

# 电力市场下机组变负荷速率控制与寿命管理技术支持系统的研究

梁志宏, 杨 昆, 孙耀唯, 岳建华, 徐 鸿, 顾煜炯

(华北电力大学 北京市 昌平区 102206)

## STUDY ON THE AUTOMATIC CHANGING LOAD-ACCELERATION CONTROL AND ON-LINE LIFE MANAGEMENT SYSTEM OF STEAM TURBINE GENERATOR UNIT BASED ON POWER MARKETS

LIANG Zhi-hong, YANG Kun, SUN Yao-wei, YUE Jian-hua, XU Hong, GU Yu-jiong  
(North China Electrical Power University, Changping District, Beijing 102206, China)

**ABSTRACT:** In this paper, a new concept that steam turbine generator unit quickly responds to the director of Automatic generation control (AGC) by optimal Changing Load-acceleration is presented. Firstly, the paper dedicated to the study an approach for the generator unit to automatically select optimal Changing Load-acceleration according to its thermodynamic and stress conditions. Secondly, the paper got over the compatible problem of Digital Electro-Hydraulic System (DEH). Based on the presented method and new technology of computer and communication, a System on "Automatic Changing Load Acceleration Control and On-Line Life Management of Steam Turbine Generation Unit" has been developed, it emphasizes on solving timely changing characteristics of coefficient of convective heat transfer, thermal conductivity, and specific heat at different load growth levels. Thirdly, to apply the developed system, the paper simulates and analyses the start-up curve of the 300MW steam turbine generation unit, the result proved to be entirely according with demands of the generator unit's performance and quickly responding to the director of AGC.

**KEY WORDS:** Thermal power engineering; Generator units; Automatic control; Changing load-acceleration; Life management

**摘要:** 文章提出了调峰机组以最佳的变负荷速率来响应电网自动发电控制 (AGC) 指令的新思路。首先, 深入研究了我国引进型 300MW 汽轮机热状态和控制系统, 总结出一套通过控制机组的变负荷速率来优化机组运行状态的方法。其次, 攻克了进口数字式电液调节系统 (DEH) 接口难题, 并利用国内外相关的成熟理论, 结合现代计算机与通信技术开发了一套在线的“机组变负荷速率控制与寿命管理技术支

持”系统, 特别设法解决了换热系数、材料比热和导热系数等物性参数的时变性问题。最后, 利用开发的系统对机组冷态启动曲线进行了仿真, 结果表明系统完全符合机组的性能, 并能够满足 AGC 变负荷速率的要求。

**关键词:** 热能动力工程; 发电机组; 自动控制; 变负荷速率; 寿命管理

## 1 引言

自动发电控制 (AGC) 是电力市场技术支持系统主要组成部分。提供 AGC 服务的电厂首先要考虑机组的经济性和安全性。机组的经济性、安全性与它响应 AGC 指令的变负荷速率相关。通过限制机组变负荷的速率, 可以限制机组高温部分的温度变化速度, 达到降低机组热应力、减少机组寿命损耗的目的; 同样, 在正常寿命消耗情况下, 控制机组变负荷的速率, 可以快速响应 AGC 指令, 最终获得更大的经济效益。鉴于此, 本文研究开发了“机组变负荷速率控制与寿命管理技术支持系统” (简称 ACLC-OLM 系统)。

以引进型 300MW 机组为对象介绍 ACLC-OLM 系统设计原理。原 DEH 采用 MICROREC K、分为较高级和基本级。ACLC-OLM 系统作为 DEH 较高级一部分, 它与机炉协调控制系统 (CCS) 之间的逻辑关系如图 1 所示。ACLC-OLM 系统, 一方面响应负荷变化指令 (AGC 或就地负荷), 计算出机组转子调节级 (中压第一级) 实时应力裕度值  $K(K_0$  为极值限), 并据此来选择最佳变负荷速率、或判断是否

