

殷金桥, 钱进, 邓传记, 等. W 火焰炉水冷壁管拉裂原因多物理场耦合数值模拟研究[J]. 智能计算机与应用, 2024, 14(10): 114-119. DOI:10.20169/j.issn.2095-2163.241015

# W 火焰炉水冷壁管拉裂原因多物理场耦合数值模拟研究

殷金桥<sup>1,2</sup>, 钱进<sup>2</sup>, 邓传记<sup>3</sup>, 杨柳<sup>4</sup>, 罗义<sup>3</sup>

(1 中国航天科工集团第十研究院贵州航天电器股份有限公司, 贵阳 550025; 2 贵州大学 电气工程学院, 贵阳 550025;

3 国家电投集团贵州金元茶园发电有限责任公司, 贵州 毕节 551700; 4 贵州师范大学 大数据与计算机科学学院, 贵阳 550025)

**摘要:** 自参与深度调峰以来, 贵州省内某发电企业超临界 W 火焰直流炉水冷壁拉裂故障频发, 使机组非计划停机数大幅增加。本文基于数值模拟的方法, 建立前述锅炉易发生拉裂部位的局部管屏三维模型, 开展多物理场耦合数值模拟研究, 求解该模型的管屏在 BMCR 和 40% BMCR 两种工况下的最大温度、热应力及最大剪切应力分布和最大变形量, 并对比分析模拟结果与现场情况, 得出管屏第 423 管背火侧焊缝处易产生拉裂的原因主要是热应力集中在该部位导致纵向裂纹扩展到焊缝处, 以及该部位水冷壁管垂直方向相反的剪切应力最大且对管材具有撕扯作用, 在多次深调运行中累加致使焊缝处发生拉裂故障。形成的结论可为机组运行调整和预防性检修策略提供参考。

**关键词:** 数值模拟; W 火焰锅炉; 水冷壁拉裂; 热应力; 剪切应力

**中图分类号:** TM621.2 **文献标志码:** A **文章编号:** 2095-2163(2024)10-0114-06

## Numerical simulation study to the causes of water wall tube cracking in W-flame furnace based on multi-physics field coupling

YIN Jinqiao<sup>1,2</sup>, QIAN Jin<sup>2</sup>, DENG Chuanji<sup>3</sup>, YANG Liu<sup>4</sup>, LUO Yi<sup>3</sup>

(1 China Aerospace Science and Industry Corporation Tenth Research Institute Guizhou Aerospace Electric Co., Ltd., Guiyang 550025, China; 2 College of Electrical Engineering, Guizhou University, Guiyang 550025, China; 3 State Power Investment Group Guizhou Jinyuan Chayuan Power Generation Co., Ltd., Bijie 551700, Guizhou, China; 4 School of Big Data and Computer Science, Guizhou Normal University, Guiyang 550025, China)

**Abstract:** Since participating in deep peak shaving, water wall cracking faults have occurred frequently in a supercritical W-flame DC boiler of a power generation enterprise in Guizhou, resulting in a significant increase in unplanned shutdowns of the units. This article is based on numerical simulation methods to establish a local three-dimensional model of the boiler screen that is prone to cracking. Multiple physical field coupling numerical simulation research is carried out to solve the maximum temperature, thermal stress, maximum shear stress distribution, and maximum deformation of the pipe screen in the BMCR and 40% BMCR working conditions of the model. The simulation results are compared and analyzed with the on-site situation. It is found that the main reason for cracking at the back fire side weld of the 423<sup>rd</sup> pipe screen is that thermal stress is concentrated in this area, causing longitudinal cracks to expand to the weld, and the maximum shear stress in the opposite vertical direction of the water-cooled wall pipe in this area, which has a tearing effect on the pipe material. In multiple deep adjustment operations, cracking failure at the weld seam is accumulated and caused. The conclusions can provide reference for unit operation adjustment and preventive maintenance strategies.

