

回转式空气预热器积灰模型构建与 积灰工况传热性能研究

高荣泽¹, 杨云¹, 袁斌彬², 李玲忠², 方顺利³, 查琼亮³, 王利民¹, 车得福¹

(1. 西安交通大学能源与动力工程学院, 710049, 西安; 2. 华能兰州热电有限责任公司, 730104, 兰州;

3. 西安热工研究院有限公司, 710054, 西安)

摘要: 为了量化研究积灰状态下回转式空气预热器(空预器)对运行条件的敏感性,构建基于局部热非平衡模型的三方程回转式空预器热力计算模型,探究了积灰分布与运行条件对空预器传热性能和硫酸氢铵(ABS)沉积的综合影响,对比分析了积灰热阻与热容对空预器的影响规律。计算结果表明:积灰热阻对传热性能的削弱效果远大于积灰热容对传热的强化效果;冷段积灰比例的增加使得ABS沉积区比例增大;当蓄热元件表面积灰厚度增加时,提高转速、增大流量或提升机组负荷对改善传热性能及减小ABS沉积区比例的效果尤为显著;改变流体温度对空预器性能的影响较小;当机组负荷由50%增加至100%时,ABS沉积区比例在清洁状态下的减小量为5%,在冷段积灰厚度为2 mm时提高至7%。研究结果可为针对性地调整空预器运行参数,从而优化传热效果及减轻积灰腐蚀提供参考。

关键词: 回转式空气预热器;积灰;传热;局部热非平衡模型;硫酸氢铵

中图分类号: TK16 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202410010 **文章编号:** 0253-987X(2024)10-0108-13

Development of a Fouling Model for Rotary Air Preheaters and Study on Heat Transfer Performance under Fouling Conditions

GAO Rongze¹, YANG Yun¹, YUAN Binbin², LI Lingzhong², FANG Shunli³,
ZHA Qiongliang³, WANG Limin¹, CHE Defu¹

(1. School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. Huaneng Lanzhou Thermal Power Co., Ltd., Lanzhou 730104, China;

3. Xi'an Thermal Power Research Institute Co., Ltd., Xi'an 710054, China)

Abstract: To quantitatively investigate the sensitivity of rotary air preheaters (RAPHs) to operating conditions under fouling conditions, a three-equation thermal calculation model based on the local thermal non-equilibrium model is developed. The study aims to explore the comprehensive effects of fouling distribution and operating conditions on heat transfer performance and the deposition of ammonium bisulfate (ABS) in the air preheater. The impact of fouling thermal resistance and thermal capacity on the air preheater is compared and analyzed. The computational results reveal that the degradation of heat transfer performance due to fouling thermal resistance is significantly greater than the enhancement effect caused by fouling thermal capacity. An increase in the proportion of fouling in the cold end results in a

收稿日期: 2023-12-26。 作者简介: 高荣泽(1998—),男,博士生;王利民(通信作者),男,副教授,博士生导师。 基金

项目: 中国华能集团有限公司总部科技项目(HNKJ22-H34);陕西省自然科学基金基础研究计划资助项目(2033-JC-QN-0482)。

网络出版时间: 2024-04-03

网络出版地址: <https://link.cnki.net/urlid/61.1069.T.20240403.1155.004>

larger proportion of the ABS deposition zone. Furthermore, an increase in the thickness of fouling on the heat storage elements demonstrates that an increase in rotational speed, flow rate, or unit load substantially improves heat transfer performance and reduces the proportion of the ABS deposition zone. The influence of fluid temperature variation on the air preheater performance is relatively minor. When the unit load increases from 50% to 100%, the reduction in the proportion of the ABS deposition zone in the clean state is 5%, which increases to 7% when the thickness of fouling in the cold end reaches 2 mm. The research findings can serve as a reference for targeted adjustment of the operating parameters of the air preheater to optimize heat transfer performance and mitigate fouling corrosion.

Keywords: rotary air preheater; fouling; heat transfer; local thermal non-equilibrium model; ammonium bisulfate

近年来,为了应对电力行业二氧化碳排放问题^[1],中国清洁能源装机量逐年提高,但截至 2022 年,化石能源发电机组装机量仍占总装机量的 50.3%^[2]。在燃煤锅炉中,回转式空气预热器(空预器)是一种常见的烟道尾部换热器,因其较高的换热面积密度和较好的耐腐蚀性被电厂广泛采用。

为应对“双碳”目标,国家对大型燃煤机组进行灵活性改造以提高其深度调峰能力,并要求锅炉适应长期低负荷发电状态。在低负荷运行时,回转式空预器运行条件受上游流体温度、流量的影响较大,其传热能力也随之改变。同时,回转式空预器内部易发生积灰堵塞^[3],研究表明,其冷端附近生成的黏着性积灰与硫酸氢铵(ABS)沉积密不可分^[4-5]。选择性还原(SCR)脱硝装置通常喷入过量 NH_3 并随烟气进入下游回转式空预器,烟气中含有的 NH_3 、 SO_x 和 H_2O 在空预器相应温度区间下发生硫酸氢铵生成反应^[6-7]。当蓄热体表面积灰后,空预器传热性能下降,且易产生通道堵塞、风机过载等问题。同时,在不同积灰分布下,空预器受运行条件影响的敏感性会发生改变。为有效应对空预器积灰产生的影响,提高运行条件控制能力及实现精准吹灰,需要使用热力计算手段开展相关研究,量化评估积灰对回转式空预器传热性能及其敏感性的影响。

对于回转式空预器的热力性能计算,有学者开展了相关研究。张启等^[8]对二分仓回转式空预器进行了周向展开,使用 FORTRAN 语言编写了热力计算程序,并对网格采用有限差分法开展计算。闫维平等^[9]针对三分仓回转式空预器建立了传热数学模型,并求解差分方程以获得温度分布。陈昌贤等^[10]对四分仓空预器建立了热力计算模型,其先进行“合仓”计算,再进行“分仓”计算,最后完成了实际数据验证。马凯等^[11]采用实际数据对比了微分求解法与“合分仓”的计算方法,提出了考虑旋转方向的热

力计算策略。Wang 等^[12]对回转式空预器转子进行建模并提出了合理假设,采用基于局部热非平衡的两方程传热模型对转子温度场进行计算,从而进行后续蓄热元件的优化研究。然而,上述热力计算方法均未考虑积灰对热力性能计算带来的影响。李杨等^[13]提出了一种简化的空预器热力计算方法,并通过进、出口流体温度折算,简要涵盖了积灰对计算的影响,但未从传热机理方面开展研究,无法获得转子温度场。雷健康等^[14]使用商业软件 Fluent 中 UDF 功能自定义了动态积灰模型,但未考虑积灰对传热性能的影响。结合已有文献可知,目前回转式空预器热力计算方法或仅针对空预器的清洁状态,或仅通过少量测点进行总体计算,以考虑积灰对热力计算的影响,因此亟需开发一种考虑积灰传热机理,并能通过计算转子温度场对积灰后空预器的传热性能进行准确评估的热力计算方法。

针对回转式空预器积灰后转子温度场,本文构建基于局部热非平衡的三方程模型,考虑积灰热阻和热容对空预器性能的影响,综合研究了积灰状态下空预器传热与积灰特性对运行条件的敏感性。通过定义传热系数变化率、平均冷端壁温和 ABS 沉积区比例 3 个评价参数,分析了不同积灰厚度分布下,流体温度、流体流量、转子转速和负荷变化对转子整体传热性能以及 ABS 沉积区分布的影响。本研究可为回转式空预器防积灰方案设计与吹灰工作提供理论参考和方法支撑。

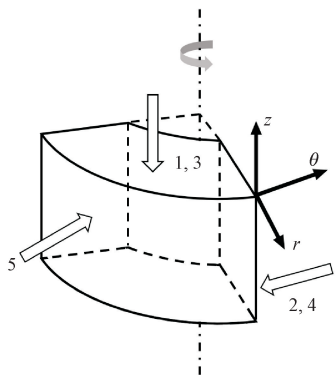
1 计算方法

为了评估积灰后转子传热性能的变化,本节首先针对内部换热过程建立数学模型,再结合已知的烟气侧、空气侧温度及流量等边界条件进行迭代求解,以获得转子内部温度分布。

1.1 转子建模

回转式空预器包括绕中心轴旋转、由蓄热板组

成的转子以及固定外壳(定子)两部分,转子与定子的外形通常为同轴圆柱体。蓄热体微观结构为周期性排布的竖直金属板,金属间距小且与流体空间交错分布,故可将转子假设为多孔介质结构,采用局部热非平衡模型对其开展建模^[15-18]。以空预器旋转轴为轴向,建立柱坐标系,取足够小的扇形柱体微元如图1所示。



