



浸渍管管径比对RH精炼效果影响的数值模拟

李博澍, 赵巍

(辽宁科技大学 材料与冶金学院, 鞍山 114051)

摘要:为提高RH真空精炼装置效率,建立包含真空室、浸渍管、钢包的150 t RH真空精炼装置的物理模型,采用欧拉-欧拉方法进行数值模拟,研究了不同下降管、上升管管径比的RH装置对循环精炼效果的影响。分析了不同管径比(1~1.4)下各位置流速、主截面流场、对钢包底部搅动效果、循环流量、均混时间。结果表明,增大下降管管径可提升循环流量(390~492 kg/s),均混时间减少(286~269 s),钢包内流场向两浸渍管间区域集中,真空室流场有所改善,钢包底部钢液活跃区域占比降低(39%~19%)。综合考虑,下降管与上升管管径比为1.2时效果最优,可兼顾循环流量提升与良好的钢液搅动能力。

关键词: RH真空精炼; 浸渍管结构; 钢液流场; 搅动效果

DOI:10. 20057/j. 1003-8620. N260008 **中图分类号:** TF769. 4

Numerical Simulation of the Influence of Immersion Tube Diameter Ratio on RH Refining Performance

Li Boshu, Zhao Wei

(School of Materials and Metallurgy, University of Science and Technology Liaoning, Anshan 114051, China)

Abstract: To enhance the efficiency of the RH vacuum refining system a physical model of a 150 t RH vacuum refining system incorporating a vacuum chamber, snorkels, and ladle was established. The Euler-Euler two-fluid method was adopted for numerical simulations to systematically investigate the effects of different downcomer-to-riser diameter ratios on the circulation characteristics and refining performance of the RH device. The flow velocity at each position, flow field of the main cross-section, agitation effect on the molten steel at the ladle bottom, circulation flow rate, and mixing time under different diameter ratios (1-1.4) were analyzed for various diameter ratios. The results show that increasing the downcomer diameter significantly enhances the circulation flow rate (390 kg/s-492 kg/s), while the mixing time decreases (286 s-269 s). The flow field in the ladle tends to concentrate in the region between the two snorkels, the flow field in the vacuum chamber improves, and the proportion of the active region of molten steel at the ladle bottom decreases (from 39% to 19%). Considering all factors, the optimal diameter ratio of the downcomer to the riser is 1.2, which can balance the improvement of the circulation flow rate and maintain excellent molten steel stirring capability.

Key Words: RH Vacuum Refining; Snorkels Structure; Molten Steel Flow Field; Stirring Performance

RH精炼作为一种重要的炉外精炼方法,具有生产周期短、产能高、精炼效果较好等优点,广泛应用于脱氧、脱碳、脱磷、去除夹杂物等精炼项目^[1]。循环流量和混匀时间作为反映RH精炼内钢液流动情况的重要参数,被许多学者通过物理模拟和数值模拟等方法进行了大量的研究。欧洪林等^[2]通过物理模拟的方法,得到了浸渍管管径的增大可以增加循环流量。朱苗勇等^[3]通过数值模拟的方法,提出增大浸渍管内径可以提高循环流量。受真空室及钢包尺寸影响,浸渍管内径增大的程度有限。1988年Kuwabara et^[4]提出了椭圆形浸渍管RH,后续通过

数值模拟和水模实验均证实了这一结论^[5-7]。1995年张鉴等^[8]改造出单管精炼炉提高了循环流量。樊世川等^[9]和Li Baokuan et^[10]提出将下降管放置在中心,围绕其放置三个上升管,通过数值模拟和水模实验证实该布置下的循环流量大于传统布置方式的RH。邹宗树等^[11-13]提出弓形浸渍管RH并通过数值模拟、水模实验对循环流量、均混时间及传质均匀性进行研究,结果优于相同条件下传统浸渍管。李洪亮等^[14]提出弯月形浸渍管并通过数值模拟对循环流量、均混时间、停留时间等参数进行研究,均优于传统圆RH浸渍管RH。RH多数研究都是通过

