

· 冶炼与凝固 ·

炉气对 200 t 转炉五孔氧枪超音速射流特性影响



张笑龙, 冯亮花

(辽宁科技大学材料与冶金学院, 鞍山 114051)

摘要:为解决转炉冶炼过程中高温与炉气变化显著影响氧枪超音速射流特性,而不同冶炼时期射流特性变化规律研究有限的问题,通过 CFD 数值模拟研究了不同温度下炉气成分对转炉炼钢过程中超音速氧气射流特性的影响。结果表明,相同炉气浓度下,高温(1 873 K)时氧枪射流核心区长度是常温(298 K)时的 2.6 倍;超音速区长度随炉气 CO 浓度升高而线性增长,且在高温时增长更快,CO 浓度提升 20%,常温时核心段长度延长 0.048 m,高温时延长 0.126 m;CO 浓度升高增大氧气射流有效冲击面积,常温时最大提升 11.6%,高温时提升 3.1%。常温时有效冲击面积随枪位升高先增大后减小,而高温下则持续增大;冶炼中期较高的 CO 浓度和环境温度更利于减缓射流衰减并扩大有效冲击面积。

关键词:200 t 转炉; 五孔氧枪; 数值模拟; 射流衰减; 炉气成分

DOI:10. 20057/j. 1003-8620. 2025-00159 **中图分类号:**TF341. 1

Effects of Furnace Atmosphere on Supersonic Jet Characteristics of a Five-Nozzle Oxygen Lance in a 200-ton Converter

Zhang Xiaolong, Feng Lianghua

(School of Materials and Metallurgy, University of Science and Technology Liaoning, Anshan 114051, China)

Abstract: To address the issue that high temperatures and significant furnace gas variations during converter steelmaking substantially affect the characteristics of supersonic oxygen jets, while research on the changing patterns of jet characteristics across different smelting stages remains limited, the effect of furnace gas composition on supersonic oxygen jet characteristics in converter steelmaking under different temperatures was investigated through CFD numerical simulation. The results indicate that at the same furnace gas concentration, the core length of the oxygen lance jet at high temperature (1 873 K) is 2.6 times longer than at room temperature (298 K). The length of supersonic zone increases linearly with rising CO concentration in the furnace gas, with a more pronounced growth rate at elevated temperatures. A 20% increase in CO concentration extends the core length by 0.048 m at room temperature and by 0.126 m at high temperature. The increase of CO concentration enlarges the effective impact area of the oxygen jet, with a maximum increase of 11.6% at room temperature and 3.1% at high temperature. At room temperature, the effective impact area initially increases and then decreases as the lance height rises, whereas it continues to expand under high-temperature conditions. During the mid-blowing stage, higher CO concentration and ambient temperature contribute more effectively to slowing jet attenuation and expanding the effective impact area.

Key Words: 200 t Converter; Five-hole Oxygen Lance; Numerical Simulation; Jet Attenuation; Furnace Gas Composition

中国是全球最大的钢铁生产国,目前,中国钢铁生产中有 90% 的钢铁是由转炉冶炼完成^[1-2]。转炉顶吹技术是转炉炼钢的核心,顶吹系统通常通过使用顶吹氧枪来实现。氧枪功能在于通过喷头产生高速的超音速氧气射流。这股射流直接冲击熔池表面,承担着向熔池强制供氧、促进熔池剧烈搅拌、加速钢-渣乳化、强化传热传质以及去除杂质元

素等多重任务^[3-4]。

转炉炉膛是一个充满高温、高浓度 CO 的受限空间环境,射流在进入熔池前,不可避免地要与炉膛内的气体介质发生强烈的能量、动量和质量交换^[5]。近些年来众多学者对氧枪超音速射流进行了大量研究。这些研究主要包括应用物理模拟实验、数值模拟分析以及工业实验验证^[6-7]。吴凤林等^[8]

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52074151),辽宁省科学技术厅资助项目(2022 JH2/101300079)

作者简介: 张笑龙(2000—),男,硕士; **E-mail:**2904637421@qq.com; **收稿日期:** 2025-07-01

通信作者: 冯亮花(1974—),女,博士,教授; **E-mail:**fenglianghua1974@126.com;

Editorial Office of Special Steel. OA under CC BY-NC-ND 4.0

通过数值模拟的方法对氧枪射流的射流特性进行研究,得到了常温下氧枪射流的速度分布与衰减的规律,但忽略了炼钢环境下高温对氧枪射流特性的影响。Hu等^[9-10]研究了氧气预热温度对射流特性的影响,并在一座75 t的电弧炉中进行了实验。氧气预热温度的升高使得射流特性得到改善,同时,射流搅拌转炉钢液熔池的能力也有所增强。包丽明等^[11-12]通过数值模拟的方法研究了环境温度和压力对氧枪超音速区域长度的影响,得出超音速区域长度和环境温度近似呈直线变化。Yang等^[13-14]研究了温度对旋流喷头射流特性的影响,温度升高会使射流速度加快,并且核心段变长。Ikuhiro SUMId等^[15]通过实验和数值模拟的方法得出了当温度为1 773 K时,氧枪射流核心区域的长度是温度室温时的2.4倍。Alam等^[16]使用计算流体动力学模型研究了炼钢温度下氧枪的超音速射流特性。结果表明当温度为1 800 K时,氧枪射流核心区域的长度是温度为298 K时的2.5倍。Lebon等^[17-19]利用数值模拟和试验验证研究了环境温度和单流股超音速氧气射流特性的关系,并修正了湍流模型;Li等^[20-21]使用CFD模型研究了转炉炼钢用喷枪形成的超音速射流的聚并特性,得出环境温度、喷嘴数量和喷嘴角度对多个超音速射流的聚并有影响,随着环境温度的升高,喷嘴数量减少,射流速度和动压衰减被延迟。Zhao等^[22-23]通过数值模拟和实验研究对超音速燃烧凝聚射流进行了研究,射流的燃烧增加了主氧射流的长度。茹作栋等^[24-25]通过数值模拟研究在炼钢环境下燃烧反应对氧枪射流特性的影响,虽然考虑了燃烧反应,但炉气成分单一并未考虑转炉冶炼过程中炉气成分的变化对氧枪射流特性的影响。综上所述,环境温度是影响射流特性的关键因素,随着环境温度的显著升高(从室温至炼钢高温环境),氧枪射流的核心区域长度明显增加(可达室温时的2.4~2.5倍),射流速度加快,动压衰减延迟,超音速区域长度与环境温度近似呈线性关系,且射流搅拌熔池的能力随之增强。氧气预热也被证实能改善射流特性。环境压力、喷嘴数量、喷嘴角度、射流聚并特性以及燃烧反应等因素对氧枪射流特性也有影响。

