

[文章编号] 1004- 0609(2000)04- 0546- 05

卧式转炉炉衬温度场的数值模拟^①

姚俊峰¹, 梅 焱¹, 任鸿九¹, 胡 军¹, 江金宏²

(1. 中南工业大学 应用物理与热能工程系, 长沙 410083; 2. 贵溪冶炼厂, 贵溪 335424)

[摘 要] 为了研究转炉炉衬风口区和炉口区易于受损的成因, 通过数值模拟的方法建立了炉衬在吹炼的不同时期的温度场数学模型, 并对之进行了分析。研究表明: 在风口区和炉口区, 从内壁到外壁的温度分布极不均匀, 尤其是在刚加入铜铈时风口区和炉口区内壁的温度梯度最大; 炉衬温度的剧烈变化是导致风口区和炉口区炉衬容易损坏的重要原因。

[关键词] 数值模拟; 温度场; 转炉炉衬; 温度梯度

[中图分类号] TF 806. 12; TF 335

[文献标识码] A

在铜冶炼生产中, 吨铜耐火材料消耗的大小是吹炼过程中的一项重要技术经济指标。风口区炉衬寿命短是卧式转炉及转炉型熔池熔炼炉突出的问题之一^[1], 这是由于在造渣和造铜过程中, 熔体温度随吹炼过程和鼓风强度而变化, 相应引起炉衬温度的变化, 尤其是倒出熔体后转炉内衬温度骤然降低以及加入铜铈刚开始造渣时炉内温度突然升高, 使靠近内壁的炉衬形成很大的温度梯度, 炉衬在高温时发生热膨胀, 在低温时发生收缩, 造成局部应力集中, 导致产生裂纹^[2, 3]。由于风口区及炉口区受影响最大, 故最易受损。为了杜绝不正常的高温操作(超过耐火材料高温结构强度所能承受的温度上限)和防止裂纹的产生, 一方面必须改善炉衬的性能, 选用合适的耐火材料; 另一方面必须从操作制度上减少温度波动, 控制合理的风口区温度。要预先知道温度波动的大小和分布规律, 就必须准确地分析炉衬温度场和热流通量的分布。前人曾用 Fortran 语言解析出了风口区温度场分布^[4], 但未与实际值相比较; 前苏联学者则实测了吹炼时转炉炉衬的温度变化值^[5, 6]。为此, 本文采用数值模拟的方法分析了转炉风口区和炉口区炉衬温度场的变化, 并与前人的测定值作了比较, 为吹炼过程操作制度的优化提供了理论依据。

1 炉衬温度场模型

转炉内的传热现象很复杂, 包括熔体、烟气、空气与炉壳内表面及炉衬内部、炉壳外表面与外部

环境之间的传热, 涉及传导、对流和辐射三种形式, 但炉衬及熔体间的传热及烟气与炉衬间的传热占主要部分。各种传热遵循能量守恒定律, 如下式所示:

$$\frac{\partial}{\partial t} [c_p \rho T] + \frac{\partial}{\partial x} [c_p \rho u T] = \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right] + q \quad (1)$$

式中 t —时间, s; ρ —介质密度, kg/m^3 ; u —介质流速, m/s ; λ —热导率, $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{k})$; q —内热源强度, W/m^3 。

