doi：10. 14186/j. cnki. 1671-6620. 2025. 171

闪速炉炼铜挂渣长度对上升烟道壁面磨损影响的数值模拟仿真

张俊朋[1]，穆玺文[2,3]，田加科[4]，张 扬[3]，张 浩[2]
（1. 江西铜业股份有限公司 贵溪冶炼厂，江西 贵溪 335424；2. 东北大学 冶金学院，沈阳 110819；
3. 深圳秩益科技有限责任公司，广东 深圳 518110；4. 北京瑞太智联技术有限公司，北京 100020）

摘 要：为探究闪速炉炼铜过程中挂渣长度对上升烟道壁面磨损的影响，采用双流体模型进行数值模拟仿真分析.结果表明：烟道迎风面的壁面磨损区域随着挂渣长度的增加呈现出先增大后减小的趋势，当挂渣长度为 0.4 m 时，磨损区域达到最大，尺寸为高 2 m、宽 0.6 m，减小挂渣长度可以避免气流对壁面长时间高强度冲刷导致的磨损；当挂渣长大至 0.5 m 时，改变多相流动特性可以保护烟道壁面；此外，工艺风流量的降低可以有效减弱烟道壁面受到的冲刷，当挂渣长度为 0.4 m 时，工艺风流量（标准状态）自 22 103 m^3/h 至 12 103 m^3/h，每下调2 000 m^3/h，烟道壁面受到的冲刷强度依次下降 4.8%、10.5%、5.6%、13.2%和 17.7%；当挂渣长度为 0.5 m 时，局部区域磨损程度出现随工艺风流量减小而增大的现象，但烟道整体冲刷强度的降低趋势与渣长为 0.4 m 时一致，且该工况对应的冲刷强度更低.

关键词：闪速炉炼铜；双流体模型；挂渣；壁面磨损
中图分类号：TF 811 **文献标志码**：A **文章编号**：1671-6620（2026）06-0516-09

Numerical investigation on the effect of slag length on the wear of ascending flue walls during copper flash smelting process

Zhang Junpeng[1], Mu Xiwen[2,3], Tian Jiake[4], Zhang Yang[3], Zhang Hao[2]
(1. Guixi Smelter, Jiangxi Copper Co., Ltd., Guixi 335424, China; 2. School of Metallurgy, Northeastern University, Shenyang 110819, China; 3. Shenzhen Zhiyi Technology Co., Ltd., Shenzhen 518110, China; 4. Beijing Ruitai Zhilian Technology Co., Ltd., Beijing 100020, China.)

Abstract: In order to investigate the effect of slag length on the wear of the flue wall during the copper flash smelting process, a numerical analysis has been carried out using a two-fluid model. The results indicate that the wear area on the upstream side of the flue wall increases initially and then decreases as the slag length increases. When the slag length reaches 0.4 m, the wear degree reaches its maximum, with a wear area of 2 m in height and 0.6 m in width. It is found that reducing the slag length can prevent the high-intensity wall erosion which is caused by the high-speed flue flow. Additionally, when the slag length reaches 0.5 m, the wall surface can be protected by altering the flow pattern of the multi-phase flue flow. Furthermore, reducing the airflow rate can effectively weaken the erosion on the flue wall. When the slag length is 0.4 m, a reduction of 2 000 m^3/h on the airflow rate from 22 103 m^3/h to 12 103 m^3/h can result in a corresponding reduction in erosion intensity of 4.8%, 10.5%, 5.6%, 13.2%, and 17.7%, respectively. When the slag length is 0.5 m, the wear intensity in local areas is found to increase as the airflow rate decreases. However, the general trend of reduced erosion with decreasing the airflow rate is consistent with that when the slag length is 0.4 m, and the wear intensity is lower when the slag length is larger.

Key words: copper flash smelting; two-fluid model; slag; wall wear

收稿日期：2025-07-29.
基金项目：中央高校基本科研业务项目（N25YJS003）.
作者简介：张俊朋（1989—），男，工程师.
通讯作者：张浩（1984—），男，教授，E-mail：zhangh@ mail. neu. edu. cn.

引文格式：张俊朋，穆玺文，田加科，等. 闪速炉炼铜挂渣长度对上升烟道壁面磨损影响的数值模拟仿真［J］. 材料与冶金学报，2026，25（5）：516-524.（Zhang Junpeng, Mu Xiwen, Tian Jiake, et al. Numerical investigation on the effect of slag length on the wear of ascending flue walls during copper flash smelting process［J］. Journal of Materials and Metallurgy, 2026, 25（5）: 516-524.）

闪速熔炼铜技术因高效、节能和环保等特性，已成为现代铜冶炼的主导工艺[1]. 在闪速炉实际运行过程中，由于长期在极端环境服役，炉体面临着严峻的结构损伤挑战.其中，烟气对烟道壁面的冲刷磨损是导致耐火材料失效、冷却元件漏水[2]及引发炉体局部破损的核心因素之一.过度的冲刷磨损会增加停炉检修频率[3]，带来巨大的经济损失和安全隐患.为保障生产的安全顺利进行，需要对容易受到冲刷磨损的区域(下简称易冲刷区域)的壁面额外进行加固并增加换热元件.为满足生产需求，闪速炉多处设置送风口，持续向炉内通入常温空气.但是，局部区域温度的下降易造成炉壁挂渣，进而改变炉内流场几何形态，引发易冲刷区域偏移、冲刷磨损程度加剧等问题，存在较大安全隐患.因此，量化解析炉壁冲刷磨损的形成机理，明确炉体结构与操作参数对冲刷磨损的影响规律，对优化炉体防护方案、延长炉体使用寿命、保障安全生产具有重要工程价值.

然而，无论是在实验室还是工艺现场，想要直接获取炉内关键区域冲刷磨损的实时数据均面临巨大困难.随着计算机软硬件技术的飞速发展，数值模拟仿真以成本低、灵活度高和操作安全等优势，被广泛用于解决极端环境的工程问题[4].郭学益等[5]开展了氧气底吹炼铜模拟仿真研究，对氧气底吹炼铜反应机理、炉内流动及设备改进进行分析和总结.祝振宇等[6]针对不同工况下的富氧侧吹熔池进行数值模拟研究，结果表明，低风口对吹会使熔池内部熔体的平均速度更大.殷攀等[7]采用数值模拟方法对 ISA 熔炼炉顶吹熔炼过程进行研究，发现喷枪加入旋流片后有利于气流沿径向分布.由此可见，数值模拟仿真方法确实能够构建反映实际几何与操作条件的虚拟模型，在深入解析炉内难以直接观测区域的复杂流动特性及其对壁面的力学作用(如速度场、壁面剪切应力等)等方面具有独特优势，为研究反应器壁面冲刷磨损机理提供了一条高效可行的途径.

