

整数槽同步电机低振动噪声定子结构设计*

杜 萌, 罗 建, 马鸿泰, 范应鹏, 汪丹妮

(上海大学 机电工程与自动化学院, 上海 200072)

摘 要: 针对电机电磁振动噪声问题, 依据电磁振动噪声的基础理论, 采用电磁和结构弱耦合的有限元仿真方法, 以 1 台 12 极 72 槽车用永磁同步牵引电机为例, 分析在不同长宽比、槽口宽度以及结构综合变化的条件下, 径向电磁力密度的情况; 同时对整个电机进行电磁-结构耦合场分析, 研究结构振动位移在不同定子长宽比、槽口宽度以及结构综合变化时的响应情况。综合比较分析两种仿真结果, 给出了电磁振动噪声关于定子结构长宽比和槽口宽度的变化规律。最后在额定负载工况下对实物样机进行振动检测和频谱分析, 与仿真数值进行对比分析, 以验证仿真试验的准确性。

关键词: 电磁振动; 电磁-结构弱耦合; 长宽比; 槽口宽度; 径向电磁力密度

中图分类号: TM 302 **文献标志码:** A **文章编号:** 1673-6540(2018)09-0065-08

Stator Structure Design of Low Vibration and Noise of Integral Slot Synchronous Motor*

DU Meng, LUO Jian, MA Hongtai, FAN Yingpeng, WANG Danni

(School of Mechanical and Electrical Engineering and Automation, Shanghai University, Shanghai 200072, China)

Abstract: Aiming at the problem of electromagnetic vibration and noise of the motor, based on the basic theories of electromagnetic vibration noise, the finite element simulation method of electromagnetic-structural weak coupling was used to analyze the radial electromagnetic force density of a permanent magnet synchronous traction motor with 12 poles and 72 slots under the conditions of different aspect ratios, slot widths and comprehensive changes of both factors. At the same time, electromagnetic-structure coupled field analysis was performed on the whole motor to study the structural vibration displacement with the stator aspect ratio, slot width and comprehensive changes of both factors. By comprehensively comparing and analyzing the two simulation results, the variation law of the electromagnetic vibration noise about the aspect ratio and the slot width of the stator structure was given. Finally, the physical prototype was subjected to vibration detection and spectrum analysis under rated load conditions, and the results were compared with simulation values to verify the accuracy of simulation experiments.

Key words: electromagnetic vibration; electromagnetic-structure weak coupling; aspect ratio; slot width; radial electromagnetic force density

0 引 言

永 磁 同 步 电 机 (Permanent Magnet Synchronous Motor, PMSM) 以其所具有的高功率密度、高可靠性和高效率等特点, 在电气传动领域

得到了广泛的应用。同时其振动噪声问题也受到越来越多的关注。电机振动不仅会使得控制系统的控制精度下降, 更重要的是还会产生噪声污染。因此, 非常有必要研究 PMSM 的振动原因, 并采取相应的措施加以抑制。

* 基金项目: 科技部国家重点研发计划项目(2017YFB0103600)

作者简介: 杜 萌(1994—), 女, 硕士研究生, 研究方向为永磁电机设计。

罗 建(1962—), 男, 博士, 教授, 研究方向为电机及驱动系统。

国内外众多学者已经进行了一系列卓有成效的研究,并发表了多篇里程碑式的学术论文。苏联学者舒波夫^[1]在1974年首次明确提出电机气隙磁场产生的作用在定子齿部的电磁径向力是引起电机振动的主要因素,开创了电机电磁振动噪声的研究方向。1993年,英国学者Zhu等^[2-5]研究推导了无刷直流电动机在开路场、定子齿槽效应、电枢反应场以及负载下的合成磁场4种情况下的瞬态磁场分布的解析计算公式。法国的Clenet等^[6]在三相对称电流和三相不对称电流供电情况下对PMSM进行试验和理论计算,发现在三相电流对称时,其电机的径向和切向的振动强弱与谐波电流的幅值有关,也与电流和电动势之间的相位角的大小有关;在三相电流不对称时,电流对于切向转矩脉动的影响相较于径向转矩振动的影响而言更大。韩国的Hwang等^[7]在磁饱和情况下对PMSM进行电磁场分析,得出电机振动是电磁场、结构场等多个物理场耦合作用的结果,可采用耦合方法进行分析。

