DOI:10.12177/emca.2024.057 文章编号:1673-6540(2024)07-0064-10 中图分类号:TM 352 文献标志码:A

真空干泵用永磁-磁阻复合式同步电机设计与分析

王博文[1], 安 辉[1], 陆艳君[2], 田玉宝[1], 邓文宇[3], 齐丽君[3*], 安跃军[1]
(1.沈阳工业大学 电气工程学院,辽宁 沈阳 110870;
2.沈阳芯源微电子设备股份有限公司,辽宁 沈阳 110169;
3.沈阳中北通磁科技股份有限公司,辽宁 沈阳 110179)

Design and Analysis of Permanent Magnet-Reluctance Composite Synchronous Motor for Vacuum Dry Pumps

WANG Bowen[1], AN Hui[1], LU Yanjun[2], TIAN Yubao[1], DENG Wenyu[3],
QI Lijun[3*], AN Yuejun[1]
(1. School of Electrical Engineering, Shenyang University of Technology, Shenyang 110870, China;
2. KINGSEMI Co., Ltd., Shenyang 110169, China;
3. Shenyang General Magnetic Co., Ltd., Shenyang 110179, China)

Abstract: Aiming at the problem of difficult rotor heat dissipation in vacuum environment for drive motors for vacuum dry pumps, a hybrid excitation permanent magnet-reluctance composite synchronous motor is designed. The motor rotor permanent magnet excitation structure consists of two types of magnets, NdFeB and ferrite, aiming to change the arrangement of permanent magnets to reduce the loss of the motor. Firstly, the topology of the motor rotor is constructed, and two schemes are designed to study the influence of the arrangement of permanent magnets on the performance of the motor. Secondly, the effect of the rotor parameters on the no-load back electromotive force and electromagnetic torque of the motor is analyzed and the size of the motor rotor is adjusted. Thirdly, the losses of the two schemes are compared, and a low-loss motor scheme is selected. Finally, the temperature field analysis of the target motor is carried out by finite element calculation, and the results show that the motor temperature distribution of the designed scheme is reasonable, so the motor efficiency can be effectively improved by changing the arrangement of the permanent magnets, reducing the motor loss and ensuring the stable operation of the motor.

Key words: permanent magnet-reluctance composite synchronous motor; hybrid excitation; temperature field; vacuum dry pump

摘 要:针对真空干泵用驱动电机在真空环境中转子散热难的问题,设计了一种混合励磁永磁-磁阻复合式同步电机。该电机转子永磁体励磁结构由钕铁硼与铁氧体两种磁体组成,旨在改变永磁体的排布方式,降低电机的损耗。首先,构建电机转子的拓扑结构,并设计两种方案来研究永磁体的排列方式对电机性能的影响;其次,分析转子参数对电机空载反电动势和电磁转矩的影响,并对电机转子的尺寸进行调整;然后,对比两种方案的损耗大小,选择损耗更低的电机方案;最后,通过有限元计算对目标电机进行了温度场分析,结果表明,所设计方案的电机温度分布合理,因此通过改变永磁体的排布方式能有效提升电机效率,降低电机损耗,确保电机稳定运行。

关键词:永磁-磁阻复合式同步电机;混合励磁;温度场;真空干泵

0 引言

随着我国工业的发展,真空泵逐渐走进农药、食品真空设备等工业领域。更多的工业工艺离不开真空泵所创造的真空环境[1-3]。真空干泵作为关键工艺设备受到了重点关注,迎来了新的发展。

基金项目:辽宁省“揭榜挂帅”科技计划项目(2023JH1/11100010)

Liaoning Province *Open Bidding for Selecting the Best Candidates* Science and Technology Program Project (2023JH1/11100010)

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

但真空干泵用驱动电机在真空环境中散热困难、关键性技术的提升等问题亟待解决[4]。

目前，节能、高功率密度且高效率的真空泵用驱动电机已成为研究发展的主要方向[5]。我国科研人员对真空泵用驱动电机的种类进行了研发[6]。文献[7]采用表贴式永磁同步电机作为真空泵用驱动电机，运用有限元软件仿真分析了护套材质对电机损耗和温度场的影响，结果表明采用 SUS304 护套的电机损耗最小，电机各部分温升较低。文献[8]采用磁通切换电机与传统转子结构的电机进行温度场仿真结果对比，结果表明相较于传统转子结构的电机，同功率等级下，磁通切换电机的转子结构最高温度降低了 17.16 ℃。文献[9]用铁氧体作为永磁辅助式同步磁阻电机的永磁材料，电机效率达到 80%、功率因数达到 0.78、电机温升为 52.5 K，符合设计要求。

上述研究对真空工作环境下不同类型电机的损耗与温度场分别进行了大量对比分析。本文根据电机技术要求搭建了永磁-磁阻复合式同步电机的模型，电机转子采用两种永磁体进行励磁。首先，构建电机转子的拓扑结构，并设计两种方案来研究永磁体的排列方式对电机性能的影响；其次，利用有限元软件对电机的空载反电动势、平均转矩以及损耗进行仿真；然后，比较两种电机设计方案下的损耗大小，并选择损耗更低的电机方案作为研究对象；最后，根据电机各部分的损耗进行温度场仿真。

1 电机拓扑结构及方案设计

本文设计的电机为 36 槽 6 极混合励磁永磁-磁阻复合式同步电机（Permanent Magnet-Reluctance Composite Synchronous Motor，PMRCSM），在转子拓扑结构不变的前提下，通过改变永磁体的布置方式，设计了两种方案，如图 1 所示。

