

DOI: 10.7652/xjtuxb201705010

考虑定子各向异性的永磁同步电机振动噪声优化

左曙光¹, 张耀丹¹, 阎礁², 张国辉¹, 林福¹, 吴双龙¹

(1. 同济大学新能源汽车工程中心, 201804, 上海; 2. 泛亚汽车技术中心有限公司, 201201, 上海)

摘要: 为了有效降低永磁同步电机的振动和噪声,在考虑定子各向异性建模的基础上,提出了一种通过定子结构模态规划来优化振动噪声的方法。首先分析了对定子模态频率较为敏感的各向异性材料参数,通过定子铁芯和总成的模态试验进行了参数识别;随后分析了电机在额定工况下的振动和噪声峰值来源,并且在电磁力二维分解的基础上提出了降低电机噪声的模态规划目标;最后分析了主要结构参数对定子模态频率的灵敏度,最终选择定子轭部厚度作为优化参数来实现模态频率的规划。研究表明:通过考虑定子材料的各向异性可以建立较为准确的定子模型,模态频率计算值与实测结果的误差都在4%以内;仿真优化后的电机振动峰值下降了58%,总体噪声功率级(A)降低了4.3 dB。

关键词: 永磁同步电机;定子各向异性;建模;电磁力;模态规划;振动噪声

中图分类号: TM341 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2017)05-0060-09

Optimization of Vibration and Noise in Permanent Magnet Synchronous Motor Considering Stator Anisotropy

ZUO Shuguang¹, ZHANG Yaodan¹, YAN Jiao², ZHANG Guohui¹, LIN Fu¹, WU Shuanglong¹

(1. Clean Energy Automotive Engineering Center, Tongji University, Shanghai 201804, China;

2. Pan Asia Technical Automotive Center Co. Ltd., Shanghai 201201, China)

Abstract: To reduce vibration and noise of the permanent magnet synchronous motor (PMSM), a method for optimizing vibration and noise is presented through stator modal planning on the basis of modelling the stator anisotropy. Firstly, the anisotropic material parameters, which are sensitive to stator modal frequency, are analyzed and identified according to the modal test of stator core and assembly. Then, the source of peak values of vibration and noise under rated conditions is analyzed, and the goal of modal planning for reducing vibration and noise is put forward based on 2D decomposition of electromagnetic force. Lastly, through the sensitivity analysis of major stator structure parameters to modal frequency, the thickness of stator yoke is chosen as the optimization parameter to realize the modal frequency planning. Results indicate that the stator model shows a good accuracy with anisotropy considered, and the error is within the limit of 4% compared with the modal test. Through simulation optimization, the maximum vibration acceleration of the motor is reduced by 58%, and the overall noise level is decreased by 4.3 dB(A).

Keywords: permanent magnet synchronous motor; stator anisotropy; modeling; electromagnetic force; modal planning; vibration and noise

收稿日期: 2016-10-24。 作者简介: 左曙光(1968—),男,教授,博士生导师。 基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51375343);国家重大科学仪器开发专项资助项目(2012YQ150256)。

网络出版时间: 2017-03-13

网络出版地址: <http://www.cnki.net/kcms/detail/61.1069.T.20170313.1526.002.html>

永磁同步电机由于具有高功率密度和高效率的优点,在越来越多的领域得到了广泛的应用,然而其振动和噪声问题也受到了越来越多的关注^[1]。电机振动噪声可分为机械振动噪声、电磁振动噪声以及空气动力噪声3类,就中小型永磁同步电机而言,电磁激励产生的结构振动及辐射噪声是最主要的噪声来源^[2-3]。

电机定子是电磁噪声的主要辐射体,定子结构的准确建模是研究电磁振动和噪声的关键,尤其是在进行振动和声辐射预测时,需要能够较为精确地反映结构本身的固有特性。Li等基于三维有限元与试验分析,认为通过调整机壳材料和厚度等参数能有效提高定子总成刚度^[4]。崔淑梅等利用建立的永磁直流电机三维模型进行了振动声学数值计算^[5],但忽略了定子绕组和硅钢片叠压效应对定子固有特性的影响,会引起额外的计算误差。鲍晓华等通过建立只考虑铁芯内部绕组的爪极电机定子有限元模型,对电机振动噪声的来源进行了分析^[6]。Islam等建立了二维平面内的定子振动模型^[7-8],但忽略了绕组、端盖对结构的影响。代颖等考虑绕组的各向异性材料参数进行了建模,但认为铁芯材料是各向同性的^[9]。综上所述,目前只有少数文献在定子建模时考虑了铁芯层叠结构和绕组的影响,缺乏有效的方法对定子的各向异性参数进行识别,而如何计及定子绕组和硅钢片层叠结构对电机定子振动特性的影响,是准确建立定子结构有限元模型的关键。

在电机的电磁振动噪声优化方面,主要有2个出发点:①优化径向电磁力波的特性;②改善定子结构的传递特性。定子结构的优化设计是降低振动噪声的一个重要途径。Torregrossa等借助有限元软件,通过调整定子长度及定子斜槽改变了电机的模态参数,从而降低了振动噪声^[10]。Kim等以定子表面振动加速度最小化为目标函数,经多参数优化后削弱了电磁振动,并在削弱电磁力的同时考虑了结构的传递特性^[11]。何吕昌等以定子表面测点瞬态位移振幅最小为优化目标,根据定子结构参数对固有频率的影响来优化定子结构,降低了电动车用无刷直流电机的电磁噪声^[12-13]。这些研究均是基于特定电机的结构参数影响,通过优化电机结构的传递特性来改善电机的振动噪声,但未结合电磁激励本身的特点确定结构优化目标。由于电磁力的时空分布特性,不同阶数的模态对振动的贡献不同,因此选择合适的模态进行规划对于电机定子的结构优化十

