

基于转矩分离的永磁辅助同步磁阻电动机 转矩脉动抑制

陈彬^{1,2,3}, 李霞^{1,2}, 肖勇^{1,2}, 史进飞^{1,2}, 杨向宇³

(1. 珠海格力电器股份有限公司, 广东 珠海 519070;

2. 广东省高速节能电机系统企业重点实验室, 广东 珠海 519070;

3. 华南理工大学 电力学院, 广东 广州 510640)

摘要: 永磁辅助同步磁阻电动机(PMaSRM)内同时存在永磁转矩和磁阻转矩。不同转矩分量的占比大小和转矩脉动大小是评价电机电磁结构设计合理性的重要指标。以一台 3 kW 的 PMaSRM 为研究对象, 在考虑磁路饱和与 d/q 轴交叉耦合因素的影响下, 采用冻结磁导率法进行了电机的转矩分离和转矩脉动分离。基于转矩分量和转矩脉动分量的分离结果, 以降低负载齿槽转矩为目标, 进行了电机转子结构的优化设计, 为 PMaSRM 的设计提供了参考。

关键词: 永磁辅助同步磁阻电动机; 冻结磁导率; 转矩分离; 转矩脉动

中图分类号: TM351; TM352 文献标志码: A 文章编号: 1673-6540(2022)12-0053-07

doi: 10.12177/emca.2022.138

Suppression of Torque Ripple for Permanent Magnet-Assisted Synchronous Reluctance Motor Based on Torque Separation

CHEN Bin^{1,2,3}, LI Xia^{1,2}, XIAO Yong^{1,2}, SHI Jinfei^{1,2}, YANG Xiangyu³

(1. Gree Electric Appliances, Inc. of Zhuhai, Zhuhai 519070, China;

2. Guangdong Provincial Key Laboratory of High-speed and Energy Conservation Motor System, Zhuhai 519070, China;

3. College of Electrical Power, South China University of Technology, Guangzhou 510640, China)

Abstract: There are both permanent magnet torque and reluctance torque in permanent magnet-assisted synchronous reluctance motor (PMaSRM). The proportion of different torque components and torque ripple are important indexes to evaluate the rationality of electromagnetic structure design of motor. Taking a 3 kW PMaSRM as the research object, considering the influence of magnetic circuit saturation and d/q -axis cross coupling factors, the torque separation and torque ripple separation of the motor is carried out by the frozen permeability method. Based on the separation result of torque components and torque ripple components, with the goal of reducing the cogging torque under load, the optimization design of motor rotor structure is carried out, which provides reference value for the design of PMaSRM.

Key words: permanent magnet-assisted synchronous reluctance motor (PMaSRM); frozen permeability; torque separation; torque ripple

收稿日期: 2022-08-22; 收到修改稿日期: 2022-10-28

作者简介: 陈彬(1986—),男,本科,高级工程师,研究方向为电机、磁性轴承及其控制。

李霞(1992—),女,硕士,工程师,研究方向为自启动永磁电机和磁阻电机。

肖勇(1985—),男,本科,高级工程师,研究方向为永磁同步电机和同步磁阻电机。

0 引言

永磁辅助同步磁阻电动机(PMaSRM)因其效率高、功率因数高、成本低等特点,成为节能电机发展的一个重要方向^[1]。目前,已有相关文献对PMaSRM进行了研究,研究内容包括电机电磁结构优化设计、退磁特性研究以及转矩脉动抑制^[2-8]等。

本文的主要研究内容是PMaSRM的转矩分离和转矩脉动分离,以及在此基础上进行的电机转矩脉动抑制。文献[2]提出一种由在轴向上呈对称结构的永磁转子和磁阻转子组合而成的混合转子PMaSRM,以提升永磁转矩,降低转矩脉动。文献[3]研究了永磁体位置对电机电磁性能的影响,确定了最利于转矩脉动抑制的永磁体排布方式。文献[4]通过增加转子隔磁孔,改变磁路走向,降低了电机全转速段转矩脉动。文献[5]通过特殊的结构设计,产生具有相位差的磁阻转矩波形,利用波形间的相互抵消作用,使总的磁阻转矩峰峰值为0或接近0,以减小磁阻转矩脉动。文献[6-7]研究了磁障及定子齿边缘的相对位置对电磁转矩和转矩脉动的影响。文献[8]指出4极电机的齿槽转矩相对较小,并且选择合理的极槽配合可以有效降低齿槽转矩。

