

电动飞机用永磁容错电机模块化绕组设计



李杰, 吉敬华, 孙玉华, 赵文祥

江苏大学, 江苏 镇江 212013

摘要: 永磁电机作为电动飞机的核心驱动部件, 当发生短路故障时, 较高的短路电流会造成电机内部温度过高、绕组绝缘损坏以及永磁体的不可逆退磁, 进而导致飞机失去控制, 严重威胁驾驶员的生命安全。因此, 为了减轻短路电流对电动飞机的危害, 本文提出了一种新型模块化绕组结构。首先, 根据槽电势星形图的矢量分布特征建立模块化绕组结构。其次, 根据绕组函数分析多相绕组结构的谐波消除规律。然后, 通过理论推导, 揭示短路电流与自感之间的关系。最后, 通过有限元仿真, 验证了模块化绕组结构有利于抑制短路电流和相间互感, 提升电机容错能力, 而且能够保持转矩性能。因此, 本文所提出的模块化绕组结构, 抑制了电机的短路电流, 提升了电机的容错能力, 对电动飞机的安全运行具有重要意义。

关键词: 永磁电机; 电动飞机; 模块化绕组; 短路电流; 容错能力

中图分类号: TM351

文献标识码: A

DOI: 10.19452/j.issn1007-5453.2025.04.004

随着环境问题的日益突出, 节能减排、提升能源利用率已成为热点话题, 多电化、全电化已成为航空领域新的发展趋势。与传统燃油飞行相比, 电动飞机拥有低排放、低成本、高效率等优点, 在航空航天等领域受到广泛关注^[1-3]。永磁电机拥有高功率密度、高转矩密度、低转矩脉动等优点, 被广泛应用于航空航天、国防军工等领域^[4-6]。然而, 当发生短路故障时, 永磁电机的短路电流幅值较大, 会造成严重后果^[7-8]。如绕组温度过高、永磁体发生不可逆退磁以及转矩脉动增大。此外, 还应考虑相间隔离, 在电机发生故障时, 减少故障相对健康相的影响。永磁电机是电动飞机发展的关键, 其容错能力会直接影响飞机运行的安全性。

为了提升电机容错能力, 国内外学者探究了不同的电机拓扑结构。参考文献[9]提出了一种定子偏移型永磁容错电机拓扑结构。该结构不仅能够有效地抑制短路电流, 而且提升了相间隔离度。但是, 该结构改变了气隙磁场的分布, 会导致齿槽转矩增大。参考文献[10]提出了一种通过改变定子齿的空间分布, 从而实现相间隔离的方法。但是该结构同样存在齿槽转矩增大的缺点。参考文献[11]提出了一种采取闭口槽的方式, 增加电机漏感, 从而提升自

感, 实现短路电流的抑制, 但是这种方法会导致电机漏磁严重。参考文献[12]将传统定子结构与C形、E形和模块化三种定子结构进行对比。结果表明, 后三种结构具有利于短路电流抑制和永磁体抗退磁能力, 但是也存在转矩脉动较大的问题。

双三相绕组结构在相移30°时拥有最好的转矩性能, 如高转矩密度、低转矩脉动^[13-14]。然而, 30°相移结构不利于短路电流的抑制。不同绕组连接方式对电机容错能力的影响同样被广泛探究。参考文献[15]对比了48槽22极永磁电机分别在7.5°、15°和30°相移结构时的短路电流。7.5°相移结构的短路电流最小; 对于24槽10极永磁电机, 15°绕组结构更有利于短路电流的抑制^[16]。参考文献[17]和[18]提出模块化绕组结构增强了绕组间的隔离程度, 提升电机的容错能力, 并总结了可适用的槽极配合。但是, 这种绕组结构引入了新的隔离齿, 同样会导致转矩性能的牺牲。此外, 参考文献[19]总结了三通道三相永磁容错电机及其驱动系统的优点。该系统中, 电机由三套三相集中绕组组成, 每套绕组都由独立的电路驱动和电源供电, 当一套绕组出现故障, 只需要将这套绕组从系统中移除, 并保证剩余两套绕组

收稿日期: 2024-09-02; 退修日期: 2024-12-11; 录用日期: 2025-02-17

基金项目: 国家自然科学基金(52377055); 航空科学基金(202200580R3001)

引用格式: Li Jie, Ji Jinghua, Sun Yuhua, et al. Modular winding configuration design in fault-tolerant permanent magnet machine for electric aircraft[J]. Aeronautical Science & Technology, 2025, 36(4): 29-36. 李杰, 吉敬华, 孙玉华, 等. 电动飞机用永磁容错电机模块化绕组设计[J]. 航空科学技术, 2025, 36(4): 29-36.

