

引文格式:张家元,陈卓,罗晓倩,等.铜闪速炉余热锅炉高温腐蚀及其仿真优化研究[J].中国有色冶金,2025,54(6):135-147.
ZHANG Jiayuan, CHEN Zhuo, LUO Xiaoqian, et al. Research on the high-temperature corrosion mechanisms and simulation optimization of the waste heat boiler in copper flash smelting furnaces[J]. China Nonferrous Metallurgy, 2025, 54(6): 135-147.

铜闪速炉余热锅炉高温腐蚀及其仿真优化研究

张家元¹, 陈卓¹, 罗晓倩¹, 王国珍², 丁洋东², 和玉椿¹, 万兴邦¹

(1. 中南大学能源科学与工程学院, 湖南长沙 410083;
2. 江西铜业股份有限公司贵溪冶炼厂, 江西贵溪 335424)

[摘要] 铜闪速炉余热锅炉的高温腐蚀常发生在余热锅炉辐射部前墙至挡板之间的顶棚处,其始终制约着余热锅炉的安全高效运行。本文以降低铜闪速炉余热锅炉高温腐蚀、规避水冷壁局部高温为目标,通过构建辐射部三维模型,研究炉内烟气流动与传热规律,并对锅炉结构进行优化设计以改善腐蚀问题。研究发现:烟气冲顶现象是导致锅炉辐射部发生高温腐蚀的主要原因;增大锅炉入口尺寸、调整锅炉挡板结构和位置均可以有效地通过控制烟气流速和温度来减轻锅炉顶棚的高温腐蚀;盐化风各项参数对炉内烟气温度场影响则可忽略。采用数值模拟结果对锅炉入口尺寸及挡板位置、结构进行优化,将前墙入口横截面增至4.1 m×4.5 m(宽×高)后,烟气平均速度降低了14%,最大速度降低了21%,锅炉腐蚀温度区(1 467~1 531 K)与顶棚间距增加了2.6 m,说明优化后的锅炉结构能够有效抑制冲顶趋势,并通过降低顶棚温度来减轻锅炉腐蚀。

[关键词] 铜闪速炉;余热锅炉;高温腐蚀;多物理场;数值模拟;烟气冲顶;锅炉入口尺寸;挡板结构

[中图分类号] TF811; TF066 [文献标志码] A [文章编号] 1672-6103(2025)06-0135-13

DOI:10.19612/j.cnki.cn11-5066/tf.2025.06.013

0 引言

闪速熔炼作为一种先进且节能的生产工艺,在现代铜金属生产中占据着举足轻重的地位。据统计,全球约有50%的铜是通过该方法生产的^[1,2]。余热锅炉作为铜闪速熔炼流程中的关键设备,不仅负责回收高温烟气的余热,还承担着对烟气进行初步除尘的任务,其稳定运行对整个冶炼厂的效率和资源再利用至关重要^[3]。余热锅炉由辐射部和对流部组成,辐射部空间比对流部大,高温烟气、熔融以及半熔融的烟尘会在辐射部迅速冷却^[4]。然而,进入余热锅炉的高温烟气含有腐蚀性气体成分,并

且烟尘中含有金属氧化物、硫酸盐、磁铁矿等复杂成分,易造成锅炉腐蚀,导致其停机^[5]。

腐蚀一般分为高温腐蚀和低温腐蚀^[6]。低温腐蚀主要指硫酸露点腐蚀,当受热面温度低于硫酸露点温度时,硫酸蒸气凝结于管壁面而发生腐蚀,余热锅炉炉膛漏风处、对流部尾部等位置极易发生低温腐蚀^[7]。高温腐蚀是复杂的物理化学过程,在烟气温度高且积灰富集区易发生,余热锅炉辐射部前墙至挡板之间的顶棚处常发生高温腐蚀^[8]。有研究表明,当烟气温度超过1 033 K时,腐蚀速率与相同烟气温度下的壁温成正比^[9]。此外,温度升高会加速导致腐蚀的化学反应,从而加剧腐蚀的发展^[10]。Paz等^[11,12]研究了“高温腐蚀记忆”,即最初的腐蚀环境会影响随后的腐蚀速率。结果表明,初始形成腐蚀性较弱的沉积物,可能会降低在较强腐蚀性环境中的腐蚀程度,反之,初始形成腐蚀性较强的沉积物,可能会加剧在较弱腐蚀性环境中的腐蚀

[收稿日期] 2025-04-10

[第一作者] 张家元(1968—),男,湖北浠水人,博士,教授,主要从事炉窑热工仿真与诊断教学科研工作。

[通信作者] 万兴邦(1992—),男,湖南常德人,博士,副教授,主要从事有色金属的高效提取及其过程强化调控研究。

程度。由于每种金属和合金都有独特的反应机理和对腐蚀的敏感性,而腐蚀反应又高度依赖于腐蚀环境,因此,探索不同环境中发生的关键腐蚀机理至关重要^[13]。对于余热锅炉的高温腐蚀,提出通过控制源头物料、控制冶炼过程中的氧势、使用耐腐蚀材料、改进涂层成分及加工工艺等方式来降低其腐蚀速率^[14, 15]。

目前,对于余热锅炉的腐蚀机理分析已开展过许多实验研究^[16-18],已在宏观层面上对腐蚀现象及腐蚀机理有了一定的认识。但实验对于余热锅炉内部流动和传热过程信息的获取存在困难,而这些过程对于深入理解腐蚀机理同样重要。因此,计算流体力学(CFD)被广泛用于研究闪速炉及余热锅炉内部的流场与温度场^[19]。

近几年,有学者针对铜冶炼系统余热锅炉内部烟尘黏结与腐蚀的问题,通过改变盐化风送风模式与余热锅炉结构进行数值仿真优化研究。Zhang等^[20]为了解决余热锅炉低温腐蚀和结渣问题,将控制罩与锅炉间隙控制在50 mm以内,并通过在辐射部入口加装辐射板,改善了余热锅炉内部流场和温度场,从而预防熔渣形成并增强余热锅炉的传热性能,提高了冶炼系统的运行效率。Schmidt等^[21, 22]使用欧拉-拉格朗日方法研究了工业规模余热锅炉中烟尘沉降和积聚问题,发现颗粒的沉降取决于颗粒的大小,且辐射部气体冷却缓慢会导致颗粒积聚区域扩大。此外,还评估了挡板设计对烟尘沉降和积聚的影响,发现不同的挡板位置与设计会导致烟尘沉积差异。Hu等^[23]采用多相质点网格模型(MP-PIC)对余热锅炉内烟气流场、温度场、颗粒沉降及腐蚀行为进行数值模拟,研究发现,通过优化锅炉结构,如调整挡板间距和辐射部入口角度,可以提高换热效率,增加粉尘沉积率,并减少锅炉壁面的腐蚀,从而提升余热锅炉的操作效率和寿命。除了对余热锅炉结构进行优化,张劲松等^[24]还根据构建的盐化反应状态指标——混合均匀度对不同的盐化风送风模式进行了评估和优化,有效改善了余热锅炉内部的烟尘黏结问题。

以上研究对挡板的位置、间距和形状、辐射部的入口角度、辐射部大小及出口位置、盐化风送风模式等设计进行了仿真优化,并获得了一定的有益效果。然而,在实际运行中,高温腐蚀问题始终制约着余热锅炉的安全高效运行,特别是水冷壁局部高温现象

可能引发一系列严重后果。为解决这一核心问题,本文以降低铜闪速炉余热锅炉高温腐蚀、规避水冷壁局部高温为目标,通过构建辐射部三维模型,采用数值仿真方法深入剖析高温腐蚀机理,进而探索出切实可行的预防及解决措施。

1 余热锅炉辐射部数值模型

1.1 物理模型及网格划分

辐射部是影响铜闪速炉余热锅炉寿命的主要部位,其四周被 Ω 型水冷壁包围,内部设有辐射屏与挡板,前墙入口截面上部设有4根盐化风管。将各部分结构做适当简化后的物理模型如图1所示。计算域长23.52 m、宽6.97 m、高14.97 m(长、宽、高分别对应模型中的 Z 、 X 、 Y 方向坐标轴),内部结构包括:前墙入口上方四个盐化风口;由9块长为6.5 m、宽为0.448 m的管屏组成的1组挡板(在距离前墙12 m处);1组长为6.5 m、宽为1.5 m的辐射屏(在距离挡板7.5 m处)。

