

变渣皮厚度条件下铜冷却壁应力分布规律及挂渣稳定性

李峰光^{1 2)}✉, 张建良²⁾

1) 湖北汽车工业学院材料科学与工程学院, 十堰 442000 2) 北京科技大学冶金与生态工程学院, 北京 100083

✉ 通信作者, E-mail: lemon2006@126.com

摘 要 根据热弹性力学理论, 建立了渣皮厚度可变的铜冷却壁热-力耦合应力场分布计算模型, 从铜冷却壁本体和炉渣-镶砖界面应力分布的角度分析了煤气温度、冷却制度、镶砖材质和炉渣性质等因素对铜冷却壁寿命及挂渣稳定性的影响规律。计算结果表明: 煤气温度的升高使铜冷却壁本体应力线性升高, 同时挂渣稳定性减弱; 铜冷却壁本体应力值及挂渣稳定性均随渣皮厚度增加而呈现先下降后上升的趋势, 实际生产中渣皮厚度应维持在 30 ~ 60 mm 之间; 冷却水流速的增大会导致铜冷却壁本体应力值小幅上升, 但可使挂渣稳定性增强; 冷却水温的提升可小幅降低冷却壁本体应力, 但会显著降低挂渣稳定性; 镶砖热导率的提升和炉渣热膨胀系数的减小均有利于降低铜冷却壁本体应力并增强挂渣稳定性。

关键词 冷却壁; 挂渣; 热-力分析; 应力场

分类号 TF321.4

Stress distribution law and adherent dross stability of the copper cooling stove with variable slag coating thickness

LI Feng-guang^{1 2)}✉, ZHANG Jian-liang²⁾

1) School of Materials Science and Engineering, Hubei University of Automotive Technology, Shiyan 442002, China

2) School of Metallurgical and Ecological Engineering, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China

✉ Corresponding author, E-mail: lemon2006@126.com

ABSTRACT A thermal-mechanical coupling model of a copper cooling stove with variable slag coating was founded based on thermal elastic mechanics, and the influence of the gas temperature, the cooling system, the materials of insert bricks, and the properties of the slag on the stove life and the stability of the adherent dross was analyzed from the view point of the stress distribution of the stove body and the slag-brick interface. The results show that the increase of the gas temperature linearly improves the stress of stove body and reduces the stability of the adherent dross meanwhile. The stress of the stove body and the stability of the adherent dross both decrease at first and then increase when the slag coating thickness increases, and the slag coating thickness should be controlled between 30 to 60 mm. The increase of water velocity incurs tiny growth of the stress of the stove body, while the stability of the adherent dross is enhanced. The stress of the stove body is weakly reduced with the increase of water temperature, but the stability of the adherent dross decreases heavily meanwhile. The increase of the heat conductivity of insert bricks and the decrease of the heat expansion coefficient of the slag significantly reduce the stress of the stove body and enhance the stability of the adherent dross.

KEY WORDS cooling stove; adherent dross; thermal mechanical analysis; stress field

收稿日期: 2016-09-25

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51604103); 湖北省自然科学基金资助项目(2016CFB293); 湖北汽车工业学院博士科研启动基金资助项目(BK201607)

铜冷却壁表面渣皮的存在对有效降低其热面温度、保护冷却壁有着至关重要的作用。国内外大量的高炉操作者^[1-5]和理论研究者^[6-9]均从实际操作或传热学角度出发,对铜冷却壁传热及其热面稳定挂渣进行了探讨。然而,渣皮的存在除了影响铜冷却壁本体温度外,亦对铜冷却壁本体及其自身受热膨胀所产生的热应力有较大影响。石琳等人^[10]通过对埋管铸铜冷却壁进行热态试验和数值模拟研究,认为煤气温度变化显著影响铜冷却壁本体应力分布。魏渊等人^[11]提出了一种新型的炉腹铜冷却壁设计方案,该冷却壁温度场及应力场计算结果表明其结构的优化可明显降低壁体内的热变形和热应力。邓凯等人^[12]研究了冷却壁水管间距、镶砖厚度、水管直径等相关结构参数对冷却壁应力场分布的影响,并给出了相应的影响规律。然而,上述研究均未涉及铜冷却壁渣皮的存在对壁体本身和渣层应力分布的影响。实际上,冷却壁本体及渣层的应力分布,尤其是壁体-渣层交界面处的应力分布,对冷却壁热面渣皮的稳定性有着决定性的影响。因此,本文采用热力耦合分析的方法对挂有炉渣的铜冷却壁应力分布进行计算,分析了煤气温度变化、冷却制度、渣皮厚度、炉渣导热系数、镶砖材质等多种因素对铜冷却壁及渣层应力分布影响,并从应力方面探索各因素对铜冷却壁热面渣皮稳定性的影响规律。

1 计算模型

1.1 热-力耦合分析方法

本文采用 ANSYS 软件进行铜冷却壁传热体系的热-力耦合分析。在 ANSYS 中,热-力耦合分析有直接耦合和间接耦合两种类型。直接热-力耦合分析法采用 SOLID62、SOLID98 等兼具温度场和结构场的耦合单元,在所建立的物理模型上同时施加传热边界条件和应力边界条件,同步进行温度场和应力场的求解。此方法适宜在模型较简单、计算量较小时采用。而本文将建立的铜冷却壁热-力耦合分析,由于渣层厚度较小但温度、应力梯度很大,对网格精细度有很大要求,计算量巨大,因此不宜采用直接热-力耦合分析

法,而采用间接热-耦合分析方法,其基本计算流程为:

- (1) 采用热单元建立铜冷却壁传热分析模型,给定热分析参数,施加传热边界条件,进行温度场求解;
- (2) 将模型中的热单元转换为结构单元,并添加结构单元属性;
- (3) 在模型上施加应力边界条件,并将所得到的温度场作为温度载荷施加在结构分析模型上,求解应力场。

进行铜冷却壁-热力耦合分析时,仍采用作者之前的研究工作中所建立的物理模型^[8],在温度场和应力场的计算中,均可根据计算条件的变化采用 ANSYS 生死单元技术杀死相关单元。分析结果时,采用 von mises 等效应力表征冷却壁应力分布情况。

1.2 计算模型及边界条件

在进行热分析时,仍采用作者在文献[8]中所建立的数学模型及边界条件。而进行应力分析时,则根据弹性力学基本理论建立控制方程,并确定相应的边界条件。

在热弹性力学中,为求解某受热区域的应力场,需满足平衡方程、几何方程和本构方程等一系列条件,各方程描述详见文献[13]。

由于本文主要研究包含渣皮在内的铜冷却壁传热体系在煤气温度、渣皮厚度、冷却制度等因素变化条件下的应力分布情况,不考虑不同冷却壁固定方式等的影响,因此忽略炉壳、填料层及相邻冷却壁对体系应力分布的影响,所采用边界条件如下:

- (1) 冷却壁和渣层底面及侧面为自由边界;
- (2) 冷却壁及渣层在几何对称面上采用对称边界条件;
- (3) 冷却壁冷面及渣层热面为自由边界;
- (4) 冷却壁及渣层承受温度载荷,其模型内的温度分布由热分析求得。

1.3 物性参数选择

在冷却壁温度场和应力场的求解中,所涉及的各种材料的弹性力学参数见表 1^[14-15]。

表 1 各材料弹性力学参数
Table 1 Elasticity mechanics parameters of materials

| 材料 | 温度/℃ | 密度/(kg•m ⁻³) | 弹性模量/GPa | 热膨胀系数/(10 ⁻⁶ m•℃ ⁻¹) | 泊松比 |
|----|---------|---------------------------|----------|--|------|
| 铜 | 17 | 8390 | 110 | 17.6 | 0.33 |
| | 100 | | 108 | 18.0 | |
| | 300 | | 95 | 18.5 | |
| 渣皮 | 工况决定 | | 工况决定 | 工况决定 | 0.1 |
| 镶砖 | 由镶砖材质决定 | | 由镶砖材质决定 | 由镶砖材质决定 | 0.1 |

其中,渣皮和镶砖的物性参数随高炉冶炼条件和

镶砖所选用种类不同而发生变化,均为本文所考虑的

因素,因此这二者的物性参数由实际的计算工况决定。

1.4 计算工况及条件

本文主要考察在不同渣皮厚度条件下煤气温度、冷却制度等诸多因素发生改变时铜冷却壁本体及渣层应力分布的变化,因此选取煤气温度、冷却制度(包含冷却水流速和冷却水温度)、镶砖材质(包含镶砖热导率和镶砖热膨胀系数)和炉渣性质(炉渣热膨胀系数)为变化因素,对于每种变化因素,在其变化范围内等距

取5个值进行计算。由于文献[8-9]等相关研究工作已经表明,在常规冶炼条件下,铜冷却壁热面渣皮厚度的变化范围约为7~80 mm,且这一范围已在承钢高炉实际生产中得到验证。因此,针对每个因素的每个取值,将渣皮厚度变化范围适当放宽,均计算渣皮厚度在5~85 mm变化条件下的应力分布情况。在对某一影响因素进行分析计算时,其他各因素取其特征值。其中,各影响因素的取值范围和特征值如表2所示。

表2 不同煤气温度计算工况下参数选择
Table 2 Parameters under the different gas temperatures

| 取值 | 煤气温度/ ℃ | 渣皮厚度/ mm | 冷却水速/ ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$) | 冷却水温度/ ℃ | 镶砖热导率/ ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{℃}^{-1}$) | 镶砖热膨胀系数/ ($10^{-6}\text{m}\cdot\text{℃}^{-1}$) | 炉渣热膨胀系数/ ($10^{-6}\text{m}\cdot\text{℃}^{-1}$) |
|------|------------|-------------|---|-------------|--|---|---|
| 变化范围 | 1200~1400 | 5~85 | 0.5~2.5 | 25~45 | 5~15 | 2.7~10.7 | 2.7~10.7 |
| 特征值 | 1300 | | 2.0 | 35 | 10 | 4.7 | 4.7 |

2 壁体及渣层应力分布

2.1 煤气温度的影响

图1显示了不同煤气温度条件下冷却壁应力分布情况。由该图可知,在各煤气温度条件下,壁体应力分布基本相同,仅在应力数值上有一定区别。应力集中位置出现在冷却壁热面镶砖背后正对冷却水通道区

域,而应力最大值出现在冷却壁侧面边缘的筋肋角部位置。为准确分析渣皮厚度变化对冷却壁本体应力分布的影响,提取不同煤气温度、不同渣皮厚度条件下冷却壁中部筋肋下沿横向中心位置的应力值进行比较,在各渣皮厚度条件下该点应力值变化与煤气温度的关系如图2(a)所示。

由图2(a)可知,当渣皮厚度不变时,冷却壁本体

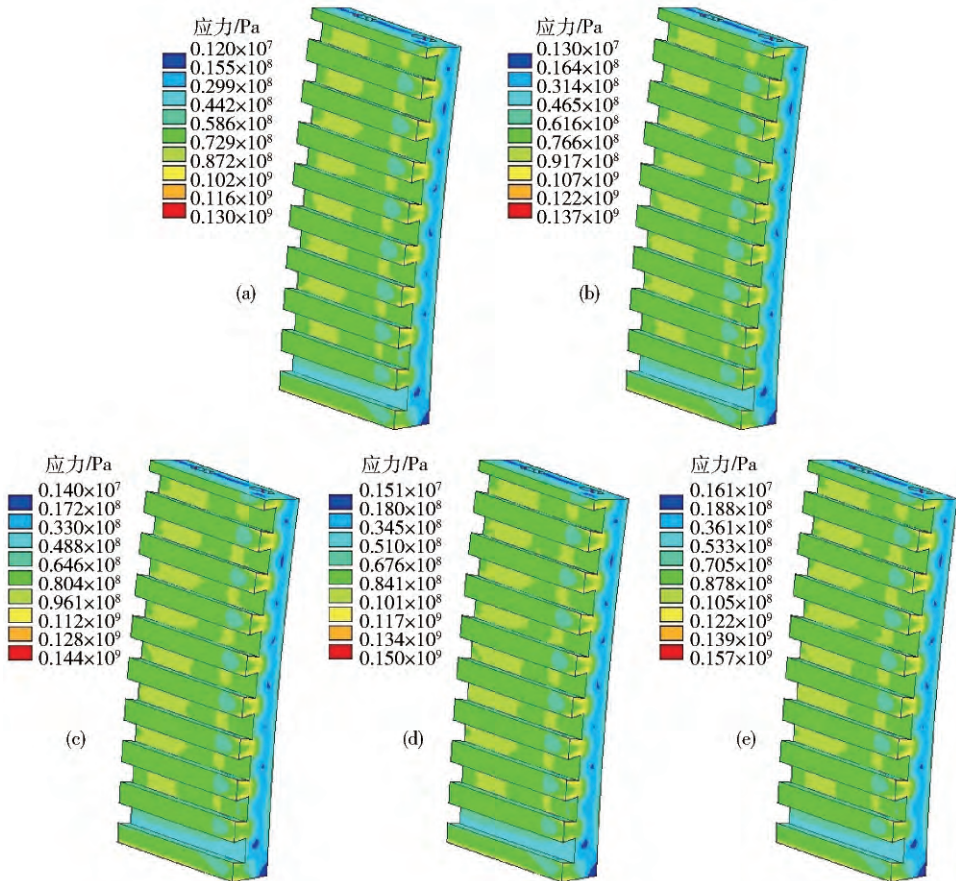
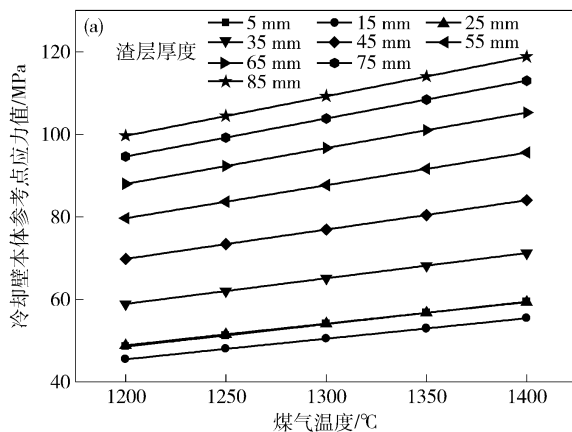


