

铜钢复合冷却壁热变形分析

刘 奇¹⁾, 程树森¹⁾✉, 赵宏博¹⁾, 牛建平²⁾, 刘东东²⁾

1) 北京科技大学冶金与生态工程学院, 北京 100083 2) 河北省万全县丰华有色金属加工厂, 张家口 076250

✉ 通信作者, E-mail: chengsusen@metall.ustb.edu.cn

摘 要 提高高炉炉腰及炉身下部冷却壁抗热变形能力是维持高炉长寿的关键。采用热态实验和数值模拟手段研究高炉炉腰及炉身下部区域铜钢复合冷却壁的传热及热变形行为, 并与铜冷却壁进行对比分析。铜钢复合冷却壁热面无渣铁壳覆盖, 煤气温度 1200 °C 条件下, 铜钢复合冷却壁最高温度为 180 °C, 传热性能与铜冷却壁接近。铜钢界面最大等效应力约为 114.45 MPa, 低于铜钢复合板的抗拉强度。铜钢复合冷却壁发生弯曲变形, 中心 z 向位移为 0.66 mm, 较铜冷却壁低约 25.8%; 顶底端沿 z 向位移为 0.13 mm, 较铜冷却壁低约 50%; 曲率为 $0.93 \times 10^{-4} \text{ mm}^{-1}$, 较铜冷却壁低约 51.81%。铜钢复合冷却壁抗变形能力优于铜冷却壁, 可以避免铜冷却壁热变形过大导致的螺栓及冷却水管断裂破损问题。

关键词 高炉; 复合金属; 冷却壁; 热变形; 热态实验; 数值模拟

分类号 TF573+.1

Thermal deformation analysis of copper-steel composite staves

LIU Qi¹⁾, CHENG Shu-sen¹⁾✉, ZHAO Hong-bo¹⁾, NIU Jian-ping²⁾, LIU Dong-dong²⁾

1) School of Metallurgy and Ecology Engineering, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China

2) Hebei Wanguan Fenghua Nonferrous Manufactory, Zhangjiakou 076250, China

✉ Corresponding author, E-mail: chengsusen@metall.ustb.edu.cn

ABSTRACT The improvement in thermal deformation resistance of the copper stove in the bosh area and lower stack area of a blast furnace is the key factor for prolonging the blast furnace campaign life. The heat transfer performance and thermal deformation of the copper-steel composite stove at the bosh area and lower stack area were investigated by thermal testing and numerical simulation, and compared with those of the copper stove. The results show that the maximum temperature on the rib hot surface of the copper-steel composite stove without skull is 180 °C when the gas temperature is 1200 °C, and approaches to the heat transfer performance of the copper stove. The maximum equivalent stress of the copper/steel interface is about 114.45 MPa, lower than the tensile strength of the copper-steel plate. The copper-steel composite stove subjects to bending deformation, and the center displacement in the z direction is 0.66 mm, about 25.8% lower than that of the copper stove. The up/down displacement in the z direction is 0.13 mm, about 50% lower than that of the copper stove. The curvature is $0.93 \times 10^{-4} \text{ mm}^{-1}$, about 51.81% lower than that of the copper stove. The thermal deformation resistance of the copper-steel composite stove is superior to that of the copper stove, and it can overcome the fracture of bolts and pipes in the copper stove due to excessive thermal deformation.

KEY WORDS blast furnaces; clad metals; cooling staves; hot deformation; thermal testing; numerical simulation

提高高炉热负荷较高区域, 尤其是炉腰及炉身下部区域, 冷却设备的寿命是确保高炉长寿的关键^[1-8]。

铜冷却壁因传热性能和抗热流冲击性能优良等特点, 目前被广泛用于高炉热负荷较高区域。但是, 铜冷却

收稿日期: 2014-10-15

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(61271303, 51504021); 钢铁冶金新技术国家重点实验室开放课题(KF14-07); 中央高校基本科研业务费项目(FRF-TP-15-053A3)

壁本体纯铜材质热膨胀系数大,抗热变形能力差。通常情况下,铜冷却壁前的耐火炉衬经1~2年操作后即消失殆尽,之后主要依靠热面黏附稳定的低热阻渣铁壳工作。实际上,炉腰及炉身下部区域热负荷及温度波动剧烈,铜冷却壁热面黏附的渣铁壳极不稳定,容易发生脱落。当热面渣铁壳脱落时,本体热面与冷面温差增加,热变形程度增大,冷面螺栓承受的约束作用增强,容易造成螺栓发生热应力破损。冷面螺栓破损后,本体热变形量进一步增大,本体将仅由中心定位销及上下8根进出水管支撑,这无疑增加了进出水管及定位销的约束作用,增大进出水管及定位销的热应力集中程度,而进出水管与本体为焊接结合,焊缝位置强度低,在较大热应力作用下容易发生开裂,出现断裂漏水问题。若要修复高炉上铜冷却壁破损的进出水管,需将待修复位置所在区域预热至500℃以上,通过惰性气体保护焊接技术进行修复,这在高炉现场条件是无法实现的。另一方面,铜冷却壁热面渣铁壳脱落和黏附的反复变化过程中,即使铜冷却壁本体热应力低于纯铜材质的抗拉强度,也会发生热应力反复变化所致的疲劳破损^[9]。

铜冷却壁本体热变形量过大,将造成冷面螺栓及进出水管断裂等一系列破损问题。由此可见,在保证铜冷却壁良好传热性能的基础上,减少铜冷却壁热变形程度,增大冷面螺栓及进出水管与本体的强度,是提高高炉炉腰及炉身下部区域冷却壁寿命的关键。铜钢复合冷却壁作为新型冷却设备,以T2纯铜板为热面传热层(也称铜层),确保铜钢复合冷却壁良好的传热性

能;以20 g钢板作为冷面被覆层(也称钢层),在冷面钢层增加Q235材质网格状加强筋,提高壁体的抗热变形能力;以Q235无缝钢管为进出水管,进出水管与冷面被覆层之间为焊接结合,低碳钢良好的焊接性能可以提高进出水管与壁体的结合强度,即使发生断裂,修复难度小。但有关高炉高温煤气冲刷作用下热面无渣皮覆盖铜钢复合冷却壁的热变形行为研究报道较少,仅限于热面挂渣条件,且计算结果缺乏实验验证^[10]。

本文通过建立铜钢复合冷却壁温度及热应力分布数学模型,研究铜钢复合冷却壁热面无渣皮覆盖,煤气温度为1200℃稳态条件下,铜钢复合冷却壁的热传导及热变形行为,并与相同条件下铜冷却壁的热变形行为进行对比分析,以热态实验条件下铜钢复合冷却壁冷面热应变测量值验证数学模型的准确性。

