



## 210 t转炉氧枪射流性能优化与工业应用

杨东亚<sup>1</sup>, 彭其春<sup>1</sup>, 童志博<sup>1,3</sup>, 刘红军<sup>2</sup>, 吴平辉<sup>2</sup>, 谭大进<sup>2</sup>, 谢成<sup>2</sup>

(1 武汉科技大学材料与冶金学院, 武汉 430081; 2 湖南华菱涟源钢铁有限公司 210 t转炉厂, 娄底 417009;

3 长江师范学院材料科学与工程学院, 涪陵 408100)

**摘要:**为改善国内某钢厂 210 t大型转炉供氧强度低、冶炼周期长等问题,对目前所用六孔氧枪喷头参数进行优化设计,利用数值模拟明确射流动力学特征。结果表明:枪位在 1.5 m之前,轴向速度变化随倾角变化不明显,当枪位超过 1.5 m时,随着喷孔倾角增加,轴向速度减小幅度增大。射流聚并行为随着倾角增加得到明显改善。射流有效动能随射流行进快速下降,枪位 1.5 m时只占比初始动能的 20%左右,随后动能衰减趋缓,到 2.7 m时动能损耗仅 5%左右。优化后的 210 t转炉六孔氧枪设计参数为:倾角 15.5°,马赫数 2.06,喉口直径 45.89 mm,出口直径 61.14 mm。工业试验的结果表明,优化后的氧枪比优化前所用氧枪的吹氧时间减少了 43 s,脱磷率提高了 11.4%。

**关键词:**210 t转炉; 六孔氧枪; 射流; 数值模拟; 工业应用

**DOI:**10.20057/j.1003-8620.2023-00027 **中图分类号:**TF341.1

## Optimization and Industrial Application of 210 t Converter Oxygen Lance Jet-Flow Performance

Yang Dongya<sup>1</sup>, Peng Qichun<sup>1</sup>, Tong Zhibo<sup>1,3</sup>, Liu Hongjun<sup>2</sup>, Wu Pinghui<sup>2</sup>, Tan Dajin<sup>2</sup>, Xie Cheng<sup>2</sup>

(1 School of Materials and Metallurgy, Wuhan University of Science and Technology, Wuhan 430081, China;

2 210 t converter plant, Hunan Hualing Lianyuan Iron and Steel Co., Ltd., Loudi 417009, China;

3 School of Materials Science and Engineering, Yangtze Normal University, Fuling 408100, China)

**Abstract:** In order to improve the problems of low oxygen supply intensity and long smelting cycle of 210 t large converter in a domestic steel plant, the parameters of the currently used six-hole oxygen lance nozzle were optimized and the jet dynamics characteristics were defined by numerical simulation. The results showed that: When the lance position was less than 1.5 m, the change of axial velocity did not change significantly with the Angle. When the lance position was more than 1.5 m, the decrease of axial velocity increased with the increase of the nozzle Angle. The coalescence behavior of jet was obviously improved with the increase of dip Angle. The effective kinetic energy of the jet decreased rapidly with the flow of the jet, when the lance position was 1.5 m, it only accounted for about 20% of the initial kinetic energy, and then the kinetic energy attenuation slowed down, and the kinetic energy loss was only about 5% when it reached 2.7 m. The optimized design parameters of the six-hole oxygen lance of 210 t converter are as follows: inclination Angle 15.5°, Mach number 2.06, throat diameter 45.89 mm, outlet diameter 61.14 mm. The industrial test results show that the optimized oxygen lance can reduce the oxygen blowing time by 43 s and increase the dephosphorization rate by 11.4%.

**Key Words:** 210 t Converter; Six-hole Oxygen Lance; Jet Flow; Numerical Simulation; Industrial Applications

氧枪是转炉炼钢的关键设备,而喷头又是氧枪的核心部位,喷头由若干拉瓦尔管构成,可将氧管中氧气的高压能转化为动能<sup>[1]</sup>。氧枪喷头参数影响冶炼时氧气射流对熔池的冲击坑形态,从而控制转炉熔池内脱碳速度、化渣情况等。因此,氧枪喷头参数的合理选择是转炉合理供氧的基础,而合理的氧枪喷头优化设计,有利于转炉获得良好的冶炼效果<sup>[2]</sup>。