图1 不同煤气温度条件下壁体应力分布云图。(a) 1200 °C; (b) 1250 °C; (c) 1300 °C; (d) 1350 °C; (e) 1400 °C

Fig.1 Stress distribution of the stove body at different gas temperatures: (a) 1200 °C; (b) 1250 °C; (c) 1300 °C; (d) 1350 °C; (e) 1400 °C

应力值将随煤气温度线性上升,但在不同的渣皮厚度条件下,上升幅度有所区别.在渣皮厚度大于 15 mm 时,渣皮厚度越大,壁体应力随煤气温度升高而上升的趋势越明显.以渣皮厚度 15 mm 和 85 mm 两种工况为例,煤气温度每升高 100 °C,壁体应力分别上升 5.02 MPa 和 9.64 MPa.这说明煤气温度的波动易造成冷却壁本体应力的波动,而壁体内应力的频繁波动会造成铜冷却壁本体的疲劳损坏,降低冷却壁使用寿命.

图 2(b) 给出了不同渣皮厚度条件下冷却壁炉渣与镶砖交界面处的应力随温度的变化规律.在各渣皮厚度条件下,渣-砖界面的应力值随煤气温度线性上



升.在渣皮厚度较小(小于 25 mm)时,炉渣-镶砖界面处应力值较大且随煤气温度波动较剧烈.而渣皮厚度较大时,该界面处的应力值较小且随煤气温度波动较小.这说明渣皮厚度较小时,渣皮对煤气温度波动的适应能力较弱,渣皮稳定性较差,应尽量维持边缘煤气流温度稳定,否则,煤气温度的波动会导致镶砖与渣层交界面处的应力值急剧变化,进而引起渣皮脱落.首钢、鞍钢等多家企业的生产实践已经证明,煤气温度的波动会造成渣皮的频繁脱落,因而在高炉操作过程中已加强了对边缘煤气流的合理控制以保证稳定挂渣^[16-17].

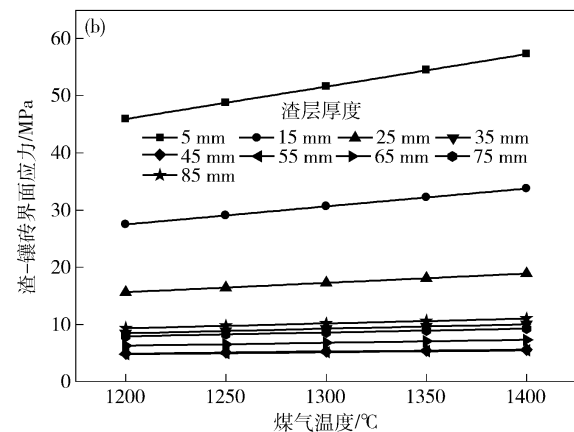


图 2 煤气温度变化对铜冷却壁本体 (a) 及镶砖-炉渣界面 (b) 应力值的影响

Fig. 2 Influence of gas temperature on the stove body (a) and slag-brick interface (b)

2.2 渣皮厚度的影响

图 3 为不同渣皮厚度条件下(煤气温度固定为 1300 °C,冷却水流速固定为 $2.0 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$,冷却水温度为 35 °C)壁体应力分布云图.由该图可知,在不同的渣皮厚度条件下,冷却壁均向热面凸起,而应力集中位置出现在冷却壁热面镶砖背后正对冷却水通道区域,在一定的渣皮厚度范围内,随着渣皮厚度的增大,该应力集中区域面积逐渐增大.筋肋表面的应力值普遍小于镶砖沟槽位置应力值,但筋肋顶端拐角位置应力值较大,应力最大位置出现在冷却壁侧面边缘的筋肋角部位置.

而由图 4(a)可知,在炉渣性质、冷却制度等不变的条件下,壁体应力值随渣皮厚度增加而呈现先下降后上升的趋势.在渣皮厚度 0 ~ 15 mm 范围内,壁体应力随渣皮厚度增大而减小;当渣皮厚度约为 15 mm 时,壁体应力值最小;在渣皮厚度 15 ~ 85 mm 范围内,壁体应力随着渣皮厚度的增大而迅速上升.在所有计算工况下,壁体应力值均小于铜冷却壁抗拉强度值,说明铜冷却壁本体不会由于热应力而产生塑性变形破坏.但是,若渣皮厚度频繁变化,将引起壁体内应力值在较大范围内频繁波动,造成铜冷却壁疲劳损坏.对于铜冷却壁常用的铜材而言,其疲劳强度约为 70 ~ 98 MPa

(应力循环次数为 10^8 次),因此单纯从铜冷却壁本体应力角度出发,铜冷却壁渣皮厚度不宜超过 60 mm.

图 4(b) 显示了铜冷却壁热面渣层厚度变化对镶砖-炉渣交界面处应力的影响,同样,渣-砖界面的应力值随渣皮厚度也表现出先降低后升高的现象.由于炉渣在铜材表面的附着能力很弱,因此铜冷却壁与炉渣之间主要依靠燕尾槽内镶嵌的耐火砖或者炉渣进行结合,则镶砖-渣皮交界面结合能力的强弱决定了铜冷却壁能否稳定挂渣,该交界面处应力值越小,则炉渣在铜冷却壁表面附着的稳定性越强,即挂渣越稳定.由该图可明显看出,无论在何种煤气温度条件下,镶砖-渣皮交界面处的应力值均在渣皮厚度约 45 mm 时达到最小,即渣皮厚度约 45 mm 时渣皮的稳定性好;在渣皮厚度小于 45 mm 时,随着渣皮厚度的增大,镶砖-炉渣交界面处应力值迅速减小,即挂渣稳定性增强;当渣皮厚度大于 45 mm 时,随着渣皮厚度的增大,该交界面处的应力又逐渐增大,说明渣皮超过一定厚度时,继续增大渣皮厚度,挂渣稳定性将减弱.为保证渣-砖界面应力值较小且应力波动较小,并综合考虑铜冷却壁本体应力变化情况,渣皮厚度应维持在 30 ~ 60 mm 之间.

