

永磁同步电机全域温度场分析与水道优化设计^{*}

路 玲, 王淑旺

(合肥工业大学 机械工程学院, 安徽 合肥 230009)

摘 要: 以额定功率为 60 kW 永磁同步电机(PMSM)为研究对象,采用气隙等效导热系数处理定转子间的热交换问题。给出散下线定子绕组的等效热模型。在进行绕组铜耗计算时考虑温升对定子绕组阻值的影响,试验测定壳体与定子铁心间因装配间隙而产生的热阻值。在此基础上建立 PMSM 三维全域瞬态温度场有限元模型,计算电机在峰值转速运行时的温度场变化,并进行试验验证。对水道宽度比、水道数和翅片进行优化计算,找出最优解。结果表明,水道优化后电机最高温度下降 9.8 °C,对电机水道结构设计具有一定的指导意义。

关键词: 永磁同步电机; 装配间隙; 三维全域温度场; 试验验证; 水道优化

中图分类号: TM 351 **文献标志码:** A **文章编号:** 1673-6540(2018)05-0052-06

Analysis of 3D Global Temperature Field of PMSM and Design of Flow Channel Optimization^{*}

LU Ling, WANG Shuwang

(School of Mechanical Engineering, Hefei University of Technology, Hefei 230009, China)

Abstract: Taking a rated power of 60 kW PMSM as the research object, the air gap equivalent thermal conductivity coefficient was used to deal with the heat exchange between the stator and rotor. The equivalent thermal model of the stator windings was given. Considering temperature effect on stator winding resistance in winding copper loss calculation, the thermal resistance between the housing and the stator core due to the assembly gap was test. On this basis, the finite element model of 3D global transient temperature field of PMSM was established, and the temperature field of motor at peak speed was calculated and verified by experiment. The optimization of channel width ratio, channel number and fin was carried out to find out the optimal solution. The results showed that the maximum temperature of the motor was decreased by 9.8 °C after the channel was optimized, which had a certain guiding significance for the structural design of the motor channel.

Key words: permanent manget synchronous motor (PMSM); assembly gap; 3D global temperature field; test verification; flow channel optimization

0 引 言

电动汽车有限的安装空间使得电机须具备较高的功率密度和效率,复杂的路况和驾驶习惯等使电机运行工况更复杂,温升严重^[1]。电机温升直接影响绕组绝缘寿命,温度过高时甚至会导致永磁体产生退磁现象,严重影响电机效率,使用寿

命及运行可靠性。因此,准确分析并掌握永磁驱动电机内温度分布规律具有一定的理论与实际工程价值^[2]。

近年来,国内外学者通过等效热网络法^[3-5]和数值算法^[1-2,6-13]对永磁同步电机(Permanent Magnet Synchronous Motor, PMSM)^[1-9,11-13]和感应电机^[10]的温升特性进行了大量的研究。文献[3-

^{*} 基金项目: 安徽省科技攻关重大项目(1501021004)

作者简介: 路 玲(1993—),女,硕士研究生,研究方向为电动汽车电驱动系统热设计。

王淑旺(1978—),男,博士,副教授,硕士生导师,研究方向为电动汽车驱动系统和汽车自动化装备。

5]采用集中参数法建立电机的等效热网络图,对电机关键部位温度进行计算,但其计算精度不及数值计算方法。文献[1,6-8]将定、转子之间的气隙作为一静止的导热介质,用等效导热系数处理定转子间的热交换问题,具有一定的指导意义。文献[8-10]将壳体与定子铁心的装配间隙等效为一层薄空气,用经验公式计算了等效空气的厚度,但是与实际情况相比存在较大误差。文献[1,11-13]对 PMSM 的结构进行了优化,有效地降低了电机的温升。文献[1-13]在对电机绕组进行铜耗计算时,并没有考虑电机的温升对绕组阻值的影响。

本文以车用 PMSM 为例,为使仿真更接近实际电机温度场,试验测定壳体与定子间因装配间隙而产生的热阻值,结合国内外学者关于电机热边界条件的研究,同时考虑温升对绕组阻值的影响,对电机定、转子三维全域瞬态温度场进行数值计算及试验验证;并对电机水道结构进行优化设计,有效降低电机温升。

1 PMSM 三维全域瞬态温度场的数值计算

1.1 求解域模型

本文以车用水冷 PMSM 为分析对象,电机的基本参数如表 1 所示。

表 1 电机的基本参数

参数名称	参数值
额定功率/kW	60
峰值转速/(r·min ⁻¹)	4 000
定子外径/mm	260
定子内径/mm	162
转子极数	8
定子槽数	48
气隙长度/mm	1.4
线圈形式	单层链式