对于转炉, 因无内热源, 假定流体介质与器壁之间的流速为 0 且为稳态导热, 则导热方程为

$$\frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} = 0 \quad (2)$$

为了计算转炉炉衬的二维温度分布, 本文将炉衬分为风口区、炉口区、气相区和熔体浸没区, 见图 1 所示。各个分区边界之间为绝热条件。

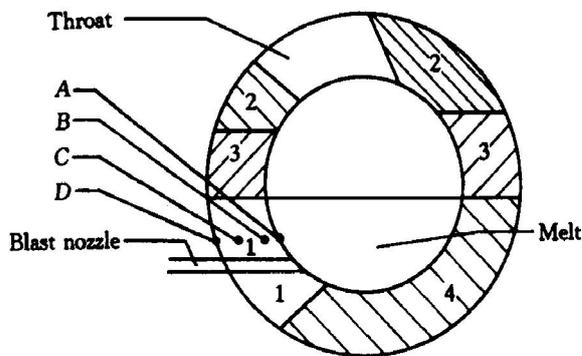


图 1 转炉炉衬分区图

Fig. 1 Separating areas of converter lining

1—Blast nozzle area; 2—Throat area;
3—Gas area; 4—Melt submergence area

① [收稿日期] 1999- 11- 03; [修订日期] 2000- 02- 22

[作者简介] 姚俊峰(1973-), 男, 博士。

图 2 所示代表转炉炉衬中 5 个以节点为中心的微元体, 称为各节点的控制容积, 各控制容积的温度以每个结点的温度为代表, 在稳定态及无内热源时, 周围 4 个控制体对中央控制容积导热量之和应等于零^[7], 即

$$\begin{aligned} & \frac{(T_{i,j+1} - 2T_{i,j} + T_{i,j-1}))}{\delta^2} + \\ & \frac{(T_{i,j+1} - T_{i,j-1}))}{2r_j \delta} + \\ & \frac{(T_{i+1,j} - 2T_{i,j} + T_{i-1,j}))}{r_j^2 (\Delta\phi)^2} = 0 \end{aligned} \quad (3)$$

式中 $T_{i,j}$ — (i, j) 点对应的强度, i 和 j 取数, $i \in [0, \frac{r}{\delta}]$, $j \in [0, \frac{360}{\Delta\phi}]$; r 为径向长度, δ 为径向长度差, $\Delta\phi$ 为周向角度差。

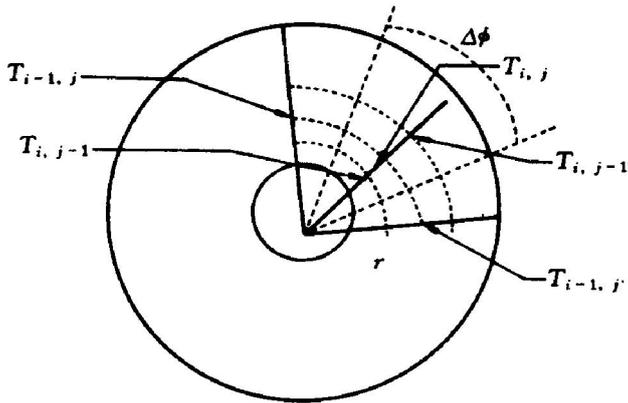


图 2 $T = f(r, \phi)$ 的圆柱形单元

Fig. 2 Cylinder unit of $T = f(r, \phi)$

其余特殊节点为熔体、鼓入空气和烟气与内衬接触的节点, 外壳与转炉周围空气接触的节点, 其温度算法原理与炉衬内节点的温度算法相似。涉及到的热导率及传热系数包括: 炉衬的热导率 λ_1 、填料的热导率 λ_2 、转炉外壳热导率 λ_3 和烟气的热导率 λ_4 , 空气/风口界面的传热系数 α_1 、熔体/炉壳内表面的传热系数 α_2 、烟气/转炉内衬的传热系数 α_3 和空气/炉壳外表面的传热系数 α_4 。

2 有关参数和边界条件的确定

对转炉炉衬的温度场分布进行计算时, 采用传热学计算的第三类边界条件, 假定熔体温度为已知, 烟气温度比熔体温度低 100 K, 鼓风的入口温度为 333 K。虽然熔体温度随时间在不断变化, 但是对于炉衬内表面节点, 只需很短的时间即可接近熔体温度, 故近似认为内表面温度即为熔体温度。从转炉炼铜的实际工艺出发, 当转炉内熔体为定常

