

# 基于汽包寿命的 1 021 t/h 锅炉启动过程的优化研究

管德清<sup>1</sup>, 莫江春<sup>1</sup>, 吕黎明<sup>1</sup>, 毛永忠<sup>2</sup>

(1. 长沙理工大学 动力机械及工程研究所, 湖南 长沙 410076; 2. 石门电厂控制部, 湖南 石门 415300)

**摘 要:** 用三维有限元理论计算 1 021 t/h 锅炉汽包在内压作用下的应力场, 得到的理论应力集中系数比德国 TRD301 标准的推荐值大 22.7%。用热弹性理论计算准稳态下汽包的热应力, 采用 TRD301 标准计算锅炉汽包疲劳寿命, 以不同阶段升压范围所经历的时间步长为优化参数, 以降低疲劳寿命损耗和缩短启动时间为双目标, 建立了基于汽包寿命的锅炉启动过程优化模型。通过计算得到了 1 021 t/h 锅炉冷态启动和热态启动过程的优化曲线, 并在某电厂 300 MW 机组 1 021 t/h 锅炉实际运行, 效果良好。按优化曲线启动, 不仅保证汽包寿命损耗小, 而且能大量缩短锅炉启动时间。所建立的优化启动曲线对 300 MW 机组锅炉运行具有指导意义。

**关 键 词:** 锅炉汽包; 疲劳寿命; 启动过程; 优化

中图分类号: TK225 文献标识码: A

## 1 引 言

300 MW 机组已经成为我国火力发电的主要机组。随着用电结构的变化, 电网负荷的峰谷差日益增大, 许多大容量机组已参与调峰运行。机组在调峰过程中, 锅炉启停、变负荷运行使汽包受到交变应力作用, 产生低周疲劳损伤。随着机组启停次数的增加, 汽包疲劳损伤加剧, 给电力生产留下安全隐患。为了适应机组快速启停和安全运行的要求, 研究锅炉汽包疲劳寿命计算方法, 在此基础上给出合理的启动曲线, 指导锅炉运行, 具有重要意义。

锅炉启停过程中, 由于较快的升压和降压速度, 锅筒材料承受的机械应力发生很大的变化; 同时, 在较快的升温与降温过程中, 锅筒因壁面温差而引起较大的热应力。由于这些应力随着启停方式的变化而变化, 因而对于不同的启停方式, 锅炉汽包所产生的疲劳损伤也不相同。国外关于汽包疲劳寿命的计算已有相应的标准, 如德国《蒸汽锅炉技术规程》(TRD301)、美国 ASME《锅炉和压力容器规范》等, 这

些规范针对不同的锅炉汽包结构, 均给出统一的理论应力集中系数。国内针对不同机组锅炉汽包的疲劳寿命计算进行了研究<sup>[1~3]</sup>, 取得了许多有意义的成果。由弹性力学理论分析和有限元计算可知, 对于不同汽包内径和壁厚、不同孔径的下降管, 在内压作用下的理论应力集中系数是不同的。按上述规范得到的汽包疲劳寿命有时将给出偏于危险的结果。因此, 人们采用有限元方法分析汽包结构的应力场, 以此为基础研究锅炉汽包的寿命<sup>[4~5]</sup>。文献[6]以“启动总热耗最小”为目标函数、“允许参数最大变化率”为约束条件, 研究了锅炉优化启动问题, 并开发了优化启动指导装置。文献[7]研究了 400 t/h 锅炉优化启动的数学模型。这些工作对锅炉的优化运行具有指导意义。

