斜槽对永磁同步电机径向激振力波及振动的影响

詹宇声，　祝后权，　周贵厚
(武汉船用电力推进装置研究所,湖北 武汉　430064)

摘　要：以1台16极96槽表贴式永磁同步电机(PMSM)为研究对象,对定子直槽和斜槽情况下的径向气隙磁密和径向电磁激振力波进行有限元分析。对直槽和斜槽的空载振动进行谐响应分析,相关试验验证了仿真分析的正确性。分析结果表明:空载振动频率与激振力波频率为对应关系,通过斜槽可以有效降低低阶激振力波幅值,尤其是槽数阶次力波,有效地降低电机振动。

关键词：永磁同步电机；电磁振动；电磁激振力波
中图分类号：TM 351　　**文献标志码**：A　　**文章编号**：1673-6540(2019)05-0036-05

Analysis on Radial Exciting Force Wave and Vibration of Permanent Magnet Synchronous Motor with Skewed Slots

ZHAN Yusheng,　*ZHU Houquan*,　*ZHOU Guihou*
(Wuhan Institute of Marine Electric Propulsion, Wuhan 430064, China)

Abstract: Finite element simulation was adopted to analyze the radial air gap flux density and the radial electromagnetic exciting force wave of a 16-slot 96-pole surface mounted permanent magnet synchronous motor (PMSM) under the straight and skewed slots couditions. The no-load vibration of these two structures was simulated through coupled harmonic response analysis. The accuracy correctness of the simulation was proved by experiment. The expecnnest result showed that the no-load vibration frequency matched the frequency of the force wave. The amplitude of the low-order force wave especially whose order equalled the slot number could be effectively reduced by using skewed slots, and the vibration of the PMSM was effectively reduced as well.

Key words: permanent magnet synchronous motor (PMSM); electromagnetic vibration; electromagnetic exciting force wave

0　引　言

永磁同步电机(PMSM)凭借运行可靠、效率高、动态性能好等优势在航空航天、电动汽车、潜艇推进等方面应用广泛,与此同时,降低电机的振动噪声也成为了亟待解决的问题。

相对于结构噪声,电磁噪声是电机振动噪声的主要因素;径向振动是电机振动的主要成分[1]。文献[2]分析了整数槽电机在不同定子长宽比和槽口宽条件下的振动变化规律,并进行了仿真对比分析,验证了分析的准确性。文献[3-4]提出径向电磁激振力是造成电机振动的主要因素。文献[5-6]建立三维定子模型,通过有限元法分析了电机振动对辐射声场的影响。文献[7]提出可以通过采用定子斜槽降低齿槽转矩和转矩脉动,但未针对其对于降低振动的影响作进一步分析。文献[8]通过三维有限元法分析了定子斜槽对感应电动势的影响,但未提及削弱振动噪声的作用。文献[9-10]推导了径向气隙磁密的表达式,提出使用气隙磁密谐波抵消二倍频电磁激振力的方法,并进行了仿真分析验证。

本文以1台16极96槽的表贴式永磁同步电

作者简介：詹宇声(1992—),男,硕士研究生,研究方向为低噪声电机设计。
祝后权(1978—),男,研究员,博士生导师,研究方向为舰船推进电机研究与设计。
周贵厚(1976—),男,硕士,高级工程师,研究方向为舰船推进电机研究与设计。

机为研究对象,分析了直槽和斜槽2种结构对空载气隙径向电磁激振力波特性的影响。通过耦合谐响应仿真分析了斜槽结构对降低振动的作用,并通过试验验证了仿真分析的正确性。

1　空载电磁激振力波计算及分析

文献[9-10]给出了径向气隙电磁激振力波的表达式:

$$P_r = \frac{1}{2\mu_0}(B_r^2 - B_t^2) \approx \frac{1}{2\mu_0}B_r^2 \tag{1}$$

式中:μ_0——真空中的磁导率;