方案一中，S 极第一、二层永磁体均采用 NdFeB35，N 极第一层采用 Y30，第二层采用 NdFeB35；方案二中，S 极永磁体分布与方案一相同，但 N 极第一层采用 Y30，第二层两侧采用 Y30，第二层中间采用 NdFeB35。

本文设计的电机技术要求如表 1 所示。

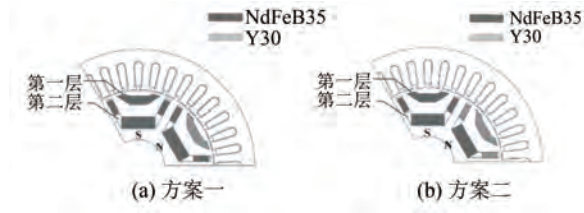


图 1 两种方案的永磁体布置方式

Fig. 1 Arrangement of permanent magnets for the two schemes

表 1 电机的技术要求

Tab. 1 The technical requirements of motor

参数名称	参数值
额定功率/kW	11
额定电压/V	200
额定转矩/(N·m)	18
额定转速/(r·min^{-1})	6 000
效率/%	≥94.5
功率因数	>0.95
屏蔽方式	定子浇灌环氧树脂
绝缘等级	F
冷却方式	水冷
极对数	3

2 转子设计与分析

2.1 两种方案的性能初步对比

为了进一步对比两种方案下的电机性能，利用有限元软件进行仿真。图 2 为两种方案的电磁转矩波形对比，转矩的大小代表电机的输出能力。由图 2 可知，方案一的平均转矩为 17.45 N·m，方案二的平均转矩为 17.13 N·m，差值 ΔT = 0.32 N·m。

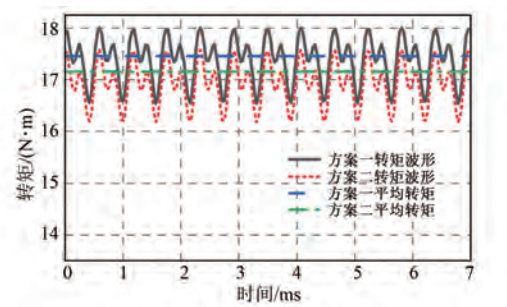


图 2 两种方案的电磁转矩波形对比

Fig. 2 Comparison of electromagnetic torque waveforms of the two schemes

图 3 为两种方案的空载反电动势对比。由图 3 可知，方案一的空载反电动势有效值 E_{rm1} = 179.4 V，方案二的空载反电动势有效值 E_{rm2} =

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

172.4 V,差值 ΔE_{rm}=7 V。

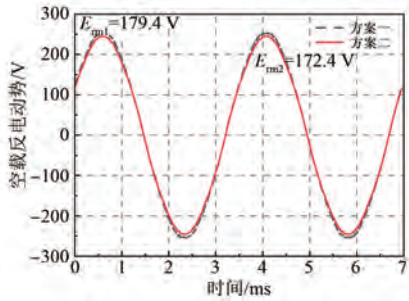


图 3 两种方案的空载反电动势对比

Fig. 3 Comparison of no-load back electromotive force for the two schemes

2.2 转子参数选择与性能分析

由于两种方案的转子结构相同,本文仅画出方案二的转子结构参数示意图,如图 4 所示。以方案二的转子结构设置相关参数,利用有限元软件进行参数化仿真[10]。本文选取了磁桥宽度 R_b、第一层永磁体厚度 H_{thick1}、第二层永磁体长度 $L_{lengrh2}$ 以及永磁体跨度 D_{deg} 四个参数进行参数化建模。

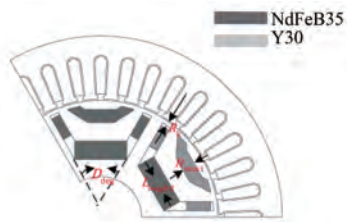


图 4 转子结构参数示意图

Fig. 4 Schematic diagram of rotor structure parameters

2.2.1 磁桥宽度 R_b

考虑到转子冲片的机械性,本文设计的磁桥长度 R_b 为 1.5 mm~2.0 mm,步长设为 0.1 mm。图 5 为两方案的电机空载反电动势随 R_b 的变化关系[11]。由图 5 可知,两种方案的空载反电动势均随着 R_b 增加而逐渐降低,当 R_b=1.5 mm 时,两方案的空载反电动势均达到最大值,分别为 191 V 和 183.5 V;当 R_b=2.0 mm 时,两方案的空载反电动势均达到最小值,分别为 173.9 V 和 168.4 V。

图 6 为两方案的电磁转矩随 R_b 的变化关系。由图 6 可知,两方案的电磁转矩与 R_b 近似呈线性关系,随着 R_b 的增加,转矩逐渐降低,当 R_b=1.5 mm 时,两方案的电磁转矩均达到最大值,分别为 18.24 N·m 和 17.78 N·m。因此,取 R_b=1.5 mm。

