

doi:10.3969/j.issn.1007-7545.2021.01.001

大型富氧底吹铜熔炼炉气-铋-渣多相流 模拟及澄清区优化研究

穆亮照,赵洪亮,王正,刘风琴

(北京科技大学 冶金与生态工程学院,北京 100083)

摘要:铜富氧底吹熔炼作为先进的铜冶炼技术被广泛应用,针对国内单体最大铜底吹熔炼炉存在的熔炼效率低、渣含铜过高的问题,进行了底吹炉内气-铋-渣多相流场的三维数值模拟研究。以改善熔池搅拌、降低渣含铜为目标,对氧枪数量、熔池深度进行了优化。结果表明,改变靠近排渣端氧枪数量对延长澄清区长度、降低渣含铜具有显著的积极影响。关闭2支氧枪后,渣-铋澄清区相较于原工况延长了27.425%(0.925 m),关闭4支氧枪后,渣-铋澄清区延长了50.165%(1.695 m)。根据熔池搅拌区气含率和搅拌均匀性,得出熔池较优的深度范围为1.5~1.7 m。

关键词:铜;底吹熔炼;渣含铜;多相流;数值模拟;熔池深度

中图分类号:TF811

文献标志码:A

文章编号:1007-7545(2021)01-0001-09

Simulation of Gas-Matte-Slag Multiphase Flow and Optimization of Clarification Zone on Large Oxygen Enriched Bottom Blown Copper Smelting Furnace

MU Liang-zhao, ZHAO Hong-liang, WANG Zheng, LIU Feng-qin

(School of Metallurgical and Ecological Engineering, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China)

Abstract: As a modern copper smelting process, oxygen enriched bottom blown smelting technique has been widely used in China. 3D numerical simulations were performed focusing on problems of low smelting efficiency and high copper loss in slag in largest bottom-blown copper smelting furnace. With goal of improving smelting bath stirring and reducing copper loss in slag, oxygen lance quantity and smelting bath depth were optimized. The results show that changing number of oxygen lances near the slag outlet has a significant positive effect on increasing length of clarification zone and reducing copper loss in slag. After closing two oxygen lances, slag-matte clarification zone extends by 27.425% and 0.925 m compared with the original condition, while slag-matte clarification zone extends by 50.165% and 1.695 m after closing four oxygen lances. According to gas holdup in stirring zone of smelting bath and stirring effect, the suitable depth range of smelting bath is 1.5 m to 1.7 m.

Key words: copper; bottom blown smelting; copper loss in slag; multiphase flow; numerical simulation; smelting bath depth

收稿日期:2020-10-08

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51974018);中央高校基本科研业务费专项资金项目(FRF-TP-19-016A3)

作者简介:穆亮照(1995-),男,山东菏泽人,硕士;通信作者:刘风琴(1962-),女,河南孟州人,博士,教授

我国坚持自主研发的新型底吹炼铜工艺已发展成为世界先进的铜熔炼技术^[1-3],由于熔池熔炼过程的高温性和不可见性,研究人员主要借助数值模拟和物理模型试验进行相关研究。张振扬等^[4]通过数值模拟揭示了底吹熔炼炉氧枪入口的压力变化规律和界面波动行为,发现高效率的物理化学反应区存在于熔池上部,且气相搅动衰减迅速,难以到达出渣口。ZHAO等^[5-6]通过顶吹熔炼的水模型试验和数值模拟发现混合时间主要由湍流黏度和流场决定,同时研究了顶吹氧枪失效对流场、熔池飞溅及炉壁受力的影响。王东兴等^[7]进行了水模型试验,探讨了不同喷气速度、喷嘴直径和喷嘴角度等因素对氧气底吹造钼熔炼气泡直径和气含率的影响。SHUI等^[8-9]针对铜底吹熔炼过程进行了大量水模型试验,得出卧式底吹炉混合时间与气流速度和熔池高度的经验关系式。张红亮等^[10]对底吹炼铅过程进行了数值模拟研究,发现氧枪上方搅拌剧烈、渣相存在涡流,传递、反应得到强化,升高入口速度能提升熔炼效果。余跃^[11]对底吹炉渣、铜钼、粗铜、空气四相的流动过程进行数值模拟,研究了气体流量对铜底吹炉吹炼过程的影响。李鹏等^[12]根据底吹熔炼过程的特点,通过模拟优化了氧枪排布,发现在单排氧枪排布方式下,0°~14°内倾角越大越有助于熔炼;而在双排氧枪的排布方式下,非对称排布有利于熔池搅拌。闫红杰等^[13]通过数值模拟发现,底吹炉单排氧枪倾角在17°~22°时,熔池各项指标及状态较好;双排氧枪倾角在12°和22°时,熔池搅拌混合状态较好。LAI等^[14]也建立了氧枪模型并优化了氧枪数量、氧枪布置。张体富等^[15]通过数值模拟研究了底吹氧枪结构对熔池搅拌效果的影响,发现多层栅栏枪口结构有助于强化熔池内部的搅拌。TANG等^[16]对铜底吹熔炼工艺的熔池温度、进气富氧量和进料量进行了参数化研究,发现较高的熔池温度和较高的富氧量可以提高冰铜中的铜含量。刘方侃^[17]对底吹炼铅过程中的多相流行为进行了非稳态数值模拟,优化了底吹铅熔炼各项参数,与水模型对比验证了数学模型的可靠性。王书晓等^[18-19]对底吹炉氧枪出口处的蘑菇头进行了水模型和数值模拟研究,发现蘑菇头的生成主要受气体流量和低温气体温度影响。杨鹏等^[20]通过仿真研究发现,底吹炉氧枪出口处蘑菇头的存在使气泡体积与表面积更大、气泡在炉内停留时间更长,有利于反应充分进行,炉内流体的搅拌效果也得到了优化。

