

定子永磁型对转双转子高速飞轮电机 电磁振动分析及优化设计

严作光, 杨雨彬, 张萌, 郭鸿莹, 吴绍朋
(哈尔滨工业大学电气工程及自动化学院, 150080, 哈尔滨)

摘要: 为解决定子永磁型对转双转子高速飞轮电机(SPMCRDR-HSEM)自身典型双凸极结构及高速、高频运行所引起的高电磁振动问题,围绕该电机开展电磁振动分析及优化设计。依据麦克斯韦应力方程构建 SPMCRDR-HSEM 径向电磁力半解析计算模型,确定引起电磁振动的最低阶径向电磁力谐波阶次。针对最低阶径向电磁力,提出一种分裂容错齿新结构,分析其径向电磁力及电磁振动抑制原理。采用优劣解距离法确定分裂容错齿最优结构参数,并基于有限元法对采用传统容错齿结构和分裂容错齿结构的两台 SPMCRDR-HSEM 径向气隙磁密、径向电磁力、电磁振动以及输出转矩等性能进行对比分析。研究表明,优化后的 SPMCRDR-HSEM 在保持良好转矩性能的同时,其内、外电机容错齿处振动加速度分别降低了 42.10% 和 44.42%,电磁振动得到有效抑制。搭建实验平台进行振动实验测试,测试结果与仿真结果相符,验证了所提出的分裂容错齿结构的合理性及优化方法的有效性,拓宽了定子永磁型电机应用领域,为定子永磁型电机电磁振动抑制提供了新思路。

关键词: 定子永磁型电机;电磁振动;径向电磁力;分裂容错齿;输出转矩

中图分类号: TM159 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202601020 **文章编号:** 0253-987X(2026)01-0201-11

Electromagnetic Vibration Analysis and Optimization Design of Stator Permanent Magnet Counter-Rotating Dual-Rotor High-Speed Flywheel Motor

YAN Zuoguang, YANG Yubin, ZHANG Meng, GUO Hongying, WU Shaopeng
(School of Electrical Engineering & Automation, Harbin Institute of Technology, Harbin 150080, China)

Abstract: To address the high electromagnetic vibration caused by the typical dual-salient-pole structure and high-speed, high-frequency operation of the stator permanent magnet counter-rotating dual-rotor high-speed flywheel motor (SPMCRDR-HSEM), the electromagnetic vibration analysis and optimization design of the machine are carried out. A semi-analytical calculation model for the radial electromagnetic force of SPMCRDR-HSEM is established based on the Maxwell stress equation, and the lowest-order radial electromagnetic force harmonic responsible for electromagnetic vibration is identified. To mitigate this lowest-order radial electromagnetic force, a novel split fault-tolerant tooth structure is proposed, and its principles for suppressing radial electromagnetic force and electromagnetic vibration are analyzed. The optimal structural parameters of the split fault-tolerant tooth are determined using the optimal split distance method.

The performance of two SPMCRDR-HSEM prototypes—one with a traditional fault-tolerant tooth structure and the other with the split fault-tolerant tooth structure—is compared using the finite element method. The comparison focuses on radial air-gap magnetic flux density, radial electromagnetic force, electromagnetic vibration, and output torque. The results demonstrate that the optimized SPMCRDR-HSEM maintains excellent torque performance while reducing vibration acceleration at the fault-tolerant teeth of the inner and outer motors by 42.10% and 44.42%, respectively, effectively suppressing electromagnetic vibration. An experimental platform is built to conduct vibration tests, and the test results align with the simulation results, validating the rationality of the proposed split fault-tolerant tooth structure and the effectiveness of the optimization method. This study broadens the application field of stator-permanent-magnet motors and provides a new approach for suppressing electromagnetic vibration in such motors.

Keywords: stator permanent magnet machine; electromagnetic vibration; flywheel energy storage; radial electromagnetic force; split fault-tolerant teeth; output torque

面向国家“双碳”目标及“以新能源驱动的交通电气化升级”工作的重大需求,研究和开发新能源并探索和发展先进储能技术已成为目前关注的热点之一^[1-4]。飞轮储能作为一种新兴储能方式,具有转换效率高、使用寿命长、环境友好等优点,在电动汽车、电力机车及电动船舶等电力载运工具领域具有广阔的应用前景,是助力我国实现低碳和能源转型目标的重要途径^[5-8]。

作为飞轮储能系统的核心部件,高速飞轮电机是实现整个系统机电能量转换的中心环节,其性能的好坏直接影响着飞轮储能系统的优劣^[9-10]。定子永磁型电机具有转子结构简单、机械强度高及耐热性能好等优点,可以避免传统转子永磁型电机面临的高温不可退磁风险、永磁体护套损耗及等效气隙增大等缺点,在飞轮储能系统中具有广阔的应用前景^[11-12]。然而,由于其典型的双凸极结构及高速运行工况,定子永磁型高速电机具有丰富的磁场谐波,容易产生较大的低阶径向电磁力,从而引发严重的电磁振动,在一定程度上限制了其在飞轮储能系统中的应用^[13-16]。

目前,针对高速飞轮电机电磁振动的抑制措施主要有增加定子刚度和减小低阶径向电磁力^[17-18]两种。文献[19]通过采用定子极桥的方式增大电机定子齿刚度,从而抑制电磁振动。虽然通过机械结构增加定子刚度可有效降低电磁振动,但是受空间限制,通常采用削弱低阶径向电磁力的方法抑制高速飞轮电机电磁振动。文献[20-24]基于有限元法提出了抑制低阶径向电磁力的磁极偏心、转子斜极、斜槽、分段及定子辅助槽等结构。文献[25]提出一种不等宽转子磁极结构,利用不等极弧宽度永磁体

产生的不对称磁动势和磁导来削弱 1 阶径向电磁力(不平衡磁拉力),降低电磁振动。然而,由于缺乏理论指导,上述技术通常存在电磁振动抑制效果与电磁转矩损失之间的矛盾。

本文首先基于麦克斯韦应力方程,推导出定子永磁型高速飞轮电机径向电磁力解析模型,确定其最低阶径向电磁力谐波阶次。以一台定子永磁型对转双转子高速飞轮电机(SPMCRDR-HSEM)为研究对象,设计一种抑制最低阶径向电磁力的分裂容错齿定子新结构。采用优劣解距离法(TOPSIS)确定基于低转矩损失和高径向电磁力抑制下的最优分裂容错齿结构参数。然后,分析分裂容错齿对 SPMCRDR-HSEM 径向磁密、径向电磁力、电磁振动及转矩性能的影响规律。最后,根据分析结果,对该结构定子永磁型电机性能进行总结。

