DOI:10.12177/emca.2024.066 文章编号:1673-6540(2024)07-0010-11 中图分类号:TM 311 文献标志码:A

灵活调峰下发电机转子绕组的温度场及热变形分析

郭剑雄[1], 马党国[1], 刘轩东[2*], 张鹤峰[2], 盛轲焱[1], 冯重阳[1]
(1.华电电力科学研究院有限公司,浙江 杭州 310030;
2.西安交通大学 电力设备电气绝缘国家重点实验室,陕西 西安 710049)

Analysis of Flexible Peaking Operation on Temperature Field and Thermal Deformation of the Rotor Winding of Turbo-Generator

GUO Jianxiong[1], MA Dangguo[1], LIU Xuandong[2*], ZHANG Hefeng[2], SHNEG Keyan[1], FENG Chongyang[1]
(1. Huadian Electric Power Research Institute Co., Ltd., Hangzhou 310030, China;
2. State Key Laboratory of Electrical Insulation and Power Equipment, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: Under the frequent peaking operation of water-hydrogen-hydrogen cooled turbo-generator, the temperature of the rotor winding changes repeatedly for a long time and is subjected to thermal stress, which leads to deformation of winding and inter-turn insulation, and directly affects the performance and stability of the generator, so it is very important to study the temperature distribution law and the thermal deformation law of the rotor winding under the variable operating conditions. A 600 MW water-hydrogen-hydrogen cooled turbo-generator is taken as the object of study, according to the rotor structure, the calculation area under the rotating state is determined, and a three-dimensional electric-heat-fluid coupling calculation model is established. Under the corresponding basic assumptions and boundary conditions, the temperature field and fluid field distribution of the rotor are calculated, and the accuracy of the simulation calculations is verified by comparing the measured results. The results of the rotor temperature field are taken as thermal loads, and the corresponding boundary conditions are added to calculate the thermal deformation of the rotor winding under variable operating conditions, and the thermal deformation law is further summarized.

Key words: turbo-generator; rotor winding; temperature field; fluid field; thermal deformation

摘 要: 在水-氢-氢冷汽轮发电机频繁调峰运行下,由于转子绕组的温度长期反复变化,且受到热应力作用,导致绕组和匝间绝缘发生形变,直接影响发电机的性能和稳定性,因此研究变工况下转子绕组的温度分布规律和热变形规律十分重要。以一台 600 MW 的水-氢-氢冷汽轮发电机为研究对象,根据其转子结构,确定旋转状态下的计算域,并建立三维电-热-流耦合计算模型。在相应的基本假设条件和边界条件下,计算得到了转子温度场和流体场分布,对比实测结果验证了仿真计算的准确性。将转子温度场结果作为热载荷,添加相应的边界条件,计算得到变工况下转子绕组的热变形,进一步总结得出热变形规律。

关键词: 汽轮发电机; 转子绕组; 温度场; 流体场; 热变形

0 引言

随着分布式可再生能源大规模接入电力系统以及储能技术的蓬勃发展[1],作为电网中坚力量的火电机组,其运行方式也转变成调峰、调压和调频的灵活运行[2]。但由于转子绕组的匝间绝缘和垫条一般为环氧材料,导热性能差,在调峰运行中

基金项目: 中国华电集团有限公司"揭榜挂帅"项目(CHDKJ22-01-108)

Project *Unveiling and Commanding* of China Huadian Co., Ltd. (CHDKJ22-01-108)

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

容易导致绕组内部温度过高，绕组和绝缘膨胀不均匀，绝缘老化加速甚至引发匝间短路等事故[3-4]。因此，对电机灵活调峰运行时转子绕组的温度分布情况以及热变形的分析非常关键。

目前，国内外学者采用有限元法和有限体积法对电机转子的温度分布和流体流动趋势进行了研究。文献[5]建立了电机二维瞬态电磁场模型，并结合三维流体场-温度场耦合模型，研究了转子结构对电机温度分布的影响。文献[6]计及转子的旋转效应，建立了定转子全域三维流固耦合传热模型，实现了电-热-流双向耦合，得到了电机内冷却介质变化规律和温度分布规律。文献[7]以一台轮毂电机为研究对象，建立了等效热网络分析模型和有限元模型，通过对电机温度场进行计算有效拟合了电机的温升效应。文献[8-10]采用流固耦合的方法，建立了不同流体通道的三维电机模型，分析了冷却方式对绕组温升的影响。文献[11]以变截面转子为研究对象，计及转子磁轭的变形，采用有限体积法对电机的散热问题进行分析计算。文献[12-13]以转子温度场分布为加载条件，计算了转子结构受到的热应力和热变形。

现阶段研究人员侧重于对电力系统调峰策略的研究[14-17]，提出了计及储能储热、风电和太阳能发电，考虑电价等外部因素的多种调控策略，但新能源发电出力具有随机性、波动性和间接性的特点，不宜承担调峰任务[18]。因此无论从现有庞大火力发电机组容量的消纳还是从技术实现难度的角度出发，加快能源技术革新，推动火电发电机组运行灵活性改造[19]，必然是全面提高电力系统稳定性和新能源消纳能力最为现实的选择。同时，在调峰状态下发电机变负荷对机组转子的影响的相关研究较少，因此有必要开展灵活调峰下电机转子绕组温度场的相关研究，为大功率汽轮发电机调峰运行中转子绕组的安全防护提供参考。

综上所述，鲜有文献涉及灵活调峰下大功率汽轮机转子绕组的温度分布规律和绕组热变形。基于此，本文以一台 600 MW 的水-氢-氢冷汽轮发电机为研究对象，基于流固耦合方法建立三维发电机转子计算模型，得到不同励磁工况下转子绕组的热膨胀变化规律以及调峰过程中绕组的绝缘弱点位置。

