

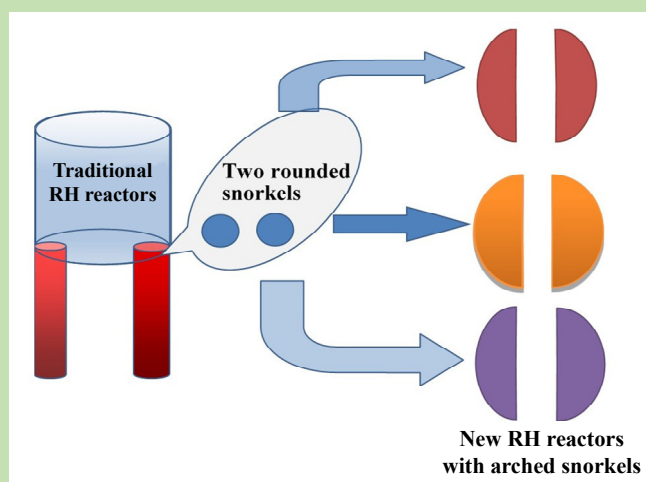
Physical simulation on molten steel flow characteristics in the RH reactors with different arched snorkels

Zhifeng REN^{1,2}, Zhiguo LUO¹, Zongshu ZOU^{1*}

1. School of Metallurgy, Northeastern University, Shenyang, Liaoning 110819, China

2. School of Materials Science and Engineering, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan, Shanxi 030024, China

Abstract: In order to improve the vacuum refining efficiency of Ruhrstahl–Heraeus (RH), three new RH vacuum degassing vessels with arched snorkels were designed and the corresponding physical models were established. In the water simulation experiment, the circulation flow rate and mixing time of the RH with arched snorkels and rounded snorkels were researched from the aspects of snorkel shape, gas flow rate and the insertion depth of the snorkel. The results showed that, compared with conventional RH with rounded snorkels, the circulation flow rate of new RH reactors increased by 45%~218%, the mixing time decreased by more than



15%. When the maximum gas flow rate of RH with rounded snorkels reached, the circulation flow rate of the three RH with arched snorkels still increased linearly. Compared with the gas flow rate of traditional RH (60~130 m³/h), the maximum circulation flow rate of new RH reactor with arched snorkels increased by more than 48%, which would be convenient short-time and high-strength vacuum refining operation. For the three new type RH with arched snorkels, the circulation flow rate linear increased with the increase of gas flow rate and increased with the increase of immersion depth, and the mixing time decreased accordingly. In practical application, the immersion depth of two RH with relatively small arches should be greater than 545 mm, the immersion depth of RH with maximum arches should be greater than 818 mm, the maximum gas flow rate of three RH reactors with arched snorkels should be controlled at about 173 m³/h. Compared with a gas flow rate of traditional RH (60~130 m³/h), the circulation flow rate of 1[#], 2[#] and 3[#] RH with arched snorkels increased about 100%, 42% and 112% respectively, mixing time reduced more than 30%, 15% and 34% respectively. In argon flow rate range of the experiment, the circulation flow rate of RH with unsymmetrical arched snorkels was the maximum, and its mixing time was the minimum.

Key words: Ruhrstahl–Heraeus (RH); arched snorkel; circulation flow rate; mixing time

收稿: 2019-04-03, 修回: 2019-05-04, 网络发表: 2019-05-14, Received: 2019-04-03, Revised: 2019-05-04, Published online: 2019-05-14

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(编号: 50704012); 辽宁省博士启动基金资助项目(编号: 20061017)

作者简介: 任志峰(1981-), 男, 山东省淄博市人, 博士研究生, 讲师, 冶金多相传输及反应工程专业, E-mail: 309980140@qq.com; 邹宗树, 通讯联系人, Tel: 024-83687724, E-mail: zouzs@mail.neu.edu.cn.

引用格式: 任志峰, 罗志国, 邹宗树. 不同弓形浸渣管 RH 钢液流动行为的物理模拟. 过程工程学报, 2020, 20(1): 27–34.

Ren Z F, Luo Z G, Zou Z S. Physical simulation on molten steel flow characteristics in the RH reactors with different arched snorkels (in Chinese). Chin. J. Process Eng., 2020, 20(1): 27–34, DOI: 10.12034/j.issn.1009-606X.219171.

不同弓形浸渍管 RH 钢液流动行为的物理模拟

任志峰^{1,2}, 罗志国¹, 邹宗树^{1*}

1. 东北大学冶金学院, 辽宁 沈阳 110819

2. 太原科技大学材料科学与工程学院, 山西 太原 030024

摘要: 为提高真空循环脱气(RH)真空精炼的效率, 设计了 3 种新型弓形浸渍管 RH 真空室, 并建立了物理模型。通过水模拟实验研究了浸渍管形状、提升气体流量、浸渍管浸入钢液深度对弓形浸渍管 RH 和传统圆形浸渍管 RH 钢液循环流动的影响。结果表明, 在实验气体流量范围内, 3 个弓形浸渍管 RH 比传统圆形浸渍管 RH 的循环流量增加了 45%~218%, 均混时间减少了 15%以上。圆形浸渍管 RH 达最大吹气流量时, 3 种弓形浸渍管 RH 的循环流量仍线性增加。新型弓形浸渍管 RH 的最大提升气体流量可在传统圆形浸渍管 RH 提升气体流量(60~130 m³/h)的基础上提高 48%以上, 方便短时间、高强度真空精炼操作。3 种新型弓形浸渍管 RH 的循环流量随提升气体流量增加而线性增大, 随浸渍管浸入钢液深度增加而增大, 均混时间随提升气体流量和浸入深度增加而减小。现场应用时, 弓形浸渍管其中 2 个面积较小的浸渍管浸入深度须大于 545 mm, 面积最大的浸入深度须大于 818 mm, 3 个弓形浸渍管 RH 的最大提升气体流量需控制在约 173 m³/h。在现场现行的提升气体流量范围(60~130 Nm³/h)内, 1#、2#和 3#弓形浸渍管 RH 的循环流量较传统圆形浸渍管 RH 分别约增加 100%、42%和 112%, 均混时间分别缩短 30%、15%和 34%以上。在实验提升气体流量范围内, 非对称弓形浸渍管 RH 的循环流量最大, 均混时间最少。

