汽轮发电机转子匝间短路对定子热响应特性的影响

张文[1]， 何玉灵[1,2,3]， 徐明星[1]， 代德瑞[1]， 王晓龙[1]， 李俊卿[4]
（1. 华北电力大学 电力机械装备先进制造与智能运维河北省工程研究中心，河北 保定 071003；
2. 华北电力大学 电力机械装备健康维护与失效预防重点实验室，河北 保定 071003；
3. 华北电力大学苏州研究院，江苏 苏州 215123；4. 华北电力大学 电力工程系，河北 保定 071003）

摘 要：本文分析了汽轮发电机转子匝间短路故障前后定子热响应特性，不仅考虑转子匝间短路引起电压下降对发电机强励动作的影响，还研究了热分布不平衡而引起的定子力学响应。首先推导了正常情况和转子匝间短路故障后加强励磁电流下的气隙磁通密度，得到了铁心损耗和绕组铜耗的解析表达式；然后建立了发电机故障前后的三维有限元仿真模型，对不同短路程度故障下的铁心损耗、绕组铜耗与定子温度进行了求解计算；最后实测了CS－5型故障模拟发电机在正常运行和不同短路程度故障下的定子温度，实验结果与理论分析、有限元仿真结果基本一致。结果表明，转子匝间短路故障后由于励磁电流的增强，发电机铁心损耗和绕组铜耗均会增加，定子温度明显上升，并且随着短路程度的增加而加剧；定子端面边缘位置的变形和应力幅值最大并且为热响应下的危险位置。

关键词：汽轮发电机；转子匝间短路；强励动作；损耗特性；定子；热响应
DOI：10.15938/j.emc.2024.06.002
中图分类号：TM311 **文献标志码**：A **文章编号**：1007－449X(2024)06－0013－12

Impact of rotor interturn short circuit on stator thermal response characteristics in turbo generator

ZHANG Wen[1]， HE Yuling[1,2,3]， XU Mingxing[1]， DAI Derui[1]，
WANG Xiaolong[1]， LI Junqing[4]
（1. Hebei Engineering Research Center for Advanced Manufacturing & Intelligent Operation and Maintenance of Electric Power Machinery, North China Electric Power University, Baoding 071003, China; 2. Hebei Key Laboratory of Electric Machinery Health Maintenance & Failure Prevention, North China Electric Power University, Baoding 071003, China;
3. Suzhou Research Institute of North China Electric Power University, Suzhou 215123, China;
4. Department of Electrical Engineering, North China Electric Power University, Baoding 071003, China）

Abstract: The thermal properties of the stator were studied before and after the rotor interturn short circuit fault (RISC) in the turbo generator. Different from the other research, not only the impact of voltage sag caused by the RISC fault was analyzed on the reinforcement of exciting current action but also the me-

收稿日期：2024－02－22
基金项目：国家自然科学基金(52177042)；河北省自然科学基金(E2022502003)；中央高校基本科研业务费专项基金(2023MS128)；河北省第三批青年拔尖人才支持计划([2018]－27)；河北省高层次人才资助项目(B20231006)；苏州市社会发展科技创新项目(SS202134)；河北省研究生创新能力培养资助项目(CXZZBS2023149)
作者简介：张 文(1994—)，男，博士研究生，研究方向为发电机状态检测及其故障诊断；
何玉灵(1984—)，男，博士，教授，博士生导师，研究方向为电站设备状态检测及其故障诊断；
徐明星(1993—)，男，博士研究生，研究方向为发电机状态检测及其故障诊断；
代德瑞(1998—)，男，博士研究生，研究方向为发电机状态检测及其故障诊断；
王晓龙(1989—)，男，博士，副教授，研究方向为发电机状态检测及其故障诊断；
李俊卿(1967—)，女，博士，教授，研究方向为电气设备故障诊断。
通信作者：何玉灵

chanical response of the stator was studied due to the unbalanced thermal distribution. Firstly, the air gap magnetic flux density expression in the normal case and the RISC condition with reinforced exciting current were deduced to obtain the core loss and copper loss formulas. Then the 3D finite element simulated model was established to calculate the core loss, copper loss and stator temperature in different RISC degrees. Finally, the experiment was taken on the CS－5 prototype generator to obtain the stator temperature. The experiment result is consistent with the theoretical analysis and the finite element calculation. It shows that the core loss and copper loss will increase as well as the stator temperature due to the reinforced exciting current after RISC happens. As RISC increases, the stator temperature will increase more obviously. The edge of the stator end face has the largest amplitude of deformation and stress, making it the most vulnerable position under thermal response.

Keywords: turbo generator; rotor interturn short circuit; reinforced exciting current action; loss characteristic; stator; thermal response

0 引 言

转子匝间短路是一种常见的电气故障[1]。一方面在安装过程过不当操作将会损伤转子绕组绝缘,另一方面在发电机长期运行过程中受到电应力、机械应力和热应力等多种因素的影响也会诱发绝缘退化。在轻微的转子匝间短路故障下发电机仍能运行,但随着短路程度的恶化将导致发电机局部过热严重、接地故障,甚至会烧毁绝缘[2]。因此有必要分析发电机在转子匝间短路故障下发电机的热响应特性,为发电机关键部位的逆向优化与冷却散热结构设计提供参考。

鉴于转子匝间短路的高频性与高额的维修费用[3],学者们针对此故障开展了广泛研究。典型的研究方法有基于发电机的电磁参数和机械参数。例如,武玉才利用一种新型探测线圈来在线诊断转子短路故障[4-5]。郝亮亮提出了2种快速计算定子不平衡电流和励磁电流的数学模型,可以大大缩减诊断时间[6-7]。何玉灵等研究发现,当发生转子匝间短路故障时,定子将会产生以基频、二倍频、三倍频和四倍频的为主振动,而正常情况下定子只有二倍频振动[8]。此外,转子匝间短路还会加剧电磁转矩波动[9],短路位置越靠近大齿部位,电磁转矩波动的越剧烈[10]。在转子匝间短路故障下定子绕组绝缘也会受到破坏,经过计算发现绕组鼻端和渐开线部分是两个绕组磨损最严重的部位[11]。尽管学者们针对转子匝间短路故障研究取得了一系列显著成果,为发电机故障诊断和失效预防奠定了坚实基础,但较少有人探究转子匝间短路下定子热响应特性。

当前,研究人员对发电机内部损耗及导致的发热研究主要集中在结构尺寸变化[12-14]、绕组换位方式差异[15]、部件所用材料不同[16-17]、冷却介质差异[18-19]等方面。在结构尺寸变化引发的损耗及温升变化方面,房建俊和张洪升通过系统的有限元损耗计算和对比发现,改变如定子槽楔尺寸[12]和端部压板尺寸[13]等关键部位将会影响发电机内部损耗和温升;而李伟力等研究发现合理调整汽轮发电机中气隙垫片的高度和保护板的宽度可有效减小铜屏蔽环温度和控制电机端部区域温升[14]。梁艳萍等研究发现采用合理的绕组换位方式有利于降低绕组损耗和控制定子的整体温升[15]。韩继超和王立坤等研究发现采用导磁导电的Fe-Cu合金槽楔相较于传统的铝合金槽楔可在提高强度的同时降低损耗[16]。与此同时,当汽轮发电机中压板材料改变时,随着压板导磁率的升高,压板本身的损耗和端部区域的整体损耗都会随之降低,当相对导磁率为30时总体损耗最小[17]。在冷却介质差异对温度场分布的影响方面,氢气比空气有更好的冷却效果[18],气隙中氢气流速最大值为38.35 m/s,端部最高温度位于铜屏蔽环内圆与压板之间,可达44.8 ℃[19]。然而,发电机也有可能在一些非正常情况下运行。典型故障运行工况下专家学者们对电机的温度场研究成果如表1所示。目前对故障下发电机定子温度场研究主要集中在定子匝间短路故障、冷却通道及通风道堵塞、负载不平衡及过载;而发电机转子匝间短路故障下大多聚焦于转子部分的损耗和温度分析,并且现有研究较少考虑到定转子之间的热交换影响。作为补充和改进,本文对转子匝间短路下发电机定子热响应特性进行了理论分析,有限元仿真