**Key words:** numerical simulation; W-flame boiler; water-cooled wall tension cracking; thermal stresses; shear stresses

## 0 引言

新能源占比日益提升的新型电力系统中, 常规燃煤发电机组的辅助服务功能主要体现在调峰深度和频次的不断加大<sup>[1-3]</sup>。自参与深度调峰以来, 贵

州境内某发电企业 2 台超临界 W 火焰直流锅炉水冷壁鳍片拉裂进而造成水冷壁管破裂的故障频发, 机组非计划停机小时数大幅增加, 机组运行可靠性和可调度性受到严重影响<sup>[4-5]</sup>。针对超临界锅炉水冷壁在深度调峰时易发生拉裂故障的问题, 此前已

**基金项目:** 贵州省科技支撑计划项目(2020Y040); 国家电投集团贵州金元茶园发电有限责任公司科技项目(CPEEC-ZCB-13-2022-16-11)。

**作者简介:** 殷金桥(1998-), 男, 硕士研究生, 主要研究方向: 机器学习, 数值模拟。

**通讯作者:** 钱进(1965-), 男, 副教授, 主要研究方向: 热物理过程多尺度模拟。Email:jqian@gzu.edu.cn

**收稿日期:** 2024-06-25

有学者和工程技术人员采用了不同的方法对此进行相关研究以寻求导致水冷壁管拉裂的原因<sup>[6-8]</sup>。徐金苗等学者<sup>[9]</sup>根据现场实验数据分析,认为管屏壁面热负荷偏差大是导致水冷壁拉裂的根本原因。王文彪等学者<sup>[10]</sup>根据现场实验分析认为水冷壁管间壁温分布不均而产生的应力是致使水冷壁拉裂、变形的主要原因,并且这种现象在低负荷下更为严重。黄丹等学者<sup>[11]</sup>对样管采取数值模拟、化学、金相观察等分析方法,研究 660 MW 超临界 W 火焰锅炉水冷壁管拉裂事故频发的原因,实验与分析结果表明锅炉启停及变负荷的过程中会产生交变应力及热应力集中共同作用下会使鳍片上出现疲劳裂纹且扩展至水冷壁管被拉裂。钱钧等学者<sup>[12]</sup>采用数值模拟的方法,研究焊缝交错区域的热应力分布对水冷壁管裂纹的影响,通过分析模拟结果得到管环焊缝处在变工况运行时因易产生交变热应力和热变形致使材料产生裂纹。

本文以前述锅炉为研究对象,根据现场机组设计、运行和检修资料,建立拉裂发生部位局部管屏的三维模型,开展管壁温度场和应力场耦合的数值模拟研究,获得管屏在调峰运行模式下典型工况的管壁温度、管材变形量、管屏等效热应力和切向应力分布,求取各工况下的最大应力值。进一步将数值模拟结果与现场数据进行对比,探索管屏拉裂规律,分析易裂部位的致裂原因,以期为机组运行调整和预防性检修策略提供参考。

## 1 理论方程

### 1.1 传热学方程

调峰运行模式下,典型工况条件管壁温度场是论文数值模拟研究的出发点。将管内流动介质和管屏所处炉膛烟气与金属管的能量传递处理为边界条件,则特定工况条件下,管壁温度分布问题的求解可视为无内热源稳态情况,此时的三维无内热源导热微分方程可表示为:

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

当给出管壁内外边界上的热流密度或与周边环境之间相互作用条件后,方程有定解<sup>[13]</sup>。

### 1.2 弹性力学方程

管壁被视作弹性体,依据连续变形规律、应力-应变关系和运动规律,可以推导出直角坐标系下的弹性力学的基本方程组,包含平衡方程、几何方程和物理方程<sup>[14]</sup>。

### 1.2.1 平衡方程

对于弹性体,其微元体上的正应力是 $(\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z)$ ,切应力是 $(\tau_{xy}, \tau_{yx}, \tau_{yz}, \tau_{zy}, \tau_{zx}, \tau_{xz})$ ,切应力每项中第一个下标代指的切应力指向,第二个下标代表的是作用力的方向。平衡方程如下:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} + f_x &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + f_y &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + f_z &= 0 \end{aligned} \quad (2)$$

