



Research on the effect of bottom blowing on bath stirring in a 250 t converter

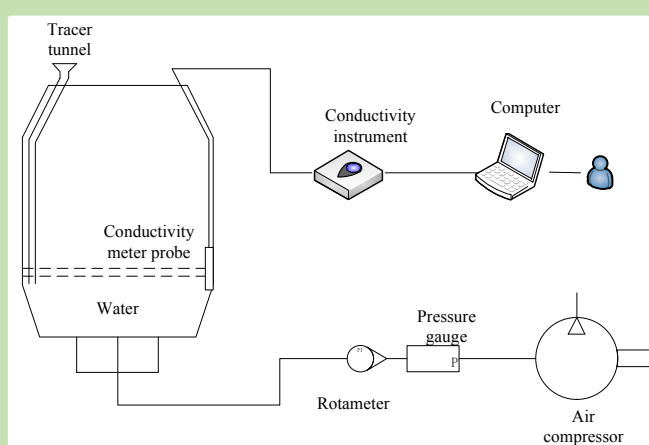
Duogang WANG^{1,2}, Nailiang CHENG¹, Xiaobin ZHOU^{3*}

1. Shanghai Meishan Iron and Steel Co., Ltd., Nanjing, Jiangsu 210039, China

2. Center of Efficient Utilization of Resources by Low-Temperature Metallurgy, China Iron and Steel Research Institute Group, Beijing 100081, China

3. School of Metallurgical Engineering, Anhui University of Technology, Ma'anshan, Anhui 243000, China

Abstract: This work focus on the effects of bottom blowing operations on the bath mixing, plume velocities, “dead zone” volumes, shear stresses on bottom refractory and gas efficiency of the bottom blowing. It was found that the mixing time increased when bottom blowing flow rate decreased or the tuyere number decreased. The mixing time decreased 54.8% when the bottom blowing flow rate increased from 15 L/min to 50 L/min by applying 12 tuyeres. If the total bottom blowing flow rate was constant (50 L/min), the mixing time increased 52.9%, when 3 tuyeres were applied compared to that of 12 tuyeres. When



the tuyere number used in the bottom blowing decreased, the volume of “dead zone” and “low-velocity zone” increased 4.89% and 28.9%, respectively. Moreover, blowing flow rate increased when the tuyere number decreased to 3 when the total flow rate was not changed. The maximum value of velocity in the liquid–gas region increased from 0.34 m/s to 0.64 m/s. As a result, strong shear stress, which was not favorable for bottom refractory, was formed in the vicinity of the bottom blowing tuyeres. The intensity of the shear stress increased 52% on the bottom refractory. Furthermore, based on the numerical analysis results, it was found that the transfer index of bottom blowing gas were affected by the blowing operations. The utilization rate of gas energy of the bottom blowing decreased although the kinetic energy increased with increasing of bottom blowing flow rate. The utilization rate of gas energy was slightly changed if the total flow rate was small. It was also found that higher utilization rate of gas energy of the bottom blowing can be obtained when more tuyeres were applied in the process based on the current model. If the bottom blowing flow rate was 50 L/min, the utilization rate of gas energy decreased 18.4% and 23.3% when the tuyere number decreased from 12 to 6 and 3, respectively.

Key words: bottom blowing; mixing time; liquid–gas region; bath kinetic energy; transfer index of bottom blowing

收稿: 2019-08-18, 修回: 2019-10-13, 网络发表: 2019-11-08, Received: 2019-08-18, Revised: 2019-10-13, Published online: 2019-11-08

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(编号: 51704006)

作者简介: 王多刚(1984-), 男, 安徽省寿县人, 硕士研究生, 冶金工程专业, E-mail: wangduogang760832@baosteel.com; 周小宾, 通讯联系人, E-mail: zhouxb1943@126.com.

引用格式: 王多刚, 程乃良, 周小宾. 250 吨转炉底吹对熔池搅拌的影响研究. 过程工程学报, 2020, 20(6): 678–686.

Wang D G, Cheng N L, Zhou X B. Research on the effect of bottom blowing on bath stirring in a 250 t converter (in Chinese). Chin. J. Process Eng., 2020, 20(6): 678–686, DOI: 10.12034/j.issn.1009-606X.219281.

250吨转炉底吹对熔池搅拌的影响研究

王多刚^{1,2}, 程乃良¹, 周小宾^{3*}

1. 上海梅山钢铁股份有限公司, 江苏 南京 210039

2. 中国钢研科技集团有限公司低温冶金与资源高效利用中心, 北京 100081

3. 安徽工业大学冶金工程学院, 安徽 马鞍山 243000

摘 要: 采用物理模拟和数值模拟, 研究了某钢厂 250 t 转炉底吹对熔池混匀时间、气液两相区速度、熔池低速区体积、炉底剪切力和气体能量利用率的影响。结果表明, 熔池混匀时间随底吹气量增大而减少, 随底吹孔数增加而减少。底吹孔数为 12 个时, 底吹气量由 15 L/min 增至 50 L/min, 熔池混匀时间降低 54.8%。底吹气量不变(50 L/min), 底吹孔数由 12 个减至 3 个时, 混匀时间增加 52.9%。底吹枪数量减少, 搅拌区域减小, 熔池中“死区”和“低速区”体积比分别增加 4.89%和 28.9%。底吹枪减至 3 个时, 单个底枪气量增大, 气液两相区最大速度由 0.34 m/s 增至 0.64 m/s, 底吹孔处炉底所受剪切力增大 52%, 对炉底耐材寿命不利。从数值模拟结果也可发现, 底吹工况的变化影响气体在熔池中的利用效率。底吹总气量增大时, 熔池动能增加, 但气体能量利用率降低。底吹气量较小时, 底吹孔数的变化对气体能量利用率影响较小。底吹气量较大(50 L/min)时, 相比于 12 个底吹孔, 6 个和 3 个底吹孔的气体能量利用率分别下降 18.4%和 23.3%。

