

整流罩结构对电机机座表面对流传热特性的影响

杨 成, 武永和, 赵 鑫, 宗振龙, 庞 聪
(中车永济电机有限公司, 陕西 西安 710016)

摘 要: 为了尽可能地降低全封闭风扇冷却 (TEFC) 电机各部件的温升, 避免过高温升对绝缘结构的破坏, 采用数值计算方法研究了整流罩结构对 TEFC 电机机座表面对流传热特性的影响。首先, 对一台样机进行温升试验, 绕组温升的仿真值与试验值的误差为 6.2%, 验证了数值计算方法的可行性。其次, 在数值计算时将样机三维模型做必要的简化, 着重研究了整流罩外径、整流罩端面与翅片端面的间距以及电机转速对机座表面横向平均努塞尔数的影响。最后, 结果表明机座表面翅片结构一定时, 存在一个最佳的整流罩外径值使机座表面的对流传热效果最佳; 整流罩端面与翅片端面接触时, 机座表面的横向平均努塞尔数最大, 同时机座表面的对流传热能力随着风扇转速的增大而增大。

关键词: 全封闭风扇冷却电机; 整流罩结构; 共轭传热; 横向平均努塞尔数; 数值仿真

中图分类号: TM343 **文献标志码:** A **文章编号:** 1673-6540(2023)04-0043-06

doi: 10.12177/emca.2023.023

Influence of Cowling Structure on Convective Heat Transfer Characteristic of Motor Housing Surface

YANG Cheng, WU Yonghe, ZHAO Xin, ZONG Zhenlong, PANG Cong
(CRRC Yongji Electric Co., Ltd., Xi'an 710016, China)

Abstract: In order to reduce the temperature rise of the components of the totally enclosed fan cooling (TEFC) motor as much as possible and avoid the damage of the insulation structure caused by the excessive temperature rise, the influence of the cowling structure on the convective heat transfer characteristic of the TEFC motor housing surface is studied by numerical calculation method. Firstly, the temperature rise experiment is carried out on a prototype. The error between the simulated value and the experimental value of the winding temperature rise is 6.2% and the feasibility of the numerical calculation method is verified. Secondly, the necessary simplification of the three-dimensional model of the prototype is made in the numerical calculation. The influences of the outer diameter of the cowling, the distance between the end face of the cowling and the end face of the fin, and the motor speed on the lateral average Nusselt number of the housing surface are studied emphatically. Finally, the results show that when the fin structure on the housing surface is fixed, there is an optimal value for the outer diameter of the cowling to make the convective heat transfer effect on the housing surface optimal. When the end face of the cowling is in contact with the end face of the fin, the lateral average Nusselt number of the housing surface is the largest. In addition, the convective heat transfer capacity of the housing surface increases with the increase of the fan speed.

Key words: totally enclosed fan cooling (TEFC) motor; cowling structure; conjugate heat transfer; lateral average Nusselt number; numerical simulation

0 引 言

电机是工业领域的主要驱动装置及消耗设

备。随着科技与工艺的进步, 高效电机的发展已迈向高精度、高功率密度、小型化、轻量化以及机电一体化的新方向^[1-2]。与此同时出现的电机内

收稿日期: 2022-12-19; 收到修改稿日期: 2023-02-01

作者简介: 杨 成(1994—), 男, 硕士, 助理工程师, 研究方向为电机热设计。

部发热增加、散热空间不足、绝缘材料寿命降低等问题,严重影响电机的使用安全和寿命^[3]。10 K的温升几乎会减少电机 50% 的绝缘寿命^[4],因此需要使用风冷、液冷、蒸发冷却等多种方式混合的冷却技术来实现电机高效散热。风冷散热技术因成本低、可靠性高、工艺简单的优点已广泛应用于电机冷却系统。

