

中空型超声电机定子的有效机电耦合系数分析*

汪红星, 刘军, 朱华, 潘政阳

(南京航空航天大学机械结构力学及控制国家重点实验室 南京, 210016)

摘要 为了提高中空型超声电机的输出效率,对电机定子的有效机电耦合系数进行了研究分析。首先,利用等效电路法分析了电机定子的压电阻抗特性,确定了有效机电耦合系数的计算方法;其次,通过 ANSYS 软件对电机定子的压电阻抗特性进行了有限元仿真,分析了定子的振动模式、金属弹性体和压电陶瓷的结构尺寸对有效机电耦合系数的影响;然后,根据仿真结果设计制作了 4 个不同的定子,并利用阻抗分析仪对 4 个定子进行了测试,实测值与仿真值进行对比,相对误差均小于 10%,获得的阻抗特性曲线和仿真结果相吻合;最后,将 4 个定子装配成样机,并搭建了电机性能测试平台进行实验测试,4 个样机均获得了较好的输出性能。实验结果表明,提高定子的有效机电耦合系数能获得较低的功耗,进而提高电机的输出效率,具有较高的工程应用价值。

关键词 中空超声电机;压电阻抗特性;有限元分析;有效机电耦合系数;输出性能

中图分类号 TH113.2;TM359.4

引言

超声电机是利用压电材料的逆压电效应发展起来的新型电机,其基本工作原理是通过激发弹性体的谐振把高频交流电能转换为定子的振动机械能,进而依靠摩擦来驱动运动体做回转或直线运动。其中,行波型旋转超声电机是目前研究较为成熟的一种,其低速大扭矩、直驱、无噪音及断电自锁等独特优点已在航空航天、精密仪器等领域得到广泛应用^[1-4]。

超声电机存在电机效率较低的缺点,目前已知的超声电机最高效率为 55%,其余大部分在 10%~40% 之间。压电陶瓷作为超声电机的核心部件,其材料性能的优劣直接决定了电机效率的高低^[5-6]。采用同样的压电材料,金属弹性体的材料属性、振动模式、几何结构及压电陶瓷的几何形状等多种不同变量组成定子时,输出效率差别巨大。因此,可用定子的有效机电耦合系数来反映电机的输出效率^[7-10]。文献[11-13]分析计算了压电换能器的有效机电耦合系数,以纵向和弯曲振动的换能器为例,研究了一种通过改变电极形状来优化换能器有效机电耦合系数的方法。文献[14-16]对压电元件结构的有效机电耦合系数的计算方法进行了分析,研究了长压电片中电荷抵消效应对有效机电耦合系数的影响,证实了在有限元模型中加强电极等电位条件的重要性。文献[17-19]对压电薄膜声波谐振器的效率进行了研究,发现薄膜压电材料

的机械因子对薄膜谐振器的有效机电耦合系数有着显著影响。目前,针对行波型超声电机有效机电耦合系数的研究较少^[20-22]。

笔者以自制的外径为 70 mm 的中空行波型超声电机为研究对象,对电机定子的有效机电耦合系数进行研究分析。有限元仿真与实验结果表明,提高定子的有效机电耦合系数能获得较低的功耗,进而提高电机的输出效率。

1 中空型超声电机的结构

笔者自制的中空行波型超声电机的结构如图 1 所示。电机主要由底座、定子、转子、预压力螺母和外壳组成,其外径为 70 mm。采用特定极化分区的压电陶瓷环粘贴在金属弹性体上组成定子,以激发定子相应的工作模式,并用锁紧螺母将定子内圈固支在底座上。转板与中空转轴一体化设计组成转

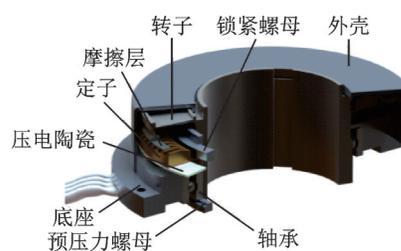


图 1 电机结构

Fig.1 Motor structure

* 国家基础研究发展计划(“九七三”计划)资助项目(2015CB057501);江苏高校优势学科建设工程资助项目

收稿日期:2020-08-05;修回日期:2020-10-25

子,然后通过预压力螺母将转子和定子压紧。

2 有效机电耦合系数

由于表示超声电机定子振动特性的压电振动系统与振荡电路系统具有相似的线性微分方程,利用机电系统相似理论,可以将定子的质量、刚度和阻尼等效为合适的电子元器件,从而实现超声电机特性分析的仿真。超声电机定子在第 n 阶振动模态谐振点附近工作时的振动特性可以用图2所示的等效电路表示^[23-24],图中: C_0 为压电陶瓷的静态电容; R_d 为压电陶瓷的介电损耗电阻; Z_0, Z_m 分别为机电系统的静态阻抗和动态阻抗; L_m, C_m, R_m 分别为等效电感、动态电容和等效电阻。