关键词: 底吹; 混匀时间; 气液两相区; 熔池动能; 底吹转换指数

中图分类号: TF713.1

文献标识码: A

文章编号: 1009-606X(2020)06-0678-09

1 前 言

转炉炼钢工艺被认为是生产优质钢铁最有效的工艺。炼钢过程中, 高纯氧以超音速的形式吹入炉内, 通常只有顶吹提供的混合程度是不够的, 因此在多数炼钢过程中, 通过底吹将惰性气体注入装炉熔池中。底部形成的气泡在钢液中上升, 在转炉熔池中引起循环流动和搅拌。这种循环流动引起的传热传质速率, 可增加整个过程的动力学, 同时降低钢液中杂质的含量。

多年来, 研究者们对转炉熔池中气液两相区的研究主要集中在物理模拟和数值模拟。在物理模拟方面, 钟良才等^[1]在实验室基础上建立物理模型研究转炉不同底枪支数和布置对转炉熔池混匀时间的影响, 得出底枪过多且对称分散布置在同一个圆周上, 不利于熔池混匀; 曾兴富等^[2]通过转炉底枪布置优化实验表明, 底枪采用合适的支数及非对称集中布置方案更有利于加强熔池搅拌; 刘爱华等^[3]通过水模拟实验方法, 发现底吹气量对混匀时间影响显著, 同一个底吹布置的不同底吹气量的混匀时间最大相差约 50%; 潘贻芳等^[4]通过水力学物理模拟对转炉底吹供气进行优化研究, 转炉底吹对转炉熔池搅拌有很大的影响, 喷嘴数目增加, 熔池混匀时间呈减小趋势。与喷嘴流量均分模式相比, 流量直线模式和“V”型模式混匀时间都得到改善, 直线模式更利于熔池搅拌; 刘小亮等^[5]和杨文远等^[6]均对供气模式进行

研究; Martín 等^[7]和 Díaz 等^[8]在 250 t 工业钢转炉的 10:1 缩小模型中进行了混合实验, 以研究容器中的局部混合行为。基于存在于水相中指示剂(酚酞)颜色变化的比色法, 用于观察转化器中的液体流场, 发现由于存在局部再循环流动, 有色示踪剂在转化器的不同部分显示出不同的混合行为。在数值模拟方面, 李姣等^[9]优化了 210 t 转炉底吹工艺, 当总底吹流量不变时, 底枪支数减少, 单支底吹流量增大, 熔池内回流区发展充分, 混匀时间短。与部分底枪的集中布置相比, 底枪均匀分布钢液能量抵消小, 熔池搅拌效果好; 宁林新等^[10]用 Ansys Fluent 软件研究了某钢铁企业 100 t 复吹转炉底吹透气砖分布对钢水的流场和混匀时间的影响。发现当底吹透气砖位置不同时, 转炉内钢水的流场分布也不同; 刘煜等^[11]发现底枪布置分布在 $0.5 D$, 且对称时侵蚀面积小, 熔池平均速度大。

上述转炉熔池搅拌的研究主要集中在转炉合适的底吹孔数量、底吹孔位置、气体流量及吹气模式^[1-6,9]以获得最佳的混匀时间, 熔池中流体的流动状况^[7-10]和底吹布置对侵蚀面积影响^[11]的研究。上海梅山钢铁股份有限公司(以下简称梅钢)250 t 转炉主要冶炼低碳及超低碳钢、汽车结构钢和管线钢等, 炉龄为 7500~10000 炉。转炉底吹使用 TBM(Thyssen Blassen Metallurgical)技术, 孔数 12 个, 供气强度为 $0.03\sim 0.1\text{ m}^3/(\text{t}\cdot\text{min})$, 气体为 Ar 和 N_2 , 炉役中每百炉的平均碳氧积为 $0.0020\sim 0.0025$,

解决了底吹效果随炉龄增加而逐步恶化的问题。但炉役中仍不能保证底吹风口处于完全裸露状态,熔池搅拌行为不断变化。因此,本研究一方面根据梅钢 250 t 转炉建立了转炉物理模型,研究了底吹分布对熔池混匀时间的影响;另一方面,通过数学模型研究了底吹对气液两相区速度、熔池低速区体积、炉底剪切力和气体能量利用率的影响,为实际制定底吹制度提供依据和参考。

2 物理模型和数学模型

2.1 物理模型

根据相似原理建立物理模型,利用水和压缩空气分别模拟钢液和底吹气体,保证模型与梅钢 250 t 转炉原型的几何相似和修正弗鲁德准数相等,见式(1)~(3),其中物理模型主要参数如表 1 所示。

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

$$\frac{u_{gm}^2}{gL_m} \cdot \frac{\rho_{gm}}{\rho_{lm} - \rho_{gm}} = \frac{u_{gp}^2}{gL_p} \cdot \frac{\rho_{gp}}{\rho_{lp} - \rho_{gp}} \quad (2)$$

$$Q_m = Q_p \left(\frac{L_m}{L_p} \right)^{\frac{5}{2}} \cdot \left(\frac{\rho_{gp}}{\rho_{gm}} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\frac{\rho_{lm} - \rho_{gm}}{\rho_{lp} - \rho_{gp}} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3)$$

式中,下标 p 和 m 分别代表原型和模型,下标 g 和 l 分别代表气相和液相, Fr' 为修正弗鲁德准数, L 为底吹枪直径(m), u 为底吹气体速度(m/s), ρ 为密度(kg/m³), Q 为底吹气体流量(m³/h), g 为重力加速度(m/s²)。

