

考虑偏心的发电机绕组振动与绝缘损伤研究*

代德瑞¹, 何玉灵¹, 张文¹, 杨鹏², 徐明星¹, 唐贵基¹, 宋立琴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 保定, 071003)

(2. 国网河北省电力有限公司 石家庄, 050000)

摘要 针对振动作用下发电机绕组绝缘断裂损伤机理与偏心故障影响机制尚未明确的问题, 提出考虑静态偏心故障的绕组绝缘损伤分析方法。首先, 建立理论模型, 对偏心前后的绕组电磁力与绝缘断裂情况进行解析; 其次, 构建有限元分析模型并进行电磁场分析, 验证偏心前后的电磁力分布、幅值及频率变化; 然后, 进行结构场仿真, 揭示绝缘应力分布与裂纹扩展情况; 最后, 通过实验来验证理论模型与有限元分析结果。结果表明: 在正常情况下, 各绕组所受电磁力基本相同; 发生偏心故障后, 气隙减小(增大)处绕组电磁力增大(减小), 且偏心不会改变端部绕组的电磁力及振动的频率, 主要为二倍频; 绕组关节处(尤其是正面)的应力与裂纹应力强度因子最大, 最易产生张开型(I型)裂纹扩展, 且裂纹应力强度因子随着偏心程度的增大而增大。

关键词 发电机; 绕组绝缘; 偏心; 振动; 裂纹

中图分类号 TM313; TH113.1

引言

永磁同步发电机已成为可再生能源领域, 尤其是风能领域的重要组成部分^[1], 而绕组绝缘是保证电机可靠运行的关键。据统计, 对于长期运行的发电机而言, 发生绝缘故障的概率在所有故障中占比最高^[2]。因此, 研究绝缘损伤机理具有重要意义。

绕组在发电机运行过程中不断受到时变电磁力的作用而产生振动^[3], 但端部绕组独特的悬臂结构更容易受到电磁力而产生绝缘损伤^[4]。王颀等^[5]建立了汽轮发电机定子端部绕组的数字化模型, 并进行了振动特性分析。包小涵^[6]研究了定子端部绕组结构, 并进行了电磁力特性分析。上述工作为进一步研究绕组绝缘机械损伤分析奠定了研究基础。

针对绕组绝缘的机械损伤, Kimura 等^[7]对绝缘材料进行了机械疲劳实验, 并开展了裂纹观察工作。骆东松等^[8]分析了多种应力对定子绝缘的影响, 确立了机械应力为主要老化应力之一。Zhang 等^[9]计算了绝缘机械应力, 并进行了裂纹损伤分析。然而, 上述文献的研究对象均为正常运行的发电机。事实上, 大多数发电机都是“带病”运行的, 气隙偏心作为一种典型的机械故障, 是发电机中常见的问题之

一^[10]。制造和装配误差往往会导致发电机产生一定程度的偏心故障^[11], 转子在长时间运行过程中受到机械力、电磁力与热等力的耦合, 易产生变形与偏移, 往往会加剧偏心程度。

偏心故障下端部绕组的力学特性会发生变化, 如轴向偏心会减小转子抽空端定子绕组电磁力, 并增加伸出端绕组电磁力^[12], 径向静偏心会改变电机绕组振动的幅值, 而动偏心则会改变其频率成分^[13]。目前, 缺乏对永磁同步发电机偏心故障下绕组绝缘机械损伤机理的进一步研究, 亟需建立行之有效的模型, 将绕组的受力、振动扩展至绝缘的应力、断裂行为, 为发电机的状态检测与逆向优化提供参考。

笔者将从气隙磁密出发, 建立绝缘表面裂纹扩展理论模型, 并进行有限元计算与实验验证, 全面分析偏心前后绕组电磁力、绝缘应力及断裂特性, 为绕组绝缘的防护及优化提供有益参考。

1 理论模型

1.1 端部绕组电磁力

永磁同步发电机的气隙磁通密度由磁动势与磁导的乘积得到, 偏心故障对磁动势的影响很小, 可以

* 国家自然科学基金资助项目(52177042); 河北省自然科学基金资助项目(E2022502003、E2021502038); 中央高校基本科研业务费专项基金资助项目(2023MS128); 河北省第三批青年拔尖人才支持计划资助项目([2018]-27); 河北省高层次人才资助项目(B20231006)

收稿日期: 2024-08-27; 修回日期: 2024-09-29

忽略不计,故偏心前后的永磁发电机气隙磁动势为

$$\begin{cases} f(\theta, t) = f_R(\theta, t) + f_S(\theta, t) \\ f_R(\theta, t) = \sum_{\mu} F_{\mu} \cos(\mu p \theta - \omega t - \phi_{\mu}) \\ (\mu = 2m + 1; m = 0, 1, \dots) \\ f_S(\theta, t) = \sum_{\nu} F_{\nu} \cos(\nu p \theta - \omega t - \phi_{\nu}) \\ (\nu = 6n + 1; n = 0, \pm 1, \dots) \end{cases} \quad (1)$$