全封闭风扇冷却 (TEFC) 电机通常在机座表面设计翅片以达到强化传热的目的。空气流经翅片通道时发生泄露,其速度沿轴向逐渐下降,速度下降的程度与风扇特性、翅片设计、电机尺寸、转速等因素有关。另外,机座外安装的接线盒、吊耳等也会导致气流分布不均衡^[5]。Ghahfarokhi 等^[6-7]提出了一种计算 TEFC 电机外壳传热系数的方法,并通过试验证明了分析解的准确性。Lu 等^[8]使用响应面的优化方法对 TEFC 电机用离心风扇进行了优化,并通过试验验证了优化方法的准确性。冯海军等^[9]采用数值方法对一台 55 kW 异步电机的三维全域进行了稳态温度场计算,得到了电机各部件的温升分布特性,并通过试验验证了数值计算的准确性。丁树业等^[10]采用数值分析的方法研究了 TEFC 感应电动机底脚拉筋结构对电机流场及温度场的影响,根据数值计算结果优化了机壳拉筋结构。Grabowski 等^[11]使用 COMSOL 软件对电机外壳的导热特性进行了数值计算,并使用热成像测试验证了数值计算的准确性,其误差不超过 10%。

综上所述,影响 TEFC 电机外部对流传热的主要因素包括风扇特性、翅片、电机尺寸、转速等。使用计算流体力学对电机通风散热进行耦合分析可减少样机试制,缩短产品研发周期^[12]。本文采用数值计算的方法研究整流罩外径、整流罩端面与翅片端面的间距对机座表面对流传热特性的影响,同时考虑了转速对于机座散热的影响,重点分析带翅片机座表面横向平均努塞尔数的分布趋势,为 TEFC 电机整流罩的合理设计提供参考。

1 模型建立

1.1 物理模型

图 1 为 TEFC 电机三维模型,主要包括转轴、整流罩、风扇、前后端盖及机座。该三维模型总长 $L=509\text{ mm}$,坐标原点位于机座的正中心,整流罩

外径大小用 ϕ 表示,整流罩端面与翅片端面的间距用 d 表示,整流罩外壁面与机座外壁面的距离用 H 表示,整流罩厚度为 1 mm ,特征长度取机座外径 $D=349\text{ mm}$ 。

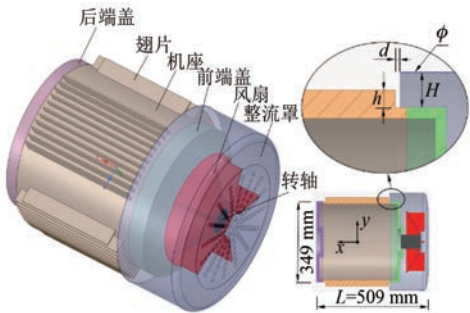


图 1 三维模型示意图

机座外侧四面布置了翅片以达到强化传热的效果。翅片高度 $h=20\text{ mm}$ 。为了研究整流罩外径 ϕ 与间距 d 对机座表面散热的影响,设计的所有仿真计算工况如表 1 所示。 H/h 为无量纲高度, $H/h=1$ 表示整流罩外径与翅片高度齐平。表 2 为材料的物性参数。

表 1 仿真模型参数

	ϕ/mm	d/mm	H/h
工况 1	355	5	0.150
工况 2	360	5	0.275
工况 3	380	5	0.775
工况 4	400	5	1.275
工况 5	420	5	1.775
工况 6	360	0	0.275
工况 7	360	10	0.275
工况 8	360	15	0.275

表 2 材料的物性参数

	导热系数/ ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	密度/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	比热容/ ($\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	动力黏度/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}$)
空气	0.025 9	1.205	1 005	1.8×10^{-5}
铁	39.2	7 570	470	—

1.2 数学模型与边界条件

图 1 所示的物理模型简化了电机内部定、转子铁心,将电机机座、端盖、轴封闭的内部所有表面视为等壁温 $95\text{ }^{\circ}\text{C}$,忽略辐射,假定空气为不可压缩流体,空气和铁的导热系数不随温度的变化

而改变,空气流动为连续稳态,忽略黏性耗散。基于以上假设,计算模型的控制方程如下。

连续性方程:

$$\frac{\partial}{\partial x_i} u_i = 0 \quad (1)$$

动量方程:

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\mu + \mu_t \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (2)$$

式中: ρ 为流体密度; p 为压力; μ 和 μ_t 分别为流体的动力黏度和湍流动力黏度。

能量方程:

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\rho C_p u_i T) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(\lambda + \lambda_t) \frac{\partial T}{\partial x_i} \right] \quad (3)$$