1—轴向,表示流体进入微元的方向;2—周向,表示传热元件和灰分旋转进入微元的方向;3、4、5—轴向、周向、径向,表示传热元件与灰分的导热方向。

图1 回转式空预器转子某微元示意图

Fig. 1 Diagram of micro-element of rotary air preheater

微元体的总体传热控制方程如下

$$-m_g c_{p,g} \frac{\partial T_g}{\partial z} - M_m C_m \frac{1}{r} \frac{\partial T_m}{\partial \theta} - M_a C_a \frac{1}{r} \frac{\partial T_a}{\partial \theta} + \left[\lambda_z \psi_z \frac{\partial^2 T_{ave}}{\partial z^2} + \lambda_\theta \psi_\theta \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T_{ave}}{\partial \theta^2} + \lambda_r \psi_r \left(\frac{1}{r} \frac{\partial T_{ave}}{\partial r} + \frac{\partial^2 T_{ave}}{\partial r^2} \right) \right] = 0 \quad (1)$$

式中: m_g 为流体质量流速; M_m 为金属旋转质量速度; M_a 为积灰旋转质量速度; $c_{p,g}$ 为流体比定压热容; C_a 为积灰比热容; C_m 为金属比热容; ψ_z 、 ψ_r 、 ψ_θ 分别为柱坐标系3个方向下传热元件占微元体截面的份额; z 为转子轴向高度; θ 为转子周向弧度; r 为转子径向距离; T_g 为流体温度; T_a 为积灰温度; T_m 为金属温度; λ_z 、 λ_θ 、 λ_r 分别为柱坐标系下3个方向的折算导热系数; T_{ave} 为微元平均温度。

根据流体与固体种类,可将上述控制体积微元分为3个区域,分别为蓄热体金属区、积灰区和流体区。为便于求解作以下假设^[10,19]:①忽略传热量较低的径向导热,认为转子径向温度均匀分布;②忽略较弱的辐射换热;③忽略携带漏风的影响;④由于实际运行时,各仓入口截面温度与物质浓度梯度较小,故假设入口流体温度和各成分均匀分布。

微元内流体的传热控制方程如下

$$\rho_g u_g c_{p,g} \frac{\partial T_g}{\partial z} = h \sigma (T_a - T_g) \quad (2)$$

式中: ρ_g 为流体密度; u_g 为流体平均表观流速; h 为流体与积灰间的对流换热系数; σ 为换热面积密度。等式左边表示流体增加的能量,右边表示积灰向流体传递的热量。

微元内蓄热体金属区域的传热控制方程如下

$$\rho_m \omega C_m \frac{\partial T_m}{\partial \theta} = \lambda_m (1 - \varphi) \frac{\partial^2 T_m}{\partial z^2} + \frac{\lambda_a}{\delta_a} \sigma (T_a - T_m) \quad (3)$$

式中: ρ_m 为金属折算密度; ω 为蓄热体转速; λ_m 为金属导热系数; φ 为不考虑积灰体积的孔隙率; λ_a 为积灰导热系数; δ_a 为平均积灰厚度。等式左侧表示蓄热体金属增加的能量,右边第1项表示通过金属轴向导热进入控制体的能量,第2项表示积灰向金属传递的热量。

微元内积灰区域的传热控制方程如下

$$\rho_a \omega C_a \frac{\partial T_a}{\partial \theta} = -h \sigma (T_a - T_g) - \frac{\lambda_a}{\delta_a} \sigma (T_a - T_m) \quad (4)$$

式中: ρ_a 为积灰折算密度。等式左边表示积灰增加的能量,右边第1项表示与流体的换热,第2项表示与蓄热体金属的换热。

式(2)~(4)为基于局部热非平衡的三方程回转式空预器转子传热模型。其中, ρ_m 与 ρ_a 的表达式分别为

$$\rho_m = \rho_{metal} (1 - \varphi) \quad (5)$$

$$\rho_a = \rho_{ash} (1 - \varphi) \frac{\delta_a}{\delta_m} \quad (6)$$

式中: ρ_{metal} 为金属真密度; ρ_{ash} 为积灰真密度。

由于忽略了径向导热,回转式空预器可沿圆周方向展开为二维平面。如图2所示,横向为周向旋转方向,纵向为轴向,由于旋转连续性,最右侧纵向边缘与最左侧边缘重合。网格数根据蓄热体轴向高度与周向角度确定,密封区上、下边缘可简化为绝热壁面,故认为其周向两侧节点温度逐点相等。

为了分别评估热容和热阻的影响,对仅考虑积灰热阻、同时考虑积灰热阻、热容的情况分别作方程离散与简化。此处未对仅考虑热容情况作方程离散,是因为仅考虑热容时可将积灰导热系数设为足够大。以坐标为 (i, j) 的网格为参考微元,将式(1)转化并离散为

$$-\rho_g u_g c_{p,g,i,j} \frac{T_{g,i+1/2,j} - T_{g,i-1/2,j}}{H f_i} - \rho_m \omega C_m \frac{T_{m,i,j+1/2} - T_{m,i,j-1/2}}{\Theta f_j}$$

$$\rho_a \omega C_a \frac{T_{a,i,j+1/2} - T_{a,i,j-1/2}}{\Theta f_j} + \lambda_m (1 - \varphi) \frac{1}{H f_i} \left(\left(\frac{\partial T_m}{\partial z} \right)_{i+1/2,j} - \left(\frac{\partial T_m}{\partial z} \right)_{i-1/2,j} \right) = 0 \quad (7)$$

其中

$$\left(\frac{\partial T_m}{\partial z} \right)_{i+1/2,j} = \frac{((T_{m,i+1,j-1/2} + T_{m,i+1,j+1/2})/2 - (T_{m,i,j-1/2} + T_{m,i,j+1/2})/2)}{((f_i + f_{i+1})H/2)} \quad (8)$$

$$\left(\frac{\partial T_m}{\partial z} \right)_{i-1/2,j} = \frac{((T_{m,i,j-1/2} + T_{m,i,j+1/2})/2 - (T_{m,i-1,j-1/2} + T_{m,i-1,j+1/2})/2)}{((f_{i-1} + f_i)H/2)} \quad (9)$$

式中: H 为轴向总高度; Θ 为周向总角度; f_i 为轴向网格高度占比; f_j 为周向网格角度占比。

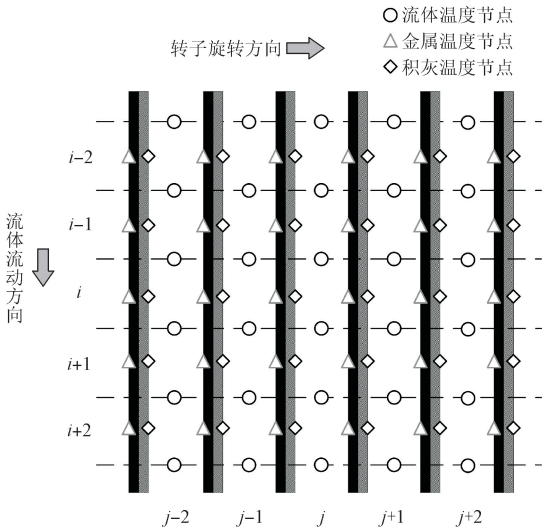


图 2 转子网格与节点图

Fig. 2 Mesh and nodes of partial rotor

当同时考虑热阻和热容影响时,流体传热方程可离散为

$$\rho_g u_g c_{p,g} \frac{(T_{g,i+1/2,j} - T_{g,i-1/2,j})}{H f_i} = h_{i,j} \sigma \left(\frac{T_{a,i,j-1/2} + T_{a,i,j+1/2}}{2} - \frac{T_{g,i-1/2,j} + T_{g,i+1/2,j}}{2} \right) \quad (10)$$

式中: $(i-1/2)$ 为微元体流体入口的流体节点; $(i+1/2)$ 为微元体流体出口的流体节点; $(j-1/2)$ 为微元体旋转入口的积灰或金属节点; $(j+1/2)$ 为微元体旋转出口的积灰或金属节点。

当忽略热容而仅考虑热阻影响时,积灰温度失效且热阻与金属串联,流体传热方程转化为

$$\rho_g u_g c_{p,g} \frac{\partial T_g}{\partial z} = \frac{\sigma}{1/h + \delta_a/\lambda_a} (T_m - T_g) \quad (11)$$

将式(11)离散,得到

$$\rho_g u_g c_{p,g} \frac{(T_{g,i+1/2,j} - T_{g,i-1/2,j})}{H f_i} = h_{i,j} \sigma \left(\frac{T_{a,i,j-1/2} + T_{a,i,j+1/2}}{2} - \frac{T_{g,i-1/2,j} + T_{g,i+1/2,j}}{2} \right) \quad (12)$$