本文采用冻结磁导率法,在考虑磁路饱和与d、q轴交叉耦合因素的影响下,进行了PMaSRM的转矩分离,得到了永磁转矩、磁阻转矩以及受d、q轴交叉耦合作用而产生的转矩的占比,并且分离了电机的转矩脉动分量。基于转矩分量和转矩脉动分量的分离结果,以降低电机转矩脉动为目标,进行了转子结构的优化设计,为PMaSRM的设计提供参考。

1 PMaSRM 模型

以一台3 kW的PMaSRM为研究对象,样机的有限元分析模型如图1所示。该电机转子内置3层磁障,3层永磁体。电机主要设计参数如表1

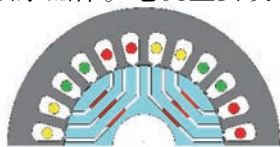


图1 样机模型

所示。

表1 样机参数

参数名称	参数值	参数名称	参数值
定子槽数	24	极对数	2
定子外径/mm	165	转子内径/mm	38
轴向长度/mm	155	气隙长度/mm	0.3

2 基于冻结磁导率的转矩分离

2.1 冻结磁导率法的原理

冻结磁导率技术的原理^[9]如图2所示。当不使用冻结磁导率技术,只有永磁体激励时,磁场强度为 H_{PM} ,对应的磁通密度为 B_{PM} (B点);在只有电流激励时,磁场强度和磁通密度分别为 H_i 和 B_i (C点)。在额定负载下(A点),总的磁场强度为永磁体磁场强度和电流磁场强度的叠加,即 $H_{PM} + H_i = H_{all}$,但是总的磁通密度 B_{all} 却比 $B_{PM} + B_i$ 低,这导致负载下的永磁体磁场和电枢反应磁场无法分离,产生这种情况的原因是不同激励下的磁导率不同。

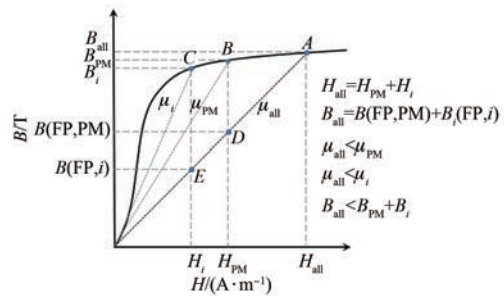


图2 冻结磁导率技术原理

使用冻结磁导率法,首先计算负载磁场(A点)得到负载时的磁导率 μ_{all} ,并且将该值存储在各个单元的数据中。然后利用该磁导率分别分析只有永磁体激励的磁场 $B(FP, PM)$ (D点)和只有电流激励的磁场 $B(FP, i)$ (E点)。通过冻结磁导率,使不同激励下的磁导率相同,将非线性问题转换为线性问题,此时 $B_{all} = B(FP, PM) + B(FP, i)$,负载下的永磁体磁场和电枢反应磁场得到分离。

2.2 转矩分离

PMaSRM运行时,其内部存在由绕组产生的电枢磁场和永磁体产生的永磁磁场。传统的磁链模型忽略了d、q轴磁路间的交叉耦合作用和磁路饱和作用,认为d、q轴磁场正交,且d、q轴磁链不受电枢电流的影响。为计及磁链交叉耦合作用和

磁路饱和作用, PMaSRM 的 d 、 q 轴磁链可以表示为

$$\begin{cases} \psi_d = \psi_d(\text{PM}) + \psi_d(i) \\ \psi_q = \psi_q(\text{PM}) + \psi_q(i) \end{cases} \quad (1)$$