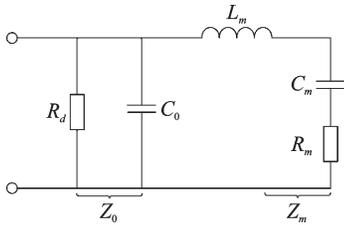


图2 电机定子等效电路

Fig.2 Motor stator equivalent circuit

根据等效电路图,静态阻抗 Z_0 和动态阻抗 Z_m 可以分别表示为

$$Z_0 = \frac{R_d}{1 + i\omega C_0 R_d} \quad (1)$$

$$Z_m = R_m + i\omega L_m + \frac{1}{i\omega C_m} \quad (2)$$

假设静态导纳和动态导纳分别为 Y_0 和 Y_m ,则可推导出

$$Y_0 = \frac{1}{R_d} + i\omega C_0 = G_0 + iB_0 \quad (3)$$

$$Y_m = \frac{R_m}{R_m^2 + (\omega L_m - 1/\omega C_m)^2} + \frac{i}{R_m^2 + (\omega L_m - 1/\omega C_m)^2} = G_m + iB_m \quad (4)$$

其中: $i = \sqrt{-1}$; ω 为激励角频率; G_0, B_0 分别为并联支路的静态电导和静态电纳; G_m, B_m 分别为串联支路的动态电导和动态电纳。

等效电路的总导纳可表示为

$$\begin{cases} Y = \frac{1}{Z} = Y_0 + Y_m = G + iB \\ G = 1/R_d + \frac{R_m}{R_m^2 + (\omega L_m - 1/\omega C_m)^2} \\ B = \omega C_0 + \frac{1/\omega C_m - \omega L_m}{R_m^2 + (\omega L_m - 1/\omega C_m)^2} \end{cases} \quad (5)$$

其中: G, B 分别为定子的总电导和总电纳。

整理式(5),可以得到

$$\left(G - \frac{1}{R_d} - \frac{1}{2R_m}\right)^2 + (B - \omega C_0)^2 = \left(\frac{1}{2R_m}\right)^2 \quad (6)$$

取横坐标作为电导,纵坐标作为电纳。当超声电机定子和谐振角频率 ω_s 附近产生弯曲行波振动时,式(6)中 ωC_0 可以近似看作常数 $\omega_s C_0$,则等效电路图中总导纳的矢量终端轨迹为一个圆,其圆心为 $(1/R_d + 1/2R_m, \omega_s C_0)$,半径为 $1/2R_m$,定子导纳圆示意图如图3所示。

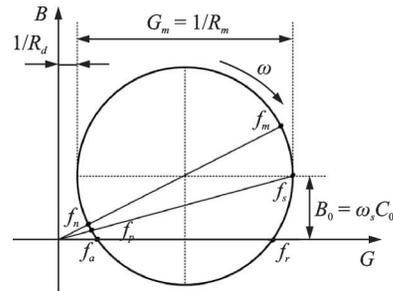


图3 定子导纳圆示意图

Fig.3 Schematic diagram of stator admittance circle

导纳圆中含有6个特征频率,其中: f_m 与 f_n 分别为最大导纳频率和最小导纳频率; f_s 与 f_p 分别为串联谐振频率和并联谐振频率; f_r 与 f_a 分别为谐振频率和反谐振频率。已经证明,在一般情况下,通过合理近似,可以认为

$$\begin{cases} f_m = f_r = f_s \\ f_n = f_a = f_p \end{cases} \quad (7)$$

根据等效电路图和导纳圆图,结合压电材料机电耦合系数的计算方法,可以得到超声电机定子的有效机电耦合系数计算公式为

$$k_{\text{eff}}^2 = \frac{C_m}{C_0 + C_m} = \frac{f_p^2 - f_s^2}{f_p^2} = \frac{f_a^2 - f_r^2}{f_a^2} \quad (8)$$

由式(8)可知,定子的有效机电耦合系数 k_{eff} 与静态电容 C_0 和动态电容 C_m 有关,降低 C_0 或提高 C_m 均可以增大有效机电耦合系数。静态电容 C_0 反映的是定子的电学特性,与压电陶瓷的电学参数及结构尺寸密切相关;动态电容 C_m 反映的是定子的振动特性,与金属弹性体的材料、振动模态及结构尺寸密切相关。因此,有必要进一步研究压电陶瓷和金属弹性体的结构尺寸对有效机电耦合系数的影响,并通过合理的设计来提高行波超声电机的能量利用率。

3 有限元阻抗仿真分析

3.1 有限元建模仿真

为了分析定子振动模态和结构参数对有效机电

耦合系数的影响,利用有限元分析软件 ANSYS15.0 对定子进行仿真计算。定子结构几何模型如图 4 所示,其中: D_1 和 D_2 分别为定子的外径和内径; H_1 和 L_1 分别为定子的底座厚度和宽度; H_2 和 L_2 分别为定子的齿高和齿宽; H_3 和 L_3 分别为压电陶瓷的厚度和宽度。定子由金属弹性体和压电陶瓷环组成,其中:弹性体材料为锡磷青铜,牌号为 QSn6.5;压电陶瓷材料为 PZT-8,与金属弹性体固定连接。定子材料属性和结构参数分别如表 1 和表 2 所示。

