

《智能材料与结构技术》专题文章导读

裘进浩

南京航空航天大学 智能材料与结构研究所

智能材料与结构技术是将传感器、驱动器、控制器等与基体结构材料相集成来实现结构的健康监测、振动与噪声控制、流场控制、自适应结构等功能新型技术。智能材料与结构的研究起源于航空航天领域,目前其应用已经拓展到土木、建筑、交通、船舶等多个方向。智能材料与结构技术融合了多个学科的最新进展,其发展和应用意味着工程结构功能的增强、结构使用效率的提高和结构形式的优化,以及结构维护成本的降低,是有希望取得突破性和革命性进展的重要前沿技术,已被列入国家中长期科学和技术发展规划中的重点发展领域。另外,智能材料与结构技术的发展能够带动一系列相关行业尤其是航空航天工业的进步,是新一代航空航天飞行器的关键技术。世界各国均对智能材料与结构的研究给予了高度的重视与关注。

高性能功能材料及器件是实现智能结构的基础,开发高性能的功能材料与器件对于提高智能结构的性能,促进智能结构的发展具有非常重要的研究意义,而要真正实现智能结构的工程应用,还必须进行典型智能结构系统的集成方法及功能实现研究。南京航空航天大学智能材料与结构研究所功能材料器件及应用课题组对智能材料与结构的关键技术展开了深入系统的研究。主要研究方向包括:高性能压电材料及器件(主要包括无铅压电材料、功能梯度压电驱动器、压电纤维等);智能材料与结构的应用(主要包括结构的振动噪声控制、智能结构的流场控制、结构的健康监测、自适应结构等)。

本专题是在国家 863 计划、国家自然科学基金、教育部重大培育项目资助下在智能材料与结构领域工作的总结:

《半电极含金属芯压电纤维的驱动性能》一文,建立了悬臂梁结构半电极含金属芯压电纤维这种新型压电弯曲驱动器的理论模型,推导了自由端位移、夹持力和弯曲共振频率的解析表达式,分析了金属芯性能和半径对这 3 个参数的影响。结果表明,这种驱动器有较大的端部位移、较小的夹持力、较低的弯曲共振频率。

《功能梯度压电驱动器的结构设计、制备与功能验证》一文,提出了一种新型的功能梯度驱动器,设计并制备了该驱动器,建立了理论模型,并对驱动器的性能进行了测试。实验结果表明,新型的功能梯度压电驱动器内部应力集中得到缓解。

《基于 TMS320F2812 的悬臂梁振动半主动控制》一文,采用一种基于同步开关阻尼技术的半主动振动控制新方法,克服了传统主动控制要求输入功率大与被动控制鲁棒性差的缺点,基于 TMS320F2812 处理器,成功实现了悬臂梁结构的振动控制,使悬臂梁一阶振动模态减小 5.7 dB。

《 $K_{0.5}Na_{0.5}NbO_3$ 无铅压电陶瓷的烧结特性》一文,采用水热法合成了无铅压电陶瓷($K_xNa_{1-x}NbO_3$ (KNN)的粉体,与传统固相合成法相比,水热合成的粉体有更好的烧结性。实验结果表明,K 的添加会降低陶瓷的烧结性,陶瓷的密度对烧结温度非常敏感。

文章编号 1004-924X(2009)01-0109-09

半电极含金属芯压电纤维的驱动性能

边义祥,裘进浩,王鑫伟,季宏丽,朱孔军

(南京航空航天大学 智能材料与结构研究所,江苏 南京 210016)

摘要:建立了悬臂梁结构半电极含金属芯压电纤维新型压电弯曲驱动器的理论模型。根据第一类压电方程,推导出自由端位移、夹持力和弯曲共振频率的解析表达式,分析了金属芯性能和半径对这 3 个参数的影响,并把理论计算结果和有限元分析结果进行了比较。实验结果表明,悬臂梁结构半电极含金属芯压电纤维弯曲驱动器的自由端位移可达 589 μm ,夹持力可达 427 μN ,一阶弯曲共振频率为 28 Hz,有限元分析结果和理论值基本吻合,说明这种驱动器有较大的端部位移、较小的夹持力和较低的弯曲共振频率。

关键词:半电极;金属芯;压电纤维;弯曲驱动器

中图分类号: TM282; TN384 **文献标识码:** A

收稿日期: 2008-04-28; **修订日期:** 2008-06-06.