分关键。

针对上述问题,本文对一6极9槽永磁同步电机建立了考虑材料各向异性的定子有限元模型,通过模态试验识别出对模态频率较为敏感的材料参数,从而建立起较为准确的定子结构模型;在分析各阶模态对振动贡献的基础上,结合电磁力二维时空分解对定子模态频率进行规划,进而削弱定子振动和声辐射。

1 定子各向异性等效建模

1.1 定子铁芯和总成的模态试验

研究对象为压缩机用6极9槽永磁同步电机,其主要参数如下:额定转速为3 600 r/min;额定转矩为2.7 N·m;额定电流为7.7 A;线圈匝数为35;定子槽口宽度为4 mm;定子轴向长度为55 mm;定子外半径为55.26 mm;硅钢片厚度为0.35 mm。

定子总成由铁芯和绕组两部分组成:铁芯由硅钢片沿轴向层叠而成,绕组由铜导线在定子槽中堆叠得到。铁芯和绕组的层叠结构导致其在不同方向的力学性能表现不同,材料参数表现出较明显的正交各向异性。为了获得铁芯和绕组的各向异性材料参数并准确建立有限元模型,首先对定子铁芯和总成进行模态试验。图1所示为定子总成的模态试验现场,铁芯与总成的试验仪器相同。试验采用激振器对定子施加激振信号,测点沿定子周向均匀布置12个,沿轴向布置2圈,并由加速度传感器获取测点位置的径向振动信号。为了减小传感器带来的误差,采取分批测量,每次测量激振点到3个测点的频响函数。

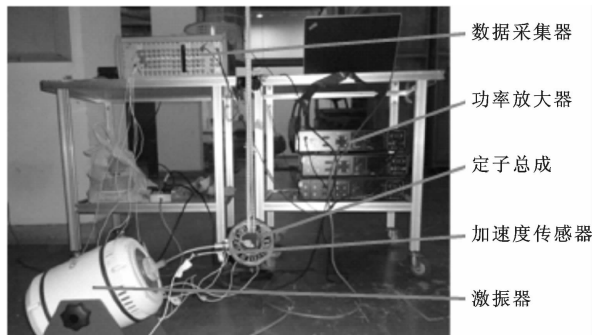


图1 定子总成模态试验现场

根据试验得到如表1所示的定子铁芯和总成的模态参数。表中 m 为轴向模态阶数($m=0$ 时定子沿轴向振动同相位, $m=1$ 时轴向两端振动反相位), n 为径向模态阶数。定子的齿对称模态和齿反对称模态未被仪器识别出来,这是由于它们各自对应的

固有频率接近的缘故^[14]。由表 1 可知,电枢绕组的存在不会引入额外的模态振型,但是会影响定子的低阶模态频率,所以在定子有限元建模时不能忽略电枢绕组。

表 1 实测定子模态参数

模态阶数		模态振型	模态频率/Hz	
轴向	径向		定子铁芯	定子总成
$m=0$	$n=2$		1 310	1 481
	$n=3$		3 071	3 143
	$n=4$		4 953	4 958
$m=1$	$n=2$		1 781	2 507
	$n=3$		3 804	3 526
	$n=4$		5 495	5 158

1.2 定子的等效建模

在定子结构建模中,无法按照实际的形状结构对硅钢片和绕线进行建模和网格划分,因此本文采用以下方式进行等效建模。

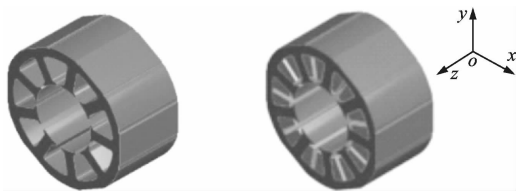
(1)根据铁芯的实际尺寸建立实体模型,并赋予各向异性材料来反映硅钢片的层叠特性。铁芯密度为实际质量与体积之比。

(2)由于该电机为分数槽集中绕组形式,一个线圈绕制在一个定子齿上,端部绕组较短且没有接触,故在建模时忽略端部绕组,将槽内绕组简化为直导体,同样赋予各向异性材料参数来体现绕组的堆叠效应。绕组的等效密度为实际质量与体积之比,即将端部绕组质量等效到内部绕组质量中。

在 ANSYS Workbench 平台上建立的定子铁芯和总成等效模型及坐标如图 2 所示。

1.3 定子铁芯和绕组材料参数的获取

对于本文研究的永磁同步电机,定子铁芯和绕组均不是完整的实体部件,等效建模时需对其赋予各向异性材料参数来反映层叠效应。任一各向异性



(a)定子铁芯 (b)定子总成

图 2 定子有限元模型

材料共需 3 个正交对称面的 9 个工程常数来定义。对于定子铁芯的轴向层叠结构, xOy 面为一个各向同性平面,即一层硅钢片沿 x 、 y 方向具有相同的力学性能。因泊松比变化非常小,故忽略泊松比的改变,与钢材料保持一致。铁芯的 9 个材料工程常数之间的关系如下:

对于泊松比, $\nu_{xy}=\nu_{yz}=\nu_{zx}=0.29$;

对于杨氏模量, $E_x=E_y, E_z$;

对于切变模量, $G_{xy}, G_{yz}=G_{zx}$ 。

因此,9 个工程常数中只有 $E_x(E_y)$ 、 E_z 、 G_{xy} 和 $G_{yz}(G_{zx})$ 这 4 个是独立变化的。为了确定铁芯等效各向异性材料的具体参数,先分析上述 4 个独立变化的工程常数对电机定子铁芯 $m=0$ 的模态频率的影响,结果如图 3 所示。图中, f 为模态频率, $E_w=200$ GPa、 $G_w=80$ GPa 分别为硅钢片的杨氏模量和切变模量。