式中: C_p 为比热容; T 为温度; λ 和 λ_t 分别为导热系数和湍流导热系数。

进口边界条件为压力进口,进口空气温度为环境温度 20 ℃,出口边界条件为压力出口,进出口相对压力为 0 Pa,假定所有固体壁面均为无滑移边界条件。风扇采用多参考系马尔科夫随机场 (MRF) [13] 的方法设置旋转域转速为 3 200 r/min。数据处理采用以下计算公式。

局部传热系数:

$$h_{loc} = \frac{q_{loc}}{t_w - t_f} \quad (4)$$

式中: q_{loc} 为局部热流密度; t_w 为局部壁面温度; t_f 为参考流体温度。

局部努塞尔数:

$$Nu_{loc} = \frac{h_{loc} D}{\lambda} \quad (5)$$

式中: D 为当量直径。

横向平均努塞尔数 [14]:

$$Nu_s(x) = \frac{1}{S(x)} \iint_{S(x)} Nu_{loc} dS \quad (6)$$

式中: S 为截面换热面积。

平均努塞尔数:

$$Nu = \iint Nu_{loc} dA / A \quad (7)$$

式中: A 为总换热面积。

1.3 网格划分与独立性验证

为了更加准确地分析电机外部流场与温度场的分布,使用一个圆柱形外流场域包裹电机。图 2 为物理模型的网格示意图。图 2(a) 为 $z=0$ mm

的截面网格,图 2(b) 为局部网格放大图。从图 2 中可以看出主体区域使用多面体网格,而边界层区域使用多棱镜网格,并按照 1.2 的比率增长,两种网格之间使用多面体单元衔接。这种以多面体为主的网格划分具有网格数量少、质量高、计算速度快的优点,适合复杂模型的数值计算 [14]。

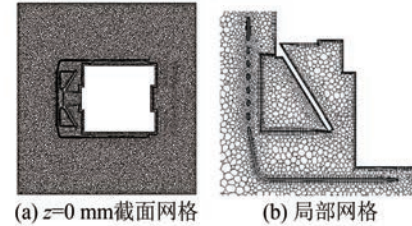


图 2 物理模型的网格

为了确认网格数量对计算结果的影响,对工况 3 模型进行网格独立性验证。选择 SIMPLE 算法作为压力速度耦合求解器,动量、压力及能量均采用二阶迎风格式。由于 SST $k-\omega$ 湍流模型在旋转机械中具有一定的优势 [15],选用 SST $k-\omega$ 湍流模型用于所有工况的计算,其对应的第一层网格布置应保证 $y^+ < 50$ [16,17]。图 3 为固体表面 y^+ 值分布,可见上述网格划分计算结果满足 $y^+ < 50$ 的要求,边界层网格划分合理。

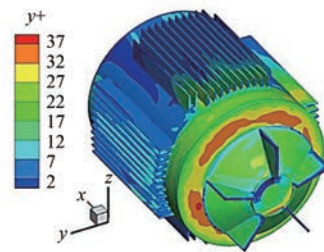


图 3 y^+ 分布云图

当转速为 3 200 r/min、网格数量分别为 3 247 332、5 021 533、7 069 627 时,机座表面横向平均努塞尔数的分布如图 4 所示,横向平均努塞尔数沿 x 方向的变化趋势一致,最大相对误差为 4.9%。因此选择 5×10^6 左右的网格数量足够进行后续所有物理模型的 CFD 计算。

2 试验验证

为了验证上述数值计算方法的准确性,对某型号异步电机整机进行温升试验数据检测,如图 5 所示。测试时间设为 180 min,以保证额定工况

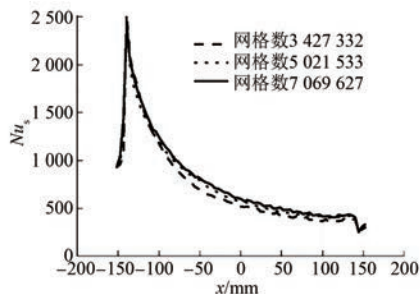


图4 工况3的网格独立性验证

下电机温度变化不超过 1°C 。电机功率为45 kW, 转速为2 968 r/min, 电机进风平均温度为 20°C , 采用电阻法^[18]测得定子绕组平均温升为104.2 K。对该电机整体模型进行CFD数值计算, 电机损耗分布为定子铜耗0.87 kW、转子铝耗0.5 kW、铁耗1.26 kW、风磨耗1.31 kW, 其中机械损耗0.8 kW。损耗加载方式为70%的铁耗加载在定子铁心、30%加载在转子铁心, 杂散损耗各50%加载在定子铁心和转子铁心^[19]。电机进风温度为 20°C 时数值计算得到的绕组平均温升为97.77 K, 试验与数值计算所得温升的误差为6.2%。可见使用上述数值计算方法计算TEFC电机的流场与温度场具有一定的可行性。



