

DOI:10.11918/202506020

定子永磁型双转子高速电机温度场分析及冷却结构设计

严作光, 吴绍朋, 杨雨彬, 黄梦婷, 张 萌

(哈尔滨工业大学 电气工程及自动化学院, 哈尔滨 150001)

摘要:为解决定子永磁型双转子高速电机(stator permanent magnet dual-rotor high-speed electrical machine, SPMDR-HSEM)热源集中及高速运行引起的定子过热问题,本文提出一种二维-三维混合热网络法对电机温度场进行分析,并设计一种新型隔磁-冷却一体化结构对电机定子进行冷却,以提高电机散热能力。首先,介绍了 SPMDR-HSEM 拓扑结构,并分析其传热机理,确定该电机各部分导热系数及表面散热系数。其次,针对 SPMDR-HSEM 结构复杂、温度场难以快速准确计算的问题,建立了二维-三维混合热网络模型对电机额定及过载工况下主要零部件温升进行解析计算,并搭建实验平台进行实验测试,验证所提出二维-三维混合热网络模型的准确性。再次,针对 SPMDR-HSEM 热源集中及高速运行引起的定子过热问题,设计了一种隔磁-冷却一体化结构对电机定子进行冷却,研究其结构参数及入水口流速对电机散热效果的影响,确定最佳冷却结构,并采用仿真分析验证了所提出冷却结构的有效性及其合理性。该研究结果可拓宽定子永磁型高速电机的应用领域,为定子永磁型高速电机温度场分析及先进冷却结构设计提供新思路。

关键词: 定子永磁型电机; 定子过热; 冷却结构; 热网络模型; 温度场分析

中图分类号: TU375

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2026)05-0001-10

Temperature field analysis and cooling structure design of the stator permanent magnet dual-rotor high-speed electrical machine

YAN Zuoguang, WU Shaopeng, YANG Yubin, HUANG Mengting, ZHANG Meng

(School of Electrical Engineering & Automation, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China)

Abstract: To resolve the stator overheat problem of the stator permanent magnet dual-rotor high-speed electrical machine (SPMDR-HSEM) due to its mustered heats source and high-speed operation condition, a 2D-3D hybrid thermal network model (HTNM) is built to analyze the temperature field of the electrical machine, and an integrated structure with magnetic isolation and cooling functions (IS-MIC) is proposed for accurately calculating the machine temperature and improving the machine heat dissipation capacity. Firstly, the topology of the SPMDR-HSEM is introduced, and its heat transfer mechanism is analyzed, as well as the conduction and convection heat coefficients are given. Secondly, for the problem of complex structure of the SPMDR-HSEM and the difficulty in calculating the temperature fast and accurately, the 2D-3D HTNM is proposed to analytically calculate the key components temperature rise of the SPMDR-HSEM under rated and overload conditions, its temperature distribution characteristics are summarized. And a test plat is established and the experimental tests are conducted, which verify the accuracy of the HTNM. Then, the IS-MIC is proposed to solve the heat dissipation problem of the SPMDR-HSEM, and the influence of the structure parameters and water flow velocity of the IS-MIC on the cooling effect is investigated, and the optimal structure of the IS-MIC is designed. And the finite element analysis is carried out to verify the effectiveness and rationality of the IS-MIC. It broadens the application field and provides a new temperature field analysis and cooling structure design method for the stator permanent magnet electrical machines.

Keywords: stator permanent magnet machine; stator overheat; cooling structure; thermal network model; temperature field analysis

近年来,兼具高功率密度、高机械强度及高耐热性能的定子永磁型电机广泛应用于航空航天、分布

式发电机、精密制造以及飞轮储能等伺服和驱动领域^[1-4]。然而,由于其绕组和永磁体均安装在定子

收稿日期: 2025-06-09; 录用日期: 2025-07-18; 网络首发日期: 2025-09-26

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20250926.0945.002>

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(52377042); 航空科学基金(20240040077004)

作者简介: 严作光(1995—),男,博士研究生; 吴绍朋(1983—),男,教授,博士生导师

通信作者: 吴绍朋, wushaopeng@hit.edu.cn

上,热源比较集中,加之其高速运行工况,定子永磁型电机,特别是双转子定子永磁型电机,定子温度极易升高,过高的温升会对电机性能产生不利影响,甚至导致永磁体不可逆热退磁及绕组绝缘失效现象发生^[5-6]。因此,为保证电机安全稳定运行,快速准确的温度场分析及先进冷却结构设计至关重要。

目前,常用的温度场分析方法主要包括有限元法和热网络法两种^[7-8]。其中,有限元法可以模拟任意复杂结构电机及其热源分布,是目前最准确的温度场分析方法。然而,有限元法计算量大,耗时严重,且对计算资源性能要求较高,不适合在设计阶段使用^[9-10]。作为一种快捷、高效的温度场分析方法,热网络法被广泛应用于电机设计阶段^[11-12]。文献[13-16]基于二维热网络模型对电机主要零部件温度进行解析计算,简单、快速地计算出电机各主要零部件温升情况。然而,由于其仅考虑了电机轴向和径向之间的热传递,忽略了周向传热,导致其计算精度偏低。文献[17-20]采用一种三维热网络分析方法对电机温度场进行分析,该方法同时考虑了轴向、径向以及圆周方向的热传递,具有较高的计算精度,然而,该方法模型复杂,计算量大,计算效率较低。因此,热网络法存在计算速度和计算精度之间的矛盾。

当前,针对高速电机冷却方式的研究主要集中在风冷和水冷两个方面^[21-22]。文献[23-26]基于风冷方式提出了风刺、通风孔以及散热筋等结构对高速电机进行冷却,有效降低了电机温升。然而,这种冷却方式效果有限,且对于真空等特殊环境并不适用。相较于风冷方式,水冷方式具有较强的冷却能力^[27],且具有散热均匀、效率高、可靠性强以及噪声低等优点。此外,只要密封良好,该冷却方式可在任何环境中使用^[28-29]。因此,目前通常采用水冷方式对电机,特别是高速、高功率密度电机进行冷却。

针对传统热网络分析方法以及风冷结构的不足,本文以一台定子永磁型双转子高速电机(stator permanent magnet dual-rotor high-speed electrical machine, SPMDR-HSEM)为研究对象,提出一种二维-三维混合热网络分析模型(2D-3D hybrid thermal network model, HTNM)对该电机温度场进行分析,并设计一种新型隔磁冷却一体化结构(integrated structure with magnetic isolation and cooling functions, IS-MIC)对其进行冷却,以提高电机散热能力,并采用仿真分析验证了所提出 HTNM 的准确性及 IS-MIC 的冷却效果,以期对同类电机的温度场分析及冷却结构设计起到一定的指导作用。