满足 AGC 调度要求；另一方面根据上述计算的温度和应力场，对负荷变动引起的调节级（中压第一级）应力循环计数，同时进行疲劳与蠕变寿命损耗的在线计算。

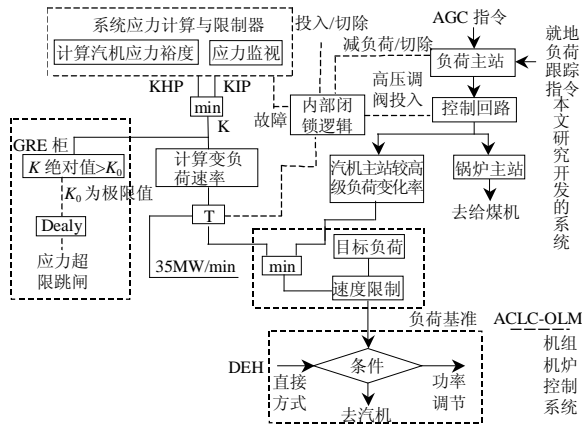


图 1 机组变负荷速率控制原理框图  
Fig. 1 Principle of automatic changing load-acceleration control

## 2 自动变负荷速率选择原则

系统选择最佳变负荷速率原理，如图 2 所示。开始时的变负荷速率取值如线段 a，随着负荷的上升，转子高压调节级或中压第一级的实时应力将增大，当其中一处的应力达到计算许用应力的 80% 时，应力裕度值将减小到  $K=0.2$ 。这时，如果  $K$  再进一步减小，系统的应力限制器就开始减小变负荷速率，例如由由曲线段 a 变为曲线段 b。

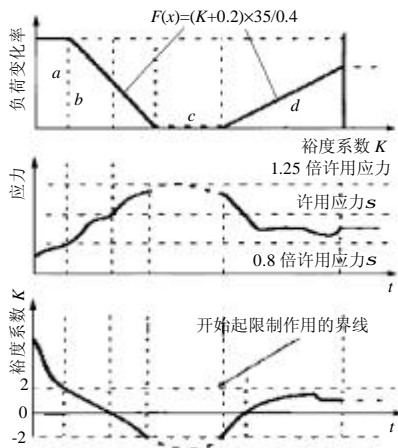


图 2 系统变负荷速率控制曲线  
Fig. 2 Curve of automatic regulating load acceleration

如果应力在某一时刻即将达到计算许用应力的 1.25 倍时， $K$  将接近  $-0.2$ ，则系统马上将变负荷速率置为零，如曲线段 c 所示。由于变负荷速率的减

小，同时转子内部温差也在减小，综合结果使应力不再继续上升、而会下降。在此过程中，裕度值  $K$  可能会出现略小于零的时刻，但不会小于  $-0.2$ ，随着温差的进一步减小  $K$  又回到零，此时系统才允许机组增加负荷，如曲线段 d 所示。图 2 中曲线的斜率由实时应力裕度值而定，变负荷速率取值如表 1，利用线性插值的方法获得。至此，系统将始终限制裕度值  $K > -0.2$ ，且随着温差的减小尽可能地将  $K$  限制在  $0 \sim 0.2$  的范围，从而使机组保证既快速又安全的变负荷，达到了“最佳”变负荷速率的目的。

表 1 系统变负荷速率控制值  
Tab. 1 Value automatic regulating load acceleration

高中缸状态	变负荷速率/(MW/min)	备注
$T_{缸壁面} > T_{一级后计算}$	35MW	最大变负荷速率
$K \geq 0.2$	35MW	最大变负荷速率
$-0.2 < K < 0.2$	$[(K+0.2)/0.4] \times 35$	限制变负荷速率
$K \leq -0.2$	0	
$0 < K < 0.2$	$[(K+0.2)/0.4] \times 35$	最佳变负荷速率

