

DOI: 10.13228/j.boyuan.issn0449-749x.20170274

炉腹角和炉身角对高炉煤气流分布的影响

左海滨, 郭龙飞, 王亚杰, 郑 劲

(北京科技大学钢铁冶金新技术国家重点实验室, 北京 100083)

摘 要: 维持合理的煤气流分布是高炉高效、低耗、稳定运行的关键。高炉气流分布不仅与原燃料质量、操作制度有关,还取决于炉型设计等先天因素,合理的炉型设计是获得合理气流分布的基础。基于传热学和流体力学基本原理,建立了高炉传热和煤气流流动数学模型,利用试验获得了模型的相关参数,通过数值模拟方法研究了炉腹角、炉身角以及等效炉腹角对高炉气流分布的影响。结果表明,减小炉腹角、增大炉身角有利于抑制边缘气流发展。调整等效炉腹角同样可以达到控制边缘气流的目的,但与改变炉腹角相比,其作用强度和作用范围更大,且最大影响区域也不相同。

关键词: 高炉; 炉腹角; 炉身角; 等效炉腹角; 气流分布

文献标志码: A **文章编号:** 0449-749X(2018)02-0020-07

Effect of bosh angle and shaft angle on gas distribution in blast furnace

ZUO Hai-bin, GUO Long-fei, WANG Ya-jie, ZHENG Jin

(State Key Laboratory of Advanced Metallurgy, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China)

Abstract: Rational gas distribution is the primary factor for blast furnace to maintain the stable production with high efficiency and low consumption. The gas distribution is affected not only by the qualities of burden and operating rules, but the inner profile of blast furnace. As the innate factor, the rational inner profile design is the basis of acquiring the ideal gas distribution. Depending on the theories of heat transfer and hydromechanics, mathematics models of heat transfer and gas flow in blast furnace were established, and the critical parameters were obtained through experiments. Subsequently, the effect of bosh angle, shaft angle and equivalent bosh angle on the gas distribution were studied through numerical simulation method. The result indicates that decreasing bosh angle and increasing shaft angle are in favor of suppressing the edge flow. And adjusting the equivalent bosh angle can achieve the same destination as well, but which plays a role with higher intensity and wide range compared to the bosh angle adjustment, also with a different maximal affecting position to gas flow.

Key words: blast furnace; bosh angle; shaft angle; equivalent bosh angle; gas flow

降低燃料比、提高高炉寿命是当前钢铁产能过剩条件下炼铁工作者追求的目标^[1-3]。合理的高炉煤气流分布是提高煤气利用率、降低燃料消耗、稳定高炉渣皮以及维持稳定顺行的关键,因此高炉操作的重要任务是控制煤气流在高炉内的合理分布^[4-12]。高炉冶炼过程中,煤气从生成到从高炉炉顶排出,经历了三次分配过程,即风口回旋区的一次分配、经过软熔带的二次分配以及流经块状带的三次分配。影响煤气流分布的主要因素有三类:第一类是操作参数,包括与送风制度和装料制度相关的如鼓风动能、风速、喷吹量、风压、布料矩阵、矿批、焦批

等;第二类是炉料性能,包括矿石的品位、还原性、粉化指数、软熔性能等;第三类是炉型参数,主要是炉腹角和炉身角。李铄等^[13]采用数值模拟方法研究了风口直径、鼓风量及喷煤对高炉初始煤气流的影响。王晓鹏、唐顺兵等^[14-16]通过布料调整改善了炉内气流分布,有效提高了煤气利用率。于海彬等^[17]通过数学模型得到倒V型软熔带时煤气沿焦窗向上流动特征。林成城等^[18-19]结合宝钢高炉炉型特征分析了炉型结构差异对高炉煤气流分布的影响。胡正刚等^[20-21]采取高炉上部优化布料矩阵、下部缩小风口进风面积等措施后,优化了煤气流分布。综

基金项目: 国家重点研发计划资助项目(2016YFB0601304)

作者简介: 左海滨(1976—),男,博士,教授;

E-mail: zuohaibin@ustb.edu.cn;

收稿日期: 2017-05-31

上所述,针对操作因素对高炉煤气流分布影响的研究很多,但针对炉型等先天因素对气流分布影响的研究有待进一步深入。本文以国内某实际高炉为研究对象,通过数值模拟方法研究炉腹角、炉身角以及等效炉腹角对高炉煤气流分布的影响,对高炉炉型设计及后期操作指导具有一定的指导意义。

1 模型建立

1.1 物理模型

针对如图 1 所示 1 350 m³ 高炉进行建模,计算参数见表 1。

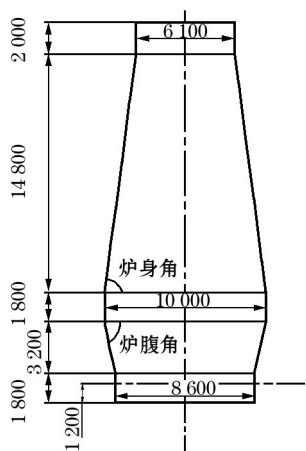


图 1 高炉内型尺寸(mm)

