

旋流喷吹角度对RH精炼多相流及混匀行为的影响

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

摘要: 利用数值模拟研究了旋流喷吹角度对RH(Ruhrstahl-Heraeus)精炼过程中多相流、循环流量及混匀时间的影响。与传统喷吹相比,采用喷嘴水平旋转 30° +竖直倾斜 15° 和水平旋转 30° +竖直倾斜 30° 喷吹时,RH循环流量分别提高了17.8%和20.1%,混匀时间分别缩短32.6%以及21.4%。采用旋流喷吹时,上升管内钢液产生旋转流动,速度分布更均匀,旋流促进了氩气泡在上升管内的向心运动,与传统喷吹相比气泡分散度提高,强化了气/液两相作用、钢液传质及提高了混匀效率。此外,与喷嘴仅水平旋转 30° 相比,采用喷嘴水平旋转 30° +竖直倾斜 15° 喷吹时,上升管壁面剪切应力由500 Pa降低至约100 Pa,且高壁面剪切应力区域面积大大减小,有利于降低钢液对耐火材料的冲刷侵蚀。

关键词: RH精炼;旋流喷吹;循环流量;混匀时间;数值模拟

中图分类号: TF 769.4 文献标志码: A 文章编号: 1005-3026(2025)04-0016-08

Effect of Swirling-Flow Gas Injection Angle on Multiphase Flow and Mixing Behavior in RH Refining Process

HAN Yu-chao, XIE Qing-hua, NI Pei-yuan, LI Ying

(School of Metallurgy, Northeastern University, Shenyang 110819, China. Corresponding author: NI Pei-yuan, E-mail: nipeiyuan@smm.neu.edu.cn)

Abstract: The effects of swirling-flow gas injection angles on multiphase flow, circulation flow and mixing time in the RH refining process were investigated using numerical simulation. Compared with the conventional gas injection mode, the circulation flow increased by 17.8% and 20.1%, respectively, when the swirling-flow gas injection nozzles with 30° horizontal angle + 15° vertical angle and 30° horizontal angle + 30° vertical angle were employed. Moreover, the mixing time was reduced by 32.6% and 21.4%, respectively. With the swirling-flow gas injection technology, a swirling steel flow was generated in the up-snorkel and the steel flow velocity was more uniform. The swirling-flow caused argon bubbles to move centripetally in the up-snorkel. The bubble dispersion was improved compared to the conventional gas injection mode. This promoted the gas-liquid two-phase interaction, mass transfer and mixing efficiency. Additionally, the wall shear stress was reduced from 500 Pa to around 100 Pa when the swirling-flow gas injection of 30° horizontal angle 15° vertical angle was applied, compared to swirling-flow gas injection with only 30° horizontal angle. Also, the area of the high wall shear stress region was decreased greatly, which is helpful to reduce the erosion of refractory materials by molten steel.

Key words: RH refining; swirling-flow gas injection; circulation flow; mixing time; numerical simulation

RH精炼是重要的钢液二次精炼技术,具有 脱气、脱碳、去除夹杂物、调整温度与成分等功

收稿日期: 2023-11-15

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

作者简介: 韩宇超(1998—),男,黑龙江齐齐哈尔人,东北大学硕士研究生;倪培远(1987—),男,山东潍坊人,东北大学教授,博士生导师;厉英(1963—),女,安徽合肥人,东北大学教授,博士生导师。

能^[1].在RH精炼过程中,在上升管内氩气泡的提升驱动作用下,钢液在RH真空室和钢包之间循环流动,实现钢液的真空循环精炼处理,此过程是多相流动、传质和化学反应等强耦合的复杂高温动态过程.其中,上升管内气泡的行为对RH精炼效率具有重要影响,但在高温状态下,气泡和钢液的动态行为难以直接观测.因此,数值模拟和物理模拟成为研究RH精炼过程中多相流动和混匀行为等特征的重要手段.

物理模拟基于相似原理,利用水或低熔点合金作为流动介质,对RH精炼中的多相流动现象进行研究,该方法可以降低研究成本,能够直接观测流体的流动现象.数值模拟通过求解流动、传质和化学反应等控制方程,获得RH精炼过程中多相流动、混匀和反应等行为,可为RH精炼工艺的优化提供依据.在RH精炼过程中,循环流量和混匀时间是衡量精炼效率的重要参数,提高循环流量和缩短混匀时间有利于提高脱碳、脱气和夹杂物去除等的精炼效率^[2].近年来,众多冶金工作者对如何提高RH精炼效率进行了大量研究,Mukherjee等^[3]发现RH循环流量随着气体流量的增加而增加;Chen等^[4]的研究表明,当气体流量达到“饱和值”后,循环流量不再随气体流量的增加而增加.Ajmani等^[5]利用数值模拟和工业试验研究了浸渍管内径对RH精炼效率的影响,结果表明,增大浸渍管内径可以显著提高钢液的循环流量.Obata等^[6]和Li等^[7]的研究发现,钢液的循环流量与浸渍管数量和形状密切相关,增加上升管或下降管数量可以提高钢液的循环流量.陈洪民等^[8]的研究表明,使用椭圆形浸渍管可以增加上升管和下降管的横截面积,能够提高循环流量、缩短混匀时间.除以上因素外,喷嘴数量^[9]、喷嘴分布^[10]、浸渍管插入深度^[11]等也被发现对循环流量有重要影响.Zhu等^[12]和Jiang等^[13]的研究发现,随着喷嘴数量的增加,上升管内羽流区体积增加,扩大了气/液相互作用范围,从而提高了钢液循环流量.Ling等^[14]发现,循环流量随着喷嘴数量的增加会达到某个“饱和值”,进一步增加喷嘴数量反而会使循环流量降低.