当同时考虑积灰热阻与热容影响时,积灰传热控制方程可离散为

$$\rho_a \omega C_a \frac{T_{a,i,j+1/2} - T_{a,i,j-1/2}}{\Theta f_j} = -\rho_g u_g c_{p,g} \frac{(T_{g,i+1/2,j} - T_{g,i-1/2,j})}{H f_i} - \frac{\lambda_a}{\delta_a} \sigma \left(\frac{T_{a,i,j-1/2} + T_{a,i,j+1/2}}{2} - \frac{T_{m,i,j-1/2} + T_{m,i,j+1/2}}{2} \right) \quad (13)$$

将式(7)和(11)联立,得到仅考虑热阻时的离散方程组,整理并简化为

$$\begin{cases} A_n T_{g,i-1/2,j} + A_s T_{g,i+1/2,j} + A_{ss} T_{g,i+3/2,j} + B_m T_{m,i,j-1/2} = 0, \\ i = 1, j = 1, 2, \dots, l \\ A_{nn} T_{g,i-3/2,j} + A_n T_{g,i-1/2,j} + A_s T_{g,i+1/2,j} + A_{ss} T_{g,i+3/2,j} + B_m T_{m,i,j-1/2} = 0, \\ i = 2, 3, \dots, (k-1), j = 1, 2, \dots, l \\ A_{nn} T_{g,i-3/2,j} + A_n T_{g,i-1/2,j} + A_s T_{g,i+1/2,j} + B_m T_{m,i,j-1/2} = 0, \\ i = k, j = 1, 2, \dots, l \\ T_{m,i,j+1/2} + T_{m,i,j-1/2} = C_{m,n} T_{g,i-1/2,j} + C_{m,s} T_{g,i+1/2,j}, \\ i = 1, 2, \dots, k, j = 1, 2, \dots, l \end{cases} \quad (14)$$

式中: A_n 、 A_s 、 A_{nn} 、 A_{ss} 、 B_m 、 $C_{m,n}$ 、 $C_{m,s}$ 均为方程的系数。

将式(7)、(10)和(13)联立,得到同时考虑热阻与热容影响的离散方程组,整理并简化为

$$\begin{cases} A_n T_{g,i-1/2,j} + A_s T_{g,i+1/2,j} + A_{ss} T_{g,i+3/2,j} + B_a T_{a,i,j-1/2} + B_{as} T_{a,i+1,j-1/2} + B_m T_{m,i,j-1/2} = 0, \\ i = 1, j = 1, 2, \dots, l \\ A_{nn} T_{g,i-3/2,j} + A_n T_{g,i-1/2,j} + A_s T_{g,i+1/2,j} + A_{ss} T_{g,i+3/2,j} + B_{an} T_{a,i-1,j-1/2} + B_a T_{a,i,j-1/2} + B_{as} T_{a,i+1,j-1/2} + B_m T_{m,i,j-1/2} = 0, \\ i = 2, 3, \dots, k, j = 1, 2, \dots, l \\ A_{nn} T_{g,i-3/2,j} + A_n T_{g,i-1/2,j} + A_s T_{g,i+1/2,j} + B_{an} T_{a,i-1,j-1/2} + B_a T_{a,i,j-1/2} + B_m T_{m,i,j-1/2} = 0, \\ i = k, j = 1, 2, \dots, l \\ T_{a,i,j+1/2} + T_{a,i,j-1/2} = C_{a,n} T_{g,i-1/2,j} + C_{a,s} T_{g,i+1/2,j}, \\ i = 1, 2, \dots, k, j = 1, 2, \dots, l \end{cases} \quad (15)$$

式中: B_{an} 、 B_a 、 B_{as} 、 $C_{a,n}$ 、 $C_{a,s}$ 均为方程的系数。

对每一网格使用 Thomas 算法^[20]求解上述方程组,可得到该网格转子流体、金属与积灰的温度。

1.2 迭代流程

基于上述算法自编程得到计算软件,图 3 给出了迭代计算的流程图。总体迭代流程描述如下:

(1)首先,输入回转式空预器的转速、各层蓄热体的结构与物性参数、各分仓流体的物性及流量参数、燃料元素分析和积灰物性参数;

(2)进行“内迭代”:输入分仓流体入口温度作为已知边界条件,向第 1 层烟气仓蓄热体金属和积灰首列节点赋予温度初值,同时假设该层逆流空气入口温度,求解传热控制方程得到整层温度场,并根据旋转连续性循环迭代;

(3)将第 1 层出口流体温度传递至第 2 层入口,使用(2)中方法完成第 2 层计算,并依此类推逐层完成回转式空预器转子整体温度场计算;

(4)进行“外迭代”:将各层空气侧出口温度计算值与相应位置的空气侧入口温度假设值逐节点比较,并计算平均偏差,若该偏差满足精度要求,则代入空气侧温度计算值循环迭代,直到满足精度要求。

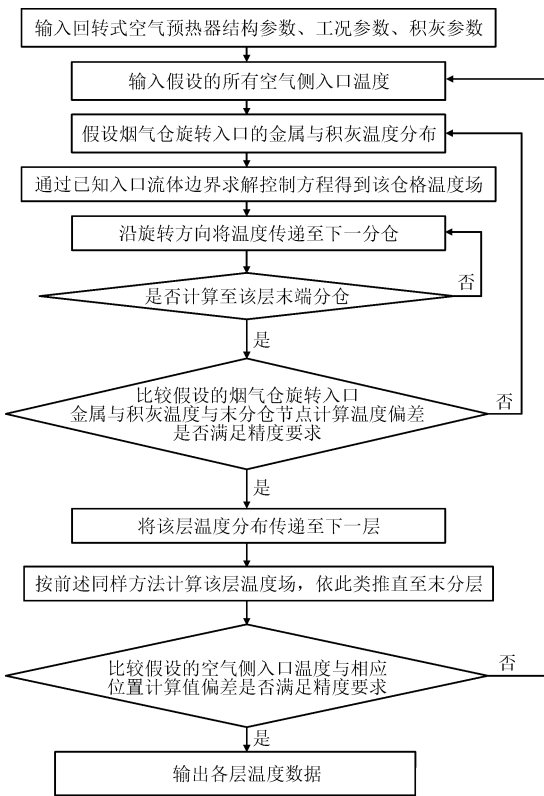


图 3 迭代计算流程图
Fig. 3 Flow chart of the calculation

1.3 模型验证

计算前首先对模型进行验证。选取文献[21]中某 200 MW 机组锅炉三分仓回转式空预器的设计数据开展模型验证,采用上述方法计算并对比了各流体仓出口温度与设计值的偏差。该空预器烟气入口温度为 370 ℃,一次风与二次风入口温度均为 20 ℃,入口烟气量为 258.76 kg/s,入口一次风量为 61.54 kg/s,进口二次风量为 172.22 kg/s。表 1 列出了出口平均温度计算值与实测值的对比。通过对比可知,计算偏差小于 5%,能够满足工程计算精度要求。

表 1 计算值与实测值的对比

Table 1 Comparison of calculated and measured value

位置	出口平均温度/℃		相对偏差/%
	计算值	实测值	
烟气仓	125.66	120.80	4.02
一次风仓	320.95	336.45	4.61
二次风仓	306.08	319.82	4.30

2 研究内容

2.1 研究对象

选取某燃煤电厂在运行的、由豪顿华工程有限公司设计制造的回转式空预器为研究对象,转子直径为 10 900 mm,蓄热元件分为冷、热两段,热段采用豪顿 HCTM低碳钢板型,高度和厚度分别为 1 140、0.50 mm;冷段采用豪顿 HCeTM脱碳钢镀搪瓷型,高度和厚度分别为 950、1.05 mm。电厂所在地区海拔为 1 520 m,转子参考转速为 1 r/min。图 4 给出了该三分仓双层回转式空预器示意图。对于回转式空预器,靠烟气入口端通常金属温度较高,而烟气出口端温度较低,整体蓄热元件温度呈现从上至下逐渐降低的趋势,故可直观地分为热、冷两段,形成双层结构。热段积灰较少,采用蓄热元件板型应更注重传热性能提升;而当流体位于冷段时,该温度区间内更易发生酸腐蚀、ABS 沉积与飞灰粘结,故采用通过镀搪瓷等设计与制造工艺制成的蓄热元件板型,增强抗污能力。

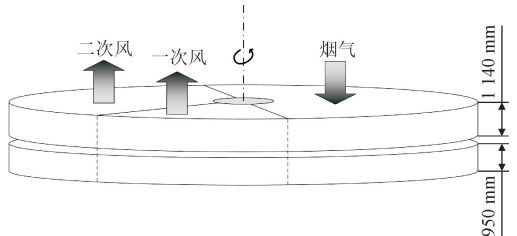


图 4 所研究回转式空预器的结构示意图
Fig. 4 Diagram of the studied rotary air preheater

回转式空预器的换热性能通常由运行工况参数和结构参数决定。由于本研究对象的结构已定,故仅研究不同运行工况与积灰厚度分布下空预器性能的变化。需考虑的影响因素包括:转子转速,各分仓流量,烟气与空气入口温度,锅炉负荷变化,积灰厚度与分布。对于两段式回转式空预器,通常冷段积灰较为严重,因此在设置积灰厚度时,需考虑积灰厚度沿冷、热段不均匀分布的影响。表 2 列出了研究对象各分仓的结构参数与参考工况。