其中, $f_x, f_y, f_z$ 分别表示体积力在 $x, y, z$ 方向上的分量。

依据剪切力相等得到: $\tau_{xy} = \tau_{yx}; \tau_{yz} = \tau_{zy}; \tau_{zx} = \tau_{xz}$ 。

### 1.2.2 几何方程

弹性体在正应力作用下产生的正应变为 $(\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z)$ ;剪切应力作用下产生的切应变为 $(\gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx})$ ;沿坐标轴的位移为 $(u, v, w)$ 。这 3 项满足几何方程如下:

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x}, \gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \\ \varepsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial y}, \gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \\ \varepsilon_z &= \frac{\partial w}{\partial z}, \gamma_{zx} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \end{aligned} \quad (3)$$

为保证变形后物体的连续性,应变还需要满足变形协调方程:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\partial \gamma_{xx}}{\partial y} + \frac{\partial \gamma_{xy}}{\partial z} - \frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x}\right) &= 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial y \partial z} \\ \frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{\partial \gamma_{xy}}{\partial z} + \frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x} - \frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial y}\right) &= 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_y}{\partial z \partial x} \\ \frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x} + \frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial y} - \frac{\partial \gamma_{xy}}{\partial z}\right) &= 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_z}{\partial x \partial y} \end{aligned} \quad (4)$$

### 1.2.3 物理方程

其应力和应变之间的关系如下式:

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{1}{E}[\sigma_x - \mu(\sigma_y + \sigma_z)] + \alpha T, \gamma_{xy} = \frac{1}{G}\tau_{xy} \\ \varepsilon_y &= \frac{1}{E}[\sigma_y - \mu(\sigma_z + \sigma_x)] + \alpha T, \gamma_{yz} = \frac{1}{G}\tau_{yz} \\ \varepsilon_z &= \frac{1}{E}[\sigma_z - \mu(\sigma_x + \sigma_y)] + \alpha T, \gamma_{zx} = \frac{1}{G}\tau_{zx} \end{aligned} \quad (5)$$

其中, $E$ 表示弹性模量(又称杨氏模量),单位

为  $\text{Pa}$ ;  $\mu$  表示泊松比;  $\alpha$  表示线性膨胀系数;  $T$  表示温度,单位为  $^{\circ}\text{C}$ ;  $G$  表示切变模量,单位为  $\text{Pa}$ 。