尽管目前已有大量水模型试验及仿真研究,但

本文所研究的国内单体最大铜底吹熔炼炉结构与先前的底吹炉相比发生了变化,炉体底部由多支单氧枪排列改变为多组氧枪排列(每两支距离较近的氧枪形成一组),目前存在渣含铜偏高、搅拌不均、熔炼效率低等问题。本文采用VOF模型及标准 $k-\epsilon$ 湍流模型对底吹炉内气-钼-渣多相流场及渣-钼澄清区进行模拟优化,通过改进澄清区附近氧枪喷吹强度及优化熔池深度,以延长澄清区分布,改善熔池搅拌效果,提高熔炼效率。模拟结果可对工业上喷吹设备的更新及工艺参数的改进提供理论指导。

1 模型建立

1.1 几何模型

对目前世界最大的卧式铜底吹熔池熔炼炉的结构特征进行适当简化,选取炉内主要熔体和气体流动区域作为计算域建立1:1物理模型。建立炉体壁面的几何体后通过流体域填充技术完成炉内全部流体计算域的几何建模,如图1所示。炉底有14组28支氧枪,交叉排布在炉体同侧,每组两支氧枪间距0.38 m,相邻两组氧枪间距1.15 m,共有14支9°氧枪和14支24°氧枪。炉体轴向长度为28.6 m,炉膛纵向截面为半径2.35 m的圆形。在本模型建立的坐标系下,X方向(炉体轴向)几何尺寸为-14.3 m至14.3 m,Y方向(炉体径向)为-2.35 m至2.35 m,Z方向(炉体径向)为-2.35 m至2.15 m。底吹炉几何模型的主要简化如下:

1)忽略炉体顶部进料、排烟结构和炉体两侧排渣、排钼口等炉体特征,忽略炉体耐火层厚度,炉体高度保留至4.5 m。

2)为了提升计算稳定性和加快计算速度,对氧枪做合理简化以提高网格模型的质量和适当缩减网格数量。不考虑氧枪的具体结构,原炉型中的氧枪按截面等效面积简化为正方形截面,正方形边长为0.026 3 m。

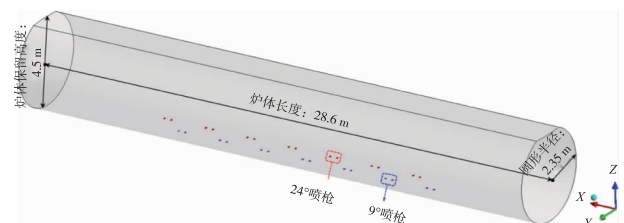


图1 底吹熔炼炉几何模型

Fig. 1 Geometric model of bottom blown smelting furnace

1.2 网格模型

采用六面体结构化网格划分技术对底吹炉几何体进行网格划分,得到高质量、平缓过渡的六面体网格。为提高流体信息捕捉的精度,在氧枪喷射区域进行了网格加密,针对圆面采用了井字形 O 型网格。底吹炉网格模型的网格数量为 820 万,对网格无关性进行了检验,网格模型如图 2 所示。



图 2 底吹熔炼炉六面体网格模型

Fig. 2 Hexahedral mesh model of bottom blown smelting furnace

1.3 数学模型

1.3.1 体积分数方程

由于本文所研究的气-铕-渣组成的气-液-固三相流存在明显的相界面,故选用 VOF 多相流模型。气相和渣相的体积分数方程为:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g) + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \mathbf{v}) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_s \rho_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \mathbf{v}) = 0 \quad (2)$$

冰铜相(铕相)的体积分数可由下式计算:

$$\alpha_m = 1 - \alpha_g - \alpha_s \quad (3)$$

式中, α_g 、 α_s 和 α_m 分别为气相、渣相和冰铜相的体积分数; ρ_g 和 ρ_s 分别为气相和渣相的密度 (kg/m^3); \mathbf{v} 为运动速度 (m/s)。

1.3.2 运动方程

气、铕、渣三相共用一套动量方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \mathbf{v}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu(\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T)] + \rho \mathbf{g} + f_{st} \quad (4)$$

式中, ρ 为混合密度 (kg/m^3); p 为压力 (Pa); μ 为有效黏度 ($\text{Pa} \cdot \text{s}$); \mathbf{g} 为重力加速度 (m/s^2); f_{st} 为界面张力 (N/m)。

ρ 和 μ 的计算公式如下:

$$\rho = \alpha_g \rho_g + \alpha_s \rho_s + \alpha_m \rho_m \quad (5)$$

$$\mu = \alpha_g \mu_g + \alpha_s \mu_s + \alpha_m \mu_m \quad (6)$$

式中, ρ_m 为冰铜相密度 (kg/m^3); μ_g 、 μ_s 和 μ_m 分别为气相、渣相和冰铜相的黏度 ($\text{Pa} \cdot \text{s}$)。

界面张力 f_{st} 选用 CFS (Continuum Surface Force) 模型,公式如下:

$$f_{st} = \sigma_{sg} \frac{\alpha_s \rho_s c_g \nabla \alpha_g + \alpha_g \rho_g c_s \nabla \alpha_s}{(\rho_s + \rho_g)/2} +$$

$$\sigma_{mg} \frac{\alpha_m \rho_m c_g \nabla \alpha_g + \alpha_g \rho_g c_m \nabla \alpha_m}{(\rho_m + \rho_g)/2} + \sigma_{sm} \frac{\alpha_s \rho_s c_m \nabla \alpha_m + \alpha_m \rho_m c_s \nabla \alpha_s}{(\rho_s + \rho_m)/2} \quad (7)$$