随着转炉冶炼的大型化,对提高供氧强度和缩

短供氧时间提出了更高要求,因此,有必要对氧枪喷头进行进一步优化。对于大型转炉氧枪喷头,许多学者已经做了大量研究,通过参数优化,氧枪在现场取得了良好效果。攀钢<sup>[3]</sup>在 200 t转炉上,通过调整马赫数和倾角,使氧枪喷头由 2.05 马赫调整为 2.04 马赫,倾角由 16°调整为 15°,显著缩短了成渣时间;而济钢<sup>[4]</sup>在 210 t转炉上将马赫数由 2.02 增大到 2.05,倾角也由 14.5°增大到 15°,从而明显增强了氧枪供氧能力,供氧时间也由原来平均 17.3 min 降到

**基金项目:** 国家自然科学基金联合基金项目(U20A20270)

**作者简介:** 杨东亚(1996-),男,硕士生; **E-mail:**1770732499@qq.com; **收稿日期:** 2023-03-03

**通讯作者:** 彭其春(1964-),男,教授,硕士生导师; **E-mail:** pengqichun1964@163.com

16.5 min,显著缩短了冶炼周期;鞍钢<sup>[5]</sup>在 260 t 转炉上保持氧枪马赫数 2.1 不变,倾角由 15.5° 减少至 15°,使最终平均供氧时间缩短 30 s;宝钢<sup>[6]</sup>和马钢<sup>[7]</sup>在 300 t 转炉上通过氧枪喷头倾角及马赫数的调整,均实现了供氧强度的提升。可见,根据转炉炉型和生产条件的不同,优化氧枪喷头出口处的马赫数和喷孔倾角,可以改善供氧强度和减少供氧时间,从而获得较好的冶炼效率。

本文针对国内某钢厂 210 t 大型转炉供氧强度低、冶炼周期长等问题,对六孔氧枪喷头的参数进行优化设计,拟在原氧枪结构的基础上增大喷头的出口马赫数和倾角,增强氧射流对熔池的冲击深度和搅拌效果,缩短吹氧时间,并进一步通过数值模拟对各氧枪的射流特性进行研究,分析马赫数和倾角变化对射流特性的影响规律,最后针对优化的六孔氧枪开展工业试验,为大型转炉氧枪喷头的设计和应用提供参考依据。

## 1 210 t 转炉氧枪喷头设计

### 1.1 基本工况条件

某钢厂现有 2 座公称容量 210 t 的大型转炉,配有副枪,吹炼过程中可进行 TSC 过程测试及 TSO 终点测试,出钢后,配套的设备有 2 座 LF 精炼炉和 2 座 RH 真空精炼炉。转炉炉型尺寸及参数见表 1,入炉铁水温度 1 260 ~ 1 350 °C(平均值 1 291 °C),铁水的化学成分见表 2。

表 1 210 t 转炉尺寸及参数

Table 1 Dimensions and parameters of 210 t converter

项目	数值	项目	数值
有效容积/m <sup>3</sup>	190.2	炉容比/(mm <sup>3</sup> ·t <sup>-1</sup> )	0.9
工作容积/m <sup>3</sup>	30.5	液面高度/mm	1 665
平均装钢量/t	210	出口直径/mm	160
炉壳高度/mm	10 094	炉口直径/mm	3 297

表 2 铁水的化学成分(质量分数)

Table 2 Chemical Composition of molten iron %

项目	C	Si	Mn	P	S
范围	3.5 ~ 4.5	0.40 ~ 0.70	0.15 ~ 0.40	0.05 ~ 0.08	0.003 ~ 0.065
平均值	3.7	0.54	0.17	0.07	0.020

### 1.2 氧枪喷头设计

为改善该钢厂供氧强度低、冶炼周期长的情况,更好地适应配套的精炼设备,以原六孔氧枪为参考进行优化设计。该钢厂目前使用喷头的马赫

数为 2.04,倾角为 15°(方案 1),结合现场冶炼时的高废钢比和化渣情况,拟在原六孔氧枪基础上增加出口马赫数和倾角,设计方案见表 3。

表 3 各氧枪基本参数表

Table 3 Basic parameters of each oxygen lance

参数	方案 1	方案 2	方案 3	方案 4	方案 5	方案 6
倾斜角/°	15	15	15.5	15.5	16	16
马赫数(Ma)	2.04	2.05	2.05	2.06	2.06	2.07
喉口直径/mm	46.60	46.24	46.24	45.89	45.89	45.54
出口直径/mm	61.56	61.35	61.35	61.14	61.14	60.92