1 电机径向电磁力分析

1.1 SPMCRDR-HSEM 电机结构

图 1 为本文所提出的 SPMCRDR-HSEM 电机结构,其主要参数如表 1 所示。

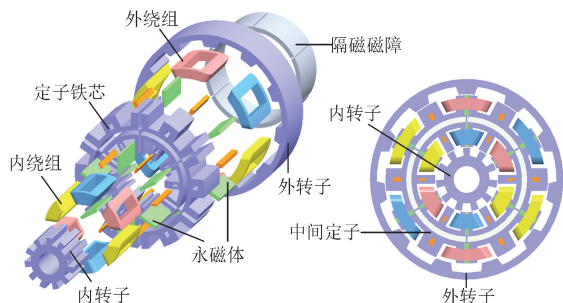


图 1 SPMCRDR-HSEM 结构示意图

Fig. 1 Structure of the SPMCRDR-HSEM

表 1 SPMCRDR-HSEM 主要参数

Table 1 Main parameters of the SPMCRDR-HSEM

参数	数值	参数	数值
电机外径/mm	224	轴向长度/mm	80
外转子内径/mm	190	内转子内径/mm	71
中间定子外径/mm	188	中间定子内径/mm	73
外气隙长度/mm	1	内气隙长度/mm	1
外主永磁体宽度/mm	8	外主永磁体长度/mm	20.5
内主永磁体宽度/mm	4	内主永磁体长度/mm	25
外定子极数	6	内定子极数	6
外转子极数	11	内转子极数	11
外转子转速/ (r · min ⁻¹)	15 000	内转子转速/ (r · min ⁻¹)	30 000
外绕组电流/A	50	内绕组电流/A	55
外绕组母线电压/V	800	内绕组母线电压/V	800

图 1 所示 SPMCRDR-HSEM 主要由内转子、外转子以及中间定子 3 部分组成,将 SPMCRDR-HSEM 与对转飞轮储能系统结合,通过协调控制双转子速度,带动双飞轮同心对转运行,可消除陀螺效应对系统的影响,提高系统稳定性。另外,该电机转子上既无永磁体也无绕组,在保证机械强度的同时降低了转子散热要求,更适合于高速运行。此外,该电机在传统充磁结构的基础上引入增磁永磁体,既可加强聚磁效应,提高电机功率及转矩密度,又可改善气隙磁场波形,降低转矩脉动,提高系统动稳态性能。

1.2 径向电磁力分析

根据麦克斯韦应力方程可知,施加到电机定子齿面的径向电磁力密度可近似表达为

$$f_r(\theta, t) = \frac{B_r^2(\theta, t) + B_t^2(\theta, t)}{2\mu_0} \approx \frac{B_r^2(\theta, t)}{2\mu_0} = \frac{1}{2\mu_0} (B_{PM}^2(\theta, t) + 2B_{PM}(\theta, t)B_{AR}(\theta, t) + B_{AR}^2(\theta, t)) \quad (1)$$

式中: $f_r(\theta, t)$ 为径向电磁力密度; $B_r(\theta, t)$ 为径向气隙磁密; $B_t(\theta, t)$ 为切向气隙磁密; $B_{PM}(\theta, t)$ 和 $B_{AR}(\theta, t)$ 分别为永磁磁场和电枢磁场产生的径向气隙磁密; $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$ H/m 为真空磁导率。

永磁径向磁密可表示为

$$B_{PM}(\theta, t) = \lambda_0 \sum_{n=1}^{\infty} b_n \sin(nG_{PM}\theta) + 2\lambda_2 \sum_{k=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{b_n}{k\pi} \sin(kP_z\theta_5)(\sin\alpha_1 + \sin\alpha_2) \quad (2)$$

其中

$$\alpha_1 = (kP_z + nG_{PM})\theta - kP_z(\Omega_z t + \theta_0) \quad (3)$$

$$\alpha_2 = (-kP_z + nG_{PM})\theta + kP_z(\Omega_z t + \theta_0) \quad (4)$$

$$b_n = \frac{4F_{PM}}{n\pi} \sin(nG_{PM}\theta) \cdot$$

$$[\cos(nG_{PM}\theta_1) - \cos(nG_{PM}\theta_2) + \cos(nG_{PM}\theta_3)] \quad (5)$$

式中: b_n 为永磁径向磁密的傅里叶分解系数; k 为气隙磁导的谐波阶次, k 为正整数; n 为永磁磁动势的空间阶次, n 为奇数; λ_0 和 λ_2 分别为转子气隙磁导波形的平均值和峰峰值; P_z 为转子极数; Ω_z 为转子旋转速度; F_{PM} 为不考虑定子开槽时的永磁磁动势幅值; G_{PM} 为永磁极对数; θ 为气隙中沿圆周的空间位置; θ_1 为永磁体弧度的一半; θ_2 为 θ_1 与定子电枢齿弧度和之和; θ_3 为定子槽弧度和 θ_2 之和; θ_5 为转子齿弧度的二分之一。

通入三相对称电流时,电枢磁场径向气隙磁密可表示为

$$B_{AR}(\theta, t) = 6\sqrt{2} \frac{N_c I_{rms}}{\pi} \lambda_0 \sum_v \sin(\omega_z t + \nu\theta) + 12\sqrt{2} \frac{N_c I_{rms}}{\pi} \lambda_2 \left[\sum_v \sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{k\pi} \sin(kP_z\theta_5)(\sin\beta_1 + \sin\beta_2) \right] \quad (6)$$

其中中间变量 β_1 、 β_2 分别为

$$\beta_1 = (kP_z + \nu)\theta - (k-1)P_z\Omega_z t - kP_z\theta_0 \quad (7)$$

$$\beta_2 = (-kP_z + \nu)\theta + (k+1)P_z\Omega_z t + kP_z\theta_0 \quad (8)$$

式中: N_c 为每相绕组线圈匝数; ν 为电枢磁动势空间阶次, $\nu = 6q - 2$, q 为电枢磁动势空间阶次的计算系数, q 为正整数; I_{rms} 为相电流有效值; ω_z 为激励电流转子角速度。

根据式(1)、(2)和(6),可得出定子各径向电磁力来源及其对应的谐波阶次,如表 2 所示。 μ 为永磁磁场单独作用时产生的谐波阶次系数; ν_i 、 ν_j 为电枢磁场空间阶次, $j = i + 1$ 。

表 2 径向电磁力来源及阶次

Table 2 Origin and order of the radial electromagnetic force

径向电磁力来源	谐波阶次
永磁磁场单独作用	$2\mu G_{PM}, kP_z \pm 2\mu G_{PM}$
电枢磁场单独作用	$\nu_i + \nu_j, kP_z \pm (\nu_i \pm \nu_j)$
永磁磁场与电枢磁场相互作用	$\mu G_{PM} \pm \nu, kP_z \pm (\mu G_{PM} \pm \nu)$

最低阶径向电磁力是电机电磁振动的主要来源,减小最低阶径向电磁力幅值是抑制电磁振动的有力措施。最低阶径向电磁力主要由永磁磁场和电

枢磁场相互作用产生。因此,优化电机磁路结构,改变气隙磁场分布可以削弱最低阶径向电磁力幅值,进而抑制电机电磁振动。

2 SPMCRDR-HSEM 电磁振动优化

2.1 电磁振动抑制机理分析

为抑制 SPMCRDR-HSEM 电磁振动,提出一种分裂容错齿结构对 SPMCRDR-HSEM 定子铁芯进行改进,降低其最低阶径向电磁力。改进前、后电机结构如图 2 所示。