式中, $c_r = \nabla \cdot \mathbf{n}$, $\mathbf{n} = \frac{\mathbf{n}}{|\mathbf{n}|}$, $\mathbf{n} = \nabla \alpha_r$, $r = g, s, m$; \mathbf{n} 为单位法向量; σ_{sg} 、 σ_{mg} 和 σ_{sm} 分别为渣相-气相、冰铜相-气相以及渣相-冰铜相的界面张力 (N/m)。

1.3.3 能量方程

气、铕、渣三相共用一套能量方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \nabla \cdot [v(\rho E + p)] = \nabla \cdot (k_{eff} \nabla T) \quad (8)$$

式中, k_{eff} 为有效导热系数 ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$), 与 ρ 、 μ 计算方法一致,由三相体积平均求得; T 为温度 (K), E 为能量 (J/kg), 两者均通过三相质量平均求得。

在本文的仿真计算中,并未对温度场进行深入探究。开启能量方程仅为了给入口、出口和炉体内部的流体各自一个温度,借以计算气相的密度变化(气相密度选用 Fluent 不可压缩理想气体模型)。不可压缩理想气体模型控制方程如下:

$$\rho_g = \frac{p_{op}}{\frac{R}{M_w} T} \quad (9)$$

式中, p_{op} 为 Fluent 操作压力 (Pa); R 为理想气体常数; M_w 为气体分子量。

1.3.4 湍流模型

针对底吹炉内的湍流,选用标准 $k-\epsilon$ 湍流模型,控制方程如下:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \nabla \cdot (\rho k \mathbf{v}) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + G_k - \rho \epsilon \quad (10)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \epsilon) + \nabla \cdot (\rho \epsilon \mathbf{v}) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \nabla \epsilon \right] + C_{1\epsilon}$$

$$\frac{\epsilon}{k} G_k - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{k} \quad (11)$$

式中, k 为湍动能 (m^2/s^2); ϵ 为湍流耗散率 (m^2/s^3); μ_t 为湍流黏度 ($\text{Pa} \cdot \text{s}$); G_k 为由层流速度梯度产生的湍流动能 (m^2/s^2); σ_k 、 σ_ϵ 分别是 k 和 ϵ 的湍流普朗特数。

μ_t 的计算公式如下:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (12)$$

模型中默认参数的数值为: $C_\mu = 0.09$, $C_{1\epsilon} =$

1.44, $C_{2e} = 1.92, \sigma_k = 1.0, \sigma_e = 1.3$ 。

1.4 物性参数、边界条件及求解设置

1.4.1 物性参数

选用 Fluent 软件中的不可压缩理想气体模型确定气相的密度。采用 HRV-1600P 型高温黏度测试仪和 SQV-II-14 型材料高温综合物性测试仪,参照标准 GB/T 4472—2011、ASTM C965—96(2017)及 GB/T 27842—2011,对渣相和铕相在高温熔融状态下的密度、黏度和界面张力进行测定。物性参数设置见表 1。

表 1 物性参数设置

Table 1 Physical parameters setting

物相	密度/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	黏度/ ($\text{Pa} \cdot \text{s}$)	界面张力/ ($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$)
气相	不可压缩理想 气体模型	2×10^{-5}	$0.02(\sigma_{sm})$
渣相	4 266	0.35	$0.46(\sigma_{sg})$
铕相	5 476	0.08	$0.32(\sigma_{mg})$

1.4.2 边界条件及求解设置

氧枪进口处表压设为 500 000 Pa,湍流强度设为 2.75%,水力直径设为 0.026 3 m,进口考虑气体预热给与较高的温度。炉顶设为压力出口,出口处表压设为 0,回流方向设为垂直于边界,回流湍流强度设为 3.65%。方程求解采用一节迎风差格式,各控制方程残差收敛于 10^{-3} 。初始化时,以炉底为基准, $-2.35 \sim -1.05$ m 为冰铜相, $-1.05 \sim -0.5$ m 为渣相, $-0.5 \sim 2.15$ m 为气相,如图 3 所示。

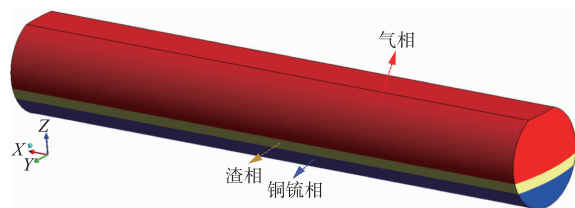


图 3 气铕渣三相分布(初始化时)
Fig. 3 Three-phase distribution of gas-matte-slag (During initialization)

2 结果分析

2.1 澄清区优化

铜底吹熔炼炉在运行中渣含铜较高,王玲等^[21]通过工艺矿物学研究发现,铜底吹熔炼渣中的铜有两种赋存状态,冰铜和未反应完全的生料。主要是熔体局部搅拌剧烈且在排渣期间冰铜沉降不充分造成的冰铜机械夹带,另一方面是熔体局部搅拌不足导致了铜铁硫化相的未反应完全和黄铜矿未来得及

参与反应,致使生料夹杂在渣中。由此提出关闭靠近排渣端的部分氧枪,延长澄清区的长度,以降低澄清区熔体运动速度、延长澄清时间,进一步实现降低渣含铜。建立三个模型,模型一为原工况下的模型,28 支氧枪全部开启;模型二为关闭靠近排渣端 2 支氧枪的模型,开 26 支氧枪;模型三为关闭靠近排渣端 4 支氧枪的模型,开 24 支氧枪。

