航空高速永磁起动发电机匝间短路故障诊断研究

李浩楠[1,2]， 王又珑[1,2,3]， 李文善[1]， 魏嘉麟[1]
（1. 中国科学院电工研究所 高密度电磁动力与系统全国重点实验室，北京 100190；2. 中国科学院大学，北京 100049；
3. 齐鲁中科电工先进电磁驱动技术研究院，山东 济南 250100）

摘 要：双三相高速永磁电机匝间短路故障初期诊断困难，限制了在航空领域的应用。针对上述问题，建立双三相高速永磁电机匝间短路故障状态下的电路模型，推导出短路电流关于电机运行状态和短路参数的解析表达式，进而基于双三相电机的故障模型提出故障诊断方法，无需添加额外的传感器即可根据定子电流的不平衡度准确诊断匝间短路故障。以 250 kW、23 000 r/min 双三相航空高速永磁起动发电机为例进行场路耦合有限元仿真和样机实验，场路耦合仿真和实验结果验证了模型的准确性，并且表明所提的故障诊断方法在电机动态加载工况和宽速域发电工况下均能够及时有效地识别匝间短路初期的故障特征，具有较强的鲁棒性。上述研究为航空起动发电机的匝间短路故障诊断提供了一定参考。

关键词：航空起动发电系统；故障诊断；匝间短路；高速永磁同步电机；双三相电机；场路耦合仿真
DOI：10.15938/j.emc.2026.02.014
中图分类号：TM351 **文献标志码**：A **文章编号**：1007-449X(2026)02-0153-13

Research on fault diagnosis of inter-turn short circuit in aviation high-speed permanent magnet starter-generator

LI Haonan[1,2]， WANG Youlong[1,2,3]， LI Wenshan[1]， WEI Jialin[1]
（1. State Key Laboratory of High Density Electromagnetic Power and Systems, Institute of Electrical Engineering Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China; 2. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China;
3. Institute of Electrical Engineering and Advanced Electromagnetic Drive Technology, Qilu Zhongke, Jinan 250100, China）

Abstract: It is difficult to diagnose inter-turn short-circuit fault in dual three-phase high-speed permanent magnet motor in the early stage, which limits its application in aviation field. In allusion to the above problems, the circuit model of the dual three-phase high-speed permanent magnet motor under the condition of inter-turn short-circuit fault was established, and the analytical expression of the short-circuit current related to the motor's operating state and short-circuit parameters was deduced. A fault diagnosis method based on the model was proposed, by which the inter-turn short-circuit fault can be diagnosed accurately according to the imbalance of the stator current without additional sensors. The field-circuit coupled finite element simulation and prototype experiments of a 250 kW, 23 000 r/min dual three-phase aviation high-speed permanent magnet starter-generator were carried out. The field-circuit coupled simulation and experimental results verify the accuracy of the proposed model, and indicate that the fault of the inter-turn short-circuit in early stage under the motor's dynamic loading and the wide-speed-range power

收稿日期：2025-09-04
基金项目：中国科学院电工研究所科研基金(IEERF250206)；中国科学院基础与交叉前沿科研 B 类先导专项(XDB1330000)
作者简介：李浩楠(2002—)，男，硕士研究生，研究方向为电力电子与电力传动；
王又珑(1982—)，男，博士，研究员，博士生导师，研究方向为电力电子与电力传动；
李文善(1985—)，男，博士，高级工程师，研究方向为高速永磁电机控制；
魏嘉麟(1995—)，男，博士，特别研究助理，研究方向为高速永磁电机分析与控制。
通信作者：王又珑

generation conditions can be identified effectively and timely by the proposed fault diagnosis method, while also confirming the robustness of the proposed method, which provides a valuable reference for the inter-turn short-circuit fault diagnosis of aviation starter-generators.

Keywords: aviation starter generator system; fault diagnose; inter-turn short circuit; high speed permanent magnet synchronous motor; dual three-phase motor; field-circuit co-simulation

0 引 言

航空电气化能够提高飞行器能量利用效率、降低燃油消耗和污染物排放,是发展绿色航空、提升飞机性能的重要途经[1-2]。集成起动发电机(integrate stater generator, ISG)作为其核心关键部件,对其功率密度和可靠性有较高的要求。高速永磁同步电机(permanent magnet synchronous motor, PMSM)凭借高效率和高功率密度等优势逐渐成为起动发电机的首要选择[3]。相较于传统的三相电机,多相电机具有更高的功率密度和更小的转矩脉动。其中非对称双三相电机由两套互差30电角度的三相绕组构成,控制端由两组独立的三相逆变器供电,两套绕组互为备份,提高设备的可靠性[4]。

然而,航空起动发电机在实际运行过程中损耗密度大、环境温度高,同时高空低气压的工作环境以及有限的冷却能力可能使电机绕组发生匝间短路(inter-turn short-circuit, ITSC)故障。故障初期异常电流和电磁变化微弱,故障在线检测十分困难,若不及时进行保护,可能会进一步发展成相间短路、对地短路等故障[5]。因此需要研究ITSC故障诊断方法,对早期故障进行及时有效的诊断。

定子绕组的非正弦分布及磁场谐波因素,电流中蕴含丰富的谐波成分[6],且死区效应导致高速域下谐波增加,ITSC故障会导致其中某些谐波特征发生改变。文献[7]对比不同谐波随短路电阻的变化情况,通过九次谐波反应故障状态,同步旋转坐标系下电流的二次谐波[8-9]也蕴含ITSC的故障信息。由于谐波电流的计算较为复杂,在高速电机数字控制系统中存在运算耗时与处理器资源占用的问题,难以满足控制系统的实时性要求。

通过配置电阻网络,利用低通滤波器提取中性点电压零序分量[10]进行故障识别,该方法原理简明,但降低了系统的可靠性。利用预埋探测线圈的反电势进行匝间短路故障辨识[11]具有较高的准确性与灵敏性,还可判断偏心故障和退磁故障[12]等,但布置探测线圈改变了电机的原有结构。文献[13-14]利用相电流幅值之差的绝对量来判断是否发生匝间短路,通过低通滤波器获取电流幅值,但对于低电压大电流的航空高速PMSM,由于绕组电感较小,电机在稳态点处电流波动较大,影响滤波器的效果。

文献[15]采用抗扰观测器中的干扰信号对五相永磁同步电机进行ITSC故障诊断,同时还进行电机的容错控制。文献[16]采用改进的变分模态分解的去噪方法,应用于ITSC故障振动信号。文献[17]通过反电势估计短路电流,应用滑模观测器和广义二阶积分器可以实现反电势的无失真提取。但观测器的应用依赖于准确的电机参数,温升较高、工况复杂的运行环境使航空高速PMSM参数变化较大。

ITSC故障会造成定子阻抗发生变化,引起实际电压或电流偏离给定值,造成残差分量。文献[18]采用同步旋转坐标系下的电流残差分量进行故障诊断,并通过残差分量的相角进行故障相定位,高频注入法增大这种残差效应[19],并通过高频分量的残差进行故障诊断。通过向不同绕组注入高频电流[20]或注入不同频率的高频电流[21],利用高频阻抗的差异进行故障诊断。高频注入法避免增加额外硬件,并可对故障引发的转速波动进行主动抑制[22],但该方法会引入额外的谐波损耗,且受限于开关频率,向高速PMSM注入高频信号难度较大。

神经网络方法在同步电机定子绕组ITSC故障的诊断方面也有应用。文献[23]采用生成式对抗网络和稀疏自编码深度学习方法,通过采集负序电流和转矩特征,对ITSC故障进行准确识别。直流侧电流谐波和深度学习的方法共同构建故障诊断模型[24],也可实现较高的诊断准确率。文献[25]针对同步电机的励磁绕组采用长短期记忆卷积神经网络(long short term memory convolutional neural network, LSTM-CNN)预测模型,利用历史数据训练并确定故障预警阈值。文献[26]采用卷积神经网络

