

基于面内模态的双腿式微型旋转超声电机*

闫鹤¹, 孙志峻¹, 郑炬炬¹, 杨建林¹, 郭语², 钱丰¹, 彭瀚旻¹

(1. 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)

(2. 金陵科技学院机电工程学院 南京, 211169)

摘要 针对现有旋转超声电机不易与其他装置连接, 以及因弹簧预紧造成轴向尺寸过长等问题, 笔者提出了一种基于面内模态的双腿式微型旋转超声电机。电机由定子和锥形转子组成, 定子采用一圆环加双腿式结构, 在定子双腿外侧贴有纵振和弯振压电陶瓷片, 双腿内侧有 4 个连接耳。电机定转子之间采用硅胶环和 E 型卡环进行预压力施加和端部紧固。电机利用圆环内侧周向行进的面内行波驱动转子旋转。利用 ANSYS 有限元软件对定子进行仿真分析, 研究结构对模态的影响, 以确定夹持和压电陶瓷片的粘贴位置; 并对定子模态频率进行灵敏度分析, 指导定子结构尺寸(设计变量)的修改, 以提高优化效率。制作多组样机并开展实验研究, 机械输出特性的实验结果表明: 该电机体积小, 最大宽度仅为 12 mm; 结构紧凑, 总质量为 6.9 g, 易于与其他驱动装置连接; 最大空载转速为 338 r/min, 最大输出扭矩为 1.44 mN·m。

关键词 旋转超声电机; 面内模态; 有限元分析; 灵敏度分析; 结构优化设计

中图分类号 TM359; TB559

引言

旋转超声电机作为一种新型作动器, 利用压电材料的逆压电效应将电能转换为定子的机械动能, 再通过摩擦作用将定子的机械振动能转换为转子的动能^[1]。它具有结构简单、直接驱动负载、断电自锁、无电磁干扰和定位精度高等特点, 广泛应用于航空航天^[2-3]、医疗器械^[4-5]和智能机器人^[6-7]等领域。近年来, 旋转超声电机的研究备受关注, 尤其是多种新结构旋转超声电机陆续提出和开发^[8-15], 有着广泛的应用前景。Iula 等^[16]利用 2 个兰杰文振子激发圆环的 B_{05} 模态, 从而在圆环上合成一个行波, 该电机圆环部分的尺寸为 70 mm × 20 mm。在此基础上, Iula 等^[17-18]将兰杰文振子的个数从 2 个增加到 4 个, 电机的转速、输出扭矩及输出功率均有所提升。文献[19]研制了一种利用单个振子激发出面内行波的超声电机, 该电机圆环部分的尺寸为 20 mm × 12 mm。以上 2 种电机均存在夹持困难、难以与其他装置连接的问题。同时, 弹簧预紧使得电机圆环处轴向尺寸过长, 不利于电机的微型化。李志荣等^[20]研制了一种单圆柱体定子多自由度超声电机, 定子是一个圆柱体兰杰文振子, 采用

一阶纵振和二阶弯振模态, 整体结构紧凑, 易于小型化, 然而定转子之间的预紧力受转子重力影响明显, 限制了其应用。

针对现有旋转超声电机不易与其他装置连接, 以及因弹簧预紧造成轴向尺寸过长等问题, 笔者提出一种基于面内模态的双腿式微型旋转超声电机。该电机利用圆环上两同型、同频、正交的 B_{03} 面内模态所叠加而成的面内行波驱动转子转动, 两 B_{03} 面内模态分别由定子两腿上的—阶纵振和二阶弯振激发。定转子之间采用硅胶环进行预压力的调节, 端部使用 E 型卡环进行紧固, 以减小电机轴向的尺寸。定子双腿式结构为电机与其他驱动装置的连接以及运动的实现提供了更多的可能性。

1 电机结构及工作原理

图 1 为基于面内模态的双腿式微型旋转超声电机主体结构。该电机由定子、锥形转子、压电陶瓷片、预压力施加装置、连接件、E 型卡环和夹持连接块等组成。定子结构如图 2 所示, 包括圆环部分、双腿以及腿部的连接耳。定子圆环内孔有一定锥度、长度的倒角, 可有效利用面内行波的振幅并

* 国家自然科学基金资助项目(51775274); 江苏省自然科学基金资助项目(BK20170119); 南京航空航天大学研究生创新基地(实验室)开放基金资助项目(kfj20180103)