图5 试验装置

3 结果分析

3.1 整流罩外径对散热的影响

改变整流罩外径大小后, 风扇转速为3 200 r/min时, 横向平均努塞尔数沿 x 截面的变化趋势如图6所示。

可以发现, 整流罩外径不同时, 局部努塞尔数的变化趋势基本一致, 呈现先增大后减小的趋势。工况2下, 横向平均努塞尔数最大, 工况1下, 横向平均努塞尔数最小。工况3和工况4对应的横

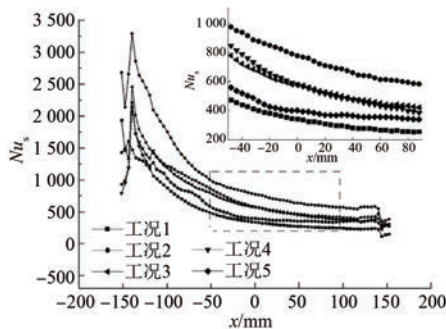
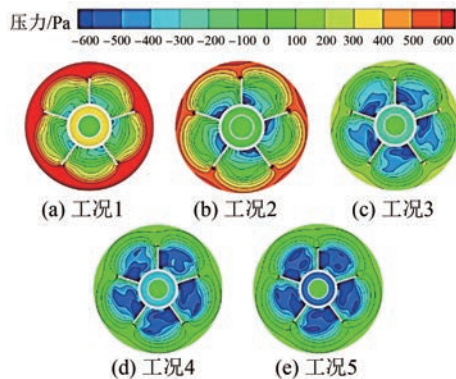


图6 整流罩外径对横向平均努塞尔数的影响

向平均努塞尔数分布接近。

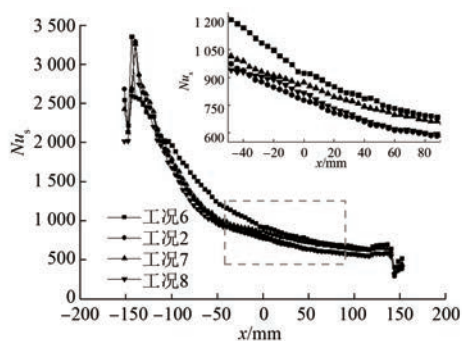
整流罩外径大小严重影响整流罩内部风压, 图7为风扇转速为3 200 r/min、整流罩外径不同时, 整流罩内部截面 $x = -275$ mm的压力云图。

图7 整流罩内部截面 $x = -275$ mm的压力云图

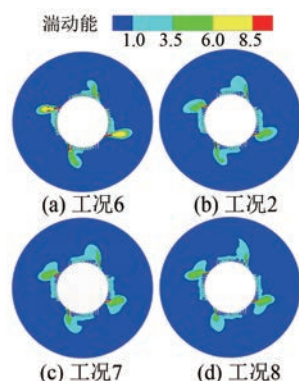
工况1下, 整流罩内表面与机座端面的距离为2 mm, 过小的间隙会使整流罩内部整体风压增大, 阻力显著增强; 而工况5下, 整流罩距离机座表面的距离为34.5 mm, 过大的间隙会使旋转的空气流向外界大气, 不能有效地使空气流经带翅片的机座外表面, 对流传热效果较差。工况2下, 整流罩距离机座表面的距离为4.5 mm, 结合图6中局部努塞尔数的分布可知, 此时风压大小适中且旋转的空气经整流罩导流后能更有效地流经机座表面, 使机座表面的翅片起到强化传热的作用。