熔融状态时, 可以假设熔体的热导率、密度和比热不变, 其中熔体的粘度、热导率等特性参数来自文献^[8, 9]。有关热导率和传热系数的计算方法如下所示。

1) 热导率

本文以函数描述的方式给出了炉衬的热导率 $\lambda_1 = 1.1 \times (1 + 0.9 \times 10^{-3} t) \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$, 适用范围为 1073~1573 K; 由于靠近炉外壳处温度波动不大, 故认为填料热导率 λ_2 和转炉外壳热导率 λ_3 为定值; 烟气热导率 λ_4 可按威尔克式^[10] 计算:

$$\lambda_4 = \sum_{i=1}^n \frac{x_i \lambda_{p_i}}{\sum_{j=1}^n x_j \phi_{ij}} \quad (4)$$

式中 λ_i 为第 i 种气体的热导率, x_i 和 x_j 分别为烟气中第 i 种和第 j 种物质的摩尔分数; ϕ_{ij} 为第 i 种物质对第 j 种物质的比例常数, 可按式(4)确定:

$$\begin{aligned} \phi_{ij} = & \left(\frac{1}{8}\right)^{1/2} \left[1 + \left(\frac{M_i}{M_j}\right)^{-1/2}\right] \cdot \\ & \left[1 + \left(\frac{\mu_i}{\mu_j}\right)^{1/2} \left(\frac{M_i}{M_j}\right)^{1/4}\right]^2 \end{aligned} \quad (5)$$

式中 μ_i 和 μ_j 分别为第 i 种和第 j 种气体的粘度, M_i 和 M_j 分别为第 i 种和第 j 种气体的摩尔质量。

2) 空气/风口界面的传热系数 α_1

对流传热系数 α_1 的计算式为

$$\alpha_1 = 0.023 \left[\frac{v}{\nu} \right]^{0.8} Pr^{0.4} \left[\frac{\lambda}{d} \right] \quad (6)$$

式中 v — 空气流速, m/s; d — 风管半径, m; ν — 空气的运动粘度, m^2/s ; Pr — 普朗特准数。

3) 熔体与内衬之间的传热系数 α_2

在正常鼓风时, 炉内强烈搅动的熔体与内衬之间的传热系数 α_2 由对流传热系数 α_{21} 和辐射传热系数 α_{22} 组成。 α_{21} 没有现成的计算公式, 随着吹炼过程的进行, 熔体与炉衬温度的差别越来越小, 参照炼钢转炉^[11] 中的传质方程 $Sh = 0.015 Re^{0.9} Sc^{0.333}$, 利用三传类似原理得出 $Nu = 0.015 Re^{0.9} Pr^{0.333}$, 从而由式(6) 计算出对流传热系数 α_{21} 。辐射传热系数 α_{22} 的计算公式为

$$\alpha_{22} = \frac{\left| \frac{5.675}{\epsilon_1 + \frac{1}{\epsilon_2} - 1} \right| \cdot \left| \left[\frac{T_1}{100} \right]^4 - \left[\frac{T_2}{100} \right]^4 \right|}{(T_1 - T_2)} \quad (7)$$

式中 ϵ_1 — 熔体的黑度; ϵ_2 — 内衬的黑度; T_1 — 熔体的温度, K; T_2 — 内衬的温度, K;

4) 炉壳外表面/空气的传热系数 α_4

α_4 计算式为

$$\alpha_4 = \frac{\left[\frac{5.675}{\frac{1}{A_3} + \frac{1}{\epsilon_4} - 1} \right] \cdot \left[\frac{\epsilon_3}{A_3} \left(\frac{T_3}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_4}{100} \right)^4 \right]}{(T_3 - T_4)} \quad (8)$$

式中 A_3 —炉壳外表面积, m^2 ; ϵ_3 —炉壳外表面的黑度; ϵ_4 —空气的黑度; T_3 —炉壳外表面温度, K ; T_4 —空气温度, K ;

