

高速永磁电机转子风摩耗对温升的影响^{*}

张维伟, 胡洪益, 晏才松, 丰帆, 曾纯
(中车株洲电机有限公司, 湖南 株洲 412001)

摘要: 高速永磁电机(HSPMM)结构紧凑、功率密度高、散热困难,易使转子永磁体因温度过高而发生不可逆退磁。以一台额定转速为 30 000 r/min 的 HSPMM 为例,基于计算流体力学和数值传热学的原理,从工程实际应用的角度,对不同通风量下的转子风摩耗及温升进行计算分析,并与电机温升试验进行对比。研究表明:HSPMM 转子风摩耗占总风摩耗比重较大,且该比重随着流量的增加而增加;通风量达到一定值后,电机散热达到平衡,转子风摩耗随着流速的增加而急剧增加,使永磁体温度升高。增加机座水冷后,可以降低通风量,使电机达到理想温升水平。

关键词: 高速永磁电机; 风摩耗; 计算流体力学; 数值传热学; 温升

中图分类号: TM351 文献标志码: A 文章编号: 1673-6540(2022)04-0066-05

doi: 10.12177/emca.2021.216

Influence of Wind Friction Loss of Rotor on Temperature Rise of High-Speed Permanent Magnet Motor^{*}

ZHANG Weiwei, HU Hongyi, YAN Caisong, FENG Fan, ZENG Chun
(CRRC Zhuzhou Electric Co., Ltd., Zhuzhou 412001, China)

Abstract: The high-speed permanent magnet motor has compact structure, high power density and difficult heat dissipation, which would easily cause irreversible demagnetization of the rotor permanent magnet due to excessive temperature rise. Taking a high-speed permanent magnet motor with the rated speed of 30 000 r/min as an example, based on the principles of computational fluid dynamics and numerical heat transfer, from the perspective of practical engineering applications, the wind friction loss of the rotor and temperature rise are calculated and analyzed under different ventilation rates, and compared with the motor temperature rise test results. The research shows that the wind friction loss of rotor accounts for a large proportion of total wind friction loss in the high-speed permanent magnet motor, and the proportion increases with the increase of flow rate. After the ventilation rate reaches a certain value, the heat dissipation of the motor reaches a balance, and the wind friction loss of the rotor increases sharply with the increase of flow rate, which causes the temperature of the permanent magnet to rise. After using water cooling for the motor base, the ventilation rate can be reduced, so that the motor can reach the ideal temperature rise level.

Key words: high-speed permanent magnet motor; wind friction loss; computational fluid dynamics; numerical heat transfer; temperature rise

0 引言

与传统的感应电机相比,高速永磁电机(HSPMM)不需要结构复杂、维护困难的变速装

置,可以直接与负载或原动机相连,具有功率密度高、体积小、效率高、可靠性高、维护成本低等优点,因此在高速机床、鼓风机、压缩机、透平式膨胀机、微型燃气轮机等领域具有广阔的应用前景^[1]。

收稿日期: 2021-12-20; 收到修改稿日期: 2022-03-07

^{*} 基金项目: 国家重点研发计划项目(2019YFB1504603)

作者简介: 张维伟(1991—),男,硕士,工程师,研究方向为电机冷却设计。

在不断追求高转速和高功率密度的情况下,一些问题日益突出。HSPMM 功率密度大、体积小、散热面积小、损耗大,转子要承受高速旋转带来的离心力,同时还会因风摩擦损耗和涡流损耗产生较高的温升,导致永磁体过热产生不可逆退磁^[2]。低转速电机中风摩擦比较小,可以忽略不计,但在高速电机中,风摩擦损耗很高,有时甚至会成为主要的损耗。国内外许多专家学者对 HSPMM 转子空气摩擦损耗进行了大量的研究并取得丰硕成果^[3-6],但对空水冷结合强迫通风散热方式的 HSPMM 转子风摩擦对温升的影响研究相对较少。

随着电机功率密度越来越高,传统的自然冷却方式已经不能够满足要求,强迫风冷和水冷开始逐渐受到大家的关注^[7-9]。一般小功率电机损耗不是很大,当风量达到一定条件时,强迫风冷能够满足冷却要求。对于功率密度很大的电机,就需要采用较大的风量和风压才能满足冷却要求。但是风量增加的同时,通风损耗也随之增加。因此,有必要计算 HSPMM 风摩擦大小并分析其对电机温升的影响。