1 电-热-流多场耦合发电机转子绕组模型构建

1.1 流体温度场-流场基本方程

汽轮发电机转子结构中的固体材料通过热传导的方式将热量传递到固体表面。固体材料的导热微分方程是根据傅里叶导热定律和能量守恒定律确定的。对于转子绕组有内热源的固体材料，其常物性的三维稳态导热微分方程如式(1)所示[20]：

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}+\frac{q}{\lambda}=0 \tag{1}$$

式中：λ 为固体材料的导热系数；T 为固体材料温度；q 为单位体积热流密度。

固体绝缘材料的损耗很小，发热可以忽略不计，其三维稳态导热方程为[20]

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}=0 \tag{2}$$

转子绕组风道内的冷氢气是绕组散热的重要介质。在高速旋转的发电机转子中，冷氢气作为一种不可压缩的牛顿流体，其流动和传热遵循质量守恒定律、动量守恒定律和能量守恒定律。变物性、无内热源的三维稳态控制方程如式(3)所示[20]：

$$\begin{cases}\nabla\cdot(\rho\boldsymbol{U})=0\\ \nabla(\rho u\boldsymbol{U})=\nabla\cdot(\mu\nabla u)-\dfrac{\partial P}{\partial x}+S_u\\ \nabla(\rho v\boldsymbol{U})=\nabla\cdot(\mu\nabla v)-\dfrac{\partial P}{\partial y}+S_v\\ \nabla(\rho w\boldsymbol{U})=\nabla\cdot(\mu\nabla w)-\dfrac{\partial P}{\partial z}+S_w\\ \nabla\cdot(\rho\boldsymbol{U}T_{\mathrm{f}})=\nabla\cdot\left(\dfrac{\lambda}{c_{\mathrm{p}}}\nabla T_{\mathrm{f}}\right)\end{cases} \tag{3}$$

式中：ρ 为流体密度，与温度和压力有关，与时间无关；$\boldsymbol{U}$ 为流体的速度矢量；u、v 和 w 分别为 $\boldsymbol{U}$ 在 x、y 和 z 方向的分量；μ 为流体运动粘性系数；T_{f} 为流体温度；λ 为流体的导热系数；$P=\rho RT$ 为流体压力，R 为气体常数；S_u、S_v 和 S_w 为动量守恒广义源项在各个方向的分量；c_{p} 为流体比热容。

在流体区域，由于通风沟内的氢气雷诺数 $Re>2\,300$，属于湍流的运动状态，因此选用标准的

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

k-ε 方程来模拟流体流动[20]:

$$\begin{cases}\dfrac{\partial(\rho k)}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho k\boldsymbol{U})=\nabla\cdot\left[\left(\mu+\dfrac{\mu_{\mathrm{t}}}{\sigma_k}\right)\nabla k\right]+\\ \quad G_k-\rho\varepsilon\\ \dfrac{\partial(\rho k)}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho\varepsilon\boldsymbol{U})=\nabla\cdot\left[\left(\mu+\dfrac{\mu_{\mathrm{t}}}{\sigma_\varepsilon}\right)\nabla\varepsilon\right]+\\ \quad G_{1\varepsilon}\dfrac{\varepsilon}{k}G_k-G_{2\varepsilon}\rho\dfrac{\varepsilon^2}{k}\end{cases}\tag{4}$$

式中:k 为湍流动能;ε 为扩散因子;t 为时间;G_k 为湍流产生率;μ_{t} 为湍流粘性系数;$G_{1\varepsilon}$ 和 $G_{2\varepsilon}$ 为常量;σ_k 和 σ_ε 为湍流普朗克常数。

1.2 物理模型建立

考虑到 600 MW 水-氢-氢冷汽轮发电机的结构尺寸过于庞大,而且其冷却系统在结构上沿周向和轴向对称。因此,周向方向选取一个槽和两侧半个铁心,轴向方向上选取半个轴向段作为研究对象。这主要是考虑到转子轴中心截面两侧是对称结构,周向上每个铁心齿部中心截面也是对称结构,从而做出合理的模型简化。转子求解域耦合模型如图 1 所示,其中,x 为周向,y 为径向,z 为轴向。汽轮发电机的主要参数如表 1 所示。

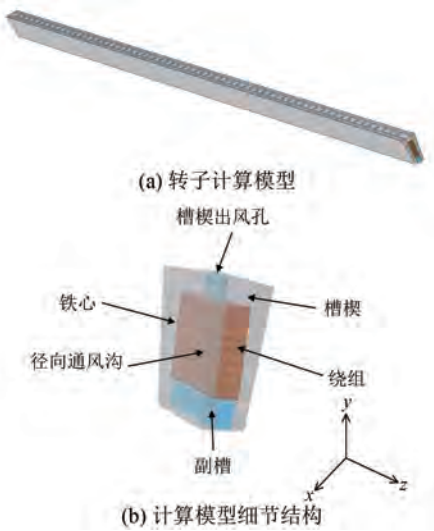


图 1 转子求解域耦合模型

Fig. 1 Coupling model of rotor solution domain

在图 1 的转子计算求解域中,流体的入口和出口分别为副槽入口和槽楔通风孔出口。模型的固体求解域主要由绕组、铁心、槽楔、匝间绝缘以及垫条等结构组成;模型的流体求解域主要由副槽内流体、径向通风沟流体和槽楔通风孔流体构成。

表 1 汽轮发电机基本参数

Tab. 1 Basic parameters of turbo-generator

参数名称	参数值
额定容量/MW	600
额定电压/V	22 000
电流/A	19 245
功率因数	0.9
频率/Hz	50
额定转速/(r·min^{-1})	3 000
磁极数	2
转子有效长度/mm	6 909

1.3 基本假设

由于汽轮发电机结构复杂,在建立流固计算域的物理模型时需要对结构进行简化,同时需要考虑结果精度。因此,对计算域内的流体、固体做出假设以简化分析,基本假设如下[21]:

(1) 流体计算时,由于压力源很大,因此可以忽略电机内部热氢气的浮力和重力对流体流动的影响;