B_t、B_r——切向气隙磁密分量和径向气隙磁密分量。

对于内转子表贴式永磁同步电机,在空载的运行工况下,B_r可以表示为相对磁导函数Λ和永磁体磁动势F_r的乘积:

$$B_r = \Lambda \times F_r \tag{2}$$

$$\Lambda(\theta) = \Lambda_0 + \sum_{k=1}^{\infty}\Lambda_k\cos(kZ\theta) \tag{3}$$

$$F_r(\theta,t) = \sum_{\mu}F_\mu\cos(\mu\omega t - \mu p\theta) \tag{4}$$

式中:θ——对应的永磁体中心线和某一齿中心线间的夹角;

k——气隙磁密的阶数;

Z——定子槽数;

F_μ——μ阶旋转磁动势的幅值;

ω——电机旋转角速度;

p——极对数。

将式(2)~式(4)代入式(1),可得:

$$\begin{aligned}
P_r = {} & \sum\frac{\Lambda_0^2F_\mu^2}{4\mu_0}\cos(2\mu\omega t - 2\mu p\theta) + \sum\sum\frac{\Lambda_0^2F_{\mu1}F_{\mu2}}{2\mu_0}\cos[(\mu_1 \pm\mu_2)\omega t - (\mu_1 \pm\mu_2)p\theta] + \\
& \sum\sum\frac{\Lambda_k^2F_\mu^2}{16\mu_0}\cos[2\mu\omega t - (2\mu p \pm 2kZ)\theta] + \sum\sum\frac{\Lambda_k^2F_\mu^2}{8\mu_0}\cos(2\mu\omega t - 2\mu p\theta) + \\
& \sum\sum\sum\frac{\Lambda_{k1}\Lambda_{k2}F_\mu^2}{8\mu_0}\cos\{2\mu\omega t - [2\mu p \pm (k_2 \pm k_1)Z]\theta\} + \\
& \sum\sum\sum\frac{\Lambda_k^2F_{\mu1}F_{\mu2}}{8\mu_0}\cos\{(\mu_2 \pm\mu_1)\omega t - [(\mu_2 \pm\mu_1)p \pm 2kZ]\theta\} + \\
& \sum\sum\sum\frac{\Lambda_k^2F_{\mu1}F_{\mu2}}{4\mu_0}\cos[(\mu_2 \pm\mu_1)\omega t - (\mu_2 \pm\mu_1)p\theta] + \\
& \sum\sum\sum\sum\frac{\Lambda_{k1}\Lambda_{k2}F_{\mu1}F_{\mu2}}{4\mu_0}\cos\{(\mu_2 \pm\mu_1)\omega t - [(\mu_2 \pm\mu_1)p \pm k_2 \pm k_1)Z]\theta\} + \\
& \sum\sum\sum\frac{\Lambda_0\Lambda_kF_{\mu1}F_{\mu2}}{4\mu_0}\cos\{(\mu_2 \pm\mu_1)\omega t - [(\mu_2 \pm\mu_1)p \pm kZ]\theta\}
\end{aligned} \tag{5}$$

式中:μ_1、μ_2——旋转磁动势$F_{\mu1}$、$F_{\mu2}$的阶次;

k_1、k_2——磁导函数Λ_{k1}、Λ_{k2}的阶次。

在式(5)中,$\mu_1>\mu_2$;$k_2>k_1$;第1项为转子谐波磁动势和气隙磁导相互作用产生的电磁力;第2项为转子磁场不同次谐波间相互作用产生的电磁力;第3~8项为齿谐波磁场和转子磁动势相互作用产生的电磁力;第9项为齿谐波磁场和转子主极磁场相互作用产生的电磁力。

采用定子斜槽结构时,气隙磁密可以表示为

$$B_r = \Lambda \times F_r \times K_{sk} \tag{6}$$

式中:K_{sk}——斜槽系数。

$$K_{sk} = \frac{\sin\left(\mu\dfrac{b_{sk}}{t_1}\dfrac{p\pi}{Z}\right)}{\mu\dfrac{b_{sk}}{t_1}\dfrac{p\pi}{Z}} \tag{7}$$

