

· 工程应用 ·

从炉身喷吹预热气体时氧气 高炉内冶炼过程的数学模型

Mathematical Model of Oxygen Blast Furnace with Preheating Gas Injection into Upper Shaft

109-115

唐 鑫

Tang Xin

徐楚韶

Xu ChuShao

(重庆大学冶金及材料工程系, 重庆, 630044)

摘 要 建立了氧气高炉从炉身喷吹预热气体时, 高炉冶炼过程的一维数学模型, 该模型描述了高炉炉型的变化, 炉内 13 个化学反应, 炉墙的热损失, 气-固相间的热交换及压力损失。讨论了氧气高炉冶炼的特点。模拟结果表明: 随着喷吹预热气体流量增加及温度的升高, 炉身上部炉料的温度升高; 喷吹预热气体成分的变化, 对炉身上部炉料的加热作用不大。

关键词 氧气高炉; 预热气体; 喷吹; 数学模型, 炼铁
中国图书资料分类法分类号 TP538.5

ABSTRACT An One - dimensional mathematical model, based on oxygen blast furnace with preheating gas injection into upper shaft, has been developed to describe the variation of inner diameter of blast furnace, 13 chemical reactions, the heat losses through the furnace wall, the heat exchange and pressure losses between gas phase and solid phase. The characters of oxygen blast furnace are discussed. The simulated results indicate that the temperature of burden increases throughout the upper shaft with the increasement of the flow and the temperature of preheating gas injected, and that the effect of the heating-up of burden is not so large when the compositions of preheating gas injection are changed. The model is contributed to obtain a deeper understanding of the oxygen blast furnace process.

KEYWORDS Oxygen blast furnace; preheating gas; Injection; mathematical model

0 前 言

高炉以其生产率高, 热效率高, 技术成熟等特点, 在钢铁工业中仍然发挥着重要的作用, 然而, 它必须使用高质量的焦炭及矿石, 才能达到高产、优质、低耗和长寿的目的。因此, 冶金

· 收文日期 1994-09-21

重庆大学青年基金资助项目

工作者正致力于如何降低焦炭用量,如何扩大原材料的合作范围。富氧喷煤作为高炉炼铁降低焦炭用量的主要手段,在全世界得到普遍推广应用。目前,高炉每吨铁喷煤量只有100~200kg/t,如何提高高炉的喷煤量?一般都是通过富氧来实现,而现在高炉鼓风中氧含量仅25%左右,当鼓风中氧含量增大,大于40%时,对高炉冶炼有何影响呢?

鼓风中含有40%~100%氧气的高炉,称之为氧气高炉,由于 O_2 浓度升高, N_2 浓度降低,煤气量减少,炉缸温度升高,因此,可以大大地提高喷煤量,以维持合适的炉缸温度^[1,2]。同时,由于煤气量减少,炉身上部炉料得不到充分预热和还原^[3]。因此,氧气高炉必须解决炉身上部热量不足的问题。笔者在前人的基础上,通过建立氧气高炉冶炼过程中的一维数学模型来研究氧气高炉的特点,并讨论了炉身喷吹预热气体流量、温度及成分的变化,对炉身上部炉料加热的影响。

1 数学模型

高炉冶炼过程是渣-金-气三相共存的高温体系,物理化学,传热传质现象极为复杂,为了简化数学模型的计算,特作如下假设:

- 将高炉过程作为稳定态处理;
- 忽略高炉半径及周边方向的传热与传质;
- 入炉原材料颗粒经充分混匀。

图1 为任一高炉剖面示意图。

1.1 炉型尺寸的变化

高炉顶向下的距离为 Z ,此时高炉的内径为 D_z ,则:

$$0 \leq Z < Z_1, \quad D_z = D_3 + 2Z/\tan Q_1$$

$$Z_1 < Z \leq Z_1 + Z_2, \quad D_z = D_2$$

$$Z_1 + Z_2 < Z \leq Z_5, \quad D_z = D_2 + 2(Z_1 + Z_2 - Z)/\tan(\pi - Q_2)$$

1.2 化学反应

模型考虑了铁态石的直接还原,间接还原,水份的蒸发,水煤气反应,碳溶损失、气化反应,以及 SiO_2 、 TiO_2 的还原反应等13个化学反应,并将自风口顺以上的部分划分为块状带、软熔带、熔融带和滴落带4个部分。各带的化学反应及其各反应的综合反应速度方程列于表1。并假设水份在100℃开始蒸发,碳溶损失反应发生在900℃,矿石的熔化温度为1400℃。