其中: $f(\theta, t)$ 为合成磁势; $f_R(\theta, t)$ 与 $f_S(\theta, t)$ 分别为转子磁场(永磁体磁场)与定子磁场产生的磁动势; F_{μ} 与 F_{ν} 分别为永磁体 μ 次与定子绕组 ν 次谐波磁动势幅值; ϕ_{μ} 与 ϕ_{ν} 分别为永磁体 μ 次谐波与定子绕组 ν 次谐波的磁动势初相角; ω 为电角速度($\omega = 2\pi f, f = 50 \text{ Hz}$); p 为发电机电极对数。

偏心故障会影响气隙长度,进而影响气隙磁导,发电机静偏心故障前后的气隙如图1所示。图1(a)中,定子的几何中心 O 与转子中心 O_1 (几何中心同时也是旋转中心)一致,发电机气隙分布均匀。图1(b)中,静偏心故障即转子中心 O_1 发生偏移,此时气隙分布不再均匀,一侧增大,另一侧减小。

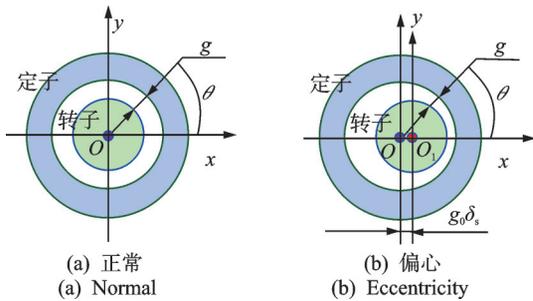


图1 发电机气隙

Fig.1 Generator air gap

偏心发生前后的气隙长度表达式为

$$\begin{cases} g_n = g_0 \\ g_s = g_0(1 - \delta_s \cos \theta) \end{cases} \quad (2)$$

其中: g_n 与 g_s 分别为正常与偏心情况下的气隙长度; g_0 为正常情况下的气隙长度值; δ_s 为静偏心率。

故忽略偏心后的气隙磁导高次谐波,永磁发电机气隙磁导表达式为

$$\begin{cases} \Lambda_n = \frac{\mu_0}{g_0} = \Lambda_0 \\ \Lambda_s = \frac{\mu_0}{g_0(1 - \delta_s \cos \theta)} \approx \Lambda_0(1 + \delta_s \cos \theta) \end{cases} \quad (3)$$

其中: Λ_n 与 Λ_s 分别为正常与偏心情况下的气隙磁导; μ_0 为真空磁导率,近似为空气磁导率; Λ_0 为气隙磁导的常量部分。

基于式(1)与式(3),发电机气隙磁密为

$$\begin{cases} B_n = \Lambda_0 \left\{ \sum_{\mu} F_{\mu} \cos(\mu \omega t - \mu p \theta + \phi_{\mu}) + \sum_{\nu} F_{\nu} \cos(\omega t - \nu p \theta + \phi_{\nu}) \right\} \\ B_s = \Lambda_0 \left\{ \sum_{\mu} F_{\mu} \cos(\mu \omega t - \mu p \theta + \phi_{\mu}) + \sum_{\nu} F_{\nu} \cos(\omega t - \nu p \theta + \phi_{\nu}) \right\} + \frac{\Lambda_0 \delta_s}{2} \times \left\{ \sum_{\mu} F_{\mu} \cos[\mu \omega t - (\mu p \pm 1)\theta + \phi_{\mu}] + \sum_{\nu} F_{\nu} \cos[\omega t - (\nu p \pm 1)\theta + \phi_{\nu}] \right\} \end{cases} \quad (4)$$

其中: B_n 与 B_s 分别为正常与偏心情况下的气隙磁密。

端部绕组结构如图2所示,其电磁力表达式为

$$\begin{aligned} F_w &= \int_0^l B_l(\theta, t) i(\theta, t) \cos(\alpha_l) \sin(\beta_l) dl = \\ &= \int_0^l B_l(\theta, t) [B(\theta, t) L l v_w / Z] \cos(\alpha_l) \sin(\beta_l) dl = \\ &= \eta B^2(\theta, t) L l v_w / Z \end{aligned} \quad (5)$$

其中: $B_l(\theta, t)$ 为发电机端部磁通密度,为 $B(\theta, t)$ 与削弱系数 η 的乘积, $0 < \eta < 1$; i 为定子绕组电流; L 为绕组直线段的长度; l 为端部绕组轴向长度; α_l 为端部绕组某点磁通密度与该点法线的夹角; β_l 为端部绕组某点法线与转子轴线的夹角; v_w 为直线段绕组切割磁感线的速度; Z 为绕组的阻抗。

