

# Halbach 结构永磁电机的电磁振动与噪声分析

卢希浩, 乔鸣忠, 张弛

(海军工程大学 电气工程学院, 湖北 武汉 430000)

**摘要:** 针对转子为 Halbach 结构的永磁电机进行额定功率下的电磁振动和噪声分析, 建立了永磁电机径向力波的解析表达式, 并分析了引起振动和噪声的两类主要力波, 通过解析法确定了电机的主要噪声源。为了表征 Halbach 结构电机的电机特点及其振动噪声性能, 比较了 Halbach 结构和普通径向充磁结构的两台电机, 针对这两台电机分别进行气隙磁密的分析, 以及振动和噪声的比较。对比分析结果表明, Halbach 结构的永磁电机转子轭部更薄, 重量更轻, 气隙磁密正弦度更高。但由于径向气隙磁密 3 次谐波含量的不同, Halbach 结构永磁电机的主要激振频率下的振动加速度幅值相比传统径向充磁结构的永磁电机高出 9.56%, 总声压级高出 0.65 dB。分析结果为机泵一体化装备的电机选择和设计提供了研究基础。

**关键词:** Halbach 结构充磁; 传统径向充磁; 永磁同步电机; 振动; 噪声

**中图分类号:** TM351 **文献标识码:** A **DOI:** 10.19457/j.1001-2095.dqed23510

## Electromagnetic Vibration and Noise Analysis of Halbach Permanent Magnet Motor

LU Xihao, QIAO Mingzhong, ZHANG Chi

(College of Electrical Engineering, Naval Engineering University, Wuhan 430000, Hubei, China)

**Abstract:** In view of the electromagnetic vibration and noise analysis of permanent magnet motor with Halbach structure at rated power, the analytical expression of radial force wave of permanent magnet motor was established, and two kinds of main force waves which cause vibration and noise were analyzed. The main noise sources of the motor were determined by analytic method. In order to characterize the motor characteristics of the Halbach structure motor and its vibration and noise performance, two motors of Halbach structure and common radial magnetization structure were compared. For these two motors, the analysis of the air gap flux density and the comparison of vibration and noise were carried out. The comparative analysis results show that the permanent magnet motor rotor yoke of Halbach structure is thinner, lighter, and the air gap flux density is more sinusoidal. However, due to the different third harmonic content of radial air gap flux density, the vibration acceleration amplitude under main excitation frequency of Halbach permanent magnet motor are 9.56% higher than those of traditional radial magnetization permanent magnet motor, and the total sound pressure level is 0.65 dB higher. The analysis results provide a research foundation for the selection and design of the motor of the integrated pump-mechanical equipment.

**Key words:** Halbach structure magnetization; traditional radial magnetization; permanent magnet synchronous motor; vibration; noise

液体泵是舰艇上的重要设备, 现有的液体泵都是采用传统结构, 电机通过传动轴带动泵叶转动, 将液体输送出去。这种传统结构体积大、噪声高, 不利于舰艇的空间优化设计和舰艇隐身<sup>[1]</sup>。本课题组设计的新型一体化泵, 泵叶直接与转子内表面相接, 省去了传动轴, 工作时液体直接通过转子内径流出去, 从根本上解决了液体泵占用

空间大的问题, 新型一体化泵的机械结构及其应用环境如图 1 所示。

对于电磁噪声问题, 主要取决于电机的设计和电机控制方式, 做好电磁噪声的分析和计算, 对于舰艇的隐身性具有重大意义。国内外对永磁电机电磁振动问题的研究方法主要有解析法、有限元法和实验法<sup>[2]</sup>。磁场解析法能够较为方便

**基金项目:** 国家自然科学基金(51877212)

**作者简介:** 卢希浩(1997—), 男, 硕士, Email: 1029352613@qq.com

**通讯作者:** 乔鸣忠(1971—), 男, 博士, 教授, Email: qiaomingzhong@126.com



图1 新型一体化泵及其应用环境  
Fig.1 New integrated pump and its application

地获得电机的齿槽转矩和电磁激振力波等相关的电磁性能,因此在电机气隙磁场计算中被广泛应用。但由于采用解析法会简化很多实际条件,尤其是不能考虑定子复杂齿槽结构的影响,因此该方法准确度不高<sup>[3]</sup>。文献[4-8]采用有限元法对永磁同步电动机的电磁力、振动和噪声进行了分析和计算,总结了电机设计的各种参数对于振动和噪声的影响。采用有限元法能够准确得到电磁力波的各个分量,并且可以查看电机的具体振动情况与噪声分布情况,但是有限元计算耗时长,不能确定磁动势与气隙磁导的具体数值,并且难以确定引起电磁力波的因素,不利于电机的降噪设计。因此,在解析法的基础上,本文通过排出力波表的形式快速确定引起电机振动和噪声的主要因素,通过有限元法来准确查看具体的响应结果,两者结合对电机的优化设计以及振动和噪声计算具有重要意义。