表 2 各分仓结构与工况参数

Table 2 Main parameters of sectors before transformation

位置	流体	气流方向	分仓名义角度/(°)	密封角度/(°)	入口温度/℃	流量/(kg·h ⁻¹)
烟气仓	烟气	顺流	180	15.1	354.94	702 000
二次风仓	空气	逆流	131.25	15.1	15.70	402 408
一次风仓	空气	逆流	48.75	15.1	27.18	291 509

在空预器转子内,靠近冷端的部分通常积灰更加严重,故本研究考虑了冷、热段积灰比例的影响。通常波纹板间距小于 10 mm,不考虑个别积灰完全堵塞通道的情况,对于单侧波纹板或固定板,空预器积灰的平均厚度一般在 0~2 mm 范围内。为研究冷、热段积灰比例对转子换热性能的影响,在冷段积灰厚度由 0 增加至 2 mm 时,保持总积灰量一致并使冷、热段积灰比例由 1:1 增大为 3:1。表 3 展示了后续研究中不同总积灰水平下的冷、热段积灰厚度及比例。

表 3 积灰厚度分布参数

Table 3 Parameters of different ash distribution

积灰水平	冷段积灰厚度/mm	热段积灰厚度/mm	冷、热段积灰比例
1	0.250	0.250	1:1
2	0.500	0.500	
3	0.750	0.750	
4	1.000	1.000	
1	0.330	0.170	2:1
2	0.660	0.340	
3	1.000	0.500	
4	1.330	0.670	
1	0.375	0.125	3:1
2	0.750	0.250	
3	1.125	0.375	
4	1.500	0.500	

2.2 评价参数

为了衡量积灰对传热性能和冷端腐蚀的影响,

本文定义了 3 个评价参数^[22]:传热系数变化率 χ 、平均冷端壁温 $T_{m,c}$ 和 ABS 沉积区比例 ϵ_c 。

传热系数变化率 χ 定义为某工况下积灰后传热系数与积灰前清洁状态传热系数之比

$$\chi = \frac{\kappa}{\kappa_0}$$

(16)

式中: κ_0 为清洁状态换热器总体传热系数; κ 为积灰状态换热器总体传热系数,通过下式计算

$$\kappa = \frac{Q}{\Omega((T_{gas,in} + T_{gas,out})/2 - (T_{air,in} + T_{air,out})/2)}$$

(17)

其中, $T_{gas,in}$ 与 $T_{gas,out}$ 分别为烟气侧平均进、出口温度; $T_{air,in}$ 与 $T_{air,out}$ 分别为空气侧平均进、出口温度; Ω 为流体与蓄热元件的有效换热面积; Q 为传热功率。

定义平均冷端壁温 $T_{m,c}$ 为冷端第一排蓄热体金属节点温度的平均值,描述为

$$T_{m,c} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n T_{m,i}$$

(18)

式中: n 为冷端第一排蓄热体的节点数; $T_{m,i}$ 为第 i 个节点的温度。

文献[23]研究表明,硫酸氢铵通常会在 207 ℃ 左右开始沉积(烟气 SO_3 体积分数为 15×10^{-6} 时),故定义 ABS 沉积区比例 ϵ_c 为蓄热体上节点温度低于 207 ℃ 的比例,描述为

$$\epsilon_c = \frac{n_c}{H_{num} \Theta_{num}}$$

(19)

式中: n_c 为低于 207 ℃ 蓄热元件的节点个数; H_{num} 、 Θ_{num} 分别为轴向和周向蓄热元件的总节点数。

3 结果和讨论

3.1 积灰热阻与热容对空预器传热性能的影响

蓄热元件积灰主要从积灰热阻与积灰热容两方面影响传热性能与积灰沉积。表面积灰热阻可串联至蓄热体金属热阻,从而削弱传热效果;而积灰热容使得蓄热元件整体热容增加,强化传热效果。故积灰热阻和热容对空预器传热效果的影响相反,需开展量化分析研究二者的综合影响。本节分别研究了仅考虑积灰热阻、仅考虑积灰热容以及同时考虑热阻和热容 3 种情况下回转式空预器的传热性能。

根据相关文献^[24-25]的方法,计算得到回转式空预器对应温度区间内的积灰物性参数,其密度、导热系数、比热容分别为 1 200 kg/m³、0.117 W/(m·℃)和 250 J/(kg·℃)。由于积灰物性在转子中变化较小,故假设积灰物性为常数,并作为已知参数。

图 5 展示了不同积灰量与冷、热段积灰比例对 ABS 沉积区比例的影响。其中,积灰水平为 0 表示清洁状态,总积灰量随着该水平的升高逐渐增加。由图 5 可见,仅考虑积灰热阻、忽略热容影响时,随着积灰厚度增加,转子传热能力下降,当冷、热段积灰比例为 3 : 1 时,积灰量由水平 0 提高至水平 4,ABS 沉积区比例从 53%提高至 61%。这是由于积灰热阻串联至蓄热体金属,使得等效热阻提高,而积灰由于自身导热系数小,故等效导热系数降低,最终导致传热削弱;当仅考虑积灰热容、忽略热阻影响时,积灰热容与金属元件叠加,提高了蓄热能力,小幅增强了传热能力;当同时考虑热容、热阻时,热阻的影响显著大于热容,导致空预器整体温度下降,ABS 沉积加重。当控制积灰总体水平不变,仅改变冷、热段积灰比例时,冷、热段积灰分布变得越不均匀,ABS 沉积区变大,例如当积灰水平为 4 时,冷、热段积灰厚度比例为 3 : 1 的 ABS 沉积区占比较比例为 1 : 1 的情况提高了 6.5%,因此在实际运行时应加强冷段吹灰,通过降低积灰分布不均匀性改善传热性能。

综上,积灰热容和热阻均可使传热性能发生改变,故后续研究须同时考虑二者的影响。此外,实际冷、热段积灰厚度的比例难以获得,但冷段积灰通常多于热段。为了考虑冷、热段积灰的不均匀性,后续研究中设置 2:1 为冷、热段积灰比例固定值。在大于 1:1 的范围内,此数值的波动变化不会影响本文的定性结论。

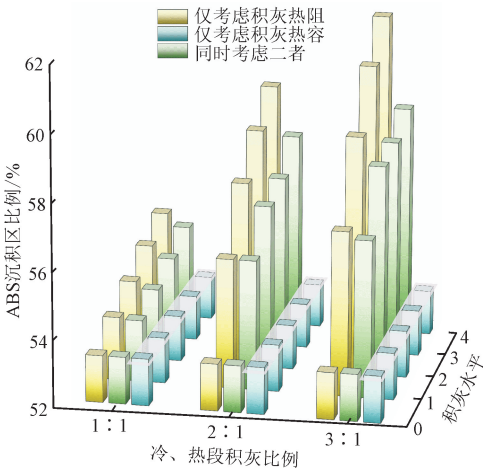
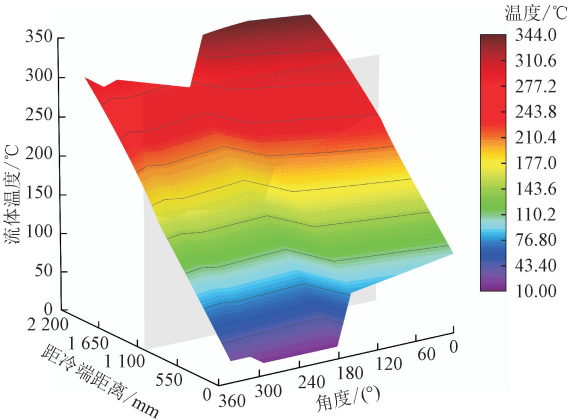


图 5 积灰比例与积灰水平对 ABS 沉积区比例的影响
Fig. 5 Effect of ash proportion and thickness on proportion of ABS deposition area

