

宽高效率区和宽高功率因数区重合的径向集中线圈式双转子内嵌永磁同步电机设计

贾保旭^{1*}, 刘光军¹, 王晓光¹, 王选瑞²

(1. 湖北工业大学 电气与电子工程学院, 湖北 武汉 430068;

2. 燕山大学 电气工程学院, 河北 秦皇岛 066004)

Design of a Radial Concentrated Winding Dual-Rotor Interior Permanent Magnet Synchronous Motor With Coincident Wide Regions of High-Efficiency and High-Power-Factor

Jia Baoxu^{1*}, Liu Guangjun¹, Wang Xiaoguang¹, Wang Xuanrui²

(1. School of Electrical and Electronic Engineering, Hubei University of Technology,

Wuhan 430068, China;

2. School of Electrical Engineering, Yanshan University, Qinhuangdao 066004, China)

Abstract: [Objective] Although integer-slot flat-wire motors offer high power density and efficiency, they suffer from significant drawbacks, including high copper usage, substantial copper loss, and severe heat generation in the winding end regions. Therefore, this paper proposes a dual-rotor motor structure designed to reduce copper loss and enhance overall motor efficiency. [Methods] Radial concentrated winding technology was adopted for both the inner and outer stator windings, significantly reducing copper usage and associated losses at the motor ends. Meanwhile, by increasing the amount of permanent magnet material and optimizing the overall motor performance with the finite element method, the power factor and maximum output power were effectively enhanced, while the increase in iron loss was kept to a minimum. [Results] The research findings were as follows: with the flat-wire radial concentrated winding technology, the end impedance parameters (resistance/reactance), copper loss, and magnetic flux leakage were all reduced by 50% synchronously. Furthermore, under the constant-volume constraint, electromechanical co-optimization was achieved, whereby the power factor was enhanced and the maximum output power was increased. The cooling system was designed to elevate the peak efficiency, enabling the coincidence of the high-efficiency and high-power-factor

regions across all operating conditions, including overload.

[Conclusion] The strong consistency between simulation and theoretical calculations confirms the significant advantages of the dual-rotor motor in terms of high efficiency and high power factor, establishing a new paradigm for the design of high-density motors.

Key words: copper loss; winding end region; dual-rotor motor; radial concentrated winding technology; power factor

摘要:【目的】整数槽扁线电机虽具备高功率密度与效率优势,但其绕组端部用铜量大、铜耗与发热问题突出。为此,本文提出一种双转子电机结构,旨在降低铜耗并提升电机整体效率。【方法】电机定子内外绕组采用径向集中嵌线技术,显著降低了电机端部用铜量及相应的铜耗。与此同时,通过增加永磁体用量并结合有限元法对电机整体性能进行优化,有效提升了功率因数与最大输出功率,并将铁耗的增加控制在最低限度。【结果】研究结果表明:采用扁线径向集中嵌线技术,使端部阻抗参数(电阻/电抗)及铜耗、漏磁同步降低 50%;在等体积约束下完成电磁-机械协同优化,功率因数提升的同时,最大输出功率增加;冷却系统设计推动效率峰值提升,实现全工况(含过载)下高效率区与高功率因数区重合。【结论】仿真与理论计算结果的高度一致性,验证了该双转子电机在高效率与高功率因数方面具备显著优势,为高密度电机设计提供新范式。

关键词: 铜耗;绕组端部;双转子电机;径向集中嵌线技术;功率因数

基金项目: 国家自然科学基金(51677058,52207233)

National Natural Science Foundation of China (51677058, 52207233)

0 引言

双转子电机具有多重优势:高效率、高功率因数和高功率密度;采用双永磁转子结构,通过双气隙输出转矩,实现能量耦合;其创新绕组布局兼具空间利用率高和端部散热优良的特点^[1-2]。当前该技术已被应用在风力发电系统^[3]、新能源汽车^[4]及高功率密度航空航天等领域^[5],未来有望进一步拓展至其他战略性新型产业。

我国 2035 年远景目标中提到,需要突破新能源汽车高效驱动电机技术。效率提高的关键在于降低铜耗、铁耗和机械损耗。分布式扁线绕组电机虽槽满率高能有效提升功率密度并降低铜耗^[6-7],但其端部跨线长、用铜量大且热阻高,制约了效率的进一步提升。相比之下,分数槽集中绕组电机的端部跨距短、铜耗小且端部空间结构紧凑^[8],能达到 IE6 效率标准^[9],且有利于降低转矩脉动^[10]并提高定位精度^[11]。然而,集中绕组电机的绕组系数低、反电势小、功率因数小,功率密度受限。针对上述问题,现有研究通过优化磁路设计可有效控制电机的铁耗^[12-13],并采用硅钢片粘合层压工艺和高强度不导磁材料减小边缘效应、涡流损耗和漏磁^[14],从而提升转矩和效率^[15-16]。

随着传统电机发展受限,双转子电机日益受到重视,并已实现小规模工业化。当前研究主要聚焦于以下方面:(1)机械结构:通过改变结构和材料可以控制定转子的同心度及应力^[17-18];(2)电磁设计:通过调整磁路结构和磁极偏移等,改善双转子电机的功率密度和转矩脉动^[19-20];(3)外转子技术:外转子的性能对电机整体的性能贡献约占 3/5,文献[21]设计了一款整数槽高速外转子电机,外转子使用护套后的理论转速能达到 17 000 r/min,并具有很宽的高效率区和良好的机械特性;文献[22]采用外转子碳纤维和绕组直接冷却设计,提升了电机的功率因数,减小了电机及其控制系统的重量;(4)综合性能:文献[23]设计了一种并列式双转子混合自励磁电机,优化了电机的转矩性能和弱磁调速能力;文献[24]针对永磁辅助同步磁阻电机,使用调节磁路的电感和永磁磁动势的方法,提升了电机的转矩输出能力;文献[25]对双转子电机在不同负载时的温度场进

行了研究,优化了电机的功率因数和永磁体退磁。

本文以提升电机的综合性能为指标,提出一种径向集中线圈式双转子内嵌永磁同步电机(Permanent Magnet Synchronous Motor, PMSM),简称双转子电机。主要研究工作为:首先,设计其径向集中嵌线及接线方案,并从绕组结构、端部空间、电阻与铜耗等方面,与单转子电机进行对比分析。其次,分析电机的铁耗、机械应力、弱磁能力、转矩脉动及峰值效率等关键电磁性能。然后,重点分析双转子电机对功率因数的提升效果,对比分析单、双转子电机在不同工况时的功率因数和相量图。最后,通过有限元仿真,对比两种电机的效率与功率因数图谱,并对冷却系统进行设计与验证,从而全面证明所提设计方案的合理性。

1 双转子电机的模型及绕组参数

1.1 电机的基本结构和数学模型

双转子电机的定子铁心内部磁场相互作用微弱,产生的转矩切向力主要集中于气隙,故在电磁性能方面可以认为是两个电机的叠加,其拓扑结构如图 1 所示。定子铁心由后端盖固定,内部集成引出线和冷却水道;外转子则由前保持架支撑并配有转子护套。电机基本参数如表 1 所示。

