

永磁发电机动偏心故障下关键部件振动特性*

何玉灵^{1,2,3}, 代德瑞^{1,2}, 徐明星^{1,2}, 张文^{1,2}, 万书亭^{1,2}, 唐贵基^{1,2},
慈铁军^{1,2}

(1. 华北电力大学河北省电力机械装备健康维护与失效预防重点实验室 保定, 071003)

(2. 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)

(3. 华北电力大学苏州研究院 苏州, 215123)

摘要 针对永磁同步发电机气隙动偏心故障下关键部件振动特性研究不足的问题, 提出便捷经济的发电机动偏心实验模拟方案, 分析发电机定子、定子绕组与转子在动偏心故障前后的振动特性。首先, 通过建立理论解析模型, 揭示动偏心对定子单位面积磁拉力、绕组电磁力与转子不平衡磁拉力及相关部件振动特性的影响机理; 其次, 构建有限元模型并进行电磁与谐响应分析, 阐明定子、绕组及转子的激振力与振动响应特性; 然后, 搭建基于轴承内圈更换的动偏心实验模拟装置并进行关键部件的振动测试, 实现不同偏心程度下的实验验证; 最后, 对理论、仿真与实验结果进行对比验证, 三者结论一致。结果表明: 正常情况下定子单位面积磁拉力与绕组电磁力频率成分主要为直流与二倍频, 定子及端部绕组的振动频率成分主要为二倍频, 转子因无不平衡磁拉力激励故无振动; 但动偏心故障下定子单位面积磁拉力与绕组电磁力及二者的振动响应会产生原频率加减转子转频的边带频率成分, 而转子受到方向不断变化的不平衡磁拉力, 产生频率为转频的振动, 且关键部件的受力及振动幅值随着偏心程度的增大而增大。

关键词 永磁同步发电机; 动偏心; 关键部件; 振动特性; 频率成分

中图分类号 TM313; TH113.1

引言

气隙偏心是大容量海上永磁风力发电机最常见的机械故障之一, 一般可分为气隙静偏心、动偏心与混合偏心^[1]。发生气隙偏心故障会加大机组的噪声与振动^[2], 严重时会造成转子弯曲、绕组绝缘磨损甚至烧毁发电机。因此, 轻微故障的精准检测与故障程度的精确判断对防止事故发生具有重大意义。

研究人员在偏心故障的检测方面做了大量工作。Da等^[3]通过监测电机不同位置磁通量的变化, 可较准确地检测静偏心的程度与位置。万书亭等^[4]提出了一种基于环流特性的气隙偏心故障诊断方法。薛赛等^[5]基于偏心状态下定子电流信号的特征频率提取与识别, 实现了发电机偏心故障的诊断。发电机部件的振动信号蕴含着丰富信息, 谢颖等^[6]研究了同步发电机偏心故障对电磁振动的影响。孙悦欣^[7]对发电机三维气隙偏心下定子及其绕组的力学特性进行分析, 揭示了不同气隙偏心故障下的转

子多向受力情况^[8]。袁旭^[9]分析了偏心故障下永磁直驱式发电机转子不平衡磁拉力及振动情况。目前, 偏心故障的研究多为静偏心故障, 动偏心故障因实验模拟困难而受到较少关注, 尤其是动偏心故障下发电机的振动特征提取与抑制一般只限于理论与仿真^[10-11], 亟需开展发电机关键部件在动偏心故障前后的受力与振动特性研究。

笔者对永磁同步发电机关键部件在动偏心故障前后的振动特性进行理论推导、有限元分析与实验验证。该研究结果可为大型永磁风力发电机机组状态评估、故障诊断及关键部件失效预防提供参考。

1 理论分析

1.1 偏心前后的磁通密度

为简化分析, 假设: ①忽略定子铁心开槽的影响及端部效应的影响; ②忽略铁心饱和的影响; ③底座为刚性约束, 忽略定转子振动传递问题。

* 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(E2020502031); 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); 河北省研究生创新能力培养资助项目(CXZZBS2023149); 苏州市社会发展科技创新资助项目(SS202134)

收稿日期: 2023-06-01; 修回日期: 2024-04-22

发电机径向气隙磁通密度为气隙磁动势与磁导的乘积,其中,正常情况下的气隙磁动势为

$$f(\theta, t) = f_r(\theta, t) + f_s(\theta, t) = \sum_{\mu} F_{\mu} \cos(\mu p \theta - \mu \omega t - \phi_{\mu}) + \sum_{\nu} F_{\nu} \cos(\nu p \theta - \omega t - \phi_{\nu}) \quad (1)$$

其中: $f(\theta, t)$ 为合成磁势; $f_r(\theta, t)$ 和 $f_s(\theta, t)$ 分别为转子以及定子磁场产生的磁动势; μ 为转子谐波次数, $\mu=2k_1+1; k_1=0, 1, \dots; F_{\mu}$ 为转子 μ 次谐波磁动势幅值; ϕ_{μ} 为转子 μ 次谐波磁动势初相角; θ 为机械位置角; $\omega=2\pi f$,为电角速度; $f=50$ Hz; p 为极对数; ν 为定子绕组谐波次数, $\nu=6k_2+1; k_2=0, \pm 1, \pm 2, \dots; F_{\nu}$ 为定子绕组 ν 次谐波磁势幅值; ϕ_{ν} 为定子绕组 ν 次谐波磁动势初相角。