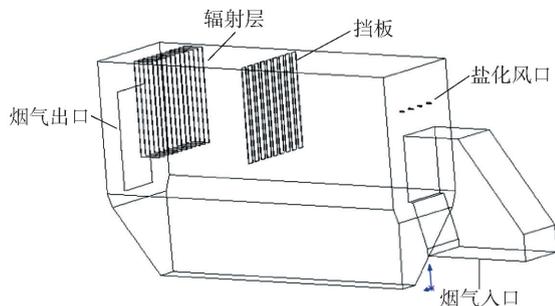


图1 余热锅炉物理模型图

Fig. 1 Physical model of the waste heat boiler

进行网格划分时,为兼顾网格质量与数量,将整体模型划分为51个区域,并分别设置了129万、295万、390万的三组不同数量的网格单元以进行网格独立性验证。数值仿真计算结果表明,三组网格下计算域内的流场与温度场均具有相同的分布情况,考虑到计算成本与计算精度,本研究采用295万单元数量的网格进行后续计算,网格划分情况如图2所示。

1.2 数学模型

通过建立合适的数学模型求解气相与颗粒间的传热、传质过程,其中,采用欧拉法求解气相方程,采用拉格朗日法求解颗粒相方程。对于湍流,使用标准 $k-\varepsilon$ 模型,辐射使用P1模型。

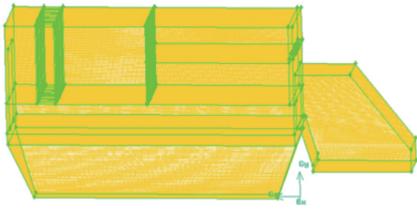


图2 计算区域网格划分图

Fig. 2 Mesh division of the computational domain

1.2.1 气相控制方程

用以描述和求解气粒两相传递过程的控制方程如下所示^[25-27]。

气相通用控制方程表示为式(1)。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \nabla(\rho\mathbf{u}\phi) = \nabla(\Gamma_\phi \nabla\phi) + S_\phi \quad (1)$$

式中: ρ 为气体密度, kg/m^3 ; ϕ 为通用因变量; \mathbf{u} 为速度矢量, m/s ; Γ_ϕ 为扩散系数, m^2/s ; S_ϕ 为气相与颗粒相间相互作用产生的源相。

方程中的参数 ϕ 、 Γ_ϕ 、 S_ϕ 在不同控制方程中的取值见表1。

表1 气相控制方程各项对应取值

Table 1 Parameters of gas-phase governing equations

| 方程 | ϕ | Γ_ϕ | S_ϕ |
|--------|---------------|----------------------------|--|
| 质量 | 1 | 0 | S^m |
| 动量 | \mathbf{u} | μ_e | $-\nabla p + \nabla(\mu_e(\nabla\mathbf{u})^T) + \Delta\rho g + \mathbf{u}S^m$ |
| 湍动能 | k | μ_e/σ_k | $P_k - \varepsilon$ |
| 湍动能耗散率 | ε | μ_e/σ_ε | $C_1 S \varepsilon - \frac{C_2 \varepsilon^2}{k + \sqrt{\mu_e \varepsilon}}$ |
| 能量 | h | μ_e/σ_h | $-Q_h$ |
| 组分 | Y_i | μ_e/σ_Y | $-\omega_i$ |

表中: S^m 为质量源相,表示气相由于气固反应而产生的单位体积内质量的变化率, $\text{kg}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$; μ_e 为有效黏度, $\text{Pa} \cdot \text{s}$; σ 为普朗特常数; k 为湍动能, m^2/s^2 ; P_k 为湍动能生成项,表示单位体积内湍动能的生成速率, W/m^3 ; ε 为湍动能耗散率, m^2/s^3 ; Q_h 为热源项,表示由于化学反应与辐射换热引起的单位体积内热量的变化率, W/m^3 ; ω_i 为气体组分的源相,表示某一气体组分 i 在单位体积内的生成或消耗速率, $\text{kg}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$; C_1 、 C_2 为常数。

1.2.2 颗粒相控制方程

颗粒运动轨迹与温度分别通过求解动量方程与能量方程确定。在求解颗粒相运动时,仅考虑重力

及气相运动对颗粒产生的作用力,运动过程控制方程见式(2)。

$$m_p \frac{d\mathbf{u}_p}{dt} = F_D(\mathbf{u} - \mathbf{u}_p) + m \frac{g(\rho_p - \rho)}{\rho_p} \quad (2)$$

式中: m_p 为颗粒质量, kg ; F_D 为气相对颗粒相的作用力, N ; \mathbf{u}_p 和 \mathbf{u} 分别为颗粒相和气相的速度矢量, m/s ; ρ_p 和 ρ 分别为颗粒相和气相的密度, kg/m^3 ; g 为重力加速度, m/s^2 。

颗粒传热过程控制方程见式(3)。

$$m_p c_p \frac{dT_p}{dt} = \pi d_p \lambda Nu (T_g - T_p) + \sum \frac{dm_p}{dt} H_{\text{reac}} + A_p \varepsilon_p (\pi I - \sigma_B T_p^4) \quad (3)$$

式中: c_p 为颗粒的比热容, $\text{J}/\text{kg} \cdot \text{K}$; d_p 为颗粒直径, m ; λ 为气体导热系数, $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$; Nu 为努塞尔数, $Nu = hd_p/\lambda = 2 + 0.6Re^{1/2}Pr^{1/3}$,其中, h 为传热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$, Re 为雷诺数, Pr 为气相的普朗特数 ($Pr = \mu_g c_{p,g}/\lambda$); T_g 和 T_p 分别为气体和颗粒的温度, K ; H_{reac} 为颗粒反应所释放的热量, J/kg ; A_p 为颗粒表面积, m^2 ; ε_p 为颗粒发射率; I 为局部辐射热流密度, W/m^2 ; σ_B 为斯蒂芬·玻尔兹曼常数, $\sigma_B = 5.67 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$ 。

1.2.3 化学反应模型

在余热锅炉前墙入口上方喷入 443.15 K 的空气,以促进烟尘中的多种金属氧化物发生盐化反应,可能发生的主要化学反应方程见表2。

表2 化学反应模型

Table 2 Chemical reaction model

| 化学反应方程式 | $\Delta H/(\text{kJ} \cdot \text{mol}^{-1})$ |
|---|--|
| $\text{Cu}_2\text{S} + 1.5\text{O}_2 = \text{Cu}_2\text{O} + \text{SO}_2$ | -296.86 |
| $\text{Cu}_2\text{O} + \text{SO}_2 + \text{O}_2 = \text{CuO} \cdot \text{CuSO}_4$ | -466.85 |
| $\text{Cu}_2\text{S} + 3\text{O}_2 + \text{SO}_2 = 2\text{CuSO}_4$ | -568.42 |
| $\text{PbO} + \text{SO}_2 + 0.5\text{O}_2 = \text{PbSO}_4$ | -402.12 |
| $\text{ZnO} + \text{SO}_2 + 0.5\text{O}_2 = \text{ZnSO}_4$ | -125.14 |

1.3 边界条件

在进行数值仿真之前,需要建立合适的边界条件以确保仿真结果的准确性和可靠性。

1.3.1 烟气成分

铜闪速炉的烟气成分通过工业测量确定,具体组分及对应体积占比见表3。

表3 烟气组分(体积比)

Table 3 Flue gas composition (volume percent)

| | | | | | % |
|-----------------|-----------------|------------------|----------------|----------------|---|
| SO ₂ | CO ₂ | H ₂ O | O ₂ | N ₂ | |
| 35.24 | 0.94 | 4.62 | 1.22 | 57.8 | |

1.3.2 进出口边界条件

气相入口包括烟气入口与盐化风入口,入口边界条件均为速度入口,其数值为实际运行基准工况下的参数,具体见表4。其中,盐化风的成分为空气,实际盐化风管与前墙存在50°的夹角,而在仿真中将其简化为垂直于前墙伸入,射入的总盐化风速在入口条件设置中利用三角函数关系分设为水平方向和垂直方向的速度。

表4 速度入口边界条件

Table 4 Boundary conditions at the velocity inlet

| 气相入口 | 流量/Nm ³ ·h ⁻¹ | 温度/K | 总速度/m·s ⁻¹ |
|-------|-------------------------------------|-------|-----------------------|
| 烟气入口 | 68 000 | 1 723 | 5.1 |
| 盐化风入口 | 2 000 | 443 | 48.5 |