关键词: 真空循环脱气(RH); 弓形浸渍管; 循环流量; 均混时间

中图分类号: TF769.4

文献标识码: A

文章编号: 1009-606X(2020)01-0027-08

1 前言

随着市场对纯净钢需求的日益增长, 真空循环脱气(RH)精炼装置已成为以超低碳钢为代表的纯净钢生产流程中必不可少的组成部分。RH 精炼是通过特定的吹气装置向 RH 精炼装置的上升管内吹入氩气, 钢液在氩气浮力作用下实现在上升管-真空室-下降管-钢包内循环流动, 达到脱碳脱气的目的, 同时可调节钢液成分和温度。RH 在生产超低碳钢方面具有很大优势, 但处理时间过长, 使钢水温降过大, 增加耐火材料消耗, 改善钢液的循环流动效率是 RH 重要的研究内容。研究者探讨了众多影响 RH 循环流动的因素, 如提升气体流量、浸渍管浸入钢液深度、上升管喷嘴的堵塞等, 并进行了数学和物理模拟^[1-6]。模拟结果表明, 增大浸渍管内径可明显增大 RH 的循环流量, 大大减少了钢液的精炼时间。

早在 20 世纪 80 年代, RH 设备已基本定型为真空室和与其相通的两根圆形浸渍管, 浸渍管的位置需在真空室底部, 其外围必须有起保护作用的一定厚度的耐火材料。这两方面的制约使圆形浸渍管管径增大空间非常有限。国内外学者提出了很多措施以提高 RH 的循环流量, 如使用多浸渍管^[7]和椭圆形浸渍管^[8]增大浸渍管面积、采用单管 RH 代替传统双圆形浸渍管 RH^[9]、增加钢

包底吹^[10]、钢包内增加旋转磁场^[11]、采用超声波处理加速 RH 过程的反应速度^[12]等, 均取得了一定效果。

在前人研究的基础上, 本工作将传统的圆形浸渍管改为弓形结构设计了 3 种弓形浸渍管 RH 真空室。采用物理模拟方法研究了弓形浸渍管 RH 的流场, 分别考察了提升气体流量、浸渍管浸入钢液深度、浸渍管结构对弓形浸渍管 RH 钢液循环流量和均混时间的影响, 对比了弓形浸渍管 RH 与传统圆形浸渍管 RH 钢液的流动行为, 为提高 RH 精炼效率和 RH 设备改造提供参考。

2 实验

2.1 相似原理

依据相似原理, 水模型实验需满足几何相似和流动相似两个条件。本实验按照与原型 1:5.45 的比例建立物理模型。用水模拟钢液、空气模拟氩气。现场钢液和实验用流体的雷诺数均处于第二自模化区范围, 符合要求。只要保证水模型和原型的修正弗鲁德准数 Fr' 相等, 就能保证二者流动相似^[7,8,10]。具体表达式如下:

$$Fr'_m = Fr'_p \quad (1)$$

$$\frac{q_m}{q_p} = \sqrt{\lambda^5 \frac{\rho_{l,m}}{\rho_{l,p}} \frac{\rho_{g,m}}{\rho_{g,p}} \frac{p_{g,m}}{p_{g,p}}} \quad (2)$$

式中，下标 m, p 分别代表水模型和原型， g, l 分别代表气态和液态， q 为提升气体流量(m^3/h)， λ 为模型比例， ρ 为密度(kg/m^3)， p 为吹气口压力(Pa)。

经过计算得出：

$$q_m = 0.01448q_e \tag{3}$$

2.2 模型设计

实验装置的原型为国内某钢厂 RH 精炼设备，浸渍管为传统圆形结构。根据几何相似原理按 1:5.45 的比例建立物理模型。传统圆形浸渍管内径为 92 mm，示意图如图 1(a)所示。对传统圆形浸渍管进行改造须考虑科学性，浸渍管增大要保证耐火材料厚度和其它设备正常安装。本实验设计时考虑了耐火材料厚度对 RH 浸渍管改进的影响，前人做模拟研究时很少考虑。现场 RH 真空槽内的耐火材料厚度约为 250 mm，设计时耐火材料厚度定为 260 mm，物理模型与原型比例为 1:5.45，模型的耐火材料厚度为 48 mm。

增大浸渍管内径会提高循环流量^[13-17]，因此设计的方向是增大浸渍管面积。受真空室底部面积和圆形浸渍管外围耐火材料厚度限制，在两圆形浸渍管中心连线方向上增大管径的空间有限，因此将 2 个浸渍管设计为弓形结构，弓形浸渍管内径与真空室内径相等，利用弓形

