

DOI: 10.3901/JME.2008.10.239

复合管功率超声压电换能器的径向振动特性*

刘世清¹ 姚 晔²

(1. 浙江师范大学数理与信息工程学院 金华 321004;

2. 上海交通大学机械与动力工程学院 上海 200240)

摘要: 在纵向复合压电超声换能器基础上, 提出并研究带预应力外壳的径向复合管压电超声换能器的径向振动特性。换能器由径向极化薄壁压电陶瓷圆管与预应力金属圆管外壳径向复合而成。依据机电类比原理, 建立起复合系统的径向振动等效电路, 并给出其径向振动共振频率方程。结合数值计算例, 探讨换能器的共振和反共振频率以及有效机电耦合系数与预应力圆管半径比之间的关系。设计制作4个径向复合管压电超声换能器样品, 通过试验测量换能器径向振动共振和反共振频率。结果表明, 换能器径向共振频率的理论值与测量结果符合较好, 误差小于5%。

关键词: 管形压电超声换能器 径向振动 频率方程 共振频率 反共振频率

中图分类号: O426.1

Radial Vibration Characteristics of Composite Pipe Power Piezoelectric Ultrasonic Transducer

LIU Shiqing¹ YAO Ye²

(1. College of Mathematics, Physics & Information Engineering, Zhejiang Normal University, Jinhua 321004;

2. School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200240)

Abstract: Based on the longitudinal composite piezoelectric ultrasonic transducer, the radial vibration characteristics of composite pipe power ultrasonic transducer with pre-stressed metal pipe shell are studied. The radial composite pipe ultrasonic transducer consists of a short piezoelectric ceramic pipe and a short metal pre-stressed pipe shell. Based on the electromechanical analogy, the equivalent circuit of the radial composite transducer is set up and the resonance frequency equation is derived. The relationships among the resonance frequency, the anti-resonance frequency, the effective electromechanical coupling coefficient and the radius ratio of pre-stressed pipe are analyzed and discussed. By testing the resonance and anti-resonance frequencies of four samples of radial composite pipe piezoelectric ultrasonic transducer, it is shown that the theoretical resonance frequencies agree well with the measured results and the errors are less than 5%.

Key words: Pipe piezoelectric ultrasonic transducer Radial vibration Frequency equation Resonance frequency

Antiresonance frequency

0 前言

复合型超声换能器在机械加工、超声清洗以及超声波电动机等功率超声领域应用极为广泛^[1-2]。针对不同的工程应用领域, 应设计不同结构和振动模式的换能器, 如纵向、扭转、弯曲及其复合振动模式换能器等^[3-5]。径向振动压电超声换能器具有声辐射面积大、辐射效率高以及周向辐射均匀无指向性

等特点, 在水声、石油开采以及海洋探测等领域应用很广。目前, 管状结构的径向振动换能器主要有增压式^[6]及镶拼式圆管换能器^[7]。这类换能器是将若干相同尺寸的压电圆盘或切向极化压电弧形长条单元镶嵌并粘接在薄壁金属圆管内, 结构上未对压电陶瓷施加足够大径向预应力, 一般只能工作于小功率的接收或发射状态, 换能器的机电转换效率较低。随着功率超声技术的发展, 大功率径向振动复合超声换能器的研究越来越受到重视, 如在声化学反应以及液体超声处理等一类绿色非臭氧消耗物(Ozone depleting substances, ODS)应用领域, 特别需

* 国家自然科学基金(50708057)和浙江省自然科学基金(Y606238)资助项目。20071127 收到初稿, 20080715 收到修改稿

要一类能产生均匀声场分布的大功率径向振动复合超声换能器振子。

本文在传统的纵向及扭转复合压电超声换能器基础上,研究了带预应力管的径向复合管功率超声压电换能器。建立了复合换能器径向振动的机电类比等效电路,并对其径向振动共振和反共振频率等特性进行了理论分析和试验探讨。