## 2 数值模拟

### 2.1 数值模拟基本条件

#### 2.1.1 模型假设

(1)钢液相视为不可压缩的牛顿流体,而气相视为可压缩的牛顿流体;(2)流体流动是三维的、稳态的、非等温的;(3)根据分子动力学理论,氧气分子的粘度取决于温度;(4)不考虑化学反应和连接处的摩擦。

#### 2.1.2 边界条件

为了模拟可压缩气体在空间中的流动,整个模型入口和出口边界条件分别设置为压力入口和压力出口,壁面的边界条件设为无滑移壁面并加近壁面函数,内部无限大空间交界面采用周期性边界条件,其参数设置见表 4。

表 4 边界条件参数

Table 4 Boundary condition parameters

边界条件	进口压力/MPa	进口温度/K	环境温度/K	环境压力/MPa	枪位/m
参数	0.867 ~ 0.907	300	1 873	0.102	1.4 ~ 2.4

### 2.2 控制方程

氧气射流在转炉空间中的流动符合流体力学的连续介质假设模型<sup>[8]</sup>,即满足式(1)连续性方程,而氧枪喷射出的气体是超音速氧气射流,会与转炉冶炼过程中的介质发生卷吸作用,从而进行动量传递,如式(2),与此同时,转炉冶炼的高温介质与氧气射流存在较为明显的温度差,因此,也会发生热交换,其过程满足式(3),可见,氧气射流特征的模拟需要综合考虑质量守恒、动量守恒、能量守恒的综合影响。

连续性方程:

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

动量守恒方程:

$$\frac{\partial(\rho\mu_i\mu_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial(\tau_{ij} - \rho\overline{\mu_i\mu_j})}{\partial x_j} \quad (2)$$

能量守恒方程:

$$\frac{\partial(\rho\mu_j C_p T)}{\partial x_i} = \mu_j \frac{\partial P}{\partial x_j} + \tau_{ij} \frac{\partial \mu_i}{\partial x_j} + \lambda_{eff} \frac{\partial^2 T}{\partial x_j^2} \quad (3)$$

式中: $\rho$ 为氧气密度, $kg \cdot m^{-3}$ ;  $\rho = p/RT$ ;  $\mu_i$ 和 $\mu_j$ 分别为*i*和*j*方向的速度, $m \cdot s^{-1}$ ;  $P$ 为压力, $Pa$ ;  $C_p$ 为比热容, $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$ ;  $T$ 为射流温度, $K$ ;  $\lambda_{eff}$ 为有效导热系数, $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$ ;  $\tau_{ij}$ 为黏性应力, $Pa$ ,且黏性应力满足公式(4)的关系:

$$\tau_{ij} = \mu_{eff} \left( \frac{\partial \mu_j}{\partial x_i} + \frac{\partial \mu_i}{\partial x_j} \right) - \frac{2}{3} \mu_{eff} \frac{\partial \mu_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \quad (4)$$

式中: $\mu_{eff}$ 为有效粘度, $Pa \cdot s$ ; 并且有效粘度  $\mu_{eff} = \mu + \mu_t$ 。

### 2.3 湍流模型

参考前人在湍流行为上的模型选择,标准  $k-\varepsilon$  湍流模型精度更高,结果与实际吻合度更好<sup>[9]</sup>。因此,本文采用标准  $k-\varepsilon$  湍流模型对氧枪射流的湍流行为进行数值模拟计算。模型中,湍动能  $k$  和湍流耗散率  $\varepsilon$  的运输方程如式(5)与式(6)所示:

$$\frac{\partial(\rho k \mu_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (5)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon \mu_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon \quad (6)$$

式中: $\mu_t$ 为湍流粘性, $\mu_t = \rho k / \omega, Pa \cdot s$ ;  $\mu$ 为分子黏度, $Pa \cdot s$ ;  $S_k$ 和 $S_\varepsilon$ 为自定义源项;  $G_k$ 和 $G_b$ 分别为由平均速度梯度和浮力引起的湍动能, $kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-3}$ ;  $Y_M$ 为湍流引起的  $k$  的耗散, $kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-3}$ ;  $\sigma_k$ 和 $\sigma_\varepsilon$ 是  $k$  和  $\varepsilon$  (1.0, 1.3) 的湍流普朗特数;  $C_{1\varepsilon}, C_{2\varepsilon}, C_{3\varepsilon}$  是经验常数,分别为 1.44、1.92、0.09。