发电机动偏心的发生主要影响气隙磁导,不会对气隙磁动势产生影响。发电机气隙磁导的表达式为

$$\Lambda = \mu_0/g \quad (2)$$

其中: μ_0 为真空磁导率,近似为空气磁导率; g 为气隙长度值。

发电机气隙如图1所示。如图1(a)所示,正常情况下发电机定、转子的几何中心与旋转中心重合,气隙长度一致,为 g_0 。动偏心故障发生后,转子几何中心与气隙长度不断变化,如图1(b)所示。

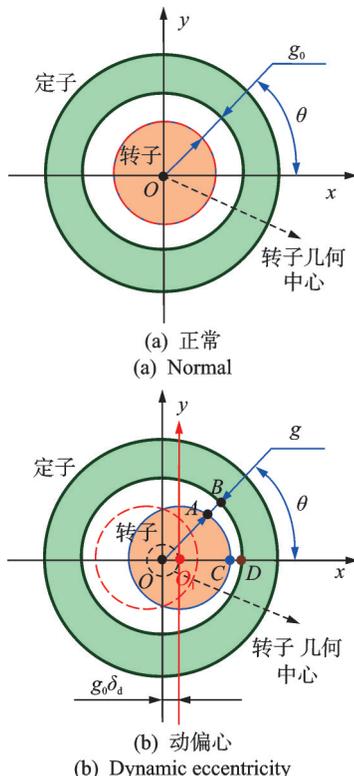


图1 发电机气隙

Fig.1 Air-gap of generator

动偏心故障前后的气隙长度表达式^[11]为

$$\begin{cases} g_n = g_0 \\ g_d = g_0 [1 - \delta_d \cos(\theta - \omega_r t - \phi_0)] \end{cases} \quad (3)$$

其中: g_n 和 g_d 分别为正常与动偏心故障下的气隙长度; ϕ_0 为最小气隙长度的初始位置; ω_r 为转子旋转角速度, $\omega_r=2\pi f_r; f_r$ 为转子转频; δ_d 为转子动偏心率。

将式(3)代入式(2),故障前后的气隙磁导为

$$\begin{cases} \Lambda_n = \Lambda_0 \\ \Lambda_d = \Lambda_0 + \Lambda_0 \delta_d \cos(\theta - \omega_r t - \phi_0) \end{cases} \quad (4)$$

其中: Λ_n 与 Λ_d 分别为正常与动偏心后的气隙磁导; Λ_0 为气隙磁导的常量部分。

$$B_n = \Lambda_0 \sum_{\mu} F_{\mu} \cos(\mu \omega t - \mu p \theta + \phi_{\mu}) + \Lambda_0 \sum_{\nu} F_{\nu} \cos(\omega t - \nu p \theta + \phi_{\nu}) \quad (5)$$

$$B_d = \Lambda_0 \sum_{\mu} F_{\mu} \cos(\mu \omega t - \mu p \theta + \phi_{\mu}) + \Lambda_0 \sum_{\nu} F_{\nu} \cos(\omega t - \nu p \theta + \phi_{\nu}) + \frac{\Lambda_0 \delta_d}{2} \sum_{\mu} F_{\mu} \cos((\mu \omega \pm \omega_r) t - (\mu p \pm 1) \theta + (\phi_{\mu} \pm \phi_0)) + \frac{\Lambda_0 \delta_d}{2} \sum_{\nu} F_{\nu} \cos((\omega \pm \omega_r) t - (\nu p \pm 1) \theta + (\phi_{\nu} \pm \phi_0)) \quad (6)$$

其中: B_n 和 B_d 分别为发电机在正常与动偏心故障下的气隙磁通密度。

根据式(5)、(6)可知,发电机正常运行时磁通密度只存在频率为 μf 的谐波分量,动偏心故障的发生会带来新的频率成分 $\mu f \pm f_r$ 。

1.2 发电机关键部件振动

发电机定子径向单位面积磁拉力^[12]为

$$q = B^2/2\mu_0 \quad (7)$$

其中: B 为发电机气隙磁通密度。

绕组电磁力的计算公式^[13]为

$$F_w = \int_0^l B_l i \cos(\alpha_l) \sin(\beta_l) dl = \int_0^l B_l [BLv/Z] \times \cos(\alpha_l) \sin(\beta_l) dl = \eta B^2 L l v / Z \quad (8)$$

其中: B_l 为发电机端部磁通密度,数值上为 B 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 为直线段绕组切割磁感线的速度; Z 为绕组的阻抗。

转子不平衡磁拉力为

$$\begin{cases} F_x = LR_r \int_0^{2\pi} q \cos \theta d\theta \\ F_y = LR_r \int_0^{2\pi} q \sin \theta d\theta \end{cases} \quad (9)$$

动偏心前后各参量频率成分变化如表 1 所示。在正常情况下,定子及定子绕组存在频率分量为 $(\mu_1 \pm \mu_2)f$ 的振动,转子无振动。动偏心故障的发生给定子及定子绕组带来 $(\mu_1 \pm \mu_2)f \pm f_r$ 的频率分量,给转子带来频率分量为 f_r 的振动。