1 复合管压电换能器径向振动分析

图 1 所示为一个径向复合短圆管压电超声换能器。图 1 中深色部分代表径向极化压电陶瓷薄壁短圆管,外部为金属短圆管。两者通过热处理方式径向紧密结合在一起,金属圆管对压电陶瓷管施加相当大径向预应力,使之可工作于大功率径向振动状态。压电圆管管壁厚度远小于其直径,图 1 中 R_0 为压电陶瓷薄壁圆管的平均半径; a 、 b 分别代表预应力金属圆管的外半径和内半径,换能器长度 l 小于管的直径,即换能器径长比较大,或称短圆管换能器。 U 表示径向激励电源电压。若施加的工作激励电压频率可使换能器的径向振动达到机械谐振状态,此时,换能器的厚度及长度方向振动将很弱,可以忽略而只考虑其半径方向的伸缩振动。而对于长度大于直径的长圆管形复合换能器,为减少其径长耦合振动,可采用若干段如图 1 所示的几何尺寸及性能参数一致的复合短圆管换能器沿长度方向紧密机械串接或用轴向螺栓联接,并在各段之间垫以去耦材料分隔。各段之间在电路上可并联亦可串连。因此,在进行换能器设计时,只要分析其中一段复合短圆管换能器的径向振动特性即可。

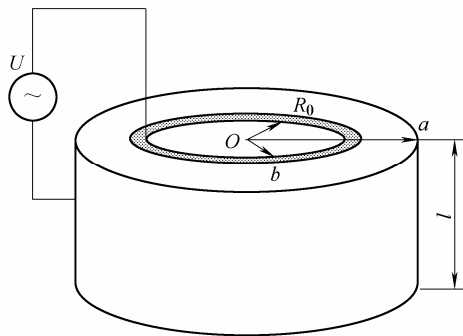


图 1 径向复合管压电换能器结构

1.1 径向极化薄壁压电短圆管的径向振动分析

如图 2 所示的薄壁压电短圆管几何示意图,其内外两侧披银进行径向极化,并加径向激励电场,结果在圆周方向发生伸缩而产生径向振动。由于是薄壁短圆管,其作轴对称径向振动时,可以忽略长

度和半径方向的振动及应力。设陶瓷管的平均半径为 R_0 , 长度为 l , 且满足 $l < R_0$ 。以 u_r 表示径向位移增量, 建立如图 2 所示的柱坐标系。为简便, 以 1 表示切向, 2 表示 z 方向, 3 表示径向 r 方向。则 T_1 和 S_1 是唯一的应力和应变分量, 并且电学分量只有电场 E_3 和电位移 D_3 , 其他分量均为零。可得压电方程为^[8]

$$D_3 = d_{31}T_1 + \epsilon_{33}^T E_3 \quad (1)$$

$$S_1 = s_{11}^E T_1 + d_{31} E_3 \quad (2)$$

式中 d_{31} 为压电应变常数, ϵ_{33}^T 为恒应变介电常数, s_{11}^E 为恒电场柔性常数。

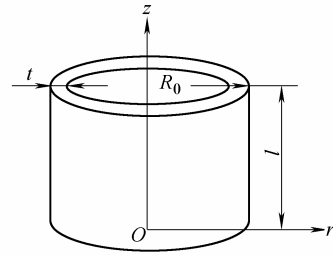


图 2 薄壁压电短圆管几何示意图

若不考虑管壁中的阻尼力, 由弹性力学理论可得薄壁压电圆管的径向运动微分方程为

$$\frac{d^2 u_r}{dt^2} + \frac{1}{R_0^2 \rho s_{11}^E} u_r = \frac{d_{31}}{R_0 \rho s_{11}^E} E_3 \quad (3)$$

式中 ρ 为压电陶瓷材料密度。

由式(1)、(2), 并利用 $S_1 = u_r / R_0$, 可得

$$D_3 = d_{31} \left(\frac{1}{s_{11}^E} \frac{u_r}{R_0} - \frac{d_{31} E_3}{s_{11}^E} \right) + \epsilon_{33}^T E_3 = \frac{d_{31}}{R_0 s_{11}^E} u_r + \epsilon_{33}^T (1 - K_{31}^2) E_3 \quad (4)$$

$$K_{31}^2 = \frac{d_{31}^2}{s_{11}^E \epsilon_{33}^T}$$

$$C_m = \frac{s_{11}^E R_0}{2\pi l t}$$

由式(4)可得流过压电陶瓷管电极电流为

$$I = j\omega 2\pi R_0 l D_3 = j\omega C_0 U + n^2 U / Z_m \quad (5)$$

式中 $C_0 = 2\pi R_0 l \epsilon_{33}^T (1 - K_{31}^2) / t$ 为压电圆管的静态电容, $n = 2\pi l d_{31} / s_{11}^E$ 为压电圆管径向振动模机电转换系数, $Z_m = j\omega m + 1 / j\omega C_m$ 为机械阻抗, m 为压电圆管的等效质量。

