

DOI: 10.7652/xjtuxb201801009

应用遗传算法的汽轮机转子启动优化

李猛^{1,2}, 郭勇³, 马骏³, 高进³, 徐自力¹

(1. 西安交通大学机械结构强度与振动国家重点实验室, 710049, 西安;

2. 上海航天精密机械研究所, 210699, 上海; 3. 东方汽轮机有限公司, 618000, 四川德阳)

摘要: 为了对汽轮机启动过程进行优化, 发展了一种转子热应力半解析递推计算模型。该模型考虑蒸汽换热系数的变化, 将启动过程分解为多个换热系数不变的升温过程, 各升温过程的换热系数值取为该升温过程开始时刻的换热系数。同时, 将每个升温过程结束时刻转子的温度场拟合为只含偶数次幂的 4 次多项式, 并将拟合的温度场作为下个升温过程的初始温度场, 通过拉普拉斯变换法, 计算出下个升温过程的瞬态温度场。利用半解析递推模型构造转子启动优化的目标函数, 采用遗传算法对 660 MW 机组的冷态启动曲线进行了优化, 优化后转子的最大热应力减小了 19.4%, 且启动时间减小了 4.9%。为验证该半解析递推模型的计算精度和效率, 分别采用有限元模型和半解析递推模型计算了 660 MW 机组转子冷态启动过程中的瞬态温度场、应力场, 计算结果表明: 两种模型计算的转子关键部位热应力变化趋势相同, 最大热应力相差 0.11%, 而递推模型计算的时间约为有限元模型计算时间的 2.8%。

关键词: 转子; 热应力; 启动优化; 遗传算法

中图分类号: TK263 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2018)01-0054-07

Rotor Start-Up Optimization of Steam Turbine Based on Genetic Algorithm

LI Meng, GUO Yong, MA Jun, GAO Jin, XU Zili

(1. State Key Laboratory for Strength and Vibration of Mechanical Structures, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China; 2. Shanghai Aerospace Precision Machinery Research Institute, Shanghai 210699, China; 3. Dong Fang Turbine Co. Ltd., Deyang, Sichuan 618000, China)

Abstract: To optimize the start-up process of steam turbine, a semi-analytical recursive calculation model of rotor temperature field is developed. Considering the change of heat transfer coefficient with time, the start-up process is divided into multiple heating processes with constant heat transfer coefficient in the algorithm. The value of heat transfer coefficient of each heating process is taken as the initial value of heat transfer coefficient at the beginning of the process. The temperature field at the end of each process is fitted as 4th-order polynomial, and the 4th-order polynomial will be the initial temperature field of the next temperature rising process. Then, the transient temperature field of the next temperature rising process is calculated through the Laplace transform method. To verify the accuracy and efficiency of the semi-analytical recursive model, finite element method and recursive model are used to calculate the temperature field and stress field of the rotor during cold start of a 660 MW turbine unit. The calculation results show that the trend of the thermal stress calculated by two models is the same. The

收稿日期: 2017-06-05。 作者简介: 李猛(1991—), 男, 硕士生; 徐自力(通信作者), 男, 教授, 博士生导师。 基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51675406)。

网络出版时间: 2017-11-06

网络出版地址: <http://kns.cnki.net/kcms/detail/61.1069.T.20171106.1409.006.html>

thermal stress calculated by two models differs by 0.11%, and the computation time of the recursive model is about 2.8% of the finite element model. An objective function of rotor start-up optimization is constructed by the semi-analytical recursive model, and the genetic algorithm is used to optimize the rotor cold start-up of a 660 MW unit. After optimization, the maximum thermal stress of the rotor is reduced by 19.4% and the starting time is reduced by 4.9%.

Keywords: rotor; thermal stress; start-up optimization; genetic algorithm

转子启动曲线优化的关键是转子热应力的确定。转子热应力计算常用有限元法^[1-5],该方法计算精度高,但计算时间长,且无法直接得到转子热应力与蒸汽参数之间的函数关系。对于最优化问题模型,需要得到目标函数,因此有限元法不宜用于启动优化中转子热应力计算。转子热应力计算的另一种方法为解析法,解析法一般忽略启动过程中换热系数随时间的变化,将换热系数作为常数,通过积分变换、分离变量等方式计算出转子热应力场^[6-10]。然而,在转子启动过程中,换热系数变化范围很大,特别是在启动初期,换热系数变化对转子热应力有很大的影响。为提高解析法的计算精度,文献[11]考虑换热系数的变化,提出了一种转子热应力解析递推算法,但是该递推算法计算公式复杂,计算当前时间步下热应场时需考虑历史热载荷对当前热载荷的影响,在时间步较多时,计算量很大。由于上述转子热应力计算方法各自的优缺点,以往转子启动优化的研究多采用经验或试算的方式,即先分析原启动曲线下转子热应力变化历程,然后针对原启动曲线中不合理的部分进行调整,得到更合理的启动曲线^[12-15]。这种优化方式简单有效,但优化后的启动曲线通常不是最优的结果。