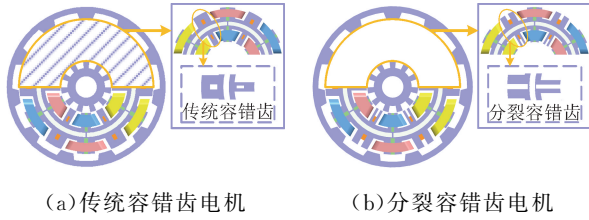


图 2 改进前、后 SPMCRDR-HSEM 结构

Fig. 2 Topology of the SPMCRDR-HSEM before and after optimization design

分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 电磁振动抑制原理如图 3 所示。结合图 2 和图 3 可知,将图 2(a)所示传统结构电机的容错齿一分为二形成图 2(b)所示分裂容错齿结构电机,对比两电机容错齿附近磁力线分布,当转子齿正对容错齿时,传统结构电机磁力线由容错齿垂直穿过气隙进入转子齿,故气隙磁密径向分量较大。改进后的分裂容错齿结构电机,其磁力线分别经由分裂容错齿两端倾斜穿过气隙进入转子齿,气隙磁密径向分量相对减小。

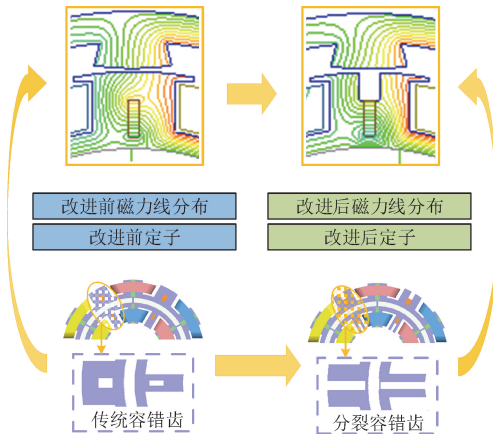
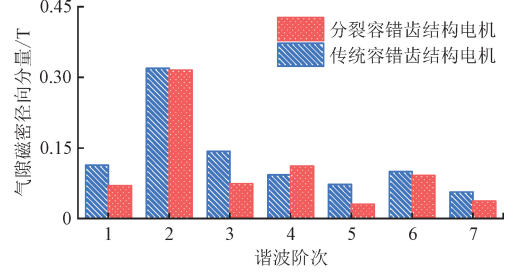


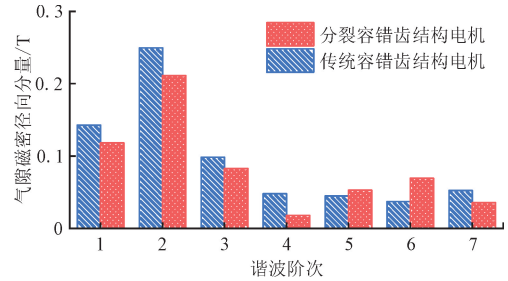
图 3 分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 电磁振动抑制原理

Fig. 3 Electromagnetic vibration mitigation principle of the SPMCRDR-HSEM with stator fault-tolerant

图 4 采用有限元法对内、外电机气隙磁密径向分量进行对比。由图 4 可知,相比于传统容错齿结构电机,分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 具有较小的气隙磁密径向分量。由式(1)可知,径向电磁力的大小主要取决于气隙磁密径向分量。因此,在其他结构参数相同的情况下,改进后的分裂容错齿结构电机将具有更低的径向电磁力及电磁振动。



(a) 内电机



(b) 外电机

图 4 采用有限元法对内、外电机气隙磁密径向分量的对比
Fig. 4 Comparison of the radial component of the air gap flux density of the inner and outer machines by finite element method

基于磁场调制原理,对改进前后 SPMCRDR-HSEM 永磁径向磁密进行对比。图 5 为分裂容错齿结构及传统容错齿结构电机永磁磁势模型。由图 5 可知,分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 的永磁磁势可表示为

$$F_{PMS}(\theta) = F_{EPM}(\theta) + F_{IPM}(\theta) = \sum_{n=1}^{\infty} K_{EPM,n} \sin(nP_{EPM}\theta) + \sum_{n=1}^{\infty} K_{IPM,n} \sin(nP_{IPM}\theta) \quad (9)$$

式中: $F_{EPM}(\theta)$ 和 $F_{IPM}(\theta)$ 分别为主永磁体和增磁永磁体产生的永磁磁势; P_{EPM} 和 P_{IPM} 分别为主永磁体和增磁永磁体极对数; $K_{EPM,n}$ 和 $K_{IPM,n}$ 为傅里叶分解系数,可分别表示为

$$K_{EPM,n} = \frac{4F_{EPM}}{n\pi} [\cos(nP_{EPM}\theta_1) - \cos(nP_{EPM}\theta_2) + \cos(nP_{EPM}\theta_3) - \cos(nP_{EPM}\theta_4)] \quad (10)$$

$$K_{IPM,n} = \frac{4F_{IPM}}{n\pi} [\cos(nP_{IPM}\theta_1) - \cos(nP_{IPM}\theta_2) - \cos(nP_{IPM}\theta_3) + \cos(nP_{IPM}\theta_4)] \quad (11)$$

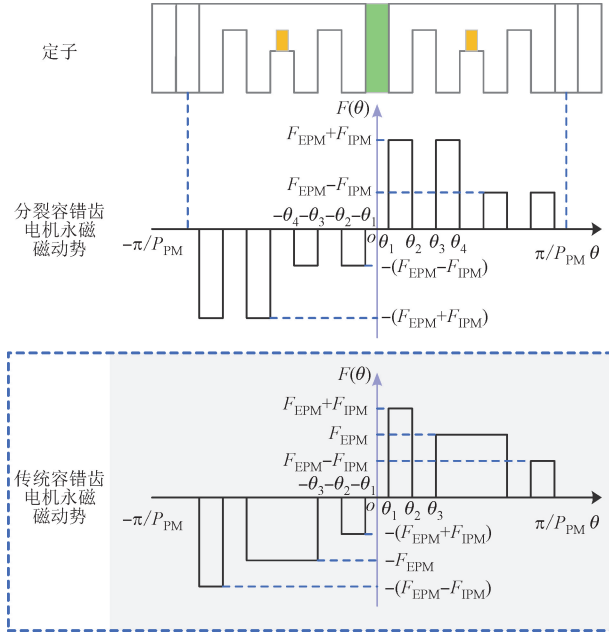


图 5 SPMCRDR-HSEM 永磁磁动势模型

Fig. 5 Permanent magnet magnetomotive force of the SPMCRDR-HSEM

传统容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 的永磁磁动势可表示为

$$F_{PMC}(\theta) = F_{EPM}(\theta) + F_{IPM}(\theta) = \sum_{n=1}^{\infty} K_{EPM,n} \sin(nP_{EPM}\theta) + \sum_{n=1}^{\infty} K_{IPM,n} \sin(nP_{IPM}\theta) \quad (12)$$

其中

$$K_{EPM,n} = \frac{4F_{EPM}}{n\pi} [\cos(nP_{EPM}\theta_1) - \cos(nP_{EPM}\theta_2) - \cos(nP_{EPM}\theta_3)] \quad (13)$$

$$K_{IPM,n} = \frac{4F_{IPM}}{n\pi} [\cos(nP_{IPM}\theta_1) - \cos(nP_{IPM}\theta_2) - \cos(nP_{IPM}\theta_3)] \quad (14)$$