1 电机结构及传热机理

1.1 电机结构

本文所研究的 SPMDR-HSEM 如图 1 所示。该电机主要包括内转子、外转子以及中间定子 3 部分。其中:中间定子由内定子单元和外定子单元组成,内、外定子单元均包含一套独立绕组及永磁体结构。且其内、外定子单元分别与内、外转子组成内、外单元电机。内、外单元电机之间设置隔磁磁障,既使内、外单元电机形成统一整体,又可使两者之间磁路相互独立,方便电机设计与控制。电机性能参数如表 1 所示。

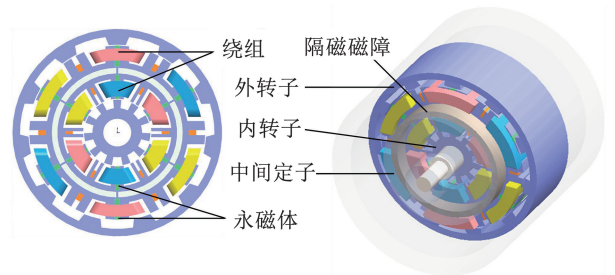


图 1 SPMDR-HSEM 电机结构示意图

Fig. 1 Topology of the SPMDR-HSEM

表 1 SPMDR-HSEM 主要参数

Tab. 1 Main parameters of the SPMDR-HSEM

外转子内径/ mm	外定子外径/ mm	内转子内径/ mm	内定子内径/ mm	轴向长度/ mm	气隙长度/ mm	外电机额定 转速/($r \cdot \min^{-1}$)
190	188	71	73	80	1	15 000
内电机额定 转速/($r \cdot \min^{-1}$)	外电机额定 电流/A	内电机额定 电流/A	外电机过载 转速/($r \cdot \min^{-1}$)	内电机过载 转速/($r \cdot \min^{-1}$)	外电机过载 电流/A	内电机过载 电流/A
30 000	60	60	10 000	20 000	180	180

1.2 传热机理

自然冷却情况下,SPMDR-HSEM 传热路径如图 2 所示。其中,蓝色箭头代表对流传热路径,对流传热路径主要存在于电机外表面与外部空气之间以及电机各零部件与内部空气之间。白色箭头代表热

传导路径,其主要集中于电机各零部件之间,具体为电机的中间定子、隔磁磁障、内转子、外转子、永磁体、电枢绕组以及转轴之间的热传递。黄色箭头代表热辐射,其主要考虑电机外表面与外部气隙之间的热辐射,由于电机内部有空气流动,主要考虑热对

流和热传导,忽略内部热辐射。

当两个相互接触的物体之间存在温差时,物体之间发生热传导,其热传导能量(q_{cond})计算公式为

$$q_{\text{cond}} = -\lambda A \frac{\partial T}{\partial x} \quad (1)$$

式中: A 为热流流过的导热面积; $\partial T/\partial x$ 为面积 A 法线方向的温度梯度; λ 为物体导热系数。

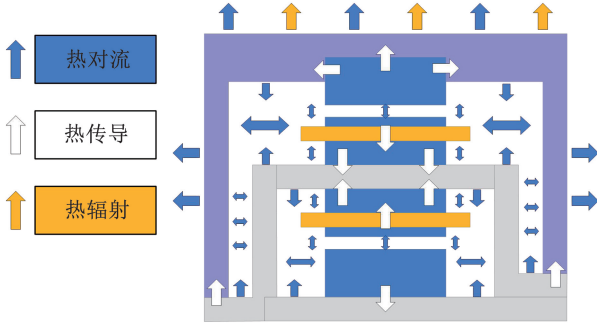


图2 SPMDR-HSEM 电机传热机理

Fig.2 The heat transfer mechanism of the SPMDR-HSEM

传导热阻(R_{cond})可表示为

$$R_{\text{cond}} = \frac{L}{\lambda A} \quad (2)$$

式中 L 为热流流过的路径长度。

当两个相互靠近的物体之间存在温差时,对流换热发生,换热能量(q_{conv})计算公式为

$$q_{\text{conv}} = \alpha A (T_s - T_\infty) \quad (3)$$

式中: T_s 为物体表面温度; T_∞ 为气隙上游温度; α 为对流换热系数。

对流热阻(R_{conv})可表示为

$$R_{\text{conv}} = \frac{1}{\alpha A} \quad (4)$$

定转子气隙处换热系数(α_g)可表示为

$$\alpha_g = \frac{N_u \cdot k_{\text{air}}}{g} \quad (5)$$

其中:

$$\begin{cases} Ta_m = \frac{\rho^2 \omega r_a g^3}{\mu^2 F_g} \\ F_g = \frac{\pi^4 \left(\frac{2r_a - 2.304g}{2r_a - g} \right)}{1.697 \left[0.0056 + 0.0571 \left(\frac{2r_a - 2.304g}{2r_a - g} \right)^2 \right] \left(1 - \frac{g}{2r_a} \right)} \end{cases} \quad (6)$$

$$N_u = \begin{cases} 2, & Ta_m < 1700 \\ 0.128 Ta_m^{0.367}, & 1700 < Ta_m < 10^4 \\ 0.409 Ta_m^{0.241}, & 10^4 < Ta_m < 10^7 \end{cases} \quad (7)$$

式中: N_u 为努塞尔数; k_{air} 为空气热导率; μ 为气隙中介质的运动黏度; ω 为转子的圆周速度; r_a 为定转子之间平均半径; g 为气隙长度; Ta_m 为泰勒数; F_g 为形状系数。

转子端面对流换热系数(α_{rd})可表示为

$$\alpha_{\text{rd}} = \frac{N_{\text{ur}} k_{\text{air}}}{r_r} \quad (8)$$

其中:

$$\begin{cases} N_{\text{ur}} = 1.67 Re_z^{0.385} \\ Re_z = \frac{2\pi r_r^2 n}{60\mu} \end{cases} \quad (9)$$

式中 r_r 为转子半径。

定子端面(α_{sd})及电机外表面(α_{sh})对流换热系数可表示为:

$$\alpha_{\text{sd}} = 15 + 6.5 v_r^{0.7} \quad (10)$$

$$\alpha_{\text{sh}} = 14(1 + 0.5\sqrt{\omega}) \sqrt[3]{\frac{T_o}{25}} \quad (11)$$

式中: Re_z 为定子端面的雷诺数; n 为转子转速; v_r 为转子表面线速度。

当物体温度高于绝对零度时可通过辐射电磁波传递能量,其辐射热功率可由式(12)计算。

$$q_{\text{rad}} = \varepsilon \sigma A F_g (T_1^4 - T_2^4) \quad (12)$$

辐射热阻可表示为

$$R_{\text{rad}} = \frac{1}{hA} \quad (13)$$

其中,

$$h = \frac{\sigma \varepsilon (T_1^4 - T_2^4)}{T_1 - T_2} \quad (14)$$

式中: q_{rad} 为辐射热功率; R_{rad} 为辐射热阻; σ 为斯蒂芬-玻尔兹曼常数; ε 为物体表面散热系数; h 为辐射系数; T_1 、 T_2 为物体表面温度和环境温度。