作者简介: 李博澍(2000—),男,硕士; **E-mail:** 13102153071@163.com; **收稿日期:** 2026-01-08

通信作者: 赵巍(1968—),女,博士,教授,硕士生导师; **E-mail:** hxliu0490@sina.com

Editorial Office of Special Steel. OA under CC BY-NC-ND 4.0

改变数量或形状来同时改变两浸渍管或上升管截面积,较少有研究单独改变下降管管径对RH精炼钢液流动行为的影响。基于某150 tRH精炼装置,建立不同下降管与上升管管径比(后简称管径比)的RH探究其循环流量、均混时间及对钢包底部钢液搅动效果的变化规律,为改进浸渍管结构以提高RH精炼效率提供参考。

1 数学模型

1.1 基本假设及边界条件

建立了包含真空室、浸渍管、钢包的三维气液流动数学物理模型,基于欧拉-欧拉多相流模型模拟RH真空精炼装置内的流体流动,建立的数学模型有如下假设^[15-16]:1)钢液和气体均为不可压缩牛顿流体。2)忽略真空室以及钢包液面波动,认为钢液表面水平。3)忽略RH精炼抽真空的过程。忽略钢包顶渣和真空室余留的气体对流场的影响,认为真空室和钢包顶部与钢液面水平4)气泡直径恒定,不考虑气泡直径的变化以及局部尺寸分布。5)整个过程认为是等温绝热过程。5)示踪剂的加入不影响钢液流场。

边界条件为将吹气孔入口设为质量流量入口;真空室钢液表面设为排气边界;所有壁面为无滑移边界条件。

1.2 控制方程

1)连续性方程

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_q \rho_q) + \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{v}_q) = 0 \quad (1)$$

式中, q 为相; α_q 为 q 相的体积分数; ρ_q 为 q 相的密度, kg/m^3 ; \vec{v}_q 为 q 相的速度, m/s 。

2)动量方程

$$\frac{\partial}{\partial x}(\alpha_q \rho_q \vec{v}_q) + \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{v}_q \vec{v}_q) = -\alpha_q \nabla P + \nabla \cdot (\alpha_q \mu_{q,\text{eff}} (\nabla \vec{v}_q + \nabla \vec{v}_q^T)) + \alpha_q \rho_q \vec{g} + F_q \quad (2)$$

式中: P 为压力, Pa ; $\mu_{q,\text{eff}}$ 为有效黏度, $\text{Pa}\cdot\text{s}$; \vec{g} 为重力加速度, m/s^2 ; F_q 为 q 相所受到的相内力, N 。

1.3 物理模型网格划分及模型验证

以某150 t的RH精炼装置为研究对象,几何尺寸见表1。分别建立不同上升、下降管径比的RH精炼物理模型,下降管与上升管管径比分别为1、1.1、1.2、1.3、1.4,且保证下降管与钢包的间距不变。浸渍管布置示意图如图1所示。吹气孔排布为上下两排交错排布,相邻两吹气孔交错 30° ,层间距150 mm。采用八面体网格对模型进行划分,吹气孔以及真空室出口位置进行网格加密,网格划分结果如图1所示。以循环流量为参考进行网格无关性验证。选择网格数30、50、70万进行测试,结果如图2所示,网格为30万时,由于网格较粗,计算误差较大、分辨率不足、数值扩散严重,循环流量与50万网格差距较大,50万网格与70万网格计算出的循环流量相差不大,考虑到计算效率问题,选择网格数量为50万的网格。