式中: ψ_d 和 ψ_q 分别为 d 、 q 轴磁链; $\psi_d(\text{PM})$ 、 $\psi_q(\text{PM})$ 、 $\psi_d(i)$ 、 $\psi_q(i)$ 分别为永磁体和电枢电流产生的 d 、 q 轴磁链。

图 3 为基于冻结磁导率法计算得到的电机额定电流 $I=4.4 \text{ A}$, 定子磁场与永磁磁场间的电角度 $\beta=126^\circ$ 时的 d 、 q 轴磁链。基于冻结磁导率法计算得到的 d 、 q 轴磁链的和 $\psi_d(\text{PM}) + \psi_d(i)$ 、 $\psi_q(\text{PM}) + \psi_q(i)$ 分别与不采用冻结磁导率法计算得到的电机 d 、 q 轴磁链的值 ψ_d 、 ψ_q 相等, 验证了磁链分离的正确性。由图 3 可知, $\psi_q(\text{PM})$ 的瞬时值和平均值均不为 0, 这是由 d 、 q 轴的交叉耦合作用引起的。

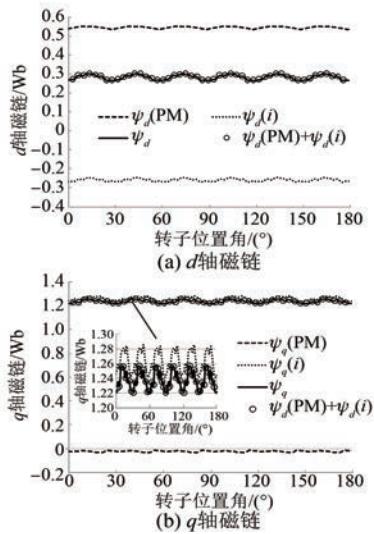


图 3 d 、 q 轴磁链随转子位置角的变化

基于冻结磁导率法计算得到的负载永磁磁场和负载电枢磁场分布如图 4 所示。由图 4 可以看出, 与永磁磁场关于 d 轴对称不同, 负载永磁磁场分量不是关于 d 轴对称的, 且具有 q 轴分量, 这进一步验证了 d 、 q 轴交叉耦合的存在。

根据分离得到的 d 、 q 轴磁链值, 可计算得到电机的电感分量 L_{dd} 、 L_{qq} 和 L_{dq} , 其计算公式为

$$\begin{cases} \psi_d(i) = L_{dd}i_d + L_{dq}i_q \\ \psi_q(i) = L_{dq}i_d + L_{qq}i_q \end{cases} \quad (2)$$

式中: L_{dd} 、 L_{qq} 、 i_d 、 i_q 分别为 d 、 q 轴自感和电流; L_{dq} 为 d 、 q 轴互感。

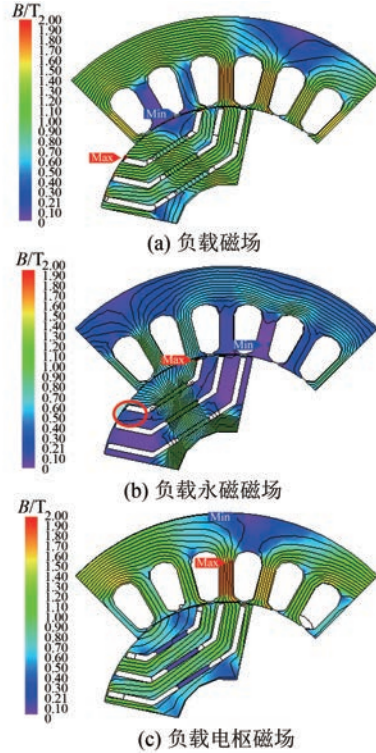


图 4 负载永磁磁场和负载电枢磁场分布

图 5 为基于磁链分离得到的电机电感分量。由图 5 可知, L_{dq} 的瞬时值在 -0.5 mH 附近波动, 其平均值不为 0, 这是 d 、 q 轴交叉耦合作用的体现。