针对转子热应力解析计算方法存在的问题,本文提出了一种转子热应力半解析递推计算模型。该计算模型考虑换热系数的变化,且计算量小,适合于转子启动优化中的热应力计算。将该递推模型应用于转子启动优化中的热应力计算,采用遗传算法对某 660 MW 机组冷态启动曲线进行了优化。

1 转子热应力半解析递推计算模型

1.1 转子温度场递推计算过程

将转子视为无限长圆柱,转子初始温度均匀,转子材料参数不随温度变化。

考虑蒸汽对转子表面的换热系数随时间变化时,将启动过程分解为多个换热系数不变的升温过程,各个升温过程的换热系数取为该升温过程开始时刻的换热系数,则转子的瞬态温度场为下列方程

的解

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial T}{\partial t} &= a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) \\ T|_{t=0} &= T_0 \\ \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R} &= -\frac{\alpha_0}{\lambda} [T|_{r=R} - (T_{S,0} + \eta_0 t)], \quad t \leq t_1 \\ \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R} &= -\frac{\alpha_1}{\lambda} [T|_{r=R} - (T_{S,1} + \eta_1(t-t_1))], \\ &\quad t_1 < t \leq t_2 \\ &\vdots \\ \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R} &= -\frac{\alpha_n}{\lambda} [T|_{r=R} - (T_{S,n} + \eta_n(t-t_n))], \quad t > t_n \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中: T 为转子温度; t 为时间; r 为转子径向坐标; R 为转子外径; a 为转子导温系数; λ 为转子导热系数; α_i 为 t_i 时刻换热系数; $T_{S,i}$ 为 t_i 时刻蒸汽温度; η_i 为 t_i 时刻蒸汽温升率。

采用递推方法求解各个升温过程的瞬态温度场,假设 t_i 时刻的温度场已求解得到,可以证明,在初始温度场为常数情况下,转子瞬态温度场中只含 r 的偶数次幂,因此用只含偶数次幂的 4 次多项式拟合 t_i 时刻的温度场, $t > t_i$ 后的瞬态温度场为如下方程的解

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial T}{\partial t} &= a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) \\ T|_{t=t_i} &\approx c_0 + c_2 r^2 + c_4 r^4 \\ \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R} &= -\frac{\alpha_i}{\lambda} [T|_{r=R} - (T_{S,i} + \eta_i(t-t_i))], \quad t > t_i \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

对式(2)进行拉普拉斯变换,可得

$$\frac{d^2 U}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dU}{dr} - \frac{S}{a} U = -\frac{c_0 + c_2 r^2 + c_4 r^4}{a} \quad (3)$$

$$\frac{dU}{dr} \Big|_{r=R} = -\frac{\alpha_i}{\lambda} \left(U|_{r=R} - \frac{T_{S,i}}{S} - \frac{\eta_i}{S^2} \right) \quad (4)$$

式中: $U = \int_0^\infty T e^{-S^* t} dt$, $t^* = t - t_i$; S 为拉普拉斯变量。式(3)为非齐次贝塞尔方程,其通解为

$$U = A J_0 \left(i \left(\frac{S}{a} \right)^{1/2} r \right) + U^* \quad (5)$$

式中: U^* 为非齐次贝塞尔方程(3)的任一特解;

$J_0(x)$ 为 0 阶贝塞尔函数。由级数展开法, 可得

将式(6)代入式(4), 可得

$$A = -\frac{(64c_4a^2/S^3)(\alpha_i/\lambda)}{-i(S/a)^{1/2}J_1(i(S/a)^{1/2}R) + (\alpha_i/\lambda)J_0(i(S/a)^{1/2}R)} - \frac{(1/S^2)(32ac_4R + (\alpha_i/\lambda)(4ac_2 + 16ac_4R^2 - \eta))}{-i(S/a)^{1/2}J_1(i(S/a)^{1/2}R) + (\alpha_i/\lambda)J_0(i(S/a)^{1/2}R)} - \frac{(1/S)(2c_2R + 4c_4R^3 + (\alpha_i/\lambda)(c_0 + c_2R^2 + c_4R^4 - T_{s,i}))}{-i(S/a)^{1/2}J_1(i(S/a)^{1/2}R) + (\alpha_i/\lambda)J_0(i(S/a)^{1/2}R)} \quad (7)$$