1 铜钢复合冷却壁物理模型

铜钢复合冷却壁物理模型见图1(a)。铜钢复合冷却壁物理模型包括铜钢复合冷却壁、填料、炉壳等,整体尺寸为1420 mm×788 mm×380 mm。铜钢复合冷却壁如图1(b)所示,厚度为80 mm,其中热面铜层厚度为60 mm,冷面钢层厚度为20 mm,铜层与钢层之间的结合强度在175℃时达到304 MPa,超过相同条件下纯铜的抗拉强度;冷面钢层增加网格状加强筋如图1(c)所示,由厚度为40 mm的Q235碳钢板组成,整体厚度为270 mm,网格内为填料;热面铜层开设燕尾槽,燕尾槽上宽为60 mm,下宽为66 mm,槽深为30 mm,如

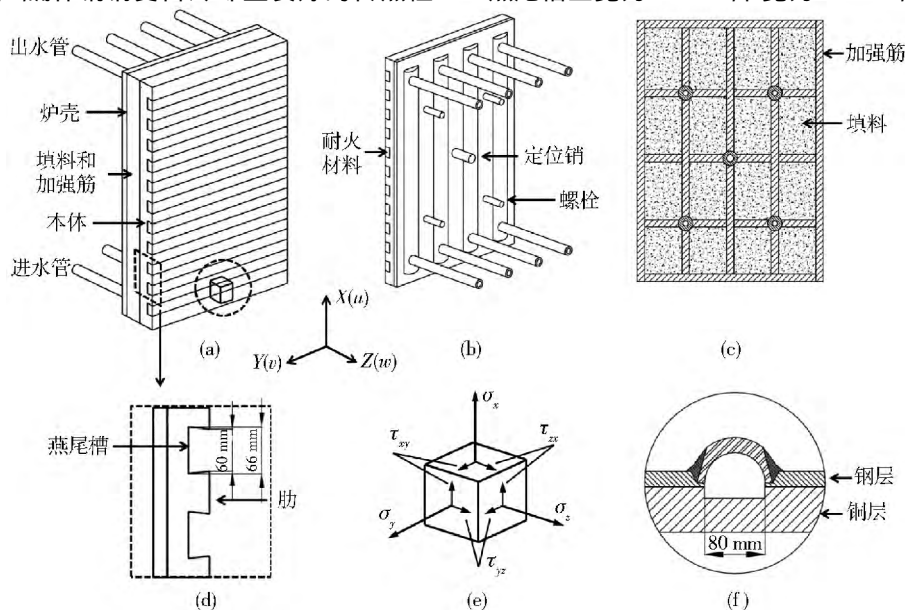


图1 铜钢复合冷却壁物理模型。(a) 物理模型;(b) 铜钢复合冷却壁;(c) 填料及加强筋;(d) 燕尾槽及肋;(e) 微元体的应力状态;(f) 冷却水道截面

Fig. 1 Physical model of the copper-steel composite stove: (a) physical model; (b) copper-steel composite stove; (c) packing layer and reinforced rib; (d) dovetail groove and rib; (e) stress state of an element; (f) cooling channel cross-section

图1(d)所示,燕尾槽内捣打高炉出铁主沟捣打料SAK₃,主要成分(质量分数)为64.32% Al₂O₃和16.32% SiC,作为嵌入燕尾槽内的耐火材料.铜钢复合冷却壁冷面均匀分布4个冷却水道,冷却水道截面形状为半圆与矩形结合的复合型水道,如图1(f)所示,其当量直径为0.054 m,为了发挥纯铜良好的传热性能,冷却水道深入铜层10 mm,以增大冷却水与铜层的接触面积.冷面对称分布4个固定螺栓,中心一个定位销.

2 数学模型

2.1 控制微分方程

根据热弹性力学理论,铜钢复合冷却壁热应力计算的控制方程如下.

(1) 传热控制微分方程.铜钢复合冷却壁内部传热为无内热源的三维稳态导热,控制方程为

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) = 0. \quad (1)$$

(2) 应变分量与应力分量的关系——物理方程.

$$\begin{cases} \varepsilon_x = \frac{1}{E} [\sigma_x - \mu(\sigma_y + \sigma_z)] + \alpha(T - T_0), \\ \varepsilon_y = \frac{1}{E} [\sigma_y - \mu(\sigma_x + \sigma_z)] + \alpha(T - T_0), \\ \varepsilon_z = \frac{1}{E} [\sigma_z - \mu(\sigma_x + \sigma_y)] + \alpha(T - T_0), \\ \gamma_{xy} = \frac{1}{G} \tau_{xy}, \\ \gamma_{yz} = \frac{1}{G} \tau_{yz}, \\ \gamma_{zx} = \frac{1}{G} \tau_{zx}, \\ G = \frac{E}{2(1+\mu)}. \end{cases} \quad (2)$$

(3) 应力分量与外力之间的关系——平衡微分方程.

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} = 0, \\ \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} = 0, \\ \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = 0. \end{cases} \quad (3)$$

(4) 应变分量与位移分量的关系——几何方程.

$$\begin{cases} \varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}, \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y}, \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}, \\ \gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}, \gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}, \gamma_{zx} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x}. \end{cases} \quad (4)$$

式中: $\lambda(T)$ 为导热系数, $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$; T_0 为初始温度, $^\circ\text{C}$; T 为本体温度, $^\circ\text{C}$; σ_i ($i = x, y, z$) 为 x, y 和 z 方

向上热应力, MPa ; ε_i ($i = x, y, z$) 为 x, y 和 z 方向上热应变; τ_{xy}, τ_{yz} 和 τ_{zx} 为切应力, MPa ; γ_{xy}, γ_{yz} 和 γ_{zx} 为切应变; u, v 和 w 分别为 x, y 和 z 方向的位移, m ; E 为杨氏模量, MPa ; G 为切变模量, MPa ; μ 为泊松比; α 为材料的热膨胀系数, $^\circ\text{C}^{-1}$.

2.2 边界条件

(1) 传热边界条件.

①高温煤气与铜钢复合冷却壁热面边界为对流和辐射的综合换热过程,即

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial N} \Big|_B = \alpha_f (T_f - T). \quad (5)$$

式中: α_f 为高温煤气与铜钢复合冷却壁热面的综合换热系数, $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$; T_f 为热面煤气温度, $^\circ\text{C}$; $\frac{\partial T}{\partial N}$ 为界面法向温度梯度, $^\circ\text{C} \cdot \text{m}^{-1}$.