综上所述,PMSM电磁径向力的研究和电机结构的模态分析是目前PMSM振动分析的两大研究方向。文献[8]提出了一种方法预测电磁力所引起的电机振动。文献[9]介绍了电机振动的组成部分及各部分形成的原因。文献[10]主要研究转子的结构及电气性能对电机振动的影响。文献[11]对比分析了几种内置式永磁电机的振动特性,研究转子磁极的位置与电机振动的关系。文献[12-13]具体推导了电磁径向力的计算公式及其谐波分量表达式,研究电磁径向力的力波阶数、幅值和频率的关系,指出低阶径向力波是引起电磁噪声的主要原因。文献[14-15]针对定子结构参数对电机振动的影响进行仿真研究,发现定子结构的不同参数对于电机振动有不同程度的影响。文献[16-19]研究极槽配合与电机振动的关系,从而定量判定不同极槽配合下电机振动的强弱程度,其中,文献[19]主要针对分数槽电机的振动情况进行了深入研究。文献[20-21]分析电机各个结构的模态,确定各阶模态频率,研究电机的共振情况。

本文主要分析PMSM定子结构参数和电磁径向力的关系,并通过多物理场耦合的有限元仿真方法研究机械振动响应与定子结构参数的关

系^[8],最终通过实物试验进行数据验证,以期提出低振动噪声的定子结构设计方案。

1 电磁激振力分析

1.1 PMSM电磁振动的来源

电机振动的形成是多方面因素共同作用的结果。对于PMSM振动产生的原因,目前主要归结于3类:电磁振动、机械振动和空气动力振动。电磁振动是由于合成气隙磁场产生电磁径向力作用于定子齿部,从而引起电机的定子结构发生振动;基波磁场、定子谐波磁场、转子谐波磁场以及变频器输出的时间谐波磁场在气隙中以一定的速率旋转,使电机的定子和转子受到一系列不同频率的电磁力作用^[1-2],这些电磁力在产生电磁转矩的同时,也会引起电机的振动变形。由电磁力所产生的振动不可避免,属于电机的寄生效应。在具体分析时可将电磁力分解为电磁径向力和电磁切向力,电磁切向力作用于定子齿部时会造成定子齿部的局部扭振,而电磁径向力则会通过定子齿部带动整个电机的定子结构发生径向的形变。

1.2 永磁同步电机电磁激振力

当磁路饱和忽略不计时,合成气隙磁场 b_{rs} 可以表示为^[12-13]

$$b_{rs} = (B_{r_mag} + B_{r_arm}) \lambda_a \quad (1)$$

式中: B_{r_mag} 、 B_{r_arm} ——无槽径向永磁场和无槽切向电枢磁场;

λ_a ——相对磁导的实部。

$$B_{r_mag} = \sum_n B_{mn} \cos(np\theta - n\omega t) \quad (2)$$

$$B_{r_arm} = \sum_v B_{av} \sin(\nu N_l \theta - s_v \omega t) \quad (3)$$

$$\lambda_a = \lambda_0 + \sum_{\mu} \lambda_{\mu} \cos(\mu Q_s \theta) \quad (4)$$

式中: p ——极对数;

θ ——空间机械角度;

ω ——角频率, $\omega = 2\pi f$;

t ——时间;

N_l ——电机的空间周期数;

S_v —— νN_l 次电枢反应谐波的旋转方向,等于1表示正向旋转,等于-1则表示反向旋转^[12-13];

Q_s ——槽数。

根据麦克斯韦应力张量法,当切向气隙磁场

可忽略时,电磁径向力密度可以表示为

$$P_r = \frac{b_{rs}^2}{2\mu_0} \quad (5)$$

将式(1)~式(4)代入式(5)可得^[12-13]:

$$P_r = \frac{1}{2\mu_0} \left[\lambda_0 + \sum_{\mu} \lambda_{a\mu} \cos \cos(\mu Q_s \theta) \right]^2 \times \left[\sum_n B_{mn} \cos \cos(np\theta - n\omega t) + \sum_v B_{av} \sin \sin(\nu N_1 \theta - s_v \omega t) \right]^2 = \frac{1}{4\mu_0} \left\{ \lambda_0^2 + 2\lambda_0 \sum_{\mu} \lambda_{a\mu} \cos \cos(\mu Q_s \theta) + \frac{1}{2} \sum_{\mu_1} \sum_{\mu_2} \lambda_{a\mu_1} \lambda_{a\mu_2} \times \left\{ \cos[(\mu_1 + \mu_2)] Q_s \theta + \cos[(\mu_1 - \mu_2)] Q_s \theta \right\} \right. \\ \left. + \sum_{n_1} \sum_{n_2} B_{mn_1} B_{mn_2} \left\{ \cos \left[\begin{matrix} (n_1 + n_2)p\theta - \\ (n_1 + n_2)\omega t \end{matrix} \right] + \cos \left[\begin{matrix} (n_1 - n_2)p\theta - \\ (n_1 - n_2)\omega t \end{matrix} \right] \right\} + \right. \\ \left. + 2 \sum_n \sum_v B_{mn} B_{av} \left\{ \sin \left[\begin{matrix} (np + \nu N_1)\theta - \\ (n + s_v)\omega t \end{matrix} \right] - \sin \left[\begin{matrix} (np - \nu N_1)\theta - \\ (n - s_v)\omega t \end{matrix} \right] \right\} + \right. \\ \left. + \sum_{\nu_1} \sum_{\nu_2} B_{av_1} B_{av_2} \left\{ \cos \left[\begin{matrix} (\nu_1 - \nu_2)N_1\theta - \\ (s_{\nu_1} - s_{\nu_2})\omega t \end{matrix} \right] + \cos \left[\begin{matrix} (\nu_1 + \nu_2)N_1\theta - \\ (s_{\nu_1} + s_{\nu_2})\omega t \end{matrix} \right] \right\} \right\} \quad (6)$$

式中: $n_1 \pm n_2$ ——径向电磁力的空间分布的阶数。

研究表明振动与电磁力可近似描述为^[12-13]

$$A \propto \frac{P}{KR^4} \quad (7)$$

式中: A ——振动加速度幅值;

P ——电磁激振力幅值;

K ——系数;

R ——振动阶数。

根据式(7)可知电机电磁振动的形变量与电磁激振力的幅值成正比,而与力波阶数的四次方成反比。因此,低阶的电磁激振力是产生电磁振动的主要原因。

2 径向电磁力分析

2.1 PMSM 的定子结构参数

电机定子结构参数主要有槽口宽度、定子齿宽、定子齿长和定子轭厚等^[14-15]。考虑到不同电机的尺寸不同,因此定义齿长宽比参数,即定子齿长和定子齿宽的比值。

本文以 1 台 12 极 72 槽车用 PMSM 为例,分别取 5 种长宽比参数和 5 种槽口宽度,从电磁激振力空间分布和机械振动响应频谱分析两方面研究这两个参数对于电机电磁振动的影响。5 种长宽比定子结构的齿部长度和宽度及对应的长宽比如表 1 所示。5 种定子结构齿部参数及对应的顶宽比如表 2 所示。

表 1 5 种定子结构齿部参数以及对应的长宽比

长宽比	定子齿长/mm	定子齿宽/mm
2.632	25	9.5
3.059	26	8.5
3.600	27	7.5
4.303	28	6.5
5.273	29	5.5

表 2 5 种定子结构齿部参数以及对应的顶宽比

槽口宽度/mm	定子齿宽/mm
4.09	6.5
3.10	6.5
2.08	6.5
1.07	6.5
0.26	6.5

图 1、图 2 分别为对应于表 1 和表 2 中的参数而形成的定子结构示意图。

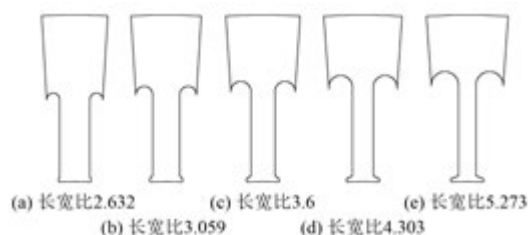


图 1 5 种长宽比定子结构示意图

2.2 长宽比参数对于电磁激振力空间分布的影响

在负载条件下通过对不同定子齿长宽比结构

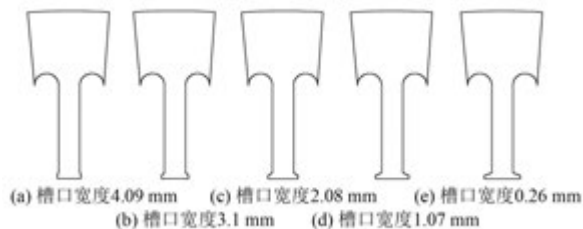


图2 5种齿顶宽度定子结构示意图

的电机模型进行多物理场有限元仿真,可得空间径向电磁力密度波形图。由于这是1台12极整数槽电机,根据电磁振动相关理论可知,其最低空间力波阶数是电机的极数^[16-19],即12阶力波,其余力波阶数是电机极数的倍数。