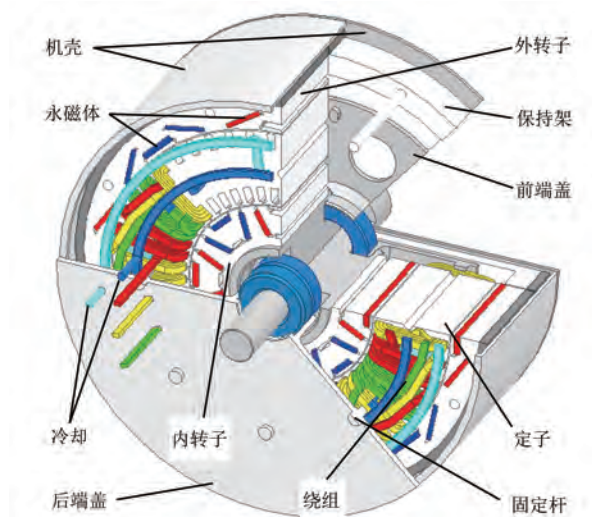


图 1 双转子电机的拓扑结构

Fig. 1 Topology structure of dual-rotor motor

内外两个电机的 d 、 q 轴电感、反电势和转矩角等参数不同。根据布隆戴尔定理,电机的电磁转矩表达式为

$$T_{em} = \frac{3}{2} [p\psi_f i_s \sin\beta_1 + \frac{1}{2} p(L_{d1} - L_{q1}) i_s^2 \sin(2\beta_1) +$$
$$p\psi_{f2} i_s \sin\beta_2 + \frac{1}{2} p(L_{d2} - L_{q2}) i_s^2 \sin(2\beta_2)] \quad (1)$$

式中: p 为电机磁极对数; ψ_f 为永磁磁链; i_s 为定子电流幅值; $\beta_1 = 112^\circ$ 为外转子转矩角; $\beta_2 = 128^\circ$ 为内转子转矩角; L_{d1} 、 L_{q1} 分别为外电机 d 、 q 轴电感; L_{d2} 、 L_{q2} 分别为内电机 d 、 q 轴电感。

表 1 双转子电机的主要参数

Tab. 1 Main parameters of dual-rotor motor			
参数名称	参数值	参数名称	参数值/mm
额定功率 P_N/kW	25	铁心叠片长 L	61
额定电流 I_N/A	72	机壳端面长 L_f	105
额定转速 $n_N/(\text{r}\cdot\text{min}^{-1})$	3 000	定子外径 D_1	188
最大功率 P_{max}/kW	60	定子内径 D_2	107.4
最大转矩 $T_{\text{max}}/(\text{N}\cdot\text{m})$	185	外转子外径 D_3	240
最大电流 I_{max}/A	163	外转子内径 D_4	189.4
极数、槽数	8、48	内转子外径 D_5	106
并联支路数 B	1	机壳外圆 D_6	246

1.2 电机绕组的嵌线和接线

针对电机绕组端部除连通槽内导体电流外,并无其他作用的问题,本文设计了一种新的扁线绕组嵌线和跨线结构,旨在减少端部用铜量并提高电机的效率。双、单转子电机的非出线端对比图、绕组侧面对比图以及两种电机的绕组端部跨线对比图分别如图 2~4 所示。

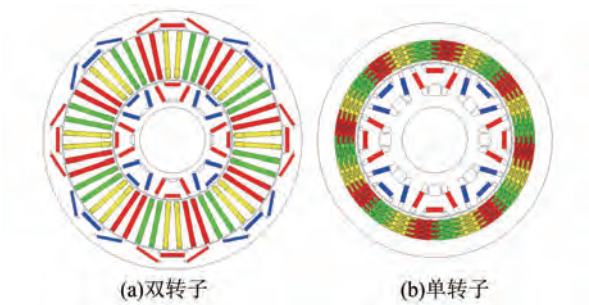


图 2 双、单转子电机的非出线端对比图

Fig. 2 Comparison of the non-terminal ends of the dual-and single-rotor motors

由图 2(a) 可知,双转子电机因包含两个气隙、定子齿、转子磁桥及定子的独特结构,其外径虽大于单转子电机,但其轴向长度 105 mm 显著优于后者的 119 mm。此外,其非出线端绕组排布规整,绝缘处理简便,且三相绕组在轴向上形成了

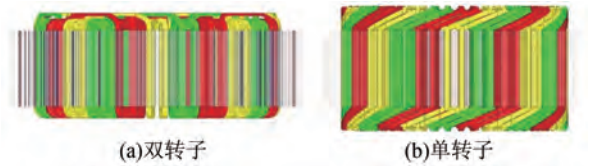


图 3 双、单转子电机的绕组侧面对比图

Fig. 3 Comparison of the winding sides of the dual-and single-rotor motors

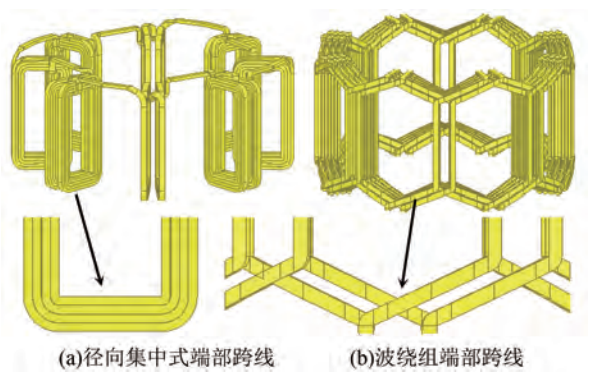


图 4 两种电机的绕组端部跨线对比图

Fig. 4 Comparison of the winding end connections for the two motors

正弦度良好的合成磁动势,为该类型电机的未来发展提供了更多可能性。

由图 3 可知,双转子绕组的端部高度比单转子绕组降低了一半,解决了端部绕组问题。

由图 4 可知,双转子新型嵌线方式的端部绕组用铜量显著少于单转子电机。波绕组内部铜线交叉堆叠,热量需经传导至外表面才能散热;而双转子绕组端部每根铜线均可直接接触冷却介质,显著增加了散热面积,为多样化冷却方案提供了可能。

双转子电机的绕组接线图如图 5 所示。由图 5 可知,双转子绕组出线端增加了 2 层扁线的高度,用于端部的跨线和接线。水道也布置在这两

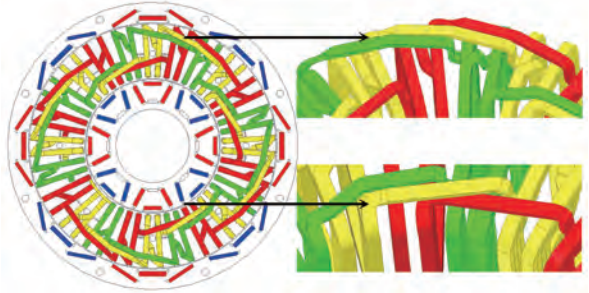


图 5 双转子电机的绕组接线图

Fig. 5 Winding connection diagram of the dual-rotor motor

层空间内,且与定子固定装置和接线跨线装置均不干涉。三相绕组接线后的三相阻值略有不同,由于受到空间限制,W相的接线长度略微短于U相和V相的长度。得益于结构优化,双转子绕组用铜量、铜耗及发热量均得以降低,同时端部散热效率显著提升。