方法,通过 Park 矢量轨迹特征对定子匝间短路准确识别。神经网络需要大量样本进行数据训练,并且应用的网络模型对计算资源需求较高,在嵌入式控制平台中面临模型轻量化与运算效率的挑战。

现有的故障诊断方法在高速 PMSM 应用中受限于电机参数漂移和计算资源,且会导致电机效率降低等问题。针对上述问题,首先对双三相电机的匝间短路故障进行建模,推导出与工作状态和短路参数相关的短路电流解析表达式,并提出基于定子电流频域特征的故障诊断方法。通过对三相电流采样值进行离散傅里叶变换(discrete Fourier transform, DFT)得到三相电流的幅值,进而把幅值的不平衡度作为电机匝间短路故障的诊断依据,通过场路耦合仿真和高速实验系统验证该方法的有效性。实验结果表明,该方法能够在不改变电机结构和增加额外的硬件设备的前提下,高效准确地诊断出电机的正常状态和 ITSC 故障状态,并且对电机的动态加载过程和宽速域发电工况有较强的鲁棒性。

1　双三相电机匝间短路故障建模

为便于研究匝间短路故障特征,建立如图 1 所示的中性点隔离的非对称双三相 PMSM 的等效电路模型,其中 ABC 为一套三相绕组,XYZ 为另一套三相绕组,两套绕组相差 30 电角度,中点分别为 O_1 和 O_2,且相互隔离。图 1 中展示 A 相发生匝间短路时的等效电路,表征短路状态的参数主要有短路匝数比 μ 和短路电阻 r_F,短路分析主要基于 A 相进行,其他相发生短路同理。

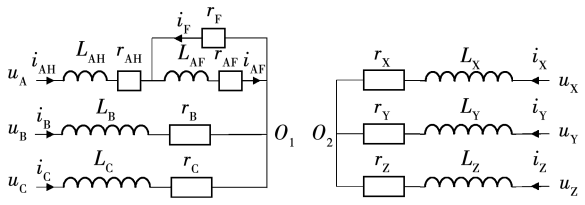


图 1　非对称双三相永磁电机定子绕组等效电路图

Fig. 1　Equivalent circuit diagram of stator winding of an asymmetric dual three-phase PMSM

图 2 为非对称双三相永磁起动发电机控制框图,由原动机模拟发动机特性,与起动发电机直连。在起动阶段,外环为转速环,内环为电流环;当转速达到发动机设定的怠速转速后,外环切换为电压环,永磁电机由电动状态进入到发电状态。坐标变换采用矢量空间解耦(vector space decomposition, VSD)变换,脉宽调制(pluse width modulation, PWM)采用四矢量调制算法,包括基波平面的 dq 轴矢量和谐波平面的 xy 轴矢量;在高速阶段由于控制器计算延时,需要对 VSD 逆变换进行角度补偿;故障诊断模块通过采集定子电流和转速信息来进行匝间短路的诊断。

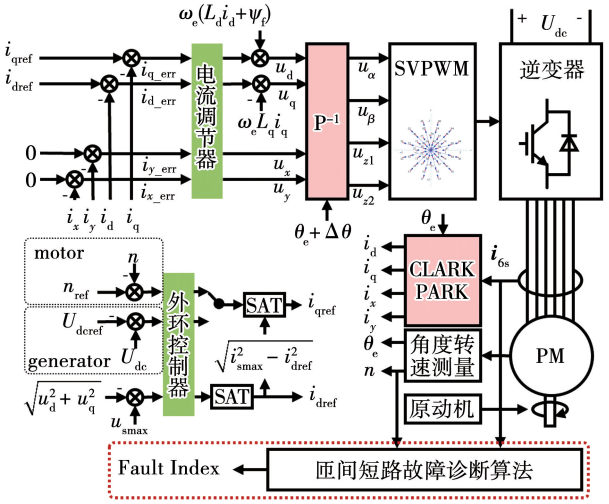


图 2　非对称双三相永磁起动发电机控制框图

Fig. 2　Control block diagram of asymmetric dual three-phase PMSM

电机在正常运行中,同一套绕组的三相电流基波幅值大致平衡,相位相差 120°,若只考虑基波分量,则六相电流的表达式可以写为:

$$\left.\begin{aligned} i_A &= I_s\sin(\omega_e t+\varphi_A);\\ i_B &= I_s\sin(\omega_e t+\varphi_A+120°);\\ i_C &= I_s\sin(\omega_e t+\varphi_A-120°);\\ i_X &= I_s\sin(\omega_e t+\varphi_A+30°);\\ i_Y &= I_s\sin(\omega_e t+\varphi_A+150°);\\ i_Z &= I_s\sin(\omega_e t+\varphi_A-90°)。\end{aligned}\right\} \tag{1}$$

式中:I_s 为电枢绕组电流的基波幅值;ω_e 为电机的电角速度;φ_A 为 A 相电流的初始相位。

1.1　匝间短路故障电流模型分析

若 A 相发生 ITSC 故障,将 A 相绕组分为两部分,健康部分称为 AH,故障部分称为 AF,如图 1 所示。并且定义 2 个与短路状态相关的物理量:短路匝数百分比 μ 为短路匝数与支路总匝数之比;短路电阻倍数 λ 为

$$\lambda = r_F/r。 \tag{2}$$

式中:r_F表示短路点接触电阻;r 表示同步电机定子绕组的电阻。

电机的磁链方程和电压方程可以改写为:

$$\left.\begin{aligned}\boldsymbol{\psi}_{7s} &= \boldsymbol{L}_{7s}\boldsymbol{i}_{7s} + \psi_r\boldsymbol{F}_{7s}(\theta_e);\\ \boldsymbol{u}_{7s} &= \boldsymbol{r}_{7s}\boldsymbol{i}_{7s} + p_t\boldsymbol{\psi}_{7s}。\end{aligned}\right\} \tag{3}$$

式中:$\boldsymbol{\psi}_{7s}$ 表示包括 A 相短路部分、健康部分以及其他相共 7 个绕组的磁链;$\boldsymbol{L}_{7s}$ 表示所有绕组之间的电感矩阵,包括绕组自感和互感;$\boldsymbol{i}_{7s}$ 表示每个绕组的电流;ψ_r 表示转子磁钢所产生的磁通;$\psi_r\boldsymbol{F}_{7s}(\theta_e)$ 表示转子磁钢对每个绕组的匝链磁场;$\boldsymbol{u}_{7s}$ 表示每个绕组的电压;$\boldsymbol{r}_{7s}$ 表示电阻矩阵;p_t 表示时域微分算子。不同物理量对应的表达式如下:

7 个绕组的磁链为

$$\boldsymbol{\psi}_{7s} = [\psi_{AF}\quad \psi_{AH}\quad \psi_B\quad \psi_C\quad \psi_X\quad \psi_Y\quad \psi_Z]^T。 \tag{4}$$

7 个绕组之间的电感为

$$\boldsymbol{L}_{7s} = L_m\begin{bmatrix}\boldsymbol{L}_1 & \boldsymbol{L}_2\\ \boldsymbol{L}_2^T & \boldsymbol{L}_3\end{bmatrix}。 \tag{5}$$

