

# 基于多领域协同仿真的高密度永磁电机温升计算

张琪, 鲁茜睿, 黄苏融, 张俊

(上海大学自动化系, 上海市 200072)

## Calculation of Temperature Rise of High Density Permanent Magnet Motor Based on Multi-domain Co-simulation

ZHANG Qi, LU Xi-rui, HUANG Su-rong, ZHANG Jun

(Automation Department of Shanghai University, Shanghai 200072, China)

**ABSTRACT:** In order to accurately analyze the temperature rise of the high density permanent magnet motor (HDPMM), the new temperature calculation conception of the HDPMM based on multi-domain co-simulation was proposed and its calculation process was elaborated. According to the theory of heat transfer, the calculation method of equivalent heat transfer coefficient for the stator winding was deduced, which effectively consider the influence of the wire insulation, impregnating varnish and fine air gap in slot on the temperature rise of the motor. Based on multi-domain co-simulation, a 48-slot 8-pole HDPMM was simulated for its iron loss, AC winding copper loss taking the skin effect into account, permanent magnet eddy loss, and thermal field. The temperature of the prototype motor was tested. The good agreement between the tested data and the simulated data verifies the validity and precision of the simulation approach.

**KEY WORDS:** multi-domain; co-simulation; high density; fluid-solid coupling; temperature field

**摘要:** 为了有效解决电机温升不易准确计算的难题, 论文首先提出基于多领域协同仿真的高密度永磁电机温升计算理念, 详细论述温升计算的流程。基于热传导理论, 论文导出槽内绕组等效导热系数的计算方法, 有效地考虑了导线绝缘层、浸渍漆和微孔对电机温升的影响。论文还以一台 48 槽/8 极高密度永磁电机样机为例, 基于多领域协同仿真的计算方法, 精确计算样机的铁耗、计及集肤效应的交流绕组铜耗, 永磁体的涡流损耗和电机内的温度场。最后, 进行样机的温升试验, 温度场计算值与试验结果基本吻合, 验证了基于多领域协同仿真的高密度永磁电机温升计算方法的准确性和有效性。

**关键词:** 多领域; 协同仿真; 高密度; 流固耦合; 温度场

## 0 引言

高密度永磁电机由于其具有高转矩/电流、高功率密度、宽调速、高效率等良好性能在伺服系统、电动汽车和风力发电等领域得到广泛的应用, 高密度永磁电机的仿真优化设计技术与制造工艺也引起人们的高度关注<sup>[1-4]</sup>。

与普通电机相比, 高密度永磁电机中电磁负荷和热负荷的选取趋于极限, 导致单位体积的损耗和发热量明显增大, 磁路高度饱和, 设计难度加大<sup>[5-7]</sup>。为此, 对高密度永磁电机的冷却散热技术、制造工艺和温升精确计算提出了新的要求和挑战, 必须合理选取和布置冷却系统, 精确计算电机内温度分布, 协同优化电磁和热设计, 避免局部过热点, 设法将电机内的热量充分排出。在确保电机安全可靠运行的前提下, 充分挖掘电机的潜力, 使电机性能发挥到极致。

电机损耗计算准确与否直接影响电机温升计算的精度。高密度永磁电机通常由逆变器供电, 电流中含有高次时域谐波分量, 电机又常常运行在变速、变工况的情况, 其磁路的饱和度也会随之发生变化。因此, 正弦波供电方式的铁耗计算公式已不能真实反映逆变器供电的永磁电机的铁耗。目前已有数篇文章探讨了新的计算方法。文献[8]推导了 PWM 逆变器供电下硅钢片损耗的计算模型, 建立了 PWM 供电与标准正弦波供电时材料损耗之间的数量关系, 该方法具有较好的工程应用价值。文献[9]对输入电压波形为阶梯波的电机损耗和温升进行分析。文献[10]采用场路紧

基金项目: 国家 863 重大项目(2011AA11A236, 2012AA110801); 上海市科委科技攻关项目(11521100503)。

The National High Technology Research And Development of China 863 Program (2011AA11236, 2013AA110801); Shanghai Technological Development Program (11521100503)。

密耦合方法,对 PWM 逆变器驱动下的表贴式永磁同步电机进行了损耗和温升计算,分析了 PWM 谐波对电机温升的影响,计算结果和实验比较吻合。

对于高速运行的永磁电机来说,定子绕组铜耗可以等效成直流电阻产生的损耗和高频附加损耗两部分。通常绕组高频附加损耗与集肤效应产生的等效交流电阻有关,它随电机工作频率、导线尺寸和槽中的排列位置变化而变化<sup>[11]</sup>。一般采用有限元分析方法进行精确计算。文献[12]介绍了基于电流谐波成分分析的高频附加损耗的计算方法。

尽管永磁转子采用永磁体叠层或拼块技术可以显著减小永磁体的涡流损耗。但是,转子的热传导能力欠佳,电机长时间运行后由于温度累积效应,使温度大幅度上升,导致电机性能下降甚至造成不可逆的退磁风险。另外,高密度永磁电机常选用磁性能高且温度系数也较大的钕铁硼永磁材料,因此,永磁体的工作点会因为电机温度变化而发生较大的偏移,其产生的磁通势也会随之变化,变化的磁通势反过来进一步影响电机内部磁场的分布,从而又影响了损耗的大小。因此,准确计算永磁电机的温升很重要,但是也存在一定的困难。