表 1 动偏心前后各参量频率成分变化

Tab.1 The frequency components of each parameter change before and after the dynamic eccentricity

状态	磁通密度	定子单位面积磁拉力	绕组电磁力	转子不平衡磁拉力
正常	μf	$(\mu_1 \pm \mu_2)f$	$(\mu_1 \pm \mu_2)f$	—
动偏心	$\mu f, \mu f \pm f_r$	$(\mu_1 \pm \mu_2)f, (\mu_1 \pm \mu_2)f \pm f_r$	$(\mu_1 \pm \mu_2)f, (\mu_1 \pm \mu_2)f \pm f_r$	f_r

发电机关键部件结构模型如图 2 所示。定子为壳体,固定在底座,径向单位面积磁拉力使定子有向内收缩的趋势,引起其径向振动。定子绕组直线段固定于定子槽,端部悬空,主要受到径向电磁力作用,故绕组端部可视为一个方向铰链支撑,另一个方向受迫振动的模型。转子固定在轴承座,正常情况下所受各方向径向磁拉力大小一致,处于平衡状态,动偏心后会受到方向时刻改变的不平衡磁拉力而产生振动。三者的受力情况转换为如图 3 所示的关键部件力学模型。

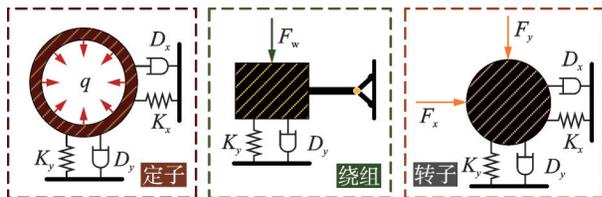


图 2 关键部件结构模型

Fig.2 Structural model of key components

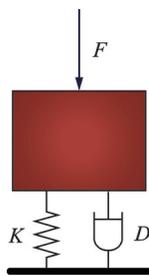


图 3 关键部件力学模型

Fig.3 Mechanical model of key components

系统动力学方程为

$$\begin{cases} m \{y''(t)\} + D \{y'(t)\} + K \{y(t)\} = \{F(t)\} \\ a = y''(t) \end{cases} \quad (10)$$

其中: m 为质量矩阵; D 为系统径向阻尼矩阵; K 为系统径向刚度矩阵; $y(t)$ 为单位质量点的位移; $y'(t)$ 为速度; a 与 $y''(t)$ 为加速度; $F(t)$ 为系统的激振力,即定子单位面积磁拉力、绕组电磁力与转子不平衡

磁拉力。

笔者以振动加速度响应结果为分析对象,由式(10)可知,振动频率分量与激振力频率分量一致。

2 有限元分析

2.1 模型设置

有限元分析模型基于一台 3 kW 的永磁同步风力发电机,发电机的关键参数如表 2 所示。有限元分析过程中的主要假设为:①发电机材料均匀且各向同性;②转子几何形状光滑;③实际结构视为连续介质,而非离散原子或分子。

表 2 发电机的关键参数

Tab.2 The key parameters of the generator

参数	数值	参数	数值
额定容量/kW	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

正常发电机三维模型在软件中画出,不同偏心程度的发电机模型由软件自带的偏心模块设置完成。具体设置为:发电机旋转时中心轴线不动,转子、转轴与永磁体等旋转部件向 x 轴正向移动 0.1、0.2 和 0.3 mm,分别模拟发电机动偏心 0.1、0.2 和 0.3 mm 的情况。有限元分析设置如图 4 所示。图 4(a)为电磁模型,设发电机转速为 750 r/min,终止时刻为 0.32 s,步长为 0.2 ms。电磁模型计算完成后进行谐响应分析。图 4(b)为谐响应分析设置,将定子底座与轴承外圈固定,转子与轴承内圈为绑定接触。发电机关键部件振动响应测点分别为定子外壳上端、绕组端部与转子某点,计算过程中选用四面体网格,频率计算范围为 0~150 Hz,计算结果用加速度表示。