由式(10)可知,SPMCRDR-HSEM 永磁磁动势由主永磁体和增磁永磁体共同作用产生。经由分裂容错齿调制,主永磁体磁动势降低,增磁永磁体磁动势增加。增磁永磁体为辅助永磁体,其磁动势幅值相对较小。因此,分裂容错齿可削弱电机永磁磁动势。

分裂容错齿结构及传统容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 具有相同的气隙磁导,可表示为

$$\lambda(\theta, t) = \lambda_0 + \frac{4\lambda_0}{k\pi} \sin(kP_z\theta_5) \sum_{k=1}^{\infty} \cos[kP_z(\theta + \omega_z t + \theta_0)] \quad (15)$$

式中: \$\theta_0\$ 为转子初始位置。

SPMCRDR-HSEM 空载径向磁密 \$B_g(\theta, t)\$ 可表示为

$$B_g(\theta, t) = F_{PM}(\theta)\lambda(\theta, t) = \sum_{n=1}^{\infty} \lambda_0 K_{EPM,n} \sin(nP_{EPM}\theta) + \sum_{n=1}^{\infty} \lambda_0 K_{IPM,n} \sin(nP_{IPM}\theta) + \sum_{n=1}^{\infty} \sum_{k=1}^n \frac{2\lambda_0}{k\pi} K_{EPM,n} \sin(kP_z\theta_5) \sin(nP_{EPM}\theta) + \sum_{n=1}^{\infty} \sum_{k=1}^n \frac{2\lambda_0}{k\pi} K_{IPM,n} \sin(kP_z\theta_5) \sin(nP_{IPM}\theta) \quad (16)$$

由式(16)可知,空载径向磁密由永磁磁动势和转子磁导共同决定。由于其永磁磁动势可由分裂容错齿削弱,因此分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 具有较低的空载径向磁密,可实现径向电磁力及电磁振动的有效抑制。

2.2 分裂容错齿电机优化设计

进行结构改进的目的是在不牺牲转矩性能的前提下,最大限度地降低电磁振动。对于分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM,容错齿分裂间隙宽度及高度将影响电机输出转矩、转矩脉动、径向电磁力以及电磁振动,如图 6 所示。因此,为了兼顾电机输出转矩、转矩脉动等转矩性能,尽可能降低最低阶径向电磁力幅值,进而抑制电机的电磁振动,本文以容错齿分裂间隙宽度 (\$W_{to}/W_{ti}\$) 及高度 (\$H_{to}/H_{ti}\$) 为优化变量(初始值及变量范围如表 3 所示),以最低阶径向电磁力 \$F_r\$、输出转矩 \$T_o\$ 及转矩脉动 \$T_d\$ 为优化目标,采用 TOPSIS 法对电机分裂容错齿进行优化设计,降低电机最低阶径向电磁力,进而抑制电磁振动。

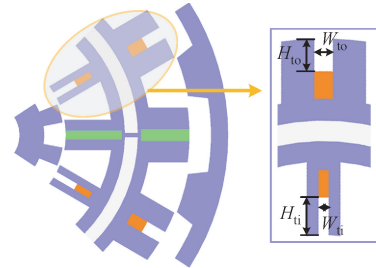


图 6 分裂容错齿结构电机优化参数示意图

Fig. 6 Optimization variables of the SPMCRDR-HSEM with dual-fault-tolerant teeth machine

表 3 优化变量初始值及变量范围

Table 3 Initial value and reasonable variation range

优化变量	初始值	变量范围
\$W_{to}/\text{mm}\$	6.0	1.0~13.0
\$H_{to}/\text{mm}\$	8.5	1.0~12.0
\$W_{ti}/\text{mm}\$	3.5	1.0~7.0
\$H_{ti}/\text{mm}\$	6.0	1.0~11.0

分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 优化变量

的评价矩阵可表示为

$$\mathbf{X} = \begin{bmatrix} x_{11} & x_{12} & \cdots & x_{1w} \\ x_{21} & x_{22} & \cdots & x_{2w} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ x_{u1} & x_{u2} & \cdots & x_{uw} \end{bmatrix} \quad (17)$$

式中： x_{uw} 为第 w 个优化目标的第 u 种优化方案值， $u = 1, 2, \cdots, m, w = 1, 2, \cdots, n, m$ 为优化目标的方案数的上限， n 为优化目标的上限。

为消除指标正负向不同的影响，将转矩脉动及最低阶径向电磁力进行正向化处理，其正向化处理式为

$$a_{uw} = \max\{x_{1w}, x_{2w}, \cdots, x_{mw}\} - x_{uw} \quad (18)$$

正向化处理之后，将正向化优化目标进行规范化，规范化后的优化目标如下式

$$P_{uw} = \frac{x_{uw}}{\sum_{u=1}^m x_{uw}} \quad (19)$$

在此基础上对各优化目标进行标准化处理，其标准化的优化目标为

$$Z_{uw} = \frac{z_{uw} - \min\{z_{1w}, z_{2w}, \cdots, z_{mw}\}}{\max\{z_{1w}, \cdots, z_{mw}\} - \min\{z_{1w}, \cdots, z_{mw}\}} \quad (20)$$

根据标准化后的评价矩阵确定正、负理想方案 Z^+ 和 Z^- 分别为

$$\begin{aligned} Z^+ &= \{Z_1^+, Z_2^+, \cdots, Z_w^+\} \\ &= \{\max(Z_{11}, Z_{21}, \cdots, Z_{u1}), \max\{Z_{12}, Z_{22}, \cdots, \\ &\quad Z_{u2}\}, \cdots, \max\{Z_{1w}, Z_{2w}, \cdots, Z_{uw}\}\} \end{aligned} \quad (21)$$

$$\begin{aligned} Z^- &= \{Z_1^-, Z_2^-, \cdots, Z_w^-\} \\ &= \{\min(Z_{11}, Z_{21}, \cdots, Z_{u1}), \min\{Z_{12}, Z_{22}, \cdots, \\ &\quad Z_{u2}\}, \cdots, \min\{Z_{1w}, Z_{2w}, \cdots, Z_{uw}\}\} \end{aligned} \quad (22)$$

各优化方案与正、负理想方案的距离 D^+ 和 D^- 分别表示为

$$D_u^+ = \sqrt{\sum_{w=1}^n w_w (Z_w^+ - Z_{uw})^2} \quad (23)$$

$$D_u^- = \sqrt{\sum_{w=1}^n w_w (Z_w^- - Z_{uw})^2} \quad (24)$$

根据正负理想解距离计算相对接近度得分以确定所有优化方案的排序，第 w 个优化方案对应的贴合度 E_w 可表示为

$$E_w = \frac{D_u^-}{D_u^- + D_u^+} \quad (25)$$

相对接近度 E_w 数值越大，表明 TOPSIS 评价价值越接近理想方案。反之，相对接近度数值越小，表明越接近最劣方案。

根据上述流程对表 3 中各优化变量进行优化设计。根据式(17)~(25)计算出各优化变量不同取值下所对应的 E_w 得分，绘制出优化变量最优方案贴近度

得分雷达图，如图 7 所示。由图 7 可知，当 SPMCRDR-HSEM 外电机容错齿分裂间隙宽度 W_{to} 、容错齿分裂间隙高度 H_{to} 、内电机容错齿分裂间隙宽度 W_{ti} 和高度 H_{ti} 分别为 8.0、7.0、3.0 和 4.5 mm 时，各优化目标获得最高的贴近度得分，该参数组合为最佳方案。优化前、后分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 优化变量及优化目标对比如表 4、表 5 所示。