定子槽内的导线绝缘层、绝缘纸尺寸非常细小,槽内浸渍漆和微孔也不规则。因此,电机仿真计算的热模型很难按照实际结构搭建,必须合理的等效。通常最简单的等效方法是将槽内所有绝缘材料等效为一个紧贴槽壁的绝缘层,全部铜线等效成一个铜棒导热体<sup>[13]</sup>。该等效方法虽然计算方便,但是与槽内有源导体的热传导情况会产生较大的偏差。文献[14]提出一种分层绕组的等效方法,即将槽内温度相近的区域归在一起构成多层结构,每层再按上述的等效方法分成绝缘层和铜棒。该方法提高了计算精度,但网格剖分难度高。另外,定子绕组浸漆质量的优劣直接关系到绕组的散热效果,电机温升会随浸渍漆填充量的增加而降低<sup>[15-16]</sup>。如何在温度场计算中计及浸渍漆质量对温升的影响,建立能真实反映定子槽内导热特性的简化模型已成为温度场计算首先必须解决的难题,也是精确计算电机温升的关键技术之一。

高密度永磁电机温度场计算的准确性还取决

于电机表面散热系数。液冷式高密度永磁电机其表面散热系数与流体的流动状态、流体的热物理属性和散热固体表面的几何参数有关,彼此之间还相互制约,散热系数不是常数,且难以精确确定<sup>[17-19]</sup>。流固耦合仿真方法毋需将散热系数作为边界条件,可以回避流固耦合面散热系数不易确定的困难,使仿真结果更接近实际工况。

基于高密度永磁电机的特点,本文首先提出基于多领域协同仿真的高密度永磁电机温升计算理念与流程。然后导出一种定子槽内绕组导热系数等效的新方法。最后以一台 48 槽/8 极高密度永磁电机为例,仿真分析在额定持续运行时电机的各类损耗和温度场的分布,并用样机进行试验验证。

## 1 基于多领域协同仿真的高密度永磁电机温升计算理念和计算流程

高密度永磁电机的损耗主要包括铁耗、交流绕组铜耗、永磁体涡流损耗和机械损耗。永磁电机的铁耗又分为磁滞损耗和涡流损耗,它们随电机工作频率和铁心磁密等参数的变化而变化。为了考虑逆变器供电的定子电流中高次时域谐波对铁耗的影响,铁耗计算采用场路耦合方法进行。即采用电机电磁场模型与控制系统电路模型进行协同仿真,通过对控制系统电路的控制来模拟逆变器供电的电流波形,并传输到电机电磁场分析模型中,然后用有限元软件计算及时域和空域谐波的电机铁耗。交流绕组铜耗是指考虑温度和集肤效应影响的绕组铜耗。永磁体涡流损耗是指由于磁场的高次谐波在永磁体表面产生的损耗,它与永磁体尺寸、磁密、频率、导电率有关。

随温度变化的永磁体工作点既决定永磁电机气隙和铁心各部位的磁密大小,也直接影响产生相同转矩所需的电流幅值。因而,电机铁耗和交流绕组的铜耗会随永磁体温度的变化而变化。另外,交流绕组铜损、永磁体涡流损耗大小又与随温度变化的导电率有关。所以,损耗计算中必须考虑温度对各种材料特性的影响。图 1 给出了基于多领域协同仿真的高密度永磁电机温升计算流程图。

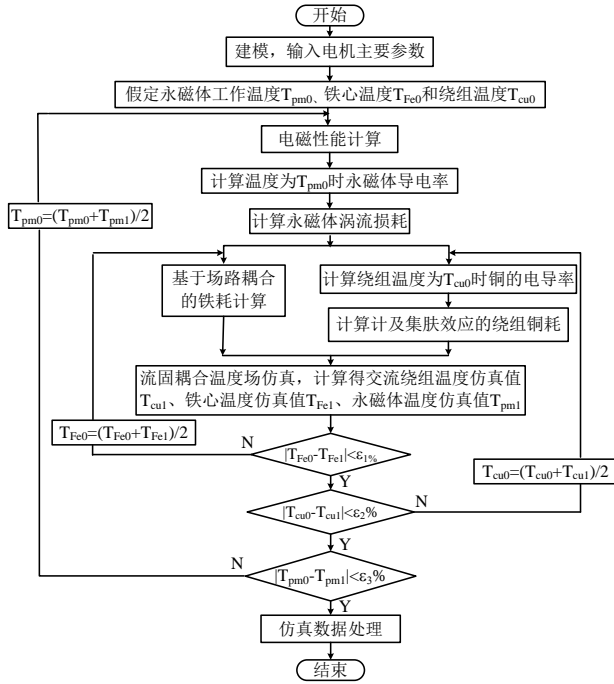


图 1 基于多领域协同仿真的高密度永磁电机  
温升计算流程图

Fig.1 Flow chart of temperature calculation of HDPMM based on multi-domain co-simulation

由图 1 可知, 高密度永磁电机温升计算的主要步骤为: 先假定永磁体、铁心、定子绕组的工作温度, 借助电磁场仿真软件计算电机的永磁体涡流损耗、铁耗和交流绕组铜耗, 然后基于流固耦合方法计算电机的温度分布。若温度场计算的工作温度与假定的工作温度不一致, 则用迭代法进行反复计算, 直到满足要求为止。需要说明的是目前国内就温度变化对硅钢铁损影响的研究比较缺乏, 计及温度影响的硅钢铁损数据不够完善。所以, 有些材料因缺少相关数据还难以计算考虑温升影响的铁耗值。