5) 烟气/转炉内衬的传热系数 α_3

α_3 也是由对流传热系数 α_{31} 和辐射传热系数 α_{32} 组成, 其计算式分别为

$$\alpha_{31} = 0.023 \left[\frac{v}{d} \right]^{0.8} Pr^{0.4} \left[\frac{\lambda_4}{d} \right] \quad (9)$$

$$\alpha_{32} = \frac{\left[\frac{5.675}{\frac{1}{A_2} + \frac{1}{\epsilon_5} - 1} \right] \cdot \left[\frac{\epsilon_2}{A_2} \left(\frac{T_2}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_5}{100} \right)^4 \right]}{(T_2 - T_5)} \quad (10)$$

式中 A_2 —转炉内衬面积, m^2 ; ϵ_2 —转炉内衬黑度; ϵ_5 —烟气黑度; T_2 —内衬温度, K ; T_5 —烟气温度, K ;

计算值如表 1 所示。

3 温度场计算分析

转炉炉衬温度场模型中的温度可通过对各个不同的区域进行网格划分, 其主要步骤如下。

- 1) 对炉衬四个区域的网格进行自动划分, 并编号。
- 2) 初始化炉衬内各点的温度,

$$T[i][j] = T_4 + \frac{(T_1 - T_4) \times (i - 1)}{(j - 1)}$$

式中 i 和 j 为径向和轴向的节点个数, j 大于 1。

- 3) 利用超松弛迭代法求解各单元温度, 松弛系数 $\omega = 1.2$, 即

$$T_i^{(k+1)} = T_i^{(k)} + \frac{\omega}{a_{i,i}} [b_i - a_{i1}T_1^{(k+1)} - \dots - a_{i,i-1}T_{i-1}^{(k)} - \dots - a_{i,i}T_i^{(k)} - \dots - a_{i,N}T_N^{(k)}]$$

表 1 转炉炉衬中的热导率和传热系数

Table 1 Heat conductivity and heat transfer coefficient of converter lining

Heat conductivity/[W·(m·K) ⁻¹]				Heat transfer coefficient/[W·(m·K) ⁻¹]			
λ_1	λ_2	λ_3	λ_4	α_1	α_2	α_3	α_4
$1.1 \times (1 + 0.9 \times 10^{-3}t)$	1	60	S_1 0.116 3 S_2 0.127 9 B 0.151 2	31.75	1463.26	169.20	3.33

式中 $T_i^{(k+1)}$, $T_i^{(k)}$ 分别为单元 i 第 $k+1$ 次和第 k 次迭代的温度。迭代的收敛判据为

$$|T_i^{(k+1)} - T_i^{(k)}| \leq 0.25$$

即各单元的最大温度误差低于 0.25, 一般迭代 15 次左右, 温度场即可收敛。

炉衬温度的计算分为加入铜铈前、刚加入铜铈后, 造渣期和造铜期 4 个计算过程, 炉口区 and 风口区的温度模拟结果分别见图 3 和图 4。文献[5]中曾测得了 40t 铜镍转炉炉衬 4 点的温度值, 这 4 点的位置如图 1 中 A , B , C 和 D 所示, 将其实测值^[5]与计算值相比较可知, 风口区 A , B , C 和 D 的温度计算值与实测值吻合得很好。炉口区与风口区在刚加入铜铈后、造渣期和造铜期的温度梯度变化曲线分别见图 5(a) 和图 5(b)。

由图 3 和图 4 可知, 在吹炼过程的各个不同阶段, 风口区和炉口区各点的温度分布均有所不同。另外由图 5 可见, 靠近熔体的内壁在不同的操作阶段温度梯度最大, 在刚加入铜铈时, 变化最剧烈, 因此该处在吹炼过程中会产生很大的温差应力。

4 结论

1) 由本次研究的数值模拟结果可以看出, 风口区温度的计算值与实测值吻合得很好。在造铜吹炼的不同操作阶段, 风口区、炉口区的温度分布差别较大, 尤其是在吹炼前刚加入铜铈前后温度变化最大。