Fig. 1 Inner profile of blast furnace

表 1 高炉基本参数

Table 1 Basic parameters of blast furnace

参数	数值	参数	数值
直接还原度	0.5	利用系数/(t·m ⁻³ ·d ⁻¹)	2.3
矿石品位/%	58.2	焦比/(kg·t ⁻¹)	360
风口数	20	渣比/(kg·t ⁻¹)	332
热风压力/kPa	366	矿石批重/t	37
炉顶压力/kPa	203	焦炭批重/t	7.4
热风温度/℃	1 180	炉身角/炉腹角/(°)	82.5/77.7
喷煤量/(kg·t ⁻¹)	155	矿石自然堆角/(°)	40
富氧量/%	3	焦炭自然堆角/(°)	38.9
鼓风湿度/%	1.6	煤气利用率/%	46.0

矿石、焦炭和煤气的物理属性分别见表 2 和表 3^[22-23],当矿石软熔时其孔隙度减小,本模型中软熔带孔隙率设为 0.1^[24]。

模型基于的基本假设如下:(1)高炉煤气流为中心对称稳态流动,料柱与料层结构不变,炉料下降速度稳定;(2)不计炉料在料层间的阻力变化,即忽略料层界面效应;(3)炉缸液面水平固定,设为下边界;(4)不考虑炉料的热膨胀或收缩;(5)煤气物性参数(黏度和导热系数)取为定值,即不随温度变化;(6)高炉风口为 20 个,考虑到高炉结构的对称性,取两个风口中心线之间的 1/2,即圆周角为 9° 的扇形区域进行计算。

表 2 炉料参数

Table 2 Parameters of burden

项目	堆密度 ρ_s /(kg·m ⁻³)	孔隙度 α	粒径 d_p /m	形状因子 ϕ	比热容 c_s /(J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)
焦炭	490	0.5	0.045	0.72	808(100 ℃)/1 465(1 000 ℃)
矿石	1 605	0.42	0.015	0.77	670(100 ℃)/840(500 ℃)

表 3 煤气参数

Table 3 Parameters of gas

项目	密度 ρ_g /(kg·m ⁻³)	黏度 μ /(Pa·s)	比热容 c_g /(J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	导热系数 k_g /(W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)
煤气	0.8	3×10^{-5}	1 100	0.025

1.2 控制方程及边界条件

1.2.1 流动控制方程

描述煤气流流动的基本方程包括:质量连续方程、动量传输方程(Navier-Stokes 方程组)以及 Ergun 方程。考虑高炉内煤气流的流动为稳态流动,方程表示如下。

质量连续方程为

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

动量传输方程(Navier-Stokes 方程)为

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

式中: u_i, u_j 分别为 i, j 方向的速度, m/s; x_i, x_j 分别为 i, j 方向的坐标值, m; ρ 为流体密度, kg/m³; p 为压力, Pa; μ_{eff} 为有效黏度系数, Pa·s, 由湍流模型确定。

Ergun 方程为

$$\frac{\Delta P}{H} = 150 \frac{(1-\alpha)^2}{\alpha^3} \cdot \frac{\mu}{(\phi d_p)^2} \cdot u_A + 1.75 \frac{1-\alpha}{\alpha^3} \cdot \frac{\rho}{\phi d_p} \cdot u_A^2 \quad (3)$$

式中: $\frac{\Delta P}{H}$ 为单位高度上的压差, Pa/s; α 为炉料的孔隙度; u_A 为空塔流速, m/s; d_p 为颗粒直径, m; μ 为流体黏度, Pa·s; ϕ 为颗粒的形状系数。

生产过程中煤气在高炉内为湍流流动,为求解式(2)中的有效黏度系数 μ_{eff} ,采用Lauder和Spalding的 $k-\varepsilon$ 双方程模型描述流体的湍动特性。

湍动能(k)方程为

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left(\rho u_i k - \frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_k} \cdot \frac{\partial k}{\partial x_i} \right) = G_k - \rho \varepsilon \quad (4)$$

$$G_k = \mu_t \cdot \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_i} + \frac{\partial u_j}{\partial x_j} \right) \quad (5)$$

式中:有效黏度系数 $\mu_{\text{eff}} = \mu_t + \mu_l$; μ_l 为层流黏度系数; μ_t 为湍流黏度系数, $\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$; k 为湍流动能, m^2/s^2 ; ε 为湍流动能耗散率, m^2/s^3 。

湍流动能耗散率(ε)方程为

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left(\rho u_i \varepsilon - \frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_k} \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right) = (C_1 \varepsilon G_k - C_2 \rho \varepsilon^2) / k \quad (6)$$