目前,RH精炼过程中的气体多沿水平方向垂直于上升管内壁面吹入钢液,受喷吹气量大小影响,气泡有时分布在上升管中心,有时则沿上升管近壁面区域分布,导致气泡分散度较低、气/液间相互作用范围小,不利于充分发挥气泡对钢液的提升驱动作用^[14].为了提高气泡分散度,一

些研究者提出了机械搅拌^[15]和电磁搅拌精炼技术^[16],这些技术通过在上升管内部提供钢液水平方向流动动量,使钢液在上升管内产生旋转流动,促进气泡弥散分布.结果表明,采用机械搅拌和电磁搅拌技术可在上升管内产生钢水旋流,能有效提高钢液内气泡的分散度和RH循环流量.然而,机械叶轮和电磁搅拌设备在实际生产中不易安装和维护,且后者消耗大量电能,提高了生产成本.对此,Wang等^[17]创新性地提出了旋流喷吹RH精炼新技术,研究发现,与传统喷吹技术相比,上升管喷嘴水平旋转30°后可提高循环流量、缩短混匀时间.但该研究仅考虑了水平方向喷嘴旋转角度对RH精炼多相流的影响,水平方向和竖直方向同时旋转喷嘴对RH精炼多相流的影响尚不明确.本文在上述研究的基础上,进一步探索水平方向和竖直方向同时旋转喷嘴对RH精炼多相流和混匀行为的影响,考察竖直方向喷嘴旋转15°和30°对上升管内气泡行为、钢液循环流量和混匀时间的影响.

1 数值模型

本文以某厂260 t RH精炼设备为研究对象,图1为RH几何形状及上升管喷嘴布置情况.上升管设有两层吹氩喷嘴,每层8个,传统径向喷吹喷嘴布置如图1a所示,旋流非径向喷吹喷嘴布置如图1b所示.在数值模拟中,钢液和氩气的密度分别为7 020,1.623 kg/m³,钢液和氩气的黏度分别为0.006,8.9×10⁻⁵ Pa·s,气液界面张力为1.84 N/m^[18-19].

本文采用Sano等^[20]提出的经验公式计算气泡直径,该方法已被证明能够较为准确地预测工业RH喷吹工况下的气泡直径,该经验公式为

$$d_b = 0.091 \left(\frac{\sigma_{gl}}{\rho_l} \right)^{0.5} v_{b,0}^{0.44} \quad (1)$$

式中: d_b 是气泡直径,m; ρ_l 是钢液密度,kg/m³; σ_{gl} 是气相和液相的界面张力,N/m; $v_{b,0}$ 是气泡的初始速度,m/s,其可通过式(2)计算:

$$v_{b,0} = \frac{Q}{A_{nozzle}} \quad (2)$$

式中: A_{nozzle} 是喷嘴总面积,m²; Q 是喷吹流量,m³/s.

1.1 模型假设

数值模型的建立基于以下假设:

- 1) 钢水和氩气被视为不可压缩牛顿流体;
- 2) 气/液两相流动假设为等温流动,不考虑

相间传质和传热;

3) 忽略钢包顶部的熔渣和真空室顶部的气相;

4) 假设气泡形状为球形, 不考虑其膨胀、碰撞和破碎.