和实验验证,并考虑了短路程度的影响。分析结果可为发电机的状态监测、故障诊断和关键部件的失效预防提供参考。

表 1　典型故障下温度场研究成果概述

Table 1　Overview of research results on temperature field under typical faults

文献	故障类型	研究领域
[20－23]	转子匝间短路	转子损耗、温度与应力计算
[24]	输电线路短路	转子温度分布计算
[25－28]	定子匝间短路	定转子温度场分析
[29－30]	气隙偏心	定子绕组绝缘热分析,支路不对称绕组的环流损耗研究
[31－32]	负载不平衡及过载	定转子损耗、定子铁心及绕组温度分析
[33－34]	冷却通道及通风道堵塞	定子线棒温度和转子温度计算

本文的主要贡献为:1)分析了转子匝间短路下定子热响应特性,而其他研究主要集中在正常工况下。2)考虑了发电机强励动作对定子温度的影响,补充了现有研究的不足。3)找到了定子在热激励下的危险位置,有利于对潜在危险位置制定针对性措施。

1　理论分析

1.1　短路对气隙磁通密度与电流的影响

以研究对象 CS－5 型一对极发电机为例。正常运行时发电机转子磁动势的空间分布如图 1(a)所示。发电机发生转子匝间短路故障后,转子绕组有效安匝数减少,一部分绕组无电流通过或通过的电流减小[35],短路匝绕组将产生一个额外的反向磁动势,如图 1(b)所示。因此短路故障后的转子磁动势为正常转子磁动势减去短路绕组产生的磁动势,如图 1(c)所示。

发电机气隙磁动势由转子磁动势和定子磁动势组成,如图 2 所示。其中:$F_{r\gamma}$和 $F_{fr\gamma}$分别为短路前后转子磁动势;$F_{s\gamma}$和 $F_{fs\gamma}$分别为短路前后定子磁动势;F_γ和 $F_{c\gamma}$分别为短路前后气隙合成磁动势;β 和 β_1分别为短路前后转子磁动势与气隙合成磁动势间的夹角;φ_1为反向磁势的一次谐波与 d 轴的夹角;φ_2为反向磁势的二次谐波与 d 轴的夹角。由前面的分析可知,转子匝间短路后气隙合成磁势将会减小,即 $F_{c\gamma}<F_\gamma$。发电机气隙磁通密度可由气隙磁动势和气隙磁导相乘而得,在无气隙偏心故障时,由文献[10]可知转子匝间短路后未强励时发电机气隙磁通密度将会下降,此处不再赘述。

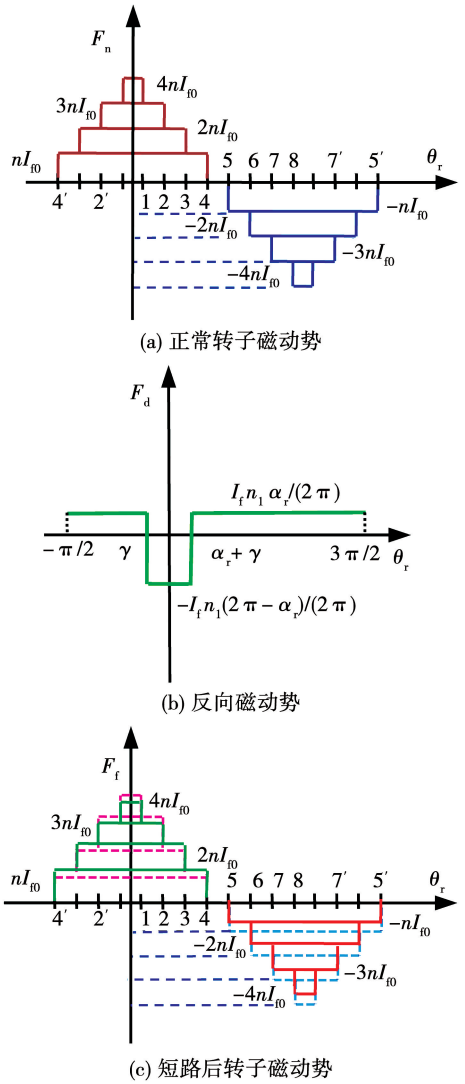


图 1　短路前后转子磁动势模型

Fig. 1　Model of rotor MMF before and after RISC

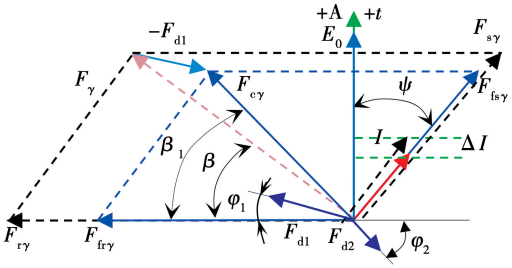


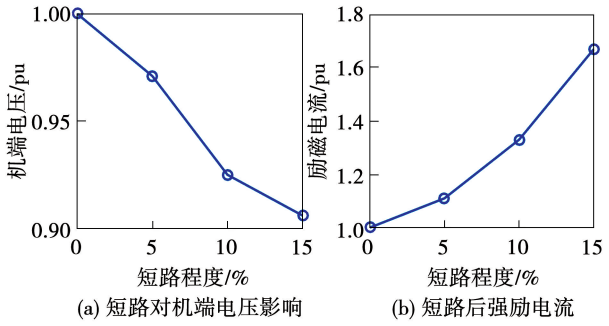
图 2　发电机气隙磁动势向量图

Fig. 2　Air gap MMF vector diagram

此外,转子匝间短路故障还将影响发电机端电压,机端电压表达式为:

$$\left.\begin{aligned} U &= E_0 - Ir_a - \mathrm{j}Ix_s;\\ E_0 &= 4.44fwk_{w1}\Phi。\end{aligned}\right\} \tag{1}$$

式中：U 为发电机机端电压；E_0 为空载下电动势；I 为定子电流；r_a 为定子一相绕组的电阻；x_s 为电机的同步电抗；f 为电频率；w 为线圈匝数；k_{w1} 为基波绕组因数；Φ 为磁通量。短路后未强励下气隙磁通密度下降，切割定子绕组产生感应电流的有效磁通密度将会减少，进而导致定子感应电流减小。由式(1)可知，转子匝间短路将会导致机端电压下降。为了保持发电机端电压在一个稳定的数值范围内，发电机自动控制系统会加强励磁电流。因此本文将着重考虑强励作用下发电机气隙磁通密度变化规律。强励动作后由于励磁电流的增加，发电机定子磁动势和转子磁动势均会增加。以本文的研究对象 CS－5 型故障模拟发电机组为例，其中正常情况下机端电压 380 V 和励磁电流 9 A 为变化的参考值，短路后发电机端电压下降幅值和强励电流变化如图 3所示。



(a) 短路对机端电压影响　(b) 短路后强励电流

图 3　短路后机端电压和励磁电流变化

Fig. 3　Terminal voltage and exciting current variation after RISC

正常和短路后强励动作下的发电机气隙磁通密度可表示为：

$$\left.\begin{aligned} B_{N\gamma}(\alpha_m,t) &= F_\gamma\cos(\gamma\omega t-\alpha_m-\beta)\Lambda_0,\text{正常};\\ B_{F\gamma}(\alpha_m,t) &= [F_{fr\gamma}\cos(\gamma\omega t-\alpha_m+0.5\pi+\psi)+\\ &\quad F_{fs\gamma}\cos(\gamma\omega t-\alpha_m)-F_{d1}\cos(\omega t-\alpha_m-\varphi_1)-\\ &\quad F_{d2}\cos2(\omega t-\alpha_m-\varphi_2)]=\\ &\quad [F_{c\gamma}\cos(\gamma\omega t-\alpha_m-\beta)-\\ &\quad F_{d2}\cos2(\omega t-\alpha_m-\varphi_2)]\Lambda_0,\text{短路强励后};\\ F_\gamma &= \sqrt{(F_{r\gamma}-F_{s\gamma}\sin\psi)^2+(F_{s\gamma}\cos\psi)^2};\\ F_{c\gamma} &= \sqrt{(F_{fr\gamma}-F_{d1}\cos\varphi_1-F_{fs\gamma}\sin\psi)^2+(F_{fs\gamma}\cos\psi-F_{d1}\sin\varphi_1)^2}。\end{aligned}\right\} \tag{2}$$