正常工作,从而实现驱动系统的容错运行。

本文提出了一种模块化绕组结构,该结构能够提升自感,抑制短路电流和相间互感,提升相间隔离度。减轻电机受到短路电流的冲击,避免故障绕组对正常工作绕组的影响,保障了电动飞机安全运行。此外,该结构没用改变原有的定子结构,因此不会增加齿槽转矩,保证了电动飞机在空中飞行的平稳性。首先,根据槽电势星形图分别建立传统绕组与模块化绕组结构。根据不同绕组结构在定子圆周的分布特点,绘制其绕组函数,并由此分析电枢磁动势谐波消除规律。进一步根据绕组函数理论分析自感与磁动势谐波之间的关系。然后根据一相短路时的等效电路模型,揭示短路电流与自感的关系。最后,通过有限元仿真进行验证。

1 绕组结构

如图1、图2所示的传统绕组结构存在自感小、互感大的缺点,导致电机短路电流幅值很大,绕组间耦合严重,这对于电动飞机的应用是不可接受的。为了克服上述缺点,根据槽电势星形图的矢量分布规律,设计如图1、图2所示的模块化绕组结构。该模块化绕组结构是指每极每相槽数小于0.5,且槽数 Z 和极对数 p 满足 $Z=2p\pm i(i=1,2)$ 的分数槽集中绕组^[20]。

槽电势星形图是用于分析绕组连接方式的重要工具。通过观察槽电势星形图的特点,可以确定合适的绕组连接方式。对于18槽16极九相永磁电机,其槽电势星形图如图1所示。其中,图1(a)表示传统结构,图1(b)表示模块化绕组结构。可以看出,将相邻两槽的槽矢量进行反接(虚线所示),即可得到模块化绕组结构。图2为两种绕组结构的连接方式以及定转子横截面图。可以看出,在传统绕组结构中,同一相绕组的两个线圈分布在定子圆周两侧;而模块化绕组结构中,同一相绕组的两个线圈则是集中排布。此外,为了保证对比的合理性,两种结构除了绕组连接方式不同,其余各部分尺寸参数均保持一致,见表1。

2 短路电流抑制原理

当电机发生短路故障时,绕组内的电流会急剧增加,致使电机温度上升,造成线圈绝缘破坏、永磁体退磁等危害,严重影响电动飞机的安全运行。因此,将短路电流幅值限制在一定范围内,对保障电动飞机的飞行安全具有重要意义。

2.1 磁动势谐波分析

绕组函数能够直观地反映绕组在定子圆周的分布特

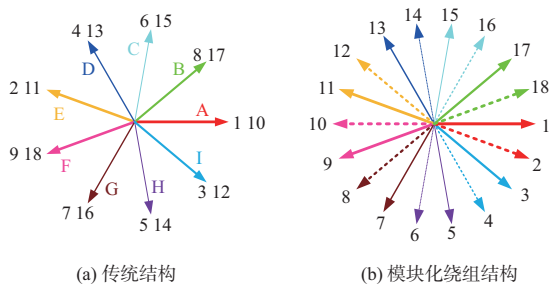


图1 不同绕组结构槽电势星形图
Fig.1 Slot electric potential diagram of different winding configurations

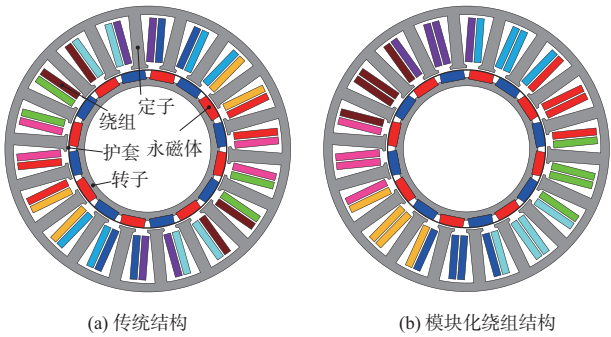


图2 不同绕组结构永磁电机横截面图
Fig.2 Cross section of permanent magnet machine with different winding configurations

表1 电机相关参数
Table 1 Main specifications of machines

项目	参数
槽/极	18/16
相数	9
定子外径/mm	120
定子内径/mm	68
线圈匝数	40
永磁体极弧系数	0.78
永磁体材料	N42UH
定子材料	B35AH_230

点,可以表示为

$$N(\theta) = n(\theta) - \text{avg}(n(\theta)) \tag{1}$$

式中, $N(\theta)$ 为绕组函数, $n(\theta)$ 为匝数函数, $\text{avg}((\theta))$ 为匝数函数的平均值。由此可以绘制两种结构任意一相的绕组函数,如图3所示。由图3可以看出,传统结构各相绕组函数存在相互交叠,从而会导致电机相间耦合严重。此外,传统结构还存在同一槽中不同相的绕组,加剧了相间耦合程度。而模块化绕组结构则不存在相与相之间交叠的情况,因此大大降低了相间耦合程度。电枢绕组合成磁动势 F 可以表示为