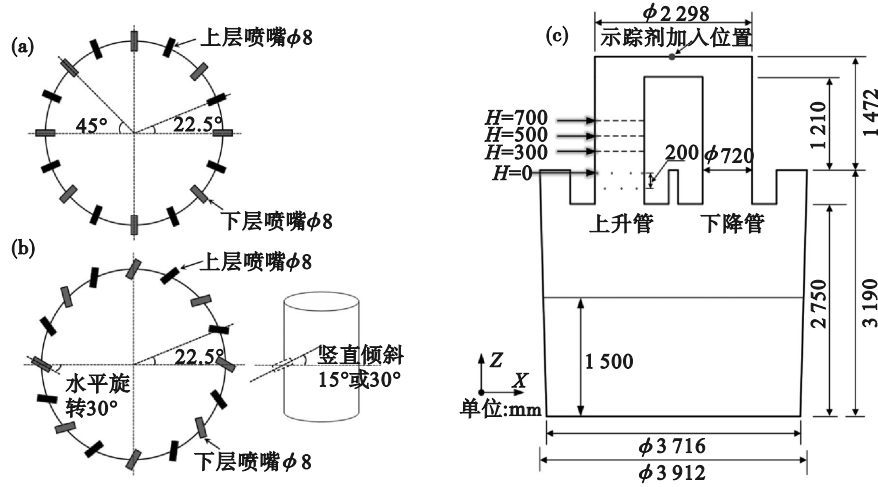


图1 RH几何形状及上升管喷嘴布置

Fig. 1 Geometry of the RH furnace and distribution of the up-snorkel nozzles
(a)一径向喷吹喷嘴布置; (b)一旋流非径向喷吹喷嘴布置; (c)一工业RH几何形状.

1.2 控制方程

通过求解湍流模型方程、连续性方程、N-S方程来获得钢液流场, 其中湍流模型采用标准 κ - ε 湍流模型, 其控制方程在参考文献[17]中有详细介绍.

连续性方程:

$$\frac{\partial \rho_1}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_1 \mathbf{u}) = 0. \quad (3)$$

N-S方程:

$$\frac{\partial (\rho_1 \mathbf{u})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_1 \mathbf{u} \mathbf{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu_{\text{eff}} (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T)] + \mathbf{F} + \rho_1 \mathbf{g}. \quad (4)$$

式中: p 为压力, Pa; \mathbf{u} 为流体速度, m/s; μ_{eff} 为有效黏度, 是动力黏度(μ_1)和湍流黏度(μ_t)之和, Pa·s; \mathbf{F} 为气/液两相的相间作用力, N/m³; \mathbf{g} 为重力加速度, 其值为 9.81 m/s².

$$\mu_t = \rho_1 C_\mu \frac{\kappa^2}{\varepsilon}. \quad (5)$$

式中: κ 为钢液湍动能, m²/s²; ε 为耗散率, m²/s³; C_μ 为常数, 其值为 0.09^[17].

1.3 离散相模型

钢液中的气泡被视为离散相, 其运动轨迹通过求解方程(6)获得,

$$\frac{d\mathbf{x}_i}{dt} = \mathbf{v}_i. \quad (6)$$

式中: \mathbf{x}_i 表示气泡的位置; \mathbf{v}_i 表示气泡的速度, m/s.

气泡速度通过式(7)进行求解,

$$\frac{d}{dt} (m_b \mathbf{v}_b) = \mathbf{F}_D + \mathbf{F}_L + \mathbf{F}_{VM} + \mathbf{F}_P + \mathbf{F}_G + \mathbf{F}_B. \quad (7)$$

式中: m_b 为气泡的质量; \mathbf{F}_D 表示曳力; \mathbf{F}_L 表示升力; \mathbf{F}_{VM} 表示虚拟质量力; \mathbf{F}_P 表示压力梯度力; \mathbf{F}_G 和 \mathbf{F}_B 分别表示重力和浮力, 相间作用力的详细表达可参见文献[21].

钢液的瞬时速度由式(8)表示,

$$\mathbf{u} = \bar{\mathbf{u}} + \hat{\mathbf{u}}. \quad (8)$$

式中: $\bar{\mathbf{u}}$ 为钢液的平均速度; $\hat{\mathbf{u}}$ 为钢液脉动速度, 其表达式为

$$\hat{\mathbf{u}} = \zeta \sqrt{\frac{2\kappa}{3}}. \quad (9)$$

式中, ζ 为数值在-1和1之间服从正态分布的随机参数.

1.4 溶质传输方程

溶质传输行为通过求解式(10)获得,

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{u}C) = \nabla \cdot [D_{\text{eff}} \nabla C]. \quad (10)$$

式中: C 为示踪剂浓度, mol/m³; D_{eff} 为有效扩散系数, m²/s.

1.5 边界条件

在本研究中, 喷吹氩气采用恒定速度入口边界条件, 速度设定为 49 m/s. RH侧壁和底面采用无滑移边界条件. 气泡在真空室表面为逃逸边界条件, 在其他壁面为反射边界条件. 真空室顶部的压力为 67 Pa, 示踪剂从真空室顶部中心区域释放, 位置如图1c所示.

1.6 求解方法

数值模拟采用商业软件 COMSOL Multiphysics 开展,模型网格数量约为 8×10^5 . 非线性方程使用分离常数(牛顿)非线性方法求解;对流项采用向后差分方法离散,当获得的流场相对稳定时,采用广义 α 差分方法离散,上述处理方法均为二阶差分格式. 数值计算初始时间步长为 1×10^{-5} s,最大时间步长为 0.02 s,各求解变量的残差设置为每个时间步长均小于 1×10^{-3} .