### 2.4 数值求解

以表3中的氧枪喷头参数为依据,采用 Solidworks 软件对其进行物理建模。考虑到计算成本,需对物理模型进行简化处理,本文采取整个计算域的 1/6 进行模拟。将建立的氧枪模型及边界条件导入计算流体动力学软件(CFD)中,并利用 CFD 中的 ICM 模块进行网格划分,由于氧枪喷头和喷头出口附近区域的速度和温度梯度变化较大,为了保证整体计算的精度,需对该区域的网格进行加密处理,图1为本研究的计算域和网格划分示意图,计算域为半径 1.5 m,高 2.7 m 的柱形空间。在模拟计算过程中,通常使用基于压力的求解器进行求解,压力和速度的耦合使用 SIMPLE 格式,湍动能和湍流耗散率之间的离散采用二阶迎风格式,当能量残差小于  $10^{-6}$ ,其余变量残差小于  $10^{-3}$  时认为计算收敛<sup>[14]</sup>。

### 2.5 模型验证

为保证模拟结果的准确性,通过将前期模拟结果与冲击面积理论式(7)的计算结果进行比较:

$$A = \pi r_c^2 = \pi [L + H \times \tan(\theta + \alpha)]^2 \quad (7)$$

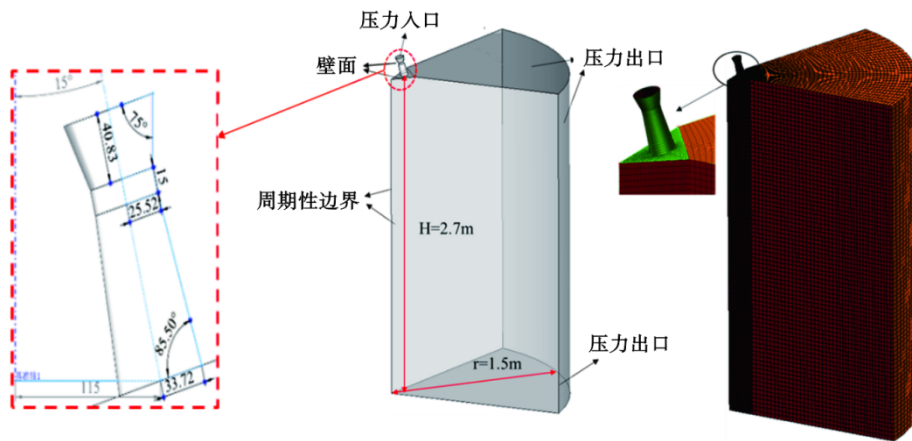


图1 几何模型的计算域及其网格划分

Fig. 1 Computational domain and grid division of geometric model

式中： $A$ 为熔池冲应面积， $m^2$ ； $r_c$ 为冲应区半径， $m$ ； $L$ 为喷孔中心与喷头中心之间的距离， $m$ ； $H$ 为枪位， $m$ ； $\theta$ 和 $\alpha$ 分别为射流的扩张角和喷孔倾角，其中扩张角 $\theta=5^\circ$ 。由图2冲击面积在不同枪位下的理论值与模拟值的对比图可见，模拟结果与理论计算数值较为吻合，从而验证了模型的准确性。

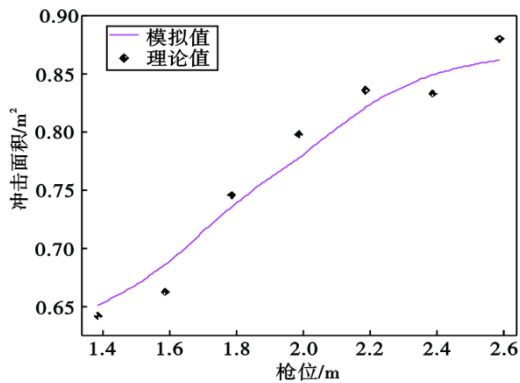


图2 冲击面积在不同枪位下的理论值与模拟值

Fig. 2 Theoretical and simulated values of impact area at different lance positions

