

10 kW 超高速永磁电机三维瞬态温度场计算*

崔剡楷¹, 程文杰^{2,3}, 肖玲², 樊红卫⁴, 谢宗明²

(1. 湖北省地质勘查装备中心, 湖北 武汉 430034;

2. 西安科技大学 理学院, 陕西 西安 710054;

3. 西安科技大学 机械工程学院博士后科研流动站, 陕西 西安 710054;

4. 西安科技大学 机械学院, 陕西 西安 710054)

摘要: 为了考察电机在装配螺旋槽水冷套时对转子的冷却效果, 针对 1 台功率 10 kW、额定转速 90 000 r/min 的超高速永磁电机, 采用有限元方法对电机三维温度场进行了研究, 考虑了定子铁损、定子铜损、转子铁损和转子风摩擦损耗的影响。结果表明: 定转子小间隙内的空气对转子起到了类似“热密封”的作用, 当转子损耗功率较大时, 仅依靠螺旋槽水冷套并不能有效地冷却转子, 还必需辅以定转子小间隙的强迫空气冷却, 以进一步降低转子温度。研究结果为大功率高速永磁电机热设计提供了重要参考依据。

关键词: 超高速永磁电机; 热设计; 水冷; 风冷; 温度场

中图分类号: TM 301.4+1 **文献标志码:** A **文章编号:** 1673-6540(2018)02-0090-07

Calculation of 3D Transient Temperature Fields of the 10 kW Ultra High Speed PM Motor*

CUI Guikai¹, CHENG Wenjie², XIAO Ling², FAN Hongwei², XIE Zongming²

(1. Hubei Geological Survey Equipment Center, Wuhan 430034, China;

2. Department of Basic Courses, Mechanics Research Center, Xi'an University of Science and Technology, Xi'an 710054, China;

3. Center for post-doctoral studies, School of Mechanical Engineering, Xi'an University of Science and Technology, Xi'an 710054, China;

4. School of Mechanical Engineering, Xi'an University of Science and Technology, Xi'an 710054, China)

Abstract: In order to check the cooling effect of the motor by using the spiral water jacket, a three-dimensional temperature field of the motor was studied by finite element method for a ultra-high speed PM motor with a rated 10 kW, 90 000 r/min considered stator iron loss, stator copper loss, rotor iron loss and rotor wind friction loss. The results showed that the air in the stator-rotor narrow gap seems to impose a heat sealed on the rotor. Therefore, it would not very effectively to cool the rotor with a significant loss power by the spiral water jacket only. Some additional cooling method, such as forced air cooling, should be applied in order to reduce the rotor temperature further. The results provided an important reference for the thermal design of high power high speed PM motor.

Key words: ultra-high speed permanent magnet motor; thermal design; hydrocooling; forced air cooling; temperature field

* 基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51605380, 11502196); 中国博士后资助项目(2015M580865, 2016M602842); 西部地区博士后人才资助计划(2017M613291XB); 陕西省教育厅资助项目(15JK1483, 16JK1494); 西安科技大学博士启动金(6310117013, 2015QDJ039)

作者简介: 崔剡楷(1983—), 男, 工程师, 研究方向为地质机械、机械设备温度场、应力场分析。

0 引言

高速永磁电机的功率等级覆盖小到几百瓦大到兆瓦级的范围,其在飞轮储能^[1]、电动汽车^[2]、飞机发动机^[3]、透平压缩机^[4]和微型燃气轮机^[5]等领域具有广阔的应用前景。高速电机的体积远小于同等功率的常速电机,但不仅功率密度和损耗密度大,而且散热困难,如果不采用特殊散热措施,会使电机温升过高,从而降低电机性能甚至使得电机失效。设计良好的冷却系统,能有效地降低定转子温升,是大功率高速电机能长期稳定运行的关键^[6]。