## 2 定子槽内绕组等效导热系数计算

为便于分析, 将定子槽分成绕组、槽楔、绝缘纸和槽壁间隙四个区域, 如图 2(a)所示。其中槽内浸渍漆和微孔被依次均匀分配到每根由裸导线和绝缘漆构成的漆包线的外层, 即一根漆包线、漆包线外侧的浸渍漆圆筒壁和微孔圆筒壁组成一根等效导体, 如图 2(b)所示。每个槽内的  $N$  根等效导体构成一个绕组。槽壁间隙是指漆包线与绝缘纸之间、绝缘纸与定子槽内表面之间两个间隙的等效间隙, 其数值与加工工艺有关。

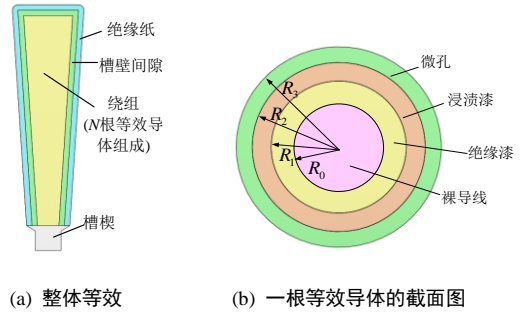


图 2 槽内结构等效图

Fig 2 Equivalent diagram of slot structure

### 2.1 热传导的基本方程

由于绝缘层和漆包线横截面为圆形, 选取圆柱坐标系  $(r, \varphi, z)$ 。其中,  $r, \varphi, z$  分别为半径、相位角和  $z$  方向的长度。假定在  $z$  方向上为无限长度, 故  $z$  平面上选用极坐标  $(r, \varphi)$ , 下面分析在  $z$  方向为单位长度  $(\Delta Z=1)$  的导热情况。

根据傅立叶定律, 在  $z$  方向为单位长度时, 沿  $r$  向的导热热流量  $\phi$  可表示为

$$\phi = -\lambda C \frac{\partial T}{\partial r} \quad (1)$$

其中:  $C$  为半径  $r$  处的周长,  $C = 2\pi r$ ;  $\lambda$ 、 $T$  分别为导热系数和温度。

用极坐标表示的导热微分方程为<sup>[20]</sup>

$$\gamma c \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( \lambda r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \varphi} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial \varphi} \right) + q_s \quad (2)$$

其中:  $\gamma$ 、 $c$ 、 $\tau$  和  $q_s$  分别表示材料的密度、比热容、时间和单位体积的物体在单位时间内产生的热量(简称内热源强度)。

稳态时  $\partial/\partial \tau = 0$ ; 圆中心对称,  $\partial/\partial \varphi = 0$ ; 对各向同性材料, 介质均匀,  $\partial\lambda/\partial r = 0$ , 导热微分方程可表示为

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial T}{\partial r} \right) = -\frac{q_s}{\lambda} \quad (3)$$

### 2.2 无内热源的多层圆筒壁等效

假定有  $n$  层圆筒壁, 最内层圆筒壁的内径为  $R_0$ , 每层外圆半径  $R_i (1 \leq i \leq n)$ , 各层材料的导热系数分别用  $\lambda_i$  表示。无内热源( $q_s=0$ )时, 导热微分方程可表示为

$$r \frac{\partial T}{\partial r} = C_1 \quad (4)$$

边界条件为

$$T(r) = \begin{cases} T_{i-1} & \text{当 } r = \begin{cases} R_{i-1} \\ R_i \end{cases} \end{cases} \quad (5)$$

由式(4)和(5)可求出温度分布函数

$$T(r) = T_{i-1} + \frac{T_i - T_{i-1}}{\ln \frac{R_i}{R_{i-1}}} \ln \frac{r}{R_{i-1}} \quad (6)$$

由式(1)和(6)得导热热流量, 为

$$\phi(r) = -2\pi\lambda_i \frac{T_i - T_{i-1}}{\ln \frac{R_i}{R_{i-1}}} = \frac{T_{i-1} - T_i}{\frac{1}{2\pi\lambda_i} \ln \frac{R_i}{R_{i-1}}} \quad (7)$$

式中:  $\frac{1}{2\pi\lambda_i} \ln \frac{R_i}{R_{i-1}}$  为第  $i$  层圆筒壁单位长度热阻。

若不考虑多层圆筒壁之间的接触热阻, 运用热阻叠加原则, 导热热流量可表示为

$$\phi(r) = \frac{T_0 - T_n}{\sum_{i=1}^n \frac{1}{2\pi\lambda_i} \ln \frac{R_i}{R_{i-1}}} \quad (8)$$

假设用一个内外圆半径分别为  $R_0$  和  $R_n$  的虚拟圆筒壁来等效在  $R_0$  和  $R_n$  之间的  $n$  层不同材料的圆筒壁的热传导特性, 根据热阻不变的原则, 虚拟圆筒壁的等效导热系数可表示为

$$\lambda_e = \frac{\ln \frac{R_n}{R_0}}{\sum_{i=1}^n \frac{1}{\lambda_i} \ln \frac{R_i}{R_{i-1}}} \quad (9)$$