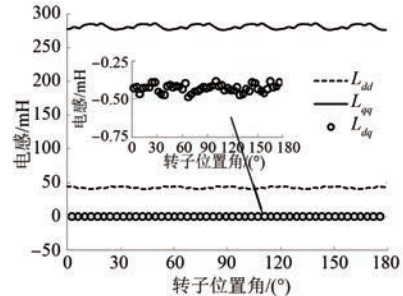


图 5 d 、 q 轴电感随转子位置角的变化

在得到磁链分量和电感分量后, 可进行电机的转矩分离, 其计算公式为

$$T_{\text{PM}} = T_{\text{PM}}(d) + T_{\text{PM}}(q) = 1.5p\psi_d(\text{PM})i_q - 1.5p\psi_q(\text{PM})i_d \quad (3)$$

$$T_r = T_r(d-q) + T_r(dq) = 1.5p(L_{dd} - L_{qq})i_d i_q + 1.5pL_{dq}(i_q^2 - i_d^2) \quad (4)$$

式中: T_{PM} 和 T_r 分别为永磁转矩和磁阻转矩; $T_r(d-q)$ 和 $T_r(dq)$ 分别为 d 、 q 轴自感和互感产生的磁阻转矩分量; p 为电机极对数。

将图 3 和图 5 中计算得到的磁链分量和电感分量代入式(3)和式(4), 计算得到的电机转矩分量如图 6 所示。由图 6 可知, 基于冻结磁导率法计算得到的永磁转矩和磁阻转矩的和 $T_{PM}+T_r$ 与电机总转矩 T 的平均值相等, 但转矩脉动却相差较大。这是因为基于磁链和电感分离得到的转矩分量并未考虑因磁场能量变化而产生的附加电磁转矩, 这将在下一小节进行分析。

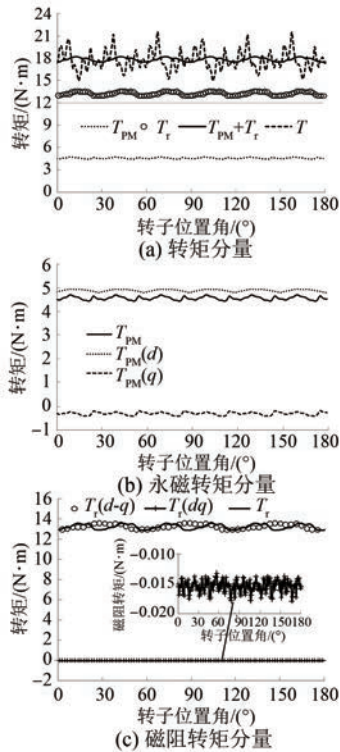


图 6 转矩分离结果

图 6(b)和图 6(c)分别为电机的永磁转矩分量和磁阻转矩分量。对于本文所分析的 PMaSRM, 永磁转矩和磁阻转矩的占比分别为 25.63% 和 74.37%, 该电机的主要转矩是磁阻转矩。

另外, 图 6 中所示的 $T_{PM}(q)$ 和 $T_r(dq)$ 是由 d 、 q 轴交叉耦合作用产生的转矩, 该转矩值为负, 对电机的转矩起削弱作用。对于本文所分析的 PMaSRM, $T_{PM}(q)$ 和 $T_r(dq)$ 的平均值分别为 $-0.310 \text{ N}\cdot\text{m}$ 和 $-0.015 \text{ N}\cdot\text{m}$, 在总转矩中的占比分别为 1.74% 和 0.09%, 对电机总转矩的影响较小。

2.3 转矩脉动分离

由 2.2 节的分析可知, 基于磁链和电感分离得

到的 $T_{PM}+T_r$ 与 T 的转矩脉动相差较大, 这是因为未考虑到因磁场能量变化而产生的附加电磁转矩。

负载稳态运行时, 电机转矩 T 可以表示为电磁转矩和附加电磁转矩之和, 如下式所示:

$$T = \left. \frac{\partial W'_m}{\partial \theta_m} \right|_{i=\text{const}} = \frac{\partial \left(\sum_n i_n \psi_n - W_m \right)}{\partial \theta_m} \bigg|_{i=\text{const}} = \sum_n \frac{i_n e_n}{\omega_m} - \left. \frac{\partial W_m}{\partial \theta_m} \right|_{i=\text{const}} \quad (5)$$