1.3 热源分析

SPMDR-HSEM 热源主要包括绕组铜耗、铁耗、永磁体涡流损耗以及机械损耗。其中,机械损耗主要由风摩损耗和摩擦损耗组成,通常采用以下经验公式计算:

$$P_v = K_v \left(\frac{\omega}{10} \right)^2 Q_0 \quad (15)$$

$$P_f = 0.15 \frac{F}{d} v \times 10^{-5} \quad (16)$$

式中: P_v 为风摩损耗; K_v 为系数,通常取0.175~0.185; Q_0 为总风量; P_f 为摩擦损耗; F 为滚动轴承载荷; d 为滚动轴承直径; v 为滚珠线速度。

计算电机铜耗时,需要考虑绕组电导率随温度的变化,引入交流电阻系数考虑温度对电机铜耗的影响,可得电机铜耗表达式为

$$P_{\text{Loss-Cu}} = \sum k_R i_i^2 \frac{l p \tau_0}{S} [1 + \alpha_{\text{Cu}} (T - T_0)] \quad (17)$$

其中:

$$k_R = 1 + (k_{\text{Rs}} - 1) \frac{l_{\text{slot}}}{l} \quad (18)$$

$$\xi = h_c \sqrt{\frac{1}{2} \omega \mu_0 \sigma \tau_0 \frac{b_c}{b}} \quad (19)$$

$$k_{Rs} = \xi \frac{\sinh 2\xi + \sin 2\xi}{\cosh 2\xi - \cos 2\xi} + 2\xi \frac{\sinh \xi - \sin \xi}{\cosh 2\xi + \cos 2\xi} \cdot \frac{z_1^2 - 1}{3} \quad (20)$$

式中： P_{Loss_Cu} 为绕组铜耗； k_R 为交流电阻系数； i 为电流； l 为绕组总长度； l_{slot} 为绕组在定子铁心内的长度； h_c 为导线长度； z_1 为导体层数； σ_{T_0} 为 T_0 时的斯蒂芬-玻尔兹曼常数； b_c 为导线宽度； b 为定子槽宽； ρ_{T_0} 为 T_0 °C 时铜的电导率； α_{Cu} 为铜线的电阻温度系数； S 为铜线截面积。

电机铁耗由涡流损耗和磁滞损耗组成，其表达式为

$$P_{Loss_Iron} = k_h f B_{max}^2 + k_e f^2 B_{max}^2 \quad (21)$$

式中： P_{Loss_Iron} 为电机铁耗； f 为电频率； k_e 、 k_h 分别为涡流损耗和磁滞损耗系数； B_{max} 为最大磁通密度。

永磁体涡流损耗可表示为

$$P_{Loss_PM} = \sum \left(\int \frac{|J_n|^2}{2\gamma} dV \right) \quad (22)$$

式中： P_{Loss_PM} 为永磁体涡流损耗； J_n 为涡流密度； γ 为永磁体电导率。

2 混合热网络模型建立

2.1 基本假设

SPMDR-HSEM 结构特殊且复杂，为简化计算，对该电机进行等效热网络分析和计算时，做出如下假设：

- 1) 电机内部各点空气温度相同；
- 2) 忽略电机内部热辐射，仅考虑电机外表面与外部环境之间的热辐射；
- 3) 对电机零部件进行等效处理，将复杂形状零部件等效为规则的四方体或圆柱体进行处理。

2.2 混合热网络模型

基于上述假设，根据 SPMDR-HSEM 结构特点及其传热机理，将电机分为机壳、定转子轭、定转子齿、隔磁磁障、电枢绕组端部和内部、永磁体、气隙、转轴以及端盖等部分。其中，转子齿和电枢绕组端部在周向分布不均匀，因此建立三维等效热网络模型，其余部分建立二维等效热网络模型。转子齿和电枢绕组端部分别考虑径向、轴向以及周向传热，其他部分

仅考虑径向和轴向传热，忽略周向传热。

根据电机永磁体和定子齿结构特点，可将其等效为如图 3 所示的立方体 T 型等效热网络模型，其各等效热阻可表示为：

$$\begin{cases} R_1 = R_2 = \frac{L}{\lambda ab} \\ R_m = -\frac{R_1}{3} = \frac{-L}{3\lambda ab} \end{cases} \quad (23)$$

式中： R_1 、 R_2 为相邻两节点之间的等效热阻； R_m 为附加热阻； L 为沿热流方向的物体厚度； λ 为物体导热系数； a 和 b 分别为热流穿过的物体截面的宽度和长度。

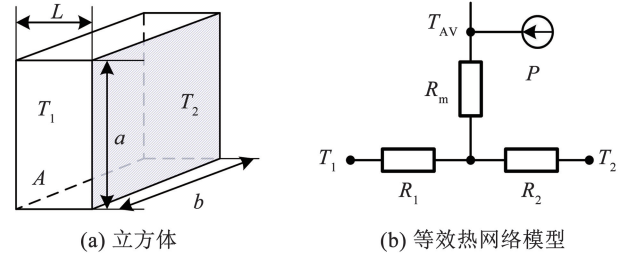


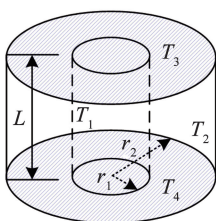
图 3 T 型热网络模型

Fig. 3 T-type thermal network model

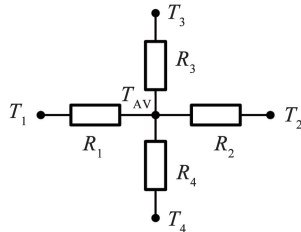
将机壳、端盖、磁障、转轴、定、转子轭以及绕组内部等零件等效为如图 4 所示空心圆筒双 T 型等效热网络模型，其中，定、转子轭以及绕组内部有内热源，将其等效为如图 4(c) 所示有内热源的热网络模型，机壳、端盖、磁障、转轴等效为如图 4(b) 所示无内热源的热网络模型，图 4 中各等效热阻可表示为：

$$\begin{cases} R_1 = -R_2 = \frac{1}{4\pi\lambda_r L} \left[\frac{2r_1^2 \ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)}{r_2^2 - r_1^2} \right] \\ R_{rm} = \frac{-1}{8\pi\lambda_r L (r_2^2 - r_1^2)} \left[\frac{4r_1^2 r_2^2 \ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)}{r_2^2 - r_1^2} \right] \\ R_3 = R_4 = \frac{L}{2\pi\lambda_a (r_2^2 - r_1^2)} \\ R_{am} = \frac{-L}{6\pi\lambda_a (r_2^2 - r_1^2)} \end{cases} \quad (24)$$

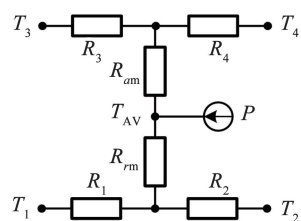
式中： λ_a 和 λ_r 为沿轴向和径向的导热系数； r_1 和 r_2 为空心圆柱体的内外径。