1.3 物料平衡及热平衡

1.3.1 物料平衡

1) 矿石及焦炭密度的变化(ρ_i , i 示 O, C)

$$\frac{\partial \rho_i}{\partial z} + F \cdot \frac{\partial \rho_i}{\partial z} = \sum_j \sum_k m_{jk} U_{jk} + \rho_i \sum_j (U_{j+} + U_{j-}) U_j$$

2) 矿石及焦炭化学成分 X_i (i 示 Fe_2O_3, FeO, Fe, g (其它)), (X_j , j 示 c, a (灰分))

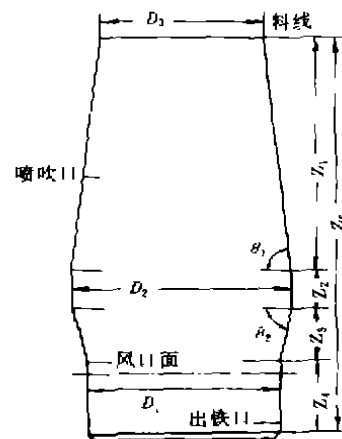


图1 高炉剖面图

表 1 模型中考虑的化学反应及其速度方程

反应区域	反 应 式	速 度 方 程	符 号
块状带	$H_2O(l) = H_2O(g)$	XuegongBI 方程 ^[4]	U_5
	$H_2O + CO = CO_2 + H_2$	XuegongBI 方程 ^[4]	U_6
	$3Fe_2O_3 + CO = 2Fe_3O_4 + CO_2$	羽田野道春方程 ^[4]	U_7
	$Fe_2O_4 + H_2 = 3FeO + H_2O$	羽田野道春方程 ^[4]	U_2
	$Fe_2O_4 + CO = 3FeO + CO_2$	羽田野道春方程 ^[4]	U_1
软熔带	$FeO + CO = Fe(s) + CO_2$	羽田野道春方程 ^[4]	U_3
	$FeO + H_2 = Fe(s) + H_2O$	羽田野道春方程 ^[4]	U_4
	$C + CO_2 = 2CO$	XuegongBI 方程 ^[4]	U_7
	$C + H_2O = H_2 + CO$	XuegongBI 方程 ^[4]	U_9
	$H_2O + CO = H_2 + CO_2$	XuegongBI 方程 ^[4]	U_8
熔化带	$FeO + CO = Fe(s) + CO_2$	羽田野道春方程 ^[4]	U_3
	$FeO + H_2 = Fe(s) + H_2O$	羽田野道春方程 ^[4]	U_4
	$C + H_2O = CO + H_2$	XuegongBI 方程 ^[4]	U_8
	$C + CO_2 = 2CO$	XuegongBI 方程 ^[4]	U_7
	$Fe(s) = Fe(l)$	XuegongBI 方程 ^[4]	U_{10}
滴落带	$\sum O_{x_{k(s)}} = (slag)$	XuegongBI 方程 ^[4]	U_{11}
	$FeO + C = Fe(l) + CO$	羽田野道春方程 ^[4]	U_6
	$SiO_2 + C = Si(l) + 2CO$	八木方程 ^[4]	U_{12}
	$TiO_2 + 2C = Ti + 2CO$	孙海平方程 ^[7]	U_{13}

$$\frac{\partial X_i}{\partial t} + F_s \frac{\partial X_i}{\partial z} = \frac{1}{\rho_0} \left\{ \sum_j m_{j,i} U_j - x_i \sum_j \sum_k m_{j,k} U_k \right\}$$

$$\frac{\partial X_j}{\partial t} + F_s \frac{\partial X_j}{\partial z} = \frac{1}{\rho_c} \left\{ \sum_k m_{k,j} U_k - x_j \sum_i \sum_l m_{i,l} U_l \right\}$$