2 结果与讨论

2.1 数值模拟方法验证

本文研究的 RH 精炼体系,前人基于相似原理建立了模型与原型 1:4 的水模型,开展了水模型实验和数值模拟研究^[17],所用数值模拟方法与本文相同. 图 2 为数值模拟预测的混匀时间与水模型实验测量值的对比,结果表明,3 个监测点混

匀时间的误差分别为 7.3%, 1.2%, 7.3%, 这表明该数值模拟方法研究本文 RH 精炼多相流及混匀行为的可靠性. 仅依靠几个监测点的浓度变化来判定熔池混匀时间存在一定的局限性. 因此,本文采用全熔池体积评估法来监测钢液混匀行为,通过求解示踪剂输运方程得到全熔池的示踪剂浓度,混匀时间的计算公式^[22]:

$$t_{\pm X\%} = \frac{\sum V_i [(100-X)\% \sim (100+X)\%]}{V} \quad (11)$$

式中: $V_i [(100-X)\% \sim (100+X)\%]$ 是示踪剂无量纲浓度在 $(100-X)\% \sim (100+X)\%$ 范围内的钢液体积; X 为混匀时间所选择的标准; V 是熔池总体积. 无量纲浓度为 1 时所需要的时间被定义为混匀时间. 利用该方法对水模型的模拟预测得到的混匀时间为 98 s, 而图 2^[17] 中 3 个点混匀时间的平均值为 83.4 s, 这表明全熔池体积评估法应该是一种更准确的混匀时间评估方法, 后续将使用该方法研究喷嘴角度对熔池混匀行为的影响.

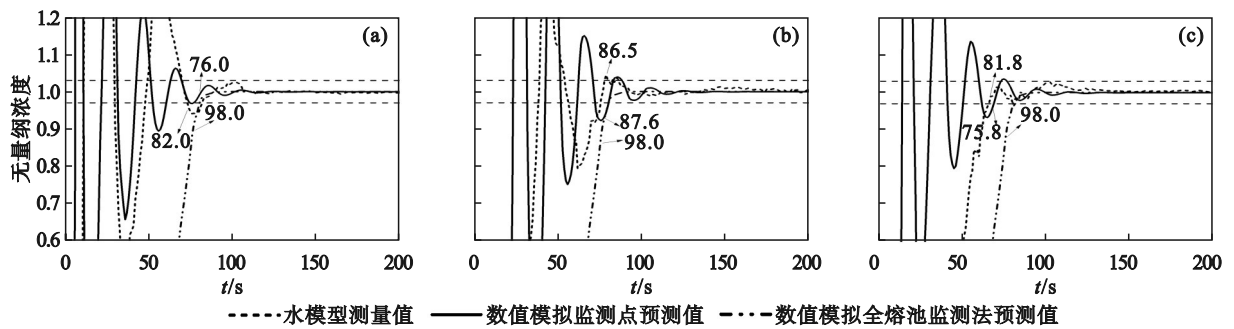


图 2 数值模型预测值与水模型测量值的示踪剂浓度变化对比

Fig. 2 Comparison of tracer concentration variations between numerical model prediction and water model measurement

(a)一点1; (b)一点2; (c)一点3.

2.2 喷嘴垂直方向倾角对 RH 原型循环流量的影响

循环流量是衡量 RH 精炼效率的重要指标,其值可通过式(12)计算:

$$R_{\text{cir}} = \rho_1 \cdot \int_{A_0} \mathbf{u}_i dA_i \quad (12)$$

式中: \mathbf{u}_i 是垂直于下降管横截面的速度, m/s; A_i 是横截面上某网格水平方向的面积, m^2 ; A_0 是下降管横截面积, m^2 , 其测量位置距下降管底部 10 mm.

图 3 为不同喷吹条件下的 RH 循环流量对比. 结果表明,与传统喷吹模式相比,在喷嘴水平旋转 30°、水平旋转 30°+竖直倾斜 15°、水平旋转 30°+竖直倾斜 30°条件下,循环流量分别提升 18%, 17.8% 和 20.1%.