收稿日期: 2019-05-05; 修回日期: 2019-06-14

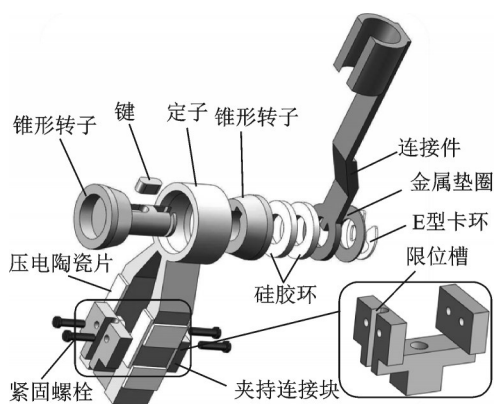


图1 电机主体结构

Fig.1 Structural sketch of the motor

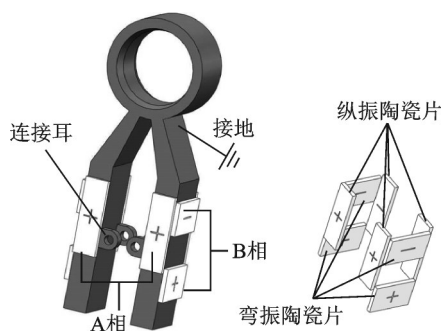


图2 定子结构

Fig.2 Structure of the stator

增大接触面积。图1中的锥形转子分为2部分,左边转子带有轴,轴中部有键槽,端部有矩形槽和环形槽。为了减小转子质量和转子重力对预压力的影响,将左边转子凸台处进行沉孔减重处理。两转子将定子圆环部分卡在中间,依次将硅胶环、连接件、金属垫圈套入轴中,端部用E型环卡在环形槽中进行固定。连接件圆环内侧的矩形凸起和锥形转子轴端的矩形槽配合,可以限制连接件周向的自由度。连接件末端样式可以根据使用场合进行更改。笔者采用硅胶环、金属垫圈和E型卡环配合预紧方式施加预压力。E型卡环距离右边转子的距离固定,通过调节硅胶环的数量和厚度来改变预压力,可有效减小电机轴向尺寸。硅胶环作为非线性预压力弹簧,可以有效改善电机的振动特性,减少定、转子之间的摩擦损失^[21]。为了保证定、转子整个圆环接触面受力均匀,需在E型卡环和硅胶环之间放置一刚性的金属垫圈,金属垫圈的外圈应大于定子圆环内孔。

定子配置8片压电陶瓷片,分为纵振和弯振陶瓷片,各4片,均沿其厚度方向极化。纵振陶瓷片贴在定子双腿前后两面,极化方向沿定子厚度方向朝外,同时膨胀、收缩,利用其泊松效应激发

定子腿部的纵振。弯振陶瓷片贴在定子双腿的两侧面,同一侧陶瓷片极化方向反向布置,同一层陶瓷片极化方向同向布置,以激发两腿的弯曲振动。纵振和弯振陶瓷片分别用导线连接,构成定子的A,B两相。

夹持机构的作用是通过边界位移约束固定整个定子,定子在高频振动状态下工作,必须尽可能减小约束对振动的影响,否则会限制或削弱定子的振动,甚至诱发干扰模态。将紧固螺栓与夹持连接块旋紧连接,将带有螺栓的夹持连接块从定子双腿底部穿过,微旋紧固螺栓,使定子与夹持连接块固定。定子此时的边界位移约束为4个圆柱壳面,通过调节螺栓的旋入长度,可改变约束接触的面积。在保证固定定子的情况下,减小螺栓的旋入长度,将约束面接触近似等效成约束线接触,可有效降低约束对振动的影响。

图3为定子的工作模态。该电机采用的是模态叠加产生行波进行驱动的方式。在固定约束边界条件下,定子A,B两相分别施加相位差为 $\pi/2$ 的正弦激励信号时,会激发出定子腿部的一阶纵振和二阶弯振模态,进而激发出定子圆环的两面内弯曲模态。图3展示了一组定子的典型振动模态。圆环处一相三阶面内弯振模态(B_{03})由定子腿部的一阶纵振(L_1)激励,另一相空间上与其正交的 B_{03} 模态由定子腿部的二阶弯振(B_2)激励(为使压电陶瓷的激振效果最佳,纵振陶瓷片布置在一阶纵振的节线处;弯振陶瓷片布置在二阶弯振的波峰和波谷处^[1])。当2个幅值相等的驻波(B_{03})在时间上相位差为 $\pi/2$ 时,将在圆环内表面叠加成一沿周向旋转的行波,进而使圆环内壁的质点产生椭圆运动。当两模态相位差为 $-\pi/2$ 时,将会生成反向的行波进行驱动。同一时刻,定、转子只会在 B_{03} 模态的波谷处接触,接触区域一共3处,如图3右侧所示。位于圆环内壁接触区域处的质点作同一方向的椭圆运

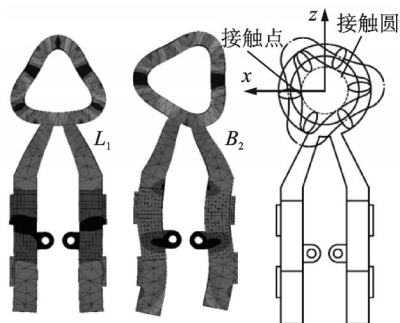


图3 定子的工作模态

Fig.3 Working modes of the stator

动,在摩擦力作用下带动转子转动。当行波沿圆环高速旋转时,3处接触区域随着行波的前进不断改变位置,构成一理想的接触圆,推动转子连续旋转。

2 定子结构设计

定子作为超声电机的核心部件,既关系到电能到机械振动能的转换效率,又关系到定子机械振动能到转子动能的传递效率。因此,定子设计是整个电机设计的关键内容,包括定子模态频率的灵敏度分析和定子圆环内孔倒角尺寸设计。