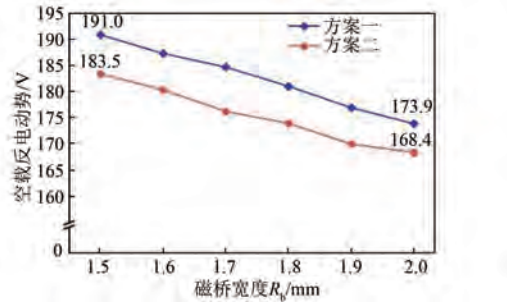


图 5 空载反电动势随 R_b 的变化关系

Fig. 5 Variation of no-load back electromotive force with R_b

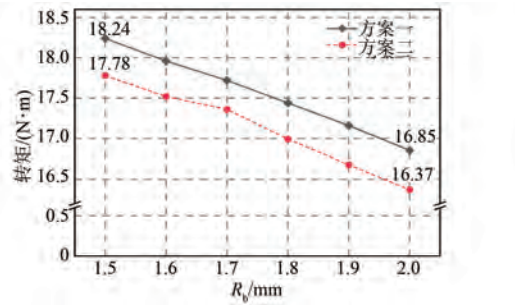


图 6 电磁转矩随 R_b 的变化情况

Fig. 6 Variation of electromagnetic torque with R_b

2.2.2 第一层永磁体厚度 H_{thick1}

在保证第一层永磁体两侧的其他参数不变的情况下,本文选定第一层永磁体厚度 H_{thick1} 作为变量,研究其对电机性能的影响。H_{thick1} 不宜过小,过小会因转子嵌入的永磁体过薄,当真空泵工作一段时间后,泵体内温度升高,永磁体易发生退磁,降低电机的使用寿命。综合考虑,H_{thick1} 的范围为 3.0 mm~5.5 mm,步长设为 0.5 mm[12]。

图 7 为两方案的电机空载反电动势随 H_{thick1} 的变化关系。由图 7 可知,随着 H_{thick1} 的增加,磁路中的磁链增加,因此两方案的空载反电动势均增加,与方案二相比,方案一的空载反电动势性能更好。当 H_{thick1}=5.5 mm 时,两方案的空载反电动势均达到最大值,分别为 178.3 V 和 172.4 V,方案一比方案二高 3.31%。

图 8 为两方案的电磁转矩随 H_{thick1} 的变化关系。当 H_{thick1}=5.5 mm 时,两方案的电磁转矩均达到最大值,分别为 17.38 N·m 和17.14 N·m;在 H_{thick1}=3.0 mm 时,两方案的电磁转矩均达到最小

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

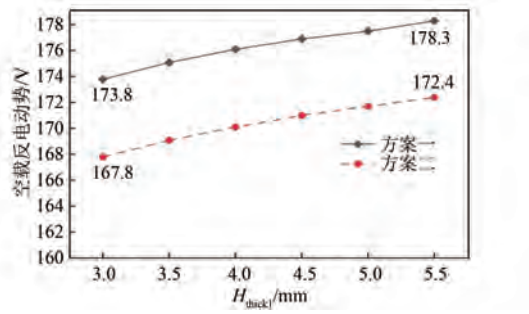


图 7　空载反电动势随 H_{thick1} 变化关系

Fig. 7　Variation of no-load back electromotive force with H_{thick1}

值，分别为 16.86 N·m 和16.34 N·m。因此，取 $H_{thick1}=5.5$ mm。

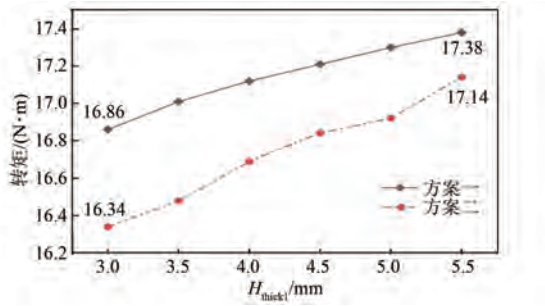


图 8　电磁转矩随 $H_{thick\,1}$ 的变化关系

Fig. 8　Variation of electromagnetic torque with H_{thick1}

2.2.3　*第二层永磁体长度 $L_{lengrh2}$*

根据电机设计的实际情况，由于近转轴侧磁障最大长度为 20 mm，因此 $L_{length2}$ 长度不能超过 20 mm，当 $L_{length2}$ 取值过小时，电磁性能不能得到满足。最终取 $L_{length2}$ 的范围为 10 mm～20 mm，步长设为 2 mm。图 9 为两方案的空载反电动势随 $L_{length2}$ 的变化关系。由图 9 可知，随着 $L_{length2}$ 增加，永磁体的用量也在增加，通过铁心的磁链数量也在增加，因此两方案的空载反电动势均增加。综合考虑，当 $L_{length2}$ 取 18 mm～20 mm 时，两方案均合理。

图 10 为两方案的电磁转矩随 $L_{length2}$ 的变化关系。由图 10 可知，两方案的电磁转矩均随着 $L_{length2}$ 的增加而增加，且方案一的电磁转矩大于方案二。当 $L_{length2}=20$ mm 时两方案的电磁转矩均达到最大值，分别为 17.38 N·m 和16.92 N·m。因此，取 $L_{length2}=20$ mm。

