

◇ 汪承灏院士八十生辰学术论文 ◇

性能可调的纵向振动圆锥形超声变幅杆*

林书玉[†] 唐一藩 徐洁

(陕西师范大学物理学与信息技术学院 西安 710119)

摘要 提出了一种基于压电效应的性能可调纵向振动圆锥形超声变幅杆,并对其振动性能进行了研究。该变幅杆由传统的圆锥形超声变幅杆和压电陶瓷材料组合而成。论文研究了圆锥变幅杆中压电陶瓷材料的厚度、位置以及电阻抗的改变对变幅杆性能参数的影响,并进行了数值模拟仿真及实验验证。结果表明,通过改变压电陶瓷材料的厚度、位置和电阻抗值,可以实现变幅杆共振频率和位移放大系数的改变。理论计算结果与数值模拟值和实验测试值符合得很好。

关键词 超声变幅杆,性能调节,共振频率,位移放大系数,电阻抗

中图法分类号: O426.1

文献标识码: A

文章编号: 1000-310X(2018)01-0020-08

DOI: 10.11684/j.issn.1000-310X.2018.01.004

Longitudinal conical ultrasonic horns with adjustable vibrational performance

LIN Shuyu TANG Yifan XU Jie

(School of Physics and Information Technology, Shaanxi Normal University, Xi'an 710119, China)

Abstract Longitudinal conical ultrasonic horn with adjustable vibrational performance based on piezoelectric effect is proposed and studied. It is composed of the traditional ultrasonic horn and the piezoelectric material. By changing the electric impedance connected to the piezoelectric material, the vibrational performance can be adjusted. The effect of the electric impedance and the piezoelectric material on the ultrasonic horn is analyzed analytically. Meanwhile, the resonance frequency and the displacement magnification are numerically simulated. It is shown that the theoretical results are in good agreement with the numerically simulated and experimental results. It is expected that this kind of ultrasonic horns can be used in high power ultrasonic technology where different vibrational performance is needed.

Key words Ultrasonic horn, Performance adjustment, Resonance frequency, Displacement magnification, Electric impedance

2017-10-12 收稿; 2017-11-28 定稿

*国家自然科学基金项目 (11374200, 11474192, 11674206)

作者简介: 林书玉 (1963-), 男, 山东莱州人, 博士生导师, 研究方向: 功率超声及超声换能器。

[†] 通讯作者 E-mail: sylin@snnu.edu.cn

1 引言

超声变幅杆,又称为超声波聚能器、超声波机械变压器以及超声波固体实心喇叭,是功率超声振动系统中一个独特的组成部分。超声变幅杆在超声金属和塑料焊接、超声波机械加工、超声波手术器械、超声波提取和细胞粉碎以及超声波液体处理等高强度超声波应用技术中获得了广泛的应用。其主要功能包括超声波振动位移和振速的放大、机械阻抗匹配及变换、振动系统的固定以及隔离超声波换能器和一些苛刻的工作环境,如高温、高压以及各种腐蚀性环境等^[1-4]。

在传统的功率超声技术中,超声变幅杆就是一个变截面的金属实心或空心棒体。目前常用的超声变幅杆形状包括阶梯型、圆锥形、指数型、悬链线形及其各种复合形式。随着功率超声技术的发展,为了满足一些特定的要求,一些特殊形状的变幅杆,如高斯型和傅里叶型变幅杆等也得到了人们的重视和研究^[5-18]。

超声波振动系统是一个共振式结构。当超声波换能器和变幅杆的几何形状以及尺寸确定以后,其各种性能参数,包括共振频率、位移放大系数以及机械品质因数等随之确定。而在一些功率超声应用技术中,我们需要研究超声波参数对超声波处理效果的影响,例如研究超声波各种处理效应的频率响应以及振动位移的影响等,因此我们需要改变超声波换能器振动系统的性能参数。为了达到这一目的,按照传统的超声波振动系统的设计理论,必须设计不同的超声波振动系统,以实现其性能参数的改变,而这对于工程技术应用是不方便的,也增加了系统的成本。

为了实现功率超声振动系统性能参数的改变,基于汪承灏院士提出的可调频率压电换能器理论^[19-21],本研究提出了一种新型的性能可调圆锥形超声变幅杆。该变幅杆是由传统的功率超声圆锥形变幅杆和压电陶瓷材料复合而成,借助于压电陶瓷材料的压电效应,通过改变连接于压电陶瓷材料两端的电阻抗值,实现了超声变幅杆共振频率和位移放大系数的改变。

