

电动汽车驱动电机三维 CFD 热分析与温升测试研究

刘 雄¹, 熊 飞¹, 朱林培¹, 刘 剑¹, 杨博智²

(1. 广汽研究院, 广东 广州 511434;

2. 广汽硅谷研发中心, 美国 加利福尼亚州 森尼韦尔 94086)

摘 要: 针对电动汽车驱动电机在整车极限工况下的温升问题, 采用流-固共轭传热数值计算方法对永磁同步电机的散热性能进行了仿真计算, 得到了不同工况下电机定转子的温度分布规律。利用滑环模块解决了转子温升测试的难题, 将不同整车工况下电机的温升测试数据和计算流体动力学 (CFD) 仿真结果对比, 验证了仿真计算模型及方法的准确性, 为整车在各种行驶路况下准确获取电机内永磁体工作温度提供了理论支持。

关键词: 电动汽车驱动电机; 永磁同步电机; 流-固共轭传热; 滑环模块; 温度分布

中图分类号: TM 351 **文献标志码:** A **文章编号:** 1673-6540(2019)03-0083-07

Three-Dimensional CFD Thermal Analysis and Temperature Rise Test of Drive Motor for Electric Vehicle

LIU Xiong¹, XIONG Fei¹, ZHU Linpei¹, LIU Jian¹, YANG Bozhi²

[1. Guangzhou Automotive Engineering Institute (GAEI), Guangzhou 511434, China;

2. GAC Silicon Valley R&D Center, Sunnyvale 94086, CA, USA]

Abstract: Aiming at the temperature rise problem of drive motor for electric vehicle under extreme conditions, the numerical method of fluid-solid conjugate heat transfer was used to simulate the heat dissipation performance of a permanent magnet synchronous motor. The temperature distribution of the stator and rotor under different working conditions was obtained. The slip ring module was used to solve the problem of rotor temperature rise test. The data of temperature rise test and computational fluid dynamics (CFD) simulation results of different vehicle conditions were compared to verify the accuracy of the numerical model and method. This research provided theoretical support for accurately obtaining the operating temperature of permanent magnets in the motor under driving conditions.

Key words: drive motor for electric vehicle; permanent magnet synchronous motor (PMSM); flow-solid conjugate heat transfer; slip ring module; temperature distribution

0 引 言

驱动电机作为电动汽车驱动系统的核心, 具有功率密度高、起动转矩大、弱磁范围宽、振动噪声小等特点, 其性能直接影响着电动汽车的整车性能。车用驱动电机的高功率密度、高转矩密度以及高速运行时的风摩损耗致使电机发热较为严重, 另外其散热方式通常是水套结构间接水冷, 对

于定子铁心和绕组的冷却具有不错的效果, 但转子的散热条件较差。由此带来的电机温度过高会使永磁体永久性退磁、定子绕组绝缘材料失效, 严重影响电机性能和使用寿命, 进而影响电动汽车的可靠运行^[1]。因此, 需要对驱动电机进行热仿真分析, 研究电机内永磁体及绕组等部件的温升分布规律。王淑旺等^[2]采用流体场与温度场耦合的方法计算出车用永磁同步电机 (PMSM) 额定和

作者简介: 刘 雄 (1990—), 男, 硕士, 研究方向为电动汽车动力电机热管理。

熊 飞 (1984—), 男, 博士, 研究方向为电动汽车三电系统可靠性。

峰值工况条件下的温度场,并搭建试验平台验证了定子绕组温升结果。刘蕾等^[3]利用计算流体力学(CFD)方法研究了车用 PMSM 工作在额定工况及连续变功率工况时的温度场,并搭建了试验平台,对电机进行了实际的温升试验,验证了仿真的准确性。

车用驱动电机在运行过程中,由于转子处于高速旋转的状态,从而直接测量转子铁心以及永磁体的温度比较困难。目前工程上常用的方法是读取埋置在定子端部绕组处传感器的温度,利用定子温度来预测转子永磁体的温度。该方法获得的转子温度与实际温度存在较大的偏差,存在永磁体因温升过高出现退磁的风险。准确计算和测量转子永磁体的工作温度对确保电机的安全稳定运行具有切实的工程意义。