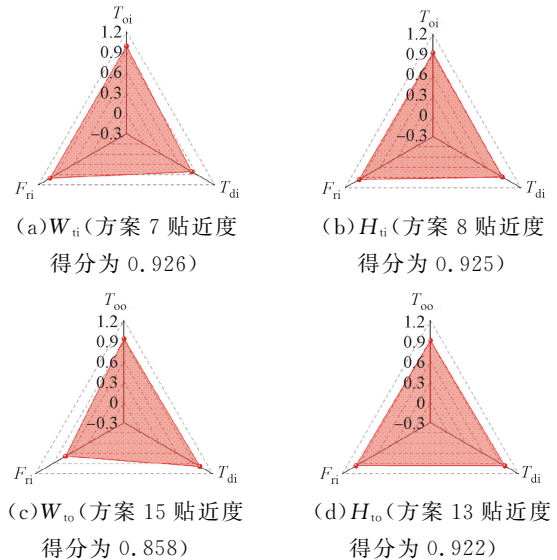


图 7 优化变量最优方案贴近度得分雷达图

Fig. 7 Radar of the E_w of the optimal scheme of the optimization objectives

表 4 优化前、后优化变量的对比

Table 4 Comparison of the optimization variable before and after optimization

优化变量	优化前数值	优化后数值
W_{ti}/mm	3.5	3.0
H_{ti}/mm	6.0	4.5
W_{to}/mm	6.0	8.0
H_{to}/mm	8.5	7.0

表 5 优化前、后优化目标的对比

Table 5 Comparison of the optimization objective before and after optimization

优化变量	优化前数值	优化后数值
内电机径向电磁力 $F_{ri}/(\text{N} \cdot \text{cm}^{-2})$	2.95	2.52
内电机输出转矩 $T_{oi}/(\text{N} \cdot \text{cm}^{-2})$	6.78	6.81
内电机转矩脉动 $T_{di}/\%$	4.40	4.70
外电机径向电磁力 $F_{ro}/(\text{N} \cdot \text{cm}^{-2})$	2.97	2.31
外电机输出转矩 $T_{oo}/(\text{N} \cdot \text{cm}^{-2})$	13.28	13.08
外电机转矩脉动 $T_{do}/\%$	1.89	1.14

注： T_{di} 、 T_{do} 分别为内、外电机转矩脉动。

由表 5 可知,优化过后分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 内、外电机最低阶径向电磁力幅值由 2.95 和 2.97 $\text{N}\cdot\text{cm}^{-2}$ 减小为 2.52 和 2.31 $\text{N}\cdot\text{cm}^{-2}$,分别降低了 14.58% 和 22.22%。内、外电机输出转矩由 6.78 和 13.28 $\text{N}\cdot\text{cm}^{-2}$ 变化为 6.81 和 13.08 $\text{N}\cdot\text{cm}^{-2}$,转矩脉动分别由 4.40% 和 1.89% 变化为 1.10% 和 4.70%,平均转矩脉动由 3.15% 变化为 2.90%,转矩性能基本不变。

3 电机性能对比分析

为研究分裂容错齿对 SPMCRDR-HSEM 电磁振动的抑制效果,对分裂容错齿结构及传统容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 的径向磁密、径向电磁力、振动性能及转矩性能进行对比分析。

3.1 径向磁密

内、外电机额定工况下容错齿跨度范围内的径向磁密波形及其空间谐波如图 8 所示。由图 8 可知,分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 内、外电机分裂容错齿位置处径向磁密略微增加,分裂容错齿中间空隙处的径向磁密幅值显著降低。与传统容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 相比,分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 内电机的 1 阶、3 阶、5 阶及 7 阶和外电机的 1 阶、2 阶、3 阶、4 阶及 7 阶径向磁密谐波幅值明显下降,且内、外电机径向气隙磁密平均值均显著降低。

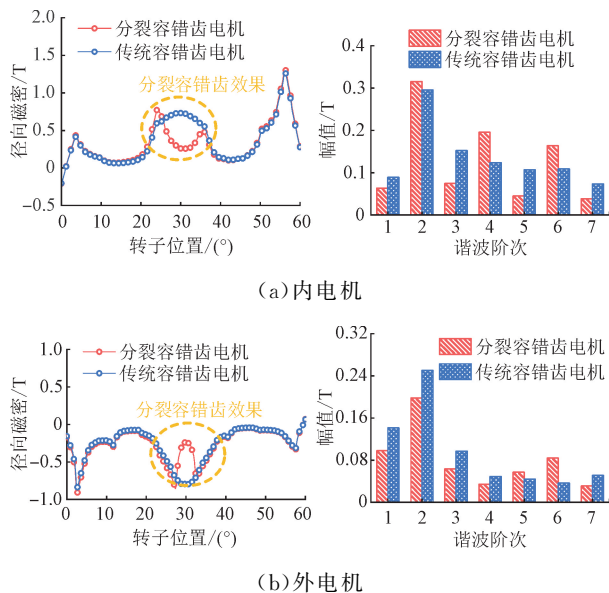


图 8 内、外电机额定工况下容错齿跨度范围内的径向磁密波形及其空间谐波

Fig. 8 Radial flux density and space harmonics with one split fault tolerant teeth span range of the inner and outer machines under rated condition

3.2 径向电磁力

最低阶径向电磁力是引起电机电磁振动的主要原因,内、外电机额定工况下径向电磁力对比如图 9 所示。由图 9 可知,两种结构 SPMCRDR-HSEM 内、外电机径向电磁力变化曲线跟其径向磁密变化曲线类似,由于分裂容错齿降低了电机气隙磁密径向分量,从而使得分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 部分低阶径向电磁力明显降低。其中,内、外电机最低阶径向电磁力从初始的 3.55 和 4.44 $\text{N}\cdot\text{cm}^{-2}$ 下降为 2.52 和 2.31 $\text{N}\cdot\text{cm}^{-2}$,分别下降了 29.01% 和 47.97%,说明分裂容错齿可有效降低 SPMCRDR-HSEM 最低阶径向电磁力。另外,其最低阶径向电磁力为 1 阶,与表 2 计算所得结果一致,验证了径向电磁力解析模型的准确性。