仿真分析时,选取与试验相同阶数和振型方向的模态。由图 3 可以看出,径向模态主要受 $E_x(E_y)$ 和 G_{xy} 这 2 个材料工程常数的影响,而 E_z 和 $G_{yz}(G_{zx})$ 的影响很小。下面,以定子铁芯的变形来进一步说

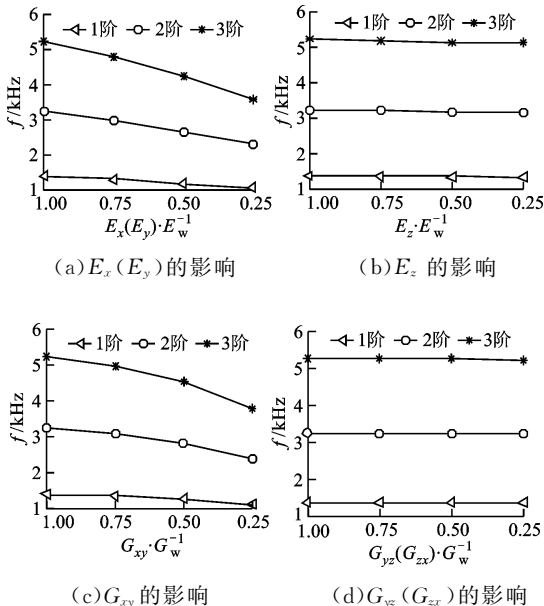


图 3 材料各工程常数对铁芯 $m=0$ 的模态频率的影响

明这些材料工程常数的影响:铁芯 $m=0$ 的模态振型的形变主要来源于 xOy 面内的拉伸、压缩和剪切,而 xOy 面内的拉伸和压缩形变主要取决于该平面内的杨氏模量 $E_x(E_y)$,剪切形变取决于切变模量 G_{xy} 。

同样地,分析上述 4 个材料工程常数变化对该电机定子铁芯 $m=1$ 的模态频率的影响,结果如图 4 所示。由图中可以看出, $m=1$ 的模态主要受 $E_x(E_y)$ 、 G_{xy} 和 $G_{yz}(G_{zx})$ 这 3 个工程常数变化的影响。定子铁芯 $m=1$ 的模态振型可以看成是每一截面 $m=0$ 的径向振型沿轴向的叠加,所以对 $m=0$ 的模态频率有影响的材料常数 $E_x(E_y)$ 、 G_{xy} 亦会影响 $m=1$ 的模态频率。此外,铁芯在 yOz 、 zOx 平面受到剪切力也会产生这种振动。铁芯在这 2 个平面内的剪切形变取决于平面内的切变模量 G_{yz} 和 G_{zx} ,因此除了 $E_x(E_y)$ 和 G_{xy} ,材料常数 $G_{yz}(G_{zx})$ 也会对 $m=1$ 的模态频率产生影响,而 z 方向的形变较小,所以 E_z 对模态频率影响也较小。

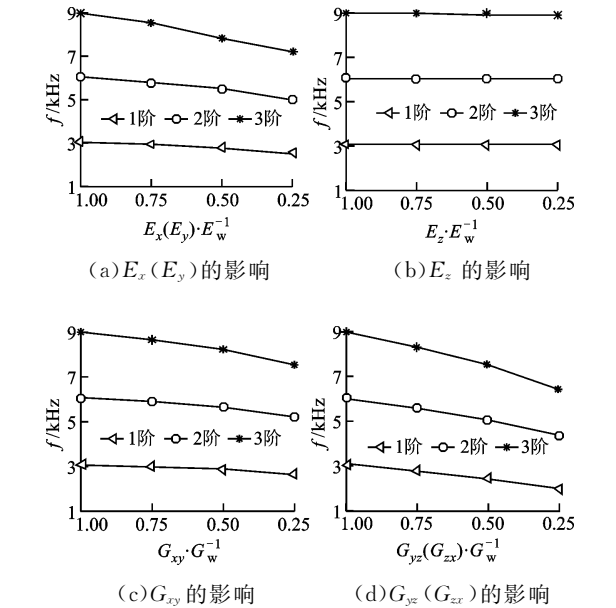


图 4 材料各工程常数对铁芯 $m=1$ 的模态频率的影响

定子槽内的绕组由铜线在槽中沿轴向绕制得到,也具有紧密层叠的特征。对内部绕组建立与定子铁芯一致的坐标系,如图 5 所示。绕组材料常数对定子振动特性的影响与铁芯材料的分析结果相一致,这里不再重复分析。

1.4 定子模型验证

上述材料参数可以通过仿真结合模态试验的结果加以确定。由于定子受到的电磁激励沿轴向分布一致,且 $m=0$ 的模态参与因子远大于 $m=1$ 的(将在 2.2 节中进行分析),因此以 $m=0$ 的模态试验结

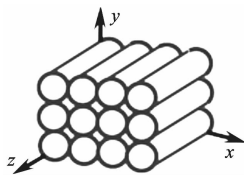


图 5 内部绕组结构模型

果为主要目标来进行参数识别。将上述 3 个独立材料常数 $E_x(E_y)$ 、 G_{xy} 、 $G_{yz}(G_{zx})$ 作为变量,泊松比 ν 和 E_z 的取值与钢(铜)材料一致,将试验得到的各阶模态频率作为优化目标,使有限元仿真结果不断逼近试验结果,最终仿真得到铁芯和绕组的各向异性等效材料参数值,见表 2。表中 $E_c=100\text{ GPa}$ 、 $G_c=38.4\text{ GPa}$ 分别为铜的杨氏模量和切变模量。定子各向异性有限元模型得到的模态频率见表 3。