其中：

$$\left.\begin{aligned} F_{r\gamma} &= I_{f0}N;\\ F_{s\gamma} &= \eta I_{f0}N;\\ F_{fr\gamma} &= \mu I_{f0}(N-n_m);\\ F_{fs\gamma} &= \mu\eta I_{f0}(N-n_m);\\ F_{d1} &= \frac{\sqrt{2}I_{f0}n_m}{\pi}\sqrt{1-\cos\alpha_r};\\ F_{d2} &= \frac{\sqrt{2}I_{f0}n_m}{2\pi}\sqrt{1-\cos(2\alpha_r)}。\end{aligned}\right\} \tag{3}$$

式中：I_{f0} 为励磁电流；N 为转子绕组匝数；η 为转子磁动势与定子磁动势之间的比例系数；μ 为励磁电流强励系数，其值大于 1；n_m 为短路匝数；α_r 为励磁绕组短路匝槽间夹角。

基于式(2)可得强励后不同短路程度下发电机气隙磁通密度理论曲线，如图 4 所示。从图中可以看出强励后气隙磁通密度的幅值将随着短路程度的增加而增大。

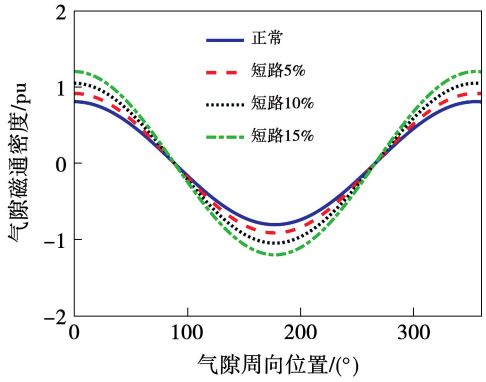


图 4　短路对气隙磁通密度影响

Fig. 4　Impact of RISC degree on air gap MFD

由法拉第电磁感应定律和式(2)可得短路前后定子绕组感应的相电流为：

$$\left.\begin{aligned} i_{n\gamma}(t) &= qw_ck_{w\gamma}B_{N\gamma}(t)lv/Z=\\ &\quad qw_ck_{w\gamma}B_{N\gamma}(t)l(2\tau\omega)/Z=\\ &\quad 2qw_ck_{w\gamma}\tau l\omega F_\gamma\cos(\gamma\omega t)\frac{\Lambda_0}{Z},\text{正常};\\ i_{f\gamma}(t) &= qw_ck_{w\gamma}B_{F\gamma}(t)lv/Z=\\ &\quad qw_ck_{w\gamma}B_{F\gamma}(t)l(2\tau\omega)/Z=2qw_ck_{w\gamma}\tau l\omega\frac{\Lambda_0}{Z}\times\\ &\quad [F_{c\gamma}\cos(\gamma\omega t)-F_{d2}\cos(2\omega t)],\\ &\quad \text{短路强励后};\\ k_{w\gamma} &= k_{y\gamma}k_{q\eta}=\\ &\quad \sin\gamma(90°y/\tau)\sin(q\gamma\alpha_1/2)/[q\sin(\gamma\alpha_1/2)]。\end{aligned}\right\} \tag{4}$$

式中：l 为定子绕组有效长度；q 为每极每相槽数；w_c

为每根绕组匝数;$k_{w\gamma}$为第 γ 次谐波绕组因数;$k_{\gamma y}$为第 γ 次谐波节距因数;$k_{q\eta}$为第 γ 次谐波分布因数;α_1为相邻两槽之间夹角;Z 为绕组阻抗,定子感应相电流理论曲线如图 5 所示。从图 4 和图 5 中可以看出,定子相电流与气隙磁通密度有相同的变化趋势。

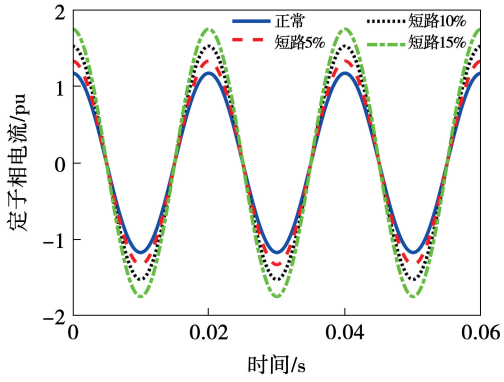


图 5　不同短路程度下定子相电流理论曲线

Fig. 5　Theory curve of stator current in different RISC degree

1.2　损耗计算

发电机进行能量转换过程中,定转子铁心和绕组均会产生损耗,导致定转子的温度升高。铁心损耗由三部分组成,分别为涡流损耗、磁滞损耗和附加损耗。单位时间内铁心损耗可以写成[36]

$$\mathrm{d}P(t) = \sigma\frac{d_c^2}{12}\left[\frac{\mathrm{d}B(t)}{\mathrm{d}t}\right]^2 + k_h B_m^2 f + k_a\left[\frac{\mathrm{d}B(t)}{\mathrm{d}t}\right]^{1.5}。\tag{5}$$

其中:σ 为材料电导率;B_m为磁密幅值;k_h和 k_a分别为磁滞损耗系数与附加损耗系数;d_c为铁心叠片厚度;f 为频率。

将式(2)代入式(5)中,可得不同工况下铁心损耗表达式为:

$$\mathrm{d}P(t) = \begin{cases} \sigma\dfrac{d_c^2\zeta^2\Lambda_0^2}{12}\left[\mathrm{d}F_\gamma\cos(\gamma\omega t-\alpha_m-\beta)/\mathrm{d}t\right]^2 + k_h f\zeta^2\left[F_\gamma\Lambda_0\right]^2 + \\ \quad k_a\zeta^{1.5}\Lambda_0^{1.5}\left[\mathrm{d}F_\gamma\cos(\gamma\omega t-\alpha_m-\beta)/\mathrm{d}t\right]^{1.5},\text{正常};\\ \sigma\dfrac{d_c^2\zeta^2\Lambda_0^2}{12}\left\{\mathrm{d}\left[F_{c\gamma}\cos(\gamma\omega t-\alpha_m-\beta) - \right.\right.\\ \quad \left.\left.F_{d2}\cos2(\omega t-\alpha_m-\varphi_2)\right]/\mathrm{d}t\right\}^2 + \\ \quad k_h f\zeta^2\Lambda_0^2(F_{c\gamma}-F_{d2})^2 + \\ \quad k_a\zeta^{1.5}\Lambda_0^{1.5}\left\{\mathrm{d}\left[F_{c\gamma}\cos(\gamma\omega t-\alpha_m-\beta) - \right.\right.\\ \quad \left.\left.F_{d2}\cos2(\omega t-\alpha_m-\varphi_2)\right]/\mathrm{d}t\right\}^{1.5},\text{短路强励后}。\end{cases}\tag{6}$$