2 理论分析

图1为一个性能可调的圆锥形超声变幅杆的几何示意图。图中PZT表示纵向极化的压电陶瓷圆

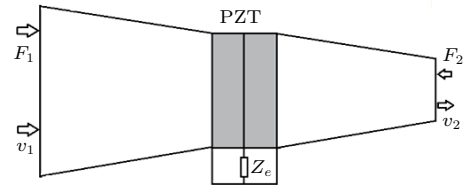


图1 性能可调的圆锥形超声变幅杆的几何示意图
Fig. 1 Diagram of the conical ultrasonic horn with adjustable vibrational performance

环,其数目一般为偶数,且相邻两片压电陶瓷材料的极化方向是相反的。压电陶瓷材料与圆锥形变幅杆之间通过预应力螺栓连接。 Z_e 表示连接于压电陶瓷材料上的可变电阻抗。 F_1 、 v_1 和 F_2 、 v_2 分别表示变幅杆输入和输出端面的力和振动速度。基于压电陶瓷换能器振动系统的一维分析理论,可以得出图1所示性能可调变幅杆的机电等效电路如图2所示。图2中, Z_{11} 、 Z_{12} 、 Z_{13} 和 Z_{21} 、 Z_{22} 、 Z_{23} 分别表示组成圆锥形超声变幅杆的两段金属圆柱的等效机电阻抗。 Z_{01} 、 Z_{02} 、 Z_{03} 分别表示压电陶瓷材料的等效机电阻抗。 C_0 和 n 分别表示压电陶瓷材料的静态电容和机电转换系数。其具体的表达式如下:

$$Z_{11} = \frac{\rho c}{2jk} \left(\frac{\partial S}{\partial x} \right)_{x=0} + \frac{\rho c K S_1}{jk} \text{ctg} K L_1 - \frac{\rho c K \sqrt{S_1 S_2}}{jk \sin K L_1}, \quad (1)$$

$$Z_{12} = -\frac{\rho c}{2jk} \left(\frac{\partial S}{\partial x} \right)_{x=L_1} + \frac{\rho c K S_2}{jk} \text{ctg} K L_1 - \frac{\rho c K \sqrt{S_1 S_2}}{jk \sin K L_1}, \quad (2)$$

$$Z_{13} = \frac{\rho c K \sqrt{S_1 S_2}}{jk \sin K L_1}, \quad (3)$$

$$Z_{21} = \frac{\rho c}{2jk} \left(\frac{\partial S}{\partial x} \right)_{x=0} + \frac{\rho c K S_2}{jk} \text{ctg} K L_2 - \frac{\rho c K \sqrt{S_2 S_3}}{jk \sin K L_2}, \quad (4)$$

$$Z_{22} = -\frac{\rho c}{2jk} \left(\frac{\partial S}{\partial x} \right)_{x=L_2} + \frac{\rho c K S_3}{jk} \text{ctg} K L_2 - \frac{\rho c K \sqrt{S_2 S_3}}{jk \sin K L_2}, \quad (5)$$

$$Z_{23} = \frac{\rho c K \sqrt{S_2 S_3}}{jk \sin K L_2}, \quad (6)$$

$$Z_{01} = Z_{02} = j Z_0 \tan \left\{ \frac{p k_0 L_0}{2} \right\}, \quad (7)$$

$$Z_{03} = \frac{Z_0}{j \sin \{p k_0 L_0\}}, \quad (8)$$

其中, $S = S(x)$ 表示圆锥形变幅杆的截面积函

数, $K^2 = k^2 - \frac{1}{\sqrt{S}} \frac{\partial^2 \sqrt{S}}{\partial x^2}$, ρ 表示变幅杆材料密度, $c = \sqrt{E/\rho}$, $k = \sqrt{\omega/c}$, k 和 c 表示波数和声速, E 是材料的杨氏模量。 L_1 和 L_2 表示变幅杆中两段金属圆锥的长度, S_1 、 S_2 和 S_2 、 S_3 表示金属圆锥两端的横截面积。 $S_1 = \pi R_1^2$, $S_2 = \pi R_2^2$, $S_3 = \pi R_3^2$ 。 S_0 和 L_0 分别表示压电陶瓷材料的横截面积和厚度, $S_0 = \pi R_0^2$, $Z_0 = \rho_0 c_0 S_0$, $k_0 = \sqrt{\omega/c_0}$, ρ_0 和 c_0 表示压电陶瓷材料的密度和声速。 p 表示压电陶瓷圆环的数目, 一般为偶数, 压电陶瓷材料的总厚度是 pL_0 。

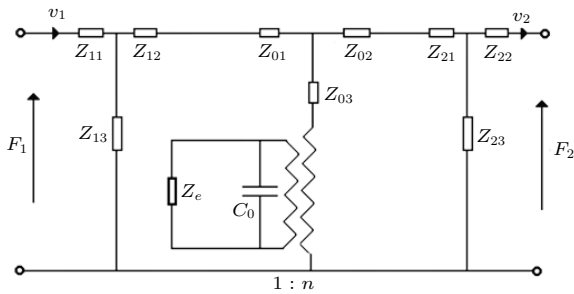


图2 性能可调圆锥形超声变幅杆的机电等效电路
Fig. 2 Electro-mechanical equivalent circuit of the conical ultrasonic horn with adjustable vibrational performance