基金项目: 国家 863 高技术研究发展计划资助项目(No. 2007AA03Z104)

Characterization of actuator of half coated metal piezoelectric fiber

BIAN Yi-xiang, QIU Jin-hao, WANG Xin-wei, JI Hong-li, ZHU Kong-jun

(Key Laboratory of Smart Materials and Structures, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

Abstract: The mechanical mode of an Half coated Metal core Piezoelectric Fiber (HMPF) actuator is established. According to the constitutive piezoelectric equations, the analytical expressions of the tip deflection, blocking force and the natural frequencies are derived. The effect of the metal core on those properties of HMPF actuator is investigated based on the numerical results of the equations and FEM. The experimental results indicate that the maximum tip deflection of cantilevered HMPF, maximum blocking force and the first resonance frequency are $589\ \mu\text{m}$, $427\ \mu\text{N}$ and $28\ \text{Hz}$, respectively. FEM results are coincident with theoretical values on the whole. The results show that the actuator can give a big deflection, a small block force, and a low resonance frequency.

Key words: half coated; metal core; piezoelectric fiber; bending actuator

1 引 言

压电材料是一种应用广泛的功能材料,具有直接的机电转换功能,既可以用作传感器,也可以用作驱动器^[1]。用于复合材料的结构健康监测和振动控制时,压电材料通常被埋入到基体结构中,这就要求压电材料能尽量减少对基体结构性能的影响^[2]。然而传统的压电材料多为片状或块状结构,很难满足上述要求。因此,纤维状压电器件获得了广泛的关注和研究。美国的 MIT 和 NASA 先后制作了压电纤维复合材料 AFC 和 MFC^[3-4],其中的压电纤维排列在聚合物中。AFC 和 MFC 虽然能获得较大的应变,但由于电场损失较大,需要较高的电压^[2],且体积较大,很难埋入到基体结构中。

最近,裘进浩等^[5]和 H. Sato 等^[6]先后用挤压法和水热法成功地制作出含金属芯压电纤维 MPF (Metal core Piezoelectric Fiber)。在 MPF 中,金属芯位于中心位置,外面环绕着压电陶瓷;金属芯可以用作一个电极,喷镀在压电陶瓷表面的一层金属作为另一个电极。单根 MPF 既可以用作传感器,也可以用作驱动器。G. Sebal 等

研究了 MPF 的纵向振动、压电常数、介电常数和杨氏模量^[7-8],K. Takagi 等还进行了 MPF 应用方面的研究^[9-10]。

上述研究几乎都是关于表面全覆盖电极的 MPF。当 MPF 只有一半的表面喷镀金属层时,称为半电极含金属芯压电纤维 HMPF (Half coated Metal core Piezoelectric Fiber)。极化后, HMPF 中只有表面覆盖金属层的压电陶瓷部分被极化,具有压电性。电极外加电压后,极化部分由于压电效应将沿长度方向产生伸缩变形;没有极化的压电陶瓷部分和金属芯由于没有压电效应,将抵制这种变形,结果就使 HMPF 产生弯曲变形。在很多情况下,例如气流传感、弯曲驱动等方面, HMPF 更能发挥重要的作用。

本文作者之一的裘进浩首次在世界上成功制作出了 HMPF^[11]。HMPF 作为一种新的压电驱动器,需要对其驱动特性进行深入的研究和分析,以便进一步优化设计,更好地发挥其驱动性能。本文从理论上研究了悬臂梁结构 HMPF 驱动器的 3 个重要特性,即自由端位移、夹持力和弯曲共振频率,建立了理论模型,并用理论计算和有限元方法分析了金属芯对这 3 个特性的影响。最后,用实验对理论结果进行了验证。

2 HMPF 弯曲驱动器的理论模型

2.1 压电方程

HMPF 的几何形状和横截面分别如图 1 和图 2。由于是圆柱形状,为了研究方便,采用圆柱坐标系。一般的压电方程直角坐标系和圆柱坐标系的对应关系为:1 对应 z ,2 对应 θ ,3 对应 r 。

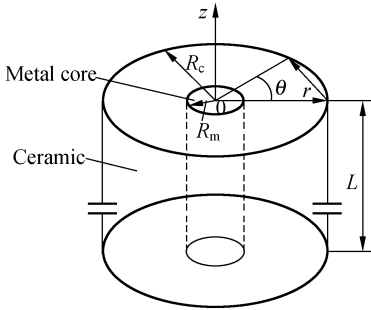


图 1 HMPF 的几何形状及其坐标系

Fig. 1 Geometry and coordinate system of HMPF

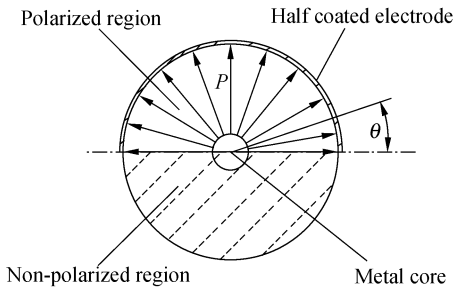


图 2 HMPF 的横截面和极化方向

Fig. 2 Cross section and polarization of HMPF

如图 2 所示,HMPF 的上半部分陶瓷表面覆盖了金属层,金属层作为一个电极,金属芯作为另一个电极。外加电压时,压电陶瓷内部的电场分布比较复杂。为了研究方便,可以认为表面覆盖电极的上半部分压电陶瓷其电场沿径向分布。极化后,具有压电效应,其极化方向也认为是沿径向分布;表面没有覆盖电极的下半部分压电陶瓷没有电场分布,没有被极化,不具有压电效应。由于陶瓷表面的金属层很薄,在下面的研究中,其影响不予考虑。

