

引文格式:唐志波,王超,胡卫文,等. 浸没式多孔道喷枪气体流动与传热特性数值模拟研究[J]. 中国有色冶金,2024,53(4):75-83.

TANG Zhibo, WANG Chao, HU Weiwen, et al. Numerical simulation on characteristics of gas flow and heat transfer in immersed multi-channel lance[J]. China Nonferrous Metallurgy, 2024,53(4):75-83.

# 浸没式多孔道喷枪气体流动与传热特性数值模拟研究

唐志波<sup>1</sup>, 王超<sup>2</sup>, 胡卫文<sup>1</sup>, 曹欢<sup>1</sup>, 李懋<sup>1</sup>, 闫红杰<sup>2</sup>, 刘柳<sup>2</sup>

(1. 水口山有色金属有限责任公司, 湖南 衡阳 421513;

2. 中南大学 能源科学与工程学院, 湖南 长沙 410083)

[摘要] 喷枪作为熔池熔炼过程的关键设备,其性能直接影响气流对熔体搅拌效果。本文以阳极泥侧吹炉所使用的浸没式多孔道喷枪为研究对象,建立了长度约为800 mm的多孔道喷枪流动传热物理模型,基于SST  $k-\omega$  湍流模型对喷枪内的气体流动与传热过程进行了数值模拟研究,分析了喷枪内气流温度、流速以及压力的分布特征,研究了天然气与富氧空气在不同流量下的气流压力沿流动方向变化特性、流量与出口流速间的关系以及流量对喷枪的冷却效果。结果表明,喷枪的多孔道结构有利于提高气体出口流速,强化气流对喷枪的冷却作用;然而,气流在孔道截面突变处以及出口段存在较大压力损失,不利于提高喷枪出口气体流速;随着气体流量的增大,喷枪出口流速显著增大,天然气与富氧空气在喷枪出口段的压力损失分别达到其入口总压的40%和25%;此外,流量对喷枪的冷却效果明显,天然气与富氧空气每增大 $5 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ 、 $10 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ ,喷枪出口段温度下降约15 K。

[关键词] 阳极泥侧吹炉; 多孔道喷枪; 数值模拟; 压力损失; 喷枪冷却

[中图分类号] TF066; TP391.99 [文献标志码] A [文章编号] 1672-6103(2024)04-0075-09

DOI:10.19612/j.cnki.cn11-5066/tf.2024.04.009

阳极泥是电解精炼过程中附着于阳极表面或者沉淀于电解槽底或悬浮于电解液中的泥状物,铝、铅、铜等在精炼过程中产生的阳极泥中含有金、银等贵金属,具有较高回收价值<sup>[1-2]</sup>。中国恩菲工程技术有限公司开发的侧吹浸没燃烧熔池熔炼技术<sup>[3-4]</sup>,具有热利用率高、物料适应性广、能处理不发热物料等特点,常被应用于阳极泥的还原熔炼过程<sup>[5-6]</sup>。喷枪是熔池熔炼过程的关键设备,主要作用是将富氧空气和天然气以高速射流的形式鼓入熔池燃烧,达到加热并充分搅拌熔体以及加速熔池内的各类氧化还原反应的目的<sup>[5,7-11]</sup>。侧吹或底吹熔池熔炼中的喷枪一般位于熔池液面以下,又称浸没

式喷枪。

由于浸没式喷枪前端直接暴露在高温熔体中,气体经喷枪出口后直接冲击熔体,在熔体冲刷以及高温气流后坐的作用下,喷枪头易发生烧损、磨损以及变形<sup>[12]</sup>。因此降低喷枪温度成为提高喷枪使用寿命的关键,目前增加水冷设备、提高喷枪气流速度以及改进喷枪结构等成为了降低喷枪温度的主要方式,前者由于安全性和经济性在浸没式喷枪改进中并不常见。随着计算机技术的不断发展,数值模拟方法广泛应用于有限空间内流动传热研究领域<sup>[13-14]</sup>。目前针对喷枪内气体流动的相关研究主要依赖于数值模拟方法。余跃等<sup>[15]</sup>从改进喷枪结构的角度,将喷枪外管内壁由光滑改为花纹结构进行模拟研究,发现改进后的喷枪冷却结构明显优于原始结构,最高温度降低了60 K。安号等<sup>[16]</sup>分析了单孔喷枪超声速射流在不同操作压力下和喷枪流道结构的流动特性,曲线喷枪比锥线喷枪更有利于降低激波等现象的发生。

多孔喷枪的气体射流发生相互干扰交叠的现

[收稿日期] 2024-04-20

[第一作者] 唐志波(1977—),男,湖南永州人,高级工程师,主要从事有色金属冶炼工作。

[通信作者] 刘柳(1988—),男,湖南长沙人,副教授,博士,主要从事热工过程及设备的数值仿真与优化、流程工业节能技术等方面的科研工作。

象,不同学者<sup>[17-20]</sup>研究了多孔喷枪的射流特性,并且分析了不同结构及操作压力对气体射流及射流偏转的影响。余跃<sup>[21]</sup>研究了不同流量下的浸没式多孔喷枪流动方向压力变化特性,发现当气体流量提高 20% 时,外层通道和内层通道的进口压力分别要提升至 455 kPa 和 380 kPa。浸没喷吹所使用的喷枪需要能够将入口压力有效地转化为气体出口动能,还应当减少流动过程中的压力损失。

本文以国内某冶炼厂的阳极泥侧吹炉喷枪为研究对象,采用数值模拟方法分析喷枪内气体流动特性,考虑了比热容相差较大的不同气体在喷枪内部两层独立孔道下的气流与喷枪间传热,研究了喷枪在不同流量下的气流压力与温度随流动方向变化特性、压力损失以及气流对喷枪的冷却效果。本研究结果对实际生产过程优化喷枪进气参数、提高喷枪使用寿命具有一定的参考价值。