由拉普拉斯逆变换和留数定理, 可得

$$T = B + \eta_i t + \frac{\eta_i r^2}{4a} + \sum_{n=1}^{\infty} C_n J_0(k_n r) e^{-ak_n^2 t^*} \quad (8)$$

$$B = T_{s,i} - \eta_i \left(\frac{R^2}{4a} + \frac{\lambda}{\alpha_i} \frac{R}{2a} \right) \quad (9)$$

$C_n =$

$$\frac{2c_4(4\lambda R^3 + \alpha_i R^4 - 32\lambda R/k_n^2 - 16\alpha_i R^2/k_n^2 + 64\alpha_i/k_n^4)}{(\lambda^2 k_n^2 + \alpha_i^2)RJ_0(k_n R)} + \frac{c_2(4\lambda R + 2\alpha_i R^2 - 8\alpha_i/k_n^2)}{(\lambda^2 k_n^2 + \alpha_i^2)RJ_0(k_n R)} + \frac{2\alpha_i \lambda (\eta_i/k_n^2 - T_{s,i} - c_0)}{(\lambda^2 k_n^2 + \alpha_i^2)RJ_0(k_n R)} \quad (10)$$

式中: $S_n = -ak_n^2$ ($n=1, 2, 3, \dots$) 为方程 $-i(S/a)^{1/2}J_1(i(S/a)^{1/2}R) + \frac{\alpha_i}{\lambda}J_0(i(S/a)^{1/2}R) = 0$ 的根。

由式(8)可通过递推的方法依次得到各个升温过程中转子瞬态温度场。式(8)的级数展开形式只含有 r 的偶数次幂, 且 r 的高次幂对应的系数比低次幂对应的系数要小, 当 $t^* \rightarrow \infty$ 时 T 中只含有 r^2 项和常数项, 在各升温过程的时长选取合适的情况下, 用只含 r 的偶数次幂项的四次多项式拟合各升温结束时刻的温度场能达到很好的拟合效果。

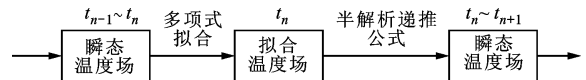
转子瞬态温度场得到后, 可由文献[16]中的公式计算转子外表面的热应力

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r|_{r=R} &= 0 \\ \sigma_\theta|_{r=R} &= -\frac{\beta\eta_i R^2 E}{8a(1-\nu)} + \frac{\beta E}{(1-\nu)} \sum_{n=1}^{\infty} C_n e^{-ak_n^2 t^*} \left(\frac{2J_1(k_n R)}{k_n R} - J_0(k_n R) \right) \\ \sigma_z|_{r=R} &= \sigma_\theta|_{r=R} \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

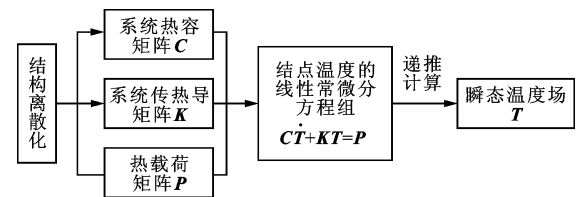
1.2 算例验证

为验证本文所提温度场递推公式, 采用半解析递推公式计算某 660 MW 机组转子关键部位冷态启动过程中的温度场和热应力, 并与有限元计算结果进行对比, 转子温度场半解析递推计算模型与有限元模型的计算流程、转子二维剖面如图 1、2 所示。

$$U^* = \frac{c_0}{S} + c_2 \left(\frac{r^2}{S} + \frac{4a}{S^2} \right) + c_4 \left(\frac{r^4}{S} + \frac{16ar^2}{S^2} + \frac{16a^2}{S^3} \right) \quad (6)$$



(a) 温度场半解析递推计算流程



(b) 温度场有限元计算流程

图 1 温度场半解析递推计算与有限元计算流程

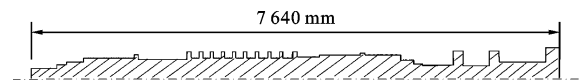


图 2 转子二维剖面图

当采用递推公式计算转子关键部位温度场时, 不考虑转子关键部位的倒圆角对温度场的影响, 忽略转子轴向热流的影响, 将转子视为无限长圆柱。转子的导热系数、密度和比热容分别为 $26 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 、 $7\,800 \text{ kg}/\text{m}^3$ 、 $523.7 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$, 转子关键部位外径为 0.315 m , 关键部位蒸汽参数变化曲线如图 3 所示, 启动过程中转子关键部位表面蒸汽平均温升率为 $0.71 \text{ }^\circ\text{C}/\text{min}$ 。