上述研究从环境温度、环境压力、炉气与氧气的燃烧反应等角度对氧枪超音速射流特性的影响进行研究,但对于转炉冶炼过程中不同阶段炉气成分对氧枪射流特性的影响缺乏探究。部分工作未

充分考虑炼钢实际高温环境,多数研究集中于单一变量(如温度或压力)的影响分析。虽然已有研究开始关注燃烧反应,但往往简化了炉气成分(如采用单一成分气体),未能充分反映转炉冶炼过程中炉气成分(尤其是高浓度CO及其他组分)的动态变化及其与高温耦合作用对氧枪射流特性的复杂影响。为解决上述问题,研究200 t转炉五孔氧枪不同温度下炉气成分对其超音速射流特性的影响,揭示炉气与射流的相互作用机制,为优化氧枪操作及结构升级(如喷嘴参数)提供理论支撑,从而实现精准调控熔池搅拌、抑制喷溅、提高终点命中率,推动钢铁工业向高效、优质、低耗、环保方向发展。

1 氧枪喷头尺寸及方案

以200 t转炉五孔氧枪为对象,采用SOLIDWORKS建立200 t转炉五孔氧枪喷头的物理模型,利用Fluent进行数值模拟计算。研究在不同温度下炉气对氧枪射流特性影响。表1为氧枪喷头结构参数,图1(a)和图1(b)为氧枪喷孔布置方式及结构示意图, α 为氧枪中心线与内孔夹角, d_1 为入口直径, d_2 为喉口直径, D_e 为出口直径。

表1 氧枪喷头结构参数

孔数	氧气流量/ ($\text{m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$)	喉口直径/ mm	出口直径 D_e /mm	马赫数	氧枪倾角/ ($^\circ$)
5	42 000	45.0	59.9	2.05	16

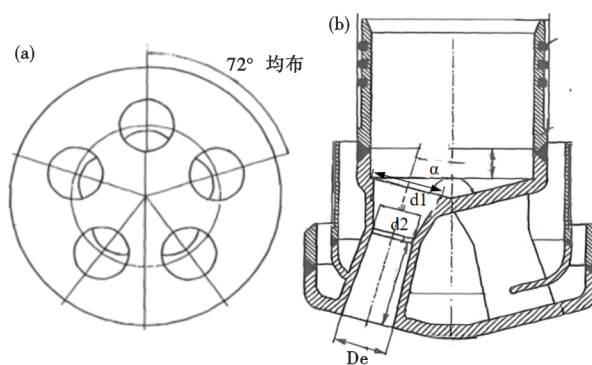


图1 氧枪喷孔布置方式及结构示意图:(a)布置方式,(b)结构示意图

Fig. 1 Nozzle arrangement and schematic diagram of oxygen lance : (a) arrangement, (b) schematic diagram

转炉炼钢受环境温度和炉气影响,根据Sen Li等^[26-28]的研究确定炉气中的气体成分和比例,在吹氧前期, N_2 浓度从约79%迅速降低到约1%,CO浓度从约0%迅速增加到约60%。吹氧中期CO浓度变

化平缓,最大值可达约 80%。随着硅和锰含量在熔池中降低,熔池温度升高,足以支持脱碳反应稳定进行,脱碳反应产生大量 CO,此时,CO 浓度相对稳定。 N_2 浓度保持在约 1%。吹氧后期,CO 浓度迅速下降。由于熔池中碳浓度降低,脱碳速率下降,产生的 CO 减少,同时,转炉内空间存在大量过剩氧气,CO 被充分氧化为 CO_2 。模拟炉内炉气成分方案见表 2,方案 1 模拟转炉吹炼前期,方案 3 模拟转炉吹炼中期,方案 2 模拟转炉吹炼后期。1 873 K 接近实际炼钢温度, Li^[29] 研究高温环境下氧枪超音速射流使用 1 873 K 来模拟炼钢温度,武浩^[30] 使用 1 873 K 模拟炼钢温度研究环境温度对氧枪射流影响。温度取常温 298 K 和炼钢时环境温度 1 873 K,研究炉气对氧枪在常温和炼钢温度下射流特性影响,获得更加准确和全面的射流特征。

表 2 炉内炉气成分试验方案
Table 2 Furnace atmosphere composition test plan

方案	炉气成分(摩尔分数)/%			摩尔质量/ ($g \cdot mol^{-1}$)	密度/ ($kg \cdot m^{-3}$)
	CO	CO_2	N_2		
1	40	59	1	37.44	1.509
2	60	39	1	34.24	1.381
3	80	19	1	31.04	1.252
4	100	0	0	28	1.129

2 数值模拟

2.1 数值模拟基本条件

2.1.1 模型假设

1) 五孔氧枪喷孔中的氧气为可压缩的理想气体; 2) 忽略氧枪管内的摩擦阻力; 3) 射流下方的计算域相对于喷管无限大; 4) 其他壁面条件均为标准无滑移壁面函数。

2.1.2 边界条件

氧枪喷头的进口边界条件设置为压力进口,管壁为静止的无滑移壁面,其边界条件见表 3。

表 3 边界条件参数
Table 3 Boundary condition parameters

边界条件	进口压力 (P_0)/MPa	进口温度 (T_0)/K	环境温度 (T_1)/K	环境压力 (P_1)/MPa
参数	0.85	298	298/1 873	0.104

2.2 控制方程

基于上述假设,质量、动量和能量的运动方程分别如式(1)、式(2)、式(3)。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho U + \nabla \cdot (\rho U \times U) = -\nabla P + \nabla \cdot [\mu_{\text{eff}}(\nabla U)] + B \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho H) + \nabla \cdot (\rho U H) - \nabla \cdot (\lambda \nabla) = \frac{\partial P}{\partial t} \quad (3)$$