## 1 物理模型的建立

### 1.1 几何模型与网格划分

图 1 为阳极泥冶炼过程示意图,其中喷枪位于炉体侧面,为研究阳极泥侧吹炉所使用的浸没式多孔道喷枪内气体流动特性。本文采用 ANSYS SpaceClaim 软件对侧吹炉的喷枪结构进行几何建模(主要结构参数见表 1),该建模软件具有灵活的编辑特征,生成的几何文件不仅能确保尺寸等数据的无错传递,还可以保留共享拓扑及命名等信息。图 2 为多孔道喷枪装配后外型结构图,左边为入口段,右边为出口段,中间圆孔为富氧空气孔道,最外层方孔为天然气孔道。该几何模型包括了流体域(淡紫色)和固体域(浅绿色),均为求解计算区域,固体域用于计算喷枪外壁面与气流传热过程,可得到固体域温度场分布。采用以六面体网格为主的 poly-hex-core 网格类型对整个计算域进行网格划分,对喷枪出口段较细孔道进行了局部细化,并进行了网格独

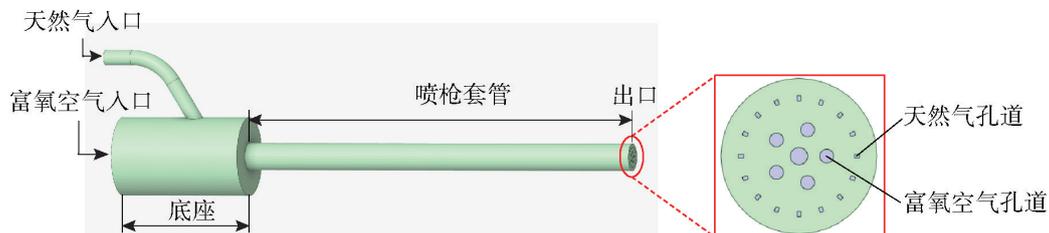


图 2 喷枪与底座装配后外形结构图

Fig.2 Outline structure of the assembled lance and base

立性分析,结果如图 3 所示。分析不同网格数下的喷枪中心轴线速度分布曲线发现,在较少网格数量的 96 万与 121 万的情况下两者曲线存在一定差异,当网格数量分别为 161 万、195 万时,两者的速度沿中轴线变化趋势基本趋于一致。为了平衡计算精度和计算效率,本文最终选择的网格数为 161 万,网格模型如图 4 所示。

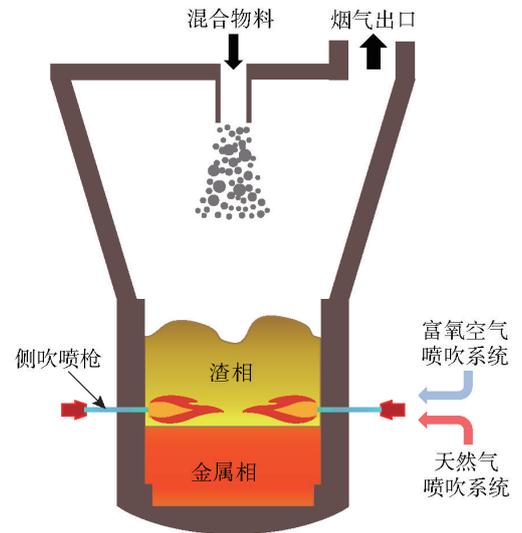


图 1 阳极泥侧吹炉冶炼示意图

Fig.1 Anode slime side-brown furnace smelting process

表 1 喷枪装配后主要结构参数

Table 1 Main structural parameters of the assembled lance

结构参数	入口直径/mm		喷枪段长度/mm	底座段长度/mm	出口尺寸/mm	
	天然气	富氧空气			天然气	富氧空气
数值	20	30	668	229	1.1 × 1.5	Φ5, Φ4

### 1.2 基本假设

本文研究重点为喷枪内气体流动阻力特性及气流与喷枪壳体间传热对出口气体状态的影响。因此,对计算过程做出一定程度的假设<sup>[22]</sup>:①假定天然气与富氧空气均为牛顿流体;②天然气与富氧空

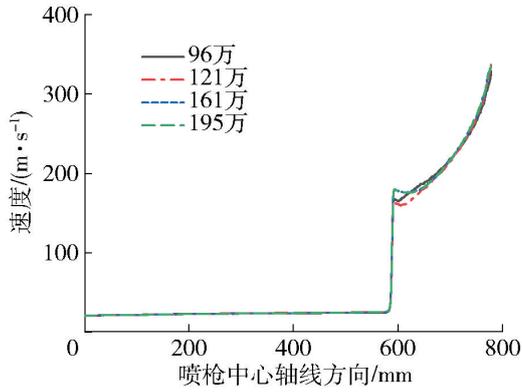


图3 不同网格数下喷枪中心轴线沿喷吹方向速度变化趋势

Fig. 3 Velocity variation along the lance centerline in the blowing direction with different mesh numbers

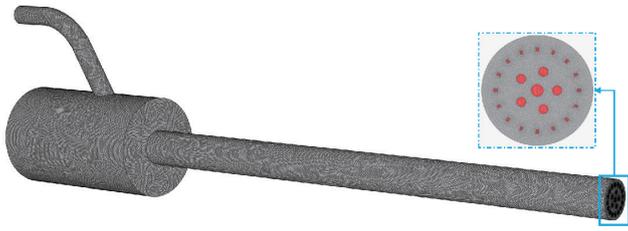


图4 计算域网格示意图

Fig. 4 Computational domain mesh

气均为理想气体,并且在所求解的温度区间范围内均满足理想气体状态方程;③不考虑天然气与富氧空气在出口处的燃烧影响。

### 1.3 数学模型

#### 1.3.1 控制方程

喷枪内富氧空气与天然气分别在不同的孔道中流动,均为单相流动。采用可压缩流动控制方程进行描述,见式(1)~(4)。

连续性方程

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

动量方程

$$\frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \mu_{\text{eff}} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] - \frac{2}{3} \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \mu_{\text{eff}} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \quad (2)$$