电磁噪声是电机最主要的噪声源,此外电机噪声还包含了空气动力噪声和机械噪声<sup>[9-11]</sup>。当电机的固有模态和固有频率与电磁力的阶次和频率相同或者接近时会发生共振,国内外学者获得固有模态和固有频率一般采用有限元法或者实验法。文献[12]利用有限元法对电机的固有模态和频率、共振的影响做了探讨。浙江大学的陈永校教授在文献[13]中用击锤实验法测量了电机的固有模态和频率。实践表明,有限元法和实验法均能取得较好的结果。

基于以上分析,本文以一台11 kW的Halbach结构的永磁电机为研究对象,应用解析法建立了永磁电机额定状态下的径向力波数学模型,直接给出了引起电机振动噪声的主要力波频率和阶次。为了更直观地反映Halbach结构永磁电机的优缺点,本文将该Halbach结构永磁电机与一台参数基本相同的传统径向充磁结构的永磁同步电机作对比,利用有限元法探究了Halbach结构与传统径向充磁结构的永磁同步电机在气隙磁密、振动和噪声方面的差异。

## 1 电机结构

本文研究的应用于舰艇液体泵的永磁同步电机是一台20极24槽Halbach转子结构永磁同步电机。Halbach结构的永磁电机转子轭部磁通很小,因此可以相应少用或不用转子轭部,这可以减少电机的体积和重量。与其进行对比的是一台20极24槽的传统径向充磁结构永磁同步电机。两台电机仅在转子结构上不同,其他所有参数均相同。两台电机的截面图如图2所示,两台电机的具体参数如表1所示。

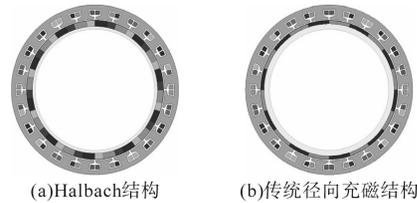


图2 永磁同步电机截面图

Fig.2 Cross section of permanent magnet synchronous motor

表1 永磁同步电机的具体参数

Tab.1 Specific parameters of PMSM

参数	Halbach结构	传统径向充磁结构
额定功率/kW	11	11
额定电压/V	380	380
额定转速/(r·min <sup>-1</sup> )	1 000	1 000
槽数/极数	24/20	24/20
定子外径/mm	350	350
定子内径/mm	292	292
转子外径/mm	288	288
转子内径/mm	250	250
电机轴向长度/mm	56	56

另外,定子铁心材料为叠压系数为0.95的硅钢片,型号为B35A270;转子永磁体材料为钕铁硼,型号为N38UH;两台电机的转子轭部有所区别,Halbach结构永磁电机的转子轭部为非导磁的不锈钢材料,传统径向充磁电机的转子轭部为导磁的结构钢材料。

## 2 电磁力计算及分析

永磁同步电机气隙中的磁密主要是径向磁密,切向磁密分量很小,忽略切向磁密,电机的径向力密度表达式可由麦克斯韦定律求得,即

$$p_n(\theta,t) \approx \frac{b^2(\theta,t)}{2\mu_0} \quad (1)$$

式中: $p_n(\theta,t)$ 为径向电磁力密度; $b(\theta,t)$ 为气隙磁密的径向分量; $\mu_0$ 为真空磁导率,大小为 $4\pi \times 10^{-7}$  H/m。

额定功率下的电机气隙磁场可以看做是3种磁场的叠加,第1部分是均匀气隙的主极磁场;第2部分是由于定子开槽使气隙磁导发生周期性变化而导致干扰主极磁场时的附加磁场;第3部分是由负载定子电流所产生的电枢反应磁场。电机气隙的径向磁密表达式如下式所示:

$$b(\theta,t)=\sum_{\mu} B_{\mu} \bar{A}_0 \cos(\mu \frac{\omega_1}{p} t - \mu \theta) + \sum_{\mu} \sum_k (-1)^{k+1} \cdot \frac{1}{2} B_{\mu} \bar{A}_k \cos[\mu \frac{\omega_1}{p} t - (\mu \pm k Z_1) \theta] + \sum_v B_v \cos[\omega_1 t - v \theta - (\phi + 90^{\circ})] \quad (2)$$

式中: $p$ 为电机极对数; $Z_1$ 为定子槽数; $\omega_1$ 为基波电角频率; $B$ 为气隙磁密; $\mu$ 为主极磁场谐波极对数; $k$ 为谐波磁导的次序; $v$ 为电枢磁场谐波极对数; $\phi$ 为电枢反应磁场的初相角; $\bar{A}_k$ 为 $k$ 次谐波气隙比磁导。

