

# 背绕式绕组高速永磁发电机的抗匝间短路特性分析

万援, 张续, 郭健, 李文龙

(南京理工大学自动化学院, 江苏省 南京市 210094)

## Analysis of Anti-interturn Short-circuit Characteristics of High-speed Permanent Magnet Generator With Toroidal Windings

WAN Yuan, ZHANG Xu, GUO Jian, LI Wenlong

(School of Automation, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu Province, China)

**ABSTRACT:** Considering the significant threat posed by the large interturn short-circuit (ITSC) current to the reliability of high-power high-speed permanent magnet generator (HSPMG), this paper proposes a toroidal windings-based anti-ITSC-fault HSPMG scheme. The structure of circling around the stator yoke greatly enhances the inductance of the shorted coil, effectively suppressing the ITSC current. The analytical model of ITSC current is first established. Subsequently, electromagnetic simulations are performed to characterize the electromagnetic field distribution, ITSC current, and shorted coil inductance under ITSC conditions. The interaction mechanism among the three properties is theoretically analyzed to demonstrate both the effectiveness and limitations of this scheme. Results indicate that the magnetic field is distorted and saturated, the shorted coil inductance varies considerably with rotor position, and the waveform of ITSC current exhibits severe distortion from a sinusoidal shape. Furthermore, the influences of fault coil positions within slots, the number of shorted turns and strands, operating speed, and load rates on the ITSC current are investigated. To further enhance the anti-ITSC-fault capabilities, the design principles of structural parameters are explored. It is revealed that utilizing high-permeability Fe-Co-V V soft magnetic alloy as stator core material and increasing stator yoke thickness can effectively reduce levels of ITSC current. Finally, a prototype is developed to validate theoretical results.

**KEY WORDS:** high-speed permanent magnet generator (HSPMG); interturn short circuit fault; toroidal windings; high reliability

**基金项目:** 国家自然科学基金项目(青年项目)(52307060); 中国博士后科学基金项目(2023M740618); 中央高校基本科研业务费(30924010930)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China (Young Scientific Program) (52307060); China Postdoctoral Science Foundation (2023M740618); Fundamental Research Funds for the Central Universities (30924010930).

**摘要:** 大功率高速永磁发电机存在匝间短路电流过大问题, 严重威胁系统可靠性。为此, 该文提出一种基于背绕式绕组的抗匝间短路故障高速永磁发电机方案, 利用环磁轭提升短路匝线圈的电感, 可以有效抑制匝间短路电流。首先, 建立匝间短路电流的解析模型; 然后, 仿真分析匝间短路故障时的电磁场分布、匝间短路电流及短路匝线圈电感的特性, 并利用磁路分析理论对三者间的相互作用机理进行研究, 揭示该方案的匝间短路电流抑制效果与限制。研究表明, 铁芯轭部磁场发生畸变饱和, 导致短路匝线圈的电感随转子位置发生剧烈变化, 匝间短路电流波形的正弦畸变率较高。在此基础上, 进一步分析故障线圈在槽内的位置、短路的匝数和股数、运行转速和负载率对匝间短路电流的影响。为了提高该方案的抗匝间短路故障效果, 研究电机结构参数的设计规律。结果表明, 定子铁芯采用高磁导率的铁钴钒合金以及增加定子轭部的厚度, 可显著降低匝间短路电流。最后, 研制样机, 并进行实验验证。

**关键词:** 高速永磁电机; 匝间短路故障; 背绕式绕组; 高可靠性

## 0 引言

高可靠、高安全的大功率高速发电机, 是实现多电飞机理念的关键技术之一<sup>[1-2]</sup>。表贴式高速永磁电机 (high-speed permanent magnet generator, HSPMG) 因其高功率密度、高效率 and 结构简单等优势, 在航空发电领域展现出巨大的应用潜力。然而, 永磁体的存在使电机发生匝间短路故障时很难“灭磁”, 通常会在故障回路中产生很大的环流<sup>[3]</sup>, 若不及时处理, 可能演变为相间短路故障甚至是电机烧毁, 给飞机带来灾难<sup>[4-5]</sup>。据统计, 常规电机 80% 的绕组故障是由匝间短路引起的<sup>[6]</sup>, 而航空高速发电机运行在高温、高频、高压等恶劣条件下, 局部放电问题频发<sup>[7-8]</sup>, 导致绝缘材料非常容易失效, 因此其匝间短路问题更为突出。

大量文献对中、低转速的分数槽集中绕组永磁容错电机开展了匝间短路电流的计算与抑制方法研究<sup>[9-10]</sup>。等效磁路法通过对磁路进行合理等效来推导匝间短路电流的解析表达式。该方法建模简单、计算高效,因而尤其适用于需要对大量模型参数进行对比与一般规律归纳的研究场合。文献[11]对一台12极10槽五相电机的槽身、槽口漏磁导进行了解析分析,给出了匝间短路电流的预测模型,并分析了故障线圈在槽内位置对匝间短路电流的影响。文献[12]对14极12槽电机的匝间短路电流模型进行了推导,分析了绕组截面形状的影响,研究表明,绕组采用散嵌漆包线时的匝间短路电流更大。有限元法在计算精度方面优势显著,能直观展示故障电磁场的变化,并利于定量分析多物理量的联动机制。然而,该方法也存在建模复杂、必须联合外电路仿真的局限性<sup>[13]</sup>。文献[14]采用有限元法研究了故障导体在槽内位置对匝间短路电流的影响,并评估了电磁转矩的变化趋势。文献[15]对电动汽车用外转子永磁容错电机进行了仿真分析,研究了匝间短路故障状态下的电磁场分布特性、永磁体的退磁以及电机发热特性。

为了抑制匝间短路电流,在电机本体方面,文献[16]提出一种垂直条带绕组,以消除故障导线在槽内位置对匝间短路电流的影响。文献[10]通过优化导线在槽内的位置,来减小最恶劣匝间短路电流。文献[12]提出一种反凸极式永磁电机,通过在转子的交轴上设置不同形状的磁障,来降低反电势和匝间短路电流。文献[17]提出一种轴裂相整数槽集中绕组永磁容错电机,相比于传统结构可有效降低匝间短路故障的危害。为削弱短路匝线圈中的感应电动势,有学者利用磁性槽楔减小匝链短路匝线圈的永磁体磁通,提出了机械调磁、电磁调磁方法<sup>[18]</sup>。此外,在电机控制方面,通常采用短接绕组端部和注入弱磁电流法来抑制匝间短路电流<sup>[19]</sup>。文献[20]对比了两种工况下的匝间短路电流:当故障发生在单相绕组内部时,电流为额定值的9.48倍;当三相绕组端部发生短接时,电流为额定值的4.8倍。为抑制匝间短路电流,文献[18]对一台14极12槽的隔齿绕制永磁电机,向故障相的剩余健康绕组施加了1.4倍弱磁电流,成功将短路电流降至额定电流的1.13倍。

目前,大功率高速永磁发电机主要采用分布式叠绕组,由于绕组电感小、互感大、交叉多且并绕

股线数繁多等原因,采用上述匝间短路电流的本体类抑制方法时,存在工艺复杂、难以实现和抑制效果有限的问题,而若采用控制类方法,不仅会牺牲部分健康绕组,导致电机输出功率大幅下降甚至完全丧失,此外还对检测与控制系统的精度及响应速度提出了更高要求。鉴于此,本文从电机本体角度出发,提出一种基于背绕式绕组的大功率高速永磁发电机抗匝间短路故障方案。该方案巧妙地利用环磁轭提升短路匝线圈的电感,从而有效地抑制匝间短路电流<sup>[21]</sup>。背绕式绕组凭借其轴向紧凑、利于提高电机临界转速等优势,在高速永磁同步电机领域应用日益广泛<sup>[22]</sup>。当前研究热点集中于其电磁设计与损耗发热问题。文献[23-24]分别提出了强制风冷与定子油冷两种冷却方案,并通过温度场的仿真计算验证了其有效性。背绕式绕组高速永磁发电机发生匝间短路故障时,匝间短路电流会在定子轭部产生很强的环向时变脉振电磁场,该电磁场与永磁体和电枢电流产生的稳态旋转电磁场在定子轭部叠加后将导致严重的磁场畸变,加之铁磁材料的磁导率具有非线性特性,因此现有的匝间短路分析理论难以对该电机的短路电流进行准确预测。为形成该类电机通用的抗匝间短路设计与规律,有必要首先对其匝间短路特性进行深入分析。