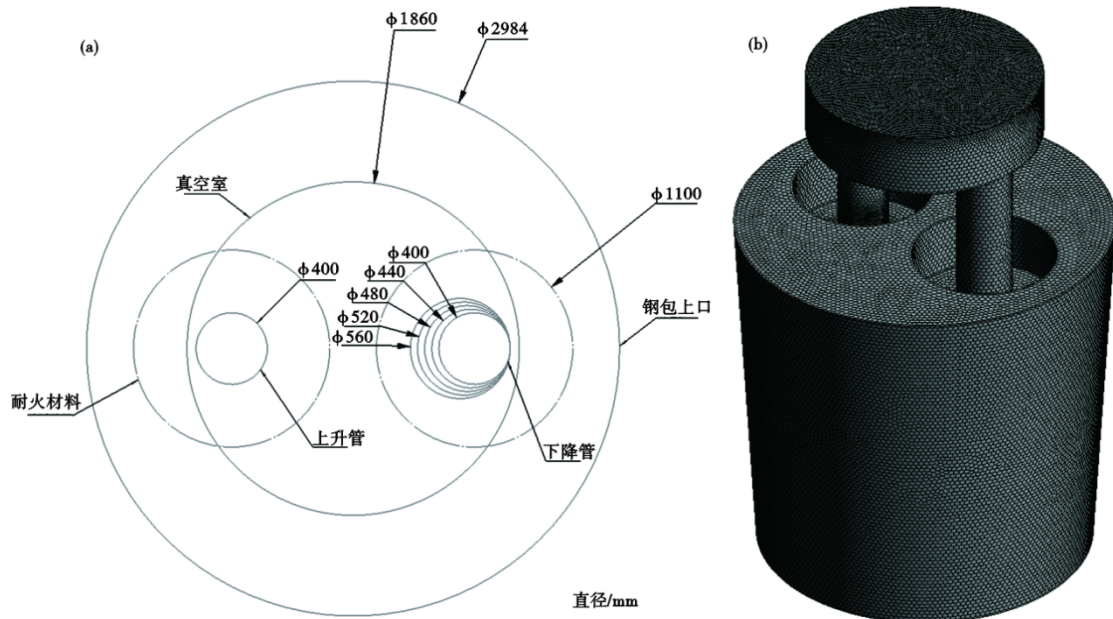


图1 RH装置俯视图及网格划分:(a)俯视图,(b)网格划分

Fig. 1 Top view and mesh generation of RH degasser: (a)Top view, (b)Mesh generation

表 1 RH 精炼装置的几何尺寸

Table 1 Geometric dimensions of RH refining unit

装置	尺寸/mm
钢包上口	2 984
钢包下口	2 632
钢包高度	3 082
真空室内径	1 860
浸渍管长度	1 425
浸渍管内径	400

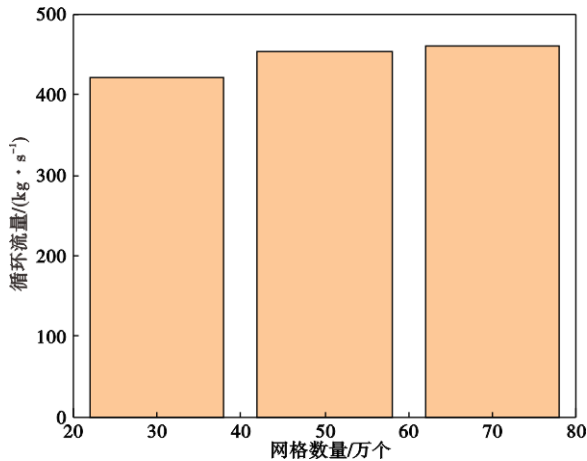


图 2 网格无关性检验

Fig. 2 Grid independence test

1.4 模型验证

为了验证模型的可靠性,采用真空度稳定时的循环流量经验公式^[17]对本模型吹气流量为 1.4、1.6、1.8 m³/min 对应的循环流量进行计算与数值模拟计算所得到的下降管出口流量进行对比,公式计算结果分别为 388、400、416 kg/s,数模模拟结果为 372、390、406 kg/s,误差在 5% 以内,计算结果可靠。

$$Q = \beta H^{\frac{1}{3}} G^{\frac{1}{3}} D^{\frac{4}{3}} \quad (3)$$

式中, β 为比例系数,取值为 $\beta=0.532\rho$, ρ 为钢液的密度,kg/m³; H 为气体喷吹深度,m; G 为驱动气体流量,L/m³; D 为浸渍管内径,m。

2 结果与讨论

2.1 钢包内不同位置钢液流速对比

图 3-5 为不同管径比条件下,下降管中心至钢包底部、上升管中心至钢包底部以及钢包中心与侧壁连线中点位置的速度变化,如图 3 所示。

由图 3 可知,在相同条件下,随管径比增大,下降管出口中心速度从 0.53 m/s 减小到 0.35 m/s,流股冲击到钢包底部回流速度相近,速度曲线斜率增大,速度衰减变慢。增大下降管截面积使流速减

