

励磁绕组短路下关键运行参数差异对汽轮发电机转子动力学特性的影响

张 文¹, 何玉灵¹, 袁兴华¹, 徐明星¹, 唐贵基¹, 王晓龙¹, 李俊卿²

(1. 华北电力大学机械工程系暨河北省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;

2. 华北电力大学电力工程系, 河北 保定 071003)

摘要: 分析了励磁绕组短路下, 关键运行参数差异对汽轮发电机转子动力学特性的影响。关键运行参数包括短路程度、短路位置, 以及电机负载率; 转子动力学特性包括转子不平衡磁拉力激励特性、径向振动响应特性, 以及转子铁芯动力学响应规律。基于柔性转子不平衡磁拉力激励与振动响应的理论分析、有限元仿真计算, 以及动模试验来探索不同运行参数造成动力学特性差异的规律。结果表明: 正常情况下转子不平衡磁拉力趋于零, 转子振动以常规基频和定子传递过来的各偶次倍频为主; 励磁绕组匝间短路下, 转子不平衡磁拉力及其振动响应将产生新的奇次倍频成分, 且通频振动幅值增大。随着短路程度或负载的增加, 转子不平衡磁拉力与振动响应的基频将增大; 短路位置越靠近大齿处, 转子不平衡磁拉力与振动幅值越大; 转子铁芯大齿的外表面和内槽表面沿边为动力学响应的危险位置。

关键词: 转子动力学特性; 汽轮发电机; 运行参数差异; 励磁绕组匝间短路; 不平衡磁拉力

中图分类号: O347.6; TH165+.3; TM341 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2023)04-1156-13

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2023.04.029

1 概 述

励磁绕组匝间短路是汽轮发电机一种常见的电气故障。一方面发电机生产安装操作不规范或大修时金属异物遗留在机组内磨损划伤励磁绕组绝缘, 均会引发励磁绕组匝间短路故障^[1]; 另一方面励磁绕组在长期服役过程中受到电应力、机械应力和热应力的共同作用也会造成励磁绕组发生匝间短路^[2]。轻微的励磁绕组匝间故障下发电机仍能“带病运行”, 但随着匝间短路程度的发展, 将会导致短路点局部过热, 绝缘烧毁接地, 甚至会造成转子烧损^[3]。

鉴于励磁绕组匝间短路的高频性、高危害性, 且转子振动包含丰富的故障信息, 学者们对其动力学特性开展了大量的研究。正常情况下发电机转子在 x 和 y 方向所受不平衡磁拉力为零, 因此理论上转子无径向振动^[4], 但受到转子不平衡激励频率和定子振动传递影响, 转子振动将以常规基频和各偶次谐波为主。

励磁绕组匝间短路将会引起气隙磁场发生畸

变^[5], 分布不均匀的气隙磁场将会在转子上激发不平衡磁拉力^[6-13]。文献[6]考虑了饱和、高次谐波及结构等因素的影响, 发现励磁电流达到一定程度后不平衡磁拉力随着发电机有功输出的增大而增大。文献[7]研究表明不同极对数和定子绕组形式的发电机将会对励磁绕组匝间短路后转子不平衡磁拉力的谐波特征产生影响。文献[8]对故障时气隙磁场进行解析计算得出转子不平衡磁拉力, 发现短路匝数和转子不平衡磁拉力呈近似的线性正相关关系。文献[9]研究表明负载运行时, 转子匝间短路故障引发的转子不平衡磁拉力将会诱发发电机振动状态突然恶化。文献[10]发现不平衡磁拉力将会激发转子产生与机械旋转频率同频的振动, 可作为诊断发电机励磁绕组故障的依据之一。文献[11]基于励磁绕组匝间短路故障后转子的振动特征, 开发了基于振动信号的汽轮发电机转子故障诊断专家系统。文献[12]对转子匝间短路故障后转子的振动特性进行了深入研究, 揭示了转子振动特征与正常运行工况下的区别, 可为该类故障的监测提供依据。文献[13]基于转子振动特征的参考振幅和相位信息来诊断转子绕组匝间短路故障, 有助于提高故障诊断的灵敏

收稿日期: 2022-09-26; 修订日期: 2023-02-06

基金项目: 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); 中央高校基本科研业务费专项基金资助项目(2020MS114); 河北省第三批青年拔尖人才支持计划项目([2018]-27)。

性和可靠性。此外,发电机在运行过程中常常会遇到质量不平衡和气隙偏心问题,为了减少由于故障判断失误引起的损失,学者们针对励磁绕组匝间短路、质量不平衡和气隙偏心下的转子振动典型征兆和区分方法做了大量研究^[4,14-15],如表1所示。上述研究为基于转子振动特性的发电机励磁绕组匝间短路的故障监测与诊断奠定了坚实基础。

表1 励磁绕组匝间短路与其他故障之间的转子振动差异

Tab. 1 Rotor vibration difference between FISC and other faults

故障类别	振动主频率成分	振幅变化情况	区分方法
绕组短路	基频	随着短路程度、位置和负载率的变化有较大变化	用不同负载率下转子基频振动幅值变化区分匝间短路和质量不平衡
质量不平衡	基频	变化较小	用转子的振动频率成分来区分气隙偏心、质量不平衡和匝间短路
气隙偏心	二倍频	变化较小	

当前大多数学者主要关注的是短路程度对转子振动的影响,然而短路位置和电机负载率同样会对转子不平衡磁拉力和力响应产生影响。例如,文献[5]研究发现短路位置越远离转子大齿处,发电机气隙磁密越小,并且电流和磁密有相同的变化趋势。除了电磁特性外,短路位置也会对机械特性产生影响。例如,短路位置远离磁极时,电磁转矩的常值分量和二倍频幅值均会下降,而四倍频幅值将会上升^[16]。电机负载率的变化,将会对电流、电压和转速产生一定影响。文献[17]通过对发电机在空载和一定负载下的电流和电压变化进行对比,发现负载时发电机电压将会下降而电流将会增大,并且负载越大电压的波形越接近正弦形状。文献[18]研究表明负载的波动将会引起电机转子的转速波动,进而影响电机气隙磁场的变化。可以预见的是,不同短路位置和负载率下转子的不平衡磁拉力激励和振动响应特性也将会有差异,但较少有人对此进行研究。

作为补充和改进,本文对励磁绕组匝间短路下发电机转子动力学特性进行理论分析、有限元仿真和实验研究,同时考虑短路程度、短路位置和负载率三种因素的影响,更贴近发电机实际运行状态。

2 理论分析

2.1 转子的力学模型

发电机转子系统可视为一由轴承支撑的圆柱体结构,其等效力学模型如图1(a)所示。

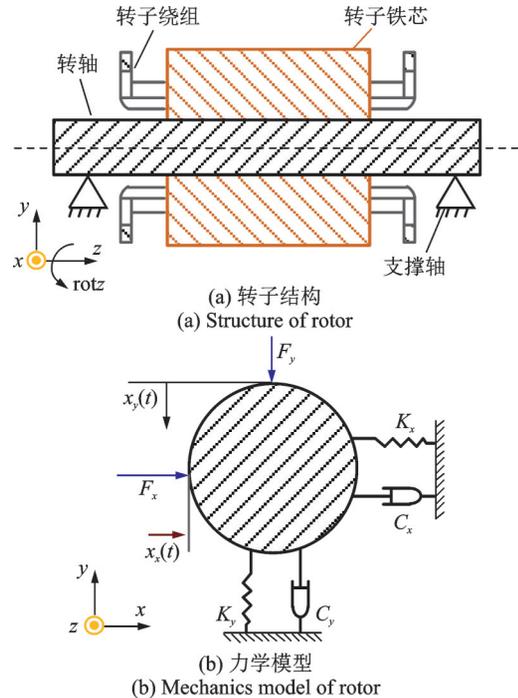


图1 转子结构及力学模型

Fig. 1 Structure and mechanics model of rotor

转子振动可等效为质量-弹簧-阻尼系统,如图1(b)所示,其中 F_x 为 x 轴方向的外部激振力源; F_y 为 y 轴方向的外部激振力源; $x_1(t)$ 为转子铁芯在 x 轴方向产生的振动位移; $x_2(t)$ 为转子在 y 轴方向产生的振动位移; K_x 为转子铁芯 x 轴方向的刚度系数; K_y 为转子铁芯 y 轴方向刚度系数; C_x 为转子铁芯 x 轴方向阻尼系数; C_y 为转子铁芯 y 轴方向阻尼系数。

由于发电机转子为实心圆柱体结构,在其外圆表面各点均有受力,故转子产生振动的实际激振力为转子外圆表面所受的单位面积磁拉力在整个圆周上积分得到的合力^[4],其动力学方程可进一步表达为^[4]:

$$\begin{cases} M\ddot{x}_1(t) + C_x\dot{x}_1(t) + K_x x_1(t) = F_x(\alpha_m, t) \\ M\ddot{x}_2(t) + C_y\dot{x}_2(t) + K_y x_2(t) = F_y(\alpha_m, t) \\ F_x(\alpha_m, t) = LR \int_0^{2\pi} q(\alpha_m, t) \cos \alpha_m d\alpha_m \\ F_y(\alpha_m, t) = LR \int_0^{2\pi} q(\alpha_m, t) \sin \alpha_m d\alpha_m \\ q(\alpha_m, t) = \frac{B^2(\alpha_m, t)}{2\mu_0} \end{cases} \quad (1)$$