### 3 结果与分析

#### 3.1 射流轴向速度及形态

图3所示为不同马赫数和倾角下的六孔氧枪，其射流在空间中的轴向速度及运动形态，从整体来看，枪位1.5 m前，各射流中心轴向上的速度衰减规律基本一致，但当枪位大于1.5 m时，则出现明显差异。其中倾角相同的各组射流其形态和速度分布不发生明显变化，说明马赫数的增加对射流影响很小。保持马赫数不变，对比方案2和方案3，方案4

和方案5两组云图，可以发现射流中心速度范围收缩，边界速度范围扩张，这是因为射流从喷孔喷出后与周围介质存在动量传递和能量交换<sup>[10]</sup>，产生湍流混合区域，随着相对喷嘴出口距离的增加，夹带过程增加了质量流量和射流直径，导致射流的动能持续衰减，表现为射流在其中心轴线上的速度持续下降，射流直径增大。

图4则定量描述了马赫数和倾角对射流轴向速度的影响规律。可以发现：相同倾角下不同马赫数的轴向速度曲线基本重合，说明马赫数对射流的轴向速度影响不明显。而对于喷孔倾角的影响，枪位1.5 m之前，轴向速度变化基本相同，但当枪位超过1.5 m时，随着喷孔倾角增加，轴向速度减小且幅度增大。该钢厂现场生产过程中，枪位通常在1.4~2.4 m之间，由图4可知，若该枪用于现场生产，随着倾角每增加 $0.5^\circ$ ，轴向速度在 $0\sim 4\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 内减少。

#### 3.2 射流的聚并行为

当射流之间的相互干扰较强时，容易发生聚并行为，减小冲击面积，进而恶化熔池化渣，降低脱磷效率，引发熔池喷溅等<sup>[11-12]</sup>。图5和图6分别为氧射流流股在空间中的分布及其俯视图和氧射流中心距氧枪中心的偏移距离，可见当马赫数变化时，射流变化不明显(图5)，这与图6中不同马赫数时，射流变化曲线相重合的现象相一致。从图5可知，当氧枪倾角较低，为 $15^\circ$ 时发生了明显的聚并行为，而随着六孔氧枪倾角的增加，在 $15.5^\circ$ 和 $16^\circ$ 下，聚并行为得到了明显的改善，同时，从图6可知，当倾角增大时，各枪流股中心偏离氧枪轴线的程度增加，这表明氧枪倾角较大时，射流之间抽引作用减弱，使流股中心偏离氧枪中心轴线加大，从而避免了射流