一般情况下, 超声变幅杆的输出端作用于某一处理对象, 具有一定的机械负载。当超声变幅杆输出端的机械阻抗为 Z_L 时, $F_2 = v_2 \times Z_L$ 。然而, 考虑到变幅杆负载阻抗的复杂性, 在变幅杆的实际设计时, 常常忽略负载的影响, 即 $Z_L = 0$ 。此时, 利用图2可以得出变幅杆的输入机械阻抗 Z_{im} 为

$$Z_{im} = Z_{11} + \frac{Z_{13}(Z_{12} + Z_{1m})}{Z_{13} + Z_{12} + Z_{1m}}, \quad (9)$$

$$Z_{1m} = Z_{01} + \frac{(Z_{03} + Z_{3m})(Z_{02} + Z_{2m})}{Z_{02} + Z_{03} + Z_{2m} + Z_{3m}}, \quad (10)$$

$$Z_{2m} = Z_{21} + \frac{Z_{22}Z_{23}}{Z_{22} + Z_{23}}, \quad (11)$$

$$Z_{3m} = n^2 \frac{Z_e}{1 + j\omega C_0 Z_e}, \quad (12)$$

式(12)中, $\omega = 2\pi f$ 表示角频率。当变幅杆的输入机械阻抗等于零时, 可以得出其共振频率方程为

$$Z_{11} + \frac{Z_{13}(Z_{12} + Z_{1m})}{Z_{13} + Z_{12} + Z_{1m}} = 0. \quad (13)$$

变幅杆的振速放大系数定义为输出端的振速与其输入端的振速之比,

$$M = v_2/v_1. \quad (14)$$

利用图2, 可以得出性能可调圆锥形超声变幅杆的振速放大系数为

$$M = \frac{1}{G_1 G_2 G_3}, \quad (15)$$

$$G_1 = \frac{Z_{13} + Z_{12} + Z_{1m}}{Z_{13}}, \quad (16)$$

$$G_2 = \frac{Z_{02} + Z_{03} + Z_{2m} + Z_{3m}}{Z_{03} + Z_{3m}}, \quad (17)$$

$$G_3 = \frac{Z_{22} + Z_{23}}{Z_{23}}. \quad (18)$$

基于上述理论分析, 当变幅杆的材料、形状以及几何尺寸给定以后, 就可以得出其共振频率和放大系数。

3 压电陶瓷材料和电阻抗对变幅杆共振频率和放大系数的影响

对于圆锥形超声变幅杆, 其横截面积变化函数为 $S = S_1(1 - \alpha x)^2$, $\alpha = (N - 1)/(NL)$, $N = \sqrt{S_1/S_2}$ 。变幅杆金属材料选取铝合金, 压电陶瓷材料为PZT-4发射型材料, 利用材料的标准参数, 即铝合金材料的参数为 $\rho = 2790 \text{ kg/m}^3$, $E = 7.023 \times 10^{10} \text{ N/m}^2$, $c = 5100 \text{ m/s}$, 压电陶瓷材料的参数为 $\rho_0 = 7500 \text{ kg/m}^3$, $c_0 = 2933 \text{ m/s}$, 分析了电阻抗以及压电陶瓷材料对变幅杆共振频率和位移放大系数的影响。

3.1 压电陶瓷材料位置的影响

当压电陶瓷材料在变幅杆中的位置发生改变时, 变幅杆的位移和应力分布将发生相应的改变, 因而影响变幅杆的性能。变幅杆的几何尺寸为 $R_1 = 0.03 \text{ m}$, $R_2 = 0.02 \text{ m}$, $R_3 = 0.01 \text{ m}$, $R_0 = 0.019 \text{ m}$, $L_1 + L_2 = 0.12 \text{ m}$, $L_0 = 0.002 \text{ m}$, $p = 2$ 。在这种情况下, 变幅杆纵向的几何尺寸保持不变, L_1 的变化意味着压电陶瓷材料在变幅杆中的位置发生了改变。基于上述理论分析, 可以得出变幅杆的共振频率和位移放大系数对压电陶瓷材料位置的依赖关系, 如图3和图4所示。

从图3和图4的结果可以看出, 压电陶瓷材料的位置影响变幅杆的共振频率和位移放大系数。当压电陶瓷材料处于一定的位置时, 变幅杆的共振频率和位移放大系数出现最大值。另外, 当压电陶瓷材料固定时, 电阻抗的性质对变幅杆性能参数的影响不大。