计算区域的出口设置在余热锅炉辐射部出口,其边界条件设为压力出口。

1.3.3 壁面边界条件

数值计算中各壁面均设置为无滑移壁面,采用标准壁面函数进行计算。铜闪速炉余热锅炉辐射部壁面边界条件划分与位置分布见图3,参数设置见表5。

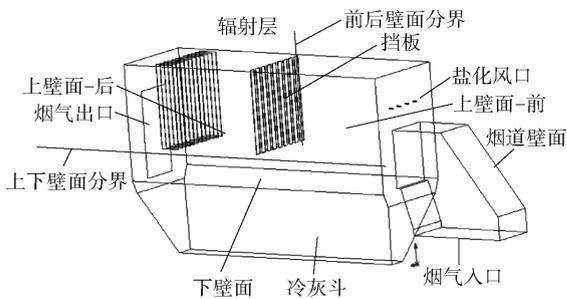


图3 辐射部结构及边界描述图

Fig. 3 Structure and boundary description of the radiation section

2 基准工况仿真结果分析与模型验证

2.1 数值仿真结果分析

余热锅炉辐射部中心面速度矢量分布情况如

表5 壁面边界条件设置

Table 5 Wall boundary condition settings

| 边界名称 | 类型 | 温度/K | 黑度 ε |
|--------|-----|------|------|
| 上升烟道壁面 | 绝热 | — | 0.56 |
| 盐化风管壁面 | 绝热 | — | 0.86 |
| 上壁面—前 | 定壁温 | 823 | 0.78 |
| 上壁面—后 | 定壁温 | 773 | 0.80 |
| 下壁面 | 定壁温 | 673 | 0.82 |
| 冷灰斗 | 定壁温 | 593 | 0.84 |
| 挡板 | 定壁温 | 973 | 0.73 |
| 辐射屏 | 定壁温 | 943 | 0.74 |

图4所示。烟气通过上升烟道进入辐射部,前墙入口面平均速度为9.8 m/s。进入辐射部后,烟气斜向上流动,冲击至顶棚,速度峰值可达15 m/s。顶棚对烟气产生阻力,导致部分烟气沿顶棚回流形成漩涡,而大部分烟气继续朝出口方向流动至挡板处。烟气流经挡板时,主流从底部绕过,部分经挡板间隙继续向前,少量在沿挡板面向底部流动时发生回流,致使挡板前形成较大漩涡。流经挡板后,烟气流速大幅降低,且在紧挨挡板后壁面中心位置产生漩涡,主流最终穿过辐射屏从出口流出。

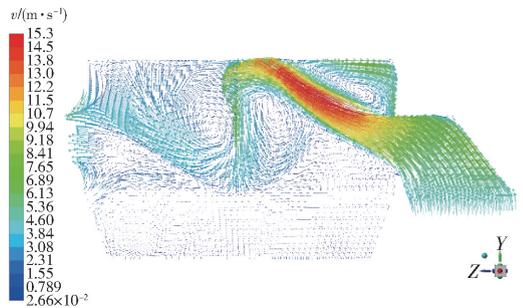


图4 中心面(X=0)速度矢量图

Fig. 4 Velocity vector at the central plane (X=0)

图5展示了烟气的迹线分布情况。由图可知,烟气集中于炉膛上半部分区域,且在前墙与挡板之间的炉膛区域,烟气主要往顶棚流动。而流经挡板后,烟气充满挡板与出口之间的炉膛区域。

图6呈现了余热锅炉辐射部中心面的温度分布情况。从图中能够观察到,高温烟气进入余热锅炉后,烟气温度随着上升高度的增加而逐渐降低,不过到达顶棚时,其温度仍然高于1 400 K,且高温区域相对集中烟气冲顶的最高温度点位于挡板前方,流

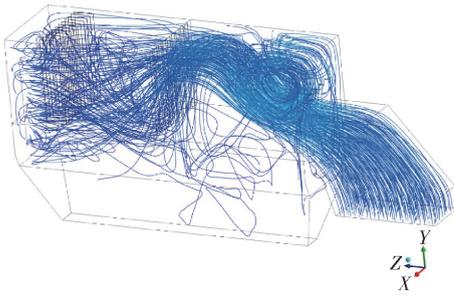
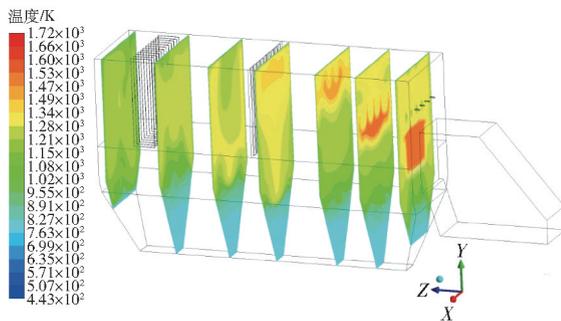
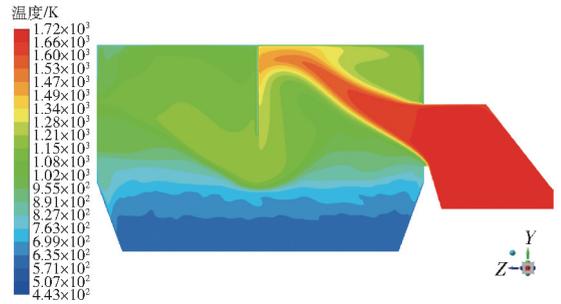


图5 迹线分布图

Fig. 5 Streamline distribution

经挡板后,温度显著下降,且未出现明显的高温区域,整体温度分布较为均匀。

通过对图7所示的长度及高度方向不同截面温度云图进行综合分析,可以得出以下结论:在前墙至挡板之间的区域,烟气温度沿炉膛高度上升方向逐渐降低,且存在间隔范围内的小幅下降现象,这主要是由于低温盐化风的喷入导致流经位置的烟气温度

(a) 长度方向各截面($Z=1\text{ m}, 4\text{ m}, 11.5\text{ m}, 15\text{ m}, 19\text{ m}, 23\text{ m}$)温度云图图6 中心面($X=0$)温度云图Fig. 6 Temperature contour at the central plane ($X=0$)

降低。挡板至出口区域的温度分布较为均匀,而在挡板附近的区域,不过烟气温度分布呈现中间低、两侧高的特点,这一现象归因于该区域内中线位置的烟气旋流,该旋流阻碍了烟气朝出口方向流动而偏向两侧。辐射屏前方无显著高温区域,烟气温度分布均匀,有利于辐射屏均匀受热。

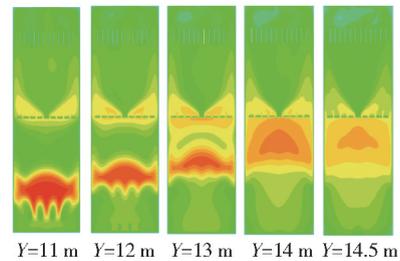
(b) 高度方向各截面($Y=11\text{ m}, 12\text{ m}, 13\text{ m}, 14\text{ m}, 14.5\text{ m}$)温度云图

图7 不同截面处温度云图

Fig. 7 Temperature contours at different cross-sections

2.2 模型验证

2.2.1 实测数据对比

本研究通过对比数值仿真结果与多组生产实测数据来验证模型的可靠性。在盐化风入口风量设定为 $2000\text{ Nm}^3/\text{h}$ 的基准工况条件下,将实测温度与基准工况仿真计算所得的出口截面平均温度(1005.2 K)进行误差分析,结果如表6所示。所有误差均低于 10% ,处于工程误差范围内,表明所构建的计算模型具有可靠性,可用于后续优化研究。

2.2.2 实际现象对比

1) 高温腐蚀主要在烟气温度 1073 K 以上时出现,多为积灰富集区,且温度越高腐蚀越快。在数值仿真计算中距前墙 $8\sim 9\text{ m}$ 位置区域顶棚处烟气温