高度的变化控制弓形浸渍管面积，可充分利用真空室下部的空间。1[#]弓形浸渍管高度为 92 mm，与实验采用的传统圆形浸渍管内径一致，方便对比。这样的设计在常规两浸渍管圆心连线上没有进行空间扩展，对浸渍管的耐材、冷却水管路、提升气体管路等安装基本无影响。1[#]弓形浸渍管的截面积较内径为 92 mm 的传统圆形浸渍管增加 193%，即内径约增加 71%。其示意图如图 1(b)所示。

$$Q_{\text{cir}} = 3.322 \times 10^{-6} Q_g^{0.405} D_u^{1.211} h_{\text{Bub}}^{1.616} d_o^{-0.518} \tag{4}$$

$$Q_{\text{lp}} = 1.88 Q_g^{0.26} D_u^{0.69} D_d^{0.80} \tag{5}$$

式中， Q_{cir} 为循环流量(t/h)， Q_g 为提升气流流量(m^3/h)， h_{Bub} 为气泡运行距离(mm)， d_o 为气孔直径(mm)， Q_{lp} 为模型的循环流量(L/min)， D_u, D_d 分别为上升和下降浸渍管的内径(mm)。

由式(4)^[13]可知，增大浸渍管内径会显著提高循环流量。设计 2[#]弓形浸渍管弓形高度为 117 mm，上升管与下降管间距为 96 mm，以保证 2 个浸渍管在耐材厚度为 48 mm 的情况下，得到最大弓形浸渍管，其截面积较圆形浸渍管增大 308%，即内径约增加 102%。其示意图见图 1(c)。

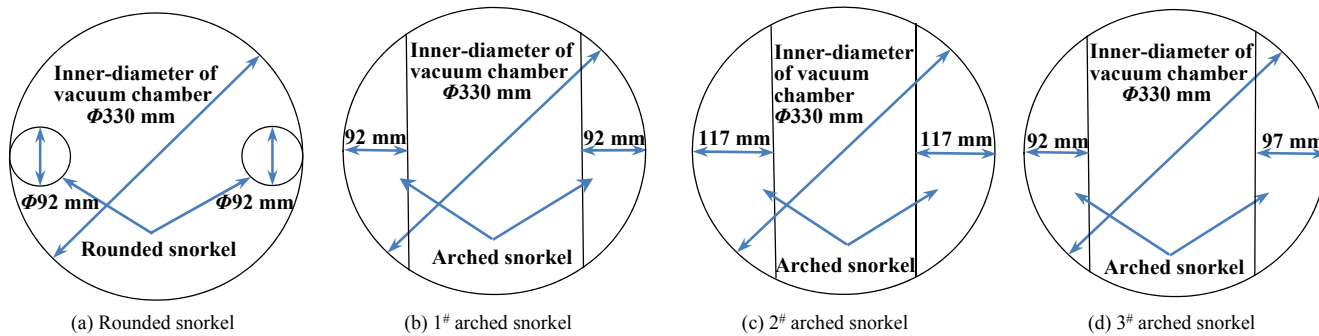


图 1 RH 浸渍管俯视图
Fig.1 Top views of RH snorkels

表 1 原型与水模型的主要参数
Table 1 Main parameters of prototype and water models

Project	Material	Ladle height /mm	Inside diameter/mm			Liquid level height /mm	Snorkel length /mm	Snorkel diameter /mm
			Ladle upper edge	Ladle bottom	Vacuum degassing vessel			
Prototype	Molten steel, Ar	3606	3077	2666	1800	2780	1500	500
Traditional RH with rounded snorkels	Water, air	661	564	489	330	510	275	92
RH with 1# arched	Water, air	661	564	489	330	510	275	165 (arch height 92)
2#	Water, air	661	564	489	330	510	275	165 (arch height 117)
snorkels 3#	Water, air	661	564	489	330	510	275	Up snorkel 165 (arch height 92), down snorkel 165 (arch height 97)

Note: Since RH reactors with arched snorkels have no field application, the prototype sizes are not given.

由式(5)^[16,17]可知,下降管面积对循环流量的影响比上升管大。设计3#弓形浸渍管,上升管截面积与1#弓形浸渍管相同,下降管的弓形高度设为97 mm。为验证这种非对称浸渍管结构对循环流量的影响,下降管面积只增大8%。其示意图如图1(d)。原型、圆形浸渍管模型和3个弓形浸渍管模型的主要参数见表1。

2.3 实验装置与实验方法

2.3.1 实验装置

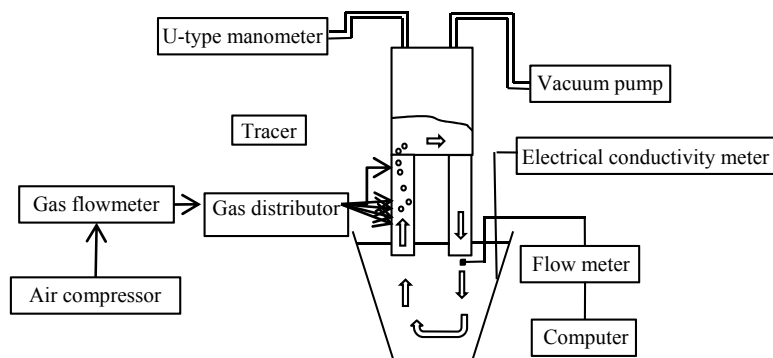


图2 水模型主要设备示意图

Fig.2 Schematic diagram of main apparatus of water model

2.3.2 实验参数及研究方法

根据RH生产低碳钢的实际生产条件确定实验参数,并扩大参数范围进行研究。现场钢水深处理的真空度为67 Pa,应保持一定真空度使水模拟实验的液面高度与原型液面高度满足相似比例;浸渍管浸入钢液深度为520 mm,扩大为380~820 mm;提升气体流量通常为60~130 Nm³/h,扩大为30~190 Nm³/h。依据模型和原型的修正Fr数相等,将实验参数换算为真空度97709 Pa、浸渍管浸入深度70~150 mm、提升气体流量0.5~2.8 Nm³/h。