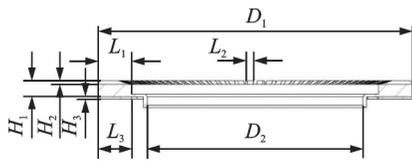


图 4 定子结构几何模型

Fig.4 Geometric model of the stator structure

表 1 定子材料属性

Tab.1 Stator material properties

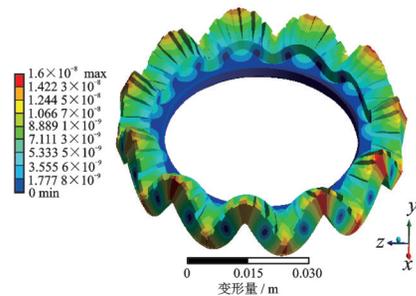
属性	锡磷青铜 (Qsn6.5)	压电陶瓷 (PZT-8)
质量密度/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	8 800	7 500
弹性模量/ GPa	110	$\begin{bmatrix} 120.6 & 53.5 & 51.5 & 0 & 0 & 0 \\ 53.5 & 120.6 & 51.5 & 0 & 0 & 0 \\ 51.5 & 51.5 & 104.5 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 31.3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 31.3 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 34.6 \end{bmatrix}$
泊松比	0.3	—
压电常数/ ($\text{C}\cdot\text{m}^{-2}$)	—	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & -4.1 \\ 0 & 0 & -4.1 \\ 0 & 0 & 14.0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 10.3 & 0 \\ 10.3 & 0 & 0 \end{bmatrix}$
介电常数/ ($\text{F}\cdot\text{m}^{-1}$)	—	$\begin{bmatrix} 6.04 & 0 & 0 \\ 0 & 6.04 & 0 \\ 0 & 0 & 6.04 \end{bmatrix} \times 10^{-9}$

表 2 定子结构参数

Tab.2 Stator structure parameters mm

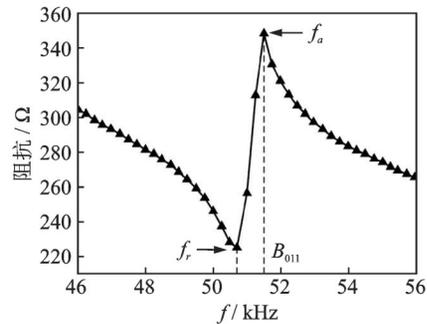
结构参数	初始尺寸	设计空间
D_1	70	70
D_2	48	48
H_1	2.7	[1.5, 4.5]
H_2	0.8	[0.5, 2.5]
H_3	0.5	[0.5, 1.5]
L_1	7.5	[4, 8]
L_2	0.8	[0.5, 1.5]
L_3	7.5	[4, 8]

行波超声电机的振动模态通常用 B_{0n} 表示,其中 n 为节径数。利用压电分析模块和谐响应分析模块,将正弦激励信号幅值设为 1 V_{rms} ,可以得到定子的压电阻抗特性仿真曲线。通过分析曲线,可以提取出定子 B_{0n} 振动模态处的谐振频率 f_r 和反谐振频率 f_a ,代入式(8)即可求得定子的有效机电耦合系数仿真值。初始定子模型的工作模态为 B_{011} 模态,其振动模态仿真及压电阻抗特性仿真曲线如图 5 所示。



(a) 定子振动模态仿真

(a) Vibration mode simulation of stator



(b) 定子压电阻抗特性仿真曲线

(b) Piezoelectric impedance characteristic simulation curve of stator

图 5 定子振动模态仿真及压电阻抗特性仿真曲线

Fig.5 Vibration mode simulation and piezoelectric impedance characteristic simulation curve of stator

3.2 振动模态对有效机电耦合系数的影响

对初始定子模型进行模态分析,边界条件为内圈固支、外圈自由,可得到定子 $20\sim 70 \text{ kHz}$ 频率范围内的 50 阶模态振型及其对应的模态频率,选取其中的 B_{0n} 模态进行分析,如表 3 所示。当模态一致时,模态频率稍有偏差且振型的空间相位相差 90° ,这就是对称结构在同一频率下的简并模态,其正交的振型正是合成电机定子行波运动所需的两相驻波。

由于定子工作模态是由两相在空间上相差一个波长的压电陶瓷激振所产生,考虑到两相振动对称, n 一般取为奇数。因此,该定子的工作模态可以设计为 B_{07}, B_{09} 或 B_{011} 。为了更好地激发出定子所需要的工作模态,压电陶瓷片需要进行对应的极化分区设计,压电陶瓷的极化分区如图 6 所示。

仿真定子在不同工作模态下对应的压电阻抗特

表 3 定子 B_{0n} 模态分析

Tab.3 Stator B_{0n} modal analysis

振动阶数	振动模态	模态频率/Hz	振动阶数	振动模态	模态频率/Hz
1	B_{07}	23 623	23	B_{010}	43 532
2	B_{07}	23 632	24	B_{010}	43 546
5	B_{08}	29 706	35	B_{011}	51 114
6	B_{08}	29 708	36	B_{011}	51 120
14	B_{09}	36 378	45	B_{012}	59 042
15	B_{09}	36 389	46	B_{012}	59 045