将式(4)代入式(5),可得端部绕组电磁力的表达式为

$$\begin{cases} F_{wn} = \frac{\eta L l v_w \Lambda_0^2}{2Z} \left\{ \sum_{\mu_1} \sum_{\mu_2} F_{\mu_1} F_{\mu_2} \cos[(\mu_1 \pm \mu_2)\omega t - (\mu_1 \pm \mu_2)p\theta + (\phi_{\mu_1} \pm \phi_{\mu_2})] + 2 \sum_{\mu} \sum_{\nu} F_{\mu} F_{\nu} \cos[(\mu \pm 1)\omega t - (\mu \pm \nu)p\theta + (\phi_{\mu} \pm \phi_{\nu})] + \sum_{\nu_1} \sum_{\nu_2} F_{\nu_1} F_{\nu_2} \cos[(\omega \pm \omega)t - (\nu_1 p \pm \nu_2 p)\theta + (\phi_{\nu_1} \pm \phi_{\nu_2})] \right\} \\ F_{ws} = F_{wn} + \frac{\eta L l v_w \Lambda_0^2 \delta_s}{2Z} \left\{ \sum_{\mu_1} \sum_{\mu_2} F_{\mu_1} F_{\mu_2} \times \cos[(\mu_1 \pm \mu_2)\omega t - (\mu_1 p \pm (\mu_2 p \pm 1))\theta + (\phi_{\mu_1} \pm \phi_{\mu_2})] + 2 \sum_{\mu} \sum_{\nu} F_{\mu} F_{\nu} \cos[(\mu \pm 1)\omega t - (\mu p \pm (\nu p \pm 1))\theta + (\phi_{\mu} \pm \phi_{\nu})] + \sum_{\nu_1} \sum_{\nu_2} F_{\nu_1} F_{\nu_2} \cos[(\omega \pm \omega)t - (\nu_1 p \pm (\nu_2 p \pm 1))\theta + (\phi_{\nu_1} \pm \phi_{\nu_2})] \right\} \end{cases} \quad (6)$$

其中： F_{wn} 与 F_{ws} 分别为正常与偏心情况下的电磁力。

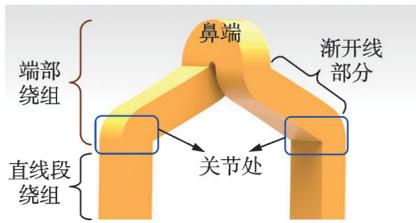
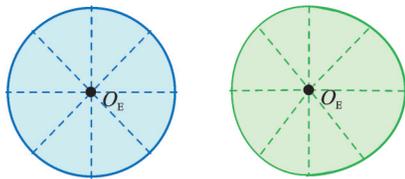


图2 绕组结构
Fig.2 Winding structure

发电机端部绕组电磁力在正常情况下频率成分为 $(\mu_1 \pm \mu_2)f$ ，静偏心故障不会产生新的频率成分，但会改变不同方位绕组的电磁力幅值。具体而言，气隙减小处的绕组电磁力会增大，而气隙增大处的绕组电磁力会减小，端部绕组电磁力分布如图3所示。



(a) 正常
(a) Normal
(b) 偏心
(b) Eccentricity

图3 端部绕组电磁力分布

Fig.3 End winding electromagnetic force distribution

1.2 绝缘应力与断裂

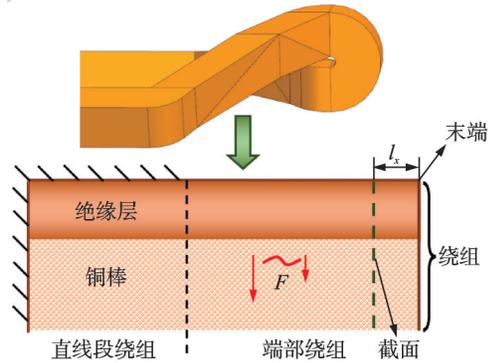
图4为绕组力学模型，电磁力的方向主要为径向，即垂直于绕组分布，图4(a)为绕组受力简化模型。直线段绕组嵌入定子槽中受固定约束，端部绕组向外伸出并受到非线性分布电磁力作用，悬臂梁结构截面与绕组末端的距离可视为 x ，其中绝缘处于绕组最外侧，内侧为铜棒。绕组截面应力与裂纹如图4(b)所示，电磁力下的截面可看作受弯矩作用，截面上分布的应力为

$$\sigma_m = Ml_y / I_z = l_y \int_0^x F_s dx / I_z \quad (7)$$

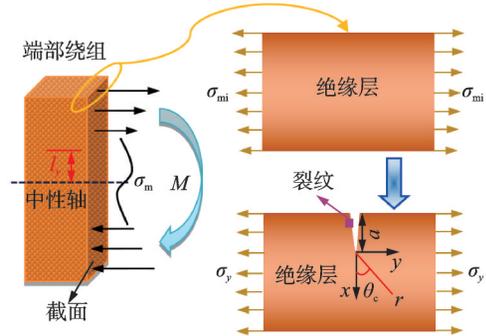
其中： M 为截面的弯矩； l_y 为截面点到中性轴的距离； I_z 为截面惯性矩； F_s 为截面的剪切力。

图4(b)中，绝缘层位于绕组的最外侧，受到最大的应力作用，设绝缘层受到的应力为 σ_{mi} 。绕组绝缘应力变化频率与电磁力相同，为 $(\mu_1 \pm \mu_2)f$ 。假设绝缘层表面存在初始裂纹，绝缘层很薄，其所受应力 σ_{mi} 基本一致，近似为 σ_y 。