## 2 计算模型及边界条件

依据前述理论方程开展管壁金属温度场与应力场单向耦合的“热-应力”分析。首先在稳态热模块中求解计算节点的温度分布进行热分析,随后将这

些计算节点温度值作为热载荷条件施加到水冷壁管静态结构分析模块中,最终求解得到应力和应变的分布情况。

“热-应力”分析的过程包括:建立几何模型、模型网格划分、定义边界条件、求解器选择、求解和结果后处理。这一过程仿真解析如图 1 所示。

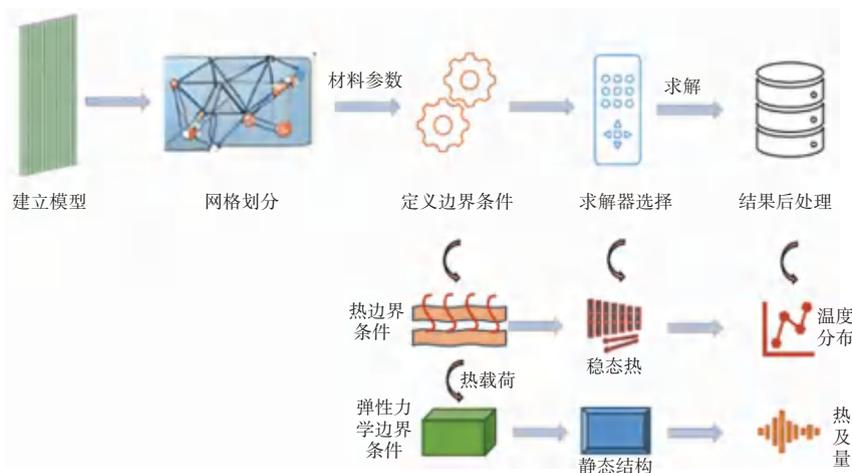


图 1 热-应力分析的一般过程

Fig. 1 General process of thermal stress analysis

### 2.1 几何建模与网格生成

考虑开展数值模拟的计算机计算资源,以标高 50 m 处,高度为 1 m,宽度为 0.679 m(14 根管左右两侧鳍端间距离)的局部管屏为模拟对象,几何模型结构如图 2 所示。



图 2 计算区域几何模型

Fig. 2 Geometric model of computational domain

将几何模型导入到 mesh 模块中,进行网格划分,因模型结构较为规则,故采用结构化网格对计算区域进行网格划分,采用网格纵横比和单元质量两种方法检查网格质量,得到的网格纵横比接近于 1、并小于 7;大部分单元质量大于 0.63,其中近 4/5 的网格质量高于 0.75。将网格质量对计算结果的影

响控制在可接受的误差范围内。进而通过改变网格疏密程度,考虑网格数量对应的经济性与精确性的影响<sup>[15]</sup>,经网格无关性验证,确定的计算域内的网格单元数为 1 522 421。

### 2.2 计算模型简化

由于上部水冷壁尺寸较大及水冷壁管数量较多,整个壁面所受负荷和约束非常复杂,因此在计算前先对有限元模型进行合理假设和简化。

(1) 忽略水冷壁管母材与鳍片材料的材质差异,不计管内外壁面结垢以及鳍片管焊缝对换热的影响。

(2) 特定工况条件下,水冷壁管内壁与管内干态蒸汽以恒定热流密度传热;向火侧管外壁接受炉膛烟气以辐射与对流复合的传热方式传递的热量,忽略燃料或灰颗粒与管外壁之间的辐射及流动碰撞传热,背火侧为绝热条件。

(3) 因三维模型在高度方向长度只有 1 m,热流密度变化忽略不计,管外壁向火侧所受热流密度为定值。

(4) 水冷壁管自由膨胀端在底部、顶部受吊点弹性约束;管壁向火侧自由膨胀,背火侧受到浇筑料和刚性梁的位移约束,位移为 0;管屏水平向两侧受固定支撑刚性梁约束。

## 2.3 边界条件

(1) 热力学边界条件。假设背火侧无热量损失, 视为理想绝热。水冷壁管内壁视为热力学第三类边界条件, 按照 BMCR 和 40% BMCR 两个典型工况设置水冷壁管内工质温度以及管内壁面传热系数, 并将每根管的对流换热系数依据管内流量及工质温度偏差, 也设置相对应的对流换热偏差。向火

侧视为第二类边界条件, BMCR 和 40% BMCR 工况的热负荷条件分别为: 161、145 kW/m<sup>2</sup>。

(2) 力学边界条件。除模型简化中已叙述的条件外, 还有管内流体对壁面的压力, 按照各管入口处的压力分布条件进行设置。水冷壁管钢材材料为 12Cr1MoV G, 这里 G 代指锅炉专用钢, 材料参数见表 1。

表 1 不同温度下 12Cr1MoVG 材料参数

Table 1 Parameters of 12Cr1MoVG material at different temperatures

温度/ ℃	弹性模量/ GPa	线性膨胀系数/ 10 <sup>-5</sup> /℃	导热系数/ (W · (m · K) <sup>-1</sup> )	比热容/ (J · (kg · K) <sup>-1</sup> )	泊松比	屈服强度/ MPa	许用应力/ MPa
350	187	1.410	36.2	607	0.307	225	120
400	181	1.420	35.4	657	0.298	219	114
450	174	1.435	34.6	684	0.300	211	111
500	165	1.450	33.7	712	0.301	201	108
550	157	1.460	32.8	737	0.295	187	105
600	149	1.470	32.0	763	0.289	170	102