式中 α_m 为用于表征气隙位置的周向角度; t 为时

间; L 为转子铁芯长度; R 为转子半径; μ_0 为空气磁导率; $B(\alpha_m, t)$ 为气隙磁通密度; $q(\alpha_m, t)$ 为单位面积磁拉力; M 为转子铁芯质量矩阵; C_x 为 x 轴方向阻尼矩阵; C_y 为 y 轴方向阻尼矩阵; K_x 为 x 轴方向刚度矩阵; K_y 为 y 轴方向刚度矩阵; $F_x(\alpha_m, t)$ 为 x 轴方向外部激振力向量; $F_y(\alpha_m, t)$ 为 y 轴方向外部激振力向量; $x_x(t)$ 为转子在 x 轴方向的振动位移响应向量; $x_y(t)$ 为转子在 y 轴方向的振动位移响应向量。另外, 从式(1)可知转子振动响应与外部激振力源有同频相关的特性。

2.2 短路因素对转子不平衡磁拉力的影响

发电机气隙磁密可通过气隙磁动势乘以单位面积磁导率得到。通常励磁绕组匝间短路主要影响气隙磁动势^[19], 对气隙磁导几乎无影响。短路后的励磁回路^[20]如图2(a)所示。

图2中, E_n 为励磁电势; R_n 为励磁电源内阻; I_f 为励磁电流; R_d 为短路接点电阻; I_d 为短路环电流; n_m 为短路匝数; θ_r 为转子表面周向角度; a, b 分别表示短路前后转子磁动势幅值为正的数值; c, d 分别表示短路前后转子磁动势幅值为负的数值; F_f 表示短路后转子磁动势。以本文所分析的CS-5型发电机为例, 转子槽分布如图3所示, 其中 β 为短路匝的入槽位置角, 励磁绕组短路匝槽间夹角 α_r 如图3所示。短路后, 励磁绕组有效匝数减少, 励磁电流大部分不再通过原来的回路, 而是集中在短路回路上。为了便于理解, 可将减小原路径电流的作用看作是在励磁电流中增加一个反向电流, 此电流将在磁场中产生一个反向的磁势^[10], 如图2(b)所示。由楞次定律可知, 短路环电流产生的磁动势(F_d)与转子磁动势(F_n)相反, 这将会减小转子磁动势幅值, 如图2(c)所示。

进一步地, 根据参考文献[4]可得发电机励磁绕组匝间短路前后气隙磁通密度表达式为:

$$\begin{cases} B_N(\alpha_m, t) = F_c \cos(\omega t - \alpha_m - \gamma_1) \Lambda_0 \\ B_F(\alpha_m, t) = \left\{ F_{c1} \cos(\omega t - \alpha_m - \gamma_2) - F_{d2} \cos 2\left[\omega t - \alpha_m - \varphi_2\right] \right\} \Lambda_0 \\ F_c = \sqrt{(F_r - F_s \sin \psi)^2 + (F_s \cos \psi)^2} \\ F_{c1} = \sqrt{(F_r - F_{d1} \cos \varphi_1 - F_{s1} \sin \psi)^2 + (F_{s1} \cos \psi)^2} \end{cases} \quad (2)$$

式中 ω 为电频率; γ_1 和 γ_2 分别为短路前后转子磁动势与气隙合成磁动势夹角; Λ_0 为单位面积气隙磁导常值; F_r 为励磁绕组产生的基波主磁动势; F_s 和 F_{s1} 分别为短路前后定子绕组产生的电枢反应基波磁动势; F_{d1} 和 F_{d2} 分别为短路产生的反向磁动势的基波幅值和二次谐波幅值; φ_1 和 φ_2 分别为反向磁动

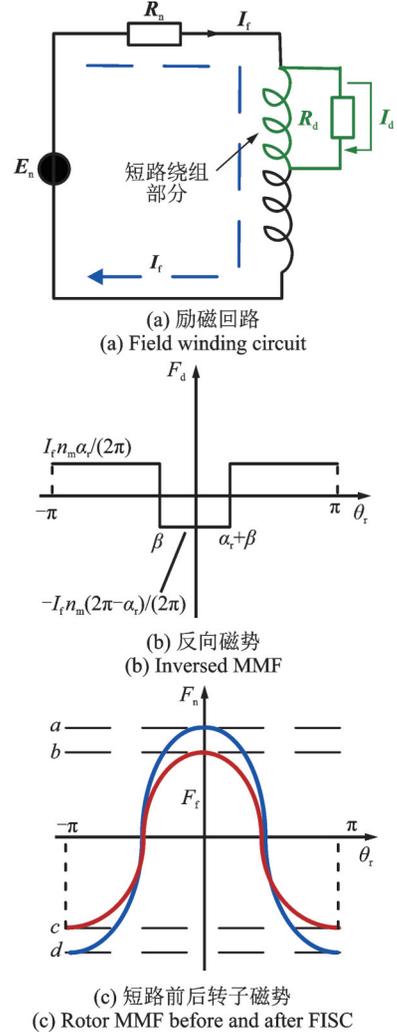


图2 励磁绕组匝间短路模型
Fig. 2 Field winding interturn short circuit model

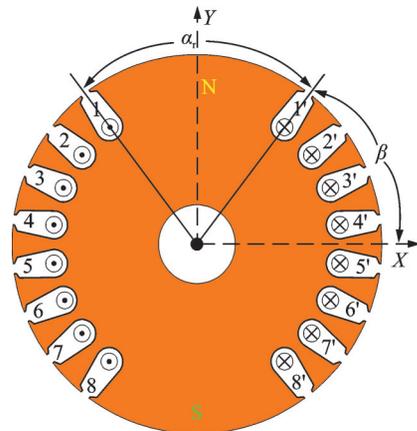


图3 转子槽分布
Fig. 3 Distribution of rotor slot

势 F_{d1} 和 F_{d2} 与横轴夹角; ψ 为发电机内角; F_c 和 F_{c1} 分别为短路前后发电机气隙合成磁动势; $B_N(\alpha_m, t)$ 和 $B_F(\alpha_m, t)$ 分别为短路前后发电机气隙磁通密度。

基于公式(2)可得不同短路程度与短路位置下发电机气隙磁通密度变化理论结果, 如图4所示。从图4可以看出励磁绕组短路后气隙磁通密度有一

定程度下降,并且短路位置越远离大齿,气隙磁通密度幅值下降得越多。

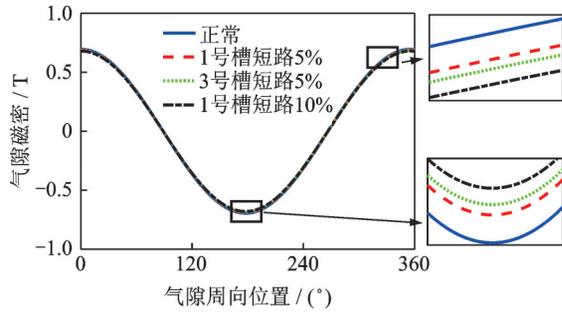


图4 不同短路程度与短路位置对气隙磁密影响
Fig. 4 Impact of FISC degrees and positions on MFD

将式(2)代入式(1)中可得短路前后转子不平衡磁拉力表达式:

$$\begin{cases} F_x = \begin{cases} 0, \text{正常} \\ -F_{c1} F_{d2} L R A_0^2 \pi \cos(\omega t + \gamma_2 - 2\varphi_2) / (2\mu_0), \text{短路} \end{cases} \\ F_y = \begin{cases} 0, \text{正常} \\ -F_{c1} F_{d2} L R A_0^2 \pi \sin(\omega t + \gamma_2 - 2\varphi_2) / (2\mu_0), \text{短路} \end{cases} \end{cases} \quad (3)$$

由式(3)可知,正常情况下转子不平衡磁拉力为零,当励磁绕组匝间短路后,转子产生不平衡磁拉力,并且主要由基频成分构成,其幅值大小随着短路程度的增加而增加,并且短路位置越靠近大齿,不平衡磁拉力越大,如图5所示。此外,由于不同的电机参

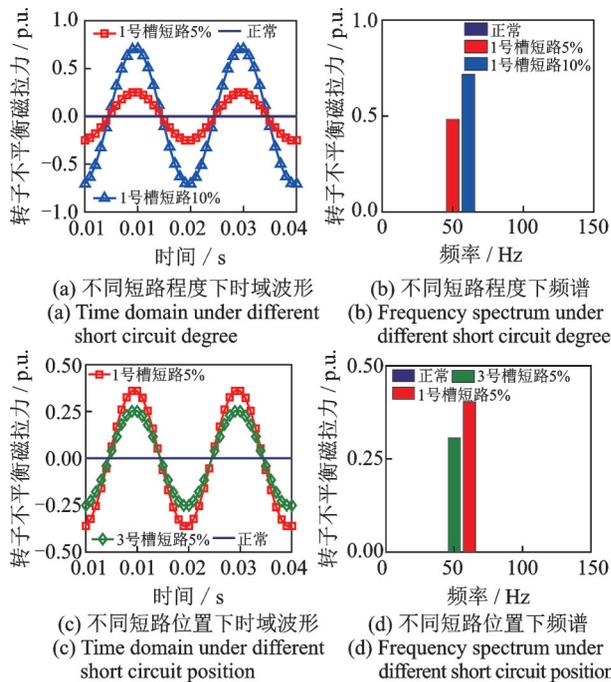


图5 不同短路程度与位置下不平衡磁拉力理论曲线
Fig. 5 Theoretical results of UMP under different short circuit degrees and positions