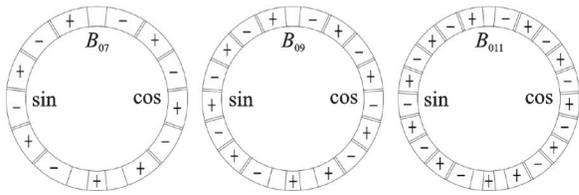
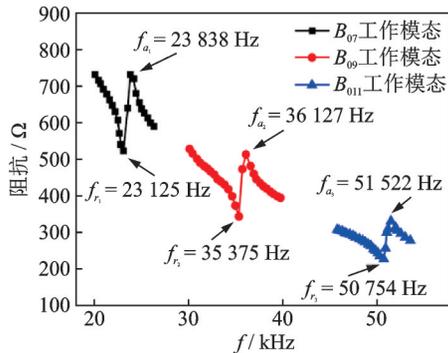


图 6 压电陶瓷的极化分区

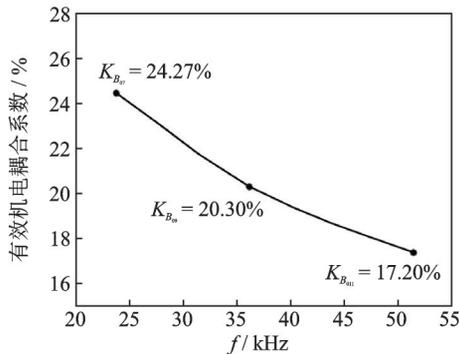
Fig.6 Polarisation partitioning of piezoelectric ceramics

性曲线,可以得到定子工作模态对有效机电耦合系数的影响,不同工作模态下的压电阻抗与有效机电耦合系数如图 7 所示。由图 7(a)可知:定子 B_{07} 工作模态的谐振、反谐振频率分别为 23 125 和



(a) 不同工作模态下的压电阻抗

(a) The piezoelectric impedance under different working modes



(b) 不同工作模态下的有效机电耦合系数

(b) The effective electromechanical coupling coefficient under different working modes

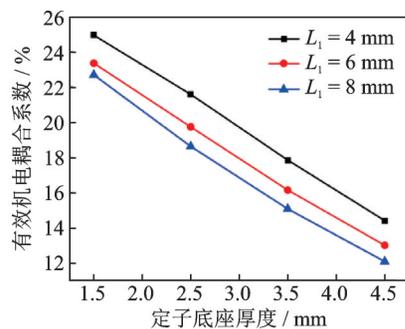
图 7 不同工作模态下的压电阻抗与有效机电耦合系数

Fig.7 The piezoelectric impedance and effective electromechanical coupling coefficient under different working modes

23 838 Hz; B_{09} 工作模态的谐振、反谐振频率分别为 35 375 和 36 127 Hz; B_{011} 工作模态的谐振、反谐振频率分别为 50 754 和 51 522 Hz。由图 7(b)可知:定子 B_{07} 工作模态的有效机电耦合系数为 24.27%; B_{09} 工作模态的有效机电耦合系数为 20.30%; B_{011} 工作模态的有效机电耦合系数为 17.20%。仿真结果表明,当模态阶数增大时,模态频率增大,谐振点附近的阻抗模减小,有效机电耦合系数呈递减趋势。

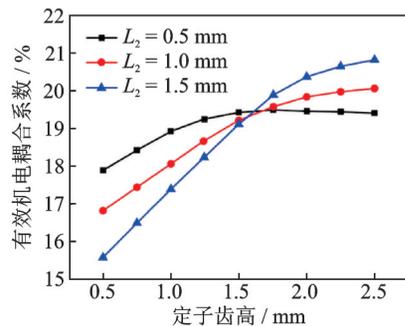
3.3 金属弹性体结构尺寸对有效机电耦合系数的影响

金属弹性体是超声电机传递能量的重要部件,其材料属性、几何结构等对定子的振动模态、振速振幅及有效机电耦合系数等有着较大的影响。笔者假设定子工作模态为 B_{011} ,在保持金属弹性体材料一定、内径和外径大小不变的前提下,分析底座厚度 H_1 和宽度 L_1 、齿高 H_2 和齿宽 L_2 对有效机电耦合系数 k_{eff} 的影响,仿真结果如图 8 所示。由图 8(a)可见:有效机电耦合系数随着定子底座厚度和宽度的增大而减小,底座厚度从 1.5 mm 增大至 4.5 mm,有效机电耦合系数平均减小 0.1 左右;底座宽度从 4 mm 增大至 8 mm,有效机电耦合系数平均减小 0.03 左右。由图 8(b)可见:有效机电耦合系数总体上随着定子



(a) 定子底座厚度和宽度对有效机电耦合系数的影响

(a) The influence of the thickness and width of the stator base on the effective electromechanical coupling coefficient



(b) 定子齿高和齿宽对有效机电耦合系数的影响

(b) The influence of stator tooth height and tooth width on effective electromechanical coupling coefficient

图 8 定子结构尺寸对有效机电耦合系数的影响

Fig.8 The influence of stator structure dimensions on the effective electromechanical coupling coefficient