当 HMPF 用作悬臂梁结构时,如图 3,假设压电陶瓷部分在径向可以自由伸缩。与长度相比,HMPF 的半径很小,故圆周方向的应力也可

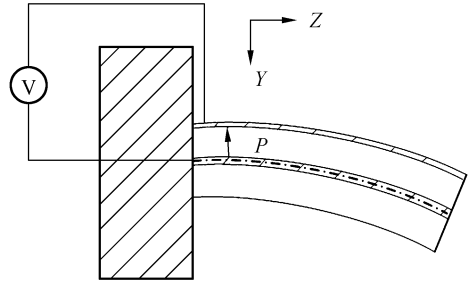


图 3 悬臂梁结构的 HMPF

Fig. 3 HMPF of cantilever beam

以忽略。把应力和电场的边界条件代入第一类压电方程中,由于 E_r 取负值,极化部分的应变和电位移分别为:

$$S_1^p = s_{11}^E T_1^p - d_{31} E_r, \quad (1)$$

$$-D_3^p = d_{31} T_1^p - \epsilon_{33}^T E_r. \quad (2)$$

式中: S_{ij} 是应变, T_{ij} 是应力, D_i 是电位移, E_i 是电场强度, s_{ij}^E 是弹性柔顺系数, d_{ij} 是压电常数, ϵ_{ij}^T 是介电常数,上标 p 表示压电陶瓷极化部分。

而在金属芯和压电陶瓷非极化部分的应力应变关系为:

$$S^m = s_{11}^m T_1^m, \quad (3)$$

$$S^n = s_{11}^n T_1^n, \quad (4)$$

上标 m 和 n 表示金属芯和压电陶瓷非极化部分。

2.2 自由端位移

在 HMPF 的金属芯和外电极上外加电压后,由于压电效应,极化部分将产生伸缩变形,整个纤维将产生轴向伸缩变形和弯曲变形。与长度相比,HMPF 的直径很小,可以认为弯曲时 HMPF 各部分的曲率相同;且由于是对称结构,弯曲时可以认为中性层位于极化区和非极化区的分界面,则 HMPF 中总应变是轴向正应变和弯曲应变之和:

$$S = \frac{r \sin \theta}{\rho} + S_0, \quad (5)$$

式中: r 是到 HMPF 中心的距离, θ 是到分界面的角度, S_0 是轴向正应变。

把式(5)代入式(1),且 $E_r = \frac{V}{r \ln \frac{R_c}{R_m}}$,得到极

化部分的应力

$$T_1^p = \frac{1}{s_{11}^E} \left(\frac{r \sin \theta}{\rho} + S_0 + d_{31} \frac{V}{r \ln \frac{R_c}{R_m}} \right). \quad (6)$$

把式(5)代入到式(3)和式(4),可以得到金属

芯部分和压电陶瓷非极化部分的应力

$$T^m = \frac{1}{s_{11}^E} \frac{r \sin \theta}{\rho} + S_0, \quad (7)$$

$$T_1^n = \frac{1}{s_{11}^E} \frac{r \sin \theta}{\rho} + S_0. \quad (8)$$

由式(6)、(7)和(8)的轴向正应力对面积积分并相加,得到 HMPF 各部分的合力

$$F = \int_{R_m}^{R_c} \int_0^\pi \frac{1}{s_{11}^E} (S_0 + d_{31} \frac{V}{r \ln \frac{R_c}{R_m}}) r dr d\theta + \int_0^{R_m} \int_0^{2\pi} \frac{1}{s_{11}^E} S_0 r dr d\theta + \int_{R_m}^{R_c} \int_\pi^{2\pi} \frac{1}{s_{11}^E} S_0 r dr d\theta. \quad (9)$$

只有外加电压时,HMPF 所受的外力为 0,由式(9)解得正应变为:

$$S_0 = \frac{s_m d_{31} (R_m - R_c) V}{(s_m R_c^4 + s_{11}^E R_m^4 - s_m R_m^4) \ln \frac{R_c}{R_m}}. \quad (10)$$