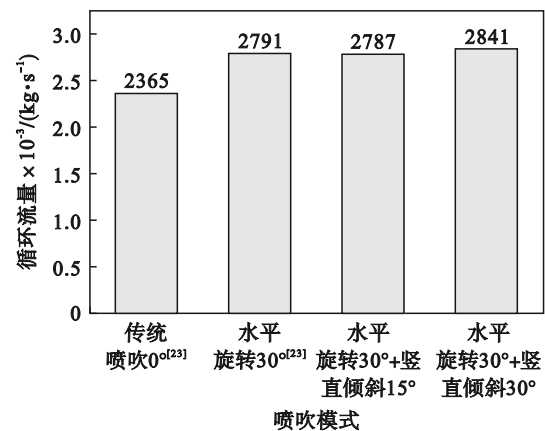


图 3 喷吹角度对循环流量的影响

Fig. 3 Effect of different nozzle angles on circulation flow rate

2.3 喷嘴垂直方向倾角对 RH 原型混匀行为的影响

图 4 为在±1%评价标准和不同喷嘴布置条件下钢液的混匀时间.在±1%标准下,传统喷吹的混匀时间为 196 s;喷嘴单一水平旋转 30°后,混匀时间缩短 34.6%.而喷嘴水平旋转 30°+竖直倾斜 15°喷吹时,混匀时间较传统喷吹缩短 32.6%;当喷嘴水平旋转 30°+竖直倾斜 30°时,混匀时间较传统喷吹缩短 21.4%,因此,尽管喷嘴水平旋转 30°+竖直倾斜 30°时循环流量最大,但混匀时间却比其余两种水平旋转工况下的要长,这也说明混匀时间和循环流量不是简单的线性关系.为了更直观地分析不同精炼时间下 RH 内的混匀行为,表 1 对比了±1%混匀评价标准下钢液的非均匀区体积,由图可见,在精炼 80, 120 s 后,传统喷吹条件下非均匀区体积分别为 33.83, 25.43 m³;喷嘴单一水平旋转 30°后,非均匀区体积分别为 28.09, 0.04 m³;采用水平旋转 30°+竖直倾斜 15°

喷吹时,非均匀区体积分别为 28.46, 0.14 m³,与传统喷吹条件下相比分别减少 15.8%, 99.4%;而水平旋转 30°+竖直倾斜 30°喷吹时,非均匀区体积分别为 31.25, 8.81 m³,与传统喷吹条件相比分别减少 7.6%, 65.3%.

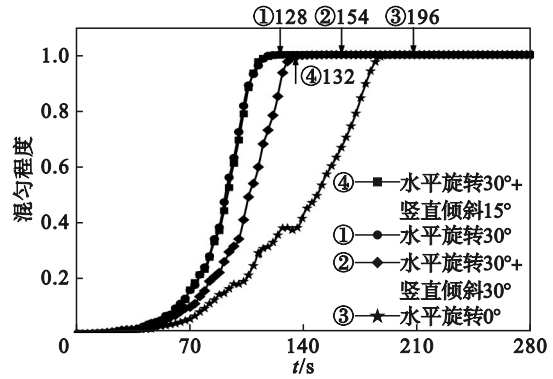





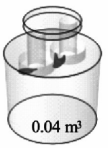




图 4 不同喷吹条件下体积评估法得到的混匀时间
Fig. 4 Mixing time distribution evaluated by the volume monitoring method under different gas injection conditions

表 1 不同喷吹条件下钢液非均匀区的体积变化

Table 1 Distribution of the inhomogeneous volume for different gas injection conditions

精炼时间/s	传统喷吹 0° ^{②51}	水平旋转 30° ^{②51}	水平旋转 30°+ 竖直倾斜 15°	水平旋转 30°+ 竖直倾斜 30°
80				
120				

2.4 RH 多相流动行为

图 5 为 RH 钢液的流线分布.在传统喷吹模式下,钢液在上升管内竖直向上运动,流速较小,最大速度约为 1 m/s.喷嘴单一水平旋转 30°后,上升管内钢液产生旋转流动,钢液流速明显增加,最大速度约为 2.5 m/s;喷嘴水平旋转 30°+竖直倾斜 15°或 30°喷吹时,上升管内钢液旋转速度相似,高速区域较喷嘴单一水平旋转 30°时减小.图 6 为不同喷吹条件下 RH 竖直截面钢液的速度场分布,可见在传统喷吹模式下,钢液的高速区主要分布在上升管壁面附近,上升管中心流速较小,平均速度约为 0.5 m/s.将喷嘴单一水平旋转 30°后,上升管内钢液的速度分布变得均匀,平均速度约为 1.5 m/s.采用喷嘴水平旋转 30°、水平旋

转 30°+竖直倾斜 15°、水平旋转 30°+竖直倾斜 30°喷吹后,上升管内的高速区域分布更加均匀,这是旋流喷吹提高循环流量的主要原因.

表 2 为上升管不同横截面(H=300, 900 mm)下钢液的速度分布.可以看出,采用传统喷吹时钢液最大速度位于上升管壁面附近,不同横截面处钢液流速最大值约 1.5 m/s,上升管中心区域钢液速度较小,为 0.5 m/s.采用旋流喷吹时,上升管内钢液速度分布较为均匀,在喷嘴水平旋转 30°+竖直倾斜 15°和水平旋转 30°+竖直倾斜 30°喷吹条件下,钢液最大切向速度分别为 1.6, 1.2 m/s,随着钢液在上升管内由 300 mm 位置向上运动至 900 mm 位置,切向速度大小呈降低趋势.图 7 为不同喷吹条件下上升管内钢液的总速度和切

向速度分布(沿表 2 中线 1 的分布).与传统喷吹相比,采用旋流喷吹时,上升管中心处钢液总速度明显增加,速度分布更均匀.由图 7b 可知,旋流喷吹条件下上升管内形成了良好的钢液旋转流

动,最大切向速度约 1.0 m/s.随喷嘴竖直倾角由 15°提升至 30°,上升管内壁面附近钢液的切向速度下降了约 50%.