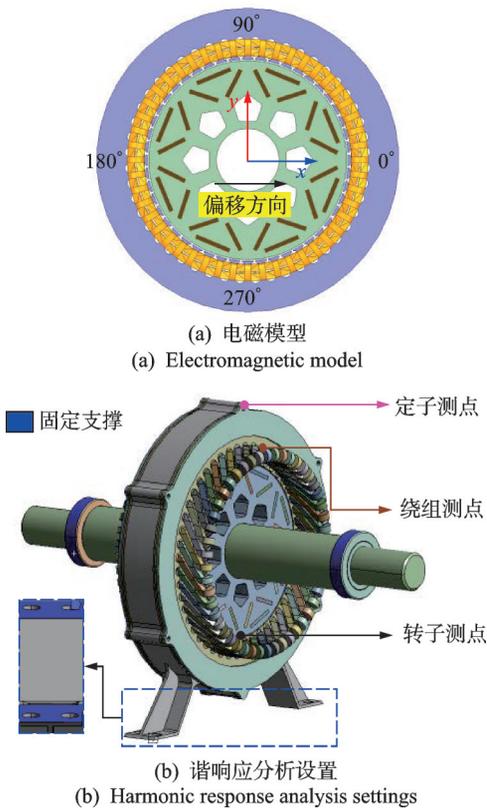


图4 有限元分析设置

Fig.4 Finite element analysis setup

2.2 结果与讨论

动偏心故障前后的气隙磁通密度如图5所示。有限元计算完成后在发电机气隙中心画一个圆,输入磁通密度的公式,计算气隙磁通密度的分布,导出从0°~360°的磁通密度空间分布。发电机动偏心后运行至终止时刻的位置都靠近0°处,此时0°~90°与270°~360°的气隙长度相对于正常情况下减小,故这2处气隙磁通密度(绝对值)增大。反之,90°~270°气隙磁通密度减小,如图5(a)所示。如图5(b)所示,发电机时域图呈现不同工况的气隙磁通密度幅值相对大小交替变化的情况,从侧面验证了磁通密度随着气隙的减小(增大)而增大(减小)。由图5(c)可知,动偏心故障的发生给发电机磁通密度带来了新的频率成分,在原频率的基础上加减转子的旋转频率 f_r (12.5 Hz)。

图6为动偏心故障前后的定子单位面积磁拉力及响应。在发电机定子上设定非模型点,输入单位面积磁拉力公式,得到定子单位面积磁拉力曲线,如图6(a)所示。由图6(b)~(c)可知,发电机正常情况下定子单位面积磁拉力及振动加速度响应只存在0、100、200 Hz等成分,发生动偏心故障后,定子磁拉力与振动幅值增大,且新增了较为明

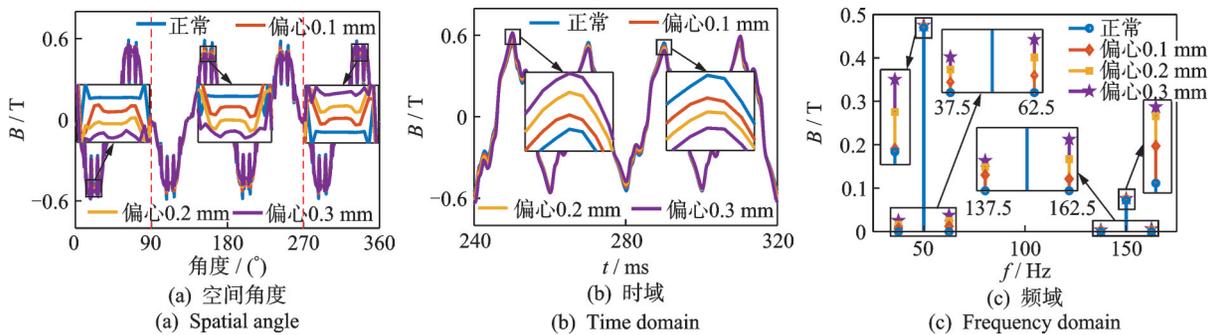


图5 动偏心故障前后的气隙磁密

Fig.5 Air gap magnetic flux density before and after dynamic eccentricity fault

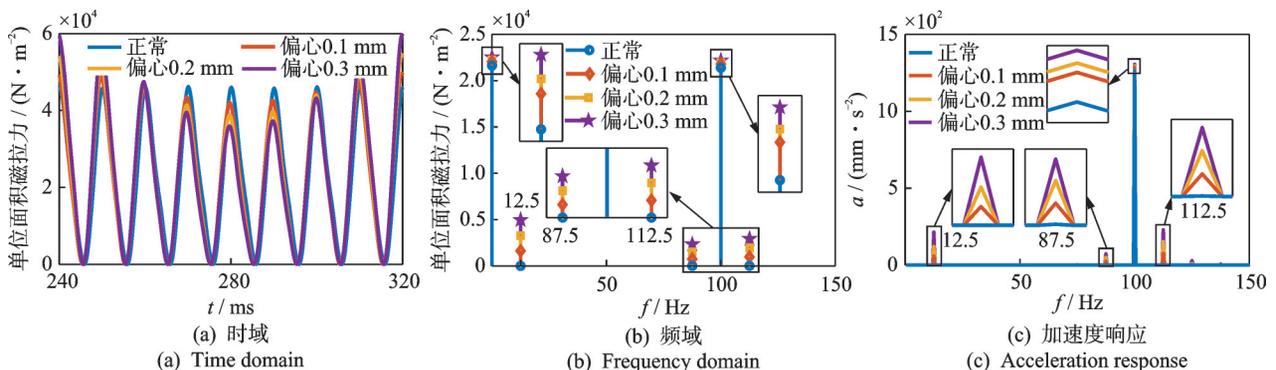


图6 动偏心故障前后的定子单位面积磁拉力及响应

Fig.6 Stator magnetic pull per unit area and acceleration response before and after dynamic eccentricity fault