有限元与半解析递推模型计算的转子关键部位表面与轴心温度对比如图 4 所示。由图 4 可知: 冲转时刻关键部位蒸汽温度比转子金属温度高约 $150 \text{ }^\circ\text{C}$, 在热冲击下转子表面金属温度迅速增加, 转子表面金属与蒸汽的温差不断减小, 在约 200 min 时表面金属与蒸汽温差变为 $0 \text{ }^\circ\text{C}$, 而轴心温度在冲转后约 20 min 才开始逐渐上升。两种模型计算的温度场对比可看出: 两种模型计算的转子表面温度、轴心温度最大相对偏差分别为 4.0% 、 4.2% , 两种模型计算的转子表面温度、轴心温度平均相对偏差分别为 0.42% 、 2.4% , 半解析递推模型计算转子表面温

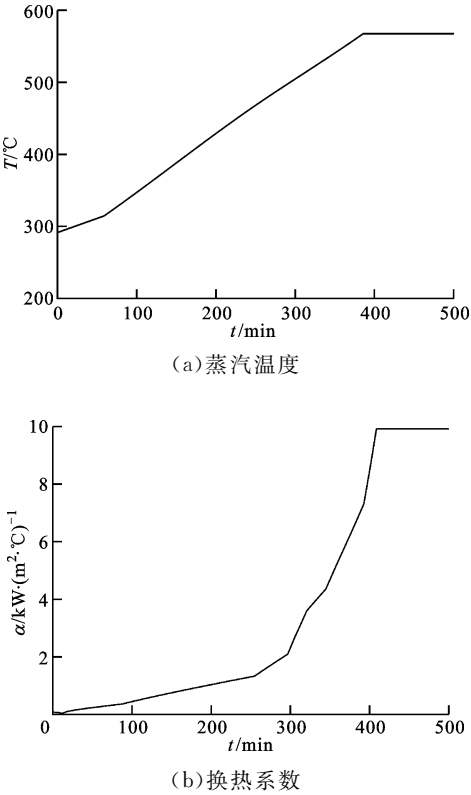


图 3 转子关键部位蒸汽参数变化曲线

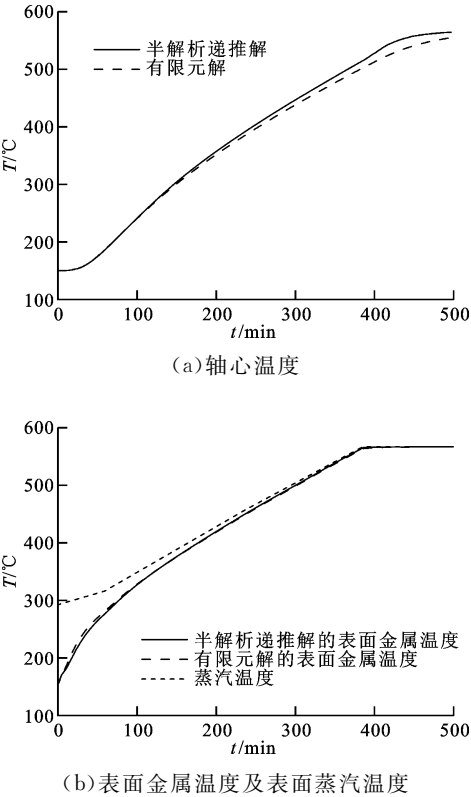


图 4 两种模型计算的转子关键部位温度变化曲线

度时精度相对较高,半解析递推模型计算轴心温度时精度相对较低。这是因为转子表面与蒸汽对流换

热,转子表面金属温度受轴向热流的影响很小。

两种模型下转子关键部位的 Mises 应力计算结果曲线如图 5 所示。由图 5 可知,转子最大热应力出现时刻在约 50 min,最大热应力约为 360 MPa,热应力达到峰值后一直下降。这是因为冲转时刻转子受到的热冲击太大,启动后期蒸汽温升率相对较低导致,因此机组冷态启动曲线需要进行优化以减小启动初期转子受到的热载荷,同时增加启动后期转子温升率以减小启动时间。在约 400 min 时,可看到,转子关键部位热应力曲线有明显转折,这是因为该时刻转子表面蒸汽温度变化曲线出现转折,而转子表面金属温度与蒸汽温度变化基本一致,转子表面热应力与转子表面金属温度和转子体积平均温度之差成正比,由于热传导需要时间,转子体积平均温度在蒸汽温度转折之后继续上升一段时间才会逐渐保持不变。