1.3 电机绕组参数和电阻

根据双、单转子电机的3D理论模型,以绕组第三层的长度作为4层扁线的平均长度,计算了电机绕组的总长度和20℃时的电阻,并对两种绕组的详细理论数据进行对比,如表2所示。

表2 绕组的参数对比

Tab. 2 Comparison of winding parameters

双转子参数名称	参数值	单转子参数名称	参数值
嵌线方法	径向集中绕组	嵌线方法	波绕组
接线形式	Y	接线形式	Y
扁线截面宽 W/mm	4.1	扁线截面宽 W/mm	4.1
扁线截面高 H/mm	2.15	扁线截面高 H/mm	2.15
平均折弯半径 $r_{1\text{avg}}$ /mm	4.5	平均折弯半径 $r_{2\text{avg}}$ /mm	4
绝缘纸留量 L_{B1} /mm	0.3	绝缘纸留量 L_{B2} /mm	0
端部直线 L_{L1} /mm	25.2	端部直线 L_{L2} /mm	68.8
平均折弯长 L_{R1} /mm	7.07	平均折弯长 L_{R2} /mm	3.14
端部一根长 L_{S1} /mm	39.94	端部一根长 L_{S2} /mm	75.08
槽内一根长 L_{C1} /mm	61	槽内一根长 L_{C2} /mm	61
U相槽内总长 L_{11} /mm	7 808	U相槽内总长 L_{12} /mm	7 808
U相接线长 L_{C1} /mm	397	U相接线长 L_{C2} /mm	0
U相端部总长 L_{T1} /mm	5 809.32	U相端部总长 L_{T2} /mm	9 610.24
U相长 L_{U1} /mm	13 317.32	U相长 L_{U2} /mm	17 418.24
20℃端部电阻 R_{T1}/Ω	0.011 53	20℃端部电阻 R_{T2}/Ω	0.019 4
20℃U相电阻 R_{U1}/Ω	0.026 44	20℃U相电阻 R_{U2}/Ω	0.034 58
非出线端部高 H_{N1} /mm	9.25	非出线端部高 H_{N2} /mm	18
出线端部高 H_{O1} /mm	14.7	出线端部高 H_{O2} /mm	25

绕组端部一根扁线的平均长度为

$$L_{S1} = 2L_{B1} + L_{L1} + 2L_{R1} \quad (2)$$

U相绕组总长为

$$L_{U1} = L_{11} + L_{T1} \quad (3)$$

在温度 t 时,电机U相电阻为

$$R_{U1} = \rho[1 + \alpha(t - 20)] \frac{L_{U1}}{W \times H} \quad (4)$$

式中: ρ 为铜的电阻率; $\rho_{20} = 1.75 \times 10^{-5}$ 为20℃铜的电阻率; $\alpha \approx 0.004$ 为温度系数。

针对电机温升最高的端部,双转子电机的端部电阻 R_{T1} 只有单转子电机端部电阻 R_{T2} 的59.4%,绕组端部产生的热量大幅降低。双转子电机在20℃时的U相电阻为0.026 44 Ω ,相较于单转子电机的0.034 58 Ω 减少了23.5%,相同电流下产生的铜耗也降低了23.5%。当电机负载工作时,在相同电流下,绕组的温升降低更加明显。

绕组端部长度的缩短,降低了绕组端部漏电抗压降,从而减少了电机的输入功率。额定电流时绕组端部漏电抗压降计算式为

$$E_{\sigma} = I_N X_1 = I_N \omega \frac{\psi_{\sigma}}{I_N} = \omega \psi_{\sigma} \quad (5)$$

式中: X_1 为绕组端部总漏电抗; ω 为角速度; ψ_{σ} 为漏磁链; I_N 为额定电流。

双转子电机绕组端部长度较单转子电机缩短了40.6%。鉴于绕组端部的漏磁通路径可以简单看作是空气,则漏磁磁链、漏电抗及漏电抗压降亦减少40.6%。

2 双转子电机的电磁性能和效率

2.1 电机的损耗和效率

电机的铁耗主要源于定子铁心的损耗,当频率固定时,磁通密度是决定铁耗的主要因素。增大定子轭高可降低磁通密度,从而提升最大转矩。但继续增加轭部厚度,铁心用量会增加,铁耗下降有限,且会导致电机的体积增大。电机的铁耗计算式为

$$P_{Fe} = (K_h f B_m^x + K_e f^2 B_m^2 + K_x f^{1.5} B_m^{1.5}) \quad (6)$$

式中: P_{Fe} 为铁心损耗; B_m 为磁通密度的幅值; K_h 、 x 为磁滞损耗系数; K_e 为涡流损耗系数; K_x 为附加损耗系数; f 为磁场交变频率。

由式(6)可知,无论是哪种类型的铁耗,定子铁心的磁通密度过高均会增大铁耗,导致电机高

速运行时效率变低。

铜耗在电机各类损耗中占比最高, 定子绕组的铜耗计算式为

$$P_{Cu} = 3I^2 R_{U1} \quad (7)$$

式中: I 为电机输入线电流有效值。

电机效率计算式为

$$\eta = \frac{P_{out}}{P_{in}} = \frac{P_{out}}{P_{out} + P_{Cu} + P_{Fe} + P_m} \times 100\% \quad (8)$$

式中: P_{out} 为电机轴上输出的机械功率; P_{in} 为电机的输入功率; P_m 为机械损耗。

电机的输出功率又可表示为

$$P_{out} = \sqrt{3} \times U \times I \times \eta \times \cos \varphi \quad (9)$$

式中: U 为电机输入的线电压有效值; η 为电机效率; $\cos \varphi$ 为电机的功率因数; φ 为电机功率因数角。

该驱动器采用最小电流最大转矩控制, 并利用容性电力电子器件补偿电机的感性无功功率, 使整个系统无额外的能量消耗。

双、单转子电机在额定工作点 $80 \text{ N} \cdot \text{m}$ 的磁密云图对比如图6所示。双转子电机磁路较短、磁导较大, 其内、外转子磁通密度分别达到 1.94 T 和 2.83 T 。而定子轭部的磁通密度达到 1.49 T , 与单转子电机相当。该结构以较高的铁心用量和铁耗, 换取了更大的磁链和反电势。

对于双转子电机, 内转子外径减小会降低磁导, 引发磁通密度饱和和绕组涡流损耗, 整体铜耗将增加。由图 6(a) 可知, 定子铁心的磁力线分别与外转子和内转子相互作用, 若从磁路中间解耦, 对转矩影响甚微, 但能有效抵消定子径向力, 显著抑制振动。

2.2 电机的电磁性能及结构优化

双转子电机关键尺寸图如图 7 所示。经过对最大转矩、弱磁性能、铜铁耗、效率及转矩脉动等关键指标的万次迭代优化, 最终确定了图 7 所示的电磁结构。图中, H_E 为定子轭高; H_M 为外转子永磁体厚度; R_w 为外转子外圆半径; R_o 为外转子内圆半径; R_f 为定子外圆半径; R_N 为内转子外圆半径。

关键尺寸参数化扫描及关联尺寸从动优化后的结果如图 8 所示。由图 8(a) 可知, 定子轭高 H_E 小于 25 mm 时, 绕组端部的电阻减小、磁导降低、磁通密度增大、最大转矩变小及功率密度降