通过对其进行空间傅里叶分解得到各阶力波幅值,考虑到低阶力波是电机电磁振动的主要原因,取前4个空间力波阶数,即12阶、24阶、36阶、48阶、60阶和72阶空间力波为分析对象。图3为主要阶数空间力波在5种长宽比电机模型下的幅值变化曲线图。根据仿真结果可得出结论:随着长宽比的增加,径向电磁力密度的主要阶数空间力波幅值逐渐增加。

随着长宽比的增加,定子齿宽和定子轭厚逐渐减小,同时转子磁场强度未发生变化,导致定子齿部和轭部磁场强度增大。可以预测当长宽比进一步增大时,由于定子齿部和轭部磁场趋于饱和,使得径向电磁力密度的幅值基本保持不变。图3中,不同阶数的空间力波幅值增长速度也不同。增长速度最快的是空间72阶力波,即极对数倍最低力波阶数。增长速度最慢的是空间36阶力波,甚至在长宽比较小的时候出现了下降的趋势。

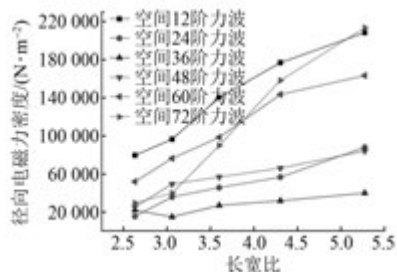


图3 不同长宽比结构下的主要阶数空间力波幅值曲线图

定子结构的齿长宽比会影响电磁激振力高次谐波的分布。长宽比越大,径向电磁力密度的高次谐波幅值越小。图4和图5分别为长宽比

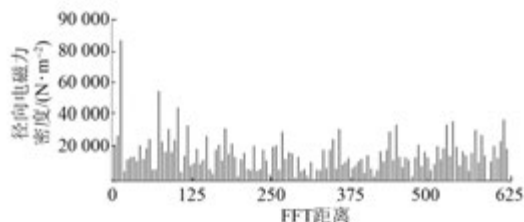


图4 长宽比2.632的定子结构空间电磁径向力傅里叶分解

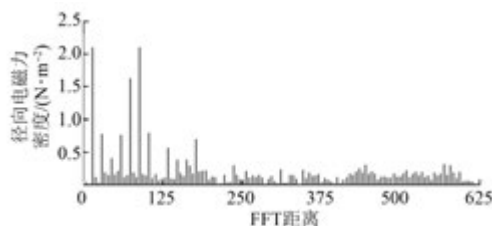


图5 长宽比5.273的定子结构空间电磁径向力傅里叶分解

2.632和长宽比5.273时径向电磁激振力的空间谐波分布图。

长宽比2.632的定子结构,其高次谐波幅值明显大于长宽比5.273的定子结构高次谐波幅值。因此,合理选择定子长宽比参数,有助于改善电磁激振力的空间高次谐波分布,进而改善电机的高频振动情况。

2.3 槽口宽度对于电磁激振力空间分布的影响

在负载条件下,主要阶数空间力波在5种槽口宽度电机模型下的幅值变化曲线如图6所示。随着槽口宽度的增加,齿部所受到的主要阶数空间径向电磁力谐波幅值呈现略微增加后减小的趋势。当槽口宽度较大时,从气隙进入的定子齿部的有效磁通较少,随着槽口宽度的增加,有效磁通随之增加,齿部磁场强度增大。因此径向电磁力密度呈增大的趋势。

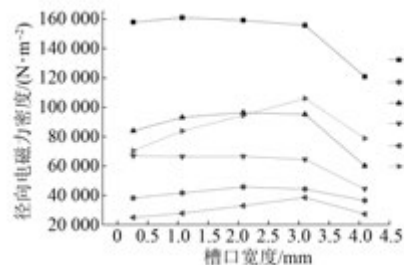


图6 不同槽口宽度下主要阶数空间力波幅值曲线图

槽口宽度变化同时将引起磁力线穿过极靴角

度的变化。当槽口宽度较大时,极靴之间磁阻增大,磁力线沿着原主磁通路径闭合,此时磁力线以偏离齿部法向方向较小的倾斜角穿过定子齿部,对应电磁力密度的偏离角度也减小,如图 7 所示。切向电磁力密度分量较小,总的电磁力密度即为径向电磁力密度。