(a) 立方体



(b) 无内热源等效热网络模型



(c) 有内热源等效热网络模型

图 4 双 T 型热网络模型

Fig. 4 Double T-type thermal model

将定子齿及绕组端部零件等效为如图5所示扇形三维等效热网络模型,各等效热阻可表示为:

$$\begin{cases}
 R_{a1} = R_{a2} = \frac{180L}{\alpha P_r \pi \lambda_a (r_2^2 - r_1^2)} \\
 R_{c1} = R_{c2} = \frac{P_r \alpha \pi (r_1 + r_2)}{720 \lambda_c L (r_2 - r_1)} \\
 R_{r1} = \frac{90}{P_r \alpha \pi \lambda_r L} \left[1 - \frac{2r_1^2 \ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)}{r_2^2 - r_1^2} \right] \\
 R_{r2} = \frac{90}{P_r \alpha \pi \lambda_r L} \left[\frac{2r_2^2 \ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)}{r_2^2 - r_1^2} - 1 \right] \\
 R_{rm} = \frac{-45}{P_r \alpha \pi \lambda_r L (r_2^2 - r_1^2)} \left[r_1^2 + r_2^2 - \frac{4r_1^2 r_2^2 \ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)}{r_2^2 - r_1^2} \right] \\
 R_{am} = \frac{-60L}{\alpha P_r \pi \lambda_a (r_2^2 - r_1^2)}
 \end{cases}
 \quad (25)$$

式中: λ_a 、 λ_r 和 λ_c 为沿轴向、径向和周向的导热系数; r_1 和 r_2 为空心扇体的内外径; α 为扇形角度。

基于上述分析,建立如图6(a)所示2D-3D混合热网络模型。根据前述相关公式,计算该混合热网络模型中各部分热阻及热源,对SPMDR-HSEM额定及过载工况下主要零部件温度进行解析计算,其分析结果如图7所示。观察可知,额定工况下,该电机最高温度为66.54℃,其绕组和永磁体最高温度分别为59.34和65.44℃,均远低于永磁体及绝缘材料耐温极限,可保证电机安全可靠运行。然而,过载工况下,电机最高温度为168.68℃,其绕组最高温度高达163.94℃,超出绝缘材料耐温极限(120℃),会导致绝缘失效现象发生。此外,电机永磁体最高温度可达155.38℃,接近永磁体耐温极限(180℃),长期运行可能导致永磁体热退磁现象发生,影响电机安全运行。因此,需设计合理的冷却结构,提高电机散热能力,抑制电机温升。

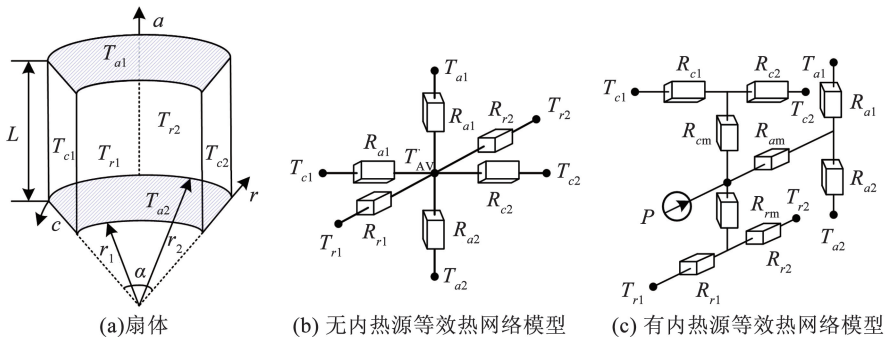


图5 扇体三维热网络模型
Fig. 5 Fanning 3D thermal model

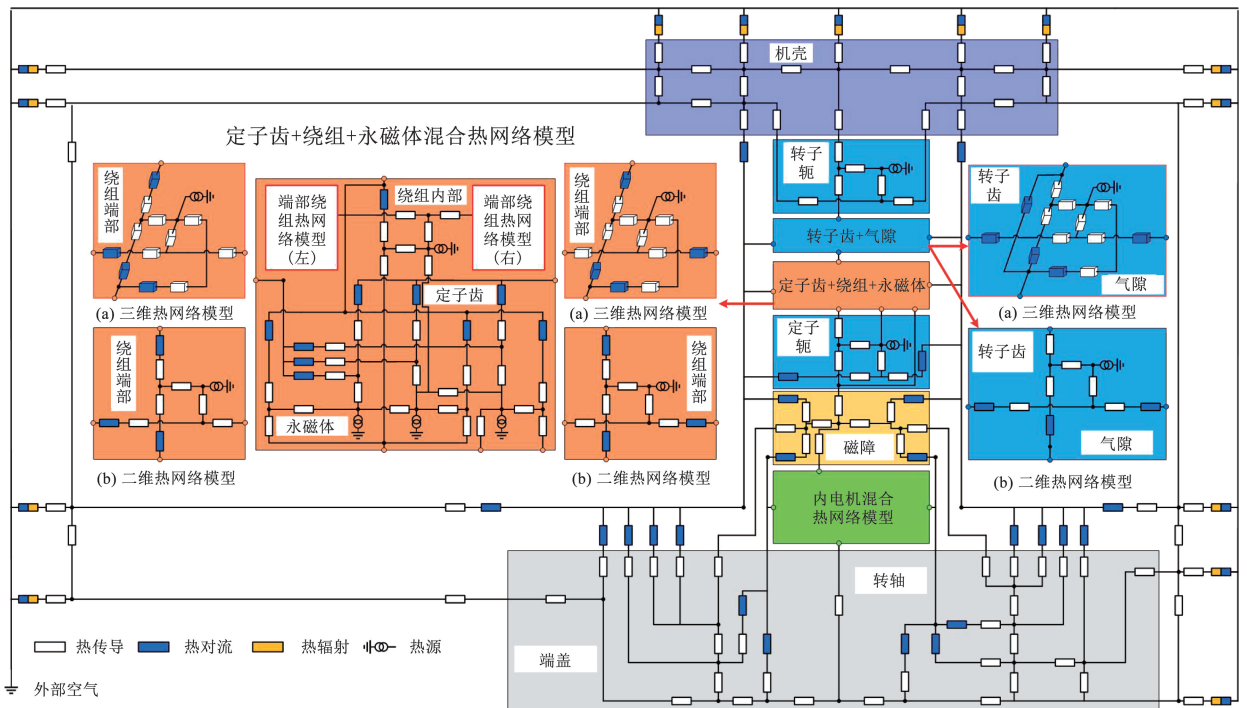


图6 SPMDR-HSEM热网络模型

Fig. 6 The thermal network model of the SPMDR-HSEM

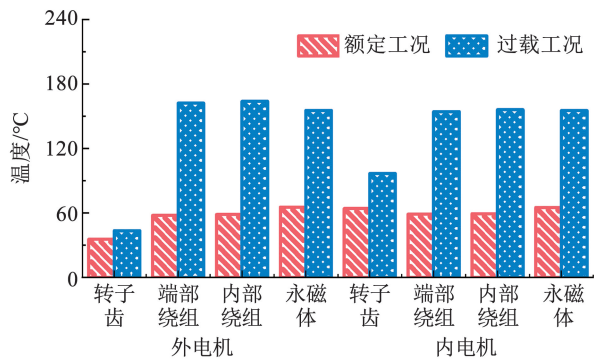


图 7 额定及过载工况下 SPMDR-HSEM 电机主要零部件温度
Fig. 7 The temperature of the main elements of the SPMDR-HSEM at rated and overload conditions