数不尽相同,为了使理论分析模型更具有通用性,图5中转子的不平衡磁拉力单位为标么值(per unit, p.u.)。

2.3 负载因素对转子振动的影响

负载同样会对电机振动特性产生影响。本节对励磁绕组匝间短路故障前后发电机6种典型运行状态下转子振动变化的特性进行分析,分别为正常空载,正常半载,正常满载,短路空载,短路半载,短路满载。

空载、半载和满载运行状态下发电机气隙磁势变化如图6(a)和(b)所示。其中, $F_{\delta s}$ 为正常半载下的定子绕组电枢反应基波磁动势; $F_{\delta c}$ 和 $F_{\delta c1}$ 为短路前后半载下的气隙合成磁动势; $F_{\delta r1}$ 与 F_{r1} 为短路后半载和满载下的励磁绕组产生的基波磁动势; $F_{\delta s1}$ 为短路后半载下的定子绕组电枢反应基波磁动势; E_0 为电枢电动势; I 为电枢电流; γ_3 和 γ_4 分别为短路前后半载运行状态下转子磁动势与气隙合成磁动势夹角; $+A$ 表示A相轴线; $+t$ 表示时间轴线; Ψ 表示发电机内功率因素角。特别地,空载运行状态下定子电流非常小(仅用于补偿能量损失),转子磁动势 F_r 和 F_{r1} 分别为短路前后空载气隙合成磁动势^[21],如图6(a)和(b)所示。

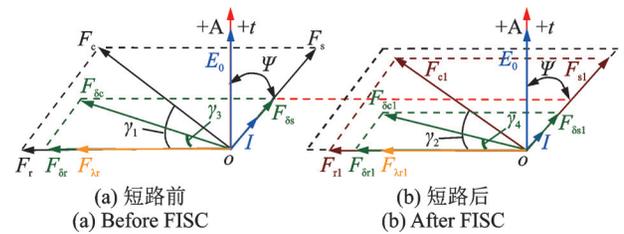


图6 短路前后空载、半载和满载下气隙磁动势矢量
Fig. 6 Diagram of MMF vectors under no load, half load and full load conditions before and after FISC

此外,由于发电机半载运行下定子电流约为满载状态下定子电流的二分之一,因此短路前后半载定子磁动势幅值为满载定子磁动势幅值的一半,如图6(a)和(b)所示。

短路前后发电机空载、半载、满载运行状态下气隙合成磁势表达式为:

$$\begin{cases} f_N(\alpha_m, t) = \begin{cases} F_{\lambda r} \cos(\omega t - \alpha_m), \text{正常空载} \\ F_{\delta c} \cos(\omega t - \alpha_m - \gamma_3), \text{正常半载} \\ F_c \cos(\omega t - \alpha_m - \gamma_1), \text{正常满载} \end{cases} \\ f_F(\alpha_m, t) = \begin{cases} F_{\lambda r1} \cos(\omega t - \alpha_m) - \\ F_{\delta d2} \cos[2(\omega t - \alpha_m - \varphi_4)], \text{短路空载} \\ F_{\delta c1} \cos(\omega t - \alpha_m - \gamma_4) - \\ F_{\delta d2} \cos[2(\omega t - \alpha_m - \varphi_6)], \text{短路半载} \\ F_{c1} \cos(\omega t - \alpha_m - \gamma_2) - \\ F_{d2} \cos[2(\omega t - \alpha_m - \varphi_2)], \text{短路满载} \end{cases} \end{cases} \quad (4)$$

其中:

$$\begin{cases} F_{\delta c} = \sqrt{(F_{\delta r} - F_{\delta s} \sin \psi)^2 + F_{\delta s}^2 \cos^2 \psi} \\ F_{\lambda r1} = F_{\lambda r} - F_{\lambda d1} \cos \varphi_3 \\ F_{\delta c1} = \sqrt{(F_{\delta r} - F_{\delta s} \sin \psi - F_{\delta d1} \cos \varphi_5)^2 + (F_{\delta s} \cos \psi - F_{\delta d1} \sin \varphi_5)^2} \end{cases} \quad (5)$$

式中 $F_{\lambda d1}$ 和 $F_{\lambda d2}$ 分别为空载下短路产生的反向磁动势的基波幅值与二次谐波幅值; $F_{\delta d1}$ 和 $F_{\delta d2}$ 分别为半载下短路产生的反向磁动势的基波幅值与二次谐波幅值; φ_3 和 φ_4 分别为空载下反向磁动势 $F_{\lambda d1}$ 与 $F_{\lambda d2}$ 与横轴夹角, φ_5 和 φ_6 分别为半载下反向磁动势 $F_{\delta d1}$ 与 $F_{\delta d2}$ 与横轴夹角。同步发电机中由于功率因数取值一般为 $\cos \varphi = 0.8 (\varphi > 0)$ [22], 负载的增加将会加剧电枢反应的去磁效应, 导致发电机机端电压下降, 为了满足能量守恒与维持机端电压不变, 此时需增加励磁电流, 因此转子磁动势随着负载的增加而增大, 如图6所示。

综上可得短路前后发电机在空载、半载、满载运行状态下气隙合成磁动势大小关系为: $F_{\lambda r1} < F_{\lambda r} < F_{\delta c1} < F_{\delta c} < F_{c1} < F_{c0}$

将式(4)代入式(1)中, 可得短路前后不同运行状态下转子不平衡磁拉力:

$$\begin{cases} F_x = \begin{cases} 0, \text{正常(空载/半载/满载)} \\ -F_{\lambda r1} F_{\lambda d2} L R \Lambda_0^2 \pi \cos(\omega t - 2\varphi_4) / (2\mu_0), \\ \quad \text{短路空载} \\ -F_{\delta c1} F_{\delta d2} L R \Lambda_0^2 \pi \cos(\omega t + \gamma_4 - 2\varphi_6) / (2\mu_0), \\ \quad \text{短路半载} \\ -F_{c1} F_{d2} L R \Lambda_0^2 \pi \cos(\omega t + \gamma_2 - 2\varphi_2) / (2\mu_0), \\ \quad \text{短路满载} \end{cases} \\ F_y = \begin{cases} 0, \text{正常(空载/半载/满载)} \\ -F_{\lambda r1} F_{\lambda d2} L R \Lambda_0^2 \pi \sin(\omega t - 2\varphi_4) / (2\mu_0), \\ \quad \text{短路空载} \\ -F_{\delta d1} F_{\delta d2} L R \Lambda_0^2 \pi \sin(\omega t + \gamma_4 - 2\varphi_6) / (2\mu_0), \\ \quad \text{短路半载} \\ -F_{c1} F_{d2} L R \Lambda_0^2 \pi \sin(\omega t + \gamma_2 - 2\varphi_2) / (2\mu_0), \\ \quad \text{短路满载} \end{cases} \end{cases} \quad (6)$$

由式(6)可知, 相同短路程度和短路位置时, 满载运行状态下转子不平衡磁拉力最大, 半载次之, 空载最小, 如图7(a)和(b)所示。

由式(6)和图7可知, 理论上发电机无论处于何种负载大小时正常情况下转子不平衡磁拉力为零, 即转子无基频振动。当发生励磁绕组匝间短路故障时, 转子不平衡磁拉力将产生50 Hz的基频成分, 其将会引发转子产生同频的振动响应, 并且随着负载的增加而增加。为进一步分析短路前后不同运行状态下各参量与转子不平衡磁拉力倍频成分幅值之间

的关系, 对基频频率成分对应的不平衡磁力幅值表达式及其影响因素进行整理, 结果如表2所示, 其中 fdr 为短路程度。

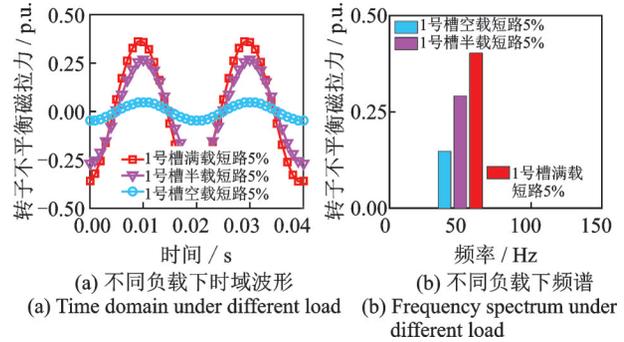


图7 不同负载大小下不平衡磁拉力理论曲线

Fig. 7 Theoretical results of UMP under different load

表2 不平衡磁拉力频率成分幅值表达式及影响因素

Tab. 2 The amplitude formulas and influential factors of the UMP frequency

故障类型	运行状态	幅值表达式	影响成分	趋势		
正常	空载/半载/满载	-	-	-		
		短路	空载	$\frac{-F_{\lambda r1} F_{\lambda d2} L R \Lambda_0^2 \pi}{2\mu_0}$	I_f, fdr, α, L, R	↑
			半载	$\frac{-F_{\delta c1} F_{\delta d2} L R \Lambda_0^2 \pi}{2\mu_0}$	I_f, fdr, α, L, R	↑
短路	满载	$\frac{-F_{c1} F_{d2} L R \Lambda_0^2 \pi}{2\mu_0}$	I_f, fdr, α, L, R	↑		