## 3 模拟结果与分析

依据所建立的几何模型, 模拟 BMCR、40% BMCR 两种典型工况下水冷壁管正常传热、不发生传热恶化, 该管屏的温度、热应力与变形量分布。对比电厂实际拉裂的部位与仿真结果的关联性, 分析拉裂的主要原因。

### 3.1 温度分布

图 3(a) 和图 3(b) 分别为机组在 BMCR 和 40% BMCR 时, 管组沿 y 方向 (炉膛高度方向) 截面的温度场分布数值模拟结果, 视角为向火侧正视图 (下侧为 y 正向)。可知 4 种工况下管屏的最大温度点都位于第 9 根水冷壁管右侧。

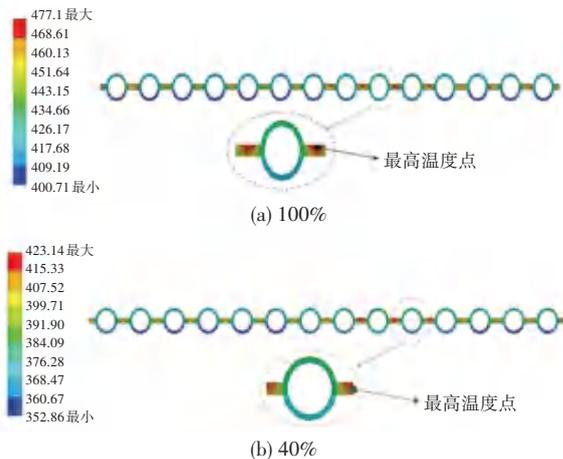


图 3 BMCR 和 40% BMCR 工况下管屏截面温度分布情况

Fig. 3 Temperature distribution of tube screen section under BMCR and 40% BMCR conditions

### 3.2 应力分布

将稳态热模块中求解得到的温度分布, 作为热载荷条件导入到静应力结构模块, 按前述设置边界约束条件, 求解应力分布, 计算结果如下。

(1) 热应力分布。图 4(a) 为 BMCR 工况时管屏横截面上的热应力模拟结果, 从图 4(a) 中可以发现, 每根管的最大等效应力集中在管内壁与鳍片交界面区域, 管外壁的背火侧最大热应力位于焊接处, 这与文献[16-17]中的模拟情况一致, 表明施加的边界载荷条件是合理的。此外, 管组的最大热应力位于第 423 管的内壁该区域, 为 194.20 MPa。由 12Cr1MoV G 的材料参数表可知, 当水冷壁管温度在 400 °C ~ 500 °C 范围内, 最小屈服强度为 201 MPa, 说明该管组的最大热应力值已经接近材料允许的极限应力值。图 4(b) 为 40% BMCR 工况时管屏截面上热应力分布情况, 可以发现管屏的最大热应力集中点与 BMCR 工况时不同, 该工况下管屏的最大热应力值为 156.35 MPa, 虽然相对后者有所降低, 但热应力值最大的部位为背火侧焊接处。表明机组在深度负荷稳定运行时管屏的最大热应力集中点更易出现在焊接处, 这与电厂现场拉裂情况比较吻合。因此热应力集中是导致锅炉的前墙上部水冷壁在第 423 管易产生拉裂问题的重要原因。

(2) 剪切应力分布。锅炉运行工况发生变化时, 炉内燃烧局部条件及管内介质分配的差异, 造成相邻水冷壁管间产生温度偏差, 与温度相关的线膨胀系数发生变化, 进而导致邻管间线膨胀量产生差