能量方程

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i c_p T) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[ \alpha_T \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) \right] + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \left[ \mu_{\text{eff}} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right] \quad (3)$$

理想气体状态方程

$$\rho = \frac{M(p + p_{\text{op}})}{RT} \quad (4)$$

式中: $\rho$ 为气体密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ;  $u_i$ 为气体在 $x_i$ 处的速度, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $p$ 为气体压力, $\text{Pa}$ ;  $\mu_{\text{eff}}$ 为有效黏度, $\text{Pa} \cdot \text{s}$ ;  $c_p$ 为定压比热容, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ;  $T$ 为温度, $\text{K}$ ;  $\alpha_T$ 为 $Pr$ 数的倒数;  $M$ 为平均相对分子质量;  $p_{\text{op}}$ 为操作压力, $\text{Pa}$ ;  $R$ 为气体常数, $\text{J} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{mol}^{-1}$ 。

#### 1.3.2 湍流模型

ANSYS Fluent的湍流模型有许多种,如雷诺平均模型(RANS)、大涡模拟(LES)以及直接数值模拟(DNS)等,相比于后面两种,基于雷诺应力平均假设的 $k-\varepsilon$ 模型和 $k-\omega$ 模型的计算量要少很多,被广泛应用于工程研究领域。SST  $k-\omega$ 模型将 $k-\omega$ 模型对壁面附近流动的优点及 $k-\varepsilon$ 模型在整体流动的优点相结合,根据与壁面的接近程度进行切换<sup>[23]</sup>。由于喷枪本身孔道较小,气流基本在狭小的空间内贴着喷枪内壁流动。因此本研究采用SST  $k-\omega$ 湍流模型进行求解<sup>[19]</sup>,在该湍流模型中,湍动能 $k$ 和湍流比耗散率 $\omega$ 由输运方程(5)~(6)求得。

$$\frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - Y_k \quad (5)$$

$$\frac{\partial(\rho \omega u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + G_\omega - Y_\omega + D_\omega \quad (6)$$

式中: $k$ 为湍动能, $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $\mu_t$ 为湍流黏度, $\text{Pa} \cdot \text{s}$ ;  $G_k$ 和 $G_\omega$ 为平均速度梯度产生的湍动能和比耗散率;  $Y_k$ 和 $Y_\omega$ 为湍动能 $k$ 和湍流比耗散率 $\omega$ 由于湍流引起的耗散率;  $D_\omega$ 是交叉扩散项。

#### 1.4 边界条件及物性参数

在模拟过程中将参考压力设置为0 Pa,设置喷枪入口为质量流量入口,出口压力则设置为阳极泥侧吹炉在正常生产时的平均炉内气压再加喷枪浸没时的渣层静压,大小设置按式(7)计算所得。对流域和固体域交界面设置为interface边界,固体域外表面设置为定温边界条件,其内部边界主要如图5所示。喷枪前端面wall 1与炉体内壁面平齐,直接暴露在高温熔体中,设定为熔体温度,wall 2部分插入在圆形竖式结构侧吹还原炉炉墙中,按照圆柱体导热给出壁面温度分布,wall 3喷枪底座直接暴露在环境中,其外表面温度由红外成像仪直接测量所得,主要边界条件设置见表2。天然气与富氧空气

分别在外层孔道和内层孔道独立流动,固体域材料设置为钢,具体材料物性参数如表 3 所示。将壁面视为无滑移边界,近壁面流动区域采用标准壁函数计算<sup>[20]</sup>。基于压力求解器,在稳态条件下采用 Coupled 算法耦合求解该物理过程。

$$p_{outlet} = p_{fur} + \rho_l gh \quad (7)$$

式中: $p_{fur}$ 为炉内气压,Pa; $\rho_l$ 为喷枪所浸没熔体密度, $kg \cdot m^{-3}$ ; $h$ 为喷枪浸没深度,m。

表 2 边界条件参数设置

Table 2 Boundary condition parameter settings

参数项	天然气入口		富氧空气入口		固体域外壁面温度设置/K				出口压力/Pa
	流量/ ( $kg \cdot s^{-1}$ )	温度/K	流量/ ( $kg \cdot s^{-1}$ )	温度/K	Wall 1	Wall 2	Wall 3		
设定值	0.004 88	308	0.024 94	308	1 373	$T = 1\,373 - \frac{1\,045}{\ln\left(\frac{0.8 + 0.668}{0.8}\right)} \times \ln\frac{0.8 +  y }{0.8}$	328	111 415	

表 3 计算域材料物性参数

Table 3 Material properties of the computational domain

参数	天然气	富氧空气	钢
密度 $\rho / (kg \cdot m^{-3})$	理想气体	理想气体	8 030
黏度 $\mu / (Pa \cdot s)$	$1.087 \times 10^{-5}$	$2.051 \times 10^{-5}$	—
热导率 $\lambda / (W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1})$	0.033	0.028	16.27
比热容 $c_p / (J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1})$	2 222	950	502
平均相对分子质量 $M$	16.04	31.08	—

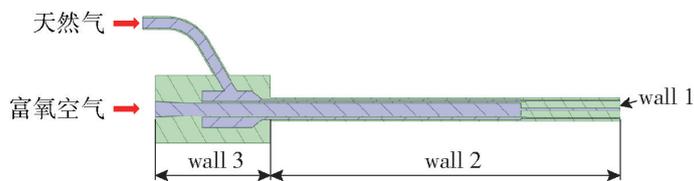


图 5 喷枪流动方向截面示意图

Fig. 5 Cross-section of the flow direction of the lance

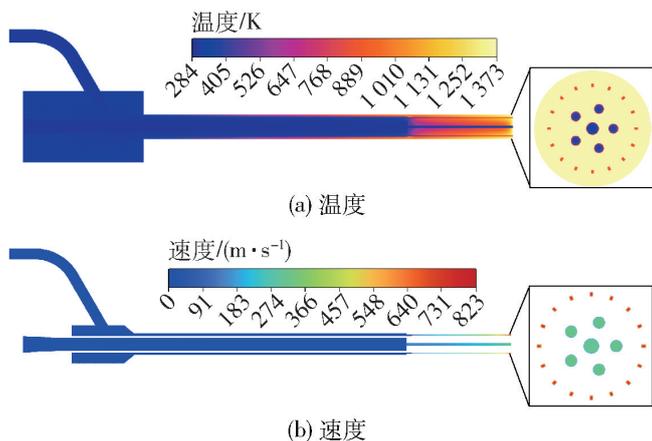


图 6 喷枪中心截面不同物理量分布云图

Fig. 6 Distribution of different physical quantities on the central cross-section of the lance