2.1 定子模态频率灵敏度分析

定子两相工作模态频率的一致性对面内行波的形成以及保证电机机械性能的输出至关重要,但由于加工装配、有限元仿真等存在的误差,使得仿真与实测结果存在着一定的差异。因此,在调节模态频率的时候,分析各结构参数对定子相关模态频率的敏感度尤为重要。定子模态频率灵敏度分析是分析定子结构尺寸的变化对其模态频率变化的敏感程度,用于指导定子结构尺寸(设计变量)的修改,提高优化效率。尤其对于微型件,结构尺寸的小幅度调整往往会使得其模态发生巨大的改变。因此,定子模态频率灵敏度分析对于各尺寸的加工精度要求也有一定指导意义。

响应面法是一种进行灵敏度分析的有效方法,利用响应面函数代替结构的真实响应^[22]。

$$\hat{Y} = C_0 + \sum_{i=1}^{N_R} C_i X_i + \sum_{i=1}^{N_R} \sum_{j=1}^{N_R} C_{ij} X_i X_j \quad (1)$$

其中: C_0, C_i, C_{ij} 为待定系数; $i, j = 1, 2, \dots, N_R$; N_R 为定子结构设计尺寸参数数量。

由第 m ($m=1, 2, \dots, N_R$) 个结构参数通过 n 次随机模拟运算,得到的样本值 $(x_{m1}, x_{m2}, \dots, x_{mn})$ 和 n 次随机模拟运算得到的结构响应样本值 (y_1, y_2, \dots, y_n) 构成 N_R 个数据对

$$\left(\begin{matrix} x_{m1} \\ y_1 \end{matrix} \right), \left(\begin{matrix} x_{m2} \\ y_2 \end{matrix} \right), \dots, \left(\begin{matrix} x_{mn} \\ y_n \end{matrix} \right) \quad (m=1, 2, \dots, N_R)$$

对于每个数据对,利用式(1)求得其斯皮尔曼相关系数 r_{sm} ($m=1, 2, \dots, N_R$)。 r_{sm} 反应了结构响应 y 和第 m 个结构参数之间的相关性,即结构参数对相关模态频率的敏感程度。

定子的主要结构参数如图4所示,共涉及8个自由结构参数。根据定子有限元分析,压电片的规格为 $5.5 \text{ mm} \times 3.5 \text{ mm} \times 0.5 \text{ mm}$ 和 $8 \text{ mm} \times$

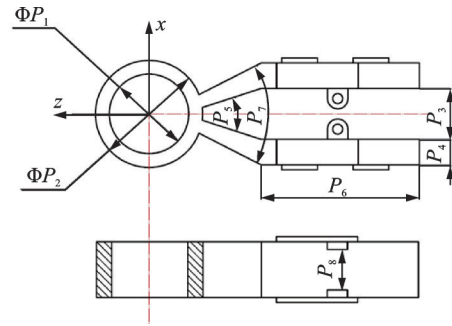


图4 定子结构参数

Fig.4 Structural parameters of the stator

$2.8 \text{ mm} \times 0.5 \text{ mm}$ 。为了缩短有限元仿真时间,应尽可能减少自由结构参数的数目。在进行初步设计以及模态仿真时,定子连接耳相当于附加质量块,应尽可能减小其尺寸以降低对定子模态的影响。在保证强度的情况下,连接耳尺寸采取最小原则进行确定。压电陶瓷片粘贴在定子双腿最大应变处,即弯振的波腹、纵振的节线处,此时压电片位置参数也已确定。

通过不断调整上述8个自由结构参数,得到一组较符合设计要求的定子结构尺寸,如表1所示。将这组数据作为基础尺寸,此时定子两相频率为 125.23 kHz 和 125.36 kHz ,前后干扰模态均大于 2 kHz ,满足超声电机设计要求^[1]。

表1 定子的结构尺寸

Tab.1 Structural dimensions of the stator

| 参数编号 | P_1 | P_2 | P_3 | P_4 | P_5 | P_6 | P_7 | P_8 |
|------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| 数值 | 7.5 | 10.5 | 5.0 | 2.8 | 36 | 15.5 | 55.4 | 3.5 |
| 仿真上限 | 7.0 | 9.5 | 4.5 | 2.3 | 34 | 15.0 | 54.4 | 2.0 |
| 仿真下限 | 8.0 | 11.5 | 5.5 | 3.3 | 38 | 16.0 | 56.4 | 4.0 |

定子模态频率灵敏度分析研究的是结构尺寸对定子相关模态频率的敏感程度。首先应保证定子模态振型不变,即在改变结构尺寸时,定子两相工作模态不可分离。笔者通过手动调整尺寸,确定在定子工作模态不分离条件下,各结构尺寸的上下限值。本研究中定子属于微型件,结构尺寸范围无需改变太大。因此,进行定子模态频率灵敏度分析时,在保证两相工作模态相邻的前提下,定子结构参数对相关模态频率的灵敏度如图5所示。模态 A 和模态 B 代表电机两相工作模态;模态 F 和模态 L 代表前后干扰模态;频率大小按模态 $F < \text{模态 } A < \text{模态 } B < \text{模态 } L$ 排列。图5中,纵坐标局部灵敏度的符号为正,代表相关模态频率的值与定子结构参数