小,但冲击流股的增大使流股周围钢液对流股中心钢液流速的影响减小。

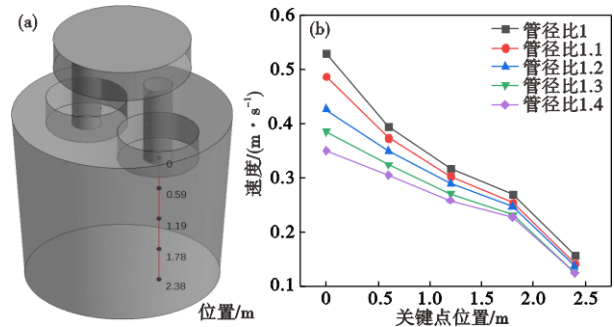


图 3 不同管径比在关键点位置的下降管速度分布图:(a)关键点位置,(b)速度分布图

Fig. 3 velocity distribution profiles of the downcomer at key positions under different diameter ratios: (a) key positions, (b) velocity distribution diagram

由图 4 可知,在远离上升管位置各管径比下的速度较低且趋于一致,上升管的抽吸效果影响不明显,钢液主要依靠下降管冲击流股产生的回流推动。接近上升管入口时速度快速增大,上升管的抽吸效果显著,上升管入口速度随管径比增大从 0.5 m/s 增加到 0.589 m/s。管径比的增大提高了循环效率,增强了上升管的抽吸作用。

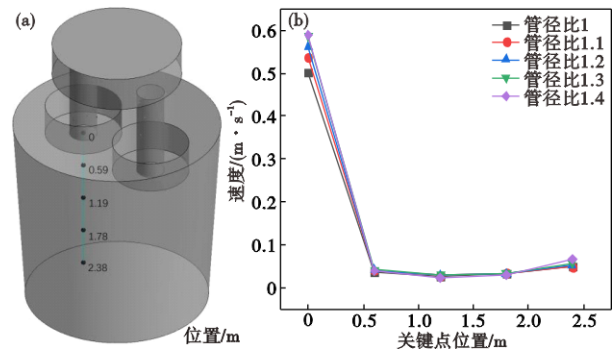


图 4 不同管径比在关键点位置的上升管速度分布图:(a)关键点位置,(b)速度分布图

Fig. 4 velocity distribution profiles of the riser at key positions under different diameter ratios: (a) key positions, (b) velocity distribution diagram

由图 5 可知,在各管径比条件下,靠近钢液表面的钢液速度几乎相同,越靠近钢包底部速度随管径比增大从 0.009 7 m/s 减小到 0.008 5 m/s,由于下降管管径的增大,在靠近钢包底部的位置,管径比为 1 和 1.1 的 RH 速度大小相近,管径比为 1.3 的 RH 钢液速度小于管径比为 1.4 的 RH。钢包内其余位置钢

液流速变化规律与下降管出口流速变化规律一致,说明在钢包两浸渍管之间区域内,钢液流速变化主要由下降管冲击流股流速变化主导。

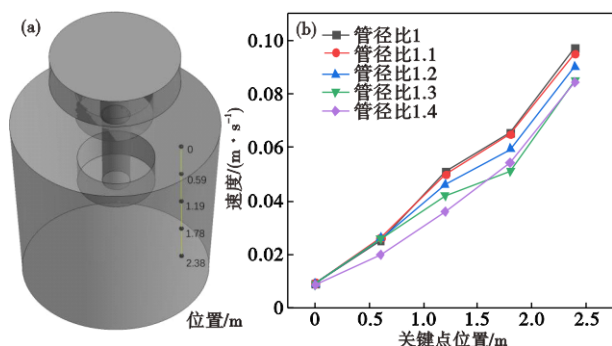


图5 不同管径比在关键点位置的钢包内速度分布图:(a)关键点位置,(b)速度分布图

Fig. 5 velocity distribution profiles of the ladle at key positions under different diameter ratios: (a) key positions, (b) velocity distribution diagram

2.2 钢包及真空室内流场对比

为了对比不同下降管管径RH钢包、真空室内钢液流动情况,截取了在吹气量为 $1.6 \text{ m}^3/\text{min}$,插入深度为 500 mm 的条件下,主截面中钢包以及真空室内流场图。图6为管径比为1~1.4的RH主截面流场图。