2.1.1 渣相分布及澄清区变化

取截面 $Y = -0.65$ m(两排氧枪中间的截面)作渣相分布云图,搅拌区分布在炉体中部,冰铜和炉渣的澄清分离区位于炉体两侧。在冰铜、炉渣、气体三相充分混合的喷吹搅拌区,湍流强度较大,熔池搅拌强度较大,气、铕、渣三相混合剧烈,主要发生造铕和造渣化学反应。熔池两侧运动速度较小,便于冰铜和炉渣的澄清分离。搅拌区的渣相分布不均匀,许多区域处于欠搅拌状态,在弱搅拌区由于搅拌不足,容易造成渣聚结和反应不完全。强搅拌区的搅拌过于剧烈,尤其靠近澄清分离区的搅拌若剧烈过度,会对渣和冰铜的分离造成影响。搅拌不足和搅拌过于剧烈都会造成渣含铜较高,熔池也常常伴随剧烈的搅拌而发生喷溅。澄清区靠近端部的渣层纵向位置较高(Z 值较大),靠近搅拌区的渣层位置较低呈下坠趋势,这是由于渣相密度小于冰铜相密度,渣、铕经过澄清分离区得到了分离,底部的冰铜相增加,因而在端部的渣层高度较高,若分离不彻底则端部渣层位置会较低。从图 4 渣相分布来看,关闭 2 支和 4 支氧枪,澄清区明显延长。

取渣层中部一条线段上的数据进行分析(截面 $Y = -0.65$ m, $Z = -0.75$ m),以渣相体积分数超过 90% 的部分为澄清区,3 个模型渣相分布的对比如图 5a 所示。关闭 2 支氧枪(模型二)相较于原工况(模型一)澄清区长度增加了 28.24%(0.92 m);关闭 4 支氧枪(模型三)相较于原工况(模型一)澄清区长度增加了 51.45%(1.68 m)。随着关闭氧枪数量的增加,澄清区的长度得到了明显延长,有利于增加渣、铕混合相的分离时间。

取略低位置作同样的数据处理(截面 $Y = -0.65$ m, $Z = -0.77$ m)如图 5b 所示。关闭 2 支氧枪相较于原工况澄清区长度增加了 26.61%(0.93 m);关闭 4 支氧枪相较于原工况澄清区长度增加了 48.88%(1.71 m)。对两条线段上的数据求平均,关闭 2 支氧枪后,冰铜相和渣相的渣-铕澄清区延长了 27.425%(0.925 m),关闭 4 支氧枪后,渣-铕澄清区延长了 50.165%(1.695 m)。

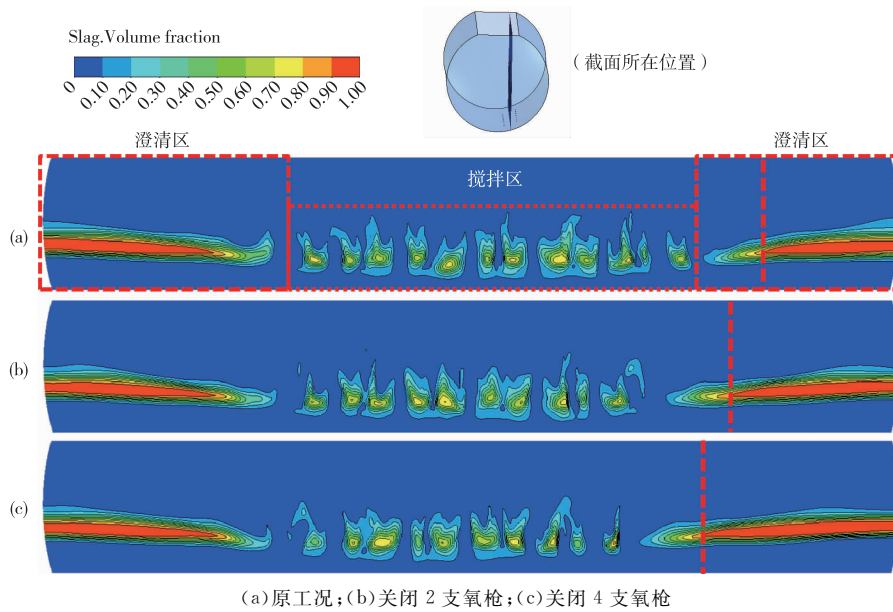
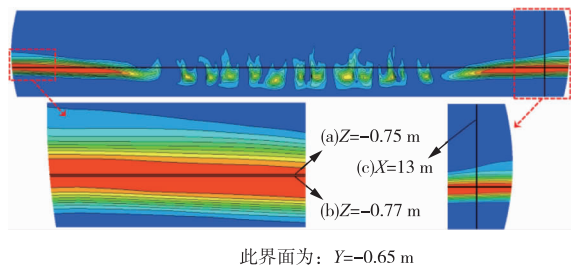