式中:b_{sk}——斜槽宽度;

t_1——定子齿距。

由式(6)、式(7)可知,选择合适的斜槽参数可以降低气隙磁密幅值,从而达到减少振动和降低噪声的目的。

2　径向激振力波和振动仿真分析

2.1　定子斜槽对空载气隙激振力波影响的仿真计算及分析

以1台永磁同步电机为研究对象,计算分析其在正弦波供电情况下的空载径向气隙磁密 B_r 和电磁激振力波 P_r。

该永磁同步电机的基本参数如表1所示。

表1　永磁同步电机的基本参数

参数名称	参数值
额定功率 P_n/kW	85
额定电压 U_n/V	342
额定转速 n/(r·min^{-1})	330
电机相数 m	3
槽数 Z	96
极对数 p	8
斜槽率	1

定子及斜槽示意图如图1所示。

图1　定子及斜槽示意图

在Maxwell 2D中,仿真分析电机在空载运行时的磁场分布,分别提取气隙处的径向气隙磁密 B_r 和切向气隙磁密 B_t,如图2所示。从图2可以看出,在气隙处,气隙磁密的径向分量要远远大于切向分量,因此,可以仅通过径向气隙磁密分量来运算得到径向激振力波。

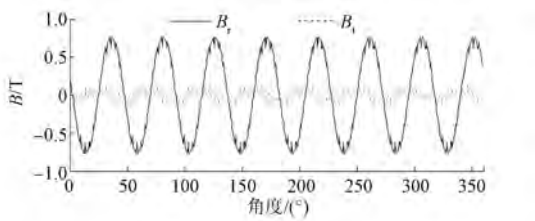

图2　气隙磁密径向分量和切向分量

采用斜槽模型时,径向气隙磁密在不同轴向位置之间存在相位差,从而使不同轴向位置的激振力波之间存在相位差。当斜槽宽度等于一个齿距时,由齿槽作用产生的作用在同一母线上的激振力波波动相互抵消,从而降低径向力尤其是低阶分量的径向力。为了验证这一理论,针对定子直槽和定子斜槽2种情况,进行暂态有限元分析,在电机运行的同一时刻提取径向气隙磁密分量 B_r 的波形,如图3和图4所示。

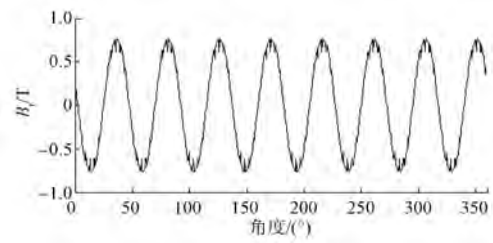

图3　直槽径向气隙磁密

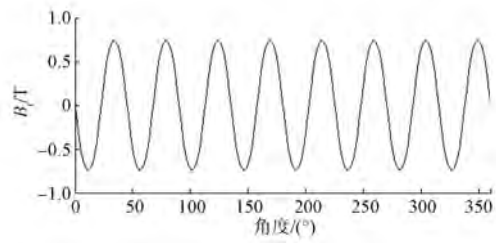

图4　斜槽径向气隙磁密

将所提取的径向气隙磁密分量 B_r 代入式(1),求得气隙径向电磁激振力波 P_r,并做快速傅里叶分解(FFT),如图5~图8所示。

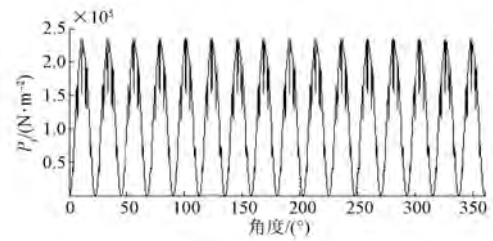

图5　气隙径向激振力波波形(直槽)

采用斜槽结构后,径向气隙磁密和径向电磁激振力波的谐波幅值大大降低。从FFT结果可以看出,径向电磁激振力波主要为16(极数)阶及其倍数阶,其中,96阶既是极数倍数阶又是槽数阶。对比直槽和斜槽2种结构的仿真结果,主要阶次力波的幅值和降低程度与额定转速下不同阶次力波对应的频率如表2所示。32阶力波出现