## 2 结果与分析

### 2.1 喷枪内部流场及温度场分布

图 6(a)为喷枪流域与固体域的温度分布。如图所示,喷枪出口段固体域温度远高于流体域温度,气流在出口段与固体域急剧换热,导致气流在喷枪出口段升温较快。天然气的比热容几乎是富氧空气的两倍,因此,将其置于外层孔道流动可有效提高喷枪的冷却效果。图 6(b)为沿着流动方向的截面速度分布,可以发现在更小的孔道下,最外层天然气孔道流动速度也远高于富氧空气孔道。除此以外,喷枪出口段中,外层天然气方孔设计能够提高天然气与喷枪内壁的接触面积,强化了天然气对喷枪的冷却效果。

从图 7(a)可看出,内层孔道富氧空气温度沿流动方向在 0 ~ 600 mm 区间(入口段)基本维持在 308 K 左右的初始温度,在 0 ~ 780 mm 区间(出口

段)开始呈线性增长至 470 K。相比之下,外层天然气温度在入口段缓慢增大至 470 K,在出口段骤增至 934 K。富氧空气与天然气在入口段处于高度压缩状态,其流动速度分别维持在 19.6 m/s 和 5.7 m/s 左右。在出口段内,氧空气与天然气流速分别增大至 327 m/s、753 m/s,天然气流速在出口段的增幅明显高于富氧空气。计算气流在喷枪出口段的吸热量发现,天然气对喷枪的吸热量达到了 5 034 W,富氧空气的吸热量为 3 850 W。不难发现,天然气质量流量仅为富氧空气的 20% 左右,但喷枪外层孔道中天然气对喷枪的冷却能力远超富氧空气。

### 2.2 喷枪内气流压力分布特征

喷枪内的气体流动过程存在阻力损失,内部压力的变化趋势是判断损失分布的关键参数。图 8 为

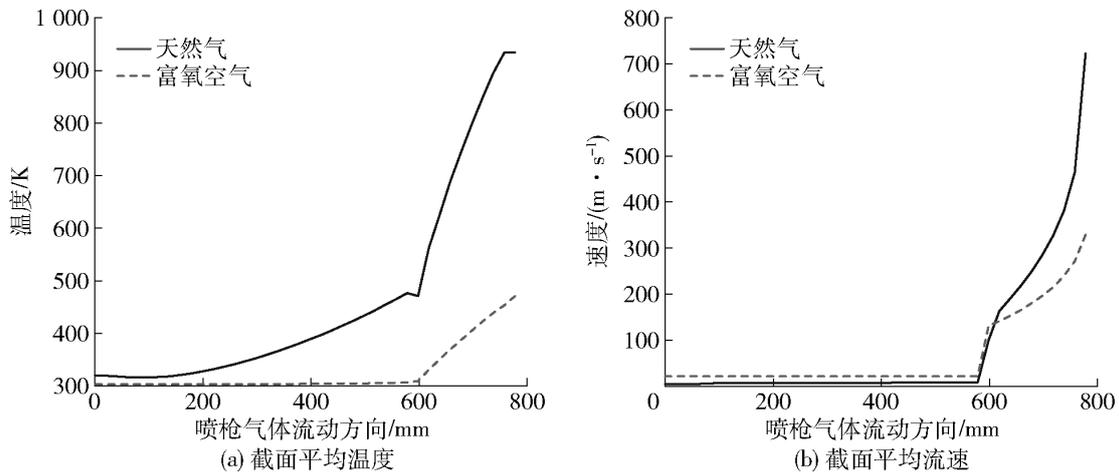


图7 天然气及富氧空气沿喷枪流动方向不同物理量的变化趋势

Fig. 7 Variation of different physical quantities of natural gas and oxygen-enriched air along the flow direction of the lance

喷枪中心截面的静压云图,可以看到,外层天然气通道的压力明显大于内层富氧空气,这说明天然气较高的出口流速得益于其更高压力。图9为整个流域截面压力随流动方向的变化趋势,喷枪在入口处的富氧空气通道与天然气通道截面平均总压为330 kPa,通过两次截面突变位置,总压虽有一定的损失,但在出口段的压力能转化成气体动能过程中压力损失近110 kPa,最终转化为流体动能仅有70 kPa。

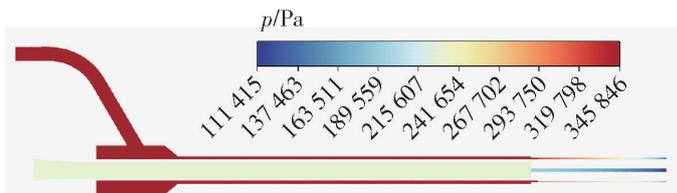


图8 喷枪中心截面压力分布

Fig. 8 Pressure distribution on the central cross-section of the lance

图10展示了天然气孔道与富氧空气孔道截面平均压力随流动方向的变化。可以看出,在入口段I处,天然气的平均压力相较于富氧空气高出近120 kPa;在位置II处,富氧空气在截面突变引起的压力损失要高于天然气。两者在出口段的压力能转化为气体动能过程中均产生了较为显著的压力损失,天然气与富氧空气在出口段的总压损失分别为141 kPa、50 kPa,两者相差了91 kPa,天然气在更高压力下,出口段的总压损失明显高于富氧空气。通过上述分析认为喷枪压力损失主要分为两部分:第一部分是源于截面突变带来的局部压力损失,第二