目前已有一些学者针对高速永磁电机的热设计进行了研究。文献[7-8]针对1台1.12 MW、18 000 r/min的高速永磁电机,设计了螺旋水道、直槽水道与混合通风、轴向通风不同组合下的冷却方案,并进行了多物理场综合设计。文献[9]研究发现轴向“Z”字型和周向螺旋型水套的冷却效果相当,但是因前者的直角转弯较多,流阻较大,故需要更多的功率驱动水的循环;另外,水道数、水道横截面尺寸、水速的增加对电机冷却效果的提升作用是有限的,即对于1台特定的电机,这些参数应存在一组最优设计值。在进行通风冷却时,电机的温度场受流场的影响,定转子小间隙的散热可以用流固耦合模型求解^[7,10]。为简化电机温度场计算,定子外壳水、油冷可以用施加在定子外径上的等效对流换热系数描述^[11-13],而定转子小间隙的散热既可以用转子-定子间换热系数描述^[11,14-16](该系数一般采用流固耦合求解获得,如求解永磁体表面对流换热系数),也可以用静止空气的有效导热系数来描述。工程中还可以采用定子浸油冷却加强散热能力,但一般需要引入隔油环,针对这种冷却方式,文献[17]进行了1台117 kW、60 000 r/min超高速永磁同步发电机的三维温度场计算分析。为了进一步解决转子冷却问题,文献[18]提出了喷雾式蒸发冷却技术,利用相变吸热原理实现空心永磁转子蒸发冷却。

对于小功率的低速电机,转子损耗小,整机采用风冷或者定子外壳水冷,即可将转子温度控制在合理范围内。但是对于超高速永磁电机,单独采用定子外壳水冷是否可行?定转子小间隙内空气对转子的散热究竟有怎样的影响?以上问题的

研究对此类电机的热设计有非常重要的意义。为此,本文以1台10 kW、90 000 r/min超高速永磁同步电机为例,采用有限元法对电机三维瞬态温度场进行计算,对定转子间隙空气的传热特性进行分析,得到了一些规律。这对此类电机的热设计具有一定的理论和工程意义。

1 三维瞬态温度场模型

在已知热源和冷却条件的情况下,电机要经过热不平衡状态达到热平衡状态,这时某些部件的温度可能会超过允许值。为此,需要进行电机的3D瞬态温度场分析,以便获取有关部件温度的时间历程数据。

1.1 模型假设及边界条件

瞬态场计算的关键之一在于对定转子环形小间隙空气传热的处理。如引言所述,目前有两种简化的处理方式:(1)等效热导率法。如果单位时间内静止流体在定转子之间所传递的热量和流动空气所传递的热量相等,那么可以将旋转的转子视为静止不动,而只需要修改空气的热导率,用导热来等效对流换热。(2)等效对流换热系数法。此法需要在转子外表面和定子内表面设置等效的对流换热系数,并需要实时地更新环形间隙内空气的主流区温度。实际上,等效热导率法的应用是有局限性的,其只能考虑转子旋转引起的对流换热效果,无法计入轴向通风时的散热效果。等效对流换热系数法需要尽量减小时间步长以获取更准确的主流区温度值,虽然增加了计算量,但是既能考虑转子旋转,也能考虑轴向通风对散热的影响。

由于螺旋水槽是非对称结构,故建立了电机的全模型进行分析,1/4模型如图1所示。其中,定子绕组采用环形绕组,定子外径上有翅片,外绕组嵌在翅片之间,翅片被一层铜环包裹,再一起装配进铝制水冷套中。

在额定工况下,电机内部各部件的损耗已达到稳定值,在仿真初始时刻,可以将该稳定损耗作为热源加载进模型中。对流换热系数与换热过程中流体的物理性质、流速、换热表面的形状、粗糙度等因素相关。当入口流速较大时,出口温度与入口温度相差不大,基于此,做如下基本假设和施加边界条件:(1)忽略端部绕组,将端部绕组的热