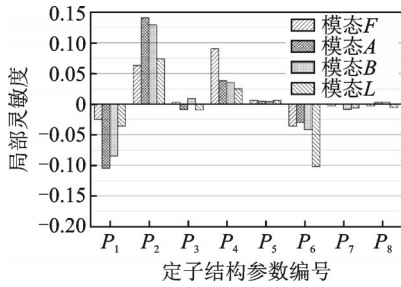


图5 定子结构参数对相关模态频率的灵敏度

Fig.5 Sensitivity of structural parameters of the stator to relevant modal frequencies

的尺寸正相关,反之亦反。局部灵敏度的大小代表定子结构参数对相关模态频率的影响程度,其值越大,代表某结构参数对相关频率的影响越明显。可以看出, P_1, P_2 对定子模态影响最大, P_4, P_6 次之,其余尺寸影响很小。在加工时,应首先保证这4个尺寸的精度要求。 P_1, P_2 对两相工作模态影响较大,可同时调节这2个参数,使两相工作模态频率接近。 P_4, P_6 分别对前后2个干扰模态频率影响较大,可分别调节这2个参数,使前后干扰模态远离两相工作模态。由于 P_4, P_6 两参数对两相工作模态的敏感度几乎相同,在进行干扰模态调节分离时,对两相工作模态的一致性影响很小。8个参数中只有 P_3 使得两相工作模态频率的符号相反,其改变会直接影响到两相工作模态的频率差,且影响程度比较小,通过修改此参数,可以使两相工作频率趋于一致。

2.2 定子圆环倒角尺寸设计

通常,为了使定转子充分接触,会在定子圆环内孔处进行倒角处理,转子锥度与其相匹配。倒角的角度与长度会影响定转子之间的接触状态,进而影响电机的输出性能。因此,对倒角的角度和长度进行分析很有必要。

当给定子A,B两相通相位差为 $\pi/2$ 的正弦激励信号时,圆环内孔壁上质点的位移响应函数为

$$u(t) = W_A \sin(n\theta - \omega t) + (W_A - W_B) \cos n\theta \sin \omega t \quad (2)$$

其中: ω 为振动激励的角速度, $\omega = 2\pi f$; f 为圆环 n 阶面内弯振模态的振动频率; W_A, W_B 为两相驻波振幅。

定子圆环内孔壁上的质点在行波的作用下,将做椭圆运动。由于锥面的存在,使椭圆轨迹倾斜,倾斜角度与锥面的角度 α ($0 < \alpha < \pi/2$)正相关。定子圆环倒角对表面质点椭圆运动的影响如图6所示。

在行波发生畸变时,两相驻波振幅差 $W_A - W_B$

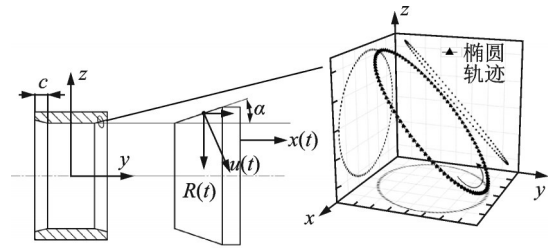


图6 定子圆环倒角对表面质点椭圆运动的影响

Fig.6 Effect of stator ring chamfer on elliptical motion of surface particles

会随时间做周期变化。此时,有效激励 $R(t)$ 为 $u(t) \cos \alpha$,在 y 方向有分量记为

$$x(t) = u(t) \cos \alpha \quad (3)$$

$x(t)$ 在畸变行波的作用下,使定转子之间发生周期高频冲击,不断推离转子,削弱定转子之间的接触,降低电机的效率。因此,降低分量 $x(t)$ 能够有效改善定转子之间的接触状况,提升电机性能。根据式(3)可知, $x(t)$ 与锥面角度 α 成正比,应当适当减小 α 的大小以降低分量 $x(t)$ 对定转子接触状态的影响;但 α 过小,会使电机自锁。综上考虑,笔者将锥面角度定为 $\tan \alpha = 1:4$ 。

定子圆环倒角的长度也是影响定转子接触状况的重要因素之一。随着接触面的增大,在接触表面会有更多做椭圆运动的质点参与驱动,理论上会提升电机的驱动性能。但在实际中,定转子加工装配误差使得锥面无法完全贴合,行波畸变,接触面某些区域质点甚至会阻碍转子转动,且接触面过大,会使定转子之间摩擦力剧增,发热严重,所以倒角长度不宜过大。但是,接触面太小,会使电机负载能力变弱。笔者在接下来的实验中,通过改变倒角长度 c ,将不同倒角面积的电机进行实验对比。表2为不同倒角长度下定子的有限元分析结果。

表2 不同倒角长度下定子的有限元分析结果

Tab.2 Comparison of finite element analysis results of stators with different chamfered area mm

| 参数 | $c=0.6$ | $c=1.2$ | $c=2$ |
|----------------------|---------|---------|--------|
| 纵振模态 L_1 /kHz | 125.36 | 114.9 | 118.13 |
| 弯振模态 B_2 /kHz | 125.23 | 115.01 | 117.98 |
| 两相频率差 Δf /Hz | 130.00 | 101.00 | 150.00 |

3 实验研究

3.1 定子模态实验

依据有限元分析所得尺寸制作样机进行实验,

图7为样机照片。总质量为6.9 g,3个方向最大尺寸为30 mm×12 mm×12 mm。为了验证定转子接触面积对电机性能的影响,笔者做了不同倒角尺寸的3种定子,倒角长度 c 分别为0.6,1.2和2 mm。不同倒角面积定子照片如图8所示。