## 3 温度场的求解

### 3.1 基本原理

因高速旋转的汽轮机转子沿周向温度分布比较均匀，而且转子径向尺寸与轴向相差较大，可以简化为有工程实际意义的一维非稳态导热问题。为满足实时温度及应力响应的要求，系统利用了差分数值计算方法，主要对调节级和中压第一级处进行监控。系统计算第  $n$  节点、 $i+1$  时刻温度数值模型如式(1)，转子计算截面网格分割方法如图 3，计算流程如图 4。

$$\begin{cases} t_n^{(i+1)} = \frac{d \cdot \Delta t}{(\Delta r)^2} (t_{n+1}^{(i)} + t_{n-1}^{(i)}) + \left[ 1 - \frac{2 \cdot d \cdot \Delta t}{(\Delta r)^2} \right] \cdot t_n^{(i)} & (1) \\ d = l / (r \cdot c) \cdot \Delta r = (r_e - r_i) / 10 \end{cases}$$

式中  $d$  为蒸汽导温系数； $r_i$ 、 $r_e$  为转子内、外半径； $r$  为转子材料比重； $c$  为转子比热； $t$  为转子表面温度； $l$  为导热系数； $\Delta t$  为时间步数。

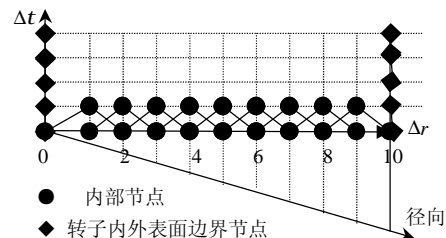


图 3 计算温度场网格节点  
Fig. 3 Grid nodes for calculation temperature fields

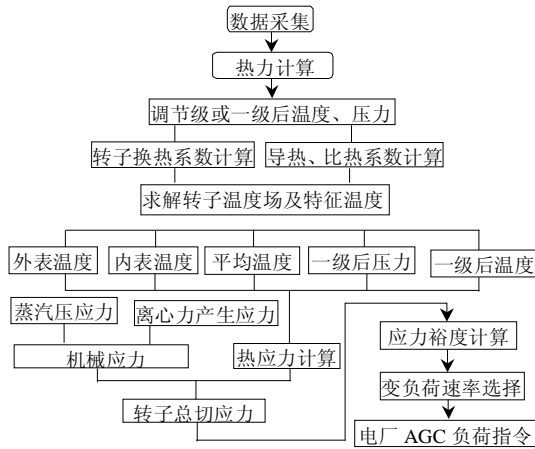


图4 计算原理框图

Fig. 4 Calculation principle

3.2 边界条件、初始条件以及转子内外表面温度的计算方法

转子表面温度  $t$  无法直接测量, 蒸汽的温度  $t_f$  变化比较灵敏, 与负荷变化步调相一致, 因此在转子外表面采用第3类边界条件。转子中心孔内径较小且与外界绝热, 符合并选择传热学第2类边界条件, 考虑到汽轮机启动时, 须经过暖机或较长的稳定时间, 可认为转子沿径向的温度为一常数, 系统取实测内缸的内壁温为初始条件。

由第3类边界条件  $I(\partial t / \partial r)|_{r=R} = a(t_f - t)$ , 以差商代替微商, 即

$$I \partial t / \partial r = I(t_{10} - t_8) / 2\Delta r$$

得到

$$(t_{10} - t_8) / 2\Delta r = a(t_f - t_{10}) \quad (2)$$

又由微元体热平衡状态原理, 得内部节点10的关系式

$$I(t_{10} - t_9) / \Delta r + I(t_8 - t_9) / \Delta r = 0$$

并化简为

$$t_{10} + t_8 = 2t_9 \quad (3)$$

为了保留多的节点把式(3)两边同乘以2代入式(2)中得到

$$\frac{t_{10} - t_8 + 2t_{10} + 2t_8 - 4t_9}{2\Delta r} = a(t_f - t_{10}) \quad (4)$$

整理后得符合第3类边界条件的外表温度计算式

$$t_{10} = \frac{(4t_9 - t_8 + 2\Delta r \frac{a}{I} t_f)}{(3 + 2\Delta r \frac{a}{I})} \quad (5)$$