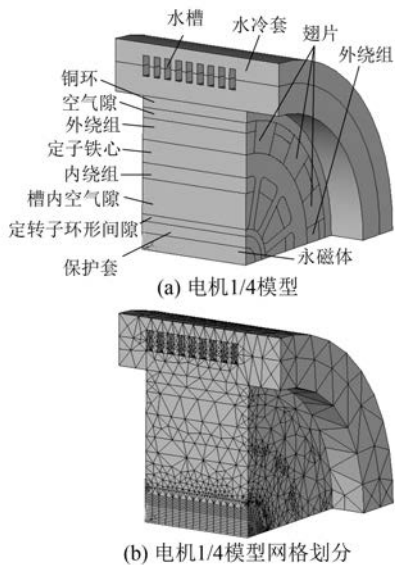


图 1 电机的 3D 模型

折算进内部绕组中。(2) 螺旋水槽的冷却作用用施加在槽内壁面的平均对流换热系数体现,且水槽内主流区温度恒定。(3) 设置定转子环形间隙内空气的等效热导率系数来描述转子旋转时的对流换热的效果。在转子表面设置等效对流换热系数来描述转子旋转和轴向通风同时作用下的对流换热效果。(4) 电机各部件的热源和对流换热系数不随时间变化。(5) 电机的两个端面视为绝热。

1.2 电机各部件的热源

考虑了定子铁损、定子铜损、转子铁损和转子风摩擦损耗的影响。

铁耗为磁滞损耗与涡流损耗之和,工程上常采用以下经验公式计算铁耗系数 $K_{phe} (W \cdot kg^{-1})$:

$$K_{phe} = P_{10/50} B^2 \left(\frac{f}{50} \right)^{1.3} \tag{1}$$

式中: $P_{10/50}$ —— $B=1\text{ T}$ $f=50\text{ Hz}$ 时,单位重量铁心的损耗,取值 2.0~2.8,高含硅量硅钢片取较小值,反之取较大值。

铁耗的计算公式为

$$P_{Fe} = k_a K_{phe} G_{Fe} \tag{2}$$

式中: k_a ——经验系数;

G_{Fe} ——铁心重量。

铜耗为定子绕组中电流产生的电阻损耗。实际上,高速电机绕组通常选择线径远小于集

肤深度的导线,于是可以用式(3)计算绕组铜损耗^[19] :

$$P_{Cu} = m I_1^2 R_1 \tag{3}$$

式中: m ——相数;

I_1 ——定子相电流有效值;

R_1 ——定子交流相电阻。

高速电机转子圆周表面摩擦损失决定于转子表面粗糙度、转子转速及空气的性质,可以表示为^[20]

$$P = k C_f \pi \rho \omega^3 r^4 l \tag{4}$$

$$C_f = \frac{0.015}{Re_\delta^{0.24}} \left[1 + \left(\frac{8}{7} \right)^2 \left(\frac{4Re_a}{Re_\delta} \right)^2 \right]^{0.38} \tag{5}$$

式中: k ——表面粗糙度,表面光滑时为 1;

C_f ——摩擦因数,取决于速度和气体的性质;

ρ ——气体密度;

ω ——转子角速度;

r ——转子半径;

l ——转子长度;

Re_δ ——轴向雷诺数, $Re_\delta = \frac{\rho \omega r \delta}{\mu}$;

Re_a ——径向雷诺数, $Re_a = \frac{\rho v_a 2\delta}{\mu}$;

μ ——气体动力黏度;

v_a ——气流轴向速度;

δ ——定转子之间间隙。

转子涡流损耗大小取决于很多因素,比如:定子结构(开槽或不开槽),永磁体拓扑结构(径向、平行、Halbach 充磁)、转子转速、载荷和材料属性等。本文转子涡流损耗估算采用了文献[21]中的方法,如表 1、表 2 所示。