齿高的增大而增大,并趋于平缓。齿宽和齿高的比值 L_2/H_2 太大或太小均会使得有效机电耦合系数降低,当比值 L_2/H_2 约为 0.6 时,定子获得较大的有效机电耦合系数。

3.4 压电陶瓷结构尺寸对有效机电耦合系数的影响

压电陶瓷是超声电机能量转换的核心部件,其材料属性、几何结构等对定子的振动性能会产生直接的影响。在压电陶瓷材料、 B_{011} 极化分区方式保持不变的前提下,分析压电陶瓷环的厚度 H_3 和宽度 L_3 对有效机电耦合系数 k_{eff} 的影响,结果如图 9 所示。由图可以看出,有效机电耦合系数随着压电陶瓷宽度的减小而增大,随着压电陶瓷厚度的增加而先增大后减小。当陶瓷宽度保持不变,厚度为 1 mm 左右时, k_{eff} 相对较大。

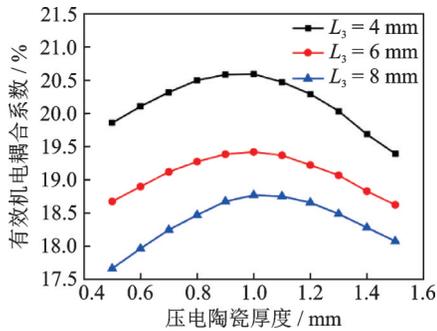


图9 压电陶瓷厚度和宽度对有效机电耦合系数的影响
Fig.9 The influence of piezoelectric ceramic thickness and width on effective electromechanical coupling coefficient

4 实验验证

4.1 定子阻抗测试

为了验证定子振动模态及相关结构尺寸参数对有效机电耦合系数影响的仿真结果,设计制作了4种样机定子,其实物如图 10 所示。其中:A型定子使用 B_{011} 模态,B型定子使用 B_{09} 模态,构成对照组 I; B型和C型定子的金属弹性体结构尺寸有所差别,构成对照组 II; C型和D型定子的压电陶瓷环结构尺寸有所差别,构成对照组 III。压电陶瓷环经过环氧胶粘贴在金属弹性体上,并在 800 N、60°C 恒压恒温下固化 4 h。4 个定子的振动模态及结构参数设计如表 4 所示。

首先,对 A, B, C, D 这 4 个定子进行有限元建模仿真,得到了定子的压电阻抗特性仿真曲线;其次,利用阻抗分析仪 (Agilent 4294A) 测试,得到了 4 个定子的实际压电阻抗特性曲线,仿真与实测对比如图 11 所示;最后,经过进一步计算,得到了有效机电耦合系数

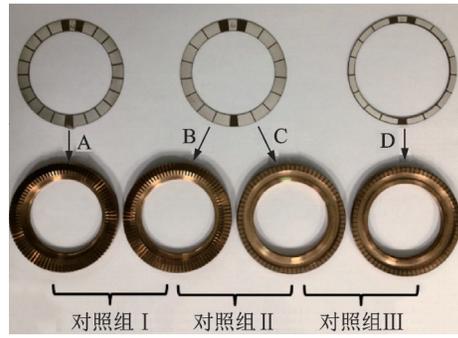


图 10 4 个定子的实物图

Fig.10 Four different physical drawings of the stator

表 4 4 个定子的振动模态及结构参数设计

Tab.4 Design of vibration modes and structural parameters of four stators

定子型号	H_1	H_2	H_3	L_1	L_2	L_3	模态
A	2.7	0.8	0.5	7.5	0.8	7.5	B_{011}
B	2.7	0.8	0.5	7.5	0.8	7.5	B_{09}
C	1.5	1.5	0.5	4.0	1.0	7.5	B_{09}
D	1.5	1.5	1.0	4.0	1.0	4.0	B_{09}

的仿真值 k_{eff} 和实测值 k_{eff} , 4 个定子的有效机电耦合系数仿真与实测对比如表 5 所示。由于有限元仿真没有考虑压电材料的损耗,总体上看,仿真值 k_{eff} 比实测值 k_{eff} 略大,但是相对误差均小于 10%。其中:定子 A 的仿真误差最小,为 4.692%;定子 B 的仿真误差最大,为 9.533%。定子 A, B, C, D 的仿真值 k_{eff} 和实测值 k_{eff} 均依次增大,实测结果与仿真结果比较吻合。

4.2 样机输出性能实验验证

将 A, B, C, D 这 4 个定子与转子 (钛合金, TC4) 装配成如图 1 结构的中空型超声电机,并搭建了实验装置,电机性能测试平台见图 12。1 个信号发生器 (AFG3022B) 和 2 个高频功率放大器 (HFVP-83A) 组成电机的驱动电源,电机安装在底座上,与旋转编码器 (BS80T20-5C-5000BM)、扭矩传感器 (WDH-2TX3) 及弹簧负载同轴联接。利用丝杠螺母机构实现弹簧的压缩,从而为电机提供 1 个可调节的摩擦力矩负载。4 个电机的装配预压力为 500 N,驱动电压为 440 V_{pp},在反谐振频率附近分别测得电机的机械特性曲线如图 13 所示。分析可知:电机 A 在 51.2 kHz 的频率处获得最高转速为 65 r/min,失速转矩为 1.2 N·m;电机 B 在 37.2 kHz 的频率处获得最高转速为 70 r/min,失速转矩为 1.2 N·m;电机 C 在 25.4 kHz 的频率处获得最高转速为 74 r/min,失速转矩为 1.5 N·m;电机 D 在 22.8 kHz 的频率处获得最高转速为 70 r/min,失速转矩为 1.4 N·m。