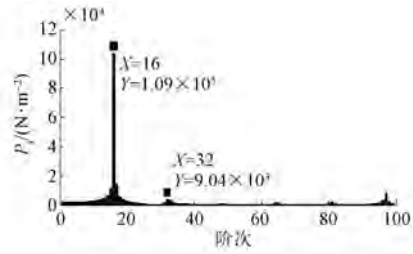

图 6　气隙径向激振力波 FFT 分析(直槽)

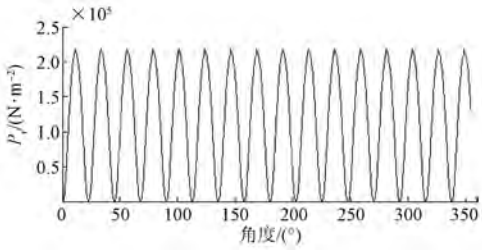

图 7　气隙径向激振力波波形(斜槽)

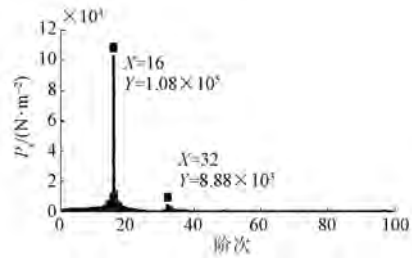

图 8　气隙径向激振力波 FFT 分析(斜槽)

小幅降低,其他低次力波幅值明显降低,尤其是受齿槽分布因素影响的 96 阶力波基本被消除,从而验证了前文的分析。同时,采用斜槽结构后,基波 16 阶力波幅值基本保持不变,即未对电机的运行性能产生不利影响。

表 2　直槽和斜槽低阶径向电磁激振力波幅值对比

阶次	频率/Hz	直槽/(N·m⁻²)	斜槽/(N·m⁻²)	降低率/%
16	88	1.09×10^5	1.08×10^5	0.917 4
32	176	9.04×10^3	8.88×10^3	1.801 8
48	264	744	383	48.521 5
64	352	2 260	699	69.070 8
80	440	2 236	522	76.654 7
96	528	10 000	858	91.420 0

2.2　定子斜槽对永磁同步电机振动影响的仿真计算及分析

在 ANSYS Workbench 中,将 Maxwell 的计算结果导入 Harmonic Response 模块,进行该电机定子的谐响应仿真分析。机壳上某处的仿真结果如图 9 所示。各频率的加速度及其对应分贝值如表 3 所示。

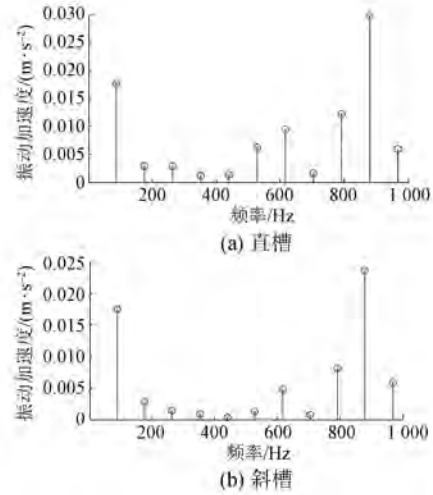

图 9　仿真振动加速度

表 3　直槽和斜槽主要频率振动加速度对比

频率/Hz	直槽		斜槽		分贝下降值/dB
	加速度/(m·s⁻²)	分贝值/dB	加速度/(m·s⁻²)	分贝值/dB	
88	0.017 630	84.92	0.017 460	84.84	0.08
528	0.006 205	75.85	0.001 241	61.87	13.98
616	0.009 459	79.51	0.004 729	73.49	6.02
792	0.010 140	80.12	0.008 118	78.18	1.94
880	0.029 570	89.41	0.023 660	87.48	1.93
总振级		91.68		90.00	1.68

从图 9 和表 3 可以看出,相对于直槽结构,采用斜槽结构后的振动加速度幅值在除基频 88 Hz 外均有所降低,在 528 Hz 及其之后的频率处则显著降低。在 528 Hz 处,振动加速度降幅最大,这是由于与 528 Hz 对应的 96 阶激振力波出现了极大消除。