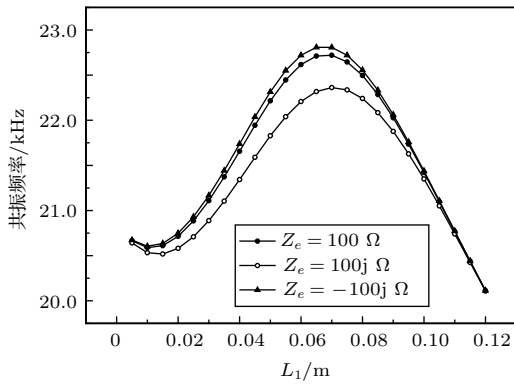


图3 压电陶瓷材料位置对变幅杆共振频率的影响
Fig. 3 Effect of the position of the piezoelectric material on the resonance frequency

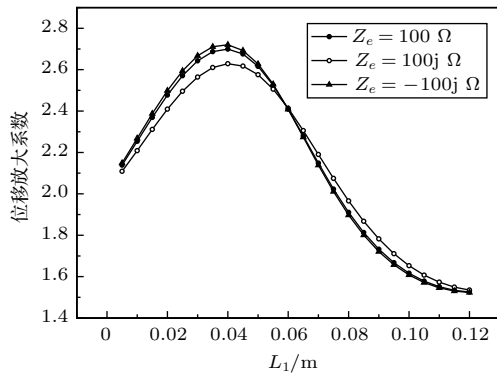


图4 压电陶瓷材料位置对变幅杆位移放大系数的影响
Fig. 4 Effect of the position of the piezoelectric material on the displacement amplification

3.2 压电陶瓷材料厚度对变幅杆性能参数的影响

当压电陶瓷材料的位置保持不变时,研究压电陶瓷材料的厚度对变幅杆性能参数的影响。变幅杆的几何尺寸为 $R_1=0.03\text{ m}$, $R_2=0.02\text{ m}$, $R_3=0.01\text{ m}$,

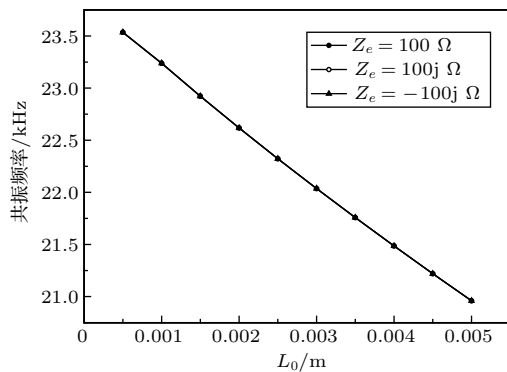


图5 压电陶瓷材料的厚度对变幅杆共振频率的影响
Fig. 5 Effect of the thickness of the piezoelectric ceramic on resonance frequency

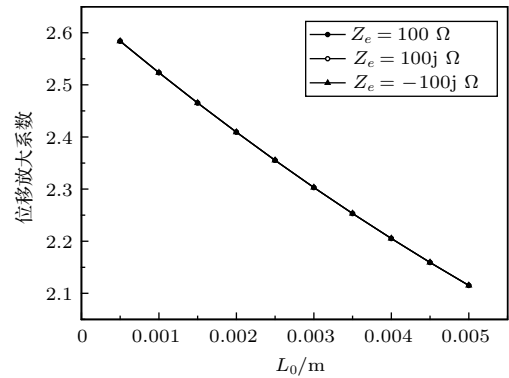


图6 压电陶瓷材料的厚度对变幅杆位移放大系数的影响
Fig. 6 Effect of the thickness of the piezoelectric ceramic on displacement amplification

$R_0 = 0.019\text{ m}$, $L_1 = L_2 = 0.06\text{ m}$, $p = 2$ 。图5和图6分别为压电陶瓷材料的厚度对变幅杆共振频率和位移放大系数的影响。

基于上述分析结果可以看出,当压电陶瓷材料的厚度增大时,变幅杆的共振频率和位移放大系数减小。对应一定的压电陶瓷厚度,不同的电阻抗性质对变幅杆的性能影响是微乎其微的。

3.3 电阻抗对变幅杆性能参数的影响

当连接到压电陶瓷材料上的电阻抗发生改变时,变幅杆的振动性能发生变化。当变幅杆的材料、形状以及几何尺寸一定时,研究电阻抗对变幅杆性能参数的影响。圆锥形变幅杆的几何参数为 $R_1 = 0.03\text{ m}$, $R_2 = 0.02\text{ m}$, $R_3 = 0.01\text{ m}$, $R_0 = 0.019\text{ m}$, $L_0 = 0.005\text{ m}$, $L_1 = L_2 = 0.06\text{ m}$, $p = 2$ 。图7-图10是电阻抗对变幅杆共振频率和位移放大系数的影响规律。