循环流量测量方法如下:在浸渍管中心横向和纵向分别设置5个测量点,用电子测速计测量下降管横截面的流体速度,在水模型实验稳定运行1 min后测定,数据经A/D转换器转换后由电脑记录。每个点测量3次取平均值作为该点的流体速度,取所有点的平均值作为下降管横截面的最终平均流速,该流速与横截面面积的乘积作为循环流量。

实验条件下,水模型实验的流体流动稳定后,从上升管外侧和上方气孔斜向上30°快速注入200 mL饱和NaCl溶液作为示踪剂,注射位置见图2。示踪剂浓度变化达到稳定值±5%所需的时间为RH的均混时间。开启电导率仪并计时,测定钢包内流体电导率,至模型内流

体模型由有机玻璃制作的钢包和RH模型、空气压缩机、气体分配器、真空泵等设备及压力计、DDS-307A电导率仪(上海仪电科学仪器有限公司)、XC-LSB-1电子测速计(河北星联晨科技有限公司)等检测装置、管路系统和阀门等组成。水模型主要设备示意图如图2所示。分别用3种弓形浸渍管RH和圆形浸渍管RH装置进行水模型实验,考察浸渍管形状、提升气体流量、浸渍管浸入钢液深度对弓形浸渍管RH和圆形浸渍管RH循环流量和均混时间的影响。

体流动稳定结束。电导率仪探头置于两浸渍管中心连线中间位置,在液面下方60 mm处。

3 结果与讨论

3.1 提升气体流量、浸渍管浸入深度对弓形浸渍管RH循环流量的影响

图3表明,在实验设置的提升气体流量范围(0.5~2.8 Nm³/h)内,浸渍管浸入钢液深度分别为70, 100, 130和150 mm条件下,浸入深度不变时,3个弓形浸渍管RH的循环流量随提升气体流量增大而增加,二者近似为线性关系。随提升气体流量增大,吹入钢液的气体增多,增大了气泡与钢液相互作用的面积,提升钢液效果明显,循环流量随之增大。

从图3(a)和3(c)可以看出,提升气体流量较小时,1#和3#弓形浸渍管RH的循环流量随浸入深度增大而快速增加,提升气体流量较大时,尤其大于2.0 Nm³/h后浸入深度对循环流量的影响逐渐变小。

提升气体流量2.0 Nm³/h下,1#弓形浸渍管浸入深度分别为70, 100, 130和150 mm时,循环流量分别为249.6, 268.7, 287.6和325.7 L/min,后三者比70 mm时分别增加7.65%, 15.22%, 30.49%;提升气体流量为2.5 Nm³/h、浸入深度分别为70, 100, 130和150 mm时,循

环流量分别为 327.1, 385.9, 395.2 和 398.0 L/min, 后三者比 70 mm 时分别增加 17.98%, 20.82%, 21.68%。3#弓形浸渍管 RH 呈相同规律, 即随浸入深度增加, 1#和 3#弓形浸渍管 RH 的循环流量增量逐渐变小, 特别是提升气体流量大于 2.0 Nm³/h 时, 增加浸入深度对循环流量几乎无影响。从前面数据可以看出, 当浸渍管的浸入深度大于 100 mm 时, 循环流量增加并不明显, 因模型与原型比例为 1:5.45, 因此现场应用时, 1#和 3#弓形浸渍管的浸入深度应小于 545 mm, 以发挥高效率。

浸入深度对 2#弓形浸渍管 RH 循环流量的影响规律截然不同。提升气体流量为 2.0 Nm³/h、浸入深度分别为 70, 100, 130 和 150 mm 时, 2#弓形浸渍管 RH 的循环流量分别为 170.2, 173.5, 187.1 和 258.5 L/min, 后三者比 70 mm 时分别增加 1.94%, 9.93%, 51.88%。从图 3(b)可以看出, 浸入深度从 70 mm 增至 130 mm, 2#弓形浸渍

管 RH 循环流量增速比 1#和 3#弓形浸渍管 RH 要小, 但浸入深度从 130 mm 增至 150 mm 时, 循环流量增加幅度非常大。原因是 2#弓形浸渍管的面积增大很大, 使上升管内钢液量增加很多, 当浸渍管浸入深度较小时, 吹入的气体形成的气泡上升行程较短, 进入浸渍管中心的气泡较少, 中心部位的钢液上升速度较慢, 导致循环流量较小。但浸入深度较大时, 气泡上升行程大大增加; 同时由于上升管内钢液处于湍流状态, 气泡进入上升管中心的几率大大增加, 可直接带动上升管中心的钢液向上运动。因此浸入深度从 130 mm 增至 150 mm 时, 2#弓形浸渍管 RH 循环流量增加较大。模型与原型比例为 1:5.45, 因此现场应用时, 2#弓形浸渍管的浸入深度应大于 818 mm, 与现行的圆形浸渍管相比, RH 增加较大。