表6 出口温度实测值与模拟计算值对比

Table 6 Comparison of outlet temperature between experimental data and simulation results

| 实测序号 | 加套管温度/ K | 相对误差/ $\%$ | 裸露温度/ K | 相对误差/ $\%$ |
|------|-------------------|------------|------------------|------------|
| 1# | 1028.77 | 2.29 | 1056.49 | 4.85 |
| 2# | 1007.89 | 0.27 | 1052.8 | 4.52 |
| 3# | 1042.68 | 3.59 | 1084.55 | 7.32 |
| 4# | 1040.54 | 3.40 | 1085.54 | 7.40 |
| 5# | 1035.72 | 2.95 | 1087.05 | 7.53 |
| 6# | 1038.27 | 3.19 | 1074.63 | 6.46 |
| 7# | 1025.27 | 1.96 | 1058.83 | 5.07 |
| 平均值 | 1031.31 | 2.52 | 1071.41 | 6.16 |

度超过 1 400 K,说明此区域腐蚀会较为严重,通过现场验证,在实际运行中距前墙 8 ~ 9 m 的顶棚区域高温腐蚀严重。

2) 数值仿真计算中挡板处及入口烟气温度高于 1 400 K,此温度高于烟尘熔点(1 273 K),烟尘容易熔融,从而导致结渣,在实际运行中挡板与盐化风管口正下方确有长期结渣。

根据以上工厂实际运行现象与数值仿真预测结果的对应,可加以说明该模型的可靠性。

3 腐蚀机理及铜闪速炉余热锅炉辐射部结构优化

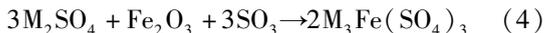
3.1 腐蚀机理

3.1.1 低温腐蚀

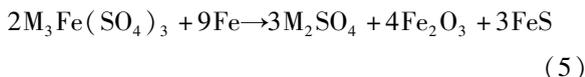
铜精矿中高含量的 S 元素致使烟气含高浓度 SO_2 ,部分 SO_2 在金属氧化物催化下转变成 SO_3 ,与烟气中水分生成硫酸蒸气,若锅炉水冷壁温度低,硫酸蒸气凝结成溶液腐蚀金属,因在低温下发生,称低温腐蚀,其均匀性腐蚀特点严重危害余热锅炉安全运行^[28]。影响露点的主要因素有温度、 SO_3 和水蒸汽,烟气中水蒸汽含量 5% ~ 15%,酸露点随其增加先升后缓,烟尘催化下过量空气氧化 SO_2 为 SO_3 ,同时稀释硫酸蒸气浓度,最终降低露点。正常管壁温度约 673 K 高于硫酸露点温度,低温腐蚀可能性低,但停炉检修或漏风时,烟气与壁温骤降且空气进入,可能引发严重结露致管道失效泄漏。

3.1.2 高温腐蚀

高温腐蚀通常发生在高温烟气环境中,主要与烟气中的硫化物、氯化物以及碱金属盐的沉积有关^[29]。辐射部烟尘及严重腐蚀部位的管壁腐蚀层沉积物包含硫酸铁碱金属复盐、金属氧化物、硫酸铁、磁性铁等多种物相^[30]。闪速炼铜时矿物燃烧形成金属氧化物(含碱金属氧化物 M_2O , $\text{M} = \text{Na}, \text{K}$ 等),高温烟气中 SO_2 在金属氧化物催化下转变为 SO_3 ,碱金属氧化物与 SO_3 反应生成碱金属硫酸盐 M_2SO_4 ,其沉积于管壁后吸收 SO_3 并与管壁氧化铁保护层反应生成熔融硫酸盐 $\text{M}_3\text{Fe}(\text{SO}_4)_3$ (式(4)),沉积物堆积导致壁面换热恶化,高温下沉积物粘结后破坏表面保护层,致使管道减薄甚至穿孔失效^[31]。Furugaki 等^[32]的研究表明,沉积物往往具有温度梯度,这会导致腐蚀加快。



辐射部烟灰与炉管中 Na^+ 、 K^+ 定量分析显示 Na^+ 与 K^+ 物质的量比在 1:3 ~ 1:5 之间。当特定复合熔融盐中 $\text{Na}_3\text{Fe}(\text{SO}_4)_3/\text{K}_3\text{Fe}(\text{SO}_4)_3$ 混合物物质的量比为 1:1 ~ 1:4 时,熔点可降低至 823 K^[33],从而会引发快速熔融盐腐蚀与循环反应,见式(5)(6)。



本文主要对入炉高温烟气冲击顶棚导致的高温腐蚀进行研究。结合仿真分析,高温烟气与顶棚接触,一方面,烟气中 SO_2 可与金属发生硫化反应,生成的硫化物会改变金属表面的结构和性能,使金属更易受到进一步的腐蚀侵害,且硫化物的存在可能会引发局部腐蚀,加速损坏;另一方面,在高温、高硫氧化物环境下,受热面金属的氧化膜可能会被破坏或发生硫化反应,从而金属基体暴露在腐蚀环境中,加速腐蚀进程,且高温环境会使反应速率加快。此外,烟尘随烟气运动,当遇到受热面时会发生沉积,沉积的烟尘可以为腐蚀介质提供更多的附着点和反应场所,促进腐蚀的进行。而且,在烟气流动的冲刷作用下,这种不稳定的腐蚀层可能会脱落,重新暴露金属基体,导致腐蚀不断循环进行。

基于以上分析,铜闪速炉余热锅炉的高温腐蚀是一个复杂的物理化学过程,受到烟气成分、受热面材质、温度、烟尘等多方面因素的综合影响,所以通过优化锅炉结构设计、合理控制参数等措施降低高温腐蚀的发生。

3.2 烟气入口尺寸优化

根据前述分析,入炉烟气冲顶会导致顶棚受热面局部高温腐蚀,故考虑通过增大烟气入口截面面积以降低烟气速度,从而增大顶棚与高温烟气距离,以预防顶棚高温腐蚀。以烟气入口尺寸为变量,实验设计详见表 7,其中,第 1 组为基准工况。为了排除盐化风口对烟气入口的干扰,从而较为准确地反映烟气入口在前墙的占比,烟气入口面积占前墙面积的比例按照式(7)计算。

烟气入口面积占前墙面积的比例 =

$$(\text{烟气入口面积}/\text{前墙面积}) \times 100\% \quad (7)$$

式中:前墙面积 = 前墙总面积 - 盐化风口面积;烟气入口面积则为前墙上烟气入口的实际流通面积。

考虑到实际运行中顶棚腐蚀常发生在距前墙

8~9 m 的位置,根据基准工况结果确定了该位置烟气最高温度区间为 1 467~1 531 K,因此,烟气距离顶棚高度和冲顶位置距前墙的距离均以该温度区间上边缘为基准。

表 7 不同入口尺寸均匀实验表

Table 7 Orthogonal experimental design for different inlet dimensions

| 设计序号 | 宽/m | 高/m | 烟气入口面积占前墙面积的比例/% |
|-----------------|-----|-----|------------------|
| 1 [#] | 3.5 | 4.5 | 25.1 |
| 2 [#] | 3.5 | 4.8 | 26.8 |
| 3 [#] | 3.5 | 5.1 | 28.5 |
| 4 [#] | 3.5 | 5.4 | 30.1 |
| 5 [#] | 3.7 | 4.5 | 26.5 |
| 6 [#] | 3.7 | 4.8 | 28.3 |
| 7 [#] | 3.7 | 5.1 | 30.0 |
| 8 [#] | 3.7 | 5.4 | 31.9 |
| 9 [#] | 3.9 | 4.5 | 28.0 |
| 10 [#] | 3.9 | 4.8 | 29.8 |
| 11 [#] | 3.9 | 5.1 | 31.7 |
| 12 [#] | 3.9 | 5.4 | 33.6 |
| 13 [#] | 4.1 | 4.5 | 29.4 |
| 14 [#] | 4.1 | 4.8 | 31.4 |
| 15 [#] | 4.1 | 5.1 | 33.3 |
| 16 [#] | 4.1 | 5.4 | 35.3 |

各实验组前墙至挡板之间的炉膛区域中心截面温度云图如图 8 所示,每一张云图中均标注有温度为 1 467~1 531 K 区间的高温烟气所处位置。

图 9 为各实验组顶棚处烟气最高温度与烟气距顶棚高度。由图可以直观看出,入口面积增大后除 6[#]、8[#]、10[#]、12[#]外,烟气距顶棚的距离均增加,最远为 2.7 m,较优化前增加 1.9 m。到达顶棚的烟气温度最低降至 1 333 K,较优化前降低 94 K。

图 10 为各实验组入口烟气平均速度及烟气最大速度。由图可知,入口面积增大后余热锅炉辐射部前墙入口平均速度与烟气最大速度显著降低,最低值分别为 6.9 m/s 与 12.3 m/s。烟气速度的降低有助于减少烟气对顶棚的直接冲刷作用。