图 4 不同工况下的渣相分布

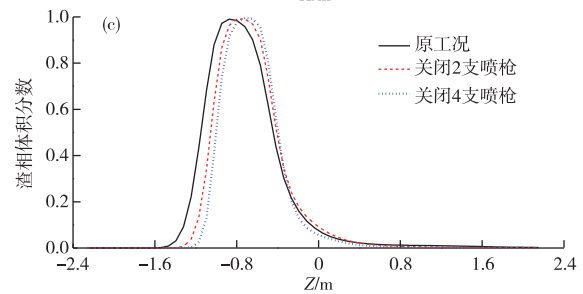
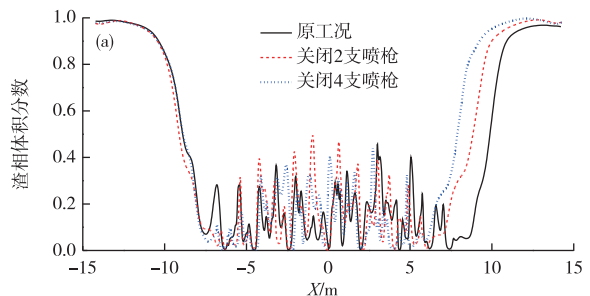
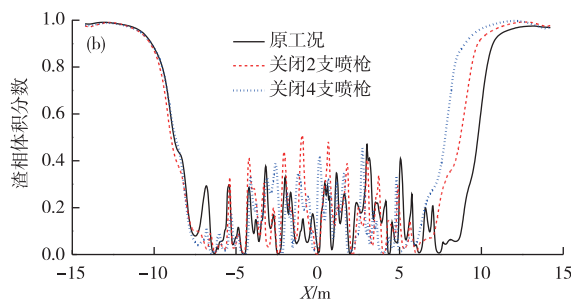
Fig. 4 Slag phase distribution under different conditions

图 5c 为炉体端部纵向一条线段上的渣相分布 (截面 $Y = -0.65 \text{ m}$, $X = 13 \text{ m}$), 此线穿过澄清区。开始阶段由于处于冰铜区, 渣相体积分数为 0。随着高度的增加, 渣相体积分数随之增加, 到达渣层时接近为 1, 超过渣层后, 渣相体积分

在气相区其值变为 0。随着关闭氧枪数量的增加, 渣层所处高度随之增加, 这是由于渣层含冰铜减少导致了渣层密度的降低和底部冰铜的增加, 同样说明关闭靠近排渣端的氧枪有利于渣相和冰铜相的澄清分离。



此界面为: $Y = -0.65 \text{ m}$



(a) $Y = -0.65 \text{ m}$, $Z = -0.75 \text{ m}$; (b) $Y = -0.65 \text{ m}$, $Z = -0.77 \text{ m}$; (c) $Y = -0.65 \text{ m}$, $X = 13 \text{ m}$

图 5 不同工况下渣相的轴向及径向分布

Fig. 5 Axial and radial distribution of slag phase under different conditions

2.1.2 速度及流场分布

选取靠近炉体底部 9° 氧枪位置的截面作速度分布图, 如图 6 所示。每组氧枪两侧形成两个高速环流, 底吹炉两端的澄清区各有一个较大的低

速环流。流场的高速区分布在熔池中部的搅拌区, 且在每组氧枪位置气流比较集中, 易发生气流聚并现象。流场速度在搅拌区的变化范围较大, 在每组氧枪间隙, 流速成较大梯度降低。氧枪上

方的喷吹区速度超过 10 m/s,而与之距离较近的很多区域速度却只处于 1 m/s 之内。速度分布与渣相分布互相印证,搅拌区速度较低的地方,气、铈、渣三相混合不充分造成反应不完全,而速度过高的强搅拌区则易发生喷溅,尤其靠近排渣端的

强搅拌区对渣、铈分离有较大的负面影响,会造成过多的冰铜与渣无法完全分离而停留在渣中。若喷吹区相邻的两支气流发生聚并现象还会造成气液接触面积减小、气液接触时间变短等负面影响,进而降低熔炼效率。

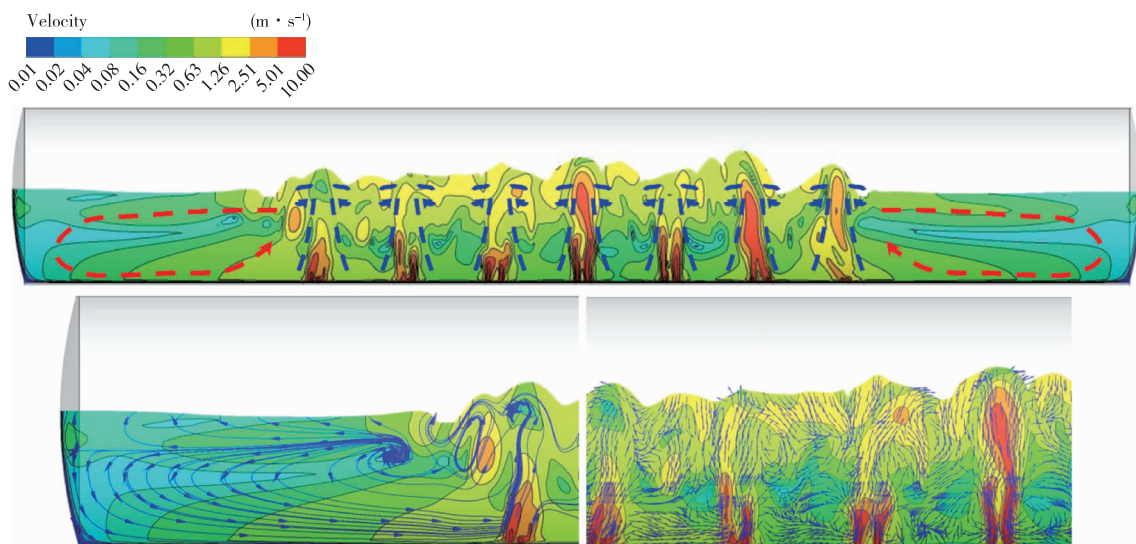
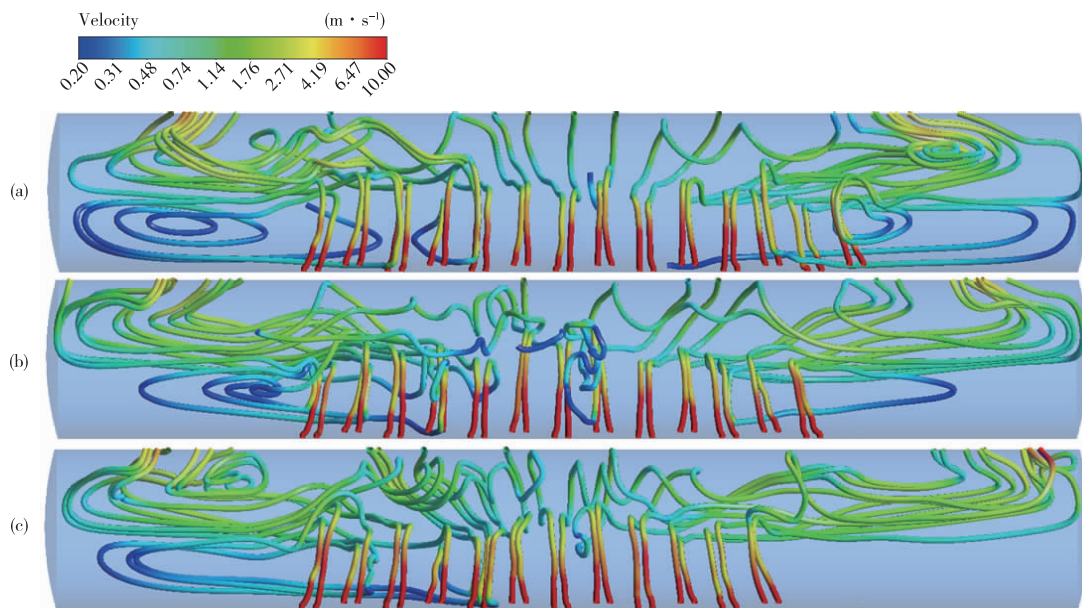