2.2.4　*永磁体跨度 D_{deg}*

永磁体跨度 D_{deg} 的大小会影响永磁体的励磁

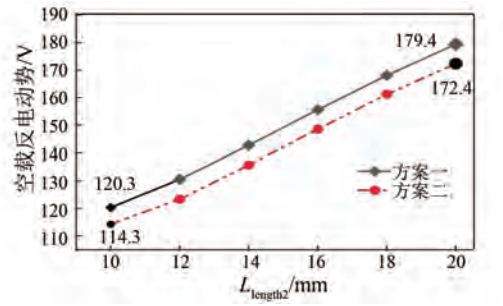


图 9　空载反电动势随 $L_{length2}$ 的变化关系

Fig. 9　Variation of no-load back electromotive force with $L_{length2}$

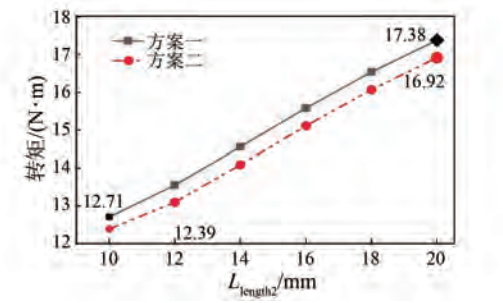


图 10　电磁转矩随 $L_{length2}$ 的变化关系

Fig. 10　Variation of electromagnetic torque with $L_{length2}$

磁势的分布范围。D_{deg} 过大会使两极间转子肋部间距变小，转子冲片机械性能变差，嵌入永磁体时，冲片易损坏，增大安装工艺难度[13]；D_{deg} 过小两磁极之间的磁障间隔宽度过大，磁路变长，损耗增加。综合考虑 D_{deg} 取 56°～64°，设步长为 2°。图 11 为两方案的空载反电动势随 D_{deg} 的变化关系。由图 11 可知，当 $D_{deg}=64°$时两方案的空载反电动均达到最大值，分别为 182.7 V 和 174.7 V。

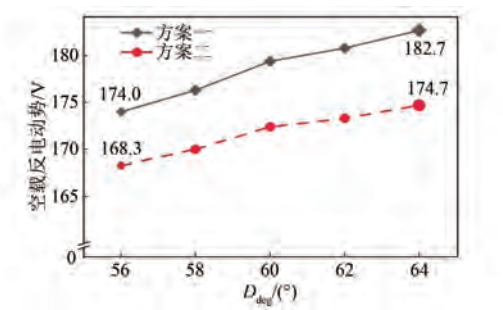


图 11　空载反电动势随 D_{deg} 的变化关系

Fig. 11　Variation of no-load back electromotive force with D_{deg}

图 12 为电磁转矩随永磁体跨度 D_{deg} 的变化关系。由图 12 可知，两方案的电磁转矩随 D_{deg} 的

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

增大而增大,且方案一的电磁转矩整体大于方案二。当 $D_{deg}=64°$时,两方案的电磁转矩均达到最大值,分别为 17.75 N·m 和17.22 N·m。因此,取 $D_{deg}=64°$。

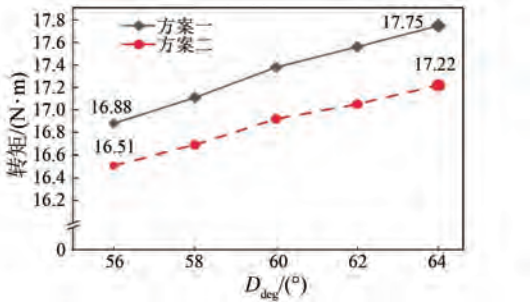


图 12 电磁转矩随 D_{deg} 的变化关系

Fig. 12 Variation of electromagnetic torque with D_{deg}

综上所述,考虑到电机的空载反电动势、电磁转矩以及机械性能等因素,分别取 $R_b=1.5$ mm、$H_{thick1}=5.5$ mm、$L_{length2}=20$ mm 以及 $D_{deg}=64°$。

2.2.5 两方案电机性能分析

当电机转子结构参数确定后,为进一步确定两方案下电机的其他性能是否满足设计要求。分别绘制了两方案下电机的相电流波形、相反电动势波形、功率因数及转矩脉动的对比图,如图 13 所示。

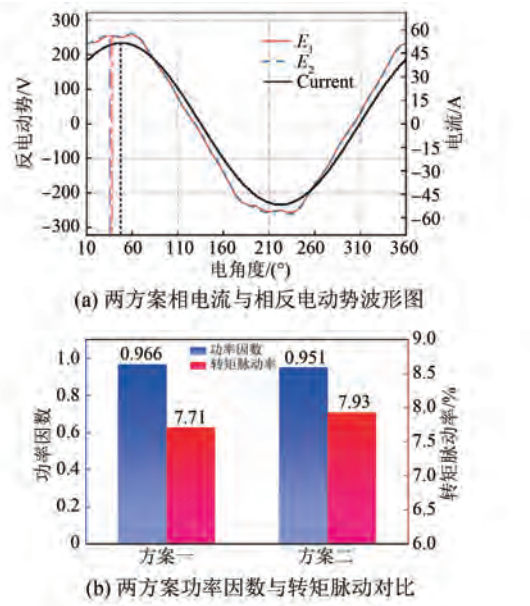


图 13 两方案电机性能对比

Fig. 13 Comparison of motor performance between the two schemes

经计算,方案一的相电压与相电流之间夹角为 15.2°,功率因数为 0.97,转矩脉动率为 7.71%;方案二的相电压与相电流之间夹角为 18°,功率因数为 0.95,转矩脉动率为 7.93%。两方案的功率因数和转矩脉动率均符合设计要求,但方案一的转矩脉动率较低,因此电机更平稳。

3 损耗计算与温度场分析

3.1 电机的铁耗计算

电机在运转过程中,转子冲片在交变磁场的作用下磁通的变化会产生铁心损耗[14]。而计算电机的铁心损耗通常采用 Bertottoi 铁耗计算模型,其表达式为[15-16]

$$p_{Fe}=p_h+p_c+p_e=K_hfB_m^{\alpha}+K_cf^2B_m^2+K_ef^{1.5}B_m^{1.5} \quad (1)$$