②冷却水与管内壁边界为对流换热,即

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial N} \Big|_B = \alpha_w (T - \bar{T}_w). \quad (6)$$

式中: \bar{T}_w 为冷却水平均温度, $^\circ\text{C}$; α_w 为冷却水与管内壁的对流换热系数, $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$. 对流换热系数 α_w 与冷却水速 V 、冷却水物性参数、管道截面形状等有关. 由于管内温度分布不均匀,进水温度低于出水温度,取进出水温度的算术平均值作为定性温度,确定冷却水物性参数;冷却水道截面为半圆与矩形组成的复合型水道,属于非圆形管道,取管道的当量直径 d_e 作为定型尺寸. 由管内强制对流给热方程计算,即

$$Re_f = \frac{V d_e}{\nu}. \quad (7)$$

$$Nu_f = 0.023 Re_f^{0.8} Pr^{0.4}. \quad (8)$$

$$\alpha_w = \frac{\lambda_w}{d_e} Nu_f. \quad (9)$$

式中: Re_f 为雷诺数; ν 为冷却水的运动黏性系数, $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$; Nu_f 为努塞尔特准数; Pr 为普朗特数; λ_w 为冷却水的导热系数, $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$.

③周围环境与炉壳外表面边界为自然对流和辐射的综合换热过程,即

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial N} \Big|_C = \alpha_a (T - T_a). \quad (10)$$

式中: T_a 为环境温度, $^\circ\text{C}$; α_a 为炉壳与周围环境之间的综合换热系数, $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$. 炉壳与周围环境之间的综合换热系数 α_a 由经验公式(11) [11] 计算:

$$\alpha_a = 9.3 + 0.058 T_s. \quad (11)$$

其中 T_s 为炉壳温度, $^\circ\text{C}$.

④其他面为绝热边界条件,即

$$\frac{\partial T}{\partial N} \Big|_D = 0. \quad (12)$$

(2) 约束边界条件. 根据高炉内冷却壁的安装方

式,即以定位销及螺栓固定于高炉炉壳,设定铜钢复合冷却壁冷面定位销及固定螺栓与炉壳接触界面沿 x 和 y 向位移为零, z 向位移与炉壳相同,其他面设定为自由边界。

2.3 物性参数

铜钢复合冷却壁热应力分布计算涉及到材料的导热系数、弹性模量、泊松比、热膨胀系数等物性参数。相应材料的物性参数^[12-13]如表 1 所示。

表 1 材料的导热系数及力学性能
Table 1 Thermal conductivity and mechanical properties of materials

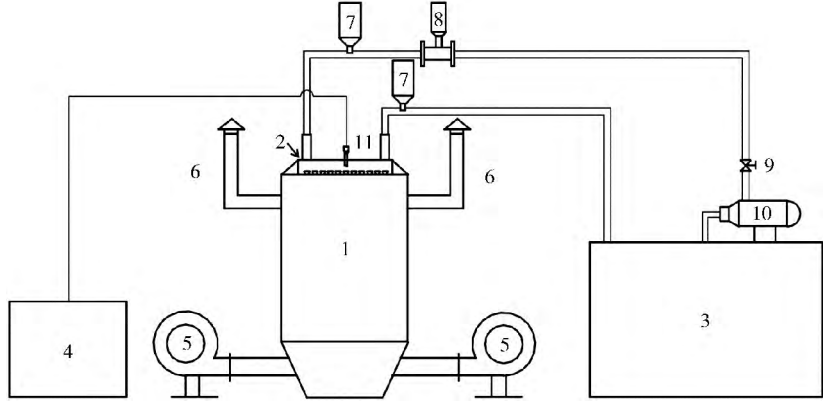
材料名称	温度/℃	导热系数/($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{℃}^{-1}$)	弹性模量/GPa	热膨胀系数/(10^{-6}℃^{-1})	泊松比
纯铜	17	400	110	17.64	0.34
	100	380	108	18.00	0.34
	300	365	95	18.50	0.34
钢	30	52	206	12.00	0.30
	500	42	170	12.00	0.30
	1000	31	90	12.00	0.30
	1500	31	20	12.00	0.30
耐火材料	200	1.45	21	4.70	0.1
	400	1.45	21	4.70	0.1
	500	1.50	15	4.70	0.1
	700	1.50	15	4.70	0.1
	800	1.65	12	4.70	0.1
	1100	1.65	12	4.70	0.1
	1370	1.65	7	4.70	0.1
填料	—	0.35	21	4.70	0.1

3 热态实验装置和方法

通过测试热态实验过程中铜钢复合冷却壁的热应变分布,将热态实验工况下铜钢复合冷却壁热应变计算值与测量值进行对比分析,验证数学模型的准确性。铜钢复合冷却壁热态实验系统由热态实验炉、铜钢复合冷却壁、壁体温度、应变检测设备等构成,如图 2 所示。将铜钢复合冷却壁吊装于热态实验炉炉顶,炉内装入焦炭燃料,焦炭燃烧提供高温烟气,垂直冲击铜钢复合冷却壁热面,提供热面热源。冷却水箱内冷却水由水泵送入壁体冷却水道,与壁体发生对流换热后排

回水箱。铜钢复合冷却壁进水管上安装涡街流量计,检测冷却水流量。进水管和出水管上分别安装冷却水测温电偶,测量精度为 $\pm 0.05\text{℃}$ 。检测进出水温度。铜钢复合冷却壁内部插入镍铬—镍硅热电偶检测壁体温度。炉内距铜钢复合冷却壁热面 10 mm 位置均匀布置三根铂铑铂热电偶,检测炉温,检测结果直接输出到 PC 中记录保存。根据以上检测结果,计算得到热态实验工况下铜钢复合冷却壁温度分布边界条件,为热态实验工况下铜钢复合冷却壁热应力计算提供基础数据。

铜钢复合冷却壁冷面粘贴 BX120-80AA 型电阻



1—热态实验炉; 2—铜钢复合冷却壁; 3—水箱; 4—数据采集系统; 5—风机; 6—烟道; 7—水温计; 8—流量计; 9—阀门; 10—水泵; 11—热电偶

图 2 铜钢复合冷却壁热态实验系统示意图

Fig. 2 Schematic illustration of the thermal experimental system of the copper-steel composite stove

应变片, 电阻值为 $(119.8 \pm 0.1) \Omega$, 灵敏度系数为 2.08%, 测量误差 $< 1\%$, 电阻应变片分布位置如图 3 所示. 因电阻应变片的工作温度要求低于 80°C , 所有应变片粘贴于铜钢复合冷却壁冷面, 其中 8、9 和 16 位于冷却水道之间, 其他应变片位于冷却水道中心线上, 电阻应变片通过导线与 JC-4A 型静态应变仪连接, 测量数据直接输出到 PC 终端机进行实时显示和保存. 电阻应变片测量的数据为铜钢复合冷却壁冷面测点的热应变值. 应变测量设备安装完成后, 将铜钢复合冷却壁通过钢架结构固定于热态实验炉炉壳, 获得与高炉工况相同或相近的约束条件.