其中 L_m为单相绕组自感,各分块矩阵为:

$$\boldsymbol{L}_1 = \begin{bmatrix}\mu^2 & \mu(1-\mu) & -\frac{1}{2}\mu\\ \mu(1-\mu) & (1-\mu)^2 & -\frac{1}{2}(1-\mu)\\ -\frac{1}{2}\mu & -\frac{1}{2}(1-\mu) & 1\end{bmatrix}; \tag{6}$$

$$\boldsymbol{L}_2 = \begin{bmatrix}-\frac{1}{2}\mu & \frac{\sqrt{3}}{2}\mu & -\frac{\sqrt{3}}{2}\mu & 0\\ -\frac{1}{2}(1-\mu) & \frac{\sqrt{3}}{2}(1-\mu) & -\frac{\sqrt{3}}{2}(1-\mu) & 0\\ -\frac{1}{2} & 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2}\end{bmatrix}; \tag{7}$$

$$\boldsymbol{L}_3 = \begin{bmatrix}1 & -\frac{\sqrt{3}}{2} & 0 & \frac{\sqrt{3}}{2}\\ -\frac{\sqrt{3}}{2} & 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2}\\ 0 & -\frac{1}{2} & 1 & -\frac{1}{2}\\ \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} & 1\end{bmatrix}。 \tag{8}$$

7 个绕组的电流为

$$\boldsymbol{i}_{7s} = [i_{AF}\quad i_{AF}\quad i_B\quad i_C\quad i_X\quad i_Y\quad i_Z]^T。 \tag{9}$$

转子磁钢对每个绕组产生的旋转磁场函数为

$$\boldsymbol{F}_{7s}(\theta_e) = \begin{bmatrix}\mu\cos\theta_e\\ (1-\mu)\cos\theta_e\\ \cos(\theta_e-120°)\\ \cos(\theta_e+120°)\\ \cos(\theta_e-30°)\\ \cos(\theta_e-150°)\\ \cos(\theta_e+90°)\end{bmatrix}。 \tag{10}$$

7 个绕组两端的电压为

$$\boldsymbol{u}_{7s} = [u_{AF}\quad u_{AF}\quad u_B\quad u_C\quad u_X\quad u_Y\quad u_Z]^T。 \tag{11}$$

7 个绕组对应的电阻矩阵为

$$\boldsymbol{r}_{7s} = r\begin{bmatrix}\mu & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\ 0 & 1-\mu & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1\end{bmatrix}。 \tag{12}$$

故障支路中的短路电阻满足欧姆定律:

$$u_{AF} = -\lambda r(i_{AF} - i_{AH})。 \tag{13}$$

将式(13)代入式(3)并通过 Park 变换得到故障支路的方程为

$$0 = (\mu+\lambda)ri_F + \frac{\mu}{\sqrt{3}}ri_A + p_t(\mu^2L_mi_F + \sqrt{3}\mu L_mi_A + \mu\psi_r\cos\theta_e)。 \tag{14}$$

式中 L_m为单相绕组自感,为方便分析和简化表达式,考虑 A 相电流的初始相位 φ_A为 0,并定义 2 个关于电机运行工作点的状态变量为:

$$\left.\begin{aligned}k &= (\omega_eL_m)/r;\\ m &= (\omega_e\psi_f)/(I_Ar)。\end{aligned}\right\} \tag{15}$$

式中:I_A表示 A 相绕组电流的幅值;k 和 m 分别可以反应电机当前的转速和负载情况。

对于电机的任意特定工作点,k 和 m 都为定值,由于短路绕组所包围的磁链处于交变状态,对应的短路电流除了含有衰减的暂态分量外,还应该具有和交变磁场频率保持一致的正弦稳态分量。式(14)为典型的一阶非齐次常系数线性微分方程,对其进行求解可以得到短路电流的时域表达式为:

$$\left.\begin{aligned} i_{F1} &= \exp\left(\frac{\mu+\lambda}{-\mu^2}\frac{t}{L_m/r}\right)\frac{\mu k I_A}{\mu^4k^2+(\mu+\lambda)^2}\times \\ &\quad [\mu^2(m-1/\sqrt{3})+\sqrt{3}(\mu+\lambda)]; \\ i_{F2} &= \frac{-\mu I_A}{\mu^4k^2+(\mu+\lambda)^2}\{[\sqrt{3}\mu^2k^2- \\ &\quad (m-1/\sqrt{3})(\mu+\lambda)]\sin(\omega_e t)+ \\ &\quad [\sqrt{3}k(\mu+\lambda)+\mu^2k(m-1/\sqrt{3})]\cos(\omega_e t)\}。 \end{aligned}\right\} \tag{16}$$

式中:i_{F1}表示暂态分量;i_{F2}表示稳态分量,实际的短路电流为二者的总和。

考虑到控制器在实际运行中只能获取到电机端部的电流即 i_{AH},需推导出 A 相的等效电流、测量电流与短路电流之间的关系,由基尔霍夫电流定律和电流等效原理,可得:

$$\left.\begin{aligned} i_{AF} &= i_{AH}+i_F; \\ i_A &= (1-\mu)i_{AH}+\mu i_{AF}。 \end{aligned}\right\} \tag{17}$$

联立两式,可得

$$i_{AH} = i_A-\mu i_F。 \tag{18}$$

1.2　多工况故障诊断方法分析

利用每相的电流信号进行故障检测,具体实现过程是对定子电流进行单周期采样,将得到的采样电流进行 DFT 计算,得到每相电流的幅值,DFT 计算原理为

$$X[k] = \sum_{n=0}^{N-1}x(n)\exp\left(-\mathrm{j}2\pi k\frac{n}{N}\right)。 \tag{19}$$

式中:$X[k]$表示 k 次谐波幅值;n 表示最近一个周期中的第 n 个采样点;N 表示单个周期内总共采样点的个数。

由式(18)可知,ITSC 故障会在故障相中产生短路电流,利用故障电流构造故障指示器。通过 DFT 计算得到三相电流的基波幅值后,可以利用下式计算出反应 ITSC 的故障特征值,即:

$$\left.\begin{aligned} FI_1 &= \frac{|I_A-I_B|+|I_B-I_C|+|I_C-I_A|}{(I_A+I_B+I_C)/3}; \\ FI_2 &= \frac{|I_X-I_Y|+|I_Y-I_Z|+|I_Z-I_X|}{(I_X+I_Y+I_Z)/3}。 \end{aligned}\right\} \tag{20}$$

空载工况下,三相电流幅值较小,电枢绕组所承载的电应力较小,不易发生短路故障。在正常带载工况下,ABC 和 XYZ 三相电流幅值大致相等,特征值 FI_1 和 FI_2 接近于 0,而且基波电流幅值越大,由于采样和计算所引入的相对误差越小,特征值越接近于 0。

若发生故障,由式(18)可知,故障相电流的测量值会多出故障支路的电流分量,导致故障相所在的三相绕组会出现幅值不平衡。实际上,由于两套绕组存在磁路耦合的关系,所以各自的三相电流都会发生一定程度的不平衡,导致 FI_1 和 FI_2 会有不同程度的上升。由于实际系统中 FI_1 和 FI_2 较为接近,默认采用 FI_1,并简称 FI。

由式(20)可分析正常工况和匝间短路状态下的特征值变化情况来设置触发阈值,正常工况下,基波电流幅值大致相等,但由于系统的共模电流和测量误差,会引起不平衡分量;匝间短路状态下,不平衡分量还会包含短路电流。正常和匝间短路状态下特征值分别为:

$$\left.\begin{aligned} FI_H &= \frac{\Delta I}{\bar{I}}; \\ FI_F &= \frac{\Delta I+2\mu I_F}{\bar{I}}。 \end{aligned}\right\} \tag{21}$$

式中:FI_H为正常工况下的特征值;FI_F为匝间短路状态下的特征值;ΔI 是由共模电流和测量误差或三相参数不对称引起的不平衡分量;$\bar{I}$ 是相电流有效值平均值;I_F为短路电流有效值。

故障特征值阈值 η 设置应满足:

$$FI_H < \eta < FI_F。 \tag{22}$$

故障特征值阈值 η 越接近 FI_H,故障指示器灵敏度越高,但同时误触发概率越大,故障特征值阈值 η 越接近 FI_F,故障指示器灵敏度越低,但同时误触发概率越小,一般选取某个中间值平衡灵敏度和误触发概率。