两台电机在额定功率时的气隙磁密的傅里叶分解如图3所示。

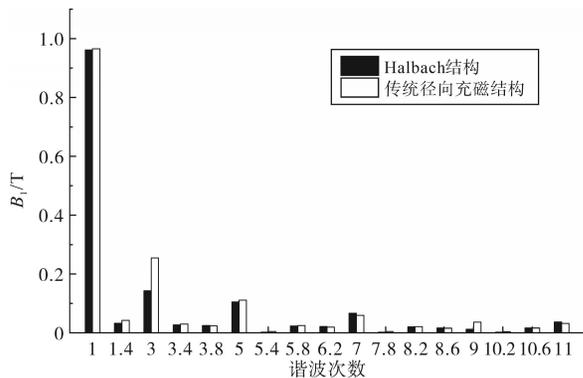


图3 两台电机在额定功率时的气隙磁密

Fig.3 Air gap flux density of two motors at rated power

从图3中可以看出, Halbach结构的永磁电机与传统径向充磁结构的永磁同步电机的气隙磁密差别主要在3次谐波上, Halbach结构的永磁电机3次谐波含量更小;基波以及其他阶次的谐波差别不大,总体上 Halbach结构的永磁电机的气隙磁场正弦度更好。

将式(2)代入到式(1)中,就可以得到电机径向力密度的展开式。根据该展开式,负载时,电磁力波的频率为2倍定子电流频率的整数倍<sup>[14]</sup>。其中,有两类径向力波引起的振动和噪声需要注意:一类是2倍定子电流频率(333.3 Hz)的振动,它主要是由气隙磁密的基波磁场产生,产生的力波幅值最大。但是电机的振动不仅仅和力波幅值相关,和力波的阶次也相关,力波阶次越

高,电机的振动越小<sup>[15]</sup>。本文中的两台电机均为10对极电机,因此基波磁场会产生20阶的力波,该力波幅值很大,但该力波属于高次力波,对电机振动的影响不能定性分析,具体影响可通过仿真结果来查看。另一类是转子主极磁场和1阶齿谐波磁场相互作用而产生的径向力波引起的振动。同步电机的主极磁场 $\mu$ 次谐波中极对数 $\mu$ 与定子槽数最接近的2个谐波或3个谐波与1阶齿谐波( $v = p \pm Z_1$ )之间相互作用所产生的低阶次力波,就其幅值与力波极对数而言,是负载时产生电磁噪声的主要成分<sup>[16]</sup>。

在此,可以通过排出力波表的方式来分析出引起噪声的主要力波成分,由于两台电机的极对数和槽数相同,因此两台电机的气隙磁场谐波成分是不同的,引起噪声的主要力波成分也相同。力波的主要成分分析表如表2所示,其中, $\mu = (2r + 1)p$ ,  $v = (6i/d + 1)p$ 。当 $n = \mu + v$ 时,  $f = 2(r + 1)f_1$ ;当 $n = \mu - v$ 时,  $f = 2rf_1$ ,  $f_1$ 为定子电流频率(166.7 Hz),每极每相槽数 $q = b + c/d$ 。

表2 力波的主要成分分析表

Tab.2 Analysis table of main components of force wave

$r$	$v$	$i$					
		0	-1	+1	-2	+2	-3
		$\mu$					
		10	-2	22	-14	34	-26
0	10				-4		
1	30					-4	
2	50						

由表2的分析可知,主极磁场和电枢反应磁场相互作用而产生的径向力波主要成分有2个:其中一个由10对极的主极磁场和-14对极的齿谐波磁场相互作用所形成,频率为2倍的定子电流频率,即333.3 Hz;另一个由30对极的主极磁场和34对极的齿谐波磁场相互作用所形成,频率同样为333.3 Hz。

### 3 电机模态分析

当电磁力波的阶数和频率与电机机体的固有模态阶数和固有频率相同或者接近时,电机会发生共振,产生比较大的振动和噪声<sup>[17-18]</sup>。通过仿真分析出电机定子的模态阶数及其对应的频率,结合力波的阶次和频率,就可以提前判断电机是否有可能发生共振。本文采用有限元法对电机定子的模态进行求解,由于两台电机仅在转子结构上有区别,定子的结构和所用材料完全相同,因此两台电机定子的固有模态及其对应的固有频

率也是完全相同的。模态固有频率和轭环厚与半径之比有关,轭环厚而细,刚度就大,模态固有频率就会越高;轭环薄而粗,刚度就小,模态固有频率就会越低<sup>[19]</sup>。本文两台电机定子是典型的轭环薄而粗结构,初步判断该定子的模态固有频率比较小。