但是与弯曲应变相比正应变很小,所以在下面的分析中不予考虑。由式(6)、(7)和(8)的弯曲应力对面积积分并相加,得到 HMPF 各部分的弯矩总和

$$M = \int_{R_m}^{R_c} \int_0^\pi \frac{1}{s_{11}^E} r \sin \theta \left(\frac{r \sin \theta}{\rho} + d_{31} \frac{V}{r \ln \frac{R_c}{R_m}} \right) r dr d\theta + \int_0^{R_m} \int_0^{2\pi} \frac{r \sin \theta}{s_{11}^E} \times \frac{r \sin \theta}{\rho} r dr d\theta + \int_{R_m}^{R_c} \int_\pi^{2\pi} \frac{r \sin \theta}{s_{11}^E} \times \frac{r \sin \theta}{\rho} r dr d\theta. \quad (11)$$

只有在外加电压时,HMPF 所受的外加弯矩为 0,由式(11)解得曲率为

$$\frac{1}{\rho} = \frac{4 s_m d_{31} (R_m^2 - R_c^2) V}{\pi (s_m R_c^4 + s_{11}^E R_m^4 - s_m R_m^4) \ln \frac{R_c}{R_m}}, \quad (12)$$

由 $\frac{1}{\rho} = f''(\varepsilon)$ 可以得到 HMPF 的挠曲线方程,把 $\varepsilon = L$ 代入方程中,得到自由端横向位移

$$\delta = \frac{2 s_m d_{31} (R_m^2 - R_c^2) L^2}{\pi (s_m R_c^4 + s_{11}^E R_m^4 - s_m R_m^4) \ln (R_c / R_m)} V. \quad (13)$$

由式(13)分析,悬臂梁结构 HMPF 的端部位移与其长度的平方和所加电压成正比。

为了研究金属芯对自由端位移的影响,采用理论计算和有限元分析的方法进行研究。在 HMPF 的制作过程中,要经过高温煅烧,所以选用的金属芯材料必须能够耐高温。经比较,选用铂金(Platinum, Pt)或钨(Wolfram, W)作为金属芯材料。设所选 HMPF 长度为 25 mm,材料性能如表 1。

表 1 HMPF 的材料性能

Tab. 1 Properties of materials used in simulation

材料	PNN-PZT	Pt	W
$s_{11}^E (\times 10^{-12} \text{ m}^2/\text{N})$	20.6	—	—
$d_{31} (\times 10^{-12} \text{ C/N})$	-112	—	—
$s_m (\times 10^{-12} \text{ m}^2/\text{N})$	—	5.95	2.90
$\rho_m (10^3 \text{ kg/m}^3)$	—	19.6	19.3
$\rho_c (10^3 \text{ kg/m}^3)$	8.0	—	—

保持电场强度不变时,以电压 100 V,压电陶瓷外部半径 125 μm ,金属芯半径 25 μm 为基准,规范化电场强度:

$$\Gamma = \frac{V}{\ln(R_c/R_m)} \quad (14)$$

也为定值。设 $B = R_m/R_c$,式(13)写为

$$\delta = \frac{2 s_m d_{31} L^2}{\pi R_c^2} \times \frac{B^2 - 1}{s_m + s_{11}^E B^4 - s_m B^4} \Gamma. \quad (15)$$

把几何尺寸和材料性能参数代入到上式中,可以得到 HMPF 端部位移的理论值。

为了验证理论计算结果,运用 ANSYS 软件,对 HMPF 外加电场后的端部位移进行有限元分析。建模时采用智能划分网格的方法,陶瓷部分沿半径方向划分为 5 格。定义压电陶瓷的单元类型为 SOL D98。边界约束条件:一端全约束,一端自由。在内外电极上施加电压,并把有限元的位移结果和理论计算的结果在图 4 中做了比较。

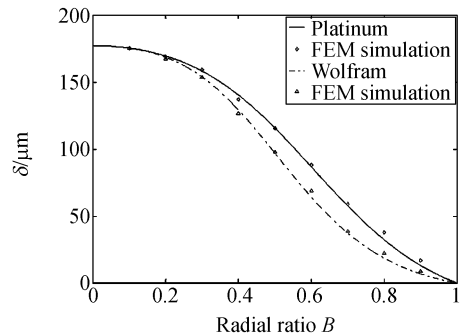


图 4 外加电场强度不变时 HMPF 的端部位移

Fig. 4 Tip deflection of HMPF as the fixed external electric field

由于在有限元建模中,压电系数 d 矩阵中, d_{31} 使用了表 1 的数值,而 d_{33} 值为 0,其条件和理论计算的条件基本相同,因此,理论值和有限元分析值基本吻合。

由图 4 分析可知 HMPF 驱动器的位移较大,可达百微米级。当 HMPF 的长度、半径和电场强

度不变时,随着金属芯半径的增大,端部位移不断减小。当金属芯和 HMPF 的半径比达到 1 时, HMPF 变成纯金属纤维,此时,没有压电效应,端部也不再有位移动产生。在 HMPF 的长度、外径和半径比相同的情况下,由于铂金的弹性模量比钨小,随着半径比的增大,含铂金属芯的 HMPF 端部位移的下降幅度比含钨芯的 HMPF 平缓。因此,当需要 HMPF 有比较高的机械强度时,应选钨作金属芯;当需要有比较高的端部位移时,应选铂金作金属芯。