表 1 物理模拟参数

Table 1 Physical simulation parameters

Parameter	Prototype	Model
Converter size/t	250	—
Similarity ratio	1	12
Liquid phase density/(kg/m ³)	7000	1000
Gas density/(kg/m ³)	1.25	1.29
Bath depth/mm	1681	140.08
Bottom blowing flow rate	0.03, 0.05, 0.08, 0.1/[Nm ³ /min·t (293 K)]	15, 25, 40, 50/(L/min)

用有机玻璃制作转炉模型,物理模拟实验装置如图 1 所示。本实验重在研究底吹枪布置对熔池搅拌的影响,因此暂不考虑顶吹。用空压机为底吹供气,通过流量计控制底吹流量。电导法测定熔池混匀时间,示踪剂为 100 g/L NaCl 溶液,熔池中电导电极探头处示踪剂浓度变化通过电导率反映。模型熔池侧壁装 3 支电极,用于监测示踪剂浓度随时间的变化。规定浓度曲线为平均浓度的

95%~105%时的测量时间为熔池混匀时间,每组实验重复 3 次,通过平均值求该参数条件下的混匀时间。

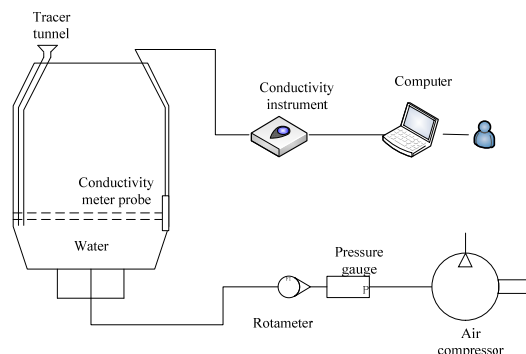


图 1 物理模拟实验装置图

Fig.1 Schematic diagram of the physical simulation experiment

2.2 数学模型

根据物理模型建立数值模拟的几何模型。对研究区域建模并进行六面体网格划分,对气液界面处加密获取更精准的数值计算结果,网格总数约 66 万。采用 VOF 和 DPM 模型分别捕捉气液两相界面和气泡与液相的相互作用。使用组分运输模型计算示踪剂在熔池中的混匀时间。VOF 模型是建立在固定的欧拉网格下的表面跟踪办法,建立在两种或多种流体(或相)不相互混合的前提下,当需要得到一种或多种互不相融的流体交界面时,可采用该模型。本研究中模拟气液两相界面符合 VOF 模型的使用条件,故用该模型捕捉气液两相在底吹过程中的相界面。在 VOF 模型中,不同流体组分共用一套动量方程,通过引进相体积分数,实现对每个计算单元相界面的追踪。在每个控制容积内,所有相体积分数额总和为 1,所有变量及其属性在控制容积内各相共享,并代表了容积平均值。在任何给定控制容积内的变量及其属性代表了单相或多相的混合,并由相体积分数决定。对于 VOF 模型流体流动的控制方程如下:

$$\frac{\partial \alpha_q \rho_q}{\partial t} + \vec{v} \cdot \nabla \alpha_q \rho_q = 0 \quad (4)$$

式中 α_q 为第 q 相体积分数的值, ρ_q 为第 q 相体积分数的密度, \vec{v} 为连续相速度。

动量方程如下所示,式中密度 ρ 和粘度 μ 取决于所在网格中 Ar 气和钢水相的体积分数。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla(\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \left[\mu \left(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T \right) \right] + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (5)$$

式中, p 为静压, $\rho \vec{g}$ 为重力, \vec{F} 是气泡对连续相的作用力。

ρ 和 μ 如下式所示:

$$\rho = \rho_g \alpha_g + \rho_l \alpha_l \quad (6)$$

$$\mu = \mu_g \alpha_g + \mu_l \alpha_l \quad (7)$$

式中, α 是每个单元中的相体积分, ρ 是该相密度, 下标 g 和 l 分别代表气相和液相。

对于标准 $k-\varepsilon$ 模型, 湍流动能 k 和其耗散率 ε 由以下传输方程计算得出:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i k) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] + G_k - \rho \varepsilon \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i \varepsilon) = & \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right] \\ & + G_{1\varepsilon}(G_k + G_{3\varepsilon} G_b) \frac{\varepsilon}{k} - G_{2\varepsilon} \frac{\varepsilon^2}{k} \rho \end{aligned} \quad (9)$$

式中, 常数 $G_{1\varepsilon}=1.44$, $G_{2\varepsilon}=1.92$, $G_{3\varepsilon}=0.09$, 在实验中确定, $\sigma_k=1.0$, $\sigma_\varepsilon=1.3$ 分别为 k 和 ε 的湍流普朗特数, μ 为流体粘度, μ_t 为流体湍流粘度。

由于平均速度梯度而产生的湍流动能 G_k , 见下式:

$$G_k = \frac{\overline{\rho u_i' u_j'} (\partial u_j)}{\partial x_i} \quad (10)$$

转炉底吹中的底吹气泡采用 DPM 离散相模型进行计算。DPM 离散型模型中离散型计算方法为拉格朗日法, 模型中的液相和气相统称为连续相。连续相的计算可通过 Navier-Stokes 方程求解, 而离散相则通过追踪其在连续相中的运动求解, 离散型在连续相中与连续相进行动量交换, 从而实现气泡和液相之间相互作用的计算, 达到模拟底吹气泡在熔池上升过程中与熔池中液相相互作用的模拟。通过对气泡上的力平衡积分, 预测气泡的运动轨迹。该力平衡使气泡惯量与作用在气泡上的力相等, 可表示为

$$\frac{d\vec{v}_b}{dt} = F_D(\vec{v} - \vec{v}_b) + \frac{\vec{g}(\rho_b - \rho_s)}{\rho_b} + F \quad (11)$$