图 6 原工况炉内速度分布

Fig. 6 Velocity distribution in original conditions

流场迹线如图 7 所示,在原工况的氧枪排布下,端部渣相和冰铜相的循环流动较为明显,说明渣、铈循环通量较大,会延缓渣、铈的澄清分离。关闭靠近排渣端的 2 支和 4 支氧枪后,端部循环流动减弱,有助于改善渣、铈的澄清分离效果。

本仿真模型未对炉内温度场进行深入探究,氧枪关闭后可能会造成渣温下降过大,流动性变差。因此,可对靠近排渣端的 2~4 支氧枪进行降低喷气量的操作以减弱渣-铈澄清区的搅动,同时也能防止渣温过低,以免影响渣、铈的澄清分离和排渣。



(a)原工况;(b)关闭 2 支氧枪;(c)关闭 4 支氧枪

图 7 不同工况下的流场流线

Fig. 7 Streamline of flow field under different conditions

2.2 熔池深度优化

在熔池熔炼中,熔池深度对生产有较大影响,熔池过浅或过深,可能会导致熔池气含率不足及搅动均匀性差等现象,进而导致反应不完全、熔炼效率低等问题。原工况下,冰铜相质量为 608 569.50 kg,渣相的质量为 289 186.19 kg。现保持冰铜相与渣相的质量比值一致,探究熔池深度的变化对铜富氧底吹熔炼的影响。通过 MATLAB 编程求出不同熔体质量情况下的熔池深度及各相厚度。共设置 6 种不同的熔池深度,熔体相对质量的范围为 0.7 至 1.2(1.0 为原工况),对应的熔池深度、冰铜相厚度、渣相厚度如表 2 所示。

表 2 熔体相对质量—熔池深度对应表

Table 2 Corresponding table of melt relative quality and smelting bath depth

相对质量	熔池深度/m	冰铜相厚度/m	渣相厚度/m
0.7	1.44	1.02	0.42
0.8	1.58	1.13	0.45
0.9	1.72	1.22	0.50
1.0	1.85	1.30	0.55
1.1	1.98	1.41	0.57
1.2	2.12	1.50	0.62

气含率为熔池内部气相体积占气液总体积的百分比,气相对炉内多种流体之间的搅拌起到重要作用,同时也参与化学反应,影响炉内的速度分布和温度分布;熔体的速度标准差则能够体现熔体搅拌均匀性,搅拌均匀性对熔炼效率有着较大影响,如 2.1 节所述,搅拌过于剧烈和搅拌不足均会导致有铜停留在熔炼渣中而无法分离。现考察气含率、熔体速度标准差(SD)两个指标来判断熔池深度的优劣,除去两侧澄清区仅对搅拌区进行分析,气含率的计算范围为熔池的搅拌区,熔体速度标准差的计算范围则是熔池搅拌区去除气相后的熔体(渣相和冰铜相)。由于网格体积的非均匀性,采用公式(13)和(14)分别计算得到了不同熔池深度下的气含率和 SD,计算结果如图 8 和图 9 所示。

$$\epsilon_g = \frac{\sum_{i=1}^n \alpha_{ig} \cdot V_i}{\sum_{i=1}^n V_i} \quad (13)$$

$$SD = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (v_i - v_a)^2 \frac{(\alpha_{is} + \alpha_{im}) \cdot V_i}{V_{asm}}}{n-1}} \quad (14)$$

$$v_a = \frac{\sum_{i=1}^n v_i \cdot (\alpha_{is} + \alpha_{im}) \cdot V_i}{\sum_{i=1}^n (\alpha_{is} + \alpha_{im}) \cdot V_i} \quad (15)$$

$$V_{asm} = \frac{\sum_{i=1}^n (\alpha_{is} + \alpha_{im}) \cdot V_i}{n} \quad (16)$$