式中 ζ 为表示铁心磁通密度与气隙磁通密度之间的比例系数。从式(6)中可以看出强励后铁心损耗与气隙磁通密度变化一致,均会随着短路程度的增加而增加。

定子铜耗主要来自焦耳损耗,绕组中所有的谐波电流都会引起损耗。考虑到肌肤效应主要依赖于高频电流然而高次谐波电流的幅值通常较小,因此可以忽略不计。定子铜耗可以表示为

$$P_{\text{Stator-Cu}} = 3\sum_{\gamma=1}^{N} I_{pm\gamma}^2 R_p。\tag{7}$$

式中:$I_{pm\gamma}$为第 γ 次谐波电流均方根值;R_p表示定子绕组电阻。

将式(4)代入式(7)中可得短路前后定子铜耗表达式为:

$$\left.\begin{aligned} P_{\text{Stator-NCu}} &= 6q^2w_c^2\tau^2l^2\omega^2R_p\frac{\mu_0^2}{g^2Z^2}\sum_{\gamma=1}^{N}k_{w\gamma}^2F_\gamma^2,\text{正常};\\ P_{\text{Stator-FCu}} &= 6q^2w_c^2\tau^2l^2\omega^2R_p\frac{\mu_0^2}{g^2Z^2}\sum_{\gamma=1}^{N}k_{w\gamma}^2(F_\gamma-F_{d2})^2,\\ &\qquad\text{短路强励后}。\end{aligned}\right\}\tag{8}$$

从式(8)可以看出短路后由于强励作用定子铜耗要大于正常情况下铜耗。

考虑强励状态下转子铜耗可表示为:

$$P_{\text{Rotor-Cu}} = \begin{cases} I_{f0}^2R,\text{正常};\\ (\mu I_{f0})^2R_f,\text{短路强励后}。\end{cases}\tag{9}$$

式中:I_{f0}为励磁电流;R 为短路前转子绕组电阻;R_f为短路后转子绕组电阻。本文涉及的转子匝间短路为金属性短路,在金属性短路情况下,被短路的铜线圈中没有直流电流流过,在短路点处没有铜耗,电流直接流经短路点[21]。转子绕组匝间短路时,励磁电压不变,强励后励磁电流将会增加,导致转子铜耗增大,这将会对转子温度场产生影响,进而影响定子温度场。

1.3　定子温度场分析

为了计算转子匝间短路前后发电机定子温度场变化,分别建立了定子绕组和绕组绝缘。将复杂的定子温度场热交换进行简化,包括绕组在内的定子槽单位内的等效模型如图 6 所示。

由文献[37 − 39]可知,等效绝缘的热导率可表达为

$$\lambda_{eq} = \frac{\sum_{i=1}^{n}\delta_i}{\sum_{i=1}^{n}\dfrac{\delta_i}{\lambda_i}}。\tag{10}$$

式中:δ_i为等效绝缘的宽度;λ_i为绝缘材料的平均导热系数。

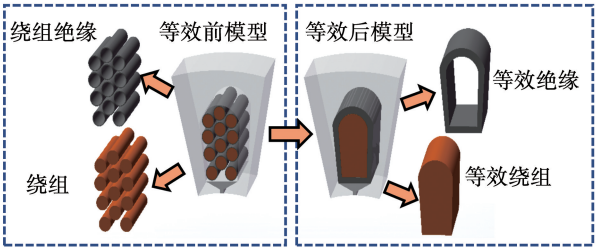


图 6 等效绕组模型

Fig. 6 Equivalent thermal model

发电机运行中的各种损耗都将转变为热量,这些热量会导致发电机各部分的温度升高。定子发热主要受三部分影响分别是铁心在磁场中所产生的铁耗发热,定子绕组传递过来的铜耗热量和转子部分传递过来的热量。热量一部分通过热传导作用传递到机壳上,大部分通过热对流作用将热量散发到冷却介质中。针对发电机定子区域可建立三维传热数学模型为:

$$\left.\begin{aligned}&\frac{\partial}{\partial x}\left(\varepsilon_x\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\varepsilon_y\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\varepsilon_z\frac{\partial T}{\partial z}\right)+q_v=\rho c\frac{\partial T}{\partial t};\\&-S_n\frac{\partial T}{\partial n}=\alpha(T-T_f)。\end{aligned}\right\}\tag{11}$$

其中:ε_x、ε_y、ε_z、S_n分别为物体在 x、y、z、n 方向上的导热系数,W/(m·K);ρ 为物质密度,kg/m^3;T 为物体上的温度,℃;T_f为周围介质温度,℃;c 为物体比热容,J/(kg·℃);α 为散热系数,W/(m^2·℃);q_v为热源密度,J/(m^2·s);t 为时间,s。

为了简化定子三维瞬态热计算,作出以下假设:1)等效绝缘和定子铁心紧密配合;2)定子槽内导线的温差被忽略;3)铁心材料的磁性能保持不变;4)定子绕组的集肤效应忽略不计。

该文中发电机冷却主要采用自然通风冷却,根据文献[40],发电机各部分的传热系数如表 2 所示。

表 2 发电机各部位换热系数

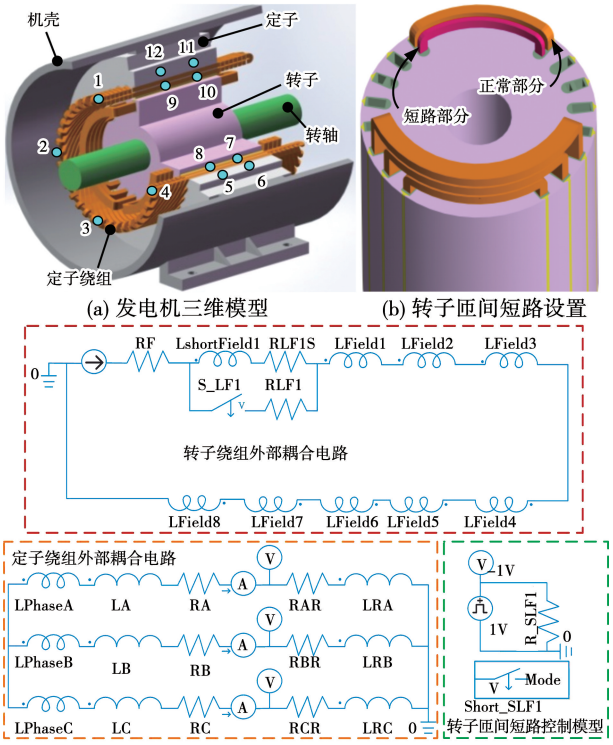
Table 2 Heat transfer coefficient of each part in generators

位置	表达式	参量注释
机壳外表面	$\alpha_1=9.73+14v_1^{0.62}$	v_1:机壳表面风速
定子铁心端面	$\alpha_s=15+6.5v_r^{0.7}$	v_r:转子线速度
定子铁心内表面	$\alpha_d=28(1+w_s^{0.5})$	w_s:平均风速
定子绕组端部	$\alpha_{et}=N_{uet}\lambda_a/d_{et}$	N_{uet}:定子绕组端部努尔塞特常数;d_{et}:端部绕组等效直径
转子铁心端面	$\alpha_r=2N_{ur}\lambda_a/D_2$	N_{ur}:转子铁心端面努尔塞特系数;λ_a:空气热导率;D_2:转子外径

2 有限元仿真

2.1 仿真设置

本文以 CS-5 型故障模拟发电机组为有限元仿真对象,如图 7(a)所示。发电机的主要参数如表 3所示。转子匝间短路设置:首先通过将转子绕组分为正常部分和短路部分,如图 7(b)所示,最后在外部耦合电路中改变短路绕组阻值完成短路程度设置,如图 7(c)所示。



(a) 发电机三维模型 (b) 转子匝间短路设置

(c) 转子匝间短路下外部耦合电路

图 7 有限元仿真设置

Fig. 7 FEA setup

表 3 CS-5 型发电机参数

Table 3 Parameter of CS-5 prototype generator

参数	数值	参数	数值
额定容量/kVA	5	定子槽数	36
额定电压/V	380	定子每槽匝数	22
气隙长度/mm	1.2	定子外径/mm	250.5
额定转速/(r/min)	3 000	定子内径/mm	145
功率因数	0.8	转子槽数	16
定子铁心长度/mm	130	转子每槽匝数	60
节距	14	转子外径/mm	142.6
极对数	1	转子内径/mm	40