式中, $\nabla = \frac{\partial}{\partial x} \vec{i} + \frac{\partial}{\partial y} \vec{j} + \frac{\partial}{\partial z} \vec{k}$; P 为平均流体密度, kg/m^3 ; $P = \rho RT$; U 为速度矢量, m/s ; μ_{eff} 为有效黏度, $Pa \cdot s$; $\mu_{\text{eff}} = \mu + \mu_T$; B 为体积力, N/m^3 ; λ 为导热系数, $W/(m \cdot K)$; T 为温度, K ; H 为总焓, J 。

2.3 湍流模型

Asahara^[31] 对单孔和多孔喷嘴进行了 CFD 模拟,发现采用 Spalart-Allmaras 单方程模型计算的结果倾向于高估射流半径和轴向速度衰减。 $k - \omega$ 模型没有预测喷嘴出口的射流核心面积,而 $k - \varepsilon$ 模型模拟的速度剖面与实验结果吻合较好。贾宏斌^[32] 研究了 3 种不同的 $k - \varepsilon$ 双方程湍流模型下的射流情况,并将模拟结果与检测实验所采集的数据进行对比验证,发现标准 $k - \varepsilon$ 模型射流结果更符合射流规律。因此,研究使用 Launder 和 Spalding^[33] 在 1972 年提出的标准的 $k - \omega$ 湍流模型,该模型中湍流动能 k 和耗散速率 ε 的输运方程分别如式(4)、式(5)。

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\alpha_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (4)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + G_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + G_{3\varepsilon} G_b) - G_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon \quad (5)$$

式中, G_k 表示平均速度梯度产生的湍动能; 湍流普朗特数 σ_k 和 σ_ε 分别取值 1.0 和 1.3; 经验常数取值为 $G_{1\varepsilon}=1.44$, $G_{2\varepsilon}=1.92$, $G_{3\varepsilon}=0.09$ 。

2.4 组分运输模型

组分运输模型是用于模拟包含多种化学组分的流体流动中,各组分质量分数的分布和输送过程的重要工具。通过第 i 种组分的对流扩散方程预估每种组分的质量分数 Y ,守恒方程如式(6)。

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho Y_i) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} Y_i) = -\nabla \cdot \vec{J}_i + R_i + S_i = 0 \quad (6)$$

式中, R_i 为化学反应的净生成速率, $kg/(m^3 \cdot s)$; S_i 代表离散相及用户自定义源相所产生的附加生成速率, $kg/(m^3 \cdot s)$ 。

2.5 数值求解

通过 Ansys Fluent 软件对三维模型进行数值模拟,探究炉气对不同环境温度条件下氧枪超音速射流的特性。图 2(a)和图 2(b)为本研究的计算域和网格划分示意图,综合考虑计算成本与计算精度,选取模型的 1/5 进行计算并进行局部网格加密,划分网格共计约 125 万。数学模型采用 SIMPLE 算法求解,当动量方程、连续性方程、湍动能 k 和湍流耗散率 ε 以及 X 、 Y 、 Z 方向上的速度残差小于 0.001,能量方程残差小于 10^{-6} 时认为计算收敛^[34]。

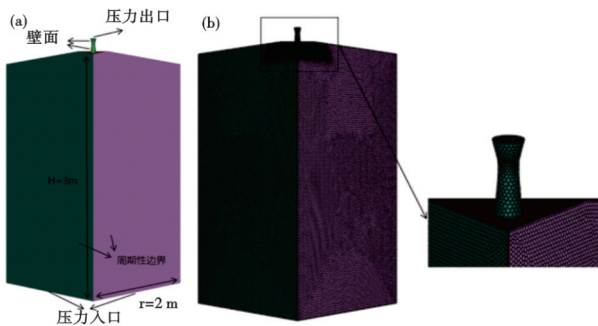


图 2 几何模型的计算域及其网格划分:(a)计算域,(b)网格划分

Fig. 2 The computational domain of the geometric model and its grid division : (a) computational domain, (b) grid division

2.6 网格无关性验证

为验证网格尺寸对模拟结果的影响,划分三种网格尺寸,粗网格数量为 1 003 765,中网格数量为 1 247 471,细网格数量为 1 557 263,对比分析了三种不同网格尺寸下氧枪射流中心速度变化,如图 3 所示,粗网格尺寸下氧枪射流中心速度与中等网格和细网格的相差较大,而中等网格与细网格尺寸下氧枪射流中心速度近乎重合,并没有较为明显的波动。结合计算成本和计算时间考虑,计算过程采用中网格的网格尺寸进行计算。

2.7 模型验证

为检验计算模型精度,依据文献^[35]的参数构建物理模型,计算得到的氧枪喷孔射流中心线偏移量(相对喷孔轴线)与实测值对比如图 4 所示。结果表明,两者吻合较好,验证了所选数学模型对氧枪射流行为预测的准确性。

3 数值模拟结果及分析

3.1 常温下炉气成分对氧枪射流特性影响

如图 5 所示,通过数值模拟得出不同炉气成分

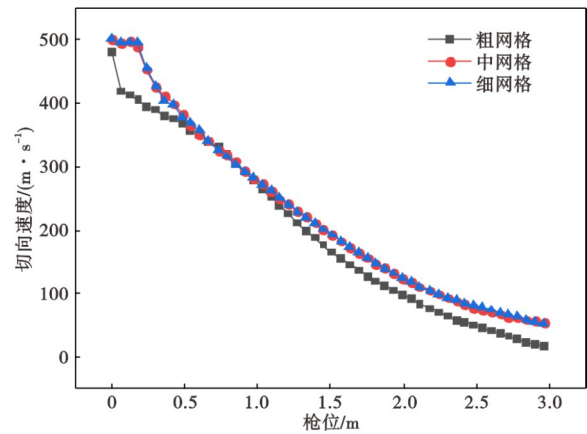


图 3 网格无关性验证

Fig. 3 Grid irrelevance verification

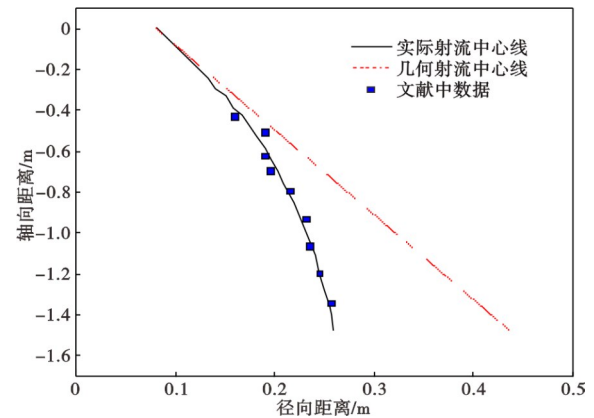


图 4 数学模型射流偏转验证

Fig. 4 Mathematical model jet deflection verification

条件下氧枪的射流形态图,其中,图 5(a)~(d)依次对应方案 1~4。其中,黄色以上表示超音速区域,顶吹氧气自喷孔流出后变为超音速流股,在射流前进的同时卷吸环境周围的介质导致射流速度衰减。方案 1~4 的射流核心段区域逐渐增加,这是由于在常温环境条件下随着炉气中 CO 浓度的升高,环境气体的密度减小,对氧气的阻力减小^[36-37],氧气射流核心段区域增加,射流速度的衰减受到抑制,方案 1~4 的射流核心段长度分别为 0.611、0.659、0.707、0.755 m,逐步延长 0.048 m。