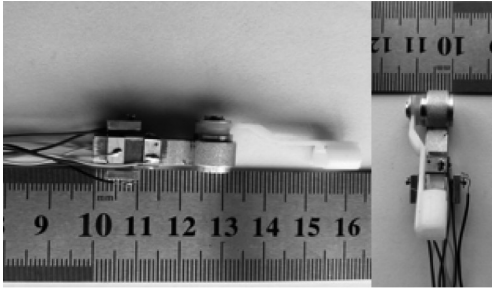


图7 样机照片

Fig.7 Photo of prototype

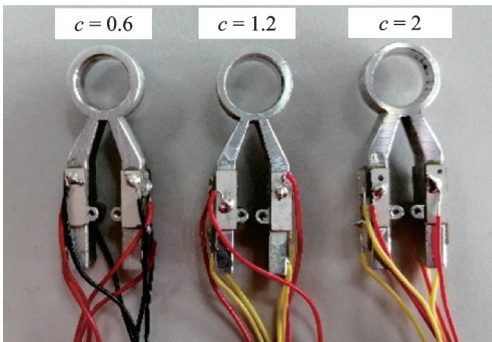


图8 不同倒角面积定子照片

Fig.8 Photo of stators with different chamfered area

采用德国 Polytec 公司的三维多普勒激光测振仪 (PSV-500F-B) 对样机进行振动测试实验,测试面内振动的振型,具体振动测试方法如图9所示。

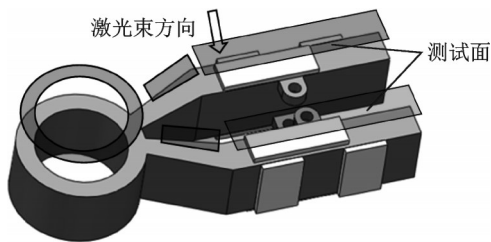


图9 振动测试方法

Fig.9 Diagram of vibration measuring method

给定子A,B两相分别施加100 V_{pp}的正弦激励电压,得到3种定子频响特性曲线,如图10所示。可以看出,各定子的两条频响特性曲线各有一峰,其对应频率分别为一阶纵振和二阶弯振模态共振频率。

表3为样机模态实验结果。对比表2,3可以看出,定子模态实测结果与有限元仿真结果之间有一

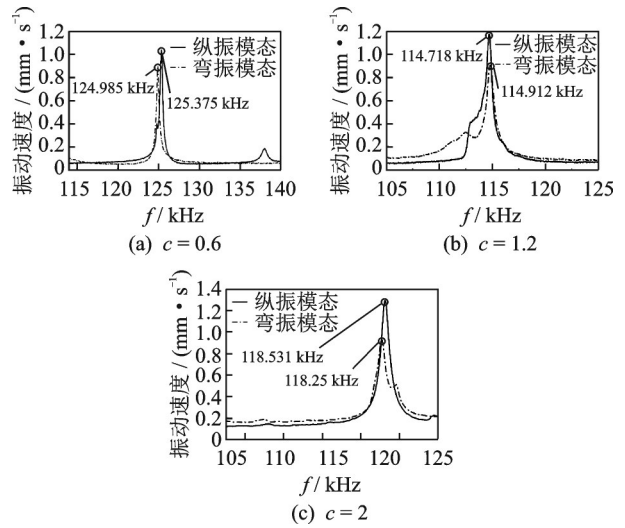


图10 定子频响特性曲线

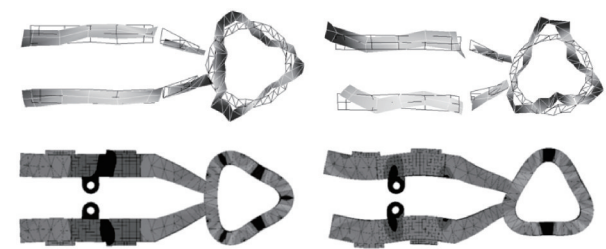
Fig.10 Frequency response characteristic of stators

表3 样机模态实验结果

| Tab.3 Modal test results of prototypes mm | | | |
|---|---------|---------|---------|
| 参数 | $c=0.6$ | $c=1.2$ | $c=2$ |
| 纵振模态 L_1 /kHz | 125.375 | 114.718 | 118.531 |
| 弯振模态 B_2 /kHz | 124.985 | 114.912 | 118.25 |
| 两相频率差 Δf /Hz | 395 | 194 | 281 |

定的偏差。考虑到实际材料属性与理想模型之间的差异,以及加工和装配误差,上述频率偏差在可接受范围之内,电机仍可以按照预期的振动模式工作。

定子测试与仿真振型对比如图11所示。可以看出,振子测试振型与有限元仿真振型基本一致。



(a) 一阶纵振 (b) 二阶弯振
(a) First order longitudinal vibration (b) Second order bending vibration

