

# 氧煤燃烧熔分炉熔炼性能优化分析

孔 征,赵 凯,师学峰,张巧荣,石 焱,张晓华

(华北理工大学冶金与能源学院,河北 唐山 063210)

**摘 要:** 以某公司研发的氧煤燃烧熔分炉为研究对象,基于 VOF 多相流模型和 Realizable  $k-\varepsilon$  模型对熔分炉熔池区域气液两相流进行数值模拟计算。对标准工况下不同氧枪浸入深度、氧枪直径和氧枪倾斜角度对熔分炉熔炼性能的影响进行单因素变量、矩阵分析以及权重计算并最终达到优化熔池熔炼性能的目标,其中选取熔池平均速度、熔池平均湍动能和熔体气含率作为熔池区域熔炼性能的判断依据。根据试验结果并计算得出氧枪最优结构参数为:氧枪浸入深度 70 mm、氧枪直径 22 mm、氧枪倾斜角度  $22^\circ$ ,且各参数对熔分炉熔炼性能影响程度大小为:氧枪直径>氧枪倾斜角度>氧枪浸入深度。优化后的熔分炉工况平均搅拌速度提高 9.13%,熔池平均湍动能提高 7.43%,熔池气含率提高了 8.32%。

**关键词:** 氧煤熔分炉;数值模拟;熔池平均速度;湍动能;气含率

中图分类号: TF557 文献标志码: A 文章编号: 1004-7638(2020)04-0168-09

DOI: 10.7513/j.issn.1004-7638.2020.04.030

开放科学(资源服务)标识码(OSID):



听语音  
与作者互动  
聊科研

## Optimization of Smelting Performance of Oxy-combustion Melting Furnace

Kong Zheng,Zhao Kai,Shi Xuefeng,Zhang Qiaorong,Shi Yan,Zhang Xiaohua

(College of Metallurgy and Energy,North China University of Science and Technology,Tangshan 063210,Hebei,China)

**Abstract:** In this paper,the oxy-combustion melting furnace developed by a company had been taken as the research object. Based on the VOF multi-phase flow model and the Realizable  $k-\varepsilon$  model,the gas-liquid two-phase flow in the molten pool area of the melting furnace had been numerically simulated. Under the standard conditions,the effects of different oxygen immersion depth,oxygen gun diameter and oxygen gun tilt angle on the melting performance of the melting furnace had been investigated by means of single factor variables,matrix analysis and weight calculation,in order to achieve the goal of optimizing the molten pool smelting performance. The average velocity of the molten pool,the average turbulent kinetic energy of the molten pool and the melt gas content are selected as the relevant indexes for judging the melting performance of the molten pool area. According to the experimental results,the optimal structural parameters of the oxygen lance are as follows: oxygen immersion depth 70 mm,oxygen gun diameter 22 mm,oxygen gun tilt angle  $22^\circ$ . The influence degree of each parameter on the smelting performance of the melting furnace is in following order: oxygen lance diameter > Oxygen gun tilt angle > Oxygen gun immersion depth. After optimizing melting furnace condition the average stirring speed is increased by 9.13%,the average turbulent energy of the molten pool is increased by 7.43%,and the molten pool gas content is increased by 8.32%.

**Key words:** oxygen coal melting furnace,numerical simulation,average velocity of molten pool,turbulent kinetic energy,gas content

收稿日期: 2019-07-23

基金项目: 国家重点研发计划资助项目(气-粉-液传输数值模拟及高效质能转换,2017YFB0603802)。

作者简介: 孔 征(1995—)男,硕士研究生,研究方向: 冶金节能与资源优化,E-mail: 824105857@qq.com。通讯作者: 赵 凯(1981—)男,博士,副教授,研究方向: 铁矿粉造块理论与工艺(烧结与球团)、余热回收及非高炉炼铁,E-mail: herozk81@163.com。

## 0 引言

炼铁生产的主要工艺包括传统高炉工艺和熔融还原炼铁工艺<sup>[1-3]</sup>,氧煤燃烧熔分炉是一种新开发的两段式熔融还原炼铁工艺,相比高炉和其他熔融还原炉,具有工艺流程短、能源利用率高等特点<sup>[4]</sup>。但由于高温熔池冶炼过程在密闭环境下进行,无法对其进行实时可视化研究与观察,熔炼过程可能存在熔池传质不均匀、气含率较小、高温熔体速度较低等问题。

数值模拟可以控制初始边界条件,建模计算、处理收集数据并分析规律,被许多学者大量用于研究高温熔体多相流动行为规律<sup>[5-9]</sup>。Chuang<sup>[10]</sup>运用 SOLA-VOF 多相流模型对熔融还原炉进行数值模拟,得到了熔池中气—液—渣三相流动规律。Stephens<sup>[11]</sup>利用 PHOENICS 对 HIs melt 熔融还原炉熔池区域进行数值模拟,得到了在运行过程中不同时间时熔池内的气液相体积分数分布、矿石颗粒运动轨迹以及 CO 浓度分布的变化规律。张红亮<sup>[12]</sup>运用 VOF 多相流模型和标准  $k-\varepsilon$  湍流模型对底吹炼铅炉进行数值模拟,探究底吹炼铅炉在运行过程中熔池内气—渣—金属多相分布、速度分布以及流线分布规律。刘维超<sup>[13]</sup>运用 VOF 多相流模型和 RNG  $k-\varepsilon$  湍流模型对烟化炉进行数值模拟,得出烟化炉内部的气相浓度、速度和压强分布。大量的研究表明,利用数值模拟的方式对高温熔体中的多相流行为进行仿真预测是切实可行的。