式中, n 为熔池搅拌区的网格数量; ϵ_g 为气含率; α_{ig} 为第 i 个网格的气相体积分数; α_{is} 为第 i 个网格的渣相体积分数; α_{im} 为第 i 个网格的冰铜相体积分数; V_i 为第 i 个网格的体积; v_i 为第 i 个网格存储的运动速度; v_a 为熔体平均速度; V_{asm} 为熔体所占网格平均体积。

熔池深度由浅变深后,气体从氧枪喷入后到达熔池表面的距离延长,使得气体在熔池中存在的时间增长,熔池的气含率增大。高速的气体分子与周围更多的低速熔体分子发生动量和能量传递,熔池搅拌增强,熔体之间的速度差缩小,熔体速度标准差呈减小趋势,搅拌均匀性更好,熔炼效率也会随之提升。由于模型采用的喷气量较大,当熔池深度为 1.58 m 时,气含率达到 26.101%,熔体速度标准差为 0.168 m/s。当熔体深度持续增加,熔体质量也随之增加,尽管气体在熔池内停留时间也在延长,但熔池整体的气含率降低。随着熔池深度的不断增加,熔体分子越来越多,高速气体分子所携带的动量和能量不足以传递给数目不断增加的低速熔体分子,靠近气相喷吹区的熔体分子能够通过动量和能量传输获得较高的速度,而距离较远的熔体分子由于无法获得足够的动量和能量进而导致速度较低,故而熔体速度标准差增加,搅拌均匀性变差。综上,得出较优的熔池深度范围为 1.5~1.7 m。

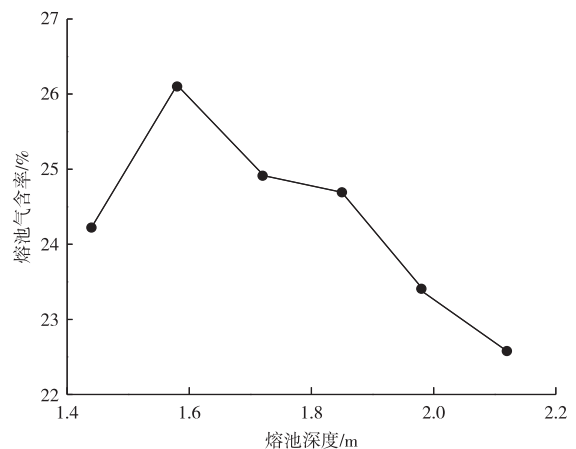


图 8 气含率随熔池深度的变化曲线

Fig. 8 Change of gas holdup at different smelting bath depth

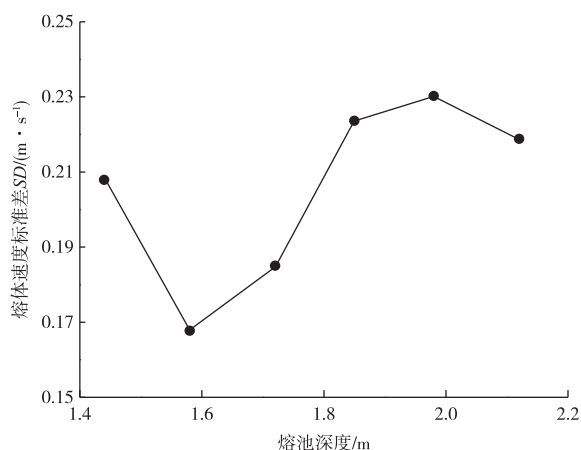


图9 熔体速度标准差随熔池深度的变化曲线

Fig. 9 Change of SD of melt velocity at different smelting bath depth

3 结论

1) 改变靠近排渣端氧枪数量对延长澄清区长度、降低渣含铜具有显著的积极影响。与原工况相比,关闭2支氧枪后,渣-铋澄清区延长了27.425% (0.925 m),关闭4支氧枪后,渣-铋澄清区延长了50.165% (1.695 m)。

2) 熔池深度由浅变深后,气含率升高,熔体速度标准差降低,搅拌均匀性变好,当熔池深度为1.58 m时,气含率达到26.101%,熔体速度标准差为0.168 m/s。熔池深度继续增加后,气含率随之降低,熔体速度标准差也随之升高,搅拌均匀性变差。得出较优的熔池深度范围为1.5~1.7 m。

参考文献

[1] 杜新玲,赵高峰,王红伟. 氧气底吹炼铜技术的工业化应用[J]. 中国有色冶金, 2018, 47(4): 4-6, 73.
DU X L, ZHAO G F, WANG H W. Industrial application of oxygen bottom-blowing copper smelting technology [J]. China Nonferrous Metallurgy, 2018, 47(4): 4-6, 73.

[2] 陈知若. 底吹熔池炼铜技术的应用[J]. 中国有色冶金, 2009, 38(5): 16-22.
CHEN Z R. The application of oxygen bottom-blown bath smelting of copper [J]. China Nonferrous Metallurgy, 2009, 38(5): 16-22.

[3] 崔志祥,申殿邦,王智,等. 高富氧底吹熔池炼铜新工艺[J]. 有色金属(冶炼部分), 2010(3): 17-20.
CUI Z X, SHEN D B, WANG Z, et al. New process of copper smelting with oxygen enriched bottom blowing

technology [J]. Nonferrous Metals (Extractive Metallurgy), 2010(3): 17-20.

[4] 张振扬,陈卓,闫红杰,等. 富氧底吹熔炼炉内气液两相流动的数值模拟[J]. 中国有色金属学报, 2012, 22(6): 1826-1834.
ZHANG Z Y, CHEN Z, YAN H J, et al. Numerical simulation of gas-liquid multi-phase flows in oxygen enriched bottom-blown furnace [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2012, 22(6): 1826-1834.