转子的内表面为绝热边界条件, 相当于换热系数  $a \rightarrow 0$ , 因此可得到求内表面温度的关系式

$$t_0 = \frac{4t_1 - t_2}{3} \quad (6)$$

3.3 实时换热系数的计算

换热系数是影响转子温度场计算的重要因素之一。因为它受蒸汽压力、温度、转速、转子物性参数及进汽方式等因素的影响, 计算比较复杂。系统以准则方程式(7)为依据<sup>[1]</sup>, 根据实验获得不同状态下的换热系数

$$a = 0.027 \frac{I_f}{r_i} Re^{0.8} \cdot Pr^{0.6}, Re = \frac{n \cdot r_e}{\nu}, Pr = \frac{n}{d} \quad (7)$$

式中  $I_f$  为蒸汽导热系数,  $W \cdot (m/s)$ ;  $d$  为蒸汽导热系数,  $m^2/s$ ;  $n$  为转子速度,  $r/min$ ;  $\nu$  为蒸汽运动粘度,  $m^2/s$ ;  $Re$ 、 $Pr$  雷诺数与普朗特数。

转子实时导热系数  $I$  的计算

$$I = C_{11} + t_i [C_{12} + t_i (C_{13} + t_i C_{14})];$$

其中,  $C_{11} = 43.52$ ;  $C_{12} = 3.42 \times 10^{-3}$ ;  $C_{13} = 67.58 \times 10^{-6}$ ;  $C_{14} = 47.56 \times 10^{-9}$ ;  $t_i$  为转子计算点温度。

转子实时比热系数  $c$  的计算:

$$c = C_{c1} + t_i [C_{c2} + t_i (C_{c3} + t_i C_{c4})];$$

其中  $C_{c1} = 461.84$ ;  $C_{c2} = 0.37$ ;  $C_{c3} = -0.70 \times 10^{-3}$ ;  $C_{c4} = 1.76 \times 10^{-6}$ , 为我国引进型 300MW 机组的技术参数。

备了这些实时物性参数, 就可以获得转子实时高压调节级(中压第一级)后换热系数, 并编制实时计算程序。

3.4 计算程序的收敛性判据及消耗时间分析

系统利用显式差分方程计算转子实时温度, 因此计算前必须判断式(1)的收敛性。迭代计算的物理意义表明: 第  $n$  节点、 $i+1$  时刻的实时温度, 是在该点  $i$  时刻温度的基础上计及了左右两相邻点温度而得出的。如果第  $n$  节点、 $i$  时刻温度越高, 则该点  $i+1$  时刻的实时温度也越高; 相反第  $n$  节点、 $i$  时刻温度越低, 则该点  $i+1$  时刻的实时温度也越低。因此, 由式(1)中  $t_n^{(i)}$  前系数必须大于或等于零, 得到收敛性判据关系式为

$$S = \frac{I \cdot \Delta t}{(\Delta r)^2 \cdot r \cdot c} \leq \frac{1}{2} \quad (8)$$

考虑到比热  $c$  和导热系数为第  $n$  节点、 $i$  时刻实时温度值, 计算程序首先要判断  $n$  节点  $i$  时刻温度下、 $\Delta t$  取值的合理性。由于采用的微机 CPU 主频可达几个 GHz。因此, 计算主程序完全可以控制在 0.1s 内完成。再考虑从感知温度、压力等信号到达微机接口处所需的时间, 系统完成一次采集、计算

总时间可以控制在 1s 以内。机组变负荷速率以分钟为基本度量单位，因此 ACLC-OLM 系统完全可以满足实时负荷控制的要求。

### 3.5 求体积平均温度

体积平均温度在热应力计算中非常重要，系统利用复化辛甫生公式计算积分项。如图 3 沿径向把转子的内径( $r_i$ )、外径( $r_e$ )组成的区间[0.04, 0.25]分为 10 等份，得到计算体积平均温度的数值计算式