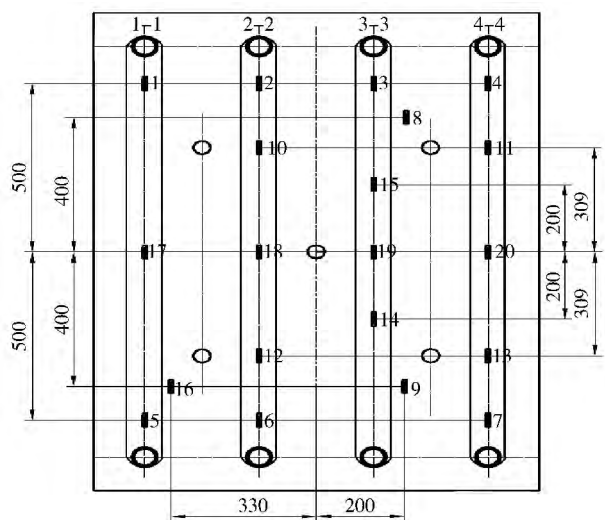


图 3 铜钢复合冷却壁应变片布置 (单位: mm)

Fig. 3 Strain gauge arrangement on the copper-steel composite stove (unit: mm)

4 结果与讨论

4.1 数学模型验证

根据热态实验检测数据, 应用数学模型计算得到炉温为 1100°C 时铜钢复合冷却壁的热应变分布 (热应变由温度引起的应变和约束引起的应变两部分构成), 并将计算结果与测量结果进行对比分析, 如图 4 所示. 由于部分应变片发生不同程度的损坏, 图中仅给出编号为 8~11 和 13~18 处的测量值. 8、9 及 16 处为冷却水道之间位置, 10、11、13~15、17 和 18 处为冷却水道中心线位置. 从图中可以看出, 编号为 8、9 及 16 处热应变大于 0, 发生拉伸变形, 其他编号位置热应变小于 0, 发生压缩变形. 若铜钢复合冷却壁受到刚体约束, 壁体上任一点的热应变为 0, 当壁体温度高于初始温度时, 由温度变化引起的应变和约束引起的应变数值相等, 但符号相反. 而实际上, 铜钢复合冷却壁因温度升高可以做相应的变形, 由约束引起的应变小于由温度变化引起的应变, 热应变大于 0. 8、9 及 16 处温度约为 75°C , 较初始温度高约 45°C , 因而 8、9 及 16

处热应变大于 0. 其他编号应变片位于冷却水管中心线上, 温度接近初始温度, 由温度变化引起的应变几乎为 0. 壁体受到相邻冷却壁的挤压作用, 由约束引起的应变小于 0, 因而冷却水管中心线附近热应变小于 0. 计算结果显示, 8、9 及 16 应变片处热应变大于 0, 其他编号位置热应变小于 0. 可见, 计算结果与测量结果具有相同的趋势. 另一方面, 计算结果与测量结果相差约 $-7.9 \times 10^{-5} \sim 5.45 \times 10^{-5}$, 相差较少, 基本吻合. 因此, 数学模型可以准确计算铜钢复合冷却壁的热应力分布.

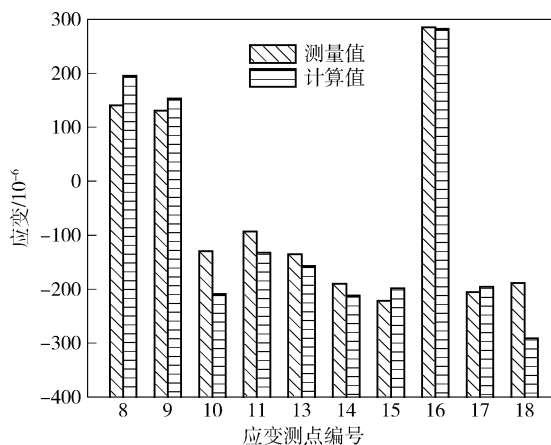


图 4 1100°C 炉温下铜钢复合冷却壁冷面热应变测量值和计算值

Fig. 4 Measured and calculated thermal strains of the copper-steel composite stove when the furnace temperature is 1100°C

4.2 铜钢复合冷却壁的温度分布

为了了解高炉热负荷较高区域铜钢复合冷却壁的温度分布及热变形行为, 应用数学模型计算高炉炉腰及炉身下部区域铜钢复合冷却壁温度及热应力分布. 在此区域, 铜钢复合冷却壁传热边界条件为: ①铜钢复合冷却壁热面与高温煤气的对流换热系数为 $232 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ [6], 煤气温度为 1200°C ; ②冷却水速为 $2.0 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, 冷却水平均温度为 40°C 时, 根据式 (7) ~ (9) 冷却水与管内壁之间的对流换热系数为 $7418.32 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$; ③假设炉壳温度为 40°C , 根据式 (11) 得到炉壳与周围环境之间的对流换热系数为 $11.62 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$. 温度分布结果如下.

(1) 热面与冷面温度. 图 5 为铜钢复合冷却壁热面中心线 AB 及冷面中心线 DC 温度分布. 从图中可以看出, 铜钢复合冷却壁热面温度呈波状分布, 波峰段为燕尾槽内耐火材料, 最高温度达到约 957°C , 波谷段对应肋热面, 肋热面最高温度达到 180°C , 位于顶底端肋热面. 耐火材料导热系数小, 热阻大, 在相同热面输入热量条件下, 耐火材料热面温度远高于肋热面温度. 顶底端肋热面温度高于中间肋热面温度主要由于冷却水道位于中间, 与顶底端距离较远所致. 从冷面温度

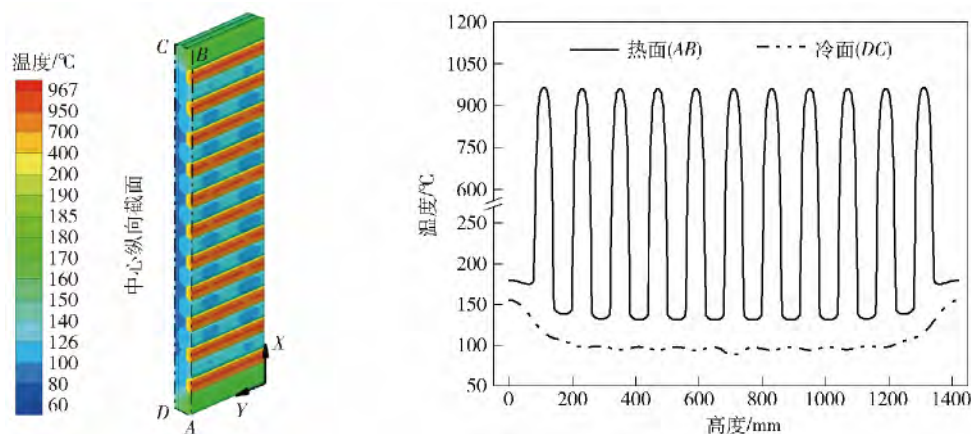


图5 铜钢复合冷却壁热面中心线 AB 和冷面中心线 DC 温度分布

Fig. 5 Temperature distribution of hot surface centerline AB and cool surface centerline DC for the copper-steel composite stove