表 2 定子的等效各向异性材料参数值

参数	铁芯	绕组
密度/ $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	7 144	5 144
泊松比	0.29	0.30
杨氏模量	$E_x=E_y=0.94E_w$	$E_x=E_y=0.916E_c$
	$E_z=E_w$	$E_z=E_c$
剪切模量	$G_{xy}=0.836\ 5G_w$	$G_{xy}=0.007\ 3G_c$
	$G_{yz}=G_{zx}=0.175G_w$	$G_{yz}=G_{zx}=0.007\ 8G_c$

表 3 定子各向异性模型的模态频率与试验模态频率对比

		频率/Hz		
		2 阶	3 阶	4 阶
定子铁芯	$m=0$ 的模态 仿真	1 313	3 067	4 953
	试验	1 310	3 071	4 953
	相对误差/%	0.2	-0.1	0.0
定子总成	仿真	1 428	3 188	5 088
	试验	1 481	3 143	4 958
	相对误差/%	-3.6	1.4	2.6

对于各向同性材料参数建模,将铁芯(绕组)的杨氏模量作为变量,泊松比取值与钢(铜)一致。对定子各向同性模型基于试验结果进行优化识别,得到的仿真结果见表 4。

分别将各向异性与各向同性建模的仿真结果与主要目标 $m=0$ 的试验模态频率进行对比,见表 3 和表 4。当考虑定子铁芯和绕组材料的各向异性后,铁芯模态频率的相对误差在 1% 以内,总成模态频率的相对误差都在 4% 以内,而若选取各向同性参数建模,则总成模态频率的相对误差较大,在第 4

阶模态达到了 13.4%，由此说明了定子结构各向异性建模的准确性。

表 4 定子各向同性模型的模态频率与试验模态频率对比

$m=0$ 的模态		频率/Hz		
		2 阶	3 阶	4 阶
定子铁芯	仿真	1 321	3 105	5 014
	试验	1 310	3 071	4 953
	相对误差/%	0.8	1.1	1.2
定子总成	仿真	1 497	3 419	5 622
	试验	1 481	3 143	4 958
	相对误差/%	1.1	8.8	13.4

2 电机电磁振动噪声来源分析

2.1 电磁振动噪声仿真计算

永磁同步电机电磁振动与噪声的多物理场仿真计算流程如图 6 所示,这一流程曾用于计算某轮毂电机的声辐射,并且得到了试验的验证^[15]。

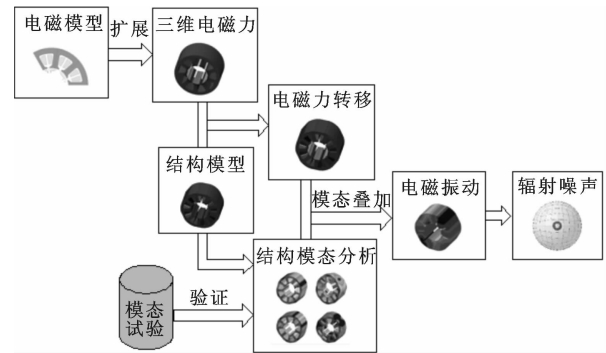


图 6 电机电磁振动噪声的仿真计算流程

本文研究的重点是利用定子铁芯和绕组的各向异性建模来分析振动噪声,所以分析时假设忽略电机端盖的贡献。具体计算步骤如下:

- (1)建立电机的电磁有限元模型,用于计算定子齿表面受到的电磁力;
- (2)建立定子各向异性的结构有限元模型;
- (3)通过控制齿面上结构网格与电磁网格保持一致,将电磁力转移到结构模型上;
- (4)通过模态叠加法计算定子表面的电磁振动;
- (5)将定子表面的振动转移到声学边界元网格,通过声学边界元法计算定子的声辐射。

在以上计算步骤中,步骤(1)在电磁分析软件 JMAG 中进行,步骤(3)~(5)在 LMS Virtual. Lab 软件中实现。图 7 为定子表面的振动和声辐射模型,图 8 为仿真得到的额定工况(转速为 3 600 r/min,

转矩为 2.7 N·m)下电机定子表面的振动加速度和辐射噪声的声功率级频谱。

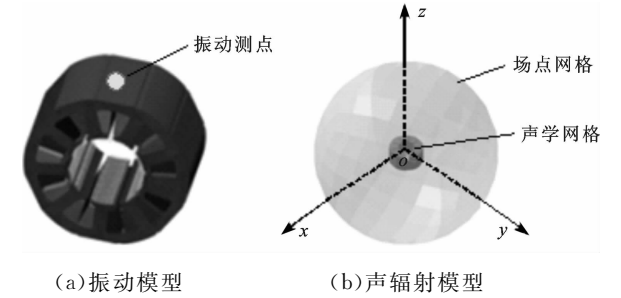
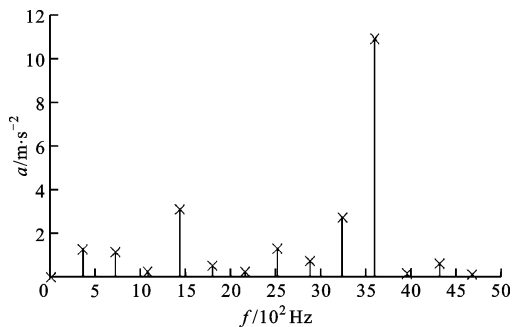
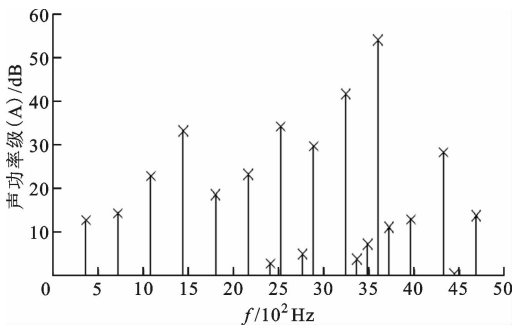