### 2.3 有内热源的多层圆筒壁等效

采用相同的模型, 假定在最内层的圆筒壁内存在热源, 内热源强度为  $q_s$ , 其导热系数和表面温度分别为  $\lambda_0$  和  $T_0$ 。式(3)可表示为

$$r \frac{\partial T}{\partial r} = -\frac{q_s}{2\lambda_0} r^2 + C_1 \quad (10)$$

边界条件为

$$T(r) = \begin{cases} < \infty & \text{当 } r = \begin{cases} < R_0 \\ = R_0 \end{cases} \end{cases} \quad (11)$$

因圆柱中心温度最高, 则  $\left. \frac{dT}{dr} \right|_{r=0} = 0$ ,  $C_1=0$ 。

由式(10)和(11)可求出温度分布函数

$$T(r) = T_0 + \frac{q_s R_0^2}{4\lambda_0} \left( 1 - \frac{r^2}{R_0^2} \right) \quad (12)$$

导热热流量被修改为

$$\phi(r) = \pi R_0^2 q_s = -2\pi\lambda_i \frac{T_i - T_{i-1}}{\ln \frac{R_i}{R_{i-1}}} \quad (13)$$

最外层圆筒壁的外表面温度为

$$T_n = T_0 - \frac{R_0^2 q_s}{2} \sum_{i=1}^n \frac{1}{\lambda_i} \ln \frac{R_i}{R_{i-1}} \quad (14)$$

保持总导热热流量不变, 将半径为  $R_0$ 、内热源强度为  $q_s$  的热源用半径为  $R_n$  的热源等效, 其等效导热系数和内热源强度分别用  $\lambda_{se}$  和  $q_{se}$  表示, 则  $q_{se}$  可表示为

$$q_{se} = \frac{R_0^2}{R_n^2} q_s \quad (15)$$

保持圆中心和外表面的温度不变, 由式(12)、(15)可得采用等效热源后的温度分布函数

$$T(r) = T_n + \frac{q_{se} R_n^2}{4\lambda_{se}} \left( 1 - \frac{r^2}{R_n^2} \right) \quad (16)$$

根据等效前后中心点温度不变的原则, 由式(12)、(14)和(16)可求出有内热源的  $n$  层圆筒壁的等效导热系数

$$\lambda_{se} = \frac{1}{\frac{1}{\lambda_0} + 2 \sum_{i=1}^n \frac{1}{\lambda_i} \ln \frac{R_i}{R_{i-1}}} \quad (17)$$

### 2.4 定子槽内等效导体导热系数的计算

已知裸导线半径和绝缘漆厚度分别为  $R_0$ 、 $\delta_l$ , 则漆包线半径  $R_1$  为

$$R_1 = R_0 + \delta_l \quad (18)$$

假设扣除槽楔面积后的槽内周长和面积分别为  $C_{slot}$  和  $A$ ; 槽内导体数  $N$ ; 绝缘纸厚度  $\delta_p$ , 槽壁间隙厚度  $\delta_a$ , 则  $N$  根等效导体的总面积  $A_{eq}$  为

$$A_{eq} = A - C_{slot} \cdot (\delta_a + \delta_p) \quad (19)$$

每根等效导体的面积  $A_c$  和半径  $R_3$  分别为

$$A_c = \frac{A_{eq}}{N} \quad (20)$$

$$R_3 = \sqrt{\frac{A_c}{\pi}} \quad (21)$$

半径  $R_1$  和  $R_3$  构成的圆筒壁为浸渍漆和微孔所占的体积, 浸渍漆和微孔的体积比值  $k$  与加工工艺有关, 根据  $k$  值可计算出浸渍漆的圆筒壁半径  $R_2$ 。将  $R_0$ 、 $R_1$ 、 $R_2$  和  $R_3$  代入式(17), 可计算出等效导体的导热系数, 该值也为绕组的等效导

热系数。

另外，为简化模型，槽壁间隙和绝缘纸可用一虚拟材料等效。对于圆形槽，可采用式(9)计算等效导热系数。若是梨形槽、梯形槽可视为多层平壁进行等效。

3 基于多领域协同仿真的高密度永磁电机温升计算实例

3.1 样机主要结构和性能指标

本文以一台 48 槽/8 极高密度永磁电机为例进行仿真分析，样机运行性能要求和尺寸见表 1。样机采用机座外水冷方式进行冷却，样机模型如图 3 所示。

表 1 样机运行性能要求和主要尺寸

Tab.1 Performance requirements and main dimensions of prototype machine

额定持续运行	100 N m @ (0~4 000 r/min)		
	& 42 kW @ (4000~11500r/min)		
峰值短时运行	210N m @ (0~4 000 r/min)		
	& 88 kW @ (4000~11 500r/min)		
直流母线电压/V	350	最大电流(有效值)/A	360
环境温度/℃	25	铁心长度/mm	160
极/槽数	8/48	定子铁心外径/mm	230
冷却方式	水冷	转子铁心内径/mm	43