表 1 电机各部件损耗				W
项目	定子铁损	定子铜损	转子涡流损耗	转子风摩擦损耗
损耗值	500	245	201	35

表 2 电机各部件主要尺寸					10 ⁻³ m
定子内径/mm	保护套外径/mm	保护套内径/mm	铁心长度/mm	螺旋线半径/mm	螺旋槽数
15.5	12.5	75	52	80	8.5

1.3 对流换热系数和有效导热系数

采用水冷槽的当量直径 $d_e=5.80\text{ mm}$,假设热

稳定后,进、口水温之差 $\Delta T = 5 \text{ K}$, 水的初始温度为 $20 \text{ }^{\circ}\text{C}$, 要求水的流量为 $Q = \frac{P_{\text{loss}}}{C_w \Delta T}$, 其中 P_{loss} 为通过定子外壳传递的损耗功率, C_w 为水的比热容。据此可以算出水流的速度 u , 根据 $R_a = u d_e / \nu$, 算出槽内水流的雷诺数 $R_a = 881$ (层流), 其中, ν 为水的运动黏度。因为槽的当量直径与螺旋线直径之比为 3.63% , 远小于 1 , 所以可以忽略螺旋槽的曲率效应。非圆截面管道充分发展的层流的努塞尔特数 N_u 见文献[22], 进而得到对流换热系数 $h = N_u \lambda / d_e = 533 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 。

通常情况下,定转子环形小间隙内空气的流动为紊流,气隙的有效导热系数可以根据文献[16]计算: $\lambda_{\text{eff}} = 0.0019 \eta^{-2.9084} Re^{0.4614 \ln(3.33361\eta)}$, η 为转子外径与定子内径之比, $Re = \omega \delta / \nu_{\text{air}}$, ω 为转子角速度, r 为转子外半径, δ 为气隙厚度, ν_{air} 为空气的运动黏度。计算得到 $\lambda_{\text{eff}} = 0.4529 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 。气体强迫对流换热时,表面传热系数的一般范围为 $25 \sim 250 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ [22]。根据室温下电机材料属性(表3),可以通过热流耦合计算出转子表面对流传热系数平均值为 $h_{\text{rotor}} = 150 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 。

表3 室温下电机材料属性

材料	密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	比热容 $J/(\text{kg} \cdot \text{K})$	热导率 $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$
永磁体	7 800	430	8.9
保护套	8 240	481	14.7
硅钢片	7 700	465	60.0
空气	1 290	1 000	0.03
绕组	8 880	386	380
水冷套	2 600	881	230

2 水冷和风冷下的电机瞬态温度场分析

2.1 定子外壳螺旋槽水冷

当电机只有定子外壳水冷时,设置定转子环形间隙内空气的等效热导率系数,计算结果如下:

(1) 转子内部温度趋于一个稳定值,见图2。由图2说明电机最终会达到热平衡状态,达到热平衡态的时间约为 750 s 。稳态时,转子最高温度 688 K ($415 \text{ }^{\circ}\text{C}$),已经超过了钕钴永磁体的工作温度($350 \text{ }^{\circ}\text{C}$),说明了通过定子外壳水冷来对转子进行散热的方案是不合适的。