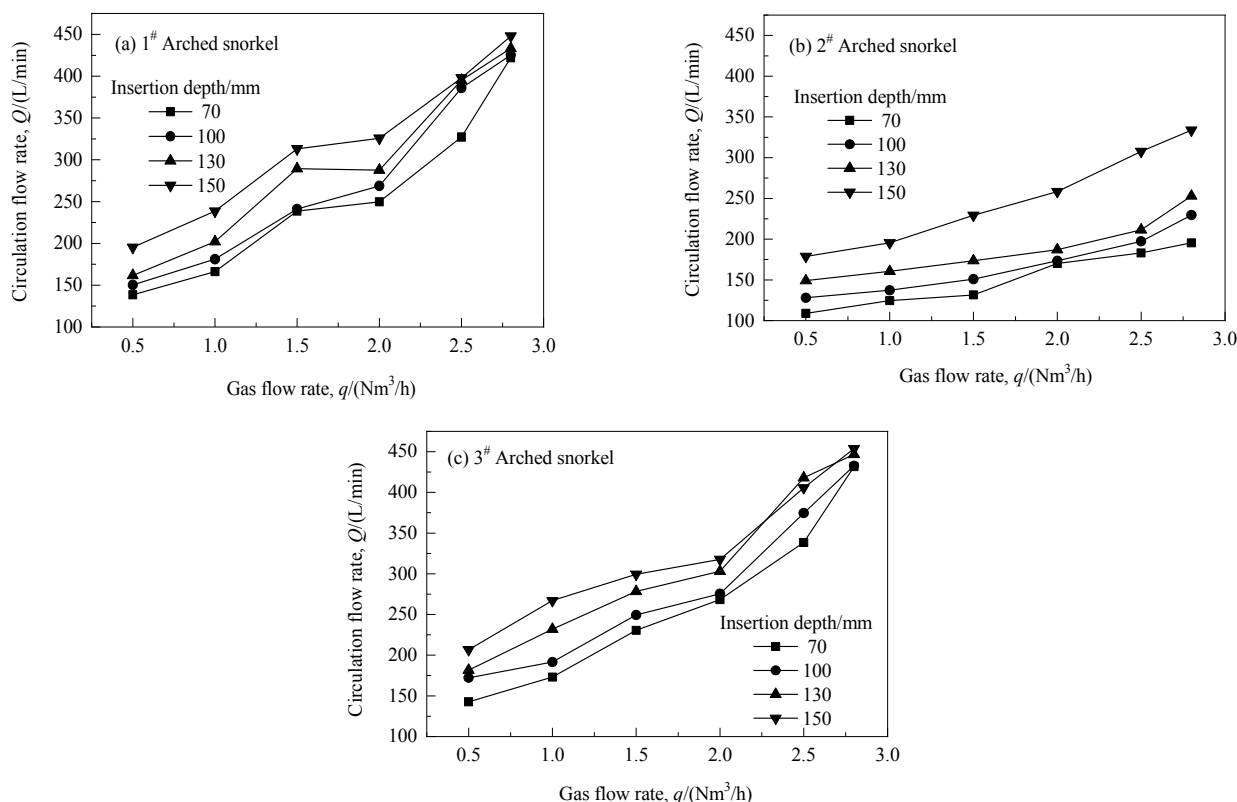


图 3 提升气体流量和浸渍管浸入深度对 3 个弓形浸渍管 RH 循环流量的影响

Fig.3 Effects of gas flow rate and insertion depth on circulation flow rate of three RH reactors with arched snorkels

3.2 提升气体流量、浸渍管浸入深度对弓形浸渍管 RH 均混时间的影响

图 4 表明, 在 0.5~2.8 Nm³/h 的提升气体流量范围内, 浸渍管浸入深度分别为 70, 100, 130 和 150 mm 时, 3 个弓形浸渍管 RH 的均混时间均随提升气体流量增加而逐渐减少, 二者呈非线性关系。在 0.5~2.0 Nm³/h 的提

升气体流量范围内, 均混时间减小与提升气体流量增加近似为线性关系, 且变化幅度较大; 提升气体流量从 2.0 Nm³/h 增至 2.8 Nm³/h 时, 均混时间虽然逐渐变小, 但减小的速度明显变慢, 逐渐趋于稳定。由此可知, 现场加速钢液混匀没有必要追求过大的提升气体流量, 可一定程度减少氩气使用量。

从图 4(a)和 4(c)可以看出, 1#和 3#弓形浸渍管 RH 的均混时间随浸入深度增加而逐渐变小, 提升气体流量为 2.0~2.8 m^3/h 时, 浸入深度为 100, 130 和 150 mm 时均混时间变化不大。而 2#弓形浸渍管浸入深度从 130

mm 增至 150 mm 时, 均混时间减少较多。整体变化规律与循环流量变化基本一致。从加速钢液混匀角度, 现场应用时, 1#和 3#弓形浸渍管的浸入深度只需大于 545 mm 即可, 2#弓形浸渍管的浸入深度需增至 818 mm。