在加载或升速的动态过程中,若没有发生故障,六相参数依然对称,动态过程所引起的功率流动被平均分配到每一相中,相电流依然平衡,故障特征值 FI 依然接近于 0;若发生故障,则故障相出现短路电流分量,故障特征值 FI 上升,超过故障阈值可以检测到匝间短路。

电机运行过程中的温升对每一相的电气参数影响大致相同,参数变化不会影响三相电流幅值的对称性,该方法的有效性不会受到参数变化的影响。

2　场路耦合有限元分析验证

为验证上述模型的准确性和匝间短路故障诊断方法的有效性,采用 Maxwell 和 Simplorer 对一台

250 kW、23 000 r/min 内置式高速 PMSM 进行场路耦合仿真,有限元模型如图 3 所示。该电机采用 6 极36 槽结构,槽内绕组布局为双层绕制形式,转子磁钢采用双 V 型排列方式。针对 A 相的部分绕组采用分立绕组模型,对某一支路的 12 匝绕组进行单独建模,并引出每一匝绕组抽头,便于在 Simplorer 中通过改变短路电阻的接线来设置不同的短路参数。

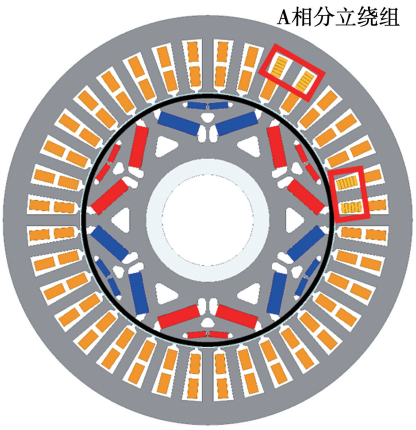


图 3 双三相永磁起动发电机有限元模型

Fig. 3 Finite element model of dual three-phase permanent magnet starter generator

2.1 匝间短路故障电流模型验证

为验证匝间短路电流模型的精确性,通过设置不同的短路匝数比和短路电阻来构造不同的短路特征,设置不同的目标转速和负载转矩来模拟电机不同的工作状态。

为便于分析,根据式(16)可以定义稳态短路电流倍数 I_{F2} 来代表短路电流的大小,即

$$I_{F2}^2 = \frac{[\mu^2 k^2 + (\mu+\lambda)(\sqrt{3}m-1)]^2}{3[\mu^3 k^2 + (\mu+\lambda)^2/\mu]^2} + \frac{[k(\mu+\lambda) + \mu^2 k(\sqrt{3}m-1)]^2}{3[\mu^3 k^2 + (\mu+\lambda)^2/\mu]^2}。 \quad (23)$$

为验证该模型对不同工作点的适用性,固定短路匝数比为 0.167、短路电阻倍数为 100 不变,设置电机不同的工作参数:目标转速分别设置为 3 000、4 000、5 000、6 000 r/min,负载转矩分别设置为 30、40、50、60 N·m,在该短路参数和工作范围条件下,短路点的接触电阻和短路匝的电抗最为接近,短路电流随电机工作点的变化规律最为复杂。由式(23)可得到不同工况下的短路电流理论模型的计算结果,图 4 展示了模型计算结果和有限元仿真结果之间的对比。

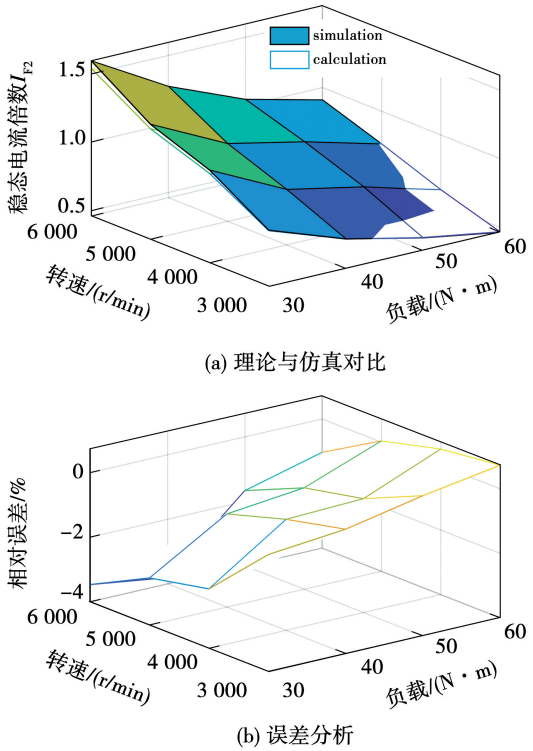
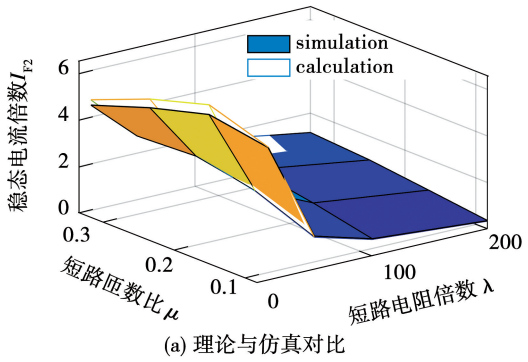


图 4 不同工作状态下模型计算与场路耦合仿真对比及误差分析

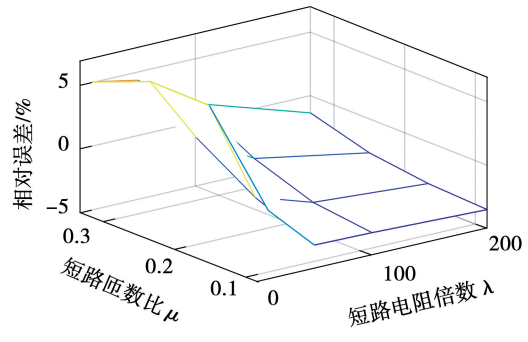
Fig. 4 Comparison of model calculations with field-circuit co-simulation and error analysis under different working conditions

由图 4 的数据分析可知,稳态短路电流倍数随着转速的增大而增大,随着负载的增大而减小,将仿真数据与计算结果进行对比,二者曲线走势呈现高度一致性,相对误差均在±5% 以内,经误差溯源分析,该误差主要来源于场路耦合仿真系统中的高频分量和浮点计算误差,不影响故障诊断的精度。

为验证该模型对不同短路参数的适用性,固定电机转速为 5 000 r/min、负载转矩为 30 N·m 不变,设置不同的短路参数:短路匝数比 μ 分别设置为 0.083、0.167、0.25、0.33,短路电阻倍数 λ 分别设置为 10、50、100、200,该短路匝数比和短路电阻倍数的组合考虑到接触电阻与短路匝的电抗之间的关系,包括金属性短路、电阻性短路以及二者之间的过渡区短路 3 种短路模式。由式(23)可得到不同短路参数下的短路电流理论计算结果,图 5 展示了理论计算结果和有限元仿真结果之间的对比情况。



(a) 理论与仿真对比



(b) 误差分析

图 5　不同短路状态下模型计算与场路耦合仿真对比及误差分析

Fig. 5　Comparison of model calculations with field-circuit co-simulation and error analysis under different short-circuit conditions

从图 5 中可以看到,随着短路电阻倍数减小和短路匝数比增加,短路电流逐渐增大,与文献[20]得到的规律一致,同时仿真数据与计算结果之间的误差也有增大的趋势。从有限元中的磁场分布来看,当短路匝数较多,且短路电阻较小的情况下,故障电流的去磁效应导致定子轭部磁场较小,并出现明显的低磁密区域,使 BH 曲线上的工作点斜率增大,定子等效电感增大,从而使电机仿真得到的短路电流小于理论计算出的短路电流,但依然满足故障诊断所需的精度。可以通过对电机进行低磁密条件下电感计算来对式(23)中的 k 值进行修正,进一步提高理论模型的精确性。