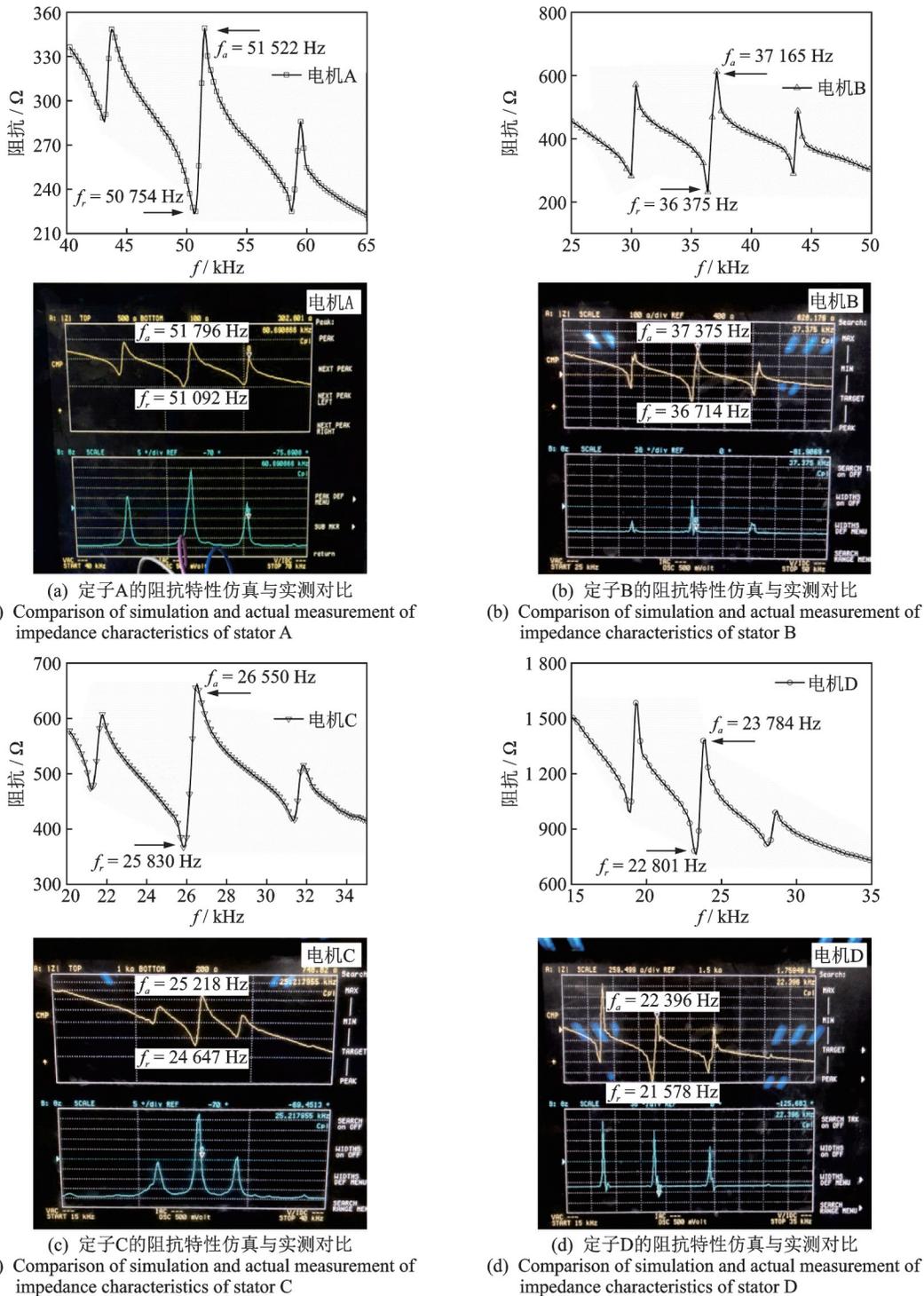


图 11 4 个定子阻抗特性仿真与实测对比

Fig.11 Comparison of simulation and actual measurement of impedance characteristics of four stators

电机功耗曲线和电机最大效率曲线分别如图 14 和图 15 所示,由图可知:当驱动频率大于反谐振频率时,空载输入功率随着频率的减小而减小,电机最大效率随着频率的减小而增大;当驱动频率继续减小并靠近谐振频率时,空载输入功率快速增大,而电机最大效率却减小,电机运行不稳定且出现明显噪音。