裂纹分为张开型(I型)、滑开型(II型)与撕开型(III型)3种，图5为裂纹类型示意图。I型裂纹承



(a) 绕组受力模型
(a) Force on the winding model



(b) 绕组截面应力与裂纹
(b) Winding section stress and cracks

图4 绕组力学模型

Fig.4 Mechanical model of winding

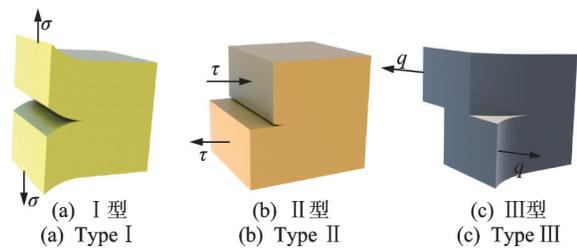


图5 3种基本裂纹类型

Fig.5 3 basic crack types

受与裂纹面垂直的正应力 σ 作用，II型裂纹承受位于裂纹面内、并与裂纹前沿垂直的剪力 τ 作用，III型裂纹承受离面剪力 q 的作用。综上，绝缘表面裂纹为I型张开型裂纹。为了定量评价裂纹尖端的应力场，引入应力强度因子，裂纹尖端附近某点 (r, θ_c) 的近似应力场分布^[14]为

$$\begin{cases} \sigma_x = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta_c}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta_c}{2} \sin \frac{3\theta_c}{2} \right) \\ \sigma_y = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta_c}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta_c}{2} \sin \frac{3\theta_c}{2} \right) \\ \tau_{xy} = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta_c}{2} \sin \frac{\theta_c}{2} \cos \frac{3\theta_c}{2} \end{cases} \quad (8)$$

其中： σ_x 、 σ_y 分别为 x 、 y 方向的应力； τ_{xy} 为剪应力； K_1

为 I 型应力强度因子; r 和 θ_c 为裂纹尖端的极坐标。

结合图 4,绝缘层只受到 y 方向的应力 σ_y ,应力强度因子为

$$K_I = \sigma_y \sqrt{2\pi a} \quad (9)$$

其中: a 为裂纹的深度。

图 6 为疲劳裂纹扩展曲线,即将裂纹扩展速率 da/dN 和裂纹尖端应力强度因子变化范围 ΔK 的对数关系绘制成图中的黑色曲线,用以描述疲劳裂纹的扩展规律,3条蓝色虚线划分了黑色曲线的 3 个区域。在 I 区域, K 小于裂纹扩展门槛值 ΔK_{th} 时,裂纹基本不扩展,为疲劳裂纹的萌生阶段,而裂纹萌生后的初始阶段扩展速率极低,故将此阶段也划入 I 区域;在 II 区域,裂纹扩展速率增加,此时 $\lg(da/dN)$ 与 $\lg\Delta K$ 之间近似为线性关系,可采用图中的 Paris 公式进行描述;在 III 区域, ΔK 较大导致裂纹扩展速率急剧增加,最终曲线将趋于一条铅直的渐近线。当裂纹尖端处的最大应力强度因子 K_{max} 达到材料的断裂韧性 K_c 时,材料发生断裂。红色虚线与黑色实线分别代表不同应力比 R 下的疲劳裂纹扩展曲线。

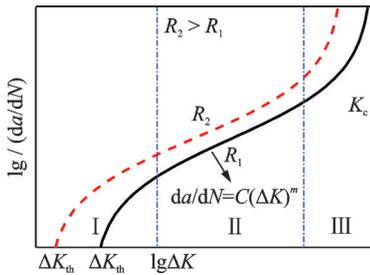


图 6 疲劳裂纹扩展曲线
Fig.6 Fatigue crack growth curves

图 6 所示曲线表达式为

$$\begin{cases} da/dN_I = C(\Delta K_{th}^m - \Delta K_{in}^m) \\ da/dN_{II} = C(\Delta K)^m \\ da/dN_{III} = \frac{C(\Delta K)^m}{(1-R)K_c - \Delta K} \end{cases} \quad (10)$$

其中: da/dN_I 、 da/dN_{II} 与 da/dN_{III} 分别为 I、II 与 III 区域的裂纹扩展速率; R 为应力比(最小应力与最大应力的比值); C 与 m 为与材料相关的系数。

ΔK 的计算公式为

$$\Delta K = \begin{cases} K_{max} & (R < 0) \\ K_{max} - K_{min} & (R \geq 0) \end{cases} \quad (11)$$

其中: K_{max} 和 K_{min} 分别为循环应力下最大及最小应力强度因子。

根据图 6 与式(10), R 越大,疲劳裂纹扩展速率越快。由式(6)可知,偏心前后的最大及最小电磁力

变化幅值相同,表明应力比基本一致,故不同工况下的裂纹扩展主要受到应力幅值的影响。对于绕组不同位置的裂纹,其应力比将出现变化,不同位置的裂纹扩展将受到应力幅值及应力比的双重影响,但应力比的变化幅度及影响大小需通过有限元计算进一步分析。

2 有限元分析验证

2.1 端部绕组电磁力

图 7 为一台 4 对极的永磁同步发电机模型,用于验证实验。发电机的关键参数如表 1 所示。

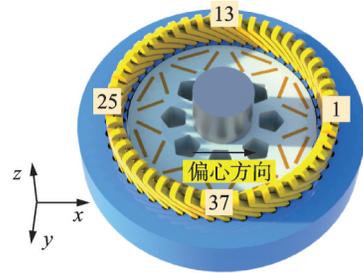


图 7 发电机模型

Fig.7 Generator model

表 1 发电机的关键参数

Tab.1 Key parameters of the generator

参数	数值	参数	数值
额定容量/kVA	3	额定转速/(r·min ⁻¹)	750
定子槽数	48	定子长度/mm	40
径向气隙长度/mm	1.2	节距系数	0.83
极对数	4	并联支路数	2