优化设计是指从多种设计方案中选择最佳方案的设计方法,将其运用于冶金过程,旨在优化多相流行为从而提高熔炼炉的熔炼性能。在冶金领域中较为常用的优化设计方法为田口方法和矩阵分析,张振扬<sup>[14]</sup>利用田口方法对富氧底吹熔炼炉氧枪结构参数进行优化设计,确定优化目标为熔池气含率、平均湍动能和平均熔池速度,并确定了最优氧枪参数以及各个参数因素对熔池熔炼性能的影响程度。刘方侃<sup>[15]</sup>采用矩阵分析的方法对底吹炼铅熔炼炉进行优化,以气含率、平均湍动能和平均熔池速度为优化目标,确定了最优氧枪倾角、熔池深度、氧枪直径和氧枪间距并得到各参数对优化目标的影响程度大小。夏韬<sup>[16]</sup>利用矩阵分析的方法对高铅渣还原炉结构进行优化,得到了还原炉的最优工况条件以及各个参数对熔炼性能的影响程度大小,最终优化了还原炉的熔炼性能。

通过对比两种优化设计方法可以发现,两者均为多目标多因素优化分析,而田口方法在确定优化指标权重时,主观因素较强,相比之下,矩阵分析通过数学方法得出权重矩阵,较为严谨,但在矩阵分析之前未考虑到不同目标因素之间的量纲差异,直接进行权重计算对比会存在误差,对后续优化结果造成一定的影响。

笔者通过数值模拟的方法对氧煤燃烧熔分炉熔池区域进行研究,并采用矩阵分析的方法对比氧枪的浸入深度、倾斜角度和氧枪直径对熔分炉内气液两相流的影响,选择熔池中气含率、熔体平均速度和熔体平均湍动能作为其评价指标,优化设计熔分炉氧枪参数,为熔分炉实际生产过程提供理论依据。

## 1 模型建立

### 1.1 研究对象

研究对象为某公司研发的氧煤燃烧熔分炉,炉体尺寸约为 4 120 mm × 4 120 mm × 10 100 mm。氧枪在炉体两侧对称分布,同侧上下交错分布,入口端氧枪直径为 20 mm,结构如图 1 所示。经回转窑还原后的金属化炉料由炉体最上端进入熔分炉,由两侧下排风口吹入氧气和煤粉,一方面提供熔分炉内热量和金属化炉料进一步还原所需还原性气体,另一方面为熔渣区域提供一定程度的搅拌,两侧上排风口补充二次氧气从而实现炉料在熔分炉内进一步还原。炉料被终还原以及高温熔分、实现渣铁分离,炉内主要存在气—渣—铁水三相,熔渣和铁水由于比重不同上下分离。

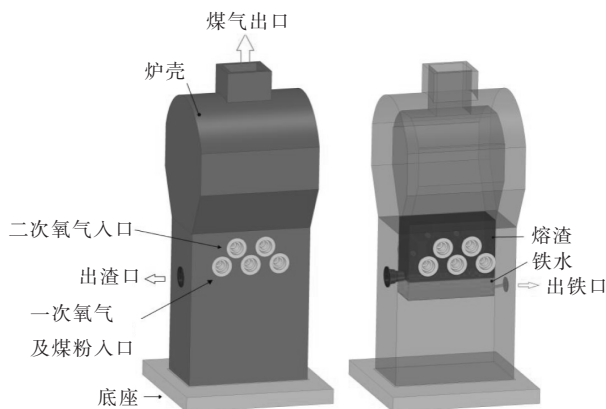


图1 氧煤燃烧熔分炉示意

Fig. 1 Schematic diagram of oxygen-coal combustion furnace

### 1.2 几何模型、网格划分

为简化计算,选取具有代表性的熔分炉中间下排风口纵截面进行计算,基于 Workbench 中的 SpaceClaim 建立二维几何模型、Mesh 划分网格如图 2 所示。采取混合网格划分方式,并对熔池区域和风口附近采取分块结构和加密处理,以保证在运算过程的收敛效率。网格数量为  $14.9 \times 10^4$ ,网格最小正交质量为 0.703 4,在保证计算速率的同时能够满足计算精度要求。

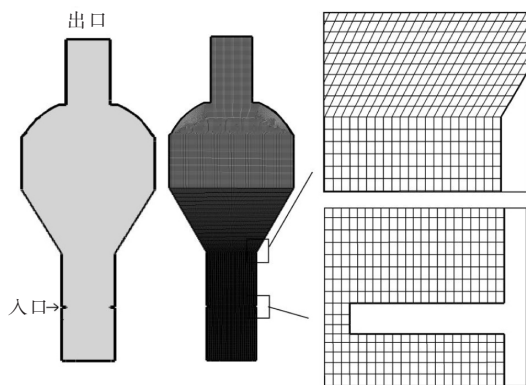


图 2 氧煤燃烧熔分炉二维简化模型及网格划分  
Fig. 2 2-D simplified model and mesh generation of oxygen-coal combustion furnace

### 1.3 模型简化假设

氧煤燃烧熔分炉在实际熔炼过程中涉及到高温传热传质、化学反应以及相变过程,笔者重点研究熔分炉氧枪参数对熔分炉熔池区域流场行为的影响并以此为依据对氧枪参数进行优化设计,故对模型进行简化并做出以下假设:

- 1) 将熔池区域简化为气液两相流动;
- 2) 不考虑风口之间的相互影响作用,假设每个截面上风口对熔池内部气液两相流动的影响相互独立;
- 3) 不考虑熔池内部的化学反应及加渣、放渣的影响,初始熔池表面为自由静止表面。

## 2 数学模型及边界条件

### 2.1 数学模型

VOF( Volume of Fluid) 多相流模型通过求解一组动量方程并跟踪整个区域中各流体的体积分数来模拟多个不混溶的液体,在计算气泡分立合并、破裂飞溅行为以及气液相界面交替部分有着更加详细的描述,具体方程如下:

#### 1) 体积分数方程

通过求解一个(或多个)相的体积分数的连续方程来达到追踪界面的目的,连续性方程如式(1)所示。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_q \rho_q) + \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \mathbf{v}_q) = S_{\alpha_q} + \sum_p^n (\dot{m}_{pq} - \dot{m}_{qp}) \quad (1)$$

其中,  $t$  为计算时间;  $\alpha_q$ 、 $\rho_q$ 、 $\mathbf{v}_q$  分别为第  $q$  相的体积分数、密度和速度;  $S_{\alpha_q}$  为  $q$  相的源项;  $\dot{m}_{pq}$  代表  $p$  相到  $q$  相的质量输送;  $\dot{m}_{qp}$  代表  $q$  相到  $p$  相的质量输送。