仿真共进行如下 4 组工况计算:1)正常;2)转

子匝间短路 5%;3)转子匝间短路 10%;4)转子匝间短路 15%。

在有限元仿真软件中进行发电机电磁 - 温度 - 结构多物理场耦合分析。发电机各关键部位损耗密度如图 8 所示,约束机壳上的 4 个螺纹孔来模拟定子铁心实际约束条件。发电机的各部分的换热系数、定子和机壳物理参数,如表 4 和表 5 所示。仿真中环境参考温度为 22 ℃。

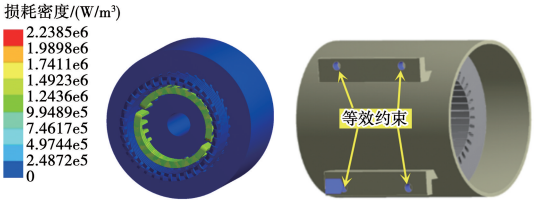


图 8　发电机损耗密度及约束条件

Fig. 8　Loss density and constraint condition of the generator

表 4　各部位换热系数

Table 4　Thermal boundary parameter in different part

部位	换热系数/(W/(m² · ℃))
机壳	17.7
定子铁心端面	72.3
转子铁心端面	53.7
定子铁心内表面转子铁心外表面	121.7
定子绕组端部	117.4

表 5　定子铁心及机壳物理参数

Table 5　Physical parameter of stator and housing

参数	定子铁心	机壳
泊松比	0.3	0.28
杨氏模量/MPa	2×10^5	1.1×10^5
质量/(kg/m³)	7 850	7 200
弹性模量/Pa	1.67×10^{11}	8.33×10^{10}
剪切模量/Pa	7.69×10^{10}	4.30×10^{10}
热膨胀系数/C⁻¹	1.2×10^{-5}	1.1×10^{-5}

2.2　电磁场结果分析

考虑强励后气隙磁通密度、定子相电流与励磁电流变化如图 9、图 10 所示。从图 9 中可以看出气隙磁通密度时域幅值与各谐波幅值随着短路程度的增加而增加。此外,相电流与磁通密度有相同的变化趋势,如图 10(a)所示。强励后励磁电流也会随着短路程度的增大而增大,如图 10(b)所示。这与式(2)、式(4)、图 4 和图 5 的理论分析一致。

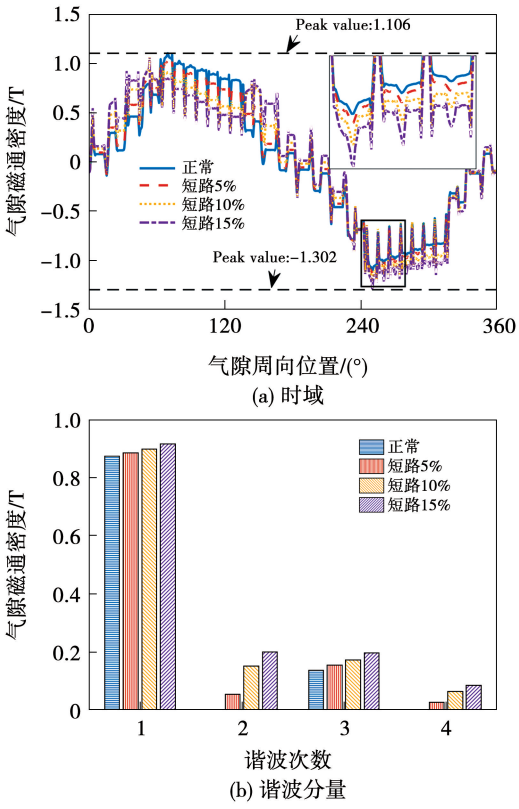


图 9　考虑强励时气隙磁通密度

Fig. 9　MFD with exciting current reinforced

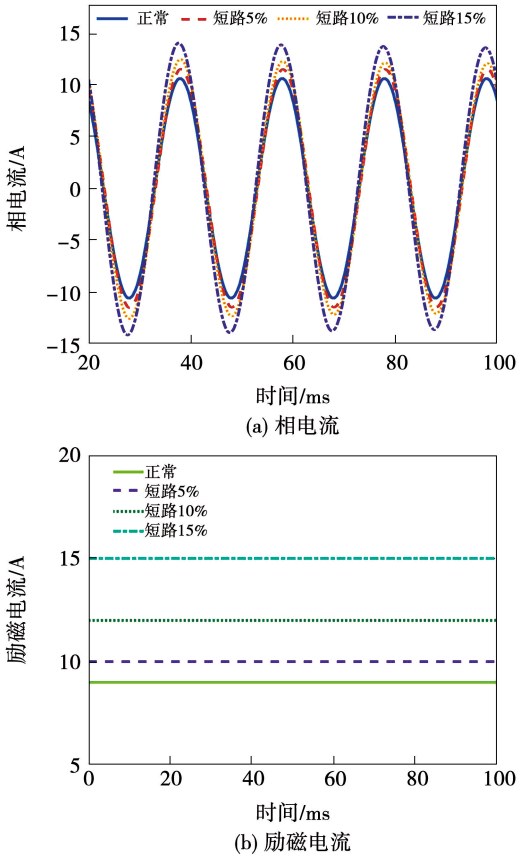
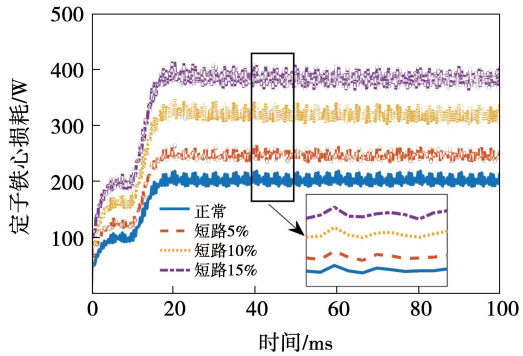


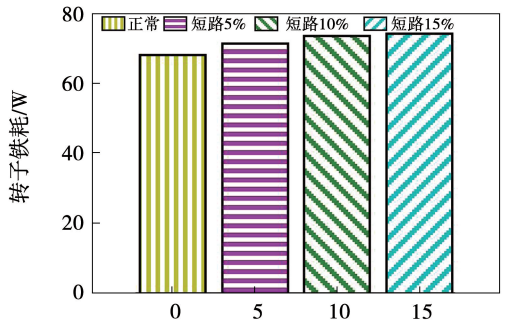
图 10　考虑强励时不同工况下相电流与励磁电流

Fig. 10　Phase current and exciting current considering forced excitation in varied cases

转子匝间短路前后考虑强励时发电机定转子铁心损耗、定子绕组和转子绕组铜耗，如图 11 和图 12 所示。短路后，定子的铁心损耗随着短路程度的增加而增加；转子铁心损耗整体也呈增大趋势，但相较于其他 3 种损耗来说增幅较小。而转子绕组铜耗在图 11、图 12 和表 6 中的损耗种类中数值最大，因此有必要在短路故障后考虑其对整体温度场的影响；定子绕组产生的铜耗仅次于转子绕组，在短路后由于强励的作用定子电流将会增大，绕组产生的损耗也将随之增加。由于定子绕组与定子铁心之间的热传导散热方式，绕组的温升会引起发电机定子铁心的温度升高。总体来说，铁心损耗和铜耗的变化趋势与气隙磁通密度变化相同，也符合式(6)、式(8)和式(9)的定性结果。不同短路故障程度下各类型损耗的均方根值详见表 6。