由图6可以看出,不同管径比的RH在钢包内的流场相近,在钢包内都包含三个环流:从下降管出

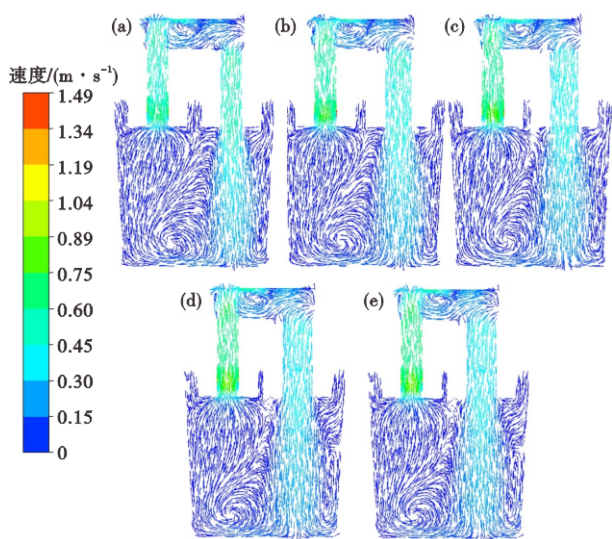


图6 主截面流场图:(a)管径比1,(b)管径比1.1,(c)管径比1.2,(d)管径比1.3,(e)管径比1.4

Fig. 6 Flow field of main section: (a)Diameter ratio1, (b)Diameter ratio1.1, (c)Diameter ratio1.2, (d)Diameter ratio1.3, (e)Diameter ratio1.4

口流出的钢液冲击到钢包底部后,一部分流股冲向钢包右侧壁后回流形成较小的环流;一部分流股沿钢包底部冲向钢包左侧壁后回流形成第二大环流;另一股流体撞击钢包左侧内壁后,沿钢包侧壁向上流回至上升管,进而形成循环流动,该循环为最大环流。在钢包顶部的钢液速度方向均与其余环流相反抵消,因此,无明显环流。在实际生产过程中钢液表面速度低且无明显环流可以有效预防钢液卷渣问题。随着管径比的增加,循环流量增加的速度显著低于截面增加的速度,因此,下降管内的钢液流速降低;下降管截面增大且与上升管的间距减小,左侧环流虽位置不变但大小随管径比增加减小,更多的钢液直接流回上升管,与上述示踪剂浓度随时间变化图所示规律相符,对钢包内钢液搅动效果减弱。

真空室中存在一个小环流:钢液自上升管进入真空室后,主要沿真空室壁流向下管一侧,部分钢液不能及时从下降管流出又重新流回上升管一侧产生环流。增大浸渍管管径可以使更多的钢液直接流入下降管参与循环,减小环流大小,增大真空室有效流动面积,提高循环效率

2.3 对钢包底部钢液搅动的影响

从主截面流场中可以看出随管径增大,钢液在下降管中的流速降低,为进一步对比不同管径比RH对钢包底部的影响,截取了距钢包底部 200 mm 处钢液面绘制速度云图比较不同管径RH对钢包底部钢液搅动的影响。图7为不同下降管管径RH该截面的速度云图。

由图7可知,各管径比RH的冲击流股覆盖面积均在钢包底部60%以上,随下降管管径增大,冲击流股增大,钢包底部左侧速度为零区域减小,流股速度自下降流股中心向四周递减,冲击流股左右两侧出现环流速度衰减快于上下两侧;冲击中心区域最大速度减小,两侧环流速度均大于 0.06 m/s 可有效使夹杂物上浮。通过钢液速度大小判断其搅动效果,一般认为钢液速度大于 0.1 m/s 的区域属于流动活跃区域,速度小于 0.01 m/s 的区域认为是流动无效区域。通过计算求得管径比为1、1.1、1.2、1.3、1.4的RH在该截面上的较为活跃区域分别占总体的39%、36%、31%、19%、26%,流动无效区域占比分别为2.2%、2.8%、2.9%、2.5%、2.2%。从结果可以看出,在随下降管内钢液流速降低,截面上钢液的活跃区域减小且在管径比为1.3时最小,流动无效区