3.2 整流罩端面与翅片端面的间距对散热的影响

翅片可有效加大机座表面的换热面积, 整流罩端面与翅片端面的间距 d 对横向平均努塞尔数 Nu_s 的影响如图8所示。可以发现当风扇转速为3 200 r/min、仿真模型为工况6时, 横向平均努塞尔数沿 x 轴的分布最大, 即整流罩在设计时应该尽可能地贴近翅片端面以达到增强传热的目的。

图8 d 对 Nu_s 的影响

为了进一步说明整流罩端面与翅片端面的间距对机座散热的影响,图9给出了截面 $x = -50$ mm 的湍动能云图。

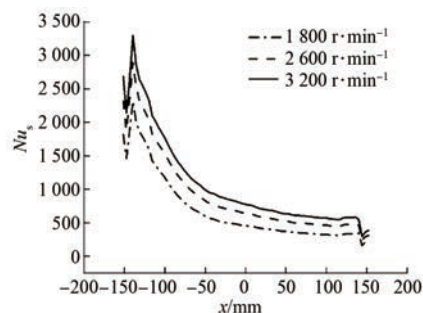
图9 不同间距 d 对应截面 $x = -50$ mm 的湍动能云图

可以发现,风扇旋转使空气经过整流罩导流后在电机外侧形成了4个主要湍动能中心, $d = 0$ mm 时对应的截面 $x = -50$ mm 的湍动能最大,翅片间隙中的湍动能也更大,这是由于 $d = 0$ mm 时空气经过整流罩导流后直接流经带翅片的机座表面,流动损失小,增强了翅片间隙中的流体流动,在一定程度上起到了强化传热的作用。

3.3 转速对散热的影响

图10为工况2模型在不同转速下横向平均努塞尔数沿 x 截面的变化趋势,可以发现在 $x = -142$ mm 时,横向平均努塞尔数最大,这是因为 $x = -142$ mm 时,截面正好位于机座翅片端面,即翅片突然出现大大增强了传热,在 $x = 142$ mm 时翅片消失,横向平均努塞尔数突降,散热片消失,可见在机座外侧布置翅片可以有效强化传热。另外转速越高其传热性能越好,这是由于同一风扇在更高转速下可以产生更大的风量。

为了进一步研究转速对 TEFC 电机散热的影

图10 工况2时不同转速下 Nu_s 随 x 的变化

响,分析工况2模型在不同转速下电机外表面的温度分布,如图11所示。可以发现,转速越小机座表面温度越高,这是由于风扇与电机转轴同轴时,低转速使风扇产生的风量更低,不利于散热,高转速产生的高风量通过翅片能更有效地实现散热。

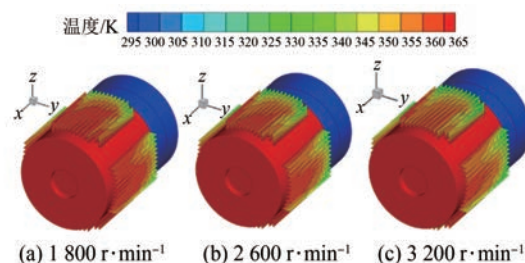


图11 工况2时不同转速下电机外表面的温度分布云图

4 结 语

(1) 在机座外部翅片尺寸一定的情况下,存在一个最佳整流罩外径值使整流罩内部风压大小适中,且旋转的空气经整流罩导流后能更有效地起到强化传热的作用。

(2) 在实际加工生产整流罩时,其端面应该尽可能地贴近翅片端面,以保证机座表面对流传热效果更佳。

(3) 风扇转速越快,机座外表面的局部努塞尔数更大,高转速提供的大风量可有效强化机座表面的对流传热效果。

【参考文献】

- [1] LU S M. A review of high-efficiency motors: specification, policy, and technology[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2016, 59: 1.
- [2] 张凤阁,杜光辉,王天煜,等. 高速电机设计与设计综述[J]. 电工技术学报,2016,31(7):1.
- [3] 汤勇,孙亚隆,郭志军,等. 电机散热系统的研究