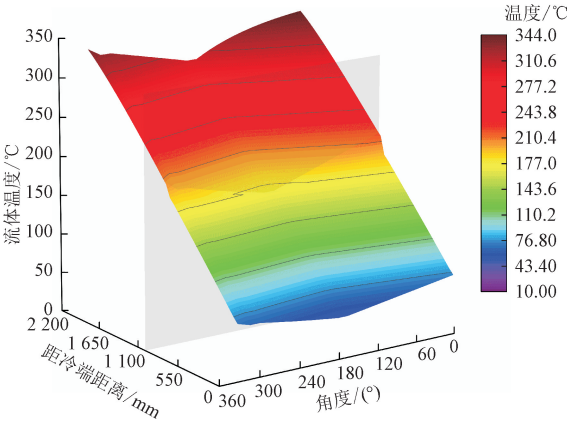
3.2 积灰对转子温度场的影响

根据上节计算结果可知,同时考虑积灰热阻与

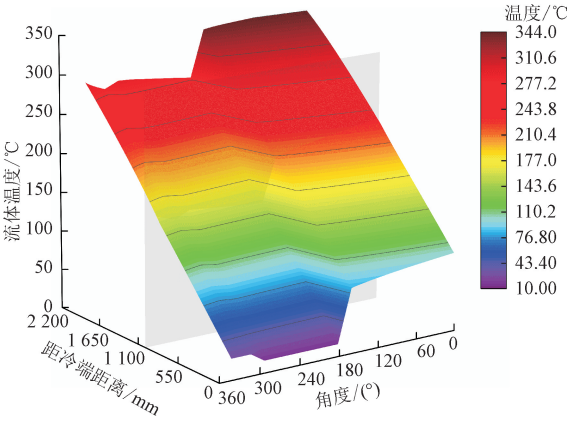
热容时,空预器整体传热性能下降,转子温度场发生改变。本节计算对比了清洁状态与积灰状态下转子内的温度分布情况,结果如图 6 所示。图 6(a)与 6(b)分别为清洁状态下转子内无积灰时的流体与蓄热体金属温度场。热端积灰为 1 mm 且冷端积灰为 2 mm 的转子温度分布如图 6(c)~(e)所示,其中纵向截面为距冷端 1 000 mm 处的参考位置,位于空预器中温段;0°与 180°为空气侧与烟气侧的交界处。



(a) 清洁状态流体温度场



(b) 清洁状态金属温度场



(c) 积灰状态流体温度场

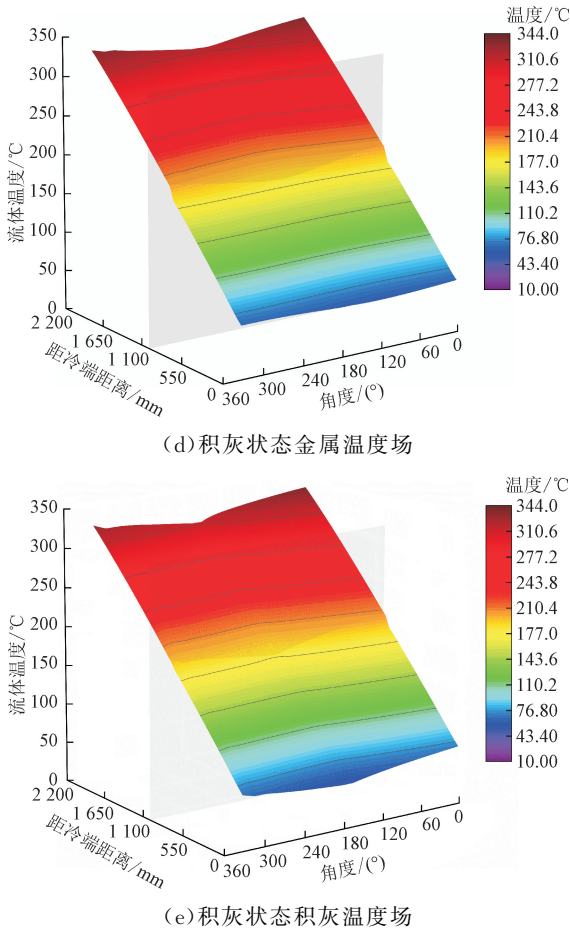


图 6 不同状态下转子的温度场分布

Fig. 6 Distribution of temperature field of the rotor under different conditions

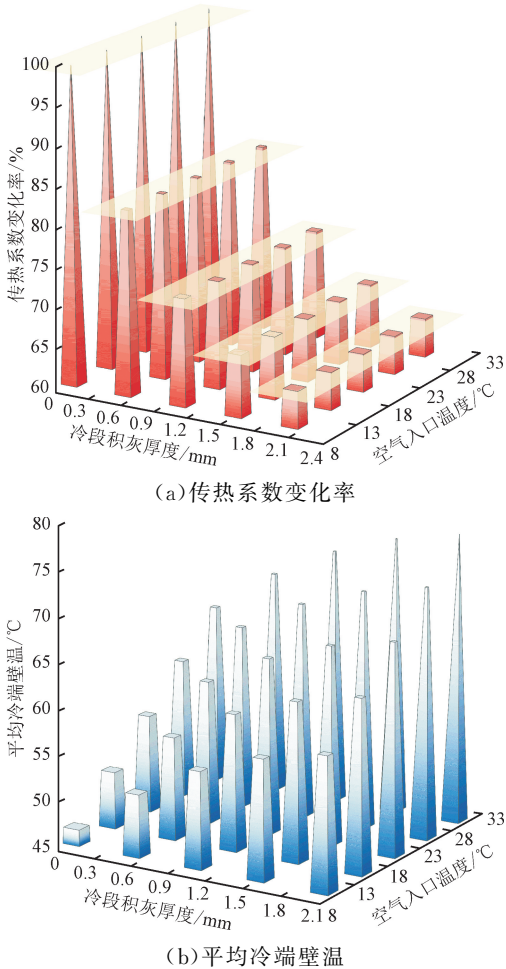
对比流体温度可见,积灰前、后流体入口温度不变,但积灰后烟气仓出口温度明显上升,而一次风仓、二次风仓出口温度降低,表明转子的换热能力降低。蓄热体在旋转进入烟气仓时达到最低温,而离开烟气仓时达到最高温,符合空预器自烟气侧蓄热并于空气侧放热的工作特点。对比蓄热体温度后发现,由于积灰后转子的换热能力下降,蓄热体冷端的整体温度上升,同时热端的整体温度降低,积灰层相对于金属而言热容较小,虽整体温度场与金属温度场类似,但温度区间更窄。通过温度场分析可知,本模型能较好地反映空预器内流体、金属与积灰的传热机理,可准确体现空预器的传热性能。

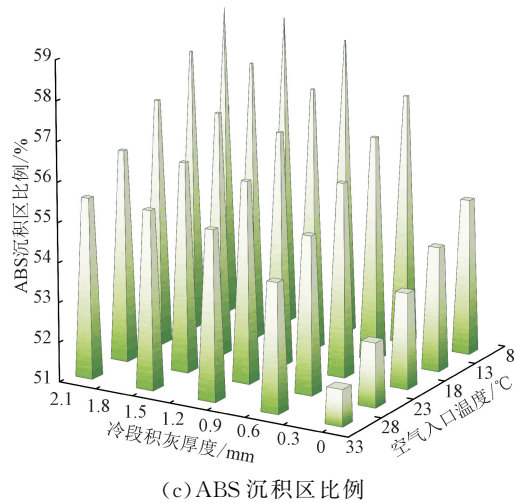
3.3 不同积灰程度下入口流体温度对空预器传热性能的影响

电厂空气入口温度易受季节影响,例如冬季时室外温度降低或夏季室外温度升高会导致一次风、二次风入口温度波动,故有必要研究空气温度变化对回转式空预器换热性能的影响。保持热段与冷段积灰厚

度比例为 1 : 2,烟气入口温度恒定为 354.94℃,冷段积灰厚度由 0 增长至 2 mm,一次风、二次风入口温度由 10℃升高至 30℃以上,研究不同积灰程度下空气温度对回转式空预器传热性能与 ABS 沉积的影响。同时,由于负荷或煤质变化使得锅炉出口烟气改变,进而导致下游回转式空预器入口烟气温度发生波动,故令烟气入口温度从 335℃升高至 375℃,研究不同积灰程度下入口烟气温度对传热性能与 ABS 沉积的影响。图 7 与图 8 分别为空气与烟气入口温度变化时的评价参数计算结果。图 7(a)、图 8(a)中的黄色平面分别为空气入口温度为 10℃、烟气入口温度为 335℃时的传热系数变化率等值面。

由图 7 可见,在同一积灰厚度下,随着空气入口温度降低,流体温差增大,传热系数升高,传热得到强化,但若冷端入口空气温度过低,冷端壁温下降,ABS 沉积区比例增大,使得硫酸氢铵更早沉积,则不利于回转式空预器的运行,冬季需通过加装暖风器等预热手段使空气温度提高,从而减少停机检修。如图 7(a)所示,当转子冷段积灰厚度由 0 增加至 2 mm 时,总体传热系数均降低 30% 以上,传热被严重削弱。