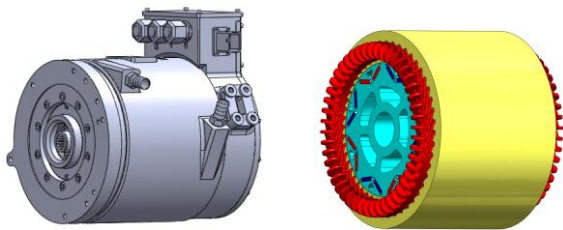


图 3 样机结构示意图

Fig.3 Structure diagram of prototype machine

3.2 样机损耗的精确计算

以 42kW、11 500r/min 最高转速运行点为例，按照图 1 的仿真流程，计算得到永磁体的平均工作温度约为 89℃。忽略温度对铁耗的影响，采用 Ansoft Maxwell 2D and Simplorer 场路耦合的仿真方法计算电机的磁密分布和铁耗值，最高磁密位于转子隔磁桥处，最大磁密为 1.5T，定、转子铁耗分别为 2.51kW 和 218W，具体如图 4 所示。

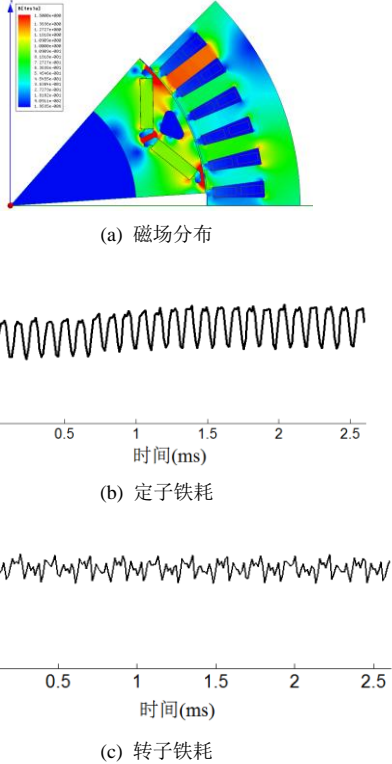


图 4 样机的铁耗计算

Fig.4 Iron loss calculation of prototype machine

为减小永磁体的涡流损耗和转矩脉动，永磁体通常采用分块移位结构。为此，需要采用三维有限元电磁场仿真软件计算永磁体涡流损耗。样机永磁体由五块尺寸相同的永磁体沿轴向拼接而成，图 5 是用 Ansoft Maxwell 3D 瞬态场进行永磁体涡流损耗仿真的结果。

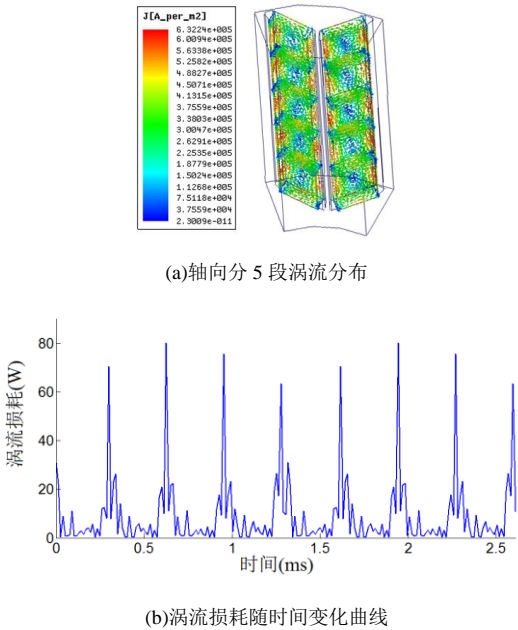


图 5 永磁体涡流损耗计算结果

Fig.5 Calculation result of Permanent Magnet eddy loss



仿真结果可知，永磁体的涡流损耗随时间的变化而变化，而且每块永磁体内部的电密分布非均匀。其主要原因是由于涡流的抵制作用，永磁体内产生集肤效应，使永磁体表面电密较高，中心处电密较低。

为了精确计算交流绕组的铜耗，采用 Ansoft Maxwell Eddy-current 软件，在三相绕组通入频率为 766.67Hz 的额定电流，上、下层为同相绕组的导体电流密度沿槽口方向的变化曲线见图 6。

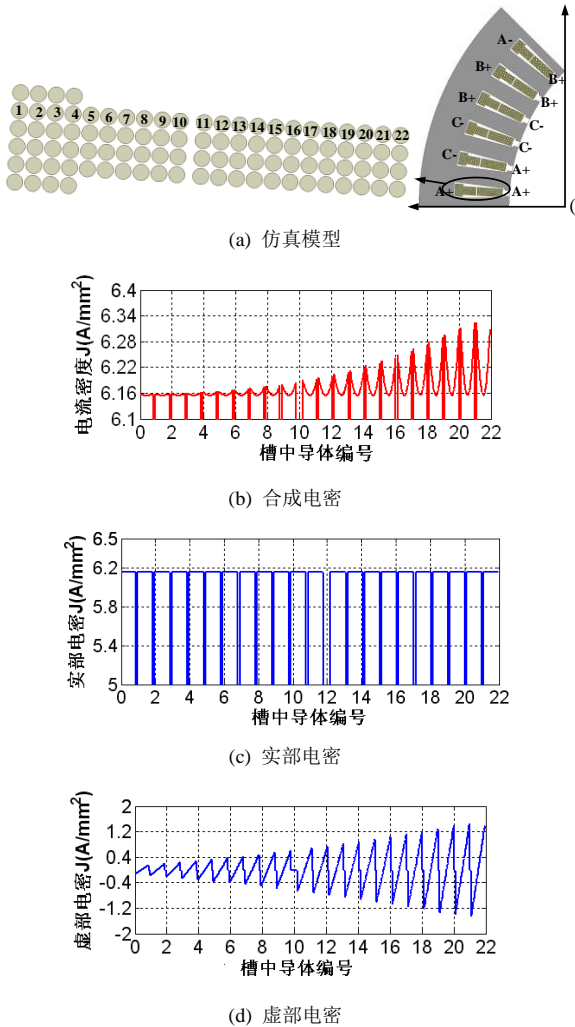


图 6 上下层绕组电流同相时绕组电密沿槽口方向变化曲线

Fig.6 Current density curves of windings along the direction of the slot opening with upper and lower layer windings of same phase

