size of slag holes in water model and results of numerical simulation

(a)—50 L/h; (b)—120 L/h; (c)—160 L/h; (d)—渣眼面积误差分析<sup>[14]</sup>.

## 2.2 钢包原型多相流及混匀行为研究

利用已验证的数学模拟方法, 对钢包原型喷吹过程中的多相流开展了研究, 图3为在60万和80万网格数量下钢包内距底部2 m处底吹过程的速度分布, 结果表明, 两种网格设置下速度分布几乎一致, 表明本研究中预测的结果与网格无关, 为节省计算时间, 基于60万网格开展数值模拟研究.

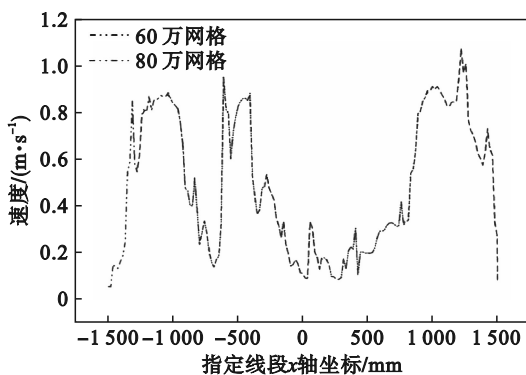


图3 不同网格数量下的速度分布

Fig. 3 Velocity distribution under different grid numbers

## 2 结果与讨论

### 2.1 水模型验证

利用本文建立的数值模型, 首先对水模型实验进行模拟<sup>[14]</sup>, 以验证数值模拟方法模拟钢包底吹多相流的可靠性. 图2为数值模拟预测的渣眼分布和油-水-空气水模型实验观察到的渣眼的对比. 结果表明, 采用 LES-DPM-VOF 耦合模型预测的渣眼尺寸与水模型实验结果吻合较好, 50, 120 和 160 L/h 流量下的误差分别为 11%, 13% 和 16%, 均小于 20%, 在可接受范围内, 验证了本文所建立的数值模型的可靠性.

### 2.2.1 钢包底吹多相流动行为

为了研究底吹过程中气泡的动态变化行为, 图4对比了 100 L/min 喷吹流量下不同精炼时刻钢包内的气泡分布. 结果表明, 在喷吹精炼 5 s 时, 气泡由喷嘴喷出后到达钢包中心位置, 并形成气泡柱, 气泡柱顶端呈半球形. 随着精炼时间由 5 s 增加至 10 s, 气泡到达顶部渣相, 此时渣-金界面未发生明显波动; 在精炼 15 s 时, 随气泡不断穿过渣层, 渣-金界面出现明显波动, 渣眼逐渐形成. 图5为不同吹气量下钢包内钢液的速度分布, 由图5c和图5d可知, 由于氩气泡的提升作用, 吹气孔附近形成两股上升流. 采用 50 和 100 L/min 吹气量时, 上升流的最大速度分别为 0.7 和 1.07 m/s. 随上升流到达顶部渣层, 钢包侧壁和中心分别形成逆时针和顺时针环流, 50 L/min 吹气量下两环流的平均速度约为 0.1 m/s; 随吹气量提高至 100 L/min, 两环流的平均速度由 0.1 m/s 增大至 0.16 m/s, 如图 5a 和图 5b 所示.

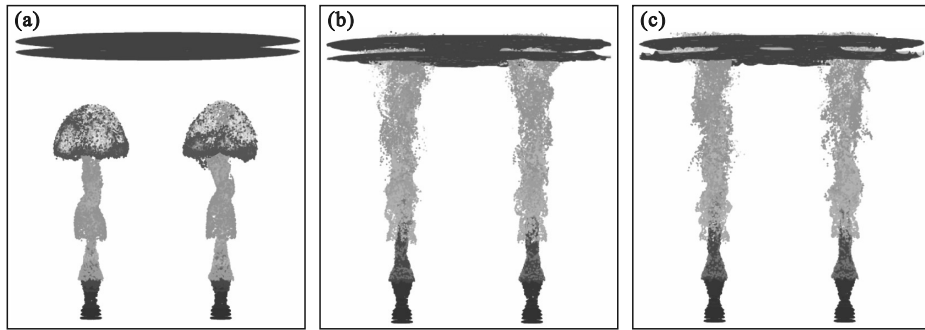


图 4 不同吹氩时刻钢液中的气泡分布

Fig. 4 Bubble distribution in molten steel with different argon blowing time  
(a)—5 s; (b)—10 s; (c)—15 s.