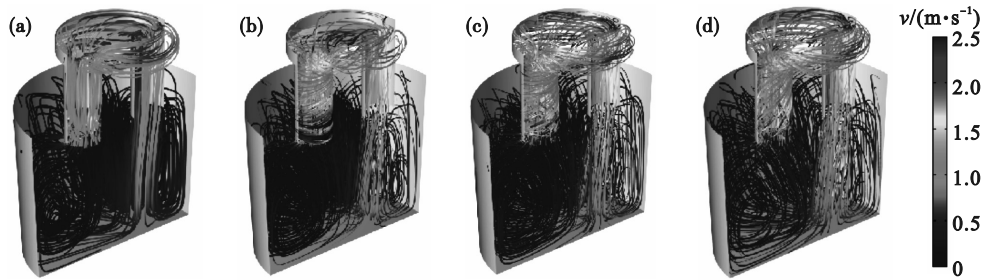


图 5 不同喷吹模式下钢液流动路径

Fig. 5 Steel flow streamline under different injection modes

(a)—传统喷吹 0°^[23]; (b)—水平旋转 30°喷吹^[23];
(c)—水平旋转 30°+竖直倾斜 15°喷吹; (d)—水平旋转 30°+竖直倾斜 30°喷吹.

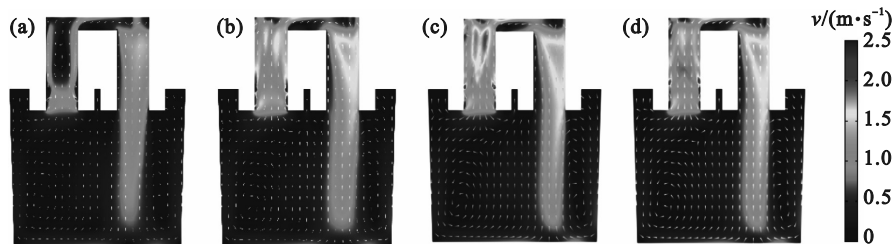


图 6 不同喷吹模式下 RH 主截面速度场

Fig. 6 Velocity distribution on the vertical middle plane of RH furnace under different injection modes

(a)—传统喷吹 0°^[23]; (b)—水平旋转 30°喷吹^[23];
(c)—水平旋转 30°+竖直倾斜 15°喷吹; (d)—水平旋转 30°+竖直倾斜 30°喷吹.

表 2 不同喷吹条件下上升管 H=300 mm 和 H=900 mm 横截面速度分布

Table 2 Velocity distribution on cross-section of the up-snorkel at locations of H=300 mm and H=900 mm under different injection conditions

速度	H=300 mm			H=900 mm		
	传统喷吹 0° ^[23]	水平旋转 30°+ 竖直倾斜 15°	水平旋转 30°+ 竖直倾斜 30°	水平旋转 30° ^[23]	水平旋转 30°+ 竖直倾斜 15°	水平旋转 30°+ 竖直倾斜 30°
总速度						
切向速度						

RH 精炼炉内钢液的循环流动是由于上升管内的气泡泵效应产生的,精炼效率及混匀行为与气液间相互作用密切相关,为了进一步探究旋流

喷吹条件下混匀效率和循环流量提高的原因,本文对上升管内的气泡分布进行了分析.表 3 对比了不同喷吹条件下气泡在上升管内的空间分布

特征,采用传统喷吹时,气泡主要分布在靠近上升管壁面区域,在上升管的不同横截面处,气泡受浮力作用主要做垂直上升运动,水平方向移动较小,这种气泡分布情况下气/液间的相互作用范围有限.在喷嘴水平旋转 30°+竖直倾斜 15°和水平旋转 30°+竖直倾斜 30°的喷吹条件下,气泡在上升管不同横截面处分布更均匀,气/液间相互作用范围增大,有利于发挥气泡对钢液的提升驱动作用,提高精炼效率及钢液混匀效率.此外,气泡分散度提高有助于促进在气/液界面发生的化学反应.

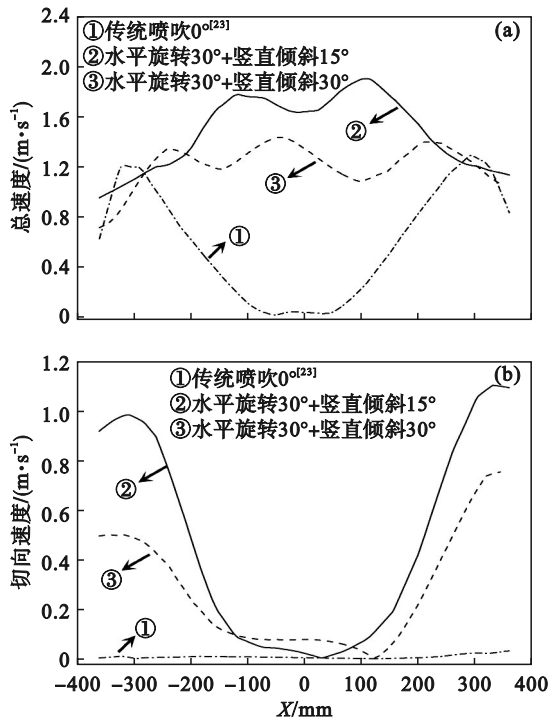


图 7 不同喷吹条件下上升管 $H=900$ mm 横截面径向的速度分布

Fig. 7 Velocity conditions on cross-section of the up-snorkel at location of $H=900$ mm under different injection conditions
(a)—总速度; (b)—切向速度.