异,通过鳍片产生管轴线方向的剪切应力,这是水冷壁管致裂的重要原因。

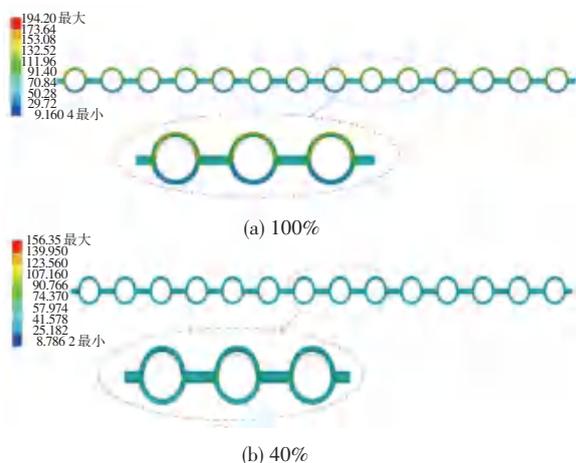


图4 BMCR和40%BMCR工况下管屏截面热应力分布情况

Fig. 4 Thermal stress distribution of tube screen section under BMCR and 40% BMCR conditions

针对轴向剪切应力产生的原因,在模拟计算模型中根据管壁温度间隔,设置管材线胀系数,由水动力计算模型计算获得的邻管温差体现在相邻水冷壁管的边界条件设置中,反映在管内介质温度及对流换热系数的差异上。数值模拟结果如图5所示。2根水冷壁管相邻间的剪切应力方向相反(一个向上、一个向下),负值表示方向向下,在水冷壁鳍片与母材间产生撕扯。

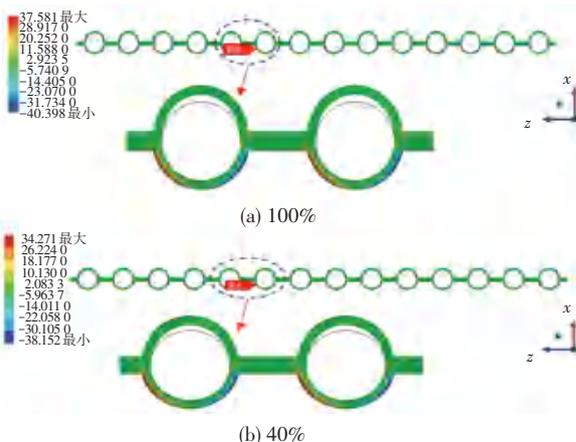


图5 BMCR和40%BMCR工况下管屏YZ方向最大剪切应力分布情况

Fig. 5 Distribution of maximum shear stress in the YZ direction of the tube screen under BMCR and 40% BMCR conditions

图5(a)和5(b)分别为BMCR及40%BMCR工况下管屏在YZ方向(即沿着水冷壁管表面的切线方向,与炉膛高度方向平行)的最大剪切应力分布情况,截图视角与其他(温度、热应力及变形量)

不同,剪切应力视角为水冷壁管底部向上,其余则为水冷壁管顶部向下。由图5中可以得到2种工况下YZ方向的最大剪切应力位于背火侧焊缝处。BMCR工况时为37.581 MPa,40%BMCR工况时为34.271 MPa。

### 3.3 变形量

图6(a)和图6(b)为2种工况下管屏二维截面上的总变形量云图。从中可以看到,每种工况下的管屏每根管最大变形量都位于向火侧顶点处,BMCR工况为0.32244 mm,40%BMCR工况则有所减小,为0.30398 mm。这是因为水冷壁管受到管内流体的轴向压力,而水冷壁管在x方向及背火侧受到固定约束,位移为0,水冷壁管在向火侧方向的膨胀量随之就大,而机组负荷减小只改变管内所受到的压力条件和热条件,因而2种工况的最大变形量部位一致。