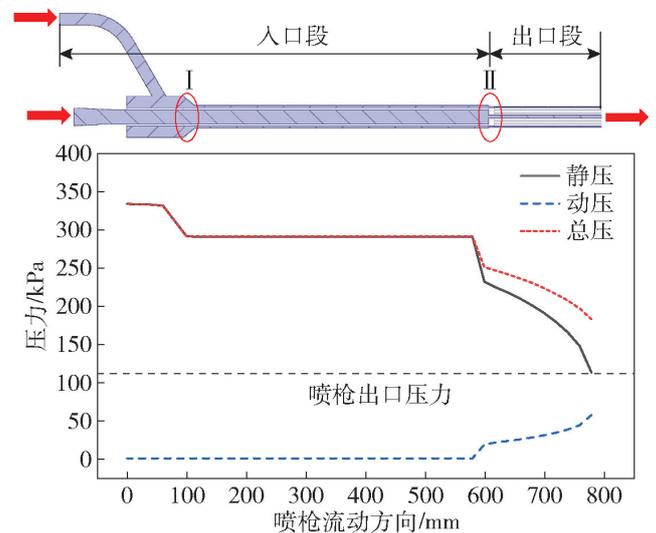


图9 喷枪气流孔道截面平均压力随流动方向变化趋势

Fig. 9 Variation of the cross-sectional average pressure in the lance airflow channel along the flow direction

部分则是气流在出口段膨胀过程产生的压力损失,且气流膨胀过程带来的压力损失远高于截面突变。

### 2.3 不同流量下喷枪流动结果分析

在实际生产中,现场人员会根据阳极泥冶炼需要调节进气量。因此,本研究在基准工况的流量基础上,分析不同流量对喷枪流动过程的影响,不同流量工况详细设置如表4所示,其他参数设置均保持不变。

通常情况下,调节喷枪的进气量是通过改变进气压力来实现的,因此压力与流量的对应关系极为重要。图11为不同流量下天然气与富氧空气孔道

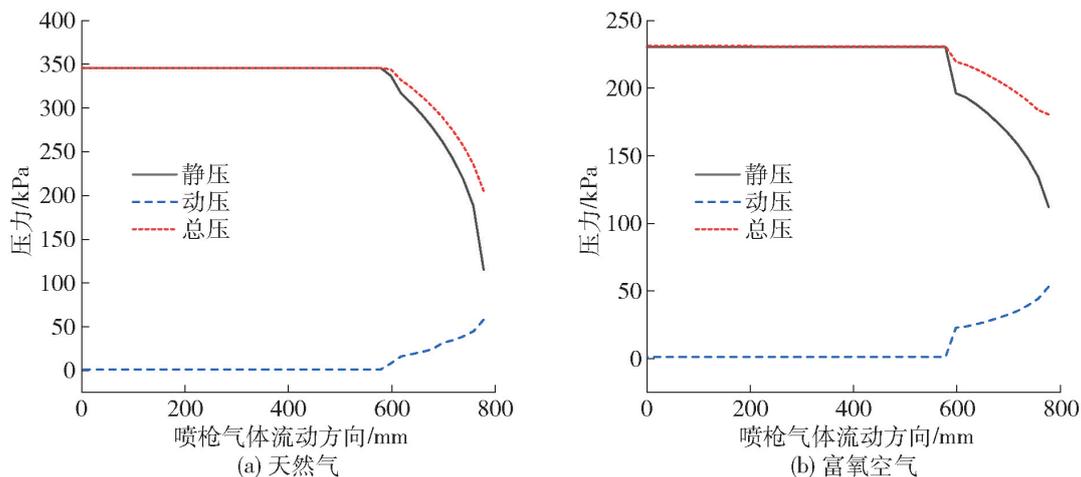


图 10 不同孔道截面平均压力沿喷枪流动方向变化趋势

Fig. 10 Variation of cross-sectional average pressure in different channels along the flow direction of the lance

表 4 不同工况流量设置

Table 4

工况	孔道	体积流量/ (Nm <sup>3</sup> ·h <sup>-1</sup> )	质量流量/ (kg·s <sup>-1</sup> )
案例 1 (基准工况)	富氧空气孔道	26.24	0.004 88
	天然气孔道	69.40	0.024 94
案例 2	富氧空气孔道	30.00	0.005 58
	天然气孔道	80.00	0.028 74
案例 3	富氧空气孔道	35.00	0.006 51
	天然气孔道	90.00	0.032 34

截面气流平均总压随流动方向的变化趋势。根据图中数据,案例 1 的天然气入口总压为 345 kPa,案例 2 与案例 3 的天然气入口总压分别 388 kPa、442 kPa。不难发现,天然气体积流量每增大 5 Nm<sup>3</sup>·h<sup>-1</sup>,入口总压需提高约 53 kPa。对于富氧空气而言,案例 1