式中: W'_m 和 W_m 分别为电机的磁共能和磁能; ψ_n 、 i_n 和 e_n 分别为绕组磁链、相电流和相反电动势; θ_m 为机械转角; ω_m 为机械角速度。

式(5)中的电磁转矩又可以分为永磁转矩和磁阻转矩(已在 2.2 节中分离), 附加电磁转矩 T_c 可以表示为

$$T_c = - \left. \frac{\partial W_m}{\partial \theta_m} \right|_{i=\text{const}} = - \left. \frac{\partial W_m(\text{PM})}{\partial \theta_m} \right|_{i=\text{const}} - \left. \frac{\partial W_m(i)}{\partial \theta_m} \right|_{i=\text{const}} = T_c(\text{PM}) + T_c(i) \quad (6)$$

式中: $W_m(\text{PM})$ 和 $W_m(i)$ 分别为永磁磁场和电枢磁场产生的磁场能量; $T_c(\text{PM})$ 和 $T_c(i)$ 分别为两者对应的转矩脉动分量。

对于由总储能变化产生的附加电磁转矩, 部分研究将其定义为负载齿槽转矩^[10], 另一些研究则试图分离出由永磁磁场能量变化产生的转矩脉动 $T_c(\text{PM})$, 将其定义为负载齿槽转矩^[11]。但是, 永磁磁场能量变化产生的转矩脉动中, 还包括永磁转矩脉动, 这两者很难分离。因此, 本文采用前一种定义, 将总储能变化产生的附加电磁转矩定义为负载齿槽转矩。

基于式(5)分离得到的额定负载下(1 500 r/min, 19.1 N·m)的电机转矩脉动分量如图 7 所示。为了更清晰地对比各转矩分量的转矩脉动, 图 7 中总转矩、永磁转矩和磁阻转矩的恒定值已经去除。

由图 7(a)可知, 相较于电机总转矩脉动(36.97%), 永磁转矩脉动(5.55%)和磁阻转矩脉动(4.97%)较小, 电机转矩脉动主要由负载齿槽转矩引起。图 7(b)对比了负载齿槽转矩和齿槽转矩, 由图可知, 与齿槽转矩相比, 负载齿槽转矩增大, 这是由于电机磁场在负载时的谐波含量增

加。另外,受转子多层磁障结构的影响,PMaSRM 负载齿槽转矩中的谐波含量更加丰富,此部分内容在本文没有详述。

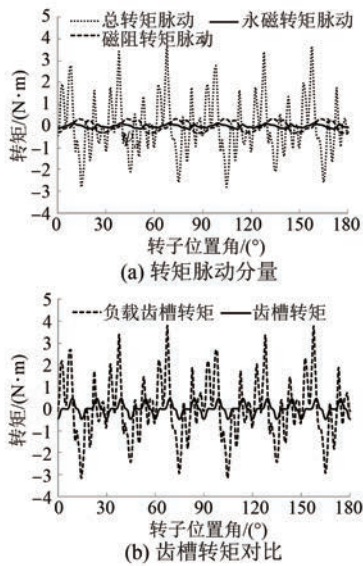


图7 转矩脉动分量及齿槽转矩对比

3 电机转矩脉动抑制

3.1 转子结构优化设计

由上节的分析可知,较大的负载齿槽转矩造成 PMaSRM 的转矩脉动较大。本节以降低电机负载齿槽转矩为目标,进行了转子结构的优化设计,优化前后的转子结构对比如图 8 所示,其中,只针对磁障层进行优化,永磁体位置不变。