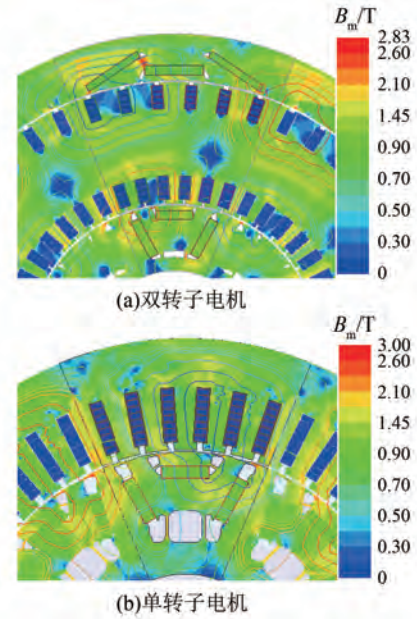


图 6 电机额定工作点磁密云图对比

Fig. 6 Comparison of magnetic density contour maps at the rated operating point of the motor

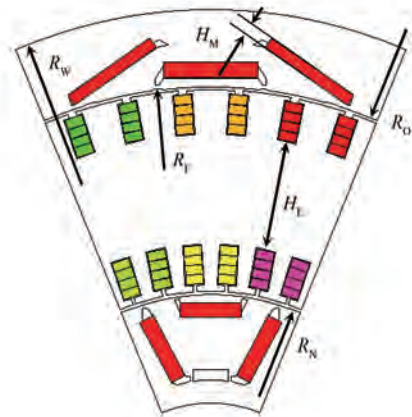


图 7 双转子电机关键尺寸图

Fig. 7 Key dimension diagram of the dual-rotor motor

低。当定子轭高 H_E 大于 25 mm 时, 若电机定子内圆减小, 定子齿与绕组的损耗增量将超过轭部铁耗的减少, 导致最大输出转矩减小。因此, 选择将外转子外径增大, H_E 取 25.2 mm , 此时电机的最大转矩增大、效率提高。

由图 8(b) 可知, 如果永磁体太厚, 外转子的空间有限, 导致磁路的磁导变小, 过量永磁体不仅无法有效提升转矩, 反而会削弱电机的弱磁扩速能力。 H_M 取 2.6 mm 有利于平衡电机的铁耗和弱磁能力。

由图 8(c) 可知, 增加外转子外圆半径 R_w , 永

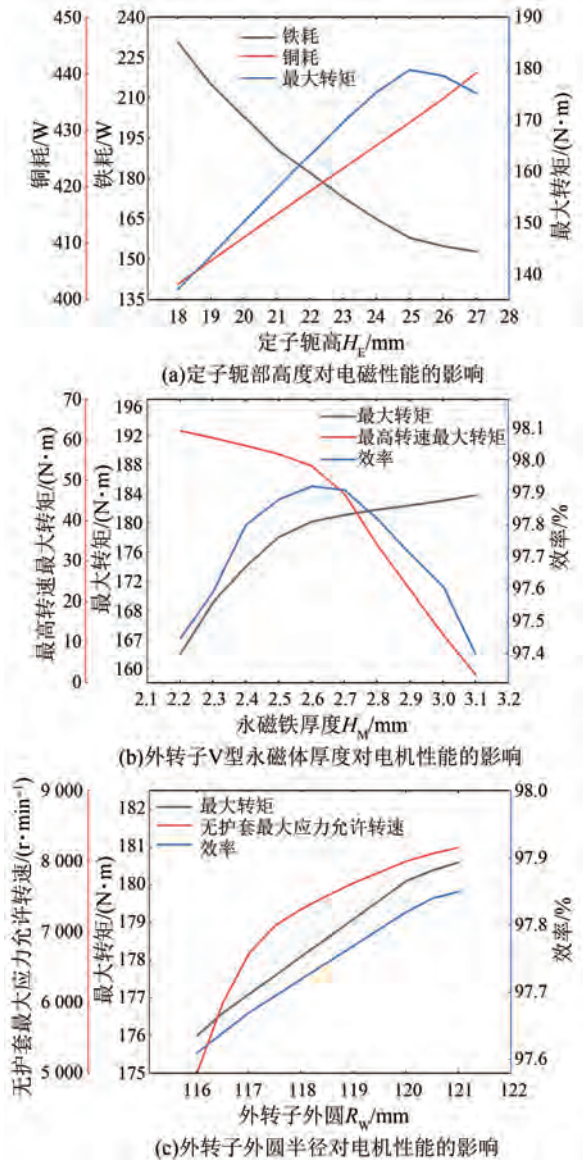


图8 电机关键参数对主要性能的影响

Fig.8 The influence of key parameters of the motor on its main performance

磁体的位置不变,外转子轭部厚度增加到 5 mm,电机无护套最高转速能到 8 000 r/min。随着外转子外圆逐渐增大,磁路的磁导逐渐变大,电机的最大转矩和效率增大。但是,外转子外圆增大,电机的功率密度迅速减小;并且外圆半径 R_w 越大,转子护套的厚度也要随之增大,相应隔磁桥的厚度和倒角也需增大。综合考虑,外圆半径 R_w 取 120 mm 合适。

2.3 外转子和保持架的应力分析

保持架和外转子铁心均采用 5 mm 厚的钛合金作为外转子的护套,也可使用 2 mm 厚的碳纤维

维。外转子固定装置的外圆也使用护套,过盈量为 0.17 mm。采用该护套后转子外圆半径可从 120 mm 减至 118 mm,护套外圆半径为 123 mm。17 000 r/min 时通过有限元仿真得到的应力如图 9 所示。

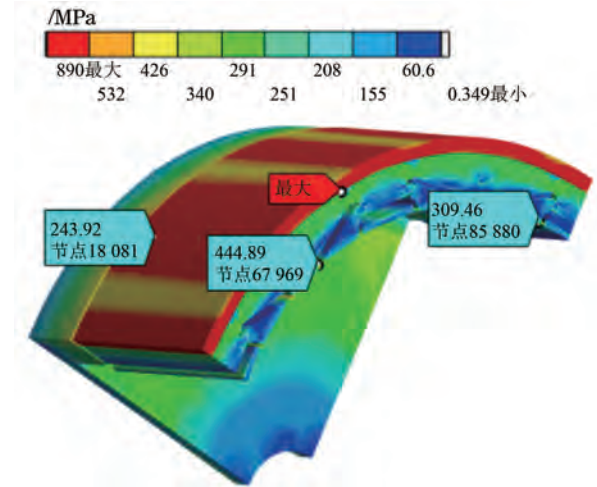


图9 外转子应力云图

Fig.9 Stress nephogram of outer rotor

由图 9 可知,外转子 V 型永磁体应力最大,为 444.89 MPa。增加倒角可以减小应力,增加漏磁,转矩略微下降。螺栓应力 243.92 MPa。零速时转子护套加给外转子的预紧力为 230 MPa。需要说明的是,外转子轭部设计较厚,旨在为后续性能优化预留空间。

3 双转子电机的功率因数

功率因数对电机及其系统的功率密度至关重要。在体积和匝数等基本性能参数相同的情况下,功率因数过低,则电机输出相同的转矩需要更大的电流,导致电机的功率密度小,并且使得驱动器的体积和成本也大幅增加,进而导致整个系统的功率密度变小。因此,高功率密度电机设计需兼顾高效率与高功率因数。