#### 2) 动量方程

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho \mathbf{v} + \nabla \rho \mathbf{v} \mathbf{v} = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu (\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T)] + \rho \mathbf{g} + \mathbf{F} \quad (2)$$

其中,  $P$  为压力, Pa;  $F$  为作用于控制容积上的体积力, N;  $g$  为重力加速度,  $m/s^2$ ;  $\mathbf{v}$  为流体速度,  $m/s$ ;  $\mu$  为有效黏度,  $Pa \cdot s$ 。

有关流场模拟常用的湍流模型有标准  $k-\varepsilon$ 、RNG  $k-\varepsilon$ 、Realizable  $k-\varepsilon$  模型, RNG  $k-\varepsilon$  模型相比标准  $k-\varepsilon$  模型在计算速度梯度大的流场时精度更高,可提高对旋转流动的流体计算精度。而 Realizable  $k-\varepsilon$  模型由于满足雷诺应力的约束,可以保证雷诺应力与现实保持一致,在带方向压强梯度的边界层计算和分离流计算中计算结果更真实。由于气体从喷枪进入熔池过程是一个不规则、三维性、耗散性的湍流流动,过程中速度和压力等发生随机的变化,故选择 Realizable  $k-\varepsilon$  湍流模型进行计算,具体公式如下:

湍动能方程  $k$ :

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \nabla(\rho U k) = \nabla(\alpha_k \mu_{eff} \nabla k) = \rho \varepsilon \quad (3)$$

湍动能耗散率方程  $\varepsilon$ ,

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \nabla(\rho U \varepsilon) = \nabla(\alpha_k \mu_{eff} \nabla \varepsilon) + C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} G_k - C_{\varepsilon 2} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} - R \quad (4)$$

式中,  $R = \frac{\rho C_{\mu} \eta^3 (1 - \eta/\eta_0) \varepsilon^3}{1 + \beta \eta^3} \frac{\varepsilon^3}{k}$ ;  $\eta$  是湍流和平均拉

伸的时间尺度之比,且有  $\eta = \frac{Sk}{\varepsilon}$ ,  $G_k$  是湍流动能产生率;  $B$  为体积力;  $\alpha_k$  和  $\alpha_{\varepsilon}$  是  $k$  方程和  $\varepsilon$  方程的湍流 Prandtl 数;  $\mu_{eff}$  为有效黏度,如式(6)所示:

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_i \quad (5)$$

$$\mu_i = C_{\mu} \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (6)$$

式中,  $\mu$  为动力黏度; 湍动能  $k = \frac{1}{2} u_i u_i$ ; 湍流耗散率

$\varepsilon=\mu \frac{u_i u_j}{\partial x_i \partial y_j}$ ;  $C_{\varepsilon 1} 、 C_{\varepsilon 2} 、 C_{\mu}$  分别为经验常数,采用 Laun-der 和 Spalding 的推荐值,如表 1 所示。

表 1 Realizable k-ε 湍流模型各参数  
Table 1 Realizable k-ε turbulence model parameters

|           |                     |                     |            |                        |
|-----------|---------------------|---------------------|------------|------------------------|
| $C_{\mu}$ | $C_{\varepsilon 1}$ | $C_{\varepsilon 2}$ | $\alpha_k$ | $\alpha_{\varepsilon}$ |
| Variable  | 1.44                | 1.90                | 1.0        | 1.2                    |

2.2 物性参数

熔分炉内存在两相,分别为气相和渣相,考虑到氧气进入熔分炉后与煤粉发生氧化反应形成 CO,故气相采用 CO,参数如表 2 所示。

2.3 边界条件

1) 入口条件

氧枪入口设置为质量流量入口,入口气体为 CO、根据实际工况计算入口质量流量为 0.18 kg/s,湍流强度为 5.0%,水力直径设置为 20 mm。

2) 出口条件

设置煤气出口为压力出口,设置压强为-50 Pa 微负压。

3) 壁面边界条件

壁面进行绝热处理;边界无滑移,近壁面区域采用标准壁面函数进行计算。

3 试验结果与讨论

3.1 数值模拟结果

熔分炉在运行过程中不同喷吹时间时的气液两相流分布云图如图 3 所示,可以看出,气泡在风口附近产生,由于浮力和喷吹动能的原因上升至熔池表面最终破裂,在喷吹过程中熔池气含率不断增大,并在初气泡逸出熔池后一定时间后趋于稳定,由于喷吹角度和流量的原因,熔池中气泡集中于风口中心线上部,气含率表示熔池中液相内部气体的体积分数,由于熔池中液相流动主要依靠气相喷吹进行搅动,故气含率越大代表熔池中的气液交互作用越强。

表 2 熔分炉内各相物性参数  
Table 2 Physical parameters of each phase in the melting furnace

|    |                             |                                     |                                     |                       |        |
|----|-----------------------------|-------------------------------------|-------------------------------------|-----------------------|--------|
| 材料 | 密度/( kg · m <sup>-3</sup> ) | 比热容/( J · ( kg · K) <sup>-1</sup> ) | 导热系数/( W · ( m · K) <sup>-1</sup> ) | 动力黏度/( Pa · s)        | 参考温度/K |
| CO | Ideal-gas                   | 1 043                               | 0.025                               | 1.75×10 <sup>-5</sup> | 300    |
| 熔渣 | 4 500                       | 1 674                               | 0.2                                 | 0.45                  | 1 823  |