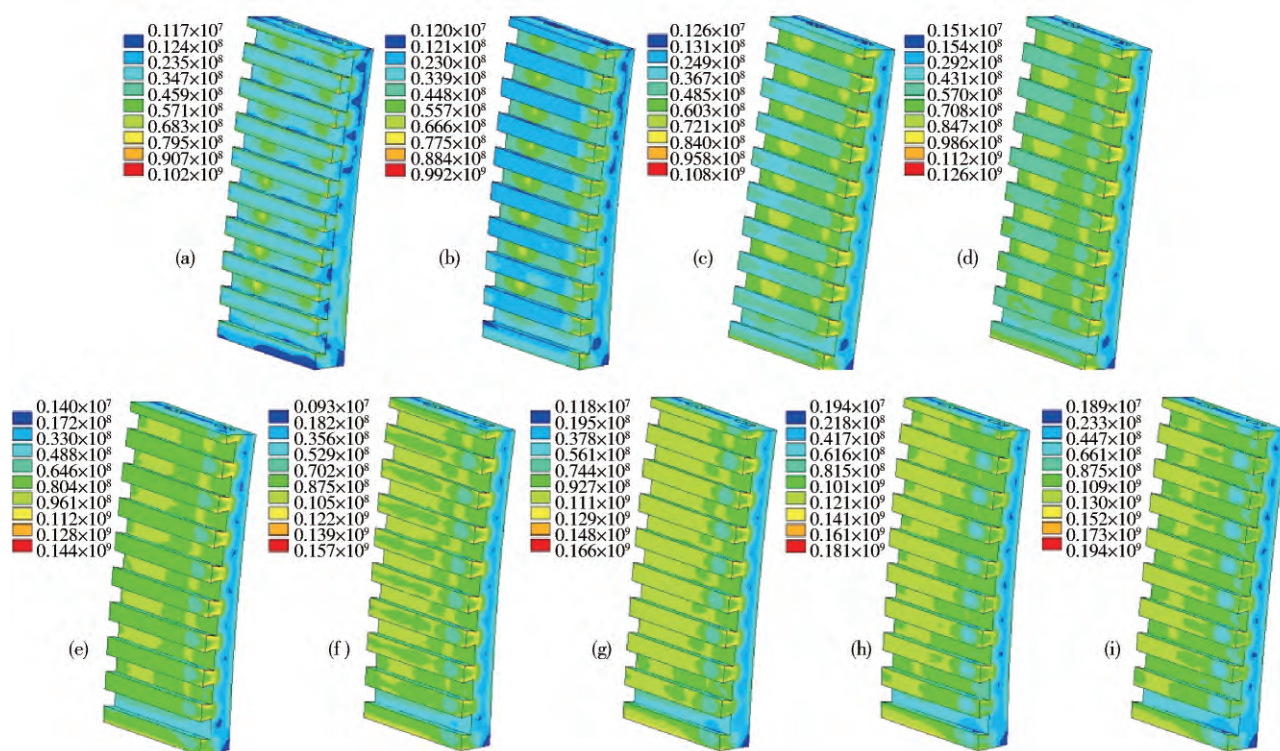


图3 不同渣皮厚度条件下壁体应力分布云图(Pa). (a) 5 mm; (b) 15 mm; (c) 25 mm; (d) 35 mm; (e) 45 mm; (f) 55 mm; (g) 65 mm; (h) 75 mm; (i) 85 mm

Fig.3 Stress distribution of stave body under different slag coating thicknesses(Pa): (a) 5 mm; (b) 15 mm; (c) 25 mm; (d) 35 mm; (e) 45 mm; (f) 55 mm; (g) 65 mm; (h) 75 mm; (i) 85 mm

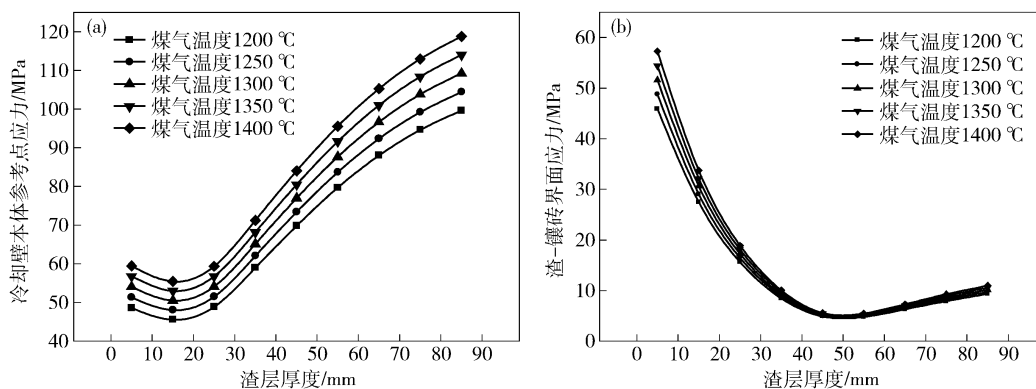


图4 不同渣皮厚度条件下壁体(a)及渣-砖界面(b)应力变化

Fig.4 Stress variation of the stave body (a) and the slag-brick interface (b) under different slag coating thicknesses

以上分析说明冷却壁热面渣皮的厚度对冷却壁本体应力及渣皮稳定性均有较大影响,且在一定渣皮厚度范围内,冷却壁本体应力值较小且挂渣较稳定,而渣皮过薄或过厚均会造成冷却壁本体应力值上升及渣皮稳定性减弱.因此,在实际生产中,不能追求过大的渣皮厚度,而应维持渣皮厚度在某一合适的范围内以使壁体应力值较小且稳定挂渣.

2.3 冷却制度的影响

2.3.1 冷却水流速的影响

图5显示了冷却水流速变化对冷却壁本体应力值

的影响,由图可知,随着水流速的增大,壁体参考点热应力值均有微弱的增大趋势,除渣皮厚度5 mm工况外,应力值增大的幅度均较小.当渣皮厚度为5 mm时,当水速由 $0.5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 增大至 $2.5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时,冷却壁本体内的热应力由41.31 MPa增加至49.23 MPa,增幅为19.2%.而渣皮厚度较大时,水流速的增大对壁体参考点应力的影响则较小.以渣皮厚度为45 mm的一组计算结果为例,当水速由 $0.5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 增大至 $2.5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时,冷却壁本体内的热应力由67.81 MPa增加至69.99 MPa,增幅仅为3.2%.因此,增大水速并不能减小冷

却壁本体热应力值,而应保持稳定的水流速使壁体内热应力值趋于稳定,以降低冷却壁热应力疲劳损坏的可能性.