双转子电机的功率因数计算方法与传统单转子电机基本一致,其电感和磁链等关键参数可通过有限元软件进行精确计算。电机定子电流的角频率计算式为

$$\omega = 2\pi f_1 = 2\pi \times \frac{np}{60} \quad (10)$$

式中: f_1 为电机输入三相电流的频率; n 为电机转速。

电机空反电动势计算式为

$$E = \psi_f \times \omega \tag{11}$$

电流矢量方程为

$$\boldsymbol{I} = \boldsymbol{I}_d + \boldsymbol{I}_q \tag{12}$$

式中: $\boldsymbol{I}_d$ 为 d 轴电流矢量; $\boldsymbol{I}_q$ 为 q 轴电流矢量。

电机 d 轴电压计算式为

$$U_d = j\omega L_d \boldsymbol{I}_d + R \boldsymbol{I}_d \tag{13}$$

电机 q 轴电压计算式为

$$U_q = -j\omega L_d \boldsymbol{I}_d + E + R \boldsymbol{I}_q \tag{14}$$

电压矢量方程为

$$\boldsymbol{U} = \boldsymbol{U}_d + \boldsymbol{U}_q \tag{15}$$

电机 d 轴磁链计算式为

$$\psi_d = L_d \boldsymbol{I}_d + \psi_f \tag{16}$$

式中: $\boldsymbol{I}_d$ 为 d 轴电流标量值。

电机 q 轴磁链计算式为

$$\psi_q = L_q \boldsymbol{I}_q \tag{17}$$

式中: $\boldsymbol{I}_q$ 为 q 轴电流标量值。

电机电压方程为

$$\boldsymbol{U} = \boldsymbol{E} + \boldsymbol{I}R + \boldsymbol{I}X_l + j\omega L_d \boldsymbol{I}_d + j\omega L_q \boldsymbol{I}_q \tag{18}$$

式中: X_l 为电机的漏抗。

利用式 (10) ~ (18) 和有限元软件计算了两种电机在不同工况下的电磁参数, 如表 3 所示。根据表 3 中的参数绘制了电机在不同工况下的相量图, 如图 10 所示。

由表 3 可知, 双转子电机的电阻压降和漏电抗压降的数值小于单转子电机。双转子电机的 d 、 q 轴电枢反应电感小于单转子电机, 双转子电机的磁路磁阻更大。

在额定工况下, 图 10(a) 的 d 轴电枢反应为增磁性质, 其功率因数为 0.967 9。图 10(b) 中单转子电机的功率因数为 0.851 7, 与前者相比, 双转子电机的电压和功率角 φ 明显小于单转子电机。双转子电机的 d 轴电枢反应压降也明显小于单转子电机。

两种电机在 160 N·m 时的过载工况相量图如图 10(c)、10(d) 所示。双转子电机凭借高永磁体用量, 在过载时能提供更强磁场, 功率因数达 0.922 8; 而单转子电机则需额外励磁电流, 功率因数仅为 0.765 8。基于过载功率因数之比, 双转子电机的功率密度提升了 20.5%, 从而有效降低系统功耗并提升整体功率密度。

电机工作在高功率因数区的相量图如图 10

(e)、10(f) 所示。在 7 000 r/min 时, 双转子电机的高功率因数区间位于 90 N·m 附近, 其功率因数为 0.979 4, 此时电机从驱动器吸收超前无功功率。单转子电机的高功率因数区间位于 60 N·m 附近, 单转子电机在这个转速弱磁后无法达到 90 N·m, 其功率因数为 0.977 4。尽管二者功率因数均极高, 但鉴于定子绕组需持续消耗电流以建立励磁磁场, 故而不存在功率因数为 1 的理想情况, 只能无限趋近于此值。

表 3 双转子和单转子电机相量图参数

Tab. 3 Phasor diagram parameters of dual-rotor and single-rotor motors

参数名称	额定	过载	高功率	
			因数	弱磁
转速 $n/(\text{r}\cdot\text{min}^{-1})$	3 000	3 000	7 000	12 000
转矩 $T/(\text{N}\cdot\text{m})$	80	160	90	30
d 轴电压 U_d/V	-108.74	-152.92	-233.02	-135.84
q 轴电压 U_q/V	125.72	84.07	191.47	241.66
相反电势 E/V	117.78	117.78	274.82	471.12
d 轴电流 I_d/A	-46.89	-123.19	-122.85	-157.53
q 轴电流 I_q/A	89.02	154.12	72.36	25.66
功率因数 $\cos \varphi$	0.967 9	0.922 8	0.979 4	0.599 8
d 轴磁链 ψ_d/Wb	0.104 7	0.069 3	0.068 4	0.049
q 轴磁链 ψ_q/Wb	0.090 7	0.127 2	0.081 5	0.027 0
d 轴电感 L_d/mH	0.595	0.514	0.522	0.530
q 轴电感 L_q/mH	1.019	0.825	1.126	1.052
转速 $n/(\text{r}\cdot\text{min}^{-1})$	3 000	3 000	7 000	12 000
转矩 $T/(\text{N}\cdot\text{m})$	80	160	60	30
d 轴电压 U_d/V	-180.31	-221.27	-281.43	-249.03
q 轴电压 U_q/V	72.51	11.28	105.67	144.85
相反电势 E/V	88.91	88.91	211.34	355.64
d 轴电流 I_d/A	-59.24	-140.1	-84.08	-93.18
q 轴电流 I_q/A	80.95	133.15	46.77	26.92
功率因数 $\cos \varphi$	0.851 7	0.765 8	0.977 4	0.921 9
d 轴磁链 ψ_d/Wb	0.059 4	0.007 7	0.038 3	0.029 5
q 轴磁链 ψ_q/Wb	0.150 1	0.183 5	0.098 8	0.049 7
d 轴电感 L_d/mH	0.686	0.659	0.734	0.757
q 轴电感 L_q/mH	1.854	1.378	2.112	1.846

