

DOI: 10.7652/xjtuxb201404012

采用热固双向耦合模型的转子热应力 计算方法研究

张超¹, 徐自力¹, 刘石², 冯永新², 杨毅², 郑李坤²

(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. 广东电网公司电力科学研究院, 510080, 广州)

摘要: 为准确计算汽轮机转子在启、停机过程中的热应力, 建立了转子瞬态温度场、应力场分析的热固双向耦合轴对称计算模型。该模型在考虑转子温度场对应力场影响的同时, 也考虑了应力场对温度场的影响。采用热固双向耦合有限元模型计算了某超超临界 660 MW 超高压转子的瞬态温度场和热应力场, 并研究了热固双向耦合和单向模型计算结果的差异。计算结果表明: 在转子启动过程中, 温度与变形之间的耦合作用会随主蒸汽和转子表面温差增大而增强, 当转子表面初温与主蒸汽温差为 280 °C 时, 两种模型计算出的转子最大热应力相差 6.6%。因此, 在转子表面热冲击较大的情况下, 应选择热固双向耦合模型进行转子热应力计算。

关键词: 汽轮机; 转子; 热应力; 双向耦合

中图分类号: TK263.6 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2014)04-0068-05

Steam Turbine Rotor Thermal Stress Calculation with Thermo-Structural Coupled Model

ZHANG Chao¹, XU Zili¹, LIU Shi², FENG Yongxin², YANG Yi², ZHENG Likun²

(1. State Key Lab for Strength and Vibration of Mechanical Structures, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. Electric Power Research Institute of Guangdong Power Grid Corporation, Guangzhou 510080, China)

Abstract: To accurately estimate the thermal stress of rotor during processes of steam turbine start-up and shut-down, an axisymmetric thermo-structural coupling model of rotor is established. The model considers the effect of the temperature field on the stress field, and the effect of stress field on the temperature field at the same time. The transient temperature field and thermal stress field of a high pressure rotor for a 660 MW steam turbine are calculated with thermo-structural coupled finite element method. The calculated results from the coupled model and from uncoupling model are compared. It indicates that the coupling effect between temperature and deformation enhances with increasing temperature difference between the steam temperature and the surface temperature of the rotor in star-up process. When the temperature difference reaches 280 °C, the difference of maximum thermal stress with two models approximately gets 6.6%. Therefore, in the case of higher rotor surface heat shock, the thermo-structural coupled model ought to be chosen to calculate transient thermal stress of rotor.

Keywords: steam turbine; rotor; thermal stress; thermo-structure coupling model

收稿日期: 2013-10-16。 作者简介: 张超(1988—), 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“973 计划”资助项目(2011CB706505); 国家自然科学基金资助项目(51275385)。

网络出版时间: 2014-01-10

网络出版地址: <http://www.cnki.net/kcms/detail/61.1069.T.20140110.1746.001.html>

转子是汽轮机的核心部件,长期工作在高温、高压、高转速等恶劣环境中。在机组启、停机过程中,转子表面受到压、拉热应力的作用,随着机组向更大功率方向发展,进气温度更高,转子热应力会更大。从经济性角度考虑,电厂希望缩短汽轮机组启、停机时间,这样转子热应力也会更大。启、停机过程中产生的交变热应力会导致转子低周疲劳损耗,甚至诱发裂纹的萌生和扩展,严重威胁机组安全运行。因此,准确预估转子热应力对机组设计和安全运行有重要意义。

对于热应力的计算,研究人员做了大量的工作。文献[1]采用有限元法计算了亚临界 660 MW 高中压转子的瞬态温度场和弹塑性应力场,提出了通过改变启动过程中温升分配模式来降低转子最大热应力的思路。文献[2]采用数值计算和现场试验相结合的方法,对降低转子启停过程中的最大热应力和汽轮机组快速启、停做了有意的尝试。文献[3]采用有限差分法计算了转子的温度场及应力场,并基于线性累积损伤模型,采用雨流计数法对转子低周疲劳寿命进行了计算。文献[4]采用有限元法计算 300 MW 汽轮机转子温度场和热应力场,同时研究了温升率与热应力、温升率与疲劳寿命之间的相互关系。文献[5]采用格林函数法对转子温度场和应力场进行了计算,并估算了转子疲劳寿命消耗。文献[6]研究了转子的热应力与疲劳寿命之间的相互关系,得到了更为简便的转子寿命估算方法。

以往的研究通常先计算转子的瞬态温度场,然后将温度场作为热载荷施加在转子上,计算结构变形和应力场,传统方法在理论上只考虑了温度对变形的影响,而忽略了变形对热传导过程中温度的影响。文献[7-8]指出结构温度变化不仅取决于周围介质的热量传输,同时也取决于物体内部的应变率。从物理角度上看,采用双向耦合模型能较准确地描述结构热传导和变形过程。

