

具有模态解耦构型的纵弯直线超声电机

石胜君, 姚郁, 陈维山, 刘军考

(哈尔滨工业大学机电学院, 150001, 哈尔滨)

摘要: 为减小纵弯直线超声电机的模态间耦合效应, 提高电机的控制性能和效率, 研制了一种新构型的模态解耦型超声电机. 该电机采用兰杰文换能器结构, 压电陶瓷布置模式为: 纵振压电陶瓷置于电机中部, 弯振压电陶瓷置于电机纵弯振型的波腹处. 利用有限元模态分析方法, 通过调整结构参数对电机纵弯固有频率进行调谐使其趋于一致. 对样机的阻抗特性分析和多普勒激光测振结果显示: 纵弯模态间耦合程度明显降低, 其典型机械输出特性中最大速度为 920 mm/s, 最大推力为 45 N, 指标优于在基本尺寸和激励条件相近前提下的非解耦构型的 480 mm/s 和 25 N.

关键词: 超声电机; 压电陶瓷; 耦合效应; 兰杰文换能器

中图分类号: TM356 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2010)08-0101-05

Longitudinal and Bending Hybrid Linear Ultrasonic Motor with Modal Decoupling Structure

SHI Shengjun, YAO Yu, CHEN Weishan, LIU Junkao

(School of Mechatronics Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China)

Abstract: To reduce modal coupling effect of longitudinal and bending hybrid linear ultrasonic motor and improve the controllability and efficiency, a new modal decoupling motor is proposed and investigated. The motor contains a Langevin transducer configuration where longitudinal piezoceramics are positioned in the middle part of the motor, and the bending piezoceramics are positioned at longitudinal and bending antinodal plane. The longitudinal and bending natural frequencies are degenerated by adjusting structure parameters following FEM modal analysis, and the modal coupling reduces obviously in impedance analysis and laser vibrometer measurement. The typical output performances get the maximum as speed 920 mm/s and thrust force 45 N, which outperform 480 mm/s and 25 N of the previous motor.

Keywords: ultrasonic motor; piezoceramic; coupling effect; Langevin transducer

直线超声电机(LUSM)是 20 世纪 80 年代发展起来的一种新型的压电致动器, 性能独特且应用领域广泛, 具有结构简单紧凑、高功率密度、响应迅速、无噪声、断电自锁和无电磁干扰等优点. 到目前为止, 多数 LUSM 采用纵弯复合模态换能器式结构^[1-3].

对于异型模态复合类型的各种超声电机, 不论其结构采用双晶贴片式^[4]或夹心换能器式^[5], 如果结构构型设计不够合理, 两种异型模态间会存在较强的耦合现象^[6]. 对纵弯复合直线超声电机来说, 无论采用双晶贴片式的横向振动工作模式(应用压电常数 d_{31})

或夹心换能器式的纵向振动工作模式(应用压电常数 d_{33}), 电机中都设有分别激励纵、弯振动的纵振和弯振陶瓷, 这种模态间耦合效应的外在表现形式为: 弯振陶瓷单独通电, 在激励弯曲振动的同时也不可避免地激励出了纵向振动; 反之, 将纵振陶瓷单独通电, 也在激励纵向振动的同时激励出弯曲振动. 电机的模态耦合效应不仅使纵、弯两种振动单独控制变得复杂, 而且使驱动足处各质点椭圆运动轨迹一致性变差, 进而恶化电机的可控性并降低其效率.

文献[7]研究了一种板形纵弯直线电机, 采用非

对称构型设计强化纵、弯耦合效应,单激励纵向振动即可在长条板弹性体内耦合出弯曲振动,达到在特定区域上叠加出椭圆驱动轨迹的目的. 这种电机由于纵、弯振动不可以单独控制,不具有使用价值,但是却提供了通过构型设计改变模态耦合强度的思路. 基于这种可能,为充分发挥夹心式纵弯直线超声电机的高速、大推力等优势,本文研制了一种模态解耦构型的纵弯直线超声电机,优化布置了纵弯压电陶瓷的位置,并通过测量和实验检验该构型解耦的有效性.