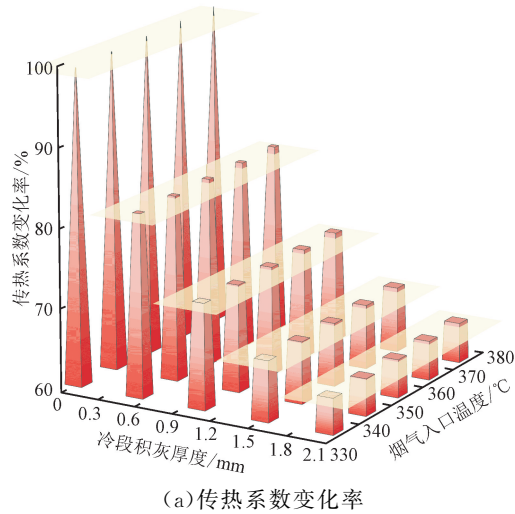




(c) ABS 沉积区比例

图 7 积灰厚度与入口空气温度对不同评价参数的影响
Fig. 7 Effect of ash thickness and inlet air temperature on different evaluation parameters

比较不同积灰厚度下传热系数随流体入口温度的变化可知,传热系数随烟气与空气入口温度的变化对积灰的敏感性均不高。清洁状态及 2 mm 积灰



(c) ABS 沉积区比例

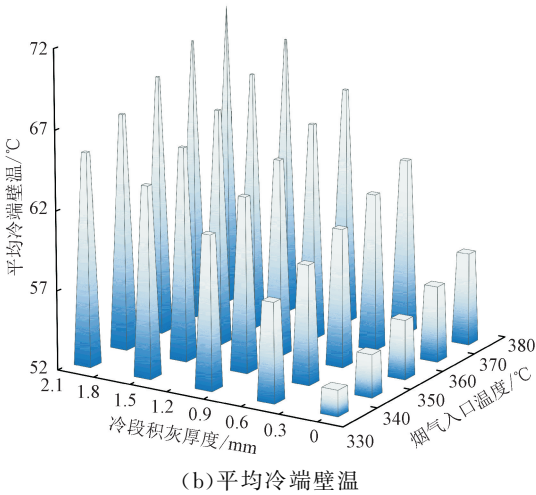
图 8 积灰厚度与入口烟气温度对不同评价参数的影响
Fig. 8 Effect of ash thickness and inlet gas temperature on different evaluation parameters

工况下,空气入口温度增加 20 ℃,平均冷端壁温均提升 20 ℃,ABS 沉积区域均减少 3.5%。清洁状态及 2 mm 积灰工况下,烟气入口温度增加 20 ℃,平均冷端壁温均提升 4.5 ℃,ABS 沉积区域均减少 7.5%。由此可见,冷端腐蚀随入口流体温度的变化对积灰厚度影响不敏感。

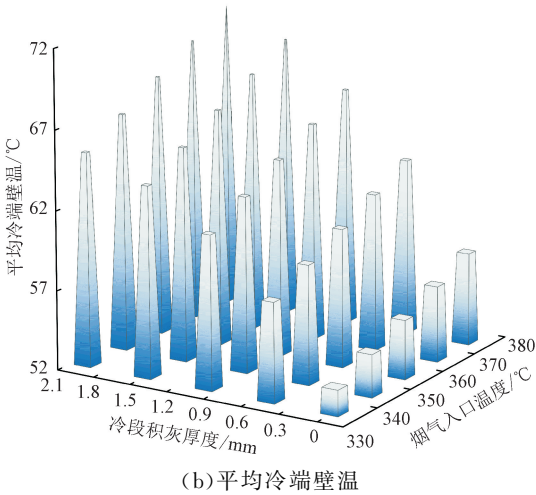
3.4 不同积灰程度下转子转速对空预器传热性能的影响

回转式空预器在出厂时,通常已有设定转速,约为 0.9~1.3 r/min。在实际运行时,可根据运行工况的不同增减转速,达到优化传热效果的目的。本节保持流体温度、流量不变,并固定热段与冷段积灰厚度比例为 1 : 2,使冷段积灰厚度由 0 增长至 2 mm,转速由 0.4 r/min 上升至 1.6 r/min,研究不同积灰程度下转子转速对回转式空预器传热性能和 ABS 沉积的影响。

如图 9 所示,当空预器积灰量不变时,随着转子转速的提高,总体传热系数上升,尤其转速较低时,对传热的影响很大(图 9(a)中黄色平面仍为空气入口温度为 10 ℃、烟气入口温度为 335 ℃时的传热系数变化率等值面)。当转速由 0.4 r/min 上升至 1.6 r/min,传热系数随转速增加的变化幅度逐渐减小,但仍呈上升趋势。当空预器产生积灰时,转速对传热性能的影响更加显著,提高转速将获得更高的强化传热收益。清洁状态时,换热器传热系数最大可提升 8%,而产生 2 mm 积灰后可提升 10% 以上。提高转速可以明显降低 ABS 沉积区域比例,积灰使得 ABS 沉积区比例受转速的影响敏感性发生改变。清洁状态下,转速由 0.4 r/min 提高至 1.6 r/min 时,ABS 沉积区域比例降低 0.4%,而当积灰平均厚度达到 2 mm



(a) 传热系数变化率



(b) 平均冷端壁温

后,该比例降低了 2.5%。

虽然提高转速可强化传热,减少腐蚀,但转速仅影响空预器的动态传热速率。当转速足够大时,传热系数、平均冷端壁温与 ABS 沉积区比例趋于某一定值,由于受流量与温度等运行条件限制,需根据经济性与传热性能综合选择转速。同时,由于转子漏风量和转子转速呈正相关,过大的转速不利于漏风控制,故需要平衡提高转速强化传热与减小漏风的关系。

3.5 不同积灰程度下流体流量对空预器传热性能的影响

电厂流量的波动通常来源于负荷的改变与煤种成分的差异,在回转式空预器流通面积不变的情况下,流量可直接体现为表观流速的变化,而流速的变化会导致雷诺数发生改变,从而使得传热关联式得到的传热系数发生改变,进而改变空预器的换热性能,故需要进一步研究不同积灰分布下空预器性能对流量变化的敏感性。本节保持热段与冷段积灰厚度比例为 1 : 2,并使烟气、一次风、二次风流量的比例保持不变,将总流量由参考工况的 40% 增长至 160%,研究不同积灰程度下流体流量对空预器传热性能与 ABS 沉积的影响。以参考工况流量为基准,定义流量倍率为当前工况流量与参考工况流量之比。图 10 为不同流量与积灰工况下的计算结果。

当流量倍率增大时,同一控制体积中的烟气入口流量增加,导致单位时间携带进入该控制体积的热量更多,换热后烟气单元在更短的时间内被上游烟气替代,故烟气侧蓄热元件加热速度上升,如图 10 所示,传热系数得到明显提升,即平均冷端壁温升高,ABS 沉积区比例下降。当蓄热元件表面存在积灰时,流量

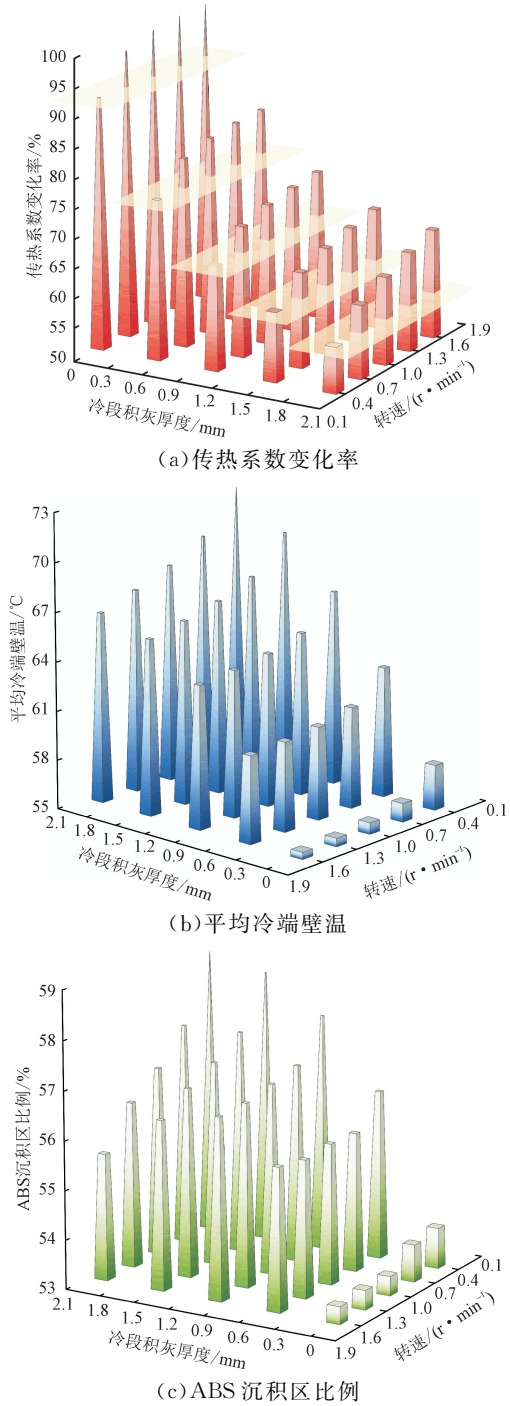
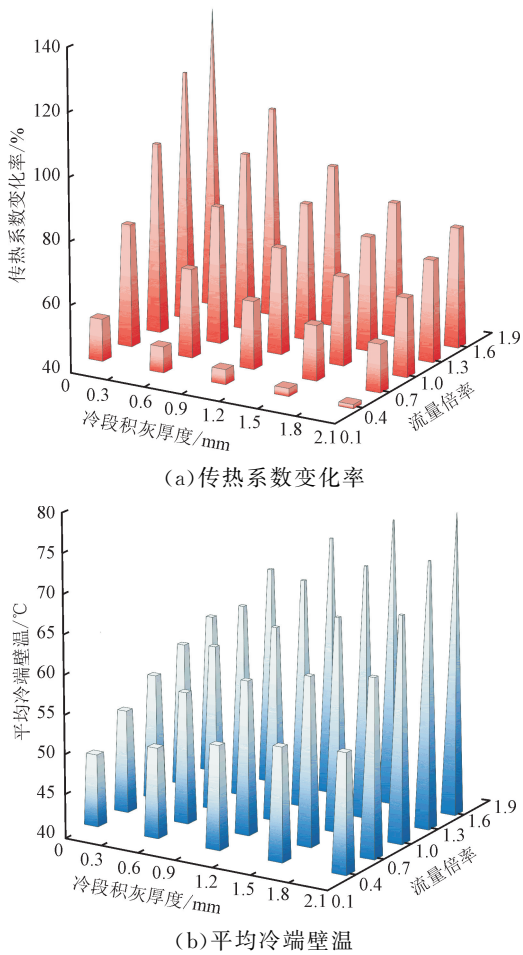