式中:p_{Fe} 为电机铁耗;p_h 为磁滞损耗;p_c 为涡流损耗;p_e 为附加损耗;K_h 为磁滞涡流损耗系数;K_c 为经典涡流损耗系数;K_e 为异常损耗系数;α 为磁滞损耗系数;f 为供电频率;B_m 为磁感应强度最大值。

损耗系数的大小直接影响铁耗计算的准确性,通过查阅相关书籍,铁心损耗系数如表 2 所示。

表 2 铁心损耗系数

Tab. 2 Core loss coefficients

参数名称	参数值
K_h	2.2×10^{-1}
α	1.713
K_c	3.5×10^{-5}
K_e	4.873×10^{-6}

利用仿真软件得出两方案的铁心损耗波形图,如图 14 所示。由图 14 可知,方案一的铁心损耗约为 308.48 W;方案二铁心损耗约为 312.85 W,故方案一的铁心损耗更低。

3.2 电机的铜耗计算

电机的铜耗主要来源于定子绕组,两方案的电机额定输出功率相同,故绕组铜耗计算可由式(2)表示[17]:

$$p_{Cu}=mI^2R_{Cu} \quad (2)$$

式中:m 为相数,m 取为 3;R_{Cu} 为电机定子侧铜绕组的阻值。

经计算方案一的铜耗为 229.41 W;方案二的铜耗为 248.55 W,故方案一的绕组铜耗更低。

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

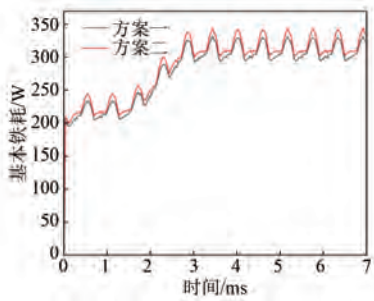


图 14　两方案铁心损耗

Fig. 14　Core losses for both schemes

3.3　电机的永磁体涡流损耗计算

电机在运转时转子上的永磁体会由于磁场的变化产生能量损耗，永磁体的磁化会导致电机的电流和温度发生变动，会发生能量的消耗，即永磁体涡流损耗 p_{eddy}[18]。图 15 为两方案的永磁体涡流损耗波形对比。由图 15 可知，方案一的永磁体涡流损耗大于方案二，方案一的永磁体涡流损耗值为 11.19 W，方案二为 8.19 W。

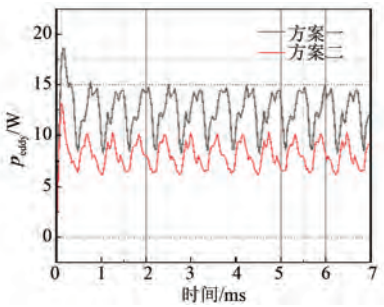


图 15　两方案涡流损耗对比

Fig. 15　Comparison of eddy current losses of the two schemes

3.4　电机的机械损耗计算

由于电机用于真空泵驱动，电机的定转子间气隙接近真空状态，风摩损耗以及通风损耗可忽略不计，只计算电机的轴承损耗。但由于机械损耗没有准确的定义，轴承摩擦损耗大小很难精确计算，可通过式(3)进行估算[19]：

$$p_z = 6.5\left(\frac{3}{n_p}\right)^2 D_r^3 \times 10^3 \tag{3}$$

式中：p_z 为轴承损耗；n_p 为极对数，本文取 $n_p = 3$；D_r 为转子外直径。

根据式(3)计算得到电机的机械损耗为 4.78 W。

3.5　电机的杂散损耗计算

目前计算电机的负载杂散损耗十分困难，本文根据国际标准，旋转电机在负载状态时杂散损耗，取额定电压(11 kW)的 0.5%，杂散损耗结果约为 55 W。

综上所述，对比两方案的电机损耗，方案一总损耗约为 608.86 W；方案二总损耗约为 629.37 W，比方案一高 20.51 W。对比两方案电机效率，方案一电机效率达到 94.75%；方案二电机效率达到 94.58%，比方案一低 0.17%。两种方案均满足电机性能要求。方案二电机效率更低，这是受永磁体排布方式以及铁氧体配比的影响。由图 1 可知，方案一铁氧体用量低于方案二，铁氧体剩磁低于钕铁硼剩磁，再结合式(1)可知，铁氧体配比会导致两种方案铁耗存在差异。因此，最终选择方案一为目标方案。

3.6　电机三维模型搭建

图 16 为电机的轴向剖视图，由于驱动电机工作时处于高度真空环境，仅凭借自然冷却和风冷并不能有效地带走转子内部的热量，故电机采用水循环冷却方式[20]。

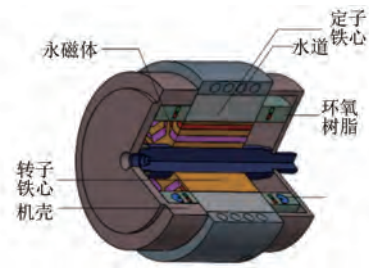


图 16　电机轴向剖视图

Fig. 16　Motor axial sectional view

3.7　温度场分析

本文设计的电机工作在真空环境中，电机内部热辐射不可忽略，根据热力学定律，电机的传热如式(4)所示[21-22]：

$$\begin{cases} \lambda_x \dfrac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \lambda_y \dfrac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \lambda_z \dfrac{\partial^2 T}{\partial z^2} + q = c\rho \dfrac{\partial T}{\partial t} \\ -K \dfrac{\partial T}{\partial n}\Big| A_1 = 0 \\ -K \dfrac{\partial T}{\partial n}\Big| A_2 = \zeta (T - T_e) \end{cases} \tag{4}$$