3) 矿石液相比例 (L_1)

$$\frac{\partial L_1}{\partial t} + F_s \frac{\partial L_1}{\partial z} = \frac{1}{\rho_0} \left\{ U_{10} - L_1 \sum_j \sum_k m_{j,k} U_k \right\}$$

4) 气体密度 (ρ_r)

$$\frac{\partial \rho_r}{\partial t} + V_r \frac{\partial \rho_r}{\partial z} = \sum_j \sum_k m_{j,k} U_k$$

5) 气体成分 x_i (i 示 CO, H_2, H_2O, CO_2, N_2)

$$\frac{\partial X_i}{\partial t} + V_r \frac{\partial X_i}{\partial z} = \frac{1}{\rho_r} \left\{ \sum_j m_{j,i} U_j - x_i \sum_l \sum_k m_{l,k} U_k \right\}$$

6) 炉料下降速度 (F_s)

$$\frac{\partial F_s}{\partial z} = - \frac{F_s}{A} \frac{dA}{dz} - \sum_k (U_{\alpha k} + U_{\beta k}) U_k$$

1.3.2 热平衡

炉料及气体温度

$$\frac{\partial T_s}{\partial t} + F_s \frac{\partial T_s}{\partial z} = \frac{1}{\rho_0 \sum_j x_0 (dT_s C_{s0} / dT_s) + \rho_c \sum_c x_c (dT_s C_{sc} / dT_s)} \times \{ h_{pr} (T_r - T_s) \}$$

$$+ h_{rs}(T_{rs} - T_s) - \frac{4}{D_z} q_{loss} + \sum_i \Delta H_i U_i - T_s \left(\sum_o C_o \sum_i m_{i,o} U_i + \sum_c C_c \sum_i m_{i,c} U_i \right) \\ \frac{\partial T_s}{\partial x} + V_s \frac{\partial T_s}{\partial z} = \frac{1}{\rho_s \sum_i x_i (dT_s C_{p,i} / dT_s)} \{ h_{rs}(T_s - T_{rs}) + h_{rs}(T_s - T_{rs}) \\ - T_s \sum_i C_{p,i} \sum_i m_{i,s} U_i \}$$

同时,由气态方程知:

$$pV_s = \rho_s RT_s / m$$

式中: $m = (28X_{CO} + 44X_{CO_2} + 2X_{H_2} + 18X_{H_2O} + 28X_{N_2}) / 22.4$

若从炉身喷吹预热气体,上式中应包括喷吹气体成分。

1.4 参数的确定

1.4.1 气-固相间的传热系数 h_s

h_s 由下列准数方程确定: $Ne = 2.0 + 0.6(Re_s)^{1/2} Pr^{1/3}$

式中: $Ne = h_s d_s / k_s$; $Re_s = d_s G / \mu_s$; $Pr = c_s \mu_s / k_s$; $G = \rho_s Q_s / A$

1.4.2 炉内压力损失

由 Ergun 公式计算:

$$\frac{\partial p}{\partial z} = [150 \cdot (1 - \epsilon)^2 \cdot \mu_s Q_s / (\epsilon \cdot d_s^2 \cdot D_z^2 \cdot \pi / 4) \\ + 1.75 \cdot (1 - \epsilon) \cdot \rho_s \cdot Q_s^2 / (\epsilon^3 \cdot d_s \cdot D_z^2 \cdot \pi^2 / 16)] / 3600^2$$

1.4.3 炉墙的散热损失 $q_{loss} (J/m^2 \cdot h \cdot ^\circ C)$

$$q_{loss} = -k_w \left. \frac{\partial T_s}{\partial r} \right|_{r=0}$$

$$\frac{\partial T_s}{\partial x} = -\frac{\partial^2 T_s}{\partial r^2} \cdot \frac{k_w}{c_s \rho_s} - \Delta H_i U_i / (c_s \rho_s)$$

$$T_s(0, z, t) = T_s(z, t)$$

$$T_s(re, z, t) = T_{rs}$$

1.4.4 风口区理论燃烧温度 T_f

由日本钢铁协会推荐的热平衡方程有:

$$T_f = RW1 / RW2$$

式中: $RW1 = 36.7 + T_s(0.3605 + 0.595E + 0.0225x_{CO_2}) - 1728E + 2297X_{H_2O} + a \cdot R_1$