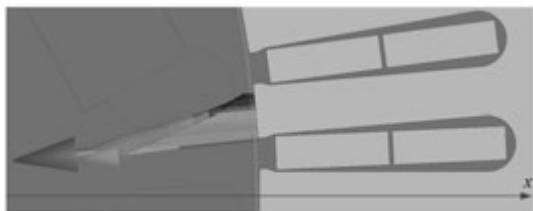


图 7 槽口宽度 4.09 mm 的定子结构电磁力密度场图

当 2 个槽口相邻较近时,遵循磁力线最小磁阻原理,大部分磁通将不再经过定子齿部和轭部返回到永磁体,而是通过相邻极 2 个极靴及中间相隔的气隙部分返回永磁体,故磁力线不再近似垂直而是以较大的倾斜角穿过定子齿部,如图 8 所示,从而增大了切向电磁力密度,减小了径向电磁力密度。

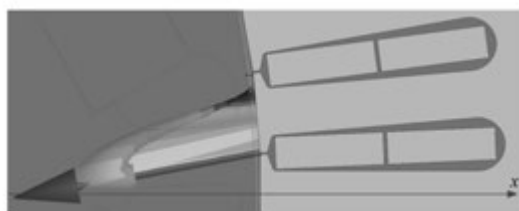


图 8 槽口宽度 0.26 mm 的定子结构电磁力密度场图

不同的槽口宽度也影响着空间电磁激振力高频分布。槽口宽度越小,径向电磁力密度的高次谐波次数越少,且幅值越小。图 9 和图 10 分别为 2 种槽口宽度下径向电磁力的空间傅里叶分解波形图。在槽口宽度为 4.09 mm 的定子结构中,其径向电磁力的空间高次谐波次数较多,且幅值也

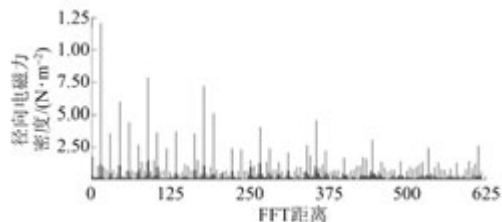


图 9 槽口宽度 4.09 mm 的定子结构空间电磁径向力傅里叶分解

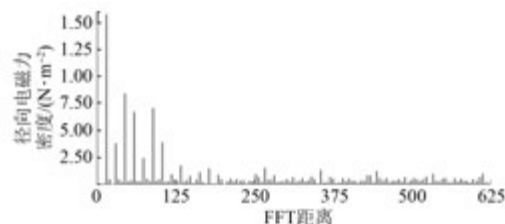


图 10 槽口宽度 0.26 mm 的定子结构空间电磁径向力傅里叶分解

较大;而对于槽口宽度为 0.26 mm 的情况,其径向电磁力的高次谐波次数减少,且各个谐波的幅值明显减弱,情况有所改善。

由于工艺限制,实际电机定子制作时槽口宽度一般不小于 2 mm,而槽口宽度 0.26 mm 的电机接近于无槽电机结构,可以预测无槽电机的径向电磁力幅值更低,且高次谐波次数和幅值均有所降低。在实际中可以选用无槽电机结构来抑制径向电磁力。

2.4 长宽比和槽口宽度对于电磁激振力空间分布的综合影响

图 11 所示为长宽比和槽口宽度共同变化时所引起的定子齿部径向电磁力密度的变化曲线。将 5 种长宽比参数和 5 种槽口宽度参数相互组合,形成新的 5 种电机定子结构,分别用数字 1~5 进行标记,数字越大,表示电机定子结构的长宽比越大,槽口宽度也越大。随着长宽比和槽口宽度的同时增大,径向电磁力密度的主要阶数空间力波幅值呈现逐渐减小的趋势,其中,空间 48 阶力波幅值呈现缓慢增大的趋势,空间 72 阶力波出现先减小再增大后减小的不规则变化趋势。