本文以一台额定功率为 240 kW,转速为 30 000 r/min 的 HSPMM 为例,对该模型进行流热固耦合计算,从工程实际应用的角度,对电机温升和空气摩擦损耗在不同的通风量下进行计算对比分析,为该型 HSPMM 的冷却设计和实际应用提供参考。

1 计算模型及计算方法

1.1 计算域模型

建立电机的三维计算模型,如图 1 所示。由于电机损耗密度大,采用一种机座水冷结合强迫通风的散热形式。电机内部采用强迫通风,水冷机座采用螺旋水道,沿轴向流通。

1.2 数值模拟方法

1.2.1 控制方程

由于电机内流动的复杂性,为简化分析过程,作以下假设^[10]:

- (1) 本计算中的流体为不可压缩的牛顿流体;
- (2) 电机转速较高,电机内流动为湍流;
- (3) 散热过程中,忽略了辐射散热的作用。

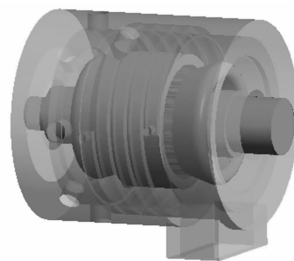


图 1 计算模型

基于以上假设,电机内流体流动满足质量守恒定律、动量守恒定律及能量守恒定律。当流体为不可压缩且处于稳态流动时,三维流体通用控制方程展开式可表示为^[11]

$$\frac{\partial(\rho u \phi)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v \phi)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w \phi)}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\Gamma \frac{\partial \phi}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\Gamma \frac{\partial \phi}{\partial z} \right] + S \quad (1)$$

式中: u, v, w 分别为速度在 x, y, z 方向上的分量; ϕ 为通量变量; ρ 为流体密度; Γ 为展开系数; S 为源项。

由传热学基本原理可知,三维稳态含热源、各项异性介质传热控制方程可表示为^[12]

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = -q \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{S_1} = 0 \\ -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{S_2} = \alpha(T - T_f) \end{cases} \quad (2)$$

式中: T 为固体待求的温度; λ_x, λ_y 和 λ_z 分别为计算域中各材料在 x, y 及 z 方向上的导热系数; q 为计算域内各热流密度之和; α 为对流散热系数; T_f 为环境流体温度; S_1 和 S_2 分别为计算域中的绝热面和散热面。

1.2.2 边界条件

采用六面体结构化网格结合非结构四面体网格形式对整体计算域进行网格化分,如图 2 所示,网格质量均满足工程计算的要求。电机的机座外表面设为对流散热面,对流换热系数为 $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$; 电机铁心材料为各向异性,径向导热系数为 $44.2 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$,轴向导热系数为 $1.192 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 。

1.2.3 电机损耗分布

利用电磁仿真软件计算得到电机在该功率下的铜耗、铁耗以及谐波损耗,除空气摩擦损耗外,



其余各损耗如表 1 所示。空气摩擦损耗与空气流速、转子转速、表面粗糙度和气隙结构等因素有关,难以用理论分析和解析方法准确计算出口^[1]。计算流体力学(CFD)是理论更加完备、精度更高的计算方法^[2]。因此,空气摩擦损耗采用基于 CFD 的流热固耦合方法得到。

表 1 电机损耗分布		W
损耗部分	损耗	
铜耗	1 657	
铁耗	1 512	
谐波损耗	4 920	
杂散损耗	1 288	

2 计算结果与分析

2.1 流体场分析及风摩擦耗计算

在电机运行过程中,散热通风量的大小对 HSPMM 温升影响很大,过小的风量容易使转子永磁体及绕组温升过高,达不到散热效果,影响电机的寿命及安全稳定运行;过大的通风量会增加设备的运行成本,造成不必要的能源浪费,同时也会增加电机的风摩擦耗。