1 电机结构及运行机理

如图 1 所示,电机采用夹心式换能器结构,其内部为一双头螺柱,该螺柱将两端的半波长指数变幅杆、弯振压电陶瓷 (PZTB)、隔块、纵振压电陶瓷 (PZTL) 紧固在一起,驱动足置于变幅杆小端附近. 安装销位于变幅杆的节点处,是预紧夹持头的夹持位置,用来施加预紧力以产生驱动摩擦力. PZTB 和 PZTL 的极化方向均为 x 向,每对 PZTL 极化方向相反,每片 PZTB 对称切分为两个半片,按极化方向相反布置,并保证每半片与其相邻半片极化方向相反,青铜箔作为电极夹在陶瓷片间.

向 PZTL 施加与纵振固有频率同频的交流电压可激励出纵向振动,与此同时,若 PZTB 位于弯振振型的波腹处,施加相应固有频率电压可激励出弯曲振动. 通过调整结构参数可让纵、弯振型固有频率尽量接近,在两路同频异相信号激励下,不同相位的纵弯振动叠加,在驱动足处生成椭圆振动轨迹. 指数形变幅杆可起到放大纵、弯振幅振速的作用,在不影响电机振动的基础上,两个安装销可更可靠地固定电机.

图 2 显示了在 1 个振动周期内电机的工作形态顺序,两路激励信号的相位差为 90° . 图中 2 和 4 为驱动阶段,位于变幅杆上的驱动足推动轨道使电机移动,此时纵振振速和弯振位移达到最大值. 1 和 3

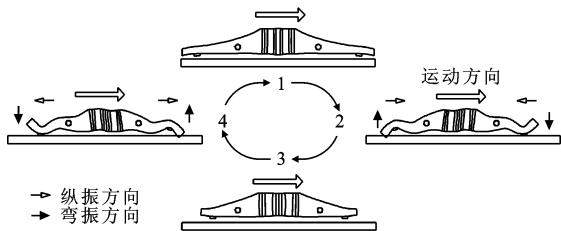


图 2 1 个周期内电机振动形态

为悬浮阶段,电机由于惯性悬浮在轨道上,此时弯振振速和纵振位移达到最大值. 如调整两路激励信号相位差为 -90° ,可实现电机反向运动.

2 电机设计与仿真

电机设计本质上为频率设计,就是通过调整各结构参数来改变纵、弯固有频率,最终使二者趋于一致的调谐过程. 电机两端为半波长指数变幅杆,根据超声变幅杆理论,夹心纵振换能器端部加上同频半波长指数变幅杆后,与未加之前相比,它的纵振固有频率不发生改变^[8]. 基于该特性,可在未加变幅杆之前确定结构尺寸及纵振频率,加上变幅杆后,在半波长变幅杆固有频率不变的约束条件下,通过改变变幅杆相关结构参数来调整弯振频率,同时确保电机纵振频率基本不变. 这种设计方案可以避免在调整每一个参数时纵、弯频率同时发生变化,使调谐过程简单可控.

借助有限元分析软件 ANSYS 8.1 进行频率设计,用 APDL 语言建立电机参数化实体模型,采用压电耦合场 SOLID227 型单元划分网格,电极区域的节点设定耦合电势为 0. 在模态分析中,用分块兰考斯法提取目标纵、弯模态的固有频率和振型. 对于夹心式弯振换能器,是通过上、下两对半片弯振陶瓷交替膨胀收缩产生一弯曲力矩,从而激发整个结构产生弯曲振动,因此陶瓷位于横向位移腹点处能实现最佳激励效果^[9]. 同时,为保证驱动足横向位移分量与纵向位移分量正交,便于控制椭圆振动轨迹形状,应保证驱动足位于弯振振型的波腹处.

为便于分析,首先设定电机横截面是边长为 d 的正方形,隔块厚度为 t_b ,纵弯压电陶瓷厚度 $t_p = 4\text{ mm}$. 然后,用 ANSYS 计算出未加变幅杆时的纵振固有频率 f ,则同频变幅杆长度为

$$l = \frac{c}{2f} (1 + (\ln N/x)^2)^{1/2} \tag{1}$$

式中: c 、 N 分别是铝中纵波声速和变幅杆放大系数,并且 $N = (s_1/s_2)^{1/2}$,这里 s_1 和 s_2 分别是变幅杆大、小端面积. 最后,再求变幅杆任意截面的尺寸