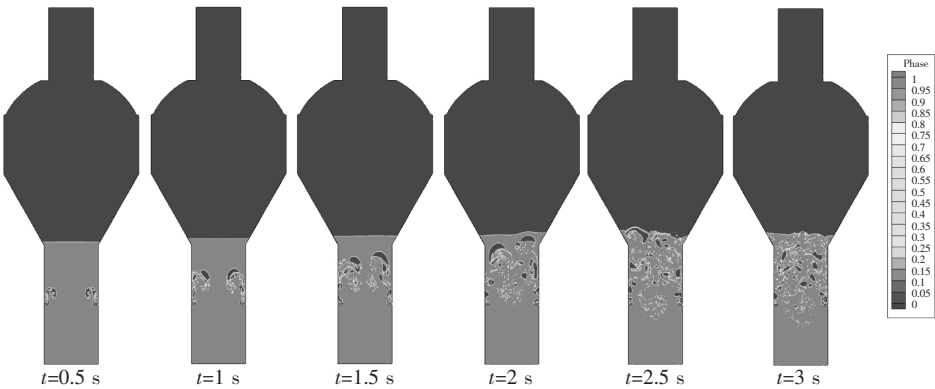


图 3 不同喷吹时间时熔分炉内气液两相分布示意  
Fig.3 Gas-liquid two-phase distribution diagram of melting furnace with different blowing time

熔分炉在运行过程中不同喷吹时间时的气液两相流分布云图如图 4 所示,可以看出,在熔分炉熔池内部,速度最先产生变化的是风口附近区域,随着喷吹时间的进行,气泡不断上升,为气泡附近熔池提供了速度,且速度区域不断扩大,在一定时间后速度区域趋于稳定。在此过程中,熔池内速度代表着搅拌

的剧烈程度,故在此过程中,熔池速度越大代表着液相流动越剧烈。

3.2 不同参数单因素分析试验

采用单因素变量法对熔分炉熔池区域进行数值模拟计算,通过依次改变氧枪浸入深度、氧枪直径和氧枪倾角,并收集熔池区域数据(熔池区域平均速度,



熔池区域气含率,熔池区域平均湍动能) 加以处理,总结得出各参数对熔池区域熔炼性能的最优区间。氧

枪结构参数变量选取如所表 3 所示,其中规定氧枪倾斜角度向下倾斜为正方向,向上倾斜为负方向。

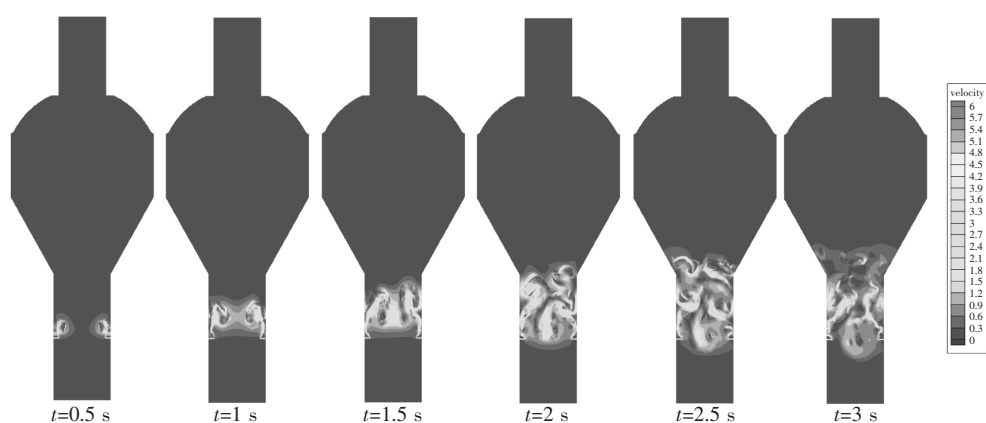


图 4 不同喷吹时间时熔炼炉内速度分布示意

Fig. 4 The velocity distribution in the melting furnace with different blowing time

表 3 氧枪结构参数配置

Table 3 Oxygen gun structural parameter configuration

| 方案 | 氧枪浸入深度/mm | 氧枪直径/mm | 氧枪倾斜角度/(°) |
|----|-----------|---------|------------|
| 1  | 25        | 15      | -30        |
| 2  | 50        | 20      | -20        |
| 3  | 75        | 25      | -10        |
| 4  | 100       | 30      | 0          |
| 5  | 125       | 35      | 10         |
| 6  | 150       | 40      | 20         |
| 7  | 175       | 45      | 30         |

### 3.2.1 氧枪浸入深度对熔池冶炼性能影响

分别改变氧枪浸入深度为 25、50、75、100、125、150、175 mm,不同氧枪浸入深度对熔池区域熔炼性能影响如图 5 所示。

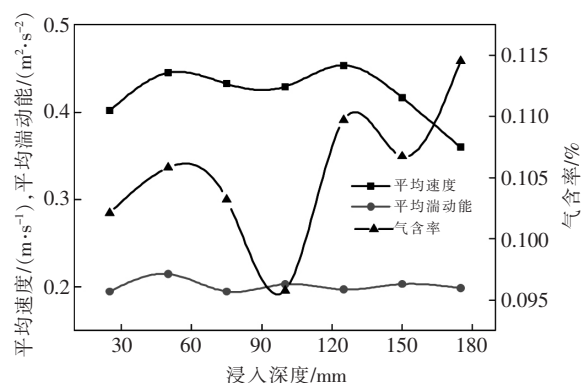


图 5 不同氧枪浸入深度对熔炼性能影响

Fig. 5 Effect of different oxygen gun immersion depth on melting performance

熔池平均速度随着氧枪的浸入深度增大呈现出双峰趋势。浸入深度为 25 mm 时,平均速度较小,约为 0.40 m/s;随着氧枪浸入深度的增加,熔池平均速度开始增大,在 50 mm 时平均速度为 0.44 m/s 并开始下降;继续增加浸入深度,在 100 mm 时平均速度开始上升,125 mm 时上升至最大值,约为 0.45 m/s,此时继续增大浸入深度,平均速度开始急剧下降,175 mm 时下降至最小值 0.36 m/s。熔池平均湍动能随氧枪浸入深度增大呈现出先增大再减小,随后波动的趋势,在浸入深度上升至 50 mm 时,平均湍动能达到最大值,约为  $0.215 \text{ m}^2/\text{s}^2$ ,随着倾斜角度继续增大,平均湍动能在  $0.195 \sim 0.205 \text{ m}^2/\text{s}^2$  不断波动。熔池气含率随着浸入深度增加变化呈现出先增大后减小再波动上升的趋势,在浸入深度为 50 mm 时,熔池气含率上升至 10.58%;随后气含率开始下降,在 100 mm 时下降至最小值 9.57%;随着直径继续增大,气含率开始波动上升,在 175 mm 时,气含率上升至最大值 11.45%。综合以上氧枪浸入深度对熔池各参数指标的影响,可以确定出最优氧枪浸入深度为 25 ~ 75 mm。