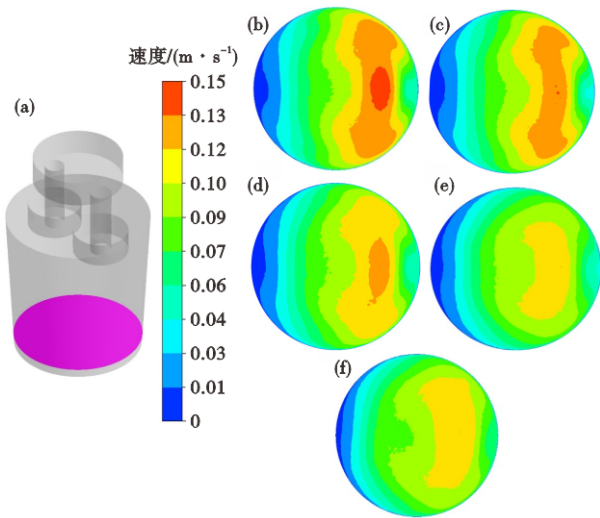


图7 速度云图:(a)截面位置,(b)管径比1,(c)管径比1.1,(d)管径比1.2,(e)管径比1.3,(f)管径比1.4

Fig. 7 Velocity contour : (a) Section position, (b) Diameter ratio1, (c) Diameter ratio1.1, (d) Diameter ratio1.2, (e) Diameter ratio1.3, (f) Diameter ratio1.4

域体积均小于5%对流动无影响。管径比为1.3时的循环流量相较于管径比为1.2时增加量减少,截面积增加量变大,因此,流速减小幅度增大,活跃区域减小幅度增大,对钢包底部搅动能力减弱。在实际生产中,为保证不出现钢液均匀性差、夹杂物沉积等问题,活跃区域应尽可能大。

2.4 循环流量及均混时间对比

为了对比不同管径比的RH的精炼效率,图8展示了吹气量在 $1.6 \text{ m}^3/\text{min}$,插入深度为500 mm的条件下,不同管径比RH的循环流量和均混时间(均混时间监测点设在上升管左侧靠近钢包底部流动活跃度较差区域)。

由图8可知,在管径比为1~1.4的情况下,随着下降管管径增大,循环流量从 390 kg/s 增加到 492 kg/s 且增加幅度从7%降到4%,随管径比从1增加到1.4均混时间从286 s增加减小到269 s,但减小幅度较小,最大降低幅度为2%(管径比从1增加到1.2)。循环流量随管径比增大而增大,均混时间随管径比增加减小。驱动力不变的情况下,增大管径比加快了钢液循环的频率,提高循环流量;下降管出口流速减小,但冲击流股范围增加,影响区域变大,钢包底部上升管一侧速度缓慢的区域减小上升管抽吸作用增强,弥补了速度减小造成的搅拌效果减弱且在最佳管径附近效果最佳,体现为随管径增大均混时间小幅度减小且在管径比1.2时幅度最大。

3 结论

1)在相同条件下,随管径比增大下降管出口流速从 0.53 m/s 减小到 0.35 m/s ,上升管入口速度从 0.5 m/s 增加到 0.589 m/s 到钢包底部各管径比RH速度相近,钢包中部靠近钢液表面钢液速度相近,靠近底部钢液速度从 0.0097 m/s 减小到 0.0085 m/s 。

2)在相同条件下,增大下降管管径会减小下降管内钢液的流速,钢包内环流大小减小,流动主要集中于两浸渍管之间,钢包底部的钢液活跃区域占比从39%减小至19%,对钢包内钢液搅拌效果降低,流动无效区域占比小于5%,各管径比RH流动均有效。真空室内流场随浸渍管管径增大有所改善。