如图 6 所示,射流超音速区域的长度随炉气 CO 浓度升高而线性增长。这是因为高浓度 CO 环境密度较低,减小了射流阻力,延缓了中心速度衰减。图 6 中直线斜率表明,常温下 CO 浓度的提升对超声速区长度的影响较弱。

3.2 常温下氧枪射流中心线上速度及动压变化

在转炉冶炼过程中,输入的氧气通过拉瓦尔喷

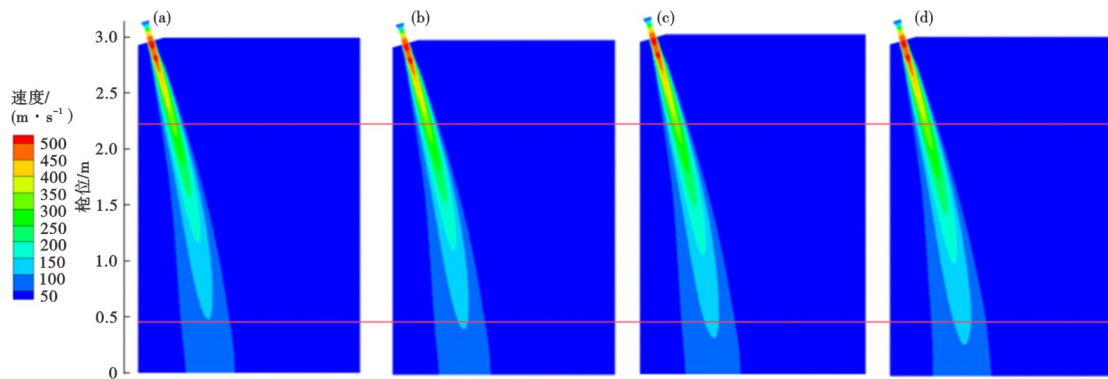


图 5 不同方案下氧枪射流形态图:(a)方案 1,(b)方案 2,(c)方案 3,(d)方案 4

Fig. 5 Oxygen lance jet flow patterns under different schemes : (a) scheme 1, (b) scheme 2, (c) scheme 3, (d) scheme 4

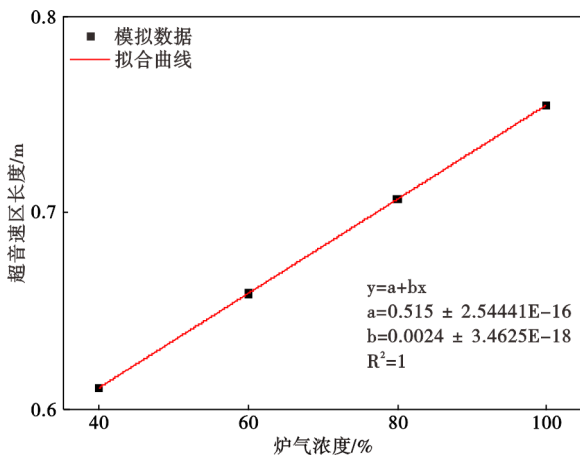


图 6 超音速区长度和炉气浓度之间的关系

Fig. 6 The relationship between the length of the supersonic region and the concentration of furnace gas

管转变为超音速射流为熔池的搅拌提供动力。因此氧枪射流中心线上轴向速度的衰减情况是研究其射流特性的重要参数之一^[38-39]。图 7(a)为在常温

下不同炉气成分对传统氧枪射流中心线轴向速度的影响,结果表明,氧枪射流中心线的轴向速度在冶炼中期最高,在冶炼初期最低,增大炉气中的 CO 浓度可以增加氧枪射流中心线的轴向速度。射流核心段轴向长度分别为 0.626、0.655、0.685、0.714 m,逐步延长 0.03 m。在相同温度条件下,气体密度的减小导致射流阻力降低,减弱其速度衰减程度。图 7(b)为氧枪射流中心动压变化图,可以看出氧枪射流中心动压随着炉气中 CO 浓度的增加而增加,在冶炼中期最高,在冶炼初期最低;射流在前进的过程中卷吸周围的气体,自身会不断膨胀,动压逐渐减小。

3.3 常温下炉气成分对有效冲击面积的影响

图 8 为 30De~45De 氧枪位置处的冲击区云图,分析在常温下炉气成分对氧枪不同枪位冲击面积影响。结果表明:200 t 五孔氧枪喷孔的冲击面积呈

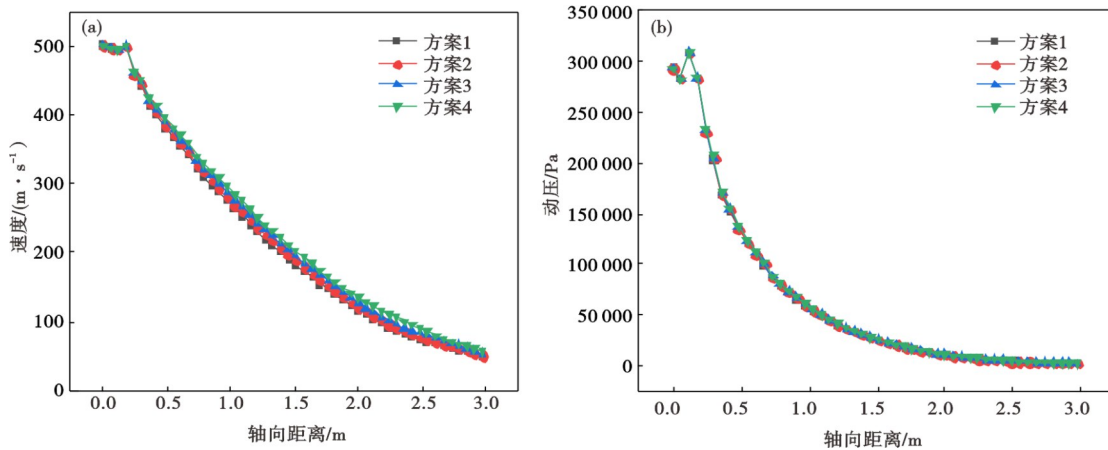


图 7 常温下炉气对传统氧枪动力学参数影响:(a)速度,(b)动压

Fig. 7 The Influence of furnace gas on kinetic parameters of traditional oxygen lance at room temperature : (a) speed, (b) dynamic pressure