目前，双流体(Eulerian-Eulerian)模型已被广泛用来处理传统化工反应器的气液/气固多相流动问题，该模型基于颗粒动力学理论[8]，将分散相视为连续介质，在欧拉框架下，与连续相求解各自的守恒方程，并考虑了相间的动量、能量交换.相较于拉格朗日方法，基于欧拉思想的双流体模型在处理密集颗粒相的工程问题时，计算效率更高.其在气力输送装置[9]、流化床反应器[10]等多种工业设备的机理和工艺研究中被广泛应用，但在铜闪速炉这一复杂场景中的应用仍需深入探索.基于此，本文采用双流体模型对闪速炼铜过程中挂渣引发的下游烟道壁面磨损开展数值模拟，以期为闪速炉熔炼工艺优化提供理论依据.

1　双流体模型

1.1　多相流动模型

连续性方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_{\mathrm{f}}\rho_{\mathrm{f}})+\nabla\cdot(\alpha_{\mathrm{f}}\rho_{\mathrm{f}}\vec{v}_{\mathrm{f}})=0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_{\mathrm{l}}\rho_{\mathrm{l}})+\nabla\cdot(\alpha_{\mathrm{l}}\rho_{\mathrm{l}}\vec{v}_{\mathrm{l}})=0 \tag{2}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_{\mathrm{s}}\rho_{\mathrm{s}})+\nabla\cdot(\alpha_{\mathrm{s}}\rho_{\mathrm{s}}\vec{v}_{\mathrm{s}})=0 \tag{3}$$

式中：α 为体积分数；ρ 为密度；$\vec{v}$为速度矢量；下标 f、l 和 s 分别为气相、液相和固相，分别代表了炉中的气体、熔融态的金属化合物及精矿颗粒.

气液两相动量方程分别为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_{\mathrm{f}}\rho_{\mathrm{f}}\vec{v}_{\mathrm{f}})+\nabla\cdot(\alpha_{\mathrm{f}}\rho_{\mathrm{f}}\vec{v}_{\mathrm{f}}\vec{v}_{\mathrm{f}})=-\alpha_{\mathrm{f}}\nabla p+\nabla\cdot\overline{\overline{\tau}}_{\mathrm{f}}+\alpha_{\mathrm{f}}\rho_{\mathrm{f}}\vec{g}+K_{\mathrm{sf}}(\vec{v}_{\mathrm{s}}-\vec{v}_{\mathrm{f}})+K_{\mathrm{lf}}(\vec{v}_{\mathrm{l}}-\vec{v}_{\mathrm{f}}) \tag{4}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_{\mathrm{l}}\rho_{\mathrm{l}}\vec{v}_{\mathrm{l}})+\nabla\cdot(\alpha_{\mathrm{l}}\rho_{\mathrm{l}}\vec{v}_{\mathrm{l}}\vec{v}_{\mathrm{l}})=-\alpha_{\mathrm{l}}\nabla p+\nabla\cdot\overline{\overline{\tau}}_{\mathrm{l}}+\alpha_{\mathrm{l}}\rho_{\mathrm{l}}\vec{g}+K_{\mathrm{sl}}(\vec{v}_{\mathrm{s}}-\vec{v}_{\mathrm{l}})+K_{\mathrm{lf}}(\vec{v}_{\mathrm{f}}-\vec{v}_{\mathrm{l}}) \tag{5}$$

式中：p 为两相分担的压力；$\vec{g}$为重力加速度；$\overline{\overline{\tau}}_{\mathrm{f}}$和$\overline{\overline{\tau}}_{\mathrm{l}}$分别为气相和液相的应力应变张量，其表达式分别为

$$\overline{\overline{\tau}}_{\mathrm{f}}=\alpha_{\mathrm{f}}\mu_{\mathrm{f}}[\nabla\vec{v}_{\mathrm{f}}+(\nabla\vec{v}_{\mathrm{f}})^{T}]+\alpha_{\mathrm{f}}\left(\lambda_{\mathrm{f}}-\frac{2}{3}\mu_{\mathrm{f}}\right)\nabla\cdot\vec{v}_{\mathrm{f}}\overline{\overline{I}} \tag{6}$$

$$\overline{\overline{\tau}}_{\mathrm{l}}=\alpha_{\mathrm{l}}\mu_{\mathrm{l}}[\nabla\vec{v}_{\mathrm{l}}+(\nabla\vec{v}_{\mathrm{l}})^{T}]+\alpha_{\mathrm{l}}\left(\lambda_{\mathrm{l}}-\frac{2}{3}\mu_{\mathrm{l}}\right)\nabla\cdot\vec{v}_{\mathrm{l}}\overline{\overline{I}} \tag{7}$$

式中：μ 和 λ 分别为剪切黏度和体积黏度；$\overline{\overline{I}}$为单位张量.

颗粒在流体中运动受到的力包括曳力、重力和浮力、附加质量力、Basset 力、压力梯度力、Magnus 力、Saffman 力等.在该闪速炉系统中，精矿以颗粒的形式从喷嘴进入闪速炉中，只考虑主要作用力即相间曳力、重力和压力梯度力对流动的影响，固相动量方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_{\mathrm{s}}\rho_{\mathrm{s}}\vec{v}_{\mathrm{s}})+\nabla\cdot(\alpha_{\mathrm{s}}\rho_{\mathrm{s}}\vec{v}_{\mathrm{s}}\vec{v}_{\mathrm{s}})=-\alpha_{\mathrm{s}}\nabla p-\nabla p_{\mathrm{s}}+\nabla\cdot\overline{\overline{\tau}}_{\mathrm{s}}+\alpha_{\mathrm{s}}\rho_{\mathrm{s}}\vec{g}+K_{\mathrm{sf}}(\vec{v}_{\mathrm{f}}-\vec{v}_{\mathrm{s}})+K_{\mathrm{sl}}(\vec{v}_{\mathrm{l}}-\vec{v}_{\mathrm{s}}) \tag{8}$$

本文中采用 Gidaspow 气固两相曳力模型[11-13]，相间曳力系数可表示为

$$K_{sf}=\begin{cases}\dfrac{3}{4}C_D\dfrac{\alpha_s\alpha_f\rho_f|\vec{v}_s-\vec{v}_f|}{d_s}\alpha_f-2.65, & \alpha_f>0.8\\ 150\dfrac{\alpha_s(1-\alpha_f)\mu_f}{\alpha_f d_s^{\,2}}+1.75\dfrac{\rho_f\alpha_s|\vec{v}_s-\vec{v}_f|}{d_s}, & \alpha_f\leqslant 0.8\end{cases} \tag{9}$$