### 3.2.2 氧枪直径对熔池冶炼性能影响

分别改变氧枪直径为 15、20、25、30、35、40、45 mm,其对熔池区域熔炼性能影响如图 6 所示。

随着氧枪直径的增大,熔池平均速度也随之增加,在氧枪直径增大至 20 mm 后开始下降,在 25 mm 时达到最小值 0.38 m/s;在 30 mm 处上升至最大值 0.48 m/s 之后便开始下降。熔池平均湍动能

随着氧枪直径增大呈现出 W 型变化趋势,在 15 mm 和 45 mm 取得两侧最大值: 分别为  $0.220 \text{ m}^2/\text{s}^2$  和  $0.222 \text{ m}^2/\text{s}^2$ , 在 30 ~ 35 mm 处于中间最大值约为  $0.219 \text{ m}^2/\text{s}^2$ 。随着氧枪直径的增大,熔池气含率也逐渐增大,在直径为 30 mm 处,气含率达到最大值 11.17%。综上所述,根据氧枪直径对各参数的影响规律,可以确定出氧枪直径最优区间为 25 ~ 35 mm。

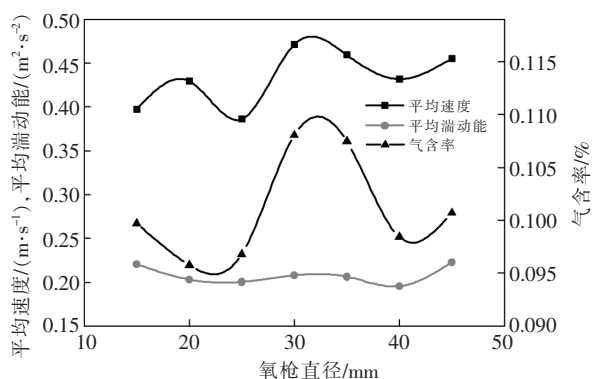


图6 不同氧枪直径对熔炼性能影响

Fig. 6 Effect of different oxygen lance diameters on melting properties

### 3.2.3 氧枪倾斜角度对熔池冶炼性能的影响

分别改变氧枪倾斜角度为  $-30^\circ$ 、 $-20^\circ$ 、 $-10^\circ$ 、 $0^\circ$ 、 $10^\circ$ 、 $20^\circ$ 、 $30^\circ$ , 不同氧枪倾角对熔池区域熔炼性能影响如所图 7 所示。

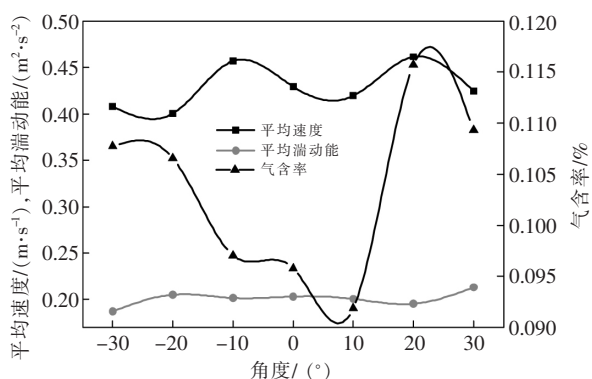


图7 不同氧枪倾斜角度对熔炼性能影响

Fig. 7 Influence of different oxygen gun tilt angles on smelting performance

熔池平均速度受氧枪倾斜角度的影响呈现出 M 型的复杂变化趋势,随着倾斜角度增大,熔池平均速度在  $-10^\circ$  时上升至第一个波峰,此时平均速度为  $0.457 \text{ m/s}$ ,随后平均速度开始下降,在  $10^\circ$  时又重新上升至第二个波峰,此时平均速度为  $0.461 \text{ m/s}$ ; 倾斜

角度继续增加,平均速度又开始减小。熔池平均湍动能随着向下倾斜角度的增大,表现出先增大后波动减小再增大的趋势,在角度为  $-30^\circ$  时为最小值  $0.187 \text{ m}^2/\text{s}^2$ ,之后倾斜角度增大,湍动能也随之增大,至  $-20^\circ$  时达到峰值开始波动减小,并在  $20^\circ$  时重新上升,最终在  $30^\circ$  时达到了最大值  $0.213 \text{ m}^2/\text{s}^2$ 。熔池气含率随着角度增加不断减小,在倾斜角度为  $10^\circ$  时达到最小值 9.18%,随后气含率开始上升,在  $20^\circ$  时达到最大值 11.57%,随后又继续下降。综上所述,可以确定出氧枪倾斜角度的最优区间为  $10^\circ \sim 30^\circ$ 。

### 3.3 正交试验方案及结果

基于前部分对熔池区域各参数对熔池区域气含率、平均速度以及湍动能的单因素分析结果,采用三因素分别为氧枪浸入深度(A)、氧枪直径大小(B)、氧枪倾斜角度(C)并在优化范围内分别选取三种水平,正交试验因素水平配置见表 4。根据配置表确定出 3 因素三水平  $L_9(3^3)$  正交试验方案共计 9 组,分别进行编号(1<sup>#</sup>、2<sup>#</sup>...9<sup>#</sup>),试验结果见表 5。

表4 正交试验配置

Table 4 Orthogonal experiment configuration table

| 水平 | 浸入深度(A) /mm | 直径(B) /mm | 倾斜角度(C) /(°) |
|----|-------------|-----------|--------------|
| 1  | 40          | 28        | 16           |
| 2  | 55          | 30        | 22           |
| 3  | 70          | 32        | 28           |