式中: C_1 、 C_2 、 C_μ 、 σ_k 、 σ_ε 为经验常数,采用Lauder和Spalding的推荐值,见表4。

表4 经验常数值
Table 4 Empirical constant value

C_1	C_2	C_μ	σ_k	σ_ε
1.43	1.93	0.09	1.0	1.3

计算的边界条件描述如下:(1)湍流壁面边界条件。在炉墙壁面上,采用无滑移边界条件。(2)入口边界条件。模型入口为高炉风口,采用压力边界,其值为高炉风压。在特定比较时,如在相同回旋区下,需保证风量一致,则边界为流量边界,其值为特定风量。(3)出口边界条件。模型出口为高炉炉顶,其为压力边界,其值为炉顶压强。(4)对称面边界。由于模型为圆周对称,则对称面在圆周上的流速变化为零。(5)底面边界。底面为渣铁液面,轴向速度梯度为零。(6)多孔介质。高炉内充满焦炭和矿石,根据Ergun方程,由给定的孔隙度、结构粒径等计算出惯性阻力和黏性阻力,以压力损失形式计入流动模型。

1.2.2 温度控制方程

炉料以多孔介质形式存在,炉料和煤气传热方程为^[25]

$$(1-\alpha) \rho_s c_s u_s \frac{\partial T_s}{\partial z} = \left[\frac{k_{s,r}}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T_s}{\partial r} \right) + \frac{k_{s,\theta}}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 T_s}{\partial \theta^2} + k_{s,z} \frac{\partial^2 T_s}{\partial z^2} \right] + h_{gs} a (T_g - T_s) + Q_R \quad (7)$$

$$\varepsilon \rho_g c_g \left(u_{g,r} \frac{\partial T_g}{\partial r} + \frac{u_{g,\theta}}{r} \cdot \frac{\partial T_g}{\partial \theta} + u_{g,z} \frac{\partial T_g}{\partial z} \right) = k_g \left[\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T_g}{\partial r} \left(r \frac{\partial T_g}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 T_g}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 T_g}{\partial z^2} \right] + h_{gs} a (T_s - T_g) \quad (8)$$

式中: T_s 、 T_g 分别为炉料和煤气温度, K; ρ_s 、 ρ_g 分别

为炉料堆密度和煤气密度, kg/m^3 ; c_s 、 c_g 分别为炉料和煤气的比热容, $\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$; u_s 、 $u_{g,r}$ 、 $u_{g,\theta}$ 、 $u_{g,z}$ 分别为炉料下降速度和煤气各方向流速, m/s ; $k_{s,r}$ 、 $k_{s,\theta}$ 、 $k_{s,z}$ 分别为炉料各向等效导热系数, $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$; k_g 为煤气的导热系数, $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$; a 为炉料与煤气有效接触面积, m^2/m^3 ; h_{gs} 为炉料与煤气间对流换热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$,由式(9)求得。

$$h_{gs} = \gamma \frac{k_g}{d_s} (2.0 + 0.6 Re_{gs}^{0.5} Pr_g^{1/3}) \quad (9)$$

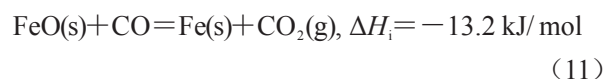
式中: γ 为范围因子,在块状带取0.2,软熔带及以下取0.02; Re_{gs} 为煤气流过炉料的雷诺数; Pr 为煤气的普朗特数; Q_R 为气固反应热, $\text{J}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$ 。

多孔介质在圆管内的导热系数可通过式(10)求得^[26]。

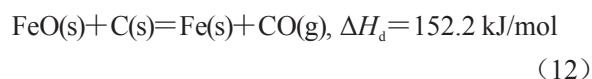
$$k_{s,r} = k_{s,\theta} = 0.1 \rho_s c_s u_s d_p, \quad k_{s,z} = 0.5 \rho_s c_s u_s d_p \quad (10)$$

高炉内的化学反应是相当复杂的,为了简化计算,忽略反应量少和吸放热少的反应,本模型主要考虑的化学反应如下。

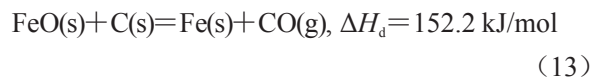
(1)间接还原区(473~1 273 K)。由于高价铁氧化物还原成浮氏体FeO放出热量少,忽略不计。只考虑浮氏体的间接还原,反应量由直接还原度求出。



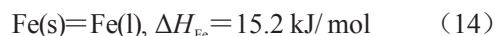
(2)软熔带以上直接还原区(1 273~1 573 K)。在软熔带以上大于1 273 K区域,矿石发生直接还原。