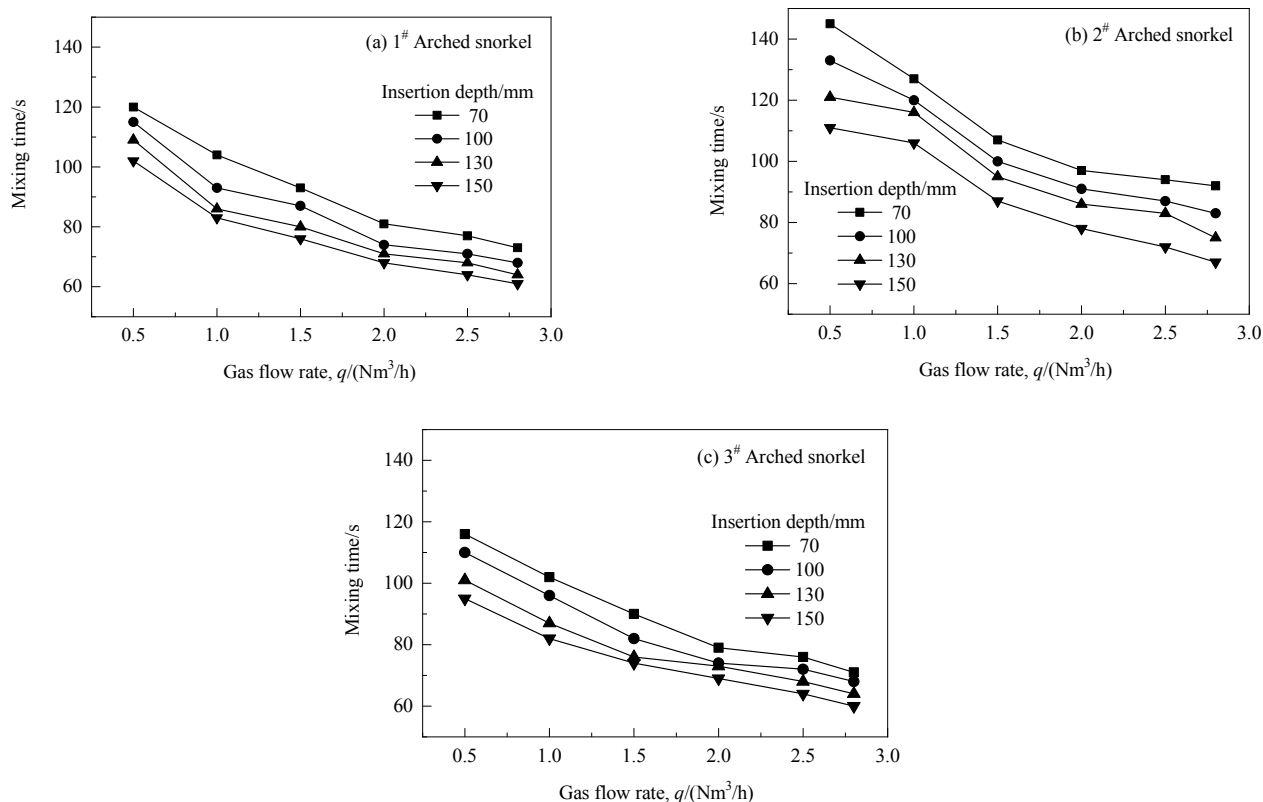


图 4 提升气体流量和浸渍管浸入深度对 3 个弓形浸渍管 RH 均混时间的影响

Fig.4 Effects of gas flow rate and insertion depth on mixing time of three RH reactors with arched snorkels

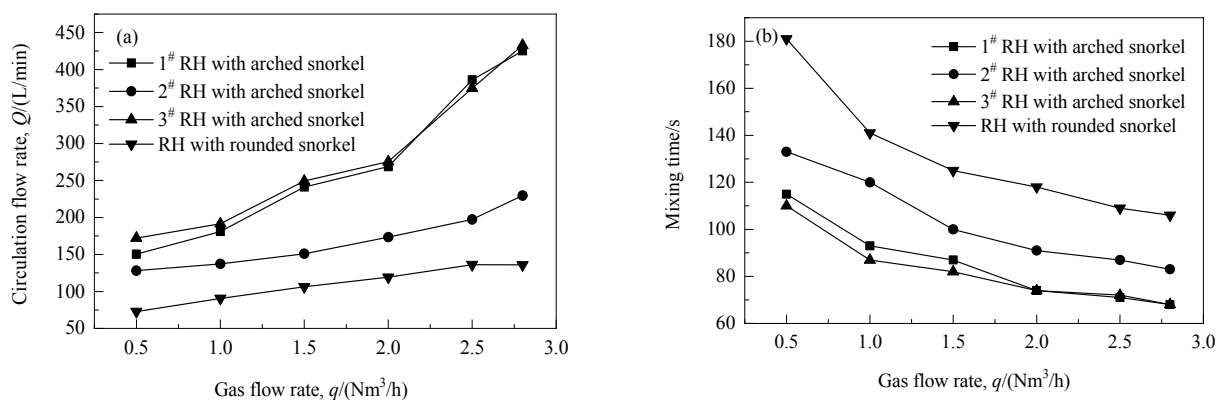


图 5 浸入深度 100 mm 时浸渍管形状对循环流量和均混时间的影响

Fig.5 Effects of snorkel shape on circulation flow rate and mixing time with insertion depth 100 mm

3.3 浸渍管形状对循环流量和均混时间的影响

3.3.1 弓形浸渍管 RH 与传统圆形浸渍管 RH 的比较

图 5(a)表明, 浸入深度为 100 mm 时, 在实验气体流量范围内, 3 个弓形浸渍管 RH 比传统圆形浸渍管 RH

的循环流量增加 45%~218%; 在现场现行的提升气体流量范围(60~130 Nm^3/h)内, 根据式(3)可计算得出对应水模型的范围为 0.87~1.88 Nm^3/h , 3 个弓形浸渍管 RH 比传统圆形浸渍管 RH 的循环流量增加 100%, 42%, 112%,

主要原因是增大浸渍管内径会显著提高循环流量^[13]。从图 1 的浸渍管形状数据计算可知, 1[#]、2[#]和 3[#]弓形浸渍管上升管的截面积分别比传统圆形浸渍管增加 193%、308%和 193%。相同吹气流量下, 与传统圆形浸渍管 RH 相比, 弓形浸渍管 RH 有更多钢液从钢包进入上升管, 有助于钢液完成从钢包到真空室、下降管、钢包的循环流动。