(2) 电机稳态温度场云图,见图3。由图3

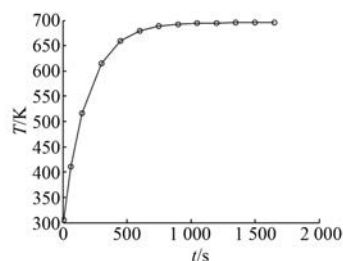


图2 定子外壳水冷时转子内部温度-时间曲线

可以看出转子温度最高,定转子环形小间隙内空气的温度次之,其他部件,包括硅钢片、槽内空气、绕组等温度最低。

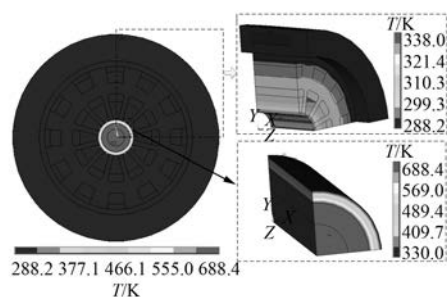


图3 定子外壳水冷 750 s 时电机的温度场

(3) 环形小间隙内空气温度随半径近似呈线性分布,且内表面处的温度比外表面处的高约 358 K ,见图4。由图4说明转子的热量通过这层环形空气传递给了定子硅钢片和定子槽内空气。尽管空气的比热容很大,但是密度非常小,所以环形空气所存储的热量非常小,约为 6.3 J 。虽然,稳态时环形空气的散热功率与转子的发热功率相等,但是在 750 s 之前,转子的温度会急剧上升,主要由两方面的因素引起:(1) 由于空气的等效热导率较小,使得转子的热量较难传递进空气环中,空气环对转子产生了热屏蔽效应;(2) 环形空气储热量小,在初始时刻,空气无法更多地吸收转子的热量,从而引起转子温度迅速上升。

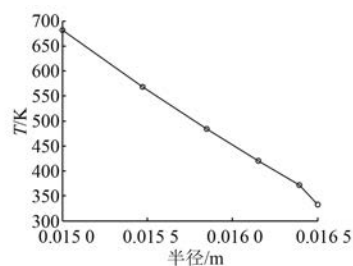


图4 定子外壳水冷 750 s 时环形空气的温度场

2.2 定子外壳螺旋槽水冷加转子小间隙强迫风冷

当电机采用混合冷却时,即定子外壳水冷加转子强迫风冷,在转子外表面设置对流传热系数平均值 h_{rotor} ,计算结果如图5、图6所示。

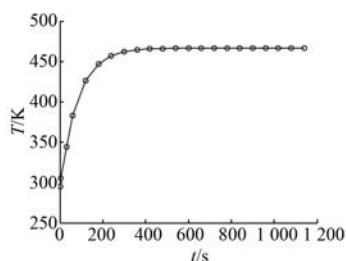


图5 混合冷却时转子内部温度-时间曲线

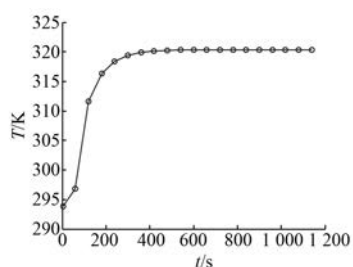


图6 混合冷却时环形空气主流区温度-时间曲线

如图5所示,转子在300 s时达到热平衡。稳态时,转子最高温度466 K(193 ℃),远低于钕钴永磁体的工作温度,说明采用混合冷却对转子进行散热的方案是可行的。图6为混合冷却时环形间隙空气的主流区温度随时间变化的曲线,稳

态时,最高温度为321 K(48 ℃),本文中主流区为靠近定子内径处那部分空气。

采用混合冷却时,定子各部件的温度场如图7所示。在初始时刻,定子外层铜环温度还未上升,所以水槽的对流换热量也比较小,在热源的作用下定子高温区分布广,涵盖了硅钢片、内层绕组、定子槽内空气,如图7(a)所示。当铜环温度上升后,水槽对流换热能力加强,高温区缩小,集中在定子齿下半部分,如图7(b)所示。随着时间的发展,高温区进一步缩小,最后集中在定子齿的极靴附近,如图7(c)、图(d)所示。另外值得注意的是,定转子环形间隙内的空气对硅钢片和定子槽内空气有加热作用,但高温空气区仅仅分布于槽开口处,没有向定子槽内扩展,原因如下:(1)硅钢片导热率高,能快速地将与其接触的空气热量通过翅片传递至水槽;(2)空气热导率低、槽开口尺寸又太小,导致传递进定子槽内的热量少。从而使得定子槽内的空气温度会远低于定转子环形区内空气温度。