基于流固热耦合计算方法,利用能量守恒定律,通过计算电机进风口总功率 P_{in} 和电机出风口总功率 P_{out} 求出电机内部产生总的风摩擦耗;从计算结果中获得转子壁面处空气摩擦产生的总转矩,求出转子表面产生的风摩擦耗^[3]。

$$P_f = P_{out} - P_{in} \tag{3}$$

式中: P_f 为电机总风摩擦耗。

转子的风摩擦耗可表示为

$$P_r = \frac{T_t \times N}{9.554} \tag{4}$$

式中: P_r 为转子风摩擦耗; T_t 为转子壁面空气摩擦产生总的转矩; N 为转速。

根据计算模型及设置的边界条件,分别求出不同通风量下电机内流场分布,如图 3 所示。从

流线图中可以看到,转子表面的空气在转子高速旋转下受到离心力和科里奥利力的作用,在电机前后两端形成一个流速差,进口端流速 v 较小,出风端较大,速度最快出现在转子区域,气隙流场中越靠近转子表面流速越快。

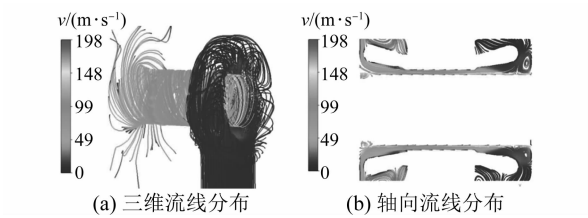


图 3 电机内流线图

如图 4 和图 5 所示,气隙中平均流速与流量成正比增长。风量为 $0.1 \text{ m}^3/\text{s}$ 时平均流速为 95.2 m/s , $0.7 \text{ m}^3/\text{s}$ 时增加到 225.5 m/s 。在气隙轴向方向,随着通风量的增加,进口处流速略大于出口端,轴向分布较均匀。在风量为 $0.1 \sim 0.3 \text{ m}^3/\text{s}$ 时流速变化较小, $0.4 \text{ m}^3/\text{s}$ 以后流速增加幅度变大。

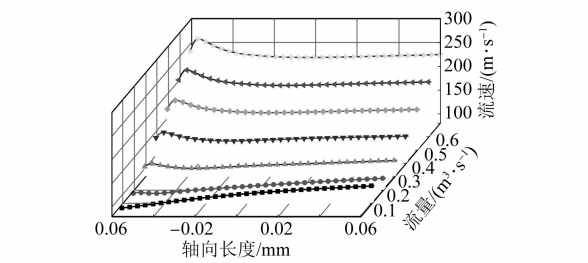


图 4 轴向长度上流速随流量的变化

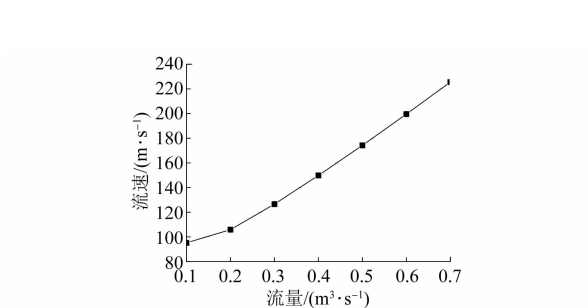


图 5 气隙平均流速随流量的变化

图 6 为风摩擦耗与流量的变化关系。通风量不断增加,电机风摩擦耗随着转子风摩擦耗的增加而不断增加,风摩擦耗在总损耗中的占比越来越高。通风量为 0 时,转子产生的风摩擦耗为 975 W ,转子风摩擦耗占总风摩擦耗的 88.3% ,风摩擦耗占电机总损耗的 10.5% ;流量为 $0.7 \text{ m}^3/\text{s}$ 时,转子风摩擦耗为

2 419 W, 总风摩耗为 2 521 W, 转子风摩耗占总风摩耗的 96%, 风摩耗占电机总损耗的 17.6%。数据显示, 随着流量的增加, 转子风摩耗占总风摩耗的比重不断攀升。流量从 $0.1 \text{ m}^3/\text{s}$ 增加到 $0.7 \text{ m}^3/\text{s}$, 气隙平均流速增加 2.36 倍, 风摩耗增加 2.48 倍, 气隙流速与风摩耗接近正比关系。由此可见, 随着流量增加, 气隙流速对风摩耗起主要作用。