2) 风口区与炉口区在不同的操作阶段, 从内衬到外壳的温度梯度变化最激烈, 是造成炉衬损坏的主要原因。

3) 以控制风口区炉衬温度 1250℃为目标, 可以通过冷料制度与鼓风制度的调节来优化操作, 尽量稳定风口区与炉口区的温度梯度, 使其不致发生突变, 以减轻对炉衬的损坏, 实现强化吹炼过程、延长炉子寿命的目的。

4) 本文所提出的数值模拟计算方法, 可用于解析同类型的镍铈吹炼炉以及熔池吹炼炉(例如诺兰达反应炉、特尼恩特改良转炉)炉衬的模拟。

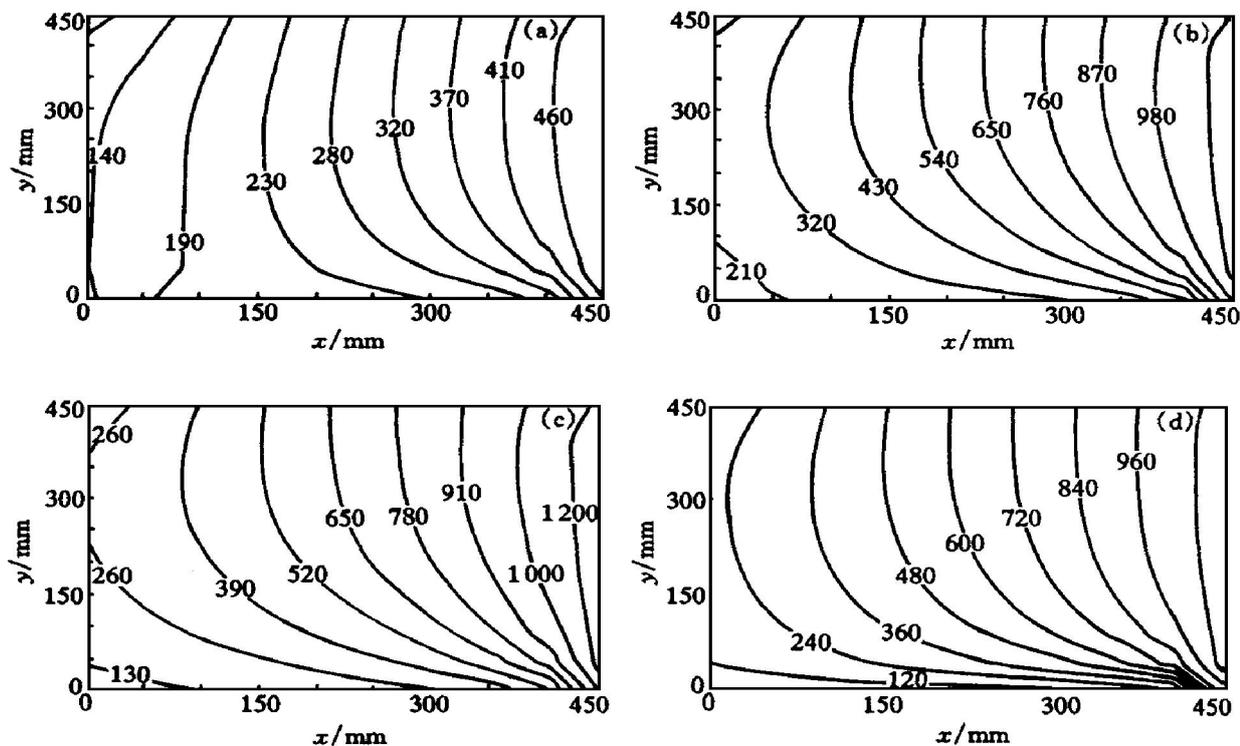


图 3 转炉风口区温度分布图

Fig. 3 Temperature distribution in blast nozzle area of converter

(a) —Before matter feeding; (b) —After matter feeding;

(c) —In slag-making period; (d) —In blister-making period

x —Distance from a point in lining to shell of converter; y —Distance from a point off blast nozzle to blast nozzle