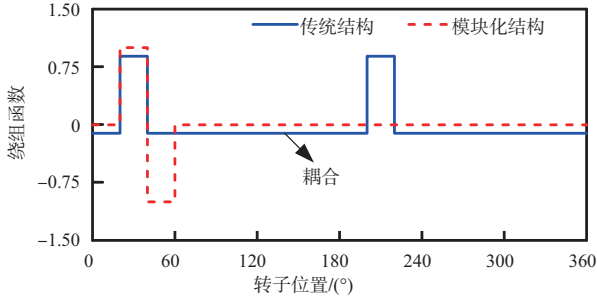


图3 绕组函数对比

Fig.3 Comparison between winding functions

$$F = \sum_k (N_{Ak} i_{Ak} + N_{Bk} i_{Bk} + N_{Ck} i_{Ck}) \quad (2)$$

式中, k 为正整数, N 为绕组函数, i 表示相电流。通过化简式(2), 可以最终得到如下关系式^[21]

$$\begin{cases} \theta_f = \beta_{(k+1)v} - \beta_{kv} + \theta_\Delta = \pm 2\pi/K + q_f \cdot 2\pi \\ \theta_b = \beta_{(k+1)v} - \beta_{kv} - \theta_\Delta = \pm 2\pi/K + q_b \cdot 2\pi \end{cases} \quad (3)$$

式中, θ_f 和 θ_b 分别为正向和反向旋转磁动势, v 为谐波阶次, $\beta_{(k+1)v} - \beta_{kv}$ 为相邻两套绕组相差的机械角度, θ_Δ 为相移角, K 为三相绕组的套数, q_f 和 q_b 为整数。对于本文的 18 槽 16 极传统九相绕组结构, 可以看成三-三相, 相移角度为 40° 。相对于三相绕组结构, 九相绕组结构能够消除 2 次、4 次、16 次、20 次等阶次谐波。此外, 传统结构绕组因数可以表示为

$$k_{ov} = \sin\left(\frac{v\pi}{Z}\right) \quad (4)$$

模块化绕组结构的绕组因数可以表示为

$$k_{ov} = \sin^2\left(\frac{v\pi}{Z}\right) \quad (5)$$

式中, k_{ov} 为绕组因数, Z 为电机槽数。由此分别计算出传统结构和模块化绕组结构的基波绕组因数分别为 0.985 和 0.970。后者略微降低, 这是因为模块化绕组结构改变了绕组的分布效应。

2.2 电感分析

电机的电感对于短路电流的抑制和评估相间隔离能力具有重要意义。电感作为电机的重要参数, 其主要受到磁动势谐波的影响。以 A 相为例, 根据绕组函数理论, 自感可以表示为

$$L_{AA} = \frac{\mu_0 R L_{ef}}{g} \int_0^{2\pi} N_A(\theta) N_A(\theta) d\theta \quad (6)$$

式中, L_{AA} 为 100% A 相的自感; μ_0 , R , L_{ef} 和 g 分别为真空磁导率、定子半径、电机轴向长度以及气隙长度; $N_A(\theta)$ 为 A 相的绕组函数。本节主要分析电枢磁动势对于电感的影响, 因此气隙反函数的具体表现形式不予考虑。式(6)可以进一步表示为

$$L_{AA} = L_0 + \sum_v L_v \cos(\theta + \phi_v) \quad (7)$$

式中, L_0 为自感的直流分量; L_v 和 ϕ_v 分别为 v 阶自感的幅值和初始相位。 L_0 可以表示为

$$L_0 = \frac{\pi \mu_0 R L_{ef}}{g} \sum_v \left(\frac{2Nk_{ov}}{\pi v} \right)^2 \quad (8)$$

根据式(8)可以看出, 磁动势谐波含量对自感的直流分量起主要作用。因此, 可以通过适量引入新的谐波实现自感的提升。

2.3 短路电流分析

以 A 相为例, 分析单相短路时的短路电流, 并做出相应假设, A 相绕组为终端短路; 相电阻保持不变; 忽略互感的影响。A 相短路时的等效电路图如图 4 所示, 并由此得到式(9)所示方程组。

$$\begin{cases} \psi_A = L_{AA} i_s + N \psi_m \cos \delta \\ U_A = R_A i_s + \frac{\partial \psi_A}{\partial t} = 0 \end{cases} \quad (9)$$

式中, ψ_A 为 A 相磁链, N 为每相绕组的串联匝数, ψ_m 为永磁体磁链, δ 为短路相轴线与 d 轴夹角, U_A 为端电压, R_A 为 A 相绕组的相电阻。式(9)可以进一步表示为

$$R_A i_s + \frac{\partial}{\partial t} (L_{AA} i_s) - N \psi_m \omega \sin(\delta_0 + \omega t) = 0 \quad (10)$$