1.2 多相能量模型

能量方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_f\rho_f H_f)+\nabla\cdot(\alpha_f\rho_f\vec{v}_f H_f)=\nabla(\lambda_f\nabla T_f)+Q_{lf}+Q_{sf}+S_{r,f}+S_{h,f} \tag{10}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_l\rho_l H_l)+\nabla\cdot(\alpha_l\rho_l\vec{v}_l H_l)=\nabla(\lambda_l\nabla T_l)+Q_{lf}+Q_{ls}+S_{r,l}+S_{h,l} \tag{11}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_s\rho_s H_s)+\nabla\cdot(\alpha_s\rho_s\vec{v}_s H_s)=\nabla(\lambda_s\nabla T_s)+Q_{sf}+Q_{sl}+S_{r,s}+S_{h,s} \tag{12}$$

式中：H 为比焓；λ 为有效导热系数；Q 为相间对流传热量；S_r 为辐射传热量；S_h 为相间化学反应产生的热量交换.

相间对流传热量以气固两相为例：

$$Q_{sf}=-Q_{sf}=h_{sf}(T_s-T_f) \tag{13}$$

式中：h 为相间传热系数，与固相的努塞尔数 Nu_s 相关.

$$h_{sf}=\frac{6\lambda_f\alpha_s\alpha_f Nu_s}{d_s^2} \tag{14}$$

Nu_s 可根据 Tomiyama[14] 提出的公式计算：

$$Nu_s=2+0.15Re_s^{0.8}Pr^{\frac{1}{2}} \tag{15}$$

1.3 化学反应模型

反应过程通过多相流中的组分运输模拟实现，包括质量转移、物种传递及热传递等.质量转移中第 i 相的一般表达式为

$$s_i=R\Big(\sum_{p_i}\gamma_i^p M_i^p-\sum_{r_i}\gamma_i^r M_i^r\Big) \tag{16}$$

式中：S 为质量源；R 为反应速率；M 为分子量；γ 为化学计量数；p 代表产物；r 代表反应物.

物种传递过程中，对于第 i 相中的第 k 物种，一般表达式为

$$S_i^k=R\Big(\sum_{p_i^k}\gamma_i^{p^k}M_i^{p^k}-\sum_{r_i^k}\gamma_i^{r^k}M_i^{r^k}\Big) \tag{17}$$

在热传递过程中，热源的一般表达式为

$$S_i^H=RH_{net}\sum_{p_i}\gamma_i^p M_i^p-R\Big(\sum_{p_i}\gamma_i^p M_i^p h_i^{fp}+\sum_{r_i}\gamma_i^r M_i^r H_i^r\Big) \tag{18}$$

式中：h^f 为生成焓.

计算相间反应速率的阿伦尼乌斯速率表达式为

$$R=k\prod_{i=1}^{NR}\left(\frac{Y_{ip}\rho_p\alpha_p}{MW_{ip}}\right)^n \tag{19}$$

式中：NR 为给定相间反应中反应物的总数；Y_{ip} 为相 p 中反应物 i 的质量分数；MW_{ip} 为相 p 中反应物 i 的分子量；n 为速率指数.

反应速率常数 k 采用阿伦尼乌斯(Arrhenius)公式计算：

$$k=A_r\left(\frac{T_p}{T_{ref}}\right)^b\exp\left(\frac{-E_r}{R_0T_p}\right) \tag{20}$$

式中：A_r 为指前因子；T_p 为反应物的温度；b 为温度指数；E_r 为反应活化能；R_0 为通用气体常数；取 8.314×10^3 J/(kmol·K).

1.4 几何模型

闪速炉是铜冶炼工艺的核心设备，主要由精矿喷嘴、反应塔、沉淀池和上升烟道组成.本研究针对贵溪冶炼厂的铜闪速炉反应器进行全尺度建模，图 1 为建立的闪速炉三维几何模型及其网格划分情况.

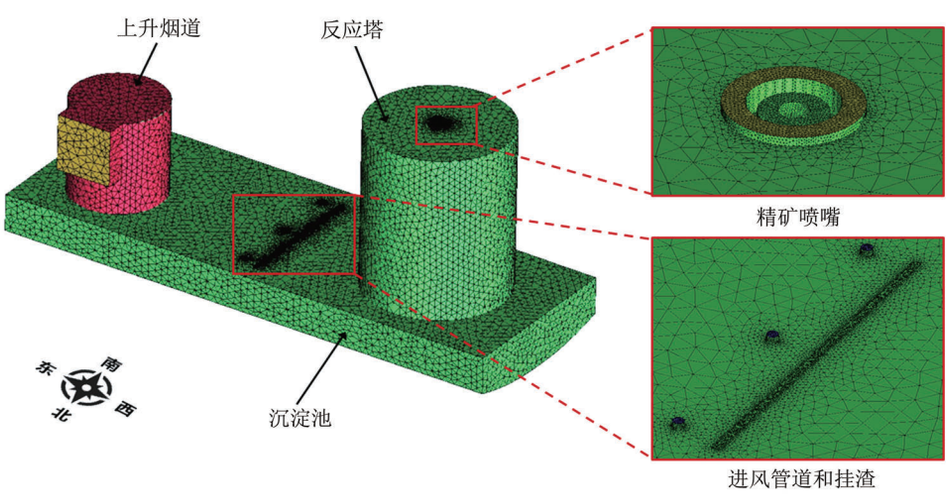


图 1 闪速炉的三维几何模型及网格划分

Fig. 1 Three-dimensional geometric model and meshing of flash smelter

由图可知,在几何结构相对较小的喷嘴、进风管道和挂渣区域,对网格进行了局部加密.针对不同的渣长建立了对应的几何模型,网格数量为703 585~951 583,经检验网格质量较好,能有效避免计算发散并保证了数值计算的有效性.

为满足生产需要,位于闪速炉沉淀池顶部中段位置处需设置 3 个进风管道,并向炉内源源不断地注入流量(标准状态,下同)共 1 000 m^3/h 的室温空气.由于室温空气远低于炉内气体温度,会直接影响原炉内的温度分布与组分分布.局部温度的降低会导致这三处进风管道的迎风一侧极易出现挂渣,且挂渣体积会随着时间不断增大,最终相互连接.根据测量,其向下延伸的长度可控制在 0.2~0.5 m,长度为 5.7 m,挂渣与管道的剖面图如图 2 所示.