3　振动噪声试验

该试验使用的样机是上文提到的 16 极 96 槽电机。试验时由 1 台直流电机拖动的三相交流同步电机供电。振动测试试验平台如图 10 所示。该试验使用的振动传感器为 PCB 公司生产的 352C33,振动测试仪为 DEWESOFT 测试仪。振动

传感器安装在机壳的侧面中间位置,可采集机壳上实时径向振动加速度波形。

图 10　试验平台

使用直流电机缓慢地将同步电机拖动到 330 r/min 额定转速,待转速稳定后,测取一段时间内的振动加速度波形。在做快速傅里叶分解时,每个频率点取不同时间测得振动加速度幅值的均方根值作为最终数据,所得波形和频谱图如图 11 和图 12 所示。

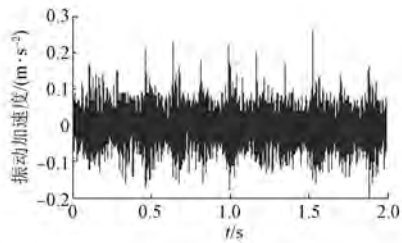

图 11　振动加速度试验波型(斜槽)

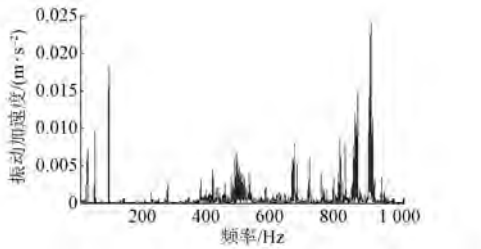

图 12　振动加速度 FFT 分析(斜槽)

结果中掺杂了以 50 Hz 为主的环境噪声。振动幅值最大的 3 个频率处的试验和仿真结果对比如表 4 所示。

将振动加速度的试验数据和仿真结果相对比,有以下发现。

(1) 试验结果和仿真结果基本一致,主要振动频率处的振动加速度幅值非常接近,但试验值较仿真值略大一点,原因可能是:环境噪声造成的振动幅值测试结果偏大;仿真未能计算所有频次力波而使仿真值偏低。

表 4　试验与仿真结果对比

频率/Hz	加速度/(m·s^{-2})	试验值/dB	仿真值/dB	仿真偏差/dB
88	0.018 31	85.25	84.84	−0.41
528	0.002 60	61.87	60.83	−1.04
880	0.024 31	87.71	87.48	−0.23
总振级		90.00	89.21	−0.79

(2) 在 480 Hz 处试验测得的振动加速度幅值明显大于仿真值,其原因可能是端盖和机壳无法达到完美固定使固有频率分析存在差异。电机定子的一阶固有频率为 479 Hz,而带上前后端盖后,一阶固有频率上升至 1 302 Hz。在进行仿真时,假定端盖和机壳为整个刚体,因此没有在 480 Hz 处产生共振,而在试验时,定子在 480 Hz 处发生了共振。

(3) 在远离共振频率的 88、176、264、352 Hz 处,振动幅值变化规律与低阶激振力波幅值变化规律一致。

4　结　语

本文以 1 台 16 极 96 槽表贴式永磁同步电机为研究对象,研究分析了定子斜槽对整数槽电机径向电磁激振力波和径向振动的影响。研究表明:对于整数槽电机,激振力波的阶数是极数的整数倍,激振力波的频率就是电机机壳振动的频率;激振力波是造成电机振动的主要原因,激振力波低阶谐波幅值的减小可以有效地降低电机振动;靠近固有频率处的振动幅值会增大,远离固有频率的低阶振动的幅值与电磁激振力波的幅值变化规律相同。通过定子斜槽,使齿槽效应产生的电磁激振力波波动相互抵消,可以有效地降低低阶尤其是槽数阶的电磁激振力和电磁振动。

【参 考 文 献】

[1] 王合斌.转子斜槽对感应电机振动影响的分析[D].沈阳:沈阳工业大学,2018.