由表 5 可以看出各评价指标(速度、湍动能、气含率)的最优参数并未出现在同一组内,其中 4<sup>#</sup> 的熔体速度最大,9<sup>#</sup> 的熔体湍动能最大,4<sup>#</sup> 的熔池气含率最大。需对试验结果进行多目标矩阵分析,从而得到最优试验方案。而在对其进行矩阵分析之前,由于各指标的单位不统一,直接进行相互比较的目的不够明确,需对其进行去量纲处理。由于三个指标越大的情况下,对熔体熔炼性能越有利,因此采用正指标去量纲处理,去量纲计算公式如式(7)所示。

$$x_{ij}^* = \frac{x_{ij} - \min_{j=1}^m x_{ij}}{\max_{j=1}^m x_{ij} - \min_{j=1}^m x_{ij}} \quad (7)$$

其中,  $x_{ij}$  为正交试验结果( $i$  表示三个评价指标 1, 2, 3;  $j$  分别表示 9 组 1, 2...9);  $\max_{j=1}^m x_{ij}$  为当前评价指标中的最大值(一共 9 组试验,故  $m$  取 9);  $\min_{j=1}^m x_{ij}$  为当前评价指标中的最小值。

去量纲处理完的试验结果如表 5 所示。

表 5 正交试验数值模拟结果及去量钢后结果

Table 5 Orthogonal experimental numerical simulation results and de-dimensional results

| 编号             | 因素 A | 因素 B | 因素 C | 平均速度/( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ) |          | 平均湍动能/( $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-2}$ ) |          | 气含率/%    |          |
|----------------|------|------|------|-----------------------------------------|----------|--------------------------------------------|----------|----------|----------|
|                |      |      |      | 模拟值                                     | 去量钢后     | 模拟值                                        | 去量钢后     | 模拟值      | 去量钢后     |
| 1 <sup>#</sup> | 1    | 1    | 1    | 0.444 8                                 | 0.491 9  | 0.217 0                                    | 0.765 5  | 8.867 6  | -1.242 0 |
| 2 <sup>#</sup> | 1    | 2    | 2    | 0.433 0                                 | -0.343 2 | 0.194 5                                    | -1.559 9 | 9.496 6  | -0.304 2 |
| 3 <sup>#</sup> | 1    | 3    | 3    | 0.443 5                                 | 0.400 8  | 0.206 3                                    | -0.339 2 | 9.516 9  | -0.273 9 |
| 4 <sup>#</sup> | 2    | 1    | 2    | 0.465 3                                 | 1.951 6  | 0.198 3                                    | -1.168 2 | 10.941 6 | 1.850 2  |
| 5 <sup>#</sup> | 2    | 2    | 3    | 0.417 0                                 | -1.479 1 | 0.206 2                                    | -0.346 5 | 9.643 2  | -0.085 5 |
| 6 <sup>#</sup> | 2    | 3    | 1    | 0.427 7                                 | -0.715 6 | 0.210 4                                    | 0.087 2  | 8.843 6  | -1.277 7 |
| 7 <sup>#</sup> | 3    | 1    | 3    | 0.428 1                                 | -0.687 2 | 0.222 5                                    | 1.338 5  | 10.421 9 | 1.075 5  |
| 8 <sup>#</sup> | 3    | 2    | 1    | 0.447 0                                 | 0.652 1  | 0.209 2                                    | -0.034 7 | 9.695 9  | -0.007 1 |
| 9 <sup>#</sup> | 3    | 3    | 2    | 0.434 0                                 | -0.271 4 | 0.221 7                                    | 1.257 2  | 9.878 2  | 0.264 8  |

## 3.4 矩阵分析

根据正交试验去量钢后的结果进行矩阵分析,基本步骤如图 8 所示。主要分为三部分: 试验指标层(M 矩阵)、因素层(T 矩阵)和水平层(S 矩阵)。通过计算各因素的 M 矩阵、T 矩阵和 S 矩阵并进一步得到其权重,从而反向确定其对试验指标的影响程度大小,达到快速寻优的目的。

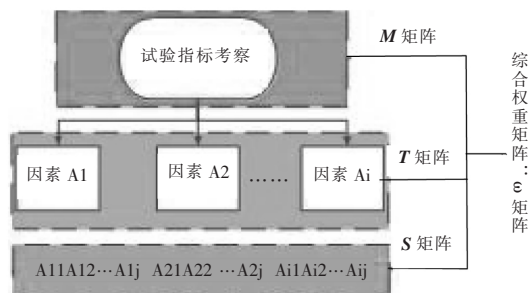


图 8 矩阵分析示意

Fig. 8 Matrix analysis diagram

定义 M 矩阵由  $i$  行  $j$  列  $K_{ij}$  组成,即正交试验中的  $i$  因素,  $j$  水平(本试验  $i=3, j=3$ )。  $K_{ij}$  ( $i=1, 2, 3; j=1, 2, 3$ ) 为  $i$  因素  $j$  水平下的试验指标平均值。因素  $i$  中所有水平下的极差为  $R_i$ 。依次计算各考察指标下的矩阵,结果见表 7~9。

根据速度指标考察矩阵分析结果可以列出速度指标考察下的 M 矩阵,定义为  $M_i$ ,如式(8)所示,由试验指标考察矩阵可进一步分析因素层考察 T 矩阵和水平层考察 S 矩阵,其中,因素考察矩阵由  $T_i = 1 / \sum_{j=1}^3 K_{ij}$  组成。而水平层矩阵由  $S_i = R_i / \sum_{i=1}^3 R_i$ ,  $R_i$  为正交试验中  $i$  因素的极差。

表 7 速度考察指标层的结果

Table 7 Speed inspection indicator layer results

| I | $K_{ij}$ |          |          | $R_i$   |
|---|----------|----------|----------|---------|
|   | $j=1$    | $j=2$    | $j=3$    |         |
| 1 | 0.183 2  | -0.081 0 | -0.102 2 | 0.285 3 |
| 2 | 0.585 4  | -0.390 0 | -0.195 4 | 0.975 5 |
| 3 | 0.142 8  | 0.445 7  | -0.588 5 | 1.034 1 |