图 7 中,发电机静偏心通过偏移其转子系统及旋转中心完成,向 x 轴正向偏移了 0.1、0.2 与 0.3 mm,分别模拟发电机静偏心 0.1、0.2 与 0.3 mm 故障,偏心故障下的气隙最小处为绕组 1 处。

图 8 为端部绕组电磁力,分别计算 48 根绕组的电磁力,取每根绕组一定时间的电磁力均方根值并进行数据拟合,得到电磁力空间分布如图 8(a)所示。正常情况下每根绕组的电磁力均方根值大体相等,呈圆形分布。然而,偏心故障使电磁力的分布不再均匀,气隙增大的位置电磁力减小,气隙减小的位置电磁力增大,且电磁力的偏移程度随着偏心程度的增大而增大,其中绕组 1 受到的电磁力作用最大,结果与图 3 一致。

图 8(b)、(c)分别为端部绕组电磁力的时域及频域分析结果,绕组 1 的电磁力幅值随着偏心程度

的增大而增大。此外,偏心前后电磁力的频率成分均未改变,分别为 0 和 100 Hz(二倍频),与理论结果一致,且故障程度越大,各频率成分的幅值越大。

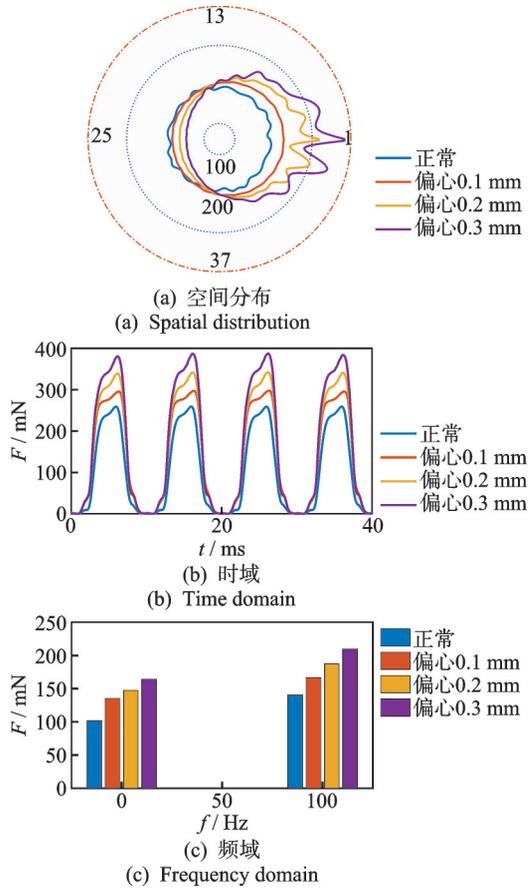


图 8 端部绕组电磁力

2.2 绝缘应力与断裂

图 9 为应力计算仿真设置,将电磁场结果导入瞬态结构场中进行响应计算,导入过程与瞬态结构场设置分别见图 9(a)、(b)。在几何模块中将绕组分为绝缘与铜棒两部分,发电机定子系统的固定处为定子外表面,除绕组整体的应力计算外,取端部绕组 1 表面 5 个点进行应力的时域及频域分析。 S_1 点在端部绕组关节处正面, S_2 与 S_3 分别在关节处两侧面, S_4 在端部绕组渐开线中间部分, S_5 在端部绕组的鼻端。

图 10 为偏心故障前后绕组绝缘应力分布图,偏心前后的应力分布基本一致,最大应力点均为端部绕组关节处,但随着偏心故障的增大,绕组整体的应力变大,最大应力点的应力值增加。