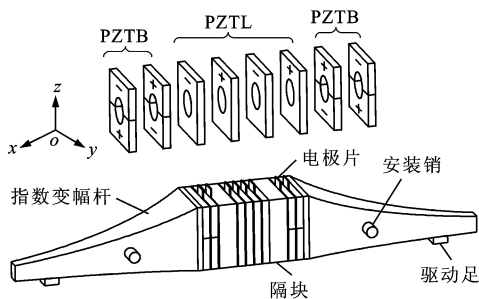


图 1 电机结构与压电陶瓷极化布置

$$S = s_1 e^{-(\eta+\zeta)x} = d e^{-\eta x} e^{-\zeta x} \tag{2}$$

式中: S 、 η 、 ζ 分别为截面面积、高度方向(图 1 中 z 向)的变幅系数和厚度方向(图 1 中 y 向)的变幅指数系数. 另外,定义一个参数 $\gamma=\eta/\xi$ 来表征变幅杆高、厚方向变幅指数系数比. 该参数越大,变幅杆在 z 向变细的程度越大,在设计初期为避免变量过多使问题复杂化,不妨暂设 $\gamma=0.6$. 至此便可确定整个电机的结构尺寸,进而依据该尺寸的有限元模型计算出弯振模式.

对于梁状件,纵振固有频率受长度影响较大而对径向尺寸不敏感,但长度和径向尺寸对弯振频率影响都很大,因此为确定纵弯频率可能产生叠加区域的电机结构尺寸,可利用上述流程计算在不同 d 、 t_b 及 N 时的纵、弯频率变化规律. 为便于分析计算结果, d 值的考察范围设在 25、35 和 45 mm 这几个离散值上. 不同的隔块厚度 t_b 对应不同的纵振频率,可在 2~18 mm 的范围内每隔 4 mm 取值计算. 对于变幅杆放大系数 N ,取值过大则小端太细,会产生很多不需要的杂散寄生模式,取值过小则起不到放大振幅振速的效果,根据实际情况和经验将 N 的取值范围定为 $8^{1/2} \sim 15^{1/2}$. 在上述取值范围内,利用有限元模态分析计算纵、弯固有频率,其变化趋势和范围如图 3 所示.

由图 3 可看出,当 d 为 35 mm 左右, t_b 在 6~14 mm 内时,纵、弯频率有叠加区域,而且当 $t_b=10$ mm 时叠加区域最大,表明此时可进一步通过调整 N 和 γ 进行频率调谐. 此前一直令 $\gamma=0.6$,为最终获得纵、弯固有频率交汇点,不妨取 $N=10^{1/2}$,在 γ 取 0.2~1 的范围内每隔 0.1 计算一次纵、弯固有频率,将结果绘制为拟合曲线,如图 4 所示. 由图 4 可以看出,纵、弯固有频率都随 γ 的增加而降低,但纵振频率下降幅度极小,而弯振频率降低的速度更快一些,并在 $\gamma=0.43$ 的时候与纵振频率相同,为 29.52 kHz,此时纵、弯固有频率在理论上调谐为相

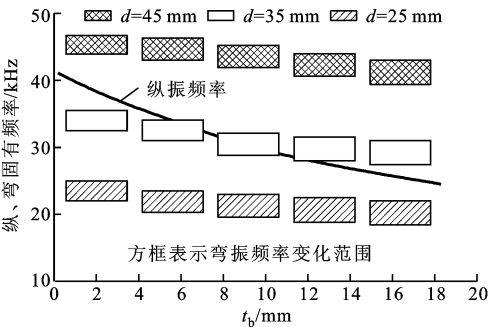


图 3 纵、弯固有频率变化趋势和范围

等. 将上述设计过程所得到的结构参数列入表 1 中.

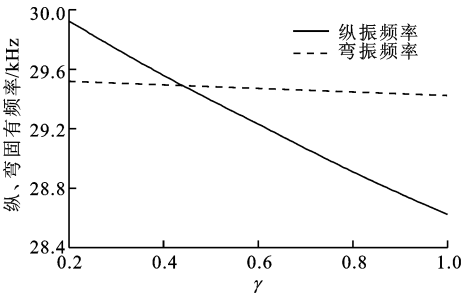


图 4 纵、弯固有频率调谐一致

表 1 电机结构尺寸

a_1/mm	t_b/mm	t_p/mm	l/mm	η	ζ	γ	N
35	10	4	97.3	7.1	16.6	0.43	$10^{1/2}$

按表 1 参数建立电机有限元模型并进行模态分析,根据振型结果首先确定与变幅杆小端最近的弯振波腹点距离小端 24.6 mm,然后在实体模型的该点处增加驱动足,驱动足为 6 面体, x 、 y 、 z 方向的尺寸为 10 mm×8 mm×3 mm. 重新对有限元模型进行模态分析,振型结果如图 5 所示. 此时纵、弯固有频率分别为 29.47 kHz 和 29.43 kHz,因增加了驱动足的质量,比先前结果 29.52 kHz 要低,二者差值为 40 Hz,完全可以保证纵、弯谐振带宽有足够宽的重叠区域. 另外,弯振陶瓷位于弯振振型波腹偏内一侧,基本符合预期要求.