分布曲线可知,冷面最高温度达到约 155 °C,位于顶底端位置,最低温度约为 88 °C,位于冷面中心,定位销根部位置。由于冷面中心与定位销接触,而其他位置与填料接触,定位销导热系数高于填料,导致冷面中心温度最低。与热面煤气温度 1200 °C,冷却水速 $2.0 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 条件下的铜冷却壁^[6]相比,铜钢复合冷却壁热面最高温度接近铜冷却壁最高温度。可见,铜钢复合冷却壁达到铜冷却壁的传热性能。

(2) 厚度方向温度分布。图 6 为铜钢复合冷却壁厚度方向温度及总热流密度分布。从图中可以看出,铜钢复合冷却壁厚度方向温度由冷面至热面升高,钢层内温度低于铜层内温度,由冷面至铜钢界面(距冷面距离为 20 mm 位置)温度梯度小,由铜钢界面至热面(铜基体内部)温度梯度大。热流密度由冷面至热面增加,钢层内热流密度远小于热面附近热流密度,说明由热面传入热量大部分被冷却水带走,传入钢层内热量少。可见,冷面钢层在冷却水道较强的冷却作用下,可以在较低温度下工作,较大热阻钢层对热面铜层传热性能影响小。

4.3 铜钢复合冷却壁的热应力

图 7 为铜钢复合冷却壁热面和铜钢界面等效应力分布。图中给出热面和铜钢界面沿高度方向中心线上的等效应力。从图中可以看出,铜钢复合冷却壁热面两端等效应力最大,达到 92.81 MPa,中间等效应力在某一常数附近波动,波峰为肋与耐火材料接触位置,即肋角部,波谷为肋中心或耐火材料中心。铜钢复合冷却壁顶底端温度高,热膨胀量大,在相同约束下,顶底端等效应力大于中间。铜钢复合冷却壁肋角部直接与热面温度较高耐火材料接触,温度高于肋中心,肋角部等效应力大于肋中心。铜钢复合冷却壁热面最大等效应力小于纯铜材料的屈服强度^[14],在高炉稳定操作条件下,铜钢复合冷却壁热面铜层处于安全使用范围,不会发生塑性变形破损。从铜钢界面等效应力分布可

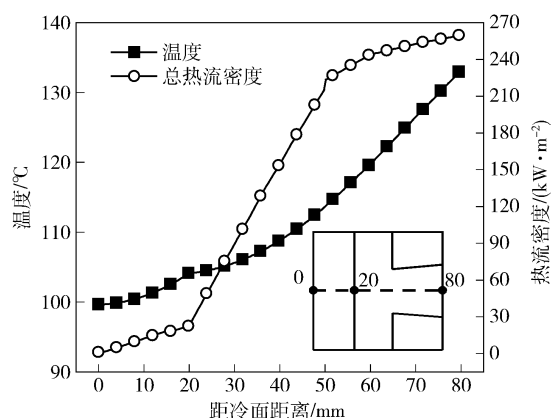


图6 铜钢复合冷却壁厚度方向温度及总热流密度分布

Fig. 6 Temperature and total heat flux distribution of the copper-steel composite stove in the thickness direction

知:铜钢界面两端等效应力最大,约为 114.45 MPa;由两端至中间逐渐降低,中间等效应力最小,约为 56.88 MPa。铜钢界面两端等效应力大主要是其温度高所致。铜钢界面最大等效应力小于铜钢复合材料的抗拉强度^[15],铜钢复合冷却壁工作时不会发生铜钢板分离问题。由以上分析可知,铜钢复合冷却壁热面铜层和铜钢界面最大等效应力处于安全工作范围,不会发生强度失效破损,铜钢复合冷却壁可以在高炉热负荷较高区域安全工作。

4.4 铜钢复合冷却壁的热变形

图 8 为铜钢复合冷却壁热面纵向中心线 AB 上切应力分布。从图中可以看出,热面纵向中心线上各点 zx 坐标面切应力介于 $-7.5 \sim 7.5 \text{ MPa}$ 之间,顶底端位置切应力为零,肋与耐火材料接触位置切应力交替分布,由底端至顶端,切应力由零升高至 1.59 MPa 后降低至 -6.67 MPa ,此处为肋与耐火材料接触位置,即肋角部,至下一个肋角部时,切应力升高至 5.83 MPa,至下一个肋角部时,切应力降低至 -5.31 MPa ,至下一个肋角部时,切应力又升高至 5.56 MPa,如此循环,肋角

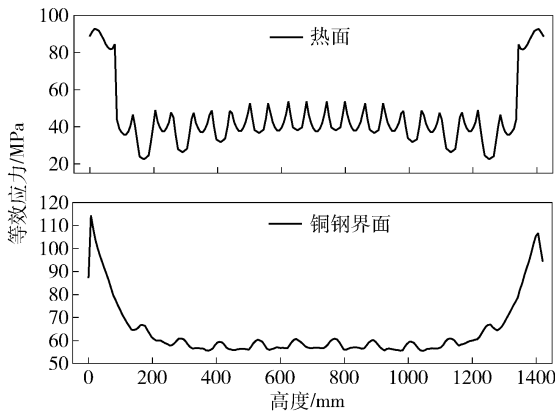


图 7 铜钢复合冷却壁等效应力分布

Fig. 7 Equivalent stress (von Mises) distribution of the copper-steel composite stove

部切应力正负交替分布,且数值相近.对于单个肋而言,切应力由肋角部至中心逐渐减小,肋中心附近切应力接近于零.根据切应力方向的判断规则可知,热面纵向中心线上所有点的切应力方向沿 z 负向,说明肋由角部至中心沿 z 负向发生位移,肋中心不产生位移,则肋将弯曲成弧形.耐火材料两端角部切应力绝对值接近相等,符号相反,其变形后形状与肋相近,弯曲成弧形.因而,铜钢复合冷却壁热变形后肋和耐火材料热面弯曲成弧形.