(a) 定子铁心损耗



(b) 转子铁心损耗

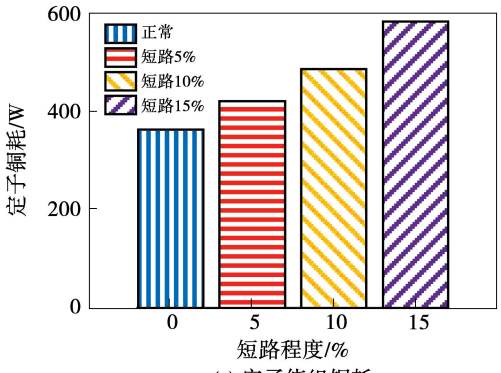
图 11 不同工况下铁心损耗

Fig. 11 Core loss in varied conditions

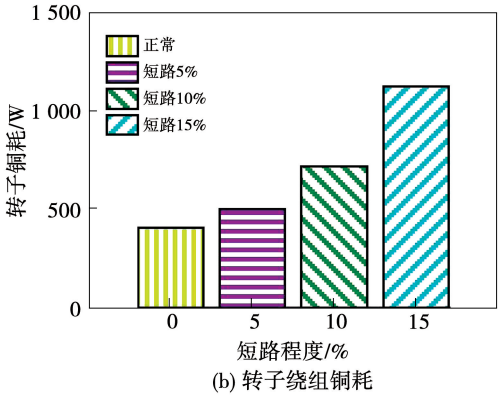
表 6 短路前后发电机关键部位损耗均方根值

Table 6 RMS value of different type loss in varied RISC cases

工况	定子铁心损耗/W	转子铁心损耗/W	定子绕组铜耗/W	转子绕组铜耗/W
正常	195.88	68.03	364.10	405
短路 5%	239.65	71.27	423.04	500
短路 10%	310.19	73.41	488.68	720
短路 15%	374.83	74.25	584.48	1 125



(a) 定子绕组铜耗



(b) 转子绕组铜耗

图 12 不同工况下绕组铜耗

Fig. 12 Copper loss in different cases

2.3 定子温度场结果分析

定子发热模型如图 13 所示，在外部电热源(铜耗)和内部磁热源(铁心损耗)的耦合作用下，不同转子匝间短路程度下定子温度变化如图 14 所示。从图 14 中可以看出，定子温度将会随着短路程度的增加而增大。此外，从图 14 中可以看出定子的最高温度位于定子齿槽处，这主要由于以下 3 个原因：1)定子齿部热损耗密度要高于其他定子其他部位；2)定子齿槽内的散热环境较差；3)绕组热量通过热传导传递到定子齿槽内。

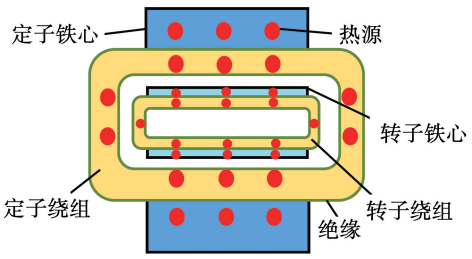


图 13 定子发热模型

Fig. 13 Model of stator heating

2.4 定子结构场结果分析

由于材料的温度分布不均，材料将会有不同程

度的热膨胀。这种膨胀将引发力学响应,其中包括应力和变形。转子匝间短路下定子在温度作用下的力学响应,如图 15 和表 7 所示,其中表 7 以正常工况下定子铁心应力与变形最大值为参考,来计算不同短路程度下应力与变形标幺值。

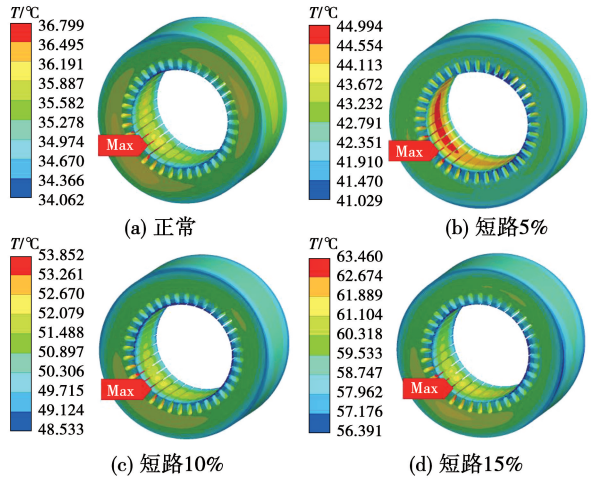


图 14　不同短路程度下定子温度场分布

Fig. 14　Stator temperature field in different RISC degree

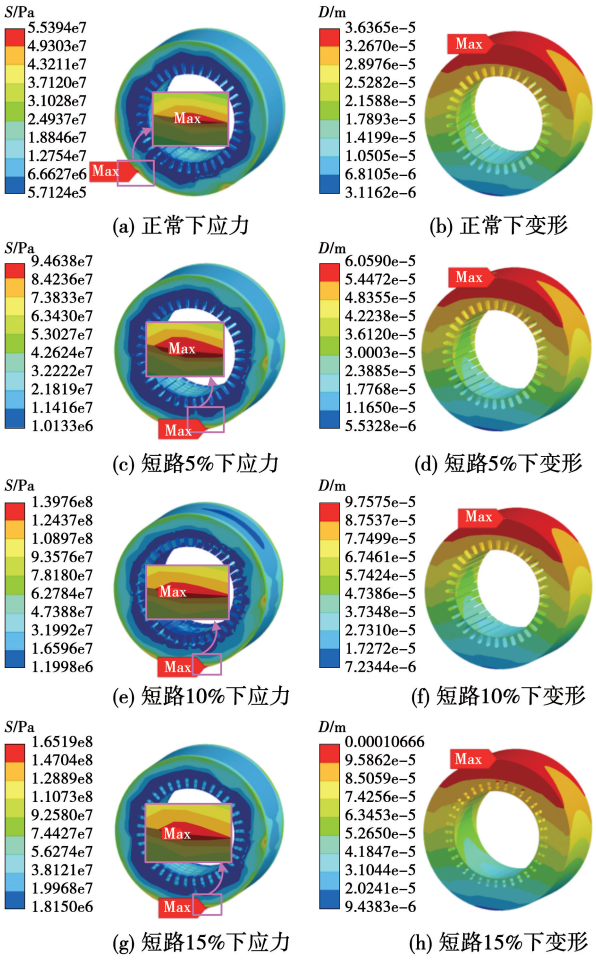


图 15　不同工况下定子铁心力学响应

Fig. 15　Stator mechanical response in different cases

从图 15 中可以看出,定子最大应力和形变量随着短路程度的增加而增加,最大应力和形变位置出现在定子铁心外表面边缘。由于热应力属于静态应力,基本上属于时间的函数,长期在此类应力的冲击下,将会引发铁心的静磨损。定子铁心外表面这一区域静应力的长期集中会造成此处结构损伤失效。

表 7　不同工况下定子铁心力学响应幅值

Table 7　Mechanical responses of stator core before and after RISC

工况	应力/Pa	变形/m
正常	5.54×10^{7}(1 pu)	3.64×10^{-5}(1 pu)
短路 5%	9.46×10^{7}(1.71 pu)	6.06×10^{-5}(1.66 pu)
短路 10%	1.40×10^{8}(2.53 pu)	9.76×10^{-5}(2.68 pu)
短路 15%	1.65×10^{8}(2.98 pu)	1.07×10^{-4}(2.94 pu)

3　实验验证

3.1　实验设置

对理论分析和有限元仿真结果的实验验证同样在 CS－5 型故障模拟发电机上进行,如图 16(a)所示。发电机冷却方式为自然空冷。如图 16(a)和图 16(b)所示,K 型热电偶和 DC5508U 温度巡检仪用于定子温度测量,测温范围为 －20 ~ 500 ℃。实验中用 12 个热电偶测量电机各个部位温度,其详细分布位置见图 7(a)。本文实验中,5、6 号和11、12 号热电偶被用来测量槽内的定子温度,如图 7(a)所示。