$$RW2 = 0.386 + 0.015X_{H_2} + 0.716E + a \cdot R_2$$

1.5 模型的计算方法

通过上述建立的数学模型,利用中心差分法沿高炉高度方向上进行差分处理,然后编制源程序,在 DEC-486 计算机上计算出炉料及煤气的温度分布。

2 氧气高炉的特点

2.1 计算的基本条件

对某一高炉(内型尺寸见表2),炉身不喷吹任何气体,高风温 $1000^\circ C$,吨铁喷煤量 $100kg/t$,原料化学成分见表3,焦炭及煤粉的化学成分如表4和表5所示。

表 2 某一高炉内型尺寸 mm

D_1	D_2	D_3	Z_1	Z_2	Z_3	Z_4	Z_5	Q_1	Q_2
3240	4020	2510	8400	1200	1900	2500	14000	89°55' 48"	81°12' 9"

表 3 原料化学成分

名称	X_{Fe}	X_P	X_S	$X_{Fe_2O_3}$	X_{FeO}	$X_{Mn_2O_3}$	X_{MnO}	X_{CaO}	X_{MgO}	X_{SiO_2}	X_{TiO_2}	$X_{V_2O_5}$	$X_{其他}$
烧结矿	52.8	0.047	0.031	55.30	18.18	1.00	0.12	9.3	3.44	7.26	4.10	0.20	0.90
天然矿	43.0	0.026	0.134	51.10	9.20	2.32	/	9.0	2.52	16.34	/	/	9.38
石灰石	/	0.004	0.003	/	/	0.36	/	40.68	12.15	1.38	/	/	45.43

X_{Fe} 表示全铁质量份数

表 4 焦炭化学成分

名称	固定碳			灰			分			挥发份			有机物		
	X_C	X_{SiO_2}	$X_{Al_2O_3}$	X_{CaO}	X_{MgO}	X_{FeO}	X_{CO}	X_{CO_2}	X_{H_2}	X_{N_2}	X_{CH_4}	X_{H_2}	X_{N_2}	X_{S_2}	X_S
焦炭	85.00	5.65	4.83	0.76	0.18	0.75	0.33	0.33	0.06	0.15	0.03	0.40	0.40	0.50	

表 5 煤粉化学成分

X_C	X_{H_2}	X_{O_2}	X_{N_2O}	X_{N_2}	X_S	X_{SiO_2}	$X_{Mn_2O_3}$	X_{CaO}	X_{MgO}	X_{FeO}
67.84	4.35	4.05	0.79	0.42	0.66	11.48	7.42	0.60	0.30	1.45

2.2 氧气高炉的特点

在 2.1 条件下, 利用建立的数学模型, 可以计算出在不同氧气含量下, 高炉参数的变化如图 2 所示。

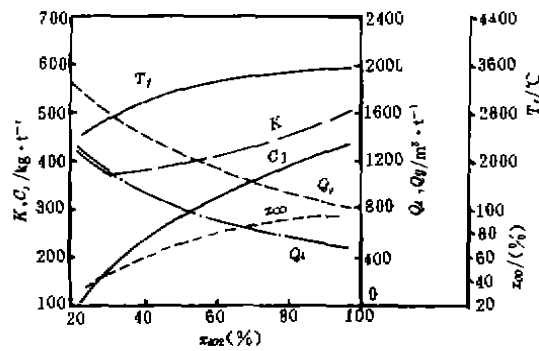


图 2 氧气含量对高炉参数的影响

从计算结果看, 随着鼓风中富氧浓度的增加, 喷煤量相应增加, 但煤气量减少, 使炉身炉料得不到充分预热, 同时, 从风口鼓入高炉内的热风减少, 带入的热量降低, 因此, 在鼓风中含 O_2 为 30% 左右, 焦比与燃料比为最低。

由图 2 还可知, 氧气含量增加, 风口区理论燃烧温度升高, 富氧提高 1%, 风口区理论燃烧温度升高 56.4℃, 单位生铁喷煤量增加 12.7kg/t, 而该喷煤量引起的理论燃烧温度仅降低