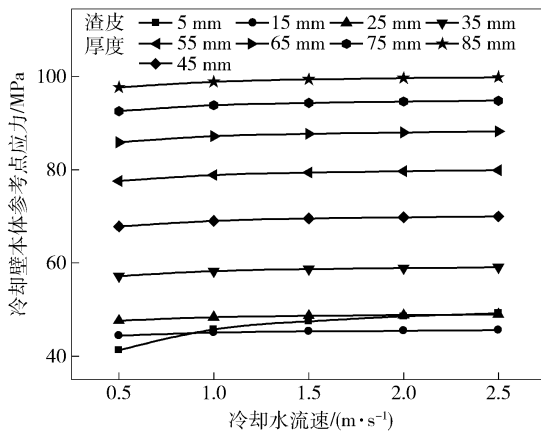


图5 冷却水流速变化对壁体应力的影响

Fig. 5 Influence of water velocities on the stress of stove body

图6给出了冷却水流速变化对炉渣—镶砖界面处应力值的影响,由该图可知,在不同的渣皮厚度条件下,冷却水流速对渣—砖界面的影响规律有一定区别.当渣皮厚度在15 mm以下时,水速的增大会在一定程度上引起渣—砖界面应力值的增大,在冷却水流速较小时表现的尤为明显,如图6(a)、(b)所示;而当渣皮厚度在25 mm以上时,冷却水流速的增大会降低渣—砖界面应力值,如图6(c)、(d)所示.这说明在冷却壁热面渣皮厚度较小时,不能盲目增大冷却水流速,而应尽量保证水流速稳定,以减小炉渣与镶砖结合处应力波

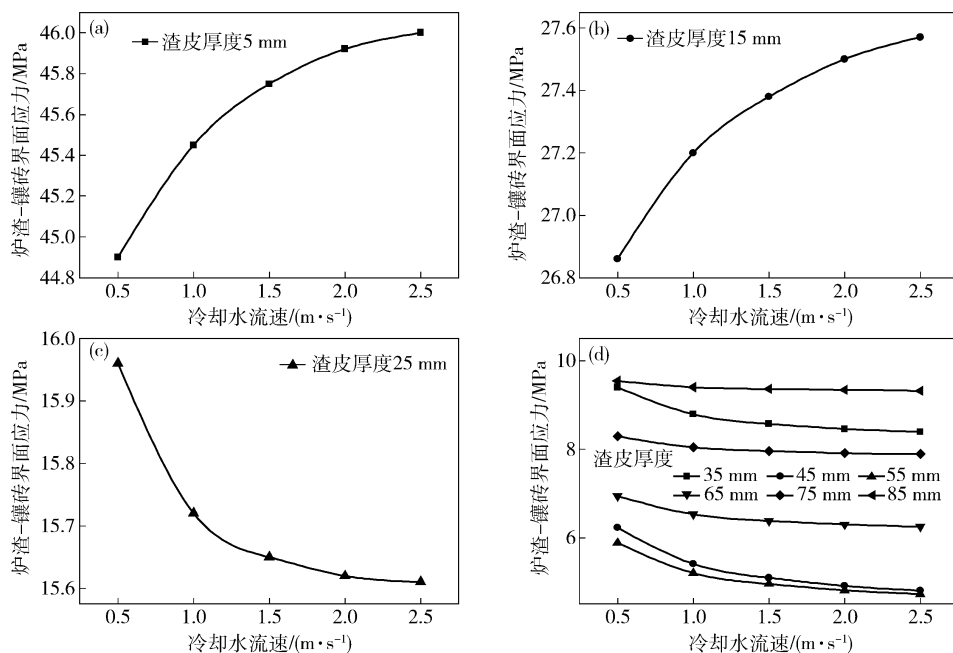


图6 不同渣皮厚度下冷却水流速变化对渣—砖界面处应力值的影响. (a) 5 mm; (b) 15 mm; (c) 25 mm; (d) 35 ~ 85 mm

Fig. 6 Influence of water velocities on the stress of the slag-brick interface with different slag thicknesses: (a) 5 mm; (b) 15 mm; (c) 25 mm; (d) 35 ~ 85 mm

动,降低炉渣与镶砖分离的可能,增强挂渣稳定性;而渣皮厚度较大时,可适当增大冷却水流速以降低渣皮与镶砖交界面处应力值,降低渣皮脱落的可能性.柳钢的生产实践表明,维持冷却水流速稳定是保证铜冷却壁挂渣稳定性的关键^[18],说明模型的计算结果是真实可信的.

2.3.2 冷却水温度的影响

图7显示出,提高冷却水温度,有利于降低冷却壁本体应力值.这是由于冷却水温度升高后,对渣层内的温度分布影响基本可以忽略不计,而铜冷却壁本体温度则随着冷却水温度显著提高,其冷热面温差降低,因此冷却壁本体内部温度梯度减小,导致其热应力减小.由此看来,冷却水温的提高对延长冷却壁本体寿命有利.然而,由图8可看出,除渣皮厚度极薄的情况下,提高冷却水温度均会提升炉渣与镶砖交界面处应力值.以渣皮厚度45 mm为例,当冷却水温度由25℃提升至45℃,渣—砖界面的应力值上升了83.7%,这说明冷却水温的提升会严重破坏冷却壁挂渣的稳定性.考虑到在所计算冷却水温度范围内,冷却壁本体最大应力不超过105 MPa,未超过铜材抗拉强度,且冷却水温度的提升对降低冷却壁本体应力的作用有限,因此在实际操作中,对冷却水温度的控制应以稳定挂渣为目标,即尽量追求较低且稳定的冷却水温度.

2.4 镶砖材质的影响

2.4.1 镶砖热导率的影响

图9(a)给出了镶砖热导率变化对壁体热应力的影响规律.由该图可以看出,相较于燕尾槽内镶砖完

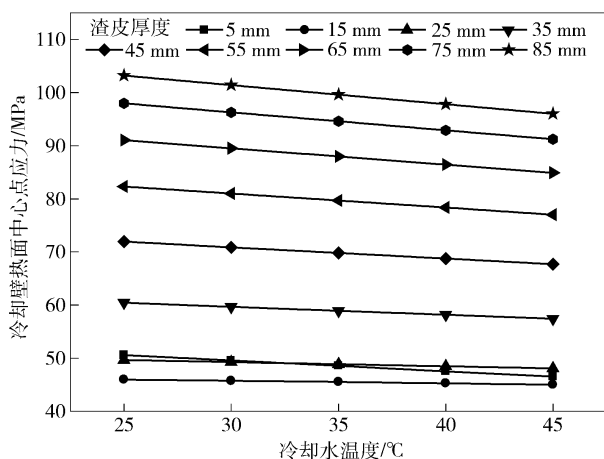


图7 冷却水温度变化对壁体热应力的影响

Fig.7 Influence of water temperature on the stress of the stove body

全被炉渣取代的工况(炉渣热导率远低于镶砖热导率)燕尾槽内保留完整的镶砖能显著降低壁体热应力。在渣皮形成初期或渣皮厚度较小时,较高的镶砖热导率显得更为必要。以渣皮厚度 5 mm 为例,当燕尾