$$t_m = \frac{2}{r_e^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_e} t r dr = \frac{2}{r_e^2 - r_i^2} \frac{h}{6} [f(x_0) + 4(f(x_1) + f(x_3) + f(x_5) + f(x_7) + f(x_9)) + 2(f(x_2) + f(x_4) + f(x_6) + f(x_8)) + f(x_{10})] \quad (9)$$

$$\text{其中 } \frac{2}{r_e^2 - r_i^2} \frac{h}{6} = \frac{2}{r_e^2 - r_i^2} \frac{r_e - r_i}{6 \times 5} = \frac{1}{15(r_e + r_i)};$$

$$f(x_i) = t_i \times r_i$$

## 4 转子实时应力计算功能

### 4.1 概述

根据采集的蒸汽温度、压力、转速等实时参数，加上表征汽轮机转子本身特点的内外径、比热系数、导热系数，并对非稳态导热微分方程数值化处理后，可计算得到转子温度场。进而计算得到 4 个应力：转子外表面热应力，转子中心孔内表面热应力，转子外表面和转子中心孔内表面总切应力。

### 4.2 转子总切应力的计算

由弹性力学可知<sup>[2-4]</sup>，转子所受的最大热应力发生在轴面或中心孔内表面，它们的径向应力 $s_r=0$ ，切向应力 $s_\theta$ 与轴向应力 $s_z$ 相等。因此，根据已求得温度场 $t$ 和体积平均温度 $t_m$ ，系统利用式(8)可以计算转子的外表面、中心孔内表面的热应力。而后，再进行变负荷速率选择与寿命预测。

(1) 热应力计算表达式

$$s_z = k \frac{bE}{1-g} \left( \frac{2}{R^2 - R_0^2} \int_{R_0}^R t r dr - t \right) = k \frac{bE}{1-g} (t_m - t) \quad (10)$$

式中  $t_m$  为体积平均温度，℃； $t$  为计算处温度，℃； $k$  应力集中系数； $E$  为杨氏弹性模量，MPa； $g$  为泊松比； $b$  为膨胀系数； $R_0$  为中心孔半径，m； $R$  为转子外表面半径，m。

(2) 离心力的计算

$$s_n = s_0 (n/n_0)^2 \quad (11)$$

式中  $s_n$  为任意转速下的离心切应力，MPa； $s_0$  为额定转速下的离心切应力，MPa； $n$ 、 $n_0$  分别为任意

转速与额定转速，r/min。

(3) 转子外表面及中心孔内表面总切应力

$s_\theta$  外表面切向热应力+离心力产生的切应力+蒸汽压力产生的切应力。

这里应说明，在计算转子的总切应力时，除上述应力外，还考虑了传递扭矩的剪应力及弯曲应力。另外，转子表面实时应力集中系数采取实验方法回归得到。

### 4.3 转子外表面（中心孔内表面）裕度值计算

系统根据转子实时运行状况，通过下式来计算实时蠕变极限和高中缸裕度值：

$$\begin{cases} s_m = A \times \exp[B / ((t + 273.0) \times (20 + \log h_r))] - C \\ s_{\max} = \min(s_{\text{屈服极限}}, s_m) \\ K = (s_{\max} - s_{\text{实时计算应力}}) / s_{\max} \end{cases} \quad (12)$$

式中  $s_m$  为蠕变极限； $s_{\max}$  为转子计算允许应力； $K$  为裕度值； $A$ 、 $B$ 、 $C$  为常数； $h_r$  为蠕变经历时间，s； $t$  为计算部位的温度，℃。

## 5 寿命管理

### 5.1 蠕变寿命预测计算

系统寿命预测从两个方面来进行<sup>[1,5-6]</sup>，一方面依据上述计算得到转子总切应力，计算蠕变寿命损伤。另一方面，根据转子承受载荷特征，以及转子承受应力及应变 $e$ ，计算疲劳寿命损伤。最后，利用 Miner 线性累积损伤理论<sup>[5-7]</sup>叠加作为寿命预测结果。