由图 5(b)可以看出, 相同浸渍管浸入深度下, 3 个弓形浸渍管 RH 均比传统圆形浸渍管 RH 均混时间减少 15%以上。在提升气体流量 0.5~1.88 Nm³/h 范围内, 1[#]、2[#]和 3[#]弓形浸渍管 RH 比传统圆形浸渍管 RH 均混时间分别少 30%、15%和 34%以上。原因如下: 首先, 弓形浸渍管的截面积比传统圆形浸渍管增加 190%以上, 导致钢液循环流量增大, 单位时间钢包完成循环的次数增加, 均混时间减少; 其次, 浸渍管截面积增加较大, 上升管内处于湍流状态的钢液量大大增加, 对钢液搅拌更充分, 从而缩短了均混时间。

随提升气体流量增加, 上升管中心的含气率增加。含气率过大时, 会在上升管中心聚集大量气泡, 阻碍流体正常通行。由图 5(a)可以看出, 提升气体流量从 2.0 Nm³/h 增至 2.5 Nm³/h 时, 传统圆形浸渍管 RH 的循环流量增加缓慢; 提升气体流量大于 2.5 Nm³/h 后, 传统圆形浸渍管 RH 的循环流量略有下降, 此时的提升气体流量和循环流量分别为圆形浸渍管 RH 的饱和提升气体流量和饱和循环流量。从图 5(a)可以看出, 实验提升气体流量达 2.8 m³/h 时, 弓形浸渍管 RH 的循环流量仍持续直线增长。根据式(3)可以计算得出, 现场生产中, 弓形浸渍管 RH 的提升气体流量可达 193 Nm³/h 以上, 比现场现行传统圆形浸渍管 RH 的最大提升气体流量 130 Nm³/h 提高 48%以上, 吹气流量可控范围更大, 方便短时间高强度脱碳操作。

弓形浸渍管 RH 提升气体流量达到圆形浸渍管 RH 的饱和气体流量(2.5 Nm³/h)后, 提升气体流量进一步增大, 上升管中心的气泡会发生汇聚。由于 3 种新型弓形浸渍管上升管的截面积比传统圆形浸渍管增加约 2~3 倍, 其饱和提升气体流量比圆形浸渍管 RH 大得多。本实验没有继续增大提升气体流量探讨 3 种弓形浸渍管 RH 的饱和提升气体流量和饱和循环流量, 原因一方面是新型弓形浸渍管 RH 的现场气体流量较传统圆形浸渍管 RH 已提高 48%以上, 现场气体流量可控范围已有非常大的改善, 没必要继续追求大气体流量, 过大的气体流量会使钢液严重喷溅, 造成不必要的损耗; 另一方面, 从图 5(b)可以看出, 水模型实验中, 提升气体流量在 0.5~2.0 Nm³/h 范围内, 3 个弓形浸渍管 RH 的均混时间

线性减少幅度较大; 而当提升气体流量大于 2.0 m³/h 时, 均混时间减小速度明显变慢, 趋于稳定, 继续增大气体流量对缩短均混时间意义不大。从实验结果看, 弓形浸渍管 RH 物理模拟中最大提升气体流量控制在 2.5 Nm³/h 即可, 计算可知对应的现场最大提升气体流量应控制在约 173 Nm³/h。

3.3.2 浸渍管形状对 RH 循环流量和均混时间的影响

2[#]弓形浸渍管面积较传统圆形浸渍管增加 308%, 较 1[#]和 3[#]弓形浸渍管增加约 39.2%。从式(2)可知, 增加浸渍管面积有利于强化 RH 系统的循环, 文献[13]也有相同结论。但浸渍管面积过分增大使上升管内钢液量增加过多, 相同提升气体流量下, 气体不能深入钢液内部, 造成上升管中心钢液不能直接与吹入气体形成的气泡接触, 中心钢液上升只能靠四周钢液带动, 提升钢液的效率反而不高。从图 5(a)可以看出, 在现场现行的气体流量范围内, 2[#]弓形浸渍管 RH 的循环流量只有 3[#]弓形浸渍管 RH 的 52.7%~77.4%。该结果可补充式(3)、(4)的不足, 增大浸渍管面积可以提高循环流量, 但过分增大浸渍管面积, 反而适得其反。

弓形浸渍管与圆形浸渍管截面结构相似, 钢水在钢包和真空室内的流场基本相似, 钢水从下降管流出, 冲击钢包底壁, 一部分下降流股在下降管外侧和钢包内壁之间形成环流, 另一部分经过钢包底面被上升管抽吸至上升管内或向上环流回到下降流股。从图 1 可以看出, 与 1[#]弓形浸渍管相比, 3[#]弓形浸渍管上升管面积没有变化, 但下降管面积增大了 8%。这种非对称的浸渍管结构有助于更多钢液从真空室通过下降管流入钢包内部。在其它条件相同的情况下, 3[#]弓形浸渍管 RH 更大的下降流股在左侧钢包壁回流可改善该区域的混匀情况, 死区面积会减少, 使钢包内钢液搅拌更充分, 从而缩短了均混时间; 同时由于 3[#]弓形浸渍管 RH 内更大的下降流股冲击钢包底部, 钢包底壁的流体流量增加, 改善了下降流股与上升管的环流, 从而提高了循环流量。从图 5 可知, 在现场现行的提升气体流量范围, 即水模型实验提升气体流量 0.5~2.0 m³/h 范围内, 3[#]弓形浸渍管 RH 的循环流量比 1[#]增加 2.5%~14.5%, 均混时间减少 4.3%~6.5%。对应现场现行的提升气体流量范围, 非对称结构的 3[#]弓形浸渍管 RH 的循环流量最大, 均混时间最少。