槽内镶砖完全被炉渣取代时,炉渣热导率仅有 $1.2 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$,壁体热应力将达到 48.56 MPa ;而燕尾槽内保留有热导率为 $15 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 的镶砖时,热应力降低至 11.36 MPa ,约为前者的 $1/5$ 。这是因为在冷却壁筋肋位置和镶砖位置,镶砖和铜的热导率差异导致筋肋边缘与中心存在较大的温度差,且渣皮越薄,温差越大,因而形成较大的热应力。当燕尾槽内采用热导率较高的镶砖时,燕尾槽位置与筋肋位置温差减小,因而冷却壁内的温度梯度减小,热应力降低。由该图同时可以看出,镶砖热导率由 $5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 提升至 $10 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$,壁体热应力由 23.54 MPa 降低至 14.74 MPa ,降低了 8.8 MPa ;而镶砖热导率继续由 $10 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 提升至 $15 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$,壁体热应力由 14.74 MPa 降低至 11.36 MPa ,降低了 3.38 MPa 。这说明虽然较高的镶砖热导率对降低冷却壁本体应力有较大作用,但追求过高的镶砖热导率是没有必要的。考虑到镶砖的成本因素,在冷却壁燕尾槽内采用热导率在 $10 \sim 15 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 之间且寿命较长的镶砖较为合理。

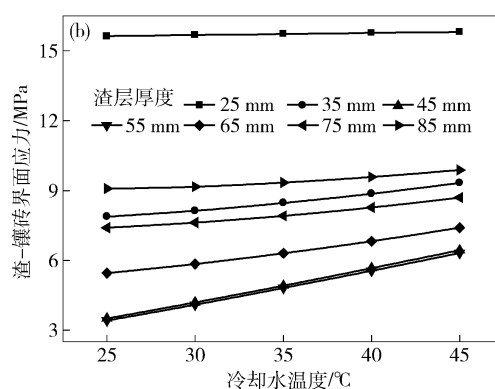
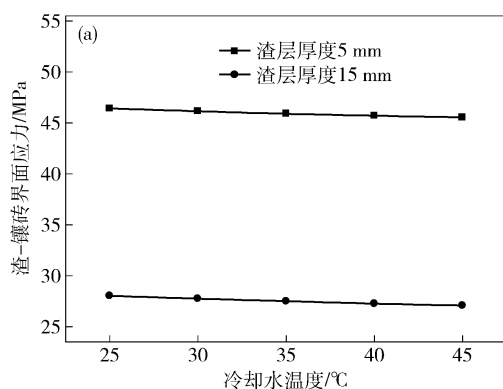


图8 冷却水温度变化对渣-砖界面应力值的影响

Fig.8 Influence of water temperature on the stress of the slag-brick interface

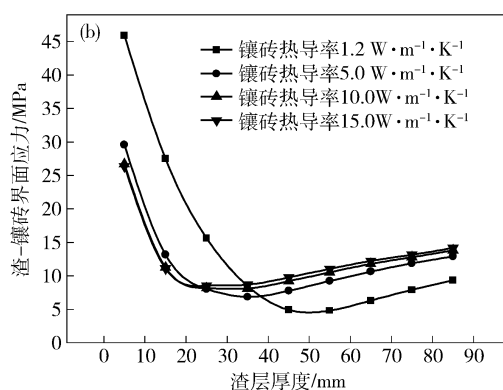
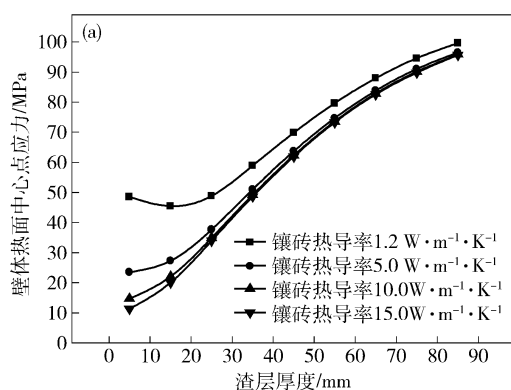


图9 镶砖热导率变化对壁体(a)及渣-砖界面(b)热应力的影响

Fig.9 Influence of the heat conductivity of insert bricks on the stress of the stove body (a) and the slag-brick interface (b)

由图9(b)可看出,在渣皮厚度低于 35 mm 时,燕尾槽内保留有完整的镶砖时可显著降低炉渣-镶砖界

面处的应力值,增强挂渣稳定性。当燕尾槽内镶砖被炉渣取代时,渣皮厚度达到 45 mm 以上时,渣-砖界面

的应力值才趋于稳定;而燕尾槽内保留一定厚度镶砖时,渣皮厚度达到15 mm以上时渣-砖界面应力即趋于稳定.这说明提高镶砖的热导率有利于增强铜冷却壁对渣皮厚度变化的适应性,选用热导率较高的镶砖有利于在渣皮厚度频繁波动的炉况下保证挂渣稳定性.

2.4.2 镶砖热膨胀性的影响

热膨胀系数是耐火材料的重要指标之一.然而,目前对于铜冷却壁镶砖材质的选择,热膨胀系数并不是考虑因素之一.图10给出了镶砖热膨胀系数变化对铜冷却壁应力值的影响.在铜冷却壁镶砖位置和筋肋位置,由于镶砖或镶渣与铜的热导率的巨大差异,会导致冷却壁热面镶砖(或镶渣)位置温度远高于铜肋位置.因此,镶砖的热膨胀量较大,其变形对冷却壁筋肋产生的挤压作用将不可忽视.由图10(a)可以看

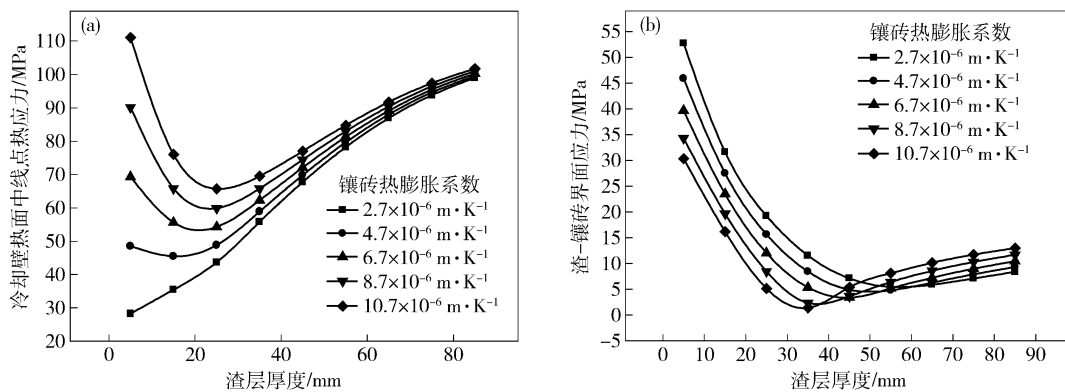


图10 镶砖热膨胀系数对冷却壁本体(a)及渣-砖界面(b)应力值的影响

Fig. 10 Influence of the thermal expansion coefficient of insert bricks on the stress of the stove body (a) and the slag-brick interface (b)