建立包含壳体、流体域、定子、绕组、转子、永磁体、转轴的三维全域 PMSM 物理模型电机耦合场计算的求解域模型,如图 1 所示。

1.2 损耗计算

PMSM 损耗包括:定、转子铁心损耗,绕组损



图 1 电机求解域物理模型

耗,永磁体涡流损耗和机械损耗,因其采用水冷强迫冷却,产生的机械损耗较小,故将其忽略不计。

本文对电机在额定功率 60 kW、峰值转数 4 000 r/min 下的工况进行研究,结合试验数据并参考文献[14-15]计算定、转子铁心损耗和永磁体涡流损耗。

由于定子绕组阻值随温度升高而增大,在进行铜耗计算时要对温升影响因素给予考虑。

绕组阻值与温升的关系:

$$R = R_0 [1 + \alpha (T - T_0)] \tag{1}$$

式中: R_0 ——绕组在 T_0 温度时的电阻值;

α ——Cu 的电阻温度系数,为 0.004 ℃。

绕组损耗:

$$P_{Cu} = m I^2 R \tag{2}$$

式中: P_{Cu} ——绕组损耗;

m ——电机相数;

I ——绕组中相电流有效值;

R ——每相绕组的有效电阻值。

通过计算,电机在额定功率、峰值转速下各部分的损耗值如表 2 所示,其中绕组铜耗与电机温升呈线性关系。

表 2 电机损耗值分布

损耗类别	定子铁耗	转子铁耗	永磁体损耗	绕组铜耗
损耗值	3 598	290	114	1 514+6(T-293.15)

1.3 电机的等效处理及散热系数的确定

1.3.1 绕组模型的等效处理

按照质量不变原则,将定子槽内的铜导线和各种绝缘材料等效为两层接触的导热体,根据文献[16]来计算其等效导热系数。

1.3.2 定、转子间隙的等效处理

确定定、转子间气隙的热交换是计算电机全域温度场的难点。在电机实际运行中,转子旋转带动气隙间空气发生湍流流动,从而增加了对流

换热。若仿真过程中转子是运动的,则仿真难度将增加。因此引入有效导热系数 λ_g ,用静止流体的导热系数来描述气隙中流动空气的热交换能力,有效导热系数的计算参考文献[8]。

1.3.3 散热系数的确定

电机中定子铁心端部、绕组端部和转子端部的表面散热系数参考文献[6]进行计算。

1.4 壳体与定子铁心接触热阻的测定

电机壳体与定子铁心之间由于装配公差和表面粗糙度的影响,不能完全接触,在未接触的间隙空间热量通过间隙流体介质的对流或辐射的方式进行传递,从而形成接触热阻。接触热阻的存在阻碍了定子铁心向壳体传递热量,使电机整体温度上升。

为测试电机壳体与定子铁心间的接触热阻,搭建试验平台,如图2所示。测试系统主要由电机壳体、定子铁心、绕组、控制器、上位机、电源、冷却系统和温度传感器组成。在电机壳体的径向及定子铁心的轴向分别钻三组直径为2 mm的圆孔,用来埋置温度传感器,6个测试点的位置分布示意图如图3(a)所示,壳体与定子铁心孔的相对位置如图3(b)的剖视图所示。

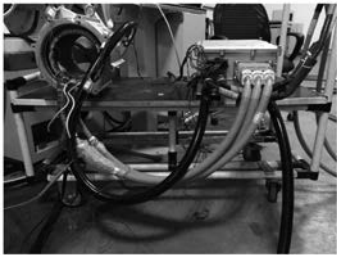


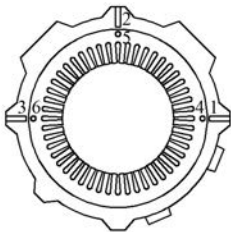
图2 接触热阻试验平台

连接试验装置,设置上位机使输出电流的有效值分别为141、177、205 A,进行3组试验。待各个测试点的温度达到稳态后,记录数据并进行处理,绕组在3组电流下的损耗值如表3所示。壳体与定子铁心在对应位置的温差如表4所示。用式(3)计算热阻,其结果如表5所示。