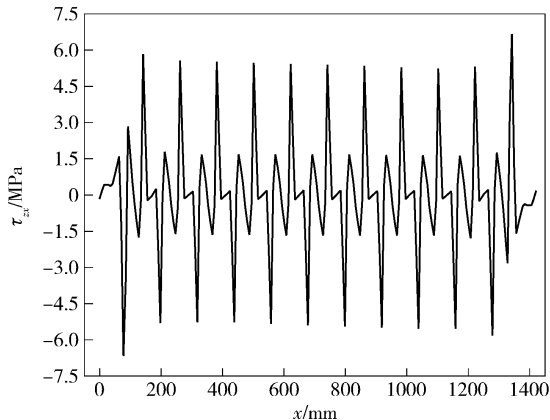


图 8 铜钢复合冷却壁热面纵向中心线 AB 上切应力分布

Fig. 8 Shear stress distribution of hot surface centerline AB for the copper-steel composite stove

图 9 为铜钢复合冷却壁热面纵向中心线上热应变分布.热应变包括两部分:由温度变化引起的应变和由约束引起的应变.温度升高时,温度变化引起的应变大于 0,温度降低时应变小于 0.若约束限制物体的自由热变形,由约束引起的应变小于 0;若约束促使物体进一步变形,由约束引起的应变大于 0.图中给出热面纵向中心线上各点沿 x 、 y 和 z 向热应变分布.从图中可以看出,热面纵向中心线上的各点沿 x 向热应变介于 $-8.96 \times 10^{-4} \sim 28.07 \times 10^{-4}$ 之间.其中肋角部 x

向热应变小于 0,表现为压缩变形;肋热面及耐火材料热面沿 x 向热应变大于 0,表现为拉伸变形.肋角部 x 向热应变小于 0 是由于肋角部热膨胀变形过程中受到相邻耐火材料的挤压作用所致,肋及耐火材料热面弯曲成弧形,促使肋角部以外位置变为拉伸变形.从 y 向热应变分布可知,热面纵向中心线上各点沿 y 向热应变介于 $14.90 \times 10^{-4} \sim 18.65 \times 10^{-4}$ 之间,大于 0,表现为拉伸变形.顶底端肋上热应变普遍大于中间位置.顶底端位置温度高于中间区域,与定位销及螺栓距离较远,受到其约束作用较弱,由约束导致的应变值较小,而中间位置受到定位销及螺栓的约束作用较强,由约束产生的应变值大,约束限制铜钢复合冷却壁变形,由约束引起的应变小于 0,因而顶底端 y 向热应变大于中间.从 z 向热应变分布可知,热面纵向中心线上 z 向热应变介于 $19.63 \times 10^{-4} \sim 50.65 \times 10^{-4}$ 之间,大于 0,沿 z 向为拉伸变形.耐火材料热面沿 z 向热应变大于肋热面.耐火材料热面沿 z 向热应变接近相等,顶底端肋上沿 z 向热应变大于中间肋.铜钢复合冷却壁热面沿 z 向不受约束作用,可以近似认为其沿 z 向由约束引起的应变为 0,即沿 z 向热应变仅为由温度变化引起的应变.根据温度分布可知,热面温度升高,由温度引起的应变大于 0,则热应变大于 0.耐火材料热面温度远高于肋热面温度,顶底端肋温度高于中间肋温度.因而,耐火材料热面热应变大于肋热面,顶底端肋热面热应变大于中间肋.

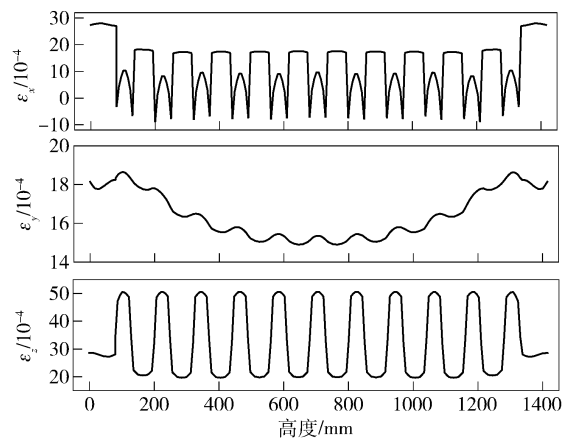


图 9 铜钢复合冷却壁热面纵向中心线 AB 热应变分布

Fig. 9 Thermal strain distribution of hot surface centerline AB for the copper-steel composite stove

图 10 为铜钢复合冷却壁热面纵向中心线上位移及中心纵截面变形图.从图中可以看出,热面纵向中心线上沿 x 向位移由 -0.80 mm 逐渐增加至 0.80 mm,中间位置位移为 0 mm,即由底端至中心沿 x 负向产生位移,由中心至顶端沿 x 正向产生位移,说明铜钢复合冷却壁热面沿 x 向发生拉伸变形.热面纵向中心沿 y 向位移为 0 mm,由于其为热面对称中心线,铜钢复合

冷却壁上约束条件及温度载荷关于此线对称,热面纵向中心线上各点沿 y 向不产生位移所致。热面纵向中心沿 z 向位移介于 $0.13 \sim 0.66 \text{ mm}$ 之间,顶端 z 向位移为 0.13 mm ,中心 z 向位移为 0.66 mm , z 向位移由顶端至中心逐渐增加, z 向位移分布曲线近似为弧形。铜钢复合冷却壁热面纵向中心线沿 x 、 y 和 z 向拉伸变形,冷面受到螺栓沿 x 和 y 向位移为 0 mm 约束,认为螺栓为铰支座,挠度为零,转角不为零,为了保证变形的协调性,热面纵向中心线发生弯曲变形,两端处位移小于中心,弯曲成弧形。铜钢复合冷却壁中心纵截面变形前后对比,如图 10(b) 所示,便于突显变形前后的差别,将位移放大 50 倍。由于铜钢复合冷却壁关于中

心纵截面对称,载荷及约束条件也关于其对称,可以认为中心纵截面仅沿 x 和 z 向变形。由图可知,中心纵截面发生弯曲变形,弯曲呈弧形,壁体中心沿 z 正向凸出,顶端沿 z 负向移动,顶端边线沿 x 向产生扩张,即铜钢复合冷却壁沿 x 向发生拉伸变形。根据材料力学可知:弯曲变形一般以曲率表示,曲率越大,构件抗变形刚度越小,弯曲变形程度越大;相反,曲率越小,抗变形刚度越大,弯曲变形程度越小。铜钢复合冷却壁中心纵截面上线 AB 的曲率约为 $0.93 \times 10^{-4} \text{ mm}^{-1}$,线 DC 的曲率约为 $1.02 \times 10^{-4} \text{ mm}^{-1}$,曲率接近相等,故本文仅以中心纵截面上线 AB 的曲率表征铜钢复合冷却壁的弯曲程度。