本文用三维有限元方法计算汽包筒体与下降管连接处的理论应力集中系数, 通过对锅炉汽包寿命的计算分析, 研究了 300 MW 机组 1 021 t/h 锅炉的优化启动过程。采用优化理论<sup>[8]</sup>, 以不同阶段升压范围所经历的时间步长为优化参数, 以降低疲劳寿命损耗和缩短启动时间为双目标, 构造了相应的目标函数, 计算得到了 1 021 t/h 锅炉冷态启动和热态启动的优化启动曲线。将优化启动曲线与文献[9]开发的 300 MW 机组锅炉汽包寿命在线监测系统结合, 指导锅炉运行。按本文给出的优化启动曲线在某电厂实际运行, 效果良好。

## 2 1 021 t/h 锅炉汽包寿命计算方法

### 2.1 汽包机械应力的三维有限元计算

汽包所受交变应力包括由内压引起的机械应力和内外壁温差而产生的热应力。本文采用三维有限元方法计算由内压引起的机械应力, 而用热弹性理

收稿日期: 2005-04-13; 修订日期: 2005-10-14

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50578018); 湖南省自然科学基金资助项目(04JB027); 湖南省科技计划基金资助项目(04GK3051)

作者简介: 管德清(1961-), 男, 湖南汉寿人, 长沙理工大学教授, 博士。

论分析汽包的热应力。

某电厂 300 MW 机组 1 021 t/h 锅炉设备概况及有关结构几何尺寸如下:

型号: HG-1021/18.2-540/540-WM10; 额定蒸发量: 1 021 t/h; 饱和蒸汽压力: 19.66 MPa; 饱和蒸汽温度: 363 °C; 汽包材质为 SA-299; 汽包内径  $D = 1\,778$  mm; 壁厚  $S = 200$  mm; 筒身长  $L = 18\,000$  mm; 下降管内径  $d = 710$  mm; 下降管壁厚  $d_1 = 135$  mm。

为了求得汽包在内压作用下的理论应力集中系数, 采用国际上通用的大型有限元结构分析程序 ANSYS 计算汽包结构的应力场。在对汽包结构进行有限元应力分析时, 作出以下简化假定: (1) 锅筒除下降管以外的其它开孔均忽略不计; (2) 下降管与锅筒连接处焊缝结构较大, 焊缝建模按实际结构尺寸, 一般焊缝对整体结构影响不大, 不作考虑; (3) 只研究内壁受均匀压力作用, 不分析其它载荷的影响。

根据结构的对称性, 取汽包的 1/4 进行网格划分, 并在对称面上施加相应的位移约束。结构的有限元网格划分如图 1 所示。在汽包厚度方向取六层单元, 采用的单元为六面体八节点等参单元。单元总数为 3 990 个, 节点总数为 5 208 个。计算了汽包在内压  $P = 19.66$  MPa 作用下的应力场, 重点研究图 2 所示 A 点的环向应力。

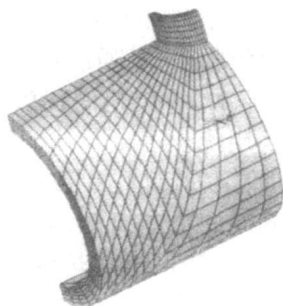


图 1 汽包结构有限元网格

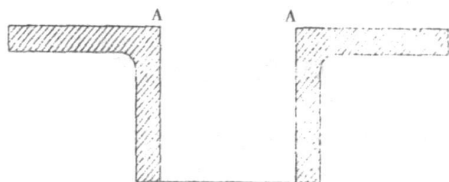


图 2 最大应力点位置

无孔汽包在  $P = 19.66$  MPa 作用下的环向应力  $\sigma_0^{(n)} = 97.22$  MPa。有限元计算结果, A 点的环向应

力为最大值  $\sigma_{0max} = 310$  MPa。所以, A 点的理论应力集中系数  $\alpha_{m0} = \sigma_{0max} / \sigma_0^{(n)} = 3.19$ 。下降管与锅筒连接属于插入式焊接管接头, 按德国《蒸汽锅炉技术规程》(TRD301) 标准, 在内压作用下的理论应力集中系数  $\alpha_m = 2.6$ 。有限元计算结果比 TRD301 标准推荐值要大 22.7%。因此, 如选用此规程推荐的理论应力集中系数计算 1 021 t/h 锅炉汽包寿命, 将会给出偏于危险的结果。所以, 从安全角度考虑, 本文对其进行修正, 取  $\alpha_{m0} = 3.19$ 。