3 有限元仿真与动模实验

3.1 研究对象及设置

本文以CS-5型故障模拟发电机为研究对象。发电机整体外观如图8所示, 其中驱动电机与发电机同轴连接, 通过变频器调节驱动电机转速, 励磁电流连续可调, 具备数字显示功能。主发电机励磁采取旋转整流方式, 主发电机输出电压采用三相四线制输出, 每相电压为220 V, 50 Hz, 基本参数如表3所示。在三相输出端安装电流互感器(CT)和电压互感器(VT)来测量输出电流和电压, 如图8所示; 落地轴承座上安装小体积PCB 333B30型加速度传感器, 灵敏度为100 mV/g, 用于测量发电机转子径向振动, 如图8所示。实验中采样频率为5000 Hz。

在轻微故障时,发电机定转子的特征振动信号不明显,有时被噪声信号淹没,为了克服此问题,本文采用基于正弦结构元素的自适应改进 Top-Hat 变换方法提取和增强转子特征振动信号,具体参数设置及处理方法详见文献[23]。

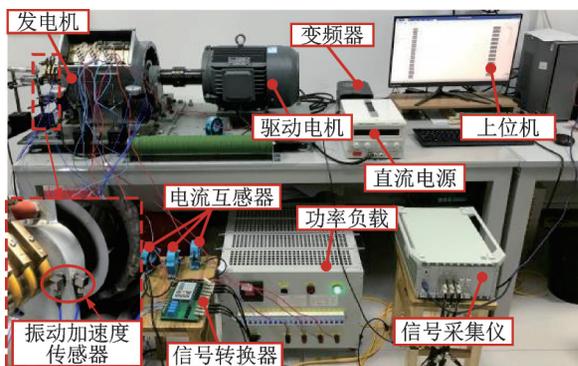


图8 发电机实验平台
Fig. 8 Test rig of generators

表3 CS-5发电机参数

Tab. 3 Parameters of CS-5 synchronous generators

参数名称	数值	参数名称	数值
额定功率/ kVA	5	定子每槽匝数	22
额定电压/ V	380	转子槽数	16
气隙长度/ mm	1.2	转子每槽匝数	60
额定转速/ (r·min ⁻¹)	3000	定子铁芯外径/ mm	250.5
功率因数	0.8	定子铁芯内径/ mm	145
极对数	1	转子铁芯外径/ mm	142.6
定子槽数	36	转子铁芯内径/ mm	40
定子铁芯长度/ mm	130	每槽导体层数	2
绕组节距	14	每相并联支路数	2

励磁绕组匝间短路故障设置如图9所示,发电机外部另设有一个励磁绕组匝间短路抽头接线板,通过连接不同短路抽头可设置故障程度不一的励磁绕组匝间短路工况,其中包括:0%(L₁),5%(L₂),10%(L₃),15%(L₄)和100%(L₅),如图9所示。本文实验中分别设置0%(L₀),1号槽短路5%(连接短路抽头L₁与L₂),3号槽短路5%(连接短路抽头L₃与L₄),1号槽短路10%(连接短路抽头L₁与L₃)。

不同运行状态设置如图10所示,A,B,C三相分别接入功率负载,通过改变三相接入负载大小来模拟空载、半载和满载运行状态。发电机空载运行状态时三相负载开关均为闭合;半载运行状态时A,B,C三相均接入833 W功率负载,即每相33,100,200,500 W负载开关同时闭合;满载运行状态时A,B,C三相均接入1665 W功率负载,即每相33,100,166,200,500,666 W负载开关同时闭合。将励磁绕组匝间短路程度故障与运行状态组合,模拟发电机短路前后不同运行状态下转子振动特性变化情况。

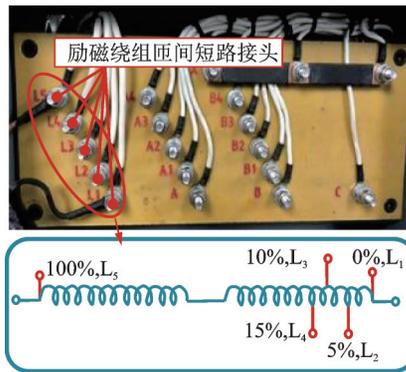


图9 励磁绕组匝间短路设置
Fig. 9 FISC set up in experiment

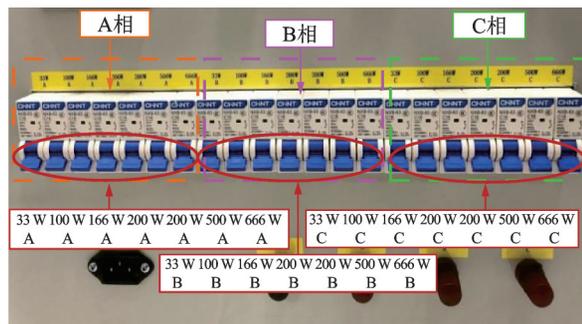


图10 不同负载状态实验设置
Fig. 10 Different load conditions set up in experiment

实验与仿真共进行3组工况,分别为:

- 1) 满载正常、满载1号槽短路5%(5%₍₁₎)、满载1号槽短路10%(10%₍₁₎);
- 2) 满载正常、满载1号槽短路5%(5%₍₁₎)、满载3号槽短路5%(5%₍₃₎);
- 3) 空载1号槽短路5%、半载1号槽短路5%、满载1号槽短路5%。

根据表3参数在 ANSYS Electromagnetics 18.2 软件中建立发电机三维仿真模型,如图11所示。特别地,为了仿真中更形象地模拟励磁绕组匝间短路故障,将一根转子绕组分为正常部分和短路部分,如图11所示。

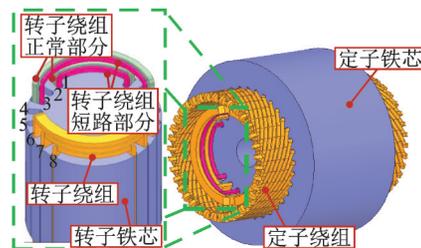


图11 发电机三维模型及匝间短路设置
Fig. 11 3D generator model and FISC set up in FEA

通过分配短路部分与正常部分绕组的匝数来实现物理模型中的短路程度设置;不同匝间短路位置通过改变短路绕组位置来实现,最后在外部耦合电路中,改变短路部分绕组阻值与位置完成外部短路程度与短路位置设置,如图12所示。

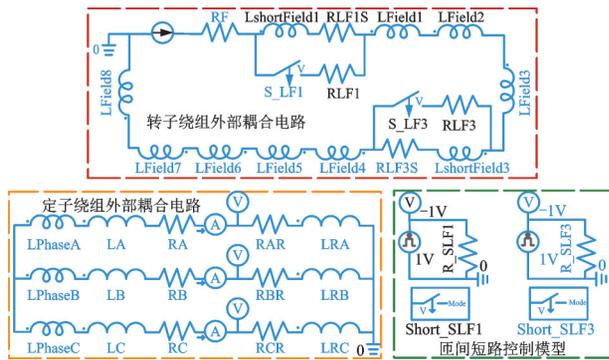


图12 外部耦合电路模型

Fig. 12 External coupling circuit model in FEA

仿真中通过改变三相负载(RAR, LRA, RBR, LRA, RCR, LRC)值的大小来仿真空载、半载、满载这三种不同的发电机运行状态如图12所示。其中满载运行状态通过改变三相负载值,使定子电流达到额定值来实现;半载运行状态通过改变三相负载值,使定子电流大小约为满载时的二分之一来实现;

空载运行状态通过改变三相负载阻值为无穷大,使定子电流为零而机端电压不变来实现。

3.2 转子不平衡磁拉力结果分析

不同负载率与励磁绕组匝间短路组合下转子不平衡磁拉力有限元仿真结果如图13所示。从图13中可以看出,尽管与图5和7中的转子不平衡磁拉力单位不同,但二者有相同的变化趋势。相同负载下转子不平衡磁拉力随着短路程度的增加而增大;相同负载下短路位置越靠近大齿部位,不平衡磁拉力越大;负载大小同样会对转子不平衡磁拉力产生影响,负载越大不平衡磁拉力越大,这些结果与式(6),图5,7和表2的定性理论分析相一致。另外从图13(d),(e)和(f)的不平衡磁拉力频谱图中可以看出,基频50 Hz是转子不平衡磁拉力的主要频率成分,这与理论分析相一致。