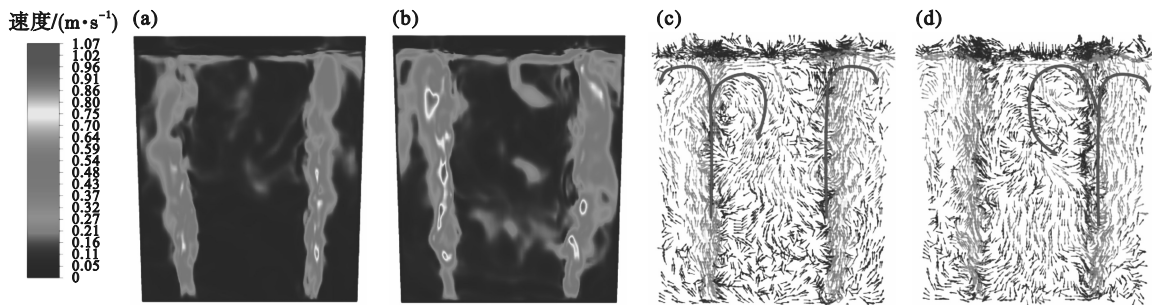


图 5 钢液速度分布

Fig. 5 Molten steel velocity distribution

(a)—50 L/min 吹气量; (b)—100 L/min 吹气量;  
(c)—吹气量 50 L/min 时的速度矢量图; (d)—吹气量 100 L/min 时的速度矢量图.

2.2.2 夹杂物析出模拟

图 6 为不同吹气量下的渣-金界面行为. 由图 6a 可知, 在 50 L/min 吹气量下, 渣-金界面波动较小, 钢包卷渣量较少, 顶部熔渣未形成渣眼; 随吹气量由 50 L/min 增加至 100 L/min, 钢包卷渣量增加, 界面波动和渣眼面积增大. 图 7 为在 100 L/min

吹气量条件下不同喷吹时间的渣眼分布. 结果表明, 渣眼随时间呈现动态变化, 当精炼时间由 180 s 增加至 200 s 时, 左右两个“渣眼”呈现形成-消失交替的动态变化, 这表明稀土合金化时通过“渣眼”添加稀土可能会使钢液洁净度降低, 引起夹杂物生成.

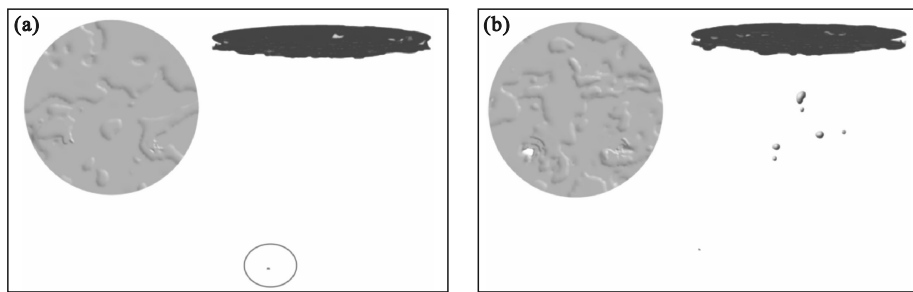


图 6 不同吹气量时渣-金界面行为

Fig. 6 Slag-metal interface behavior at different argon blowing rates  
(a)—50 L/min 吹气量; (b)—100 L/min 吹气量.

随着吹气时间的增加, 气泡柱和渣眼逐渐形成, 渣-钢界面处的部分熔渣被拉向渣层下部的钢液中, 达到一定临界条件时, 渣滴将最终被卷入到钢液中. 图 8 为在 100 L/min 吹气量下不同时刻钢包卷渣的分布. 吹气过程的卷渣可能成为夹

杂物的来源, 由图 8 可知, 由于浮力作用及气泡诱导上升流的作用, 卷入的渣滴可能重新进入顶渣中; 因而, 在钢包 185~200 s 精炼时间内, 卷渣总体积变化较小. 此外, 由图 8b、图 8c 中的圆圈可知, 小渣滴在钢包内部可能发生聚合形成大渣

滴,这促进了大渣滴重新上浮至顶渣中.