系统用 Larson-Miller 参数  $P$  来描述汽轮机转子运行温度和蠕变断裂时间的关系

$$P = (t + 273)(20 + \log h) \quad (13)$$

对于 Cr-Mo-V 材料的转子

$$P = X(s)H_V + Y(s)$$

式中  $h$  为蠕变断裂时间，s； $t$  为计算部位的温度，℃； $H_V$  为维氏硬度； $X$ 、 $Y$  为与材料有关常数。

通过实验得到一组  $h$ 、 $s$ 、 $t$  数据代入式(13)中用线性回归的方法，即可得到的常数  $X_i$ 、 $Y_i$  的值。

### 5.2 疲劳寿命预测计算

系统用 Manson-Coffin 公式<sup>[1,8]</sup>包含的思想及理论<sup>[9-11]</sup>来描述疲劳寿命  $N_f$  与全应变  $\Delta e_t$  的关系。疲劳曲线如图 5 所示。为便于编制程序，系统按下式的形式对疲劳曲线进行了拟合：

$$\Delta e_t = \Delta e_e + \Delta e_p = s_f / EN_f^b + e_f N_f^c \quad (14)$$

式中  $s_f$  为疲劳强度，MPa； $b$  为疲劳强度指数； $e_f$  为疲劳塑性系数； $c$  为疲劳塑性指数； $\Delta e_t$  为真



实的全应变变量;  $\Delta e_e$  为真实的弹性应变变量;  $\Delta e_p$  为真实的塑性应变变量;  $N_f$  为失效循环次数(寿命)。

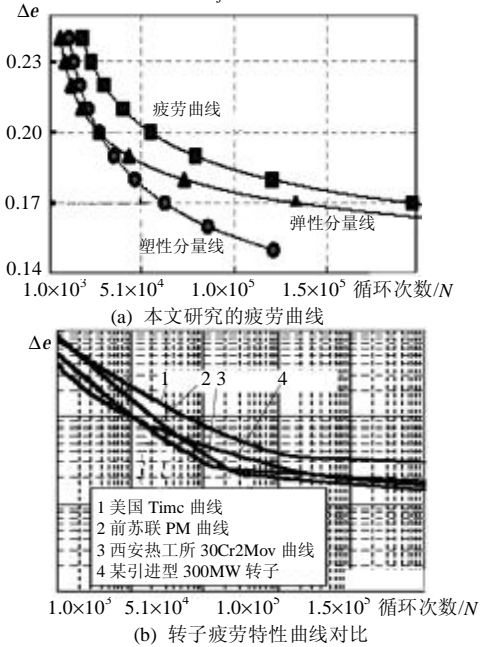


图5 疲劳寿命曲线  
Fig. 5 Fatigue curve

### 5.3 疲劳、蠕变综合寿命损耗的评估方法

系统采用的疲劳、蠕变综合寿命损耗关系式为

$$D = \sum \frac{n_i}{N_i} + \sum \frac{t_i}{t_{Ri}} \quad (15)$$

等号右边前半部分代表构件在不同的应力幅度  $s_{ai}$  或  $e_{ai}$  下, 经  $n_i$  周次应力循环后的疲劳寿命损耗, 其中  $N_i$  为在不同应力幅度  $s_{ai}$  或  $e_{ai}$  下, 持续到失效为止的次数。等号右边后半部分代表同一构件的蠕变寿命损耗,  $t_i$  为某应力下的持续蠕变时间。  $t_{Ri}$  为在同一应力和温度下, 构件失效所持续的时间。

### 5.4 疲劳应力循环计数方法

汽轮机转子从启动—变负荷运行—停机过程, 可看作一个完整的计算周期。在该周期内, 转子承受的应力经历了许多波动, 如示意图 6 所示。系统疲劳应力循环计数方法为: 取应变为控制量, 按时间顺序将波谷和波峰编号 1~23, 最小值发生在波谷 7, 最大应变发生在波峰 21。因此, 对照疲劳曲线, 可求得大波循环次数  $N_i$ ,  $1/N_i$  即为一次启动—停机经历的大波寿命损耗。再按时间顺序沿着波形从前一个时刻的峰值(谷值)依次向后记数, 凡后来的波形经一次下降后再上升(上升后再下降), 并至少能够达到前一峰值(谷值)的幅度记为一次小波, 对照疲劳曲线, 就可得各小波寿命损耗。依次叠加不同波形对应的损耗, 就可得该周期内发生的疲劳