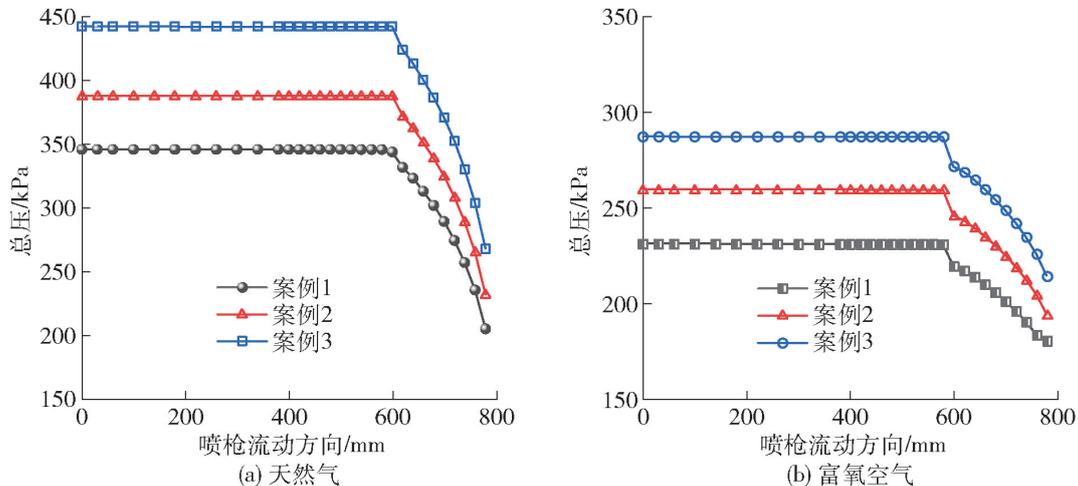


图 11 不同流量下孔道截面平均总压沿喷枪流动方向变化趋势

Fig. 11 Variation of cross-sectional average total pressure along the flow direction of the lance at different flow rates

至案例 3 对应的入口总压分别为 231 kPa、259 kPa、286 kPa,富氧空气流量每增大 10 Nm<sup>3</sup>·h<sup>-1</sup>,入口总压需增大 28 kPa。

两个孔道在不同流量下的总压变化趋势基本相同,但在喷枪出口段的压力损失有一定差异。案例 1、案例 2、案例 3 在喷枪出口段的天然气总压损失分别为 141 kPa、156 kPa、174 kPa,富氧空气总压损失分别为 51 kPa、65 kPa、73 kPa,说明气流在喷枪出口段膨胀过程的压力损失随流量的增大而增大。除此以外,富氧空气孔道在截面突变处存在较为明显的局部压力损失,从图 11(b)中可看出,三个流量下的截面突变压力损失均为 15 kPa。

表 5 显示了不同流量下富氧空气和天然气的对应出口流速。值得注意的是,天然气出口速度随流量增大,速率明显高于富氧空气。计算天然气与富氧空气出口孔道流通面积发现,富氧空气孔道出口

表5 不同流量工况对应出口流速

Table 5 Corresponding outlet velocity for different flow rate cases

计算工况	天然气	天然气	富氧空气	富氧空气
	流量/ (Nm <sup>3</sup> ·h <sup>-1</sup> )	出口流速/ (m·s <sup>-1</sup> )	流量/ (Nm <sup>3</sup> ·h <sup>-1</sup> )	出口流速/ (m·s <sup>-1</sup> )
案例1	26.24	753.56	69.40	327.65
案例2	30.00	796.07	80.00	356.38
案例3	35.00	824.77	90.00	379.57

截面积几乎达到了天然气孔道出口截面积的3倍,这使得天然气的出口速度随流量变化速率约为富氧空气的两倍。

除此以外,流量的增大强化了气流对喷枪的冷却效果。如图12所示,天然气以及富氧空气的出口温

度随流量的增大而降低。为进一步考察不同流量下的气体流动对喷枪的冷却效果,截取了不同流量下喷枪出口段固体域截面温度随流动方向的温度变化曲线,如图13所示。喷枪温度沿流动方向不断升高,并且随着流量的增大,喷枪的温度有所降低,案例2比案例1与相较于案例3比案例2,喷枪温度均下降了约15 K。由于在模拟过程中仅考虑喷枪内部气体流动与喷枪壳体传热过程,喷枪外壁面被设置为定温边界条件,不受气体流量变化而发生改变,导致了三个流量下喷枪出口壁面温度均为1 373 K。实际过程中,喷枪外壁面会与炉体传热,喷枪出口端面也会与熔体传热,当流量发生改变时,喷枪外壁面温度及喷枪出口端面会随流量的增大而降低,增大流量对喷枪的冷却效果会更加显著,这也是后续研究需要考虑的问题。

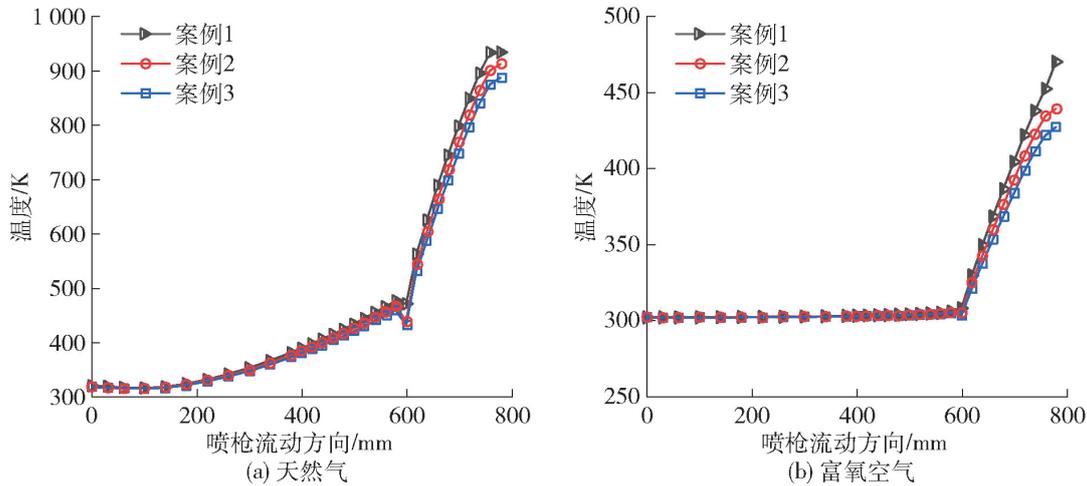


图12 不同流量下气体温度随流动方向的变化趋势

Fig. 12 The variation of gas temperature along the flow direction at different flow rates