(2) 在计算模型中,采用流体流动方程和传热方程耦合求解,求解域内流体和转子内固体的交界面为散热面,散热系数由流体流动方程、能量方程和传热方程经过迭代得到;

(3) 流体在电机内流动时,马赫数 $Ma<1$,故把流体作为不可压缩粘性流体处理;

(4) 转子端部线圈有其自己的冷却风路,忽略转子端部线圈温度对直线段的影响;

(5) 槽楔出口为压力出口,且流体流动动力来源于转子自身旋转。

1.4 边界条件

求解汽轮发电机转子流固区域,需要给定该求解域耦合场的边界条件。边界条件包括流体入口边界、出口边界和固体壁面边界。

(1) 求解域内的流体和固体的转速均相同,为 3 000 rpm。

(2) 铁心两侧壁面为周期性壁面,建模时采取了动网格旋转域来等效定子高速旋转时对铁心和氢气的影响。

(3) 由于转子励磁绕组的匝间绝缘较薄,在建模时建立匝间绝缘较为困难,但是忽略匝间绝缘会导致与实际情况不符。因此将匝间绝缘等效

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

为平面薄层，忽略其几何结构，但是考虑其传热特性。

（4）流固接触壁面为耦合壁面，满足[22]：

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial \boldsymbol{n}} \mid S = \alpha (T - T_{\mathrm{f}}) \tag{5}$$

式中：S 为散热面；α 为对流换热系数；$\boldsymbol{n}$ 为散热面的法向向量。

（5）由于轴向中心截面不发生对流换热，因此该截面为绝热壁面，满足：

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial \boldsymbol{n}} = 0 \tag{6}$$

（6）副槽入口为流体入口，入口速度由实际测量得到为 130.5 m/s，流体入口温度为 50 ℃。

2 发电机转子域内部热源及传热机理

2.1 发电机转子内部热源

大型汽轮发电机转子内热源主要由励磁绕组中的铜耗 P_{Cu} 和定子绕组磁动势谐波在转子磁极表面引起的表面损耗构成。其中，直流励磁铜耗 P_{Cu} 可由式(7)得到[23]：

$$P_{\mathrm{Cu}} = I^2 R_0 [1 + \gamma (T_{\mathrm{c}} - T_0)] \tag{7}$$

式中：I 为绕组电流；T_{c} 为绕组温度；T_0 为冷氢温度；R_0 为 T_0 时的绕组电阻值；γ 为绕组电阻的温度系数。

转子铁心的表面损耗可由式(8)得到：

$$Q = \varphi(\beta) \left(\frac{AS_1}{K_\delta \times 10} \right)^2 \frac{D_{\mathrm{i}}^5}{p^4} l \left(\frac{\omega}{50} \right)^{1.5} \times 10^{-18} \tag{8}$$

式中：$\varphi(\beta)$ 为损耗计算系数；AS_1 为定子线负荷；K_δ 为气隙系数；D_{i} 为定子铁心内径；p 为极对数；l 为转子长度；ω 为频率。

2.2 发电机转子的传热分析

上述铜耗和铁耗将通过热传导、热对流和热辐射三种方式进行传递。发电机转子热交换示意图如图 2 所示。具体传热路径由以下几种方式构成：励磁绕组、转子铁心和槽楔通过热传导的方式将各自的热量在表面和内部进行传递；励磁绕组表面主要通过径向通风沟中的氢气以热对流的方式进行热交换；转子铁心表面和励磁绕组表面、励磁绕组表面和垫条表面、垫条表面和槽楔表面以及槽楔表面和定转子气隙间通过热辐射的方式进行热交换。

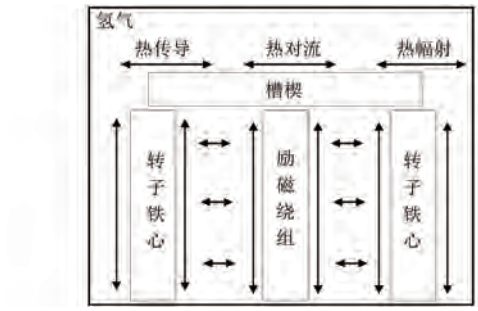


图 2 发电机转子热交换示意图

Fig. 2 Diagram of heat transfer of generator rotor

3 仿真分析

3.1 流体场仿真分析

该汽轮发电机采用强迫对流散热，转子两侧的轴流风扇以转子旋转作为驱动力，产生的离心压力迫使空气沿着转子内部的流体通道流动。图 3 为发电机转子在额定转速下的流体速度分布图。由图 3 可知，流体流入副槽后，速度先增大后减小，并且在周向离心力的作用下，使径向通风沟内的流体呈现涡旋轨迹，这种涡旋使得流体在流体壁处的流速高于风道内部流速。由于槽楔通风孔较窄，因此在径向通风沟与槽楔通风孔的交界处流速达到最大，这会增大顶匝绕组表面的对流换热能力，同时不同高度间绕组的温差增大，会增强两者之间的辐射传热能力。

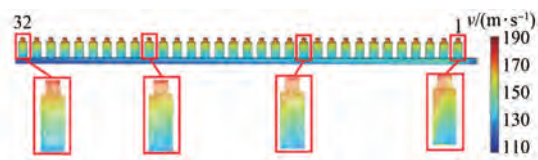


图 3 发电机转子内部流体速度分布图

Fig. 3 Velocity distribution inside generator rotor

图 4 为在额定转速 3 000 rmp 下，径向通风沟入口流量分布曲线。由图 4 可知，第 2 号～第 10 号径向通风沟入口的流量呈现大幅下降的趋势；第 11 号～第 24 号径向通风沟入口流量下降趋势不明显；而转子中段的风口，即 24 号之后的径向通风沟入口流量呈现显著上升的趋势。此外，图 4 中各入口流量变化趋势与文献[24]一致。