本文主要对电动汽车驱动电机整机温度场计算以及测试开展研究,利用 CFD 计算分析整车工况下电机的散热性能。设计了定转子温升试验,制造测试样机并搭载台架完成温升试验,验证了仿真计算的准确性,为实际整车在各种工况下把控驱动电机内部永磁体工作温度提供数据支持。

1 电机三维 CFD 温度场计算数学模型

1.1 电机内传热数学计算模型

基于流体-固体共轭传热的方法对电动汽车驱动电机三维温度场进行数值计算,根据传热学基本理论研究电机瞬态温度场和导热微分方程中含时间项。在笛卡儿坐标系下,驱动电机内部传热过程可以简化为含有内热源的三维瞬态导热问题,可用拉普拉斯微分方程描述其热平衡方程。导热微分方程和边界条件可表示为

$$\begin{cases} k_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + k_z \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + q_v = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \\ T|_{s_1} = T_w \\ -k \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{s_2} = q_w \\ k \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{s_3} = -h(T - T_f) \end{cases} \quad (1)$$

式中: k_x, k_y, k_z ——求解域内各种固体材料沿 x, y, z 方向的导热系数;

T ——固体待求温度;
 q_v ——体热源密度;
 ρ ——固体的密度;
 c ——固体的比热容;
 t ——时间项;
 s_1, s_2, s_3 ——求解域固体边界面;
 n —— s_2 边界面的法向量;
 T_w ——边界面温度;
 q_w ——边界面热流密度;
 h ——边界面对流换热系数;
 T_f ——水套附近冷却液的温度。

1.2 水套内三维流体计算模型

驱动电机水套内冷却液流动遵循质量守恒、动量守恒及能量守恒三大物理守恒定律。通常将冷却液视为不可压缩流体,则三维流体通用控制器方程^[4]可表示为

$$\frac{\partial(\rho\varphi)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u\varphi)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v\varphi)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w\varphi)}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\Gamma \frac{\partial \varphi}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\Gamma \frac{\partial \varphi}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\Gamma \frac{\partial \varphi}{\partial z} \right) + S_\varphi \quad (2)$$

式中: ρ ——流体密度;
 φ ——通用变量;
 u, v, w ——流体在 x, y, z 方向上速度分量;
 Γ ——扩展系数;
 S_φ ——源项。

电机散热过程中,水套内冷却液流动状态处于湍流形式,故可采用标准的 $k-\varepsilon$ 湍流数值模型,相应的控制方程^[5]为

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho u_i \frac{\partial k}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - \rho \varepsilon \\ \rho \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \rho u_i \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} G_k \frac{\varepsilon}{k} - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \end{cases} \quad i, j = 1, 2, 3 \quad (3)$$

式中: μ_t ——湍流黏性系数, $\mu_t = \rho C_\mu k^2 / \varepsilon$;
 $\sigma_k, \sigma_\varepsilon$ ——湍动能 k 和耗散率 ε 的有效湍流普朗特数的倒数;
 G_k ——平均速度梯度引起的湍动能;
 $C_{1\varepsilon}, C_{2\varepsilon}, C_\mu$ ——经验常数。

当电机内部温度场趋于稳态时,式(1)、式(2)和式(3)均不含时间项。

驱动电机内热量主要通过机壳内冷却液带走,最终会达到一个热平衡状态。冷却液换热量可按式(4)计算:

$$Q' = c_p q_m \Delta T_f \quad (4)$$

式中: Q' ——冷却液的换热量;

c_p ——冷却液的定压热容;

q_m ——冷却液入口质量流量;

ΔT_f ——冷却液在电机内吸热后进出口温差。

1.3 电机端部空气接触面的换热计算

端部空气通常指电机机壳、端盖、转子总成与定子总成所围成的轴向两端空间内的空气。由于转子在高速旋转时端部空气的流动状态不易确定,加上端部空间的结构较为复杂,为了简化计算模型,在电机各部件与端部空气接触面处施加等效对流换热系数,而不建立端部空气模型。国内外不少学者对端部空气的换热情况开展了研究并提出了计算公式^[6-9]如下。

转子平衡端板端面的对流换热可以计算为

$$Nu = \begin{cases} 0.355 \cdot Re^{0.5}, & Re < 1.82 \times 10^5 \\ 0.015 \cdot Re^{0.8}, & Re > 2.82 \times 10^5 \end{cases} \quad (5)$$