2.3 有限元验证

为验证所建立混合热网络模型的准确性及优越性,分别采用传统二维热网络法及有限元法对 SPMDR-HSEM 额定工况下主要零部件温度进行计算,并将其计算结果与所提出的 HTNM 结果进行比较分析。电机主要零部件温升有限元仿真结果如图 8 所示,其仿真结果与二维热网络法及 HTNM 结果之间的误差对比分析如图 9 所示。由图 9 可以看出,所提出的 HTNM 在内、外转子齿部及内、外绕组端部的计算结果与有限元仿真结果吻合度更高,而传统二维热网络法计算误差较大。其计算结果最大相对误差为 8.99% (出现在内转子齿部),而所提出的 HTNM 最大误差为 1.87% (出现在外绕组端部),计算精度显著提高。这是因为二维热网络法忽略了绕组端部/转子齿与气隙之间的周向传热,从而忽略了绕组间隙/转子槽的影响,导致绕组端部/转子齿和气隙之间的热阻误差较大。HTNM 考虑了绕组端部/转子齿和气隙的三维传热,比二维热网络法更接近实际分布,因此具有更高的精度。表 2 对比分析了 3 种方法的温升计算时间,可以看出,与二维热网络法相比,HTNM 具有更高的精度和相当的计算速度。与有限元法相比,HTNM 具有更高的计算速度和相当的计算精度。综上可以认为,HTNM 具有较高的计算速度和计算精度,能够快速且准确地计算 SPMDR-HSEM 温升。

2.4 实验验证

为验证有限元分析及所提出的 HTNM 的准确性,根据表 1 所示电机主要参数,加工制造 SPMDR-HSEM 实验样机 (图 10),搭建实验测试平台 (图 11),对自然冷却工况下电机主要零部件温升进行实验测试。该样机实验测试平台采用电涡流制动器作为模拟负载。PT100 温度传感器安装于该电机永磁体表面、绕组内部及端部,用于测量永磁体及定子绕组温升。

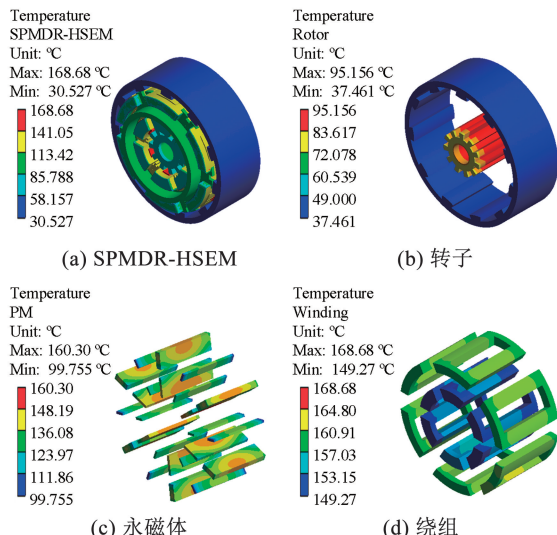


图 8 额定工况下 SPMDR-HSEM 电机主要零部件温度
Fig. 8 The temperature of the main elements of the SPMDR-HSEM at rated condition

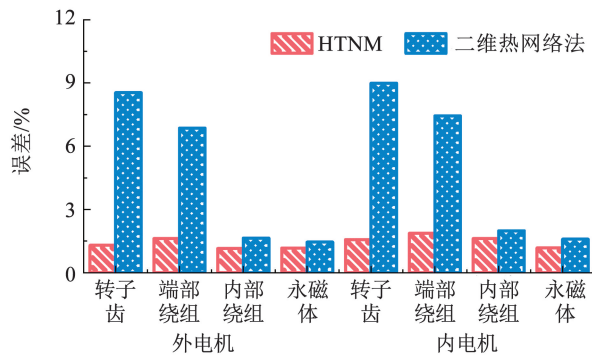


图 9 HTNM 和二维热网络法与有限元法误差
Fig. 9 The errors of the between the FEM and the HTNM or the 2D thermal network method

表 2 计算时间对比

计算方法	计算资源	计算时间/s
HTNM	12th Gen Intel (R)	27
二维热网络法	Core (TM) i7-12700F	31
有限元法	2.10 GHz	4 320



图 10 SPMDR-HSEM 实验样机

Fig. 10 Prototype of the SPMDR-HSEM

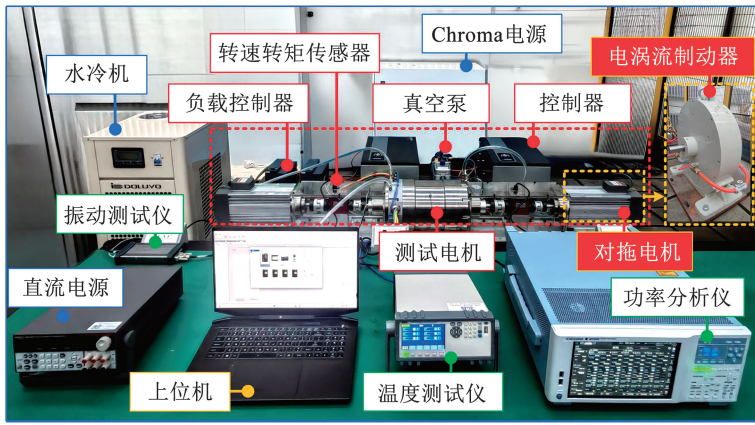


图 11 测试平台

Fig. 11 Test platform

当内、外绕组均通入 60 A 工作电流时,对电机各主要部件进行了温升实验,并将其结果与有限元仿真和 HTNM 计算结果进行了对比分析,结果如图 12 所示。由图 12 可见,实验测试结果与有限元仿真及 HTNM 计算结果吻合良好,其最大误差分别为 6.12% 和 4.88%,验证了本文所采用有限元方法的可靠性,以及所提出的 HTNM 模型的准确性。

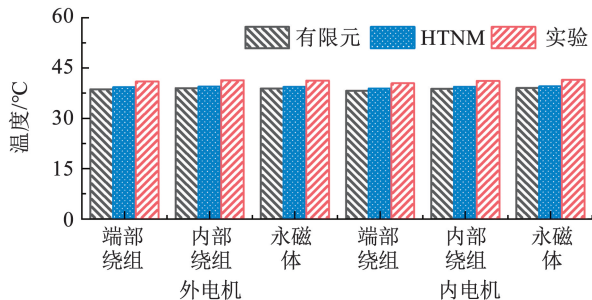


图 12 SPMDR-HSEM 电机主要零部件温升测试结果

Fig. 12 The temperature rises test results of the main elements of the SPMDR-HSEM