本文以一台60 kW、30 000 r/min的背绕式绕组高速永磁发电机为研究对象,首先,建立匝间短路电流的数学模型,得出电流与短路匝线圈的电感、电阻等参数之间的数学关系;之后,对发生匝间短路故障时的电磁场分布、匝间短路电流及短路匝线圈电感的特性等进行仿真分析,验证该类电机的抗匝间短路效果;在此基础上,研究不同运行工况下的匝间短路电流特性;此外,探究电机结构参数对匝间短路电流的影响,给出抗匝间短路故障的设计建议;最后,研制样机,对理论研究成果进行实验验证。

## 1 匝间短路电流的数学模型

### 1.1 背绕式绕组高速永磁发电机的物理模型

本文研究的背绕式绕组高速永磁发电机的基本结构如图1所示,其主要尺寸参数如表1所示。定子铁芯的内、外侧槽数均为24,背绕式绕组缠绕于内、外侧槽中,每个槽内为同相绕组,A、B、C三相绕组分别用红、绿、黄色表示,如图1(b)所示。位于内侧槽中的导体是负责实现机电能量转换的

有效部分，其绕组节距实际等效为 12。考虑到电机转速较高，导致铁耗与转子涡流损耗随频率增加而急剧上升，为控制这类损耗，转子被设计为 2 极结构。为优化气隙磁密波形、减小转子涡流损耗，永磁体采用平行充磁。考虑到转子高速旋转时的机械强度问题，在永磁体的外侧还安装有高强度的镍合金护套。

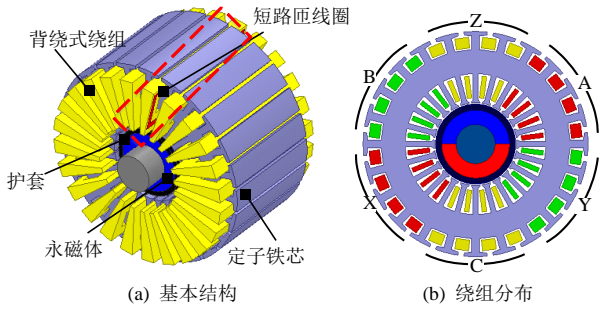


图 1 背绕式绕组高速永磁发电机的基本结构  
Fig. 1 Topology of the toroidal winding HSPMG

表 1 主要参数

Table 1 Main specifications

参数	数值	参数	数值
定子外径/mm	183	永磁体外径/mm	55
定子内径/mm	67	永磁体厚度/mm	11.5
有效长度/mm	86	永磁体材料	SmCo30H
每槽导体数	7	护套厚度/mm	5
并绕根数	22	护套材料	GH4169
股线线径/mm	0.75	相电阻/ $\Omega$	0.0286
并联支路数	1	热负荷/( $A^2/mm^3$ )	442
铁芯材料	B20AT1500	空载反电势/V	207.6

图 1(a)给出短路匝线圈的示意图，可以看出，短路匝线圈环绕在定子铁芯轭部，结构上类似于有铁芯螺线管，因此具有高电感的特性。

### 1.2 匝间短路电流的数学模型

匝间短路故障通常源于匝间绝缘损坏。根据绝缘材料的损坏程度，故障回路的接触电阻会发生相应地变化。当绝缘被完全击穿时，接触电阻可视为 0，此时匝间短路电流达到峰值，对发电机的安全构成最大威胁。为研究背绕式绕组高速永磁发电机在最恶劣匝间短路故障下的特性，本文针对该故障情况进行建模分析。

假设匝间短路故障发生在 A 相绕组的若干股线上，此时 A 相绕组的并绕股线可以分为两类：健康股线和故障股线。在故障股线内部，发生短路的局部匝用下标  $s$  表示，剩余匝用下标  $h$  表示；健康股线则统一用  $ah$  表示，对应的等效电路如图 2 所示。图 2 中： $\omega$  为电角速度； $M_{sh}$  为 A 相故障股线

的短路匝线圈与剩余健康线圈间的互感； $M_{sah}$ 、 $M_{sb}$ 、 $M_{sc}$  分别为 A 相故障股线的短路匝线圈与 A 相健康股线、B 相、C 相绕组间的互感； $M_{hah}$ 、 $M_{hb}$ 、 $M_{hc}$  分别为 A 相健康股线的剩余健康匝线圈与 A 相健康股线、B 相、C 相绕组间的互感； $R$ 、 $L$  分别为健康相绕组的电阻、电感； $R_{ah}$ 、 $L_{ah}$  分别为 A 相健康股线的电阻和电感； $R_s$ 、 $R_h$  分别为 A 相故障股线的短路匝和剩余匝的电阻； $L_s$ 、 $L_h$  为对应的线圈电感； $i_s$ 、 $i_h$  分别为对应线圈中的电流和感应电动势； $\dot{E}_{ah}$ 、 $\dot{E}_b$ 、 $\dot{E}_c$  分别为 A 相绕组中健康股线、B 相、C 相绕组的感应电动势； $i_a$ 、 $i_b$ 、 $i_c$  分别为三相电流，其中， $i_a = i_h + i_{ah}$ 。

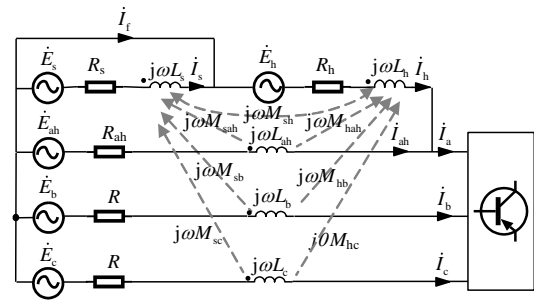


图 2 匝间短路故障时高速永磁发电机的等效电路

Fig. 2 Equivalent circuit of the HSPMG with ITSC fault

根据基尔霍夫电压、电流定律，列写电机匝间短路故障时的电压与电流间的数学方程如下：

$$\begin{aligned}
 & [\dot{E}_{ah} \ \dot{E}_b \ \dot{E}_c \ \dot{E}_h \ \dot{E}_s]^T = \text{diag}[R_{ah} \ R \ R \ R_h \ R_s] \cdot \\
 & [i_{ah} \ i_b \ i_c \ i_h \ i_s]^T + \\
 & j\omega \begin{bmatrix} L_{ah} & M_{ahb} & M_{ahc} & M_{hah} & M_{sah} \\ M_{ahb} & L & M_{bc} & M_{hb} & M_{sb} \\ M_{ahc} & M_{bc} & L & M_{hc} & M_{sc} \\ M_{hah} & M_{hb} & M_{hc} & L_h & M_{sh} \\ M_{sah} & M_{sb} & M_{sc} & M_{sh} & L_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ah} \\ i_b \\ i_c \\ i_h \\ i_s \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \dot{U}_a \\ \dot{U}_b \\ \dot{U}_c \\ \dot{U}_a \\ 0 \end{bmatrix} \quad (1)
 \end{aligned}$$

式中  $\dot{U}_a$ 、 $\dot{U}_b$ 、 $\dot{U}_c$  分别为三相绕组的端电压。

对式(1)作进一步推导，得到匝间短路电流的解析表达式如下：

$$\begin{aligned}
 i_s = & \frac{\dot{E}_s}{R_s + j\omega L_s} + \frac{j\omega(M_{sh} + M_{sah})}{R_s + j\omega L_s} i_h + \frac{j\omega M_{sah}}{R_s + j\omega L_s} i_a + \\
 & \frac{j\omega M_{sb}}{R_s + j\omega L_s} i_b + \frac{j\omega M_{sc}}{R_s + j\omega L_s} i_c \quad (2)
 \end{aligned}$$

由式(2)可以看出，当发电机空载时，匝间短路电流  $i_s$  受短路匝线圈的感应电动势  $\dot{E}_s$ 、电阻  $R_s$  及自感  $L_s$  的影响，设  $i_s$  滞后于  $\dot{E}_s$  的阻抗角为  $\varphi$ ，则  $\varphi = \arctan(\omega L_s / R_s)$ 。根据法拉第电磁感应定律，短路匝线圈的感应电动势  $\dot{E}_s$ ，在相位上滞后于其