其中, \vec{v} 为转炉熔池中溶液速度, \vec{v}_b 为气泡速度, ρ_b 为泡沫密度, F 为一个附加的加速度项, $F_D(\vec{v} - \vec{v}_b)$ 为单位气泡质量的阻力, F_D 可表示为

$$F_D = \frac{18\mu}{\rho_b d_b} \frac{C_D Re'}{24} \quad (12)$$

式中, μ 为钢液黏度, C_D 为气泡阻力系数, Re' 为气泡运动雷诺数。

对液相雷诺数的近似计算表明, 流场内外均为湍流。标准 $k-\varepsilon$ 湍流模型^[12,13]用于液相湍流。对于气液两相流动, 气泡诱导湍流的加入对预测速度场有边际效应。模拟过程中没有考虑气泡的聚结和破裂过程^[14-17]。

数值计算对钢液和气相采用不可压缩流体处理, 底吹气泡直径为 1~10 mm, 平均为 7 mm。计算过程中, 压力和速度采用 PISO 算法耦合。对壁面和底壁采用反射壁面条件, 到达两相边界处使用自定义函数(UDF)将气泡去除, 使其不参与域计算^[18]。

3 实验方案

实验模拟转炉冶炼实际过程中, 不同底吹孔堵塞的情况下, 底吹流量变化对熔池的搅拌行为。具体方案如表 2 和图 2 所示。图 2 中实心点是底部吹气供应孔, 空心点是底部吹气堵塞孔。

表 2 转炉底吹参数

Case	Number of bottom blow hole	Bottom blowing flow rate/(L/min)	Schematic diagram
A	12	15, 25, 40, 50	Fig.2(a)
B	6	15, 25, 40, 50	Fig.2(b)
C	3	15, 25, 40, 50	Fig.2(c)
D	6	7.5, 12.5, 20, 25	Fig.2(d)

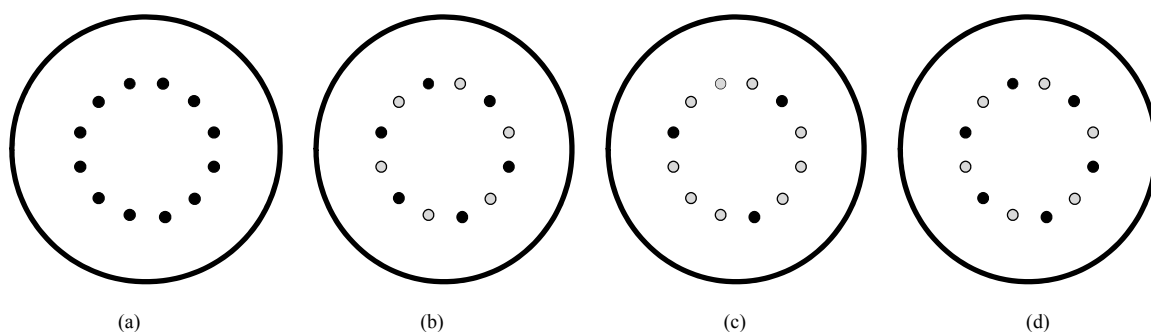


图 2 实验底吹方案物理模拟

Fig.2 Physical simulations of experimental bottom blowing schemes

4 结果与讨论

4.1 熔池混匀时间

利用物理模型,底吹气体搅拌 2 min 后,加入 150 mL NaCl 溶液,计算机通过数据采集模块对熔池示踪剂浓度进行监测,并求得混匀时间。不同方案熔池混匀时间变化见图 3。实验方案中,底吹气量增大或底吹孔数量增多均有利于缩短熔池混匀时间。底吹气量为 50 L/min、底吹孔数为 12 个时,熔池混匀时间最短,为 19 s。当底吹孔数一定时,随供气量增大,混匀时间逐步减少,但降低幅度逐步减弱。底吹孔数为 12 个,底吹气量分别为 15, 25, 40 和 50 L/min 时,熔池混匀时间分别为 42, 26, 23 和 19 s。其中底吹气量由 15 L/min 增至 25 L/min 时,混匀时间下降幅度最大,为 38.1%。当供气量一定时,混匀时间随底吹孔数减少而增加。底吹供气量为 50 L/min,底吹孔数由 12 个减至 6 个和 3 个时,混匀时间分别增加 38.5%和 52.9%。

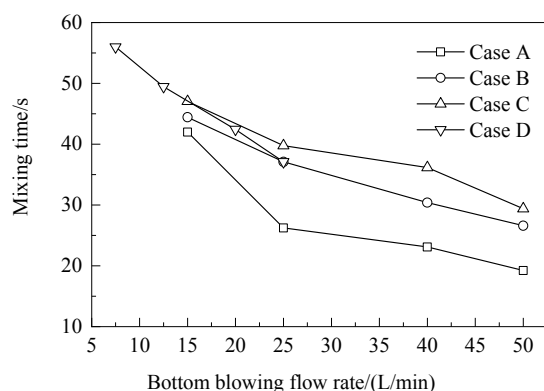


图3 不同方案熔池混匀时间变化

Fig.3 Variations of mixing time in the bath of different cases

4.2 气液两相区速度

数值模拟示意图如图 4 所示。方案 A 和 B 底吹气量为 50 L/min 时,截取熔池底吹气液两相区速度和矢量分布,见图 5。由图 4 和 5 可知,底吹气体进入熔池形成气液两相区,带动钢液自下而上运动,并在熔池中形成环流,根据底吹孔的数量,将熔池分为几个相对独立的小回流区,气液两相区液相速度最大。底吹气体形成的气液两相区的速度决定了熔池的流动状况,进而影响熔池混匀时间。

方案 A, B 和 C 底吹流量为 50 L/min,方案 D 底吹流量为 25 L/min 时,截取熔池高度分别为 0.04, 0.08, 0.12 和 0.135 m 水平面上的速度分布,如图 6 所示。由于气泡上升过程中处于加速状态,气泡速度逐渐增大,并带动液相速度增加。随熔池截面水平高度增加,气液两相区对周围速度的影响逐渐增大。供气量为 50 L/min,底吹孔数由 12 减至 3 个时,气液两相区最大速度由 0.34 m/s 增至 0.64 m/s。相同水平高度时,底吹气量越大,气液两相区对周围流体影响越大。