式中：q 为单位时间产生的热量；c 为比热容；ρ 为物体的密度；λ_x、λ_y 和 λ_z 分别为 x、y 和 z 方向的导热系数；A_1 为电机绝缘散热面；A_2 为电机散热边界面；K 为 A_1 和 A_2 的法向导热系数；ζ 为散热

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

系数;T_e 为 A_2 周围介质的温度。

电机定转子铁心采用硅钢片叠压而成,为简化硅钢片的导热系数计算,将硅钢片等效成一整体。本文硅钢片材料采用 DW540-50,将硅钢片的等效导热系数延展至 x、y 和 z 三个方向,规定 z 为电机轴向,x、y 为电机径向。各向导热系数分别记为 λ_{Fe-z}、λ_{Fe-x} 和 λ_{Fe-y},其计算式如式(5)所示[23]:

$$\begin{cases} \lambda_{Fe-x}=\lambda_{Fe-y}=\dfrac{\delta_{Fe}\lambda_j+\delta_j\lambda_d}{\delta_{Fe}+\delta_j}= \\ \qquad \lambda_{Fe}\lambda_j+(1-\lambda_{Fe})\lambda_d \\ \lambda_{Fe-z}=\dfrac{\delta_{Fe}+\delta_0}{\dfrac{\delta_{Fe}}{\lambda_j}+\dfrac{\delta_0}{\lambda_d}}=\dfrac{1}{\dfrac{\lambda_{Fe}}{\lambda_j}+\dfrac{1-\lambda_{Fe}}{\lambda_d}} \end{cases} \tag{5}$$

式中:λ_{Fe} 为硅钢片的等效导热系数;δ_{Fe} 为硅钢片厚度;δ_j 为硅钢片间绝缘层厚度;λ_d 为硅钢片导热系数;K_{Fe} 为叠片系数。

查阅相关手册,各部件材料的性能参数如表 3 所示。

表 3 材料的性能参数

Tab. 3 Performance parameters of the materials

材料名称	导热系数/(W·m^{-1}·℃$^{-1}$)	密度/(kg·m^{-3})	比热容/(J·kg^{-1}·℃$^{-1}$)
绕组	400	8 900	385
硅钢片	39	7 800	420
钕铁硼	9	7 500	504
铁氧体	2.36	4 800	886

为了减少计算时间,进行了如下设定:电机内部不存在空气,电机内部存在辐射换热,冷却方式为水冷,仿真环境设为 25 ℃。经仿真得到电机绕组、转子以及永磁体温度分布云图如图 17(a)~图 17(c)所示。根据仿真结果可知,最高温度出现在绕组部位,最高温度为 65.32 ℃;绕组中间部分与定子接触,定子外侧与冷却水道接触,因此绕组中间部分的温度较低,最低温度为 64.97 ℃;永磁体与转子冲片相接触,转子温度分布与永磁体温度分布相差不大。由图 17(c)可知,永磁体的温度分布不均匀,最高温度为 65.13 ℃,Y30 允许的最高工作温度为 250 ℃,NdFeB35 允许最高工作温度为 80 ℃,留有安全裕度。

4 结语

(1) 永磁-磁阻复合式电机可用于驱动真空干泵,分析表明,方案一的电机效率为 94.75%,方案二的电机效率为 94.58%,均满足设计要求,本文的设计方案为研发高效节能的真空泵驱动电机新产品提供了参考。

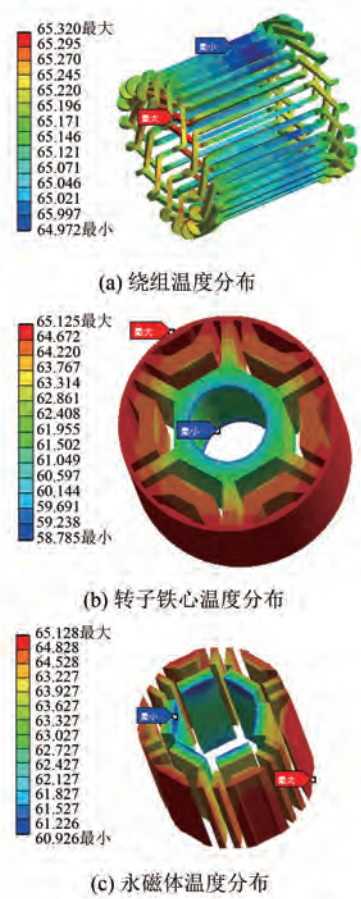


图 17 电机各部分温度分布

Fig. 17 Temperature distribution of each part of the motor

(2) 当电机正常运行时,电机部件中绕组温度最高,为 65.32 ℃;电机绝缘等级为 F 级,最高允许温度为 155 ℃,两种永磁体中最高温度为 65.13 ℃,留有一定裕度。

参 考 文 献

[1] 宿泽达, 安跃军, 安辉, 等. 真空泵用定子永磁型与转子永磁型电机热性能对比[J]. 电机与控制应用, 2021, 48(4): 58-64.
SU Z D, AN Y J, AN H, et al. Comparison of thermal performance of stator permanent magnet motor and rotor permanent magnet motor for vacuum pumps [J]. Electric Machines & Control Application,

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

2021，48(4)：58-64.