两种电机在高速弱磁工况下的相量图如图 10(g)、10(h) 所示。由图 10(g)、10(h) 可知, 双转子电机的相反电势比单转子电机高 115.48 V,

在高速弱磁时的功率因数很低为 0.599 8,而单转子电机功率因数为 0.921 9。在此工况下,两种电机均由系统吸收超前无功功率。

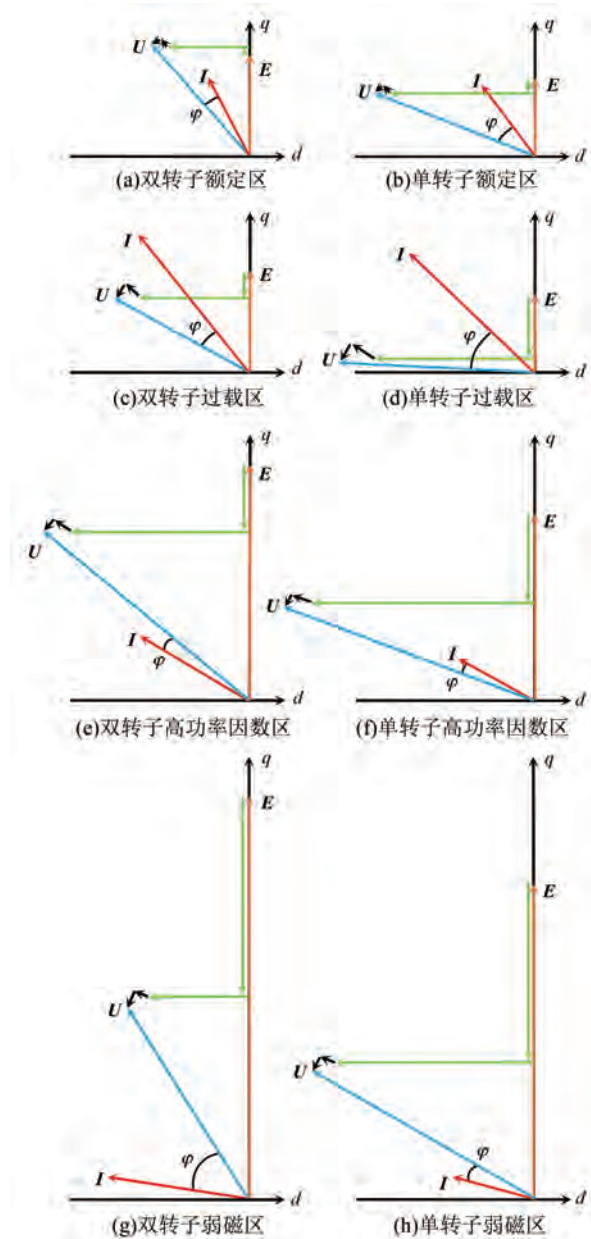


图 10 两种电机不同工况下的相量图对比

Fig. 10 Comparison of phasor diagrams for two motors under different operating conditions

双转子电机由于永磁体用量较单转子电机增加 43%,其反电势提升 32.5%,永磁体磁链显著增多,从而减少定子电流励磁分量的需求,直接提升功率因数。从磁路结构分析,磁阻转矩占比高虽然可以节省一部分成本,但磁阻转矩建立磁场会导致运行时需要大量无功功率。双转子电机永磁

转矩占比大,功率角 φ 小,负载运行时,定子三相电流产生的合成磁动势作用于 d 轴的电枢反应电抗压降小,无功电流分量小,电机功率因数高。

4 有限元分析对比

使用计算的理论数据,计算电机的效率。两种电机的输入电压为 380 V,最大电流为 163 A,仿真周期设置为 10 个,硅钢片材质为 M19-29G。

双、单转子电机效率图分别如图 11、12 所示。由图 11、12 可知,双转子电机在冷却水道下的峰值效率为 97.937%,较单转子电机的峰值效率 97.7% 高出 0.149%。图中,双转子电机效率为 97% 以上的工作区面积比单转子电机多 80.2%,双转子电机效率为 95% 以上的工作区面积比单转子电机多 25.3%。双转子电机在零速时仅产生铜耗,可忽略铁耗。在 0~7 500 r/min 的工作区间内,其效率均高于单转子电机。双转子电机在低速、中速及过载工况下效率高,高速弱磁工况下铁耗大,效率降低。

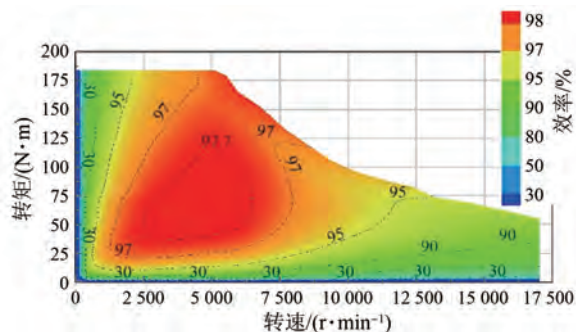


图 11 双转子电机效率图

Fig. 11 Efficiency diagram of dual-rotor motor

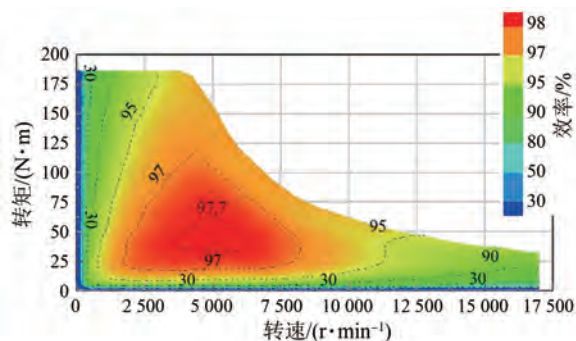


图 12 单转子电机效率图

Fig. 12 Efficiency diagram of single-rotor motor

双转子电机效率如表 4 所示。由表 4 可知,采用定子水道隔离后,电机的最大转矩有所增加。

但当水道厚度超过 1 mm 时,磁路磁阻的增大会导致最大转矩逐渐减小。这表明内外电机的磁路耦合之后,抵消了大约 1% 的磁动势,使电机的最大转矩降低。

两种电机使用理论计算和有限元计算的效率对比如表 5 所示。表 5 中铜耗含涡流损耗,比直流铜耗更大。电机在 7 000 r/min 以下工况运行时,铜耗在电机损耗中占主导位置,尤其在过载时更为显著。因此,采用径向集中嵌线技术减少电机的端部电阻,对提升电机效率具有显著效果。基于表 5 中 5 000 r/min、150 N·m 的工况计算,在相同转矩下,双转子电机铜耗降低 779.57 W,冷却系统制冷功率也相应减少,从而减小整个驱动系统的功率。本文采用定子铁心内部直接冷却对电机进行冷却,相较于油冷技术,减少了一部分摩

擦损耗和油的质量。基于此,双转子电机的机械损耗可取单转子电机的一半。

表 4 双转子电机效率

Tab. 4 Efficiency of dual-rotor motor

定子冲片型号	水道高度/mm	最大效率/%	最大转矩/(N·m)
M19-29G	无	97.972	180.21
M15-29G	无	98.075	186.38
M19-29G	0.5	97.943	184.58
M15-29G	0.5	98.025	191.09
M19-29G	1.0	97.937	184.1
M15-29G	1.0	98.018	190.42
M19-29G	1.5	97.904	183.2
M15-29G	1.5	98.017	189.46
M19-29G	2.0	97.915	182.1
M15-29G	2.0	98.010	189.49

表 5 两种电机理论计算与有限元计算的效率对比

Tab. 5 Comparison of efficiency between theoretical calculation and finite element calculation for two motors

类型	转速/(r·min ⁻¹)	转矩/(N·m)	铜耗/W	铁耗/W	机械损耗/W	效率/%	效率图/%
双转子	3 000	80	437.37	172.35	40.5	97.48	97.46
单转子			584.82	133.84		97.07	97.06
双转子	3 000	160	1 695.8	213.14	40.5	96.27	96.24
单转子			2 159.5	181.82		95.48	95.47
双转子	5 000	80	499.84	366.78	73.1	97.81	97.79
单转子			753.81	249.75		97.49	97.49
双转子	5 000	150	1 765.1	452.85	73.1	97.17	97.15
单转子			2 544.67	282.64		96.44	96.43
双转子	7 000	80	944.21	579.65	111.8	97.29	97.33
单转子			1 589.05	396.23		96.55	96.55