选择顶棚处最高烟气温度较低、烟气距顶棚高度较高的 13[#]作为最优入口尺寸工况进行进一步分析。基准工况与最优入口尺寸工况中心面速度矢量

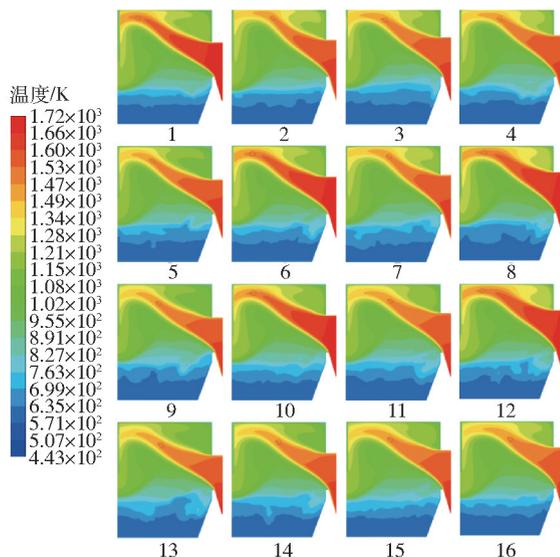


图 8 各实验组前墙至挡板间中心面温度分布云图

Fig. 8 Temperature contours at the central plane between the front wall and the baffle for each case

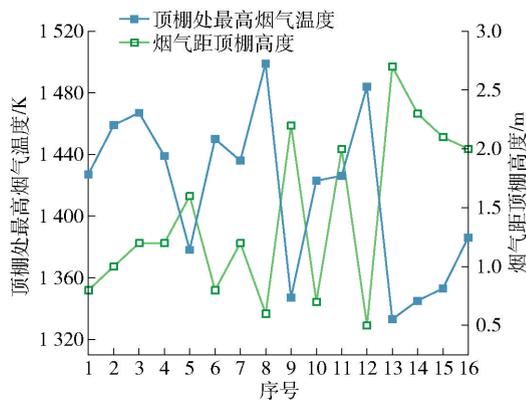


图 9 各实验组顶棚处最高烟气温度与烟气距顶棚高度

Fig. 9 Maximum flue gas temperature at the ceiling and distance from the ceiling for each case

图及温度云图对比如图 11 所示。对比可知,最优入口尺寸工况与基准工况的烟气运动趋势及与周围壁面的传热趋势一致。由速度矢量图可知,最优入口尺寸工况前墙与顶棚之前区域、挡板前后仍存在不同范围的旋流,不过斜向上冲击顶棚的烟气速度降低,最大为 12.3 m/s,较优化前降低 2.7 m/s。由温度云图可知,最优入口尺寸工况下的高温烟气在前墙与顶棚之前区域显著降低,优化后,1 467~531 K

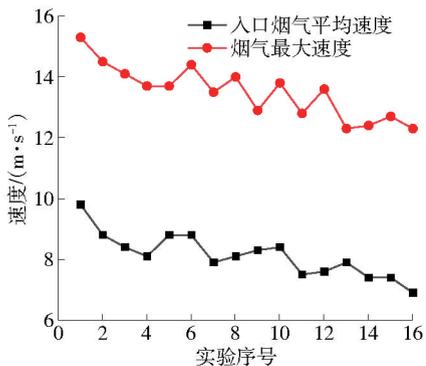


图 10 各实验组入口烟气平均速度及烟气最大速度

Fig. 10 Average and maximum flue gas velocity at the inlet for each case

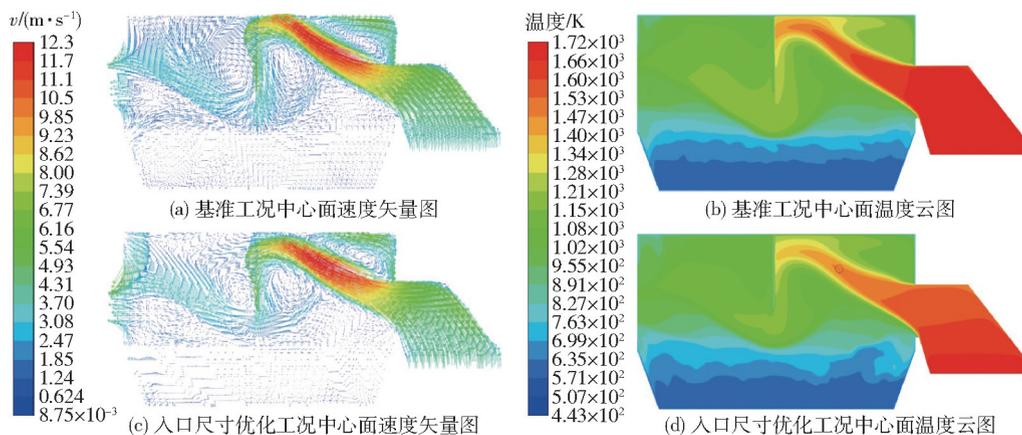


图 11 基准工况与最优入口尺寸工况中心面速度矢量图及温度云图对比

Fig. 11 Comparison of velocity vectors and temperature contours between the baseline case and the optimized inlet size case at the central plane

挡板承受的温度超 1 470 K,一方面,要考虑挡板的耐高温性能与耐冲刷磨损性能,另一方面,需考虑挡板面黏性结渣增加进而存在高温腐蚀的风险。

3.4 挡板结构优化

为改善烟气冲击顶棚的趋势,进而减少烟气对顶棚的冲刷,提出将挡板无缝结构整合至炉内现有有缝挡板中,构建有缝与无缝混合的结构形式,结构示意图如图 13 所示。

基于基准工况参数,对挡板上部进行不同长度(1.5 m、2 m、2.5 m、3 m)的无缝结构改造,并开展模拟研究,获得与基准工况相似的流场与温度场规律。

从不同无缝挡板长度下炉内烟气迹线分布(图 14)来看,入炉烟气直接冲击顶棚的趋势消失,这能有效减轻烟气对顶棚的直接冲刷以及顶棚面粘结性

温度区间的高温烟气距离顶棚 2.7 m,较优化前增加了 1.9 m。

3.3 挡板位置优化

为减轻高温烟气对顶棚的直接冲刷,考虑使高温烟气斜向上流动的最高点位于挡板而非顶棚,从而有效减轻烟气对顶棚的冲刷,提高顶棚管材的使用寿命。

为此,在保持其他参数不变的前提下,分别将挡板前移至距前墙 11 m、10 m、9 m、8 m、7 m 处,各模拟结果的炉膛中心截面温度分布如图 12 所示。

由图可知,缩短挡板与前墙之间的距离,烟气斜向上流动冲击到挡板,能减轻烟气对顶棚的冲刷,且顶棚的烟气温度显著低于挡板的烟气温度。然而,

积灰的发生。当无缝挡板长度为 1.5 m 时,前墙与挡板间区域下部迹线数量明显少于其他实验。其他实验在该区域流线分布相对均匀,其中无缝挡板长度为 2 m 时流线分布最为均匀。在各实验的挡板与辐射屏间靠近顶棚位置区域均存在不同范围的旋流,无缝挡板长度为 2 m 时旋流范围最小,当无缝挡板长度大于 2 m 时,该区域旋流范围随长度增加而扩大。为确保贴近旋流区的顶棚面与挡板面受热均匀,应使该区域流线数量多且分布均匀。综合分析可知,无缝挡板长度为 2 m 时,不仅前墙与挡板间流线分布均匀,而且挡板与辐射屏间靠近顶棚区域旋流范围最小,能更好地保证此区域顶棚面与挡板面受热均匀。

图 15 展示了不同无缝挡板长度下烟气在不同

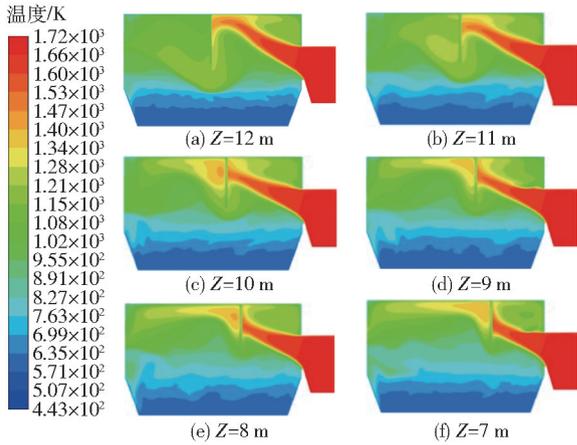


图 12 挡板距前墙不同距离时中心截面温度云图
Fig. 12 Temperature contours at the central plane with different baffle distances from the front wall