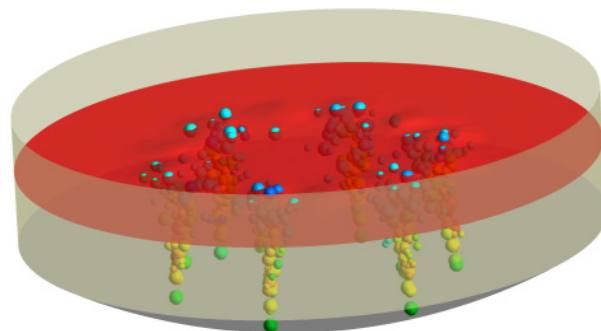


图4 熔池底吹数值模拟

Fig.4 Numerical simulation of the bottom blowing in the bath

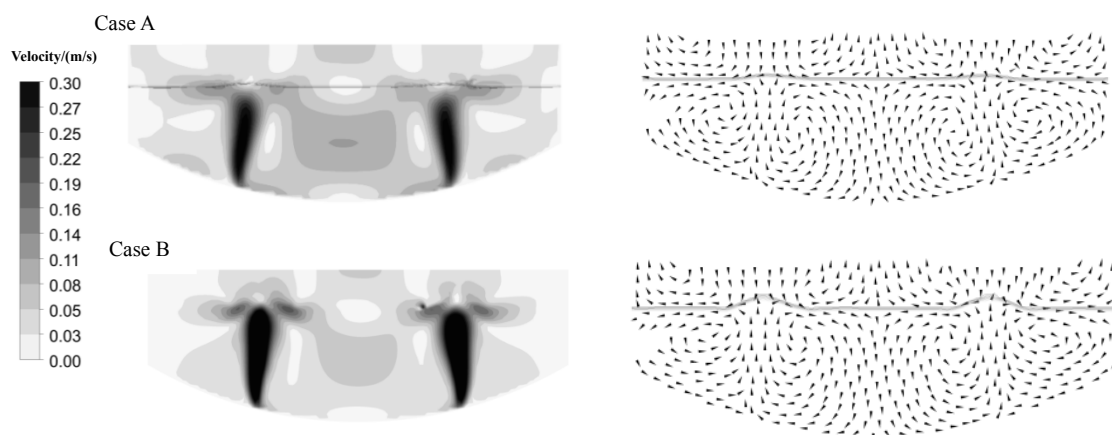


图5 熔池气液两相区速度和矢量分布

Fig.5 Velocity and vector distributions of gas-liquid two-phase zone in the bath

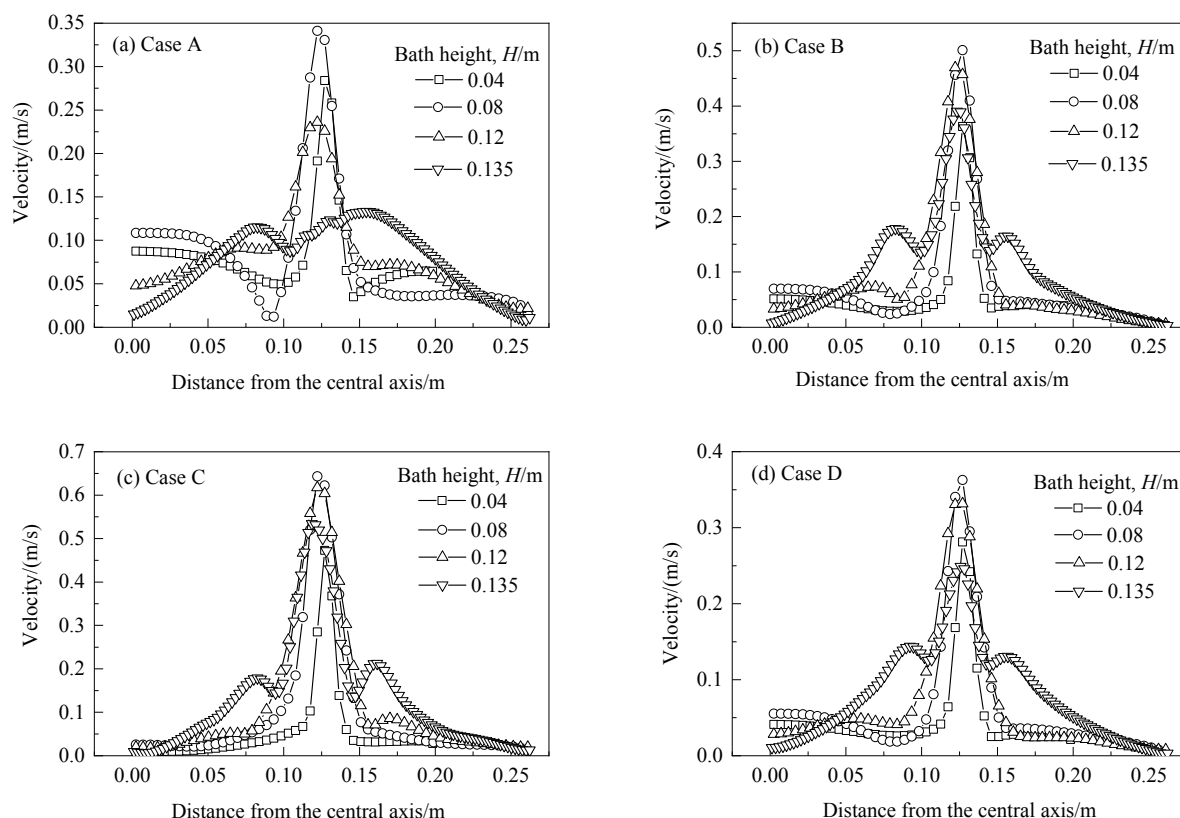


图6 转炉熔池气液两相区截面速度分布

Fig.6 Velocity distributions for the gas-liquid two-phase zone in the bath

4.3 熔池低速区和炉底剪切力

在数学模型中,统计分析了不同方案在熔池为完全发展流时熔池中“死区”(速度为 0~0.01 m/s)和“低速区”(速度为 0.01~0.03 m/s)的区域体积及炉底所受剪切力。不同方案在气体流量为 50 L/min 时,熔池的“死区”和“低速区”体积比如图 7 所示。底吹孔周围的剪切力如图 8 所示。由图可知,由于炉底流体流场的不均匀性,使炉底的剪切力呈不对称状态。剪切力在底吹孔处最大,随距底吹孔距离增大而逐渐减小。结合图 7,随底吹孔数减少,“死区”和“低速区”体积比逐步增大,单个底吹孔气体流量增大,底吹孔处的剪切力逐步增大。