### 2.2 汽包热应力分析

锅炉在启停或变负荷运行阶段, 汽包金属壁内温度的变化和分布是一个相当复杂的不稳定导热问题。一般可假定汽包壁内温度沿圆筒轴线方向没有变化, 所以汽包中只会出环向温差和径向温差。而按德国 TRD301 规范, 疲劳寿命计算只考虑径向温差的影响。径向温度分布可用轴对称暂态热传导方程及定解条件求解。设  $T_0$  为启动初始时的温度,  $T_b$  为汽包达到额定工作压力下的饱和温度。将启动过程或变负荷过程各分成若干阶段, 把每一阶段汽包壁内的温度场假定为一个准稳态温度场, 则第  $i$  阶段的升温速度  $v_i$  (°C/min) 为常数, 它所经历的时间为  $t_i$ , 第  $i$  阶段汽包壁内温度场可由下面的定解问题确定:

$$\begin{cases} \frac{\partial T_i}{\partial \tau} = a \left( \frac{\partial^2 T_i}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_i}{\partial r} \right) & (0 < \tau < t_i, R_1 < r < R_2) \\ T_i(r, 0) = T_{i-1}^0(r) \\ T_i(R_1, \tau) = T_{i-1}^0(R_1) + v_i \tau \\ \frac{\partial T_i}{\partial r} \Big|_{r=R_2} = 0 \end{cases} \quad (1)$$

式中:  $a$ —热扩散率;  $T_{i-1}^0(r)$ —第  $i-1$  阶段结束时壁内温度分布, 在启动的第一阶段:  $T_0^0(r) = T_0$ 。

令  $r = R_1 e^x$ , 则式(1)变为:

$$\begin{cases} \frac{\partial T_i}{\partial \tau} = \frac{a}{R_1^2} e^{-2x} \frac{\partial^2 T_i}{\partial x^2} & (0 < \tau < t_i, 0 < x < \ln \frac{R_2}{R_1}) \\ T_i(x, 0) = T_{i-1}^0(x) \\ T_i(0, \tau) = T_{i-1}^0(0) + v_i \tau \\ \frac{\partial T_i}{\partial x} \Big|_{x=\ln \frac{R_2}{R_1}} = 0 \end{cases} \quad (2)$$

将式(2)离散化, 坐标  $x$  方向节点数为  $(n+1)$  个, 步长为  $h = \ln(R_2/R_1)/n$ ; 时间  $\tau$  方向节点数为  $m+1$  个, 步长为  $\delta\tau = t_i/m$ 。网格节点  $(x_k, t_j)$  简记为  $(k, j)$ , 用六点隐式差分格式求解式(2), 得:

$$\begin{cases}
 2(1+r_k)T_i(k, j+1) - \\
 r_k T_i(k-1, j+1) - r_k T_i(k+1, j+1) = \\
 2(1-r_k)T_i(k, j) + r_k T_i(k-1, j) + r_k T_i(k+1, j) \\
 (k=1, 2, \dots, n-1; j=0, 1, \dots, m-1) \\
 T_i(k, 0) = T_{i-1}^0(k) \quad (k=0, 1, \dots, n) \\
 T_i(0, j) = T_{i-1}^0(0) \quad (j=0, 1, \dots, m) \\
 T_i(n, j+1) = [4T_i(n-1, j+1) - T_i(n-2, j+1)] \beta \\
 (j=0, 1, \dots, m-1)
 \end{cases} \quad (3)$$

式中:  $r_k = a \delta / (R_1^2 h^2) e^{-2kh}$ 。由初始条件(对应  $j=0$ )及边界条件(对应  $k=0, k=n$ ), 可得到温度场的离散解。