对较低。但由前述分析可知,无缝挡板长度为 1.5 m 时,烟气在前墙与挡板间区域的流动集中于辐射部上部,而在其他工况下,烟气在整个空间内的流动更为均匀,故后续的研究不再采用 1.5 m 无缝挡板长度。

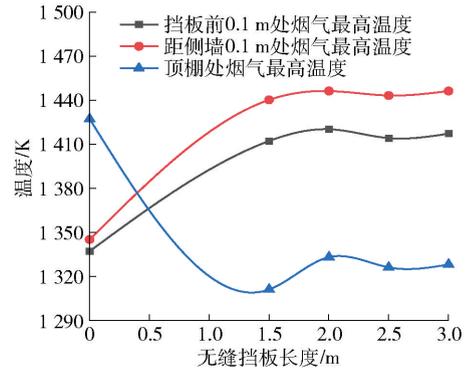


图 15 不同无缝挡板长度下烟气在不同位置处的最高温度
Fig. 15 Maximum flue gas temperature at different locations with varying seamless baffle lengths

在最优入口尺寸工况条件下,保持其他参数不变,改变无缝挡板的长度,其具体参数及模拟结果见表 8。由表可知,改变挡板结构后顶棚面最高烟气温度显著下降,最低降至 1 225 K,低于烟尘最高熔融温度 1 273 K,可有效避免顶棚处粘结性积灰的产生。但挡板前 0.1 m 处最高烟气温度与距侧墙 0.1 m 处烟气最高温度均上升。烟气流动过程中的最大速度与挡板后顶棚位置处炉内负压值无明显变化。

表 8 最优入口尺寸下挡板无缝与有缝结构混合模拟结果

Table 8 Mixed simulation results of seamless and slotted baffle structures under the optimal inlet size

| 无缝挡板长度/m | 挡板前 0.1 m 处最高烟气温度/K | 距侧墙 0.1 m 处最高烟气温度/K | 顶棚处最高烟气温度/K |
|----------|---------------------|---------------------|-------------|
| 0.0 | 1 337 | 1 345 | 1 333 |
| 2.0 | 1 413 | 1 445 | 1 266 |
| 2.5 | 1 411 | 1 441 | 1 269 |
| 3.0 | 1 409 | 1 446 | 1 258 |
| 3.5 | 1 422 | 1 452 | 1 260 |
| 4.0 | 1 389 | 1 454 | 1 225 |

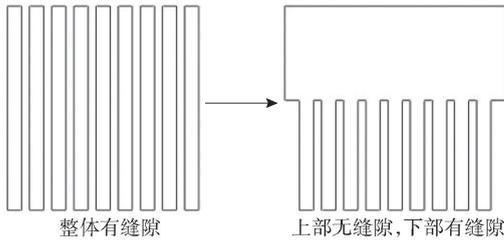


图 13 挡板有缝无缝整合结构示意图
Fig. 13 Schematic of integrated baffle structure with and without slots

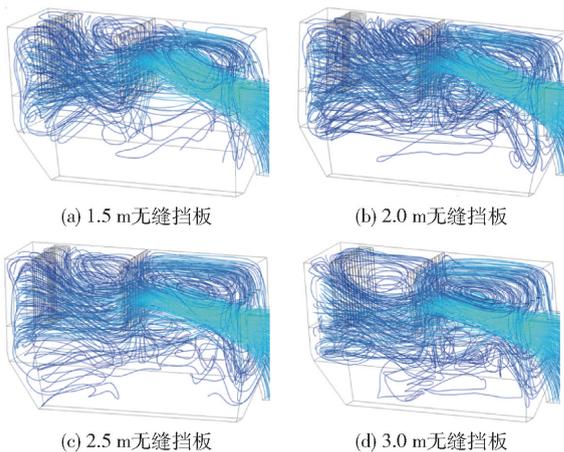


图 14 不同无缝挡板长度下炉内烟气迹线分布图
Fig. 14 Flue gas streamlines under different lengths of seamless baffles

位置处的最高温度变化曲线。结果显示,当无缝挡板长度设定为 1.5 m 时,顶棚处的烟气最高温度相

表 8 中各实验组的中心截面温度图与速度矢量

图如图 16 所示。

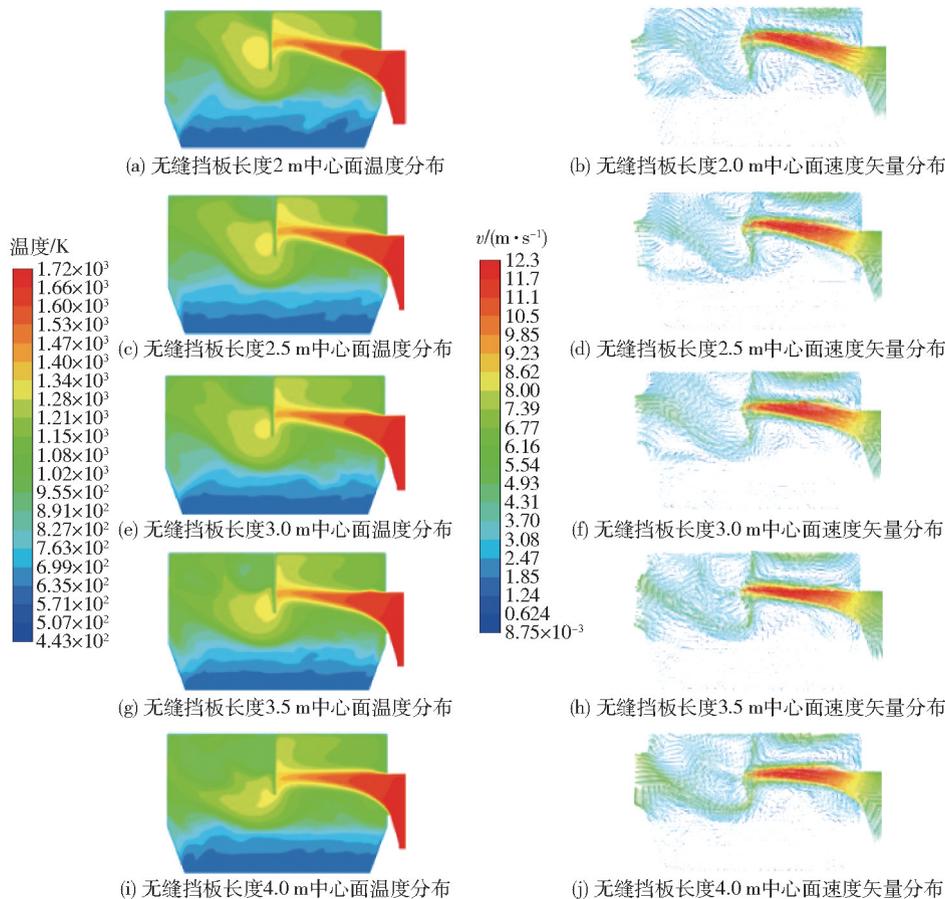


图 16 各实验中心截面温度分布(左列)与速度矢量分布(右列)

Fig. 16 Temperature distribution (left column) and velocity vector distribution (right column) at the central plane for each case

由速度矢量图可知,烟气进入辐射部后整体沿水平方向流动,直接冲击到挡板。烟气冲击到上部无缝挡板时受挡板的阻挡作用,一部分烟气朝顶棚流动,到达顶棚后再次改变方向,在挡板与前墙之间形成巨大的旋流,另一部分通过有缝挡板空隙通过挡板。烟气冲击到下部有缝挡板结构时经挡板空隙或绕到挡板底部通过挡板。流过挡板的烟气绝大部分直接到达辐射屏流向出口,只有极少部分冲击到挡板与辐射屏间的顶棚,从而改变流动方向形成小范围的旋流。由中心截面温度分布图可知,高温烟气斜向上流动的趋势消失,高温烟气整体上沿水平方向流动,到达顶棚面的烟气温度低于 1 300 K,有效避免了顶棚承受的烟气局部温度过高。