2.2　高速永磁电机故障诊断方法鲁棒性仿真验证

电机在起动阶段持续时间较短,不易发生故障,为满足宽转速范围发电工况下匝间短路故障实时检测需求,主要针对 14 400 ~ 23 000 r/min 发电工况转速区间实施分段化处理。基于计算精度要求,将目标转速域划分为多个子区间,如表 1 所示。各子区间内采用固定采样点数策略,满足计算精度同时避免频谱泄露问题;在区间衔接处设置切换机制,从而实现不同转速工况下故障特征值的高精度提取与诊断算法的稳定运行。

表 1　不同转速区间以及所对应的采样点数

Table 1　Different speed ranges and the corresponding number of sampling points

转速区间/(r/min)	采样点数
14 400 ~ 14 835	28
14 835 ~ 16 026	26
16 026 ~ 17 424	24
17 424 ~ 19 091	22
19 091 ~ 21 111	20
21 111 ~ 23 000	18

为规避电机运行转速在区间端点附近波动引发的故障误判风险,在转速控制环节引入滞环比较器机制,该滞环比较器的滞环宽度取决于速度传感器测量精度参数。由于电机在转速区间端点处,DFT 的频率变换并不严格对应电机的当前转速,会发生轻微的频率泄露,导致在基波对应频率处峰值拓宽,相应的故障诊断指标 FI 的计算结果会有升高,但远未达到故障状态对应的特征结果,仍然可以通过设置阈值的方式来区分是否发生匝间短路。

在直流电源侧配置 100 ~ 250 kW 阻性负载,选择 14 400 ~ 23 000 r/min 之间 12 个不同转速点(包含转速区间端点和区间中点),分析未发生匝间短路时定子电流和故障诊断结果的变化规律,如图 6 所示。

由图 6 所示的仿真数据可以看出,在不同的负载工况下,正常电机故障特征值在发电速域内始终维持在 7.0% 以下,电机两套绕组的电流有效值几乎一致,说明功率几乎被平均分配到两套绕组中,对应的故障特征值重合度较高。在所有转速区间中点处(对应的转速分别为 15 385、16 667、18 182、20 000和 22 222 r/min)的故障特征值低于各转速区间端点处,这一现象与理论预测结果相吻合,验证了理论分析的正确性。

为了验证故障诊断方法的鲁棒性,施加不同的负载变化,分析健康电机加载前后的定子电流和故障诊断结果的变化规律,如图 7 所示。

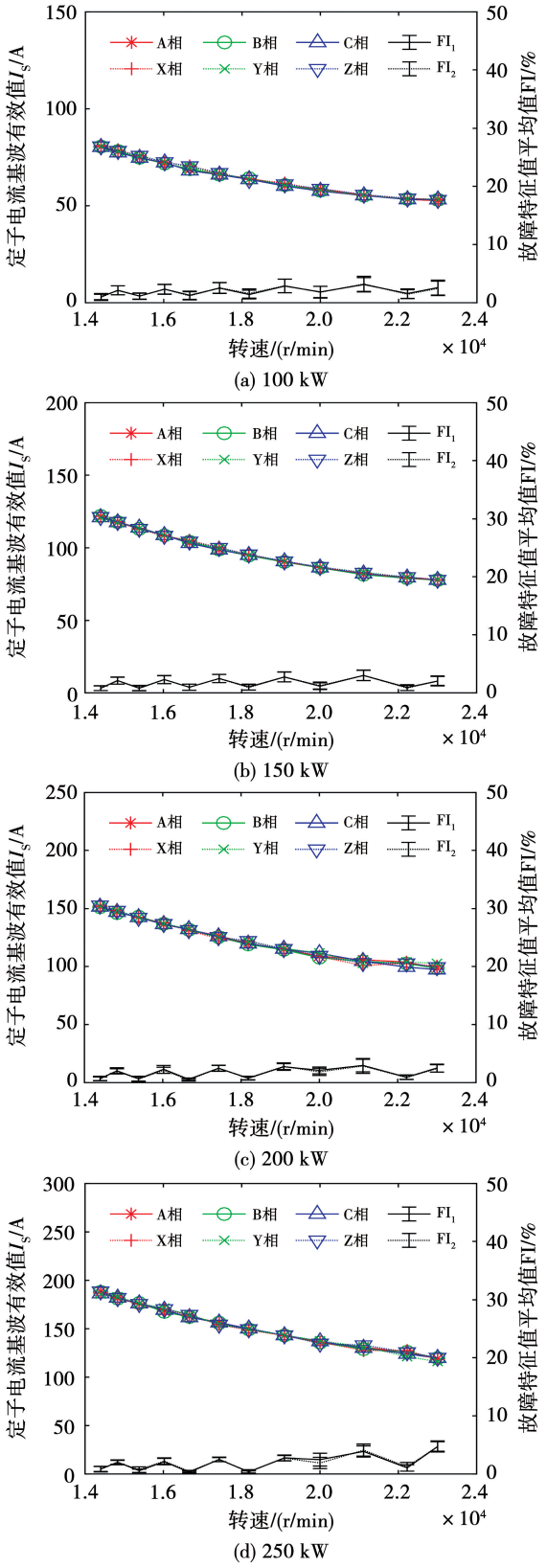


图 6 定子电流有效值和故障特征值场路耦合仿真结果

Fig. 6 Field-circuit co-simulation result of stator current effective value and fault characteristics

图 7(a)在 8 ms 处施加 50 kW 阶跃负载,定子电流略有增加,但故障诊断结果始终维持在较低的水平;图 7(b)施加 150 kW 阶跃负载,定子电流显著增加,在动态变化过程中,故障诊断结果略有增加,但依然远低于故障发生时的诊断结果。

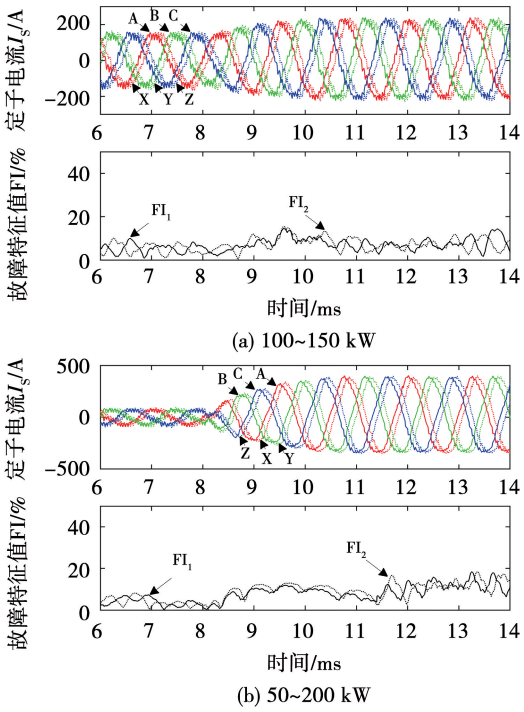


图 7 负载变化对故障诊断结果的影响

Fig. 7 Influence of load variation on fault diagnosis results

2.3 高速永磁电机故障诊断方法有效性仿真验证

为验证该故障特征值在电机发生故障时的有效性,设置直流侧负载为 250 kW,转速为 18 182 r/min,在 30 ms 处产生匝间短路,短路相为 A 相,短路匝数比为 0.167,短路电阻倍数为 10。短路前后三相电流的波形和故障特征值的波形如图 8 所示。可以看到,在故障发生前定子三相电流基本对称,故障特征值在 8.2% 以下,故障发生之后,两套绕组对应相(A 相与 X 相,B 相与 Y 相,C 相与 Z 相)的电流均出现不平衡情况,同时 A 相电流的基波幅值大于 BC 相电流,X 相电流的基波幅值小于 YZ 相电流,使故障特征值均增加到 50% 以上。