(3)软熔带内(1 473~1 573 K)。氧化铁进行大量的直接还原,少量FeO随炉渣进入炉缸。



(4)铁水和炉渣的生成,主要反应为



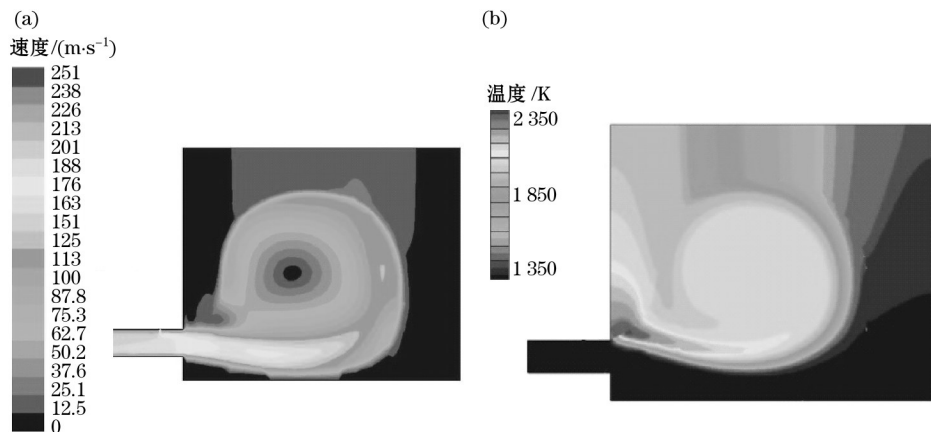
其中gangue表示脉石。通过高炉利用系数等参数可求得反应热源项。

温度边界条件:炉墙边界为对流边界条件;风口边界利用焦炭在回旋区的燃烧模拟计算得出,其值为理论燃烧温度;炉顶边界条件为加入炉料的最初温度;底部边界为恒温渣液面,1 773 K;对称面上为绝热边界。

2 关键参数的确定

风口回旋区流场及温度场由二维燃烧模型计算得到,作为煤气一次分布的依据,计算结果如图

2所示。为适应三维气流分布计算模型,将风口回旋区拓展为三维结构,参考经验公式计算结果,以风口部位计算区域宽度的 1/2 作为风口回旋区的宽度。



(a) 速度分布图; (b) 温度分布图。

图2 风口回旋区速度和温度分布

Fig. 2 Velocity and temperature distribution of raceway

利用传热模型对高炉温度场进行模拟计算,并对矿石的软熔性能进行试验测定,获得软熔开始温度和滴落温度,将该温度区间视为高炉的软熔带。

在 $C_{22}^{30} O_{33}^{28} C_{22}^{26} C_{22}^{23} O_{33}^{15} C_{22}^{31} C_{22}^{29} C_{22}^{27} C_{22}^{25}$ 的布料模式下,利用料流轨迹计算和体积平衡法则得到料层结构如图3所示,料面最上层实线框为焦炭5个布料角度下料层分布。

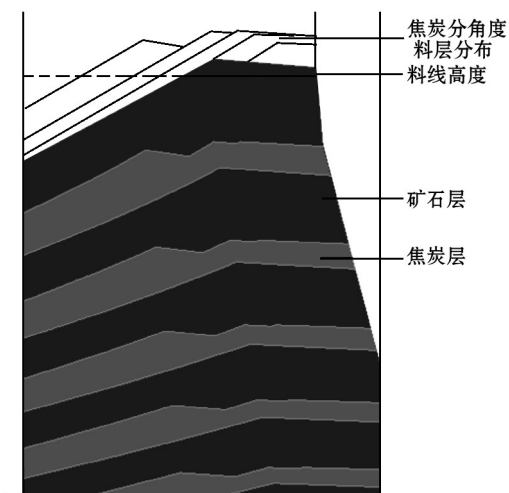


图3 料层结构分布图

Fig. 3 Burden layer profile

3 结果与讨论

3.1 炉腹角对气流分布的影响

高炉风口前焦炭及煤粉燃烧产生的高温煤气进入炉腹区域,其流向受到炉腹内料柱结构以及炉

腹角大小的影响。增大炉腰尺寸,炉腹角将相应减小。分别计算了炉腹角从 74° 到 79° 变化时的炉内煤气流分布,从整体上来看,煤气流动状况是相似的,图4所示为 74° 时的计算结果。

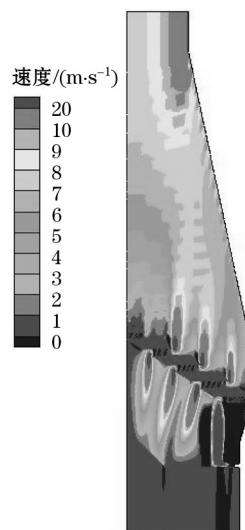


图4 炉腹角为 74° 时的煤气分布云图

Fig. 4 Gas distribution when bosh angle is 74°

从图4中可以清楚地看出高炉内气流的三次分配过程。在风口回旋区形成的煤气受到上部软熔带阻力的影响,形成与每个焦窗所对应的气流通道,随着炉身截面积逐渐减小,上升煤气流速增加,在炉喉出口位置汇聚,由炉顶排出。图5所示为不同炉腹角时距离炉墙 0.1 m 处的气流速度。