通过 ANSYS 有限元仿真,得到定子各阶固有模态及其对应的固有频率如图 4 所示。

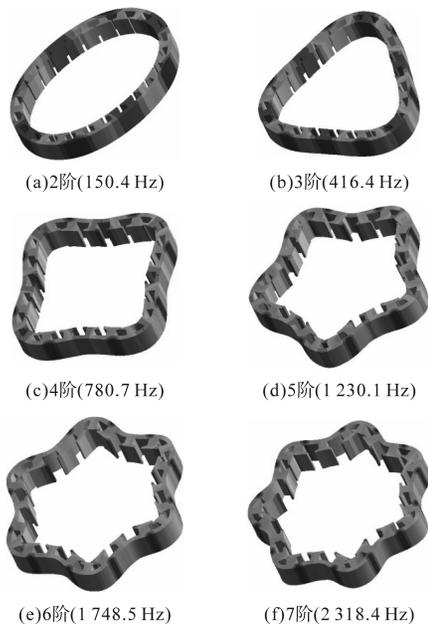


图4 定子的固有模态和固有频率

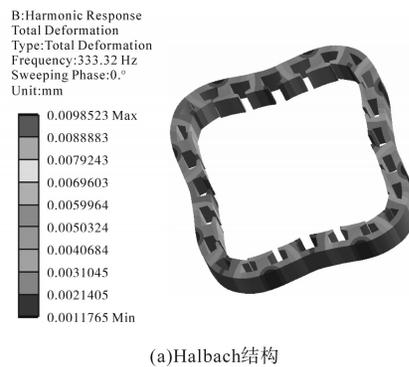
Fig.4 Natural mode and natural frequency of stator

由仿真结果可以看出,2~6阶固有模态的固有频率距离电机的2倍电流频率的整数倍相差很多。7阶固有模态的固有频率为2 318.4 Hz,接近2 333.3 Hz的力波频率,理论上容易发生共振,但实际上本文中的两台电机均不会出现奇数次力波,而且2 333.3 Hz的力波的幅值很小,因此该频率下不会发生严重共振。除了上述列出的低阶固有模态及其对应的固有频率,由于力波频率比较高时,力波的幅值会变得非常小,对电机振动和噪声的影响并不大<sup>[20]</sup>,因此本文的两台电机均不会发生严重的共振。

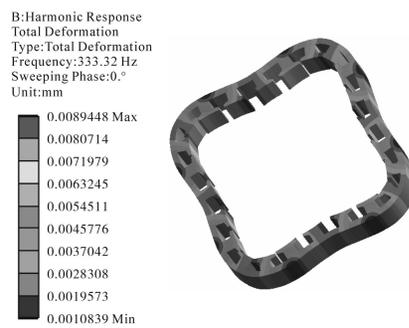
#### 4 电机振动和噪声分析

经过第2节分析,引起电机振动和噪声的频率只能是2倍电流频率的整数倍,因此在下文中为了缩短有限元计算时间,仅仅扫描2倍电流频率整数倍的频率,查看频率范围为333.3 Hz至8 333.3 Hz,共25个力波频率。将有限元法计算的电磁力作为载荷,分析电机定子在该电磁力作用下在各个频率下的振动形变响应。

图5为333.3 Hz时定子的总变形情况。根据图5显示的定子总变形情况,可以推断出333.3 Hz频率下,定子的变形主要是由4阶或-4阶力波引起的,通过有限元计算结果显示的力波旋转方向最终可以判断力波阶数为-4阶。通过查看所有频率下的定子总变形情况,可以发现333.3 Hz下的总变形是最大的,这说明电磁力333.3 Hz的-4阶力波是引起振动和噪声的主要成分,计算结果与第2节的解析法分析一致,有限元计算验证了解析法的有效性。值得注意的是,Halbach结构电机的气隙磁密虽然正弦度比较好,然而由于径向磁密的3次谐波对2倍电流频率的电磁力有削弱作用,这会导致Halbach结构在333.3 Hz时的形变反而略大于普通径向充磁结构。



(a)Halbach结构



(b)传统径向充磁结构

图5 333.3 Hz时的定子总变形

Fig.5 Total stator deformation at 333.3 Hz

图6为两台电机定子某个齿部的振动加速度频谱图。从图6中可以看出:

1)两台电机的振动加速度响应均在333.3 Hz时最大,其中Halbach结构的永磁电机振动加速度幅值为29 799 mm/s<sup>2</sup>,传统径向充磁结构的永磁电机振动加速度幅值为26 945 mm/s<sup>2</sup>,Halbach结构的永磁电机在该频率下的响应幅值比传统径向充磁结构的永磁电机高出9.56%;

2)振动加速度响应幅值较大的频率主要集中在低频段,4 000 Hz之后的振动加速度响应很小;

3) 振动加速度响应幅值较大的频率点还有 666.7 Hz, 1 666.7 Hz 和 2 666.7 Hz, Halbach 结构的永磁电机在这些频率下的响应幅值比传统径向充磁结构的永磁电机分别高出了 28.45%, -56.89%, -7.21%;