由式(5)可得薄壁压电短圆管的径向振动模机电类比等效电路如图 3 所示。

图 3 中左端代表机械端, 右端为电端, F 表示压电圆管侧面力。

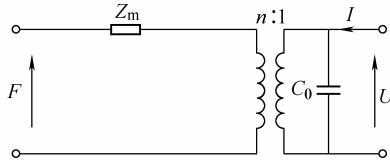


图3 薄壁压电短圆管径向振动机电类比等效电路

1.2 预应力金属短圆管的径向振动机电等效电路

图4为预应力金属短圆管结构示意图。若管壁较薄，可作为压电薄壁短圆管径向振动等效电路机械端一个集中质量抗性负载处理。但在如深海声发射等高压强流体环境中，需使用厚壁预应力管以增大换能器的径向抗压强度，此时管壁中应力沿径向不再均匀，当作集中质量处理会引起较大误差。

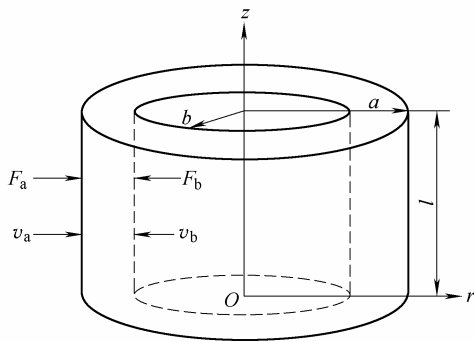


图4 预应力金属短圆管结构示意图

对于图4所示的弹性短圆管作轴对称纯径向振动，由弹性力学理论，并考虑作简谐振动，可得柱坐标系中的运动方程为

$$\frac{d^2 \xi_r(r)}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d \xi_r(r)}{dr} + \left(k^2 - \frac{1}{r^2} \right) \xi_r(r) = 0 \quad (6)$$

式中， $\xi_r(r)$ 为径向位移分量； $k = \omega / c_r$ 为振子径向振动波数； $c_r = \{E / [\rho(1 - \nu^2)]\}^{1/2}$ 为板中纵波波速； E 为材料弹性模量； ν 为泊松比； ρ 为材料密度。

计及简谐振动时间项，式(6)的通解可用一阶柱函数表示为

$$\xi_r(r, t) = [C_1 J_1(kr) + C_2 N_1(kr)] \exp(j\omega t) \quad (7)$$

式中 $J_1(kr)$ 及 $N_1(kr)$ 分别为一阶贝塞耳和一阶诺伊曼函数。 C_1, C_2 为待定常数，由边界条件确定。

管壁中径向正应力为

$$T_r = \left(\frac{E}{1 - \nu^2} \right) \left(\frac{d \xi_r}{dr} + \nu \frac{\xi_r}{r} \right) = \frac{1}{r} \left(\frac{E}{1 - \nu^2} \right) [C_1 f(kr) + C_2 g(kr)] \exp(j\omega t) \quad (8)$$

$$Z_1 = j \left\{ \frac{Z_b [J_1(kb)g(ka) - N_1(kb)f(ka)][J_1(kb)g(kb) - N_1(kb)f(kb)]}{kb [J_1(ka)N_1(kb) - J_1(kb)N_1(ka)][J_1(ka)g(ka) - N_1(ka)f(ka)]} - \frac{1}{J_1(ka)N_1(kb) - J_1(kb)N_1(ka)} \right\} \quad (17)$$

且有

$$f(kr) = (kr)J_0(kr) - (1 - \nu)J_1(kr) \quad (9)$$

$$g(kr) = (kr)N_0(kr) - (1 - \nu)N_1(kr) \quad (10)$$

设管外半径为 a ，内半径为 b ，长为 l ； F_a, v_a 分别表示圆管外侧辐射面处的外力和质点振动速度； F_b, v_b 分别表示圆管内侧辐射面处的外力和质点振动速度。由图4可知，当 $r = a, v = -v_a$ ； $r = b, v = v_b$ 。得 C_1, C_2 的表达式分别为

$$C_1 = \frac{-j}{\omega} \frac{[N_1(kb)v_a + N_1(ka)v_b] \exp(-j\omega t)}{J_1(kb)N_1(ka) - J_1(ka)N_1(kb)} \quad (11)$$

$$C_2 = \frac{j}{\omega} \frac{[J_1(kb)v_a + J_1(ka)v_b] \exp(-j\omega t)}{J_1(kb)N_1(ka) - J_1(ka)N_1(kb)} \quad (12)$$