表 8 湍动能考察指标层的结果

Table 8 Instability results of the indicator layer

| I | $K_{ij}$ |          |         | $R_i$   |
|---|----------|----------|---------|---------|
|   | $j=1$    | $j=2$    | $j=3$   |         |
| 1 | -0.377 8 | -0.475 8 | 0.853 7 | 1.329 5 |
| 2 | 0.311 9  | -0.647 0 | 0.335 1 | 0.982 1 |
| 3 | 0.272 7  | -0.490 3 | 0.217 6 | 0.763 0 |

表 9 气含率考察指标层的结果

Table 9 Gas content rate results of the indicator layer

| I | $K_{ij}$ |          |          | $R_i$   |
|---|----------|----------|----------|---------|
|   | $j=1$    | $j=2$    | $j=3$    |         |
| 1 | -0.606 7 | 0.162 3  | 0.444 4  | 1.051 1 |
| 2 | 0.561 2  | -0.132 3 | -0.428 9 | 0.990 2 |
| 3 | -0.842 3 | 0.603 6  | 0.238 7  | 1.445 9 |

$$M_i = \begin{bmatrix} K_{11} & 0 & 0 \\ K_{12} & 0 & 0 \\ K_{13} & 0 & 0 \\ 0 & K_{21} & 0 \\ 0 & K_{22} & 0 \\ 0 & K_{23} & 0 \\ 0 & 0 & K_{31} \\ 0 & 0 & K_{32} \\ 0 & 0 & K_{33} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.484 5 & 0 & 0 \\ 0.407 5 & 0 & 0 \\ 0.401 3 & 0 & 0 \\ 0 & 0.601 8 & 0 \\ 0 & 0.317 4 & 0 \\ 0 & 0.374 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0.472 8 \\ 0 & 0 & 0.561 0 \\ 0 & 0 & 0.259 6 \end{bmatrix} \quad (8)$$

因素层矩阵和水平层矩阵分别为:

$$T_1 = \begin{bmatrix} \frac{1}{1.293\ 4} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{1.293\ 4} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{1.293\ 4} \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$S_1 = \begin{bmatrix} 0.083\ 2 & 0.284\ 3 & 0.301\ 4 \\ 0.669\ 0 & 0.669\ 0 & 0.669\ 0 \end{bmatrix}^T \quad (10)$$

根据建立的  $M_1$ 、 $T_1$  和  $S_1$  矩阵进行矩阵运算,可以得到三个影响因素(氧枪浸入深度、氧枪直径和氧枪角度)对熔池速度的权重  $\omega_1$ ,其中, $\omega_i = M_i T_i S_i$  并进一步分析得到各指标(速度、端动能、气含率)的权重矩阵。应用数学计算软件 Matlab 对矩阵进行运算,得到结果如下:

$$\omega_1 = \begin{bmatrix} 0.046\ 6 \\ 0.039\ 2 \\ 0.038\ 6 \\ 0.197\ 7 \\ 0.104\ 3 \\ 0.122\ 9 \\ 0.164\ 7 \\ 0.195\ 4 \\ 0.090\ 4 \end{bmatrix} \quad \omega_2 = \begin{bmatrix} 0.109\ 2 \\ 0.100\ 2 \\ 0.223\ 0 \\ 0.127\ 8 \\ 0.062\ 3 \\ 0.129\ 4 \\ 0.097\ 2 \\ 0.056\ 7 \\ 0.094\ 2 \end{bmatrix} \quad \omega_3 = \begin{bmatrix} 0.052\ 8 \\ 0.113\ 2 \\ 0.135\ 4 \\ 0.136\ 2 \\ 0.084\ 9 \\ 0.062\ 9 \\ 0.047\ 1 \\ 0.203\ 5 \\ 0.164\ 0 \end{bmatrix}$$

$\omega_1$ 、 $\omega_2$ 、 $\omega_3$  分别代表对各考察指标(速度、端动能、气含率)的权重分析,通过式(11)可以得出三个考察指标(速度、端动能、气含率)对氧煤燃烧熔分炉的综合权重  $\omega$ 。

$$\omega = (\omega_1 + \omega_2 + \omega_3) / 3 \quad (11)$$

图9为各影响因素与评价指标的关系,可以看出,各个影响因素对正交试验的影响程度大小为  $B > C > A$ ,即氧枪直径 > 氧枪倾角 > 氧枪浸入深度。从图中还可以发现,熔分炉在运行过程中最优工况为  $B_1 C_2 A_3$ ,选用氧枪直径为 28 mm,氧枪倾角为  $22^\circ$ ,氧枪浸入深度为 70 mm 时,氧煤燃烧熔分炉在运行过程中熔池区域运行工况最佳。

### 3.5 试验验证

设立优化后的氧枪参数试验对比标况下熔分炉的运行状况,结果如表10所示,优化后的氧枪参数对熔分炉熔炼性能各指标均有提升,其中熔池平均

速度提高 9.13%,熔池平均端动能提高 7.43%,熔池气含率提高了 8.32%。

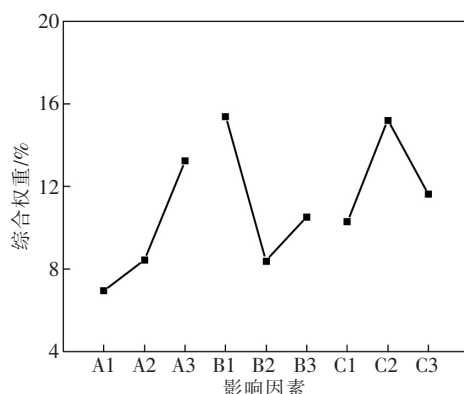


图9 影响因素与评价指标关系

Fig. 9 Relationship between influencing factors and evaluation indicators

表10 优化前后工况对比

Table 10 Comparison of working conditions before and after optimization

|     | 平均速度/( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ) | 平均端动能/( $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-2}$ ) | 气含率/%    |
|-----|-----------------------------------------|--------------------------------------------|----------|
| 标况  | 0.429 3                                 | 0.203 1                                    | 9.577 4  |
| 优化后 | 0.468 5                                 | 0.218 2                                    | 10.374 2 |

## 4 结论

1) 由单因素试验结果发现,在熔分炉熔炼过程中,对熔池区域熔炼性能影响的氧枪参数最优区间为:氧枪浸入深度 25 ~ 75 mm,氧枪直径 25 ~ 35 mm,氧枪倾斜角度  $10^\circ \sim 30^\circ$ 。