按热弹性理论可知, 无孔汽包径向温差引起的内壁环向热应力为:

$$\alpha_0 = \frac{\alpha_1 E}{1-\mu} [T_{ip}(R_2, \tau) - T_i(R_1, \tau)] \quad (4)$$

式中:  $\alpha_1$ —材料的线膨胀系数;  $E$ —弹性模量;  $\mu$ —波松比;  $R_1, R_2$ —圆筒内半径和外半径;  $T_{ip}$  为时刻  $\tau$  的圆筒壁体积平均温度, 由下式确定:

$$T_{ip} = \frac{2R_1^2}{R_2^2 - R_1^2} \int_0^{\ln \frac{R_2}{R_1}} T_i(x, \tau) e^{2x} dx \quad (5)$$

由辛浦生公式计算式(5), 有:

$$\begin{aligned}
 T_{ip} = \frac{3R_1^2}{R_2^2 - R_1^2} \ln \frac{R_2}{R_1} [T_i(0, \tau) + T_i(\ln \frac{R_2}{R_1}, \tau) + \\
 4T_i(\frac{1}{2} \ln \frac{R_2}{R_1}, \tau)] \quad (6)
 \end{aligned}$$

### 2.3 汽包疲劳寿命损耗计算

锅炉在启停及变负荷运行过程中, 汽包由内压引起的机械应力和由温差引起的热应力是随时间变化的, 启停一次为完成一次应力循环。目前, 国内外评价汽包低周疲劳寿命的主要方法均采用疲劳寿命曲线, 如德国《蒸汽锅炉技术规程》(TRD301)、美国机械工程师协会(ASME)《锅炉及压力容器规范》等标准。通过计算或实验测定出汽包上峰值应力区的应力幅或应力范围来确定汽包寿命的方法。这些标准所推荐方法的原理基本相同。

从规范的计算方法来看, 德国 TRD301 比美国规范计算结果偏于安全。因此, 从安全角度考虑, 本文采用 TRD301 规范的基本思路计算汽包疲劳寿命。依据三维有限元计算结果, 对规范中建议的理论应力集中系数进行修正。

汽包疲劳寿命以集中下降管与锅筒内壁轴向截面转角处连接点 A 点作为考核点, 如图 1 所示。根据内压引起的薄膜应力和径向温差引起的热应力来

确定应力循环范围。汽包内压和温差引起的总应力为:

$$\sigma = \alpha_m \frac{P(D+S)}{2S} + 2\sigma_\theta \quad (7)$$

式中:  $P$ —工作压力;  $D$ —汽包内径;  $S$ —壁厚;  $\sigma_\theta$ —无孔汽包径向温差引起的环向热应力;  $\alpha_m$ —薄膜应力集中系数。在考虑圆筒的不圆度后,  $\alpha_m$  可由式(8)确定:

$$\alpha_m = \alpha_{m0} \times \frac{1}{1-0.5(d/D)^2} + f_u \alpha_b \quad (8)$$

式中:  $\alpha_{m0}$ —理论应力集中系数;  $f_u \alpha_b$ —不圆度应力集中系数。

在每个启停或升温与降温过程中, 内压  $P$  与热应力  $\sigma_\theta$  都随时间而变化, 求出孔边最大总应力  $\sigma_{\max}$  与最小总应力  $\sigma_{\min}$ , 则应力循环范围为  $\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$ ; 按平均应力与应力—应变非线性关系对循环应力范围修正后得到有效循环应力范围。根据有效循环应力范围和疲劳设计曲线可确定对应的疲劳寿命, 即允许的循环次数。汽包疲劳寿命损耗安全条件为:

$$D_f = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \dots + \frac{n_n}{N_n} \leq 0.5 \quad (9)$$