4) 两台电机的振动加速度整体相差不大,但 Halbach 结构的永磁电机振动性能稍微差一些。

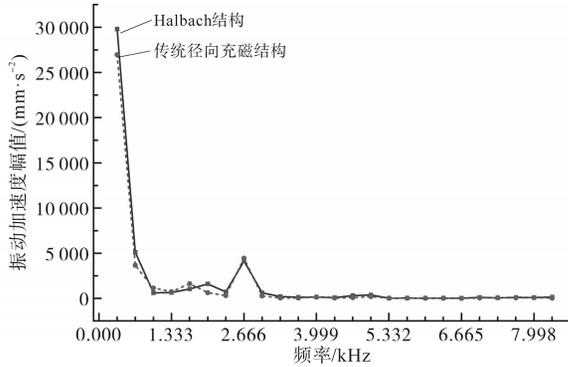


图6 振动加速度频谱图

Fig.6 Spectrum of vibration acceleration

由于空气域中各个点的噪声声压差别很大,因此本文选取距离电机定子表面 0.01 m 的位置为声压测量点,该测量点的测量结果误差较小。图7为两台电机的噪声声压级频谱图。

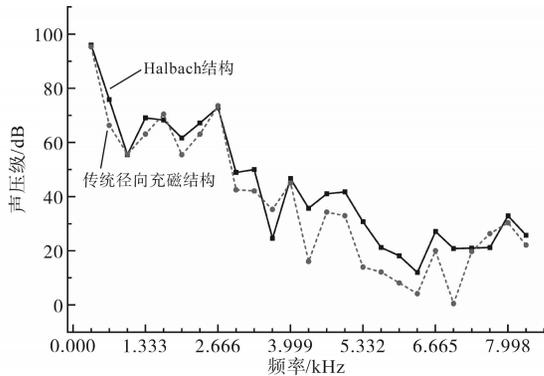


图7 噪声声压级频谱图

Fig.7 Spectrum of noise sound pressure level

由图7可知:

1) 两台电机的声压级响应均在 333.3 Hz 时最大,其中 Halbach 结构的永磁电机声压级为 95.925 dB,传统径向充磁结构的永磁电机声压级为 95.337 dB, Halbach 结构的响应结果仅高出 0.61%。虽然 Halbach 结构振动响应结果高出的 9.56%,但反映在噪声声压级上,两台电机的差别很小;

2) 声压级响应较大的频率还有 666.7 Hz, 1 666.7 Hz 和 2 666.7 Hz, Halbach 结构的永磁电机在这些频率下的声压级响应比传统径向充磁结构的永磁同步电机分别高出了 9.442 dB, -2.158 dB, -0.599 dB;

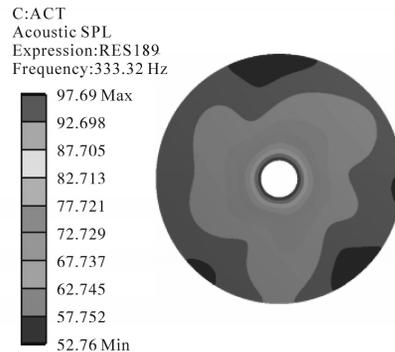
3) 噪声主要集中在低频段,4 000 Hz 之后的声压级响应很小,在 4 000 Hz 之前两台电机的声压级响应非常接近,4 000 Hz 之后 Halbach 结构的永磁电机噪声明显更大一些;

4) 根据声压级的叠加公式,总声压级计算如下式所示:

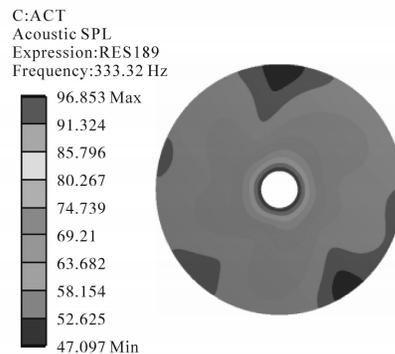
$$L_p = 10 \lg \left[ \sum_{i=1}^{n'} 10^{\frac{L_{pi}}{10}} \right] \quad (3)$$

式中: $L_p$ 为总声压级; $L_{pi}$ 为第*i*个频率产生的声压级。总的声压级主要由声压级较大的几个频率的噪声所决定,声压级较小的噪声源对总声压级的贡献极小,几乎可以忽略<sup>[21]</sup>。叠加 333.3 Hz 至 2 666.7 Hz 的噪声, Halbach 结构的总声压级为 96.04 dB,传统径向充磁结构的总声压级为 95.39 dB。从结果可以看出,总声压级主要取决于 333.3 Hz 的噪声声压级, Halbach 结构的总声压级比传统径向充磁结构的总声压级高出 0.65 dB,两台电机在噪声方面的差别很小。

图8~图10为两台电机在主要噪声频率点的具体声压分布图。在图8~图10中,噪声传播域为空气,圆环半径为 1 m。从两台电机噪声的声压级分布图可以看出,两台电机的声压级分布比较相似,在距离电机定子表面 1 m 处噪声声压级已经衰减到较小的范围内。