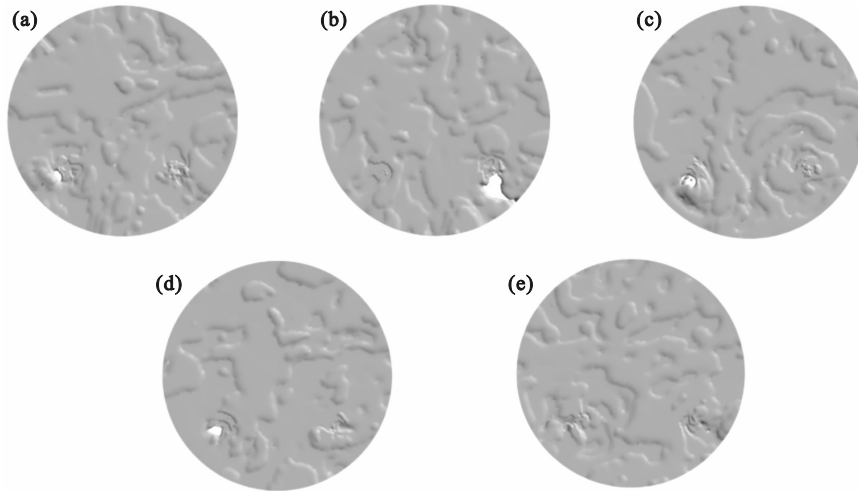


图7 不同喷吹时间的渣眼分布

Fig. 7 Distribution of slag holes at different injection time  
(a)—180 s; (b)—185 s; (c)—190 s; (d)—195 s; (e)—200 s.

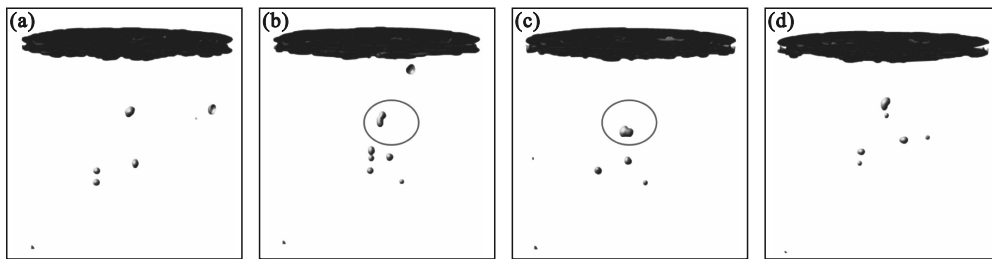


图8 不同时刻的卷渣分布

Fig. 8 Slag distribution at different time  
(a)—185 s; (b)—190 s; (c)—195 s; (d)—200 s.

### 2. 2. 3 合金熔化行为分析

图9为La-Fe合金块的加入位置以及在钢包内的熔化过程.向钢包内加入20 kg的球形La-Fe合金块,其直径为180 mm,合金加入位置距钢包底部3 m,合金初始温度为300 K,以上参数均与工业生产条件相同.

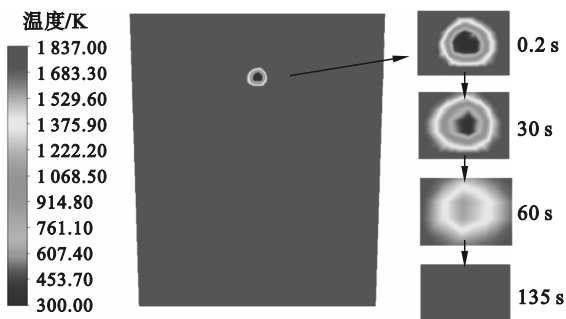


图9 合金在钢液中的熔化过程温度变化模拟

Fig. 9 Simulation of temperature change during melting process of alloys in molten steel

结果表明,在加入合金后的初始阶段,由于合金块与钢液间的温差约为1 500 K,钢液与合金外

层接触部分温度骤降,合金表面形成了一层凝钢壳.随着精炼时间延长,钢液对合金球体持续加热,合金内部温度逐渐升高.由于钢的熔点比合金高,合金熔化成液态,直至外层凝钢壳完全熔化后,内部熔体开始熔化扩散,该熔化及扩散动态过程示意图如图10所示.