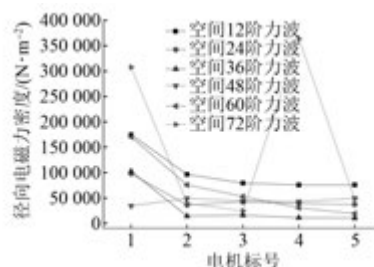


图 11 不同长宽比和槽口宽度组合结构下主要阶数空间力波幅值曲线图

根据分析可知,长宽比参数和槽口宽度参数同时变化时,实质是磁场强度和磁力线扭曲程度

同时发生变化,因此要综合考虑。可以分 2 种极端情况来分析:当槽口宽度较小时,径向电磁力以偏离定子齿部法向较大的倾斜角进入定子硅钢片,让径向电磁力密度有所削弱,但较大的极靴使进入定子齿部的磁通也较大,此时减小槽口宽度,电磁力的扭曲程度基本没有变化,或变化很小,可以忽略不计,而长宽比增大会引起定子齿部磁场强度剧烈增大,从而增大径向电磁力密度;反之,当槽口宽度较大时,由于极靴较小使进入定子齿部中的磁通较少,此时长宽比变化不会引起磁场强度的剧烈变化,槽口宽度的变化既会影响进入定子齿部总的磁通量,也会影响磁力线的扭曲程度。此时槽口宽度直接影响着径向电磁力的大小。

综上分析,较小的槽口宽度会引起较大的径向电磁力,应避免采取该种定子结构。如果必须采取,可搭配较小的长宽比参数以抑制径向电磁力的增大。

3 电机电磁-结构耦合场分析

电机振动虽然是由于电磁激振力引起,但是当电磁激振力的频率和机械结构的共振频率一致时,电机振动将更加剧烈^[20-21]。因此需要分析各个机械结构的振动响应变化趋势。对于完整电机而言,径向电磁力所引起的定子齿部振动通过定子轭部传递到定子外表面和机壳上,最终通过机壳外表面质点的振动引起相邻空气质点振动,使周围空气气压发生变化,以波动的形式向远处传播。因此取定子外表面为对象分析整个电机的机械响应情况。

3.1 长宽比参数对于电机机械振动响应的影响

分别对 5 种完整电机的电磁场采用有限元法进行计算,将所得定子齿部电磁激振力作为载荷加载到各个整机定子结构上。图 12 所示为 5 种定子长宽比整机结构的定子外表面振动位移响应频谱图。低频振动响应的主要频率为 300 Hz 和 600 Hz。这与电机的极对数和极数有关,此时长宽比小的定子结构振动位移略大;随着长宽比增大,齿部振动位移的极大值逐渐向低频移动,同时其幅值也逐渐增大。

综上分析,应选取长宽比参数较小的定子结构来降低电机振动。这与前文所得出的结论相

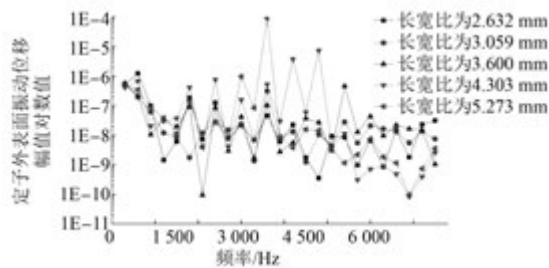


图 12 5 种长宽比下定子外表面振动位移响应频谱图

悖,说明径向电磁力大并不一定会引起电机的高振动。因此,应综合考虑径向电磁力和结构振动响应进行定子设计。

3.2 槽口宽度参数对于电机机械振动响应的影响

图 13 所示为 5 种定子槽口宽度整机结构的定子外表面振动位移响应频谱图。槽口宽度最小的定子结构外表面振动位移在低频处均较大,同时高频处相较于其他不同槽口宽度的定子结构,振动位移亦较高,则整体振动最高;槽口宽度最大的定子结构外表面振动位移在高频的某些频率处达到最大;槽口宽度为 2.08 mm 的定子结构外表面振动位移在高频和低频处均较小,整体振动最小。