由上述各表达式，并结合力学边界条件： $r = a, F = T_r S_a = -F_a$ 及 $r = b, F = T_r S_b = -F_b$ ，经化简，并整理得圆管内、外侧面力与质点径向振动速度之间的关系为

$$F_a = \frac{jZ_a}{ka} \left[\frac{J_1(kb)g(ka) - N_1(kb)f(ka)}{J_1(ka)Y_1(kb) - J_1(kb)N_1(ka)} v_a + \frac{J_1(ka)g(ka) - N_1(ka)f(ka)}{J_1(ka)N_1(kb) - J_1(kb)N_1(ka)} v_b \right] \quad (13)$$

$$F_b = \frac{jZ_b}{kb} \left[\frac{J_1(kb)g(kb) - N_1(kb)f(kb)}{J_1(ka)N_1(kb) - J_1(kb)N_1(ka)} v_a + \frac{J_1(ka)g(kb) - N_1(ka)f(kb)}{J_1(ka)N_1(kb) - J_1(kb)N_1(ka)} v_b \right] \quad (14)$$

式中 $Z_a = \rho c S_a$ 及 $Z_b = \rho c S_b$ 为圆管内外侧面特性力阻抗， $S_a = 2\pi ah, S_b = 2\pi bh$ 分别圆管外侧与内侧表面积。式(13)、(14)可进一步整理为如下形式

$$F'_a = (Z_1 + Z_3)v_a + Z_3(v_b/n_b) \quad (15)$$

$$n_b F_b = Z_3 v_a + (Z_2 + Z_3)(v_b/n_b) \quad (16)$$

由双端口网络理论，式(15)、(16)可用如图5的预应力金属短圆管径向振动机电等效网络来描述。

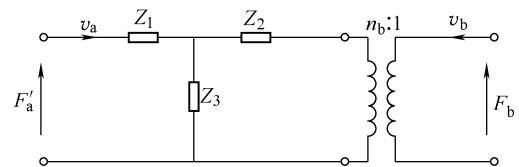


图5 预应力金属短圆管径向振动机电等效图

电路中相应的各参量表达式为

$$Z_2 = j \left\{ \frac{kb[J_1(ka)g(kb) - N_1(ka)f(kb)]}{Z_b[J_1(ka)N_1(kb) - J_1(kb)N_1(ka)][J_1(kb)g(kb) - N_1(kb)f(kb)]^2} - \frac{1}{J_1(ka)N_1(kb) - J_1(kb)N_1(ka)} \right\} \quad (18)$$

$$Z_3 = \frac{j}{J_1(ka)N_1(kb) - J_1(kb)N_1(ka)} \quad (19)$$

$$F'_a = \frac{J_1(kb)g(kb) - N_1(kb)f(kb)}{J_1(ka)g(ka) - N_1(ka)f(ka)} F_a \quad (20)$$

$$n_b = \frac{kb}{Z_b[J_1(kb)g(kb) - N_1(kb)f(kb)]} \quad (21)$$

2 复合管压电超声换能器频率方程

在压电短圆管和预应力金属管交界面处, 径向振动速度及径向力是连续的。由前述结果可得出径向复合管压电超声换能器等效电路如图 6 所示。由图 6 可以看出, 等效电路一端为电端, 另一端为机械端。显然, 由 N 段复合短圆管换能器电极并联、轴向机械串接而成的长管复合换能器, 其等效电路即为 N 个图 6 电路并接起来。