(a) Halbach结构



(b) 传统径向充磁结构

图8 333.3 Hz时噪声声压级分布

Fig.8 Distribution of noise sound pressure level at 333.3 Hz

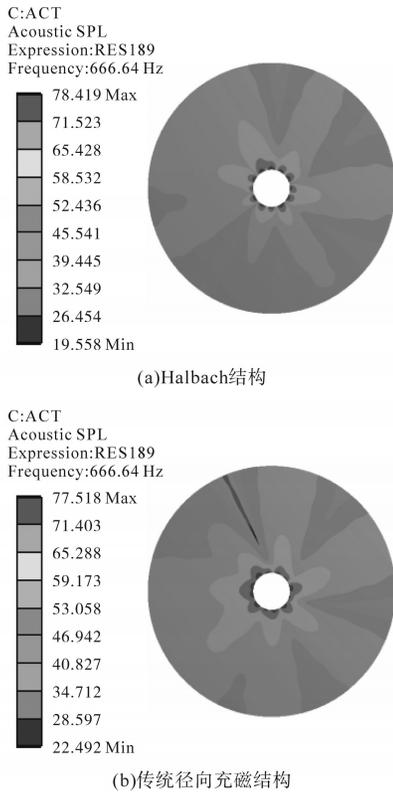


图9 666.7 Hz时噪声声压级分布

Fig.9 Distribution of noise sound pressure level at 666.7 Hz

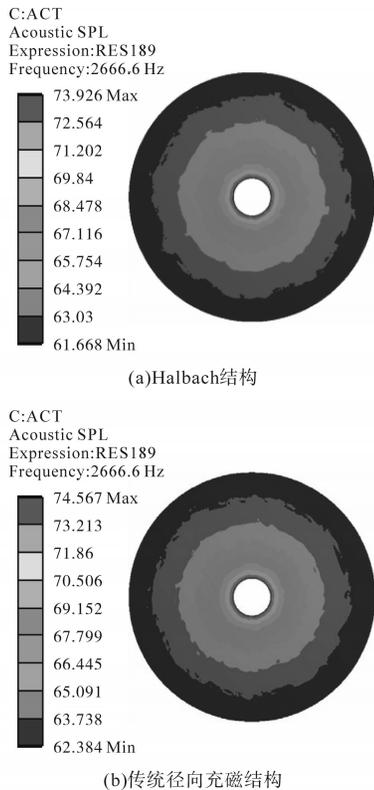


图10 2666.7 Hz时噪声声压级分布

Fig.10 Distribution of noise sound pressure level at 2666.7 Hz

## 5 实验结果

在第2节的解析法计算和第4节的有限元计

算中,电机中电流为正弦波,而一般变频器供电时的电流谐波畸变率很高。电流的谐波畸变对振动和噪声的影响很大,为了使实验与仿真保持一致,电机不能直接采用一般的变频器直接供电,本文设计的实验思路如下:

1)测量Halbach结构的永磁电机振动时, Halbach结构的永磁电机由传统径向充磁的永磁同步电机来拖动,拖动转速为1 000 r/min,被拖动的Halbach结构的永磁同步电机的三相分别接入三相纯电阻负载,使电机的输出功率刚好达到11 kW,此时的Halbach结构永磁电机的定子电流接近正弦电流。在该条件下,测量Halbach结构永磁电机定子外表面的振动数据。

2)测量传统径向充磁结构的永磁同步电机振动时,传统径向充磁结构的永磁同步电机由Halbach结构的永磁电机来拖动,其它实验步骤与测量方法与上述内容相同。

所搭建的实验平台如图11所示。

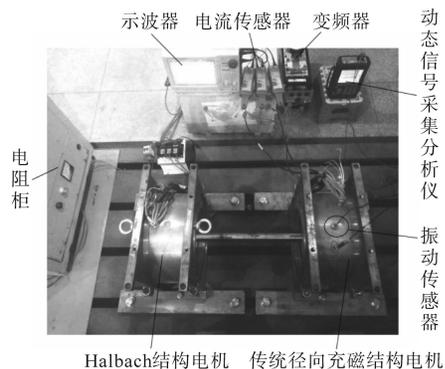


图11 振动测试实验平台

Fig.11 Vibration test platform

按照以上实验步骤得到的两台电机A相的电流波形及其傅里叶分解如图12和图13所示,由电流波形的傅里叶分解图可以看出,两台电机的定子电流基本接近正弦。

在定子电流为正弦电流的情况下,测量此时电机定子表面的振动加速度信号,两台电机的测量结果如图14所示。

由图14可知:

1)两台电机的振动加速度响应均在333.3 Hz时最大,其中Halbach结构的永磁同步电机振动加速度幅值为499.33 mm/s<sup>2</sup>,传统径向充磁结构的永磁同步电机振动加速度幅值为488.54 mm/s<sup>2</sup>, Halbach结构的永磁电机在该频率下的响应幅值比传统径向充磁结构的永磁同步电机高出2.16%;

2)振动加速度响应幅值较大的频率主要集

中在低频段,4 000 Hz之后的振动加速度响应很小;

3) 两台电机的振动加速度整体相差不大,但Halbach结构的永磁电机振动性能稍微差一些;

4) 相比仿真结果不同的是,振动的频谱中出现了1 166.6 Hz,1 949.9 Hz等振动信号,这些信号并不是333.3 Hz的整数倍,因此此类振动信号有可能为空气动力噪声或者机械噪声;