底吹孔数由 12 个减至 3 个时,“死区”和“低速区”体积比分别增加约 4.89%和 28.9%,底吹孔处的剪切力增加 52%。底吹孔数为 6 个时,气体流量由 50 L/min 减至 25 L/min 时,“死区”和“低速区”体积比分别增加约 1.94%和 9.28%,底吹孔处的剪切力减少 34.3%。底吹孔数较多时,可有效降低熔池的“死区”和“低速区”体积,及底吹孔处的剪切力。底吹孔处需维持一定的剪切力,防止底吹孔的堵塞。但剪切力过大,会加速底吹孔的侵蚀。

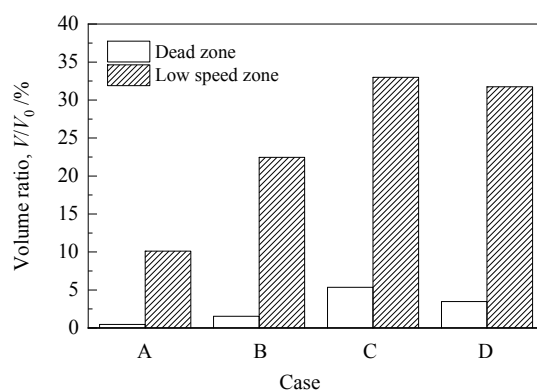


图7 不同方案熔池的“死区”和“低速区”的体积比
Fig.7 Volume ratios of the “dead zone” and “low speed zone” for different cases

4.4 底吹气体能量利用率

熔池动能来源于底吹气体上升过程中对流体所做的功。底吹气体的能量输入速率 e (W/kg) 为

$$e = \frac{\rho g Q L}{W} \quad (13)$$

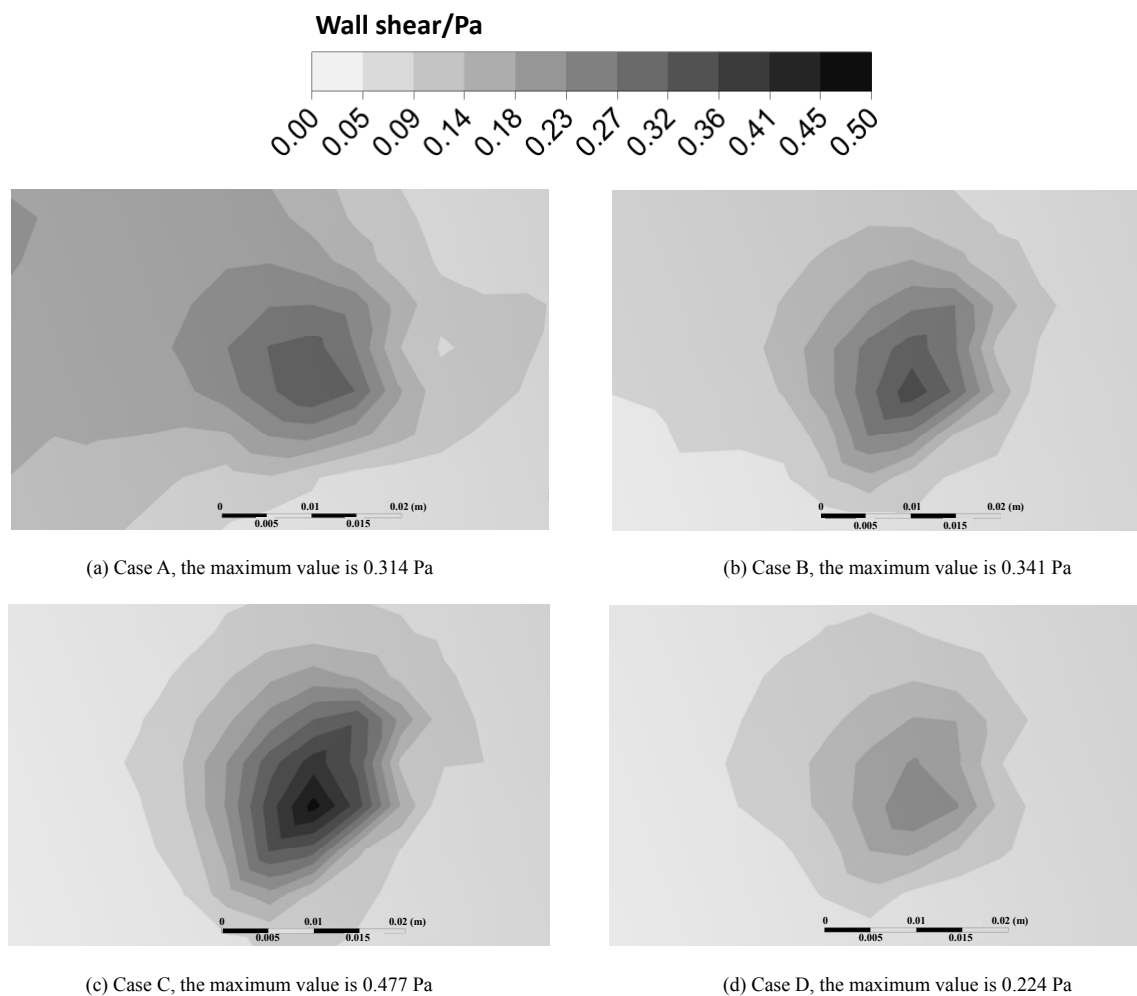


图 8 不同方案底吹孔周围的剪切力
Fig.8 Shear stress in the vicinity of the bottom tuyeres for different blowing schemes