图 7 定子表面振动和声辐射模型



(a) 振动加速度频谱



(b) 辐射噪声的声功率级频谱

图 8 定子表面的振动和辐射噪声频谱

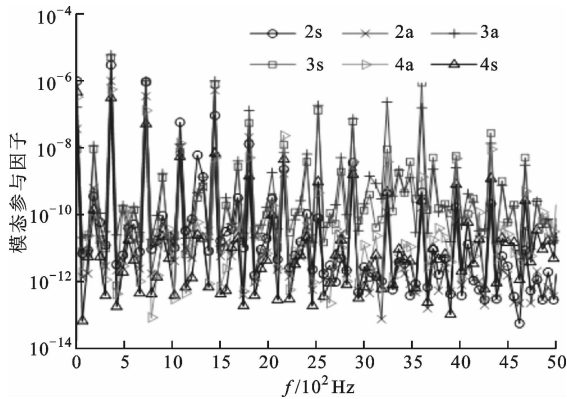
2.2 定子模态贡献分析

由图 8 可知,定子表面的振动和辐射噪声存在明显的频率峰值,在 3 240 和 3 600 Hz 处振动和噪声最强。峰值处的振动加速度是由各模态响应叠加而成的,所以对峰值频率处各模态的参与因子进行分析就可确定贡献最大的模态^[16-17]。

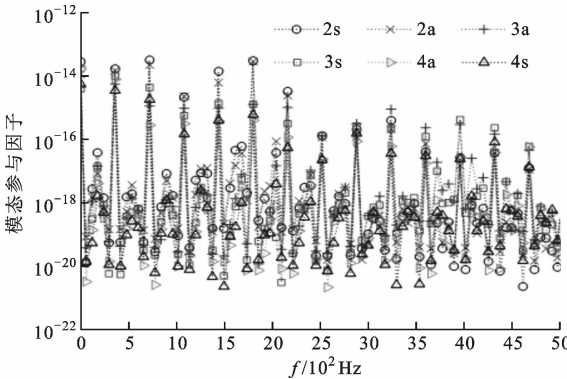
在仿真结果中提取参与因子较大的模态,如图 9 所示,可知 $m=1$ 的模态参与因子远小于 $m=0$ 的,因此定子表面的振动主要来源于 $m=0$ 的径向阶数为 2、3、4 的模态的贡献。下面,分析贡献率大的 $m=0$ 的模态。

提取图 9 中峰值频率处 $m=0$ 的模态参与因子,见表 5。从定子一端观察峰值频率处表面的圆

周振动和声场分布,结果如图 10、图 11 所示,可见沿圆周方向的振动和声场分布均呈现明显的 3 个周期,并且由表 5 得知,2 个 3 阶模态(3a 和 3s)在峰值频率处的参与因子远大于 2、4 阶模态的,所以定子表面的振动主要来源于 $m=0$ 的 3 阶模态的贡献。



(a) $m=0$ 的模态参与因子



(b) $m=1$ 的模态参与因子

s: 齿对称模态; a: 齿反对称模态

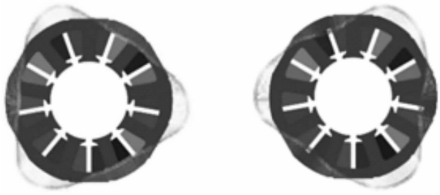
图 9 定子各阶模态的模态参与因子

表 5 峰值频率处 $m=0$ 的模态参与因子

模态	模态参与因子/ 10^{-9}	
	3 240 Hz 处	3 600 Hz 处
2a	0.122	0.168
2s	0.427	0.479
3a	241	161
3s	9.29	874
4a	3.95	1.38
4s	0.481	0.276

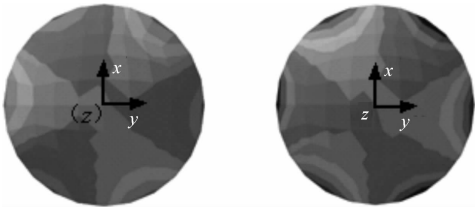
2.3 电磁激励源分析

定子电磁振动的激励源主要是径向电磁力。定子表面不同位置受到的电磁力大小不同,且随时间变化,其时空分布如图 12a 所示,图中 t 为时间, θ 为机械角度。将电磁力进行二维傅里叶分解,得到空



(a) 3 240 Hz 处 (b) 3 600 Hz 处

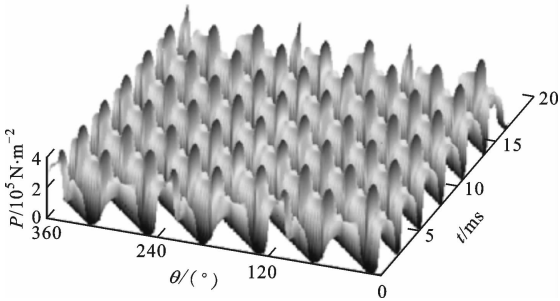
图 10 峰值频率处定子表面的圆周振动形式



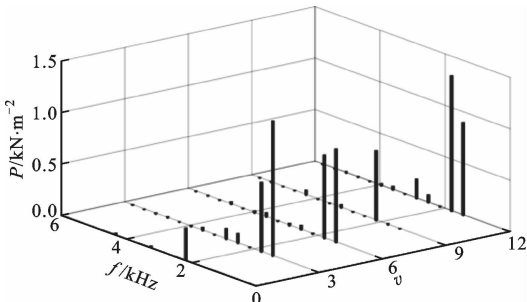
(a) 3 240 Hz 处 (b) 3 600 Hz 处

图 11 峰值频率处定子的声场分布

间阶数 ν 和频率特征,如图 12b 所示,图中 P 为径向力波幅值。由图 12b 可知,每一频率下的电磁力包含不同的空间阶数,每一阶次的电磁力又包含不同的频率成分,定子受到的电磁力的空间阶数为 3 的倍数,频率为 360 Hz 的整数倍。