双、单转子电机功率因数图分别如图 13、14 所示。由图 13、14 对比可知,单转子电机在

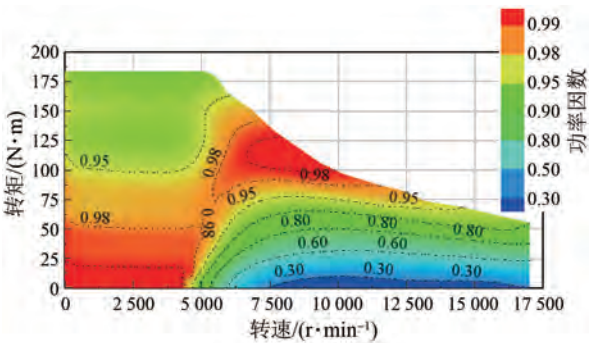


图 13 双转子电机功率因数图

Fig. 13 Power factor diagram of dual-rotor motor

3 850 r/min 之后进入弱磁区,随着转速增加,转矩快速降低,最大电流显著衰减,最大输出功率逐渐减小。双转子电机因永磁体用量大,可以承受更高的 d 轴电流,从而在维持输出转矩的同时,将其最高转速与最大转矩提升至单转子电机的两倍。对比分析表明,双转子电机功率因数高于 0.9 以上的工作区间比单转子电机多 86.4%。由于功率因数和电机拐点效率的提升,电机的工作区向右拓宽了 27.6%,最大输出功率提高了 31.3%。

必须指出,提升最大功率密度的关键在于提高拐点转速或转矩,而非最高转速。双转子电机的高效率区与高功率因数区更广且重合度更高,负载性能优势更突出。

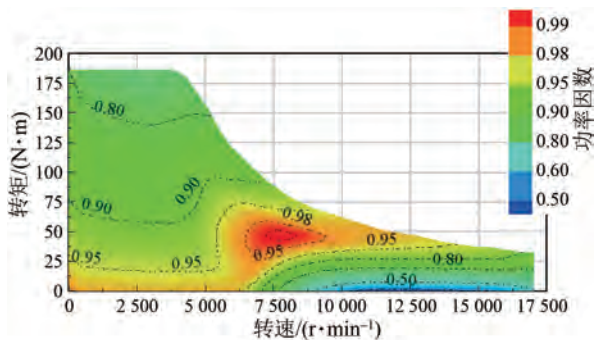


图 14 单转子电机功率因数图

Fig. 14 Power factor diagram of single-rotor motor

5 温升与冷却

双转子电机定子铁心独特的安装结构及其磁动势抵消效应,使其宜采用定子内部冷却方案,即在硅钢片激光切割时预制好内部水道,再拼接成型。电机的冷却参数如表 6 所示,冷却结构和温度云图如图 15 所示。

表 6 双转子电机冷却参数

Tab.6 Cooling parameters of dual-rotor motor

参数名称	参数值	参数名称	参数值
绕组热源密度/($\text{W}\cdot\text{m}^{-3}$)	1 500 000	水道数/组	8
铁心热源密度/($\text{W}\cdot\text{m}^{-3}$)	300 000	水道厚度/mm	1
单口进水面积/ mm^2	4.76	水温/ $^{\circ}\text{C}$	70
单口进水流速/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	0.1	绝缘厚度/mm	0.6

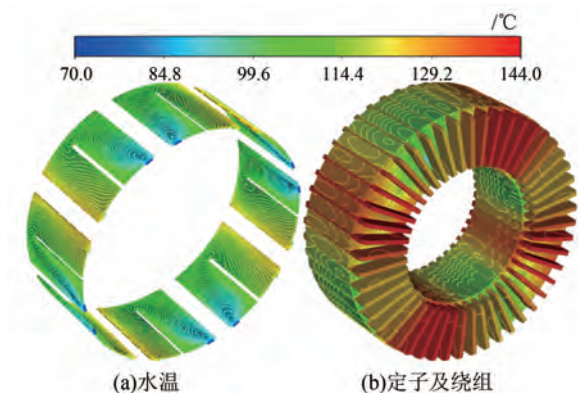


图 15 定子温度分布云图

Fig. 15 Stator temperature distribution contour map

由图 15 可知,铁心内部冷却的热路热阻明显小于定子外圆冷却。仿真显示,绕组温度分布均匀,两水道间为螺杆安装通孔。影响温升的主因是冷却液温度与绝缘纸导热系数,水道结构形状的影响相对较小。根据表中的参数使用 Fluent 软

件计算得出电机的温升是 74 K。双转子电机输出最大功率时铜耗小,所需散热功率更低,故冷却系统的最大制冷功率可减小 21.5%。此外,绕组温度越高,制冷功率的降幅会越大。

温升低的原因主要有 3 点:(1)绕组的端部总长减少了 1/2,绕组发热量减少 1/4,极大改善了绕组端部散热;(2)定子铁心内冷使整个热路热阻显著减小;(3)冷却水与定子铁心热源是内外双接触,吸热速率加快。

6 结语

为实现电机效率突破,以解决端部绕组过长问题为核心,采用有限元法并与扁线绕组电机对比,最终设计出径向集中嵌线的双转子内嵌 PMSM,为电机发展提供了明确方向。主要结论如下。

(1)设计了一种扁线绕组的径向集中嵌线方式,并设计了跨线尺寸和端部接线。绕组的端部电阻、电抗、铜耗和漏磁均减少一半。

(2)双转子电机优化后电机体积不变,但轴向长度更短,电磁结构、弱磁性能及空间布置更合理。

(3)电机永磁体用量多,反电势高,功率因数高,拐点处最大输出功率增加,工作区间向右拓宽。

(4)绕组端部发热量减少,制冷功率降低,效率与高功率因数区均得到提升和拓宽。

利益冲突声明

所有作者声明不存在利益冲突。

All authors disclose no relevant conflict of interests.

作者贡献

贾保旭进行了方案设计、内容总结与论文撰写,刘光军进行了仿真优化,王晓光、王选瑞参与了论文的审核与修改。所有作者均阅读并同意了最终稿件的提交。

The scheme design, content summarization, and paper writing were conducted by Jia Baoxu. Simulation optimization was carried out by Liu Guangjun, while the review and revision of the paper

were participated in by Wang Xiaoguang and Wang Xuanrui. All authors have read and approved the final version of the paper for submission.