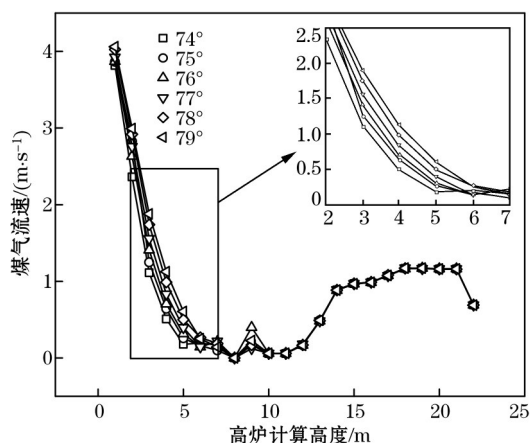


图 5 高炉内距离炉墙 0.1 m 煤气流沿高度的流速变化

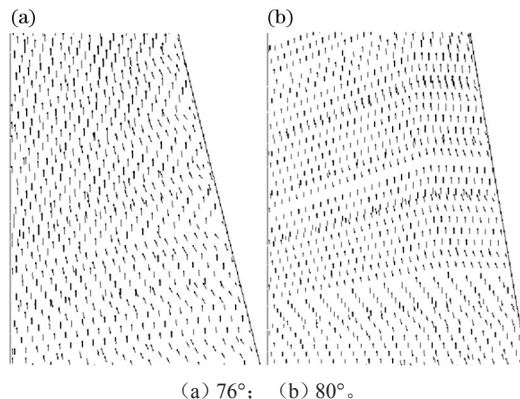
Fig. 5 Gas velocity variation at 0.1 m away from wall with height

随着炉腹角的减小,煤气在炉腹边缘的平均流速减小。从炉腹下沿往上,煤气流速减小幅度呈现先增大后减小的趋势,在炉腹 1/2 高度处,煤气流速减小幅度最大,当炉腹角从 79°减小到 74°时,该位置煤气流速减小约 50%。过去一些高炉设计炉腹角为 78°~80°,个别高炉超过 80°,造成高炉边缘煤气流过分发展,炉腹渣皮不稳定,炉墙温度升高,耐火材料烧蚀。因此,从高炉长寿角度来看,现代大型高炉设计炉腹角应减小,根据以上计算结果并参考欧洲先进高炉经验,建议可减小至 74°左右,此时边缘气流的抑制更利于高炉长寿和煤气利用率的提高。当然炉腹角的减小需要提高精料水平,不能牺牲高炉顺行条件。

3.2 炉身角对气流分布的影响

煤气流经过软熔带的二次分配后,进入以块状带为主的炉身,原料条件一定时,影响气流分布的因素变为炉身角和径向的矿焦比。径向矿焦比分布可由布料矩阵进行调整,而炉身角在设计阶段确定,是在生产过程中逐渐形成操作炉型的基础,对高炉煤气流在块状带的分布产生长远的影响。本文计算了炉身角从 76°到 80°(调整炉喉直径)变化时的气流分布。对比炉身角为 76°和 80°时的煤气流速矢量图,如图 6 所示。

可以看出,炉身角为 80°时的煤气流速要低于 76°时的煤气流速,且分布更加规则,这说明较大的炉身角对气流合理分布是有利的。同时,炉身角的改变对下部煤气流分布的整体影响较小。将炉身沿高度方向分为 30 个节点,比较不同炉身角时距离炉壳 0.1 m 处气流沿高度的速度变化,结果如图 7 所示。



(a) 76°; (b) 80°。

图 6 不同炉身角条件下高炉炉身煤气流速矢量图

Fig. 6 Velocity vector map of gas in shaft at different shaft angles

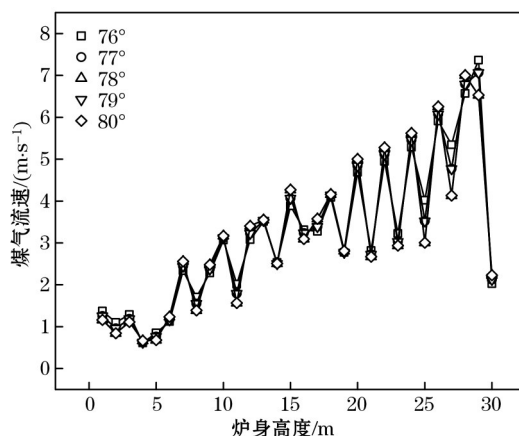


图 7 距离炉墙 0.1 m 炉身内煤气流沿高度的流速变化

Fig. 7 Gas velocity variation at 0.1 m away from shaft wall with height

随着炉身角增大,煤气流速减小,但总体影响小于炉腹角改变对炉腹内煤气流速的影响。此外,炉身角增大,由于矿层、焦层交替引起的上升气流的流速波动增大。以上两种变化增加了煤气在高炉炉身内的停留时间,尤其是低流速区煤气的停留时间,有利于间接还原发展,降低高炉燃料比。国内外研究也表明适当的炉身角,可以减少管道行程的出现,有利于煤气流的合理分布^[27]。