(a) 时空分布图



(b) 二维傅里叶分解图

图 12 径向电磁力波的时空特性

电磁力激发下的结构共振需同时满足以下 2 个条件:①径向力波的空间阶数等于定子径向模态振型的阶数;②该阶径向力波中有频率成分接近对应阶数模态的固有频率。电机定子能引起振动噪声的

低阶电磁力波($v\leq 4$)为 0 阶和 3 阶,其中空间 3 阶力波与定子径向 3 阶模态的振型完全吻合,因此空间 3 阶径向电磁力波是振动的主要激励源, $m=0$ 的 2 个 3 阶模态(3a 和 3s)在峰值频率处的贡献率最大。图 13 所示为空间 3 阶力波的频率分布,以及标识的定子的 2 个 3 阶模态固有频率和振动形态。

通过图 8 和图 13 的对比可以看出:振动噪声峰值对应的频率与径向电磁力波的频率相一致,而不同频率处振动加速度的大小取决于电磁力波的 2 个特性——力波的幅值和力频率与模态频率的差值。3 600 和 3 240 Hz 处的电磁力幅值都比较小,但振动噪声却最大,这是由于 3 600 Hz 处的电磁力谐波靠近定子的 3s 模态频率 3 546 Hz,频率差为 54 Hz;3 240 Hz 处的电磁力谐波靠近 3a 模态频率 3 188 Hz,频率差为 52 Hz。3 600 Hz 处的电磁力幅值远大于 3 240 Hz 处的,所以前者引起的振动是后者的 3 倍多,因此 3 600 Hz 处的电磁力对整体的振动和噪声起主导作用。

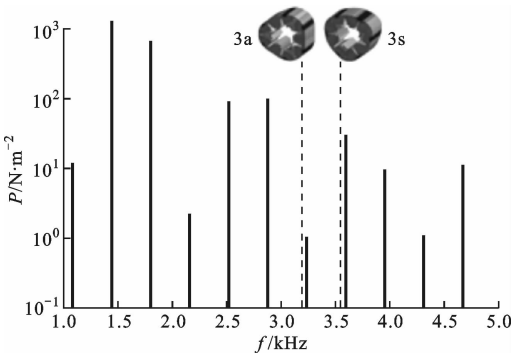


图 13 空间 3 阶电磁力波的频率分布及振动来源分析

3 基于定子结构优化的电机减振降噪

3.1 定子模态频率规划目标

在恒转速下,电磁激励力的空间阶数和频率特征都不会改变,所以振动峰值对应的频率不变,若要削弱电机的电磁振动噪声,可通过削弱相应频率的电磁力或者调整电机模态频率使其远离电磁力频率来实现。本文将采用第二种方法来降低电机的振动噪声。

由前面的振动噪声来源分析可知,电机的振动噪声主要由于 3 阶电磁力频率靠近 3 阶模态频率引起。为了达到减振降噪的目的,首先应使 3 阶模态频率尽可能远离 3 阶电磁力的频率成分;其次由图 13 可知,随着频率升高 3 阶电磁力的各谐波幅值减小,因此需要提高定子的 3 阶模态固有频率。因为电磁力的频率是 360 Hz 的整数倍,所以为了满足在

提高定子模态频率的同时最大限度地远离力波频率,定子的理想 3 阶模态频率应该位于两个间隔电磁力频率的中间。于是,设定 2 个规划目标如表 6 所示(表中“频率差”为模态固有频率与最邻近电磁力频率之差)。若要继续提高模态频率到下一规划目标,由于定子结构参数的变化对模态频率的影响基本成线性关系,则有可能不再符合设计要求。

表 6 $m=0$ 的 3 阶模态固有频率的规划目标

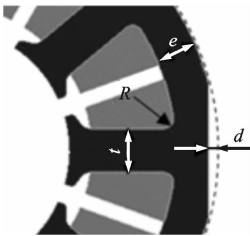
模态	频率特征	初始模型	规划目标 1	规划目标 2
3a	模态频率/Hz	3 188	3 420	3 780
	频率差/Hz	52	180	180
3s	模态频率/Hz	3 546	3 780	4 140
	频率差/Hz	54	180	180