转轴与端部空气接触面处的对流换热可计算为

$$Re = \frac{\omega D^2}{2v}$$

$$Gr = [g\beta(T_s - T_\infty)D^3]/v^2$$

$$Nu = \begin{cases} 0.355 \cdot Re^{0.5}, & 1\,000 < Re < 8\,000 \\ 0.076 \cdot Re^{0.7}, & Re > 8\,000 \end{cases} \quad (6)$$

式中: Nu ——努塞尔数;

Re ——雷诺数;

ω ——转轴旋转的角速度;

D ——转轴外径;

v ——空气流体的运动黏度;

Gr ——格拉晓夫数;

g ——重力加速度;

β ——空气的热膨胀系数;

T_s ——转轴圆柱面的平均温度;

T_∞ ——靠近转轴的空气温度。

定子铁心和端部绕组处的对流换热可以计算为

$$Nu = 0.103 \cdot \sqrt[3]{Re^2} \quad (7)$$

1.4 电机气隙处的换热计算

电机气隙内部充满空气,转子高速旋转带来的离心力带动气隙内空气产生轴向的泰勒涡旋,增强与定转子之间对流换热效果, Romanazzi 等^[10-11]通过理论研究和 CFD 仿真对比归纳出气隙内空气不同流动状态的换热计算表达式如下:

$$Ta = \frac{\omega^2 R_m g^3}{v^2} \frac{1}{F_g}$$

$$F_g = \frac{\pi^4}{1\,967P} \frac{R_i + R_o}{2R_i}$$

$$P = 0.057 \, 1 \left(1 - 0.652 \frac{g}{R_i} \right) + 0.000 \, 56 \left(1 - 0.652 \frac{g}{R_i} \right)^{-1}$$

$$Ta_m = Ta/F_g$$

$$Nu = \begin{cases} 1, & Ta_m < 1740 \\ 0.064 \cdot Ta_m^{0.367}, & 1740 < Ta_m < 10^4 \\ 0.205 \cdot Ta_m^{0.241}, & 10^4 < Ta_m < 10^6 \end{cases}$$

$$k_{eff} = k_{air} \cdot Nu \quad (8)$$

式中: Ta ——泰勒数;

F_g ——几何因子;

Ta_m ——改进泰勒数;

R_i, R_o, R_m ——气隙内径、外径和平均半径;

k_{air} ——空气的导热系数;

k_{eff} ——气隙内空气的有效导热系数。

2 电机三维 CFD 温度场分析及边界条件

2.1 分析对象及网格模型

本文研究对象为一款电动汽车用水冷式 PMSM,机壳内冷却系统采用周向螺旋水路结构,进出水口分别位于电机轴向两端。电机的基本参数如表 1 所示。电机绕组采用的绝缘材料耐温等级为 H 级,最高容许工作温度为 180 ℃;永磁体材料持续工作不发生退磁所允许的最高温度为 180 ℃,温升限值为 160 K。为了改善电机齿槽转矩和转矩脉动,转子采用六段斜极结构。建立电机热分析模型前需要对其几何模型进行简化,去除接线盒、旋变等部件,去掉小倒角、螺栓、安装孔等不影响热传导的几何特征,如图 1 所示。在 Star-CCM+ 软件中建立 CFD 仿真模型,面网格采

表 1 电机的基本参数

参数名称	参数值	参数名称	参数值
额定功率/kW	50	定子外径/mm	220
额定转速/(r·min ⁻¹)	3 980	转子外径/mm	142
峰值功率/kW	130	气隙厚度/mm	0.6
最高转速/(r·min ⁻¹)	12 800	叠高/mm	147
极对数	4	定子槽数	48

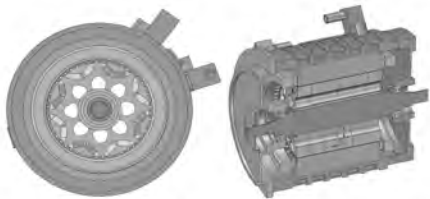


图 1 电机几何模型

用三角形单元,面网格划分应保证拓扑几何不失真,体网格划分采用多面体+棱形边界层网格,流体域壁面网格保证 3 层边界层,如图 2 所示,求解域体网格数量为 400 万个。