[2] 毕晓舜，安跃军，杨维国，等. 真空干泵用屏蔽电机温度场仿真分析与试验[J]. 电机与控制应用，2020，47(05)：64-69.
BI X S，AN Y J，YANG W G，et al. Simulation and experiment of temperature field of canned motor for vacuum dry pump [J]. Electric Machines & Control Application，2020，47(5)：64-69.

[3] 苏玉萍，张明达，王壮. 我国真空行业获得产品质量状况分析[J]. 真空，2015，52(5)：21-23.
SU Y P，ZHANG M D，WANG Z. The acquisition products quality analysis of vacuum industry in our country [J]. Vacuum，2015，52(5)：21-23

[4] 李金龙，安辉，陆艳君，等. 真空干泵用两种驱动电机热特性对比分析[J]. 电机与控制应用，2023，50(6)：66-70+87.
LI J L，AN H，LU Y J，et al. Comparative analysis of thermal characteristics of two kinds of drive motors for vacuum dry pump [J]. Electric Machines & Control Application，2023，50(6)：66-70+87.

[5] 邓文宇，齐丽君，王光玉，等. 中国高端真空泵驱动电机及控制技术的现状和发展[J]. 电机与控制应用，2020，47(7)：1-8.
DENG W Y，QI L J，WANG G Y，et al. Present situation and development of drive motor and control technology for high-end vacuum pump in China [J]. Electric Machines & Control Application，2020，47(7)：1-8.

[6] ZHANG Z H，AN Y J，LI M，et al. Influence of asymmetrical stator axes on the performance and multi-physical field of canned permanent magnet machine for vacuum dry pump with vector converter supply [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion，2020，35(4)：2129-2140.

[7] 黄鑫. 真空泵用经济性铁氧体永磁同步电机设计[D]. 沈阳：沈阳工业大学，2019.
HUANG X. Design of economical ferrite permanent magnet synchronous motor for vacuum pump [D]. Shenyang：Shenyang University of Technology，2019.

[8] 张培一，安辉，胡玉勇，等. 真空干泵用磁通切换永磁同步电机温度场仿真分析[J]. 电机与控制应用，2023，50(6)：59-65.
ZHANG P Y，AN H，HU Y Y，et al. Temperature field simulation analysis of flux-switching permanent magnet synchronous motor for vacuum dry pump [J]. Electrical Machines & Control Applications，2023，50(6)：59-65.

[9] 娄利岗. 真空泵用永磁辅助式同步磁阻电动机设计与分析[D]. 沈阳：沈阳工业大学，2019.
LOU L G. Design and analysis of permanent magnet assisted synchronous reluctance motor for vacuum pump [D]. Shenyang：Shenyang University of Technology，2019.

[10] 王庆年，杨阳，贾一帆，等. 基于电机参数设计的电动车辆经济性优化研究[J]. 汽车工程，2018，40(4)：375-381.
WANG Q N，YANG Y，JIA Y F，et al. A research on energy economy optimization of electric vehicle based on motor parameter design [J]. Automotive Engineering，2018，40(4)：375-381.

[11] 周承豫. 基于组合磁极的 V 型内置式永磁同步电机的研究[D]. 哈尔滨：哈尔滨工业大学，2016.
ZHOU C Y. Research on combined-pole V-shape interior permanent-magnet synchronous machine [D]. Harbin：Harbin Institute of Technology，2016.

[12] 林展汐. 基于组合磁极的一字型内置式永磁同步电机的研究[D]. 哈尔滨：哈尔滨工业大学，2015.
LIN Z X. Research on combined-pole straight-shape interior permanent-magnet synchronous machine [D]. Harbin：Harbin Institute of Technology，2015.

[13] 李阿强. 基于转矩脉动优化的电动汽车用高转矩性价比永磁辅助型同步磁阻电机研究[D]. 杭州：杭州电子科技大学，2021.
LI A Q. Research on high torque and cost-effective permanent magnet assisted synchronous reluctance motor for electric vehicles based on torque ripple optimization [D]. Hangzhou：Hangzhou Dian’zi University，2021.

[14] 王伟男. 电动汽车用少稀土内置 V 型永磁同步电机的研究[D]. 哈尔滨：哈尔滨工业大学，2014.
WANG W N. Research on a less rare earth interior V permanent magnet synchronous machine used for electric vehicles [D]. Harbin：Harbin Institute of Technology，2014.

[15] 孙玉坤，陈家钰，袁野. 飞轮储能用高速永磁同步电机损耗分析与优化[J]. 微电机，2021，54(8)：19-22+79.
SUN Y K，CHEN J Y，YUAN Y. Analysis and optimization of loss of high speed PMSM for flywheel energy storage [J]. Micromotors，2021，54(8)：19-22+79.

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

[16] 杨维国. 真空干泵用特种电机转子散热新方法与工程实施分析[D]. 沈阳: 沈阳工业大学, 2020.
YANG W G. Analysis of a novel cooling method of rotor and its industrial applications of the special motor for vacuum dry pump [D]. Shenyang: Shenyang University of Technology, 2020.

[17] 方鑫, 吴尧辉, 吴昊珍. 基于 Fluent 的电机温度场计算[J]. 电子科技, 2021, 34(12): 30-35.
FANG X, WU Y H, WU H Z. Calculation of motor temperature field based on Fluent [J]. Electronic Science and Technology, 2021, 34(12): 30-35.

[18] 石振禾. 永磁同步电机损耗及热特性的研究[D]. 沈阳: 沈阳工业大学, 2018.
SHI Z H. Study on loss and thermal characteristics of permanent magnet synchronous motor [D]. Shenyang: Shenyang University of Technology, 2018.