5) 受测量点选择的影响,仿真与实验的振动测试结果存在差异,但实验结论基本一致。

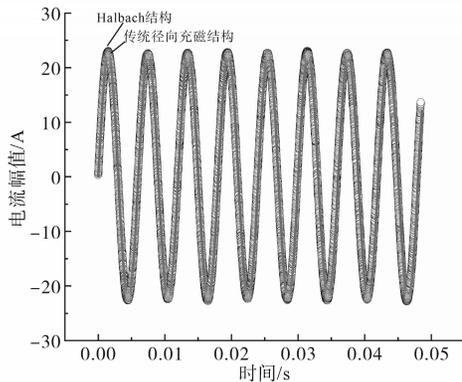


图12 两台电机A相电流

Fig.12 Phase A current of two motors

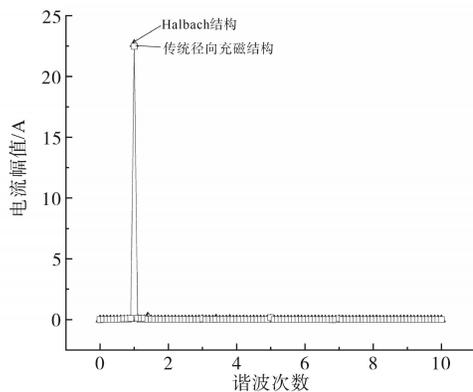


图13 两台电机A相电流的傅里叶分解

Fig.13 Fourier decomposition of phase A current of two motors

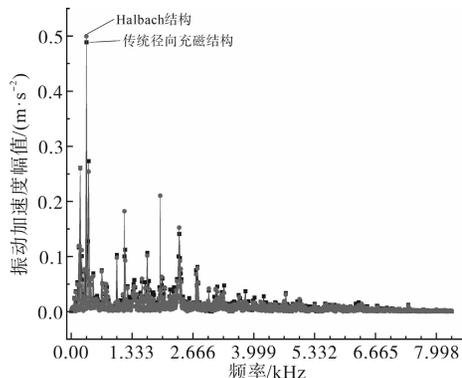


图14 两台电机的振动对比

Fig.14 Vibration comparison of two motors

## 6 结论

本文以一台11 kW的Halbach结构的永磁电机为研究对象,应用解析法建立了永磁电机额定运行时的径向力波数学模型,分析出了永磁同步电机径向电磁力的来源、阶次和频率。在原Halbach结构永磁电机的基础上,探究了Halbach结构与传统径向充磁结构的永磁同步电机在转子结构、气隙磁密、振动和噪声方面的差异,得到了以下结论:

1) Halbach结构的永磁电机,转子轭部可以做得更薄,相比传统径向充磁结构的电机质量更小。

2) Halbach结构的永磁电机气隙磁场正弦度较高,谐波幅值更小。

3) 只要确定电机的极对数和定子槽数,就可以从理论上快速确定引起该电机振动和噪声的主要力波的阶次和频率,该结论适合所有永磁同步电机,空载和负载均适用。经理论分析和实验验证,引起本文两台电机振动和噪声的主要力波为-4阶力波,频率为333.3 Hz。

4) 有限元计算表明, Halbach结构的永磁电机在主要激振频率下的振动加速度幅值比传统径向充磁结构的永磁电机高出9.56%; Halbach结构的总声压级比传统径向充磁结构的总声压级高出0.65 dB, 两台电机声压级分布相似度较高, Halbach结构永磁电机整体上振动和噪声性能稍差。

5) Halbach结构在333.3 Hz时的变形量之所以大于传统径向充磁结构,是因为径向磁密的3次谐波对2倍电流频率的电磁力有削弱作用,这说明气隙正弦性高并不一定意味着振动噪声性能好。

6) 在机泵一体化装备的电机选择和设计上,应当从电机电磁性能、电机质量、电机体积、振动和噪声方面综合考虑。

### 参考文献

[1] 蒋超, 乔鸣忠, 彭威, 等. 舰用泵高功率密度永磁同步电机设计与分析[J]. 微电机, 2019, 52(11): 1-6.  
JIANG Chao, QIAO Mingzhong, PENG Wei, et al. Design and analysis of high power density permanent magnet synchronous motor for warship pump[J]. Micromotors, 2019, 52(11): 1-6.