在正常轻载工况下,示波器测量的共模电流在 ±10 A 以内,取不平衡分量 $\Delta I = 10$ A,相电流有效值平均值取 50 A,故障满载工况下,电机的工作点参数为 $k = 41.13$、$m = 108.07$,短路参数 $\mu = 0.167$、$\lambda = 10$,相电流有效值取 250 A,将相应参数代入

式(22)和式(23)估算阈值边界,可以得出

$$0.20 < \eta < 0.65。\tag{24}$$

基于正常运行工况与故障状态下的实验数据对比分析,将故障仿真数据代入式(22),综合考虑诊断技术的可靠性与误触发概率,将故障诊断阈值设定在 40% ~50% 区间。该阈值范围既能够确保正常状态下特征值波动均处于安全区间,又可在匝间短路故障发生时实现快速响应,兼顾了诊断灵敏度与抗干扰性能。

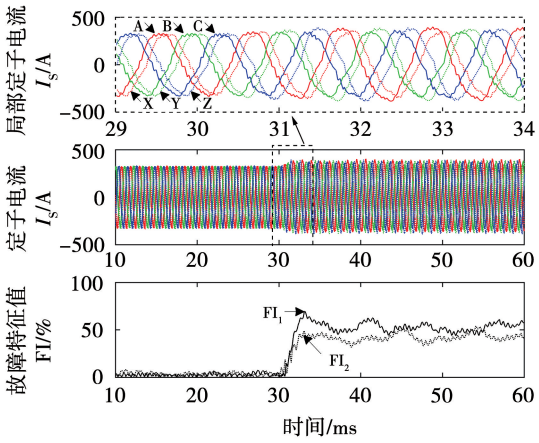


图 8　匝间短路场路耦合仿真波形

Fig. 8　Waveform of inter-turn short-circuit field-circuit co-simulation

3　高速永磁电机系统实验验证

为进一步验证所提出的匝间短路故障诊断方法的有效性,构建双三相高速永磁同步起动发电机对拖实验平台,实验系统实物图如图 9 所示,对应的原理图如图 10 所示。该系统主要由原动机、高速永磁起动发电机、控制器、上位机、直流电源和阻性负载组成。在起动阶段,起动发电机对应的控制器 2 接入直流电源,在发电阶段,控制器 2 断开直流电源,接入阻性负载。

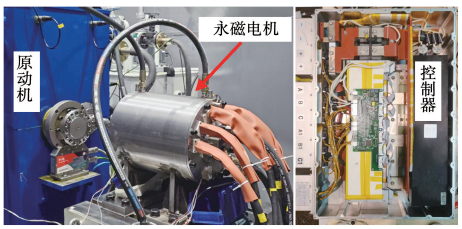


图 9　实验系统实物图

Fig. 9　Physical diagram of experimental system

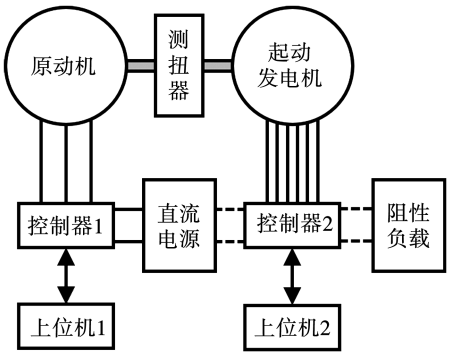


图 10　实验系统原理图

Fig. 10　Schematic diagram of experimental system

为验证该诊断方法的准确性,本实验针对 ABC 三相绕组的采样数据开展分析。控制系统采用恒定采样频率(20 kHz),转速切换过程对应的滞环宽度设定为 100 r/min,以避免转速波动引起的计算点数频繁跳变。

根据表 1 所示实验数据,采样点数与电机转速呈现显著的负相关特性。经实测验证,时钟频率设置为 150 MHz,在编译器启用 O2 优化策略后,故障诊断算法模块的执行时间不超过 1 080 个时钟周期,确保了算法在不同转速工况下的实时性与有效性。

3.1　高速电机空载电流幅值特性

利用示波器采集不同转速工况下的电机空载电流时域波形,通过 DFT 计算获取基波电流幅值,实验结果如图 11 所示,发电阶段低速情况下由于测量误差和空载损耗的综合影响,空载电流的基波幅值接近于 0,高速状态下由于弱磁控制策略引入了去磁电流分量,空载电流逐步升高。

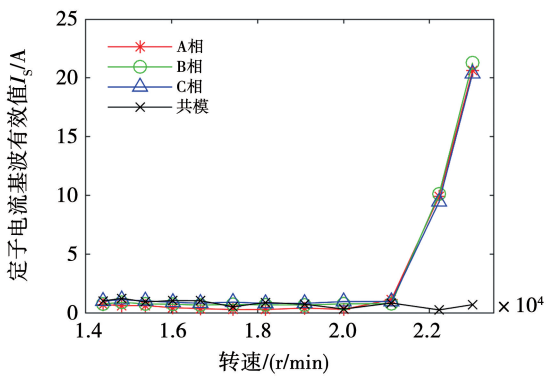


图 11　空载电流基波幅值

Fig. 11　Amplitude of the fundamental wave of stator current without load

为了避免实际系统运行过程中故障特征值指标虚高误判,需要设置空载电流阈值,根据图 11 所测量的结果,本实验中设置阈值为 30 A。进行匝间短路故障诊断前,首先要判断当前基波电流的幅值是否大于空载电流阈值,若超过空载电流阈值,再进行故障诊断。

3.2 故障诊断方法有效性验证

为验证所提方法在匝间短路状态下的有效性,设计过载工况实验:将电机置于额定转速下,施加 135% 的额定负载,持续监测定子三相电流与定子温度参数,直至定子绝缘层失效故障引发漏电流保护动作。实验过程中,通过录波器同步采集故障发生前后的定子电流信号,经离线数据处理后重新标定信号时域零点;故障停机后,对电机定子进行拆解检测与修复,最终确认定子绕组存在匝间短路故障。图 12 展示了发生匝间短路故障前后三相定子电流波形和对应的故障特征值波形的变化情况。

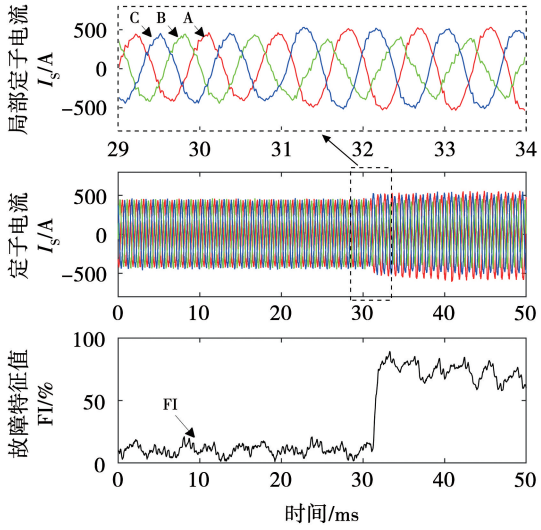


图 12 发生匝间短路时定子电流和故障特征值波形

Fig. 12 Waveform of stator current and fault characteristic when an ITSC fault occurs

由图 12 可以看到,故障发生前,定子三相电流呈现良好的平衡性,故障特征值保持在 20% 以下,在 31 ms 时刻,电机发生匝间短路故障,A 相电流幅值增大,故障特征值上升到 80% 以上。由于该实验过程属于破坏性实验,在故障发生后至漏电流保护阈值触发前的过渡阶段,匝间短路故障的等效参数(如短路匝数、接触电阻等)处于动态变化状态,导致故障特征值出现小幅波动,该现象符合破坏性实验的客观规律。