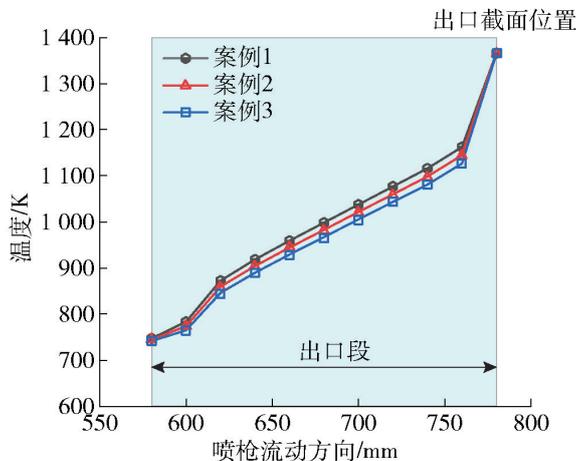


图13 不同流量下喷枪截面平均温度随流动方向的变化趋势

Fig. 13 Variation of cross-sectional average temperature along the flow direction of the lance at different flow rates

### 3 结论

本研究针对湖南某厂的阳极泥侧吹炉熔池熔炼过程所使用的浸没式多孔道喷枪内气体流动进行了初步的数值模拟研究,分析喷枪内气体流动特性以及不同流量下的压力损失与气流对喷枪的冷却效果,得到以下结论。

1) 数值模拟结果表明,喷枪外层天然气出口温度要高出富氧空气 444 K,出口流速比富氧空气高 426 m/s。

2) 通过分析喷枪气流的压力变化发现,气流压力损失主要集中在喷枪出口段的流动过程。

3) 天然气体积流量增大 5 Nm<sup>3</sup>·h<sup>-1</sup>,入口总压需要增大 53 kPa;富氧空气流量增大 10 Nm<sup>3</sup>·h<sup>-1</sup>,入口总压则需要增大 28 kPa。

4)随着流量的增大,气流在喷枪出口段的压力损失也在逐渐增大,天然气在出口段的压力损失达到了入口压力的40%,富氧空气在出口段的压力损失达到了其入口压力的25%,当天然气与富氧空气流量分别达到 $35 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ 、 $90 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ 时,其压力损失分别达到了174 kPa、73 kPa。

5)喷枪流量越大,对枪体的冷却效果越好,天然气与富氧空气流量每增大 $5 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ 、 $10 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ ,喷枪温度下降约为15 K。

### [参考文献]

[1] 郭军,邱伟明,陈锋,等.某富含金银阳极泥矿的工艺矿物学研究[J].矿产保护与利用,2019,39:64-69.  
GUO Jun, QIU Weiming, CHEN Feng, et al. The process mineralogy study of a gold-silver anode slime mineral [J]. Conservation and Utilization of Mineral Resources, 2019, 39: 64-69.

[2] 邓良俊,曾志彦.浅谈铅阳极泥生产工艺的改进[J].中国有色冶金,2016,45:47-48,74.  
DENG Liangjun, ZENG Zhiyan. Improvement of lead anode slime production process [J]. China Nonferrous Metallurgy, 2016, 45: 47-48,74.

[3] 许欣.侧吹浸没燃烧技术在工业危废处置行业的应用[J].有色冶金节能,2021,37(4):41-44.  
XU Xin. Application of side-submerged combustion smelting process (SSC) to the industrial hazardous waste disposal industry [J]. Energy Saving of nonferrous Metallurgy, 2021, 37(4): 41-44.

[4] 肖亚冬,刘燕,赵洪亮,等.富氧铜侧吹熔池熔炼炉内流场与混匀效率模拟研究[J].有色设备,2024,38(1):15-23.  
XIAO Yadong, LIU Yan, ZHAO Hongliang, et al. Simulation study on flow field and mixing efficiency inside oxygen-rich copper side-blown smelting furnace [J]. Nonferrous Metallurgical Equipment, 2024,38(1):15-23.

[5] 李栋,曹珂菲.阳极泥侧吹还原炉的设计及应用[J].有色设备,2022,36(6):71-74.  
LI Dong, CAO Kefei. Design and application of anode slime side-blowing reduction furnace [J]. Nonferrous Metallurgical Equipment, 2022, 36(6): 71-74.

[6] 黄宪涛,涂绪良.铅阳极泥侧吹炉直接还原熔炼试生产总结[J].中国有色冶金,2012,41:26-27.  
HUANG Xiantao. Summary of pilot production of direct reduction smelting of lead anode slime with side-brown converter[J]. China Nonferrous Metallurgy, 2012, 41: 26-27.

[7] FENG C, ZHU R, HAN B, et al. Effect of nozzle exit wear on the fluid flow characteristics of supersonic oxygen lance [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2020, 51: 187-199.

[8] FENG L, LIU K, LIANG H, et al. Comparative study between traditional and coherent jet oxygen lance interaction with molten

pool[J]. Metalurgija, 2018, 57(3): 149-152.

[9] 黄海飞,张圣南,崔胜,等.富氧侧吹熔炼技术在铅阳极泥综合回收中的应用[J].湖南有色金属,2022,38(5):29-31,64.  
HUANG Haifei, ZHANG Shengnan, CUI Sheng, et al. Application of oxygen enriched side blowing smelting technology in comprehensive recovery of lead anode slime [J]. Hunan Nonferrous Metals, 2022, 38(5): 29-31,64.

[10] 李世旺,王仕博,王华,等.多孔道底吹喷枪搅拌的数值模拟与强化机理分析[J].化工进展,2020,39:3563-3573.  
LI Shiwang, WNAG Shibo, WANG Hua, et al. Numerical simulation and strengthening mechanism analysis of multichannel bottom-blowing spray lance stirring [J]. Chemical Industry and Engineering Progress, 2020, 39: 3563-3573.

[11] 包丽明,刘坤,吕国成.超音速氧枪射流特性的数值模拟[J].特殊钢,2014,35(4):4.  
BAO Liming, LIU Kun, LYU Guocheng. Numerical simulation on jet characteristic of supersonic jet oxygen lance [J]. Special Steel, 2014, 35(4): 4.