式中:  $D_f$ —汽包疲劳寿命损耗值;  $n_1, n_2, \dots, n_n$ —不同循环应力的循环次数;  $N_1, N_2, \dots, N_n$ —相应各种循环应力允许的循环次数。可根据有效循环应力范围和疲劳设计曲线确定。TRD301 疲劳设计曲线具有 20~600 °C 的 7 种不同温度下的曲线。其它温度下的疲劳设计曲线可按线性插值求得。

### 3 1 021 t/h 锅炉启动过程的优化模型

1 021 t/h 锅炉在启停过程中, 随着启停速度加快, 汽包内外壁温差越大, 热应力越高, 汽包疲劳寿命损耗越多。火电厂现行 1 021 t/h 锅炉启动曲线, 从保证机组的安全性出发, 启动时间相对过长。这就使得机组适应快速启停的能力相对较差, 同时也不经济。为此, 在保证锅炉安全性的前提下, 以较短的时间完成锅炉启动过程, 建立 1 021 t/h 锅炉启动曲线的优化模型。

将启动过程分成  $n$  个阶段, 设每阶段的升压速度及升温都为常数, 每阶段所经历的时间步长为  $\Delta t_i (i=1, 2, \dots, n)$ , 以时间步长为优化参数, 建立如下优化模型:

$$\begin{cases} \min F = \beta_1 \frac{D^*}{(D^*)_0} + \beta_2 \frac{\sum_{i=1}^n \Delta t_i}{t_0} \\ s. t. \quad |v_i| \leq c_j \\ \Delta t_i > 0 \quad (i=1, \dots, n) \\ D^* \leq \beta (D^*)_0 \end{cases} \quad (10)$$

式中:  $F$ —目标函数;  $\beta_1$  和  $\beta_2$ —加权系数;  $\beta$ —疲劳损耗控制系数,  $\beta \leq 1.0$ ;  $D^*$ —本次应力循环引起的疲劳损耗;  $(D^*)_0$ —升温速度恒为  $c_0$  时的疲劳损耗, 本文取  $c_0 = 1.0 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{min}$ ;  $t_0$ —对应升温速度恒为  $c_0$  时的启动时间, 即为锅炉从启动到稳定工况所经历的时间值;  $v_i$ —各阶段的升温速度, 近似表示为各阶段升压范围上下限对应的饱和温度之差除以相应时间步长, 饱和温度由国际水蒸气性质表所推荐的公式计算;  $c_j$ —升温速度限制量。

由于在以上优化模型中疲劳损耗  $D^*$  小于升温速度恒为  $c_0$  时的疲劳损耗值, 加上对汽包温度变化速度进行了限制, 而由此得到的计算结果能够保证汽包的安全性。

#### 4 1 021 t/h 锅炉优化启动曲线的计算与现场实验

采用以上优化模型计算了 300 MW 机组 1 021 t/h 锅炉冷态启动和热态启动(初始内压为 3.0 MPa)的优化曲线。在编程计算时, 采用内点罚函数法求解。根据汽包启动时初始参数的不同, 可分别计算冷态启动和热态启动时的优化曲线。

计算给定的有关数据为: 定性温度  $t = 297 \text{ } ^\circ\text{C}$ ,  $\alpha_1 = 1.47932 \times 10^{-5}$ , 热扩散率  $a = 598.2 \text{ mm}^2/\text{min}$ ,  $\mu = 0.3$ ,  $\delta_s = 276 \text{ MPa}$ ,  $\delta_b = 515 \text{ MPa}$ 。在式(10)中,  $n = 13$ ,  $\delta$ 值不超过 0.1 min, 加权系数  $\beta_1 = 0.6$ ,  $\beta_2 = 0.4$ , 取疲劳损耗控制系数  $\beta = 1$ , 根据现行标准可取升温速度限制量  $c_j = 1.6667 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{min}$ , 通过计算可得  $t_0 = 344 \text{ min}$ 。采用内点罚函数法求解式(10)。将以上优化模型编程计算时, 根据汽包启动时初始参数的不同, 分别给出冷态启动和热态启动(初始内压为 3.0 MPa)时的启动曲线。优化计算结果分别列入表 1 和表 2 中。