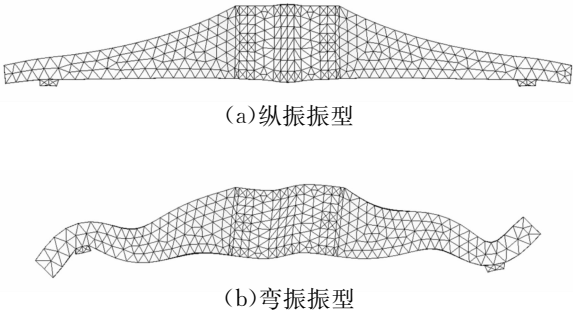


图 5 纵、弯模态有限元振型

3 实验研究

根据设计与仿真结果得到的机构参数,制作电机样机和实验平台如图 6 所示. 电机通过安装销固定在夹持座上,并通过弹簧施加预紧力,将电机压紧在导轨上,阻尼器通过滑轮机构向电机施加机械载荷. 电机工作时带动导轨下方的导轮移动,通过与导轮轴联接的光电码盘测量导轮转速,进而可推算出电机的直线速度.

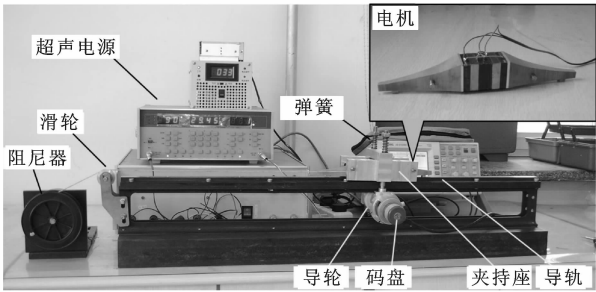
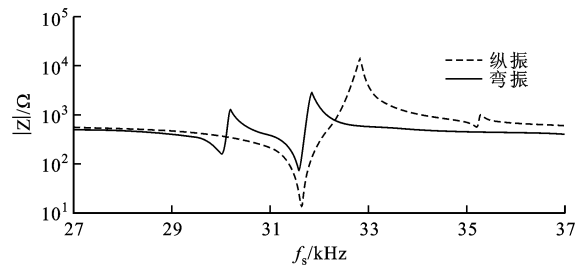


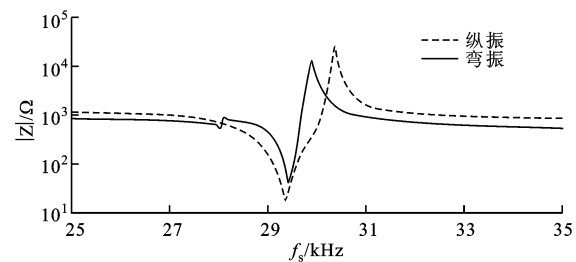
图6 电机样机和实验平台

用阻抗分析仪(4294A, Agilent Inc)测量样机的输入阻抗特性,扫描电压为0.5 V,在测试过程中将非测试端口短路. 为与作者先前提出的类似结构的非解耦直线超声电机^[5]进行对比,将两种电机的阻抗特性曲线绘于图7.

由图7可以看出,纵、弯振动的串联谐振频率分别是29.38 kHz和29.45 kHz,与有限元计算值相比,误差主要来源于材料、加工等方面的差异,而且由图7可知,纵、弯谐振带宽重叠区域大约为300 Hz左右,完全可以保证电机正常工作. 其次,对于非解耦结构电机,其弯振工作模态频率(31.6 kHz)附近有一处明显的谐振点(30 kHz),但是从有限元模态分析结果中看,该处并不存在任何模态,考虑到阻抗分析过程就是扫频激励的一个过程,可以断定该谐振点是通过激励弯振端口耦合出来的纵振,而且其峰值点对应的最小阻抗值(138 Ω)与弯振的(86 Ω)相当,说明耦合作用比较强. 同理,观察通过激励纵振端口,也可以耦合出微弱的弯振(35.2 kHz处).