显的 12.5、87.5 和 112.5 Hz 等边带频率成分,符合理论分析结果,且故障程度越深,特征频率成分幅值越大。

图 7 为动偏心故障前后的定子绕组电磁力及响

应。动偏心故障的发生会使绕组电磁力及振动响应产生原频率加减 f_r 的新频率成分,且故障前后的频率成分及幅值变化与定子振动响应一致,如图 7(b)、(c)所示。

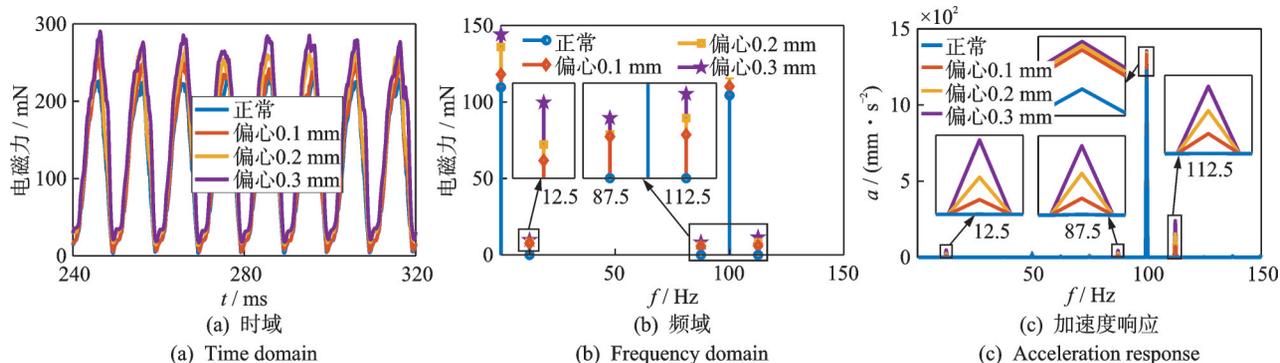


图 7 动偏心故障前后的定子绕组电磁力及响应

Fig.7 Stator winding electromagnetic force and acceleration response before and after dynamic eccentricity fault

图 8 为动偏心故障前后的转子不平衡磁拉力及响应。如图 8(a)所示,转子不平衡磁拉力在正常情况下为 0,而动偏心的发生使转子受到方向不断改变的不平衡磁拉力作用。如图 8(b)所示,不

平衡磁拉力频率成分为 12.5 Hz,转子振动响应频率成分与不平衡磁拉力相符,也为 12.5 Hz,且其幅值随着故障程度的增大而增大,如图 8(c)所示。

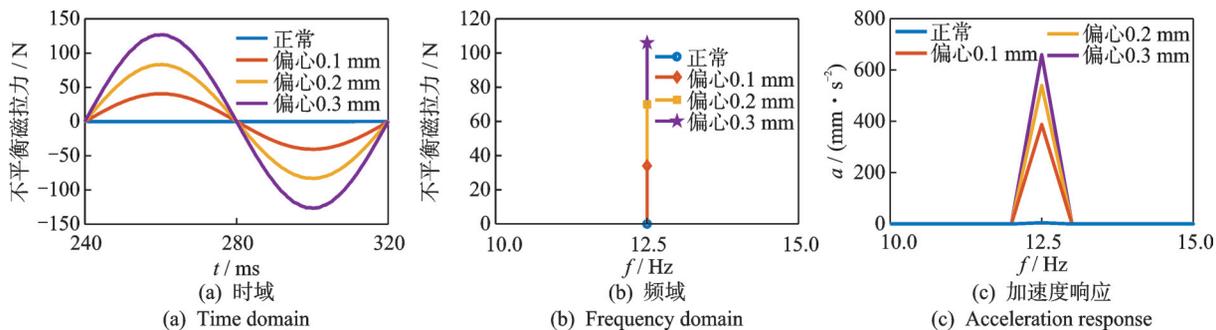


图 8 动偏心故障前后的转子不平衡磁拉力及响应

Fig.8 Unbalanced magnetic pull of rotor and acceleration response before and after dynamic eccentricity fault

3 实验验证

3.1 实验设置

图 9 为正常与偏心内圈示意图。本研究的发电机动偏心实验模拟方案通过更换轴承实现。轴承通常由内圈、外圈、滚动体和保持架 4 个部件组成。为了模拟动偏心故障,将正常轴承的内圈替换为偏心内圈。正常轴承内圈的外轮廓与内轮廓中心重合,如图 9(a)所示,而偏心内圈的外轮廓保持不变(与滚动体保持接触),但内轮廓在特定方向上偏移,偏移距离为动偏心的程度,如图 9(b)所示。偏心内圈由 3D 打印完成,材料为树脂,从而获取表面光滑且

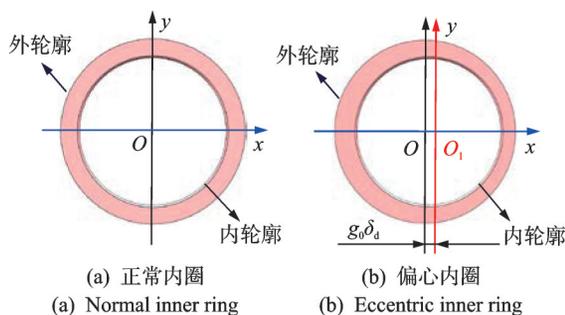


图 9 正常与偏心内圈

Fig.9 Normal and eccentric inner ring

精确度较高的成品。

将正常轴承拆卸并重新组装,在此过程中轴承的保持架会被损坏,拆卸完成后保留外圈和滚动体,

并使用新的保持架和偏心内圈来组装偏心轴承。将偏心轴承安装在发电机两端轴承座来模拟动偏心故障。实验选择的偏心程度分别为 0.1、0.2 和 0.3 mm，与有限元分析一致。实验设置如图 10 所示。