3.2 定子结构参数的灵敏度分析

初步选取 4 个定子铁芯结构参数作为优化变量,如图 14 所示。为了反映不同结构参数对模态频率的影响,采用一阶对数灵敏度 S 进行表征

$$S=\frac{\partial \omega}{\partial p} \frac{p}{\omega}$$

式中: ω 为定子各阶 $m=0$ 的模态频率; p 为结构参数。



t :定子齿宽; e :铁芯轭部厚度; d :切边深度;
 R :定子槽底部齿轭过渡的圆角半径

图 14 定子铁芯结构参数示意图

图 15 所示为定子各结构参数的灵敏度对比,从图中可看出,轭部厚度 e 的灵敏度最大,因此选择该参数来优化定子结构,使定子的 3 阶模态频率远离

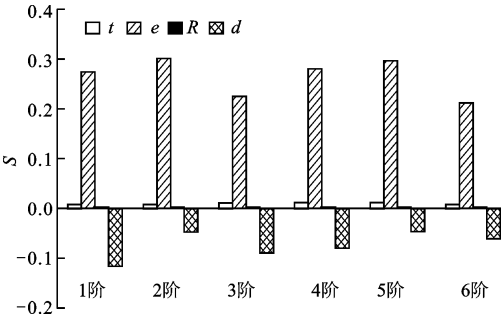


图 15 结构参数的灵敏度对比

电磁力谐波频率。

3.3 定子结构的优化

设定子 3 阶模态频率与规划目标频率之差的绝对值为 u , 优化目标即为 $\min\{u\}$ 。当定子模态频率满足规划目标 1 时, 定子轭部厚度为 8.6 mm, 增加了 0.35 mm, 相对初始模型增加了 4.2%; 当模态频率满足规划目标 2 时, 厚度为 9.2 mm, 增加了 0.95 mm, 相对初始模型增加了 11%。若继续提高定子的 3 阶模态频率, 则轭部厚度将继续增加, 此时铁芯的用料以及总质量均会增加较多, 所以设定上述 2 个参数为规划目标即可。优化后各模态频率的计算值和定子产生的振动及噪声辐值分别如表 7 和图 16 所示。

表 7 优化后定子 3 阶模态频率的计算值

模态阶次	$e=8.6\text{ mm}$ 时的 模态频率/Hz	$e=9.2\text{ mm}$ 时的 模态频率/Hz
	模态频率/Hz	模态频率/Hz
3a	3 419	3 779
3s	3 786	4 143

从图 16 可以看出, 优化后 3 600 Hz 处的振动和噪声辐值都有所下降。当铁芯轭部厚度为 9.2 mm 时, 效果更好: 振动加速度峰值由 10.9 m/s^2 减小为 4.6 m/s^2 , 下降了 58%; 辐射噪声的总声功率级(A)下降了 4.3 dB。4 320 Hz 处的振动和噪声幅

值有所增加, 这主要是由于优化后的第 3 阶齿对称模态频率更加靠近 4 320 Hz 所致, 但是增加量都相对较小, 且起主导作用的是 3 600 Hz 处的振动。因此, 定子结构优化对电机振动和噪声的削弱效果明显。

4 结 论

本文对某 6 极 9 槽永磁同步电机进行了定子各向异性建模研究, 基于多物理场模型分析了电机电磁振动噪声的来源, 并通过优化定子结构改善了电机的振动噪声水平, 获得的主要结论如下。

(1) 由于电机铁芯层叠和绕组堆叠结构的影响, 铁芯和绕组实体有限元模型应设置为各向异性材料。基于 4 个独立材料常数对定子振动特性的影响机理, 根据模态试验结果确定了模型的等效各向异性材料常数, 最终建立的定子等效模型的模态仿真结果误差在 4% 以内。此项研究可为其他分数槽集中绕组电机的结构建模提供参考。

(2) 根据径向电磁力波的时空特性和定子表面的圆周振动形式及频率特性, 确定电机峰值频率振动和噪声的主要来源是空间 3 阶电磁力波引起的结构共振。因此, 根据空间 3 阶电磁力波的频率分布, 对定子 $m=0$ 的 3 阶模态频率进行了规划; 通过对定子结构参数的灵敏度分析, 选取轭部厚度作为优化变量对定子结构进行了优化。仿真结果表明, 优化后定子表面的振动加速度峰值下降了 58%, 电磁噪声总声功率级(A)下降了 4.3 dB。

参考文献:

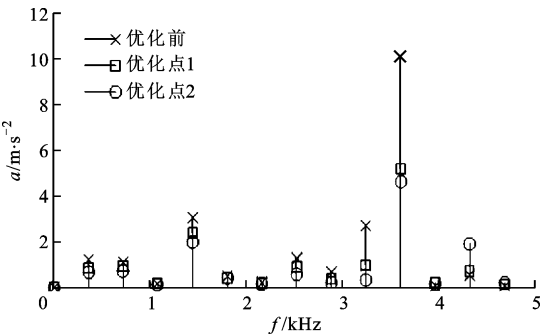
[1] YANG Haodong, CHEN Yangsheng. Influence of radial force harmonics with low mode number on electromagnetic vibration of PMSM [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2014, 29(1): 38-45.

[2] GIERAS J F, WANG C, LAI J C. Noise of polyphase electric motors [M]. Boca Raton, FL, USA: CRC/Taylor & Francis, 2006: 1-8.

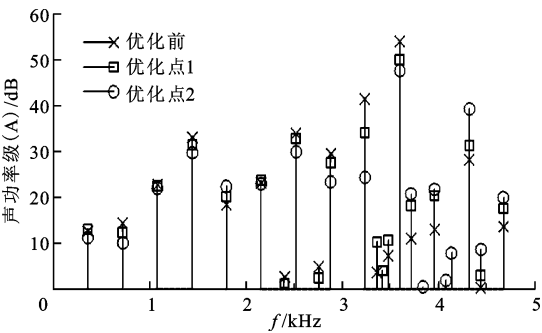
[3] 王东刚. 永磁同步电机高频振动与噪声研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2014: 51-62.

[4] LI J, CHO Y. Investigation into reduction of vibration and acoustic noise in switched reluctance motors in radial force excitation and frame transfer function aspects [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2009, 45(10): 4664-4667.