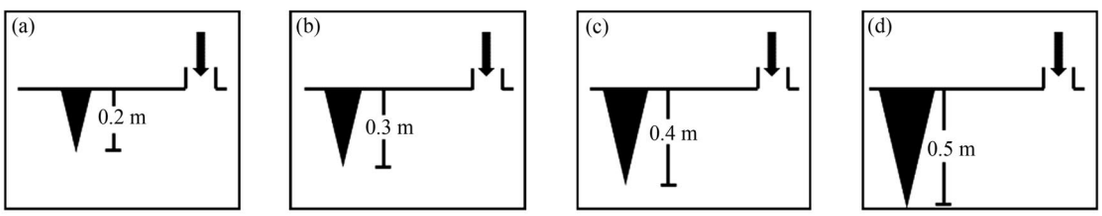


图 2　不同长度挂渣部位的几何结构

Fig. 2　Geometric structure of slag parts at different lengths

(a)—0.2 m;(b)—0.3 m;(c)—0.4 m;(d)—0.5 m.

1.5　边界条件及相关模型参数

根据建立的网格模型,以闪速炉的实际工况为基础:所有入口设为平均速度入口,其中包括工艺风口、分配风口、中央氧入口及投料口;出口为压力出口,设置负压为 60 Pa;炉内其他壁面定义为墙.表 1 中列出了闪速炉的操作参数.

表 1　闪速炉的操作参数

Table 1　Operation parameters of flash smelter

工艺风/($m^3 \cdot h^{-1}$)	分配风/($m^3 \cdot h^{-1}$)	中央氧/($m^3 \cdot h^{-1}$)	给料量/($t \cdot h^{-1}$)
22 103	1 697	1 316	141.5

从表 1 中可以看出,闪速炉内存在复杂的多相流动,故湍流模型采用 Realizable k-ε 模型.该模型在模拟旋转均匀剪切流、射流与混合层等自由流、通道边界层流动及分离流时具备突出优势.此外,闪速炉内部为高温极端工况,计算过程需纳入辐射传热,本文选用 P-1 辐射模型.该模型能够精准表征光学厚度较大反应装置内的辐射传热规律,同时,计算成本低,十分适配工程尺度数值计算.表 2 中列出了相关材料的主要物性参数.初始条件中,沉淀池液面高度为 1 m,其余空间为气相,初始温度为 1 300 ℃.离散格式采用二阶迎风,时间步长为0.001 s.

2　模型验证

闪速炉通过反应塔顶部喷嘴喷入铜精矿,铜精矿在反应塔高温环境下快速充分氧化,生成冰铜等主要产物.该氧化反应释放大量热量,可维持冶炼过程持续进行,实现自热熔炼.由此可见,反应塔内温度分布对整个冶炼流程至关重要,故本文采用反应塔实测温度完成数值模型验证.

表 2　物性参数

Table 2　Physical property parameters

相	参数	数值
气相	O_2 密度/($kg \cdot m^{-3}$)	0.265
	O_2 比热容/($J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$)	1 130
	SO_2 密度 /($kg \cdot m^{-3}$)	0.131
	SO_2 比热容/($J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$)	870
	热导率/($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)	0.025
	黏度/($kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-1}$)	2.5×10^{-5}
	吸收系数/m^{-1}	2
液相	冰铜密度/($kg \cdot m^{-3}$)	4 500
	冰铜比热容/($J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$)	550
	冰铜热导率/ ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)	30
	冰铜黏度/($kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-1}$)	0.04
	冰铜吸收系数/m^{-1}	0.8
固相	$CuFeS_2$ 密度 /($kg \cdot m^{-3}$)	4 200
	FeS_2 密度/($kg \cdot m^{-3}$)	4 800
	粒径/m	0.000 132
	含铜量/%	25
	比热容/($J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$)	500
	热导率/($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)	1
	堆积极限	0.63

陈卓等[15]建立了用于探究高投料量下铜闪速炉内熔炼过程的数值模型.根据文献[15]中给出的几何模型和工艺操作数据,使用现已开发的数值模型对文献中高投料量下的模拟工作进行复现.如图3所示,该模型计算得到的反应塔中心温度随塔高的变化数据与文献[15]中给出的数据基本吻合,验证了该模型的准确性和有效性.

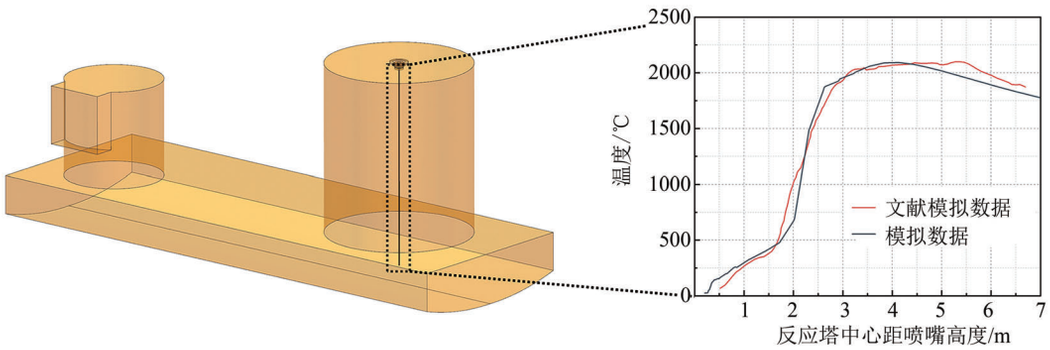


图3 闪速炉反应塔中心温度随塔高的变化

Fig. 3 Center temperature changes in flash smelter reaction tower with tower height

3 结果与讨论

闪速炉内壁挂渣会改变炉腔原有几何结构,扰动炉内流场,其中最直观的表现为上升烟道迎风侧壁面磨损区域发生偏移.本文所指壁面磨损区域,是气流冲刷炉壁时剪切应力高度集中的区域;该区域炉壁同时承受高速气流冲刷与高温热载荷耦合作用,极易发生侵蚀损毁.为保障生产连续稳定运行,需对此类区域炉壁增设加固结构与换热构件.由此可见,精准预测不同工况(不同挂渣体积、挂渣形貌)下的易冲刷区域具有重要工程意义.本文依托现场实测观测数据,设置0.2、0.3、0.4、0.5 m这4组挂渣长度工况,探究挂渣长度对上升烟道迎风面易冲刷区域分布规律的影响,并以壁面剪切应力幅值直接表征炉壁磨损程度.多工况长时数值计算结果表明,各算例计算至20 s时,流场与应力场均达到稳定状态,故下文所有对比分析均基于20 s时刻的模拟数据展开.

3.1 挂渣长度对壁面冲刷的影响

闪速炉烟道的东侧(迎风面)是常出现磨损区域的位置.图4为不同挂渣长度下烟道东侧壁面的剪切应力分布.