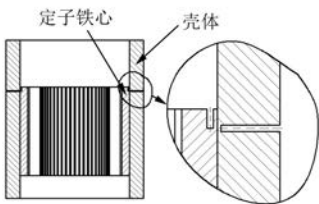
$$R = \frac{\Delta T}{P}$$

(3)

式中: R ——热阻;
 ΔT ——温差;
 P ——损耗。



(a) 6个测试点的位置分布示意图



(b) 壳体与定子铁心的剖视图

图3 温度传感器埋置位置示意图

表3 绕组在3组电流下的损耗

I/A	141	177	205
P/W	1 500	2 620	3 985

表4 3组电流下对应位置温度差 $^{\circ}C$

I/A 位置	1、4	2、5	3、6
141	2.2	2.4	2.3
177	3.8	4.1	3.9
205	5.8	6.2	6.1

表5 壳体与定子铁心的接触热阻值 $^{\circ}C/W$

I/A 位置	1、4	2、5	3、6
141	0.001 47	0.001 60	0.001 53
177	0.001 45	0.001 56	0.001 49
205	0.001 46	0.001 56	0.001 53

从表5可看出,在不同损耗下壳体与定子铁心接触热阻值相差较小,因此热阻值与损耗大小无关。取各个热阻的平均值0.001 52 $^{\circ}C/W$ 作为本文热仿真所要输入的边界条件。

2 温度场仿真与分析

2.1 仿真边界条件设置

电机在额定功率、峰值转速下工作,仿真边界条件设置如下:

- (1) 根据整车工况,环境温度设置为60 $^{\circ}C$;
- (2) 冷却液为50%乙二醇,入口设置为速度入口,流速为0.58 m/s;

- (3) 冷却液出口设置为压力出口;
 - (4) 电机壳体与定子铁心的接触热阻为 $0.001\ 52\ ^\circ\text{C}/\text{W}$;
 - (5) 将上文中计算的定转子间隙的等效导热系数及电机各零件端部散热系数输入到软件的对
- 应部分。

2.2 电机温度场分布

在上述边界条件下,对电机进行三维全域瞬态温度场仿真。仿真结果如图 4 所示。

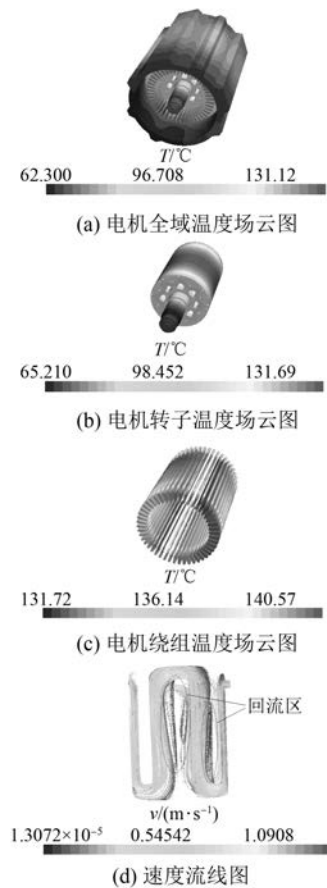


图 4 仿真结果

从图 4(a)、图 4(b)可以看出,在整个电机部件中,最高温度出现在转子区域(包括转子铁心、永磁体和转轴)的中间部位,为 $148.32\ ^\circ\text{C}$,温升为 $88.32\ ^\circ\text{C}$ 。这是由于转子在高速旋转过程中,其端部可通过与快速流动的空气进行对流换热来增强散热,而中间部分通过定转子间的空气间隙进行对流换热,散热条件较差,温升较高。

从图 4(c)可以看出,绕组端部温升也较高,且出线端一侧的温度高于非出线端一侧,最高温

度为 $142.78\ ^\circ\text{C}$,温升为 $82.78\ ^\circ\text{C}$ 。绕组中间部分由于被水道覆盖,冷却效果比端部好,温升较低。

从图 4(d)可以看出,在水道截面突然变大的区域存在严重的回流现象,且水道截面面积的变化会增加局部压力损失,故此水道结构有待改进。

3 试验验证与对比分析

为了验证仿真结果的准确性,对电机进行温升试验,搭建如图 5 所示的试验平台。根据上述电机全域温度场仿真结果可知,电机绕组端部及转子区域温升较高,故在绕组端部放置温度传感器,在转子硅钢片间贴温度测试纸,分别监测绕组端部和转子的温升情况。