圆形分布;常温下炉气成分的变化可以影响氧枪射流时获得最大有效冲击面积的枪位,方案 1 和方案 2 最大有效冲击面积在枪位为 30De~35De 时取得,方案 3 和方案 4 最大有效冲击面积在枪位为 35De~40De 时取得,分别为 0.267、0.297、0.318、0.355 m², 同比最大增长约 11.6%。研究氧枪射流时获得最大有效冲击面积的枪位,可以优化转炉炼钢工艺、提升冶炼效率与钢水质量。

如图 9 所示为常温下炉气成分对不同枪位下有效冲击面积的影响,结果表明,随着氧枪枪位的增大,射流有效冲击面积先增大后减小;在同一枪位下,射流的有效冲击面积随着炉气中 CO 浓度增大而增大;转炉吹炼期射流有效冲击面积和速度分布一致。图 9 中结果可以根据图 6 进行解释,炉气中 CO 浓度增大,氧气射流核心区域增加,射流速度的衰减受到抑制,射流有效冲击面积增大。

3.4 炼钢温度下炉气成分对氧枪射流特性影响

图 10 为炼钢温度下不同炉气成分条件下氧枪的射流形态图,其中,图 10(a)~(d)依次对应方案 1~4。其中,黄色以上表示超音速区域,顶吹氧气自喷孔流出后变为超音速流股,在射流前进的同时卷吸环境周围的介质导致射流速度衰减。结果表明:方案 1~4 的射流核心段区域逐渐增加,而且比常温下氧枪射流核心区域更长,方案 1~4 的射流核心段长度分别为 1.587、1.713、1.839、1.965 m,逐步延长 0.126 m。温度升高和炉气 CO 浓度增大使氧气射流衰减减慢,环境气体密度减小,射流受到阻力减小,核心段长度增加。

图 11 为常温和炼钢温度下炉气对氧枪射流超音速区长度影响。结果表明:同种炉气浓度下,温度为 1 873 K 时氧枪射流核心区的长度是温度为

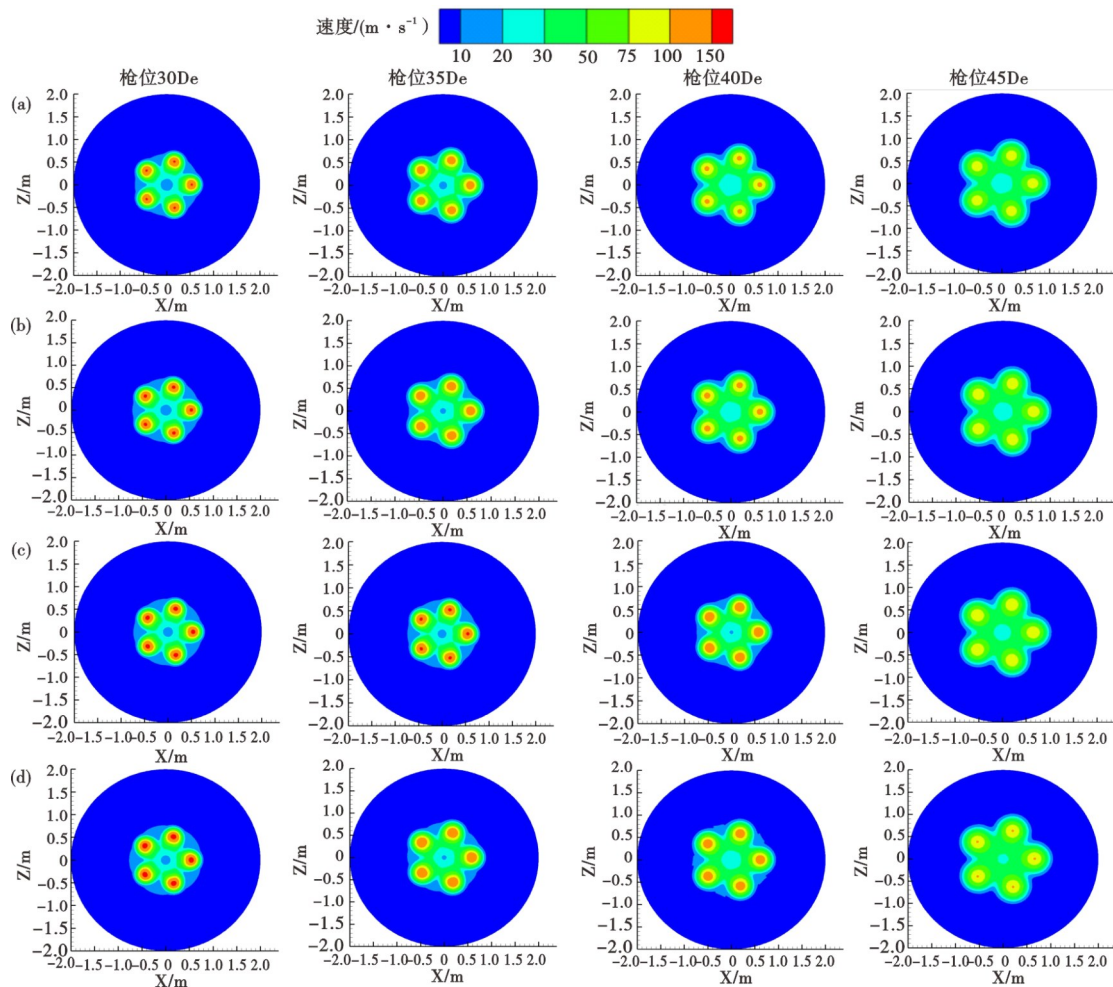


图 8 不同炉气成分条件下不同枪位下的冲击面积:(a)方案 1,(b)方案 2,(c)方案 3,(d)方案 4

Fig. 8 Impingement area at different lance heights under varied gas compositions: (a) scheme 1, (b) scheme 2, (c) scheme 3, (d) scheme 4