由图 6 可见，1)处于不同位置的导体其实部电密基本相同，而且每根导体内的实部电密分布也均匀。2)由于集肤效应现象，每根导体的虚部电密分布不均匀，且沿着槽口方向不均匀现象逐渐增加。3)受虚部电密不均匀现象的影响，槽内导体合成电密沿槽口方向呈上升趋势，导致等效

交流电阻大于直流电阻，电机的铜耗增加，电机温升增加。

交流绕组的铜耗可用公式(22)计算。

$$P_{cu} = \rho_{cu} l \sum_{i=1}^m (J_{Ri}^2 + J_{Xi}^2) \Delta_i \quad (22)$$

其中： $J_{Ri}$  和  $J_{Xi}$  分别为第  $i$  个单元的实部和虚部电密； $\Delta_i$  为第  $i$  个单元的面积； $m$  为 A 相绕组的单元数； $\rho_{cu}$ 、 $l$  分别为铜导线的电阻率和绕组半匝长度。样机的交流绕组铜耗计算值为 500.3W。

### 3.3 基于流固耦合的样机温度场仿真分析

#### 3.3.1 样机热模型的建立

在应用 ANSYS-FLUENT 有限元软件进行仿真计算之前先作如下假定：

- ①由于热源产生的热量主要通过冷却水带走，忽略水套外表面与周围空气之间的热交换。
- ②电机运行时产生的铜耗、定子铁耗、转子铁耗和永磁体涡流损耗分别被均匀分布于绕组、定子铁心、转子铁心和永磁体中。
- ③忽略轴承摩擦损耗和风摩损耗。
- ④假定水流以垂直于水冷机座入水口的方向进入冷却水道。

样机冷却水道为螺旋状，如图 7 所示。

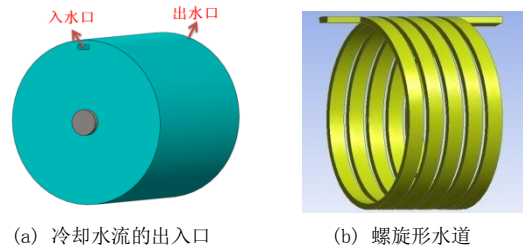


图 7 样机机冷却系统简图

Fig.7 Cooling system diagram of Prototype machine

根据制造工艺，决定浸渍漆与微孔的比例系数，由式(17) - (21)可计算出绕组的等效导热系数，样机绕组的等效导热系数 $\lambda_{se}$ 为 0.091 58 [W/m·℃]。表 2 为样机在 11 500r/min、额定持续运行时热源分布计算值。

表 2 样机在 11500r/min 额定持续运行时热源分布

Tab.2 Heat source distribution of prototype machine at 11 500r/min rated continuous operation

热源部位	额定损耗/W	生热密度/W/m <sup>3</sup>
定子绕组	500.3	967 184.4
定子铁心	2 510.0	955 105.2
转子铁心	218.0	80 584.28
永磁体	4.67	18 242.18

3.3.2 样机三维温度场仿真分析

样机冷却水流速 1.14m/s，初始温度 34.4℃。利用 FLUENT 仿真软件，计算样机运行在转速 11 500r/min、功率 42kW 额定持续运行时电机各部件的稳定温升分布，仿真结果如图 8 所示。

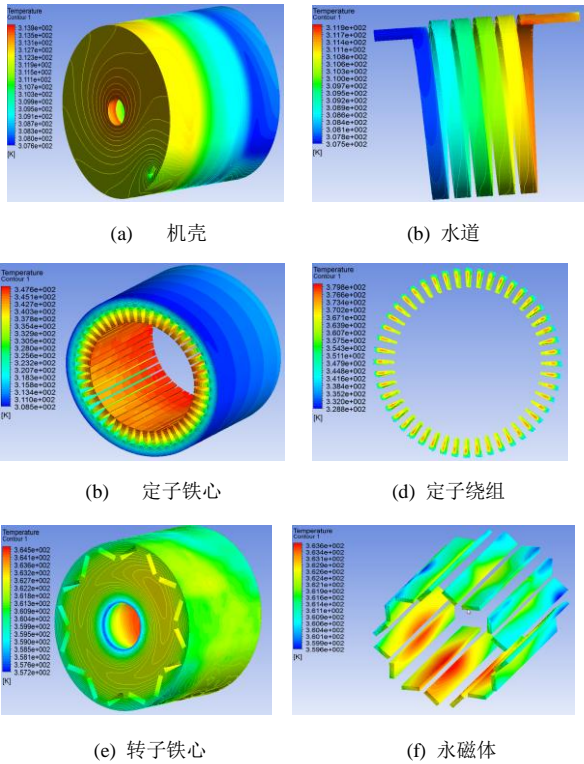


图 8 样机 11 500r/min 额定持续运行时各部件温度分布  
Fig.8 Temperature distribution in main components at 11 500r/min rated continuous operation