3.2 温度场仿真分析

汽轮发电机组作为电力系统的源之一，连接线路和负荷，调峰需求受天气和时间段影响。为

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

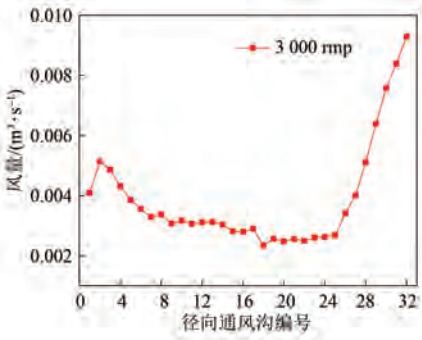


图 4　径向通风沟入口的流量分布

Fig. 4　Flow distribution in radial ventilation trench inlets

了研究汽轮发电机转子绕组在欠励磁、额定励磁以及过励磁情况下的温度分布,定义励磁系数 m 为转子绕组电流与额定励磁电流的比值,设置 m 分别为 0.9、1.0、1.1、1.2 和 1.3,转子转速为 3 000 rpm,入口风速为 130.5 m/s。图 5 为不同 m 下,不同轴向位置的转子截面温度分布云图。其中,z 轴为轴向方向,且 $z=0$ 为转子的中心截面。由图 5 可知,绕组温度沿 z 轴的分布呈现中间高两端低的趋势,励磁绕组的最热点在 $z=961$ mm 截面上。这是由于流体与副槽壁进行对流换热,随着流体流动,流体温度逐渐上升,与绕组的相对温度减小,从而对流换热作用减弱。但是,转子中部的径向通风沟流量增大,增强了散热效果,导致转子中心位置绕组温度普遍高于端部绕组,但不是温度最高点位置。当励磁系数增大时,每匝励磁绕组的温度显著升高,而铁心、槽楔的温升较小。因为绕组的发热量远高于槽楔表面的发热量,且绕组与铁心和槽楔间都通过环氧材料进行绝缘,环氧材料的导热系数较小,导热性能较差,因此造成了不同匝绕组、槽楔和铁心的温度分布差异。

图 6 为不同励磁系数下转子中心绕组径向温度分布图,额定励磁工况下中心截面绕组的最热点温度为 105.68 ℃,而经实测中心截面绕组的最高温度为 108.4 ℃。对计算值和实测值进行对比,其误差在允许范围内,证明了此方法的正确性。由图 6 可知,绕组的径向温度分布呈明显的匝间分段梯度现象,同一匝绕组的径向温差在 0.05 ℃以内,相邻匝绕组的径向温差在 1 ℃ ~ 6 ℃之间。这是因为励磁绕组共 8 匝,匝间绝缘

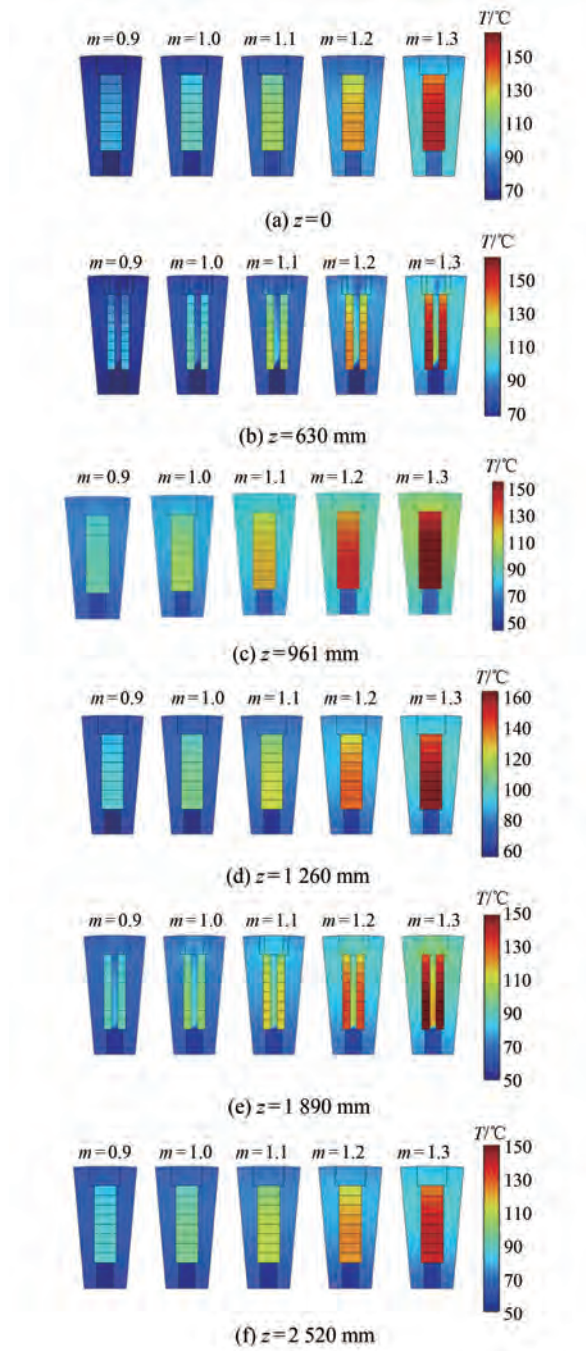


图 5　转子截面温度分布图

Fig. 5　Temperature distribution maps of rotor sections

的导热系数远小于绕组铜线的导热系数,相邻匝绕组不能进行良好的热传导,且径向通风沟顶部的流体流速大,冷却效果较好,因此顶匝绕组的温度均低于底匝绕组的温度。

图 7 为不同匝绕组的最热点温度随励磁系数变化的曲线。由图 7 可知,当励磁系数为 1.3 时,绕组的最高温度达到 163.4 ℃。该发电机的绝缘

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

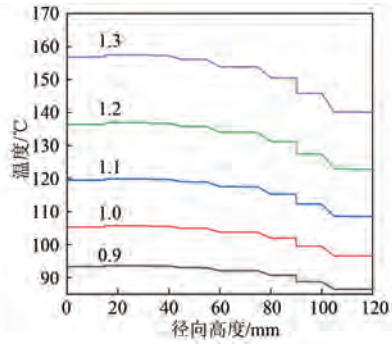


图 6　转子中心绕组径向温度分布曲线

Fig. 6　Temperature distribution curves in the radial direction of rotor centre winding