3)在相同条件下,增大下降管管径可以提高循环流量,从 390 kg/s 增加到 492 kg/s ,均混时间从286 s

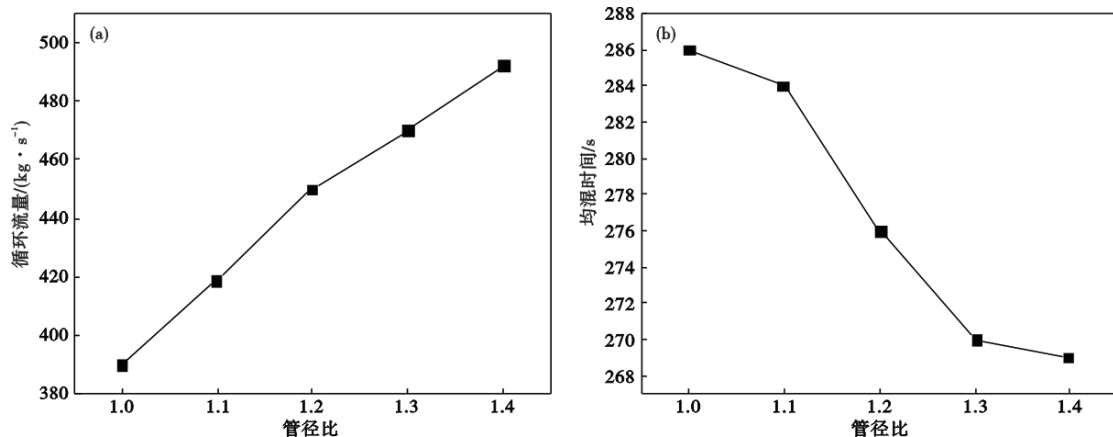


图8 不同管径比对循环流量和均混时间的影响:(a)循环流量,(b)均混时间

Fig. 8 The influence of different diameter ratios on circulation flow rate and mixing time: (a) Circulation flow rate, (b) Mixing time

减小到 269 s。

4) 在相同条件下, 综合钢包内各位置钢液流速、流场、对钢包底部搅动效果、循环流量等因素,

选择管径比为 1.2 的 RH 精炼装置可以在有效提高循环流量的同时保持较好的对钢包内钢液搅拌的能力。

参考文献

- [1] 丁 豹. 离子火焰检测技术在现代化 RH 精炼技术中的实际应用[J]. 冶金与材料, 2022, 42(3): 122-123.
- [2] 欧洪林, 包燕平, 岳 峰, 等. RH 真空精炼过程循环流量的水模型研究[J]. 特殊钢, 2011, 32(3): 9-11.
- [3] 朱苗勇, 沙 骏, 黄宗泽. RH 真空精炼装置内钢液流动行为的数值模拟[J]. 金属学报, 2000, 36(11): 1175-1178.
- [4] Kuwabara T, Umezawa K, Mori K J, et al. Investigation of decarburization behavior in RH-reactor and its operation improvement [J]. Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, 1988, 28(4): 305-314.
- [5] 贺 庆, 刘 浏, 李相臣, 等. 浸渍管形状对 RH 精炼中钢液流动和混合特性的影响[J]. 钢铁, 2013, 48(2): 23-28.
- [6] 贺 庆, 刘 浏. RH 设备形状对钢液流动和混合特性的影响[J]. 炼钢, 2013, 29(3): 36-40.
- [7] Ling H, Zhang L, Liu C. Effect of snorkel shape on the fluid flow during RH degassing process: mathematical modelling [J]. Iron-making & Steelmaking, 2018, 45(2): 145-156.
- [8] 张 鉴, 成国光, 杨念祖, 等. 单嘴精炼炉处理轴承钢的脱氧工艺[J]. 钢铁, 1995, 30(5): 19-21.
- [9] 樊世川, 李宝宽, 赫冀成. 多管真空循环脱气系统循环流动模型[J]. 金属学报, 2001, 37(10): 1100-1106.
- [10] 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.
- [11] 许 涛. RH 过程流动行为的数值物理模拟及浸渍管结构优化 [D]. 沈阳: 东北大学, 2015.
- [12] 任志峰, 罗志国, 邹宗树. 不同弓形浸渍管 RH 钢液流动行为的物理模拟[J]. 过程工程学报, 2020, 20(1): 27-34.
- [13] 孙国敏, 罗志国, 任志峰, 等. 弓形浸渍管 RH 混合传质均匀性的数值模拟[J]. 材料与冶金学报, 2021, 20(3): 159-166.
- [14] 李洪亮. 弯月形截面浸渍管 RH 精炼过程的数值模拟 [D]. 沈阳: 东北大学, 2022.
- [15] 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.
- [16] Geng D Q, Zheng J X, Wang K, et al. Simulation on decarburization and inclusion removal process in the ruhrstahl-heraeus (RH) process with ladle bottom blowing [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2015, 46(3): 1484-1493.
- [17] 区 铁, 区 铁, 刘建功, 等. RH 法钢水定向循环流量操作模型的研究[J]. 金属学报, 1999, 35(4): 411-415.