进一步分析可知,故障特征值对匝间短路故障具有极高的敏感性:在故障发生后的一个电周期内,故障特征值迅速响应并超过预设阈值,证明所提方法能够快速、准确地捕捉匝间短路故障信号,验证了该方法在过载工况下的有效性与工程实用性。

3.3 故障诊断方法鲁棒性验证

3.3.1 稳态工况

为了验证该方法在稳态工况下的鲁棒性,需要采集电机在正常工作状态下的电流波形和故障特征值的实时计算值,实验过程中选取每个转速区间的中点转速和端点转速,加载 100 kW 测量电机的定子电流和故障特征值,不同转速下特征参量如图 13 所示。

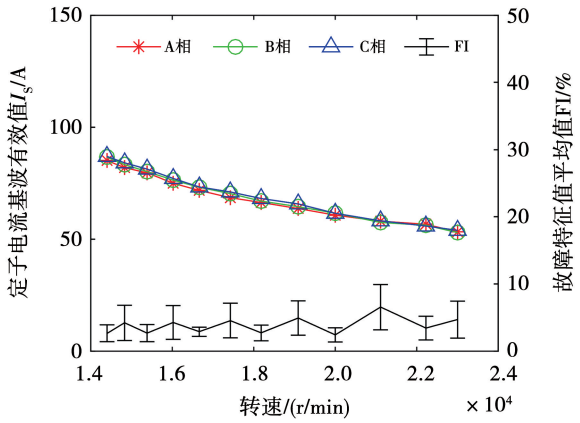


图 13 100 kW 负载下定子电流有效值与故障特征值实验结果

Fig. 13 Experiment result of stator current effective value and fault characteristics under a 100 kW load

由图 13 可以看出,实验结果中的电流与转速之间的变化规律与图 6(a)的仿真结果重合度较高,考虑到实际系统中传感器测量误差的影响,所有转速下的故障特征值均要弱于图 6(a)仿真结果,但也可以体现出相同的规律:即在每个转速区间中点(对应的转速分别为 15 385、16 667、18 182、20 000 和 22 222 r/min)的故障特征值要小于其他转速下所对应的故障特征值,并且上述转速下的也优于其他转速。在电机正常运行工况下,所有转速对应的故障诊断结果均在 10% 以下,远低于故障触发阈值,不会发生误诊断,验证了该诊断方法在稳态工况的鲁棒性。

3.3.2 动态工况

为验证故障特征值在电机动态工况下的鲁棒

性,设计 50 kW 阶跃负载突加突卸实验。实验过程中,首先将电机稳定运行于 16 026 r/min 转速平台,分别设置 100、150 kW 两种典型负载工况,验证诊断算法在动态过程中的稳定性。其中,针对 100 kW 与 150 kW 负载之间的突加突卸变化过程进行重点分析,图 14、图 15 分别展示了加载和卸载 50 kW 时三相定子电流的波形变化以及对应的故障诊断结果。

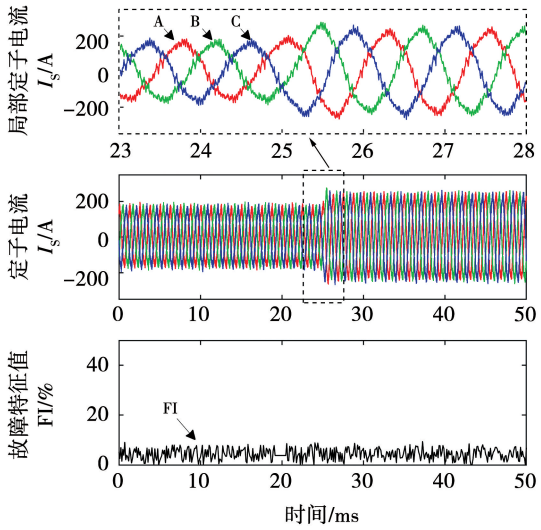


图 14　100 kW 至 150 kW 突加负载定子电流与故障特征值

Fig. 14　Stator current and fault characteristic under sudden increase from 100 kW to 150 kW

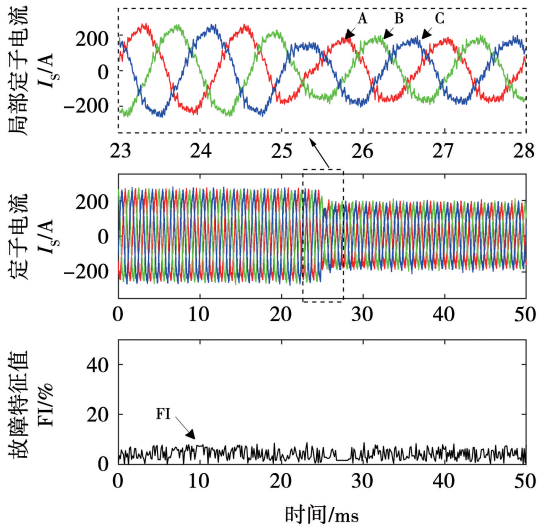


图 15　150 kW 至 100 kW 突卸负载定子电流与故障特征值

Fig. 15　Stator current and fault characteristic under sudden decrease from 150 kW to 100 kW

在 100 kW 至 150 kW 负载突加突卸动态过程中,各相电流均匀增大;对整个负载变化过程的故障特征值实时监测数据显示,其波动范围均在 9.4% 以下,远低于预设的故障阈值。该实验结果表明,所提方法在剧烈负载变化工况下具有较高的鲁棒性,可有效规避电机在动态加减载过程中的误判风险,保障故障诊断系统的可靠性。

4　结　论

针对双三相航空高速永磁电机匝间短路初期诊断困难的问题,建立双三相永磁电机匝间短路状态下的电路模型,推导出短路电流解析表达式,并提出适用于高速 PMSM 定子绕组匝间短路故障的实时检测方法,以一台 250 kW、23 000 r/min 双三相航空高速永磁电机为例进行场路耦合仿真和实验验证,得出以下结论:

1)所建立的匝间短路故障模型对不同工作状态和不同短路参数下的短路电流均能准确计算,最大误差不超过 6%。

2)在宽转速范围发电工况和突加负载等暂态工况下,所提故障特征值可以快速准确辨识匝间短路故障。电机绕组无匝间短路时所对应的故障特征值均在 20% 以下,对转速波动、转矩脉动等因素具有较强的抗扰能力;出现短路故障时则迅速上升至 80% 以上,能够显著区分于正常工况。验证所提指标的合理性和有效性,能够快速有效地诊断电机匝间短路故障。

参 考 文 献:

[1] 张卓然, 陆嘉伟, 张伟秋, 等. 飞机电推进系统高效能电机及其驱动控制技术[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(16): 6610.
ZHANG Zhuoran, LU Jiawei, ZHANG Weiqiu, et al. High-performance electric machine and drive technologies for aircraft electric propulsion systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(16): 6610.

[2] BUTICCHI G, WHEELER P, BOROYEVICH D. The more-electric aircraft and beyond[J]. Proceedings of the IEEE, 2023, 111(4): 356.

[3] 魏嘉麟, 王又珑, 温旭辉, 等. 300 kW 航空高速永磁发电机分析与设计[J]. 电机与控制学报, 2023, 27(9): 63.
WEI Jialin, WANG Youlong, WEN Xuhui, et al. Analysis and design of 300 kW aerospace high-speed PM generator[J]. Electric Machines and Control, 2023, 27(9): 63.

[4] 匡晓霖, 徐金全, 黄春蓉, 等. 六相永磁同步电机驱动控制方式[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(7): 1361.
KUANG Xiaolin, XU Jinquan, HUANG Chunrong, et al. Drive-control modes of six-phase PMSM[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(7): 1361.

[5] 王宇, 张成糕, 郝雯娟. 永磁电机及其驱动系统容错技术综述[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(1): 351.
WANG Yu, ZHANG Chenggao, HAO Wenjuan. Overview of fault-tolerant technologies of permanent magnet brushless machine and its control system[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(1): 351.