(a)非解耦电机阻抗特性



(b)解耦电机阻抗特性

图7 两种电机阻抗特性对比

对于解耦电机,由于采用了解耦构型,弯振工作模态频率(29.46 kHz)附近只有一处很弱的谐振点(28 kHz),说明耦合作用非常弱,达到了解耦的目的,并且纵振阻抗特性曲线上没有其他谐振峰值点.

为进一步从振动输出角度来测量耦合效应,利用激光测振仪(PSV-400-M2, Polytec)测量两种电机的纵、弯振幅. 测量过程如下:测量点选择在驱动足驱动面的中心点处,当分别单独激励 PZTL 和 PZTB 端口时,测量该点纵向位移方向的振幅 W_{LL} 和 W_{LB} 以及横向位移方向的振幅 W_{BL} 和 W_{BB} (下角标第1位代表位移方向,第2位代表激励端口). 测量时纵、弯两相的激励电压有效值均为80 V,测量结果列入表2中.

表2 振幅测量结果

电机类型	$W_{LL}/\mu\text{m}$	$W_{LB}/\mu\text{m}$	$W_{BB}/\mu\text{m}$	$W_{BL}/\mu\text{m}$
非解耦构型	18.7	12.5	9.7	2.1
解耦构型	21.3	2.2	11.7	1.9

由表2可知,对于非解耦电机,驱动足处质点纵向振幅 W_{LL} 和 W_{LB} 分别为18.7 μm和12.5 μm,二者处于同一数量级上且数值比较接近,说明单独激励 PZTB 端口,会在驱动质点处产生较大的纵向振动,也就是说 PZTB 端口对纵振模态具有很强的耦合作用. W_{BB} 和 W_{BL} 分别为9.7 μm和2.1 μm,显示 PZTL 端口对弯振模态的耦合作用较弱. 对于解耦电机, W_{LB} 为2.2 μm,远远小于 W_{LL} 的21.3 μm,说明单独激励 PZTB 端口时,驱动质点处的纵向振动幅值大约为弯振幅值的1/10,耦合作用很小,同时数据显示 PZTL 端口对弯振模态的耦合也较弱,这说明两种测试结果得出的结论是相同的.

最后测量了解耦电机的机械输出特性,纵、弯两相输入电压有效值 $U_L=160\text{ V}$ 和 $U_B=180\text{ V}$,且其相位差为90°,该激励条件与文献^[5]中非解耦电机一致. 电机在不同预紧力下的机械输出特性曲线如图8所示,可以看出电机的空载运动速度为920 mm/s,最大推力为45 N,这两项典型指标均优于非解耦电机的480 mm/s和25 N.

4 分析和讨论

纵、弯两种振动在同一金属-压电复合弹性体内相互作用,可以在纵弯支路的公共回路中采用串接电阻、电容和电感(R_c - C_c - L_c)来表征这种耦合作用,如图9所示. 耦合环节(R_c - C_c - L_c)、纵振环节(R_1 - C_1 -

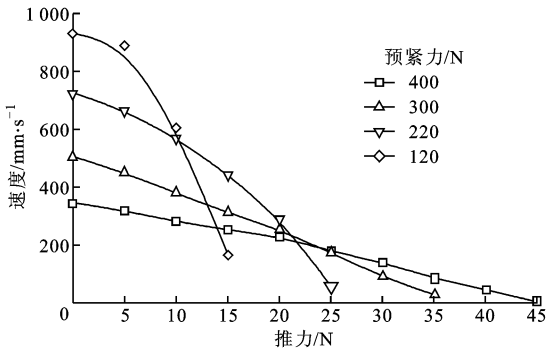


图 8 机械输出特性

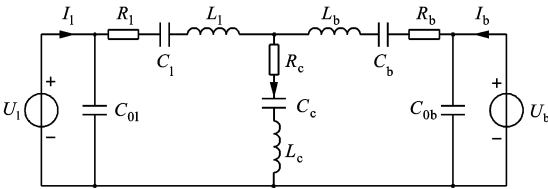


图 9 带耦合环节的等效电学模型

L_1)与弯振环节(R_b - C_b - L_b)分别串联,对于非解耦构型电机,在工作频率激励下,两支路在很窄的频带内产生两个串联谐振点,此时耦合作用很大。若电机构型合理,则两支路谐振频率点相距很远,大大超出纵、弯谐振带宽,也就不存在耦合问题了。