由图 17 各试验挡板前 0.1 m 截面处高温烟气的温度对比图可知,挡板为无缝与有缝混合结构时,

冲击挡板的烟气温度升高,无缝挡板长度为 2 m、2.5 m、3 m、3.5 m、4 m 时,较优化前最高烟气温度分别增加 76 K、74 K、72 K、85 K、52 K。烟气温度最高点冲击挡板的位置均位于有缝挡板上部中间区域,同时,高温烟气冲击挡板的位置随无缝挡板长度的增加而向下移动。

3.5 盐化风位置与风量优化

将挡板改为无缝与有缝混合结构虽可有效抑制烟气斜向上流动趋势,但会导致侧墙烟气温度升高。针对该问题,通过调整盐化风喷入角度、前墙盐化风管间距、将盐化风口移至侧墙以及增加盐化风量等方式,深入探究其对辐射部侧墙烟气温度的影响。

在入口尺寸为 $X = 4.1 \text{ m}$ 、 $Y = 4.5 \text{ m}$ 且挡板结构包含 2 m 无缝部分的模型基础上进行数值仿真,每项调整选择一组参数进行模拟,辐射部长度方向挡

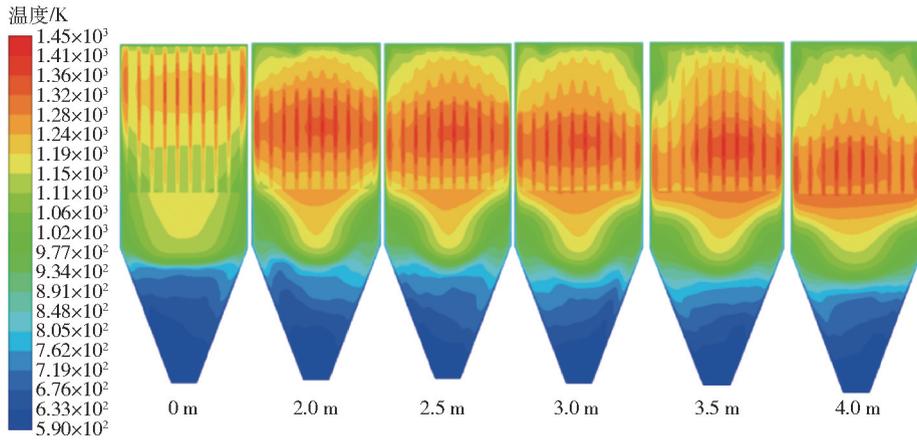


图 17 各试验挡板前 0.1 m 截面温度对比

Fig. 17 Temperature comparison at the cross-section 0.1 m in front of the baffle for each case

板前区域各截面的温度云图见图 18。由图可知,各类模拟结果中侧墙承受的最大烟气温度较优化前无显著变化,均处于 1 450 ~ 1 600 K 范围。此外,对比各类试验与无盐化风喷入工况结果,发现高温烟气

的流动趋势、集中范围以及温度分布等方面均无明显差异,且盐化风各项调整与无盐化风时侧墙处最大烟气温度差值仅为 31 K,由此认为盐化风对辐射部侧墙烟气温度分布影响不显著。

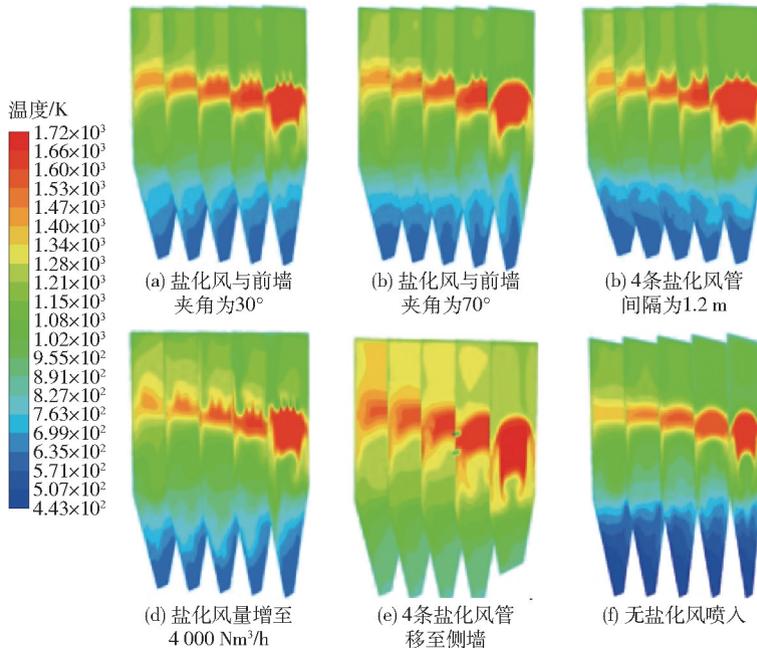


图 18 调整盐化风结构与参数的各类尝试温度分布

Fig. 18 Temperature distributions for different configurations and parameters of the air for sulfation

4 结论

本文建立了铜闪速炉余热锅炉辐射部的数值模型,并通过工业实测数据及实际运行现象证明了模型的可靠性。通过余热锅炉辐射部的烟气流动和温度分布分析,发现烟气进入余热锅炉后存在明显的

冲顶现象,且在特定区域形成了旋流,这些现象对锅炉的高温腐蚀有重要影响。

通过分析其高温腐蚀机理对辐射部结构进行了优化研究。结果表明:增大入口尺寸可降低烟气入口速度从而降低烟气冲顶的高度,在本研究中,烟气入口横截面增至 4.1 m × 4.5 m (宽 × 高)为最优,当

烟气入口截面积占前墙面积的 29.4% 时,烟气最大速度降低了 2.7 m/s, 1467 ~ 1531 K 温度区间的高温烟气与顶棚间距增加了 1.9 m; 调整挡板位置和结构,可以有效控制烟气流速和温度分布,减少高温区域的集中,从而降低顶棚的腐蚀风险,但会造成挡板或者侧墙承受温度过高;而盐化风各项参数对炉内烟气温度场影响则可忽略。

综上所述,本研究为余热锅炉的安全运行和寿命延长提供了科学的优化方案,对于提升能源利用效率和降低成本具有应用价值。

[参考文献]