图 11 为端部绕组不同位置的应力时域图及频域图,端部绕组关节处(S_1 、 S_2 、 S_3)绝缘应力相比于渐

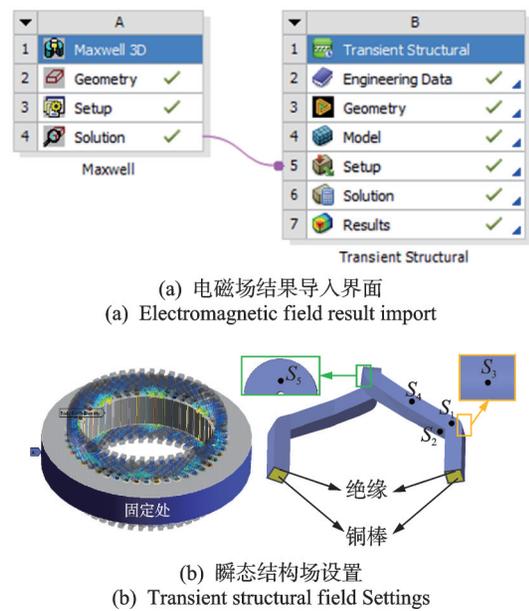


图 9 应力计算仿真设置

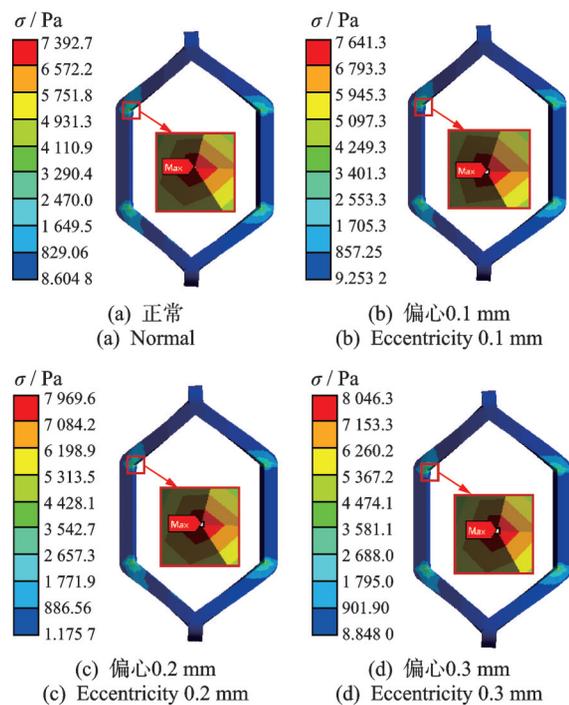


图 10 绕组绝缘应力分布

Fig.10 Stress distribution of winding insulation

开线及鼻端部分较大,其中关节处的正面(S_1)应力最大,且应力频率与电磁力频率一致,主要频率成分为直流分量与 100 Hz。

图 12 为偏心故障前后端部绕组绝缘 S_1 应力,偏心前后不同位置的应力比见表 2。静偏心故障发生后 S_1 处应力增大,但频率成分与数值均不变,应力幅值随着偏心故障的增大而增大,这说明应力计算结果与理论推导一致。如表 2 所示,相同位置不

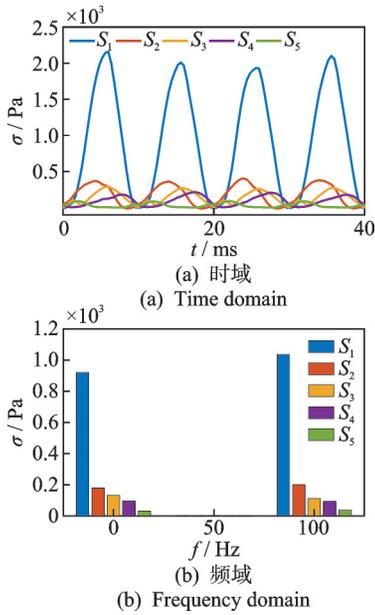


图 11 端部绕组不同位置绝缘应力

Fig.11 Stress at different positions of end winding insulation

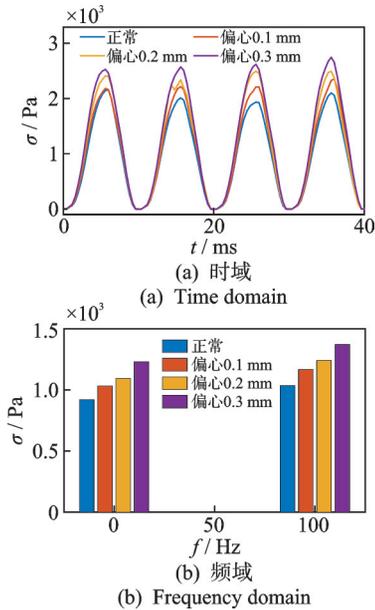


图 12 偏心故障前后端部绕组绝缘 S₁ 处应力

Fig.12 Stress at S₁ of end winding insulation before and after eccentric fault

表 2 偏心前后不同位置应力比

Tab.2 Stress ratios of different positions before and after eccentricity

位置	正常	偏心距离/mm		
		0.1	0.2	0.3
S ₁	-0.000 78	-0.000 67	-0.000 71	-0.000 71
S ₂	-0.031 83	-0.031 97	-0.028 06	-0.026 71
S ₃	0.012 70	0.014 70	0.015 26	0.009 57
S ₄	0.030 53	0.032 52	0.045 49	0.042 40
S ₅	0.016 90	0.015 08	0.016 51	0.011 32

同偏心故障下的应力比变化极小,而相同故障下不同位置的应力比会出现一定差距,但其差距也较小。整体而言,端部绕组绝缘应力比均在 0 上下发生微小波动,故不同工况及位置的裂纹扩展主要受到应力幅值的影响。

受 ANSYS 的裂纹扩展计算功能所限(智能裂纹扩展模型只有 Paris 模型,且不支持动态载荷加载),有限元分析通过对应力强度因子进行计算来验证理论模型。图 13 为裂纹设定图,在端部绕组表面设定半椭圆形初始裂纹,设置的位置与应力点计算位置一致,即裂纹 A 位于关节处正面,裂纹 B 与 C 分别位于关节处两侧,裂纹 D 位于渐开线中部,裂纹 E 位于鼻端。

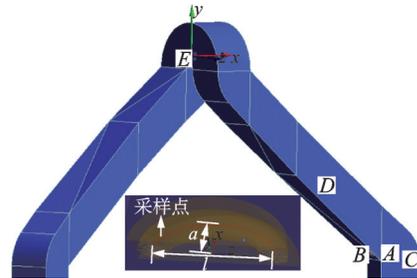


图 13 裂纹设定

Fig.13 Crack setting

图 14 为 A 处裂纹在正常工况下各类型裂纹应力强度因子。当裂纹应力强度因子 K 为负值时,代表此类型的裂纹为闭合趋势,当为正值时,幅值越大代表裂纹越易发生扩展。I 型裂纹应力强度因子均为正值,且幅值较大。II 型裂纹应力强度因子一半为正值,一半为负值,且幅值小于 I 型。III 型裂纹应力强度因子均为负值,故电磁力作用下绝缘不发生 III 型裂纹扩展。此处,绝缘表面主要为 I 型裂纹,其扩展趋势也最明显,与理论结果一致。