壁面剪切应力是评价耐火材料受钢液流动侵蚀程度的重要参数,图 8a 为不同喷吹模式下上升管壁面剪切应力的分布情况,可见在传统喷吹条件下,上升管壁面剪切应力较小,其值约为 30 Pa.采用喷嘴单一水平旋转 30°旋流喷吹时,最大壁面剪切应力约为 500 Pa,随喷嘴竖直倾角提高至 15°,最大壁面剪切应力降低至约为 100 Pa.图 8b 为上升管 h_1 — h_2 区域壁面剪切应力的平均值,传统喷吹模式下该区域平均值为 9.5 Pa,当喷嘴水平旋转 30°后,该区域壁面剪切应力的平均值约为 167 Pa,随着喷嘴竖直倾角的增大,壁面剪切

应力较大的区域明显减小,这表明增大喷嘴竖直倾角有利于降低钢液对耐火材料的冲刷侵蚀,延长精炼设备的使用寿命.综合考虑循环流量、混匀时间及壁面剪切力状况,水平旋转 30°+竖直倾斜 15°是提升精炼效率较为理想的工艺优化方案.

表 3 上升管不同截面上气泡的分布

Table 3 Distribution of gas bubbles at different cross-sections of up-snorkel

喷吹条件	$H=0$ mm	$H=300$ mm	$H=500$ mm
传统喷吹 0° ^[23]			
水平旋转 30° + 竖直倾斜 15°			
水平旋转 30° + 竖直倾斜 30°			

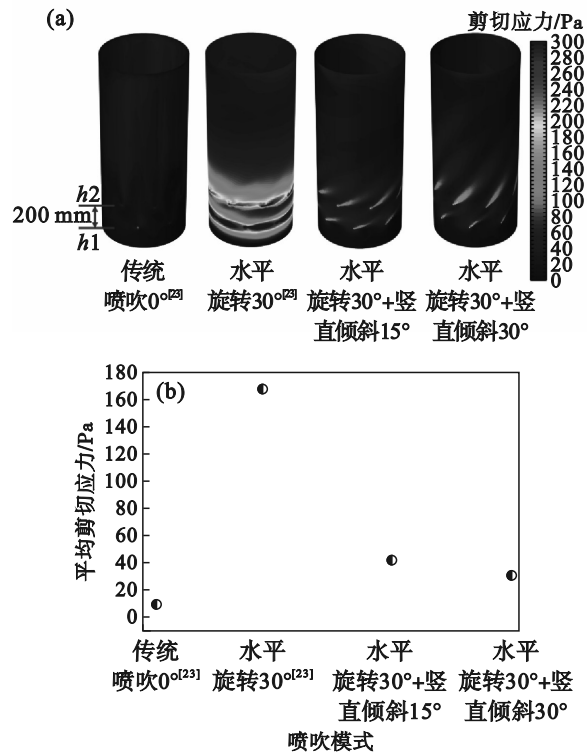


图 8 不同喷吹模式下上升管壁面剪切应力
Fig. 8 Shear stress on the wall of up-snorkel under different injection modes

(a)—上升管壁面剪切应力分布;
(b)— h_1 — h_2 区域剪切应力平均值.

3 结 论

1) 与传统喷吹相比,采用旋流喷吹时,气泡在上升管不同横截面处呈均匀分布,气/液间相互作用范围增大,气泡对钢液的提升驱动效果更好.

2) 在喷嘴水平旋转 30° +竖直倾斜 15° 和水平旋转 30° +竖直倾斜 30° 喷吹条件下,RH循环流量较传统喷吹模式分别提高17.8%和20.1%.

3) 在 $\pm 1\%$ 混匀评价标准下,采用喷嘴水平旋转 30° +竖直倾斜 15° 喷吹时,混匀时间较传统喷吹模式缩短32.6%;在喷嘴水平旋转 30° +竖直倾斜 30° 喷吹条件下,混匀时间缩短21.4%.

4) 与喷嘴单一水平旋转 30° 喷吹相比,采用喷嘴水平旋转 30° +竖直倾斜 15° 喷吹方式,上升管最大壁面剪切应力由500 Pa降低至100 Pa,且壁面剪切力大的区域明显减小.综合考虑混匀时间及壁面剪切应力等参数,水平旋转 30° +竖直倾斜 15° 为较理想的工艺优化方案.