参考文献

- [1] Wang J, Li Y, Wu S N, et al. Analysis of the influence of parameter condition on whole load power factor and efficiency of line start permanent magnet assisted synchronous reluctance motor [J]. *Energies*, 2022, 15(11): 3866.
- [2] Xiang Z X, Ren J W, Zhu X Y, et al. Broadening design and optimization of high-efficiency region for a dual-mechanical-port flux-switching permanent magnet motor [J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2022, 58(8): 8203507.
- [3] Ullah W, Khan F, Hussain S. Dual mechanical port power distribution in dual rotor permanent magnet flux switching generator for counter-rotating wind turbine applications [J]. *IET Renewable Power Generation*, 2022, 16(6): 1267-1277.
- [4] 颜浩浩, 吴杞康, 鲍久圣, 等. 新能源汽车驱动电机技术现状及混合励磁研究进展 [J]. *电机与控制应用*, 2025, 52(1): 36-51.
- Xie H H, Wu Q K, Bao J S, et al. Current status of new energy vehicle drive motor technology and research progress on hybrid excitation [J]. *Electric Machines & Control Application*, 2025, 52(1): 36-51.
- [5] 王文成, 胡建辉, 刘飞, 等. 双转子磁通切换弧线电机特性的仿真研究 [J]. *微特电机*, 2022, 50(8): 1-7+14.
- Wang W C, Hu J H, Liu F, et al. Simulation research on characteristics of double-rotor arc-linear flux switching permanent-magnet motor [J]. *Small & Special Electrical Machines*, 2022, 50(8): 1-7+14.
- [6] 任明洋, 骆皓, 朱坤硕, 等. 基于空间极对数宽频带耦合的双转子同步风力发电机电磁特性分析 [J]. *电机与控制应用*, 2024, 51(11): 85-95.
- Ren M Y, Luo H, Zhu K S, et al. Electromagnetic characteristics analysis of dual-rotor synchronous wind generator based on wideband coupling of spatial pole pairs [J]. *Electric Machines & Control Application*, 2024, 51(11): 85-95.
- [7] 鞠孝伟, 张凤阁, 程远, 等. 车用驱动电机扁线绕组关键问题研究综述 [J]. *中国电机工程学报*, 2024, 44(15): 6181-6198.
- Ju X W, Zhang F G, Cheng Y, et al. Overview of key issues of flat wire winding of traction motor for electric vehicles [J]. *Proceedings of the CSEE*, 2024, 44(15): 6181-6198.
- [8] Xi Z Q, Niu L B, Yan X H, et al. Research on performance of interior permanent magnet synchronous motor with fractional slot concentrated winding for electric vehicles applications [J]. *World Electric Vehicle Journal*, 2024, 15(10): 470.
- [9] Nory H, Yildiz A, Aksun S, et al. Design and analysis of an IE6 hyper-efficiency permanent magnet synchronous motor for electric vehicle applications [J]. *Energies*, 2025, 18(17): 4684.
- [10] 佟磊. 双转子永磁电机设计及优化分析 [J]. *防爆电机*, 2023, 58(3): 6-9.
- Tong L. Design and optimization analyses on permanent magnet motor with double rotors [J]. *Explosion-Proof Electric Machine*, 2023, 58(3): 6-9.
- [11] Yang Y B, Wang Y, Zhu C Q, et al. Study of vernier permanent magnet machine with the dual rotor, toroidal winding and ferrite magnet on both sides of stator and rotor [J]. *IET Electric Power Applications*, 2020, 14(1): 2675-2686.
- [12] 林鹤云, 王烜, 郑鑫磊. 磁感定义与复磁路相量分析 [J]. *中国电机工程学报*, 2024, 44(19): 7784-7793.
- Lin H Y, Wang X, Zheng X L. Magnetic inductance definition and phasor analysis of complex magnetic circuit [J]. *Proceedings of the CSEE*, 2024, 44(19): 7784-7793.
- [13] Shchur I, Biletskyi Y, Kopchak B. Efficiency analysis and optimization of two-speed-region operation of permanent magnet synchronous motor taking into account iron loss based on linear non-equilibrium thermodynamics [J]. *Machines*, 2024, 12(11): 826.
- [14] Guo L Y, Zhang H T, Gao X M, et al. Structural optimization design and analysis of interior permanent magnet synchronous motor with low iron loss based on the adhesive lamination process [J]. *World Electric Vehicle Journal*, 2025, 16(6): 321.
- [15] Cha K S, Kim J H, Lee S G, et al. Design of a high-efficiency external rotor interior permanent magnet synchronous motor without magnetic leakage flux path [J]. *Mathematics*, 2025, 13(11): 1865.

- [16] Tian Y M, Liang S Q, Wang F K, et al. Analysis of rotor lamination sleeve loss in high-speed permanent magnet synchronous motor [J]. *Machines*, 2025, 13 (3): 236.
- [17] 郝珂庆, 刘云涛, 高俊丽, 等. 双转子电机的定子固定装置的优化设计[J]. *微电机*, 2020, 53(9): 104-106+111.
- Chi K Q, Liu Y T, Gao J L, et al. Optimization design of stator fixation of dual-rotor motor [J]. *Micromotors*, 2020, 53(9): 104-106+111.
- [18] 张一鸣, 骆皓, 朱正鹏, 等. 分数槽集中绕组双转子异步电机起动转矩特性分析[J]. *电机与控制应用*, 2025, 52(4): 422-431.
- Zhang Y M, Luo H, Zhu Z P, et al. Analysis of starting torque characteristics of fractional-slot concentrated winding dual-rotor asynchronous motor [J]. *Electric Machines & Control Application*, 2025, 52(4): 422-431.
- [19] 孔晓光, 刘春浩, 梁文星. 永磁磁阻双转子电机结构参数的优化设计[J]. *大电机技术*, 2022(5): 8-15.
- Kong X G, Liu C H, Liang W X. Optimal design of structural parameters of permanent magnet reluctance double-rotor motor [J]. *Large Electric Machine and Hydraulic Turbine*, 2022(5): 8-15.
- [20] Zhao W L, Liu C, Li Y H, et al. Design and analysis of a high-performance surface inset permanent magnet motor with asymmetrical rotor [J]. *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*, 2020, 64(1-4): 211-220.
- [21] 刘光军, 贾保旭, 聂雅萍, 等. 高速外转子永磁同步电机的电磁结构设计[J]. *湖北工业大学学报*, 2023, 38(4): 71-75.
- Liu G J, Jia B X, Nie Y P, et al. Electromagnetic structure design of high speed external rotor permanent magnet synchronous motor [J]. *Journal of Hubei University of Technology*, 2023, 38(4): 71-75.
- [22] Mitsuda H, Jike N, Kojima T, et al. Development of double-rotor motor for aircraft electrification [J]. *IEEJ Transactions on Industry Applications*, 2025, 14(2): 325-332.
- [23] 马涛, 林晓刚, 解伟. 并列式双转子混合自励磁电机励磁源参数优化设计和磁场调节特性分析[J]. *电机与控制应用*, 2024, 51(8): 67-75.
- Ma T, Lin X G, Xie W. Optimization design of excitation source parameters and magnetic field regulation characteristics analysis for parallel dual-rotor hybrid self-excited motor [J]. *Electric Machines & Control Application*, 2024, 51(8): 67-75.
- [24] 赵晓坤, 黄梓旭, 郭启超, 等. 不对称转子永磁辅助同步磁阻电机转矩比例系数对转矩提升能力的影响研究[J]. *电机与控制应用*, 2025, 52(8): 879-887.
- Zhao X K, Huang Z X, Guo Q C, et al. Investigation of torque proportion coefficient impact on torque enhancement in the asymmetric rotor PMa-SynRM [J]. *Electric Machines & Control Application*, 2025, 52(8): 879-887.
- [25] Jiang S Y, Niu J H, Miao S, et al. Study on electromagnetic-temperature field performance of double squirrel-cage dual-rotor permanent magnet induction motor with different load conditions [J]. *IEEJ Transactions on Electrical and Electronic Engineering*, 2025, 21: 267-276.

收稿日期:2026-03-16

收到修改稿日期:2026-05-14

作者简介:

贾保旭(1995—),男,硕士,研究方向为永磁同步电机的电磁和结构设计,1010839682@qq.com;

*通信作者:贾保旭(1995—),男,硕士,研究方向为永磁同步电机的电磁和结构设计,1010839682@qq.com。