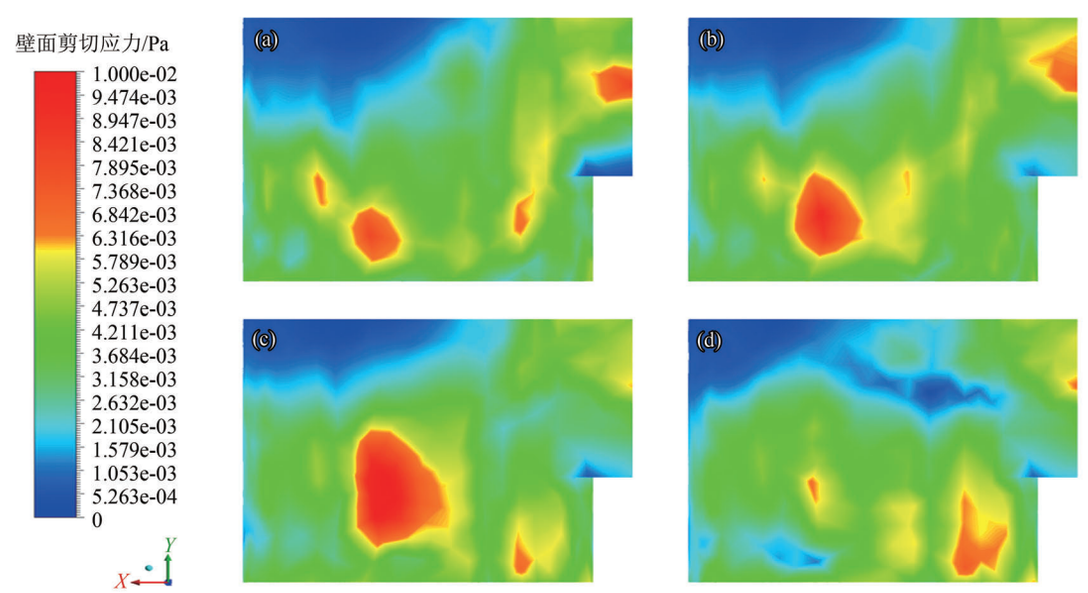


图4 不同挂渣尺寸下烟道东侧壁面剪切应力分布

Fig. 4 Shear stress distribution on east wall of flue pipe under different slag sizes

(a)—0.2 m;(b)—0.3 m;(c)—0.4 m;(d)—0.5 m.

可以观察到，最明显的磨损区域出现在壁面东侧的中部偏左下部，这与现场观测到的位置一致.随着挂渣长度从 0.2 m 分别增至 0.3、0.4 m，磨损区域面积逐渐增大 1 倍，同时磨损程度也逐级增大 30%.但当挂渣长度由0.4 m增至 0.5 m 时，磨损区域面积及程度骤减.此外，烟道右侧偏下部与烟道口中上部同样形成分布规律各异的次级磨损区域.该现象源于上述区域临近负压出口，炉壁附近气流流速升高，这加剧了气流对壁面的冲刷侵蚀.

图 5 定量展示了挂渣长度为 0.4 m 时的壁面剪切应力区域(最大的磨损区域)的尺寸.图 5(a)为剪切应力取值线段的位置.此处特意将烟道中轴线设为零点，在东侧壁面朝向南北延伸方向上，每隔 0.2 m 建立 1 条线段，并提取每条线段上的壁面剪切应力，从而得到了高剪切应力值与烟道位置的对应关系[见图 5(b)].在此工况下，壁面易冲刷区域为：高度 0.2~2.5 m，宽度−0.4~0.2 m.

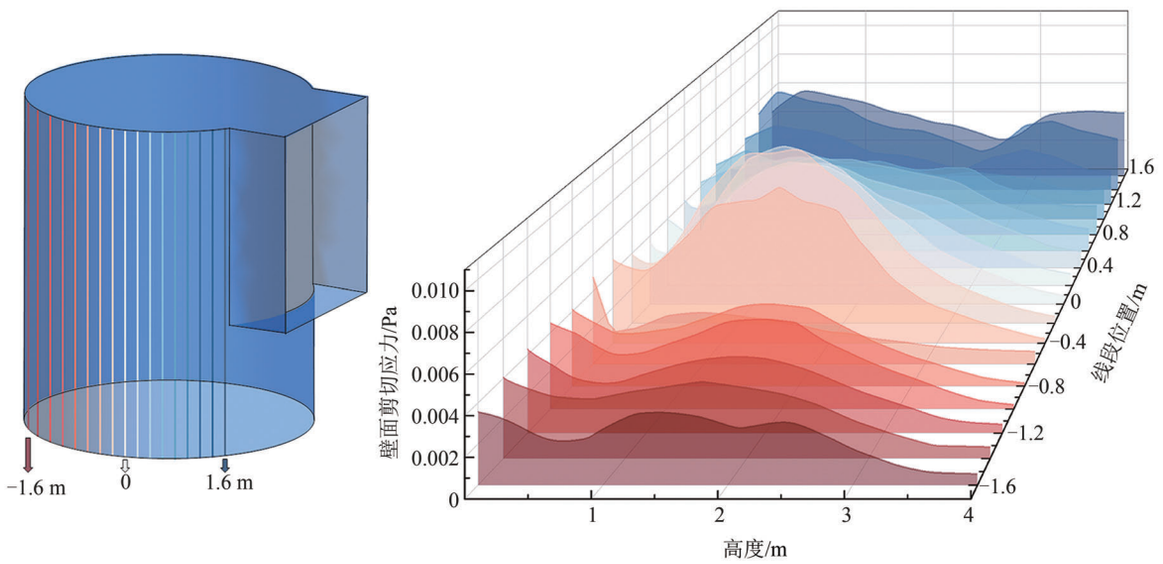


图 5　渣长为 0.4 m 时的壁面剪切应力

Fig. 5　Wall shear stress under slag length of 0.4 m

(a)—剪切应力取值位置；(b)—剪切应力随烟道长度的变化.

为解释出现上述易冲刷区域的现象，对沉淀池顶部气相速度场进行分析，结果如图 6 所示.