图 9 积灰厚度与转速对不同评价参数的影响

Fig. 9 Effect of ash thickness and rotating speed on different evaluation parameters



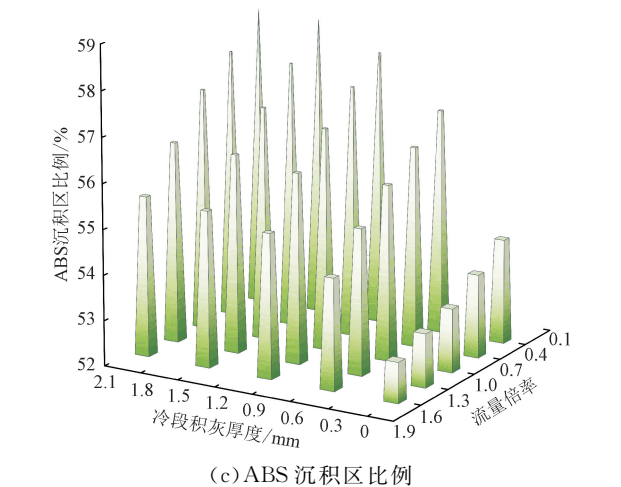


图 10 积灰厚度与流量对不同评价参数的影响

Fig. 10 Effect of ash thickness and flow rate temperature on different evaluation parameters

对传热性能带来的提升效果更加明显。清洁状态下,当流量倍率由参考工况的 40% 增加至 160% 时,平均

冷端壁温提高 10℃,ABS 沉积区比例下降 1.3%;而当积灰厚度达到 2 mm 后,提升同倍率流量的情况下,平均冷端壁温提高 20℃ 以上,ABS 沉积区比例下降 3%。由于空气比热容小于烟气,故增加同比例流量时,空气对蓄热元件冷却作用的增加量小于烟气对转子加热作用的增加量,造成冷端壁温上升。

3.6 不同积灰程度下机组负荷对空预器传热性能的影响

由于调度原因,燃煤电厂负荷会发生不可避免的波动,随着清洁能源装机量增大,锅炉机组长期处于低负荷运行状态,故需要研究不同积灰程度下机组负荷对空预器传热性能与 ABS 沉积的影响,为低负荷运行下空预器维护工作提供参考依据。本节根据某 2×350 MW 燃煤电厂实测数据,选取 5 个负荷水平,并将对应的烟气与空气流量、温度作为输入工况参数,相关数据如表 4 所示。

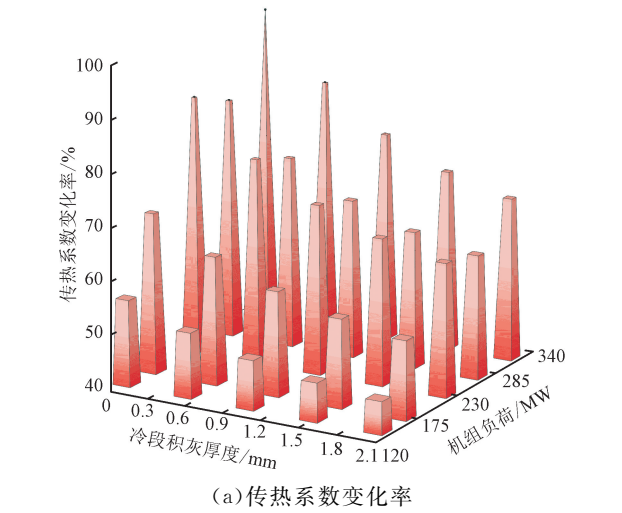
表 4 不同负荷对应工况参数

Table 4 Mainworking parameters under different loads

负荷水平	机组负荷/MW	烟气温度/℃	一次风温度/℃	二次风温度/℃	烟气流量/(kg·h ⁻¹)	一次风流量/(kg·h ⁻¹)	二次风流量/(kg·h ⁻¹)
1	139.65	328.07	526.12	217.81	339 910	92 155	176 825
2	172.01	321.25	19.17	11.38	4 442 900	96 715	256 445
3	226.60	316.40	28.89	18.94	612 965	156 240	327 745
4	271.50	332.65	28.86	18.45	588 955	155 535	306 010
5	319.75	353.90	27.18	15.70	702 990	156 175	402 395

根据电厂实际运行情况,以 319.75 MW 为 100% 负荷,保持热段与冷段积灰厚度比例为 1:2,研究负荷与积灰厚度对空预器传热性能的综合影响,结果如图 11 所示。由于调度原因要求机组长期低负荷运行时,给煤量、给风量和给水量均减少,燃烧不稳定性增大,烟气流量减小,负荷变化后的评价参数表现出与流量相似的趋势。根据图 11 的计算结果可知,积灰增加时,ABS 沉积区比例逐渐上升,增加同样积灰厚度对清洁状态影响最大,但当积灰厚度增大至一定程度后,继续积灰对空预器传热性能的影响会逐渐减弱,此时对流动的影响应当更为显著。以最大负荷无积灰清洁状态为参考,当机组负荷由 100% 降低至 50% 时,ABS 沉积区比例增加 5%,平均冷端壁温降低 3.0℃;而当冷端积灰厚度达到 2 mm 后,ABS 沉积区比例增加 7%,平均冷端壁温降低 6.6℃。综合来讲,提高负荷对质量流

量的影响较大,当负荷降低时,受到烟温和流量的综合影响,硫酸氢铵沉积线上升,冷端壁温降低,易加重冷端酸腐蚀;当积灰增加时,传热性能对负荷变化的敏感性增加。



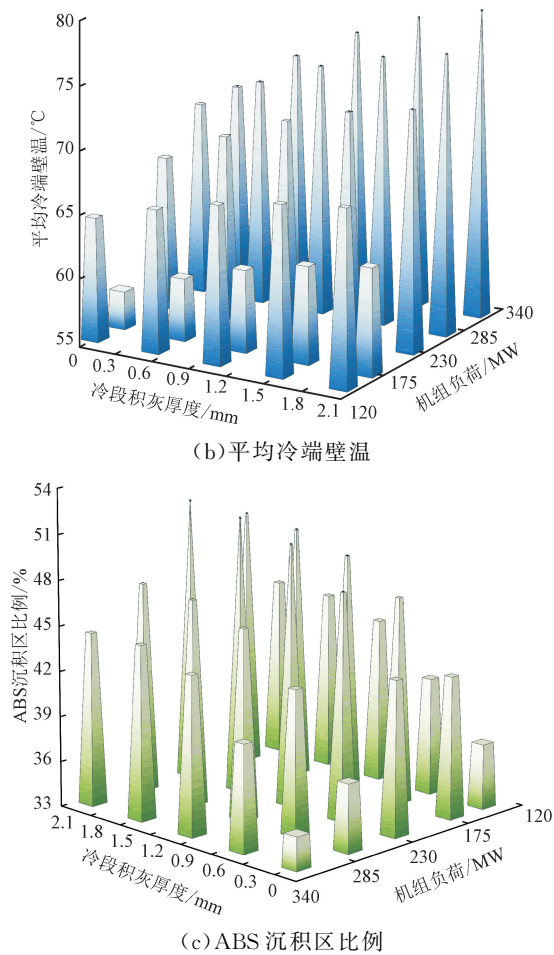


图 11 积灰厚度与负荷对不同评价参数的影响
Fig. 11 Effect of ash thickness and boiler load temperature on different evaluation parameters