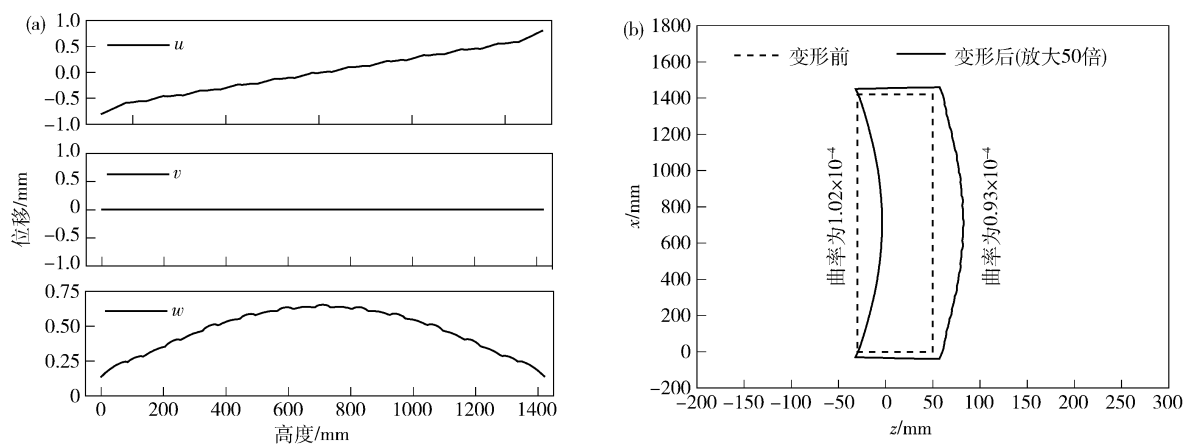


图 10 铜钢复合冷却壁热面纵向中心线位移 (a) 及中心纵截面 $ABCD$ 变形图 (b)

Fig. 10 Displacement distribution of hot surface centerline AB (a) and deformation of longitudinal cross-section $ABCD$ for the copper-steel composite stove (b)

4.5 铜钢复合冷却壁与铜冷却壁热变形行为对比

为了对比高炉工况下铜钢复合冷却壁与铜冷却壁的热变形,应用数学模型计算相同边界条件下铜冷却壁的热应力分布。图 11 为铜冷却壁热面纵向中心线位移及中心纵截面变形前后对比图。从图中可知,热面纵向中心线沿 x 向位移由 -0.89 mm 增加至 0.89 mm

mm ,顶端 x 向位移为 -0.89 mm ,顶端处 x 向位移为 0.89 mm ,中心处 x 向位移为 0 mm ,与铜钢复合冷却壁相比,铜冷却壁沿 x 向位移大于铜钢复合冷却壁,说明铜冷却壁沿 x 向伸长量大于铜钢复合冷却壁。铜钢复合冷却壁冷面为 20g 钢板,热膨胀系数约为纯铜的 $2/3$,铜钢复合冷却壁热面沿 x 向拉伸变形受到冷面钢层

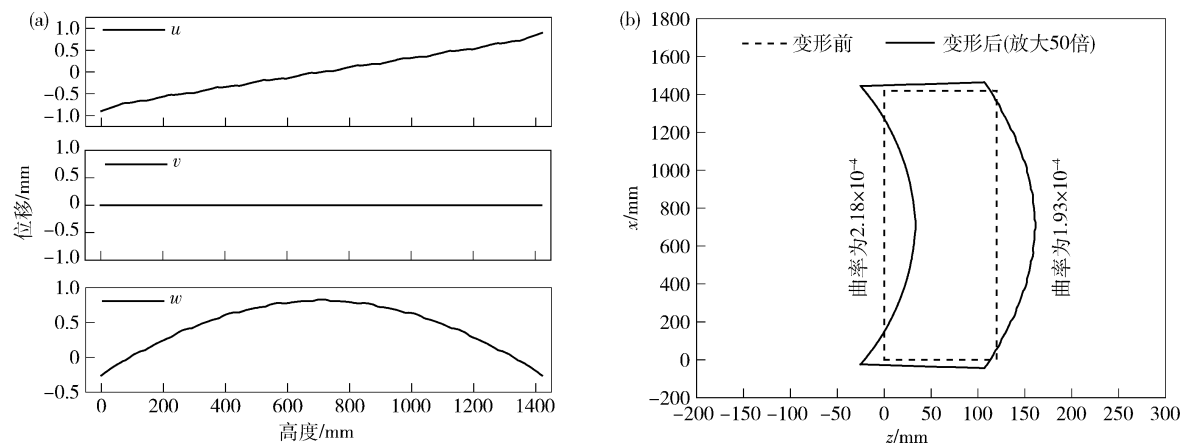


图 11 铜冷却壁热面纵向中心线 AB 上位移 (a) 及中心纵截面 $ABCD$ 变形图 (b)

Fig. 11 Displacement distribution of hot surface centerline AB (a) and deformation of longitudinal cross-section $ABCD$ for the copper stove (b)

的限制作用大,导致铜钢复合冷却壁沿 x 向伸长量小于相同条件下铜冷却壁。铜冷却壁沿 y 向位移为0 mm,主要由于铜冷却壁关于中心纵截面对称所致。热面纵向中心线沿 z 向位移介于 $-0.26 \sim 0.83$ mm之间,顶底端 z 向位移为 -0.26 mm,中心 z 向位移为 0.83 mm,由顶底端至中心沿 z 向位移之间增加,说明铜冷却壁弯曲成弧形。与铜钢复合冷却壁相比,如表2所示,铜冷却壁顶底端位移的绝对值相对其大约50%,中心位移相对其大约25.8%,说明铜钢复合冷却壁顶底端沿 z 负向位移和中心沿 z 正向位移小于铜冷却壁。铜钢复合冷却壁热变形程度小于铜冷却壁。从铜冷却壁中心纵截面变形前后对比图可知,其中心纵截面沿 x 和 z 向发生拉伸变形,整体发生弯曲变形,中心沿 z 正向凸出,弯曲变形后的曲率约为 $1.93 \times 10^{-4} \text{ mm}^{-1}$,铜冷却壁的曲率较铜钢复合冷却壁高约51.81%,说明铜钢复合冷却壁较相同条件下铜冷却壁热变形程度小,刚度大。由温度分布可知,铜钢复合冷却壁与铜冷却壁传热性能接近,铜钢复合冷却壁冷面热膨胀系数较小的钢层热变形程度小,加上冷面加强筋的刚度约束作用,铜钢复合冷却壁的变形程度小于铜冷却壁。