然而,在渣皮厚度较小时,镶砖热膨胀率的提升反而能降低铜冷却壁炉渣-镶砖界面处的应力值,这意味着渣皮与镶砖的结合将更加稳固.如图10(b)所示,无论采用何种热膨胀系数的镶砖,炉渣-镶砖界面处的应力值均随着渣皮厚度的增大呈现先下降、后上升的趋势,即在某一渣皮厚度处出现应力谷值.而镶砖热膨胀系数的影响在于,随着镶砖热膨胀系数的提升,应力谷值所对应的渣皮厚度将越小.例如,当镶砖热导率为 $2.7 \times 10^{-6} \text{ m} \cdot \text{K}^{-1}$ 时,应力谷值所对应的渣皮厚度为55 mm;而镶砖热导率为 $1.07 \times 10^{-5} \text{ m} \cdot \text{K}^{-1}$ 时,应力谷值所对应的渣皮厚度降低至35 mm.该图同时反映出,在渣皮厚度低于35 mm时,镶砖热膨胀系数的增大可明显降低炉渣与镶砖界面处的应力值.然而,镶砖热膨胀系数增大到一定程度时,壁体应力值随着渣皮厚度的波动将更加明显,同样不利于渣皮的稳定.

2.5 炉渣热膨胀系数的影响

在高炉实际生产过程中,炉渣的热膨胀系数是一个关注较少的性能参数.然而,对于挂渣铜冷却壁而言,炉渣热膨胀系数对铜冷却壁本体应力及炉渣-镶

砖交界面应力均有很大影响.图11(a)显示了不同热膨胀系数的炉渣对冷却壁本体的应力的影响,由该图可知:在渣皮厚度一定时,冷却壁本体热应力随着炉渣热膨胀系数的增大而显著增大;炉渣热膨胀系数越小,冷却壁本体应力越小且其随渣皮厚度变化而产生的波动越小.当炉渣热膨胀系数在 $2.7 \times 10^{-6} \sim 4.7 \times 10^{-6} \text{ m} \cdot \text{K}^{-1}$ 时,在渣皮厚度较小时(5~25 mm),冷却壁本体应力值变化很小,这有利于在渣皮形成初期即对渣皮起到保护作用.而当渣皮热膨胀系数超过 $4.7 \times 10^{-6} \text{ m} \cdot \text{K}^{-1}$ 时,冷却壁本体应力均随着渣皮厚度的逐渐增大而呈现先降低后升高的趋势,约在渣皮厚度15 mm时冷却壁本体应力值最小.而当炉渣热膨胀系数过大时,以 $1.07 \times 10^{-5} \text{ m} \cdot \text{K}^{-1}$ 为例,在所计算的渣皮厚度范围内,冷却壁本体应力始终在110 MPa以上,最高可达240 MPa以上.这说明炉渣的热膨胀性能对铜冷却壁本体的应力值有很大的影响,进而影响铜冷却壁寿命,炉渣热膨胀系数越小,对提高铜冷却壁寿命越有利.

随着渣皮厚度的增大,冷却壁炉渣-镶砖交界面处的应力值均表现出先减小后增大的趋势,渣皮厚度约在45 mm时炉渣-镶砖交界面处应力值最小,如图

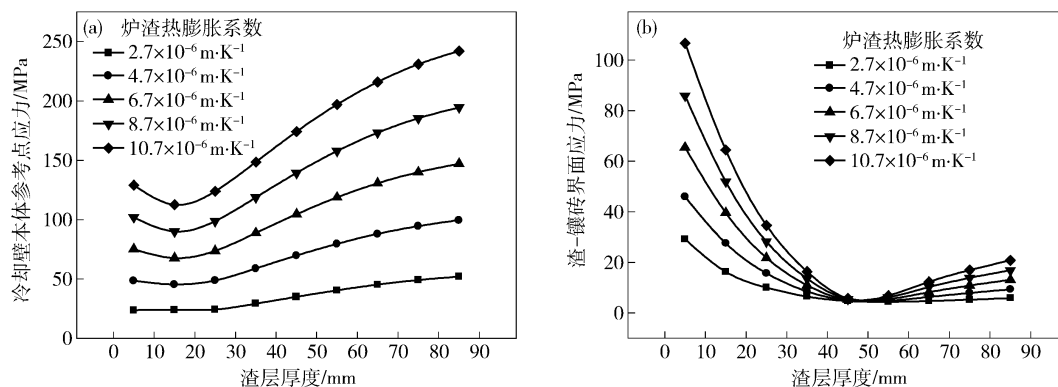


图 11 炉渣热膨胀系数变化对壁体 (a) 和渣-砖界面 (b) 应力的影响

Fig. 11 Influence of the thermal expansion coefficient of slag coating on the stress of the stove body (a) and the slag-brick interface (b)

11(b) 所示. 而炉渣的热膨胀系数越小, 该界面处应力值越小且波动范围越小. 在炉渣热膨胀系数为 $1.07 \times 10^{-5} \text{ m} \cdot \text{K}^{-1}$ 时, 渣皮厚度由 5 mm 增大至 45 mm 时, 界面应力从 106.63 MPa 降低至 5.81 MPa, 降幅达到 100.82 MPa; 而炉渣热膨胀系数为 $2.7 \times 10^{-6} \text{ m} \cdot \text{K}^{-1}$ 时, 界面应力相应从 29.14 MPa 降低至 4.75 MPa, 降幅为 24.39 MPa. 这说明较小的炉渣热膨胀性有利于在渣皮形成初期降低炉渣-镶砖交界面处的应力值并降低渣皮增厚过程中应力值的波动, 有利于渣皮的稳定.

3 结论

(1) 铜冷却壁本体应力及炉渣-镶砖交界面处应力均随着煤气温度的升高而线性升高. 在渣皮厚度大于 15 mm 时, 煤气温度的波动易导致冷却壁疲劳损坏; 在渣皮厚度较小 (小于 25 mm) 时, 煤气温度的变化将明显破坏铜冷却壁挂渣稳定性.

(2) 冷却壁本体应力值及炉渣-镶砖界面应力值随渣皮厚度增加而呈现先下降后上升的趋势, 为保证铜冷却壁寿命及稳定挂渣, 渣皮厚度应维持在 30 ~ 60 mm 之间.