两种模型下转子关键部位热应力变化趋势相同,两种模型计算的最大热应力相对偏差为 0.11%。启动约 400 min 后,两种模型计算的热应力相对偏差变大,这与启动后期轴向热流变大有关,但 400 min 后主蒸汽温度已达到额定值,转子最大热应力一般都在蒸汽升温阶段。总体而言,采用该递推模型计算转子最大热应力满足精度要求,而该递推模型计算所需时间约为有限元模型计算时间的 2.8%,适用于转子启动优化中转子热应力的计算。

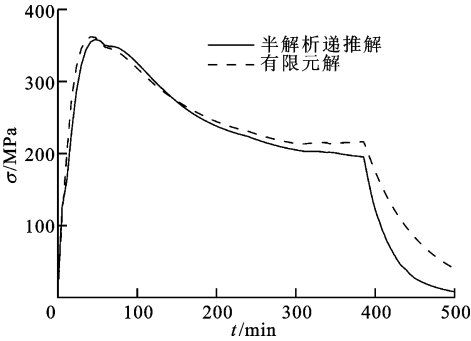


图 5 转子关键部位 Mises 应力计算结果对比

2 基于遗传算法的转子启动优化

2.1 优化对象与目标

优化对象为汽轮机转子,为减小转子在冷态启动过程中最大热应力以及缩短启动时间,采用遗传算法对转子的冷态启动曲线进行优化。原冷态启动曲线如图 6 所示,将转子启动过程分为 3 个阶段,每个阶段的温升率、时长以及冲转时刻主蒸汽温度确定后即可确定启动过程中的蒸汽温度变化曲线及启

动时间,在优化过程中,选取参数作为设计变量,参数为

$$\bar{x} = [T_{S,0}, t_1, t_2, \eta_1, \eta_2, \eta_3] \quad (12)$$

式中: $T_{S,0}$ 为冲转时刻主蒸汽温度; t_1 为第 1 阶段结束时刻(中速暖机时刻); t_2 为第 2 阶段结束时刻(并网时刻); η_1 为第 1 阶段温升率; η_2 为第 2 阶段温升率; η_3 为第 3 阶段温升率。

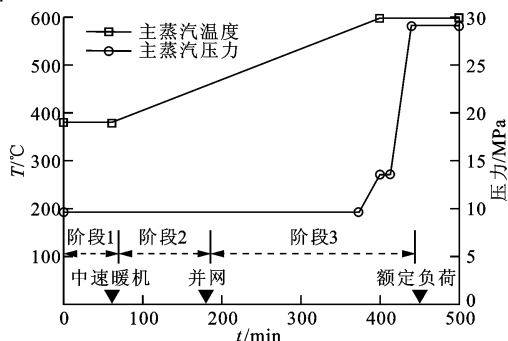


图 6 冷态启动主蒸汽温度和压力变化曲线

有限元方法计算的原冷态启动转子瞬态温度场和应力场结果表明:转子启动过程中最大应力部位在图 2 所示的关键部位。为减小优化计算时间,将转子简化为无限长圆柱,由本文推导的热应力递推公式计算关键部位表面的热应力。以同时减小启动时间和启动过程中的最大应力为优化目标,建立目标函数

$$f(\bar{x}) = c_1 \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\max,0}} + c_2 \frac{t_{\text{end}}}{t_{\text{end},0}} \quad (13)$$

式中: $\sigma_{\max}$ 为启动过程中的最大热应力; $\sigma_{\max,0}$ 为原启动过程中的最大热应力; t_{end} 为启动时间; $t_{\text{end},0}$ 为原启动时间; c_1 、 c_2 为加权系数, c_1 、 c_2 的和为 1, c_1 越大,优化更侧重于减小启动中的最大应力, c_2 越大,优化更侧重于减小启动时间,在对 660 MW 机组进行启动优化时,认为减小启动时间和应力具有同样意义,优化计算时 c_1 、 c_2 都取为 0.5。

2.2 优化原理与思路

遗传算法借鉴生物进化理论,将要解决的问题模拟成一个生物进化的过程,通过复制、交叉、突变等操作产生下一代的解,并逐步淘汰掉适应度低的解,增加适应度高的解,这样进化 N 代后就很有可能进化出适应度很高的个体。