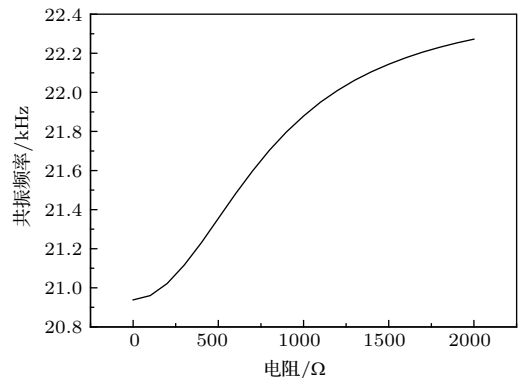


图7 电阻对变幅杆共振频率的影响
Fig. 7 Effect of the electric resistance on resonance frequency

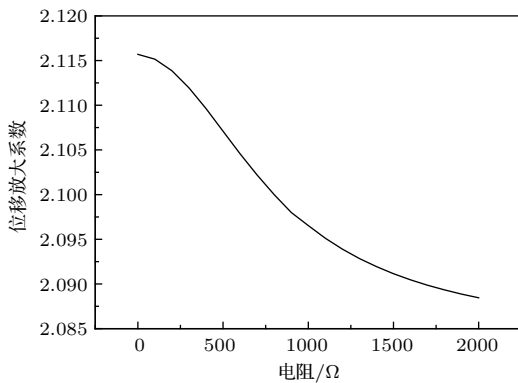


图8 电阻对变幅杆位移放大系数的影响

Fig. 8 Effect of the electric resistance on displacement amplification

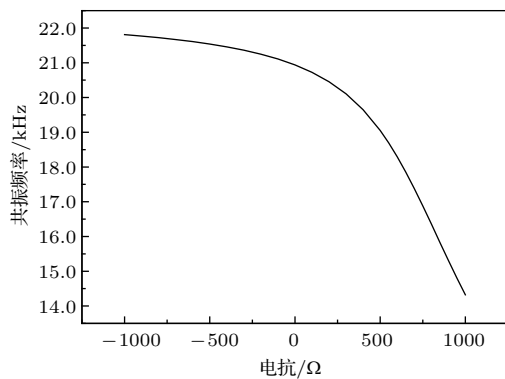


图9 电抗对变幅杆共振频率的影响

Fig. 9 Effect of the electric reactance on resonance frequency

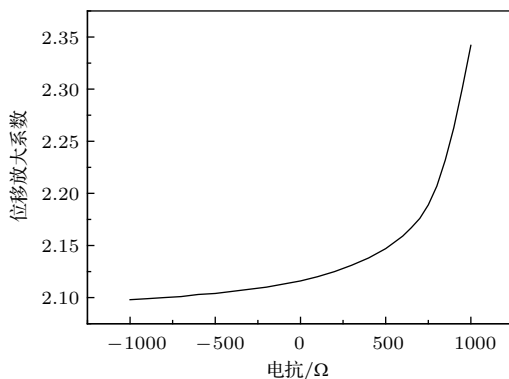


图10 电抗对变幅杆位移放大系数的影响

Fig. 10 Effect of the electric reactance on the displacement amplification

从上述分析结果可以看出,阻性电阻抗和抗性电阻抗对变幅杆性能参数的影响规律是不同的。当电阻增大时,变幅杆的共振频率增大,位移放大系数减小。当电抗增大时,变幅杆的共振频率减小,位移

放大系数增大。

基于上述分析可以看出,当电阻抗和压电陶瓷材料发生改变时,变幅杆的共振频率和位移放大系数都会发生相应的变化,因此利用这种方法,通过合理的选择变幅杆的形状、几何尺寸、压电陶瓷材料的位置和厚度以及连接于压电陶瓷材料上的电阻抗,可以实现变幅杆性能参数的改变及其优化设计。

4 变幅杆振动性能参数的数值模拟

为了验证上述理论分析,利用有限元方法对变幅杆的振动性能进行了数值模拟及仿真。变幅杆的几何尺寸为 $R_1 = 0.03$ m, $R_2 = 0.02$ m, $R_3 = 0.01$ m, $R_0 = 0.019$ m, $L_0 = 0.005$ m, $L_1 = L_2 = 0.06$ m, $p = 2$ 。基于COMSOL Multiphysics 5.2软件,数值模拟了变幅杆的振动模态,并得出了其共振频率和位移放大系数,结果如表1-表3所示。其中 f_t 、 f_n 以及 M_t 、 M_n 分别表示变幅杆共振频率和位移放大系数的解析结果和数值模拟结果, $\Delta_1 = |f_t - f_n|/f_n$, $\Delta_2 = |M_t - M_n|/M_n$ 。