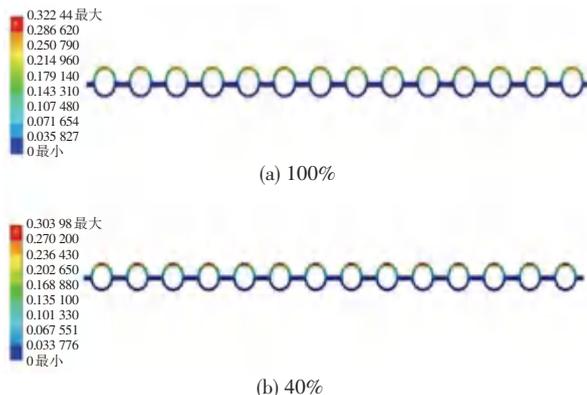


图6 不同工况管屏截面总变形量

Fig. 6 Total deformation of the cross-section of the tube screen under different working conditions

为分析机组进行深调前后的拉裂风险大小,对易产生拉裂的第423管,沿管外壁面,从背火侧顶点经鳍根向火侧顶点处按周向均匀取点,得到管外壁安全系数分布结果如图7所示。从图7中得知,2种工况下外壁安全系数最小值都在背火侧壁面与鳍片的焊接处,40%BMCR工况相对BMCR工况,其焊接处安全系数进一步降低,管材产生纵向裂纹风险加大。

综合应力分布情况及目前对焊接处材料所做的研究进行定性分析得到:第423单管焊接处在长时间的高温环境下,在晶界具有M23C6型析出物析出,这种物质由小到大的过程致使晶界形成软化区,其析出过程伴生的孔洞进一步减弱了管材晶间结合力,再生纵向裂纹敏感性较强<sup>[18-19]</sup>,加上YZ方向的剪切应力的撕扯作用,多次累加导致管材被拉坏。

因此该部位背火侧焊接处在长期高温、热应力及最大剪切应力集中, 负荷波动等因素的作用下易发生拉裂问题。

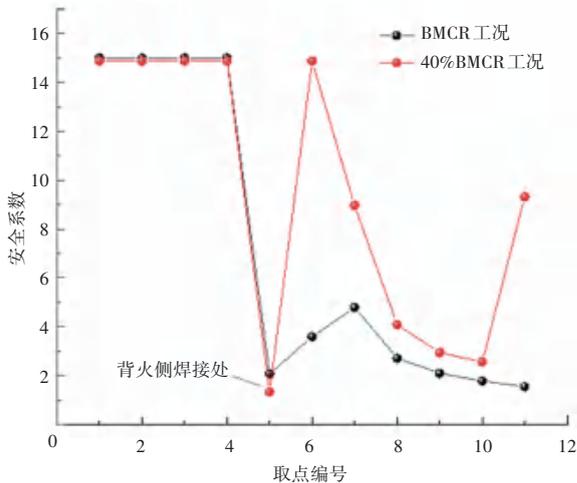


图 7 第 423 单管外壁周向安全系数

Fig. 7 423<sup>rd</sup> single pipe outer wall circumferential safety factor

## 4 结束语

本文分 BMCR 和深调负荷为 40% BMCR 工况, 在热稳态及静态结构模块对拉裂水冷壁管的温度、最大应力及最大变形量进行模拟, 并对结果进行分析得出了以下几点结论:

(1) 2 种工况下局部管屏的最大温度都位于鳍片中心位置, 即鳍端处; 而热应力在 BMCR 工况时主要集中在背火侧管内壁面与鳍片交界面区域, 40% BMCR 工况时则主要集中在管外壁与鳍片焊接处; 2 种工况下的 YZ 方向最大剪切应力都位于背火侧焊接处, 最大变形量位于管外壁向火侧顶点处, 而管外壁的最低安全系数均在背火侧焊接处。

(2) 对比并分析电厂实际拉裂情况与数值仿真情况, 得出第 423 单管标高 50 m 的焊缝处长期在高温环境下运行, 其结构内部易析出使晶界形成软化区的物质, 且伴生的孔洞会进一步加大材料纵向裂纹的产生的风险, 同时鳍片连接的邻管温差造成热应力集中于该部位, 加上垂直方向的最大剪切应力的撕扯作用, 长时间管材出现拉裂故障。由应力及安全系数的仿真结果对比发现, 这种危险现象在机组进行深度调峰时更为严重。