综合来看,A,B,C,D 这 4 个样机均在反谐振频率点处获得良好的输出性能,且空载输入功率依次减小,最大效率依次增大。其中:电机 A 的功耗最大,效率最低,其最小空载输入功率为 43.2 W,最大输出效率为 5.79%;电机 D 的功耗最小,效率最高,其最小空载输入功率为 15.0 W,最大输出效率为 19.87%。4 个电机的最大效率均小于其定子的有效机电耦合系数,

表 5 4 个定子的有效机电耦合系数仿真与实测对比

Tab.5 Comparison of simulation and actual measurement of effective electromechanical coupling coefficients of four stators %

定子型号	仿真值 k_{eff}	实测值 k_{eff}	仿真误差
A	17.202	16.431	4.692
B	20.509	18.724	9.533
C	23.131	21.160	9.315
D	28.452	26.780	6.243

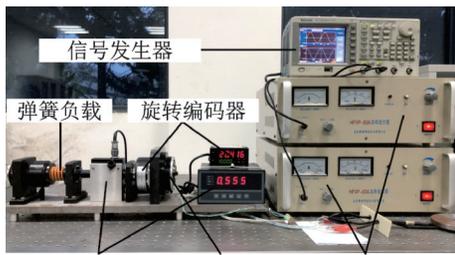


图 12 电机性能测试平台

Fig.12 Motor performance test platform

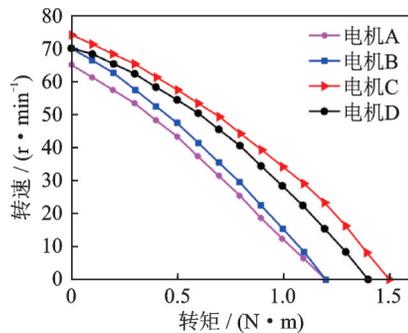


图 13 电机机械特性曲线

Fig.13 Mechanical characteristic curve of motor

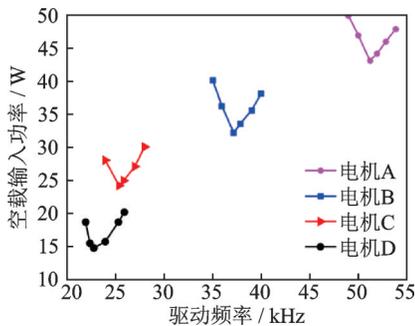


图 14 电机功耗曲线

Fig.14 Motor power consumption curve

且二者的变化趋势保持一致,4 个电机的最大效率与有效机电耦合系数对比如图 16 所示。

5 结束语

定子的振动模态、金属弹性体的结构尺寸及压

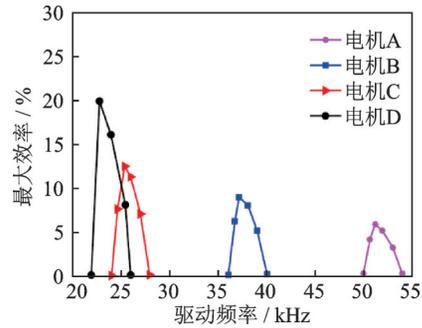


图 15 电机最大效率曲线

Fig.15 Maximum efficiency curve of motor

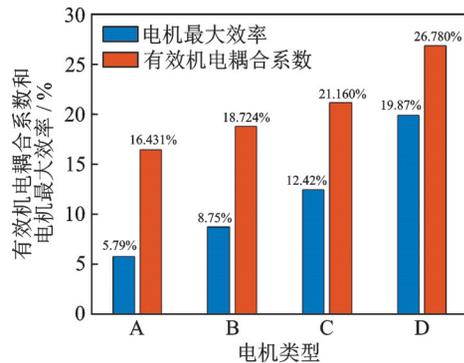


图 16 4 个电机的最大效率与有效机电耦合系数对比

Fig.16 Comparison of maximum efficiency and effective electromechanical coupling coefficient of four motors

电陶瓷环的结构尺寸等参数对有效机电耦合系数有较大影响。有限元压电阻抗仿真分析与样机定子实测表明,降低定子工作模态的阶数、减小金属弹性体的底座厚度、增加齿宽和齿高及减小压电陶瓷的静态电容等措施均有助于提高定子的有效机电耦合系数。此外,电机输出性能测试表明,提高定子的有效机电耦合系数,能获得较低的功耗,进而提高电机的输出效率。虽然对有效机电耦合系数进行研究对改善电机效率具有促进作用,但经研究后设计的样机有效机电耦合系数和输出效率仍然较低。因此,若要显著提高行波型超声电机的输出效率,不仅要合理设计电机定子的振动模态和结构参数,更关键的是要改善压电陶瓷的材料,提高其自身的机电耦合系数。

参 考 文 献

[1] 赵淳生. 超声电机技术与应用[M]. 北京:科学出版社, 2010:14-19.

[2] 郭语, 陆庆, 孙志峻, 等. 行波型球形超声电机定子的优化设计[J]. 压电与声光, 2020, 42(1): 77-82. GUO Yu, LU Qing, SUN Zhijun, et al. Optimization design of stator for traveling wave spherical ultrasonic motor[J]. Piezoelectric & Acousto-optic, 2020, 42 (1): 77-82. (in Chinese)

[3] 王楠. 中空型超声电机及其在舵机中的应用研究[D].