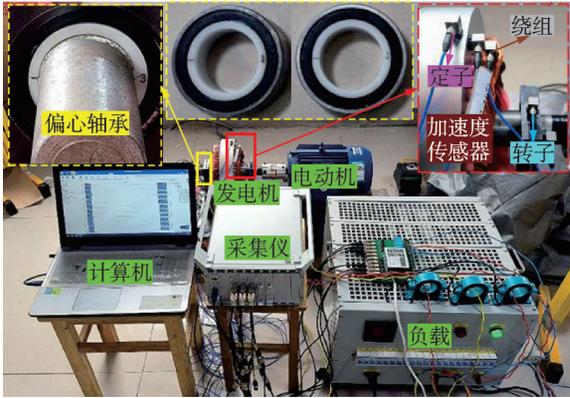


图 10 实验设置

Fig.10 Experimental setup

测量对象为自行设计制造的 4 对极永磁同步发电机。发电机由电动机驱动,变频器调速,通过更换不同的偏心轴承来控制动偏心故障的程度。分别在定子、定子端部绕组与转子轴承座上安装加速度传感器以捕捉发电机关键部件振动信号,再将其传输

到数据采集仪,由计算机进一步处理。定子和绕组与有限元分析测点一致,但因转子作为旋转部件,无法直接测量其振动情况,故将加速度传感器安装在转子轴承座上,以测量转子振动情况。

3.2 结果与讨论

动偏心故障前后关键部件振动时域图和频域图分别如图 11、12 所示。

如图 11(a)(b)所示,正常情况下定子及绕组存在一定的振动,动偏心加大了振动的幅值。如图 11(c)所示,正常情况下转子存在微弱的振动,这通常是由定子振动传递、制造缺陷与装配误差导致的,动偏心故障的发生使转子振动幅值激增。

如图 12(a)所示,正常情况下定子只有 100 Hz (二倍频)的振动,动偏心故障会使定子振动幅值增大,并带来了新增频率成分 (12.5、87.5 和 112.5 Hz)。偏心程度越大,定子振动及其特征频率的幅值越大。如图 12(b)所示,动偏心前后定子端部绕组的振动频率分量及变化与定子基本一致。动偏心故障下转子振动的主要频率成分为 12.5 Hz (转子转频 f_r),转子振动与特征频率幅值随着故障程度的增大而增大,如图 12(c)所示。关

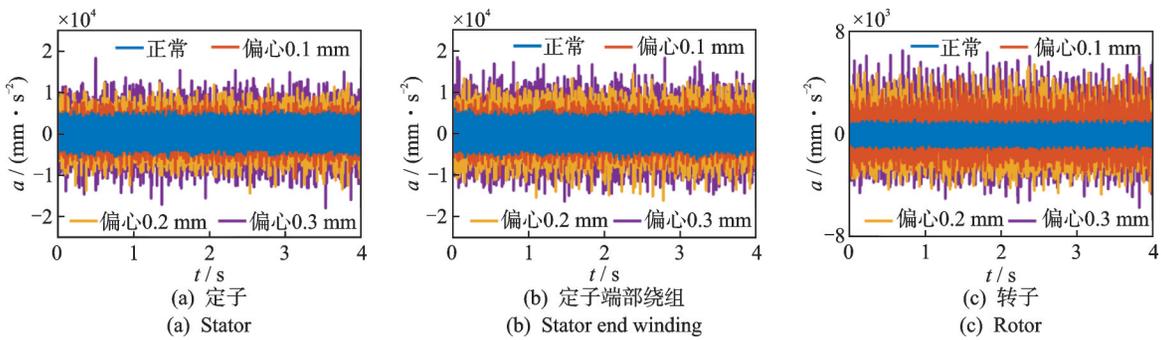


图 11 动偏心故障前后关键部件振动时域图

Fig.11 Time domain of key components vibration before and after dynamic eccentricity fault

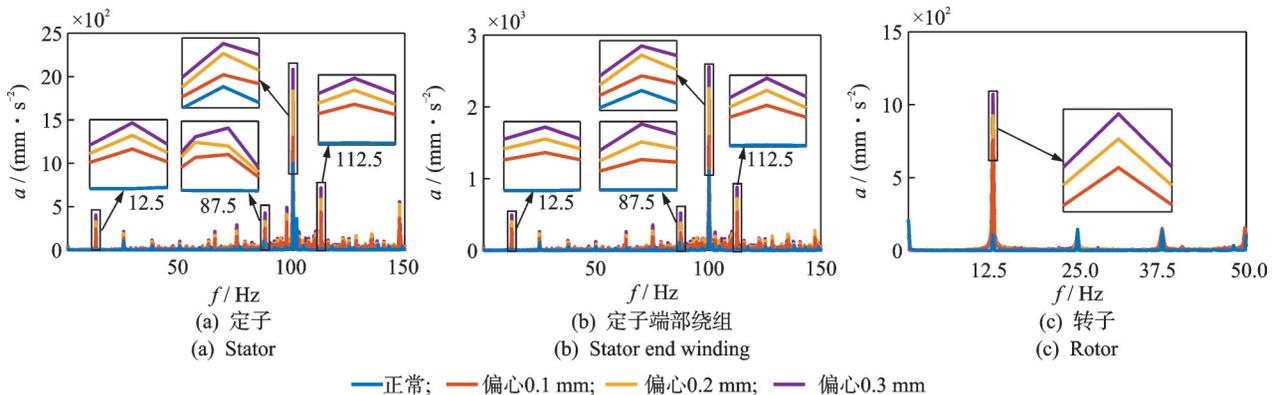


图 12 动偏心故障前后关键部件振动频域图

Fig.12 Frequency domain of key components vibration before and after dynamic eccentricity fault