利用遗传算法对转子启动进行优化时,每一代个体数量为 40,最大遗传代数为 20,采用二进制方式编码,优化进行到 20 代后停机并输出最优解,遗传算法优化流程如图 7 所示。

2.3 优化结果与对比

优化过程中每一代种群适应度均值变化如图 8

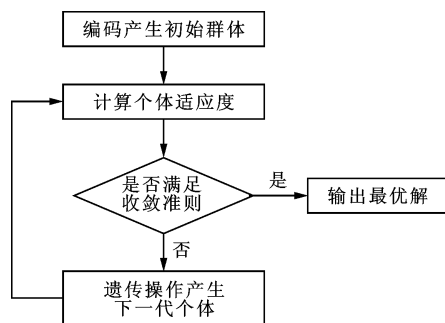


图 7 遗传算法优化流程

所示,可知种群适应度均值随进化代数增加而减小,进化到 16 代时开始收敛,最终优化解为

$$\bar{x} = [356, 87, 143, 0.0361, 0.3544, 1] \quad (14)$$

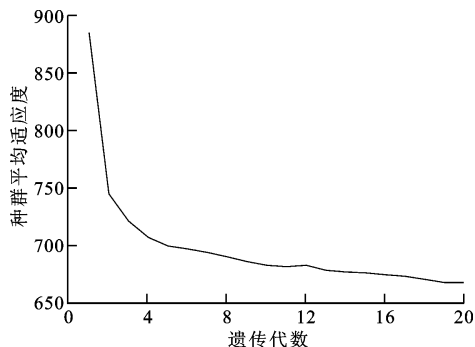


图 8 种群适应度均值变化曲线

优化前、后主蒸汽温升曲线对比如图 9 所示,可知优化后,冲转时刻主蒸汽温度降低了约 25 °C,并网前主蒸汽平均温升率降低,减小了启动前期转子受到的热载荷,并网后温升率升高,且并网时间提前,缩短了启动时间。

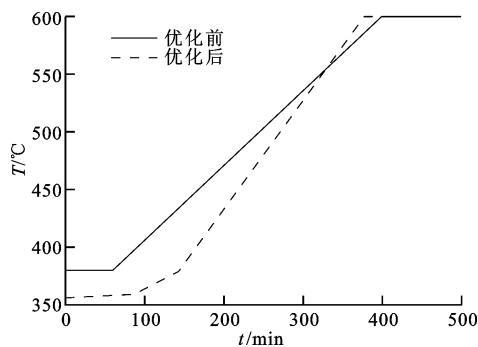


图 9 优化前、后主蒸汽温度曲线

采用有限元法计算优化后转子瞬态热应力,优化前、后转子关键部位热应力变化曲线对比如图 10 所示,由图 10 可知,优化后转子最大热应力减小,优化后转子热应力在时间域上分布更均匀,优化前、后转子最大热应力发生时刻相同,都在冲转后约 50 min。

优化前、后转子最大热应力分别为 362 MPa、

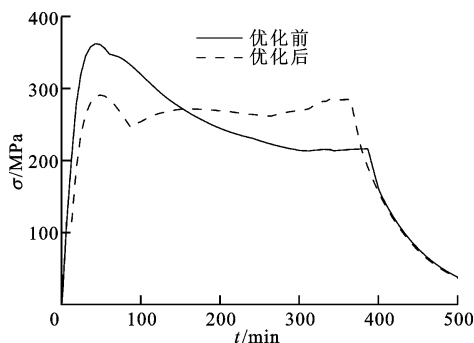


图10 优化前、后关键部位热应力变化曲线

291.6 MPa,优化前、后的启动时间分别为450 min、428 min,优化后最大热应力和启动时间较优化前减小了19.4%、4.9%,优化效果非常明显。

3 结 论

针对转子启动优化中热应力的计算,本文发展了一种转子热应力半解析递推计算模型。采用该递推模型,计算了某660 MW机组转子冷态启动过程中的温度场和热应力场,并与有限元法计算的结果进行对比,结果表明,两种模型计算结果差别不大,说明该半解析递推计算模型精度满足要求,且计算时间仅为有限元法的2.8%。利用热应力半解析递推计算方法,建立转子启动优化的数学模型,并采用遗传算法对转子的冷态启动进行了优化,优化后转子热应力在时域上分布更加均匀,转子最大热应力减小了19.4%,且启动时间减小了4.9%,优化效果非常明显。

参考文献:

[1] 邬文睿,王炜哲,蒋普宁,等. 660 MW 超超临界汽轮机高压转子的高温蠕变强度分析[J]. 动力工程学报, 2009, 29(2): 99-103.
WU Wenrui, WANG Weizhe, JIANG Puning, et al. Strength analysis of high-temperature creep for a 660 MW ultra-supercritical steam turbine high-pressure rotor[J]. Journal of Power Engineering, 2009, 29(2): 99-103.