自反应塔流出的高速气流集中于炉膛中部向烟道流动，受挂渣阻挡，高速气流原流动轨迹会发生偏移，一部分气流翻越渣体并沿原有路径流向烟道.随着挂渣长度的增大，该部分气流流速与经

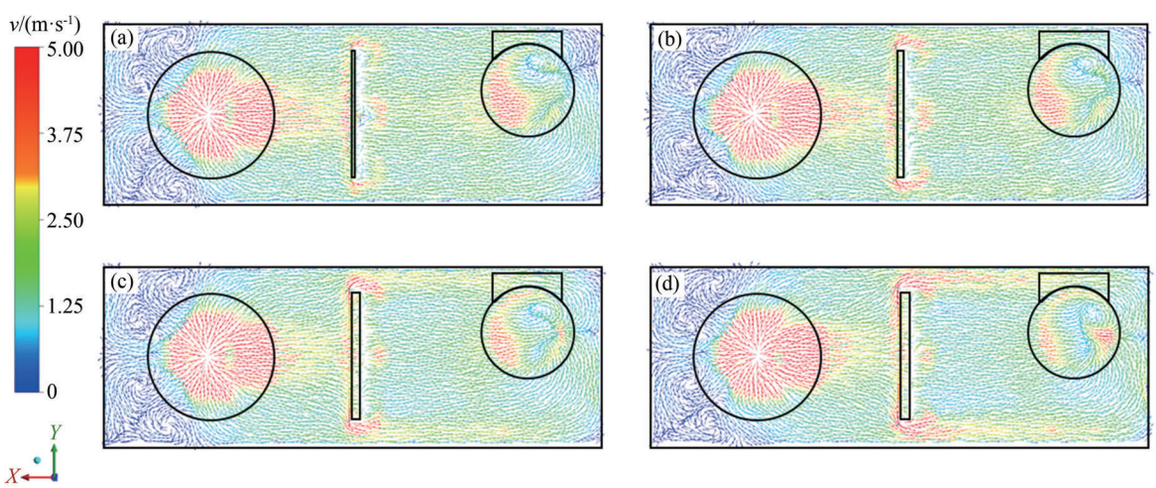


图 6　沉淀池顶部速度分布

Fig. 6　Velocity distribution at top of settling tank

(a)—0.2 m；(b)—0.3 m；(c)—0.4 m；(d)—0.5 m.

烟道西侧入炉的流量均降低.剩余气流则绕流渣体,从渣体与沉淀池两侧炉壁间隙通过.挂渣长度越大,此分支气流流速越高.两股分流将沿沉淀池侧壁行进,最终汇集至烟道东侧后流入烟道.

图7给出了不同挂渣长度下烟道中心剖面的气流速度分布.沿烟道东侧壁面流入烟道的气流流速随挂渣长度的增大持续升高;挂渣长度由0.2 m增至0.4 m阶段,气流紧贴烟道东侧壁面流动,该区域壁面剪切应力逐步上升,对应图4中易冲刷区域范围扩大、壁面冲刷损伤加剧.当挂渣长度达到0.5 m时,东侧气流流速过高,气流脱离壁面附壁效应,沿烟道中心从出口流出,气流对烟道侧壁的冲刷作用随之减弱.因此,在实际生产调控挂渣尺寸时,应加快挂渣尺寸的变化速率,缩短其在0.4 m附近的维持时长,避免烟道迎风面遭受长期高强度气流冲刷.

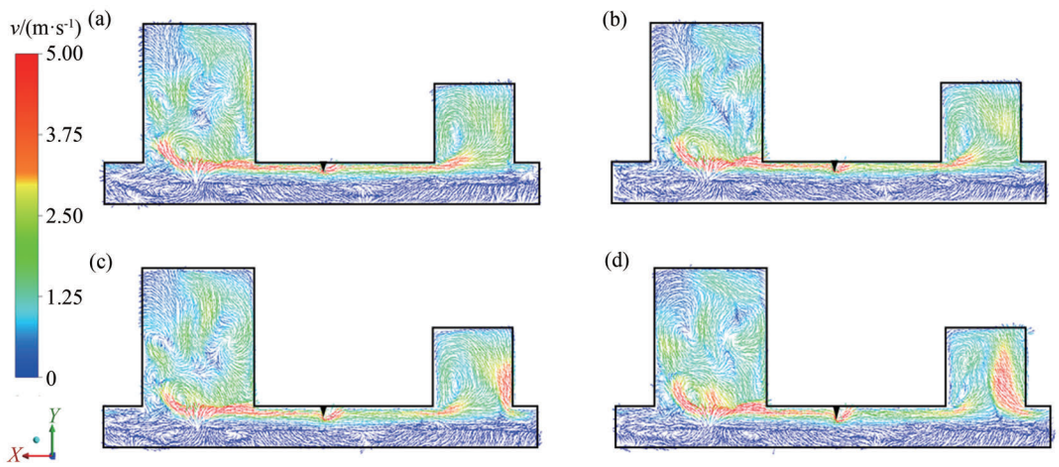


图7 烟道中心剖面的速度分布

Fig. 7 Velocity distribution in center profile of flue

(a)—0.2 m;(b)—0.3 m;(c)—0.4 m;(d)—0.5 m.

3.2 工艺风流量对壁面冲刷的影响

挂渣存在长度测量精度低、调控难度大、形貌不规则等特点,因此,现场生产中多通过减小闪速炉顶部喷嘴送风流量,以缓解炉壁受到的冲刷磨损.本文选取冲刷风险最高的0.4 m挂渣长度工况,开展多组工艺风流量数值模拟,计算结果如图8所示.

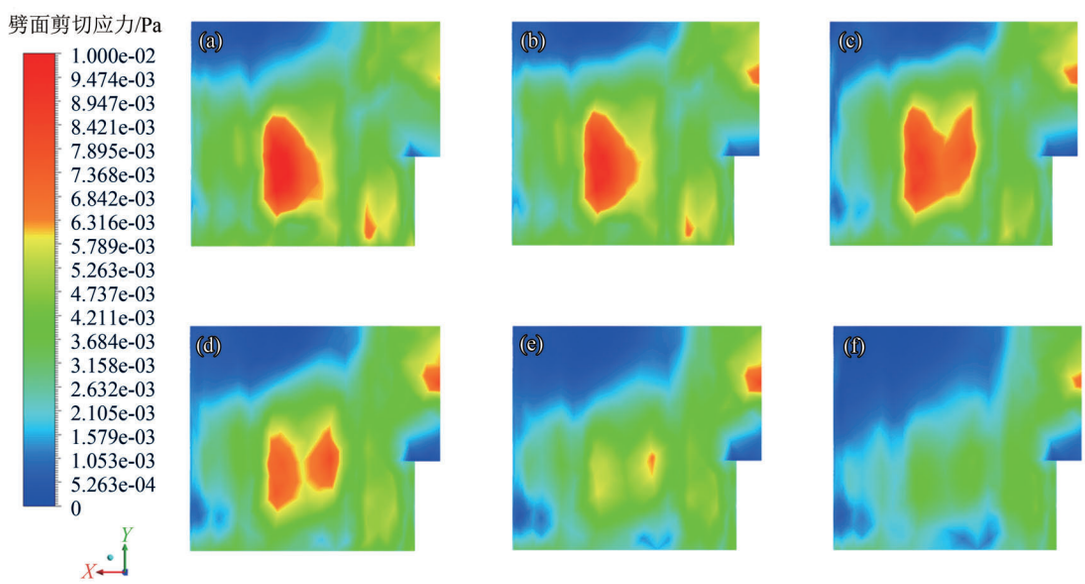


图8 渣长为0.4 m时不同工艺风下烟道东侧壁面的剪切应力分布

Fig. 8 Shear stress distribution on east wall of flue pipe under different airflow rates when slag length is 0.4 m