键部件振动实验结果同理论分析与有限元计算结果相符合。

将各工况下的关键部件有限元分析结果与实验得到的振动频域结果进行对比,表3为关键部件振动频域对比。其中:括号外数字为有限元分析结果(对应图6(c)、7(c)和8(c));括号内数字为实验结果(对应图12)。根据表3可知,发电机关键部件的

振动幅度均随着动偏心的增大而增大,有限元分析与实验振动频率及趋势一致,但具体幅值存在明显差异。各工况下的实验振动幅值均大于有限元分析,这主要是由于二者的固定约束方式有差异造成的。虽然有限元分析与实验固定处一致,但实验中定转子都固定在底座上,振动相互影响,故实验中的振动偏大。

表3 关键部件振动频域对比

Tab.3 Vibration frequency domain comparison of key components

参量	工况	f/Hz				
		12.5	87.5	100	112.5	趋势
定子振动加速度/ (mm·s ⁻²)	正常	—	—	1 263(1 000)	—	—
	偏心0.1 mm	59(243)	24(248)	1 288(1 299)	75(436)	增大
	偏心0.2 mm	120(326)	49(305)	1 295(1 833)	152(587)	增大
	偏心0.3 mm	214(403)	73(427)	1 306(2 084)	229(717)	增大
绕组振动加速度/ (mm·s ⁻²)	正常	—	—	1 227(1 110)	—	—
	偏心0.1 mm	10(297)	11(244)	1 332(1 587)	71(532)	增大
	偏心0.2 mm	24(402)	27(382)	1 344(2 258)	153(724)	增大
	偏心0.3 mm	48(495)	45(522)	1 354(2 558)	240(880)	增大
转子振动加速度/ (mm·s ⁻²)	正常	—	—	—	—	—
	偏心0.1 mm	388(757)	—	—	—	增大
	偏心0.2 mm	540(924)	—	—	—	增大
	偏心0.3 mm	660(1 070)	—	—	—	增大

为了对比不同方法下各工况的振动情况,将理论分析、有限元分析与实验测试的动偏心前后特征频率的幅值变化进行对比。以12.5 Hz为例,取偏心

程度为0.3 mm时的频率幅值增量为100%,3种方式得到的关键部件振动特征频率增量对比如图13所示。

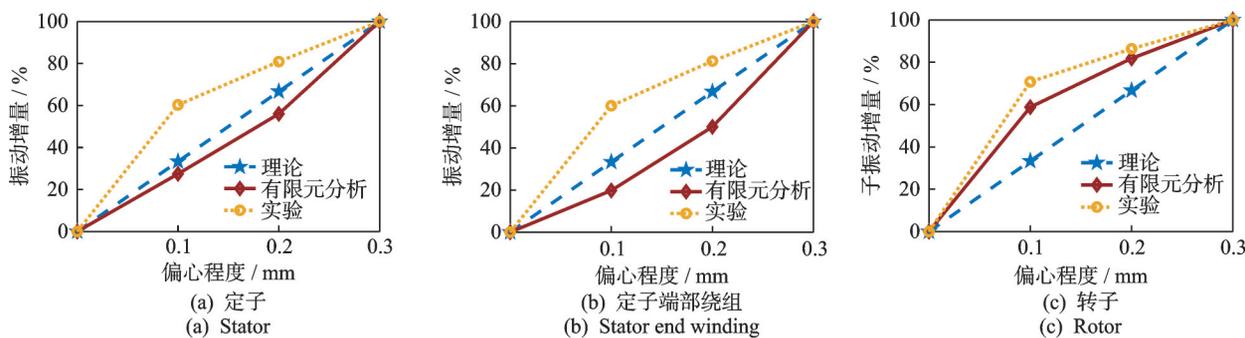


图13 关键部件振动特征频率增量对比

Fig.13 Comparison of vibration characteristic frequency increment of key components

图13表明:理论分析过程中忽略了齿槽效应、激振力幅值微小项与阻尼、刚度的非线性问题,故幅值增量为直线;有限元分析过程中考虑的影响因素较多,幅值非线性增长;实验过程受多方面影响,故距离理论分析结果偏离得更多。3种分析方法下的频率幅值增量有一定差别,但总体趋势一致,都随着故障程度的增加而增大。这说明理论、仿真与实验结果一致,验证了笔者提出的动偏心机组设置方法的可靠性与结论的准确性。

4 结论

1) 正常情况下,定子单位面积磁拉力与绕组电磁力频率成分为 $(\mu_1 \pm \mu_2)f$,定子及端部绕组振动频率为与受力相对应的偶次倍频成分,主要为二倍频;动偏心故障的发生会给定子及绕组的受力与振动响应带来 $(\mu_1 \pm \mu_2)f \pm f$ 新频率成分。