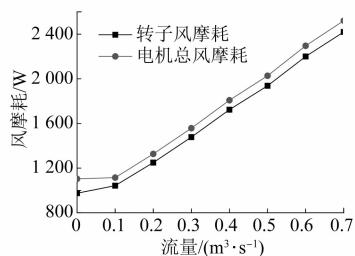


图6 不同流量下风摩耗分布

2.2 温度场分析

电机温度场分布情况如图7所示。从温度云图中可以看到, 温度轴向递增, 进口处温度较低, 而靠近出口处温度最高; 径向分布比较均匀, 径向温度递减。从图8部件温度分布图可以看到, 绕组靠近出口端温度明显比进口端要高, 两端温差在 15 K 内, 定子绕组温差要小于转子温差, 这是由于绕组温度主要依靠定子铁心与机座之间的导热方式散热, 机座水道对定子散热起主导作用; 转子温度主要依靠强迫轴向通风的空气冷却, 而空气的对流换热系数远小于水, 是造成转子轴向温度差异较大的原因。

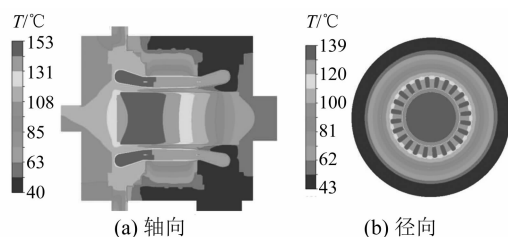
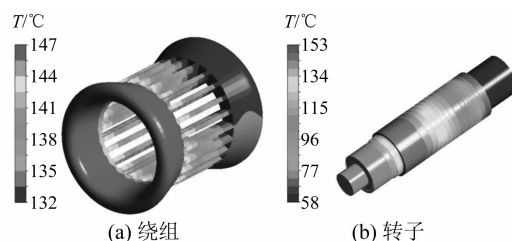
图7 流量 $0.1 \text{ m}^3/\text{s}$ 电机轴向和径向温度云图

图9和图10为机座水冷结合强迫风冷散热和强迫风冷散热方式电机各部件温度对比。从图9中的温度随流量变化规律可以看到, 随着冷却风量的增加, 空水冷散热电机各部件的温度都呈下降趋势, 在 $0.1 \text{ m}^3/\text{s}$ 时各部件温度下降幅度

图8 流量 $0.1 \text{ m}^3/\text{s}$ 绕组及转子温度云图

最大, 已经达到温升考核要求; 而在图10中, 只采用强迫风冷的散热方式则需要大于 $0.3 \text{ m}^3/\text{s}$ 才能达到相同的温升水平。随着风量的继续增加, 空水冷却散热电机的各部件温度降幅变小, 在 $0.3 \text{ m}^3/\text{s}$ 的时候温度变化趋于平稳, 说明电机在该流量下散热已经达到了平衡; 风量到 $0.5 \text{ m}^3/\text{s}$ 以后, 温度变化曲线开始呈上升趋势。这是由于电机散热达到平衡以后, 继续增加的风量已经不能带走剩余的电机热量, 反而风摩耗随着流量不断增加而递增, 从而使电机温升升高。因此, 通风量持续增大并不能提高电机的散热效果, 反而会使电机风摩耗因流量过大而使电机温升提高。

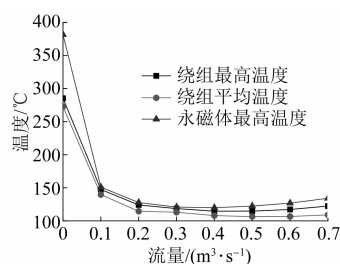


图9 空水冷散热方式电机温度随流量的变化关系

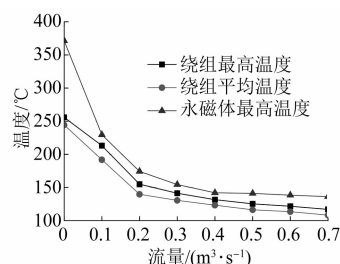


图10 空冷散热方式电机温度随流量的变化关系

在电机的高速旋转下, 转子表面受到空气的黏滞性作用使其表面受到剧烈加热(气动加热)^[13], 而永磁体对温度要求较高。图11为不同流量下电机风摩耗及永磁体温升的变化。通风量