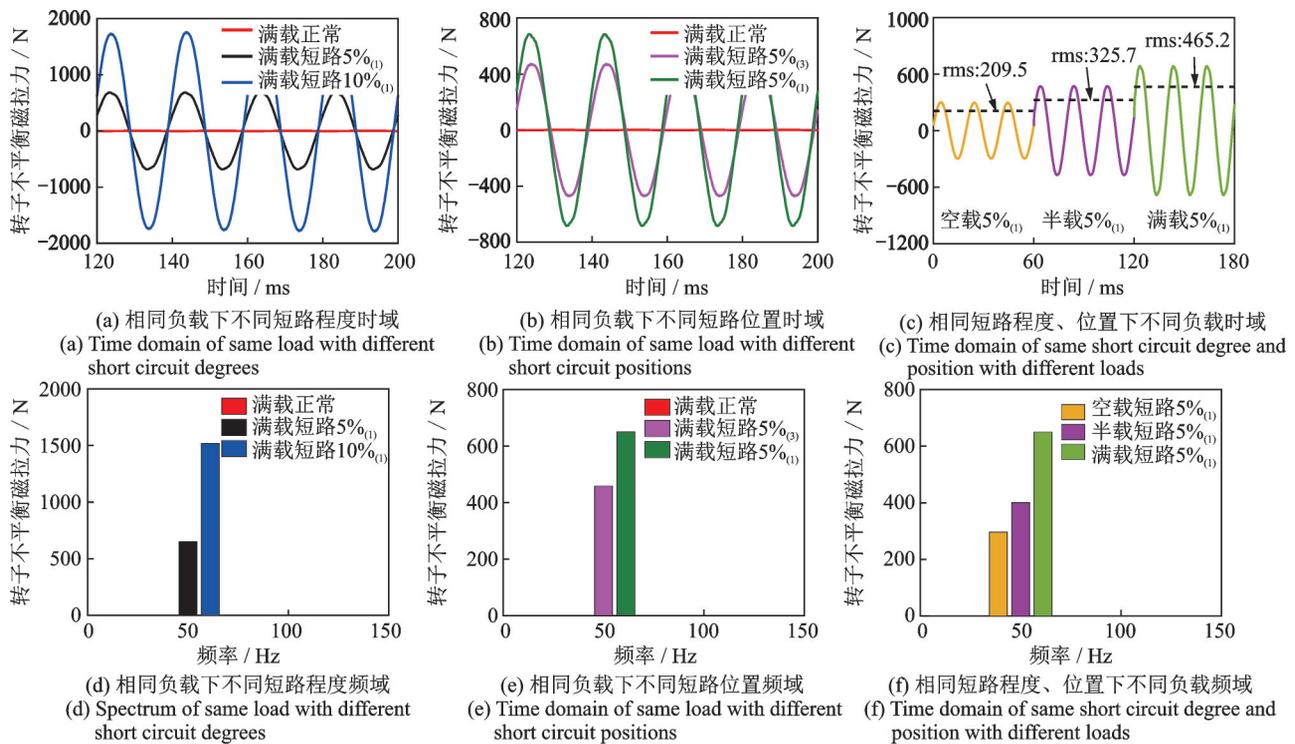


图13 短路程度、位置与负载组合下转子不平衡磁拉力变化

Fig. 13 Variation of rotor UMP under the combination of FISC degrees, positions and loads

3.3 转子振动响应结果分析

不同励磁绕组匝间短路程度、短路位置与不同负载组合下的转子径向振动如图14~16和表4所示。正常情况下理论和仿真分析中无转子不平衡磁拉力即转子无振动,然而发电机实际运行中受到转子不平衡激励频率的影响转子将会产生频率为50 Hz的基频振动。此外,图14~16中转子振动加速度频域图中除了基频成分外,还存在其他奇次谐波和

偶次谐波成分,如100,150 Hz等。出现100 Hz振动是因为发电机内部初始不对称与受到定子振动传递的影响;而转子的150 Hz振动是由于轴承座的一阶固有频率处于150 Hz附近,其产生的振动会传递给转子。如图14所示,相同负载下转子径向振动时域波形的峰峰值与基频振动成分幅值随着短路程度的增大而增大。如图15所示,短路位置越靠近大齿转子,振动的峰峰值越大,基频振动成分幅值呈增大趋势。如图16所示,相同短路程度和位置下,转子振