两种电机的 PZTL 都位于电机中部,此处为弯振振型 x 向应力波节处,陶瓷的 d_{33} 纵向变形工作模式激励弯振的机电效率很低,因此两种电机的 PZTL 端口对弯振的耦合效应都很弱。解耦电机 PZTB 位于变幅杆大端处,为纵振振型纵向应力波节处,因此其 PZTB 端口对纵振耦合效应很弱,但非解耦电机 PZTB 位于纵振振型纵向应力波节和波腹中间,此时 PZTB 激励纵振的机电效率较高,故而耦合效应强。

5 结 论

本文提出、设计并制作了一种能实现模态间解耦的纵弯直线超声电机。纵振压电陶瓷置于电机中部,该处为纵振和弯振的节面重合处,弯振压电陶瓷置于电机的纵振和弯振的波腹处,在该种陶瓷布置模式下电机可达到模态解耦的目的。通过频率调谐设计了电机的结构尺寸,典型机械输出特性为最大速度为 920 mm/s,最大推力为 45 N,优于先前的非解耦的 480 mm/s 和 25 N。为降低模态间耦合效应,对于该类夹心式纵弯直线超声电机,应将纵振陶瓷置于弯振模态纵向应力波节处,弯振陶瓷置于纵振模态纵向应力波节处。

参考文献:

[1] 时运来,李玉宝,赵淳生. 面内模态直线型超声电机的优化设计[J]. 中国电机工程学报, 2008,28(30): 56-60.
SHI Yunlai, LI Yubao, ZHAO Chunsheng. Optimum design of a linear ultrasonic motor based on in-plane modes [J]. Proceedings of the CSEE, 2008,28(30):56-60.

[2] 赵学涛,陈维山,郝铭. 纵弯复合多自由度超声电机的研究[J]. 西安交通大学学报, 2009,43(8):107-111.
ZHAO Xuetao, CHEN Weishan, HAO Ming. Ultrasonic motor with longitudinal-bending hybrid vibration modal [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2009,43(8):107-111.

[3] 许海,赵淳生. 双足型直线超声电机的实验研究[J]. 机械科学与技术, 2007,26(11):1498-1500.
XU Hai, ZHAO Chunsheng. Experiments of double-foot linear ultrasonic motor [J]. Mechanical Science and Technology, 2007,26(11):1498-1500.

[4] 李有光,陈在礼,陈维山. 柱面驱动新型行波超声电机的研究[J]. 西安交通大学学报, 2008,42(11):1391-1393.
LI Youguang, CHEN Zaili, CHEN Weishan. Novel traveling wave ultrasonic motor [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2008,42(11):1391-1393.

[5] 石胜君,陈维山,刘军考,等. 一种基于纵弯夹心式换能器的直线超声电机[J]. 中国电机工程学报, 2007,27(18):30-34.
SHI Shengjun, CHEN Weishan, LIU Junkao, et al. Ultrasonic linear motor using longitudinal and bending multimode bolt-clamped Langevin type transducer [J]. Proceedings of the CSEE, 2007,27(18):30-34.

[6] VYSHNEVSKYY O, KOVALEV S, MEHNER J. Coupled tangential-axial resonant modes of piezoelectric hollow cylinders and their application in ultrasonic motors[J]. IEEE Trans Ultrason, Ferroelect, Freq Contr, 2005,52:31-36.

[7] AOYAGI M, TOMIKAWA Y, TAKANO T. Ultrasonic motors using longitudinal and bending multimode vibrators with mode coupling by externally additional asymmetry or internal nonlinearity[J]. Jpn J Appl Phys,1992,31:3077-3080.

[8] 林仲茂. 超声变幅杆的原理和设计[M]. 北京: 科学出版社, 1987:71-74.

[9] 林书玉. 弯曲振动压电陶瓷换能器[J]. 压电与声光, 1994,16(5):27-30.
LIN Shuyu. Piezoelectric ceramic flexural vibrating transducer [J]. Piezoelectrics and Acoustooptics, 1994,16(5):27-30.

(编辑 杜秀杰)