耐热等级为 F 级，最高允许温度为 155 ℃，因此在调励过程中，应尽量避免在过励 30% 及以上的状态下运行。

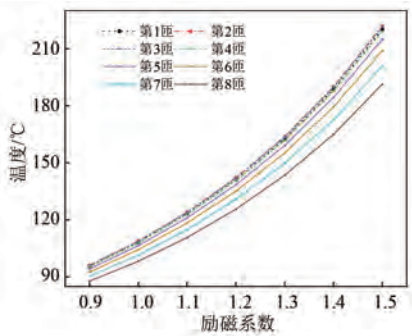


图 7　不同励磁系数下绕组最热点温度变化曲线

Fig. 7　Temperature variation curves of the hottest point of the winding at different excitation field factor

图 8 为不同励磁系数下，副槽内流体温度轴向分布曲线。由图 8 可知，从副槽入口沿轴向，氢气温度有小幅上升，这是由于流体接触到副槽壁，与铁心进行对流换热造成的；当轴向距离继续增大，流体的温升与轴向距离并不呈线性关系；当接近转子的中心位置时，流体温度显著增大，上升幅度超过 15.714%，这是由于在转轴中心处，由两侧副槽入口的流体发生碰撞，会形成细碎的湍流，从而加剧了该位置的流体分子热运动，导致流体温度在该处显著上升，同时也削弱了该处绕组的散热效果。

3.3　氢气入口冷凝温度对转子温度分布的影响

氢气作为该汽轮发电机的冷却介质，其理化性质和外部条件与转子绕组的温升密切相关。为了得到流体入口温度与绕组温度分布的关系，在额定励磁工况下，考虑冷凝器的实际工作效率，设

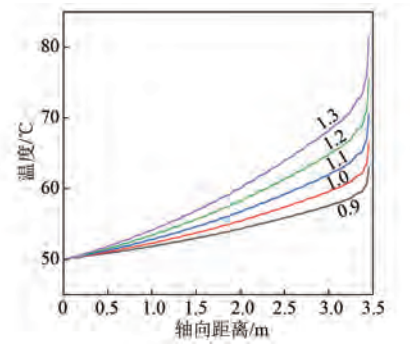


图 8　副槽内流体温度轴向分布曲线

Fig. 8　Axial distribution curves of fluid temperature in the sub-slot

定氢气的入口温度分别为 30 ℃、45 ℃和 60 ℃，入口风速方向垂直于副槽，大小仍然设定为 130.5 m/s，得到不同氢气入口温度下绕组的温度分布曲线如图 9 所示。由图 9 可知，降低冷却介质的冷凝温度可以有效降低每匝绕组的温度，且不影响每匝绕组的温度变化趋势。

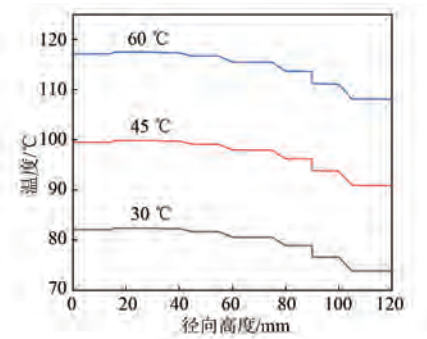


图 9　不同氢气入口温度下绕组的温度分布曲线

Fig. 9　Temperature distribution curves of winding at different hydrogen inlet temperatures

图 10 为不同励磁工况下绕组最热点温度与氢气入口温度的关系曲线。由图 10 可知，在不同励磁工况下，冷氢每降低 3 ℃，绕组的最热点温度也降低 3 ℃~4 ℃，近似成线性关系。这是由于氢气与绕组的温差增大，增强了两者间的对流换热作用。因此，在一定励磁电流范围内，可以通过增大冷却系统的功率或者提高冷却系统的效率来有效降低励磁绕组的温升。

3.4　转子绕组热变形分析

由于在汽轮发电机调峰时，转子各部分温度不同，并且材料的热膨胀系数不同，因此其热变形也不同，对整个转子各组件之间的机械配合和部件的牢固性产生影响，进而影响发电机运行的稳

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

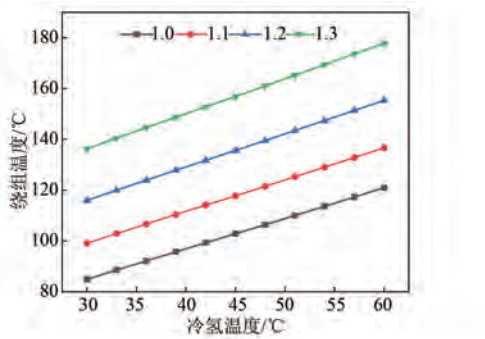


图 10 不同氢气入口温度下的绕组最热点温度变化曲线

Fig. 10 Temperature variation curves of the hottest point of the winding at different hydrogen inlet temperatures

定性。在研究绕组的热变形时,选取了转子中心位置的一个径向通风沟以及两侧绕组作为研究对象,如图 11 所示。在建模过程中没有忽略绕组的匝间绝缘和底部顶部垫条。

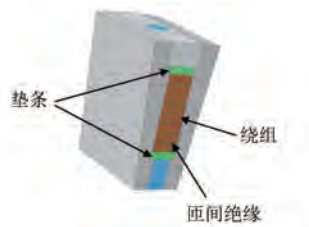


图 11 热变形计算模型

Fig. 11 Calculation model of the thermal deformation

图 12 为不同励磁工况下转子中心处绕组外表面热变形云图。其中,最大位移值分别为 14.43 μm(m=0.9)、19.49 μm(m=1.0)、22.98 μm(m=1.1)、28.29 μm(m=1.2)和 33.22 μm(m=1.3)。由此可见,励磁系数越大,绕组的热变形越严重。由图 12 可知,靠近径向通风沟位置的绕组变形程度远远大于其他位置,且底部绕组的平均形变量高于顶部绕组;沿径向方向,绕组中部的形变类似纺锤型,分别在第 1 匝和第 7 匝存在形变集中位置,主要是由于该处绕组的温度梯度较大,导致绕组受热不均匀,因此变形更明显;沿周向方向,无径向通风沟的绕组位置其形变量较小,主要是由于该处绕组为实心绕组,并未有开孔,绕组温度分布较为均匀。