- 南京:南京航空航天大学,2019.
- [4] 郎梦梦. 中空型行波超声电机的研究[D]. 郑州:郑州大学,2019.
- [5] CHO J, RICHARDS R, BAHR D, et al. Efficiency of energy conversion by piezoelectrics[J]. Applied Physics Letters, 2006, 89(10):104107.
- [6] RICHARDS C, ANDERSON M, BAHR D, et al. Efficiency of energy conversion for devices containing a piezoelectric component[J]. Journal of Micromechanics and Microengineering, 2004, 14(5):717-721.
- [7] UCHINO K. High electromechanical coupling piezoelectrics-how high energy conversion rate is possible[J]. MRS Online Proceeding Library Archive, 1996, 459:3-14.
- [8] WANG Q M, DU X H, XU B M, et al. Electromechanical coupling and output efficiency of piezoelectric bending actuators [J]. IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, 1999, 46(3):638-646.
- [9] CHEN W S, ZHANG Q. Modelling on electro-mechanical coupling process of a bending type piezoelectric ultrasonic transducer[R]//Fifth Asia International Symposium on Mechatronics (AISM 2015). Guilin, China: IET, 2015.
- [10] 阚君武,唐可洪,任玉,等. 压电单晶梁发电机的能量效率[J]. 光学精密工程, 2008, 16(12):2398-2405.
KAN Junwu, TANG Kehong, REN Yu, et al. Energy efficiency of piezoelectric monomorph cantilever generator[J]. Optical and Precision Engineering, 2008, 16(12):2398-2405. (in Chinese)
- [11] ARONOV B. On the optimization of the effective electromechanical coupling coefficients of a piezoelectric body[J]. Journal of the Acoustical Society of America, 2003, 114(2):792-800.
- [12] ZHANG Q, SHI S J, CHEN W S. An electro-mechanical coupling model of a bending vibration type piezoelectric ultrasonic transducer[J]. Ultrasonics, 2016, 66:18-26.
- [13] WANG P F, LIU J K, CHEN W S, et al. Study on electromechanical coupling model of piezoelectric ultrasonic transducer[C]//2013 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation. Takamatsu, Japan:IEEE, 2013.
- [14] TRINDADE M A, BENJEDDOU A. Effective electro-mechanical coupling coefficients of piezoelectric adaptive structures: critical evaluation and optimization[J]. Mechanics of Advanced Materials and Structures, 2009, 16(3):210-223.
- [15] LIANG X, HU S L, SHEN S P. Effects of surface and flexoelectricity on a piezoelectric nanobeam [J]. Smart Materials and Structures, 2014, 23(3):035020.
- [16] ZHANG H, WANG Z, ZHANG S Y. Electrode effects on frequency spectra and electromechanical coupling factors of HBAR [J]. IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, 2005, 52(6):1020-1025.
- [17] CHEN Q M, WANG Q M. The effective electro-mechanical coupling coefficient of piezoelectric thin-film resonators[J]. Applied Physics Letters, 2005, 86(2):321-322.
- [18] ZHANG R, JIAO X Q, YANG J, et al. Electrode influence on effective electromechanical coupling coefficient of thin film bulk acoustic resonators[J]. Materials Research Innovations, 2014, 18(S4):606-609.
- [19] MASAKI T, HAJIME Y, YUKIO Y, et al. Effective electromechanical coupling coefficient (kt²) for fundamental mode of thickness extensional mode thin film bulk acoustic wave resonator fabricated by ZnO thin film [J]. Vacuum, 2002, 66(3/4):463-466.
- [20] KUMAMOTO S, HOSODA K, TAKEMURA K. Improvement of driving efficiency of ultrasonic motor by improvement of vibration configuration[R]//2014 IEEE International Ultrasonics Symposium. Chicago, IL, USA: IEEE, 2014.
- [21] ROMLAY F, YUSOFF W, PIAH K. Increasing the efficiency of traveling wave ultrasonic motor by modifying the stator geometry [J]. Ultrasonics, 2016, 64:177-185.
- [22] SHI J Z, LIU B. Optimum efficiency control of traveling-wave ultrasonic motor system[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2011, 58(10):4822-4829.
- [23] MANABU A, YOSHIRO T. Simplified equivalent circuit of ultrasonic motor and its application to estimation of motor characteristics[J]. Japanese Journal of Applied Physics, 1996, 34(5S):2752-2755.
- [24] SHERRIT S, WIEDERICK H D, MUKHERJEE B K, et al. An accurate equivalent circuit for the unloaded piezoelectric vibrator in the thickness mode [J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 1997, 30(16):2354-2363.



第一作者简介:汪红星,男,1996年1月生,硕士生。主要研究方向为精密驱动与控制系统。

E-mail:whx_whx@nuaa.edu.cn

通信作者简介:朱华,男,1978年8月生,博士、副研究员。主要研究方向为精密驱动与控制系统、智能制造非标流水线与专机、工厂制造执行系统与SCADA系统等。

E-mail:hzzhu103@nuaa.edu.cn