式中, ρ 为液相密度(kg/m^3), Q 为底吹气体流量(m^3/s), L 为熔池的深度(m), W 为熔池质量(kg)。

熔池在底吹作用下达到平衡状态时, 熔池所具有的动能 $E(\text{J})$, 见式(14):

$$E = \sum_{i=1}^n \frac{1}{2} \rho C_v V_c^2 \quad (14)$$

式中, n 为网格数, C_v 为网格体积(m^3), V_c 为控制体网格速度(m/s)。

底吹气体输入能量和熔池动能达到平衡时, 底吹气体能量利用率 I 表征熔池动能与底吹气体输入能量间的关系, 见式(15):

$$I = \frac{E/W}{et} \quad (15)$$

式中, $t=1 \text{ s}$ 。

经数值模拟计算和统计, 得到底吹气量对气体能量

输入速率和熔池动能的影响, 如图 9 所示。从图可看出, 实验方案中, 底吹气体流量为 50 L/min , 底吹孔数为 12 个时, 气体能量输入速率和熔池动能最大。随底吹气量增大, 气体能量输入速率和熔池动能增大。熔池动能增长的同时受底吹孔数的影响, 底吹孔数较多时, 熔池动能增长幅度较大, 但仍低于气体能量输入的增长幅度。

不同方案时, 底吹气量对气体能量利用率的影响如图 10 所示。由图可知, 随底吹气量增加, 气体能量利用率下降。其中 12 个底吹孔的气体能量利用率下降幅度明显小于 3 个和 6 个底吹孔时。底吹供气量为 50 L/min 时, 与 12 个底吹孔相比, 6 个和 3 个底吹孔的气体能量利用率分别下降 18.4% 和 23.3%。此外, 底吹气量较小时, 底吹孔数的变化不会引起气体能量利用率的变化。当底吹气量较大时, 底吹孔数减少, 使单个底吹孔的气体流量增大, 可发现气泡快速通过熔池、冲破液面的情况。

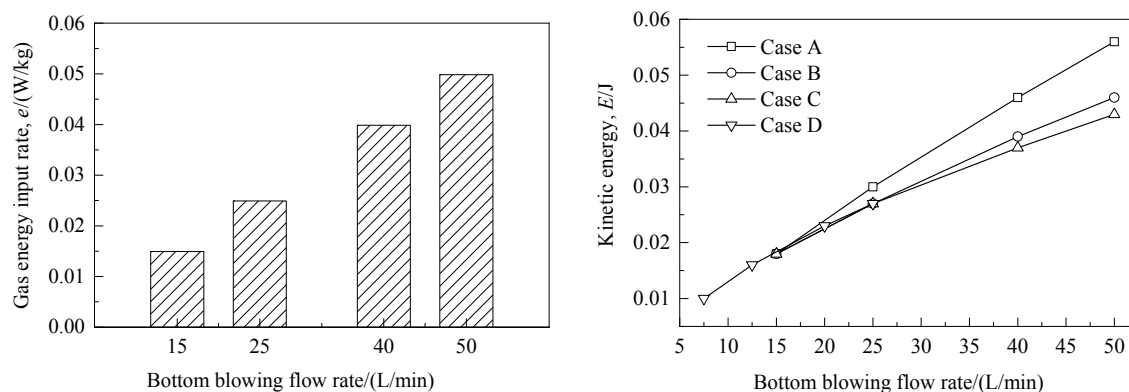


图9 底吹气量对气体能量输入速率和熔池动能的影响

Fig.9 Effects of bottom blowing flow rate on gas energy input rate and kinetic energy for the bath

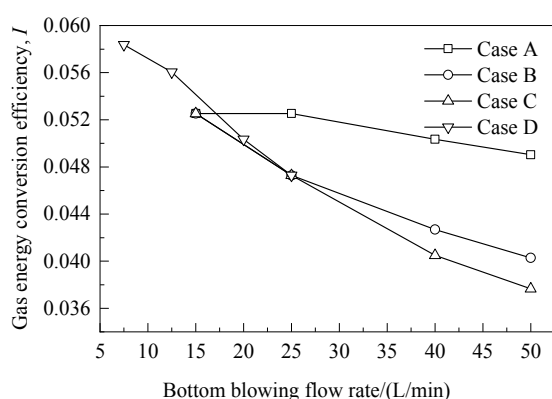


图10 底吹气量对气体能量利用率的影响

Fig.10 Effects of bottom blowing flow rate on gas energy conversion efficiency

5 结论

针对梅钢 250 t 转炉不同底吹工况下熔池混匀时间进行物理模拟,在此基础上,利用数学模型分析转炉在不同工况的熔池“低速区”和“死区”分布、底吹附近钢液对炉底剪切力分布及不同工况下熔池对底吹气体的利用效率,得出如下结论:

(1) 底吹气量增大或底吹孔数量增多均有利于缩短熔池混匀时间。底吹孔数为 12 个时,底吹气量由 15 L/min 增至 25 L/min,熔池混匀时间降幅最大,为 38.1%;底吹气量为 50 L/min,熔池混匀时间最短,为 19 s。