寿命损耗。

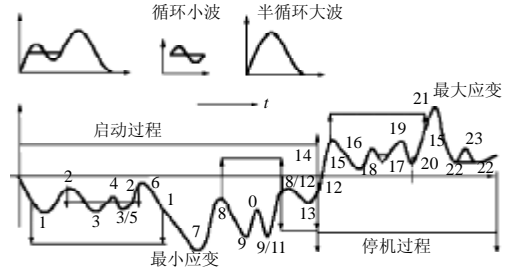


图6 疲劳应力循环周期示意图  
Fig. 6 The method of stress cycle numbering

## 6 系统对机组冷态启动过程的仿真

冷态启动过程经历 200min, 前 100min 为暖机时间。从第 100min 起, ACLC-OLM 系统接到切换到高缸指令后, 开始模拟机组冷态启动曲线。在 100min~160min 内: 主蒸汽温升为  $2^{\circ}\text{C}/\text{min}$ , 压力从 4.0 MPa 升到 17.75 MPa, 此时的最佳变负荷速率为  $4.2\text{MW}/\text{min}$ ; 在 160min~200min 内, 主蒸汽温升为  $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$ , 压力保持额定值 17.75 MPa, 最佳变负荷速率  $1.2\text{MW}/\text{min}$ 。仿真结果如图 7 所示, 外表面的最大应力发生在第 104min, 为  $482.166\text{MPa}$ ; 内表面最大应力发生在第 112min, 为  $226.256\text{MPa}$ 。外表面的应力最小裕度值发生在第 104min, 应力经历了一个较大的波谷。ACLC-OLM 系统计算出此次疲劳寿命损耗约为 0.024%(1/4177), 蠕变寿命总寿命损耗约为 0.15%。仿真结果证实的寿命消耗、应力状

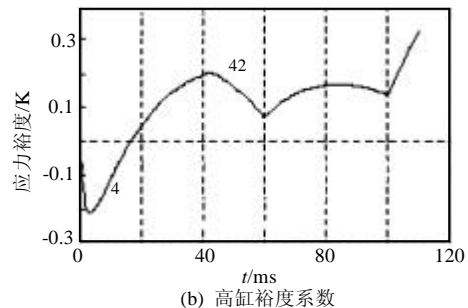
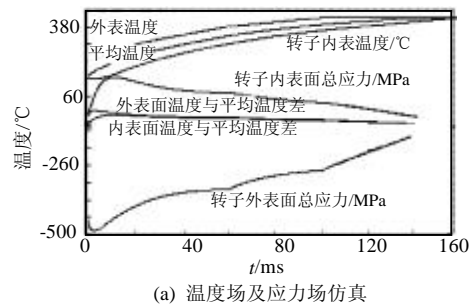


图7 机组冷态启动曲线仿真结果  
Fig. 7 The simulation result of turbine steam start-up in cool state

态都在机组设计之内，而且也符合机组正常启动过程。

## 7 结论

本文介绍了 ACLC-OLM 系统的设计原理、最佳变负荷速率控制方法、在线应力监视软件研发过程。主要内容包括：应力裕度值、温度场和应力场的计算方法，以及边界条件的处理、换热系数的计算、计算收敛性判断准则、应力循环计数方法和寿命损耗计算途径。而且在研究开发该系统时，重视设计原理和计算方法的通用性，选择 VC++ 软件为主要开发工具。最后，利用 ACLC-OLM 系统仿真了机组冷态启动过程，结果表明：应力状态和寿命消耗完全符合机组设计标准，所选择的最佳变负荷速率也满足机组冷态启动要求。因此，ACLC-OLM 系统既可作为电厂 DCS 集散型控制系统一部分，也可作为竞价上网系统的基础部分，相信它对电厂实行自动控制和经济运行具有一定的应用价值。