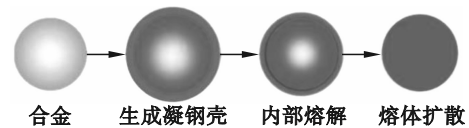


图10 合金熔化及扩散动态过程示意图

Fig. 10 Diagram of dynamic process of alloy melting and diffusion

### 2. 2. 4 合金化及混匀行为

由合金熔化及扩散的动态过程可知,合金在加入钢包60 s后,凝钢壳内的合金逐渐熔化为液态,但此时凝钢壳仍为固态.在135 s时,外层凝钢壳开始熔化,内部液态合金释放<sup>[19]</sup>,因此将135 s视为完全熔化时间.

本研究忽略了合金块加入后的熔化过程,假设钢包内液态合金处于自由扩散状态.图 11 为钢液监测点合金的无量纲浓度随时间的变化曲线,以合金浓度达到偏离平均浓度的 5% 定义为对应

的混匀时间.可见,当喷吹流量为 50 L/min 时,混匀时间为 245 s;当流量为 100 L/min 时,混匀时间为 155 s;当流量为 300 L/min 时,混匀时间则降至 145 s.

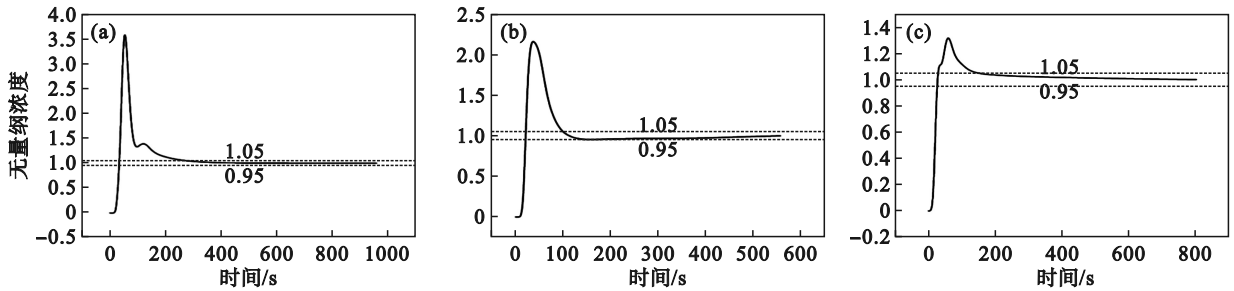


图 11 流场混匀时间

Fig. 11 Homogenization time of flow field

(a)—50 L/min; (b)—100 L/min; (c)—300 L/min.

为了进一步探究两个喷嘴不同氩气喷吹流量对 La-Fe 合金混匀时间的影响,在总流量保持 100 L/min 不变的情况下,图 12 对比了左右吹气孔喷吹比例分别为 1:1 和 3:2 时的混匀时间.结

果表明,与 1:1 喷吹比例相比,3:2 喷吹比例下混匀时间由 155 s 延长至 163 s.这可能是由于非对称喷吹条件下钢包内流场呈非均匀分布,该流动形态不利于钢液传质及混匀.

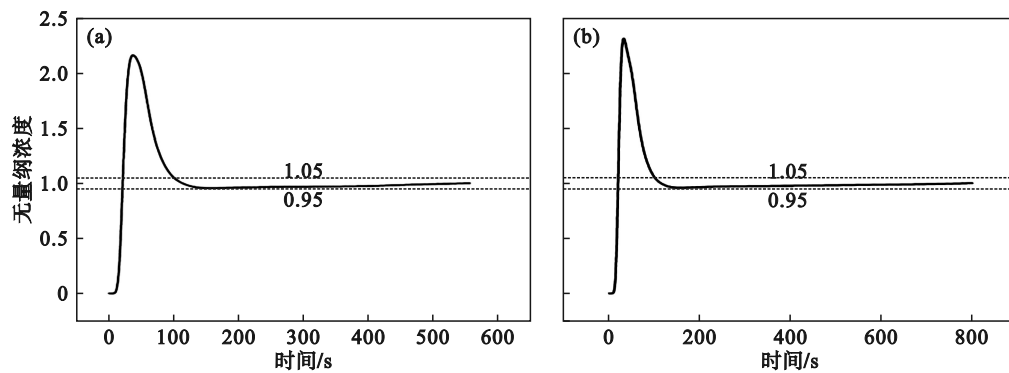


图 12 不同喷吹流量时的混匀时间

Fig. 12 Homogenization time at different injection flow rates

(a)—1:1 比例喷吹时; (b)—3:2 比例喷吹时.