匝链的永磁体磁链  $\psi_f$   $90^\circ$ ，因此当短路匝线圈与  $q$  轴相差  $(90^\circ + \varphi)$  时， $i_s$  值最大。当电机转速较低时，可能存在  $R_s \gg \omega L_s$ ， $\varphi \approx 0^\circ$ ，此时  $i_s$  与  $E_s$  同相位；当电机转速较高时， $R_s \ll \omega L_s$ ， $\varphi \approx 90^\circ$ ，此时  $i_s$  滞后于  $\psi_f$  约为  $180^\circ$ ，因此  $i_s$  磁场与永磁体磁场反向，抑制穿过短路匝线圈的永磁体磁场变化；当  $R_s$  与  $\omega L_s$  大小相当时， $i_s$  滞后于  $\psi_f$  的角度为  $(90^\circ + \varphi)$ ，因此  $i_s$  会产生与匝链短路匝线圈的永磁体磁场反向的磁场分量。由于短路故障线圈与各相绕组间存在互感作用，负载时短路电流还会受到其他相绕组电流的影响，互感越大，对应相电流对匝间短路电流的影响越大。

由于故障线圈与各相绕组间存在较为复杂的磁耦合关系，并且各绕组电感均与磁场分布有关，因此下文采用有限元方法对匝间短路电流和电感进行精确计算与分析。

## 2 匝间短路电流特性及耦合机理分析

### 2.1 匝间短路电磁场、电感及电流的特性

首先，对背绕式绕组高速永磁发电机空载时的匝间短路电磁特性进行仿真分析。假设短路匝数为 2，短路股数为 22，图 3 给出  $1/2$  电周期内 ( $d$  轴与短路匝线圈间夹角范围为  $0^\circ \sim 180^\circ$ ) 的磁密分布云图，图中  $T$  表示电周期。

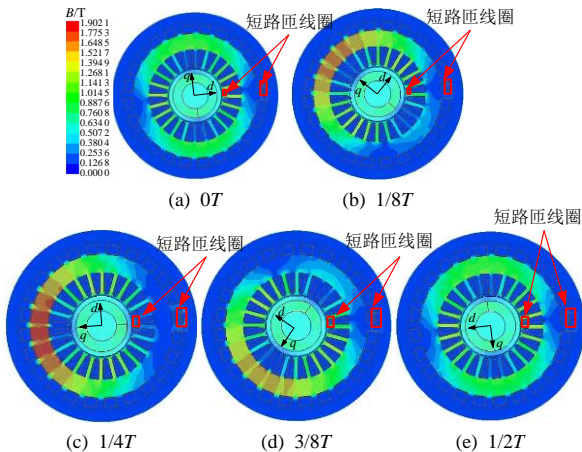


图 3 2匝短路故障的不同时刻电机磁密分布云图

Fig. 3 Distribution of magnetic field of HSPMG with 2-turn ITSC fault at different times

由图 3 可以看出，匝间短路故障时的磁场分布与正常运行时显著不同，随着  $d$  轴与短路匝线圈间夹角的变化，定子轭部磁场发生周期性畸变，畸变趋势为先增加后减小，即当  $d$  轴与短路匝线圈间夹角接近为  $0^\circ$  时，对应于图 3(a)，定子轭部磁场呈两极对称分布，与电机正常运行时基本相同；当  $d$  轴

与短路匝线圈间的夹角接近  $90^\circ$  时，对应于图 3(c)，磁场畸变最为严重，此时定子轭部的磁场分布极其不对称，磁力线几乎全部经由与短路匝线圈相差约  $180^\circ$  电角度的定子轭部闭合，且对应的定子铁芯轭部出现局部磁饱和。当  $d$  轴与短路匝线圈间的夹角范围为  $180^\circ \sim 360^\circ$  时，磁场的变化趋势重复  $0^\circ \sim 180^\circ$  范围的过程，因此磁场的畸变周期为电机电周期的一半。

受磁场周期性畸变的影响，绕组电感也不是恒定的。由图 4 可以看出，短路匝线圈的自感随时间呈周期性变化，且自感的最大值与最小值相差较大，自感最小时对应于定子轭部磁场畸变最为严重的时刻，自感最大值对应轭部磁场畸变最小的时刻，变化周期是电机电周期的一半。此外，短路匝线圈与 A 相剩余健康绕组间的互感  $M_{sh}$  值很大，其变化趋势与短路匝线圈的自感基本相同，但极性相反。 $M_{sh}$  的值远远高于  $M_{sb}$  及  $M_{sc}$ ，根据式(2)可知，绕组电流通过互感影响匝间短路电流的大小，因此 A 相剩余绕组的电流对匝间短路电流的影响更大，而 B、C 相电流的影响基本可以忽略不计。

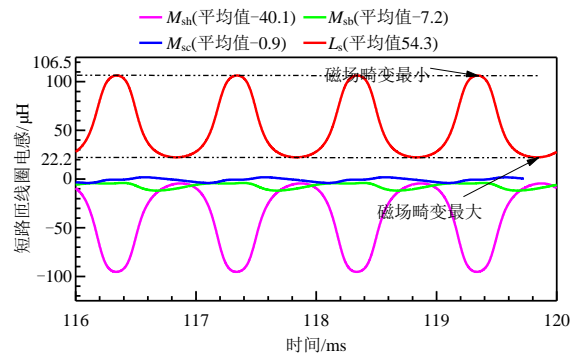


图 4 2匝短路故障时的短路匝线圈电感

Fig. 4 Inductance of shorted coil with 2-turn ITSC fault

由图 5 可以看出，匝间短路电流波形近似呈正弦分布，正弦畸变率为 29.7%，畸变较为严重。当电流绝对值最大时，对应于定子轭部磁场畸变最严重的时刻；而当电流绝对值最小时，则对应于轭部磁场畸变最小的时刻。匝间短路电流的有效值是 151 A，而本文电机的额定电流为 75.2 A，即匝间短路电流约为额定电流的 2 倍。此外，还设计了一套主要尺寸与本方案相同的叠绕组高速永磁发电机，并计算、对比了其在相同匝间短路故障下的短路电流。由图 5 可以得出，叠绕组方案的匝间短路电流波形的正弦畸变率为 6.1%，有效值为 2067.6 A。

计算结果表明，本方案的匝间短路电流仅为叠绕组方案的 7.3%。鉴于电流有效值直接决定了绕组

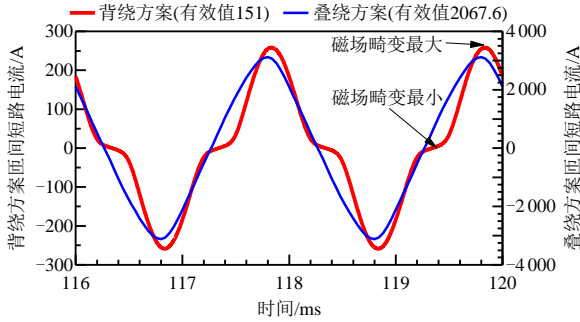


图 5 2 匝短路故障时背绕与叠绕方案的匝间短路电流对比  
Fig. 5 Comparisons of ITSC current of toroidal-winding and lap-winding schemes with 2-turn ITSC fault

的发热程度，本方案在故障状态下的温升将远低于叠绕组方案。由此可见，背绕式绕组高速永磁发电机具有更优越的抗匝间短路故障能力。

2.2 匝间短路电磁场、电感及电流的交互作用机理

对背绕式绕组高速永磁发电机的磁链进行解析分析，如图 6 所示。其中，红色箭头为永磁体磁场；蓝色箭头为匝间短路电流产生的磁场。匝间短路电流所产生的磁场，主要可分为两个路径：其一是沿定子轭部环向闭合的主磁场；其二是仅限于故障线圈所在槽的槽身与槽口之间闭合的漏磁场。假设各部分磁场与短路匝线圈完全交链，则对应部分的磁链分别为  $\psi_1$ 、 $\psi_2$ 、 $\psi_3$ ，电感分别为  $L_1$ 、 $L_2$ 、 $L_3$ ，磁路磁导分别为  $A_1$ 、 $A_2$ 、 $A_3$ 。短路匝线圈总的电感可以表示为

$$L_s = L_1 + L_2 + L_3 = \frac{\psi_1 + \psi_2 + \psi_3}{I_{sc}} = N_s^2 \cdot (A_1 + A_2 + A_3) \quad (3)$$