(a)—22 103 m^3/h;(b)—20 103 m^3/h;(c)—18 103 m^3/h;(d)—16 103 m^3/h;(e)—14 103 m^3/h;(f)—12 103 m^3/h.

由图可见，伴随工艺风流量的下降，气流流速同步降低，烟道东侧易冲刷区域范围显著缩小.

为定量表征送风流量对炉壁冲刷程度的影响，图 9 统计了各工艺风流量对应的烟道壁面平均剪切应力.

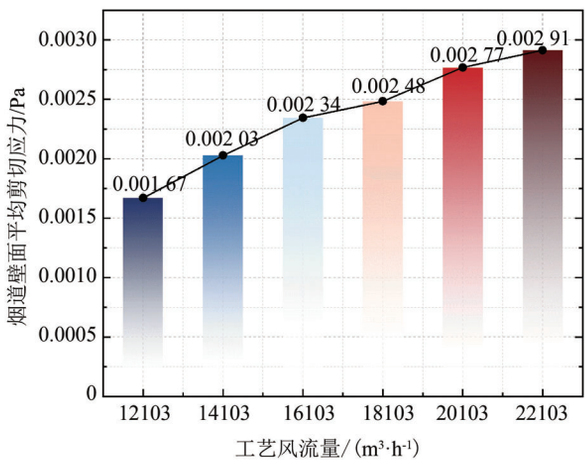


图 9　渣长为 0.4 m 时不同工艺风下烟道壁面的平均剪切应力

Fig. 9　Average shear stress on flue wall under different airflow rates when slag length is 0.4 m

结果表明，工艺风流量自22 103 m^3/h起，每下调 2 000 m^3/h，炉壁冲刷强度依次下降4.8%、10.5%、5.6%、13.2%、17.7%.

鉴于挂渣长度 0.5 m 工况下烟道流场形态特殊，本文进一步探究该挂渣长度下不同工艺风流量对应的烟道壁面冲刷程度，结果如图 10 所示.由图可知，烟道东侧中部偏左下位置的易冲刷区域面积随工艺风流量的降低呈现先扩大后缩小的变化趋势.该现象由烟道东侧上升气流流速变化引发：工艺风流量降低初期，气流流速减小，流场更贴近炉壁，壁面冲刷作用加剧；持续下调工艺风流量后，气流流速整体偏低，对炉壁的冲刷效应明显减弱，易冲刷区域面积随之逐步缩减.

图 11 展示了挂渣长度为 0.5 m 时不同工艺风流量下烟道壁面的平均剪切应力.工艺风流量每降低 2 000 m^3/h，壁面受到的冲刷强度依次降低 6.1%、4.1%、8.9%、10.7% 以及 15.6%.与挂渣长度为 0.4 m 时的平均剪切应力相比，在相同工艺风流量下挂渣长度为 0.5 m 时壁面受到的冲刷强度更低，也说明适度调控使挂渣生长至该尺寸，能够对炉壁形成有效防护.

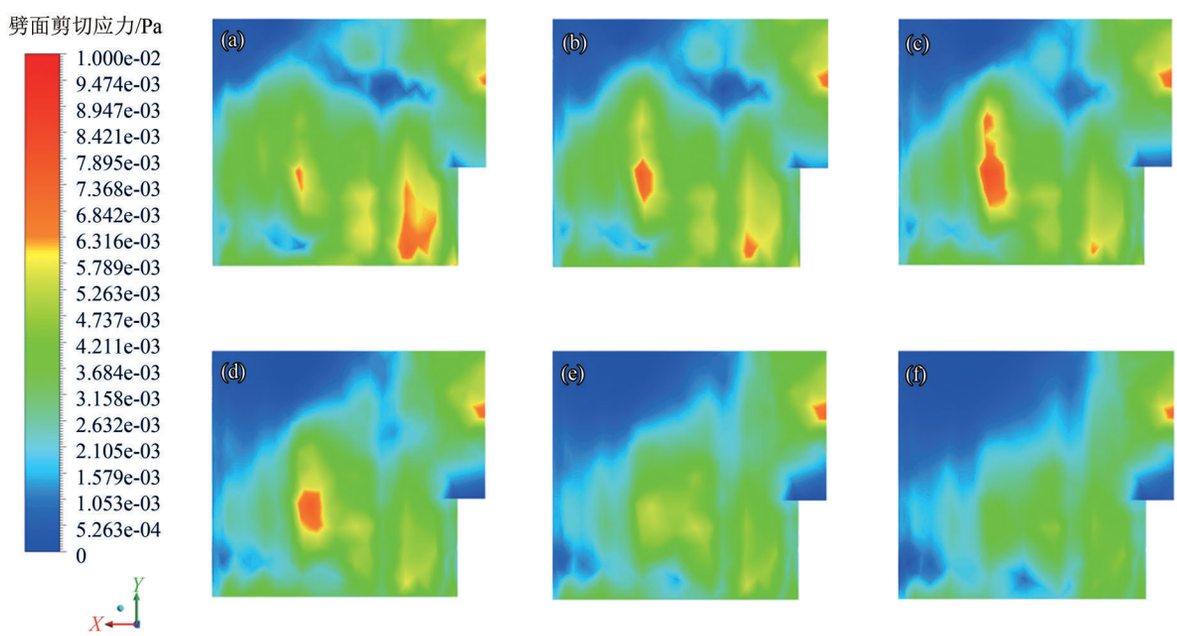


图 10　挂渣长度为 0.5 m 时不同工艺风流量下烟道东侧壁面的剪切应力分布

Fig. 10　Shear stress distribution on east wall of flue pipe under different airflow rates when slag length is 0.5 m

(a)—22 103 m^3/h；(b)—20 103 m^3/h；(c)—18 103 m^3/h；(d)—16 103 m^3/h；(e)—14 103 m^3/h；(f)—12 103 m^3/h.