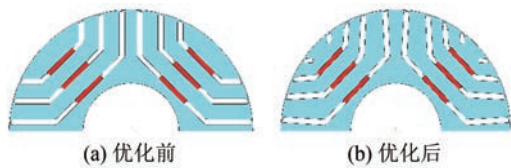


图8 优化前后转子结构

额定负载下(1 500 r/min, 19.1 N·m),优化后电机的转矩分量和转矩脉动分量如图 9 所示。由图 9(a)可知,永磁转矩和磁阻转矩占比分别为 26.02% 和 73.98%。与优化前相比,优化后电机因磁障层的调整导致永磁转矩占比稍增,磁阻转矩占比稍减。另外,由 $d、q$ 轴交叉耦合作用产生的转矩 $T_{PM}(q)$ 和 $T_r(dq)$ 的平均值分别为 $-0.240 0 \text{ N}\cdot\text{m}$ 和 $-0.029 6 \text{ N}\cdot\text{m}$,在总转矩中的占比分别为 1.35% 和 0.17%,与优化前的电机相比,变化不大。

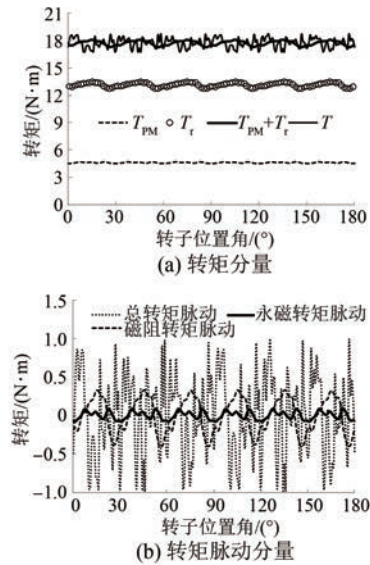


图9 优化后电机转矩分量和转矩脉动分量

由图 9(b)可知,优化后电机的永磁转矩脉动和磁阻转矩脉动分别为 3.68% 和 5.56%。与优化前相比,永磁转矩脉动减小,磁阻转矩脉动增加,但变化不大(优化前后永磁转矩和磁阻转矩总脉动分别为 4.22% 和 4.62%)。优化后电机的总转矩脉动由 36.97% 减小至 10.89%,大幅下降,如图 10 所示,这得益于优化后电机的负载齿槽转矩波动大幅减小。

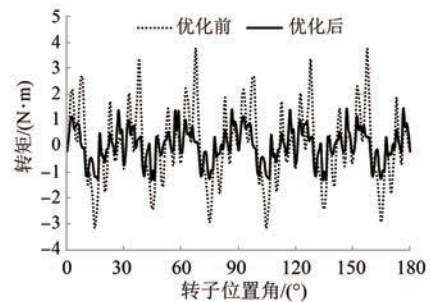


图10 优化前后负载齿槽转矩对比

在 0.5 倍额定负载下(1 500 r/min, 9.55 N·m),优化前后电机的转矩脉动分量如图 11 所示,优化后电机总转矩脉动由 38.49% 减小至 16.28%。在 1.5 倍额定负载下(1 500 r/min, 28.65 N·m),优化前后电机的转矩脉动分量如图 12 所示,优化后电机总转矩脉动由 25.03% 减小至 9.31%。优化后的转子结构在轻载和重载下均有一定的转矩脉动抑制效果,且在重载时效果更明显。

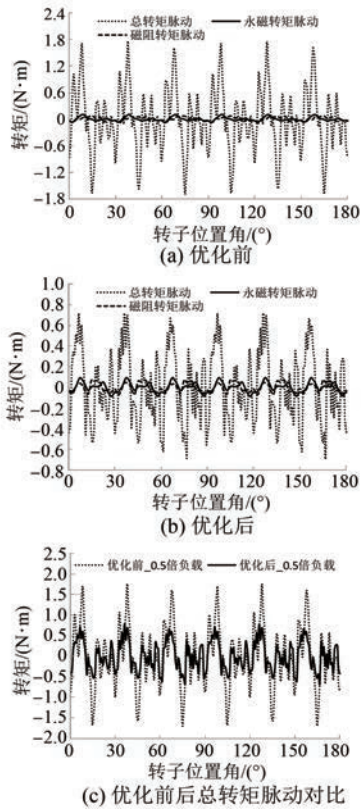


图 11 优化前后电机转矩脉动分量(0.5 倍额定负载)