表1 不同电阻时变幅杆共振频率和位移放大系数的理论及数值模拟结果

Table 1 Theoretical and numerical simulated results of the resonance frequency and the displacement amplification at different electric resistances

编号	R_e/Ω	f_t/Hz	f_n/Hz	$\Delta_1/\%$	M_t	M_n	$\Delta_2/\%$
1	100	20786	20653	0.64	2.122	2.108	0.66
2	1000	21648	20799	4.08	2.103	2.102	0.05
2	10000	22253	21155	5.19	2.090	2.079	0.53

表2 不同电感时变幅杆共振频率和位移放大系数的理论及数值模拟结果

Table 2 Theoretical and numerical simulated results of the resonance frequency and the displacement amplification at different electric inductances

编号	L_e/mH	f_t/Hz	f_n/Hz	$\Delta_1/\%$	M_t	M_n	$\Delta_2/\%$
1	1	20492	20605	0.55	2.126	2.110	0.76
2	2	20133	20554	2.05	2.133	2.112	0.99
2	3	19666	20492	4.03	2.141	2.114	1.28

表3 不同电容时变幅杆共振频率和位移放大系数的理论及数值模拟结果

Table 3 Theoretical and numerical simulated results of the resonance frequency and the displacement amplification at different electric capacitances

编号	$C_e/\mu\text{F}$	f_t/Hz	f_n/Hz	$\Delta_1/\%$	M_t	M_n	$\Delta_2/\%$
1	10000	21494	20810	3.29	2.107	2.101	0.29
2	20000	21245	20745	2.41	2.111	2.104	0.33
2	100000	20894	20675	2.51	2.114	2.107	0.33

从上述结果可以看出,利用本文理论得出的变幅杆共振频率和位移放大系数与数值模拟结果符合得很好。同时,变幅杆共振频率和位移放大系数与电阻抗的依赖关系也基本保持一致。误差来源主要有以下几个方面:第一,解析理论中假设变幅杆的振动是一维的,没有考虑其他的振动耦合,而在数值模拟中,则考虑了变幅杆的各种耦合振动。第二,解析理论中忽略了材料的损耗,而数值模拟则考虑了变幅杆以及压电陶瓷材料的损耗。

5 实验

为了验证上述关于性能可调圆锥形超声变幅杆的分析理论,实际加工了一个带有压电陶瓷材料的圆锥形超声变幅杆。变幅杆的材料为超硬铝合金,压电陶瓷材料为国产的PZT-4发射型材料。其材料参数选用标准值,铝合金材料的参数为 $\rho = 2790 \text{ kg/m}^3$, $E = 7.023 \times 10^{10} \text{ N/m}^2$, $c = 5100 \text{ m/s}$,压电陶瓷材料的参数为 $\rho_0 = 7500 \text{ kg/m}^3$, $c_0 = 2933 \text{ m/s}$ 。利用POLYTEC激光扫描测振仪对变幅杆的频率响应及其振动位移分布进行了实验测试,测试框图如图11所示。在图11中,作为振动激励源的压电陶瓷圆盘与变幅杆的输入端紧密连接,激光测振仪可以对变幅杆任意位置的振动位移及其分布进行测试。为了保证变幅杆共振频率测试的准确性,要求压电陶瓷圆盘的共振频率应远离变幅杆的共振频率。具体的测试过程如下:POLYTEC激光测振仪的振动控制器OFV-5000产生的扫频电信号加在压电陶瓷圆盘激励器的两端,借助于压电效应产生的机械振动激发变幅杆产生同频率的振动。同时,激光测振仪的PSV-400扫描激光头对变幅杆的振动位移及其分布进行测试,经过相应的处理以后就可以得

出变幅杆的频率响应以及振动位移分布,并以不同的形式进行显示和处理。在测试过程中,改变连接于变幅杆中压电陶瓷材料两端的电阻抗 Z_e 值,就可以改变变幅杆的性能并进行直接测试。变幅杆性能参数的具体测试装置图如图12所示,主要由POLYTEC激光测振仪系统、待测变幅杆以及可变电阻箱等组成。变幅杆振动位移及振动位移分布的测试结果如图13所示。其中上面的图表示变幅杆待测表面的振动位移分布,下面的图表示变幅杆振动位移的频率响应曲线。在频率响应曲线上,对应振动位移最大时的频率就是变幅杆的共振频率。对应变幅杆的共振频率,测出其输入和输出端的振动位移,就可得出变幅杆的位移放大系数。待测变幅杆的几何尺寸如表4所示,其共振频率以及位移放大系数的测试结果见表5。表5中, f_t 、 f_m 以及 M_t 、 M_m 分别表示变幅杆共振频率和位移放大系数的理论及实验测试值。 $\Delta_3 = |f_t - f_m|/f_m(\%)$, $\Delta_4 = |M_t - M_m|/M_m(\%)$ 。从表5中数据可以看出,变幅杆共振频率及位移放大系数的理论值和实