[2] 杜萌,罗建,马鸿泰,等.整数槽同步电机低振动噪声定子结构设计[J].电机与控制应用,2018,45(9):65.

(下转第 71 页)

(5):35.
[4] 柳振,郭庆,徐翠锋.基于电动汽车驱动用无刷直流电机控制仿真[J].电机与控制应用,2018,45(7):102.
[5] 刘金海,陈为,胡金高.永磁同步电机 dq 电感参数新实验获取法[J].电工技术学报,2014,29(7):97.
[6] 周长攀,苏健勇,杨贵杰,等.基于双零序电压注入PWM策略的双三相永磁同步电机矢量控制[J].中国电机工程学报,2015,35(10):2522.
[7] 荣军,万军华,张敏,等.永磁同步电动机SVPWM控制技术研究[J].湖南理工学院学报(自然科学版),2017,30(4):32.
[8] 牛里,杨明,刘可述,等.永磁同步电机电流预测控制算法[J].中国电机工程学报,2012,32(6):131.
[9] 丁文,高琳,梁得亮,等.永磁同步电机矢量控制系统的建模与仿真[J].微电机,2010,43(12):66.
[10] 解小刚,陈进.采用 $i_d=0$ 的永磁同步电机矢量控制系统 MATLAB/Simulink 仿真[J].新型工业化,2016,6(5):47.
[11] 王莹,胡育文,杨建飞.$i_d=0$ 和 UPF 控制方法的比较研究[J].微特电机,2011,39(4):8.
[12] 张尚坤,颜建虎,杨凯.基于改进最大转矩电流比控制的电动汽车用内嵌式永磁同步电机驱动控制系统[J].电机与控制应用,2017,44(11):12.
[13] HOSSEINI S H, TABATABAEI M. IPMSM velocity and current control using MTPA based adaptive fractional order sliding mode controller [J]. Engineering Science and Technology, an International Journal,2017,20(3):896.
[14] 李长红,陈明俊,吴小役.PMSM调速系统中最大转矩电流比控制方法的研究[J].中国电机工程学报,2005,25(21):172.
[15] 干兴业.内置式永磁同步电机的电流控制策略研究[D].南京:南京航空航天大学,2017.
[16] 吴轩钦.电励磁同步电机双三电平矢量控制系统研究及其应用[D].徐州:中国矿业大学,2011.
[17] 邱鑫,黄文新,卜飞飞.内置式永磁同步电机宽转速范围无位置传感器直接转矩控制[J].电工技术学报,2014,29(9):92.
[18] 方赢海,范昕炜.永磁同步电动机恒磁链控制特性分析[J].中国计量大学学报,2017,28(1):63.
[19] 荣军,李一鸣,万军华,等.不同PWM调制方式对无刷直流电机调速的影响[J].微电机,2015,48(10):70.
[20] 刘雨石,乔鸣忠,朱鹏.基于SVPWM过调制的超前角弱磁控制永磁同步电机的策略研究[J].电机与控制应用,2018,45(2):28.

收稿日期:2018-12-18

(上接第40页)

[3] WANG S, HONG J, SUN Y, et al. Exciting force and vibration analysis of stator permanent magnet synchronous motors [J]. IEEE Transactions on Magnetics,2018,54(11):8108205.
[4] HAN Z, LIU J, GONG C, et al. Influence mechanism on vibration and noise of PMSM for different structures of skewed stator [C] // 2017 20th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS),2017.
[5] 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.
[6] 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.
[7] 王庆山,梁艳萍.定子斜槽高压感应电动机三维磁场与运行性能分析[J].哈尔滨理工大学学报,2017,22(3):85.
[8] 诸嘉慧,邱阿瑞,陶果.转子偏心及定子斜槽凸极同步发电机支路的感应电动势[J].清华大学学报(自然科学版),2008,48(4):453.
[9] 黄厚佳,李全峰,徐余法.小功率表贴式永磁同步电机径向电磁力波特性研究[J].电机与控制应用,2018,45(8):74.
[10] ISLAM M, 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.

收稿日期:2018-12-18