根据表 1 和表 2 给出的优化计算结果, 可绘出 1 021 t/h 锅炉的优化启动曲线。用计算结果与某火电厂 1 021 t/h 锅炉现行运行规程的启动时间相比, 优化后的冷态启动时间比规程给出的启动时间减少 128 min, 热态启动减少 98 min。同时, 由于优化模型

中对汽包疲劳寿命损耗进行了限制, 锅炉按优化启动曲线运行时的汽包疲劳寿命损耗与现行运行方式的寿命损耗相同, 因此汽包的安全性能得到保证。

为了对机组的启动过程进行优化, 按照以上计算结果在某火电厂 1 021 t/h 锅炉 1 号炉上进行了现场实际运行。由于在该机组上安装了汽包寿命在线监测系统, 通过该系统可以随时了解汽包与下降管连接处的应力情况及内外壁温差等信息, 从而在机组优化启动过程中, 汽包疲劳寿命损耗不会超过规定值, 保证了汽包的安全性。实践证明, 按本文计算得到的优化曲线启动, 启动时间比现有运行规程大幅缩短, 且机组运行良好。

表 1 冷态启动升压范围、时间优化计算结果

升压范围/MPa	启动时间步长/min	升压总时间/min
预热	71	71
起压(0.0~0.6)	54	125
0.6~1.1	23	148
1.1~1.6	16	164
1.6~2.1	12	176
2.1~3.0	17	193
3.0~5.5	31	224
5.5~9.0	26	250
9.0~12.0	15	265
12.0~16.0	15	280
16.0~19.66	12	292

表 2 热态启动(初始压力 3.0 MPa)升压范围、时间优化计算结果

升压范围/MPa	启动时间步长/min	升压总时间/min
3.0~4.1	11	11
4.1~5.1	11	22
5.1~6.1	10	32
6.1~7.1	9	41
7.1~8.1	8	49
8.1~9.1	8	57
9.1~10.1	7	64
10.1~12.1	12	76
12.1~15.1	14	90
15.1~17.1	7	97
17.1~19.66	8	105

(下转第 38 页)

状呈枕头形;其偏斜情况与电厂运行经验基本一致;沿炉膛高度温度场的变化规律是上下低中间高,这与激光高温计在不同高度从看火孔对炉内温度进行了测量结果是一致的,体现了 W 型火焰炉燃烧过程的特点。断面温度场可视化结果刷新一次的时间不超过 5 s,满足实时监测的要求。

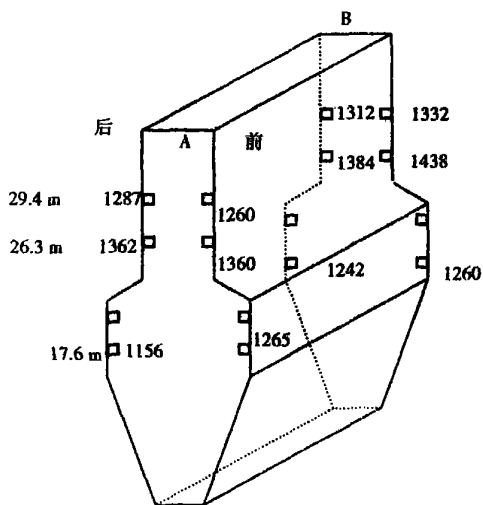


图 5 不同高度看火孔温度测量结果

参考文献:

[ 1 ] ZHOU HUAI CHUN, HAN SHU DONG. Simultaneous reconstruction of temperature distribution, absorptivity of wall surface and absorption coefficient of medium in a 2-D furnace system[ J ]. *International Journal Heat and Mass Transfer*, 2003, 46( 14): 2645—2653.