为 $0.1\text{ m}^3/\text{s}$, 可以产生 $1\,024\text{ W}$ 的损耗, 使永磁体温升升高 21 K ; 通风量为 $0.1\text{ m}^3/\text{s}$, 可以产生 $1\,557\text{ W}$ 的损耗, 使永磁体温升升高 23 K ; 通风量为 $0.5\text{ m}^3/\text{s}$, 可以产生 $2\,027\text{ W}$ 的损耗, 使永磁体温升升高 33 K 。气隙内流速和风摩耗呈线性的变化关系, 而风摩耗对永磁体温升的影响在 $0.1\sim 0.3\text{ m}^3/\text{s}$ 时变化较小, 在风量大于 $0.3\text{ m}^3/\text{s}$ 以后, 影响显著增加。采用强迫通风方式散热的 HSPMM, 依靠增加的风量和流速来提高散热强度, 不可避免也会增加由此产生的空气摩擦损耗, 从而影响电机的温升水平。

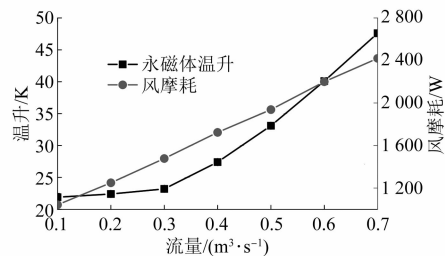


图 11 不同流量下电机风摩耗及永磁体温升的变化

2.3 温升试验

为了验证仿真计算结果的准确性, 对该电机在 163 kW 、转速 $30\,000\text{ r/min}$ 下进行温升试验, 样机试验平台如图 12 所示。电机冷却风量为 $0.13\text{ m}^3/\text{s}$, 水量为 20 L/min 。绕组温度采用预埋置温度传感器测得, 试验结束后通过电阻法得到绕组温升。仿真计算值在与试验相同的边界条件下得到。



图 12 样机试验装置图

由表 2 数据可知, 埋置法测得温度与计算结果相差 8.0% , 这是由于埋置的温度传感器在定子铁心段, 而分析计算温度云图可知, 绕组温度最高点是在定子端部, 埋置法测得的绕组温度比实际的绕组温度低; 电阻法温升与计算结果相差 4.3% , 误差满足工程实际要求, 证明仿真计算结果具有科学性和参考价值。

表 2 温升试验值和计算值对比

对比项目	试验值	计算值	误差
埋置法温度/ $^{\circ}\text{C}$	73.8	80.2	6.4
电阻法温升/ K	53.2	55.6	2.4

3 结 语

本文通过对 HSPMM 在不同通风量下的流场、转子风摩耗及温升计算分析得到如下结论:

(1) HSPMM 中, 流速与风摩耗近似成正比关系, 转子风摩耗占主要部分。通过分析电机总损耗占比可以看到, HSPMM 中转子产生的风摩耗已经成为损耗的重要组成部分, 设计时应当引起重视。

(2) 强迫通风结合机座水冷的散热方式, 只需要较小的通风量即可满足温升要求, 而只采用强迫通风的散热方式, 则需要较大的通风量才能达到相同的温升水平。随着流量的增加, 电机散热达到平衡以后, 继续增加风量, 使得转子风摩耗剧增从而使电机温升升高。

【参考文献】

[1] 董剑宁, 黄允凯, 金龙, 等. 高速永磁电机设计与分析技术综述[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(27): 4640.

[2] SAARI J. Thermal analysis of high-speed induction machines [D]. Espoo: Helsinki University of Technology, 1998.

[3] 陈鹏, 朱宪然, 鱼振民. 开关磁阻电动机流场分析及风摩损耗计算[J]. 微特电机, 2008, 36(2): 20.

[4] 邢军强, 王凤翔, 张殿海, 等. 高速永磁电机转子空气摩擦损耗研究[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(27): 14.

[5] 佟文明, 程雪斌, 舒圣浪. 高速永磁电机流体场与温度场的计算分析[J]. 电工电能新技术, 2016, 35(5): 23.

[6] 孔晓光, 王凤翔, 邢军强. 高速永磁电机的损耗计算与温度场分析[J]. 电工技术学报, 2012, 27(9): 166.

[7] 吴琳, 王宏光. 水冷电机冷却系统设计与计算[J]. 机械设计与制造, 2008(8): 40.