图11 定子测试与仿真振型对比

Fig.11 Comparison of test and simulation modes of stators

3.2 样机预压力测试调节

样机在设计中采用的是硅胶环和E型卡环共同作用预紧的方式。锥形转子伸出轴部分留给硅胶环的长度为1.9 mm(锥形转子大端面与连接件之间的距离),在这个固定长度内,通过调整硅胶环的数量和厚度进行预压力的调节,硅胶环总厚度的最小可

调增量为0.05 mm。由于硅胶环为非线性弹簧,无法直接计算出预压力的大小,因此笔者采用电阻式薄膜压力传感器进行间接测量。预压力测量方法如图12所示。图中,锥形转子和连接件之间的距离为 x_1 ,其值为恒定值1.9 mm。在实验中,将未变形时总长为 l_1 的硅胶环压缩至 x_1 来提供预压力,通过调整最小可调增量 Δl 的个数进行预压力的调节。由于硅胶圆环套在轴上后,剩余面积太小,薄膜无法直接夹在硅胶环中进行测量,因此笔者采用游标卡尺和硅胶环模拟预压力的施加,间接测量定转子之间的预压力。

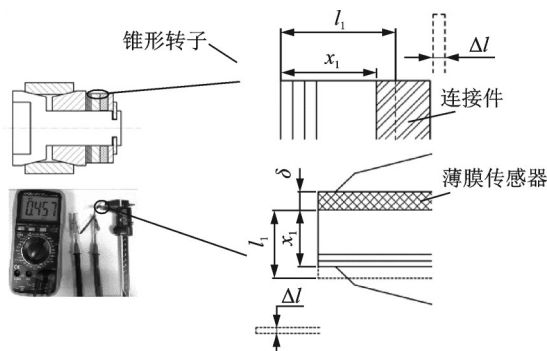


图12 预压力测量方法

Fig.12 Measurement method of preload force

将游标卡尺两外测量爪之间的距离定为 $x_1 + \delta$, δ 为薄膜的厚度,经测量为0.2 mm。不断调整硅胶环的规格和数量,使 l_1 按照最小可调增量 Δl 递增,记录下不同 l_1 值对应万用表上阻值的大小。薄膜传感器压力和阻值的关系已经进行标定,利用插值法计算硅胶环厚度方向形变量 $l_1 - x_1$ 值对应压力的大小,硅胶环厚度方向形变量与静态预压力之间的关系如图13所示。

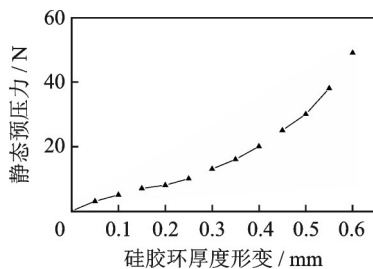


图13 硅胶环厚度方向形变量与静态预压力之间的关系

Fig.13 Relationship between thickness variation of silicone ring and static preload

3.3 样机机械输出特性

图14为电机输出特性实验平台。采用一台信号发生器(AFG3022C)和两台功率放大器(HFVP-

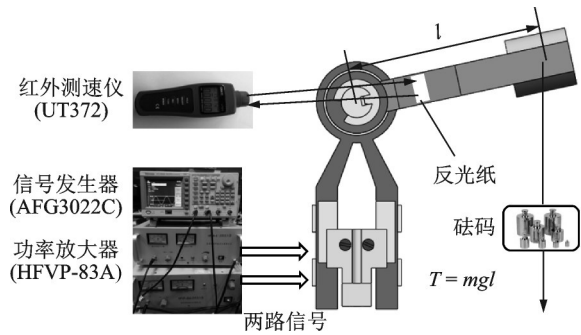


图14 电机输出特性实验平台

Fig.14 Experimental setup for the mechanical output characteristic test

83A, HFVA-6)作为电机的驱动装置。电机旋转转速由外部红外测速仪测量,通过在连接件上悬挂砝码的方式可测得电机的堵转力矩。

首先,对倒角长度 c 为2 mm的样机进行性能测试。在电压为200 V_{pp}、频带为118 kHz~119 kHz的激励信号下进行测试。当预压力为7 N时,样机可以旋转,但不连续,平均转速为110 r/min。随着预压力增大为10 N,样机间歇性来回摆动,噪声较大,且无法进行负载实验。定子接触面上呈区域黑斑状,说明定转子之间由于加工装配误差没有完全接触,且由于摩擦力的增大,电机运动状况变差,与上文分析基本吻合。

然后,重点对定子倒角长度 c 为0.6 mm和1.2 mm的样机进行输出性能测试。预压力为20 N,激励电压为240 V_{pp}下的样机空载转速频率特性曲线如图15所示。当定子倒角长度 c 为0.6 mm时,样机双向最大空载转速分别为322 r/min和265 r/min,有效工作频带为124.8 kHz~125.8 kHz。当 c 为1.2 mm时,样机双向最大空载转速分别为338 r/min和337 r/min,有效工作频带为114.5 kHz~117.5 kHz。可以看出,当 c 为1.2 mm时,样机的工作频带范围变大,中间段工作频率区间内电机转速基本稳定。综合对比以上3种样机,当 c 为1.2 mm时,样机有更稳定的性能和更大的工作频率带宽。

图16为不同电压下样机负载特性。当定子倒角长度 c 为0.6 mm时,样机正反2个方向的最大堵转力矩分别为0.9 mN·m和0.84 mN·m。当 c 为1.2 mm时,样机正反2个方向的最大堵转力矩分别为1.44 mN·m和1.2 mN·m。