[6] 张剑, 温旭辉, 李文善, 等. 基于谐波观测器的永磁同步电机谐波电流抑制策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(10): 3336.
ZHANG Jian, WEN Xuhui, LI Wenshan, et al. Research on harmonic current suppression strategies of permanent magnet synchronous motor systems based on harmonic obsevers[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(10): 3336.

[7] 魏东, 刘侃, 丁荣军, 等. 基于多重同步压缩变换的永磁同步电机初期匝间短路故障检测[J]. 电工技术学报, 2022, 37(18): 4651.
WEI Dong, LIU Kan, DING Rongjun, et al. A multi-synchrosqueezing transformation based early stage detection of inter-turn short circuit fault in permanent magnet synchronous machine[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2022, 37(18): 4651.

[8] LIU C, XIAO L, ZOU J, et al. Analysis and monitoring method for inter-turn short-circuit fault for PMSM[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2023, 59(11): 1.

[9] 刘蔚, 李万铨, 王明峤, 等. 复杂工况下的永磁同步电机典型绕组故障在线诊断[J]. 电工技术学报, 2024, 39(6): 1764.
LIU Wei, LI Wanquan, WANG Mingqiao, et al. Online diagnosis of typical winding faults in permanent magnet synchronous motors under complex working conditions[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2024, 39(6): 1764.

[10] 刘颖明, 张天琦, 王晓东, 等. 永磁同步风力发电机匝间和退磁故障早期检测[J]. 太阳能学报, 2022, 43(10): 252.
LIU Yingming, ZHANG Tianqi, WANG Xiaodong, et al. Early detection of inter-turn and demagnetization faults of permanent magnet synchronous wind generator[J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2022, 43(10): 252.

[11] 陈昊, 张楠, 高彩霞, 等. 永磁同步电机匝间短路故障短路线圈定位方法[J]. 电机与控制学报, 2023, 27(3): 124.
CHEN Hao, ZHANG Nan, GAO Caixia, et al. Fault coil location approach of permanent magnet synchronous motor with inter-turn short circuit fault[J]. Electric Machines and Control, 2023, 27(3): 124.

[12] 杭俊, 孙无双, 赖江龙, 等. 基于跨极式探测线圈的双三相永磁同步电机故障诊断方法[J]. 电机与控制学报, 2023, 27(7): 163.
HANG Jun, SUN Wushuang, LAI Jianglong, et al. Fault diagnosis method of dual three phase permanent magnet synchronous motor based on transpolar search coil[J]. Electric Machines and Control, 2023, 27(7): 163.

[13] HANG J, DING S, ZHANG J, et al. Detection of interturn short-circuit fault for PMSM with simple fault indicator[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2016, 31(4): 1697.

[14] ZHENG Z, LI Q, LI X, et al. Analysis and fault-tolerant control of inter-turn short-circuit fault for five-phase permanent-magnet synchronous machine[J]. Energy Reports, 2022, 8: 7360.

[15] CHEN Q, HAN X, LIU G, et al. Inter-turn fault diagnosis and control for five-phase PMSMs by disturbance observer[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2024, 71(11): 13901.

[16] 夏焰坤, 寇坚强, 李欣洋. 基于IWOA-VMD的永磁同步电机匝间短路故障振动信号去噪方法[J]. 电子测量与仪器学报, 2024,38(4): 202.
XIA Yankun, KOU Jianqiang, LI Xinyang. Denoising method for vibration signal of inter-turn short circuit fault in PMSM base on IWOA-VMD[J]. Journal of Electronic Measurement and Instrument, 2024,38(4): 202.

[17] LUO P, YIN Z, ZHANG Z, et al. Diversified diagnosis strategy for PMSM inter-turn short-circuit fault via novel sliding mode observer[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2024, 39(4): 4149.

[18] 杭俊, 胡齐涛, 丁石川, 等. 基于电流残差矢量模平方的永磁同步电机匝间短路故障鲁棒检测与定位方法研究[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(1): 340.
HANG Jun, HU Qitao, DING Shichuan, et al. Robust detection and location of inter-turn short circuit fault in permanent magnet synchronous motor based on square of residual current vector modulus[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(1): 340.

[19] FENG X, WANG B, LIU C, et al. Research on inter-turn short-circuit fault diagnosis method based on high frequency voltage residual for PMSM[J]. CES Transactions on Electrical Machines and Systems, 2023, 7(3): 256.

[20] XU Z, ZHANG J, ZHANG Y, et al. Winding condition monitoring for inverter-fed PMSM using high-frequency current injection[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2021, 57(6): 5818.

[21] ZHANG J, XU Z, WANG J, et al. Detection and discrimination of incipient stator faults for inverter-fed permanent magnet synchronous machines[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2021, 68(8): 7505.

[22] HANG J, SUN W, HU Q, et al. Integration of interturn fault diagnosis and fault-tolerant control for PMSM drive system[J]. IEEE Transactions on Transportation Electrification, 2022, 8(2): 2825.

[23] 李垣江, 张周磊, 李梦含, 等. 采用深度学习的永磁同步电

机匝间短路故障诊断方法[J]. 电机与控制学报, 2020, 24(9): 173.
LI Yuanjiang, ZHANG Zhoulei, LI Menghan, et al. Fault diagnosis of inter-turn short circuit of permanent magnet synchronous motor based on deep learning[J]. Electric Machines and Control, 2020, 24(9): 173.

[24] LI H, SHI T. Diagnosis of inter-turn short-circuit incipient fault in permanent magnet synchronous motors using input current on the power side[J]. IEEE Transactions on Industrial Informatics, 2024, 20(12): 13741.

[25] 李俊卿, 陈雅婷. LSTM-CNN 网络在同步电机励磁绕组匝间短路故障预警中的应用[J]. 华北电力大学学报(自然科学版), 2020, 47(4): 61.
LI Junqing, CHEN Yating. Application of LSTM-CNN network in fault waring of inter-turn short circuit in field windings of synchronous generator[J]. Journal of North China Electric Power University(Natural Science Edition), 2020, 47(4): 61.

[26] 党月懋, 张睿成, 吴立建, 等. 五相鼠笼异步电机定子匝间短路诊断方法[J]. 电机与控制学报, 2025, 29(1): 1.
DANG Yuemao, ZHANG Ruicheng, WU Lijian, et al. Diagnosis method of stator inter-turn short circuit for five-phase squirrel-cage induction motor[J]. Electric Machines and Control, 2025, 29(1): 1.

(编辑:邱赫男)

(上接第 152 页)

[12] 路义萍,艾丽昆, 孙海锋, 等. 二次水断供核主泵屏蔽电机冷却水瞬态热分析[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(14): 5756.
LU Yiping, AI Likun, SUN Haifeng, et al. Transient thermal analysis of cooling water of a canned motor for the nuclear main pump under secondary water supply outage condition[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(14): 5756.

[13] WANG D, LIANG Y, LI C, et al. Thermal equivalent network method for calculating stator temperature of a shielding induction motor[J]. International Journal of Thermal Sciences, 2020, 147: 106149.

[14] YU Q L, HUA J C, ZI S Y, et al. Analyses of ACME integral test results on CAP 1400 small-break loss-of-coolant-accident transient[J]. Progress in Nuclear Energy, 2016, 88:375.

[15] YE D X, LAI X D, LUO Y I, et al. Diagnostics of unclear reactor coolant pump in transition process on performance and vortex dynamics under station blackout accident[J]. Nuclear Engineering and Technology, 2020, 52(10): 2183.

[16] SIMPSON N, WROBEL R, MELLOR P H. An accurate mesh-based equivalent circuit approach to thermal modeling[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2014, 50(2): 269.

(编辑:邱赫男)