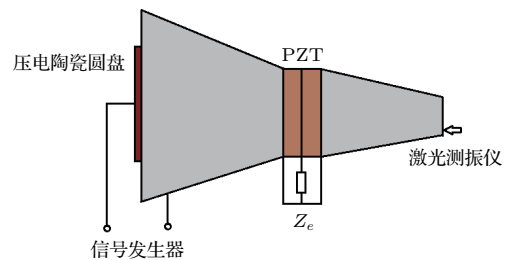


图11 变幅杆共振频率及位移分布的实验测试框图
Fig. 11 Diagram for the frequency and displacement measurement of the ultrasonic horn



图12 变幅杆共振频率及位移分布的实验测试装置图
Fig. 12 Experimental set-up for the frequency and displacement distribution measurement of the ultrasonic horn

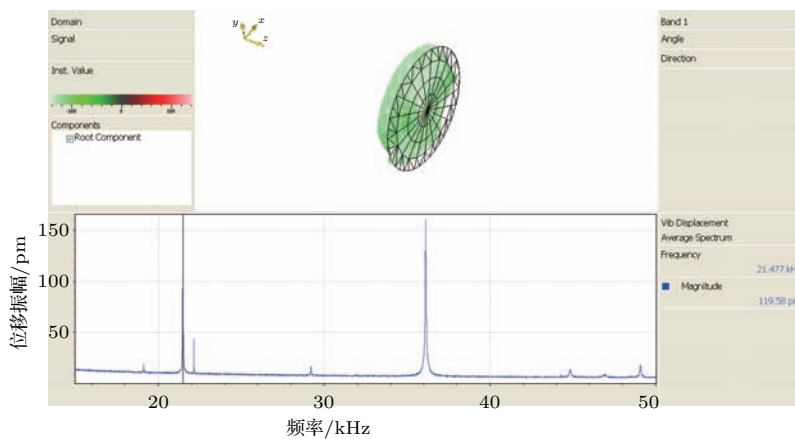


图13 变幅杆输出端位移分布及其频率响应的测试结果

Fig. 13 Measured frequency response and vibrational displacement distribution at the output end surface of the ultrasonic horn

表4 待测变幅杆的几何尺寸

Table 4 Geometrical dimensions of the horn to be measured

$R_1/$ mm	$R_2/$ mm	$R_3/$ mm	$L_1/$ mm	$L_2/$ mm	$L_0/$ mm	p
27	16	10	50	50	5	2

表5 不同电阻时变幅杆共振频率和位移放大系数的理论计算及测试结果

Table 5 Theoretical and experimental results of the resonance frequency and displacement amplification at different electric resistances

R_e/Ω	f_t/Hz	f_m/Hz	$\Delta_3/\%$	M_t	M_m	$\Delta_4/\%$
0	20927	20906	0.10	2.3045	2.1872	5.36
200	20954	20922	0.15	2.3044	2.1470	7.33
400	21034	20938	0.45	2.3039	2.1458	7.37
∞	22313	21461	3.97	2.2917	2.2371	2.44

验值符合得很好。误差来源主要来源于以下几方面：第一，变幅杆以及压电陶瓷材料的标准参数值与材料的实际值可能有所不同。第二，理论计算没有考虑连接于变幅杆输入端的压电陶瓷圆盘的影响，实际测试时压电陶瓷圆盘相当于一个机械负载作用于变幅杆，因此会对变幅杆的性能参数产生一定的影响。第三，理论计算没有考虑变幅杆耦合振动的影响，实际的变幅杆具有一定的横向尺寸，存在一定的耦合振动。第四，理论计算时没考虑变幅杆及压电陶瓷材料损耗的影响。第五，理论计算时未考虑

变幅杆中预应力螺栓的影响，实际的变幅杆是利用中心金属螺栓实现紧固的。第六，变幅杆的放置条件也影响测试结果，尤其是对变幅杆前后端的位移振幅进行测试时，需要对变幅杆进行移位，可能导致两次测试条件的不同，因而影响测试结果。

6 结论

本文提出了一种性能可调的圆锥形纵向振动超声变幅杆。借助于压电效应，通过改变电阻抗以及压电陶瓷材料的位置和厚度，实现了变幅杆共振频率和位移放大系数的改变。总结全文，可以得出以下结论：

(1) 压电陶瓷材料的位置影响变幅杆的性能参数。对应一定的位置，变幅杆的共振频率和位移放大系数具有最大值。

(2) 当压电陶瓷材料的厚度增大时，变幅杆的共振频率和位移放大系数减小。

(3) 当电阻增大时，变幅杆的共振频率增大，位移放大系数减小。当电抗增大时，变幅杆的共振频率减小，而位移放大系数增大。

(4) 通过合理选择压电陶瓷材料的位置、厚度以及电阻抗，可以实现变幅杆性能参数的改变及其优化设计。

参 考 文 献

- [1] Zhou M, Wang X J, Ngoi B K A, et al. Brittle-ductile transition in the diamond cutting of glasses with the aid of ultrasonic vibration[J]. J. Mater. Process. Tech., 2002, 121(2/3): 243-251.