有些情况下,要求外加的电压不变,此时,式(13)变为

$$\delta = \frac{2s_m d_{31} L^2 V}{\pi R_c^2} \times \frac{B^2 - 1}{(s_m + s_{11}^E B^4 - s_m B^4) \ln \frac{1}{B}} \quad (16)$$

此时,仍然保持 HMPF 的长度、外部半径不变,经过理论计算和有限元分析,HMPF 的自由端位移如图 5 所示。

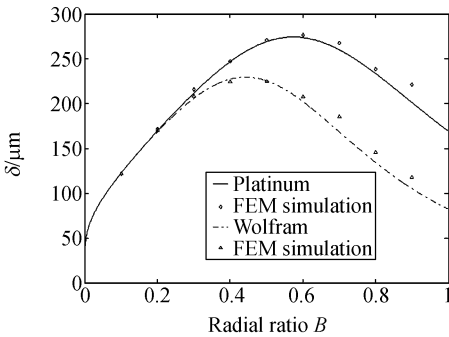


图 5 外加电压不变时 HMPF 的自由端位移

Fig. 5 Tip deflection of HMPF as the fixed external voltage

由图 5 可知,随着半径比的增加,HMPF 的端部位移有一个最大值,含铂金属芯的 HMPF 在半径比为 0.6 时达到最大值,而含钨芯的 HMPF 在半径比为 0.48 时达到最大值。因此,在设计 HMPF 时,为了得到最大的端部位移,可以设计相应的半径比。而且,由于铂金的弹性模量比钨小,在相同的条件下,可以得到比较大的端部位移。

另外,可以看到,随着半径比趋近于 1,其端部位移并不趋近于 0。这是由于随着半径比的增加,在电压不变的情况下,其电场强度快速增大而导致的结果。在实际使用中,电场强度太大时,压电陶瓷容易被击穿。因此,其电场强度是受限制

的,不能象理论上一样无限增大。

2.3 HMPF 的夹持力

悬臂梁结构的 HMPF 受到外加电压产生弯曲变形时,要保持自由端的位置不变,需要在自由端外加与变形方向相反的力,通常称之为夹持力。

悬臂梁结构的 HMPF 弯曲时,设整个 HMPF 的曲率相同,则整个 HMPF 受到的弯矩 M 是金属芯和压电陶瓷部分受到的弯矩之和,由此,解得曲率为:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{4Ms_{11}^E s_m}{\pi(s_m R_c^4 - s_m R_m^4 + s_{11}^E R_m^4)} \quad (17)$$

再由 $\frac{1}{\rho} = \frac{M}{EI}$ 得 HMPF 的等效抗弯刚度 EI :

$$\frac{1}{EI} = \frac{4s_{11}^E s_m}{\pi(s_m R_c^4 - s_m R_m^4 + s_{11}^E R_m^4)} \quad (18)$$

如果要在悬臂梁的自由端得到位移 δ ,必须施加垂直力 F :

$$F = \frac{3\delta EI}{L^3} \quad (19)$$

把式(13)代入式(19)中,得到施加电压 V 后, HMPF 的夹持力为

$$F = \frac{3}{2} \frac{d_{31}(R_m^2 - R_c^2)}{s_{11}^E L \ln(R_c/R_m)} V \quad (20)$$

注意到夹持力与金属芯的弹性模量没有关系,与 HMPF 的长度成反比,与所加电压成正比。

为了研究金属芯对夹持力的影响,同样采用理论计算和有限元分析的方法进行研究。当外加电场强度不变时,式(20)可以写成

$$F = \frac{3}{2} \frac{d_{31} R_c^2}{s_{11}^E L} \times (B^2 - 1) \times \Gamma \quad (21)$$