[ 2 ] ZHOU HUAI CHUN, SHENG FENG, HAN SHU DONG, *et al.* Reconstruction of temperature distribution in a 2-D absorbing-emitting system from radiant energy images[ J ]. *JSME International Journal( Serier B)*, 2000, 43(1): 104—109.

[ 3 ] 姜 春, 韩署东, 刘 浩, 等. 一种煤粉燃烧火焰辐射成像新模型[ J ]. *工程热物理学报*, 2002, 23( 增刊): 93—96.

[ 4 ] REGINSKA T. A regularization parameter in discrete ill-posed problems [ J ]. *SIAM Journal on Scientific Computing*, 1996, 17( 3): 740—749.

[ 5 ] ZHOU HUAI CHUN, HAN SHU DONG, SHENG FENG, *et al.* Visualization of three-dimensional temperature distributions in a large-scale furnace via regularized reconstruction from radiative energy images numerical studies[ J ]. *Journal of Quantitative Spectroscopy & Radiative Transfer*, 2002, 72: 361—383.

(渠源 编辑)

(上接第 34 页)

5 结 论

本文采用三维有限元方法计算了 1 021 t/h 锅炉汽包在内压作用下的理论应力集中系数,得到的结果比德国 TRD301 标准推荐的理论应力集中系数大 22.7%。采用优化理论,建立了 1 021 t/h 锅炉优化启动曲线的数学模型;通过计算,得到了 1 021 t/h 锅炉冷态启动和热态启动的优化曲线;结合汽包寿命在线监测系统,可实现对 300 MW 机组的优化启动。理论和实践证明,按本文计算得到的优化曲线启动,不仅能保证汽包寿命的安全性,而且能缩短启动时间,增强火电机组适应快速启动的能力。本文所建立的理论模型和方法对电站锅炉优化运行具有一定的指导意义。

参考文献:

寿命估算[ J ]. *中国电机工程学报* 1998, 18(1): 67—72.

[ 2 ] 郑 克, 刘志刚, 李益民, 等. 辛店电厂 DG670/140—2 型锅炉汽包低周疲劳寿命研究[ J ]. *热力发电*, 2000(3): 49—54.

[ 3 ] 王运明. 电厂锅炉锅筒寿命计算[ J ]. *热能动力工程*, 1997, 12( 6): 442—444.

[ 4 ] 赵铁成, 沈月芬, 梁艳明, 等. 电厂锅筒内压应力三维有限元分析[ J ]. *中国电机工程学报*, 1999 19(1): 31—33.

[ 5 ] 李 斌, 陈听宽, 沈月芬. 基于有限元方法的锅炉汽包应力在线监测程序的研究[ J ]. *西安交通大学学报*, 2003, 37( 5): 447—450.

[ 6 ] 袁镇福, 周 洁, 宁安坤, 等. 电厂锅炉启动曲线最优化及实时启动指导[ J ]. *动力工程*, 1997, 17(4): 40—45.

[ 7 ] 管德清, 莫江春, 张学纶, 等. 电站锅炉优化启动的数学模型 [ J ]. *动力工程*, 2003, 23(2): 2279—2283.

[ 8 ] 袁亚湘, 孙文瑜. 最优化理论与方法[ M ]. 北京: 科学出版社, 1997.

[ 9 ] 管德清, 莫江春, 李 立, 等. 300 MW 机组锅炉汽包寿命在线监测系统的研究[ J ]. *热能动力工程*, 2005, 20( 1): 57—60.