动随着负载的增加而增大。转子振动的实验结果与有限元仿真、理论定性分析结果相吻合。

为便于进一步对比分析,将图 13 中转子不平衡

磁拉力基频成分数据与图 14~16 中振动响应基频成分的振动幅值数据进行整理并统一列出,结果如表 4 所示。

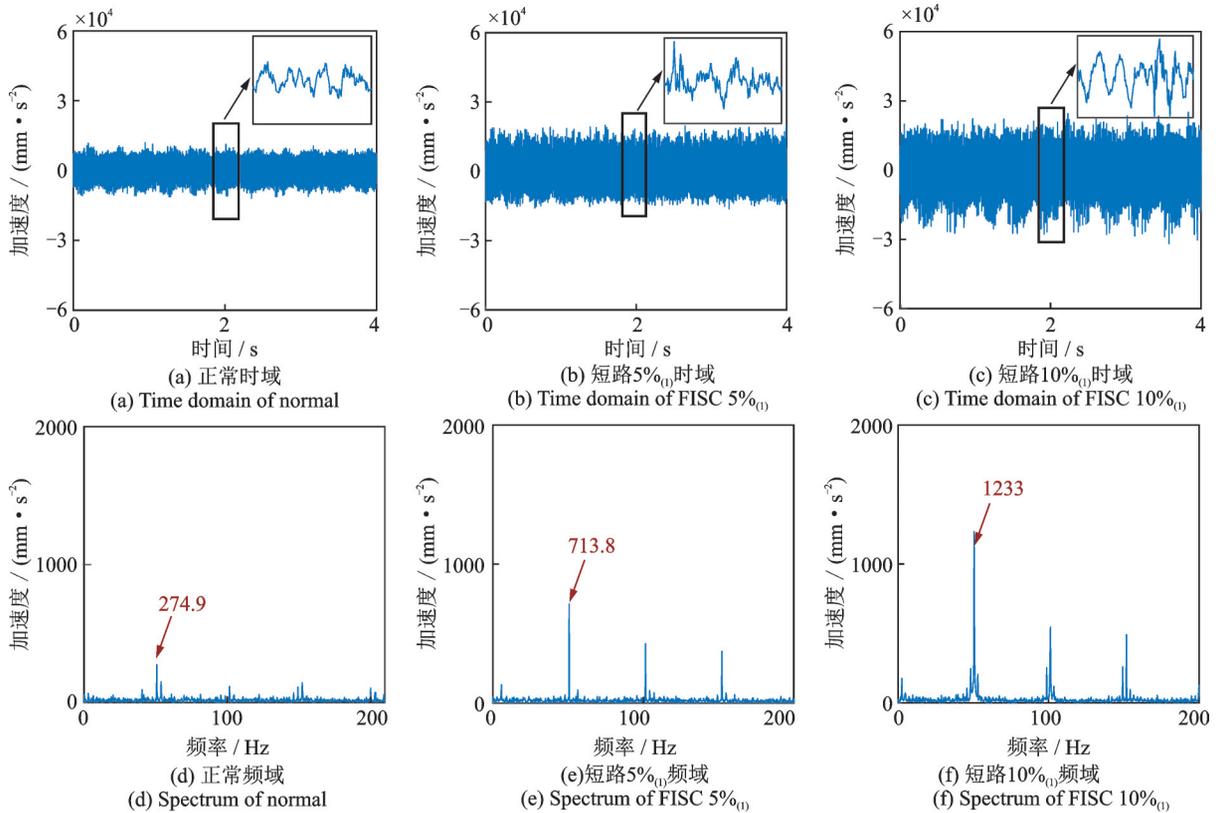


图 14 满载时不同短路程度下转子振动

Fig. 14 Rotor vibration with different FISC degrees under full load

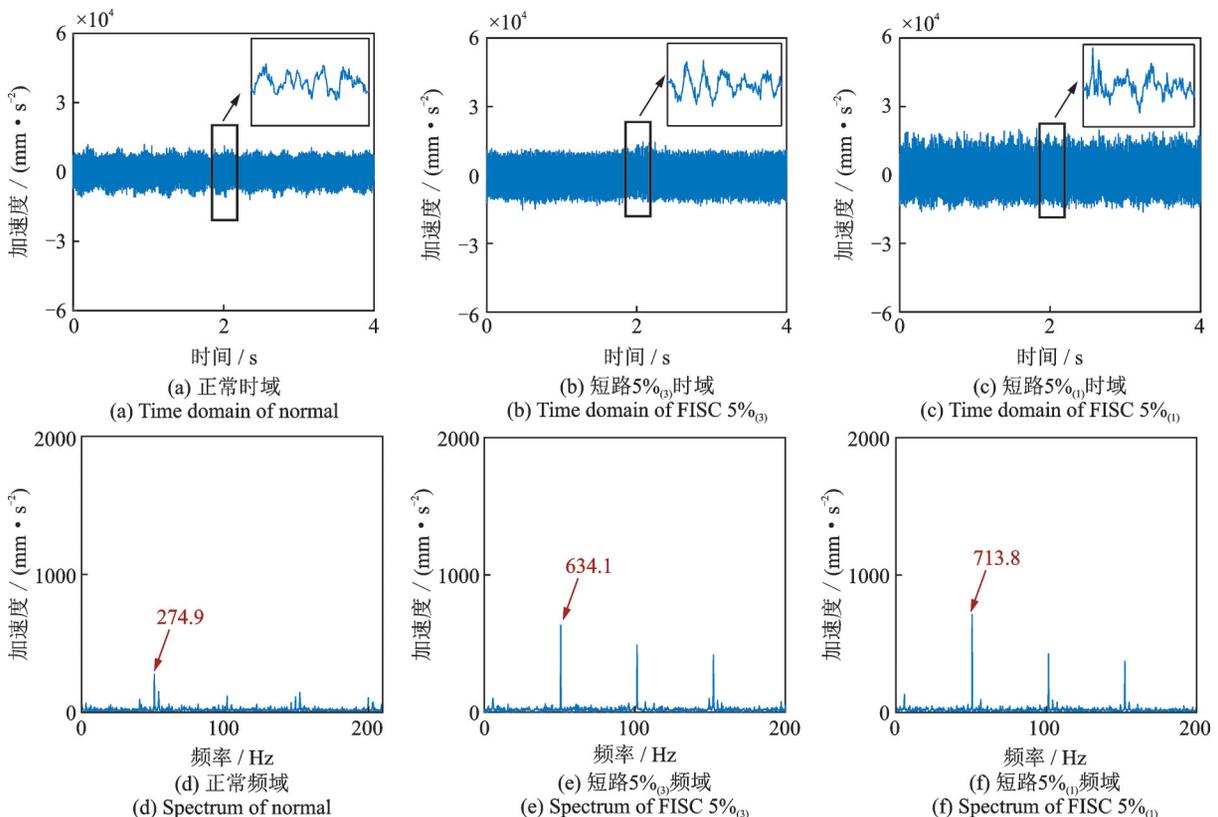


图 15 满载时不同短路位置下转子振动

Fig. 15 Rotor vibration with different FISC positions under full load

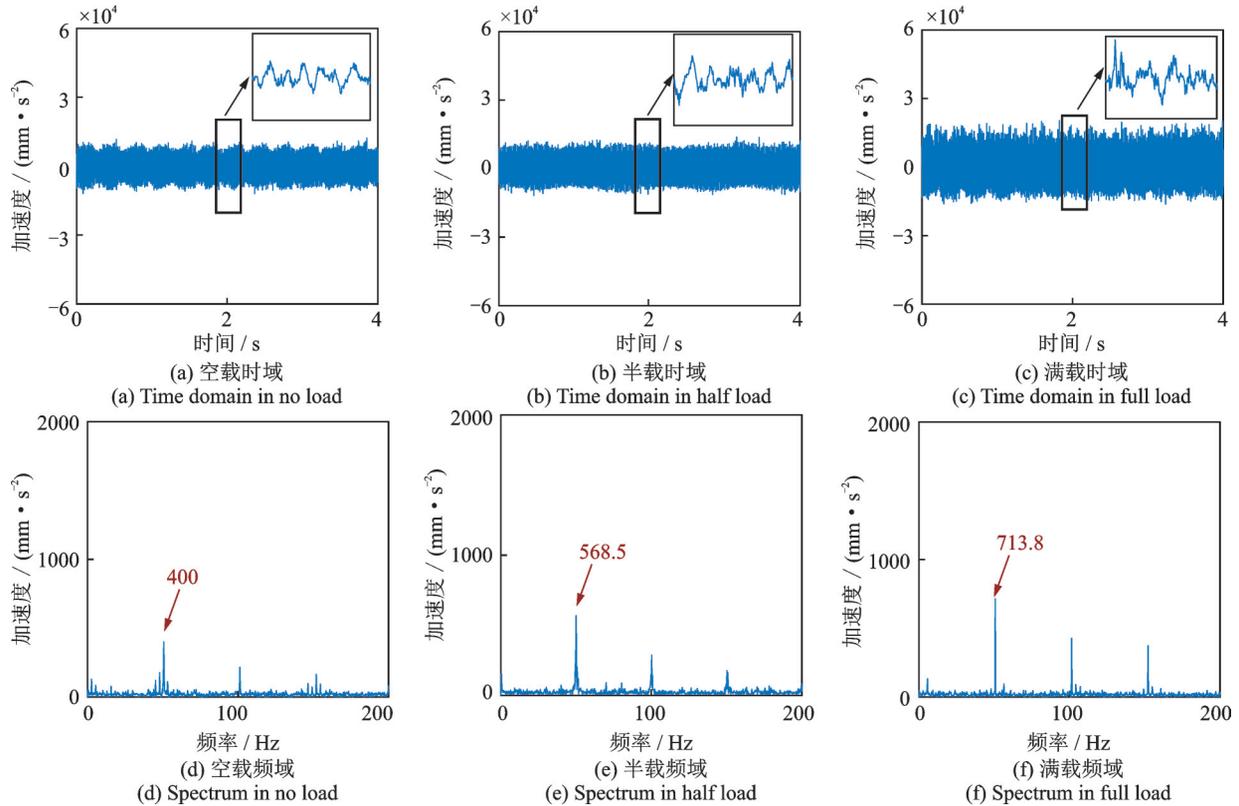


图16 靠近大齿1号槽短路5%时不同负载下转子振动

Fig. 16 Rotor vibration with different load at FISC5%₍₁₎ fault

表4 转子激励与响应特征频率成分幅值

Tab. 4 Characteristic component amplitudes of UMP and rotor vibration amplitudes

工况	50 Hz	
	不平衡磁拉力/N	转子振动径向加速度/(mm·s ⁻²)
满载正常	1.36	274.9
空载短路5% ₍₁₎	296.3	400
半载短路5% ₍₁₎	401	568.5
满载短路5% ₍₁₎	649.6	713.8
满载短路5% ₍₃₎	458.2	634.1
满载短路10%	1519	1233

为了更清晰地对比仿真与实验结果,将不同工况运行下转子振动基频成分变化趋势列出,如图17所示。仿真与实验具有相同的趋势,验证了理论分析的正确性。

4 动力学响应分析

4.1 动力学响应分析设置

为了进一步探究不同负载率下励磁绕组匝间短路程度和短路位置对转子铁芯动力学响应的影响,为转子铁芯失效预防和健康维护提供参考,首先在ANSYS电磁场模块计算出转子铁芯体力密度,如图18(a)所示,再将体力密度导入ANSYS Work-

bench瞬态结构场中计算转子铁芯变形和应力,如图18(b)所示。

4.2 转子铁芯响应结果分析

励磁绕组匝间短路与不同负载组合下的转子动力学响应如图19,20和表5所示。如图19所示,转子最大变形量随着短路程度的增大而增大;相同短路程度与位置下,转子最大变形数值出现在满载工况下;短路位置越靠近转子大齿,变形量越大。如图20所示,转子铁芯应力响应幅值随短路程度和负载的增大而增大,同时短路位置越靠近转子大齿处应力越大。具体地,不同工况下应力的峰值从大到小排序依次为:满载短路10%₍₁₎,满载短路5%₍₁₎,满载短路5%₍₃₎,半载短路5%₍₁₎,空载短路5%₍₁₎,满载正常,如表5所示。这一结果与式(6),图17变化趋势相一致。

表5 不同工况下转子力学响应幅值

Tab. 5 Amplitude of mechanical response in different cases

工况	转子变形/(10 ⁻⁷ m)		转子应力/(10 ⁶ Pa)	
满载正常	2.578	1.00 p.u.	2.592	1.00 p.u.
空载短路5% ₍₁₎	3.083	1.20 p.u.	3.010	1.16 p.u.
半载短路5% ₍₁₎	3.192	1.24 p.u.	3.137	1.21 p.u.
满载短路5% ₍₁₎	3.939	1.53 p.u.	3.738	1.44 p.u.
满载短路5% ₍₃₎	3.568	1.38 p.u.	3.622	1.40 p.u.
满载短路10% ₍₁₎	5.486	2.13 p.u.	5.238	2.02 p.u.