了 24.7℃,因此,富氧率提高 1%,有提高风口区理论燃烧温度 31.7℃ 的效应。

同时,随富氧率增加,煤气中 CO 含量大大提高,使直接还原度降低,间接还原度升高,因此,碳溶损失减少。由于 CO 含量升高 N₂ 浓度降低,煤气发热值升高,可以通过再循环利用。另外,从计算结果可以推断,煤气中 CO 分压增加,为高炉低硅操作创造了条件,也为攀钢冶炼钒钛磁铁矿时,抑制渣中 TiO₂ 的还原,减少了 TiN、TiC 或 Ti(CN) 的生成,改善钛渣的流动性。

3 预热气体流量、温度及成分对炉料的加热作用

3.1 模拟计算条件

为了能说明喷吹预热气体参数对炉身上部炉料加热作用的影响,以下列出了模拟计算的条件。

吨铁喷煤量:400 kg/t;吨铁焦炭用量:300 kg/t;标准状态下的热风流量:50 m³/t;热风温度:1273°K;Q_{ao2}:95%;喷吹口距风口面的距离:7.5 m;T_{in}:1273 K;喷吹预热气体标准状态流量 Q_h:250 m³/t;

喷吹预热气体成分: X_{hco} = 2.5%, X_{hco2} = 8.0%, X_{hH2} = 0.3%;
X_{hH2O} = 8.6%; X_{hN2} = 80.6%.

3.2 预热气体流量及温度

图 3 表示了在不同喷吹预热气体流量下,炉料温度沿高度方向上的变化。

从图 3 可以看出,当预热气体流量增加时,炉料温度升高。但是在风口面,炉料温度的增加幅度不大,Kuwabara^[6] 通过建立高炉过程的二维数学模型,其计算结果也证实了这点。

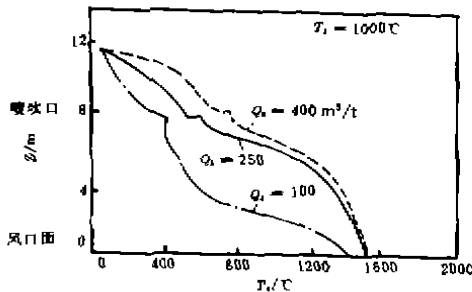


图 3 预热气体流量对炉料温度分布的影响

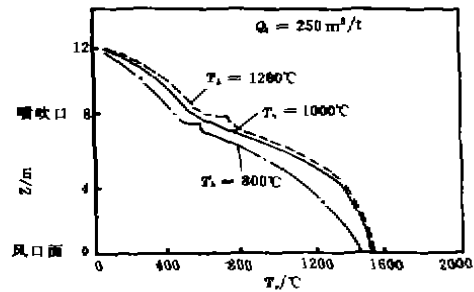


图 4 图预热气体温度对炉料温度分布的影响

预热气体温度对炉料温度分布的影响如图 4 所示。由图可知:随着喷吹气体温度的升高,炉料的温度逐渐升高。但当预热气体温度超过 1000℃ 时,继续增加预热气体温度,对炉料在下部的温度影响减弱,这是由于炉料在下降到高炉下部增加的热量与下部直接还原所需的热量相抵消,这与图 3 的计算结果相吻合。