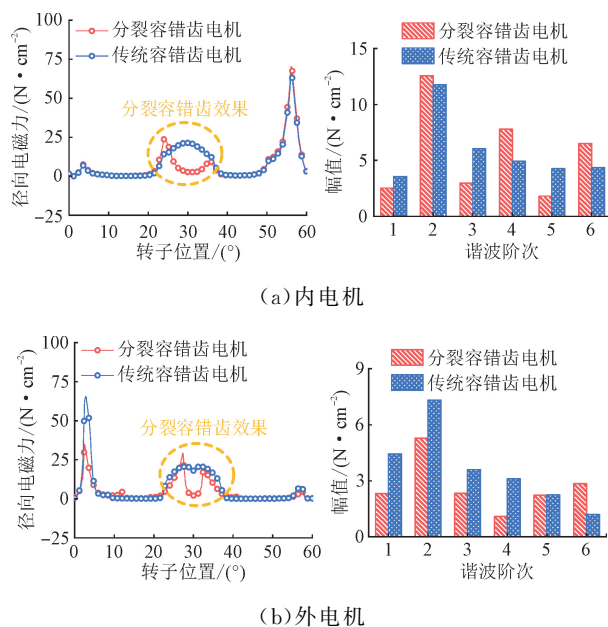


图 9 内、外电机额定工况下径向电磁力的对比

Fig. 9 Comparison of the radial electromagnetic force of the inner and outer machines under rated condition

3.3 振动性能

SPMCRDR-HSEM 电磁振动主要由定子径向电磁力作用下产生的形变所致。内、外电机内、外容错齿处振动加速度频谱对比如图 10 所示。由图 10 可知,相较于传统容错齿结构 SPMCRDR-HSEM,分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 具有较小的振动加速度。内、外容错齿处最大振动加速度由 1 141.20 和 1 020.30 m/s^2 降低为 660.79 和 567.04 m/s^2 ,分别减小了 42.10% 和 44.42%。说明分裂容错齿可有效削弱最低阶径向电磁力,进而抑制电磁振动。

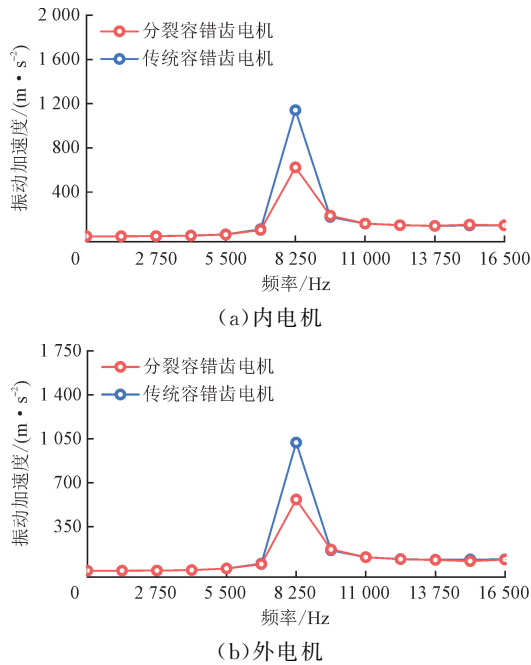


图 10 内、外电机内、外容错齿处振动加速度频谱的对比
Fig. 10 Comparison of the vibration acceleration spectrum on inner and outer fault-tolerant teeth of the inner and outer machines

3.4 转矩性能

内、外电机转矩性能对比如图 11 所示,可以看出,相较于传统容错齿结构 SPMCRDR-HSEM,分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 内、外电机输出转矩分别提高了 1.94% 和 0.54%,内电机转矩脉动增加了 0.86%,外电机转矩脉动减小了 1.94%。总体转矩性能基本不变,说明分裂容错齿可以在保证高转矩性能的前提下有效抑制电机电磁振动。

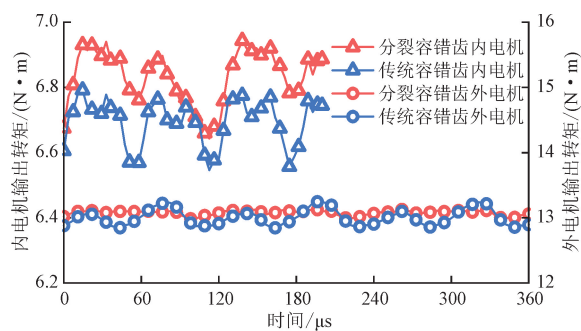


图 11 内、外电机输出转矩的对比
Fig. 11 Comparison of the output torque of the inner and outer machines

4 实验验证

为验证有限元分析方法的可靠性,加工制造了一台分裂容错齿结构 SPMCRDR-HSEM 样机并搭

建了振动测试平台,如图 12 和 13 所示。实验中,将样机底部固定,实验样机的激励、转速等参数与有限元仿真结果一致。选择的测量点位于真空舱处,即在真空舱表面安装振动加速度传感器,如图 14 所示,通过数据采集器进行信号采集,振动加速度频谱实验结果如图 15 所示。

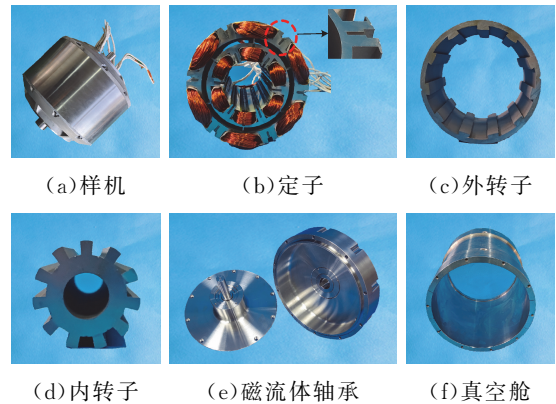


图 12 分裂容错齿结构样机
Fig. 12 Prototype of the SPMCRDR-HSEM with split fault tolerant teeth

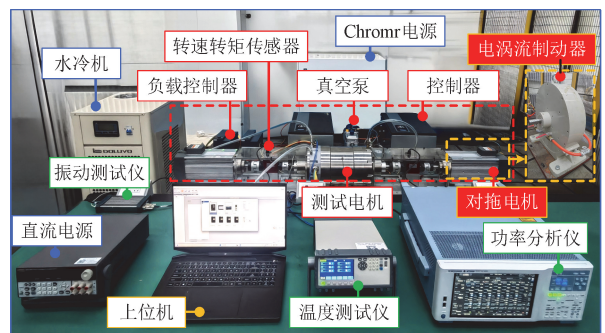


图 13 分裂容错齿结构样机测试平台
Fig. 13 Test platform of the prototype of the SPMCRDR-HSEM with split fault tolerant teeth

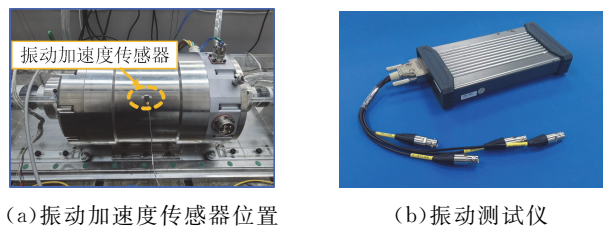


图 14 振动加速度传感器安装位置
Fig. 14 Mounting position of acceleration sensor

由图 15 可知,实验测试结果和有限元仿真结果具有一定误差,这是因为电机振动加速度的实验测试结果不仅受到电磁激振力的作用,还与其机械结构及仪器的安装和固定等各种因素相关。电机振动