图 15 为正常情况下各位置裂纹应力强度因子。绕组关节处(裂纹 A、B、C)裂纹应力强度因子较大,其中关节处正面的最大,最易发生裂纹扩展。图 16

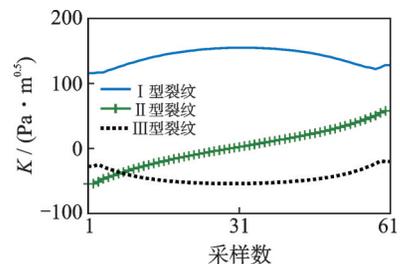


图 14 各类型裂纹应力强度因子

Fig.14 Crack stress intensity factor of each type

为位置A在各工况下裂纹应力强度因子。偏心后应力强度因子增大,且偏心程度越大,应力强度因子越大。各位置及工况下的应力强度因子变化情况与应力变化情况一致,与理论模型相吻合。

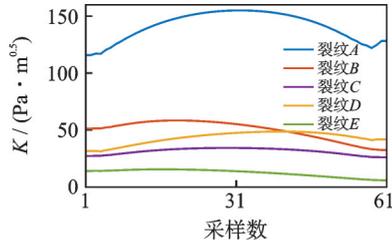


图15 各位置裂纹应力强度因子

Fig.15 Crack stress intensity factor at each location

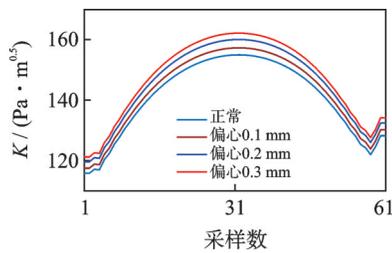


图16 各工况下裂纹应力强度因子

Fig.16 Crack stress intensity factor under each condition

3 实验验证

实验中难以直接测得端部绕组的受力情况,可通过电磁力作用下的绕组振动反映其受力情况,作用力与振动应为同频对应关系^[10]。

实验设置如图17所示,驱动电机通过联轴器带动发电机运转,旋转速度由变频器控制,发出的电能通过负载箱转换为热能散出。偏心设定由4枚垫片完成,即将4枚相同厚度的垫片插入两端的轴承座中(每个轴承座插入2枚),垫片厚度有0.1、0.2和0.3 mm这3种,分别模拟偏心0.1、0.2和0.3 mm这3种故障情况。正常情况下无垫片,故实验中存在正常与偏心0.1、0.2和0.3 mm这4种工况。

振动的测定由加速度传感器实现,测定的信号通过采集仪转换后输入计算机处理,偏心故障前后端部绕组振动结果如图18所示。正常情况下端部绕组存在100 Hz(二倍频)的振动,发生偏心故障不改变其频率成分,但会增大绕组振动幅值,偏心程度越大,端部绕组振动幅值越大。值得注意的是,绕组电磁力的直流分量只能造成端部绕组的变形,而不会产生对应频率的振动,实验结果很好地验证了部分理论模型与有限元计算的正确性。

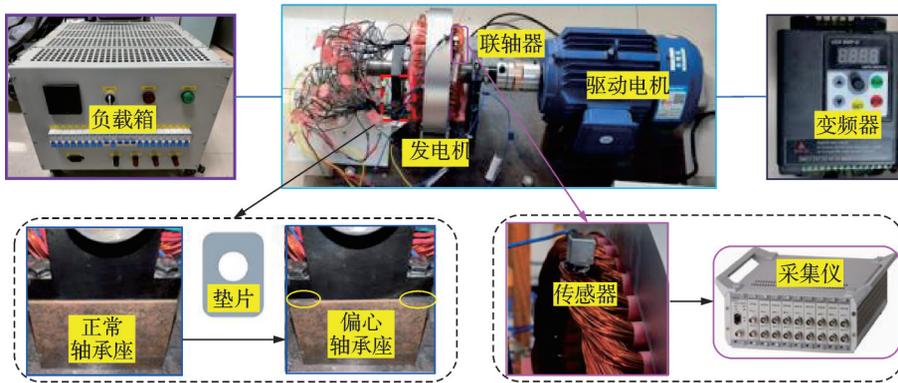


图17 实验设置

Fig.17 Experimental setup

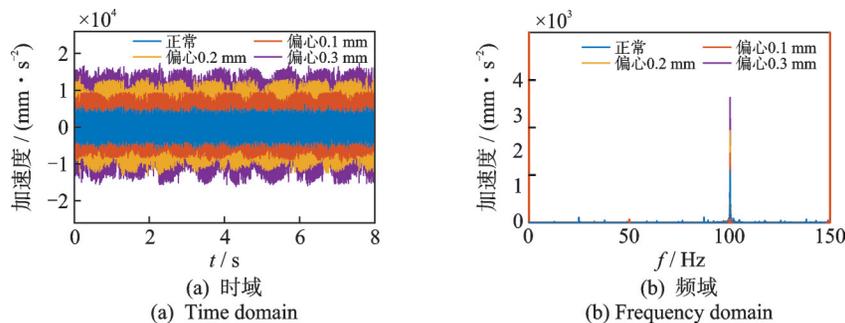


图18 偏心故障前后端部绕组振动

Fig.18 Vibration of end winding before and after eccentric fault

4 结 论

1) 正常情况下,各绕组的电磁力幅值大致相同。静偏心故障导致电磁力幅值发生变化,使其分布不均匀,故障程度越深,变化越大,但偏心不改变端部绕组电磁力及振动的频率成分。