(3) 冷却水流速的增大会导致冷却壁本体应力值小幅增大. 渣皮厚度在 15 mm 以下时, 增大水速导致挂渣稳定性降低; 当渣皮厚度大于 25 mm 时, 增大水速又会使挂渣稳定性增强. 冷却水温度的升高会微弱地降低冷却壁本体应力, 但同时会导致挂渣稳定性显著下降.

(4) 提高铜冷却壁镶砖热导率有利于增强铜冷却壁对渣皮厚度变化的适应性; 镶砖热膨胀系数越小, 越利于铜冷却壁长寿. 在实际生产中应选用热导率在 $10 \sim 15 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ 之间, 热膨胀系数相对较小且寿命较长的镶砖.

(5) 炉渣热膨胀系数越小, 冷却壁本体应力及炉渣-镶砖界面应力越小且二者随渣皮厚度变化而产生的波动越小, 越有利于铜冷却壁长寿和稳定挂渣.

(6) 从保证铜冷却壁本体应力并增强铜冷却壁挂渣稳定性的角度出发, 铜冷却壁在实际应用中应尽量保证稳定的煤气温度和冷却水流速, 宜根据冶炼条件选择合适且寿命较长的镶砖, 在条件允许的情况下, 通过配料调整使炉渣热膨胀系数较低且维持渣皮厚度在合理范围内.

参 考 文 献

- [1] Ganguly A, Reddy A S, Kumar A. Process visualization and diagnostic models using real time data of blast furnaces at Tata Steel. *ISIJ Int*, 2010, 50(7): 1010
- [2] Yeh C P, Ho C K, Yang R J. Conjugate heat transfer analysis of copper staves and sensor bars in a blast furnace for various refractory lining thickness. *Int Commun Heat Mass Transfer*, 2012, 39(1): 58
- [3] Zhu R L, Ju Q Z. Operation conditions of copper cooling stove for blast furnace and suggestion. *Ironmaking*, 2012, 31(4): 10 (朱仁良, 居勤章. 铜冷却壁高炉操作现象及思考. 炼铁, 2012, 31(4): 10)
- [4] Wang B H, Zhang H Y, Che Y M. Heat load management of copper cooling stove for BF in Anshan Iron and Steel Co. Ltd. *Ironmaking*, 2008, 27(2): 1 (王宝海, 张洪宇, 车玉满. 鞍钢铜冷却壁高炉的热负荷管理. 炼铁, 2008, 27(2): 1)
- [5] Zhang H S, Ma H B, Chen J, et al. The practice of copper cooling stove application for Shougang No.2 BF // *Proceedings of the 5th International Congress on the Science and Technology of Iron-making*. Shanghai, 2009: 887
- [6] Zuo H B, Hong J, Zhang J L, et al. Numerical simulation of temperature field of BF cooling staves of different materials under different conditions. *J Wuhan Univ Sci Technol*, 2014, 37(2): 102 (左海滨, 洪军, 张建良, 等. 不同工况下各种材质高炉冷却壁温度场数值模拟. 武汉科技大学学报, 2014, 37(2): 102)
- [7] Zuo H B, Zhang J L, Li F G. Damage reason analysis of copper cooling stove // *Materials Science and Technology Conference and Exhibition 2013*. Montreal, 2013: 574
- [8] Li F G, Zhang J L. Calculation model of the adherent dross capac-

- ity of copper staves based on ANSYS birth-death element technology. *Chin J Eng*, 2016, 38(4): 546
(李峰光, 张建良. 基于 ANSYS “生死单元”技术的铜冷却壁挂渣能力计算模型. 工程科学学报, 2016, 38(4): 546)
- [9] Ji X L, Liu Z X, Lü Q, et al. Analysis on slag skull on BF copper cooling stove for vanadium-bearing titaniferous magnetite smelting. *Iron Steel Vanadium Titanium*, 2012, 33(1): 55
(计秀兰, 刘增勋, 吕庆, 等. 冶炼钒钛磁铁矿高炉的铜冷却壁挂渣分析. 钢铁钒钛, 2012, 33(1): 55)
- [10] Shi L, Guo Y M, Cao F J. Research on creep deformation of cast copper staves. *J Inner Mongolia Univ Sci Technol*, 2013, 32(1): 42
(石琳, 郭永茂, 曹福军. 铸铜冷却壁蠕变变形研究. 内蒙古科技大学学报, 2013, 32(1): 42)
- [11] Wei Y, Kong J Y, Jiang B X, et al. Numerical simulation and structural optimization of BF bosh cast copper cooling wall. *Foundry Technol*, 2013, 34(7): 918
(魏渊, 孔建益, 姜本熹, 等. 高炉炉腹区域铸铜冷却壁的数值模拟及结构优化. 铸造技术, 2013, 34(7): 918)
- [12] Deng K, Cheng H E, Wu L J, et al. Influence of structural parameters on temperature field and thermal stress of BF cooling stove. *J Iron Steel Res*, 2006, 18(2): 1
(邓凯, 程惠尔, 吴俐俊, 等. 结构参数对高炉冷却壁温度场及热应力分布的影响. 钢铁研究学报, 2006, 18(2): 1)
- [13] Chen M X. *Elasticity and Plasticity*. Beijing: Science Press, 2007
(陈明祥. 弹塑性力学. 北京: 科学出版社, 2007)
- [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, 程素森, 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] Liu Z X. *Coupled Thermo-mechanical Analysis about Blast Furnace Staves* [Dissertation]. Shenyang: Northeastern University, 2009
(刘增勋. 高炉冷却壁热力耦合分析[学位论文]. 沈阳: 东北大学, 2009)
- [16] Ma H B, Zhang H S. Conclusion from copper cooling stove application for Shougang No. 2 BF. *Ironmaking*, 2008, 27(5): 9
(马洪斌, 张贺顺. 首钢2号高炉铜冷却壁使用的体会. 炼铁, 2008, 27(5): 9)
- [17] Fan C Q, Wang F, Li Y S. The study of control measures on slag crust fall off for No. 3 blast furnace in Ansteel // 2014 Annual National Ironmaking Technology and Academic Conference. Zhengzhou, 2014: 157
(范崇强, 王飞, 李永胜. 鞍钢3号高炉控制渣皮脱落措施的研究 // 2014年全国炼铁生产技术会暨炼铁学术年会. 郑州, 2014: 157)
- [18] Liao Y T, Bi L G, Yang J, et al. Production practice of applying thin-skinned lining for No. 8 blast furnace in Liugang. *Sci Technol Liuzhou Steel*, 2009, 37(1): 12
(廖玉通, 闭立钢, 杨剑, 等. 柳钢8号高炉应用薄壁炉衬生产实践. 柳钢科技, 2009, 37(1): 12)