## 参考文献

- [1] 中国动力工程学会主编. 火力设备技术手册(第二卷汽轮机) [M]. 北京: 机械工业出版社, 1999.
- [2] 毛雪平, 刘宗德, 杨昆, 等. 30Cr2MoV 转子钢高温下的低周疲劳特性实验研究 [J]. 中国电机工程学报, 2002, 22(6): 119-122.  
Mao Xueping, Liu Zongde, Yang Kun *et al.* An experimental study on the low cycle fatigue behaviors of 30Cr2MoV steel for rotors at elevated temperatures[J]. Proceedings of the CSEE, 2002, 22(6): 119-122.
- [3] 张娜, 蔡睿贤. 考虑中心孔影响的汽轮机转子不定常温度场显式解析解[J]. 中国电机工程学报, 1999, 7(19): 38-39.  
Zhang Na, Cai Ruixian. Explicit analytical solutions of unsteady temperature field in steam turbine rotor with center hole [J]. Proceedings of the CSEE, 1999, 7(19): 38-39.
- [4] 史进渊, 孙庆, 杨宇, 等. 大型汽轮机部件蠕变寿命的设计和评估 [J]. 中国电机工程学报, 2002, 22(3): 103-106.  
Shi Jinyuan, Sun Qing, Yang Yu *et al.* Creep life design and evaluation of large steam turbine parts[J]. Proceedings of the CSEE, 2002, 22(3): 103-106.
- [5] 张光, 张保衡, 宋之平. 大型汽轮机组的优化寿命管理模式[J]. 中国电机工程学报, 1998, 18(1): 6-8.  
Zhang Guang, Zhang Baoheng, Song Zhiping. Optimization model of life-time management for large steam turbine Unit[J]. Proceedings of the CSEE, 1998, 18(1): 6-8.
- [6] Barr D C. The use of a data historian to extend plant life[C]. Life Management of Power Plants, 1994, International Conference on, IEEE Conference, 12-14 Dec 1994, 35-39.
- [7] Smith R J. Electrical equipment qualified life extension through area temperature monitoring[C]. Nuclear Science Symposium and Medical Imaging Conference Record, 1995., 1995 IEEE Conference, 21-28 Oct 1995, 2: 872-875.
- [8] 支小牧, 寇可新, 曹向欣. 汽轮机转子热应力在线监测、寿命管理及优化启动的研究[J]. 动力工程, 2000, 20(1): 543-557.  
Zhi Xiaomu, Kou Kexin, Cao Xiangxin. Steam turbine rotor thermal stress on-line supervision, life management and optima l start-up study[J]. Power Engineering, 2000, 20(1): 543-557.
- [9] 鲁国刚, 夏雪清. 火电机组实现 AGC 的一种经济有效装置. 电力系统自动化[J]. 电力系统自动化, 1999, 23(9): 45-46.  
Lu Guogang, Xia Xueqing. An economic & effective device to realize agc on steam turbine generators[J]. Automation of Electric Power Systems, 1999, 23(9): 45-46.
- [10] 赵翔, 孙月明. Lyapunov 指数在转子剩余寿命预报中的应用[J]. 中国电机工程学报, 1999, 10(19): 10-13.  
Zhao Xiang, Sun Yueming. Application of Lyapunov exponent to forecast of remnant life of rotor[J]. Proceedings of the CSEE, 1999, 10(19): 10-13.
- [11] Jayantilal A, Strbac G. Load control services in the management of power system security costs[J]. Generation, Transmission and Distribution, IEE Proceedings, 1999, 146 (3): 269-275.

收稿日期: 2005-04-19.

作者简介:

梁志宏 (1975-), 男, 博士研究生, 研究方向为发电市场运营与规制;

杨昆 (1957-), 男, 教授, 博士生导师 主要从事火电厂经济性与安全性, 发电市场运营与规制方面的研究。