样机各主要部件的最高温度仿真值见表 3。  
表 3 11 500r/min 额定持续运行时电机各部件最高温度

Tab.3 Maximum temperature in main components under 11 500r/min rated continuous operation			
位置	温度/k	位置	温度/k
水道入口	307.5	定子绕组温升最大值	379.8
水道出口	311.9	转子铁心温升最大值	364.5
定子铁心温升最大值	347.6	转子磁钢温升最大值	363.6

由表 3 和图 8 可知，当电机在最高转速运行时，最高温度位于定子绕组，最高温度为 379.8K；转子永磁体最高温度为 363.6K、最低温度为 359.6K，这主要是由于永磁体集肤效应引起涡流损耗分布不均匀所致。由于计算结果均没有超出电机绕组和永磁体允许的最高温度，电机可以安全可靠运行。

4 样机的温升试验

图 9 是样机温升试验平台。其中被测电机采

用转矩控制，陪测电机采用转速控制，系统配置了水冷系统，并在样机端部绕组的内侧放置热电偶测取温度；散热水箱的入、出水口分别放置测温计测取水温。



图 9 样机温升试验平台  
Fig. 9 Temperature test platform of prototype machine

表 4 给出了进水温度为 34.4[℃] 时样机在功率 42kW、转速分别为 4 000 r/min 和 11 500 r/min 运行时绕组温升计算值与试验数据。

表 4 计算值与试验结果的比较 Tab.4 Comparison between calculated and test results		
运行工况	计算值/℃	试验值/℃
4 000 r/min&100N·m	79.6	85
11 500 r/min&35N·m	106.7	110

由表 4 可知，样机在 4000 r/min 和 11500 r/min 运行时，温升的实验值与计算值基本吻合，验证了仿真分析方法的准确性。

5 结论

本文提出基于多领域协同仿真的高密度永磁电机温升计算理念，详细论述了温升计算方法的流程，有效解决了电机损耗与温升之间相互影响、且不易精确计算的难题。为高密度永磁电机结构与工艺的精细化设计和优化、充分挖掘电机的潜力、实现有效的热能管理提供了依据。

针对电机定子槽内导线绝缘层、浸渍漆和微孔尺寸细小和不规则的特点，推导出一种槽内绕组等效导热系数的计算方法。该方法既解决了有限元仿真时细小材料网格不易剖分的难题，又能将电机加工浸漆质量因素考虑在内，使热性能仿真模型逼近实际，仿真结果能真实反映实际电机的导热特性和温升分布情况。

借助 ANSYS 的 Fluent 模块进行流固耦合温度场仿真，实现高密度永磁电机温度场分布和冷却液流场分布的仿真计算，解决了流固耦合边界散热系数难以确定的困难。