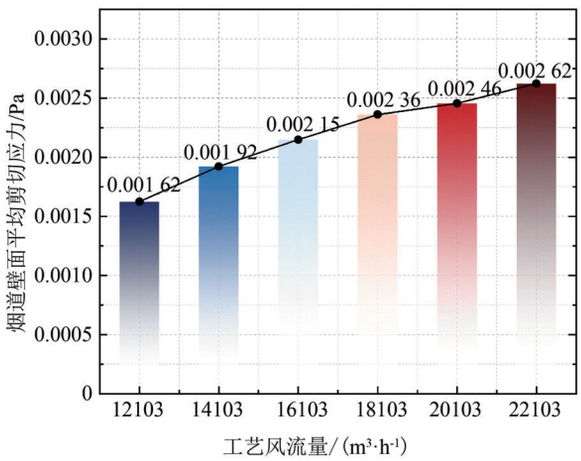


图11 挂渣长度为0.5 m时不同工艺风流量下烟道壁面的平均剪切应力

Fig. 11 Average shear stress on flue wall under different airflow rates when slag length is 0.5 m

4 结论

(1)烟道迎风面的壁面磨损区域随着挂渣长度的增大呈现出先增大后减小的趋势,当挂渣长度为0.4 m时,磨损区域达到最大,尺寸为高2 m、宽0.6 m.当挂渣继续长大至0.5 m时,烟道流形的改变可以减弱对壁面的冲刷磨损.因此,在实际生产调控挂渣尺寸时,应加快挂渣尺寸的变化速率,缩短其在0.4 m附近的维持时长,避免烟道迎风面遭受长期高强度气流冲刷.

(2)工艺风流量的降低可以有效减弱壁面受到的冲刷.当挂渣长度为0.4 m时,自22 103 m^3/h至12 103 m^3/h,每下调2 000 m^3/h,壁面受到的冲刷强度依次降低4.8%、10.5%、5.6%、13.2%、17.7%.而当挂渣长度为0.5 m时,局部区域冲刷程度出现随工艺风流量减小而增大的现象,但烟道整体冲刷强度的降低趋势与挂渣长度为0.4 m时一致,且该工况对应的冲刷强度更低.

5 参考文献

[1] 简正柱. 处理高硫铜精矿大型闪速熔炼炉的设计优化[J]. 有色冶金设计与研究,2025,46(1):19-22.
(Jian Zhengzhu. Design optimization of large-scale flash smelting furnace for processing copper concentrate with high sulfur content[J]. Nonferrous Metals Engineering & Research, 2025,46(1):19-22.)

[2] 袁精华. 高强度冶炼闪速炉优化设计对策[J]. 中国有色冶金,2021,50(6):39-43.
(Yuan Jinghua. Optimized design countermeasures for high-intensity smelting flash furnace [J]. China Nonferrous Metallurgy,2021,50(6):39-43.)

[3] 冯欣. 韦尔瓦(Huelva)冶炼厂40年闪速熔炼的历史及经验教训[J]. 中国有色冶金,2016,45(5):1-7.
(Feng Xin. 40 years of flash smelting operations in Huelva: learning from ourhistory[J]. China Nonferrous Metallurgy, 2016,45(5):1-7.)

[4] 姜保成,郭学益,王亲猛,等. 铜闪速熔炼多相流模型化研究进展[J]. 中国有色金属学报,2024,34(1):207-228.
(Jiang Baocheng,Guo Xueyi,Wang Qinmeng,et al. Research progress in modeling multiphase flow in copper flash smelting [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals,2024,34(1): 207-228.)

[5] 郭学益,姜保成,王亲猛,等. 氧气底吹炼铜模拟仿真研究进展[J]. 有色金属科学与工程,2022,13(3):9-19.
(Guo Xueyi,Jiang Baocheng,Wang Qinmeng,et al. Research progress in the simulation of oxygen bottom-blowing copper smelting [J]. Nonferrous Metals Science and Engineering, 2022,13(3):9-19.)

[6] 祝振宇,周萍,陈卓,等. 气体喷吹对富氧侧吹炉内两相流动影响的数值模拟[J]. 中南大学学报(自然科学版),2022,53(2):398-408.
(Zhu Zhenyu, Zhou Ping, Chen Zhuo, et al. Numerical simulation oneffect of air injection on two-phase flow in oxygen-enriched side-blown furnace [J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2022, 53(2): 398-408.)

[7] 殷攀,赵洪亮,张立峰,等. 艾萨旋流顶吹熔炼过程数值模拟[J]. 材料与冶金学报,2017,16(2):104-109.
(Yin Pan, Zhao Hongliang, Zhang Lifeng, et al. Numerical simulation of ISA smelting process with top swirl blowing[J]. Journal of Materials and Metallurgy,2017,16(2):104-109.)

[8] Ding J M, Gidaspow D. A bubbling fluidization model using kinetic theory of granular flow[J]. AIChE Journal, 1990, 36 (4):523-538.

[9] 温国正,张建辉,李奇送,等. 基于双流体模型的气力卸船机水平管道气固两相流研究[J]. 港口装卸,2024(2):1-3.
(Wen Guozheng,Zhang Jianhui,Li Qisong,et al. Research on gas-solid two-phase flow in horizontal pipelines of pneumatic ship unloaders based on two-fluid model[J]. Port Operation, 2024(2):1-3.)

[10] Wu Y H,Zhang H,An X Z,et al. Numerical investigation on cold flow dynamics of supercritical water fluidized bed reactor with inclined distributor: design and scale up[J]. Particuology, 2022,67:90-102.

[11] Ergun S. Fluid flow through packed columns[J]. Chemical Engineering Progress,1952,48(2):89-94.

[12] Gidaspow D, Bezburuah R, Ding J. Hydrodynamics of circulating fluidized beds: kinetic theory approach [C]// Fluidization VII:proceedings of the 7th Engineering Foundation Conference on Fluidization. New York: Engineering Foundation, 1992:75-82.

[13] Wen C Y,Yu Y H. Mechanics of fluidization[C]//Chemical Engineering Progress Symposium Series. 1966,62:100-111.

[14] Tomiyama A. Struggle with computational bubble dynamics [J]. Multiphase Science and Technology, 1998, 10(4): 369-405.

[15] 陈卓,王云霄,宋修明,等. 高投料量下炼铜闪速炉内熔炼过程的数值模拟[J]. 中国有色金属学报,2011,21(11): 2916-2921.
(Chen Zhuo,Wang Yunxiao,Song Xiuming,et al. Numerical simulation of smelting process in copper flash smelters at high loading rate[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2011,21(11):2916-2921.)