- [1] SERBULA S M, MILOSAVLJEVIC J S, KALINOVIC J V, et al. Arsenic and SO₂ hotspot in South-Eastern Europe: An overview of the air quality after the implementation of the flash smelting technology for copper production [J]. *Science of the Total Environment*, 2021, 777: 145981.
- [2] WAN X, TASKINEN P, SHI J, et al. A potential industrial waste-waste co-treatment process of utilizing waste SO₂ gas and residue heat to recover Co, Ni, and Cu from copper smelting slag [J]. *Journal of Hazardous Materials*, 2021: 125541.
- [3] 高龙飞. 闪速熔炼炉余热锅炉数值仿真及优化研究[D]. 长沙: 中南大学, 2023.
GAO Longfei. Numerical simulation and optimization research on waste heat boiler of flash smelting furnace[D]. Changsha: Central South University, 2023.
- [4] AFROUZEH M, EHTESHAMZADEH M, JAFARI S, et al. Chemical and mineralogical characterization and thermodynamic investigation of sulphatizing process of flash smelting furnace flue dust and accretions formed in whb transition [J]. *Journal of Chemical Technology and Metallurgy*, 2021, 56(5): 1058 - 1065.
- [5] KUMAR S, KUMAR M, HANDA A. Combating hot corrosion of boiler tubes-A study[J]. *Engineering failure analysis*, 2018, 94: 379 - 395.
- [6] 陈先斌. 浅析闪速炉余热锅炉的腐蚀及防止措施[J]. *铜业工程*, 2000(4): 16 - 17.
CHEN Xianbin. The analysis about the corrosion and the protective measure of the waste heat boiler in FF [J]. *Copper Engineering*, 2000(4): 16 - 17.
- [7] ZUO W, ZHANG X, LI Y. Review of flue gas acid dew-point and related low temperature corrosion [J]. *Journal of the Energy Institute*, 2020, 93(4): 1666 - 1677.
- [8] SRIKANTH S, RAVIKUMAR B, DAS S K, et al. Analysis of failures in boiler tubes due to fireside corrosion in a waste heat recovery boiler[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2003, 10(1): 59 - 66.
- [9] SORELL G. The role of chlorine in high temperature corrosion in waste-to-energy plants [J]. *Materials at High Temperatures*, 1997, 14(3): 207 - 20.
- [10] AHMADI A, SHAYEGANI AKMAL M, PASHA A, et al. Failure analysis of cracked 2.25 Cr-1.0 Mo steel tubes of an oil refinery boiler [J]. *Engineering Failure Analysis*, 2020, 110: 104435.
- [11] PAZ M D, PHOTHER-SIMON J, ANDERSSON S, et al. High temperature corrosion memory in a waste fired boiler-Influence of sulfur [J]. *Waste Management*, 2021, 130: 30 - 7.
- [12] PAZ M, ZHAO D, KARLSSON S, et al. Investigating corrosion memory: The influence of previous boiler operation on current corrosion rate [J]. *Fuel processing technology*, 2017, 156: 348 - 56.
- [13] WENGA T, WU X, YIXIAN X, et al. High-temperature corrosion mechanisms of a Ni-based alloy in simulated multi-source organic waste co-incineration environments [J]. *Fuel*, 2024, 377: 132784.
- [14] CHEN S, ZHAO W, FAN Y, et al. Synergistic corrosion mechanism of boiler steel by SO₂ - Cl₂ - O₂ at extreme 800 °C during copper smelting [J]. *Engineering Failure Analysis*, 2025, 169: 109204.
- [15] LAKKANAVAR V, YOGESHA K, PRASAD C D, et al. Investigation of cyclic oxidation and corrosion behavior of plasma-sprayed NiCrAlY/Cr₃C₂/h-BN coatings on T22 boiler steel alloy [J]. *Surface and Coatings Technology*, 2024, 492: 131205.
- [16] LI J, ZHOU P, YU G, et al. Failure analysis of the water-wall tube in KIVCET waste heat boiler [J]. *Engineering Failure Analysis*, 2021, 121: 105155.
- [17] DING Q, TANG X F, YANG Z G. Failure analysis on abnormal corrosion of economizer tubes in a waste heat boiler [J]. *Engineering Failure Analysis*, 2017, 73: 129 - 138.
- [18] VIITALA H. Corrosion mechanisms of the heat recovery boiler of copper flash smelting[J]. 2020.
- [19] CHEN Z, PENG X, ZHU Z, et al. Thermodynamic and CFD analysis of recycling Cu-As-containing filter cake waste and black copper sludge by feeding them back into FSF [J]. *Minerals Engineering*. 2023, 199:108132.
- [20] ZHANG D, MA T. Study on slagging in a waste-heat recovery boiler associated with a bottom-blown metal smelting furnace[J]. *Energy*, 2022, 241: 122852.
- [21] SCHMIDT A, MONTENEGRO V, REUTER M, et al. CFD study on the physical behavior of flue dust in an industrial-scale copper waste heat boiler [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2022; 1 - 11.
- [22] SCHMIDT A, MONTENEGRO V, REUTER M, et al. Transient CFD calculation of accretion formation in a copper waste heat boiler[J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2022, 53(6): 3765 - 3774.
- [23] HU J, YANG S, WANG H. Flue gas-dust two-phase heat transfer characteristics and corrosion behavior in industrial-scale waste heat boilers[J]. *Energy*, 2024, 308: 132830.
- [24] 张劲松, 高龙飞, 任鹏, 等. 基于数值模拟的铜闪速炉余热锅炉盐化风送风模式优化[J]. *有色金属(冶炼部分)*, 2023(11): 20 - 25.

- ZHANG Jinsong, GAO Longfei, REN Peng, et al. Optimizing of air supply mode for waste heat boiler of copper flash smelting furnace based on numerical simulation [J]. *Nonferrous Metals (Extractive Metallurgy)*, 2023(11): 20–25.
- [25] LI J, PING Z, ZHOU L, et al. CFD modelling and optimization of oxygen supply mode in KIVCET smelting process [J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2019, 29(7): 1560–1568.
- [26] 姜保成, 郭学益, 王亲猛, 等. 铜闪速熔炼多相流模型化研究进展[J]. *中国有色金属学报*, 2024, 34(1): 207–228.
- JIANG Baocheng, GUO Xueyi, WANG Qimeng, et al. Research progress in modeling multiphase flow in copper flash smelting[J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2024, 34(1): 207–228.
- [27] 谢剑才, 李兵, 王放, 等. 铜闪速炉上升烟道结构对烟尘粘附影响的数值分析[J]. *有色设备*, 2024, 38(6): 50–57.
- XIE Jiancai, LI Bing, WANG Fang, et al. Numerical analysis of effect of copper flash smelting furnace flue structure on dust adhesion [J]. *Nonferrous Metallurgical Equipment*, 2024, 38(6): 50–57.
- [28] 刘东亚, 王国珍. 闪速炉余热锅炉高温腐蚀防治技术研究 [J]. *铜业工程*, 2022, (6): 83–87.
- LIU Dongya, WANG Guozhen. Research on High Temperature Corrosion Prevention Technology of Flash Furnace Waste Heat Boiler[J]. *Copper Engineering*, 2022, (6): 83–87.
- [29] SHIM H S, VALENTINE J R, DAVIS K, et al. Development of fireside waterwall corrosion correlations using pilot-scale test furnace[J]. *Fuel*, 2008, 87(15–16): 3353–3361.
- [30] 黎渡, 张伟旗. 进口闪速炉余热锅炉炉管腐蚀关键技术[J]. *中国高新技术*, 2021(24): 125–128.
- LI Du, ZHANG Weiqi. Key Techniques of waste heat boiler furnace tube corrosion in import flash furnace [J]. *China High and New Technology*, 2021(24): 125–128.
- [31] DEODESHMUKH V P. Evaluating the hot corrosion behavior of high-temperature alloys for gas turbine engine components [J]. *Jom*, 2015, 67(11): 2608–2614.
- [32] FURUGAKI T, TAKAHASHI H, HAYASHI S. Effect of temperature gradient in ash on high-temperature corrosion of super-heater material in a waste power generation boiler [J]. *Oxidation of Metals*, 2022, 98(5): 511–528.
- [33] 张敏, 庄丽莉. 某铜熔炼余热锅炉辐射区泄漏失效分析[J]. *工业锅炉*, 2018, (3): 45–49.
- ZHANG Min, ZHUANG Lili. Analysis on Leakage of Radiation Zone for a Copper Smelting Heat Recovery Boiler [J]. *Industrial Boilers*, 2018, (3): 45–49.

Research on the high-temperature corrosion mechanisms and simulation optimization of the waste heat boiler in copper flash smelting furnaces

ZHANG Jiayuan¹, CHEN Zhuo¹, LUO Xiaoqian¹, WANG Guozhen², DING Yangdong², HE Yuchun¹, WAN Xingbang¹

(1. School of Energy Science and Engineering, Central South University, Changsha 410083, China;

2. Guixi Smelter, Jiangxi Copper Corporation Limited, Guixi 335424, China)

Abstract: High-temperature corrosion in the waste heat boiler (WHB) of a copper flash smelting furnace frequently occurs in the ceiling area between the front wall of the radiation section and the baffle, which has consistently constrained the safe and efficient operation of the WHB. This study aims to mitigate high-temperature corrosion and avoid localized overheating of the water-cooled walls by constructing a three-dimensional model of the radiation section, investigating the flow and heat transfer characteristics of the flue gas, and conducting structural optimization of the boiler to reduce corrosion issues. The results reveal that flue gas impingement on the ceiling is the primary cause of high-temperature corrosion in the radiation section. Increasing the inlet size of the boiler and adjusting the structure and position of the baffle can effectively reduce ceiling corrosion by controlling the flue gas velocity and temperature. In contrast, variations in the parameters of the air for sulfation injection exert negligible influence on the flue gas temperature field. Numerical simulation results were further used to optimize the boiler inlet size and baffle configuration. After expanding the front wall inlet cross-section to 4.1 m × 4.5 m (width × height), the average flue gas velocity decreased by 14%, and the maximum velocity decreased by 21%. Moreover, the distance between the corrosive temperature zone (1 467 ~ 1 531 K) and the ceiling increased by 2.6 m. These findings demonstrate that the optimized boiler structure effectively suppresses the upward impact of flue gas and reduces ceiling temperature, thereby mitigating corrosion.

Key words: copper smelting furnace; waste heat boiler; high-temperature corrosion; multiphysics; numerical simulation; flue gas impingement; boiler inlet size; baffle structure