以一台 48 槽 8 极高密度永磁电机为例，将温升仿真数据与样机试验值进行比较，两者基本吻合，验证了本文提出的基于多领域协同仿真的高

密度永磁电机温升计算方法和绕组等效导热系数计算方法的有效性和准确性, 充实完善了高密度永磁电机与冷却系统的设计理论和多领域仿真验证的设计方法。

## 参考文献

- [1] Wenming Tong, Shengnan Wu, Zhongliang An. Thermal Analysis of Direct-Drive Permanent Magnet Wind Generator using both Lumped Parameter Network and Finite Element Method[C]. IEEE Conference on Power and Energy Engineering, 2010, 1-4.
- [2] JinXin Fan, ChengNing Zhang, E.G. Strangas. Thermal Analysis of Water Cooled Surface Mount Permanent Magnet Electric Motor for Electric Vehicle[C]. International Conference on Electrical Machines and Systems(ICEMS), 2010, 1024-1028.
- [3] P. Ponomarev, M. Polikarpova, J. Pyrhönen. Thermal Modeling of Directly-Oil-Cooled Permanent Magnet Synchronous Machine[C]. International Conference on Electrical Machines(ICEM), 2012, 1882-1887.
- [4] David A. Staton, Andrea Cavagnino. Convection Heat Transfer and Flow Calculations Suitable for Electric Machines Thermal Models[J]. IEEE Transactions on Industry Electronics, 2008, 55(10): 3509-3516.
- [5] 黄苏融, 张琪, 谢国栋, 贡俊. 燃料电池轿车用高密度无刷永磁牵引电动机[J]. 机械工程学报, 2005, 41(12): 69-75.  
Huang Surong, Zhang Qi Xie Goudong Gong, et al. High Density Brushless Permanent Magnet Traction Motor for Fuel Cell Vehicles[J], CHINESE JOURNAL OF MECHANICAL ENGINEERING, 2005, 41(12): 69-75(in Chinese). 如,
- [6] 黄苏融, 钱慧杰, 张琪, 谢国栋. 现代永磁电机技术研究与应用开发[J]. 电机与控制应用, 2007, 34(1): 1-6.  
Huang Surong, Qian Huijie, Zhang Qi, et al.. Study on Modern PM Motor Technology and Development in Its Applications[J], Electric Machines & Control Application, 2007, 34(1): 1-6(in Chinese).
- [7] Janne Nerg, Marko Rill, Juha Pyrhonen. Thermal Analysis of Radial-Flux Electrical Machines With a High Power Density[J]. IEEE Transactions on Industry Electronics, 2008, (10): 3543-3554.
- [8] 黄平林, 胡虔生, 崔杨, 黄允凯. PWM 逆变器供电下电机铁心损耗的解析计算[J], 中国电机工程学报, 2007, 27(12): 19-23.  
Huang Pinglin, Hu Qiansheng, Cui Yang, et al. Analytical Calculation of the Iron Losses of Electric Machine Fed by PWM Inverter[J], Proceedings of the CSEE, 2007, 27(12): 19-23(in Chinese).
- [9] Javad Fouladgar. The Influence of the Harmonics on the Temperature of Electrical Machines[J], IEEE Transactions on Magnetics, 2005, 41(5): 1644-1647.
- [10] 李虎, Akihiro Hoshino 基于混合方法的 PWM 逆变器下永磁同步电动机的温升研究[J], 电机与控制应用 2009, 36(4): 1-5.  
Li Hu, Akihiro Hoshino, Temperature Analysis Considering Carrier Harmonics of PMSM by a Hybrid Method[J], Electric Machines & Control Application, 2009, 36(4): 1-5(in Chinese).
- [11] 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): 165-172.  
Kong Xiaoguang, Wang Fengxiang, Xing Junqiang. Losses Calculation and Temperature Field Analysis of High Speed Permanent Magnet Machines[J], Transactions of China Electrotechnical Society, 2012, 27(9): 165-172(in Chinese).
- [12] 吴新振, 王祥珩, 罗成. 异步电机转子感应非正弦电流时的导条损耗[J], 中国电机工程学报, 2005, 25(17): 131-135.  
Wu Xinzheng, Wang Xiangheng, Luo Cheng. Loss Calculation For Induction Machine Rotor Bar with Non-Sinusoidal Current[J], Proceedings of the CSEE, 2005, 25(17): 131-135(in Chinese).
- [13] Xyperas J, Hatzithanassiou V. Thermal analysis of an electrical machine taking into account the iron losses and the deep-bar effect[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 1999, 14(4): 996-1003.
- [14] Dave Staton, Aldo Boglietti, Andrea Cavagnino. Solving the more difficult aspects of electric motor thermal analysis in small and medium size industrial induction model[J]. IEEE Transactions on energy conversion, 2005, 20(3): 620-628.
- [15] 李伟力, 李守法, 谢颖, 丁树业. 感应电动机定子转子全域温度场数值计算及相关因素敏感性分析[J], 中国电机工程学报, 2007, 27(24): 85-91.  
Li Weili, Li Shoufa, Xie Ying, et al. Stator-rotor Coupled Thermal Field Numerical Calculation of Induction Motors and Correlated Factors Sensitivity Analysis[J], Proceedings of the CSEE, 2007, 27(24): 85-91(in Chinese).
- [16] Shafigh Nategh, Oskar Wallmark, Mats Leksell. Thermal Analysis of a PMSRM Using Partial FEA and Lumped Parameter Modeling[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(2): 477-488.
- [17] Yujiao Zhang, Jiangjun Ruan, Tao Huang. Calculation of Temperature Rise in Air-cooled Induction Motors Through 3-D Coupled Electromagnetic Fluid-Dynamical and Thermal Finite-Element Analysis[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2012,



48(2): 1047-1050.

- [18] 周庆生, 黄苏融, 张琪. 新型冷却结构超高精度平面电机定子温度场分析[J], 中国电机工程学报, 2012, 32(15): 134-139.

Zhou Qingsheng, Huang Surong, Zhang Qi, et al. Temperature Field Analysis of Novel Cooling Structure Ultra-precision Planar Motor[J], Proceedings of the CSEE, 2012, 32(15): 134-139(in Chinese).

- [19] 李伟力, 靳慧勇, 丁树业等. 大型同步发电机定子多元流场与表面散热系数数值计算与分析[J]. 中国电机工程学报, 2005, 25(23): 138-143.

li Weili, Jin Huiyong, Ding Shuye, et al. Numerical Calculation And Analysis of Large Synchronous Generator Stator Multidimensional Fluid Fields And Surface Heat Transfer Coefficients[J], Proceedings of the CSEE, 2005, 25(23): 138-143(in Chinese).

- [20] 张靖周, 常海萍编著. 传热学[M]. 北京: 科学出版社, 2009: 28.

Zhang Jingzhou, Chang Haiping. heat transfer theory[M]. Beijing: Science Press, 2009: 28.



张琪

**收稿日期:**

**作者简介:**

张琪(1961-), 女, 博士, 教授, 博士生导师。主要从事高品质永磁电机和新结构电机的基本理论、设计方法和仿真技术研究。

Email: [qizhang@staff.shu.edu.cn](mailto:qizhang@staff.shu.edu.cn)。

鲁茜睿(1989-), 女, 硕士研究生, 主要研究永磁电机温度场仿真技术。Email: [youlan25914@gmail.com](mailto:youlan25914@gmail.com)

黄苏融(1953-), 男, 教授, 博士生导师。主要从事汽车电机及控制系统、新结构电机及其控制系统、电机设计与控制技术研究。Email: [srhuang@shu.edu.cn](mailto:srhuang@shu.edu.cn)。