为此,本文建立了转子瞬态温度场和应力场相互影响的热固双向耦合轴对称计算模型,并计算了某超超临界 660 MW 超高压转子的温度分布和应力分布,比较了两种模型对转子热应力计算结果的影响。研究表明,当转子表面在热冲击较大时,应选用热固双向耦合轴对称模型进行转子热应力计算。

1 热固双向耦合轴对称模型

1.1 转子温度场计算方程

汽轮机转子为典型的轴对称结构,在模型的建

立过程中可认为转子是一个均匀、各向同性的物体。根据三维耦合热传导理论^[9],可以推导出适用于转子热传导计算的热固双向耦合轴对称热传导方程为

$$\lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = C_e \frac{\partial T}{\partial \tau} + \beta T_0 \frac{\partial e}{\partial \tau} \quad (1)$$

式中: λ 为导热系数; T 为转子瞬时温度; r 为径向坐标; z 为轴向坐标; C_e 为材料比热容; β 为热应力系数^[9]; T_0 为 0 时刻转子的温度; τ 为时间; e 为体积应变。

式(1)中体积应变 e 在轴对称结构下的表达式为

$$e = \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{u}{r} + \frac{\partial w}{\partial z} \quad (2)$$

式中: u 为径向位移; w 为轴向位移。

目前,大多转子采用了实心转子结构,换热主要发生在转子外表面上,属于第三类热边界条件。转子壁面温度梯度满足以下表达式

$$-k \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_w = \alpha (T_w - T_f) \quad (3)$$

式中: n 为温度梯度方向; α 为表面换热系数; T_w 为转子壁面温度; T_f 为转子表面蒸汽温度。

根据最小热流势原理和有限元法,可以得到热固双向耦合温度分布的有限元方程为

$$\mathbf{M} \frac{\partial \mathbf{T}}{\partial \tau} + \mathbf{T}^* \frac{\partial \mathbf{U}}{\partial \tau} + \mathbf{K} \mathbf{T} = \mathbf{Q} \quad (4)$$

式中: $\mathbf{M}$ 为热容量矩阵^[10]; $\mathbf{T}$ 为温度向量; $\mathbf{T}^*$ 为耦合系数矩阵^[10]; $\mathbf{U}$ 为位移向量; $\mathbf{K}$ 为导热矩阵; $\mathbf{Q}$ 为热流向量。

采用向前差分格式,得到轴对称双向耦合瞬态温度场热传导有限元方程的递推形式为

$$\left(2\mathbf{K} + \frac{3}{\Delta \tau} \mathbf{M} \right) \mathbf{T}_\tau + \frac{3}{\Delta \tau} \mathbf{T}^* \mathbf{U}_\tau = (\mathbf{Q}_{\tau-\Delta \tau} + 2\mathbf{Q}_\tau) - \left(\mathbf{K} - \frac{3}{\Delta \tau} \mathbf{M} \right) \mathbf{T}_{\tau-\Delta \tau} + \frac{3}{\Delta \tau} \mathbf{T}^* \mathbf{U}_{\tau-\Delta \tau} \quad (5)$$

式中: $\Delta \tau$ 为时间步长。

1.2 转子应力场计算方程

在考虑体积力的情况下,轴对称形式的应力平衡方程可表示为

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} + f_r &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\tau_{rz}}{r} + f_z &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

式中: σ_r 、 σ_θ 、 σ_z 分别为径向、周向、轴向正应力; τ_{rz} 为剪切应力; f_r 、 f_z 分别为径向和轴向体积力。

转子中的应力同时与变形和温度有关,根据广义虎克定律,应力和位移、温度之间的关系可表示为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= 2G \left[\frac{1-\mu}{1-2\mu} \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\mu}{1-2\mu} \left(\frac{u}{r} + \frac{\partial w}{\partial z} \right) \right] - \beta T \\ \sigma_\theta &= 2G \left[\frac{1-\mu}{1-2\mu} \frac{u}{r} + \frac{\mu}{1-2\mu} \left(\frac{\partial w}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial r} \right) \right] - \beta T \\ \sigma_z &= 2G \left[\frac{1-\mu}{1-2\mu} \frac{\partial w}{\partial z} + \frac{\mu}{1-2\mu} \left(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{u}{r} \right) \right] - \beta T \\ \tau_{rz} &= G \left(\frac{\partial w}{\partial r} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