图 13 为绕组中心径向形变曲线。由图 13 可知,在不同励磁工况下,绕组和匝间绝缘的热变形趋势基本一致;但由于相邻匝绕组间存在匝间绝缘,且匝间绝缘与绕组存在较大温度梯度,因此相

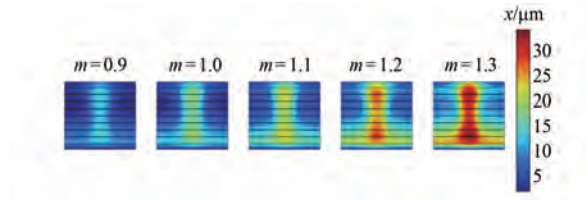


图 12 绕组外表面热变形图

Fig. 12 Thermal deformation maps of winding outside surfaces

邻绕组的形变量会出现突变现象,导致绝缘与导线的膨胀不均匀。因此频繁变工况条件下绕组和匝间绝缘的机械配合受到影响,不利于降低由热应力引起的机械疲劳。

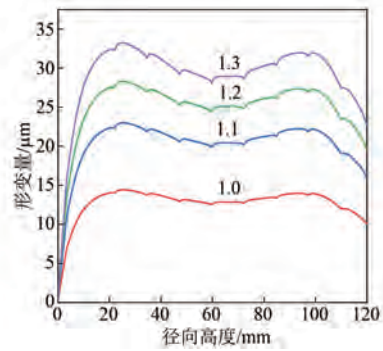


图 13 绕组中心径向形变曲线

Fig. 13 Radial deformation curves of winding centre

图 14 为转子中心径向通风沟的热变形云图。由图 14 可知,变工况条件下,通风沟轴向和周向截面热变形趋势基本一致,最大变形处仍位于绕组底部位置,且通风沟两侧的形变量较小;顶部和底部垫条的导热系数较小,因此上、下表面的温度差较大,导致垫条的形变极不均匀,顶部垫条的两个顶角形变最小,越接近绕组形变量越大,底部垫条的形变较顶部稍均匀,呈带状分布,但仍然具有较大的不均匀膨胀;绕组热变形导致径向通风沟向内凹陷,形状发生变化,且顶部和底部的凹陷最为严重,减小了绕组与氢气的接触面积,冷却效率降低,在长期运行和频繁调节工况时,很可能使绕组温度梯度进一步增大,导致绕组和绝缘受热膨胀不均而发生匝间短路。

4 结语

本文以一台 600 MW 水-氢-氢冷汽轮发电机为研究对象,基于流固耦合的方法对发电机冷却介质在湍流状态下的温度场和流体场进行了数值

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

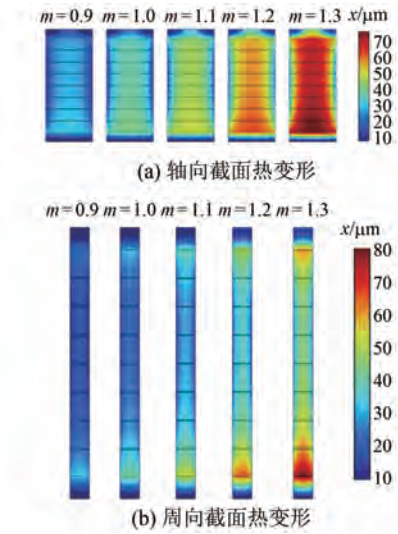


图 14　径向通风沟的热变形图

Fig. 14　Thermal deformation maps of the radial ventilation trench

计算。基于动网格设置转子的转速，得到了发电机转子绕组的温度分布规律，数值计算结果与实测数据的误差在允许范围内，验证了本文建立的有限元模型的合理性和计算结果的正确性。本文研究得到如下结论：

（1）励磁系数对绕组的平均温度和最高温度影响较大，但对温度分布规律影响不大。不同励磁工况下，绕组的温度最高点位于转子绕组的中段，且底部绕组平均温度要高于顶部绕组；由于匝间绝缘导热性较差导致相邻匝绕组存在温度梯度，且顶部绕组的温度梯度普遍小于底部。

（2）当降低冷却流体的入口温度，绕组的平均温度降低；氢气每降低 3 ℃，绕组温度也下降 3 ℃~4 ℃，近似呈线性关系，且改变氢气入口温度不影响绕组的温度分布趋势。

（3）随着励磁系数增大，绕组温度增大，转子各部分的形变增大，形变最大位置位于底匝绕组和顶匝绕组处，且底匝绕组的形变程度大于顶匝绕组；绕组形变会导致径向通风沟向内凹陷，风量减少，进一步增大绕组温度梯度。

参 考 文 献

[1] 王雪辰，崔晓丽. 我国电力发展与改革形势分析（2022）[R/OL]. 2022-04-02. http://www.chinapower.com.cn/zx/zxbg/20220402/142143.html.

[2] 杨易达，高红均，刘挺坚，等. 考虑 CCER 收益共享激励火电机组深度调峰的电力系统低碳调度[J/OL]. 电力自动化设备，2024-06-12. https://doi.org/10.16081/j.epae.202403026.
YANG Y D，GAO H J，LIU T J，et al. Low carbon dispatch of power system considering CCER benefit sharing incentive for deep peak-shaving of thermal power units [J/OL]. Electric Power Automation Equipment，2024-06-12. https://doi.org/10.16081/j.epae.202403026..