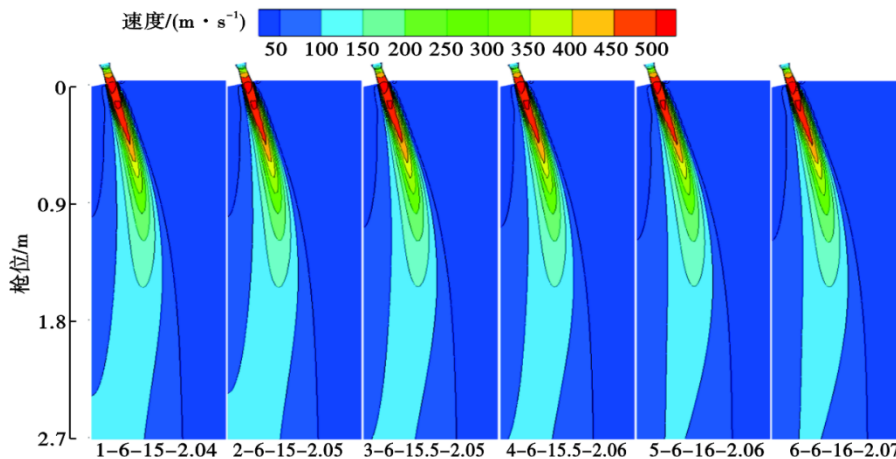


图3 不同氧枪的射流运动形态

Fig. 3 Jet flow patterns of different oxygen lances

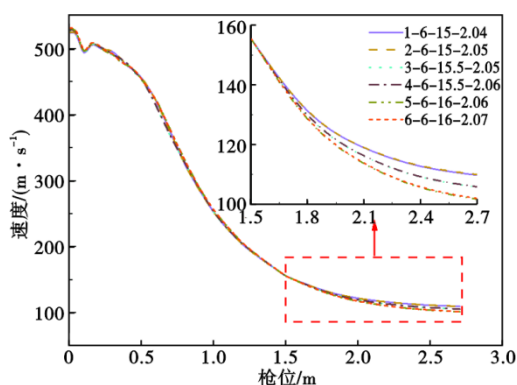


图4 不同氧枪射流中心速度分布

Fig. 4 Velocity distribution of jet center of different oxygen lances

的聚并现象。

### 3.3 冲击面积

射流的冲击面积是指流股到达熔池表面时那一瞬间的冲击速度 ( $v \geq 50$  m/s) 下的边界围成的面积,冲击面积是氧枪射流特性的重要指标,也是衡量射流与熔池相互作用的关键指标。在冶炼过程中,较大的冲击面积意味着氧射流与金属熔池的反应面积更大,将加快熔池的反应速率,有助于吹炼初期的化渣和脱磷反应的发生。图7显示为不同枪位下各氧枪对金属熔池的冲击面积,可以发现枪位H从1.5 m提高至2.5 m过程中,各氧枪作用于熔池的冲击面积均随枪位提高而显著增大。在相同枪位时(如:H=1.5 m),冲击面积随马赫数增大不发生明显变化,而喷孔倾角增加1度,冲击面积则相对原枪(方案1)增大8.5%,这是由于随着倾角的增大,射流流股的轮廓趋于分离,以致射流对熔池的冲击区域明显增大。

### 3.4 总动能和动能损耗率

由于沿程环境阻力及湍流的产生和耗散,射流冲击动能随着射流流动而逐渐衰减,到达熔池界面的能量基本决定了转炉炼钢的冶炼效果。图8(a)和图8(b)分别为六孔氧枪射流总动能及动能损耗率的变化,可以看出在射流离开喷孔后,动能快速下降,当枪位到达1.5 m时,只剩总动能的20%左右,枪位超过1.5 m后,其动能变化趋缓,在2.7 m时,动能剩余15%,动能损耗仅为5%左右,在整个过程中,仅有15%~20%的动能传递给熔池,这与Kato等<sup>[13]</sup>研究认为仅余10%的动能接近。从枪位达到1.5 m处的放大图来看,马赫数对能量的损耗不明显,但随着氧枪倾角的变大,动能损耗率增加,这是由于氧枪倾角越大,射流与周围环境接触愈加充分,射流内部与环境介质间的动量传递则越剧烈,使射流能量耗散加剧<sup>[14]</sup>。

## 4 工业应用

对于国内某钢厂210 t转炉而言,其熔池半径为2 998 mm,氧枪操作范围通常在1.4~2.4 m之间,基本吹炼枪位为1.75 m。从模拟结果来看,根据马赫数来设计喉口直径,使马赫数的影响不明显,而倾角为15°时,在高枪位下可能会发生聚并行为,因此并不合适,而当倾角为16°时,动能损耗率相对较大,并且轴向速度较小,从而使冲击深度不足,不利于废钢的熔化,而喷孔倾角为15.5°时较为合适,既能避免聚并行为的发生,又能减少动能损耗,在保证合适的冲击深度下,又有足够的冲击面积。因此,在氧枪最终设计时,取倾角为15.5°,马赫数为2.06,此时对应的喉口直径为45.89 mm,出口直