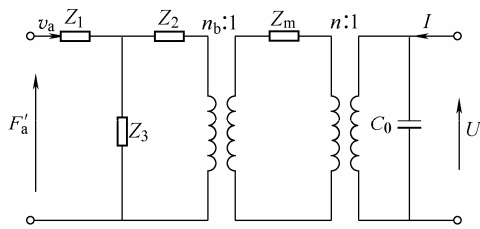


图 6 径向复合管压电超声换能器等效电路

实际应用中, 由于负载难以确定, 因此在换能器设计时通常不考虑负载阻抗的影响而将其当作无负载的自由振动处理, 这种情况相当于换能器等效电路机械端为短路状态。由等效电路图 6 可得复合管换能器径向振动电端等效输入导纳为

$$Y_e = \frac{n^2}{Z_{em} + Z_m} + j\omega C_0 \quad (22)$$

式中 Z_{em} 为换能器机械端无负载时, 预应力金属管反映到压电陶瓷管径向振动等效电路机械端的等效机械阻抗, 其表达式为

$$Z_{em} = \frac{1}{n_b^2} \left(Z_2 + \frac{Z_1 Z_3}{Z_1 + Z_3} \right) \quad (23)$$

由式(22)可得复合管换能器的径向振动频率方程。

共振频率方程

$$\text{Im}(Y_e) \rightarrow \infty \quad (24)$$

反共振频率方程

$$\text{Im}(Y_e) = 0 \quad (25)$$

显然, 共振频率方程式(24)和反共振频率方程

式(25)为含一阶一类和一阶二类 BESSEL 函数的复杂超越方程, 只能求得数值结果。方程包含的相关设计参数为频率及换能器的几何参数以及材料特性参数。给定相应的参数值, 即可求出其径向振动的共振频率及反共振频率。

有效机电耦合系数是换能器的重要性能参数, 其大小反映换能器的机电转换能力。它可定义为

$$k_{\text{eff}}^2 = \frac{f_p^2 - f_s^2}{f_p^2} \approx 1 - \left(\frac{f_m}{f_n} \right)^2 \quad (26)$$

式中 f_p 、 f_s 分别表示压电超声换能器的并联和串连谐振频率; f_m 、 f_n 分别为换能器的最大和最小导纳频率。

频率方程是振动系统设计的依据。作为计算实例, 本文利用数值方法分别计算了应用中常用的铝和钢预应力管复合管压电换能器的基频径向共振和反共振频率。计算中压电圆管尺寸保持不变, 仅改变金属预应力管的外径, 给定各参数如下。

(1) 压电陶瓷(F-8A): $\rho=7500 \text{ kg/m}^3$, $\nu_2=0.36$, $s_{11}^E=1.6 \times 10^{-11} \text{ m}^2/\text{N}$, $d_{31}=1.4 \times 10^{-10} \text{ C/N}$, $k_{31}=0.32$, $2b=42 \text{ mm}$, $2a=52 \text{ mm}$, 长 30 mm 。

(2) 预应力管, 钢: $\rho=7800 \text{ kg/m}^3$, $\nu=0.28$, $E=209 \text{ GPa}$; 铝: $\rho=2700 \text{ kg/m}^3$, $\nu=0.34$, $E=71.5 \text{ GPa}$ 。管内径等于压电陶瓷管外径, 长度均为 40 mm 。计算结果列于表 1, 其中 $\gamma=a/b$, 为预应力管外、内半径比, f_r 、 f_a 分别表示换能器共振和反共振频率, 当换能器机械损耗小、机械品质因素较大时, 它们分别近似等于换能器的最大和最小导纳频率。

表 1 复合管压电超声换能器径向振动基频共振和反共振频率与铜、铝预应力金属管半径比关系

半径比 γ ($b=21 \text{ mm}$)	钢		铝	
	共振频率 f_r/kHz	反共振频率 f_a/kHz	共振频率 f_r/kHz	反共振频率 f_a/kHz
1.10	24.875	25.504	22.227	23.216
1.15	25.526	26.026	22.873	23.740
1.25	25.778	26.136	23.483	24.188
1.35	25.473	25.755	23.598	24.197
1.45	24.965	25.198	23.458	23.981
1.55	24.381	24.579	23.180	23.646
1.65	23.774	23.948	22.826	23.247
1.75	23.169	23.324	22.431	22.814
1.85	22.579	22.717	22.015	22.367
1.95	22.008	22.133	21.590	21.915