2) 根据矩阵分析进行进一步优化设计,得出熔分炉最优工况时的氧枪参数为氧枪浸入深度为 70 mm,氧枪直径 28 mm,氧枪倾斜角度  $22^\circ$ ;通过对比权重并进行计算,的而出不同氧枪参数对熔分炉熔炼性能的影响程度大小,并对其进行排序,依次为氧枪直径 > 氧枪倾角 > 氧枪浸入深度。

3) 优化后的氧枪参数对熔分炉熔炼效果具有一定优化效果,其中对各评价标准的优化效果为:熔池平均速度提高 9.13%,熔池平均端动能提高 7.43%,熔池气含率提高了 8.32%。

## 参考文献

- [1] Gong Xianfeng. Comparative analysis of blast furnace Ironmaking and non-blast furnace ironmaking technolog [J]. Shanxi Metallurgy, 2017, 40(2): 86-88.



- ( 贡献锋. 比较分析高炉炼铁与非高炉炼铁技术 [J]. 山西冶金, 2017, 40( 2) : 86–88. )
- [2] Xu Shaobing, Xu Haifa. Development of smelting reduction iron making technology and future thinking [J]. China Metallurgy, 2016, 26( 10) : 33–39.
- ( 徐少兵, 许海法. 熔融还原炼铁技术发展情况和未来的思考 [J]. 中国冶金, 2016, 26( 10) : 33–39. )
- [3] He Guizhen, Du Xinghong, Qu Hewei. Present status and development perspective of non-blast furnace ironmaking technology [J]. Multipurpose Utilization of Mineral Resources, 2014( 3) : 1–7.
- ( 何桂珍, 都兴红, 曲赫威. 非高炉冶炼技术的发展现状与展望 [J]. 矿产综合利用, 2014( 3) : 1–7. )
- [4] Liu Chang, Li Shuseng, Zhang Lifeng. Simulation of gas-liquid two-Phase flow and mixing phenomena during RH refining process [J]. Acta Metallurgica Sinica, 2018, 54( 2) : 347–356.
- ( 刘畅, 李树森, 张立峰. RH 精炼过程中气液两相流动及混匀现象的模拟研究 [J]. 金属学报, 2018, 54( 2) : 347–356. )
- [5] Zhou Jiliang, Ma Zejun, Li Guowei, et al. Study on the flow field of gas and liquid in iron bath vessel [J]. China Metallurgy, 2011, 21( 5) : 23–27.
- ( 周继良, 马泽军, 李国玮, 等. 铁浴炉内部气—液流场模拟研究 [J]. 中国冶金, 2011, 21( 5) : 23–27. )
- [6] Gao Jianjun, Wan Xinyu, Qi Yuanhong, et al. Analysis of rotary kiln pre-reduction-oxygen-coal combustion melting ironmaking technology [J]. Journal of Iron and Steel Research, 2018, 30( 2) : 91–96.
- ( 高建军, 万新宇, 齐渊洪, 等. 回转窑预还原—氧煤燃烧熔分炼铁技术分析 [J]. 钢铁研究学报, 2018, 30( 2) : 91–96. )
- [7] Wang Shibao. Numerical simulation of flow and heat transfer process in the top melting pool of Aisa [D]. Kunming: Kunming University of Science and Technology, 2013.
- ( 王仕博. 艾萨炉顶吹熔池流动与传热过程数值模拟研究 [D]. 昆明: 昆明理工大学, 2013. )
- [8] Yu Yue. Numerical simulation and experimental study of oxygen blowing process in copper bottom blowing furnace [D]. Beijing: University of Science and Technology Beijing, 2017.
- ( 余跃. 铜底吹炉吹氧过程数值模拟及实验研究 [D]. 北京: 北京科技大学, 2017. )
- [9] Liu Fanhan. Numerical simulation of mixing process of mixing and mixing of Watukoff furnace pool and evaluation method of mixing effect [D]. Kunming: Kunming University of Science and Technology, 2016.
- ( 刘泛函. 瓦特科夫炉熔池侧吹强化搅拌过程数值模拟及混合效果评价方法研究 [D]. 昆明: 昆明理工大学, 2016. )
- [10] Chuang H C, Kuo J H, Huang C C, et al. Multi-phase flow simulations in direct iron ore smelting reduction process [J]. ISIJ International, 2006, 46( 8) : 1158–1164.
- [11] Stephens. CFD simulation of bath dynamics in the HIs melt smelt reduction vessel for iron production [J]. Progress in Computational Fluid Dynamics, An International Journal, 2012, 12( 2/3) : 196.
- [12] Zhang Hongliang, Tang Zhuo, Chen Yongming, et al. Numerical Simulation of flow in bottom blowing lead furnace [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2017, 27( 3) : 637–647.
- ( 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. )
- [13] Liu Weichao. Numerical simulation of gas-liquid two-phase flow in a fumigrator [D]. Changsha: Central South University, 2014.
- ( 刘维超. 烟化炉内气液两相流动数值模拟研究 [D]. 长沙: 中南大学, 2014. )
- [14] Zhang Zhenyang, Yan Hongjie, Liu Fangkan, et al. Optimization analysis of oxygen lance structure parameters in oxygen-rich bottom blowing melting furnace [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2013, 23( 5) : 1471–1478.
- ( 张振扬, 闫红杰, 刘方侃, 等. 富氧底吹熔炼炉内氧枪结构参数的优化分析 [J]. 中国有色金属学报, 2013, 23( 5) : 1471–1478. )
- [15] Liu Fangkan. Numerical simulation and optimization of multiphase flow in bottom blowing smelting furnace [D]. Changsha: Central South University, 2013.
- ( 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. )
- [16] Xia Tao. Numerical simulation and optimization of multiphase flow in liquid high lead slag reduction furnace [D]. Changsha: Central South University, 2014.
- ( 夏韬. 液态高铅渣还原炉内多相流数值模拟与优化 [D]. 长沙: 中南大学, 2014. )