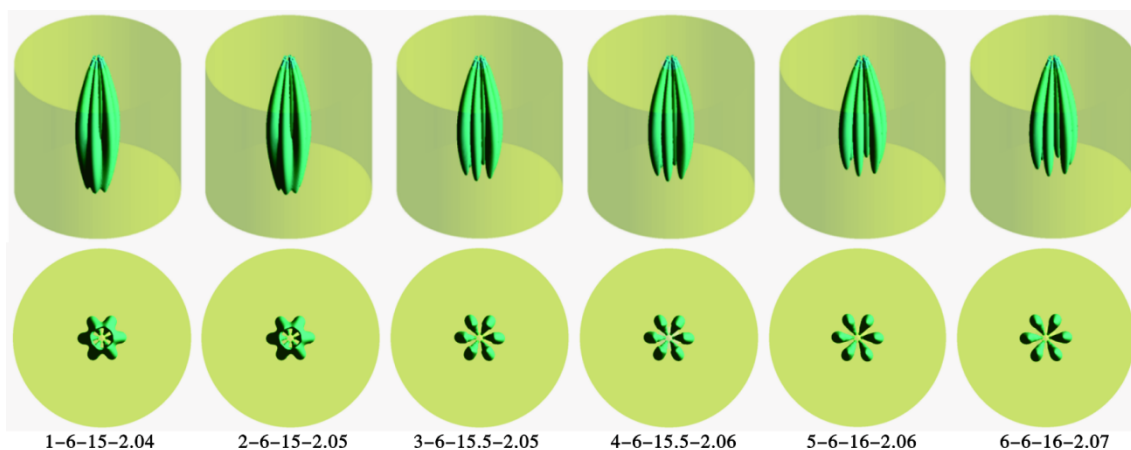


图5 氧射流流股在空间中的分布及其俯视图

Fig. 5 Spatial distribution of oxygen jet flow strands and its top view

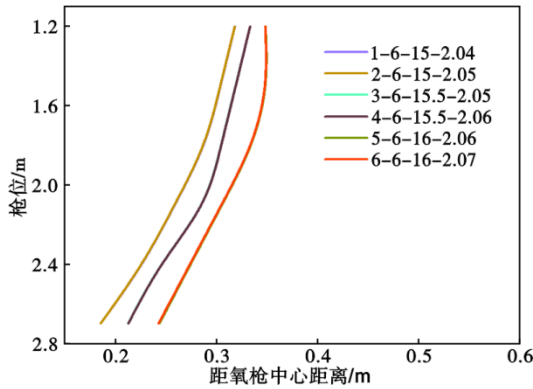


图 6 氧射流中心距氧枪中心的偏移距离

Fig. 6 The deviation distance between the center of the oxygen lance jet and the center of the oxygen lance

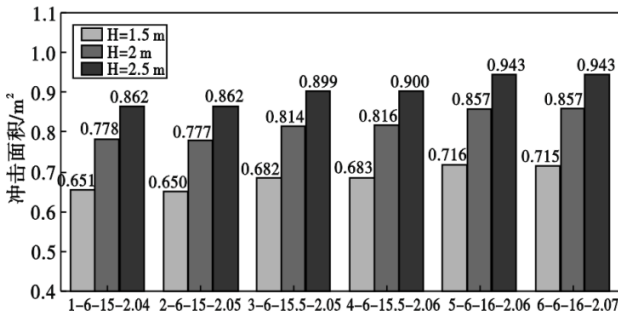


图 7 不同枪位下各氧枪冲击面积

Fig. 7 Impact area of each oxygen lance at different lance positions

径为 61.14 mm。

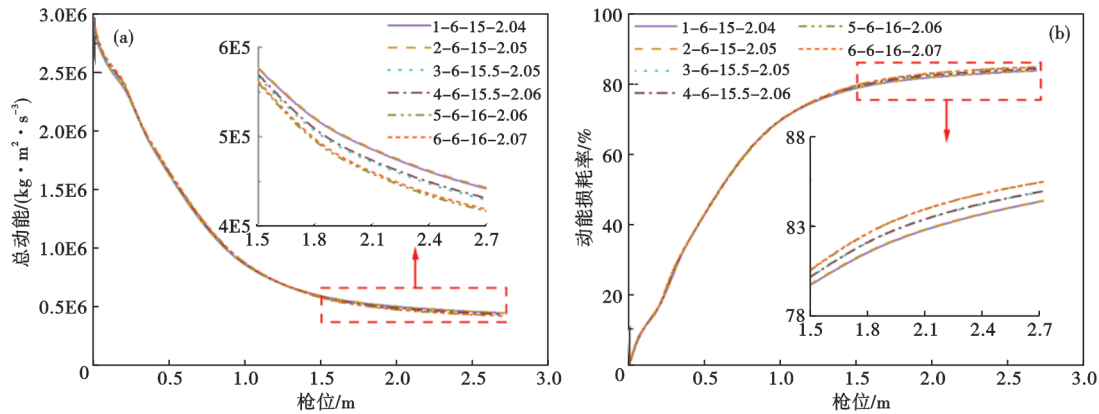


图 8 六孔氧枪射流的总动能(a)和动能损耗率(b)

Fig. 8 Total kinetic energy (a) and kinetic energy loss rate (b) of six-hole oxygen lance efflux