式中  $N_s$  为短路匝线圈的匝数。

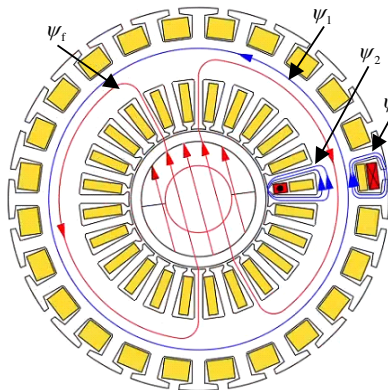


图 6 背绕式 HSPMG 匝间短路故障时的磁链分析  
Fig. 6 Analysis of the magnetic leakage of the toroidal-winding HSPMG with ITSC fault

由于定子轭环向磁路全部由铁芯材料构成，当铁芯材料的磁通密度未达到饱和值时，磁导率远远大于空气磁导率，而漏磁链  $\psi_2$  和  $\psi_3$  的磁路中均包含有不导磁的槽内区域，因此环向磁路的磁导  $A_1$  通常

远高于槽漏磁导  $A_2$  和  $A_3$ ，故匝间短路电流产生的环向磁场远强于槽漏磁场。为此，以下对匝间短路电流的环向磁路进行解析分析，其磁导可表示为

$$A_1 = \frac{\mu_r \mu_0 h_c L_{ef}}{D_{av}} \quad (4)$$

式中： $\mu_0$  为空气磁导率； $\mu_r$  为定子轭部的相对磁导率； $h_c$  为定子轭部高度； $L_{ef}$  为铁芯有效长度； $D_{av}$  为定子轭部的平均半径。

由式(3)、(4)可知，短路匝线圈的电感与定子轭部的磁导率相关。图 7 给出硅钢片 B20AT1500 的  $\mu_r$ - $B$  曲线，其中  $B$  为磁通密度。由图 7 可以看出，相对磁导率随着磁通密度的变化呈非线性变化趋势，相对磁导率先增加后减小，当磁通密度约为 1 T 时，相对磁导率  $\mu_r$  最大，当  $B$  越接近材料的饱和值时， $\mu_r$  越小。

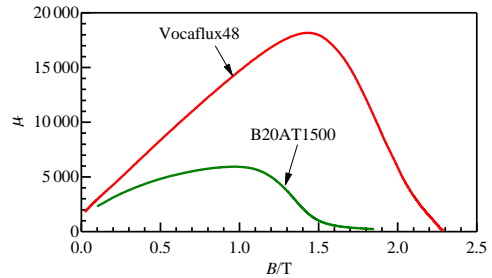


图 7 铁芯材料相对磁导率与磁通密度的关系  
Fig. 7 Curves of relative permeability with magnetic flux density of the iron material

根据图 4 中的电感参数计算可知，短路匝线圈的电抗远大于其自身电阻。结合 1.2 节的理论分析，匝间短路电流在相位上滞后于永磁体磁链  $\psi_f$  约  $180^\circ$ ，即两者方向相反。这导致在短路匝线圈所在的局部区域，其电流产生的磁链与永磁体磁链相互抵消，表现为去磁效应；而在定子轭部的其他区域，磁场则因此被增强，磁通密度相应增大。

结合图 3，当匝链短路匝线圈的永磁体磁链为 0 时，匝间短路电流基本为 0，几乎不产生去磁磁场，因此电机的磁场分布基本不发生畸变，如图 3(a) 所示。当匝链短路匝线圈的永磁体磁链达到峰值时，匝间短路电流也达到峰值，即去磁作用最强，磁场畸变最为严重，如图 3(c) 所示，定子轭部的局部区域出现磁饱和，因此轭部的磁导率急剧下降，由式(3)、(4)可知，短路匝线圈的电感急剧减小，匝间短路电流急剧增加。综上分析，短路匝线圈的电感值随转子位置周期性变化，这正是导致匝间短路电流波形发生畸变的原因，与图 4、5 的仿真结果吻

合。基于此，可以得出一个重要推论：通过抑制磁场畸变最严重区域的定子轭部磁通密度，能够有效增大短路匝线圈的电感，从而限制匝间短路电流。

每相背绕式绕组均是由N极和S极下相同数量的背绕式线圈反向串联而成的，结构类似于两组绕向相同的螺线管线圈反向串联，图8(a)中的A相绕组即为此结构，图中的“A”、“X”分别表示A相绕组的两端引出线。当电机正常运行时，N极和S极下相电流产生沿定子轭环向的磁场相互抵消，合成电枢磁场为圆形旋转磁场，与常规电机相同。然而，当绕组发生匝间短路故障时，该相绕组在N、S极下剩余的背绕式线圈数量将不同，如图8(b)所示，如当A相绕组在N极下有一匝线圈发生匝间短路故障时，则A相绕组在S极下剩余的线圈数量比N极下的健康线圈多1匝，因此匝链匝间短路电流产生的环向磁场时，合成的磁链不为零，并且由于短路匝线圈与该相剩余绕组产生环向磁场方向相反，净匝数相同，因此二者之间的互感为负，且互感值与短路匝线圈的自感值较为接近。B、C相绕组均是健康的，因此在N、S极下的背绕式线圈数量相同，匝链短路环流产生的环向磁场时合成的磁链接近于0，因此与短路匝线圈间的互感较小，与图4所示仿真结果一致。

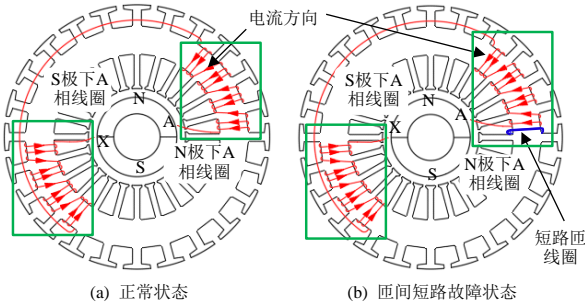


图8 背绕式绕组高速永磁发电机的导体连接示意图  
Fig. 8 Connection of conductors for the toroidal-winding HSPMG

### 3 运行工况对匝间短路电流的影响

结合法拉第电磁感应定律和式(2)、(3)可知，空载时的匝间短路电流可以进一步表示为

$$i_s = \frac{-j\omega N_s \dot{\phi}_f}{\sqrt{2}[N_s R_1 + j\omega N_s^2 (A_1 + A_2 + A_3)]} \quad (5)$$

式中： $R_1$ 为一匝线圈的电阻； $\phi_f$ 为匝链短路匝线圈的永磁体磁链。

由式(5)可以看出，匝间短路电流与短路匝线圈的匝数、电阻、运行转速和内、外侧槽的磁导 $A_2$ 、

$A_3$ 及沿定子轭环向磁路的磁导 $A_1$ 有关。

#### 3.1 故障线圈在槽内的位置

故障线圈在槽内的位置会影响内、外侧槽的磁导 $A_2$ 、 $A_3$ ，以一匝短路故障为例，仿真分析当故障线圈位于槽内不同位置时的匝间短路电流，如图9所示。由图9可以看出，当故障线圈越靠近槽口时，匝间短路电流越大，原因在于，越靠近槽口，匝间短路电流磁场沿内、外槽的磁路的磁导 $A_2$ 、 $A_3$ 越小，因此短路匝线圈的电感越小。经计算，当故障线圈位于槽口时，匝间短路电流相比于故障线圈位于槽底时增加了19.3%。由文献[16]可知，常规分数槽集中绕组电机的槽口处的匝间短路电流是槽底时的3.4倍，槽口及槽身的漏电感是影响其匝间短路电流的主要因素。可见，背绕式绕组电机的匝间短路电流受槽内位置的影响更小，因为槽漏感 $L_2$ 、 $L_3$ 在短路匝线圈的总电感中比重较小。