3.3 预热气体成分变化

为了表示预热气体成分的变化,定义下式

$$\eta = (X_{CO_2} + X_{H_2O}) / (X_{CO_2} + X_{H_2O} + X_{H_2} + X_{CO})$$

η 取值为 0 ~ 1.0,当 $\eta = 0$ 时,表示预热气体中无氧化性气体。而当 $\eta = 1$ 时,表示预热气体中无还原性气体。

在不同 η 条件下的计算结果如图 5;预热气体成分的改变,对炉料的温度分布影响不大。

这是因为预热气体在炉身上部喷入，喷入的气体主要用于炉身上部炉料的加热。而且炉身下部煤气中还原性气体浓度很高，喷入预热气体的成分是可以忽略不计的。

4 结 论

1) 建立了氧气高炉从炉身喷吹预热气体时，高炉冶炼过程的一维数学模型，通过计算分析了氧气高炉的两大特点，即炉缸温度升高和炉身上部热量不足。

2) 模拟计算结果表明：随炉身喷吹预热气体流量增加及温度的升高，炉身上部炉料温度升高。

3) 当喷吹预热气体成分改变时，对炉身上部炉料的加热作用效果不明显。

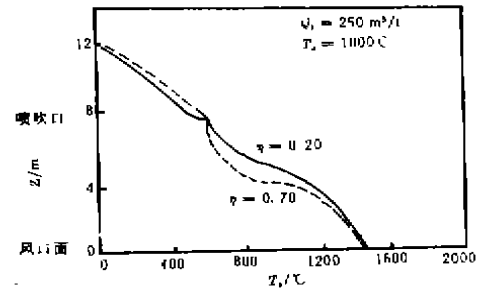


图5 η 对炉料温度分布的影响

符号说明

ρ, k, c, μ ——分别为密度, 导热系数, 比热和粘度, 其相应单位分别为 $\text{kg}/\text{m}^3, \text{J}/\text{m} \cdot \text{h} \cdot \text{C}, \text{J}/\text{kg} \cdot \text{C}, \text{kg}/\text{m} \cdot \text{h}$; Q ——流量, $\text{m}^3/\text{h}(\text{kg}/\text{h})$; A ——新面积, m^2 ; d ——颗粒直径, m ; T ——温度, C ; r ——炉墙的厚度, m ; ΔH ——反应热效应, J/kg ; t ——时间, h ; D_z ——自高炉炉顶向下距离的 Z 时的高炉内径, m ; T_w ——耐火材料外表面温度, C ; P ——下料速度, m/h ; U_i —— k 反应的反应速度, $\text{kg}/\text{m}^3 \cdot \text{h}(\text{mol}/\text{m}^3 \cdot \text{h})$; U ——矿石, 焦炭颗粒的收缩率, $(-)$; m ——计算所用参数, kg/mol ; ϵ ——孔隙率, $(-)$; v ——流速, m/h ; P ——压力, Pa ; T_f ——理论燃烧温度 (C); E ——鼓风湿度, kg/m^3 ; X_i ——对于气体为体积分数, 对固体为质量分数, $\%$; Q_g ——标准状态下炉身煤气量, m^3/t ; a ——喷吹物量, kg/m^3 ; Q_c ——标准状态下鼓风量, m^3/t ; R_1, R_2 ——喷吹物热性质(查日本钢铁年鉴); C_i ——吨铁喷煤量, kg/t ; k ——焦比, kg/t ;

下标, g ——气体, f ——炉料, w ——耐火材料, o ——矿石, c ——焦炭, s ——固体, d ——鼓风, h ——喷吹热气体, k ——反应数。

参 考 文 献

- 1 Qin Mingsheng. A Blast Furnace Process with Pulverize coal Oxygen and Gas Circulation for Reduction, Scan. J. Met., 1986, 15(1), 138 ~ 142
- 2 Qin MingSheng. Blast Furnace operation with full oxygen blast, Ironmaking and steelmaking, 1988, 15(6), 287 ~ 292
- 3 Yotaro Ohno. Process Characteristics of a Commercial-Scale Oxygen Blast Furnace Process With Shaft Gas Injection, ISIJ Inter. 1992, 32(7), 838 ~ 847
- 4 Xuegong BI. Simulation of the Blast Furnace by a Mathematical Model, ISIJ Inter. 1992, 32(4), 470 ~ 480
- 5 Hatano. Investigation of Blow-in Operation Through the Blast Furnace Dynamic Model, Tetsuo-to-Hagane, 1982, 68(11), 2369 ~ 2376
- 6 Yagi. Mathematical Models of Blast Furnace, Tetsuo-to-Hagane, 1973, 69(8), 1242 ~ 1249
- 7 Haiping Sun. Rate of Reduction of TiO_2 in $\text{CaO} - \text{SiO}_2 - \text{Al}_2\text{O}_3 - \text{TiO}_2$ slags by carbon - Saturated Iron Melt, Tetsu - to - Hagane, 1988, 74(4), 985
- 8 Kuwabara. Two-Dimensional Mathematical Model of Blast Furnace, Proc. 2nd Japan - Australia Symp., ISIJ, Tokyo, 1983, 193