2.2 计算工况及电机损耗

选取实际整车极限工况作为计算工况,包括低速爬坡、高速爬坡和超高速平路工况,对应的驱



图 2 电机热分析体网格

动电机输出转速和扭矩分别为 2 900 r/min 和 80 N·m、8 600 r/min 和 49 N·m 以及 10 000 r/min 和 34 N·m。

电机温度场计算需要热源输入,热源来自电机在通电运行中产生的能量损耗,可以通过电磁场分析或台架测试获得。本文研究的驱动电机效率 MAP 特性通过台架测试获得,可获取不同转速、转矩工况下的电机铜耗、铁耗实测数据。因此采用电磁-热单向耦合方法,将电磁场仿真获得的电机部件损耗与测试损耗数据进行对比并加以修正,既保证了损耗输入的准确性,又提高了计算效率。在进行电磁场仿真时需要将定、转子铁耗分开计算,另外计算铜耗时考虑绕组温度效应的影响。将以上 3 个整车工况对应的电机各部件损耗整理如表 2 所示。

表 2 计算工况电机的各部件损耗

工况	转速/(r·min ⁻¹)	转矩/(N·m)	绕组铜耗/W	转子铁耗/W	定子铁耗/W	永磁体涡流损耗/W
低速爬坡	2 900	80	698	34.5	224.5	0.50
高速爬坡	8 600	49	441	321.5	2 256.0	3.00
超高速平路	10 000	34	276	358.4	2 878.0	2.25

2.3 基本假设和材料热物性参数

为了简化计算,在数值建模以及仿真参数设置过程中,对分析模型做了几点假设:(1) 电机水套内流体流速远小于声速,即马赫数很小,可将流体作为不可压缩流体处理;(2) 忽略电机内部热辐射影响以及轴承等处的机械损耗;(3) 将各部分损耗均匀分布在发热体内;(4) 定子槽内浸渍漆填充均匀,绕组铜线绝缘漆分布均匀,槽内绝缘复合纸与绕组、定子铁心视为接触良好。

电机求解域内关键部件材料的热物性参数如表 3 所示,其中定转子铁心的导热系数是电机温升仿真中的关键参数,直接影响转子温升结果的准确性。定转子铁心通过硅钢片叠压而成,叠片之间存在一定的接触热阻,且轴向导热系数直接

受叠压压力影响,比平面方向小很多。表 3 中 3 个方向导热系数为实测值,测试方法和测试过程如图 3 所示。槽绕组和端部绕组简化为图 1 中结构,分析模型中将槽绕组和端部绕组分开建模,

表 3 电机材料热物性参数

零部件	密度/ (kg·m ⁻³)	比热/ (J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	导热系数/ (W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)
定转子铁心	7 650	450	22.2/22.2/3.2
永磁体	7 500	502	8.95
槽绕组	7 616	320	1.2/1.2/302
端部绕组			0.76/202/102
转轴	7 850	475	46.6
壳体	2 660	880	155



图3 硅钢叠片轴向导热系数测试

槽绕组和端部绕组的等效导热系数不同且均呈各向异性,可采用文献[12]中的材料参数。

3 CFD 计算结果分析与温升测试验证

3.1 不同工况下仿真结果分析

电机冷却系统入口流速为 10 L/min,入口温度为 60 °C,在低速爬坡(2 900 r/min 和 80 N·m)工况下持续运行,计算得到电机的温度场云图如图4所示。从图4(a)可以看出电机整机温度场

在轴向基本对称,这是由电机轴向呈对称结构以及冷却水道为螺旋结构决定的。电机的最高温度出现在转子铁心轴向中间区域,达到 97.2 °C;定子总成最高温度出现在端部绕组外围区域,达到 94.7 °C。分析可知,对于封闭式的驱动电机,由于在低转速时平衡端板与端部空气的换热系数较低,另外气隙内空气流速较低使其换热能力较弱,转子铁心通过转轴向外传导的热量有限,从而导致转子温升较高。整车行驶在 10% 坡度路况时,需要较大的牵引力,此时电机的输出转矩较大,相应地三相绕组输入电流较大,导致绕组铜耗较高;且端部绕组与空气的换热系数在低转速时较低,其散热路径是由端部绕组传递给槽绕组,再传递给定子铁心,由于定子铁心与机壳直接接触,机壳内流过冷却液强制换热,定子铁心和绕组的发热量最终被循环冷却液带走。因此,低速爬坡工况转子的温升会比定子绕组的温升高一些。提取气隙内空气传热量,发现由转子铁心向定子铁心齿部的传递热量为 37 W。