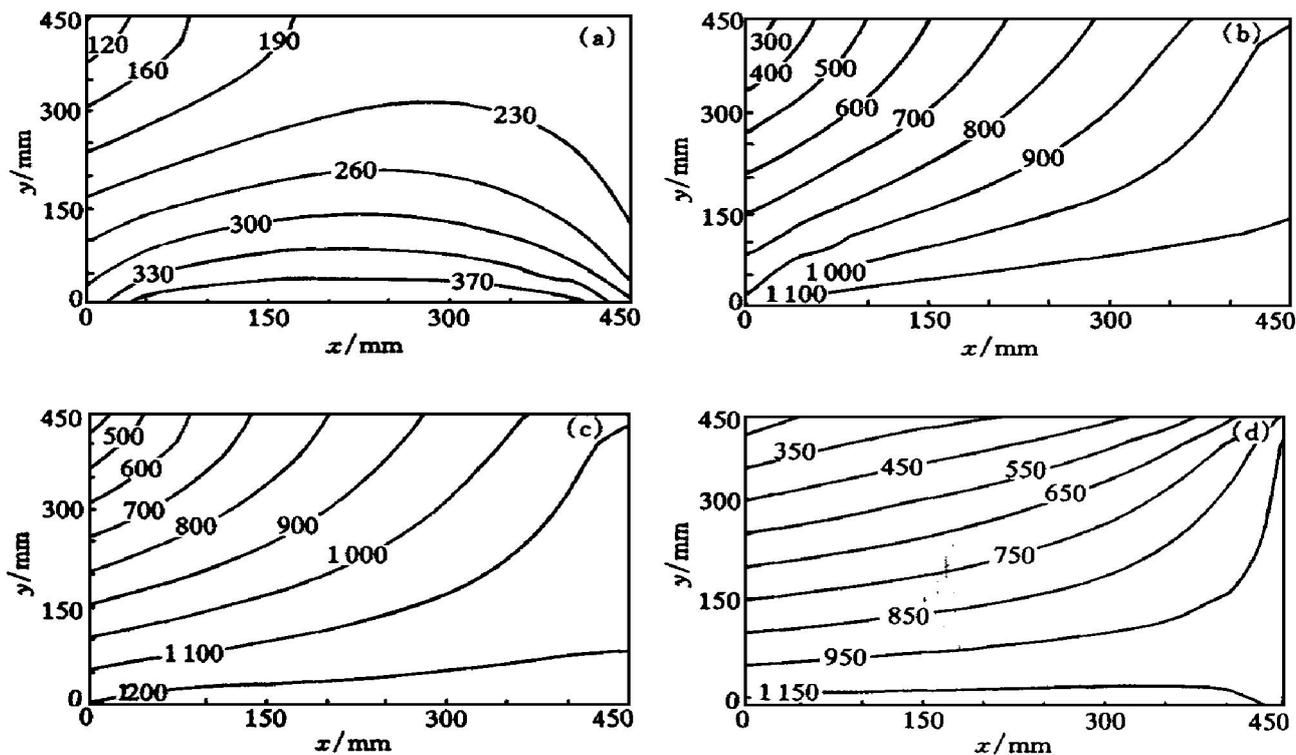


图 4 转炉炉口区温度分布图

Fig. 4 Temperature distributions in throat area of converter

(a) —Before matter feeding; (b) —After matter feeding;

(c) —In slag-making period; (d) —In blister-making period

x —Distance from a point at the left off throat to throat; y —Distance from a point in lining to inter wall of lining