理论计算和有限元分析的结果如图 6 所示。可见,HMPF 驱动器的夹持力比较小,只有几百微

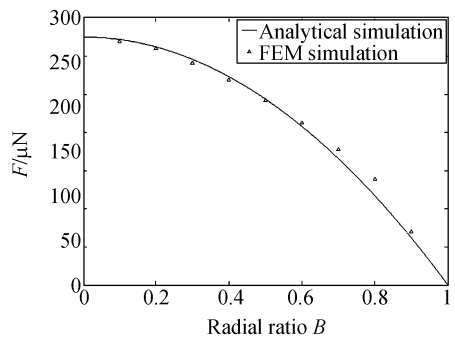


图 6 外加电场强度不变时 HMPF 的夹持力

Fig. 6 Blocking force of HMPF as the fixed external electric field

牛。随着半径比的增大,夹持力相应减小,当半径比为 1 时,夹持力为 0。

如果所加电压不变,均为 100 V,则 HMPF 夹持力理论计算和有限元分析结果如图 7 所示。

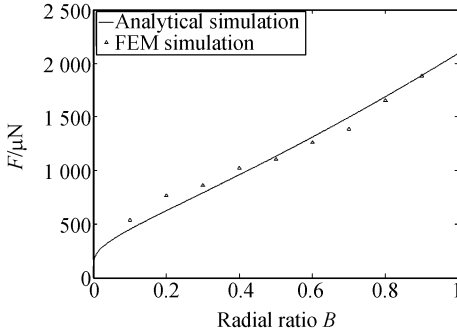


图 7 外加电压不变时 HMPF 的夹持力

Fig. 7 Blocking force of HMPF as the fixed external voltage

可以看出,随着半径比的增加,相应的夹持力也逐渐增大。原因如前文所述,是由于电场强度也很快增大。在保证 HMPF 工作安全、不被击穿的前提下,当外加电压不变时,为了得到大的夹持力可以适当增加半径比。

2.4 弯曲共振频率

悬臂梁结构的 HMPF 的弯曲振动共振频率^[12]

$$f_i = \frac{(\lambda_i L)^2}{2\pi} \sqrt{\frac{EI}{\rho AL^4}} \quad (22)$$

设金属芯的密度为 ρ_m , 压电陶瓷的密度为 ρ_c , 整个 HMPF 的等效密度为 ρ_H 。则

$$\rho_H = \frac{\rho_m R_m^2 + \rho_c (R_c^2 - R_m^2)}{R_c^2} \quad (23)$$

把式(18)、(23)和 $B=R_m/R_c$ 代入(23)后,得

$$f_i = \frac{(\lambda_i L)^2}{2\pi} \sqrt{\frac{R_c^2}{4s_{11}^E s_m L^4} \times \frac{s_m - s_m B^4 + s_{11}^E B^4}{\rho_m B^2 + \rho_c - \rho_c B^2}} \quad (24)$$

由式(24)可以看出,HMPF 的弯曲共振频率与长度平方成反比,与外径成正比。以 HMPF 的第一阶弯曲共振频率为例,把 HMPF 的几何尺寸和参数代入式(24)中(其中 $L=50$ mm)进行理论计算,并和有限元分析的结果相比较,如图 8 所示。

由图 8 可知,HMPF 的弯曲共振频率很低,只有几十赫兹。铂金和钨的密度基本相同,但是,钨的弹性模量高于铂金,所以,含钨芯的 HMPF 的共振频率要高于含铂金芯的 HMPF。含钨芯的 HMPF 在半径比为 0.4 处取得共振频率最小

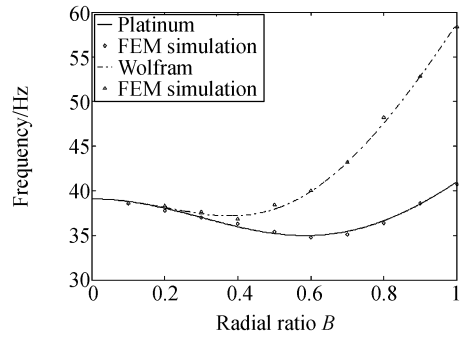


图 8 HMPF 的一阶弯曲共振频率

Fig. 8 The first modal natural frequency of HMPF

值,而含铂金芯的 HMPF 在半径比 0.6 处取得共振频率最小值。设计时可以根据情况选用合适的金属芯和半径比。

3 实验研究

为了验证前面建立的理论模型,本文进行实验研究。为了测试 HMPF 的驱动位移和夹持力,建立了如图 9 所示的实验系统。把 HMPF 的一端粘接在工作台上,另一端自由,形成悬臂梁结构的 HMPF。在 HMPF 的金属芯和外层电极上施加电压,用光纤位移传感器测量自由端的横向位移,用微力传感器测量自由端的夹持力。所用的 HMPF 长度为 45 mm,其余材料性能如表 1 所示。

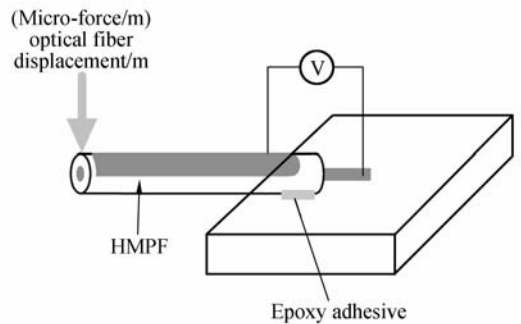


图 9 位移和夹持力实验

Fig. 9 Measurements for tip deflection and block force of HMPF

HMPF 的自由端位移和夹持力的理论值和实验测量值分别如图 10 和图 11 所示。由图可知,随着外加电压的增大,悬臂梁结构的 HMPF 的自由端位移和夹持力基本成线性增大。位移较