(渠源 编辑)

[ 1 ] 林兴华, 蒋家羚. 130 t/h 锅炉汽包凹槽浅插式接管结构的疲劳

neering under the Changsha University of Science & Technology, Changsha, China, Post Code: 410076) //Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2006, 21(1). — 27 ~ 30

On the basis of studying the contact-rubbing vibration behavior of a rotating machine rotor an axial locating method for a rotor contact-rubbing point was explored, and a vibration vector analysis-based axial locating method for a contact-rubbing fault put forward. The results of the study indicate that the contact-rubbing of a rotating shaft surface with some portion of a stator will lead to a temporary thermal bending of the rotor, thus giving rise to a change in non-equilibrium state of the rotor. This change can be reflected through a change in vibration vector at the two ends of the rotor. By utilizing the variation relation of the vibration vector at the two ends of the rotor it is possible to ascertain the axial location of the contact-rubbing point at the rotor surface. The analysis of a practical usage case has shown that the method of locating the contact-rubbing fault of a rotating machine as proposed by the authors possesses adequate precision. **Key words:** rotating machine, contact rubbing, fault locating

基于汽包寿命的 1021 t/h 锅炉启动过程的优化研究 = A Study of the Optimization of a 1021 t/h Boiler Start-up Process on the Basis of the Boiler Drum Service Life [刊, 汉] / GUAN De-qing, MO Jiang-chun, LU Li-ming (Institute of Power & Mechanical Engineering under the Changsha University of Science & Technology, Changsha, China, Post Code: 410076), MAO Yong-zhong (Hunan Provincial Shimen Power Plant, Shimen, Hunan Province, China, Post Code: 415300) //Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2006, 21(1). — 31 ~ 34, 38

By using a three-dimensional finite element theory calculated was the stress field of a 1021 t/h boiler drum under the action of an internal pressure. The theoretical stress concentration factor thus obtained is greater than the recommended value of German TRD301 standard by 22.7%. In addition, the thermal stress of the boiler drum under a quasi-steady state was calculated using the theory of thermal elasticity. By employing TRD301 standard the fatigue life of the boiler drum was calculated. With the time step experienced by the pressure-rise range at various stages serving as an optimized parameter, thereby achieving the dual target of lowering fatigue life loss and shortening start-up time, a model of boiler start-up process optimization was set up based on the boiler drum service life. Through calculations optimized curves were obtained for the 1021 t/h boiler cold-state and hot-state start-up process. On this basis, the practical operation of a 1021 t/h boiler for a 300 MW unit at a certain power plant has brought about satisfactory results. A start-up on the basis of these optimized curves can not only ensure a small loss of boiler drum service life, but also significantly shorten boiler start-up time. The optimized start-up curves set up by the authors can provide significant guidance for the boiler operation of the 300 MW plant. **Key words:** boiler drum, fatigue life, start-up process, optimization

W 型火焰锅炉炉膛温度场的可视化试验研究 = Experimental Research on the Visualization of Temperature Fields in a Boiler Furnace with a W-shaped Flame [刊, 汉] / YAO Bin, JIANG Zhi-wei, ZHOU Huai-chun, et al (State Key Laboratory on Coal Combustion under the Huazhong University of Science & Technology, Wuhan, China, Post Code: 430074) //Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2006, 21(1). — 35 ~ 38

A flame radiation-image detection system is used to detect the radiation energy emitted from a furnace space to the various image elements of a lens. Then, from the standpoint of energy transmission and equilibrium a spatial temperature field is reconstructed from the obtained images. A visualization reconstruction test for a furnace two-dimensional sectional temperature field was conducted on the W-shaped flame furnace of a 300 MW unit. During the test 4 CCD (charge-coupled device) based flame detectors were installed on the furnace walls and furnace flame radiation images obtained by employing computer image acquisition and processing techniques. Through a processing of the flame radiation images and by using relevant algorithms a temperature distribution of the furnace section was reconstructed. It is possible to dynamically reflect the temperature level of the flame section and also abnormal combustion conditions, such as the deviation of a flame center, a flame brushing past a water wall, etc. The time needed for updating the visualization results of furnace-section temperature field will not exceed 5 seconds, thus adequately meeting the requirements of real-time monitoring. **Key words:** furnace, radiation image formation, furnace section, temperature field, reconstruction