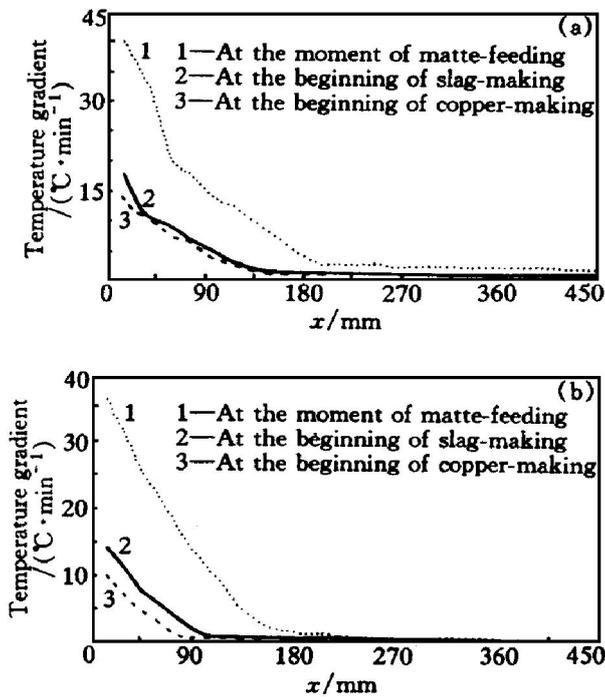


图5 温度梯度变化曲线

Fig. 5 Variation curves of temperature gradient

(a) —Blast nozzle area; (b) —Throat area

[REFERENCES]

[1] Baba K and Hondo K. The future of the flash smelting process in Japan and Asia [A]. Proc 8th International Flash Smelting Congress [C]. Tucson and Salt Lake City, USA, 1996.
 [2] LI Yong(李 勇). 钨吹炼用镁铬砖耐火材料 [J].

Refractory Material(耐火材料), 1991(4): 40- 42.
 [3] SUN Zhao-fu(孙兆富). 提高炼铜砖炉寿命的技术措施 [J]. Nonferrous Metals(有色金属), 1996(2): 40- 42.
 [4] Pehlke R D. Unit Processes of Extractive Metallurgy(提取冶金单元过程), (in Chinese) [M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 1982.
 [5] Giomidovsji D A. Metallurgical Furnace for Nonferrous Metallurgy (in Russian) [M]. Moscow: Metallurgical Press, 1956.
 [6] Shalaigi L M. Blowing Process in Nonferrous Metallurgy (in Russian) [M]. Moscow: Metallurgical Press, 1965.
 [7] ZHANG Bo(章 博). 溅渣护炉状态下转炉温度场的模拟分析 [J]. Heavy Machinery(重型机械), 1999(12): 27- 30.
 [8] Kylo A K and Richards G G. A kinetic model of the Peirce-Smith converter (Part I) —Model formulation and validation [J]. Metallurgical and Material Transaction B, 1998(29B): 239- 248.
 [9] Kylo A K and Richards G G. A kinetic model of the Peirce-Smith converter(Part II) —Model application and discussion [J]. Metallurgical and Material Transaction B, 1998(29B): 261- 268.
 [10] SUN Kang(孙 康). Macrokinetics of Reaction and Its Analysis Method(宏观反应动力学及其解析方法) [M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 1998.
 [11] Oeters F. Metallurgy of Steel(钢铁冶金学), (in Chinese) [M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 1996.

Numerical simulation of temperature field in lining of horizontal converter

YAO Jun-feng¹, MEI Chi¹, REN Hong-jiu¹, HU Jun¹, JIANG Jir-hong²

(1. Department of Applied Physics and Heat Engineering, Central South University of Technology, Changsha 410083, P. R. China;
 2. Guixi Metallurgy Factory, Guixi 335424, P. R. China)

[Abstract] The mathematical model of temperature field of blast nozzle and throat of converter lining was established in different operating periods by numerical simulation. The reason that caused blast nozzle and throat being easily damaged was pointed out and analyzed in detail. The research result shows that the temperature distributions are very different from inside wall to outside wall in blast nozzle and throat, especially, the temperature gradient is the largest at the moment of matte-feeding. This is a major reason that caused blast nozzle and throat being easily damaged.

[Key words] numerical simulation; temperature field; lining of converter

(编辑 何学锋)