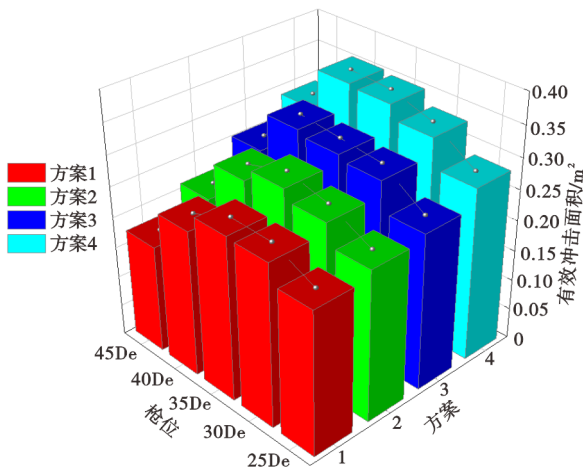


图9 不同炉气成分条件下不同枪位下的有效冲击面积
Fig. 9 Effective impingement area at varied lance heights and gas compositions

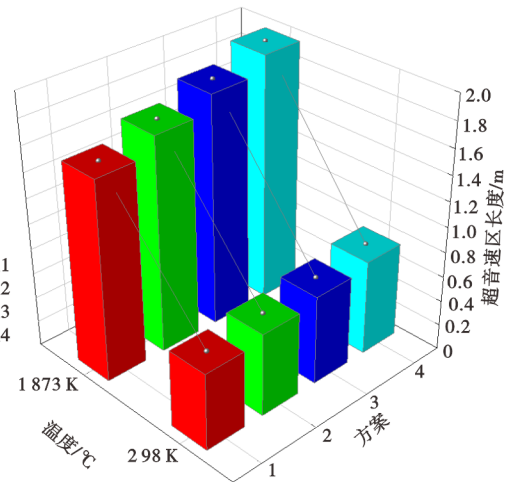


图 11 炉气成分对超音速区长度影响
Fig. 11 Effect of furnace gas composition on supersonic zone length

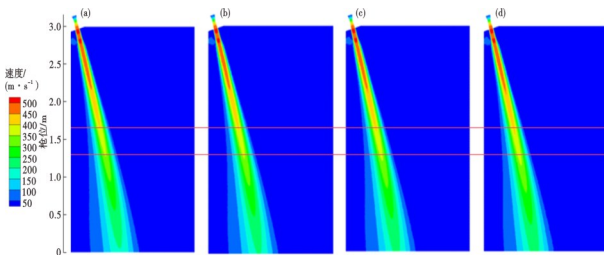


图 10 不同方案下氧枪射流形态图:(a)方案 1, (b)方案 2, (c)方案 3, (d)方案 4
Fig. 10 Oxygen lance jet flow patterns under different schemes : (a) scheme 1, (b) scheme 2, (c) scheme 3, (d) scheme 4

298 K 时的 2.6 倍。这是因为温度越高,炉气中 CO 浓度越高,炉气的密度越小,射流的衰减越慢,氧枪射流核心区长度越长。

从图 12 中可以看出,炼钢温度下射流超音速区域的长度随炉气 CO 浓度升高而线性增长。结合图 6 分析,由两图中直线的斜率可知,炼钢温度下炉气对射流超音速区长度的影响明显增强。

3.5 炼钢温度下炉气成分对有效冲击面积影响

图 13 为 30De~45De 氧枪位置处的冲击区云图,结合图 8 分析常温 and 炼钢温度下炉气成分对氧枪不同枪位冲击面积影响。结果表明,炉气成分相同时,环境温度升高,射流有效冲击面积增大,在 45De 处有效冲击面积取得最大值。温度升高使氧气射流的衰减减慢^[40],炉气密度减小,有效冲击面积增大。

如图 14 所示为炼钢温度下炉气成分对不同枪

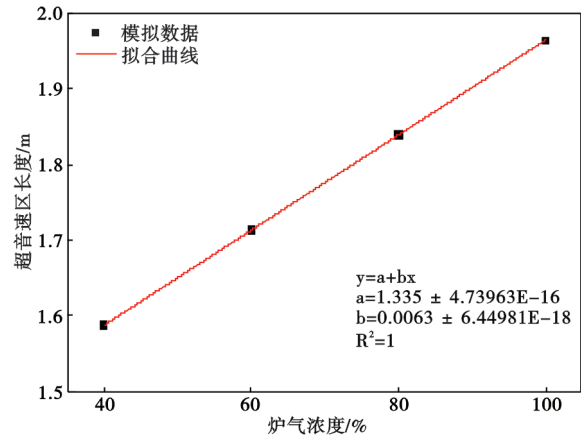


图 12 超音速区长度和炉气浓度之间的关系
Fig. 12 The relationship between the length of the supersonic region and the concentration of furnace gas

位下有效冲击面积影响,结果表明:随着氧枪枪位升高,射流有效冲击面积增大;在同一枪位下,炉气中 CO 浓度增大,射流有效冲击面积增大,方案 1~4 最大有效冲击面积分别为 1.126、1.153、1.178、1.215 m²,同比最大增长约 3.1%。炉气中 CO 浓度升高,CO₂ 浓度降低,炉气密度减小,对氧枪射流阻力减小,射流平均速度增大,径向扩张的阻力越小,射流径向扩张程度越大;炼钢温度下射流有效冲击面积在冶炼中期最大,在冶炼初期最小,在转炉吹炼过程中,随着吹炼从吹炼初期、吹炼中期到吹炼后期,炉气的密度先减小后增大,转炉脱碳反应主要集中在吹炼中期,这时炉气的密度小,射流的衰减慢,有效冲击面积大,有利于转炉脱碳反应的进行。