图4 低速爬坡工况匀速行驶时的温度分布

图5、图6分别为高速爬坡(8 600 r/min 和 49 N·m)工况和超高速平路(10 000 r/min 和 34 N·m)工况下电机的温度场云图,这两组工况冷却系统入口流速为 10 L/min,入口温度为 57 °C。

将3组工况下电机内关键部件的温升计算结果

汇总如表4所示。结果显示3组计算工况中电机的最高温度均出现在转子铁心轴向中间区域,并不是出现在端部绕组上。以往业内普遍认为电机中最高温度在任何工况都只会出现在端部绕组上,在电机设计时仅校核端部绕组的温升,这不太合理。



图5 高速爬坡工况匀速行驶时的温度分布



图6 超高速平路工况匀速行驶时的温度分布

表4 不同工况电机关键部件的最高温度 $^{\circ}\text{C}$				
仿真工况	转子铁心	永磁体	绕组	定子铁心
低速爬坡	97.2	97.1	94.7	86.6
高速爬坡	138.8	138.6	116.9	118.9
超高速平路	156.4	156.1	131.9	134.6

根据3组工况电机温度场云图,高速爬坡和超高速平路工况下转子铁心轴向温度梯度相比低速爬坡工况更高。分析可知,当电机高速运转时,定转子铁耗和永磁体涡流损耗增加,电机总体热损耗更高,因此相比低速爬坡工况温升更高,在相同的接触热阻条件下,转子轴向温度梯度也会更大。在高速工况条件下,定子铁耗相比绕组铜耗高很多,且由于转子高速旋转端部绕组表面对流换热系数较大,导致定子铁心一部分热量从槽绕组传递到端部绕组,定子铁心温度高于铜绕组温度。超高速平路工况下电机转子永磁体最高温度达到 156.1°C ,已经接近材料退磁温度。

3.2 电机温升测试验证

为了验证仿真结果的准确性,设计了电机转子温升试验。图7所示为转子内部电阻式温度检测器(RTD)布置示意图,在转子减重孔和外围永磁体位置处布置了RTD。由于转子在轴向结构对称,故只在靠近滑环端的3组叠片内分别布置了2个RTD。在平衡端板相应位置开通孔,将RTD线缆从通孔穿出并每2根汇集,然后穿入转轴轴尖开孔位置,最后6根线缆从转轴轴心开孔处引出到电机外部,如图8(a)所示。为了解决转子高速旋转时RTD线缆缠绕并扭断的难题,采用高速滑环模块作为传递温度信号的中间环节。将RTD出线端连接到滑环转子,滑环定子出线端连接到数采设备,滑环通过支架安装在电机端盖上,安装过程中需要保证电机转轴和滑环转轴之间的

同轴度。为了实时监控端部绕组的温度,在三相出线端端部绕组表面圆周方向埋置了3个RTD。另外采用红外相机测试旋变侧平衡端板温度,在测试表面喷涂发射率约为0.9的黑漆,旋变侧端盖设计了3个直径为14 mm的观测孔。图8(b)所示为样机实际测试过程,包括环境箱、电机控制器、测功机、变频柜和数采等设备。