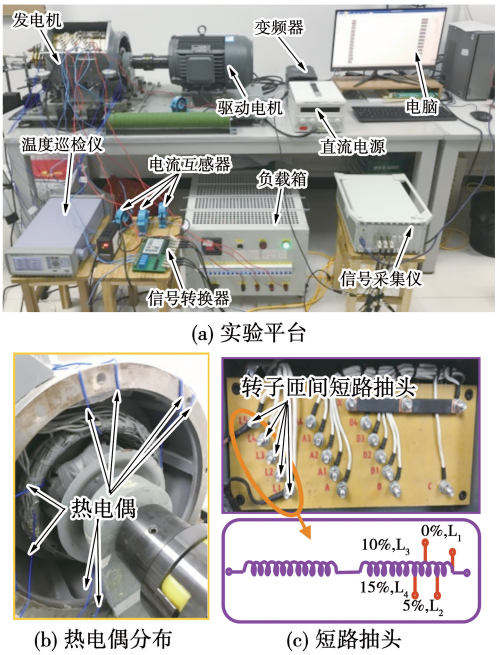


图 16　发电机实验设置

Fig. 16　Experiment setup

转子匝间短路故障通过连接短路抽头来实现，如图 16(c)所示。具体来说，通过连接图 16(c)所示的不同短路抽头来模拟不同的短路程度故障，连接抽头 L1 – L2(短路 5%)，连接抽头 L1 – L3(短路 10%)，连接抽头 L1 – L4(短路 15%)。发电机运行工况与有限元计算工况保持一致均为 4 组，并且发电机是在额定状态下运行，转速为 3 000 r/min。实验环境参考温度为 22 ℃与仿真设置相同。

3.2 实验结果分析

发电机运行 90 分钟后，不同短路程度下定子温度随时间变化曲线如图 17 所示。从图 17 中可以看出定子温度将随着短路程度的加剧而升高。为了便于进一步比较分析，图 18 和表 8 列出了不同工况下定子温度的有限元分析结果和实验结果。将有限元分析结果与实验结果相比较，有限元分析与实验的误差在允许范围内，验证了温度场计算的准确性。

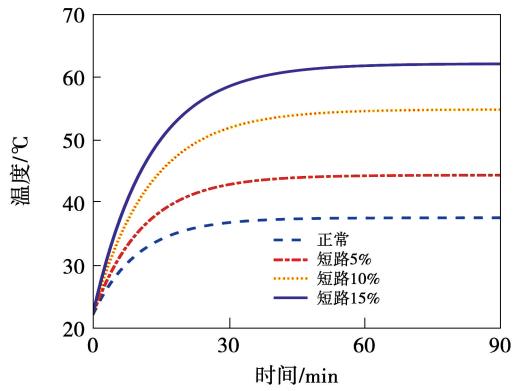


图 17 热电偶所测不同短路程度下定子温升曲线

Fig. 17 Stator temperature rise curve in varied RISC degree measured by thermal couples

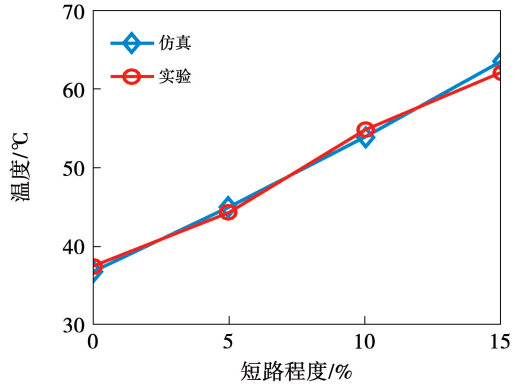


图 18 有限元计算温度与实验测量温度对比

Fig. 18 Temperature comparison between FEA and experimental results

表 8 不同工况下定子温度

Table 8 Stator temperature in different cases

工况	仿真/℃	实验/℃	误差/%
正常	36.8	37.5	1.87
短路 5%	45.0	44.3	1.58
短路 10%	53.9	54.8	1.64
短路 15%	63.5	62.1	2.25

4 结 论

本文对汽轮发电机转子匝间短路时考虑强励作用下的定子热响应特性进行了理论分析，有限元仿真和实验验证，主要结论如下：

1)发电机转子匝间短路故障后，气隙磁通密度和机端电压将会减小，考虑强励作用时，机端电压恢复短路前数值，气隙磁通密度将有所增加。

2)随着短路程度的加剧，强励动作所需的励磁电流将会随之增加，发电机铁心损耗和绕组铜耗将增加，定子温度也将升高。

3)正常情况下定子热响应的最大形变量和应力幅值最小，其幅值均会随着短路程度的增加而增加，定子热响应下危险位置出现在铁心外表面边缘。

本文研究所得结论可为汽轮发电机转子匝间短路从定子热响应方面的故障诊断提供参考，同时为以定子铁心的热损伤为支点的逆向优化和失效预防提供思路。

参 考 文 献：

[1] 郝亮亮，吴俊勇，孙宇光，等. 无分支电流互感器的同步发电机转子匝间短路监测方法[J]. 电工技术学报，2014，29(3)：189.
HAO Liangliang，WU Junyong，SUN Yuguang，et al. Monitoring of inter-turn short circuit of rotor windings in synchronous generators without stator branch current transformer[J]. Transactions of China Electrotechnical Society，2014，29(3)：189.

[2] 胡磊，徐俊元，王晓剑，等. 应用重复脉冲法定量评估发电机转子绕组匝间绝缘状态[J]. 绝缘材料，2021，54(7)：59.
HU Lei，XU Junyuan，WANG Xiaojian，et al. Quantitative assessment for turn-to-turn insulation state of generator rotor winding by repetitive surge oscillograph method[J]. Insulating Materials，2021，54(7)：59.

[3] 马明晗. 汽轮发电机励磁绕组匝间短路故障复合特征分析与诊断[D]. 北京：华北电力大学，2019.

[4] 范轩杰，武玉才，卢伟甫. 抽水蓄能机组多工况下转子匝间短路故障检测效果分析[J]. 电机与控制学报，2023，27(4)：23.

FAN Xuanjie, WU Yucai, LU Weifu. Effect analysis of rotor interturn short circuit fault detection for pumped storage unit under multiple working conditions[J]. Electric Machines and Control, 2023, 27(4): 23.

[5] WU Yucai, MA Minghan, LI Yonggang. A new detection coil capable of performing online diagnosis of excitation winding short-circuits in steam-turbine generators[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2018, 33(1): 106.

[6] HAO Liangliang, CHANG Jiang, HU Liang, et al. Analysis of the interturn short circuits of stator field windings in multiphase angular brushless exciter at nuclear power plant[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2019, 34(4): 2126.

[7] HAO Liangliang, SUN Yugaung, QIU Arui, et al. Steady-state calculation and online monitoring of interturn short circuit of field windings in synchronous machines[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(1): 128.

[8] HE Yuling, DENG Weiqi, PENG Bo, et al. Stator vibration characteristic identification of turbogenerator among single and composite faults composed of static air-gap eccentricity and rotor interturn short circuit[J]. Shock and Vibration,2016,2016(7):5971081.

[9] HAO Liangliang, WU Junyong, ZHOU Yanzhen. Theoretical analysis and calculation model of the electromagnetic torque of nonsalient-pole synchronous machines with interturn short circuit in field windings[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2015, 30(1): 110.

[10] HE Yuling, WANG Yang, JIANG Hongchun, et al. A novel universal model considering SAGE for MFD-based faulty property analysis under RISC in synchronous generators[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 69(7): 7415.

[11] 蒋宏春. 机电故障下发电机端部绕组电磁力及振动特性分析[D]. 北京:华北电力大学, 2021.

[12] 房建俊. 大型汽轮发电机定子电磁损耗及降耗方法的研究[D]. 上海:上海电机学院, 2017.

[13] 张洪升. 大型水轮发电机端部电磁场和涡流损耗计算分析[D]. 哈尔滨:哈尔滨理工大学, 2013.

[14] LI Weili, HAN Jichao, HUO Feiyang, et al. Influence of the end ventilation structure change on the temperature distribution in the end region of large water-hydrogen-hydrogen cooled turbo-generator[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2013, 28(2): 278.

[15] 吴磊, 梁艳萍. 核电汽轮发电机定子线棒换位及相关因素分析[J]. 浙江大学学报, 2014, 48(4): 616.
WU Lei, LIANG Yanping. Stator bar transposition and analysis of related factors of nuclear turbo-generator[J]. Journal of Zhejiang University, 2014, 48(4): 616.