式中: G 为剪切模量; μ 为泊松比。

根据哈密尔顿原理,可得到任意 τ 时刻的双向耦合应力场分布的有限元方程为

$$DU - GT - F = 0 \quad (8)$$

式中: D 为刚度矩阵; G 为热应力系数矩阵^[10]; F 为体积力向量。

1.3 计算转子热应力的求解过程

转子热应力计算的热固双向耦合模型包含了温度场计算(式(5))和应力场计算(式(8)),在这两式中,温度向量 T 和位移向量 U 为所求变量,且它们是相互耦合的,因此需要迭代和递推才能求解。具体的递推和迭代过程为:将 $\tau - \Delta\tau$ 时刻的位移值 $U_{\tau-\Delta\tau}$ 作为 τ 时刻迭代位移的初始值 $U_\tau^{(0)}$ 代入温度场计算式(5)中,可计算出 τ 时刻的温度值 T_τ ;将 T_τ 代入应力场计算式(8)中,可求得 τ 时刻的位移值 U_τ ;比较 U_τ 与 $U_\tau^{(0)}$ 的大小,当

$$|U_\tau - U_\tau^{(0)}| > \epsilon \quad (9)$$

时,则令 $U_\tau^{(1)} = U_\tau$,且保持 $T_{\tau-\Delta\tau}$ 和 $U_{\tau-\Delta\tau}$ 不变;重复上述迭代过程,经 m 次迭代后可得到 τ 时刻的位移 $U_\tau^{(m)}$ 和温度 $T_\tau^{(m)}$,如果满足下列收敛条件计算结束

$$|U_\tau^{(m)} - U_\tau| \leq \epsilon \quad (10)$$

式中: m 为迭代次数; ϵ 为设定的误差允许值。

从 0 时刻开始,依次重复上述迭代过程,可逐步递推求得整个启动过程中各节点的温度值、位移值以及应力值。

1.4 模型验证

为了对所建计算模型的准确性进行校验,本文以空心圆筒的受热膨胀为例进行说明。空心圆筒的轴向剖面、几何尺寸与边界条件如图 1 所示,材料性能参数见文献[9],对结构进行有限元建模,建模结果如图 2 所示。采用热固双向耦合轴对称计算模型,使用 ANSYS 有限元软件,计算该长空心圆筒在径向受到线性分布温度梯度时沿径向的位移,所得结果见表 1。

采用热固双向耦合轴对称计算模型得到的径向位移结果与理论解平均相差很小,约为 0.16%,由

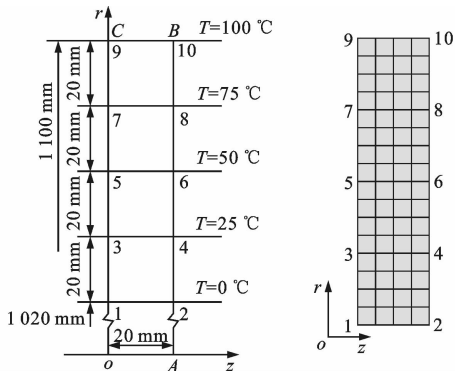


图 1 空心圆筒轴向剖面 图 2 空心圆筒有限元模型

此可确认所建计算模型的准确性。

表 1 计算模型与理论方法得到的径向节点位移

节点 编号	半径 /mm	理论径向 位移/mm	ANSYS 径 向位移/mm	误差 /%
1,2	1 020	0.807 4	0.806 1	0.16
3,4	1 040	0.806 4	0.805 1	0.16
5,6	1 060	0.816 7	0.815 5	0.15
7,8	1 080	0.838 3	0.836 9	0.17
9,10	1 100	0.870 7	0.869 3	0.16

2 应用实例

2.1 超超临界 660 MW 超高压转子瞬态温度场、应力场计算

以某超超临界 660 MW 超高压转子为对象,转子长 7.116 m,轮缘回转半径为 0.47 m,共 8 级。转子使用高强度 12Cr 钢,具有良好的高温性能。转子二维剖面图如图 3 所示,采用四边形 4 节点单元划分网格,在网格划分时在过渡圆角等关键部位进行了局部网格加密,共划分了单元 35 088 个,节点 32 279 个,局部网格如图 4 所示。

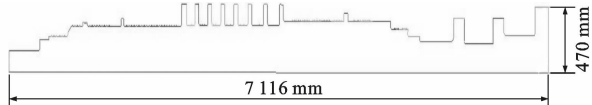


图 3 转子二维剖面图

该机组冷态启动曲线如图 5 所示,启动过程包括预暖、中速暖机和升负荷 3 个过程,其中在冲转 0 时刻,转子初始温度为 150 °C,此时主蒸汽温度为 400 °C。转子表面换热系数是采用文献[11]中的经验公式编程计算完成的。启动过程中各级的蒸汽压力、温度由变工况计算得到。采用热固双向耦合轴对称模型,基于大型通用有限元分析软件,计算了转