图 5 试验平台

通过上位机设定电机输出功率 $60\ \text{kW}$ 、转速为 $4\ 000\ \text{r}/\text{min}$,设置与仿真相同的进水口温度为 $60\ ^\circ\text{C}$ 、冷却液流量为 $15\ \text{L}/\text{min}$ 。预先设定试验时间为 $80\ \text{min}$,试验结束后便可得到电机绕组端部温升曲线及转子在电机工作 $80\ \text{min}$ 后的温度值。图 6 为电机绕组端部试验值与仿真值的温升曲线。表 6 为转子上各个测量位置在电机工作 $80\ \text{min}$ 后的试验值与仿真值。

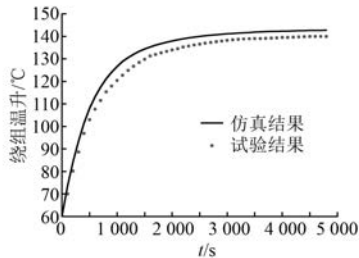


图 6 绕组的试验值与仿真值的温升曲线对比

表 6 80 min 后转子温度的试验值与仿真值的对比

测点	1	2	3	4	5	6
仿真结果/ $^\circ\text{C}$	146	148	145	138	136	141
试验结果/ $^\circ\text{C}$	144	145	144	136	134	138

从图 6 可以看出,绕组端部温度的试验值与仿真值变化趋势一致,在 0~30 min 时间段内,温度上升较快,30 min 后温度上升趋于平缓。80 min 后试验所测的绕组端部温度为 139.9 ℃,与仿真结果相差 2.9 ℃,误差为 2.1%。从表 6 可以看出,80 min 后转子上 6 个测点的试验值与仿真值相差不大,温差分别为 2、3、1、2、2、3 ℃,其中最大误差为 2.2%。综上所述,绕组端部和转子温度的仿真值与试验值的误差在接受范围内,由此可认为仿真结果可靠。

4 水道优化设计

4.1 水道轴向宽度与周向宽度比的优化

由图 7 可以看出,水道中较多区域出现回流。原水道的轴向宽度 a 与周向宽度 b 的比值为 2:1,如图 7(a)所示。现将 a 与 b 的比值改为 1:1,如图 7(b)所示。对改进后的水道进行数值计算,速度矢量图如图 8 所示,电机绕组温升、转子温升和水道进出口压降与原水道的对比结果如表 7 所示。

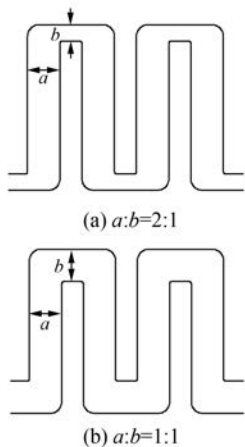


图 7 水道结构示意图

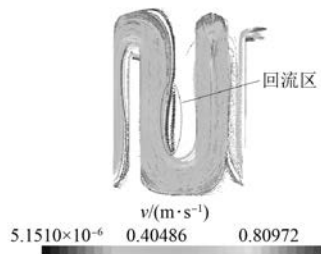


图 8 水道改进后速度流线图

表 7 a 与 b 的比值对温升和压降的影响

$a:b$	绕组最高温度/℃	转子最高温度/℃	进出口压降/Pa
2:1	142.8	148.3	5 867.7
1:1	142.5	148.7	3 618.8

由表 7 和图 8 可以看出,将 a 与 b 的比值改为 1:1 后对绕组及转子的温升几乎没有影响,但是水道进出口压降得到大幅降低,约为改进前的 60%,且水道中回流现象有一定的改善,回流区域明显减少。

4.2 水道数的优化

改变水道的轴向宽度与周向宽度的比值后,虽然回流现象也得到改善,压降得到减小,但是由于水道过宽、水道数少,导致换热面积和对流换热系数都较小,对降低电机温升不利。原水道数为 8,现分别选取 10、12、14、16、18、20 这 6 个逐渐增大的水道数进行数值计算,通过对绕组最高温度、转子最高温度和水道进出口压降 p 的考察,对分析水道数对冷却性能的影响,结果如图 9 所示。

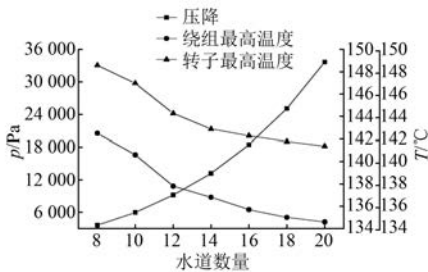


图 9 水道数对冷却性能的影响

由图 9 可以看出,随着水道数量的增加,绕组及转子的最高温度在逐渐降低,且在水道数为 16 以后温度降低的幅度趋于平缓;冷却液进出口压降则随着水道数量的增加而增大,且压降增加的斜率逐渐增大。综合考虑温升及压降,最终确定水道数为 16。