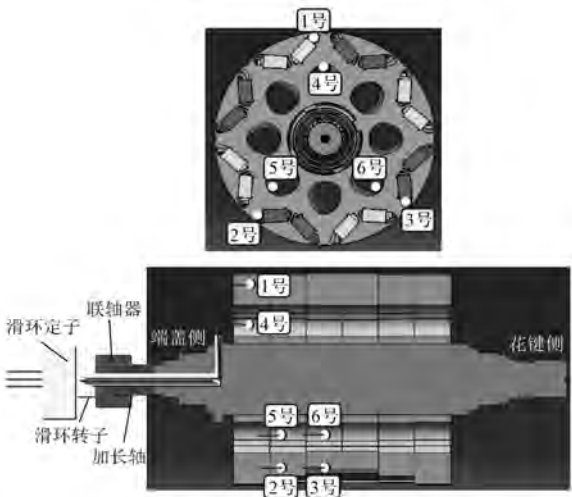


图7 转子内RTD布置示意图

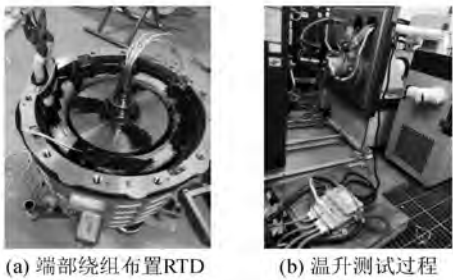


图8 改制样机测试过程

图9所示为高速爬坡工况条件下CFD仿真结果与测试数据对比情况,包括转子内RTD编号

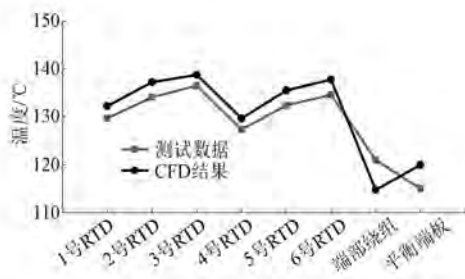


图9 高速爬坡工况下 CFD 结果与测试数据对比

分别为1号~6号、端部绕组以及平衡端板,两者温差基本在6 K以内。将测试工况对应的两次测试数据和 CFD 仿真结果对比,如表5所示。由表5可知电机各测试位置温度和 CFD 仿真结果的偏差基本在6%以内,3组工况中转子温度均高于端部绕组温度,且转子最高温度出现在轴向中间对称面附近,见3号、6号 RTD 测试数据。由此验证了所设计的热仿真模型以及气隙等处传热理论计算模型的准确性较高,满足实际工程精度要求。

表5 CFD 仿真结果与测试数据对比 ℃

工况	工况 1:低速爬坡			工况 2:高速爬坡			工况 3:超高速平路		
	测试 1	测试 2	CFD	测试 1	测试 2	CFD	测试 1	测试 2	CFD
1 号 RTD 温度	102.2	100.0	96.3	129.7	130.2	132.2	149.0	147.6	147.2
2 号 RTD 温度	104.9	103.1	97.0	134.1	134.7	137.3	154.5	153.7	153.3
3 号 RTD 温度	106.5	104.8	97.2	136.5	136.9	138.8	158.3	157.1	156.5
4 号 RTD 温度	100.5	98.9	95.4	127.3	127.8	129.6	145.6	144.7	143.5
5 号 RTD 温度	102.3	100.7	96.4	132.4	132.9	135.5	151.2	149.8	149.2
6 号 RTD 温度	104.7	102.9	96.8	134.6	135.1	137.8	154.9	154.0	153.5
端部绕组温度	90.0	90.0	94.7	121.0	120.0	114.8	133.0	132.0	126.2
平衡端板温度	91.0	91.0	94.5	115.0	115.0	120.0	123.0	122.0	129.4

4 结 语

通过对电动汽车驱动电机的温升问题进行三维 CFD 计算以及改制样机测试,验证了仿真计算模型以及气隙、端部空气等处传热理论计算模型的准确性。仿真计算模型满足实际工程要求。利用滑环模块成功解决了转子温升测试的难题。改变了以往只以绕组温度作为评判电机是否过温的依据的情况。准确计算和测试转子温升保证了电机热管理控制模型建立的合理性。

在低速爬坡(40 km/h @ 10% 坡度)、高速爬坡(120 km/h @ 3% 坡度)和超高速平路(140 km/h @ 0% 坡度)三组整车极限工况下转子温度均高于端部绕组温度,转子最高温度出现在轴向中间对称面附近,另外高速工况下转子铁心轴向温度梯度相比低速工况更高。在高速工况下定子铁心温度高于铜绕组温度,因为定子铁耗相比绕组铜耗高很多,且转子高速旋转端部绕组表面对流换热系数增强,导致绕组和定子铁心之间的热传递路径变为从定子铁心到槽绕组再到端部绕组。

本文所建立的一套完整的电机热仿真及热测试的方法,在电机设计过程中可以有效规避转子永磁体因温升过高而出现退磁的风险,对确保电机的安全稳定运行具有重要意义。未来可以针对电机装载在整车情况下开展研究,考虑汽车前端进风速度和进风温度对电机温升的影响,以便更加准确地预测实际行驶过程中的永磁体温度。