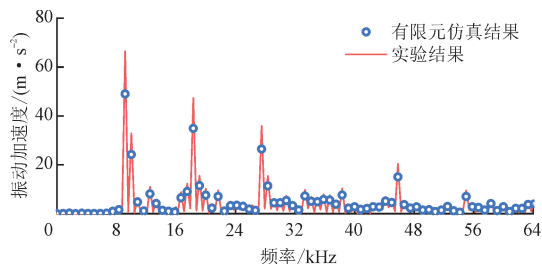


图15 振动加速度频谱的实验结果

Fig. 15 Vibration acceleration spectrum of the experimental test and finite element analysis

加速度的频谱分布一致,且误差在合理的范围之内,可验证本文仿真结果的准确性。

图16为不同输入电流条件下电机输出转矩测试结果和有限元仿真结果的对比。可以看出,输出转矩随输入电流的增加近似线性上升,且测试结果和有限元仿真结果几乎一致。输入电流为55和50 A时,实验测得的内、外电机平均转矩分别为6.47和12.49 N·m,与有限元仿真结果相比,误差分别为4.79%和4.48%,验证了有限元仿真结果的准确性。

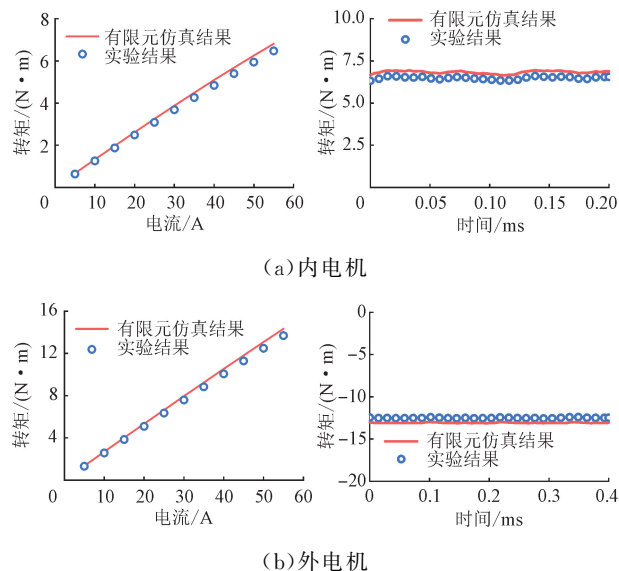


图16 不同输入电流条件下电机输出转矩测试结果和有限元仿真结果的对比

Fig. 16 Comparison of the experimental test and finite element simulation results of the output torque of the machine under different input currents

5 结论

本文提出了一种分裂容错齿结构 SPMCRDR-SHEM 电机新拓扑及相应的电磁振动优化设计方法,并通过有限元仿真及实验测试验证了分裂容错

齿的电磁振动抑制效果及 TOPSIS 法的优化效果,主要结论如下。

(1) 分裂容错齿可通过优化磁路结构,降低 SPMCRDR-HSEM 最低阶径向电磁力,进而抑制其电磁振动。

(2) TOPSIS 法在保证高转矩性能的前提下降低了 SPMCRDR-HSEM 最低阶径向电磁力幅值,可有效解决电磁振动抑制效果与转矩性能损失间的矛盾。

(3) 解析模型计算的最低阶径向电磁力谐波次数与有限元仿真所得结果一致,验证了所搭建解析模型的准确性。

(4) 实验测试获得的振动加速度频谱分布结果与有限元结果基本一致,验证了所采用有限元分析方法的可靠性。

参考文献:

- [1] 张维煜,杨恒坤,朱规秋. 电动汽车用飞轮电池关键技术和技术瓶颈分析 [J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(18): 5568-5581.
ZHANG Weiyu, YANG Hengkun, ZHU Huangqiu. Key technologies and technical bottleneck analysis of flywheel battery systems for electric vehicle [J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(18): 5568-5581.
- [2] LI Xiaojun, ANVARI B, PALAZZOLO A, et al. A utility-scale flywheel energy storage system with a shaftless, hubless, high-strength steel rotor [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2018, 65(8): 6667-6675.
- [3] MAROUFI S M, KARRARI S, RAJASHEKARAI-AH K, et al. Power management of hybrid flywheel-battery energy storage systems considering the state of charge and power ramp rate [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2025, 40(7): 9944-9956.
- [4] YE Caiyong, YU Dezuan, LIU Kaifeng, et al. Research of a stator PM excitation solid rotor machine for flywheel energy storage system [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2021, 69(12): 12140-12151.
- [5] YAN Zuoguang, WU Shaopeng, ZHANG Meng, et al. Minimization of the cogging torque in stator-PM high-speed flywheel electrical machine [J]. COMPEL: The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering, 2025, 44(4): 645-659.
- [6] ADHIKARI S, KARKI R. Integrated disturbance response modeling of wind-integrated power systems to