式中, ω 为电角频率, δ_0 为 δ 的初始值。为了求解式(10)所示的微分方程, 需要将其转换到复频域, 即

$$\begin{aligned} i_s(t) = & N \psi_{m(0)} \omega \frac{R_A \sin(\omega t + \delta_0) - \omega L_{AA} \cos(\omega t + \delta_0)}{R_A^2 + (\omega L_{AA})^2} + \\ & \left\{ I_N \cos(\delta_0 + \varphi) + \frac{N \psi_{m(0)} \omega (\omega L_{AA} \cos \delta_0 - R_A \sin \delta_0)}{R_A^2 + (\omega L_{AA})^2} \right\} e^{-\frac{R_A}{L_{AA}} t} \end{aligned} \quad (11)$$

式中, $\psi_{m(0)}$ 为 ψ_m 的初始值, I_N 为额定相电流。可以看出式(11)包含稳态和暂态两个部分。其中, 稳态部分可以简

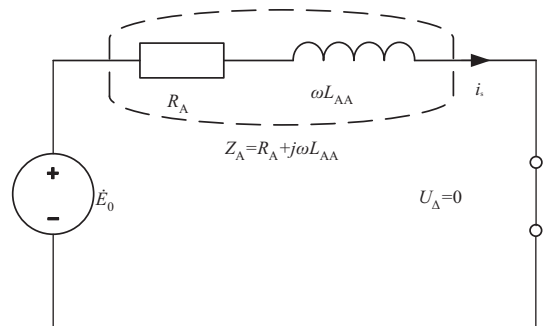


图4 A相短路等效电路图

Fig.4 Equivalent circuit diagram of phase A with short circuit fault

化为

$$i_{s-steady}(t) = N\psi_{m(0)}\omega \frac{\cos(\omega t + \vartheta)}{\sqrt{R_A^2 + (\omega L_{AA})^2}} \quad (12)$$

式中, $\vartheta = \arctan(\omega L_{AA}/R_A)$, 当 $\omega L_{AA} \gg R_A$ 时, R_A 可以忽略, 最终得到如下稳态短路电流表达式

$$i_{s-steady}(t) = \frac{N\psi_{m(0)}}{L_{AA}} \cos(\omega t + \vartheta) \quad (13)$$

可以看出, 短路电流的幅值与自感呈反比, 因此, 通过提升自感能够有效地抑制短路电流, 提升电机容错能力。

3 容错性能分析

本文通过有限元计算对比两种结构的性能, 具体包括磁动势谐波、空载反电势、自感与短路电流、互感与相间隔离以及转矩对比。验证了本文所设计的模块化绕组结构, 能够提升电机的容错能力, 能够为电动飞机飞行安全提供保障。

3.1 磁动势谐波

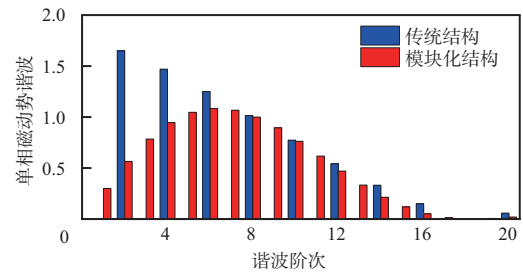
电枢磁动势谐波受到绕组排布的影响, 两种绕组结构的单相绕组和合成磁动势频谱如图5所示。可以看出, 模块绕组结构的单相磁动势谐波含量更丰富, 因此, 有利于提升电机自感。图5(b)中所示传统结构的合成磁动势谐波含量不存在2次、4次、16次、20次的阶次谐波, 验证了上述理论分析的合理性, 并且模块化绕组结构的基波幅值略低于传统结构, 同样满足绕组因数的计算结果。

3.2 空载反电势

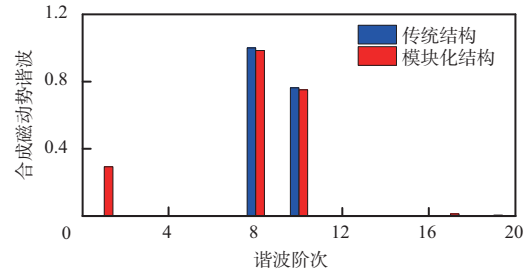
当气隙磁场发生变化时, 会导致电枢绕组中的磁链随时间发生变化, 从而产生空载反电势。因此, 不同的绕组连接方式对空载反电势的波形和谐波含量有重要影响。此外, 谐波总畸变率(THD)能够衡量反电势波形正弦度, 可以表示为