参考文献:

- [1] Li Y H, Bao Y P, Wang R, et al. Modeling of liquid level and bubble behavior in vacuum chamber of RH process[J]. *Journal of Iron and Steel Research International*, 2016, 23(4): 305-313.
- [2] 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.
- [3] Mukherjee D, Shukla A K, Senk D G. Cold model-based investigations to study the effects of operational and nonoperational parameters on the Ruhrstahl-Heraeus degassing process [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2017, 48(2): 763-771.
- [4] Chen G J, He S P, Li Y G, et al. Investigation of gas and liquid multiphase flow in the Rheinsahl-Heraeus (RH) reactor by using the Euler-Euler approach[J]. *JOM*, 2016, 68(8): 2138-2148.
- [5] Ajmani S K, Dash S K, Chandra S, et al. Mixing evaluation in the RH process using mathematical modelling [J]. *ISIJ International*, 2004, 44(1): 82-90.
- [6] Obata F, Waka R, Uehara K, et al. Circulation characteristics of RH degassing vessel water model with multi-legs [J]. *Journal of the Iron and Steel Institute of Japan*, 2000, 86(4): 225-230.
- [7] Li B K, Tsukihashi F. Modeling of circulating flow in RH degassing vessel water model designed for two-and multi-legs operations [J]. *ISIJ International*, 2000, 40(12): 1203-1209.
- [8] 陈洪民, 雷洪, 蒋计民, 等. 单管RH精炼过程钢液流场的水模型实验[J]. *钢铁研究学报*, 2016, 28(10): 10-14. (Chen Hong-min, Lei Hong, Jiang Ji-min, et al. Water modeling experiment on flow field of liquid steel during single snorkel RH vacuum refining process[J]. *Journal of Iron and Steel Research*, 2016, 28(10): 10-14.)
- [9] Inoue S, Furuno Y, Usui T, et al. Acceleration of decarburization in RH vacuum degassing process [J]. *Transactions of the Iron & Steel Institute of Japan*, 1992, 32(1): 120-125.
- [10] Seshadri V, Costa S L. Cold model studies of RH degassing process [J]. *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, 1986, 26(2): 133-138.
- [11] Kishan P A, Dash S K. Prediction of circulation flow rate in the RH degasser using discrete phase particle modeling [J]. *ISIJ International*, 2009, 49(4): 495-504.
- [12] Zhu B H, Liu Q C, Zhao D, et al. Effect of nozzle blockage on circulation flow rate in up-snorkel during the RH degasser process [J]. *Steel Research International*, 2016, 87(2): 136-145.
- [13] Jiang F, Cheng G G. Effects of gas injection with multihole orifices in upleg snorkel on bubble behaviour and decarburisation rate during RH refining [J]. *Ironmaking and Steelmaking*, 2012, 39(5): 386-390.
- [14] Ling H T, Li F, Zhang L F, et al. Investigation on the effect of nozzle number on the recirculation rate and mixing time in the RH process using VOF+DPM model [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2016, 47(3): 1950-1961.
- [15] 李宝宽, 栾叶君, 齐凤升, 等. 带有旋流的RH精炼系统循环流动的实验研究[J]. *东北大学学报(自然科学版)*, 2005, 26(8): 759-762. (Li Bao-kuan, Luan Ye-jun, Qi Feng-sheng, et al. Experimental investigation on circulation flow in RH refining system with swirling flow [J]. *Journal of Northeastern University(Natural Science)*, 2005, 26(8): 759-762.)
- [16] Geng D Q, Lei H, He J C. Effect of traveling magnetic field on flow, mixing, decarburization and inclusion removal during RH refining process [J]. *ISIJ International*, 2012, 52(6): 1036-1044.
- [17] Wang J H, Ni P Y, Chen C, et al. Effect of gas blowing nozzle angle on multiphase flow and mass transfer during RH refining process [J]. *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*, 2023, 30(5): 844-856.
- [18] 陈固军. RH真空精炼过程流体流动和夹杂物行为的数值模拟[D]. 重庆: 重庆大学, 2017. (Chen Gu-jun. Numerical simulation of fluid flow and inclusion behavior in RH vacuum refining process [D]. Chongqing: Chongqing University, 2017.)
- [19] Haynes W M. CRC handbook of chemistry and physics [M]. 93rd ed. Boca Raton: CRC Press, 2016.
- [20] Sano M, Mori K. Dynamics of bubble swarms in liquid metals [J]. *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, 1980, 20(10): 668-674.
- [21] Luo Y, Liu C, Ren Y, et al. Modeling on the fluid flow and mixing phenomena in a RH steel degasser with oval down-leg snorkel [J]. *Steel Research International*, 2018, 89(12): 1800048.
- [22] Zhou X B, Zhang Y, He Q L, et al. Novel evaluation method to determine the mixing time in a ladle refining process [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2022, 53(6): 4114-4123.
- [23] Wang J H, Ni P Y, Zhou X B, et al. Study on multiphase flow characteristics during RH refining process affected by nonradial arrangement of gas-blowing nozzle [J]. *Steel Research International*, 2023, 94(12): 2300200.