[12] 魏涛,沈强华,占焕武.顶吹熔炼炉中喷枪寿命的探讨[J].科学技术与工程,2009,9(19):5778-5782,5791.  
WEI Tao, SHEN Qiang, ZHAN Huanwu. The development thinking of lance life of top-blown melting furnace [J]. Science Technology and Engineering, 2009, 9(19): 5778-5782, 5791.

[13] 李杰,朱永红.梭式窑自吸式烧嘴内部流动和传质特性的研究[J].陶瓷学报,2017,38(1):87-91.  
LI Jie, ZHU Yonghong. Study on heat and mass transfer characteristics inside the shuttle kiln's self-inhaler burner [J]. Journal of Ceramics, 2017, 38(1): 87-91.

[14] 李录平,唐学智,张浩,等.燃气轮机动叶气膜冷却效果评价方法的改进[J].长沙理工大学学报(自然科学版),2018,15(2):81-87.  
LI Luping, TANG Xuezhi, ZHANG Hao, et al. Improved method for evaluating film cooling efficiency on a gas-turbine moving blade [J]. Journal of Changsha University of Science & Technology (Natural Science), 2018, 15(2): 81-87.

[15] 余跃,李东波,陈学刚,等.底吹炉喷枪强化冷却仿真优化[J].有色冶金节能,2020,36(6):43-48.  
YU Yue, LI Dongbo, CHEN Xuegang, et al. Simulation and optimization of enhanced cooling of bottom blowing furnace spray gun [J]. Energy Saving of Nonferrous Metallurgy, 2020, 36(6): 43-48.

[16] 安号,王宏丹,任兵芝,等.基于特征线法单孔氧枪的射流特性数值模拟[J].工业加热,2022,51:18-21.  
AN Hao, WANG Hong, REN Bingzhi, et al. Numerical simulation of single hole oxygen lance jet based on characteristic-line method [J]. Industrial Heating, 2022, 51(10): 18-21.

[17] 韩豪雷.交错多孔氧枪的数值模拟研究[D].鞍山:辽宁科技大学,2020.

- HAN Haolei. Numerical simulation of staggered multiple-nozzles oxygen lance jet [D]. Anshan: University of Science and Technology Liaoning, 2020.
- [18] 李炎鑫, 刘广强, 刘坤, 等. 260 t 转炉用六孔氧枪射流偏转特性分析[J]. 冶金能源, 2023, 42(4): 24–28, 46.
- LI Yanxin, LIU Guangqiang, LIU Kun, et al. Analysis of jet deflection characteristics of six-hole oxygen lance for 260 t converter[J]. Energy for Metallurgical Industry, 2023, 42(4): 24–28, 46.
- [19] LI M, LI Q, LI L, et al. Effect of operation parameters on supersonic jet behaviour of BOF six-nozzle oxygen lance [J]. Ironmaking & Steelmaking, 2014, 41(9): 699–709.
- [20] 马浩冉, 朱荣, 姚柳洁, 等. 六孔氧枪喷射对转炉流体流动影响的数值模拟研究 [J]. 工业加热, 2018, 47: 42–45.
- MA Haoran, ZHU Rong, YAO Liujie, et al. Numerical simulation of influence of six hole oxygen injection on fluid flow in converter[J]. Industrial Heating, 2018, 47: 42–45.
- [21] 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 Yue. Influence of gas flow rate on converting process of bottom-blowing copper converter [J]. Nonferrous Metals (Extractive Metallurgy), 2020(8): 1–8.
- [22] JIA H, LI Y, LIU K, et al. Study on jet characteristics of a dual-structure converter oxygen lance based on hydrodynamics[J/OL]. AIP Advances, 2022, 12(7). <https://doi.org/10.1063/5.0091437>.
- [23] SVANTESSON J L, ERSSON M, JÖNSSON P G. Effect of froude number on submerged gas blowing characteristics [J]. Materials, 2021, 14(3): 627.

## Numerical simulation on characteristics of gas flow and heat transfer in immersed multi-channel lance

TANG Zhibo<sup>1</sup>, WANG Chao<sup>2</sup>, HU Weiwen<sup>1</sup>, CAO Huan<sup>1</sup>, LI Mao<sup>1</sup>, YAN Hongjie<sup>2</sup>, LIU Liu<sup>2</sup>

(1. Shuikoushan Nonferrous Metals Co. Ltd., Hengyang 421513, China;

2. School of Energy Science and Engineering, Central South University, Changsha 410083, China)

**Abstract:** As a crucial equipment in the smelting process, the performance of the lance directly influences the stirring effect of the airflow on the melt. In this study, a physical model of an immersed multi-channel lance with a length of approximately 800 mm used in the anode slime side-blown furnace was established. Numerical simulation studies of gas flow and heat transfer processes inside the lance were conducted based on the SST  $k-\omega$  turbulence model. The distribution characteristics of gas temperature, flow velocity, and pressure inside the lance were analyzed. The variation characteristics of airflow pressure along the flow direction under different flow rates of natural gas and oxygen-enriched air, the relationship between flow rate and outlet velocity, and the cooling effect of airflow rates on the lance were investigated. The findings suggest that the multi-channel structure of the lance enhances the outlet velocity and reinforces the cooling effect of the gas flow. However, significant pressure loss occurs at abrupt changes in the cross-section of the airflow channel and at the outlet section, hindering the enhancement of the outlet velocity. With the increase of airflow rates, the outlet velocity of the lance increases significantly, and the pressure loss at the outlet segment of natural gas and oxygen-enriched air reaches 40% and 25% of their inlet total pressure, respectively. Additionally, the cooling effect of flow rate on the lance is significant, with a decrease of approximately 15 K in the temperature of the outlet section for every increase of 5  $\text{Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  and 10  $\text{Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  in flow rate for natural gas and oxygen-enriched air, respectively.

**Key words:** anode slime side-brown furnace; multi-channel lance; numerical simulation; pressure loss; lance cooling