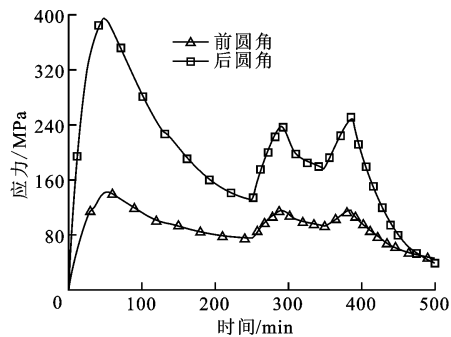
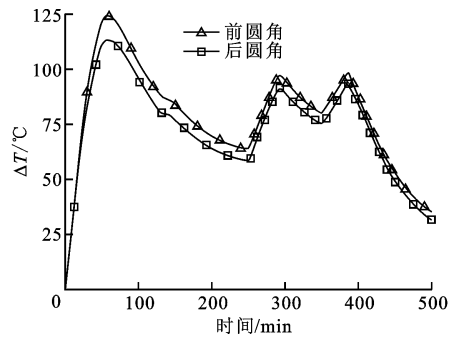
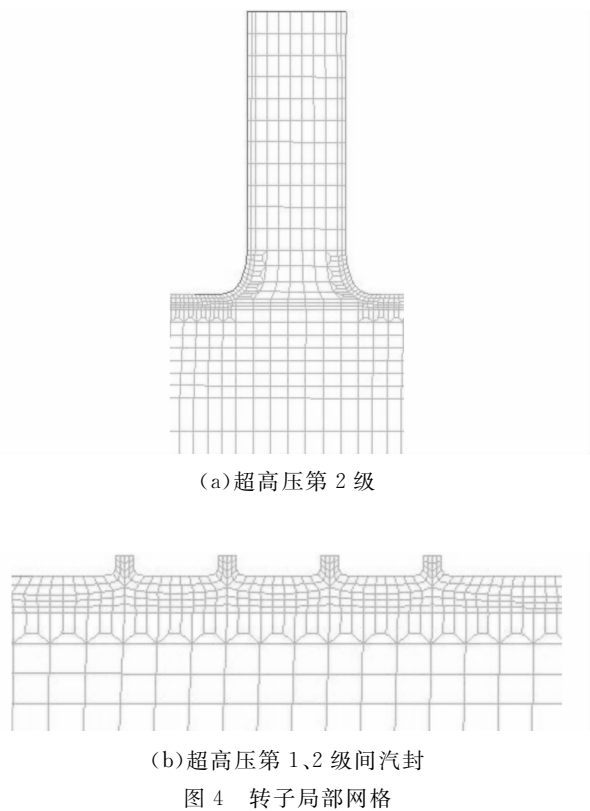
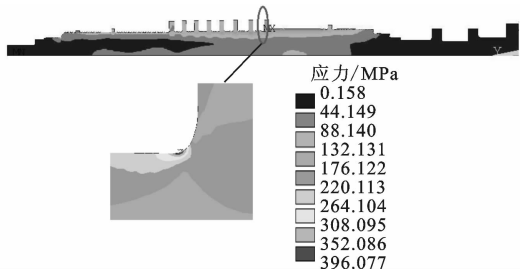
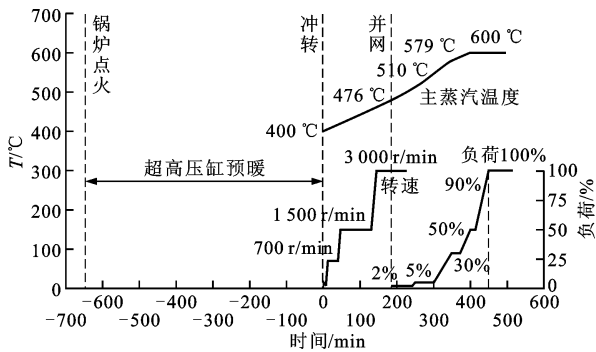


图 7 冷态启动转子典型位置的温差和应力曲线

子的温度场和应力场,转子最大等效应力见图 6,超高压第 1 级局部温度、应力变化曲线见图 7。



从图 7 中可以看出,转子在冲转初期,等效应力在很短的时间内迅速爬升到最大值 396.1 MPa,而

后随着过程的进行,热应力总体呈下降趋势,直至启动完成,最终热应力维持在一个较低的水平上。从最大等效应力出现时刻可以推断,在冲转开始时,由于转子表面与主蒸汽温差偏大,造成了很大的热冲击,导致了应力的急剧增大。