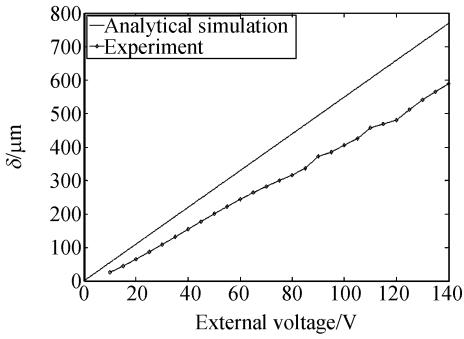


图 10 HMPF 的端部位移测量值

Fig. 10 Measured tip deflection of HMPF

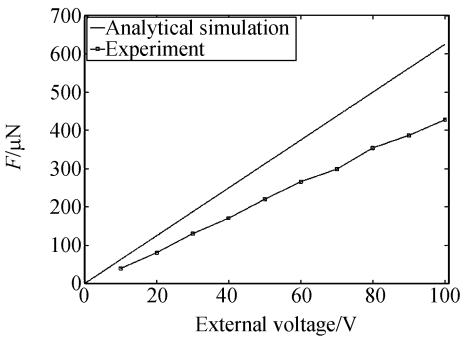


图 11 HMPF 的端部夹持力测量值

Fig. 11 Measured blocking force of HMPF

大,可达到 $589 \mu\text{m}$,而夹持力只有 $427 \mu\text{N}$ 。HMPF 的端部位移和夹持力的理论值和测量值都存在误差。主要原因是,理论计算采用的压电陶瓷的性能参数是表 1 中的参数,而 HMPF 由于制作工艺复杂,其性能参数很难达到理论值,所以位移和夹持力的实测值要小于理论值。

为了测量 HMPF 的弯曲共振频率,建立了如图 12 所示的实验系统。

把长度为 57.5 mm 的 HMPF 粘接在激振器的激振头上,电极通过电荷放大器连接到 dSPACE 卡上;计算机通过 dSPACE 卡采集电荷信号,并控制激振器进行扫频激振。实验结果如图 13 所示。

把 HMPF 的几何尺寸和材料参数代入公式,得一阶弯曲共振频率为 28.33 Hz ,而扫频激振得到 HMPF 的弯曲共振频率为 28 Hz ,和理论值基本相同。

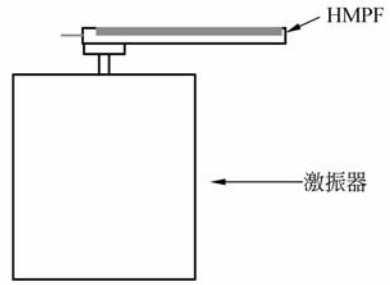


图 12 弯曲共振实验

Fig. 12 Transverse vibration of HMPF

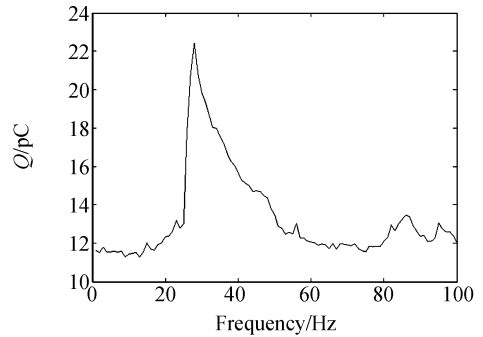


图 13 HMPF 的扫频激振输出电荷

Fig. 13 Electric charge of HMP with transverse vibration

4 结 论

为了深入研究 HMPF 新型压电驱动器的驱动特性,建立了悬臂梁结构 HMPF 弯曲驱动器的理论模型,并推导出自由端位移、夹持力和弯曲共振频率的解析表达式。分析了 HMPF 的几何尺寸对其驱动性能的影响;并用理论计算和有限元分析的方法详细研究了金属芯对 HMPF 的自由端位移、夹持力和弯曲共振频率的影响。实验结果表明,HMPF 驱动器位移较大,最大可达 $589 \mu\text{m}$,夹持力较小,最大只有 $427 \mu\text{N}$;弯曲共振频率很低,一阶固有共振频率只有 28 Hz ;有限元分析的结果和理论值基本吻合。该模型为 HMPF 新型压电驱动器的优化设计和进一步研究打下了很好的理论基础。

参考文献:

- [1] TANI J, TAKAGI T, QIU J. Intelligent material systems; application of functional materials [J]. *Applied Mechanics Reviews*, 1998, 51 (8): 505-521.
- [2] SATO H, NAGAMINE M. Mechanical properties of metal-core piezoelectric fiber [C]. *Proc. of SPIE, Smart Structures and Materials 2005: Smart Structures and Integrated Systems*, Bellingham, WA, 2005: 623-629.
- [3] HAGOOD N, BENT A. Development of piezoelectric fiber composite for structural actuation [C]. *Proceedings, AIAA's 34th Structures, Structural Dynamics, and Material Conference, La Jolla, CA, USA; AIAA*, 1993: 3625-3638.
- [4] HIGH J, WILKEI W. *Method of fabricating NASA-standard macro-fiber composite piezoelectric actuators* [R]. Virginia, USA; NASA, 2003.
- [5] QIU J, YAMADA N, TANI J, *et al.*. Fabrication of piezoelectric fibers with metal core [C]. *Proceedings of SPIE's 10th International Symposium on Smart Structures and Materials, Active Materials: Behavior and Mechanics, San Diego, CA, USA; SPIE*, 2003: 475-483.
- [6] SATO H, SEKIYA T, NAGAMINE M. Design of the metal-core piezoelectric fiber [C]. *Proceedings of SPIE, Smart Structures and Materials, Smart Structures and Integrated Systems, Bellingham, WA, 2004*: 97-103.
- [7] SEBALD G, QIU J, GUYOMAR D, *et al.*. Modeling and Characterization of Piezoelectric Fibers with Metal Core. [J]. *Japanese Journal of Applied Physics*, 2005, 44(8): 6156-6163.
- [8] SEBALD G, QIU J, GUYOMAR D. Modeling the lateral resonance mode of piezoelectric fibers with metal core [J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2005, 38: 3733-3740.
- [9] TAKAGI K, SATO H, SAIGO M. Robust vibration control of the metal-core assisted piezoelectric fiber embedded in CFRP composite [C]. *Proceedings of SPIE, Smart Structures and Materials, Smart Structures and Integrated Systems, Bellingham, WA, 2004*: 376-385.
- [10] TAKAGI K, SATO H, SAIGO M. Damage detection and gain-scheduled control of CFRP smart board mounting the metal core assisted piezoelectric fiber [C]. *Proceedings of SPIE, Smart Structures and Materials, Smart Structures and Integrated Systems, Bellingham, WA, 2005*: 471-480.
- [11] QIU J, PARK M, HOSHI D, *et al.*. The research of the development of the air flow sensor using the piezoelectric fiber with Pt core [C]. *Proceedings of 13th conference on Electromagnetic Phenomena and Dynamics, Sendai, JP: AEM of Japan*, 2004: 299-303. (in Japanese)
- [12] DAVID V. *Applied Mechanical Vibrations* [M]. New York: McGraw-Hill, Inc, 1981: 274-276.

作者简介:



边义祥(1973—),江苏沭阳人,博士研究生,主要从事智能材料与结构的研究。E-mail: bianyiqiang@163.com

通讯作者:



裘进浩(1963—),浙江嵊州人,工学博士,博士生导师,主要从事智能材料、振动控制、能量回收等方面的研究。E-mail: qiu@nuaa.edu.cn



王鑫伟(1948—),男,江苏苏州人,工学博士,博士生导师,主要从事工程问题的力学建模与计算机仿真、复合材料力学、智能材料结构等方面的研究。E-mail: wangx@nuaa.edu.cn



季宏丽(1983—),女,江苏射阳人,博士研究生,主要从事智能材料与结构的研究。E-mail: jhl_83@163.com



朱孔军(1971—),男,山东临沂人,工学博士,主要从事智能材料方面的研究。E-mail: kjzhu@nuaa.edu.cn

● 下期预告

入射角度变化对角锥棱镜测量精度的影响

刘万里¹, 欧阳健飞¹, 曲兴华¹, 闫勇刚²

(1. 天津大学 精密测试技术及仪器国家重点实验室, 天津 300072;

2. 河南理工大学 精密工程研究所, 河南 焦作 454003)

为了掌握角锥棱镜用在激光跟踪仪中光束入射角度变化对其测量精度的影响规律,详细分析了角锥棱镜的工作原理和反射特性,计算出了角锥棱镜在不同入射角下的实际有效反射面积,并建立了角锥棱镜有效反射面积随光束入射角度变化的理论公式,进而得到角锥棱镜测量精度随光束入射角度变化的规律。实验结果表明:角锥棱镜测量精度随入射角增大而减小,在最大允许入射角处发生突变。在最大允许入射角 $\pm 35.26^\circ$ 时其测量误差达到 0.050 mm;而在 $\pm 20^\circ$ 范围内时其测量精度优于 0.010 mm,且入射角度在 $\pm 15^\circ$ 范围内其测量精度最高,稳定性最好。所得结论证明了当角锥棱镜在入射角度为 $\pm 20^\circ$ 范围内工作时能满足了激光跟踪仪的测量精度要求,这对角锥棱镜设计和实际测量工作具有指导意义。