4 结 论

本文针对回转式空气预热器,构建基于局部热非平衡的三方方程回转式空预器热力计算模型,研究了不同积灰物性对空预器性能的影响,以及不同积灰程度与分布下运行条件对空预器传热性能和ABS沉积的影响,得到的主要结论如下。

- (1)积灰热阻对传热性能的削弱效果远大于热容的强化效果。当控制积灰总体水平不变而改变冷、热段积灰比例时,冷段积灰越厚,ABS沉积区越大。
- (2)蓄热元件表面积灰厚度增加时,提高转速、增大流量或提升机组负荷对改善传热性能、提升平均冷端壁温与减小ABS沉积区比例的效果尤为明显,而改变流体温度带来的影响较小。
- (3)清洁状态下,当转速由0.4 r/min提高至1.6 r/min时,ABS沉积区域比例降低0.4%,而积灰平均厚度达到2 mm后,该比例降低2.5%。
- (4)当入口流体流量由原流量的40%增加至

160%时,平均冷端壁温提高10℃,ABS沉积区比例下降1.3%;而积灰厚度达到2 mm后,提升同倍率流量时,平均冷端壁温提高20℃以上,ABS沉积区比例下降3%。

(5)机组负荷由100%降低至50%时,ABS沉积区比例增加5%,平均冷端壁温降低3.0℃;而冷端积灰厚度为2 mm时,ABS沉积区比例增加7%,平均冷端壁温降低6.6℃。

由于实际运行条件对于回转式空预器冷、热段积灰厚度比例有较大影响,在后续研究中应根据实际数据对积灰分布进行软测量,探究各运行条件对空预器积灰分布的影响。

参考文献:

[1] IEA. CO₂ emissions in 2022 [EB/OL]. (2023-03-02) [2023-06-10]. <https://www.iea.org/articles/co2-emissions-in-2022>.

[2] 中国电力企业联合会. 中国电力行业年度发展报告2023 [EB/OL]. (2023-07-07) [2023-10-25]. <https://cec.org.cn/detail/index.html?3-322624>.

[3] 马双忱, 金鑫, 孙云雪, 等. SCR烟气脱硝过程硫酸氢铵的生成机理与控制[J]. 热力发电, 2010, 39(8): 12-17.

MA Shuangchen, JIN Xin, SUN Yunxue, et al. The formation mechanism of ammonium bisulfate in scr flue gas denitrification process and control thereof [J]. Thermal Power Generation, 2010, 39(8): 12-17.

[4] 马双忱, 郭蒙, 宋卉卉, 等. 选择性催化还原工艺中硫酸氢铵形成机理及影响因素[J]. 热力发电, 2014, 43(2): 75-78.

MA Shuangchen, GUO Meng, SONG Huihui, et al. Formation mechanism and influencing factors of ammonium bisulfate during the selective catalytic reduction process [J]. Thermal Power Generation, 2014, 43(2): 75-78.

[5] 马双忱, 邓悦, 吴文龙, 等. SCR脱硝过程中硫酸氢铵形成特性实验研究[J]. 动力工程学报, 2016, 36(2): 143-150.

MA Shuangchen, DENG Yue, WU Wenlong, et al. Experimental research on ABS formation characteristics in SCR denitrification process [J]. Journal of Chinese Society of Power Engineering, 2016, 36(2): 143-150.

[6] BU Yufan, WANG Limin, DENG Lei, et al. Technical and economical analysis of a novel rotary air preheater system [J]. Applied Thermal Engineering, 2019, 154: 102-110.

- [7] BU Yufan, WANG Limin, CHEN Xun, et al. Numerical analysis of ABS deposition and corrosion on a rotary air preheater [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2018, 131: 669-677.
- [8] 张启, 王谦, 王恩禄, 等. 基于有限差分的二分仓回转式空气预热器热力计算 [J]. *锅炉技术*, 2009, 40(4): 25-29.
ZHANG Qi, WANG Qian, WANG Enlu, et al. Bi-sector air preheater performance evaluation based on numerical finite difference method [J]. *Boiler Technology*, 2009, 40(4): 25-29.
- [9] 阎维平, 李皓宇. 三分仓回转式空气预热器传热的数值解法 [J]. *动力工程*, 2009, 29(9): 841-845.
YAN Weiping, LI Haoyu. Numerical method on heat transfer in tri-sectional regenerative air heater [J]. *Journal of Chinese Society of Power Engineering*, 2009, 29(9): 841-845.
- [10] 陈昌贤, 孙奉仲, 李飞, 等. 四分仓回转式空气预热器热力计算方法 [J]. *山东大学学报(工学版)*, 2014, 44(4): 60-65.
CHEN Changxian, SUN Fengzhong, LI Fei, et al. Thermal calculation method for quad-sectional regenerative air preheater [J]. *Journal of Shandong University (Engineering Science)*, 2014, 44(4): 60-65.
- [11] 马凯, 郑笛, 高天祥, 等. 三分仓回转式空气预热器热力计算方法研究 [J]. *电力科技与环保*, 2023, 39(1): 1-7.
MA Kai, ZHENG Di, GAO Tianxiang, et al. Research on thermodynamic calculation method of tri-sectional regenerative air preheater [J]. *Electric Power Technology and Environmental Protection*, 2023, 39(1): 1-7.
- [12] WANG Limin, BU Yufan, LI Dechao, et al. Single and multi-objective optimizations of rotary regenerative air preheater for coal-fired power plant considering the ammonium bisulfate deposition [J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2019, 136: 52-59.
- [13] 李杨, 周元祥, 谢天, 等. 三分仓空气预热器热力计算的简化方法 [J]. *动力工程学报*, 2013, 33(1): 37-41.
LI Yang, ZHOU Yuanxiang, XIE Tian, et al. A simplified method for heat balance calculation of tri-sectional regenerative air heater [J]. *Journal of Chinese Society of Power Engineering*, 2013, 33(1): 37-41.
- [14] 雷健康, 王浩楠, 赵伶玲. 空气预热器蓄热板硫酸氢铵动态积灰模型 [J]. *热力发电*, 2020, 49(9): 52-57.
LEI Jiankang, WANG Haonan, ZHAO Lingling. Dynamic ash deposition model of hydrogen sulfate in an air preheater [J]. *Thermal Power Generation*, 2020, 49(9): 52-57.
- [15] HAJEBZADEH H, ANSARI AN. Modification of rotary air preheater toward achieving extended life-span utilizing porous media approach: a case study [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers: Part A Journal of Power and Energy*, 2022, 236(2): 293-307.
- [16] HEIDARI-KAYDAN A, HAJIDAVALLOO E. Three-dimensional simulation of rotary air preheater in steam power plant [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2014, 73(1): 399-407.
- [17] WANG Limin, WANG Chao, GUO Yalong, et al. Novel rotary regenerative heat exchanger using cascaded phase change material capsules [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2021, 188: 116619.
- [18] TANG Chunli, JIN Wanlong, WANG Limin, et al. Numerical simulation of a novel regenerative heat exchanger with combined sensible-latent heat storage matrix [J]. *Numerical Heat Transfer: Part A Applications*, 2021, 80(11): 579-596.
- [19] WANG Limin, LI Dechao, ZHU Hua, et al. Investigation on regenerative heat exchanger with novel low-leakage system for flue gas denitration in steel industry [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2020, 178: 115483.
- [20] 陶文铨. 数值传热学 [M]. 2版. 西安: 西安交通大学出版社, 2001.
- [21] 阎维平, 李皓宇, 黄景立, 等. 电站锅炉三分仓回转式空气预热器热力计算方法研究 [J]. *热力发电*, 2009, 38(3): 44-47.
YAN Weiping, LI Haoyu, HUANG Jingli, et al. Study on thermodynamic calculation of tri-section regenerative air preheater for utility boilers [J]. *Thermal Power Generation*, 2009, 38(3): 44-47.
- [22] 王超, 高荣泽, 王利民, 等. 回转式空气预热器积灰防治改造方案研究 [J]. *热力发电*, 2022, 51(7): 139-148.
WANG Chao, GAO Rongze, WANG Limin, et al. Study on retrofit solutions for fouling prevention of rotary air preheater [J]. *Thermal Power Generation*, 2022, 51(7): 139-148.
- [23] MUZIO L, BOGSETH S, HIMES R, et al. Ammonium bisulfate formation and reduced load SCR operation [J]. *Fuel*, 2017, 206: 180-189.
- [24] ANDERSON D W, VISKANTA R, INCROPERA F P. Effective thermal conductivity of coal ash deposits at moderate to high temperatures [J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 1987, 109(2): 215-221.
- [25] RICHARDSON M J. The specific heats of coals, cokes and their ashes [J]. *Fuel*, 1993, 72(7): 1047-1053.

(编辑 李慧敏)