表4为3种样机机械输出特性对比。当定子圆环倒角面积适中时($c=1.2$),样机具有较好的机械性能,尤其是负载特性,相比 $c=0.6$,样机在240 V_{pp}下的堵转力矩提升了60%,工作频带也提升了

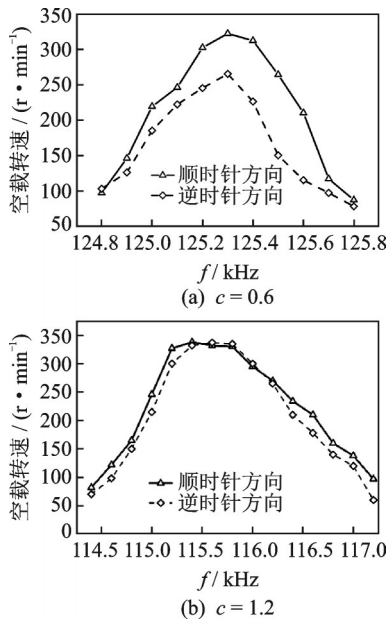


图15 样机空载转速频率特性

Fig.15 Characteristic of no-load speed-frequency of prototypes

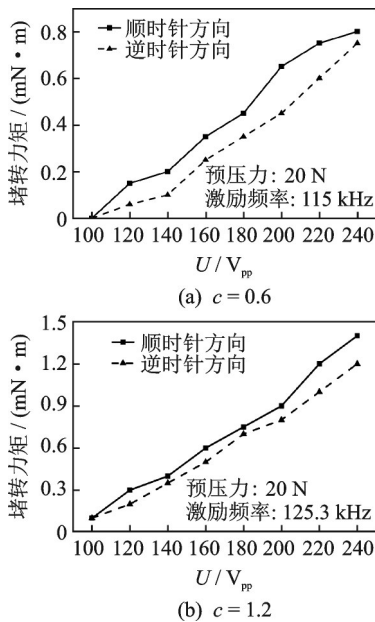


图16 不同电压下样机负载特性

Fig.16 Load characteristic of prototypes under different voltage

表4 样机机械输出特性对比

Tab.4 Comparison of mechanical output performance of prototypes

| 参数 | c=0.6 | c=1.2 | c=2 |
|-----------------------------|-------------|-----------|-----------|
| 最大转速/(r·min ⁻¹) | 322 | 338 | 110 |
| 工作频带/kHz | 124.8~125.8 | 114.5~117 | 118~118.8 |
| 堵转力矩/(mN·m) | 0.9 | 1.44 | 0 |

1.5 kHz。当倒角面积较大时(c=2),样机的性能明显下降。实验结果也基本上验证了理论分析。

3.4 讨论

笔者设计的电机旨在与别的驱动装置连接组成多自由度机械臂,此处提出了一种三自由度(转动-直线-摆动)机械臂,如图17所示。机械臂由3个超声电机组成,底部电机实现机械臂的转动,通过联轴器与中部电机相连。中部电机输出轴攻有螺纹,笔者研究的电机夹持连接块上可以加工与之匹配的螺纹孔,侧壁上开有限位槽,中部电机外壳上的限位杆置于限位槽中,可以限制顶部电机相对中部电机的转动。中部电机带有螺纹的输出轴在限位杆的作用下,与顶部电机的夹持连接块形成了图17中的丝杠螺母副,实现了机械臂的直线自由度。顶端笔者研制的电机可实现机械臂的摆动。

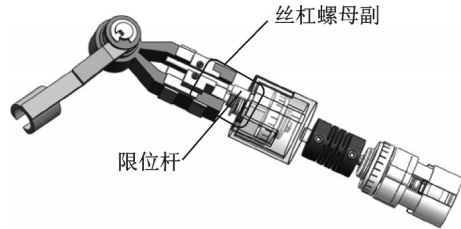


图17 三自由度机械臂示意图

Fig.17 Schematic diagram of a 3-DOF manipulator

4 结束语

提出了一种基于面内模态的双腿式微型旋转超声电机,利用圆环周向形成的面内行波实现电机的转动。对定子模态频率进行了灵敏度分析,确定圆环内外径、双腿长度和宽度为敏感尺寸。对定子圆环倒角尺寸进行了基础的理论研究,提出当倒角长度适中时,电机性能最好的假设。研制了3种样机并开展实验研究。实验结果表明,在倒角长度c=1.2(倒角面积适中)时,样机具有较好的机械输出性能,最大速度和堵转力矩分别为338 r/min和1.44 mN·m。该电机结构紧凑,体积小,质量仅为6.9 g,可作为微型机械臂前端的驱动源。在讨论中给出了一种应用此电机的机械臂,说明本电机在机械臂中有较大的应用前景。

参 考 文 献

[1] 赵淳生. 超声技术与应用[M]. 北京:科学出版社, 2007:1-19.
 [2] 赵淳生,朱华. 超声电机技术的发展和应[J]. 机械制造与自动化, 2008, 24(3):1-5.
 ZHAO Chunsheng, ZHU Hua. Development and application of ultrasonic motors technologies[J]. Machinery Manufacturing & Automation, 2008, 24(3):1-5. (in