[3] 付强，梁良，王占一，等. 大型发电机主绝缘的高导热胶黏剂导热及介电性能[J]. 高电压技术，2021，47(2)：652-662.
FU Q，LIANG L，WANG Z Y，et al. Thermal conductivity and dielectric properties of high thermal conductivity adhesive in main insulation for large generators [J]. High Voltage Engineering，2021，47(2)：652-662.

[4] 李勇，李伟力，苏营. 基于旋转弱耦合与强耦合计算方法的大型汽轮发电机转子流体场与温度场研究[J]. 北京交通大学学报，2019，43(6)：104-110.
LI Y，LI W L，SU Y. Study on fluid field and temperature field of large turbo-generator rotor by the method of weak and strong rotational coupling [J]. Journal of Beijing Jiaotong University，2019，43(6)：104-110.

[5] 张晓晨，李伟力，邱洪波，等. 超高速永磁同步发电机的多复合结构电磁场及温度场计算[J]. 中国电机工程学报，2011，31(30)：85-92.
ZHANG X C，LI W L，QIU H B，et al. Calculation of electromagnetic field and temperature field in super high speed permanent magnet generator with composite structures [J]. Proceedings of the CSEE，2011，31(30)：85-92.

[6] 王立坤，李渊，陶大军，等. 压缩机用水冷永磁同步电机转子旋态下流固耦合传热研究[J]. 中国电机工程学报，2021，41(22)：7830-7840.
WANG L K，LI Y，TAO D J，et al. Research on coupling heat transfer of fluid and solid under rotating state of water-cooled permanent magnet synchronous motor for compressor [J]. Proceedings of the CSEE，2021，41(22)：7830-7840.

[7] 王晓远，高鹏. 等效热网络法和有限元法在轮毂电机温度场计算中的应用[J]. 电工技术学报，2016，31(16)：26-33.

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

WANG X Y, GAO P. Application of equivalent thermal network method and finite element method in temperature calculation of in-wheel motor [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2016, 31(16): 26-33.

[8] 王小飞, 代颖, 罗建. 基于流固耦合的车用永磁同步电机水道设计与温度场分析[J]. 电工技术学报, 2019, 34(增刊1): 22-29.
WANG X F, DAI Y, LUO J. Waterway design and temperature field analysis of vehicle permanent magnet synchronous motor based on fluid-solid coupling [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(S1): 22-29.

[9] 孙永彪, 王坤, 付超, 等. 汽轮发电机转子轴径向导线温度场分析与研究[J]. 电机与控制应用, 2020, 47(2): 60-65.
SUN Y B, WANG K, FU C, et al. Analysis and research on the temperature field of the axial-radial direction conductor in the rotor of turbine generator [J]. Electric Machines & Control Application, 2020, 47(2): 60-65.

[10] 胡鑫, 安跃军, 杨维国, 等. 基于流固耦合方法的真空泵用屏蔽电机冷却系统分析[J]. 电机与控制应用, 2020, 47(2): 80-85.
HU X, AN Y J, YANG W G, et al. Analysis of cooling system of shielded motor for vacuum pump based on fluid-structure coupling method [J]. Electric Machines & Control Application, 2020, 47(2): 80-85.

[11] 李伟力, 李金阳, 李丹. 变截面转子通风沟对全空冷水轮发电机转子温度场和流体场的影响[J]. 电工技术学报, 2017, 32(增刊2): 42-49.
LI W L, LI J Y, LI D. Influence of variable section rotor ventilation ducts on temperature and fluid fields of a full air-cooled large hydro-generator rotor [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(S2): 42-49.

[12] 李勇, 王亮, 张波, 等. 航空用盘式绕组旋转式音圈电机的热应力与热变形分析[J]. 电工技术学报, 2015, 30(12): 181-185.
LI Y, WANG L, ZHANG B, et al. Analysis of thermal stress and deformation of disk winding rotary voice coil motor used in space [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2015, 30(12): 181-185.

[13] 王天煜, 温福强, 张凤阁, 等. 兆瓦级高速永磁电机转子多场耦合强度分析[J]. 电工技术学报, 2018, 33(19): 4508-4516.
WANG T Y, WEN F Q, ZHANG F G, et al. Analysis of multi-field coupling strength for MW high-speed permanent magnet machine [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(19): 4508-4516.

[14] 崔杨, 修志坚, 薄利明, 等. 考虑火-储深度调峰容量二次分配的含风电电力系统分层优化调度[J]. 电网技术, 2022, 46(7): 2520-2531.
CUI Y, XIU Z J, BO L M, et al. Hierarchical optimal scheduling of power systems with wind generation considering secondary allocation of thermal-storage deep peaking capacity [J]. Power System Technology, 2022, 46 (7): 2520-2531

[15] 崔杨, 修志坚, 刘闯, 等. 计及需求响应与火-储深度调峰定价策略的电力系统双层优化调度[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(13): 4403-4415.
CUI Y, XIU Z J, LIU C, et al. Dual level optimal dispatch of power system considering demand response and pricing strategy on deep peak regulation [J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41 (13): 4403-4415

[16] 隋鑫, 卢盛阳, 苏安龙, 等. 计及风电和柔性负荷的核电多目标优化调度研究[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(24): 7232-7241+7496.
SUI X, LU S Y, SU A L, et al. Research on multi-objective optimal scheduling of nuclear power considering wind power and flexible load [J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(24): 7232-7241+7496.

[17] 杨谦, 刘继春, 蒋万枭. 光伏不同渗透率下考虑源网荷储深度互动的电力系统调峰策略[J]. 电力建设, 2021, 42(9): 74-84.
YANG Q, LIU J C, JIANG W X. Peak regulation strategy of power system considering the interaction of source-network-load-storage under different penetration rate of PV [J]. Electric Power Construction, 2021, 42(9): 74-84.

[18] 李建林, 马会萌, 惠东. 储能技术融合分布式可再生能源的现状及发展趋势[J]. 电工技术学报, 2016, 31(14): 1-10+20.
LI J L, MA H M, HUI D. Present development condition and trends of energy storage technology in the integration of distributed renewable energy [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2016,

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

31(14)：1-10+20.