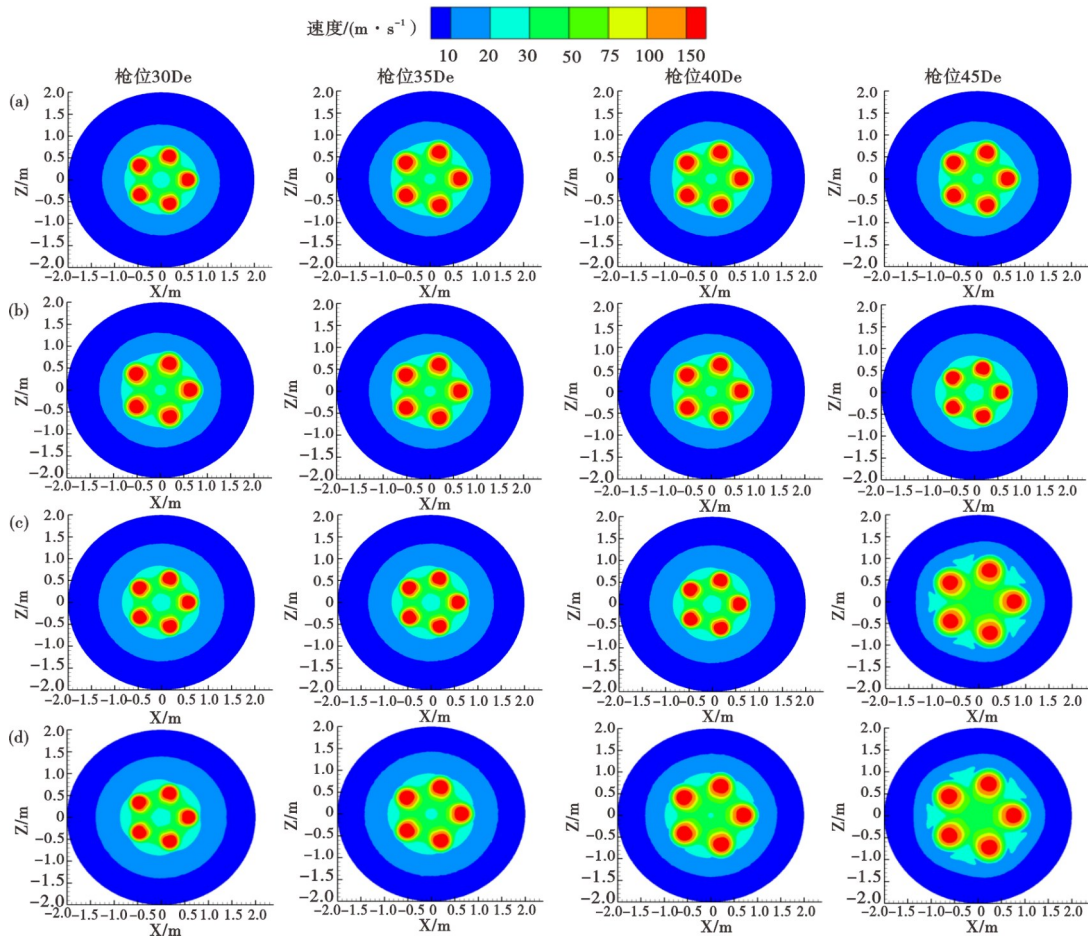


图 13 不同炉气成分条件下不同枪位下的冲击面积:(a)方案 1, (b)方案 2, (c)方案 3, (d)方案 4

Fig. 13 Impingement area at different lance heights under varied gas compositions : (a) scheme 1, (b) scheme 2, (c) scheme 3, (d) scheme 4

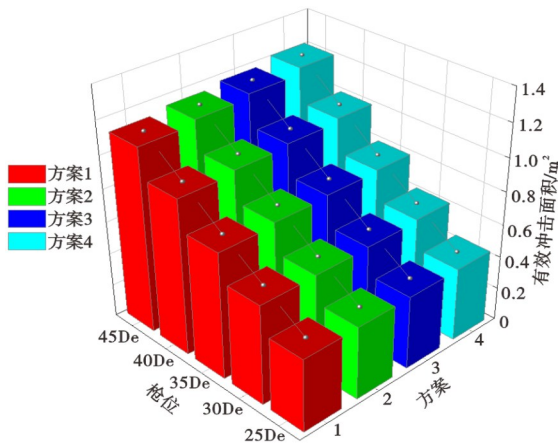


图 14 不同炉气成分条件下不同枪位下的有效冲击面积

Fig. 14 Effective impingement area at varied lance heights and gas compositions

4 结论

1) 相同温度下,随着炉气中 CO 浓度的升高,射流的速度衰减变得缓慢,核心区长度变长,常温 298

K 和炼钢温度 1 873 K 下超音速区域长度和炉气浓度近似呈直线变化,炉气对射流超音速区长度的影响炼钢温度 1 873 K 下强于常温 298 K 下。

2) 相同温度下,转炉炉气中 CO 浓度升高,超音速氧气射流的速度衰减受到抑制,射流核心段长度(速度不低于 350 m/s)得到延长。常温 298 K 下 CO 浓度每提升 20%,射流核心段长度延长 0.048 m,炼钢温度 1 873 K 下延长 0.126 m;

3) 同种炉气浓度下,温度为 1873 K 时氧枪射流核心区的长度是温度为 298 K 时的 2.6 倍。

4) 转炉炉气 CO 浓度升高,径向射流宽度增大,到达冶炼枪位时,射流有效冲击面积增大。常温 298 K 和炼钢温度 1873 K 下最大有效冲击面积提升 11.6% 和 3.1%。