- [2] Kim S R, Lee J H, Yoo C D, et al. Design of highly uniform spool and bar horns for ultrasonic bonding[J]. *IEEE Trans. Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control*, 2011, 58(10): 2194–2201.
- [3] Tsai S C, Song Y L, Tseng T K, et al. High-frequency, silicon-based ultrasonic nozzles using multiple Fourier horns[J]. *IEEE Trans. Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control*, 2004, 51(3): 277–285.
- [4] Nad M. Ultrasonic horn design for ultrasonic machining technologies[J]. *Appl. Comput. Mech.*, 2010, 4(1): 79–88.
- [5] 林仲茂. 超声变幅杆的原理及设计[M]. 北京: 科学出版社, 1987.
- [6] Bangviwat A, Ponnakanti H K, Finch R D. Optimizing the performance of piezoelectric drivers that use stepped horns[J]. *J. Acoust. Soc. Am.*, 1991, 90(3): 1223–1229.
- [7] Nagarkar B N, Finch R D. Sinusoidal horns[J]. *J. Acoust. Soc. Am.*, 1971, 50(1A): 23–31.
- [8] Abramov O V. High-intensity ultrasonics: theory and industrial applications[M]. Gordon and Breach Science Publishers: The Netherlands, 1998.
- [9] Amza G, Drimer D. The design and construction of solid concentrators for ultrasonic energy[J]. *Ultrasonics*, 1976, 14(5): 223–226.
- [10] Wang D A, Chuang W Y, Hsu K, et al. Design of a Bézier-profile horn for high displacement amplification[J]. *Ultrasonics*, 2011, 51(2): 148–156.
- [11] Nguyen H, Nguyen H D, Uan J Y, et al. A non-rational B-spline profiled horn with high displacement amplification for ultrasonic welding[J]. *Ultrasonics*, 2014, 54: 2063–2071.
- [12] Hunter G, Lucaus M, Watson I, et al. A radial mode ultrasonic horn for the inactivation of *Escherichia coli* K12[J]. *Ultrasonics Sonochemistry*, 2008, 15(2): 101–109.
- [13] Iula A, Parenti L, Fabrizi F, et al. A high displacement ultrasonic actuator based on a flexural mechanical amplifier[J]. *Sen. Act. A.*, 2006, 125(2): 118123.
- [14] Grabalosa J, Ferrer I, Martinez O R, et al. Assessing a stepped sonotrode in ultrasonic molding technology[J]. *J. Mater. Process. Tech.*, 2016, 229: 687–696.
- [15] Roopa M, Rudramoorthy R. Computational modeling and experimental studies of the dynamic performance of ultrasonic horn profiles used in plastic welding[J]. *Ultrasonics*, 2013, 53(3): 763–772.
- [16] Lin S Y. Study on the longitudinal-torsional composite mode exponential ultrasonic horns[J]. *Ultrasonics*, 1996, 34(7): 757–762.
- [17] Lin S Y. Study on the longitudinal-torsional composite vibration of a sectional exponential horn[J]. *J. Acoust. Soc. Am.*, 1997, 102(3): 1388–1393.
- [18] Gourley B, Rushton A. Solve ultrasonic horn problems with finite element analysis[J]. *Plast. Technol.*, 2006, 52(11): 49–50.
- [19] 汪承灏, 赵哲英. 可调频率压电换能器原理[J]. *声学学报*, 1982, 7(6): 354–371.
Wang Chenghao, Zhao Zheyang. The principle of adjustable frequency piezoelectric transducer[J]. *Acta Acustica*, 1982, 7(6): 354–371.
- [20] 汪承灏, 赵哲英, 马玉龙. 电负载对压电振动系统特性的影响[J]. *声学学报*, 1981, 6(2): 92–102.
Wang Chenghao, Zhao Zheyang, Ma Yulong. The effect of electric load on the characteristics of piezoelectric system[J]. *Acta Acustica*, 1981, 6(2): 92–102.
- [21] 汪承灏, 赵哲英. 在电负载下压电板的厚度振动[J]. *声学学报*, 1981, 6(4): 263–267.
Wang Chenghao, Zhao Zheyang. The thickness vibration of the piezoelectric plate with electric load[J]. *Acta Acustica*, 1981, 6(4): 263–267.