[19] 郝玲，陈磊，黄怡涵，等. 新型电力系统下燃煤火电机组一次调频面临的挑战与展望[J]. 电力系统自动化，2024，48(8)：14-29.
HAO L，CHEN L，HUANG Y H，et al. Challenges and prospects of primary frequency regulation of coal-fired thermal power units for new power system [J]. Automation of Electric Power Systems，2024，48(8)：14-29.

[20] 陶文铨. 数值传热学[M]. 2 版. 西安：西安交通大学出版社，2001.
TAO W Q，Numerical Heat Transfer [M]. 2nd edition. Xi'an：Xi'an Jiaotong University Press，2001.

[21] 魏勇田，孟大伟，温嘉斌. 电机内热交换[M]. 北京：机械工业出版社，1998.
WEI Y T，MENG D W，WEN J B. Heat Exchange in Motor [M]. Beijing：China Machine Press，1998.

[22] 李伟力，周醒夫，霍菲阳，等. 大型水-氢-氢冷汽轮发电机通风系统的计算及端部通风流道变化对结构件温度的影响[J]. 中国电机工程学报，2013，33(21)：109-116+199.
LI W L，ZHOU X F，HOU F Y，et al. Calculation of ventilation systems and influence of ventilation duct area on temperature of copper shield in the end region of large water-hydrogen-hydrogen cooled turbo-generators [J]. Proceedings of the CSEE，2013，33(21)：109-116+199.

[23] AGUIAR A B M，MERKHOUF A，Al-HADDAD K. A new approach for computation of magnetic core losses in large hydro electrical generator [C]//2013 39th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society，Austria，2013.

[24] 韩家德，马贤好，路义萍，等. 汽轮发电机转子径向空气流量分布数值计算[J]. 中国电机工程学报，2007，27(32)：72-76.
HAN J D，MA X H，LU Y P，et al. Numerical calculation of air mass flow rate distribution in rotor radial ducts of large turbo generator [J]. Proceedings of the CSEE，2007，27(32)：72-76.

收稿日期：2024-03-12
收到修改稿日期：2024-04-25

作者简介：

郭剑雄(1992-)男，学士，工程师，研究方向为高压电气设备绝缘机理、监测诊断技术研究及应用，jianxiong-guo@chder.com；

*通信作者：刘轩东(1981-)，男，博士，教授，研究方向为直流电力设备设计、气体绝缘与放电等离子体、高功率脉冲源、气体开关及应用，Liuxuand@mail.xjtu.edu.cn。

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

 DOI: 10.12177/emca.2024.066

Analysis of Flexible Peaking Operation on Temperature Field and Thermal Deformation of the Rotor Winding of Turbo-Generator

GUO Jianxiong[1], MA Dangguo[1], LIU Xuandong[2*], ZHANG Hefeng[2], SHNEG Keyan[1], FENG Chongyang[1]

(1. Huadian Electric Power Research Institute Co., Ltd., Hangzhou 310030, China;
2. State Key Laboratory of Electrical Insulation and Power Equipment, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Key words: turbo-generator; rotor winding; temperature field; fluid field; thermal deformation

As a key equipment in thermal power generation, the maximum capacity of the steam turbo-generator can reach 1 300 MW to 1 500 MW, therefor, the safe operation of the turbo-generator is crucial for both the power system and users. With the development of new energy and other related industries, China's power system is constantly optimizing and improving. While meeting the daily electricity demand, it continues to develop towards an environmentally friendly system with no pollution, low noise, high energy efficiency and low loss. The installed capacity structure of China's power system and the annual proportion of electricity generated by various power generation methods from 2012 to 2021 is shown in Fig.1. Under the frequent peak operation of water-hydrogen-hydrogen cooled turbo-generator, the temperature of the rotor winding changes repeatedly for a long time and is subjected to thermal stress, which leads to deformation of winding and inter-turn insulation, and directly affects the performance and stability of the generator, so it is very important to study the temperature distribution law and the thermal deformation law of the rotor winding under the variable operating conditions.

A 600 MW water-hydrogen-hydrogen cooled turbo-generator is taken as the object of study, according to the rotor structure, the calculation area under the rotating state is determined, and a three-dimensional electric-heat-fluid coupling calculation model is established. Under the corresponding basic assumptions and boundary conditions, the temperature field and fluid field distributions of the rotor are calculated, and the accuracy of the simulation calculations is verified by comparing the measured results. The results of the rotor temperature field are taken as thermal loads, and the corresponding boundary conditions are added to calculate the thermal deformation of the rotor winding under variable operating conditions, and the thermal deformation law is further summarized.

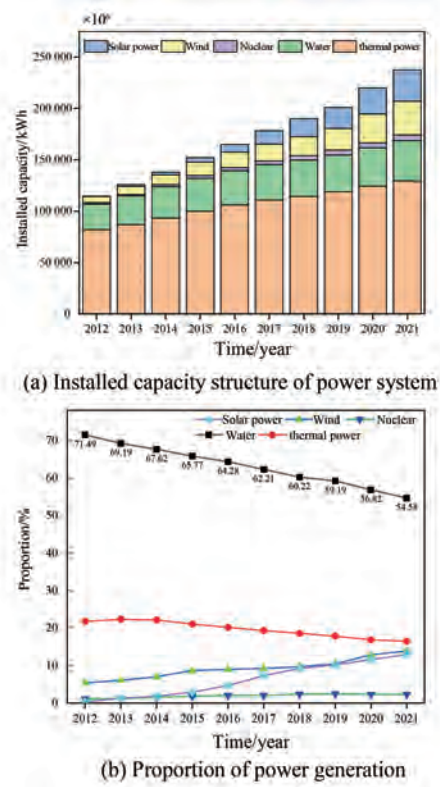


Fig. 1 Changes in installed capacity structure of power system from 2012 to 2021

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.