采用混合冷却时,转子各部件的温度场如图8所示,转子的损耗全部以体热源的方式加载进保护套中。图8(a)所示,1 s时保护套的温度最高。随着时间的发展,保护套的热量会逐渐向转子内部传递,同时由于转子表面对流换热的作用,转子表面温度将会下降。图8(b)所示,转子中心内部温度最低,保护套外表面温度低于内径处温度。对于实心转子,转子中心处无法散热,故

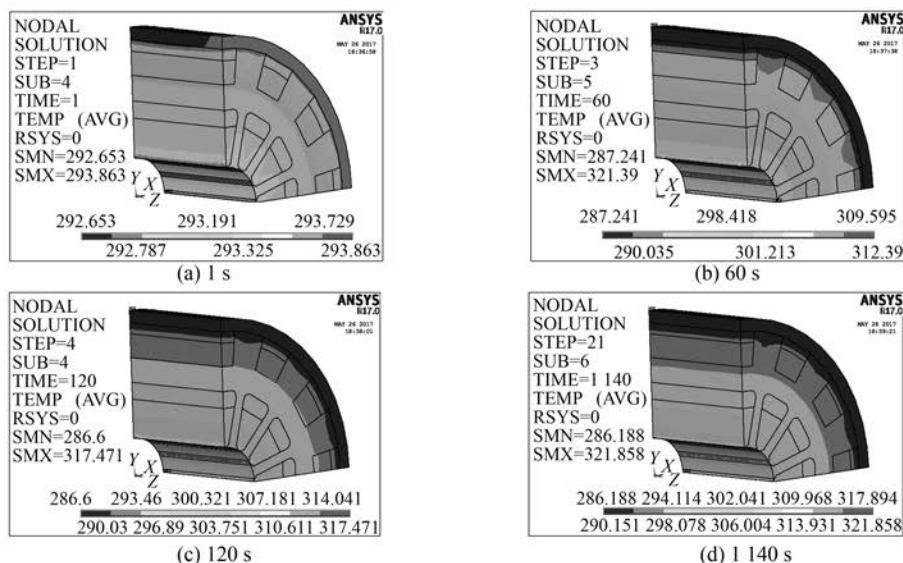


图7 混合冷却时定子部件的温度场云图

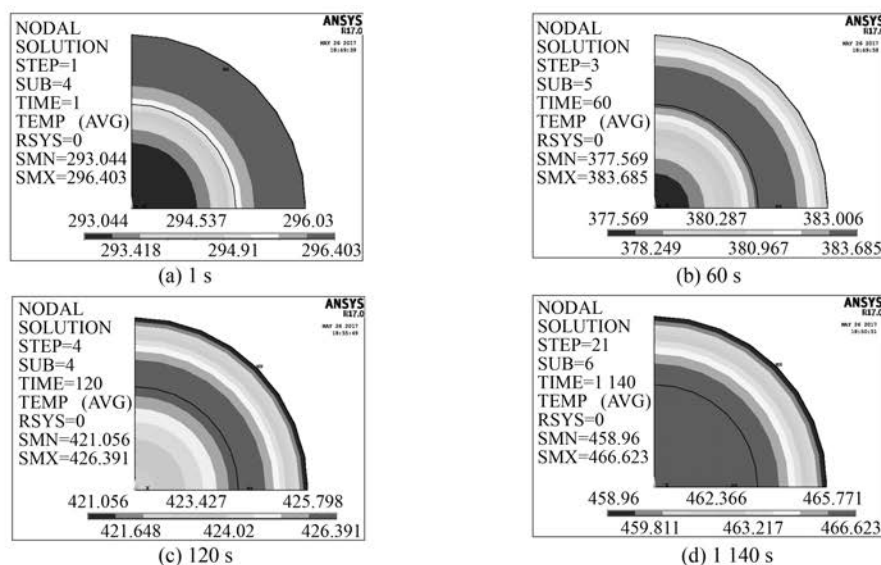


图8 混合冷却时转子部件的温度场云图

热量会在转子中心累积,使得中心温度越来越高。图 8(c)所示,中心温度已高于转子表面温度。达到稳态时,转子内部温度是均匀的,只在靠近表面处有较大的温度梯度。图 8(d)所示,转子内外温差为 7.7 K。