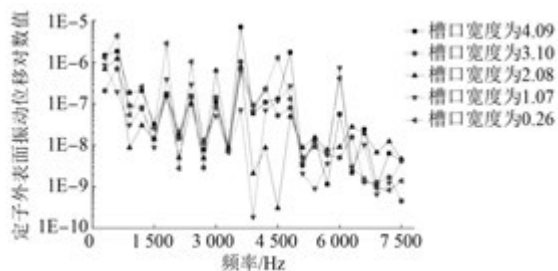


图 13 5 种槽口宽度下定子外表面振动位移响应频谱图

槽口宽度的变化直接导致定子齿部面积变化。当槽口宽度较小时,虽然其径向电磁力密度值较小,但是由于齿部面积较大,最终使得电磁力仍然较大;反之,槽口宽度较大时,齿部面积很小,将导致径向电磁力进一步减小。同时由于不同结构的不同振动响应特性,最终呈现出如图 13 所示的变化特性。应选择槽口宽度适中的定子齿结构以抑制电机的振动。

3.3 长宽比和槽口宽度对于电机机械振动响应的综合影响

不同长宽比和槽口宽度组合结构下定子外表

面振动位移响应频谱图如图 14 所示。

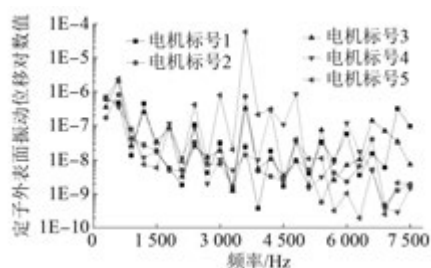


图 14 不同长宽比和槽口宽度组合结构下定子外表面振动位移响应频谱图

标号为 5 的电机在 3 600 Hz 及附近频率处振动位移幅值最大, 根据前文分析可知, 是较大的长宽比和较大的槽口宽度共同作用的结果。其余 4 种结构的电机定子外表面振动位移亦满足此结论。同时由于整机结构发生变化, 导致系统的共振频率有所改变, 故存在部分频率下的振动位移幅值增大。

综上分析, 应避免采用长宽比大同时槽口宽度大的定子结构, 同时尽可能选择长宽比较小、槽口宽度适中的定子结构。

4 实物样机振动检测试验

采用测振仪对实物样机进行振动检测。样机的尺寸为标号 4 的电机模型尺寸, 即定子长宽比为 4.303, 槽口宽度为 8.269 9 mm。通过多物理场耦合仿真得到定子外表面处的振动速度曲线如图 15 所示。取电机机壳上一点进行振动速度检测, 得到振动速度随时间变化曲线, 如图 16 所示。对图 16 进行频谱分析, 得到电机定子外表面振动速度频谱, 如图 17 所示。

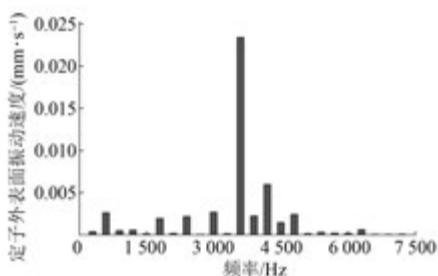


图 15 多物理场仿真实物样机定子外表面振动速度曲线图

实物试验结果证明在 3 600 Hz 的频率下电机定子外表面的振动速度幅值达到最大, 同时在

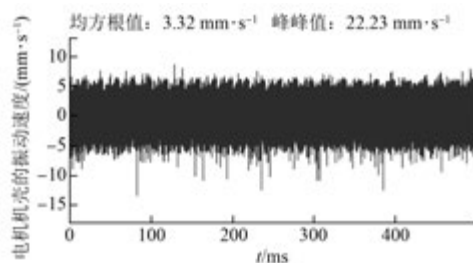


图 16 实测电机机壳的振动速度-时间波形图

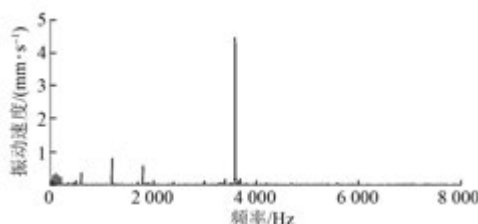


图 17 样机机壳的振动速度频谱图

600、1 200、1 800 Hz 等电机极数倍基频处都有较高的振动速度, 与理论分析及之前的仿真结果一致。

由此证明了电磁振动是电机定子振动的主要来源, 同时也说明了采用多物理场耦合的方法能够有效分析电机的振动和噪声分布。从侧面验证了本文基于该分析方法所提出的振动噪声随定子结构变化规律的正确性。