【参 考 文 献】

[1] 郭伟,张承宁.车用永磁同步电机的铁耗与瞬态温升分析[J].电机与控制学报,2009,13(1): 83.
[2] 王淑旺,江曼,朱标龙,等.车用变频调速水冷永磁同步电机三维温度场分析[J].电机与控制应用,2016,43(2): 55.
[3] 刘蕾,刘光复,刘马林,等.车用永磁同步电机三维温度场分析[J].中国机械工程,2015,26(11): 1438.
[4] 李伟力,袁世鹏,霍菲阳,等.基于流体传热理论永磁风力发电机温度场计算[J].电机与控制学报,2011,15(9): 56.
[5] 王福军.计算流体力学分析[M].北京:清华大学出版社,2004: 120-129. (下转第 108 页)

- resistance [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2016, 63(6): 3355.
- [13] BOGLIETTI A, CAVAGNINO A, STATON D, et al. Evolution and modern approaches for thermal analysis of electrical machines [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2009, 56(3): 871.
- [14] LEE B H, KIM K S, JUNG J W, et al. Temperature estimation of IPMSM using thermal equivalent circuit [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2012, 48(11): 2949.
- [15] 韩雪岩, 张华伟, 贾建国, 等. 基于等效热网络法的轴向磁通永磁电机热分析[J]. 微电机, 2016, 49(4): 6.
- [16] 刘朝华, 李小花, 周少武, 等. 面向永磁同步电机参数辨识的免疫完全学习型粒子群算法[J]. 电工技术学报, 2014, 29(5): 118.
- [17] 曹薇, 罗业才. 基于改进粒子群算法的横动伺服控制系统辨识[J]. 电机与控制应用, 2017, 44(4): 41.

收稿日期: 2018-10-30

(上接第 75 页)

- [3] 王秀和. 永磁电机[M]. 北京: 中国电力出版社, 2011.
- [4] 宫晓, 徐衍亮. 轴向磁场盘式永磁电机等效磁路网络及气隙漏磁的分析计算[J]. 电机与控制学报, 2013, 17(10): 59.
- [5] 夏加宽, 李文瑞, 何新, 等. 各向异性横向磁通永磁直线电机穿片漏磁分析[J]. 电工技术学报, 2015, 30(14): 518.
- [6] LIU G, DING L, ZHAO W, et al. Nonlinear equivalent magnetic network of a linear permanent magnet vernier machine with end effect consideration [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2017, 54(1): 8100209.
- [7] LI W, CHAU K T, LIU C, et al. Analysis of tooth-tip flux leakage in surface-mounted permanent magnet linear vernier machines [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2013, 49(7): 3949.
- [8] 杜铎, 程明, 邹国棠. 初级永磁型游标直线电机设计与静态特性分析[J]. 电工技术学报, 2012, 27(11): 22.
- [9] 王蕾, 李光友, 张强. 磁通反向电机的变网络等效磁路模型[J]. 电工技术学报, 2008, 23(8): 18.
- [10] 徐衍亮, 吴巧变, 宫晓. 新型盘式横向磁通永磁无刷电机的变网络等效磁路模型[J]. 电工技术学报, 2016, 31(17): 147.

收稿日期: 2018-10-11

(上接第 89 页)

- [6] PELLE J, HARMAND S. Heat transfer measurement in an opened rotor-stator system air-gap [J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2007, 31(3): 165.
- [7] ELGHNAM R I. Experimental and numerical investigation of heat transfer from a heated horizontal cylinder rotating in still air around its axis [J]. Ain Shams Engineering Journal, 2014, 5(1): 177.
- [8] 张斌. 电动汽车永磁同步驱动电机电磁热设计研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2015.
- [9] BOGLIETTI A, CAVAGNINO A. Analysis of the endwinding cooling effects in TEFC induction motors [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2007, 43(5): 1214.
- [10] ROMANAZZI P, HOWEY D A. Air-gap convection in a switched reluctance machine [C] // 2015 Tenth International Conference on Ecological Vehicles and Renewable Energies (EVER), 2015.
- [11] BOUAFIA M, BERTIN Y, SAULNIER J B. Analyse expérimentale des transferts de chaleur en espace annulaire étroit et rainuré avec cylindre intérieur tournant [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1998, 41(10): 1279.
- [12] JIH E, CHEN K, ABRAHAM T, et al. Thermal management for the HEV liquid-cooled electric machine [C] // Vehicle Thermal Management Systems Conference & Exposition, 2001: 1713.

收稿日期: 2018-10-16