[16] 薛易, 李伟力, 王立坤. 转子导磁导电槽楔材料对汽轮发电机参数和转子表面损耗影响的研究[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(7): 1768.
XUE Yi, LI Weili, WANG Likun. Study on influences of magnetic and electric conductive slot wedges on parameters of turbo-generators and losses on rotor surface[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(7): 1768.

[17] HAN Jichao, GE Baojun, LI Weili. Influence of magnetic permeability of the press plate on the loss and temperature of the end part in the end region of a turbogenerator[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2019, 66(1): 162.

[18] HAN Jichao, LI Weili, LI Yong. Analysis of three-dimensional complex fluid flow and temperature distribution in the end region of a turbogenerator[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 62(9): 5370.

[19] HAN Jichao, GE Baojun, TAO Dajun, et al. Influence of cooling fluid parameter on the fluid flow and end part temperature end region of a large turbo-generator[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2016, 31(2): 466.

[20] HE Yuling, ZHANG Wen, XU Mingxing, et al. Rotor loss and temperature variation under single and combined faults composed of static air-gap eccentricity and rotor inter-turn short circuit in synchronous generators[J]. IET Electric Power Applications, 2021, 15(11): 1529.

[21] 李俊卿, 王罗, 李永刚. 水轮发电机励磁绕组匝间短路转子温度场计算[J]. 华北电力大学学报, 2018, 45(4): 58.
LI Junqing, WANG Luo, LI Yonggang. Calculation of rotor temperature field for inter-turn short circuit of hydro-generator excitation winding[J]. Journal of North China Electric Power University, 2018, 45(4): 58.

[22] 马明晗, 武玉才, 李永刚. 核电四极汽轮发电机转子典型故障温度场分析[J]. 哈尔滨工程大学学报,2019,40(5):1018.
MA Minghan, WU Yucai, LI Yonggang. Temperature field analysis of the typical faults of nuclear four-pole turbo-generator rotor[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2019, 40(5): 1018.

[23] 陈浈斐, 李呈营, 马宏忠, 等. 大型同步调相机转子故障温度场分析[J]. 电力工程技术, 2022, 41(4): 192.
CHEN Zhenfei, LI Chengying, MA Hongzhong, et al. Temperature field analysis of rotor fault in large synchronous condenser[J]. Electric Power Engineering Technology,2022,41(4):192.

[24] 许国瑞, 胡沛东, 李志强, 等. 输电线不同类型短路对同步调相机转子损耗及温升的影响[J]. 电工技术学报, 2023, 38(2): 340.
XU Guorui, HU Peidong, LI Zhiqiang, et al. Influence of different types of short circuit in transmission line on the rotor loss and temperature rise of synchronous condenser[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(2): 340.

[25] 何玉灵, 张文, 王烁, 等. 定子匝间短路位置对汽轮发电机转子铁心温升特性的影响[J]. 电机与控制学报,2022,26(10):12.
HE Yuling, ZHANG Wen, WANG Shuo, et al. Impact of stator interturn short circuit position on rotor core temperature rising characteristics in turbo-generators[J]. Electric Machines and Control, 2022, 26(10): 12.

[26] 谢颖, 胡圣明, 陈鹏, 等. 永磁同步电机匝间短路故障温度场分析[J]. 电工技术学报, 2022, 37(2): 322.
XIE Ying, HU Shengming, CHEN Peng, et al. Thermal field analysis on inter-turn short circuit fault of permanent magnet synchronous motor[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2022, 37(2): 322.

[27] 王艳武, 杨立, 孙丰瑞. 异步电动机定子绕组匝间短路三维温度场计算与分析[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(24):84.
WANG Yanwu, YANG Li, SUN Fengrui. Simulation and analysis of 3D temperature field for stator winding short-circuit in asynchronous motor[J]. Proceedings of the CSEE,2009,29(24):84.

[28] 孔汉, 刘景林. 单相匝间短路对永磁电机损耗及温度分布的影响研究[J]. 微特电机, 2015, 43(7): 30.
KONG Han, LIU Jinglin. Influence of single phase winding inter turn short circuit on loss and temperature distributionof permanent magnet machine [J]. Small & Special Electrical Machines, 2015, 43(7): 30.

[29] HE Yuling, SUN Kai, WU Yu, et al. Impact of static air-gap eccentricity on thermal responses of stator winding insulation in synchronous generators[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 69(12): 13544.

[30] 梁艳萍, 贾国超. 转子偏心对发电机非正规绕组环流损耗的影响[J]. 电机与控制学报, 2017, 21(9): 38.
LIANG Yanping, JIA Guochao. Influence of rotor eccentricity on circulating current losses in irregular winding of generator[J]. Electric Machines and Control, 2017, 21(9): 38.

[31] QIU Hongbo, WEI Yanqi, YI Ran, The influence of unbalance load on the electromagnetic and temperature field of high-speed permanent magnet generator[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2019, 55(6): 1.

[32] 陆云. 水轮发电机阻尼绕组附加损耗及其电流影响研究[D]. 武汉:华中科技大学, 2015.

[33] 李俊卿, 符建民, 张平平. 汽轮发电机水路堵塞时定子流体场和温度场的数值仿真[J]. 高电压技术,2012,38(6):1313.
LI Junqing, FU Jianmin, ZHANG Pingping. Numerical simulation on stator fluid field and temperature field on waterway blockage in turbogenerators[J]. High Voltage Engineering, 2012, 38(6): 1313.

[34] WANG Likun, LI Weili, CHEN Wen. Transient thermal variation in stator winding of nuclear power turbo-generator with the inner sudden water brake[J]. IET Science, Measurement and Technology, 2016, 10(7): 728.

[35] 张博, 武玉才, 马明晗, 等. 期望电动势法检测调相运行同步电机转子绕组匝间短路故障的适用性研究[J]. 电机与控制学报, 2022, 26(11): 65.
ZHANG Bo, WU Yucai, MA Minghan, et al. Applicability of expected electromotive force method to detect the rotor winding interturn short circuit fault of synchronous machine under phasing operation[J]. Electric Machines and Control,2022,26(11):65.

[36] 韩力, 范镇南, 周光厚, 等. 大型水轮发电机电磁场模型及其对温度场的影响[J]. 重庆大学学报, 2010, 33(9): 47.
HAN Li, FAN Zhennan, ZHOU Guanghou, et al. Electromagnetic field models and their influences on the temperature field of large hydro-generator [J]. Journal of Chongqing University, 2010, 33(9): 47.

[37] 鲍里先科 А И, 丹科 В Г, 亚科夫列夫 А И. 电机中的空气动力学与热传递[M]. 魏书慈, 邱建甫, 译. 北京: 机械工业出版社, 1985.

[38] 崔刚, 熊斌, 顾国彪. 新能源汽车扁铜线绕组电机槽内绝缘等效导热系数分析与计算[J]. 电机与控制学报, 2022, 26(11): 1.
CUI Gang, XIONG Bin, GU Guobiao. Analysis and calculation of equivalent thermal conductivity of slot insulation system of flat copper wire winding motor for new energy vehicle[J]. Electric Machines and Control, 2022, 26(11): 1.

[39] 汪波, 黄珺, 查陈诚, 等. 多三相分数槽集中式绕组容错电机匝间短路故障温度场分析[J]. 电工技术学报, 2023, 38(19): 5101.
WANG Bo, HUANG Jun, ZHA Chencheng, et al. Thermal analysis of multiple 3-phase fractional slot concentrated winding fault tolerant machine with turn fault[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(19): 5101.

[40] 谢颖, 范伊杰, 蔡蔚, 等. 油冷式扁线电机油路结构优化设计及温度场计算[J]. 电机与控制学报, 2023, 27(5):37.
XIE Ying, FAN Yijie, CAI Wei, et al. Oil circuit structure optimization design and temperature field calculation of oil cooled motor with hairpin winding[J]. Electric Machines and Control, 2023, 27(5):37.

(编辑:刘琳琳)