$$THD = \frac{\sqrt{\sum_v E_v^2}}{E_1} \times 100\% \quad (14)$$

式中, E_1 和 E_v 分别为反电势的基波和谐波幅值。图6为两种绕组结构的反电势波形与谐波频谱对比。可以看出两种结构的反电势谐波的主要含量均为3次和5次, 并且模块化绕组结构的基波和谐波幅值都低于传统结构, 这与上述绕组因数的分析结果一致。两种结构反电势基波与谐波的幅值以及谐波畸变率见表2。可以看出, 采用模块化绕组结构之后, 反电势的波形谐波总畸变率从5.1%降到3.7%。这说明模块化绕组结构有利于抑制反电势谐波, 改善波形的正弦度。



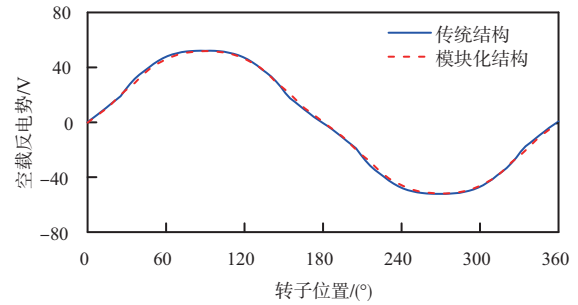
(a) 单相磁动势谐波频谱



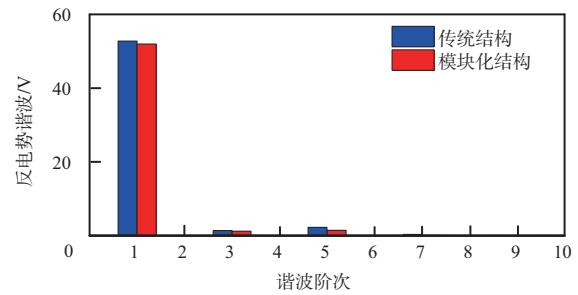
(b) 合成磁动势谐波频谱

图5 不同绕组结构磁动势谐波频谱对比

Fig.5 Comparison between magnetomotive force harmonic spectrum with different winding configurations



(a) 反电势波形



(b) 反电势频谱

图6 不同绕组结构反电势对比

Fig.6 Comparison between back electromotive force waveforms and spectrums with different winding configurations

3.3 自感与短路电流

通过3.2节分析可知, 提升电机的自感能够抑制短路电流。图7为两种绕组结构的自感对比, 可以看出, 采用模块

表2 不同绕组反电势谐波对比

Table 2 Comparison between back electromotive force harmonic with different winding configurations

谐波阶次 绕组结构	1	3	5	THD/%
传统结构	52.8	1.4	2.3	5.1
模块化结构	52	1.2	1.5	3.7

化绕组结构,电机的自感平均值从921.7 μ H提升到了1210.3 μ H,提升了31.3%。这得益于模块化绕组结构较为丰富的磁动势谐波含量。图8为两种绕组结构的短路电流波形,传统结构和模块化绕组结构的短路电流幅值分别为35.5A和26.1A。采用模块化绕组结构,短路电流幅值降低了26.5%,缓解了短路电流对电机的危害,提升了电机的容错能力。

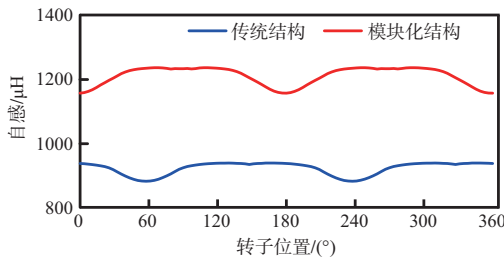


图7 不同绕组结构自感曲线对比

Fig.7 Comparison of self-inductance with different winding configurations

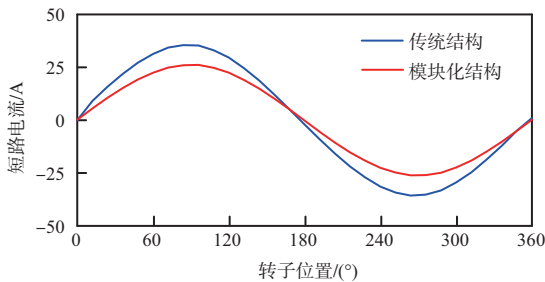


图8 不同绕组结构短路电流对比

Fig.8 Comparison of short-circuit current with different winding configurations

3.4 互感与相间隔离

当电机发生故障时,提升电机的相间隔离度,能够减轻甚至避免故障相对正常工作相的影响,从而保证电机的平稳运行。互感能够直观地体现相与相之间的耦合程度。互感越小,相与相之间的耦合程度越轻,相间隔离度越好;反之,则相间隔离度越差。图9为两种绕组结构相邻两相的互感波形。传统结构与模块化绕组结构的互感平均值分别