3 冷却结构设计

为防止 SPMDR-HSEM 过载工况下绕组绝缘失效及永磁体不可逆热退磁现象发生,根据该电机结构特点,本文提出一种新型 IS-MIC 结构对其进行冷却,以提高电机散热能力。

3.1 冷却结构

本文所提出的 IS-MIC 结构如图 13 所示,该一体化结构在采用槽内冷却方式对电机绕组进行冷却的基础上,通过在隔磁磁障中注入冷却液,形成隔磁-冷却桥,使其在保持隔磁效果的同时,对电机定子进行冷却,提高电机散热能力。

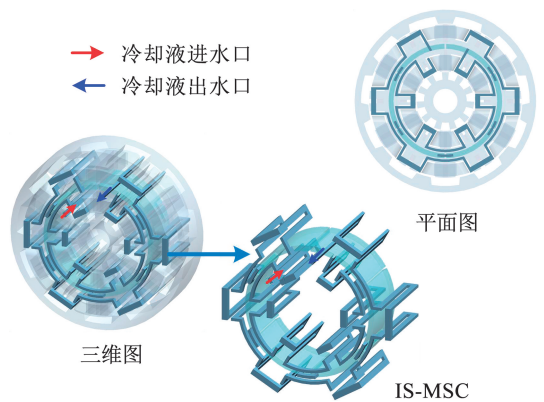


图 13 IS-MIC 结构示意图

Fig. 13 The structure of the IS-MIC

3.2 冷却液流速选择

采用 IS-MIC 对 SPMDR-HSEM 进行冷却时,冷却液从冷却管道进水口流入,流经冷却管道后从出水口流出。电机运行稳定后,假设损耗产生的热量全部由冷却液带走,冷却液流量可表示为

$$Q_0 = \frac{60kP_{Loss}}{c_p \rho \Delta T} \quad (26)$$

式中: Q_0 为冷却液流量; P_{Loss} 为电机总损耗; c_p 为冷却液比热容; ρ 为冷却液密度; ΔT 为 IS-MIC 进出口温差。

水道截面积 A 为

$$A = \frac{Q_0}{v} \quad (27)$$

式中 v 为冷却液流速。

由式(26)和(27)可知,冷却液入水口流速对 IS-MIC 冷却效果具有较大的影响,因此,选择合适的入水口流速可有效增强 IS-MIC 冷却效果,提高电机散热能力。图 14 给出了不同入水口流速对电机绕组及永磁体温升的影响,可以看出,随着入水口流速增加,电机绕组及永磁体温度持续下降,IS-MIC 冷却效果增强。当流速从 0.1 m/s 增加到 0.5 m/s

时,绕组和永磁体最高温度分别由 105.18 和 103.66 °C 下降到 73.86 和 77.10 °C,其温度随流速的增加急剧减小。然而,当流速从 0.5 m/s 增加到 1.2 m/s 时,绕组及永磁体温升变化逐渐趋于平缓。

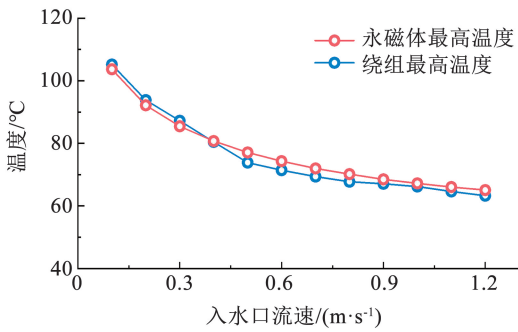


图 14 流速对电机温升的影响

Fig. 14 Effect of flow velocities on temperature rises

图 15 给出了 IS-MIC 进出水口压力随冷却液入水口流速的变化,可以看到,入水口流速越大,进出口压降增长的越快,需要水泵的功率越大,入水口流速小于 0.5 m/s 时,进出口压降缓慢增加,当入水口流速增加到 0.5 m/s 时,进出口压降开始显著增加。

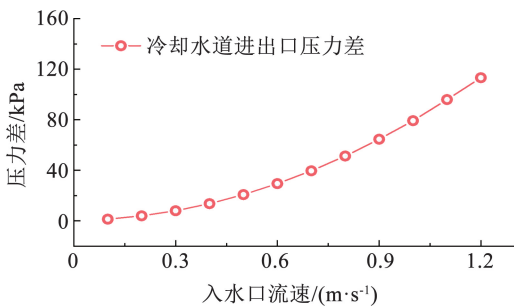


图 15 流速对 IS-MIC 进出口压降的影响

Fig. 15 Effect of flow velocities on inlet and outlet pressure drops of IS-MIC

综上所述,随着冷却液入水口流速增加,电机绕组及永磁体温升变化逐渐趋于平缓,电机温度下降逐渐进入饱和区,且随着入水口流速增加,IS-MIC 进出口压降迅速增大。因此,综合考虑电机温升及进出口压降,选择冷却液入水口流速为 0.5 m/s。

3.3 冷却效果分析

过载工况下采用 IS-MIC 冷却的 SPMDR-HSEM,主要零部件温升如图 16 所示,可以看到,采用 IS-MIC 冷却后,电机主要零部件温升显著下降。电机最高温度由初始的 168.68 °C 下降为 77.10 °C。永磁体和绕组最高温度分别下降为 77.10 和 73.68 °C,远低于材料耐温极限,冷却效果良好,验证了本文所提出的冷却系统的合理性及有效性。

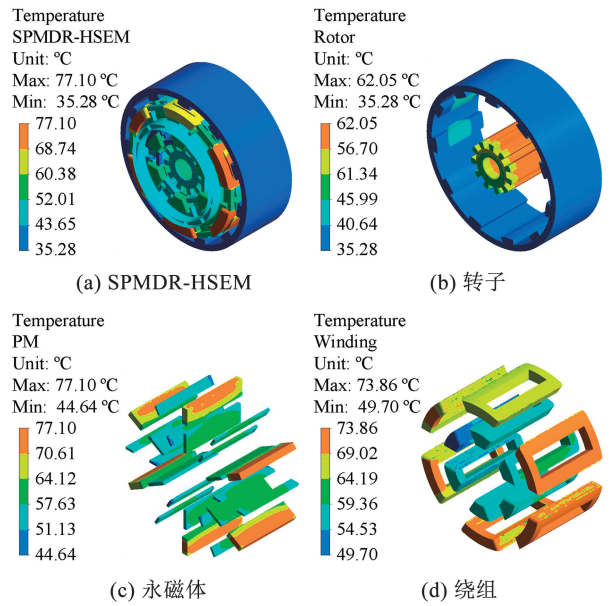


图 16 过载工况下 SPMDR-HSEM 电机主要零部件温度
Fig. 16 The temperature of the main elements of the SPMDR-HSEM at overload condition