图 13 为不同合金密度对混匀时间的影响,喷吹气体流量为 100 L/min,合金密度 7 020 和 6 600 kg/m<sup>3</sup> 分别对应 0 和 50% 的合金.可以看出,

随着合金质量分数由 0 提高至 50%,混匀时间由 159 s 缩短至 155 s,混匀时间呈现略微下降的趋势.

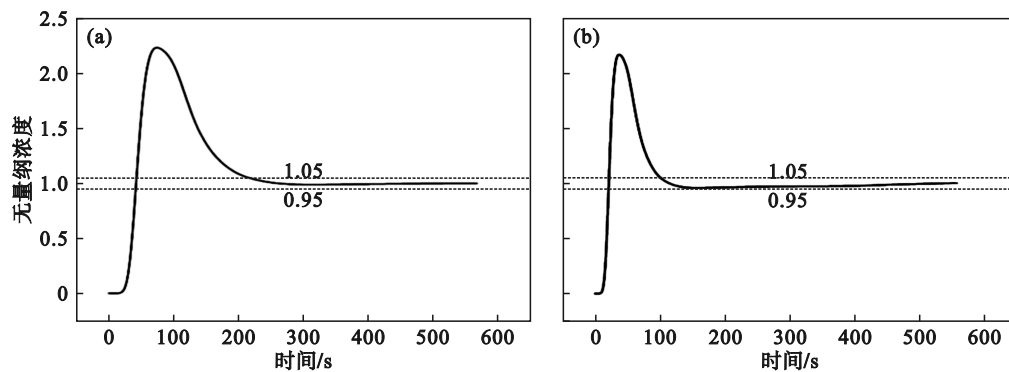


图 13 100 L/min 流量下不同密度合金的混匀时间

Fig. 13 Homogenization time of alloys with different densities at 100 L/min flow rate

(a)—7 020 kg/m<sup>3</sup>; (b)—6 600 kg/m<sup>3</sup>.

### 3 结 论

1) 不同吹气量下钢液速度分布相似. 由于氩气泡的提升作用, 吹气孔附近形成上升流; 当吹气量由 50 L/min 增加至 100 L/min 时, 气泡对钢液的提升作用增强, 上升流最大速度由 0.7 m/s 提高至 1.07 m/s. 随着喷吹时间由 180 s 增加至 200 s, 左右两个“渣眼”呈现交替形成的动态变化, 且发生了卷渣行为.

2) 采用 LES-DPM-VOF 耦合多相流模型对 150 t 钢包内不同喷吹条件下的流场进行模拟, 发现钢液在喷气流量为 50, 100, 300 L/min 时, 混匀时间分别为 245, 155, 145 s. 可见, 喷吹流量与混匀时间呈非线性关系, 增大喷吹流量可能会造成渣眼增大, 导致钢水二次氧化.

3) 通过对加入钢包的合金熔化过程进行数值模拟发现, 合金的熔化过程是先在外层形成凝钢壳, 之后内部合金熔化成液态, 在凝钢壳熔化后内部合金熔体释放至钢液中. 当合金块直径为 180 mm 时, 通过模拟得到该合金熔化时间为 135 s.