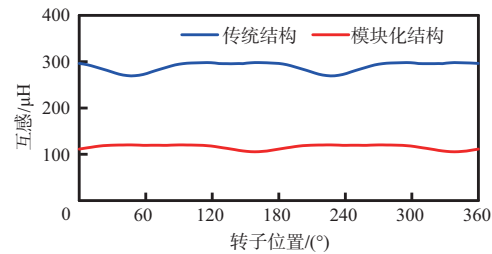


图9 不同绕组结构互感曲线对比

Fig.9 Comparison between mutual inductance with different winding configurations

为289.3 μ H和115.7 μ H。相比于传统结构,模块化绕组结构的互感降低了60%,极大地提升了电机相间隔离能力。

此外,通过感应磁链的幅值也能够反应相间的耦合程度。仅对A相绕组通入电流,观察A相产生的磁链以及与A相相邻和相隔相的磁链,如图10所示。具体的磁链幅值见表3。可以看出,模块化绕组结构的A相磁链幅值大于传统结构,这是因为前者的自感较大。此外,模块化绕组的邻相和隔相的磁链幅值均小于传统结构。表明模块化绕组结构两相绕组之间相互影响较小,相间隔离效果更好。

通过电枢磁力线的分布特点反应不同绕组结构的耦合情况。图11为两种结构仅在A相激励时的电枢磁力线分布。如图11所示,传统结构的磁力线流经较多的定子齿,

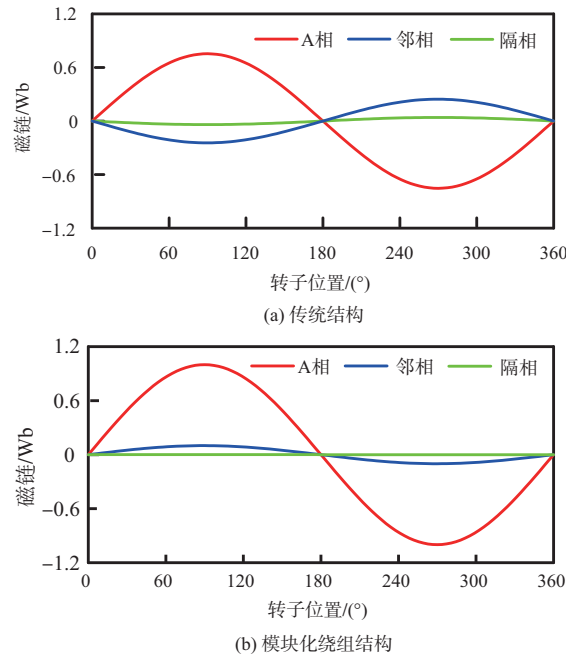


图10 不同绕组结构A相激励下磁链对比

Fig.10 Comparison between armature flux linkage with phase A excited in different winding configurations

表3 不同绕组结构电枢磁链幅值

Table 3 The amplitude of armature flux linkage with different winding configurations

绕组结构 \ 相位	A相	邻相	隔相
传统结构	0.750	0.244	0.040
模块化结构	1.0	0.1	0

导致该结构各相绕组之间耦合严重。而模块化绕组结构的磁力线分布较为集中,只与相邻的绕组相互耦合,同样可以说明模块化绕组结构的相间隔离能力更好。

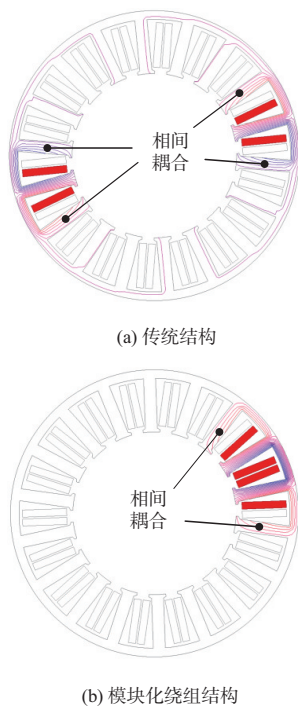


图11 不同绕组结构A相激励下磁力线分布

Fig.11 Distribution of magnetic lines with phase A excited in different configurations

3.5 转矩对比

转矩是电机设计中的重要参数,能够直接反应电机的性能和负载能力。因此,在进行电机容错设计时,需要兼顾转矩性能。在提升电机容错能力的同时应尽可能地牺牲转矩。图12为两种结构的转矩波形。其中,传统结构的平均转矩和转矩脉动分别为 $7.8\text{N}\cdot\text{m}$ 和3.4%,模块化绕组结构的平均值和转矩脉动分别为 $7.7\text{N}\cdot\text{m}$ 和3.6%。采用模块化绕组结构,其平均转矩仅牺牲了1.3%,转矩脉动仅增加了0.2%。这表明模块化绕组结构能够在几乎不牺牲转矩性能的前提下,极大地提升电机的容错能力。