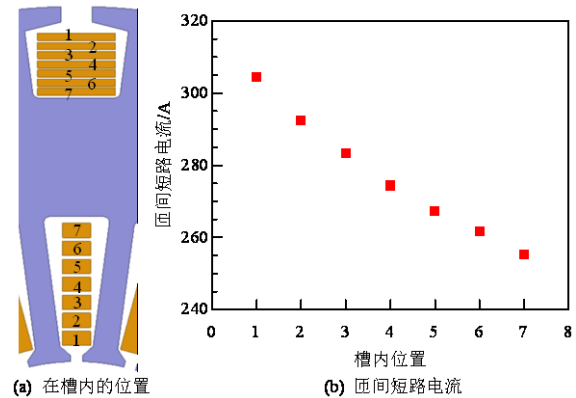


图9 故障线圈在槽内的位置对匝间短路电流的影响  
Fig. 9 Influence of the position of shorted coil in the slot on the ITSC current

#### 3.2 短路匝线圈的股数及匝数

大功率高速永磁发电机的绕组通常是由多股漆包线并绕而成的，因此实际匝间短路故障可能发生在不同股数、匝数之间，以下分析短路匝线圈的股数和匝数对匝间短路电流的影响。

由图10(a)可以看出，随着短路匝数的增加，匝间短路电流呈负指数趋势快速减小，当短路股数为22股，即全部并绕股线发生匝间短路故障，7匝短路时的匝间短路电流仅为1匝短路时的14.3%；而当短路匝数大于4时，匝间短路电流小于电机的额定电流，此时匝间短路故障基本不会进一步蔓延，电机可以在该状态下长期安全运行。当短路股数不同时，短路电流随股数增加呈先增后稳的趋势，且该趋势随短路匝数增加而减弱。这主要由短路匝线圈的电感特性决定。根据式(3)，

其电感与匝数的平方成正比，当短路匝数较少(例如 1 匝)，电感值很小，回路阻抗主要受电阻变化主导，因此股数增加会显著改变阻抗，引起电流明显变化；而当短路匝数较多时，短路匝线圈的电感很大，由短路匝线圈的股数变化而带来的电阻变化对于回路阻抗影响较小，因此对匝间短路电流的影响基本可以忽略不计。

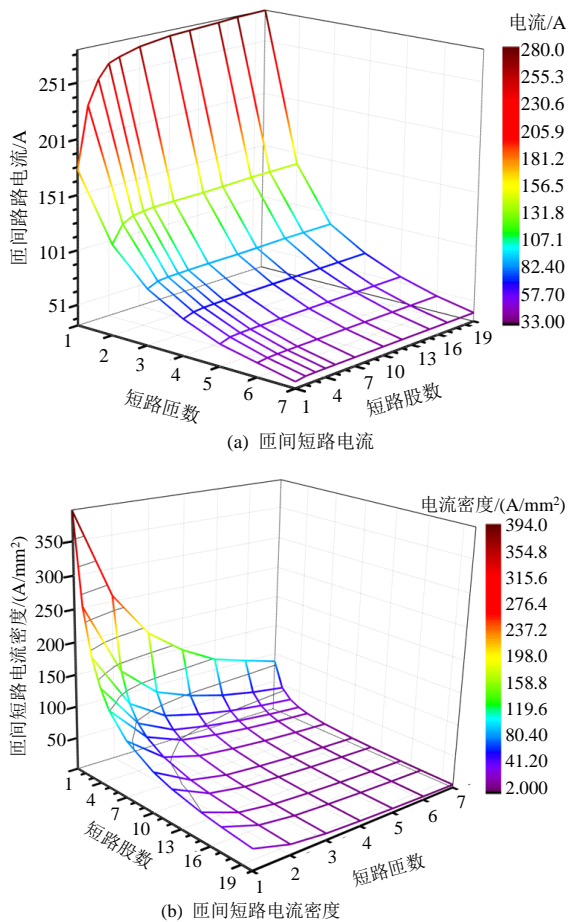


图 10 短路线圈的股数及匝数对匝间短路电流及密度影响  
 Fig. 10 Influence of the strands and turns of the shorted coil on the ITSC current and current density

造成电机绕组匝间短路故障蔓延的主要原因在于故障线圈的异常发热<sup>[25]</sup>。为了评估匝间短路的绕组发热情况，给出匝间短路电流密度随短路匝数、股数的变化趋势，由图 10(b)可以看出，随着短路股数的增加，即短路匝线圈的截面积增加，匝间短路电流密度急剧减小，因此电机设计时应尽可能选用截面积大的导线，或使短路匝线圈中包含有尽可能多的股线。

### 3.3 转速

由式(5)可知，随着转速的增加，匝间短路电流逐渐增加，当电机转速较高时，短路匝线圈的电阻相比于电抗基本可以忽略不计，此时匝间短路电流

的有效值可近似表示为  $\phi_1 / (\sqrt{2}N_s(A_1 + A_2 + A_3))$ ，即匝间短路电流趋于稳定值。

由图 11 可以看出，匝间短路电流随转速增加呈先增后稳趋势，与理论分析一致，且短路匝数越少，电流趋于稳定所需的转速越高。该现象可由式(5)揭示的阻抗关系解释：线圈电抗与短路匝数平方成正比，而电阻仅与匝数成正比。因此，当短路匝数较少时，匝间短路线圈的电抗对于阻抗值的整体贡献越小，对应达到稳定匝间短路电流的电机转速就越高。总之，当背绕式绕组高速永磁发电机检测到匝间短路故障时，通过降低转速可以减小匝间短路电流，但效果较小。在本文中，当短路匝数为 1 时，转速由 30 000 r/min 下降至 20 000r/min，匝间短路电流下降 1.5%，当下降至 10 000r/min，匝间短路电流可以下降 5.1%。

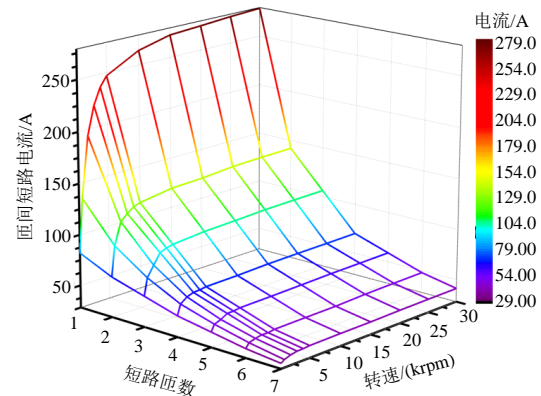


图 11 转速对匝间短路电流的影响

Fig. 11 Influence of rotating speed on the ITSC current

### 3.4 负载率

由式(2)可知，匝间短路电流除了受上述因素的影响外，通过短路匝线圈与各相绕组间的互感作用，负载电流也会影响匝间短路电流。当发生少数匝短路时，可以认为正常相绕组的电流相比于正常运行时变化不大，基于该思路，当发电机采用  $I_d=0$  控制时，设置电流  $I_q$  为不同的值，研究发电功率对匝间短路电流的影响，结果如图 12 所示。由图 12 可以看出，随着负载率的增加，匝间短路电流有所增加，因此，当检测到高速永磁发电机发生匝间短路故障时，通过降低负载率也可以减小匝间短路电流。经计算，当短路匝数为 1 时，将负载率由 100% 降低至 50%，匝间短路电流可降低 26.9%。

图 13 为转矩波动的变化曲线，可以看出，随负载率的降低，转矩波动急剧增加，当负载率降低至 50%时，1 匝短路的转矩波动为 3.76%；此外，在相同负载率条件下，转矩波动随短路匝数的增加

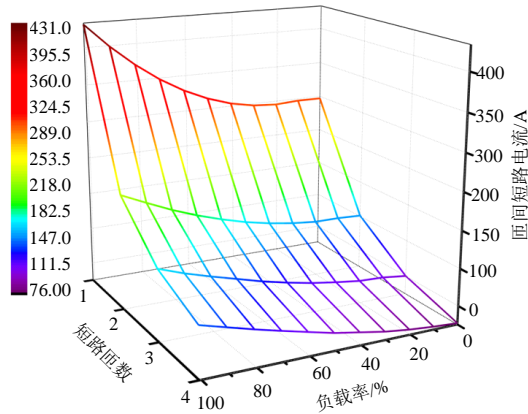


图 12 负载率对匝间短路电流的影响

Fig. 12 Influence of load rates on the ITSC current

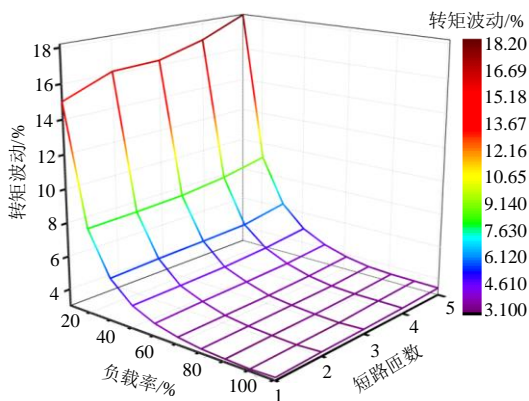


图 13 不同负载率和短路匝数时的转矩波动

Fig. 13 Torque ripple under different load rates and different ITSC faults

而略有增加。

## 4 电机结构参数对匝间短路电流的影响

### 4.1 定子铁芯材料

高可靠高安全的应用领域要求高速永磁发电机应尽可能减小匝间短路电流。根据式(3)，从电机设计的角度，可以通过增加磁导 $A_1$ 、 $A_2$ 、 $A_3$ 的方法来增加短路匝线圈的电感，进而抑制匝间短路电流。