- Chinese)
- [3] 赵淳生. 对发展我国超声电机技术的若干建议[J]. 微电机, 2006(2): 64-67.
ZHAO Chunsheng. Some proposals for development of ultrasonic motor techniques in China [J]. Micromotor, 2006(2): 64-67. (in Chinese)
- [4] LE H M, DO T N, PHEE S J. A survey on actuators-driven surgical robots [J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2016: 323-354.
- [5] 陈加林, 郭明森, 邢晓红. 基于超声电机的食道胶囊内窥镜光扫描机构[J]. 振动、测试与诊断, 2018, 38(4): 744-750.
CHEN Jialin, GUO Mingsen, XING Xiaohong. Design of light scanning mechanism for esophageal capsule endoscope utilizing ultrasonic motors [J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2018, 38(4): 744-750. (in Chinese)
- [6] 邢仁涛, 孙志峻, 黄卫清, 等. 应用超声电机的多关节机器人的设计与分析[J]. 振动、测试与诊断, 2005, 25(3): 179-181.
XING Rentao, SUN Zhijun, HUANG Weiqing, et al. Design and analysis of multiple joint robotic arm powered by ultrasonic motors [J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2005, 25(3): 179-181. (in Chinese)
- [7] DEBUS T, DOUGHERTY S. Overview and performance of the front-end robotics enabling near-term demonstration (FRIEND) robotic arm [C]//AIAA Infotech@Aerospace Conference. Washington, American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2009: 1870-1883.
- [8] LU X L, HU J, YANG L, et al. A novel dual stator-ring rotary ultrasonic motor [J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2013, 189(2): 504-511.
- [9] JIANG Z, WANG L, JIN J M. A novel robotic arm driven by sandwich piezoelectric transducers [J]. Ultrasonics, 2017, 84: 373-381.
- [10] ZHANG X F, ZHANG G B, NAKAMURA K, et al. A robot finger joint driven by hybrid multi-DOF piezoelectric ultrasonic motor [J]. Sensors and Actuators: A Physical, 2011, 169(1): 206-210.
- [11] LIU Y X, CHEN W S, FENG P L, et al. A square-type rotary ultrasonic motor with four driving feet [J]. Sensors & Actuators A: Physical, 2012, 180(6): 113-119.
- [12] LI X N, ZHOU S Q. A novel piezoelectric actuator with a screw-coupled stator and rotor for driving an aperture [J]. Smart Materials and Structures, 2016, 25(3): 035027.
- [13] JEONG S S, PARK T G, KIM M H, et al. Characteristics of a V-type ultrasonic rotary motor [J]. Current Applied Physics, 2011, 11(S): 364-367.
- [14] TAKEMURA K, MAENO T. Design and control of an ultrasonic motor capable of generating multi-DOF motion [J]. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2001, 6(4): 499-506.
- [15] TAKEMURA K, OHNO Y, MAENO T. Design of a plate type multi-DOF ultrasonic motor and its self-oscillation driving circuit [J]. Mechatronics IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2004, 9(3): 474-480.
- [16] IULA A, PAPPALARDO M. A high-power traveling wave ultrasonic motor [J]. IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control, 2006, 53(7): 1344-1351.
- [17] IULA A, CORBO A, PAPPALARDO M. FE analysis and experimental evaluation of the performance of a travelling wave rotary motor driven by high power ultrasonic transducers [J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2010, 160(1/2): 94-100.
- [18] IULA A, PAPPALARDO M. A high power travelling wave ultrasonic motor [J]. Proceedings of the IEEE Ultrasonics Symposium, 2006, 53(7): 1344-1351.
- [19] JIN J M, ZHAO C S. A novel traveling wave ultrasonic motor using a bar shaped transducer [J]. Journal of Wuhan University of Technology-Materials Science Edition, 2008, 23(6): 961-963.
- [20] 李志荣, 黄卫清, 赵淳生. 圆柱-球体三自由度超声电机的研究 [J]. 压电与声光, 2005, 27(5): 486-489.
LI Zhirong, HUANG Weiqing, ZHAO Chunsheng. Research on a cylinder-sphere ultrasonic motor with three-DOF testing [J]. Piezoelectrics & Acousto-optics, 2005, 27(5): 486-489. (in Chinese)
- [21] TSUJINO J, SUZUKI A. Load characteristics of ultrasonic motor with a longitudinal-torsional converter and various nonlinear springs for inducing static pressure [C]//IEEE 2001 International Ultrasonics Symposium. [S. l.]: IEEE, 2001: 545-550.
- [22] 闫明, 孙志礼, 杨强. 基于响应面方法的可靠性灵敏度分析方法 [J]. 机械工程学报, 2007, 43(10): 67-71.
YAN Ming, SUN Zhili, YANG Qiang. Reliability sensitivity analysis method based on response surface method [J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2007, 43(10): 67-71. (in Chinese)



第一作者简介: 闫鹤, 男, 1995年10月生, 硕士生。主要研究方向为医疗主从控制机器人。

E-mail: 13218035117@163.com

通信作者简介: 孙志峻, 男, 1970年2月生, 博士、教授。主要研究方向为机器人及机电一体化。

E-mail: meejsun@nuaa.edu.cn