#### 参考文献:

- [1] 王乐, 刘浏, 王品. 轴承钢 LF 精炼深脱硫工艺的研究[J]. 炼钢, 2017, 33(4): 12-18.  
(Wang Le, Liu Liu, Wang Pin. The research on deep desulphurization process of bearing steel during LF refining [J]. *Steelmaking*, 2017, 33(4): 12-18.)
- [2] 陈鹏举, 朱诚意, 张志成, 等. GCr15 轴承钢 LF 精炼过程脱硫能力的热力学评价[J]. 钢铁研究学报, 2016, 28(5): 30-35.  
(Chen Peng-ju, Zhu Cheng-yi, Zhang Zhi-cheng, et al. Thermodynamic evaluation of desulfurization ability of GCr15 bearing steels during LF refining process [J]. *Journal of Iron and Steel Research*, 2016, 28(5): 30-35.)
- [3] 李德军, 许孟春, 李晓伟, 等. 170~190 t LF 精炼过程脱硫影响因素分析[J]. 特殊钢, 2018, 39(5): 32-35.  
(Li De-jun, Xu Meng-chun, Li Xiao-wei, et al. Study of affecting desulfurization factors in 170-190 t LF refining process [J]. *Special Steel*, 2018, 39(5): 32-35.)
- [4] 姜敏, 李凯轮, 王昆鹏, 等. 低氧高碳铬轴承钢 LF-VD 精炼时洁净度与夹杂物特征变化[J]. 炼钢, 2021, 37(1): 27-32, 43.  
(Jiang Min, Li Kai-lun, Wang Kun-peng, et al. Study on the variations of cleanliness and inclusions in low oxygen high-carbon-chromium bearing steel during LF-VD refining process [J]. *Steelmaking*, 2021, 37(1): 27-32, 43.)
- [5] Han J, Wang X D, Ba D C. Coordinated analysis of multiple factors of argon blowing parameters on the effect of circulation flow rate in RH vacuum refining process [J]. *Vacuum*, 2014, 109: 68-73.
- [6] 孔明姣. 钢包底吹氩工艺改进实践[J]. 宽厚板, 2020, 26(1): 15-17.  
(Kong Ming-jiao. Improvement practice of ladle bottom argon purging process [J]. *Wide and Heavy Plate*, 2020, 26(1): 15-17.)
- [7] 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.  
(Jiang Xing-liang. Optimization of argon blowing process at the bottom of 70 t ladle and study on interface behavior between steel and slag [D]. Wuhan: Wuhan University of Science and Technology, 2013.)
- [8] 张江山, 李京社, 杨静波, 等. 底吹钢包三相流的数值模拟[J]. 过程工程学报, 2012, 12(6): 946-951.  
(Zhang Jiang-shan, Li Jing-she, Yang Jing-bo, et al. Numerical simulation of three-phase fluid flow in a bottom-blown steelmaking ladle [J]. *The Chinese Journal of Process Engineering*, 2012, 12(6): 946-951.)
- [9] Li L M, Liu Z Q, Cao M X, 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.
- [10] Kumar S, Dash S, Chandra S. Mixing evaluation in the RH process using mathematical modelling [J]. *The Iron and Steel Institute of Japan*, 2004, 44(1): 82-90.
- [11] 蒋星亮, 倪红卫, 王社教, 等. 70 t 钢包底吹氩工艺优化的数理模拟研究[J]. 材料与冶金学报, 2013, 12(2): 103-109.  
(Jiang Xing-liang, Ni Hong-wei, Wang She-jiao, et al. A mathematical simulation for optimization of 70 t ladle bottom argon blowing process [J]. *Journal of Materials and Metallurgy*, 2013, 12(2): 103-109.)
- [12] Liu W, Tang H Y, Yang S F, 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.
- [13] Llanos C A, Saul G H, Angel R B J, et al. Multiphase modeling of the fluidynamics of bottom argon bubbling during ladle operations [J]. *ISIJ International*, 2010, 50(3): 396-402.
- [14] Lou W T, Zhu M Y. 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] Guo D, Irons G A. Modeling of gas-liquid plumes in metallurgical reactors with bottom gas injection [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2000, 31(6): 1457-1464.
- [16] Olsen J E, Cloete S. Numerical modeling of bubble plume behavior in gas-stirred ladle systems [C]// Proceedings of the 7th International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries. Melbourne: CSIRO, 2009: 1-6.
- [17] Liu H P, Qi Z Y, Xu M G. Numerical simulation of fluid flow and inclusion motion in continuous casting mold with electromagnetic brake [J]. *Steel Research International*, 2011, 82(4): 440-458.
- [18] Leitner J, Vomka P, Sedmidubsky D, et al. Heat capacity of MgB<sub>2</sub> in the superconducting and normal state [J]. *Thermochimica Acta*, 2010, 497(1/2): 7-13.
- [19] 刘玉宝, 王举金, 杨文, 等. LaFe 合金在底吹氩钢包内熔化混匀的数值模拟研究[J]. 材料导报, 2022, 36(21): 21050172-7.  
(Liu Yu-bao, Wang Ju-jin, Yang Wen, et al. Numerical simulation on melting and mixing of LaFe alloy in argon-stirred ladle [J]. *Materials Reports*, 2022, 36(21): 21050172-7.)