(2) 底吹气体将熔池分为几个相互独立的小回流区,气液两相区液相速度最大。底吹气量为 50 L/min,底吹孔数由 12 减至 3 个时,气液两相区最大速度由 0.34 L/min 增至 0.64 m/s。

(3) 底吹孔数减少,“低速区”体积增大,底吹孔处的剪切力增大。底吹气量为 50 L/min,底吹孔数由 12 减至 3 个,底吹孔处的剪切力增大 52%。

(4) 底吹气量增大,熔池动能增加,但气体能量利用率降低。底吹供气量为 50 L/min 时,相比于 12 个底吹孔,6 个和 3 个底吹孔的气体能量利用率分别下降 18.4%和 23.3%。本研究条件下,底吹气体能量利用率在底吹孔数为 12 个时受底吹气量的影响最小。

参考文献

- [1] 钟良才,朱英雄,曾兴富,等.复吹转炉熔池搅拌技术及应用[J].炼钢,2016,32(5):1-10.
Zhong L C, Zhu Y X, Zeng X F, et al. Mixing technology and application of molten pool in double-blown converter [J]. Steelmaking, 2016, 32(5): 1-10.
- [2] 曾兴富,钟良才,朱英雄.复吹转炉底枪布置优化探讨[J].炼钢,2008,24(4):52-55.
Zeng X F, Zhong L C, Zhu Y X. Discussion on optimization of bottom gun arrangement of combined blowing converter [J]. Steelmaking, 2008, 24(4): 52-55.
- [3] 刘爱华,李强,冯明霞,等.LBE 转炉优化吹炼工艺参数的水模实验研究[J].材料与冶金学报,2003,2(1):21-24.
Liu A H, Li Q, Feng M X, et al. Study on the water model experiment of optimizing the blowing process parameters of LBE converter [J]. Journal of Materials and Metallurgy, 2003, 2(1): 21-24.
- [4] 潘贻芳,赵宏欣,李树庆,等.120 t 复吹转炉底吹供气优化的模拟研究[J].炼钢,2011,27(4):47-50.
Pan Y F, Zhao H X, Li S Q, et al. Simulation study on optimization of bottom blow supply of 120 t combined blow converter [J]. Steelmaking, 2011, 27(4): 47-50.
- [5] 刘小亮,曾加庆,马登,等.转炉底吹供气方式对熔池搅拌的影响[J].钢铁研究学报,2017,(12):990-996.
Liu X L, Zeng J Q, Ma D, et al. Effect of blowing air supply mode on the stirring of the molten pool [J]. Journal of Iron and Steel Research, 2017, (12): 990-996.
- [6] 杨文远,李林,彭小艳,等.提高复吹转炉透气砖寿命和冶金效果的新技术[J].中国冶金,2017,27(12):14-21.
Yang W Y, Li L, Peng X Y, et al. New technology for improving the life and metallurgical effect of ventilation bricks in combined blowing converters [J]. China Metallurgy, 2017, 27(12): 14-21.

- [7] Martín M, Rendueles M, Díaz M. Global and local mixing determinations for steel converter analysis [J]. Chemical Engineering Science, 2005, (60): 5781–5791.
- [8] Díaz M, Martín M. Mixing in batch G-L-L' reactors with top and bottom blowing [J]. Chemical Engineering Science, 1999, 54(21): 4839–4844.
- [9] 李姣, 于会香, 王新华, 等. 转炉底吹枪优化布置的数值模拟 [J]. 钢铁, 2018, 53(2): 32–39.
Li J, Yu H X, Wang X H, et al. Numerical simulation of optimized arrangement of blowing blowers at the bottom of converter [J]. Steel, 2018, 53(2): 32–39.
- [10] 宁林新, 解家英, 张利君, 等. 100 t 复吹转炉底吹透气砖分布的数值模拟 [J]. 中国冶金, 2018, 28(7): 8–12, 18.
Ning L X, Xie J Y, Zhang L J, et al. Numerical simulation of the distribution of blown ventilation bricks at the bottom of a 100 t double-blown converter [J]. China Metallurgy, 2018, 28(7): 8–12, 18.
- [11] 刘煜, 朱荣, 刘福海. 100 t 复吹转炉底枪位置的设计与应用 [J]. 工业加热, 2015, 44(2): 22–26.
Liu Y, Zhu R, Liu F H. Design and application of the position of the bottom gun of 100 t combined blowing converter [J]. Industrial Heating, 2015, 44(2): 22–26.
- [12] Sokolichin A, Eigenberger G. Applicability of the standard $k-\epsilon$ turbulence model to the dynamic simulation of bubble columns: part I. detailed numerical simulations [J]. Chemical Engineering Science, 1999, 54(13): 2273–2284.
- [13] Sokolichin A, Eigenberger G, Lapin A. Simulation of buoyancy driven bubbly flow: established simplifications and open questions [J]. AIChE Journal, 2004, 50(1): 24–45.
- [14] Chen P, Sanyal J, Duduković M P. Numerical simulation of bubble columns flows: effect of different breakup and coalescence closures [J]. Chemical Engineering Science, 2005, 60(4): 1085–1101.
- [15] Zhang D, Deen N G, Kuipers J A M. Numerical simulation of the dynamic flow behavior in a bubble column: a study of closures for turbulence and interface forces [J]. Chemical Engineering Science, 2006, 61(23): 7593–7608.
- [16] Launder B E, Spalding D B. The numerical computation of turbulent flows [J]. Computer Method in Applied Mechanics and Engineering, 1974, 3(2): 269–289.
- [17] Shuen J S, Chen L D, Faeth G M. Evaluation of a stochastic model of particle dispersion in a turbulent round jet [J]. AIChE Journal, 1983, 29(1): 167–170.
- [18] Zhou X B, Mikael E, Zhong L C, et al. Numerical simulations of the kinetic energy transfer in the bath of a BOF converter [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2016, 47(1): 434–445.