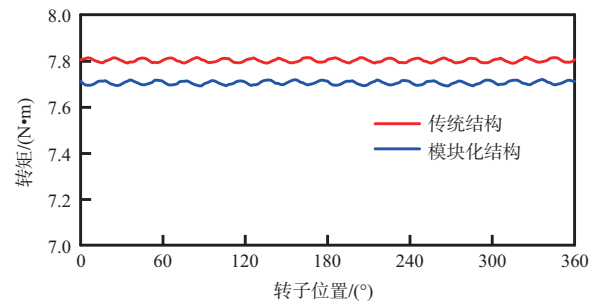


图12 不同绕组结构转矩对比

Fig.12 Torque comparison between different winding configurations

4 结论

为提升电动飞机用永磁电机的容错能力,本文提出一种模块化绕组结构。根据应用于电动飞机的18槽16极九相永磁电机槽电势星形图的矢量分布特点,将相邻两槽的槽矢量反接,实现同一相绕组线圈的集中排布,有效地提升了电机的短路电流抑制和相间隔离能力。根据两种结构的绕组函数,探究电枢绕组磁动势谐波消除规律。传统结构能够消除2次、4次、16次、20次的阶次谐波,而模块化绕组结构的磁动势谐波含量较为丰富,尤其是单相磁动势谐波。因此,采用模块化绕组结构,能够从以下几个方面提升电机的容错能力。

(1)自感从 $921.7\mu\text{H}$ 提升到了 $1210.3\mu\text{H}$,提升了31.3%,进而短路电流幅值从 35.5A 降到 26.1A ,降低了26.5%。

(2)得益于每相绕组较为集中的排布方式,模块化绕组结构的互感更小,相比于传统结构,降低了60%。此外,对比了不同绕组结构仅在A相激励下的磁链和磁力线分布,进一步说明了模块化绕组结构相间隔离效果更好。

(3)对比两种结构的转矩性能,模块化绕组结构几乎没有牺牲转矩,实现了电机容错能力与转矩性能的兼顾。

AST

参考文献

- [1] 李立, 白俊强, 刘超宇. 一种电动飞机概念方案的参数设计方法[J]. 航空动力学报, 2022, 37(12): 2749-2761.
Li Li, Bai Junqiang, Liu Chaoyu. A sizing method of all-electric aircraft for conceptual design[J]. Journal of Aerospace Power, 2022, 37(12): 2749-2761.(in Chinese)
- [2] 李源, 雷涛, 王宏霞, 等. 电动飞机动力系统标准发展综述[J].