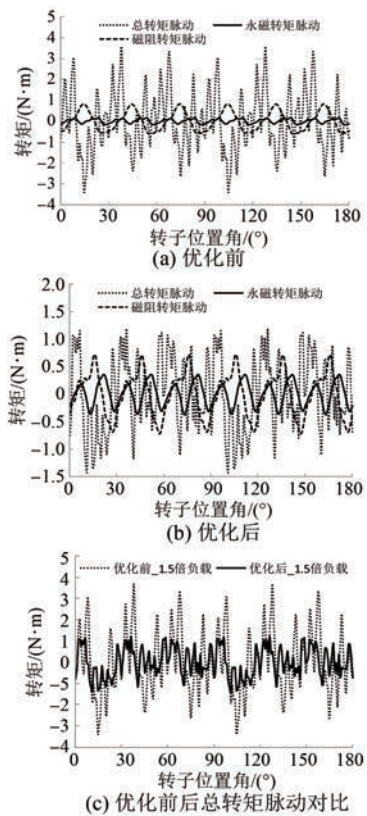


图 12 优化前后电机转矩脉动分量(1.5 倍额定负载)

3.2 试验验证

试制了优化前后的 PMSRM 样机,并进行了转矩脉动的测试,以验证电机的优化效果。图 13 所示为优化前后的转子冲片;图 14 所示为样机转子组件及电机测试台。

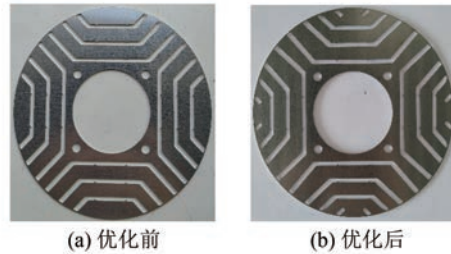


图 13 优化前后转子冲片

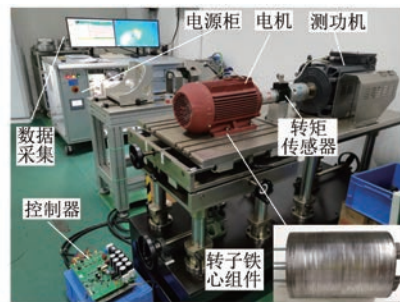


图 14 样机转子组件及电机测试台

因测试时无法分离电机的转矩分量,以总转矩的测试结果来评价转矩脉动的抑制效果。图 15 为不同负载下,优化前后电机总转矩测试结果。额定负载下,优化前后电机转矩脉动的测试结果分别为 34.2% 和 9.9%;0.5 倍额定负载下,优化前后电机转矩脉动分别为 34.7% 和 14.6%;1.5 倍额定负载下,优化前后电机转矩脉动分别为 27.5% 和 10.7%。不同负载下,优化后的结构对电机转矩脉动均有较明显的抑制效果,与有限元分析结果基本一致。

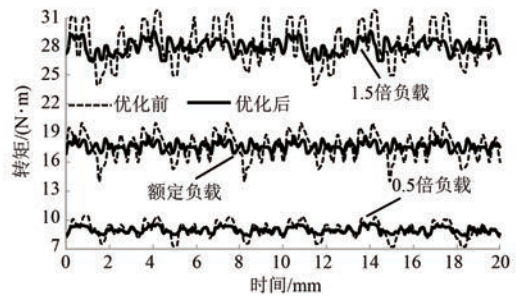


图 15 优化前后电机总转矩测试结果(1 500 r/min)