为减小磁场畸变最严重时的定子轭部的饱和程度，从而增加磁导 $A_1$ ，将定子铁芯的材料改为具有高饱和磁密、高磁导率特性的铁钴钒软磁合金 Vocaflux48，其  $u_r$ - $B$  曲线如图 7 所示。

对 2 匝短路故障时的匝间短路电流及短路匝线圈的电感进行仿真分析，如图 14 所示。由图 14 可以看出，短路匝线圈的电感仍随时间发生周期性变化，相比于图 4 中采用硅钢片材料的情况，采用 Vocaflux48 后电感值整体增加。匝间短路电流波形的正弦畸变情况仍较为严重，但有效值显著减小，仅为定子铁芯采用硅钢片时的 15.4%，因此采用 Vocaflux48 可显著降低匝间短路电流。

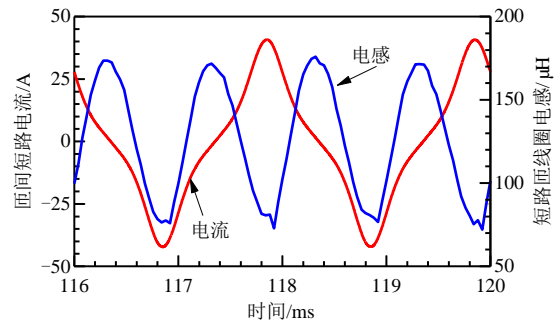


图 14 短路匝线圈电感及匝间短路电流波形 (定子铁芯采用 Vocaflux48)

Fig. 14 Curves of the inductance of shorted coil and ITSC current(stator material of Vocaflux48)

### 4.2 定子铁芯轭部厚度

由式(4)可知，磁导  $A_1$  与定子铁芯的轭部厚度密切相关，保证其他尺寸不变，仅改变定子铁芯的轭部厚度为 15~45 mm，对 2 匝短路故障时的匝间短路线圈的电感及匝间短路电流进行分析，如图 15 所示。由图 15(a)可知，随着定子铁芯轭部厚度的增加，短路线圈的电感显著增加，波动幅度逐渐减小。当定子铁芯轭部厚度为 45 mm 时，电感波动显著减小，电感的最大与最小值之差仅为 4.9%，电感的平均值为 139  $\mu$ H，而两匝线圈的空载反电势为 7.74 V，电阻为 0.001  $\Omega$ ，根据式(2)计算可得，匝间短路电流为 17.7 A。由图 15(b)可以看出，匝间短路电流的仿真值为 15.6 A，误差为 2.1 A，反应出

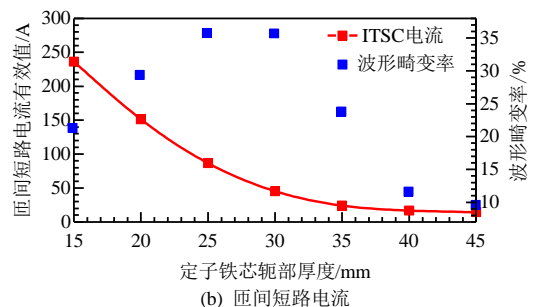
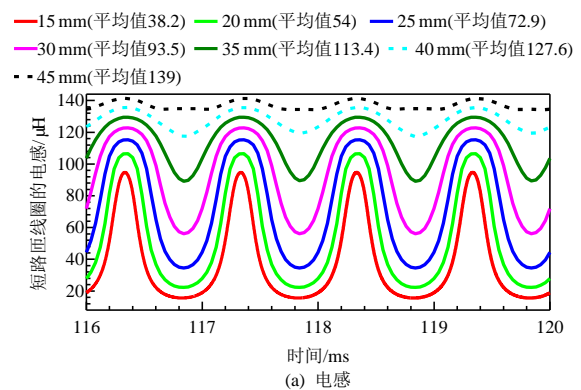


图 15 定子轭的厚度对短路匝线圈的电感及电流的影响  
Fig. 15 Influence of the thickness of the stator yoke on the inductance and current of the shorted coil

匝间短路电流的解析表达式具有较高的计算精度。

取定子铁芯的轭部厚度分别为 15、45mm，图 16 分别给出磁场畸变最严重时刻的磁密分布云图。可以看出，图 16(a)中定子轭部的磁饱和和区域相比于图 3(c)显著增加，对应的电感曲线中电感值较小的区域明显变宽；图 16(b)中的磁密值远低于硅钢片的饱和磁密，由图 7 可知，对应的相对磁导率  $\mu_r$  较大，因此电感值较大，波动较小。

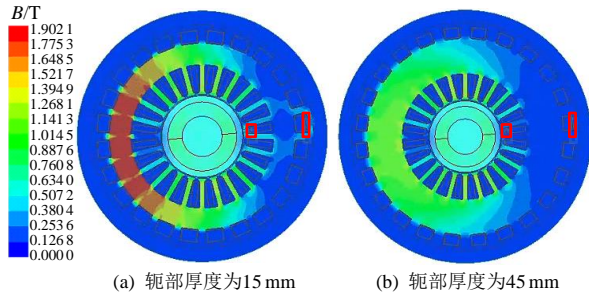


图 16 不同轭部厚度时的最大畸变磁密分布云图  
Fig. 16 Distribution of maximum distortion of the magnetic field with different thickness of stator yoke

图 15(b)为匝间短路电流的有效值及其波形的正弦畸变率随定子铁芯轭部厚度的变化曲线。由图 15(b)可见，随着轭部厚度的增加，匝间短路电流先快速减小、后趋于稳定，当轭部厚度大于 30 mm 时，匝间短路电流基本不变，值为额定电流的 60%，相比于轭部厚度为 15 mm 时，降低了 80.9%。此外，当定子轭部厚度较小时，匝间短路电流波形的正弦畸变率较高，主要是由短路匝线圈的感抗波动引起；当轭部厚度为 45 mm 时，由于短路匝线圈的电感值几乎是恒定的，因此匝间短路电流的波形与线圈中的感应电动势基本一致，正弦畸变率明显降低。然而，增加轭部厚度会导致电机功率密度的下降，因此设计时应综合考虑电机发热、功率密度、匝间短路电流。

### 4.3 定子槽口尺寸

当故障线圈临近槽口时，匝间短路电流最大，根据文献[12]，槽口的宽度、高度对磁导  $A_2$ 、 $A_3$  有较大影响。以外圈槽为例，本文研究了槽口的高度、宽度对匝间短路电流的影响，由图 17 可以看出，随着外圈槽的槽口宽度减小、槽口高度的增加，匝间短路电流减小，当槽口宽度为 3 mm、高度为 4 mm 时，匝间短路电流相比于槽口宽度为 7 mm、高度为 1 mm 时降低了 12.1%。

该方法本质上是通过增加短路匝线圈的槽漏感来抑制匝间短路电流的，因此会导致电机正常运行时的绕组相电感增加，峰值功率下降。

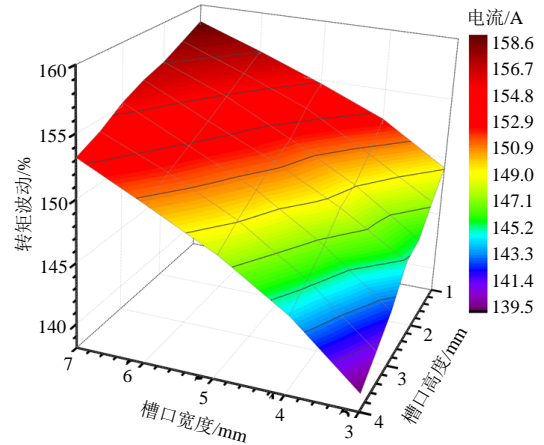


图 17 外圈槽口尺寸对匝间短路电流的影响  
Fig. 17 Influence of the dimensions of outer slot opening on the ITSC current