[2] 张超,徐自力,刘石,等. 采用热固双向耦合模型的转子热应力计算方法研究[J]. 西安交通大学学报, 2014, 48(4): 68-72.
ZHANG Chao, XU Zili, LIU Shi, et al. Steam turbine rotor thermal stress calculation with thermo-structural coupled model[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2014, 48(4): 68-72.

[3] 徐自力,王凯,方宇,等. 汽轮机启动过程温升分配

对转子热应力的影响[J]. 机械工程学报, 2013, 49(12): 136-141.

XU Zili, WANG Kai, FANG Yu, et al. Effect of temperature rising distribution on thermal stress of rotor during steam turbine start-up[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2013, 49(12): 136-141.

[4] JING Jianping, MENG Guang, SUN Yi, et al. A continuum damage mechanics model on creep rupture life assessment of a steam turbine rotor[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines & Power, 2006, 128(1): 173-177.

[5] GONG Mingxiang, DI Guo, WANG Zhaoxi, et al. Transient analysis of LP rotor from NPP 900 MW turbine[J]. Procedia Engineering, 2012, 27: 1575-1581.

[6] 黄仙,倪维斗. 汽轮机转子热应力的“复频法”建模研究[J]. 动力工程, 1995, 15(6): 6-11.
HUANG Xian, NI Weidou. Thermal stress of steam turbine rotor based on complex frequency method[J]. Journal of Power Engineering, 1995, 15(6): 6-11.

[7] 吕智强,韩万金. 采用热流法计算汽轮机转子表面热应力[J]. 动力工程学报, 2005, 25(6): 765-769.
LÜ Zhiqiang, HAN Wanjin. Calculation of thermal stress on steam turbine rotor surfaces by the heat flux method[J]. Journal of Power Engineering, 2005, 25(6): 765-769.

[8] 张恒良,谢诞梅,熊扬恒,等. 600 MW 汽轮机转子高精度热应力在线监测模型研制[J]. 中国电机工程学报, 2006, 26(1): 21-25.
ZHANG Hengliang, XIE Danmei, XIONG Yangheng, et al. The research and development of high-quality thermal-stress online monitoring model for 600 MW turbine rotors[J]. Proceedings of the Chinese Society for Electrical Engineering, 2006, 26(1): 21-25.

[9] ANTONIO C P, LUÍS S R, JESÚS N G, et al. Integration of thermal stress and lifetime supervision system of steam turbine rotors[C]// ASME Turbo Expo 2008; Power for Land, Sea, and Air. New York, USA: ASME, 2008: 1035-1044.

[10] SONG G, KIM B, CHANG S. Fatigue life evaluation for turbine rotor using green's function[J]. Procedia Engineering, 2011, 10: 2298-2303.

[11] 支小牧,寇可新,曹向欣,等. 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]. 动力工程学报, 2000, 20(1): 543-548.
ZHI Xiaomu, KOU Kexin, CAO Xiangxin, et al. Steam turbine rotor thermal stress online supervision, life management and optimal start-up study[J]. Journal of Power Engineering, 2000, 20(1): 543-548.

- [12] NAKAI A, NAKAMOTO M, KAKEHI A, et al. Turbine start-up algorithm based on prediction of rotor thermal stress [C]// Proceedings of the SICE Conference. Piscataway, NJ, USA: IEEE, 1995: 1561-1564.
- [13] 牛国平, 沈月芬. 国产 200 MW 调峰机组启动曲线的优化 [J]. 中国电力, 1996(3): 8-11.
NIU Guoping, SHEN Yuefen. Optimization of starting curve of domestic 200 MW peak shaving unit [J]. Electric Power, 1996(3): 8-11.
- [14] 任浩仁, 盛德仁, 任容, 等. 600 MW 机组中压缸启动过程的优化研究 [J]. 动力工程学报, 2002, 22(5): 1954-1958.
REN Haoren, SHENG Deren, REN Rong, et al.

Research on optimization of intermediate pressure cylinder start process for 600 mw unit [J]. Journal of Power Engineering, 2002, 22(5): 1954-1958.