4 结 语

本文基于冻结磁导率法进行了 PMaSRM 的转矩分离和转矩脉动分离。基于磁链和电感分离的冻结磁导率法可以分离得到电机的永磁转矩和磁阻转矩,以及因 d 、 q 轴交叉耦合作用产生的转矩,但是无法考虑因磁场能量变化而产生的附加电磁转矩。基于此原因,本文进一步分离了永磁转矩脉动、磁阻转矩脉动以及负载齿槽转矩,结果表明,较大的负载齿槽转矩造成 PMaSRM 转矩脉动较大。基于转矩脉动分量的分离结果,以降低负载齿槽转矩为目标,本文进行了 PMaSRM 转子结构的优化设计。有限元结果和试验结果均表明,优化后的转子结构可以有效降低负载齿槽转矩,抑制电机转矩脉动,这为 PMaSRM 的设计提供了参考。

【参 考 文 献】

- [1] 徐翌翔,鲍晓华,许东滢,等. 潜水永磁辅助同步磁阻电机转子电磁方案设计[J]. 电机与控制应用, 2021,48(8): 44.
- [2] 申海振. 新型混合转子永磁同步磁阻电机设计与分析[D]. 济南:山东大学,2019.
- [3] LIU H C, KIM I G, OH Y J, et al. Design of permanent magnet-assisted synchronous reluctance motor for maximized back-EMF and torque ripple reduction [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2017,53(6): 8202604.
- [4] 唐小春,于冰,许时杰,等. 新能源汽车用永磁辅助同步磁阻电机噪声及续航优化研究[J]. 电机与控制应用,2020,47(1): 91.
- [5] BIANCHI N, BOLOGNANI S, BON DIEGO, et al. Rotor flux-barrier design for torque ripple reduction in synchronous reluctance and PM-assisted synchronous reluctance motors[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2009,45(3): 921.
- [6] 杨晨. 永磁辅助同步磁阻电机设计及转矩脉动抑制研究[D]. 沈阳:沈阳工业大学,2019.
- [7] CHAI F, HU H, GENG L. Theoretical analysis of torque performance in permanent magnet-assisted synchronous reluctance motor [C] // 2017 20th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS), 2017.
- [8] 李新华,张家思,刘进超. 铁氧体永磁辅助式磁阻伺服电机齿槽转矩研究[J]. 微特电机,2017,45(7): 1.
- [9] 肖勇,陈彬,李霞,等. 永磁辅助同步磁阻电机交直流电感参数分析[J]. 电机与控制应用,2021,48(6): 89.
- [10] WANG W, MA H, YANG J. A calculation method for the on-load cogging torque of permanent magnet synchronous machine [J]. IEEE Access, 2019, 7: 106316.
- [11] CHU W Q, ZHU Z Q. On-load cogging torque calculation in permanent magnet machines[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2013,49(6): 2982.
- [9] 唐巍,李天锐,张璐,等. 基于三相四线制最优潮流的低压配电网光伏-储能协同控制[J]. 电力系统自动化,2020,44(12): 31.
- [10] GARCIA P A N, PEREIRA J L R, CARNEIRO, et al. Three - phase power flow calculations using the current injection method [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2000,15(2): 508.
- [11] 鄢长春,张焰,陈章潮. 基于节点注入电流模型的配电网潮流算法 [J]. 电力系统自动化, 1999(17): 31.
- [12] ARYA L D, KOSHTI A, CHOUBE S C. Distributed generation planning using differential evolution accounting voltage stability consideration [J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2012,42(1): 196.
- [13] 徐韬,姚力,倪琳娜,等. 一种基于二阶锥规划的配电网无功优化算法[J]. 科学技术与工程,2019,19(10): 111.
- [14] 陈怀毅,胡英坤,杨毅,等. 二阶锥松弛在配电网最优潮流计算中的应用[J]. 电气应用,2020,39(1): 49.
- [15] BARAN M E, WU F F. Network reconfiguration in distribution systems for loss reduction and load balancing [J]. IEEE Power Engineering Review, 1989,9(4): 101.
- [16] ESPINOSA A N, OCHOA L. Low voltage network models [DB/OL]. Low Voltage Network Solutions, 2014, <https://www.enwl.co.uk/go-net-zero/innovation/smaller-projects/low-carbon-networks-fund/low-voltage-network-solutions/>.

(上接第 40 页)