[19] 崔俊国, 高翔, 邹文强, 等. 潜油永磁同步电机直驱螺杆泵采油实验平台[J]. 实验技术与管理, 2020, 37(9): 122-126.
CUI J G, GAO X, ZOU W Q, et al. Oil production experimental platform for progressing cavity pump directly driven by submersible permanent magnet synchronous motor [J]. Experimental Technology and Management, 2020, 37(9): 122-126.

[20] 韩雪秋, 安跃军, 安辉, 等. 真空干泵驱动电机冷却效果分析[J]. 电机与控制应用, 2021, 48(6): 69-76.
HAN X Q, AN Y J, AN H, et al. Analysis of cooling effect of vacuum dry pump drive motor [J]. Electrical Machines & Control Application, 2021, 48(6): 69-76.

[21] 韩世琦, 安辉, 陆艳君, 等. 电动汽车驱动电机绕组端部喷淋冷却温度场分析[J]. 电机与控制应用, 2023, 50(6): 52-58+65.
HAN S Q, AN H, LU Y J, et al. Temperature field analysis of winding end spray cooling of electric vehicle drive motor [J]. Electrical Machines & Control Application, 2023, 50(6): 52-58+65.

[22] 李青青, 黄勤, 杨立, 等. 永磁同步电机水冷系统散热参数分析与热仿真[J]. 机械设计与制造, 2014, 4: 188-191.
LI Q Q, HUANG Q, YANG L, et al. Analysis of cooling system parameters and thermal simulation for permanent magnet synchronous motor [J]. Machinery Design & Manufacture, 2014, 4: 188-191.

[23] 吴保洋. 低能效三相感应电机的永磁化再制造技术研究[D]. 沈阳: 沈阳工业大学, 2023.
WU B Y. Research on permanent magnetisation remanufacturing technology for low energy-efficiency three-phase induction motors [D]. Shenyang: Shenyang University of Technology, 2023.

收稿日期:2024-01-11
收到修改稿日期:2024-04-05

作者简介:
王博文(1995-),男,硕士研究生,研究方向为特种电机及控制,798290086@qq.com;
*通信作者:齐丽君(1981-),男,硕士,高级工程师,研究方向为稀土永磁材料,lijun_qi@zbmag.com。

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

 DOI: 10.12177/emca.2024.057

Design and Analysis of Permanent Magnet-Reluctance Composite Synchronous Motor for Vacuum Dry Pumps

WANG Bowen[1], AN Hui[1], LU Yanjun[2], TIAN Yubao[1], DENG Wenyu[3], QI Lijun[3*], AN Yuejun[1]

(1. School of Electrical Engineering, Shenyang University of Technology, Shenyang 110870, China;
2. KINGSEMI Co., Ltd., Shenyang 110169, China;
3. Shenyang General Magnetic Co., Ltd., Shenyang 110179, China)

Key words: permanent magnet-reluctance composite synchronous motor; hybrid excitation; temperature field; vacuum dry pump

With the development of the motor industry, energy saving, high power density and high efficiency drive motor for vacuum dry pumps has become the main direction of research and development. Vacuum dry pump drive motor works in a vacuum environment, compared with general motors, there are rotor heat dissipation difficulties. The main reason is that the bottom of the vacuum dry pump drive motor and the rotor between the existence of heat radiation, the cavity of heat only by virtue of natural cooling and air cooling is impossible to take away, so the heat requirements of the vacuum pump drive motor are more demanding, and heat is closely related to motor losses. Therefore, the heat inside the motor can be reduced by lowering losses to ensure that the motor can operate safely and stably.

Aiming at the problem of difficult rotor heat dissipation in vacuum environment for drive motors for vacuum dry pumps, a hybrid excitation permanent magnet-reluctance composite synchronous motor is designed. The motor rotor permanent magnet excitation structure consists of two types of magnets, NdFeB and ferrite. By changing the arrangement of permanent magnets, the total loss generated by the motor is minimised, i. e. the temperature rise of the motor is reduced from the heat source. In order to verify its feasibility, two schemes are designed in this paper, as shown in Fig. 1, and the motor performance of the two schemes is simulated using finite element softwareas. The simulation results show that both schemes meet the design requirements of the motor. And respectively, the motor losses of the two schemes are obtained, and the copper consumption of the two schemes accounted for a larger proportion, followed by iron consumption. The calculated motor efficiency of scheme I is 94.75%, and the motor efficiency of scheme II is 94.58%. Taken together, scheme I is taken as the target motor.

Next, the temperature field simulation is carried out for scheme I. When the motor is in normal operation, the winding temperature is the highest among the motor components, which is 65.32 ℃. Since the insulation class of the motor is required to be class F, and the maximum permissible temperature is 155 ℃, and the maximum temperature among the two kinds of permanent magnets is 65.13 ℃, which leaves a certain margin and ensures that the motor can operate stably for a long period of time.

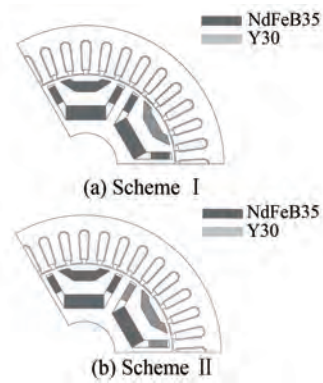


Fig. 1 Arrangement of permanent magnets for the two schemes

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.