实际应用中, 由于弓形浸渍管的形状较传统圆形浸渍管变化较大, 所以耐火材料的砌筑和管路安装要求提高。且由于弓形浸渍管的不完全对称性, 钢液对浸渍管不同部位耐火材料的冲刷也会有很大变化, 目前还无工业应用。弓形浸渍管 RH 装置中钢液对耐材的冲刷、弓

形浸渍管耐火材料的砌筑、维护将是下一步的研究内容。

4 结论

设计了与原型比例为1:5.45的3种新型弓形浸渍管真空循环脱气(RH)物理模型,改变弓形浸渍管参数、提升气体流量、浸渍管浸入钢液深度,研究了弓形浸渍管RH的循环流量和均混时间,并与传统圆形浸渍管RH进行比较,得出以下结论:

(1) 对应现场的吹气范围60~130 m³/h,1[#]、2[#]和3[#]弓形浸渍管RH装置的循环流量较传统圆形浸渍管RH装置分别增加100%、42%、112%以上,均混时间分别缩短30%、15%、34%以上。

(2) 在实验提升气体流量范围内,弓形浸渍管RH的循环流量随提升气体流量增加而增加。现场提升气体流量可达193 m³/h以上,且在达到圆形浸渍管RH最大气体流量时,循环流量仍线性增加。均混时间随提升气体流量增加而减少,现场最大提升气体流量可控制在约173 m³/h。

(3) 相同吹气流量下,随弓形浸渍管浸入深度增加,循环流量增加,均混时间减小。为发挥设备最大效率,现场1[#]和3[#]弓形浸渍管的浸入深度须小于545 mm,2[#]浸渍管浸入深度须大于818 mm。

(4) 对应现场现行的提升气体流量范围,非对称结构的3[#]弓形浸渍管RH的循环流量最大,均混时间最少。

参考文献

- [1] Ono-nakazato H, Tajiri H, Usui T, et al. Rate enhancement of the degassing reaction by the enlargement of RH and DH reactors [J]. ISIJ International, 2003, 43(11): 1113–1119.
- [2] Zhang L F, Li F. Investigation on the fluid flow and mixing phenomena in a Ruhrstahl-Heraeus (RH) steel degasser using physical modeling [J]. JOM, 2014, 66(7): 1227–1240.
- [3] Geng D Q, Lei H, He J C. Numerical simulation of the multiphase flow in the Rheinstahl-Heraeus (RH) system [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2010, 41(1): 234–247.
- [4] Trindade L C, Peixoto J J M, da Silva C A, et al. Influence of obstruction at gas-injection nozzles (number and position) in RH degasser process [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2019, 50(1): 578–584.
- [5] 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.
- [6] Kleimt B, Kohle S, Ponten H J, et al. Dynamic modeling and control of vacuum circulation process [J]. Ironmaking and Steelmaking, 1993, 21(5): 390–395.
- [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] Kuwabara T, Umezawa K, Mori K, et al. Investigation of decarburization behavior in RH reactor and its operation improvement [J]. Transactions ISIJ, 1988, 28(4): 305–314.
- [9] 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 H M, Lei H, Jiang J M, et al. Water modeling experiment on flow field of liquid steel during single snorkel RH vacuum refining process [J]. The Chinese Journal of Iron and Steel Research, 2016, 28(10): 10–14.
- [10] 耿佃桥, 雷洪, 赫冀成. 侧底复吹 RH 精炼装置内的钢液流场及循环流量 [J]. 东北大学学报(自然科学版), 2011, (8): 1119–1123.
Geng D Q, Lei H, He J C. Flow field and circulation flow rate in RH with side-bottom blowing [J]. The Chinese Journal of Northeastern University (Natural Science), 2011, (8): 1119–1123.
- [11] Li B K, Tsukihashi F. Effect of rotating magnetic field on two-phase flow in RH vacuum degassing [J]. ISIJ International, 2005, 45(12): 972–980.
- [12] Yong-Tae K, Kyung-Woo Y. Effects of the ultrasound treatment on reaction rates in the RH processor water model system [J]. Metals and Materials International, 2019, 25(1): 238–247.
- [13] Lin L, Bao Y P, Yue F, et al. Physical model of fluid flow characteristics in RH-TOP vacuum refining process [J]. International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials, 2012, 19(6): 483–489.
- [14] 王晓冬, 王维娜. RH 真空精炼循环流动流场结构的数值模拟 [J]. 东北大学学报(自然科学版), 2009, 30(10): 1481–1484.
Wang X D, Wang W N. Numerical simulation of circulating flow field structure in RH-refining process [J]. The Chinese Journal of Northeastern University (Natural Science), 2009, 30(10): 1481–1484.
- [15] Li S L, Ai X G, Wang N, et al. Water model study on circulation rate influenced by snorkel, nozzle and blowing parameters in RH refining [J]. Advanced Materials Research, 2011, 287(290): 840–843.
- [16] 郁能文, 魏季和, 樊养颐, 等. RH 过程中钢液流动特性的水模拟研究 [J]. 上海大学学报(自然科学版), 1997, 3(11): 183–188.
Yu N W, Wei J H, Fan Y Y, et al. Water modelling study on flow characteristics of molten steel in RH process [J]. The Chinese Journal of Shanghai University (Natural Science), 1997, 3(11): 183–188.
- [17] Wei J H, Yu N W, Fan Y Y, et al. Study on flow and mixing characteristics of molten steel in RH and RH-KTB refining processes [J]. Journal of Shanghai University (English Edition), 2002, 6(2): 167–175.