- quantify the operational reliability benefits of flywheel energy storage [J]. *IEEE Transactions on Sustainable Energy*, 2019, 10(3): 1152-1160.
- [7] 张维煜, 张林东, 于焰均. 磁悬浮支承-飞轮系统稳定运行关键技术综述 [J]. *西南交通大学学报*, 2022, 57(3): 627-639.
- ZHANG Weiyu, ZHANG Lindong, YU Yanjun. Review on key technologies of stable operation for magnetic suspension support-flywheel system [J]. *Journal of Southwest Jiaotong University*, 2022, 57(3): 627-639.
- [8] 李红, 储江伟, 袁善坤. 车用电磁耦合式飞轮储能装置的性能 [J]. *华南理工大学学报(自然科学版)*, 2020, 48(6): 50-57.
- LI Hong, CHU Jiangwei, YUAN Shankun. Performance of vehicle electromagnetic coupling flywheel energy storage device [J]. *Journal of South China University of Technology(Natural Science Edition)*, 2020, 48(6): 50-57.
- [9] FANG Shuhua, LV Zhengting, CHAO Gai. Methods of increasing the energy storage density of superconducting flywheel [J]. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, 2021, 31(8): 1-5.
- [10] SUN Mingxin, XU Yanliang, ZHANG Wenjing. Multiphysics analysis of flywheel energy storage system based on cup winding permanent magnet synchronous machine [J]. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2023, 38(4): 2684-2694.
- [11] WANG Peixin, HUA Wei, ZHANG Gan, et al. Principle of flux-switching permanent magnet machine by magnetic field modulation theory: part I back-electromotive-force generation [J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2022, 69(3): 2370-2379.
- [12] WANG Peixin, HUA Wei, ZHANG Gan, et al. Principle of flux-switching PM machine by magnetic field modulation theory: part II electromagnetic torque generation [J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2022, 69(3): 2437-2446.
- [13] SU Peng, HUA Wei, WU Zhongze, et al. Comprehensive comparison of rotor permanent magnet and stator permanent magnet flux-switching machines [J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2019, 66(8): 5862-5871.
- [14] SU Peng, HUA Wei, HU Mingjin, et al. Analysis of PM eddy current loss in rotor-PM and stator-PM flux-switching machines by air-gap field modulation theory [J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2020, 67(3): 1824-1835.
- [15] 王培欣, 花为, 胡铭颀, 等. 余弦削极转子磁通切换永磁电机设计与性能分析 [J]. *中国电机工程学报*, 2022, 42(22): 8372-8381.
- WANG Peixin, HUA Wei, HU Mingjin, et al. Design and performance analysis of flux-switching permanent magnet machine with cos-chamfering rotor [J]. *Proceedings of the CSEE*, 2022, 42(22): 8372-8381.
- [16] 苏鹏, 夏玉佳, 花为, 等. 模块化多单元磁通切换电机设计与特性分析 [J]. *中国电机工程学报*, 2023, 43(19): 7669-7682.
- SU Peng, XIA Yujia, HUA Wei, et al. Design and characteristics analysis of a modular elementary flux switching permanent magnet machines [J]. *Proceedings of the CSEE*, 2023, 43(19): 7669-7682.
- [17] 张欣, 何家俊, 吴超. 永磁同步电机电磁振动噪声抑制方法综述 [J]. *微特电机*, 2019, 47(7): 72-76.
- ZHANG Xin, HE Jiajun, WU Chao. A survey of electromagnetic vibration noise suppression methods for permanent magnet synchronous motors [J]. *Small & Special Electrical Machines*, 2019, 47(7): 72-76.
- [18] LIU Feng, WANG Xiuhe, XING Zezhi, et al. Reduction of cogging torque and electromagnetic vibration based on different combination of pole arc coefficient for interior permanent magnet synchronous machine [J]. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*, 2021, 5(4): 291-300.
- [19] DAS S, GUNDOGMUS O, SOZER Y, et al. Wide speed range noise and vibration mitigation in switched reluctance machines with stator pole bridges [J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2021, 36(8): 9300-9311.
- [20] 庞亮, 杨清亮, 赵朝会, 等. 磁极偏心切向聚磁型并联结构混合励磁电机的振动噪声研究 [J]. *噪声与振动控制*, 2023, 43(3): 47-52.
- PANG Liang, YANG Qingliang, ZHAO Zhaohui, et al. Vibration and noise study of hybrid excitation synchronous motors with magnetic pole eccentricity and tangential magnetizing parallel structure [J]. *Noise and Vibration Control*, 2023, 43(3): 47-52.
- [21] 贾梦凡, 于冰, 唐小春, 等. 基于转子辅助槽的PMSM电磁振动噪声削弱方法研究 [J]. *电机与控制应用*, 2022, 49(3): 68-76.
- JIA Mengfan, YU Bing, TANG Xiaochun, et al. Research on reduction method of PMSM electromagnetic vibration noise based on rotor auxiliary slots [J]. *Electric Machines & Control Application*, 2022, 49(3): 68-76.
- [22] 徐珂, 应红亮, 黄苏融, 等. 转子分段斜极对永磁同步

(下转第222页)

- urlid/12.1420.TM.20240822.1755.006.
- CHEN Xiaofei, JIANG Shuxia, CUI Xiangbo, et al. Real-time SOC estimation for lithium batteries based on fusing EKF and improved DELM [J/OL]. Journal of Power Supply. (2024-08-23) [2025-04-25]. <https://link.cnki.net/urlid/12.1420.TM.20240822.1755.006>.
- [17] 代磊. 车用动力电池电流传感器故障诊断方法研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2022.
- [18] 闫林杰, 郝程鹏, 殷超然, 等. 部分均匀环境下适用于空间对称线阵的修正广义似然比检测方法 [J]. 雷达学报, 2021, 10(3): 443-452.
- YAN Linjie, HAO Chengpeng, YIN Chaoran, et al. Modified generalized likelihood ratio test detection based on a symmetrically spaced linear array in partially homogeneous environments [J]. Journal of Radars, 2021, 10(3): 443-452.
- [19] LIU Boxuan, CUI Zhongma, LU Zhen. Marine target CFAR detection method based on superpixel difference degree [C]//Journal of Physics: Conference Series. Bristol, United Kingdom: IOP Publishing, 2024: 012020.
- [20] LIANG Zhihuan, JIN Yanghao, LIANG Buge, et al. A modified CA-CFAR multi-human detection algorithm in complex environment using radar [C]//2024 International Conference on Electronic Engineering and Information Systems (EEISS). Piscataway, NJ, USA: IEEE, 2024: 93-97.
- [21] ZHENG Fangdan, XING Yinjiao, JIANG Jiuchun, et al. Influence of different open circuit voltage tests on state of charge online estimation for lithium-ion batteries [J]. Applied Energy, 2016, 183: 513-525.
- [22] XING Yinjiao, HE Wei, PECHT M, et al. State of charge estimation of lithium-ion batteries using the open-circuit voltage at various ambient temperatures [J]. Applied Energy, 2014, 113: 106-115.
- [23] HE Wei, WILLIARD N, CHEN Chaochao, et al. State of charge estimation for Li-Ion batteries using neural network modeling and unscented Kalman filter-based error cancellation [J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2014, 62: 783-791.
- [24] 赵华. 工业控制系统异常检测算法研究 [D]. 北京: 冶金自动化研究设计院, 2013.
- [25] BASSEVILLE M, NIKIFOROV I V. Detection of abrupt changes: theory and application [M]. Upper Saddle River, NJ, USA: Prentice Hall, 1993.
- [26] 张云贵, 赵华, 王丽娜. 基于工业控制模型的非参数CUSUM入侵检测方法 [J]. 东南大学学报(自然科学版), 2012, 42(S1): 55-59.
- ZHANG Yungui, ZHAO Hua, WANG Lina. A non-parametric CUSUM intrusion detection method based on industrial control model [J]. Journal of Southeast University(Natural Science Edition), 2012, 42(S1): 55-59.
- (编辑 杜秀杰)

(上接第210页)

- 电机电磁噪声的削弱影响 [J]. 浙江大学学报(工学版), 2019, 53(11): 2248-2254.
- XU Ke, YING Hongliang, HUANG Surong, et al. Electromagnetic noise reduction of permanent magnet synchronous motor by step-skewed rotor [J]. Journal of Zhejiang University(Engineering Science), 2019, 53(11): 2248-2254.
- [23] 谢颖, 刘海松, 吕森, 等. 计及转子斜槽时笼型感应电机电磁振动变化规律的研究 [J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(15): 3948-3955.
- XIE Ying, LIU Haisong, LÜ Sen, et al. Study on the variation laws of electromagnetic vibration considered the skewed rotor in a squirrel-cage induction motor [J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(15): 3948-3955.
- [24] MAO Yanxin, LIU Guohai, ZHAO Wenxiang, et al. Vibration prediction in fault-tolerant flux-switching permanent-magnet machine under healthy and faulty conditions [J]. IET Electric Power Applications, 2017, 11(1): 19-28.
- [25] 王道涵, 彭晨, 王柄东, 等. 电动汽车新型转子内置式永磁同步电动机转矩脉动与电磁振动抑制研究 [J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(14): 5289-5299.
- WANG Daohan, PENG Chen, WANG Bingdong, et al. Research on a novel interior permanent magnet machine with segmented rotor to mitigate torque ripple and electromagnetic vibration [J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(14): 5289-5299.
- (编辑 武红江)