4.3 散热翅片的优化

为了进一步降低电机温升,在 $a:b=1:1$ 、水道数为 16 的基础上,在水道中通过添加翅片来增大换热面积及增强扰流,增加翅片后的流体域物理模型如图 10 所示。基于所建立的水道模型,对电机温度场进行数值计算,电机绕组及转子的最高温度和进出口压降的对比结果如表 8 所示。



图 10 添加翅片后的流体域物理模型

表 8 有无翅片对温升和压降的影响

水道 类型	绕组最高 温度/℃	转子最高 温度/℃	进出口 压降/Pa
无翅片	135.7	142.4	18 471
有翅片	131.6	138.5	35 677

由表 8 可以看出,在水道中增加翅片后,绕组及转子的最高温度分别降低 4.1、3.9 ℃;进出口压降有所增大,但仍在泵的工作范围内,故在水道中添加翅片能够有效降低电机温升。

5 结 语

本文以 1 台额定功率为 60 kW 的 PMSM 为研究对象,考虑了温升对绕组阻值的影响,通过试验测得了电机壳体与定子铁心的接触热阻,对电机三维全域温度场及流场进行耦合计算,详细分析了电机主要部件的温升特性,并通过试验验证了仿真的准确性。为进一步降低电机温升,对水道结构进行了优化,得出以下结论:(1) 温升对定子绕组阻值影响明显,在进行绕组铜耗计算时必须将其考虑入内。(2) 电机温升计算结果与试验结果吻合,误差在 2.5% 以内,因此本文所建立的物理模型合理,且试验测得的电机壳体与定子铁心之间的接触热阻值准确。(3) 电机最高温度在转子区域中部,并向两端递减;绕组端部温度高于中间部分,且出线端一侧高于非出线端一侧。(4) 通过对水道宽度比、水道数的优化以及添加翅片结构,使电机最高温度下降了 9.8 ℃,对电机水道结构设计具有一定的指导意义。

【参 考 文 献】

[1] 王淑旺,高月仙,谭立真.永磁同步电机温度场分析与水道结构优化[J].电机与控制应用,2016,43(7): 51-56.

[2] 丁树业,郭保成,冯海军,等.变频控制下永磁同步电机温度场分析[J].中国电机工程学报,2014,34(9): 1368-1375.

[3] 兰志勇,魏雪环,李虎如,等.基于集总参数热网络法的永磁同步电机温度场分析[J].电气工程学报,2017,12(1): 17-21.

[4] 何磊,王心坚,宋国辉.基于热阻网络法的电机瞬态温度场分析[J].佳木斯大学学报(自然科学版),2014(2): 187-190.

[5] 陈礼洋,赵文祥,吉敬华.基于等效热网络法的容错永磁电机的温度分析和计算[J].电机与控制应用,2016,43(4): 45-50.

[6] 陈益广,郑军,魏娟,等.舵机用永磁同步电机的设计与温度场分析[J].电工技术学报,2015,30(14): 94-99.

[7] 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): 56-62.

[8] 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): 1438-1444.

[9] 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): 55-59.

[10] 靳廷船,李伟力,李守法.感应电机定子温度场的数值计算[J].电机与控制学报,2006,10(5): 492-497.

[11] 郝嘉欣,唐志国,李荟卿,等.永磁同步电机水道肋片结构参数优化[J].微特电机,2017,45(1): 38-40.

[12] 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.

[13] HAN X, YAGN F, TANG R, et al. Research on model of temperature field and structure optimization for disk type permanent magnet synchronous motor [C] // Inter-National Conference on Electrical and Control Engineering, IEEE, 2010: 5892-5895.

[14] ROSHEN W. Iron loss model for permanent-magnet synchronous motors [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2007, 43(8): 3428-3434.

[15] YAMAZAKI K, KATO Y. Iron loss analysis of interior permanent magnet synchronous motors by considering mechanical stress and deformation of stators and rotors [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2014, 50(2): 909-912.

[16] HUANG X, TAN Q, LI L, et al. Winding temperature field model considering void ratio and temperature rise of a permanent-magnet synchronous motor with high current density [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2017, 64(3): 2168-2177.

收稿日期: 2017-10-10