[5] 崔淑梅, 于天达, 宋立伟. 基于 ANSYS 和 SYS-NOISE 的电机噪声仿真分析方法 [J]. 电机与控制学



(a) 定子优化前后的表面振动加速度



(b) 定子优化前后的辐射噪声

图 16 定子优化前后表面振动和辐射噪声的对比

- 报, 2011, 15(9): 63-67.
- CUI Shumei, YU Tianda, SONG Liwei. Simulation method of motor acoustic radiation based on ANSYS and SYSNOISE [J]. Electric Machines and Control, 2011, 15(9): 63-67.
- [6] 鲍晓华, 刘健, 倪有源, 等. 汽车爪极发电机定子模态分析和固有频率计算 [J]. 汽车工程, 2011, 33(12): 1088-1091.
- BAO Xiaohua, LIU Jian, NI Youyuan, et al. Modal analysis and natural frequency calculation of the stator in automotive claw-pole alternator [J]. Automotive Engineering, 2011, 33(12): 1088-1091.
- [7] ISLAM R, HUSAIN I. Analytical model for predicting noise and vibration in permanent-magnet synchronous motors [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2010, 46(6): 2346-2354.
- [8] ISLAM M S, ISLAM R, SEBASTIAN T. Noise and vibration characteristics of permanent magnet synchronous motors using electromagnetic and structural analyses [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2014, 50(5): 3214-3222.
- [9] 代颖, 崔淑梅, 宋立伟. 车用电机的有限元模态分析 [J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(9): 100-104.
- DAI Ying, CUI Shumei, SONG Liwei. Finite element method modal analysis of driving motor for electric vehicle [J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(9): 100-104.
- [10] TORREGROSSA D, PEYRAUT F, CIRINCIONE M, et al. A new passive methodology for reducing the noise in electrical machines: impact of some parameters on the modal analysis [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2010, 46(5): 1899-1907.
- [11] KIM D Y, NAM J K, JANG G H. Reduction of magnetically induced vibration of a spoke-type IPM motor using magneto-mechanical coupled analysis and optimization [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2013, 49(9): 5097-5105.
- [12] 何吕昌. 电动汽车用永磁直流无刷驱动电机电磁噪声研究 [D]. 上海: 同济大学, 2012: 105-115.
- [13] XIANG Longyang, ZUO Shuguang, HE Lvchang, et al. Optimization of interior permanent magnet motor on electric vehicles to reduce vibration caused by the radial force [J]. Applied Computational Electromagnetics Society Journal, 2014, 29(4): 340-350.
- [14] 诸自强, 陈永校. 电机定子固有频率及其模态的有限元法分析 [J]. 电工技术学报, 1987(4): 39-45.
- ZHU Ziqiang, CHEN Yongxiao. The finite element method analysis of nature frequency and modal of stator in motor [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 1987(4): 39-45.
- [15] ZUO Shuguang, LIN Fu, WU Xudong. Noise analysis, calculation, and reduction of external rotor permanent-magnet synchronous motor [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 62(10): 6204-6212.
- [16] 沃德·海伦, 斯蒂芬·拉门兹, 波尔·萨斯. 模态分析理论与试验 [M]. 白化同, 郭继忠, 译. 北京: 北京理工大学出版社, 2001: 9-22.
- [17] SOEDEL W. Vibrations of shells and plates [M]. 3rd ed. New York, USA: Marcel Dekker, 2004: 207-255.
- ### [本刊相关文献链接]
- 张凡, 汲胜昌, 祝令瑜, 等. 短路冲击下变压器振动频响函数研究. 2017, 51(2): 97-103. [doi:10.7652/xjtuxb201702 016]
- 黄康, 孙顺强, 葛新方, 等. 采用 Udawadia-Kalaba 理论的微振动隔振平台研究. 2017, 51(1): 51-58. [doi:10.7652/xjtuxb201701009]
- 仲继泽, 徐自力. 流固单向耦合的能量法及机翼颤振预测. 2017, 51(1): 109-114. [doi:10.7652/xjtuxb201701017]
- 邱恒斌, 徐自力, 刘雅琳, 等. 一种求解含围带阻尼成圈叶片振动响应的高效方法. 2016, 50(11): 1-6. [doi:10.7652/xjtuxb201611001]
- 楼京俊, 李海峰, 邹明松, 等. 低频桨-轴-壳体耦合振动声辐射机理研究. 2016, 50(11): 144-149. [doi:10.7652/xjtuxb201611022]
- 张鹏飞, 王志恒, 席光. 用于柔性转子主动控制的等几何 Timoshenko 梁模型及其数值验证. 2016, 50(10): 139-146. [doi:10.7652/xjtuxb201610021]
- 张西宁, 吴吉利, 王奔. 一种利用起车过程瞬态振动响应的转子动力学参数识别方法. 2016, 50(7): 1-6. [doi:10.7652/xjtuxb201607001]
- 蔺彦虎, 赵宁, 彭艳军. 具有循环对称特点的耦合结构振动特性分析. 2016, 50(7): 68-74. [doi:10.7652/xjtuxb201607 011]
- 孟凡刚, 巫世晶, 贾俊峰, 等. 考虑间隙的弹塑性断路器弹簧操动机构动力学特性研究. 2016, 50(7): 75-82. [doi:10.7652/xjtuxb201607012]
- 章云, 梅雪松. 机床柔性主轴转子低速无试重动平衡方法研究. 2016, 50(4): 89-93. [doi:10.7652/xjtuxb201604014]
- 周建星, 孙文磊, 曹莉, 等. 行星齿轮传动系统碰撞振动特性研究. 2016, 50(3): 16-21. [doi:10.7652/xjtuxb201603 003]
- 刘雅琳, 上官博, 徐自力. 干摩擦阻尼对失谐叶盘系统受迫振动的影响. 2016, 50(2): 111-117. [doi:10.7652/xjtuxb 2016 02019]

(编辑 葛赵青)