5 结 语

对永磁同步车用牵引电机进行电磁-结构多物理场弱耦合有限元仿真分析, 得出如下结论。

(1) 定子结构长宽比参数和槽口宽度对于径向电磁激振力的幅值和分布均有不同程度的影响。其中, 在同一个槽口宽度下, 长宽比越大, 径向电磁力越大, 且高次谐波幅值越小; 在同一个长宽比参数下, 槽口宽度越大, 径向电磁力密度先略微增大后减小, 但是高次谐波次数增加, 且幅值增大。

(2) 定子结构长宽比参数和槽口宽度变化会改变机械结构的振动响应。低长宽比和适中的槽口宽度使得定子结构稳固, 振动响应值小。

本文通过将定子参数标准化后, 研究定子结构与电机振动噪声的关系, 分析了不同电机尺寸参数的不同影响, 因此最终得出的结论具有普适

性,即适用于各个尺寸的电机。

由于试验设备和成本有限,没有按照研究结论的优化方法生产新的电机进行实物检测和数据对比,以完整验证结论的正确性和可靠性。

【参考文献】

- [1] И.Г.舒波夫.电机的噪声和振动[M].沈冠秋,译.北京:机械工业出版社,1980.
- [2] ZHU Z Q, HOWE D, BOLTE E, et al. Instantaneous magnetic field distribution in brushless permanent magnet DC motors I: open-circuit field [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 1993, 29(1): 124-135.
- [3] ZHU Z Q, HOWE D. Instantaneous magnetic field distribution in brushless permanent magnet DC motors II: armature-reaction field [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 1993, 29(1): 136-142.
- [4] ZHU Z Q, HOWE D. Instantaneous magnetic field distribution in brushless permanent magnet DC motors III: effect of stator slotting [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 1993, 29(1): 143-151.
- [5] ZHU Z Q, HOWE D. Instantaneous magnetic field distribution in permanent magnet brushless DC motors IV: magnetic field on load [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 1993, 29(1): 152-158.
- [6] CLENET S, JAVADI H, LEFEVRE Y S, et al. Theoretical and experimental studies of the effects of the feeding currents on the vibrations of magnetic origin of permanent magnet machines [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 1995, 31(3): 1837-1842.
- [7] HWANG G B, HWANG S M, JUNG W B, et al. Analysis of magnetic forces in magnetically saturated permanent magnet motors by considering mechanical and magnetic coupling effects [J]. Journal of Applied Physics, 2002, 91(10): 6976-6978.
- [8] JANG I S, HAN S H, KIM W H, et al. Method for analyzing vibrations due to electromagnetic force in electric motors [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2014, 50(2): 297-300.
- [9] 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.
- [10] 于慎波.永磁同步电动机振动与噪声特性研究[D].沈阳:沈阳工业大学,2006.
- [11] ISHIKAWA T, INABA H, MATSUNAMI M. Comparison of vibration characteristics of several interior permanent magnet synchronous motors [C] // International Conference on Electrical Machines and Systems, Wuhan, 2008: 314-319.
- [12] LIN F, ZUO S, DENG W, et al. Modeling and analysis of electromagnetic force, vibration, and noise in permanent-magnet synchronous motor considering current harmonics [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2016, 63(12): 7455-7466.
- [13] YANG H, CHEN Y. 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.
- [14] 李晓华,黄苏融,张琪.电动汽车用永磁同步电机定子结构固有频率分析[J].中国电机工程学报, 2017, 37(8): 2383-2391.
- [15] 杨浩东.永磁同步电机电磁振动分析[D].杭州:浙江大学,2011.
- [16] WEREZ G, BARAKAT G, AMARA Y, et al. Impact of pole and slot combination on vibrations and noise of electromagnetic origins in permanent magnet synchronous motors [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2015, 51(3): 8101104.
- [17] SUN T, KIM J M, LEE G H, et al. Effect of pole and slot combination on noise and vibration in permanent magnet synchronous motor [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2011, 47(5): 1038-1041.
- [18] KWON S O, LEE J J, SUN T, et al. Characteristics and radial magnetic force of interior permanent magnet synchronous motor according to pole/slot combinations [C] // IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference, Dearborn, MI, 2009: 1491-1495.
- [19] 杨浩东,陈阳生.分数槽永磁同步电机电磁振动的分析与抑制[J].中国电机工程学报, 2011, 31(24): 83-89.
- [20] 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.
- [21] 包猛.电动汽车用永磁同步电机的电磁振动噪声分析研究[D].合肥:合肥工业大学,2014.

收稿日期: 2018-04-25