- 航空标准化与质量, 2023(1): 1-5+49.
- Li Yuan, Lei Tao, Wang Hongxia, et al. Overview of the development of power system standards for electric aircraft[J]. Aeronautic Standardization & Quality, 2023(1): 1-5+49. (in Chinese)
- [3] 刘昊. 电动飞机发展现状与前景探讨[J]. 中国设备工程, 2023(7): 248-251.
- Liu Hao. Exploration of the current status and prospects of electric aircraft development[J]. China Plant Engineering, 2023 (7): 248-251.(in Chinese)
- [4] 孙玉华, 赵文祥, 吉敬华, 等. 高转矩性能多相组永磁电机及其关键技术综述[J]. 电工技术学报, 2023, 38(6): 1403-1420.
- Sun Yuhua, Zhao Wenxiang, Ji Jinghua, et al. Overview of multi-Star multi-phase permanent magnet machines with high torque performance and its key technologies[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(6): 1403-1420. (in Chinese)
- [5] Salem A, Narimani M. A review on multiphase drives for automotive traction applications[J]. IEEE Transactions on Transportation Electrification, 2019, 5(4):1329-1348.
- [6] Li Rui, Fang Haiyang, Li Dawei, et al. Influence of winding structure on electromagnetic vibration of dual-three-phase permanent magnet synchronous machines[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2024, 60(1): 289-300.
- [7] 汪波, 黄珏, 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)
- [8] Gandhi A, Corrigan T, Parsa L. Recent advances in modeling and online detection of stator interturn faults in electrical motors[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2011, 58(5): 1564-1575.
- [9] 郑蓉蓉, 王凯, 李健, 等. 定子齿偏移永磁容错电机设计与分析[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(22): 7452-7460.
- Zheng Rongrong, Wang Kai, Li Jian, et al. Design and analysis of stator tooth offset-based permanent magnet fault-tolerant machine[J]. Proceedings of CSEE, 2020, 40(22): 7452-7460. (in Chinese)
- [10] 隋义, 尹佐生, 郑萍, 等. 单双层混合绕组型低互感五相容错永磁电机的电磁问题研究[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42 (1): 329-340.
- Sui Yi, Yin Zuosheng, Zheng Ping, et al. Research on electromagnetic problems of low-mutual-inductance five-phase fault-tolerant PMSM with hybrid single/double-layer FSCW [J]. Proceedings of CESS, 2022, 42(1): 329-340. (in Chinese)
- [11] Papini L, Raminosoa T, Gerada D, et al. A high-speed permanent-magnet machine for fault-tolerant drivetrains[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2014, 61(6): 3071-3080.
- [12] Taras P, Li Guangjin, Zhu Ziqiang. Comparative study of fault-tolerant switched-flux permanent-magnet machines[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2017, 64(3): 1939-1948.
- [13] Shao Lingyun, Hua Wei, Zhu Ziqiang, et al. Investigation on phase shift between multiple multiphase windings in flux-switching permanent magnet machines[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2017, 53(3): 1958-1970.
- [14] Zhao Wenxiang, Sun Yuhua, Ji Jinghua, et al. Phase shift technique to improve torque of synchronous reluctance machines with dual m-phase windings[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 69(1):5-17.
- [15] Sun Yuhua, Zhao Wenxiang, Ji Jinghua, et al. Effect of phase shift on inductance and short-circuit current in dual three-phase 48-slot/22-pole permanent-magnet machines [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 69(2): 1135-1145.
- [16] Xu Peilin, Feng Jianghua, Guo Shuying, et al. Analysis of dual three-phase permanent-magnet synchronous machines with different angle displacements[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2018, 65(3): 1941-1954.
- [17] Li Yanxin, Zhu Ziqiang, Thomas A S, et al. Novel modular fractional slot permanent magnet machines with redundant teeth[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2019, 55(9):1-10.
- [18] Li Yanxin, Zhu Ziqiang, Thomas A S. Generic slot and pole number combinations for novel modular permanent magnet dual 3-phase machines with redundant teeth[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2020, 35(3): 1676-1687.
- [19] 蒋雪峰, 黄文新, 李洁, 等. 航空用高可靠永磁容错电机及其驱动系统的研究现状与发展[J]. 微电机, 2020, 53(6): 108-118.

- Jiang Xuefeng, Huang Wenxin, Li Jie, et al. Overview of high reliability fault-tolerant permanent magnet motor and its drive system for aerospace applications[J]. *Micromotors*, 2020, 53(6): 108-118. (in Chinese)
- [20] 郭小雷, 郑小维, 张洁琼. 模块化绕组在小型永磁风力发电机中的应用[J]. *微电机*, 2011, 44(7): 97-100.
- Guo Xiaolei, Zheng Xiaowei, Zhang Jieqiong. Appliance of a small permanent magnet wind-driven generator with modular windings[J]. *Micromotors*, 2011, 44(7): 97-100. (in Chinese)
- [21] Chen Xiao, Wang Jiabin, Patel V I, et al. A nine-phase 18-slot 14-pole interior permanent magnet machine with low space harmonics for electric vehicle applications[J]. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2016, 31(3): 860-871.

Modular Winding Configuration Design in Fault-Tolerant Permanent Magnet Machine for Electric Aircraft

Li Jie, Ji Jinghua, Sun Yuhua, Zhao Wenxiang

Jiangsu University, Zhenjiang 212013, China

Abstract: The permanent magnet machines can be treated as the core driving component of electric aircraft. The high short-circuit current can cause overheated machines, broken winding isolation and permanent magnet irreversible demagnetization. This further leads to the aircraft being out of control, posing a serious threat to the life safety of the pilots. Therefore, a new modular winding configuration is proposed to reduce the negative impact of short-circuit current on electric aircraft. Firstly, the modular winding configuration is obtained based on the slot electric potential diagram. Secondly, the elimination law of magnetomotive force harmonic of multi-phase winding configuration is elaborated according to winding function. Afterwards, the relationship between the short-circuit current and self-inductance is revealed through theoretical deduction. Finally, through finite element simulation, it is verified that the proposed modular winding configuration is beneficial for suppressing the short-circuit current and mutual inductance, improving reliability, and almost not sacrificing torque. Consequently, the proposed modular winding configuration can suppress the short-circuit current and enhance the fault-tolerant capability of permanent machines, which is of great significant for the safe operation of the electric aircraft.

Key Words: permanent magnet machine; electric aircraft; modular winding configuration; short-circuit current; fault-tolerant capability

Received: 2024-09-02; **Revised:** 2024-12-11; **Accepted:** 2025-02-17

Foundation item: National Natural Science Foundation of China(52377055); Aeronautical Science Foundation of China(202200580R3301)