3 结 语

(1) 对于本文所研究的 10 kW 超高速电机,仅依靠定子外壳水冷来对转子进行散热的方案是不合适的,还必需对转子进行强迫风冷。当采用水冷和风冷混合冷却方案时,转子稳态最高温度为 193 ℃,满足热设计要求。

(2) 由于空气的等效热导率较小,使得转子的热量较难传递进空气环中,空气环对转子产生了热屏蔽效应;另外,环形空气储热量小,在初始时刻,空气无法更多地吸收转子的热量,从而导致初始时转子温度急剧上升。

(3) 硅钢片导热率高,能快速地将与其接触的空气热量通过翅片传递至水槽;另外,空气热导率低、槽开口尺寸又太小,导致环形空气区传递进定子槽内的热量少,使得定子槽内的空气温度会远低于定转子环形区内空气温度。

【参 考 文 献】

[1] CAO H, KOU B, ZHANG D, et al. Research on loss of high speed permanent magnet synchronous motor for flywheel energy storage [C] // 16th IEEE

International Symposium on Electromagnetic Launch (EML) Technology, Beijing, China, 2012: 1-6.

- [2] NERG J, RILLA M, RUUSKANEN V, et al. Direct-driven interior magnet permanent-magnet synchronous motors for a full electric sports car [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2014, 61(8): 4286-4294.
- [3] FERNANDO W U N, BARNES M, MARJANOVIC O. Direct drive permanent magnet generator fed AC-DC active rectification and control for more-electric aircraft engines [J]. IET Electric Power Applications, 2011, 5(1): 14-27.
- [4] BLUNIER B, MIRAoui A. Proton exchange membrane fuel cell air management in automotive applications [J]. Journal of Fuel Cell Science and Technology, 2010, 7(4): 1571-1574.
- [5] 田野, 孙岩桦, 杨利花, 等. 带弹性支撑和挤压油膜阻尼器的高速电机支撑系统实验研究 [J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(27): 79-86.
- [6] 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): 1-18.
- [7] 张凤阁, 杜光辉, 王天煜, 等. 1.12 MW 高速永磁电机不同冷却方案的温度场分析 [J]. 电工技术学报, 2014, 29(增刊 1): 66-72.
- [8] 张凤阁, 杜光辉, 王天煜, 等. 1.12 MW 高速永磁电机多物理场综合设计 [J]. 电工技术学报, 2015, 30(12): 171-180.
- [9] 佟文明, 程雪斌. 高速水冷永磁电机冷却系统分析 [J]. 电机与控制应用, 2016, 43(3): 16-21.