3.3 风口长度对气流分布的影响

高炉正常生产时,炉腹角只能通过炉衬的侵蚀和渣皮厚度来调整,这是一个缓慢的调整过程。对于一些炉腹角设计过大的高炉,可采用加长风口方式进行快速调整,使煤气流分布趋于合理。定义高炉内风口出口截面圆心与炉腹上沿连线与水平面的夹角为“等效炉腹角”,该角度可以在一定程度上表征操作炉型与煤气流分布的关系。按照原始高炉内型尺寸计算了等效炉腹角从 74°到 79°变化时的煤气流分布,重点考察其对边缘煤气流速的影响,结果如图 8 所示。

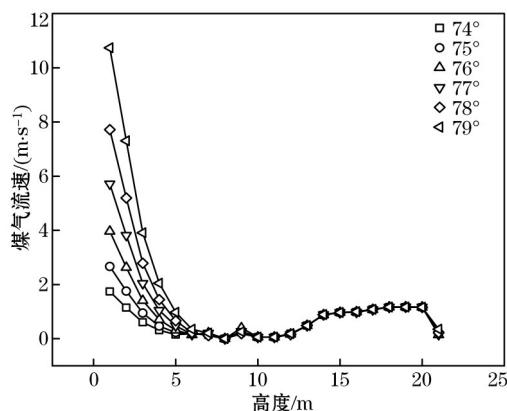


图 8 距炉衬 0.1 m 处高炉内煤气流速沿高度的变化

Fig. 8 Gas velocity variation at 0.1 m away from blast furnace wall with height

随着等效炉腹角增大即风口长度增加,在降低边缘煤气流速方面,与改变炉腹角的效果相同。但其变化也呈现出一些不同的特点。首先与改变炉腹角相比,对边缘煤气流速最大影响位置从炉腹的 1/2 处转移到炉腹最下部,且最大影响幅度值大幅增加;其次,对边缘煤气流速影响幅度沿高度方向呈现单调降低的趋势;再者,改变等效炉腹角对边缘气流流速的影响范围扩大到炉腰部位,而改变炉腹角的影响主要表现在炉腹的下 2/3 区域。以上分析表明,日常操作中,可以通过增加风口长度来改善炉腹角设计过大造成的边缘气流过分发展的缺陷,但应注意调整幅度的大小,具体调整值可通过计算确定。另外,可根据等效炉腹角对边缘气流流速影响的特点,对照分析改变风口长度对炉腹乃至炉腰部位渣皮生成与脱落的影响,制定相应的操作策略。

4 结论

(1) 减小炉腹角可以抑制炉腹内边缘气流发展,当炉腹角从 79° 减小到 74° 时,其炉腹内最大边缘煤气流速可减少到 1/2 左右。对边缘气流流速的影响主要集中在炉腹的下 2/3 区域,其最大影响部位位于炉腹中间部位。综合考虑,在文中所述倒“V”型软熔带条件下,从高炉长寿和保证炉料下行的角度,建议新建大型高炉炉腹角控制在 73°~75°。

(2) 适当增加炉身角可以降低煤气流速,同时增大上升煤气流速波动区间,煤气在炉内尤其是在矿层的停留时间延长,有利于促进间接还原发展,降低燃料比。

(3) 增大等效炉腹角即增加风口长度,可在一

定程度上改善炉腹角设计过大造成的边缘气流过分发展的缺陷。与改变炉腹角对边缘气流的影响相比,等效炉腹角的影响程度更大,作用范围更广,最大边缘煤气流速影响位置更靠近风口部位。

参考文献:

- [1] 程素森,杨天钧,薛庆国,等. 长寿高炉设计指标及设计方案评价系统初探[J]. 钢铁, 2000, 35(5): 10. (CHENG Su-sen, YANG Tian-jun, XUE Qing-guo, et al. Elementary research into the design indices and the evaluation system of design for long campaign blast furnace[J]. Iron and Steel, 2000, 35(5): 10.)
- [2] 宋阳升. 延长高炉寿命的探讨[J]. 钢铁, 1991, 26(1): 6. (SONG Yang-sheng. Approach to prolong blast furnace campaign[J]. Iron and Steel, 1991, 26(1): 6.)
- [3] 项钟庸,王筱留. 用风口耗氧量来评估某些高炉操作制度[J]. 中国冶金, 2017, 27(2): 22. (XIANG Zhong-yong, WANG Xiao-liu. Evaluation of some blast furnace operation system with tuyere oxygen consumption[J]. China Metallurgy, 2017, 27(2): 22.)
- [4] 张寿荣,姜曦. 中国大型高炉生产现状分析及展望[J]. 钢铁, 2017, 52(2): 1. (ZHANG Shou-rong, JIANG Xi. Production and development of large blast furnaces in China[J]. Iron and Steel, 2017, 52(2): 1.)
- [5] 成兰伯. 论高炉气流的合理分布[J]. 钢铁, 1980, 15(7): 1. (CHENG Lan-bo. On the rational distribution of gas flow for the blast furnace[J]. Iron and Steel, 1980, 15(7): 1.)
- [6] Donskov E G, Lyalyuk V P, Donskov A D, et al. Gas behavior in blast furnace[J]. Steel in Translation, 2014, 44(3): 209.
- [7] ZHANG Z, MENG J, GUO L, et al. Numerical study of the gas distribution in an oxygen blast furnace. Part 2: Effects of the design and operating parameters[J]. The Journal of The Minerals, Metals and Materials Society, 2015, 67(9): 1945.
- [8] 朱清天,程树森. 高炉上部煤气流调剂影响研究[J]. 钢铁, 2008, 43(2): 22. (ZHU Qing-tian, CHENG Shu-sen. Preliminary study on effects of charging system of blast furnace on gas flow distribution[J]. Iron and Steel, 2008, 43(2): 22.)
- [9] 江茂强,潘宏,夏朝晖. 热装高炉高温煤气喷雾降温塔工艺计算[J]. 中国冶金, 2016, 26(3): 57. (JIANG Mao-qiang, PAN Hong, XIA Zhao-hui. Process calculation of high temperature gas spray cooling tower in hot charging blast furnace[J]. China Metallurgy, 2016, 26(3): 57.)
- [10] 江茂强,刘丹瑶,潘宏,等. 热装高炉高温煤气喷雾降温塔 CFD 数值分析[J]. 中国冶金, 2016, 26(2): 18. (JIANG Mao-qiang, LIU Dan-yao, PAN Hong, et al. CFD numerical analysis of flow field in a high temperature gas spray cooling tower of hot charging blast furnace[J]. China Metallurgy, 2016, 26(2): 18.)
- [11] 尚海霞,代兵. 国内某大型高炉挖潜降耗攻关实践[J]. 中国冶金, 2017, 27(1): 46. (SHANG Hai-xia, DAI Bing. Practice in tackling key technology of tapping potentialities and reducing consumption for a domestic large blast furnace[J]. China Metallurgy, 2017, 27(1): 46.)