2.2 两种模型计算结果比较

为了定量地研究转子启动过程温度与变形之间的耦合效应随热冲击的变化规律,以转子初温和主蒸汽温度之间的差值为变量,分别利用热固双向耦合模型和单向模型计算了转子的瞬态热应力。两种模型的计算结果见图 8,可以发现它们的共同之处在于都能反映热应力与热冲击之间的正相关关系。当转子初温与主蒸汽温度相差低于 220 °C 时,两种模型计算得到的最大热应力结果较为接近,结果间相差了约 2%;当初始温差从 220 °C 逐渐增大到 300 °C 时,两种模型计算得到的热应力结果逐渐偏离,单、双向耦合计算模型得到的最大热应力结果分别增大了约 67% 和 63%,由此可见,热应力受热冲击的影响较大。

以 660 MW 超高压转子冷态启动热应力计算为例,当 0 时刻转子表面与主蒸汽温差为 280 °C 时,采用热固双向耦合模型计算的热应力结果与单向计算模型结果相比低了约 6.6%。由此可见,温度与

变形间的耦合效应与热冲击关系密切,当热冲击超过一定限度之后,采用不考虑耦合效应的单向模型计算的结果是不准确的。同时,从启动角度看,采用单向模型计算出的热应力在工程上是偏于安全的。

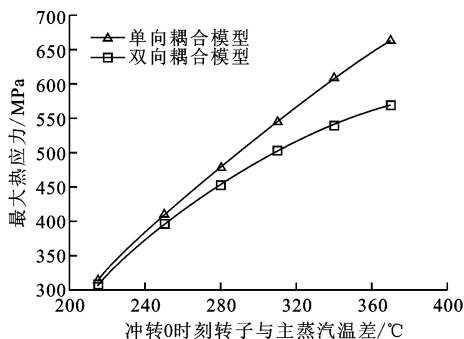


图8 两种模型转子最大等效热应力随温差的变化情况

3 结 论

(1)考虑到转子启动过程中温度与变形的相互影响,给出了转子瞬态温度场、应力场计算分析的热固双向耦合轴对称计算模型。

(2)启动过程中转子的温度和变形的耦合作用与蒸汽热冲击大小有关,随着热冲击的增加,耦合程度会增大。热冲击较大时,采用单向耦合模型的计算结果是不准确的。

(3)对某超超临界 660 MW 超高压转子进行热应力计算表明:在转子表面温度与主蒸汽温差为 280 °C 的情况下,热固双向耦合模型的计算结果较单向模型的结果低了约 6.6%,因此从启动角度看,采用单向耦合模型计算出的热应力在工程上是偏于保守的。

参考文献:

[1] 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.

[2] 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 CSEE, 2013, 33(2): 9-15.
[3] 刘占生,黄世勇. 汽轮机转子热应力在线监测与疲劳寿命分析 [J]. 汽轮机技术, 2008, 50(1): 9-12.
LIU Zhansheng, HUANG Shiyong. The turbine rotor thermal stress online monitor and fatigue life analysis [J]. Turbine Technology, 2008, 50(1): 9-12.
[4] 阳萍华,杨继明,陈荐,等. 汽轮机冷态启动温升率与转子材料硬度值的关系 [J]. 中国电力, 2011, 44(1): 44-52.
YANG Pinghua, YANG Jiming, CHEN Jian, et al. Relationship between temperature rise rate of steam turbine cold start-up and hardness value of rotor material [J]. Electric Power, 2011, 44(1): 44-52.
[5] SONG Geewook, KIM Bumshin, CHANG Sungho. Fatigue life evaluation for turbine rotor using Green's function [J]. Procedia Engineering, 2011(10): 2292-2297.
[6] ANTONIO C P, LUIÍS S R, JESUÚS 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.
[7] 钱伟长. 变分法及有限元:上册 [M]. 北京:科学出版社, 1980: 542-551.
[8] 王洪纲. 热弹性力学概论 [M]. 北京:清华大学出版社, 1989: 326-329.
[9] 李维特,黄保海,毕仲波. 热应力理论分析及应用 [M]. 北京:中国电力出版社, 2004: 89-90.
[10] 顾泽同,葛永乐. 工程热应力 [M]. 北京:国防工业出版社, 1987: 200-204.
[11] 中国动力工程协会. 火力发电设备技术手册:第2卷 汽轮机 [M]. 北京:机械工业出版社, 2007: 1527-1528.

(编辑 杜秀杰 荆树蓉)