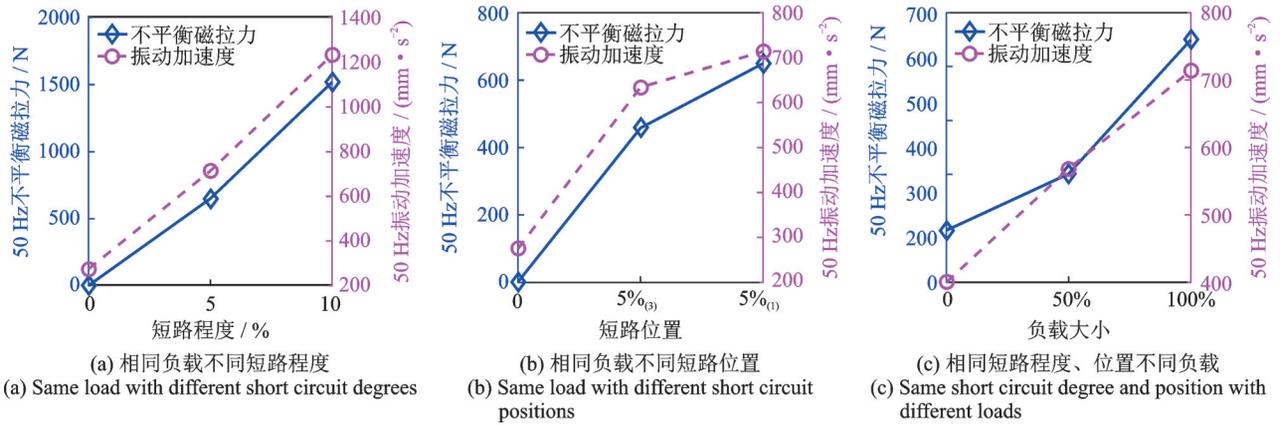


图 17 转子不平衡磁拉力与振动加速度对比图

Fig. 17 Comparison of rotor unbalance magnetic pull and vibration acceleration

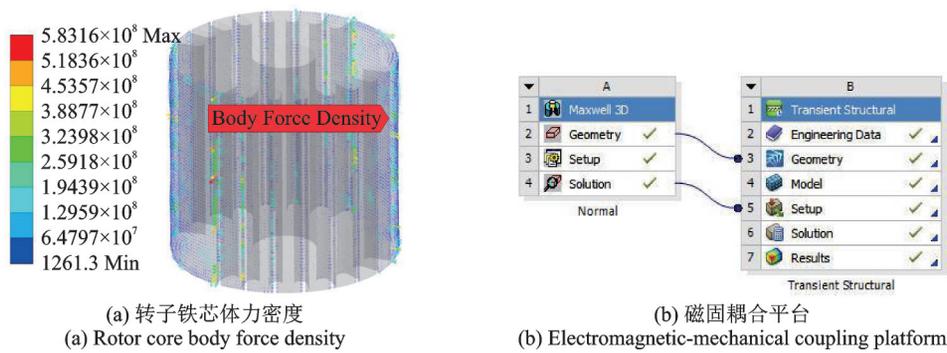


图 18 基于 ANSYS Workbench 的转子动力学响应仿真

Fig. 18 Rotor dynamic response simulation by ANSYS Workbench

此外,如图 19 所示,转子变形最大位置位于与气隙接触的大齿外表面边缘,在长期服役过程中此位置不仅绝缘易被破坏,而且会造成转子大齿翘曲引发碰摩故障。如图 20 所示,转子应力最大处位于

转子大齿槽内表面边沿,这是因为此处截面的几何形状突变,引起电磁力流方向急剧转折,力流在转折处过于密集导致应力集中,此处的绝缘在非稳负载和励磁绕组匝间短路故障的冲击下更易发生损

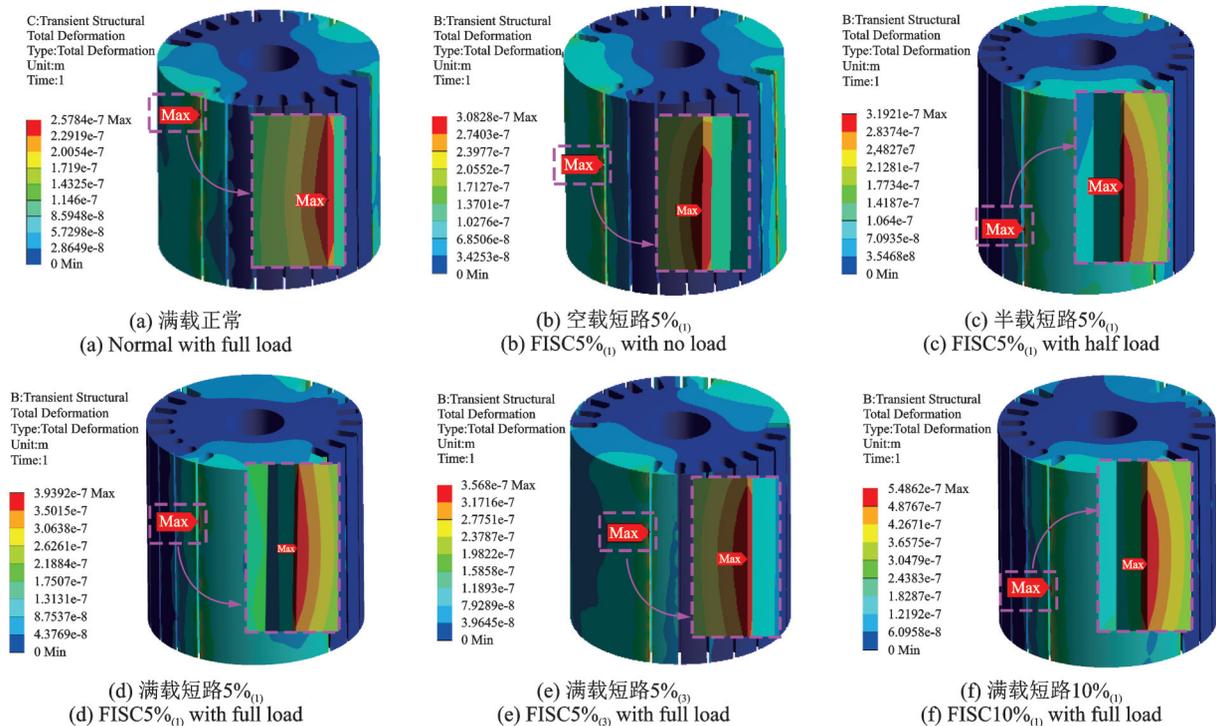


图 19 不同工况下转子变形云图

Fig. 19 Rotor total deformation in different cases

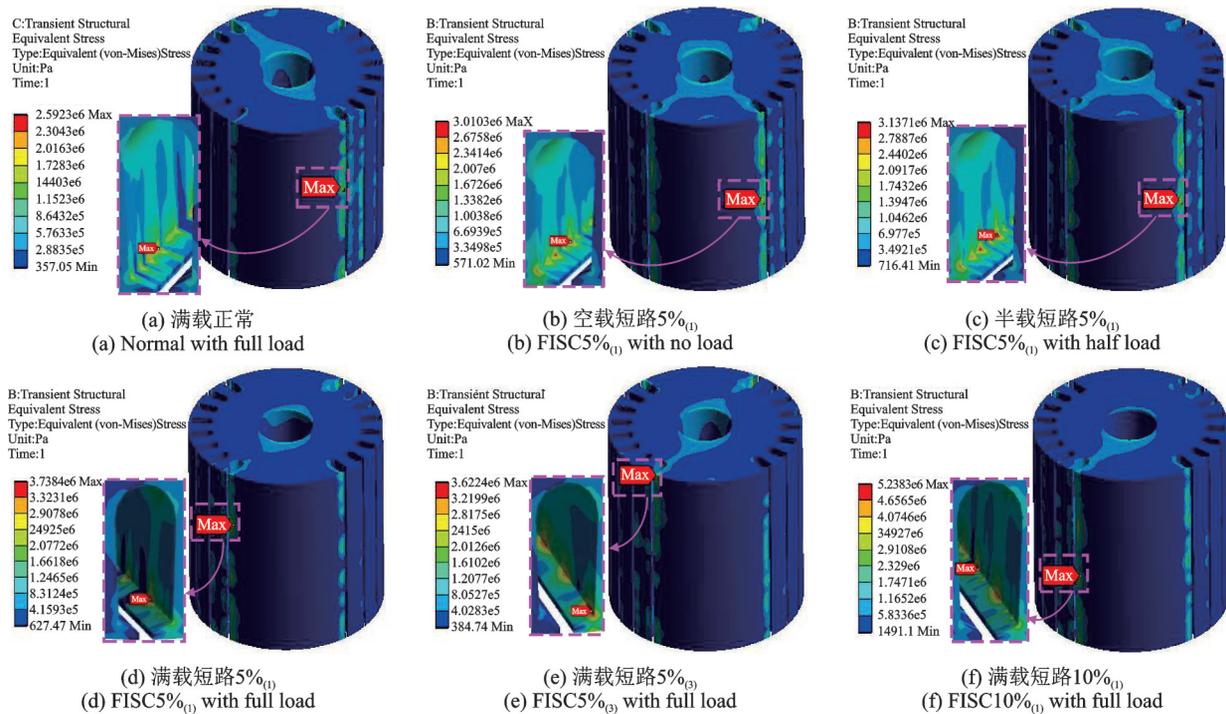


图20 不同工况下转子应力响应云图

Fig. 20 Rotor stress in different cases

伤,从而对励磁绕组绝缘构成影响。针对上述危险位置,可以在后期发电机设计制造时涂覆耐磨材料或者设计新的齿槽结构减少振动对铁芯的损伤。

5 结论

本文分析了汽轮发电机励磁绕组短路情况下,关键运行参数差异对动力学响应特性的影响,结论如下:

(1) 正常情况下,转子不平衡磁拉力趋于零,转子振动以常规基频和定子传递过来的各偶次倍频为主,铁芯最大变形量和应力幅值较小。

(2) 励磁绕组匝间短路故障后,转子出现以基频为主的不平衡磁拉力和振动响应,铁芯的危险位置分别出现在大齿外表面边缘和内表面边沿处,不平衡磁拉力、振动响应和动力学响应三者幅值均会随着短路程度的增大而增大。

(3) 短路位置越靠近转子大齿处,转子不平衡磁拉力、振动响应、最大变形和应力幅值越大。

(4) 相同短路程度与短路位置下,不平衡磁拉力、转子振动的基频成分、最大变形和应力幅值都会随着负载的增加而增大。

本文研究得到的结论为火电机组深度调峰及高频负荷转切背景下的励磁绕组匝间短路故障准确诊断提供参考,同时为转子铁芯的关键薄弱位置点逆向优化与失效预防提供思路。

参考文献:

- [1] 刘俊英. 大型汽轮发电机转子匝间短路原因分析及磁的影响[J]. 大电机技术, 2014(2): 36-39.
Liu Junying. The causes of inter-turn short circuit of large turbo-generator rotor and influence of magnetism [J]. Large Electric Machine and Hydraulic Turbine, 2014(2): 36-39.
- [2] Mladen Š, Blake L, Ante E. Finite element analysis of turbine generator rotor winding shorted turns[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(4): 930-937.
- [3] Huang Haizhou, Zhang Kanjun, Zhang Yong. Detection of turbine generator field winding serious inter-turn short circuit based on the rotor vibration feature [C]. 2009 44th International Universities Power Engineering Conference (UPEC). Glasgow, UK, 2009: 1-5.
- [4] 何玉灵. 发电机气隙偏心与绕组短路复合故障的机电特性分析[D]. 北京: 华北电力大学, 2012.
He Yuling. Analysis on mechanical and electrical characteristics of generator under air-gap eccentricity and winding short circuit composite faults [D]. Beijing: North China Electric Power University, 2012.
- [5] He Yuling, Ke Mengqiang, Tang Guiji, et al. Analysis and simulation on the effect of rotor interturn short circuit on magnetic flux density of turbo-generator [J]. Journal of Electrical Engineering, 2016, 67(5): 323-333.
- [6] 武玉才, 李永刚, 冯文宗, 等. 汽轮发电机转子绕组短

- 路产生的不平衡磁拉力研究[J]. 电机与控制学报, 2015, 19(3): 37-44.
- Wu Yucai, Li Yonggang, Feng Wenzong, et al. Analysis on unbalanced magnetic pull generated by turn-to-turn short circuit of rotor windings within turbine generator[J]. Electric Machines and Control, 2015, 19(3): 37-44.
- [7] 李扬, 郝亮亮, 孙宇光, 等. 隐极同步发电机转子匝间短路时转子不平衡磁拉力特征分析[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(3): 81-89.
- Li Yang, Hao Liangliang, Sun Yuguang, et al. Characteristic analysis of unbalanced magnetic pull caused by non-salient pole synchronous generator rotor inter-turn short circuit fault[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(3): 81-89.
- [8] 张广韬, 吴俊勇, 李扬, 等. 隐极发电机转子匝间短路时转子不平衡磁拉力的解析计算模型[J]. 电力自动化设备, 2016, 36(8): 129-136.
- Zhang Guangtao, Wu Junyong, Li Yang, et al. Analytic calculation model of unbalanced rotor magnetic pull for non-salient pole generator with rotor inter-turn short circuit [J]. Electric Power Automation Equipment, 2016, 36(8): 129-136.
- [9] 武玉才, 安清飞, 马倩倩, 等. 水轮发电机转子典型机电故障的不平衡磁拉力研究[J]. 水电能源科学, 2020, 38(1): 156-160.
- Wu Yucai, An Qingfei, Ma Qianqian, et al. Study on hydro-generator unbalanced magnetic pull under the typical electromechanical faults of rotor[J]. Water Resources and Power, 2020, 38(1): 156-160.
- [10] 万书亭, 李和明, 李永刚. 转子匝间短路对发电机定转子振动特性的影响[J]. 中国电机工程学报, 2005, 25(10): 122-126.
- Wan Shuting, Li Heming, Li Yonggang. Analysis of generator vibration characteristic on rotor winding inter-turn short circuit fault [J]. Proceedings of the CSEE, 2005, 25(10): 122-126.
- [11] 郑茂. 汽轮发电机转子故障分析与诊断专家系统开发[D]. 保定: 华北电力大学, 2009.
- Zheng Mao. Analysis and diagnosis expert system development of turbo-generator rotor faults [D]. Baoding: North China Electric Power University, 2009.
- [12] 郝亮亮, 吴俊勇, 陈占锋, 等. 转子匝间短路故障对大型汽轮发电机振动的影响机理[J]. 电力系统自动化, 2014, 38(4): 25-31.
- Hao Liangliang, Wu Junyong, Chen Zhanfeng, et al. Mechanism of effects of inter-turn short circuits in field windings on large turbo-generator vibration [J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(4): 25-31.
- [13] 武玉才, 李永刚, 李和明, 等. 机电复合故障下汽轮发电机转子振动特性分析[J]. 高电压技术, 2010, 36(11): 2687-2692.
- Wu Yucai, Li Yonggang, Li Heming, et al. Analysis of turbine generator rotor vibration characteristic under electromechanical compound faults [J]. High Voltage Engineering, 2010, 36(11): 2687-2692.
- [14] 陆颂元, 汽轮发电机组振动[M]. 北京: 中国电力出版社, 2000.
- Lu Songyuan. Vibration of Turbine Generator[M]. Beijing: China Electric Power Press, 2000.
- [15] 宋莹. 汽轮发电机组质量不平衡故障预警与诊断技术研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2016.
- Song Ying. Research on fault warning and diagnosis for mass-unbalance of steam turbine generator unit[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2016.
- [16] 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): 7415-7427.
- [17] Hebal A, Wafik W, Ghoneim W M A, et al. Experimental analysis of a prototype low speed PMSG unit with different loading conditions [C]. 2018 Twentieth International Middle East Power Systems Conference. Cairo, Egypt, 2018: 1134-1139.
- [18] 张瑞成, 童朝南. 基于交流传动的轧机机电耦合系统振动特性分析[J]. 机械强度, 2006, 28(3): 336-340.
- Zhang Ruicheng, Tong Chaonan. Analysis vibration characteristic of electromechanical coupling system of rolling mill based on AC drive [J]. Journal of Mechanical Strength, 2006, 28(3): 336-340.
- [19] He Y L, Deng W Q, Peng B, 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: 1-14.
- [20] 孙宇光, 郝亮亮, 王祥珩. 隐极同步发电机励磁绕组匝间短路的多回路电感参数计算[J]. 电力系统自动化, 2010, 34(13): 55-60.
- Sun Yuguang, Hao Liangliang, Wang Xiangheng. Calculation of the multi-loop inductances for inter-turn short circuits of field windings in non-salient pole synchronous machines [J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(13): 55-60.
- [21] 黄纯华. 大型同步发电机运行[M]. 北京: 水利电力出版社, 1982.
- Huang Chunhua. The Operation of Large Synchronous Generator [M]. Beijing: Water Resources and Electric Power Press, 1982.
- [22] 陈道舜. 电机学[M]. 武汉: 武汉大学出版社, 2013.

- Chen Daoshun. Electromechanics[M]. Wuhan: Wuhan University Press, 2013.
- [23] 何玉灵, 蒙玉超, 唐贵基, 等. 基于正弦结构元素的自适应 Top-Hat 变换及发电机特征振动信号增强检测[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(15): 4266-4274.
- He Yuling, Meng Yuchao, Tang Guiji, et al. Self-adapted Top-Hat transformation based on sine structure element and its application in enhanced characteristic vibration signal detection of generator[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(15): 4266-4274.

Impact of key operation parameter difference on rotor dynamic characteristics in turbo-generator under field winding interturn short circuit

ZHANG Wen¹, HE Yu-ling¹, YUAN Xing-hua¹, XU Ming-xing¹, TANG Gui-Ji¹,
WANG Xiao-long¹, LI Jun-qing²

(1.Department of Mechanical Engineering, and also the Hebei Key Laboratory of Electric Machinery Health Maintenance and Failure Prevention, North China Electric Power University, Baoding 071003, China; 2.Department of Electrical Engineering, North China Electric Power University, Baoding 071003, China)

Abstract: This paper comprehensively analyzes the effect of key operation parameter differences on the rotor dynamic characteristics of the turbine-generator under the FISC. The key operation parameters include short degree, short position and generator load rate. The rotor's dynamic characteristics include rotor unbalanced magnetic pull (UMP) excitation characteristics, radial vibration response characteristics and rotor core dynamics response laws. This paper explores the difference in rotor dynamic characteristics acting under different operation parameters based on the theoretical analysis of UMP excitation and vibration response of flexible rotors, finite element simulation calculation and experiment verification. It is shown that the rotor UMP closes to zero in normal conditions, and the rotor vibration is dominated by conventional fundamental frequency and the even frequency doubling transmitted by the stator. The rotor UMP and its vibration response will produce a new odd-harmonic order component, and the amplitude of pass band vibration will also be increased. As the short degree or load increases, the amplitude of the fundamental frequency of the UMP and vibration response will be increase. Besides, the closer the short position is to the big tooth, the bigger the amplitude of the UMP and vibration response will be. The most dangerous of the dynamic response positions are located at the outer surface and the inner slot surface edge of the big tooth.

Key words: rotor dynamic characteristics; turbo-generator; operation parameter differenced; field winding interturn short circuit; unbalance magnetic pull

作者简介: 张 文(1994—),男,博士研究生。电话: 19331261082; E-mail: zhangwenzwz@126.com。

通讯作者: 何玉灵(1984—),男,博士,教授。电话: 13933976956; E-mail: heyuling1@163.com。