- [12] 董择上,薛庆国,左海滨,等. 氧气高炉喷吹焦炉煤气数学模型[J]. 钢铁, 2017, 52(4): 18. (DONG Ze-shang, XUE Qing-guo, ZUO Hai-bin, et al. Mathematical model analysis on coke oven gas injection into oxygen blast furnace[J]. Iron and Steel, 2017, 52(4): 18.)
- [13] 李铄,韩枫,张杰,等. 送风制度对高炉初始煤气流分布的影响[J]. 钢铁研究, 2014, 42(5): 1. (LI Shuo, HAN Feng, ZHANG Jie, et al. Effect of blast system on initial gas flow distribution in blast furnace[J]. Research on Iron and Steel, 2014, 42(5): 1.)
- [14] 王晓鹏,王胜,陈军,等. 首钢2号高炉煤气流分布的调整[J]. 炼铁, 2009, 28(1): 8. (WANG Xiao-peng, WANG Sheng, CHEN Jun, et al. Adjustment of gas flow distribution in Shougang No. 2 blast furnace[J]. Ironmaking, 2009, 28(1): 8.)
- [15] 唐顺兵,李红卫. 太钢5号高炉合理煤气流的控制[J]. 四川冶金, 2015, 37(1): 12. (TANG Shun-bing, LI Hong-wei. Control of suitable gas flow distribution on TISCO No.5 blast furnace[J]. Sichuan Metallurgy, 2015, 37(1): 12.)
- [16] 唐顺兵. 大型高炉合理煤气流的分布及控制[J]. 钢铁研究, 2011, 39(3): 46. (TANG Shun-bing. Suitable gas flow distribution and its control in a large blast furnace[J]. Research on Iron and Steel, 2011, 39(3): 46.)
- [17] 于海彬,陈义胜. 软熔带对煤气流动影响的数值模拟[J]. 包头钢铁学院学报, 2006, 25(1): 1. (YU Hai-bin, CHEN Yi-sheng. Numerical simulation of influence on gas flow caused by cohesive zone[J]. Journal of Baotou University of Iron and Steel Technology, 2006, 25(1): 1.)
- [18] 林成城,项钟庸. 宝钢高炉炉型特点及其对操作的影响[J]. 宝钢技术, 2009(2): 49. (LIN Cheng-cheng, XIANG Zhong-yong. Characteristics of Baosteel blast furnace profiles and their effects on operation[J]. Baosteel Technology, 2009(2): 49.)
- [19] 林成城,项钟庸. 宝钢高炉炉身设计结构差异对煤气流分布影响[J]. 宝钢技术, 2009(4): 53. (LIN Cheng-cheng, XIANG Zhong-yong. Effect of different shaft structure design on gas distribution in Baosteel blast furnaces[J]. Baosteel Technology, 2009, (4): 53.)
- [20] 胡正刚,李红,王作军,等. 武钢8号高炉炉型管理特点[J]. 炼铁, 2016, 35(4): 7. (HU Zheng-gang, LI Hong, WANG Zuo-jun, et al. Characteristics of inner profile management of No.8 BF in WISCO[J]. Ironmaking, 2016, 35(4): 7.)
- [21] 胡水生,郭艳勇. 首钢京唐1号高炉操作炉型管理实践[J]. 中国冶金, 2016, 26(7): 43. (HU Shui-sheng, GUO Yan-yong. Management practice of operation profile of No.1 blast furnace in Shougang Jingtang[J]. China Metallurgy, 2016, 26(7): 43.)
- [22] Jimenez J, Mochon J, Ayala J S, et al. Mathematical model of gas flow distribution in a scale model of a blast furnace shaft[J]. ISIJ International, 2004, 44(3): 518.
- [23] Helle M, Saxén H. Simulation of tuyere-raceway system in blast furnace[J]. Ironmaking and Steelmaking, 2006, 33(5): 407.
- [24] Richard A P, Nogami H, Jun-Ichiro Y. A mathematical model of four phase motion and heat transfer in the blast furnace[J]. ISIJ International, 1997, 37(5): 458.
- [25] Saxén H. Simplified simulation of the transient behavior of temperature in the upper shaft of the blast furnace[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 1998, 29(6): 691.
- [26] Bird R B, Stewart W E, Lightfoot E N, et al. Transport Phenomena[M]. US: John Wiley and Sons, Inc, 2002.
- [27] Inada T, Takata K, Takatani K, et al. Effect of blast furnace profile on inner furnace states[J]. ISIJ International, 2007, 43(7): 1003.

(上接第19页)

- [14] 谢桦.高磷鲕状赤铁矿直接还原制铁工艺研究[J]. 现代化工, 2012, 32(6): 87. (XIE Hua. Study on direct reduction technology of high phosphorus oolitic hematite[J]. Modern Chemical Industry, 2012, 32(6): 87.)
- [15] 郭倩,孙体昌,李永利,等. 原矿粒度对鄂西高磷鲕状赤铁矿直接还原焙烧同步脱磷的影响研究[J]. 矿冶工程, 2013, 33(1): 60. (GUO Qian, SUN Ti-chang, LI Yong-li, et al. Effects of particle size of raw ore on direct reduction roasting and synchronous dephosphorization of high phosphorus oolitic hematite from western Hubei[J]. Mining and Metallurgical Engineering, 2013, 33(1): 60.)
- [16] 赵志龙,唐惠庆,郭占成. 高磷铁矿气基还原冶炼低磷铁[J]. 北京科技大学学报, 2009, 31(8): 964. (ZHAO Zhi-long, TANG Hui-qing, GUO Zhan-cheng. Dephosphorization of high-level phosphorus iron ore by gas based reduction and melt separation[J]. Journal of University of Science and Technology Beijing, 2009, 31(8): 964.)
- [17] 李士琦,张颜庭,高金涛,等. 鲕状高磷赤铁矿超细粉的气基还原实验研究[J]. 过程工程学报, 2011, 11(4): 509. (LI Shi-qi, ZHANG Yan-ting, GAO Jin-tao, et al. Experimental study on gas based reduction for ultrafine powder of high phosphorus hematite oolitic[J]. The Chinese Journal of Process Engineering, 2011, 11(4): 509.)
- [18] 陈超,李艳军,张裕书,等. 鲕状赤铁矿悬浮焙烧试验研究[J]. 矿产综合利用, 2013(6): 30. (CHEN Chao, LI Yan-jun, ZHANG Yu-shu, et al. Experimental study on suspension roasting of oolitic hematite[J]. Multipurpose Utilization of Mineral Resources, 2013(6): 30.)
- [19] 郭培民,赵沛,王磊,等. 氧化铁气基还原过程的气体氧化动力学[J]. 钢铁, 2017, 52(9): 22. (GUO Pei-min, ZHAO Pei, WANG Lei, et al. Oxidizing kinetics of reducing gas during iron oxide reduction process[J]. Iron and Steel, 2017, 52(9): 22.)