[8] AIROLDI G, LINGRAM G, MAHKAMOV K, et al. Computations on heat transfer in axial flux permanent magnet machines[C]//18th International Conference on Electrical Machines, 2008.

(下转第 82 页)

(2) 借助于 CFD 数字化仿真技术,应用于企业生产实际,揭示了电机内部和外部冷却通道内流体的流动特性变化规律;从场的角度利用耦合场方法对电机进行仿真分析,得到了定子径向风道的流体流量、压力和温度变化特征,揭示了电机径向方向热量传递的变化规律,发现电机径向温度最高点出现在定子绕组处;获得了电机温升、整体温度分布和电机各部件的最高温度。

(3) 调整转子通风结构,提高电机流场与温度场的协同配合,优化电机内对流换热,为该通风类型电机的行业设计人员指明了电机降低温升的优化方向,为更高功率密度的电机设计提供了理论依据。

【参考文献】

- [1] CAMILLERI R, HOWEY D, MCCULLOCH M D. Predicting the temperature and flow distribution in a direct oil-cooled electrical machine with segmented stator [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2016, 63(1): 82.
- [2] 李伟力,杨雪峰,顾德宝,等. 多风路空冷汽轮发电机定子内流体流动与传热耦合计算与分析[J]. 电工技术学报, 2009, 24(12): 24.
- [3] 王继豪,王安东,孙福春,等. 水内冷调相机定子温度场的计算与分析[J]. 大电机技术, 2020(4): 10.
- [4] 王艳武,杨立,陈翊,等. 异步电机转子三维温度场及热应力场研究[J]. 电机与控制学报, 2010, 14(6): 27.
- [5] 孙永彪,王坤. 大型空冷汽轮发电机转子三维流场计算[J]. 大电机技术, 2021(2): 7.
- [6] 温嘉斌,郑军,于喜伟. YKK 中型高压异步电动机换热分析与冷却器优化[J]. 电机与控制学报, 2015, 19(9): 33.
- [7] 贺文凯,顾德军,王鸿鹄. 两种不同通风结构对高压电机性能的影响[J]. 电机与控制应用, 2014, 41(6): 36.
- [8] BERSCH K, CONNOR P H, EASTWICK C N, et al. CFD optimization of the thermal design for a vented electrical machine [C] // 2017 IEEE Workshop on Electrical Machines Design, Control and Diagnosis (WEMDCD), 2017: 39.
- [9] 贾振宇,曲兵妮,宋建成,等. 紧凑型高压异步电机三维流体场分析及温度场仿真计算[J]. 电机与控制应用, 2021, 48(6): 77.
- [10] 徐起连,陈秀平,李岩. 异步风力发电机流动与传热分析及优化设计[J]. 电机与控制应用, 2020, 47(4): 81.
- [11] CAO Z, LI W, ZHANG X, et al. Influence of single/dual ventilation path on fluid field and temperature field of HVLSSR-PMSM with air-cooled hybrid ventilation systems [J]. Energies, 2018, 11(6): 1343.
- [12] 丁树业,仵程程. 具有径向通风结构的 5 兆瓦双馈风力发电机内流热特性[J]. 电机与控制学报, 2019, 23(10): 68.
- [13] 吴胜男,李文杰,安忠良,等. 变速恒压混合励磁风力发电机的热分析[J]. 电工技术学报, 2019, 34(9): 1857.
- [14] 韩家得,孙鹏,朱凌波,等. 立式鼠笼异步电动机三维 CFD 热计算[J]. 电机与控制学报, 2020, 24(12): 55.

(上接第 70 页)

- [9] GU G, RUAN L. A few questions about using the evaporative cooling method as the substitute for the water-cooling method in the Three Gorges' hydro-generator [C] // International Conference on Electrical Machines and Systems, 2005: 7.
- [10] 丁舜年. 大型电机的发热与冷却 [M]. 北京: 科学出版社, 1992.
- [11] 王福军. 计算流体力学分析: CFD 软件原理与应用 [M]. 北京: 清华大学出版社, 2004: 7-11.
- [12] 陶文铨. 数值传热学 [M]. 2 版. 西安: 西安交通大学出版社, 2001: 347-353.
- [13] 杨世铭, 陶文铨. 传热学 [M]. 北京: 高等教育出版社, 2004: 4-30.