2) 正常情况下转子不平衡磁拉力为0,转子存在由定子振动传递、制造缺陷与装配误差导致的轻微振动。动偏心故障下转子将受到方向不断变化的

不平衡磁拉力作用而产生振动,磁拉力与振动的频率分量为 f_r (12.5 Hz)。

3) 动偏心程度越大,发电机定子、定子绕组与转子的受力幅值越大,振动幅值及特征频率幅值也越大,可通过对发电机3个关键部件进行特征频率监测,以提高故障诊断精度。

4) 提供了便捷经济的发电机动偏心实验模拟方案,该研究结果可为永磁同步发电机的健康监测与运行状态评估提供参考,提高风电机组运行的可靠性。

参 考 文 献

- [1] HE Y L, XU M X, XIONG J, et al. Effect of 3D unidirectional and hybrid SAGE on electromagnetic torque fluctuation characteristics in synchronous generator[J]. IEEE Access, 2019, 7: 100813-100823.
- [2] 张存, 沈意平, 阳雪兵, 等. 气隙偏心下永磁风力发电机定子电磁振动特性分析[J]. 电机与控制应用, 2022, 49(4): 53-59.
ZHANG Cun, SHEN Yiping, YANG Xuebing, et al. Electromagnetic vibration characteristics analysis of permanent magnet wind generator under air gap eccentricity [J]. Electric Machines & Control Application, 2022, 49(4): 53-59. (in Chinese)
- [3] DA Y, SHI X D, KRISHNAMURTHY M. A new approach to fault diagnostics for permanent magnet synchronous machines using electromagnetic signature analysis[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 28(8): 4104-4112.
- [4] 万书亭, 何玉灵, 唐贵基, 等. 发电机气隙偏心时定子并联支路的环流特性分析[J]. 高电压技术, 2010, 36(6): 1547-1553.
WAN Shuting, HE Yuling, TANG Guiji, et al. Analysis on stator circulating current characteristics under eccentricity faults of turbo-generator[J]. High Voltage Engineering, 2010, 36(6): 1547-1553. (in Chinese)
- [5] 薛赛, 贺青川, 潘骏, 等. 基于GA-SVM的永磁同步电机动态偏心故障诊断[J]. 组合机床与自动化加工技术, 2022, 583(9): 99-103.
XUE Sai, HE Qingchuan, PAN Jun, et al. Research on dynamic eccentricity fault diagnosis method of permanent magnet synchronous motor based on GA-SVM[J]. Modular Machine Tool & Automatic Manufacturing Technique, 2022, 583(9): 99-103. (in Chinese)
- [6] 谢颖, 刘海东, 李飞, 等. 同步发电机偏心与绕组短路故障对磁场及电磁振动的影响[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2017, 48(8): 2034-2043.
XIE Ying, LIU Haidong, LI Fei, et al. Effect of rotor eccentricity and stator short circuit faults on magnetic field and electromagnetic vibration characteristics of synchronous generator[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2017, 48(8): 2034-2043. (in Chinese)
- [7] 孙悦欣. 发电机三维气隙偏心下定子及其绕组的力学特性分析[D]. 北京: 华北电力大学, 2020.
- [8] 邓玮琪. 发电机在不同气隙偏心故障下的转子多向受力分析[D]. 北京: 华北电力大学, 2017.
- [9] 袁旭. 永磁直驱风力发电机不平衡磁拉力及振动分析[D]. 沈阳: 东北大学, 2015.
- [10] 张金剑, 张雷克, 吴嵌嵌, 等. 动静偏心电磁激励下水电机组碰摩转子-轴承系统弯扭耦合振动特性分析[J]. 振动与冲击, 2021, 40(12): 236-245.
ZHANG Jinjian, ZHANG Leike, WU Qianqian, et al. Coupled bending-torsional vibration characteristics analysis for a rotor-bearing system with rub-impact of hydraulic generating set under both dynamic and static eccentric electromagnetic excitation[J]. Journal of Vibration and Shock, 2021, 40(12): 236-245. (in Chinese)
- [11] 唐贵基, 邓玮琪, 何玉灵. 不同种类气隙偏心故障对汽轮发电机转子不平衡磁拉力的影响[J]. 振动与冲击, 2017, 36(15): 1-8.
TANG Guiji, DENG Weiqi, HE Yuling. Effect of different kinds of air-gap eccentricity faults on rotor UMP of a turbo-generator [J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(15): 1-8. (in Chinese)
- [12] HE Y L, DAI D R, XU M X, et al. Effect of static/dynamic air-gap eccentricity on stator and rotor vibration characteristics in doubly-fed induction generator [J]. IET Electric Power Applications, 2022, 16(11): 1378.
- [13] HE Y L, XU M X, ZHANG W, et al. Impact of stator interturn short circuit position on end winding vibration in synchronous generators [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2021, 36(2): 713-724.



第一作者简介: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。曾发表《气隙轴向静偏心对发电机定子-绕组受载及振动的影响》(《振动工程学报》2022年第35卷第3期)等论文。
E-mail: heyuling1@163.com

通信作者简介: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。
E-mail: daiderui123@163.com