- [10] 张松,张立春.永磁推进电机损耗及冷却效能分析[J].电机与控制应用,2013,40(12): 1-4.
- [11] 汪远林,窦满峰.高功率密度永磁同步电动机散热设计及热场分析[J].微特电机,2013,41(5): 23-31.
- [12] 胡萌,李海奇,李旭光,等.电动车用水套冷却永磁电机损耗及温度[J].电机与控制应用,2014,41(1): 27-32.
- [13] 丁杰,张平.永磁同步电机的冷却结构优化设计及温度场仿真[J].微特电机,2016,44(6): 31-34.
- [14] CHUDI P, MALMQUIST A. Development of a small gas turbine-driven high-speed permanent magnet generator [M]. Stockholm: The Royal Institute of Technology, KTH, 1989.
- [15] 丁树业,王海涛,郭保成,等.50 kW 永磁同步电机内流体流动特性数值研究[J].电机与控制学报,2014,18(9): 30-36.
- [16] 曹君慈,李伟力,程树康,等.复合笼条转子感应电动机温度场计算及相关性分析[J].中国电机工程学报,2008,28(30): 96-103.
- [17] 张晓晨,李伟力,邱洪波,等.超高速永磁同步发电机的多复合结构电磁场及温度场计算[J].中国电机工程学报,2011,31(30): 85-92.
- [18] 王天煜,温福强,马振杰.高速永磁电机转子蒸发冷却系统数值模拟[J].大电机技术,2017(3): 1-6.
- [19] 王秀和,杨玉波,朱长青.异步起动永磁同步电动机——理论、设计与测试[M].北京:机械工业出版社,2009.
- [20] 王继强.高速永磁电机的机械和电磁特性研究[D].沈阳:沈阳工业大学,2006.
- [21] MIROSLAVR M, YVES P. Analytical solution for rotor eddy-current losses in a slotless permanent-magnet motor: the case of current sheet excitation[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2008, 44(3): 386-393.
- [22] 赵镇南.传热学[M].北京:高等教育出版社,2008.

收稿日期: 2017 -06 -02

(上接第 89 页)

矩响应与参数不变时一致。这也证明了系统能够克服参数变化造成的影响。

4 结 语

本文研究了一种新型的参考电压矢量预测方法,在保持性能良好的情况下,克服了传统方法对电机参数的依赖。在实际中,电机运行情况的改变很容易令参数发生变化,因此该方法更能适应实际情况,具有很好的实用价值。

【参考文献】

- [1] 王成元,夏加宽,孙宜标.现代电机控制技术[M].北京:机械工业出版社,2013.
- [2] 杨建飞.永磁同步电机直接转矩控制系统若干关键问题研究[D].南京:南京航空航天大学,2011.
- [3] 李耀华,刘卫国.永磁同步电机直接转矩控制不合理转矩脉动[J].电机与控制学报,2007,11(2): 148-152.
- [4] 廖永衡,冯晓云,王珍.无差拍空间矢量调制直接转矩控制简化设计[J].电工技术学报,2011; 26(6): 95-101.
- [5] TANG L, ZHONG L, RAHMAN M F, et al. A novel direct torque controlled interior permanent magnet synchronous machine drive with low ripple in flux and torque and fixed switching frequency [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2004, 19(2): 346-354.
- [6] 孙丹,贺益康.基于恒定开关频率空间矢量调制的永磁同步电机直接转矩控制[J].中国电机工程学报,2005,25(12): 112-116.
- [7] 廖永衡,冯晓云,王珍.基于定子磁链滑模观测器的异步电机空间矢量调制直接转矩控制[J].中国电机工程学报,2012,32(18): 88-97.
- [8] 李耀华,马建,刘晶郁,等.永磁同步电机直接转矩控制电压矢量选择[J].长安大学学报(自然科学版),2013,33(6): 102-109.
- [9] MERZOUG M S, BENALLA H, NACERI H. Speed estimation using extended filter kalman for the direct torque controlled permanent magnet synchronous motor (PMSM) [C] // Second International Conference on Computer and Electrical Engineering, IEEE Computer Society, 2009: 122-127.
- [10] 徐艳平,钟彦儒,杨惠.一种基于空间矢量调制的永磁同步电动机新型直接转矩控制方案[J].电工技术学报,2008,23(11): 47-52.
- [11] 王斌,王跃,王兆安.空间矢量调制的永磁同步电机直接转矩控制[J].电机与控制学报,2010,14(6): 45-50.
- [12] 张华强,王新生,魏鹏飞,等.基于空间矢量调制的直接转矩控制算法研究[J].电机与控制学报,2012,16(6): 13-18.
- [13] 韩亚军,朱亚红.基于滑模和空间矢量调制的永磁同步电动机直接转矩控制[J].微特电机,2012,40(6): 53-56.

收稿日期: 2017 -05 -09