将改进后的六孔氧枪于国内某钢厂进行工业试验,记录氧枪使用情况及相关数据,共 450 炉,取各项平均值作为最终结果,对比氧枪优化前后的各项指标,见表 5。与原氧枪相比,优化后新氧枪在冶炼过程中,平均吹氧时间减少了 43 s,明显缩短了冶炼周期,改进的氧枪与原来相比氧耗降低  $2.33 \text{ m}^3 \cdot \text{t}^{-1}$ ,终渣全铁含量  $w(\text{TFe})$  降低 5.02%。同时,脱磷率较原氧枪提高了 11.4%,这是因为优化后的六孔氧枪对转炉熔池的冲击坑面积增大,反应界面的增加使石灰的熔化和成渣速度加快,不仅改善了转炉熔渣的流动性能,还提高了转炉脱磷的动力学条件,因此,转炉终点磷的合格率提高。原氧枪为了更好的促进废钢的熔化,开吹枪位通常在 1.4 ~ 1.5 m 之间,过程枪位通常在 1.75 m 上下,新喷头使枪位提高约 0.2 m,有效减少了氧枪喷头因侵蚀而损坏的情况,同时避免了因供氧强度过大而对炉底的冲击,不仅提高了生产效率,也显著降低了转炉冶炼成本。

### 5 结论

(1) 马赫数对射流轴向速度、聚并行为、冲击面积和动能损耗率影响不明显,倾角占主要因素。

(2) 当枪位在 1.5 m 之前,轴向速度随倾角变化不明显,当枪位超过 1.5 m 时,随着喷孔倾角增加,轴向速度减小且幅度增大。聚并现象随着倾角增

表 5 氧枪优化前后指标

Table 5 Indicators before and after optimization of oxygen lance

氧枪	供氧时间/s	氧耗/ $(\text{m}^3 \cdot \text{t}^{-1})$	供氧强度/ $(\text{m}^3 \cdot \text{t}^{-1} \cdot \text{min}^{-1})$	脱磷率/%	终渣 $w(\text{TFe})/\%$	喷头寿命/炉
优化前	836	49.60	3.83	83.1	24.39	152
优化后	793	47.27	3.97	94.5	19.37	-

加明显改善,射流被喷出后有效动能迅速衰减,枪位1.5 m时只剩20%左右,随后衰减趋缓,当枪位达到2.7 m时,动能损耗仅5%左右。

(3)210 t转炉六孔氧枪优化设计参数为:倾角

15.5°,马赫数2.06,喉口直径45.89 mm,出口直径61.14 mm。优化后的氧枪比优化前所用氧枪的吹氧时间减少了43 s,脱磷率提高了11.4%。

#### 参考文献

- [1] 徐伟,李艳龙,卢彬,等. 150 t转炉高马赫数氧枪的开发[J]. 河北冶金,2019(6):40-43.
- [2] 何海龙,王小善,乔冠男,等. 180 t转炉全炉役复吹控制实践[J]. 鞍钢技术,2019(4):64-67.
- [3] 张彦恒. 攀钢200 t炼钢转炉氧枪设计与应用[J]. 炼钢,2018,34(3):1-4.
- [4] 孙争取. 五孔氧枪在210 t转炉上的优化[J]. 冶金能源,2010,29(6):13-14.
- [5] 朱国强,王鹏,张志文,等. 鞍钢260 t转炉高效生产技术[J]. 鞍钢技术,2018(2):46-48,52.
- [6] 蒋晓放,杨文远,章耿,等. 大型转炉高效吹炼技术的开发及应用[C]. //第七届(2009)中国钢铁年会论文集(上). 北京,2009:1400-1407.
- [7] 杨利彬,曾加庆,邓勇,等. 大型转炉高效率、长寿命顶底复合吹炼技术[J]. 钢铁,2020,55(4):45-52.
- [8] 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.
- [9] 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.
- [10] 王帅辉,冯亮花,刘坤,等. 200 t转炉交错氧枪设计优化研究[J]. 钢铁研究学报,2022,34(1):88-94.
- [11] 梁慧坤,冯亮花,张安坤,等. 180 t转炉氧枪喷头的设计和优化[J]. 特殊钢,2015,36(3):23-26.
- [12] 刘广强,朱国强,张国新,等. 260 t转炉用新型双结构氧枪的工业实验[J]. 特殊钢,2020,41(3):39-42.
- [13] KATO Y, NAKANISHI K, NOZAKI T, et al. Wave motion of metal bath in bottom blown converter [J]. Tetsu-to-Hagané, 1982, 68(10):1604-1612.
- [14] 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.

“讲文明树新风”公益广告

绿色环保  
人人有责