## 5 实验验证

### 5.1 样机研制与实验平台

为了验证背绕式绕组高速永磁发电机的抗匝间短路故障特性，根据 1.1 节中的电机参数，研制了一台可模拟匝间短路故障的实验样机，部分样机组件及实验平台如图 18 所示。



图 18 样机的实验测试平台  
Fig. 18 Photos of the test platform of the prototype

由图 18 可以看出，背绕式绕组电机定子的轴向尺寸十分紧凑，将位于 1、2 号槽中的 A 相绕组拆分为 2 匝、5 匝、7 匝线圈，其中，2 匝线圈位于 1 号槽的槽底，5 匝线圈位于 1 号槽的槽口，7 匝线圈位于 2 号槽中；除此之外，将与 1、2 号槽偏差 180°的 13、14 号槽中的 A 相绕组做同样处理，通

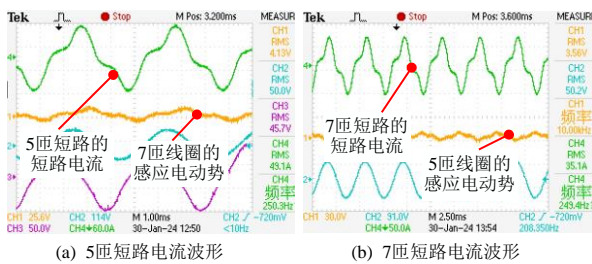
过对以上线圈不同的串联组合，可以模拟出更多匝数间的短路故障。各线圈的引线分别引出至电机外部，剩余的A相绕组、B相、C相绕组正常引出。

拖动电机的尺寸与实验样机完全相同，通过电机控制器驱动拖动电机旋转，为减小电流谐波，还连接有滤波电抗器。实验测试时，首先将用来模拟匝间短路故障的线圈两端引线与空气开关相连，之后拖动电机拖动实验样机至目标转速，最后手动闭合空气开关，以此模拟匝间短路故障的发生，使用电流探头采集匝间短路电流的波形，电压探头采集与故障线圈相邻的线圈电压，并通过埋置在相绕组中的pt100监测温度。

### 5.2 匝间短路电流的测试结果

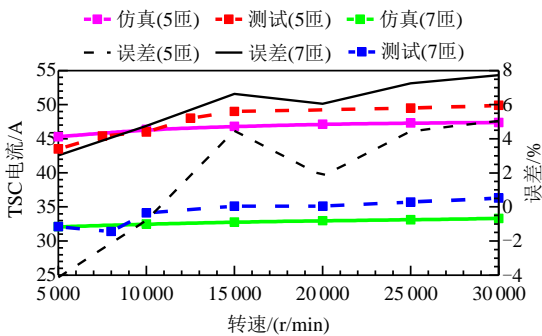
实验测试结果表明，当短路线圈匝数为2时，引线在线圈总长度中的比重很高，因此会对线圈的电阻和电感产生较大影响，从而影响匝间短路电流。为了弱化引线的影响，以下主要对5匝、7匝短路时的匝间短路电流测试结果进行分析。

图19(a)、(b)为15000 r/min时的匝间短路电流

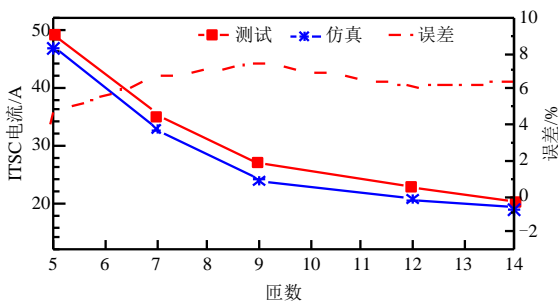


(a) 5匝短路电流波形

(b) 7匝短路电流波形



(c) 匝间短路电流的仿真与实验结果对比



(d) 短路匝数对匝间短路电流的影响

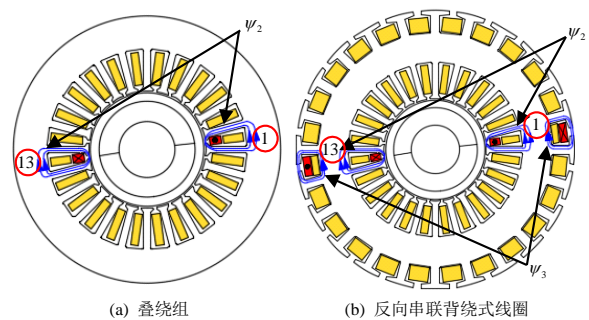
图19 匝间短路电流的测试结果

Fig. 19 Test results of ITSC current

测试波形，可见波形呈现近似正弦分布，但畸变较为严重，形态与图5中的仿真波形基本一致。在测试1号槽中5匝线圈的匝间短路电流的同时，测试2号槽中7匝线圈的感应电动势，电动势有效值为4.13V，而正常运行时7匝线圈的感应电动势为13.2V，说明由于匝间短路电流的去磁作用，使与短路匝线圈周围的定子轭部磁场显著减弱，验证了图3中磁场畸变的分析理论。

根据样机的短路匝线圈在槽内的实际位置，对匝间短路电流重新进行仿真计算，并与测试结果进行对比，如图19(c)所示。可见，随着转速的增加，匝间短路电流的仿真与实测结果均显示有略微增加的趋势，且仿真值与测试值之间误差较小，最大误差低于8%，验证了利用有限元仿真方法计算匝间短路电流的正确性，并验证了匝间短路电流随转速的增加而趋于稳定的分析结论。图19(d)为转速为15000 r/min时，短路不同匝数时的短路电流测试结果，可以看出，随短路匝数的增加，匝间短路电流的有效值急剧下降，即短路匝数越少，匝间短路电流越大，与3.2节的理论分析结果一致。

为了验证环磁轭可以提升短路匝线圈的电感，进而抑制匝间短路电流的理论，将1号与13号槽中的两个线圈反向串联，则产生沿定子轭环向的磁场相互抵消，此时线圈电流产生的磁场主要为：内、外侧槽周围的漏磁场 $\psi_2$ 、 $\psi_3$ ，如图20所示。线圈电感主要由内、外侧槽漏感( $L_2$ 、 $L_3$ )构成。与短路匝线圈边分置于1号和13号槽的叠绕组电机相比，反向串联线圈仅多出一部分外圈槽漏感，且二者均不包含环磁轭磁路部分电感( $L_1$ )。基于此，可用反向串联线圈近似等效叠绕组电机的短路匝线圈，并以该线圈的短路电流来评估叠绕组电机的匝间短路电流特性。但需注意，实际叠绕组电机的电感更小，因此其匝间短路电流将更大。



(a) 叠绕组

(b) 反向串联背绕式线圈

图20 叠绕组与反向串联背绕式线圈的匝间短路磁链分析

Fig. 20 Analysis of magnetic linkage of lap winding and series-opposing toroidal coil with ITSC fault

表 2 给出转速为 30 000 r/min 时, 背绕式绕组的环磁轭短路匝线圈和反向串联线圈(近似叠绕组)中的匝间短路电流的测试结果。其中, 由于叠绕组电机的匝间短路电流过大, 为了安全, 在反向串联线圈的短路回路中还串联了  $0.3\ \Omega$  的电阻。可以看出, 环磁轭线圈中的匝间短路电流仍远远小于反向串联线圈中的电流, 因此验证了环磁轭结构可以抑制匝间短路电流的基本原理, 也验证了与叠绕组高速永磁发电机相比, 背绕式绕组高速永磁发电机方案具有更好的抗匝间短路故障特性。

表 2 单个与反向串联背绕线圈中的实测匝间短路电流  
Table 2 The experimental ITSC currents in the single and series-opposing toroidal coil