[5] ZHAO H L, LU T T, YIN P, et al. An experimental and simulated study on gas-liquid flow and mixing behavior in an ISASMELT furnace [J]. Metals, 2019, 9(5): 565. DOI: 10.3390/met9050565.

[6] ZHAO H L, LU T T, LIU F Q, et al. Computational fluid dynamics study on a top-blown smelting process with lance failure in an ISA furnace [J]. JOM, 2019, 71(5): 1643-1649.

[7] 王东兴,张延安,刘燕,等. 氧气底吹造钼过程中气泡行为的水模实验[J]. 东北大学学报(自然科学版), 2013, 34(12): 1755-1758.
WANG D X, ZHANG T A, LIU Y, et al. Water model study of bubble behavior in matte smelting process with oxygen bottom blowing [J]. Journal of Northeastern University (Natural Science), 2013, 34(12): 1755-1758.

[8] SHUI L, CUI Z X, MA X D, et al. Mixing phenomena in a bottom blown copper smelter: A water model study [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2015, 46(3): 1218-1225.

[9] SHUI L, CUI Z X, MA X D, et al. Understanding of bath surface wave in bottom blown copper smelting furnace [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2016, 47(1): 135-144.

[10] 张红亮,汤卓,陈永明,等. 底吹炼铅炉内流动的数值模拟[J]. 中国有色金属学报, 2017, 27(3): 637-647.
ZHANG H L, TANG Z, CHEN Y M, et al. Numerical simulation of multiphase flow in bottom-blowing furnace for lead smelting [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2017, 27(3): 637-647.

[11] 余跃. 气体流量对底吹炼铜炉吹炼过程的影响[J]. 有色金属(冶炼部分), 2020(8): 1-8.
YU Y. Influence of gas flow rate on converting process of bottom-blowing copper converter [J]. Nonferrous Metals (Extractive Metallurgy), 2020(8): 1-8.

[12] 李鹏,王仕博,王华,等. 底吹熔池氧枪排布对气体振荡射流强化搅拌效果的定量评价[J]. 中国有色金属学报, 2020, 30(7): 1653-1666.
LI P, WANG S B, WANG H, et al. Quantitative evaluation of enhanced stirring effect of oscillatory gas

- jet caused by oxygen lance arrangement in bottom blown bath [J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2020, 30(7): 1653-1666.
- [13] 闫红杰, 刘方侃, 张振扬, 等. 氧枪布置方式对底吹熔池熔炼过程的影响[J]. *中国有色金属学报*, 2012, 22(8): 2393-2400.
- YAN H J, LIU F K, ZHANG Z Y, et al. Influence of lance arrangement on bottom-blowing bath smelting process [J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2012, 22(8): 2393-2400.
- [14] LAI Z Y, XIE Z, ZHONG L C. Influence of bottom tuyere configuration on bath stirring in a top and bottom combined blown converter [J]. *ISIJ International*, 2008, 48(6): 793-798.
- [15] 张体富, 陈全坤, 杨应宝, 等. 底吹喷枪结构对熔池搅拌效果的影响特性研究[J]. *有色金属(冶炼部分)*, 2020(7): 86-93.
- ZHANG T F, CHEN Q K, YANG Y B, et al. Study on characteristics and effect of bottom blowing lance structure on stirring of molten bath [J]. *Nonferrous Metals (Extractive Metallurgy)*, 2020(7): 86-93.
- [16] TANG G W, TANG K L, SILAEN A K. CFD modeling of flow and chemical reactions in a submerged lance copper smelting furnace [C]//TMS 2018: 9th International Symposium on High-Temperature Metallurgical Processing. Springer, Cham, 2018: 103-114.
- [17] 刘方侃. 底吹炼铅熔炼炉内多相流动数值模拟与优化[D]. 长沙: 中南大学, 2013.
- LIU F K. Numerical simulation and optimization of multiphase flow in bottom blowing lead smelting furnace [D]. Changsha: Central South University, 2013.
- [18] 王书晓, 余跃, 温治, 等. 铜底吹炉氧枪出口端蘑菇头生成过程水模实验研究[J]. *中国有色冶金*, 2018, 47(1): 47-53.
- WANG S X, YU Y, WEN Z, et al. Hydraulic model test study on mushroom head at the end of oxygen lance of the bottom-blowing copper smelting furnace [J]. *China Nonferrous Metallurgy*, 2018, 47(1): 47-53.
- [19] 王书晓, 余跃, 温治, 等. 蘑菇头对铜底吹炉内气液流动影响数值模拟研究[J]. *中国有色冶金*, 2018, 47(3): 23-27, 43.
- WANG S X, YU Y, WEN Z, et al. Numerical simulation study on the influence of mushroom head on gas-liquid flow in bottom-blowing copper smelting furnace [J]. *China Nonferrous Metallurgy*, 2018, 47(3): 23-27, 43.
- [20] 杨鹏, 苏福永, 刘训良, 等. 底吹炉喷枪出口处“蘑菇头”对气体行为影响的模拟研究[J]. *有色金属(冶炼部分)*, 2016(11): 1-4.
- YANG P, SU F Y, LIU X L, et al. Simulation of gas behavior influenced by “head of mushroom” on nozzle on bottom-blowing furnace [J]. *Nonferrous Metals (Extractive Metallurgy)*, 2016(11): 1-4.
- [21] 王玲, 李广建, 张文娟, 等. 富氧底吹粗铜熔炼渣中铜的赋存状态研究[J]. *有色金属(冶炼部分)*, 2019(9): 97-102.
- WANG L, LI G J, ZHANG W J, et al. Mineralogical study of copper loss in oxygen bottom blown smelting slag [J]. *Nonferrous Metals (Extractive Metallurgy)*, 2019(9): 97-102.