- [15] 丁阳俊, 盛德仁, 陈坚红, 等. 某电厂联合循环汽轮机启动过程优化 [J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(2): 9-15.
DING Yangjun, SHENG Deren, CHEN Jianhong, et al. Optimization of start-up process in combined cycle steam turbine of a power plant [J]. Proceedings of the Chinese Society for Electrical Engineering, 2013, 33(2): 9-15.
- [16] 竹内洋一郎. 热应力 [M]. 郭廷玮, 李安定, 译. 北京: 科学出版社, 1977: 105-109.

(编辑 赵炜)

(上接第 53 页)

- LI Guangchao, ZHU Huiren, LIAO Naibing, et al. Influence of aerodynamic parameters on film cooling effectiveness on the vane leading edge [J]. Journal of Aerospace Power, 2008, 23(2): 215-220.
- [11] 周志翔, 刘存良, 张宗卫, 等. 主流湍流度对涡轮导向叶片气膜冷却特性影响的实验 [J]. 航空动力学报, 2014, 29(6): 1279-1286.
ZHOU Zhixiang, LIU Cunliang, ZHANG Zongwei, et al. Experiment on effects of mainstream turbulence intensity on film cooling characteristics of turbine vane [J]. Journal of Aerospace Power, 2014, 29(6): 1279-1286.
- [12] 刘存良, 朱惠人, 白江涛, 等. 基于瞬态液晶全表面测量技术的圆柱形孔气膜冷却特性研究 [J]. 航空动力学报, 2009, 24(9): 1959-1965.
LIU Cunliang, ZHU Huiren, BAI Jiangtao, et al. Experimental research on film cooling characteristics of cylindrical hole with transient liquid crystal measurement technique [J]. Journal of Aerospace Power, 2009, 24(9): 1959-1965.
- [13] 刘存良, 朱惠人, 白江涛. 收缩-扩张形气膜孔提高气膜冷却效率的机理研究 [J]. 航空动力学报, 2008, 23(4): 512-517.
LIU Cunliang, ZHU Huiren, BAI Jiangtao. Study on the physics of film-cooling effectiveness enhancement by the converging-expanding hole [J]. Journal of Aerospace Power, 2008, 23(4): 512-517.
- [14] MOFFAT R J. Describing the uncertainties in experimental results [J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 1988, 1(1): 3-17.
- [15] LIU C L, LIU J L, ZHU H R, et al. Film cooling sensitivity of laidback fan shape holes to variations in

exit configuration and mainstream turbulence intensity [J]. International Journal of Heat & Mass Transfer, 2015, 89(10): 1141-1154.

[本刊相关文献链接]

- 郑达仁, 王新军, 张峰, 等. 上游横向间断肋布置方式对气膜冷却性能的影响. 2017, 51(11): 7-13. [doi:10.7652/xjtuxb201711002]
- 翟颖妮, 刘存良. 高主流湍流度下大倾角异型气膜孔冷却特性实验研究. 2017, 51(7): 16-23. [doi:10.7652/xjtuxb201707003]
- 李劲劲, 何坤, 晏鑫, 等. 透平叶片近前缘端壁处换热性能的研究. 2017, 51(7): 44-50. [doi:10.7652/xjtuxb201707007]
- 黄琰, 晏鑫, 何坤, 等. 压力面侧小翼结构对凹槽叶顶冷却传热性能的影响. 2017, 51(7): 51-56. [doi:10.7652/xjtuxb201707008]
- 费昕阳, 王新军, 陆海空. 平板冲击发散冷却流动与换热特性的数值模拟. 2017, 51(7): 57-61. [doi:10.7652/xjtuxb201707009]
- 张超, 宋英杰, 宋立明, 等. 涡发生器高度对气膜冷却性能影响的实验研究. 2017, 51(3): 20-26. [doi:10.7652/xjtuxb201703004]
- 黄琰, 晏鑫, 何坤, 等. 气膜孔分布对凹槽叶顶传热和冷却性能的影响. 2016, 50(5): 101-107. [doi:10.7652/xjtuxb201605015]
- 高炎, 晏鑫, 李军. 燃气透平叶片尾缘开缝结构冷却性能的数值研究. 2016, 50(3): 29-37. [doi:10.7652/xjtuxb201603005]
- 周骏飞, 王新军, 张峰. 连续收缩扩张气膜孔排冷却特性的数值模拟. 2016, 50(3): 38-44. [doi:10.7652/xjtuxb201603006]
- 谢金伟, 王新军, 周骏飞. 空心静叶汽膜孔排吹扫除湿的数值研究. 2015, 49(7): 61-66. [doi:10.7652/xjtuxb201507011]

(编辑 赵炜 荆树蓉)