短路匝数	单个环磁轭线圈的 匝间短路电流/A	反向串联且串 $0.3\ \Omega$ 的 匝间短路电流/A
5	49.9	94
7	36.3	119

## 6 结论

本文对背绕式绕组高速永磁发电机的抗匝间短路特性进行了研究, 主要结论如下:

1) 通过仿真与实验验证了环磁轭可提升短路匝线圈的电感, 抑制匝间短路电流, 背绕式绕组高速永磁发电机具有更好的抗匝间短路故障特性。

2) 环磁轭短路匝线圈的电感随转子位置发生周期性波动, 匝间短路电流波形严重畸变。产生该现象的原因为: 定子铁芯轭部的磁场发生周期性畸变, 达到磁饱和时会导致电感急剧减小, 匝间短路电流大幅增加且波形畸变。

3) 故障线圈越靠近槽口, 匝间短路电流越大; 随短路匝数的增加, 匝间短路电流大幅减小后趋于稳定, 当短路匝数大于 4 时, 电流小于额定电流; 随短路股数的增加, 匝间短路电流密度急剧减小, 应尽可能增加短路线圈的截面积; 降低转速和负载率可降低匝间短路电流。

4) 定子铁芯采用高磁导率的铁钴钕合金及增加定子轭部的厚度可增加短路匝线圈的电感, 显著降低匝间短路电流。

## 参考文献

[1] 陈起旭, 王群京, 钱喆, 等. 小型全电/混动飞机技术路线与动力系统综述[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(12): 4966-4986.  
CHEN Qixu, WANG Qunjing, QIAN Zhe, et al. Overview of the technical roadmap and powertrain system for small

all-electric or hybrid aircraft[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(12): 4966-4986(in Chinese).

[2] GANEV E. Selecting the best electric machines for electrical power-generation systems: high-performance solutions for aerospace more electric architectures[J]. IEEE Electrification Magazine, 2014, 2(4): 13-22.

[3] NIU Feng, BI Zhenguang, WU Zhaohua, et al. Assessment of interturn short-circuit faults in PMSMs with parallel-connected winding[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Industrial Electronics, 2024, 5(1): 104-114.

[4] NOLAND J K, LEANDRO M, SUUL J A, et al. High-power machines and starter-generator topologies for more electric aircraft: a technology outlook[J]. IEEE Access, 2020, 8: 130104-130123.

[5] GANEV E, KOERNER M. Power and thermal management for future aircraft[C]//SAE 2013 Aerotech Congress and Exhibition. Torrance: Honeywell International, Aerospace Engineering & Technology, 2013: 1-15.

[6] QIAN Hao, GUO Hong, DING Xiaofeng. Modeling and analysis of interturn short fault in permanent magnet synchronous motors with multistrands windings[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2016, 31(3): 2496-2509.

[7] 江军, 李治, 张本栋, 等. 航空线缆的绝缘性能与检测综述[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(10): 4005-4021.  
JIANG Jun, LI Zhi, ZHANG Bendong, et al. A review on insulation performance and detection for aeronautical cables[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(10): 4005-4021(in Chinese).

[8] 刘维, 江军, 沈志邦, 等. 高  $dV/dt$  电压下航空线缆局部放电仿真及特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(24): 9897-9909.  
LIU Wei, JIANG Jun, SHEN Zhibang, et al. Partial discharge simulation and characteristic analysis of aviation cables under high  $dV/dt$  voltage[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(24): 9897-9909(in Chinese).

[9] WANG Huidong, HU Jianhui, LI Yong, et al. Dynamic modeling for interturn short circuit faults in symmetrical six-phase FSCW-PMSMs with unaligned fault coil[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2024, 39(2): 2721-2730.

[10] 汪波, 黄珺, 查陈诚, 等. 多三相分数槽集中式绕组容错电机匝间短路故障温度场分析[J]. 电工技术学报, 2023, 38(19): 5101-5111.  
WANG Bo, HUANG Jun, ZHA Chencheng, et al. Thermal analysis of multiple 3-phase fractional slot concentrated winding fault tolerant machine with turn fault[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(19): 5101-5111(in Chinese).

- [11] SUN Zhigang, WANG Jiabin, HOWE D, et al. Analytical prediction of the short-circuit current in fault-tolerant permanent-magnet machines[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2008, 55(12): 4210-4217.
- [12] ARUMUGAM P, HAMITI T, GERADA C. Modeling of different winding configurations for fault-tolerant permanent magnet machines to restrain interturn short-circuit current[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(2): 351-361.
- [13] GENG Lina, CHAI Feng, PEI Yulong. Mitigation of interturn short circuit fault based on axial split phase permanent magnet synchronous machine[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2022, 37(4): 2578-2587.
- [14] DANIEL A, GARDNER M C. Investigation of a multiphase winding arrangement for mitigating short-circuit fault currents[C]//2021 IEEE 13th International Symposium on Diagnostics for Electrical Machines, Power Electronics and Drives(SDEMPED), Dallas: IEEE, 2021: 113-118.
- [15] ZHAO Jing, GUAN Xiaoqing, LI Chenghai, et al. Comprehensive evaluation of inter-turn short circuit faults in PMSM used for electric vehicles[J]. IEEE Transactions on Intelligent Transportation Systems, 2021, 22(1): 611-621.
- [16] ARUMUGAM P, HAMITI T, BRUNSON C, et al. Analysis of vertical strip wound fault-tolerant permanent magnet synchronous machines[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2014, 61(3): 1158-1168.
- [17] 柴凤, 耿丽娜, 裴宇龙. 轴裂相整数槽集中绕组永磁容错电机及其匝间短路故障抑制研究[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(13): 5203-5217.
- CHAI Feng, GENG Lina, PEI Yulong. Axial split phase integral slot concentrated winding permanent magnet fault tolerant motors and its investigation of interturn short circuit faults suppression[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(13): 5203-5217(in Chinese).
- [18] ARUMUGAM P, HAMITI T, GERADA C. Turn - turn short circuit fault management in permanent magnet machines[J]. IET Electric Power Applications, 2015, 9(9): 634-641.
- [19] 汪波, 王荣鑫, 程明, 等. 多三相容错 FSCW-IPM 极槽配合分析[J]. 中国电机工程学报, 2025, 45(1): 352-361.
- WANG Bo, WANG Rongxin, CHENG Ming, et al. Slot and pole combination analysis of multiple 3-phase fault tolerant FSCW-IPM[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2025, 45(1): 352-361(in Chinese).
- [20] 蒋云逸. 高功率密度永磁同步电机设计与短路电流抑制方法的研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2019.
- JIANG Yunyi. Design of high power density permanent magnet machine and analysis of mitigation method of short circuit current[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2019(in Chinese).
- [21] WAN Yuan, MENG Nan, JIA Yuqi, et al. Research on interturn short-circuit characteristic of the high-speed permanent-magnet machine with gramme-ring windings [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2022, 58(8): 2102106.
- [22] XU Fan, ZHU Ziqiang, HE Tianran, et al. Influence of stator gap on electromagnetic performance of 6-slot/2-pole modular high speed permanent magnet motor with toroidal windings[J]. IEEE Access, 2021, 9: 94470-94494.
- [23] 王继强, 王凤翔, 孔晓光. 高速永磁发电机的设计与电磁性能分析[J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(20): 105-110.
- WANG Jiqiang, WANG Fengxiang, KONG Xiaoguang. Design and analysis of electromagnetic properties for high speed PM generator[J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28(20): 105-110(in Chinese).
- [24] LI Weili, QIU Hongbo, ZHANG Xiaochen, et al. Analyses on electromagnetic and temperature fields of superhigh-speed permanent-magnet generator with different sleeve materials[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2014, 61(6): 3056-3063.
- [25] 谢颖, 胡圣明, 陈鹏, 等. 永磁同步电机匝间短路故障温度场分析[J]. 电工技术学报, 2022, 37(2): 322-331.
- XIE Ying, HU Shengming, CHEN Peng, et al. Thermal field analysis on inter-turn short circuit fault of permanent magnet synchronous motor[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2022, 37(2): 322-331(in Chinese).



万援

在线出版日期: 2024-11-31。

收稿日期: 2024-07-10。

作者简介:

万援(1987), 女, 博士, 副教授, 主要研究方向为特种电机设计与分析, wan\_yuan@njust.edu.cn;

张续(1996), 男, 硕士研究生, 研究方向为电机优化设计, 1374715693@qq.com。

(编辑 陈娟)