2) 端部绕组绝缘关节处(尤其是正面)应力最大,各位置及各工况下的应力比相差不大,应力幅值对裂纹扩展存在更大影响,最大应力随着偏心故障程度的增大而增大。

3) 端部绕组最易发生张开型(I型)裂纹扩展,绝缘关节处(尤其是正面)应力强度因子幅值最大,并随着偏心故障程度的增加而增大。

参 考 文 献

- [1] SINGH E, SARAYGORD A S, LIANG X H. Wind turbine optimal preventive maintenance scheduling using fibonacci search and genetic algorithm[J]. Journal of Dynamics, Monitoring and Diagnostics, 2023, 2(3): 157-169.
- [2] 苏营. 大型汽轮发电机绝缘热交换与热损伤研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2020.
- [3] 何玉灵, 张文, 张钰阳, 等. 发电机定子匝间短路对绕组电磁力的影响[J]. 电工技术学报, 2020, 35(13): 2879-2888.
- HE Yuling, ZHANG Wen, ZHANG Yuyang, et al. Effect of stator inter-turn short circuit on winding electromagnetic forces in generators[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2020, 35(13): 2879-2888.(in Chinese)
- [4] LETAL J, SATMOKO B, MANIK N, et al. Stator end-winding vibration in two-pole machines: avoiding generator failure[J]. IEEE Industry Applications Magazine, 2020, 26(6): 29-39.
- [5] 王颀, 王惠, 赵洋, 等. 大型汽轮发电机定子端部绕组的数字化建模及振动特性分析[J]. 振动与冲击, 2023, 42(7): 143-153.
- WANG Ting, WANG Hui, ZHAO Yang, et al. Digital mechanism modeling and vibration characteristic analysis for stator end winding of large turbo-generator[J]. Journal of Vibration and Shock, 2023, 42(7): 143-153.(in Chinese)
- [6] 包小涵. 基于几何参数的大型汽轮发电机定子端部绕组结构研究[D]. 重庆: 重庆邮电大学, 2020.
- [7] KIMURA K, KANEDA Y. The role of microscopic defects in multistress aging of micaceous insulation[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 1995, 2(3): 426-432.
- [8] 骆东松, 胡晓盼. 低压电机定子绝缘老化应力分析及

寿命预测的研究[J]. 舰船电子工程, 2021, 41(8): 173-176, 179.

LUO Dongsong, HU Xiaopan. Research on stress analysis and life prediction of stator insulation of low-voltage motor[J]. Ship Electronic Engineering, 2021, 41(8): 173-176, 179.(in Chinese)

- [9] ZHANG H J, ZHANG M J, WANG X. Fracture failure analysis of insulation with initial crack defect for stator end-winding in induction motor by using magnetic-structural coupling model[J]. Engineering Failure Analysis, 2023, 149: 107239.
- [10] HE Y, DAI D, XU M, et al. Experimental simulation and electromechanical characterization of dynamic air gap eccentricity faults in PMSG[J]. IEEE Transactions on Electrical and Electronic Engineering, 2023, 18(12): 1903-1913.
- [11] 李剑立, 武玉才, 卢伟甫. 水轮发电机机电故障的轴电压特征分析及诊断[J]. 电机与控制学报, 2023, 27(9): 10-18.
- LI Jianli, WU Yucui, LU Weifu. Shaft voltage characteristics analysis and diagnosis of hydro-generator electromechanical faults[J]. Electric Machines and Control, 2023, 27(9): 10-18. (in Chinese)
- [12] 何玉灵, 孙凯, 孙悦欣, 等. 气隙轴向静偏心对发电机定子-绕组受载及振动的影响[J]. 振动工程学报, 2022, 35(3): 745-759.
- HE Yuling, SUN Kai, SUN Yuexin, et al. Impact of axially static air-gap eccentricity on load and vibration of stator-winding system in generator[J]. Journal of Vibration Engineering, 2022, 35(3): 745-759.(in Chinese)
- [13] XU M X, HE Y L, ZHANG W, et al. Impact of radial air-gap eccentricity on stator end winding vibration characteristics in DFIG[J]. Energies, 2022, 15(17): 6426.
- [14] 张明杰. 含初始缺陷的交流电机定子绝缘损伤强度分析与仿真研究[D]. 襄阳: 湖北文理学院, 2023.



第一作者简介:代德瑞,男,1998年9月生,博士生。主要研究方向为电机特性分析、检测与失效预防。曾发表《Effect of static/dynamic air-gap eccentricity on stator and rotor vibration characteristics in doubly-fed induction generator》(《IET Electric Power Applications》2022, Vol.16, No.11)等论文。

E-mail: daiderui123@163.com

通信作者简介:何玉灵,男,1984年7月生,博士、教授、博士生导师。主要研究方向为电机特性分析、检测与失效预防。E-mail: heyuling1@163.com