- 现状与发展趋势[J]. 中国机械工程, 2021, 32(10): 1135.
- [4] PYRHONEN J, JOKINEN T, HRABOVCOVA V. Design of rotating electrical machines [M]. Hoboken: John Wiley and Sons, 2009.
- [5] GHAFHAROKHI P S, KALLASTE A, VAIMANN T, et al. Thermal analysis of totally enclosed fan cooled synchronous reluctance motor-state of art[C]// IECON 2019-45th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, 2019.
- [6] GHAFHAROKHI P S, KALLASTE A, PODGORNOVS A, et al. Determination of heat transfer coefficient of finned housing of a TEFC variable speed motor [J]. Electrical Engineering, 2021, 103(2): 1009.
- [7] GHAFHAROKHI P S, PODGORNOVS A, KALLASTE A, et al. Determination of heat transfer coefficient from housing surface of a totally enclosed fan-cooled machine during passive cooling [J]. Machines, 2021, 9(6): 120.
- [8] ZHANG X, WANG N, HUANG Y. Mechanism and machine science [M]. Singapore City: Springer Singapore, 2017: 1355-1364.
- [9] 冯海军, 丁树业, 周璞, 等. 全封闭扇冷式电机三维全域稳态温度场计算[J]. 电机与控制学报, 2017, 21(7): 87.
- [10] 丁树业, 仵程程, 刘建峰, 等. 全封闭扇冷式感应电动机通风结构方案[J]. 机械工程学报, 2018, 54(22): 160.
- [11] GRABOWSKI M, URBANIEC K, WERNIK J, et al. Numerical simulation and experimental verification of heat transfer from a finned housing of an electric motor [J]. Energy Conversion and Management, 2016, 125: 91.
- [12] 王柳, 林江波. 涡旋压缩机用电机冷却系统 CFD 传热分析[J]. 流体机械, 2017, 45(2): 57.
- [13] BOSCAGLIA L, BOGLIETTI A, NATEGH S, et al. Numerically based reduced-order thermal modeling of traction motors [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2021, 57(4): 4118.
- [14] LUO C, SONG K, TAGAWA T, et al. Thermal performance of a zig-zag channel formed by two wavy fins mounted with vortex generators[J]. International Journal of Thermal Sciences, 2020, 153: 106361.
- [15] 王福军. 流体机械旋转湍流计算模型研究进展[J]. 农业机械学报, 2016, 47(2): 1.
- [16] 张德胜, 吴苏青, 施卫东, 等. 不同湍流模型在轴流泵叶顶泄漏涡模拟中的应用与验证[J]. 农业工程学报, 2013, 29(13): 46.
- [17] MENTER F R. Review of the shear-stress transport turbulence model experience from an industrial perspective [J]. International Journal of Computational Fluid Dynamics, 2009, 23(4): 305.
- [18] 全国旋转电机标准化技术委员会. 三相异步电动机试验方法: GB/T1032—2012[S]. 北京: 中国标准出版社, 2012.
- [19] 梁雪琪, 罗慧强, 吴一宁, 等. 地铁用电机传热特性数值模拟与实验研究[J]. 西安交通大学学报, 2018, 52(9): 148.

(上接第 42 页)

- [7] KIM D, JUNG J, HONG J, et al. A study on the design process of noise reduction in induction motors [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2012, 48(11): 4638.
- [8] 钱喆, 唐光华, 王群京, 等. 转子结构优化削弱车用永磁同步电机振动噪音[J]. 电机与控制学报, 2021, 25(10): 122.
- [9] 王合斌. 转子斜槽对感应电机振动影响的分析[D]. 沈阳: 沈阳工业大学, 2018.
- [10] 谢颖, 刘海松, 吕森, 等. 计及转子斜槽时笼型感应电机电磁振动变化规律的研究[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(15): 3948.
- [11] ZHOU G, SHEN J. Rotor notching for electromagnetic noise reduction of induction motors [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2017, 53(4): 3361.
- [12] 鲍晓华, 狄冲, 汪朗. 笼型感应电机转子斜槽研究综述及展望[J]. 电工技术学报, 2016, 31(6): 1.
- [13] WANG L, BAO X, DI C, et al. Influence on vibration and noise of squirrel-cage induction machine with double skewed rotor for different slot combinations[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2016, 52(7): 8104404.
- [14] WANG L, BAO X, DI C, et al. Effects of novel skewed rotor in squirrel-cage induction motor on electromagnetic force [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2015, 51(11): 8114204.
- [15] SUN D, DI C, BAO X, et al. Research on electromagnetic noise of submersible motors with a radial skewed slots rotor[J]. International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics, 2022, 70(3): 289.