3.4 隔磁能力验证

采用 IS-MIC 冷却的 SPMDR-HSEM 气隙磁密如图 17 所示。由图 17 可知,当外单元电机单独作用时,其磁力线主要集中在外电机气隙处,其内、外电机气隙磁密幅值分别为 0.02 和 0.79 T,内电机气隙磁密仅为外电机的 2.53%。当内电机单独作用时,其磁力线主要集中在内电机气隙处,外电机气隙磁密幅值仅为内电机的 2.04%。因此,表明 IS-MIC 在兼顾冷却效果的同时具有较好的隔磁能力。

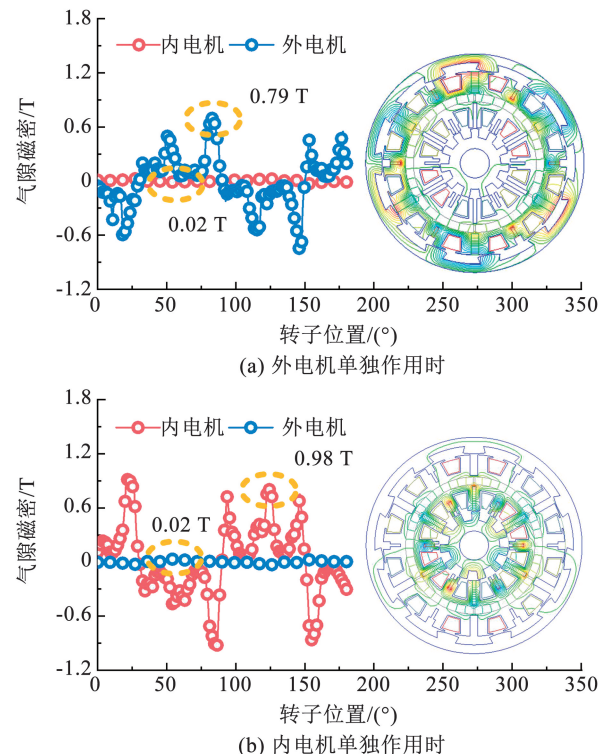


图 17 SPMDR-HSEM 电机气隙磁密

Fig. 17 The air gap density of SPMDR-HSEM

4 结 论

本文提出了一种 HNTM 及新型 IS-MIC 对 SPMDR-HSEM 进行温度场分析及冷却,并通过有限元法验证了本文所提出的 HNTM 的准确性及 IS-MIC 的有效性。主要结论如下。

1) HNTM 的温度场分析结果与有限元结果最大误差为 1.87%,在误差允许范围之内,验证了本文所提出的 HNTM 的准确性。

2) 通过采用 IS-MIC,过载工况下,SPMDR-HSEM 温升显著降低,且其最高温升远低于永磁体及绝缘材料耐温极限,验证了 IS-MIC 的有效性。

3) IS-MIC 在兼顾冷却效果的同时具有较好的隔磁性能,验证了所设计的 IS-MIC 的合理性。

参 考 文 献

- [1]王道涵,王秀和. 新型永磁型磁通切换型磁阻电机齿槽转矩机理分析和解析分析模型[J]. 电工技术学报, 2015, 30(10): 77
WANG Daohan, WANG Xiuhé. Preliminary study for mechanisms and analytical model of cogging torque in novel permanent magnet flux switching machine [J]. Transaction of China Electrotechnical Society, 2015, 30(10): 77. DOI: 0.3969/j.issn.1000-6753.2015.10.012
- [2]刘畅,朱孝勇,杜怿,等. 基于电-热双向耦合的磁场调制型磁通切换电机设计与性能分析[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(21): 6237
LIU Chang, ZHU Xiaoyong, DU Yi, et al. Design and performance analysis of magnetic field modulated flux-switching permanent magnet machine based on electrical-thermal bi-directional coupling design method [J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(21): 6237. DOI: 10.13334/j.0258-8013.pcsee.171126
- [3]SU Peng, WANG Yiwei, LI Yi, et al. Cogging torque reduction of axial-modular flux switching permanent magnet machine by module combination technique [J]. IEEE Transactions on Transportation Electrification, 2024, 10(1): 1947. DOI: 10.1109/TTE.2023.3262845
- [4]WANG Peixin, HUA Wei, ZHANG Gan, et al. Torque ripple suppression of flux-switching permanent magnet machine based on general air-gap field modulation theory [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 69(12): 12379. DOI: 10.1109/TIE.2021.3137617
- [5]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(9): 7669
SU Peng, XIA Yujia, HUA Wei, et al. Design and characteristics analysis of a modular elementary flux switching permanent magnet machine [J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(9): 7669. DOI: 10.13334/j.0258-8013.pcsee.221680
- [6]YAN Zuoguang, WU Shaopeng, HUANG Mengting, et al. A stator-PM counter-rotating dual-rotor high-speed electrical machine for flywheel energy storage system [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2026, 73(3): 4506. DOI: 10.1109/TIE.2025.3613633
- [7]王晓远,高鹏. 等效热网络法和有限元法在轮毂电机温度场计算中的应用[J]. 电工技术学报, 2016, 31(16): 26
WANG Xiaoyuan, GAO Peng. Application of equivalent thermal network method and finite element method in temperature calculation of in-wheel motor [J]. Transaction of China Electrotechnical Society, 2016, 31(16): 26. DOI: 0.3969/j.issn.1000-6753.2016.16.004
- [8]张健,朱锡庆,张卓然,等. 电励磁双凸极无刷直流发电机热网络建模与热特性研究[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(1): 318
ZHANG Jian, ZHU Xiqing, ZHANG Zuoran, et al. Thermal network modeling and thermal characteristics analysis of doubly salient brushless DC generator with stator field winding [J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(1): 318. DOI: 10.13334/j.0258-8013.pcsee.212513
- [9]王玉彬,林洋. 基于电磁热双向耦合的内置式永磁同步电机温度场等效模型及温度场分析[J]. 电工技术学报, 2025, 40(22): 7127
WANG Yubin, LIN Yang. Equivalent model of temperature field and temperature field analysis of interior permanent magnet synchronous motor based on electromagnetic-thermal bidirectional coupling [J]. Transaction of China Electrotechnical Society, 2025, 40(22): 7127. DOI: 10.19595/j.cnki.1000-6753.tces.241947
- [10]陈益广,郑军,魏娟,等. 舵机用永磁同步电机的设计与温度场分析[J]. 电工技术学报, 2015, 30(14): 94
CHEN Yiguang, ZHENG Jun, WEI Juan, et al. Design of PMSM for actuator and its temperature field analysis [J]. Transaction of China Electrotechnical Society, 2015, 30(14): 94. DOI: 10.3969/j.issn.1000-6753.2015.14.013
- [11]王小飞,代颖,罗建. 基于流固耦合的车用永磁同步电机水道设计与温度场分析[J]. 电工技术学报, 2019, 34(z1): 22
WANG Xiaofei, DAI Ying, LUO Jian. Waterway design and temperature field analysis of vehicle permanent magnet synchronous motor based on fluid-solid coupling [J]. Transaction of China Electrotechnical Society, 2019, 34(z1): 22. DOI: 10.19595/j.cnki.1000-6753.tces.L80816
- [12]SHAFIGN Nategh, OSKAR Wallmark, MATS Leksell. Thermal analysis of a PMSRM using partial FEA and lumped parameter modeling [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(2): 477. DOI: 10.1109/TEC.2012.2188295
- [13]李立毅,潘东华,黄旭珍. 超精密短行程直线电机温度场分析及温升抑制[J]. 电工技术学报, 2013, 28(11): 112
LI Liyi, PAN Donghua, HUANG Xuzhen. Temperature field analysis and temperature rise suppression of ultra-precision short-stroke linear motor [J]. Transaction of China Electrotechnical Society, 2013, 28(11): 112. DOI: 10.3969/j.issn.1000-6753.2013.11.015
- [14]陈晨,王又珑. 基于效率及温升的轴向磁通永磁电机优化设计[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(6): 1686
CHEN Chen, WANG Youlong. Optimal design of axial-flux permanent magnet motors based on the efficiency and temperature rise [J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(6): 1686. DOI: 10.13334/j.0258-8013.pcsee.2016.06.025
- [15]WALLSCHEID O, BOCKER J. Global identification of a low-order lumped-parameter thermal network for permanent magnet synchronous motors [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2016, 31(1): 354. DOI: 10.1109/TEC.2015.2473673
- [16]DEMETRIADES G D, DELA PARRA H Z, ANDERSSON E, et al. A real-time thermal model of a permanent-magnet synchronous