表2 铜钢复合冷却壁与铜冷却壁 z 向位移及曲率

Table 2 Curvature and z -direction displacement of the copper-steel composite stove and the copper stove

冷却设备	z 向位移 μm		曲率/ 10^{-4} mm^{-1}
	顶底端	中心	
铜钢复合冷却壁	0.13	0.66	0.93
铜冷却壁	-0.26	0.83	1.93

由以上分析可知,铜钢复合冷却壁具备铜冷却壁良好的传热性能,减少冷却壁热变形程度,增大冷却壁的抗变形刚度,工作于高炉热负荷较高区域时,最大热应力低于材料的强度,处于安全工作范围,铜钢复合冷却壁可以避免铜冷却壁因热变形过大导致的进出水管断裂及螺栓破损问题。

5 结论

(1) 建立了铜钢复合冷却壁热应力数学模型,进行了铜钢复合冷却壁热态实验,测试了铜钢复合冷却壁冷面热应变分布。热态实验条件下铜钢复合冷却壁热应变计算值与测量值基本吻合,铜钢复合冷却壁热应力数学模型具有较高的准确性,可以用于研究高炉炉腰及炉身下部区域铜钢复合冷却壁的热变形行为。

(2) 铜钢复合冷却壁肋热面最高温度为 180°C ,接近相同条件下铜冷却壁的最高温度,达到铜冷却壁的传热性能。

(3) 铜钢复合冷却壁热面铜层最大等效应力约为

92.81 MPa,低于纯铜材料的屈服强度;铜钢界面最大等效应力约为114.45 MPa,低于铜钢复合材料的抗拉强度。铜钢复合冷却壁在高炉热负荷较高区域可以安全工作。

(4) 铜钢复合冷却壁肋角部切应力由底端至顶端正负交替分布,肋及耐火材料中心切应力为零,肋及耐火材料热面弯曲成弧形。铜钢复合冷却壁中心纵截面沿 x 和 z 向发生拉伸变形,中心沿 z 正向产生位移,顶底端沿 z 负向产生位移,铜钢复合冷却壁弯曲成弧形。

(5) 铜钢复合冷却壁弯曲变形后中心 z 向位移为0.66 mm,较相同条件下铜冷却壁低约25.8%;顶底端沿 z 向位移为0.13 mm,较相同条件下铜冷却壁低约50%。铜钢复合冷却壁弯曲变形后的曲率为 $0.93 \times 10^{-4} \text{ mm}^{-1}$,较相同条件下铜冷却壁低约51.81%。铜钢复合冷却壁抗变形刚度大于铜冷却壁,铜钢复合冷却壁在保证铜冷却壁良好传热性能基础上,减少冷却壁的热变形程度,可以避免铜冷却壁热变形过大导致的进出水管断裂及螺栓破损等问题。

参 考 文 献

- [1] Miller K, Baylis M. Cast copper staves-an economic alternative. *Iron Steelmaker*, 2000, 27(9): 67
- [2] Qian L, Cheng S S, Zhao H B. Quantificational indexes for design and evaluation of copper staves for blast furnaces. *J Univ Sci Technol Beijing*, 2008, 15(1): 10
- [3] Cheng S S, Qian L, Zhao H B. Monitoring method for blast furnace wall with copper staves. *J Iron Steel Res Int*, 2007, 14(4): 1
- [4] Ning X J, Cheng S S, Xie N Q. Thermal state experiment and analysis of thin copper cooling stove. *J Univ Sci Technol Beijing*, 2007, 9(2): 126
(宁晓钧,程树森,谢宁强. 薄型铜冷却壁的热态试验分析. 北京科技大学学报, 2007, 9(2): 126)
- [5] Ning X J, Cheng S S, Xie N Q. Analysis of temperature, stress, and displacement distributions of staves for a blast furnace. *Int J Miner Metall Mater*, 2009, 16(5): 512
- [6] Cheng S S, Yang T J, Xue Q G, et al. Optimum design and layout of the cooling apparatus for long campaignship blast furnace. *J Univ Sci Technol Beijing*, 2003, 10(4): 24
- [7] Qian L, Cheng S S. Realizing the self-protect ability of a blast furnace cooling system with copper stove. *J Univ Sci Technol Beijing*, 2006, 28(11): 1052
(钱亮,程树森. 高炉铜冷却壁自保护能力的实现. 北京科技大学学报, 2006, 28(11): 1052)
- [8] Xie N Q, Cheng S S. Analysis of effect of gas temperature on cooling stove of blast furnace. *J Iron Steel Res*, 2010, 17(1): 1
- [9] Huan Y W, Lei L P, Fang G, et al. Thermo-mechanical coupling finite element analysis of blast furnace copper staves. *Metall Equip*, 2009(3): 45
(邹宜伟,雷丽萍,方刚,等. 高炉铜冷却壁热力耦合的有限元分析. 冶金设备, 2009(3): 45)

- [10] Liu Z X , Chen X M , Yan L F , et al. Thermal-mechanical coupled analysis for copper-steel cooling stove. *Iron Steel Vanadium Titanium* , 2009 , 30(3) : 70
(刘增勋, 陈晓明, 闫丽峰, 等. 铜钢复合冷却壁热力耦合分析. 钢铁钒钛, 2009, 30(3) : 70)
- [11] Zheng J C , Zong Y B , Cang D Q , et al. Thermal test and numerical simulation of the temperature field of a blast furnace copper stove. *J Univ Sci Technol Beijing* , 2008 , 30(8) : 938
(郑建春, 宗燕兵, 苍大强, 等. 高炉铜冷却壁热态试验及温度场数值模拟. 北京科技大学学报, 2008, 30(8) : 938)
- [12] Wu L J , Xu X , Zhou W G , et al. Heat transfer analysis of blast furnace stove. *Int J Heat Mass Transfer* , 2008 , 51(11) : 2824
- [13] Shi L. *Study on Cast Copper Stave and Cast Iron Stave of Long Campaign Blast Furnace* [Dissertation]. Beijing: University of Science and Technology Beijing , 2006
(石琳. 长寿高炉铸铜和铸铁冷却壁研究[学位论文]. 北京: 北京科技大学: 2006)
- [14] Shi L , Cheng S S , Zhang L J. Thermal distortion of blast furnace copper staves. *Chin J Nonferrous Met* , 2005 , 15(12) : 2040
(石琳, 程树森, 张利君. 高炉铜冷却壁的热变形. 中国有色金属学报, 2005, 15(12) : 2040)
- [15] Wu T. *Influencing Factor Analysis on Forming Accretion of BF Copper Stave* [Dissertation]. Beijing: University of Science and Technology Beijing , 2013
(吴桐. 高炉铜冷却壁挂渣厚度的影响因素分析[学位论文]. 北京: 北京科技大学: 2013)