[2] 王晓远, 贺晓钰, 高鹏. 电动汽车用V型磁钢转子永磁电机的电磁振动噪声削弱方法研究[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(16): 4919-4926.  
WANG Xiaoyuan, HE Xiaoyu, GAO Peng. Research on electro-

- magnetic vibration and noise reduction method of V type magnet rotor permanent magnet motor electric vehicles[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(16):4919-4926.
- [3] 邢泽智,王秀和,赵文良,等.表贴式永磁同步电机电磁激励力波计算与定子振动特性分析[J].中国电机工程学报, 2021, 41(14):5004-5013.  
XING Zezhi, WANG Xiuhe, ZHAO Wenliang, et al. Calculation of electromagnetic force waves and analysis of stator vibration characteristics of surface mount permanent magnet synchronous motor[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(14):5004-5013.
- [4] 王玉娟,王华强.转子分段斜极永磁同步电机电磁振动噪声研究[J].电气传动, 2021, 51(2):75-80.  
WANG Yujuan, WANG Huaqiang. Research on electromagnetic vibration and noise of permanent magnet synchronous motor with rotor step skewing[J]. Electric Drive, 2021, 51(2):75-80.
- [5] CHEN Y S, ZHU Z Q, HOWE D. Vibration of PM brushless machines having a fractional number of slots per pole[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2006, 42(10):3395-3397.
- [6] 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.
- [7] BARZEGARAN M R, MOHAMMED O A. 3-D FE wire modeling and analysis of electromagnetic signatures from electric power drive components and systems[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2013, 49(5):1937-1940.
- [8] PARK S, KIM W, KIM S. A numerical prediction model for vibration and noise of axial flux motors[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2014, 61(10):5757-5762.
- [9] 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.
- [10] 杨玉龙,龚时华,虞洋.频繁启停下步进电机运动规划及振动抑制[J].电气传动, 2014, 44(10):35-39.  
YANG Yulong, GONG Shihua, YU Yang. Stepper motor motion planning and the vibration suppression under working condition of frequent starting and stopping[J]. Electric Drive, 2014, 44(10):35-39.
- [11] KUROISHI M, SAITO A. Effects of magnetostriction on electromagnetic motor vibration at sideband frequencies[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2018, 54(2):1-8.
- [12] 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.
- [13] 陈永校,诸自强,应善成.电机噪声的分析与控制[M].杭州:浙江大学出版社,1987.  
CHEN Yongxiao, ZHU Ziqiang, YING Shancheng. Dian ji zao sheng de fen xi yu kong zhi[M]. Hangzhou: Zhejiang University Press, 1987.
- [14] 高鹏,孙汐彬,谭顺乐,等.电动汽车用永磁同步电机电磁振动噪声分析及优化[J].微电机, 2019, 52(12):7-12.  
GAO Peng, SUN Xibin, TAN Shunle, et al. Research on electromagnetic vibration and noise analysis and optimization of permanent magnet synchronous motor for electric vehicle[J]. Micromotors, 2019, 52(12):7-12.
- [15] 杨浩东,陈阳生,邓志奇.永磁同步电机常用齿槽配合的电磁振动[J].电工技术学报, 2011, 26(9):24-30.  
YANG Haodong, CHEN Yangsheng, DENG Zhiqi. Electromagnetic vibration of PM synchronous motors with different combinations of slot and pole number[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2011, 26(9):24-30.
- [16] 李全峰,黄苏融,黄厚佳.不等极弧结构永磁同步电机噪声和转矩特性[J].浙江大学学报(工学版), 2018, 52(11):2210-2217.  
LI Quanfeng, HUANG Surong, HUANG Houjia. Noise and torque characteristics of permanent magnet synchronous motor with unequal pole arc structure[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Edition), 2018, 52(11):2210-2217.
- [17] 贲彤,陈龙,闫荣格,等.考虑磁化及磁致伸缩特性各向异性的感应电机铁心电磁应力分析[J].电工技术学报, 2019, 34(1):66-74.  
BEN Tong, CHEN Long, YAN Rongge, et al. Stress analysis of induction motor core considering anisotropic magnetic and magnetostrictive properties[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(1):66-74.
- [18] 路春晓,卜文绍,祖从林.无轴承异步电机的不平衡振动补偿控制[J].电气传动, 2015, 45(5):70-74.  
LU Chunxiao, BU Wenshao, ZU Conglin. Unbalanced vibration compensation control of bearingless induction motor[J]. Electric Drive, 2015, 45(5):70-74.
- [19] 梁艳萍,刘金鹏,陈晶.大型感应电动机单相短路故障动态力计算[J].中国电机工程学报, 2012, 32(9):109-115.  
LIANG Yanping, LIU Jinpeng, CHEN Jing. Dynamic electromagnetic force calculation for single-phase short circuit fault of large induction motors[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(9):109-115.
- [20] 蒙亮,罗应立,刘晓芳,等.汽轮发电机转子铁心表面电磁力分布的实例研究[J].中国电机工程学报, 2005, 25(1):81-86.  
MENG Liang, LUO Yingli, LIU Xiaofang, et al. A case study of electromagnetic force distribution on rotor core surface of turbo-generator[J]. Proceedings of the CSEE, 2005, 25(1):81-86.
- [21] PEREIRA L A, LOCATELLI E R, ZOLET G, et al. Single phase permanent-magnet motors. I. parameter determination and mathematical model[C]//IEEE International Electric Machines & Drives Conference, IEEE, 2002.

收稿日期:2021-05-18

修改稿日期:2021-07-01