- motor[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2010, 25(2): 463. DOI: 10.1109/TPEL.2009.2027905
- [17] MO Lihong, ZHANG Tao, LU Qing. Thermal analysis of a flux-switching permanent-magnet double-rotor machine with a 3-D thermal network model [J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2019, 29(2): 1. DOI: 10.1109/TASC.2019.2892307
- [18] RAN Xiaohe, SHANG Jing, ZHAO Meng, et al. Improved configuration proposal for axial reluctance resolver using 3-D magnetic equivalent circuit model and winding function approach [J]. IEEE Transactions on Transportation Electrification, 2023, 9(1): 311. DOI: 10.1109/TTE.2022.3199538
- [19] 佟文明, 孙静阳, 舒圣浪, 等. 不同数值方法在自扇冷永磁同步电机三维热分析中的应用[J]. 电工技术学报, 2017, 32(z1): 151
TONG Wenming, SUN Jingyang, SHU Shenglang, et al. Application of different numerical methods in 3D thermal analysis for fan-ventilated permanent magnet synchronous machines [J]. Transaction of China Electrotechnical Society, 2017, 32(z1): 151. DOI: 10.19595/j.cnki.1000-6753.tces.L70769
- [20] 宋守许, 胡孟成, 杜毅, 等. 混合定子铁心再制造电机三维温度场分析[J]. 电机与控制学报, 2020, 24(6): 33
SONG Souxu, HU Mengcheng, DU Yi, et al. Temperature field investigation of remanufacturing motor with mixed stator core[J]. Electric Machines and Control, 2020, 24(6): 33. DOI: 10.15938/j.emc.2020.06.005
- [21] 贺景运, 边旭, 梁艳萍. 空冷水轮发电机定子冷却结构设计与分析[J]. 西安交通大学学报, 2019, 53(12): 111
HE Jingyun, BIAN Xu, LIANG Yanping. Design and analysis for stator cooling structure of air-cooled hydrogenator [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2019, 53(12): 111. DOI: 10.7652/xjtub201912015
- [22] 吴柏禧, 万珍平, 张昆, 等. 考虑温度场和流场的永磁同步电机折返型冷却水道设计[J]. 电工技术学报, 2019, 34(11): 2306
WU Baixi, WAN Zhenping, ZHANG Kun, et al. Design of reentrant cooling channel in permanent magnet synchronous motor considering temperature field and flow field [J]. Transaction of China Electrotechnical Society, 2019, 34(11): 2306. DOI: 10.19595/j.cnki.1000-6753.tces.171483
- [23] 佟文明, 孙静阳, 吴胜男. 全封闭高速永磁电机转子结构对转子散热的影响[J]. 电工技术学报, 2017, 32(22): 91
TONG Wenming, SUN Jingyang, WU Shengnan. Effect of rotor structure on rotor dissipation for totally-enclosed high-speed permanent magnet motor [J]. Transaction of China Electrotechnical Society, 2017, 32(22): 91. DOI: 10.19595/j.cnki.1000-6753.tces.L70519
- [24] FAN Xinggong, QU Ronghai, ZHANG Bin, et al. Ventilation and thermal improvement of radial forced air-cooled FSCW permanent magnet synchronous wind generator [C]//2015 18th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS). Pattaya, Thailand; IEEE, 2016: 1241. DOI: 10.1109/ICEMS.2015.7385229
- [25] VANSOMPEL H, LEIJNEN P, SERGEANT P. Multiphysics analysis of a stator construction method in yokeless and segmented armature axial flux PM machines [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2019, 34(1): 139. DOI: 10.1109/TEC.2018.2862622
- [26] 朱高嘉, 王晓远, 杜静娟. 应用 CFD 流固耦合热分析车用高功率密度电机的水冷系统[J]. 电工技术学报, 2015, 30(9): 30
ZHU Gaojia, WANG Xiaoyuan, DU Jingjuan. Design and analysis of water-cooling system for HEVs high-power-density motor using CFD and thermal technology [J]. Transaction of China Electrotechnical Society, 2015, 30(9): 30. DOI: 10.3969/j.issn.1000-6753.2015.09.004
- [27] WANG Yu, ZHU Ting, GENG Weiwei, et al. Cooling system analysis of an enclosed yokeless stator for high-power axial flux PM motor with distributed winding [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2024, 71(3): 2789. DOI: 10.1109/TIE.2023.3270540
- [28] 武岳, 张志锋, 平佳齐. 高功率密度轴向磁通永磁电机新型水冷结构设计与温度场分析[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(24): 8295
WU Yue, ZHANG Zhifeng, PING Jiaqi. New type water cooling structure design and temperature field analysis of high-power density axial flux permanent magnet motor [J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(24): 8295. DOI: 10.13334/j.0258-8013.pcsee.211291
- [29] WU Shengnan, HAO Daquan, TONG Wenming. Cooling system design and thermal analysis of modular stator hybrid excitation synchronous motor [J]. Cooling System Design and Thermal Analysis of Modular Stator Hybrid Excitation Synchronous Motor, 2022, 6(3): 241. DOI: 10.30941/CESTEMS.2022.00034

(编辑 吕雪梅)