5) 与冶炼初期相比,冶炼中期炉气中 CO 浓度较高,环境温度较高,有助于减缓射流速度的衰减,增大有效冲击面积。

参考文献

- [1] 本刊编辑部. 2021 年全球主要国家(地区)废钢使用和进出口情况[J]. 冶金管理, 2022(12): 52-55.
- [2] 姜周华, 董艳伍, 刘福斌, 等. 我国特种冶金产品、技术和装备的最新进展与展望[J]. 特殊钢, 2024, 45(4): 1-12.
- [3] 黄高见, 韦泽洪, 宋欢, 等. 经济性 Q355 钢转炉冶炼实践[J]. 特殊钢, 2024, 45(1): 70-76.
- [4] 孙梦丽, 刘广强, 李艺璇, 等. 260 t 转炉用双角度六孔氧枪的射流特性研究[J]. 特殊钢, 2022, 43(6): 73-78.
- [5] 王玺, 刘广强, 韩鹏, 等. 260 t 转炉用五孔旋流氧枪的数值模拟[J]. 特殊钢, 2021, 42(1): 20-24.
- [6] 杨国军. 转炉炼钢二级喷射氧枪的研究与开发[D]. 南昌: 南昌大学, 2007.
- [7] 刘金鑫. 转炉内气液界面相互作用及液滴飞溅行为研究[D]. 沈阳: 东北大学, 2021.
- [8] 吴凤林. 氧枪射流的一些研究结果[J]. 冶金能源, 1989, 8(3): 47-52.
- [9] Hu S Y, Zhu R, Dong K, et al. Effect of oxygen flow rate and temperature on supersonic jet characteristics and fluid flow in an EAF molten bath[J]. Canadian Metallurgical Quarterly, 2018, 57(2): 219-234.
- [10] 赵飞, 张延玲, 朱荣, 等. 预热温度对超音速氧气射流特性影响的数值模拟研究[J]. 有色金属科学与工程, 2014, 5(6): 34-37.
- [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): 1-4.
- [12] 赵飞, 张延玲, 朱荣, 等. 环境压力对超音速氧气射流特性影响的数值模拟[J]. 中国冶金, 2014, 24(9): 22-25.
- [13] Yang L Z, Yang Z S, Wei G S, et al. Influence of ambient and oxygen temperatures on fluid flow characteristics considering swirl-type supersonic oxygen jets [J]. ISIJ International, 2019, 59(12): 2272-2282.
- [14] 陈双平, 吕明, 郝翊杰, 等. 基于环境温度的转炉旋流氧枪射流分析[J]. 中国冶金, 2024, 34(1): 18-26.
- [15] Sumi I, Kishimoto Y, Kikuchi Y, et al. Effect of high-temperature field on supersonic oxygen jet behavior[J]. ISIJ International, 2006, 46(9): 1312-1317.
- [16] Alam M, Naser J, Brooks G. Computational fluid dynamics simulation of supersonic oxygen jet behavior at steelmaking temperature [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2010, 41(3): 636-645.
- [17] Lebon G S B, Patel M K, Djambazov G, et al. Mathematical modelling of a compressible oxygen jet entering a hot environment using a pressure-based finite volume code [J]. Computers & Fluids, 2012, 59(none): 91-100.
- [18] 李子亮, 苍大强, 倪松明. 转炉氧枪超音速射流特性的数值模拟[J]. 工业炉, 2016, 38(5): 6-10.
- [19] 胡绍岩, 朱荣, 董凯. 炼钢温度下复吹转炉流场的数值模拟研究[J]. 工程科学学报, 2018, 40(S1): 108-115.
- [20] Li M M, Li Q, Kuang S B, et al. Coalescence characteristics of supersonic jets from multi-nozzle oxygen lance in steelmaking BOF [J]. Steel Research International, 2015, 86(12): 1517-1529.
- [21] 徐少禹. 180 t 转炉五孔氧枪的数值模拟及研究[D]. 鞍山: 辽宁科技大学, 2014.
- [22] Zhao F, Zhu R, Wang W R. Characteristics of the supersonic combustion coherent jet for electric arc furnace steelmaking [J]. Materials, 2019, 12(21): 3504.
- [23] Li S, Wei X L, Yu L X. Numerical study on NO_x/CO emissions in the diffusion flames of high-temperature off-gas of steelmaking converter [J]. Applied Energy, 2011, 88(4): 1113-1119.
- [24] 茹作栋, 张英嘉, 王春江, 等. 120 t 转炉氧枪喷头优化及其在炼钢环境的射流特性研究[J]. 炼钢, 2022, 38(4): 21-27.
- [25] Yao L J, Zhu R, Tang Y X, et al. Effect of furnace gas composition on characteristics of supersonic oxygen jets in the converter steelmaking process [J]. Materials, 2020, 13(15): 3353.
- [26] Li S, Wei X L, Yu L X. Numerical simulation of off-gas formation during top-blown oxygen converter steelmaking [J]. Fuel, 2011, 90(4): 1350-1360.
- [27] 丁长江, 刘国平, 周俐. 利用炉气 CO 浓度曲线监控转炉渣渣操作[J]. 中国冶金, 2007, 17(10): 16-19.
- [28] 姜伯炜. 转炉烟气的余热回收系统能耗分析[D]. 北京: 华北电力大学, 2022.
- [29] Li Z L, Cang D Q. Numerical simulation of supersonic oxygen jets at high ambient temperature [J]. Steel Research International, 2017, 88(4): 1600209.
- [30] 武浩. 转炉氧枪超音速射流行为及其与熔池相互作用的数值模拟[D]. 沈阳: 东北大学, 2013.
- [31] Asahara N, Naito K I, Kitagawa I, et al. Fundamental study on interaction between top blown jet and liquid bath [J]. Steel Research International, 2011, 82(5): 587-594.
- [32] Liang H. K. Basic Research on Jet Characteristics of Coherent Jet Oxygen Lance with High Temperature. Master's Thesis, University of Science and Technology Liaoning, 2017.
- [33] Launder B. E, Spalding D. B. Lectures in Mathematical Models of Turbulence (Academic Press, Cambridge, 1972).
- [34] 杨东亚, 彭其春, 童志博, 等. 210 t 转炉氧枪射流性能优化与工业应用[J]. 特殊钢, 2023, 44(4): 15-21.
- [35] 吴凤林, 蔡扶时. 顶吹转炉氧枪设计[M]. 北京: 冶金工业出版社, 1982.
- [36] Tago Y, Higuchi Y. Fluid flow analysis of jets from nozzles in top blown process [J]. ISIJ International, 2003, 43(2): 209-215.
- [37] 张成德. 150 t 转炉二次燃烧氧枪技术研究[D]. 沈阳: 东北大学, 2022.
- [38] 王文静, 赵宏欣, 潘贻芳, 等. 氧枪喷头射流的数值模拟[J]. 钢铁研究学报, 2010, 22(5): 7-10.
- [39] 杨文远, 刘炳仁, 朱立宪, 等. 转炉氧枪喷头的射流特性及其冶金效果[J]. 钢铁研究学报, 1995, 7(3): 8-15.
- [40] 赵飞, 张延玲, 朱荣, 等. 环境温度对超音速氧气射流特性影响的数值模拟[J]. 北京科技大学学报, 2014, 36(5): 669-673.