## 参考文献

- [1] 殷金桥, 钱进, 王康, 等. 火电行业清洁生产评价体系提级优化研究[J]. 环境污染与防治, 2024, 46(1): 134-138.
- [2] 李凯. 新型电力系统的新能源挑战和数字化技术分析[J]. 电气技术与经济, 2024(5): 147-149.
- [3] 王佳惠, 牛玉广, 陈玥, 等. 计及火电深度调峰的高比例可再生能源电力日前优化调度研究[J]. 太阳能学报, 2023, 44(1): 493-499.
- [4] 殷金桥, 钱进, 邓传记, 等. 多算法融合的超临界 W 火焰炉水冷壁壁温预测模型研究[J]. 重庆理工大学学报(自然科学), 2024, 38(9): 210-217.
- [5] 郑建军, 刘涛玮, 樊子铭, 等. 水冷壁管环焊缝开裂原因分析[J]. 焊接, 2024(1): 60-63.
- [6] 肖翔海, 滕维刚. 超临界“W”型直流锅炉水冷壁过渡段拉裂分析及优化处理[C]//2021 年电力行业技术监督工作交流会暨专业技术论坛. 贵阳: 中国电力技术市场协会, 2021: 1072-1074.
- [7] 王良伟. 超临界 W 火焰锅炉水冷壁变形、拉裂问题及对策[J]. 中国设备工程, 2021(1): 104-105.
- [8] 李焯, 杨贤彪, 陈骞, 等. 超超临界锅炉水冷壁横向裂纹产生原因的有限元分析[J]. 机械设计, 2020, 37(S2): 119-124.
- [9] 徐金苗, 奉林. 越南某超临界 W 火焰锅炉水冷壁防拉裂研究[J]. 锅炉技术, 2020, 51(3): 64-69.
- [10] 王文彪, 杨希刚, 马晓峰, 等. 基于壁温特征分析的超超临界锅炉垂直水冷壁变形拉裂问题诊断[J]. 锅炉技术, 2020, 51(6): 1-6, 72.
- [11] 黄丹, 曾小义, 杨建军, 等. 超临界 W 火焰锅炉水冷壁管频繁拉裂泄漏事故原因分析[J]. 热加工工艺, 2022, 51(15): 150-154, 158.
- [12] 钱钧, 严祯荣, 王化南, 等. 超超临界锅炉垂直管圈水冷壁焊缝交错区域温度场建模及热应力模拟[J]. 动力工程学报, 2023, 43(3): 307-313.
- [13] 李阳. 超超临界锅炉水冷壁壁温影响因素研究[D]. 长春: 吉林大学, 2020.
- [14] 沙远超. 某火电厂 660MW 机组塔式锅炉水冷壁失效及异常振动问题的研究[D]. 南京: 东南大学, 2021.
- [15] 陈露. W 火焰锅炉低氮燃烧与 SNCR 脱硝联合数值模拟研究[D]. 南京: 东南大学, 2022.
- [16] 张超. 超临界直流锅炉垂直管屏水冷壁的热应力分析[J]. 广东电力, 2022, 35(7): 133-140.
- [17] 刘小龙. 超临界 W 型火焰锅炉水冷壁的热应力分析[D]. 武汉: 华中科技大学, 2013.
- [18] 尹少华, 张振华, 孙志强, 等. 长时高温时效对 T23 钢水冷壁焊缝微观组织影响[J]. 机械工程学报, 2024, 60(12): 277-286.
- [19] 杨庆旭, 王学, 马君鹏, 等. 超超临界锅炉水冷壁 T23/12Cr1MoV 异种钢焊接接头焊后热处理裂纹分析[J]. 金属热处理, 2021, 46(7): 218-222.