图 7、8 分别表示径向振动复合管形压电超声换能器的基频径向共振和反共振频率与钢、铝预应力管外、内半径比关系。从图 7、8 可以看出，换能器谐振及反谐振频率随半径比的增大开始略有上升，尔后随半径比增大而单调下降，且换能器的共振与反共振频率之差随预应力管半径比增大而减小，说明换能器的有效机电耦合系数随预应力管半径比的增大而降低。图 9 反映了两种预应力管复合换能器的有效机电耦合系数随预应力管半径比的变化关系，即换能器有效机电耦合系数随预应力管壁厚增大而减小。此外，从图 9 可以发现，铝制预应力管径向复合压电超声换能器的有效机电耦合系数比钢预应力管复合换能器大。

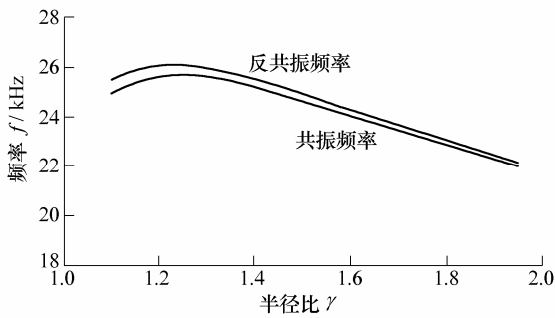


图 7 复合管压电换能器径向振动基频共振和反共振频率与钢预应力管半径比关系

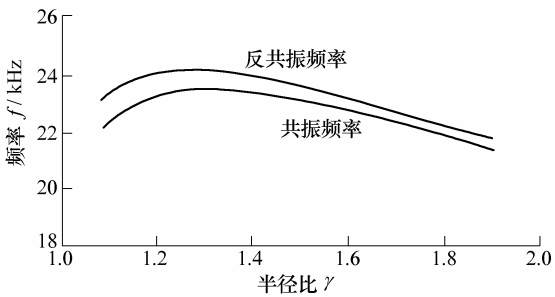


图 8 复合管压电换能器径向振动基频共振和反共振频率与铝预应力管半径比关系

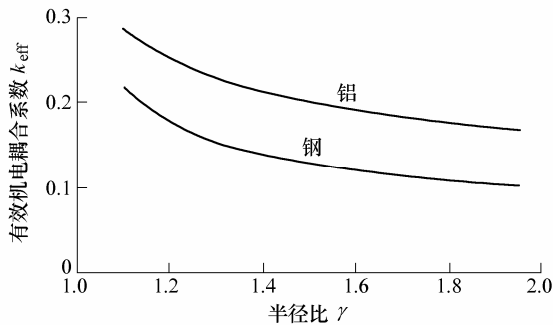


图 9 复合管压电换能器有效机电耦合系数与钢、铝预应力管半径比关系

3 换能器样品试验

为验证上述理论，设计制作了 4 个不同直径的径向复合管压电超声换能器样品，如图 10 所示。预应力圆管材料均为铝，其参数如上述理论计算中给出；径向极化薄壁压电陶瓷圆管为 F-8A 发射型压电陶瓷材料，其特性与几何参数如上述给出。



图 10 径向复合短圆管压电超声换能器样品

预应力对换能器的性能影响较大。为使压电陶瓷圆管与预应力金属管在连接处耦合较好，并对压电陶瓷圆管施加一定的均匀径向预应力，利用数控机床对预应力圆管内径进行精加工，并给一负公差。对本试验中的样品材料和尺寸，通过试验发现，预应力管内径负公差为 20 μm 较好。公差太小，预应力效果不理想，公差太大，会导致压电陶瓷管被压碎或无法嵌入。公差大小须依据材料和具体几何参数确定，一般千分之一左右。

试验中将铝制预应力管加热到 200 °C 左右，此温度低于压电陶瓷的居里温度(PZT 压电陶瓷居里温度约 300 °C)。同时在压电陶瓷管外侧面均匀涂上一层环氧树脂，将其嵌入铝制圆管内，并强制风冷。固化 24 h 后，利用阻抗分析仪 PV70A 对样品进行扫频，测得换能器基频径向共振和反共振频率列于表 2。表 2 中 f_i 代表复合管压电换能器共振基频理论值， f_{rm} 、 f_{am} 分别代表换能器的径向振动基频共振和反共振频率的试验测量结果， $\Delta = (f_{rm} - f_i) / f_{rm}$ 表示换能器的共振基频理论与试验误差。

表 2 换能器径向振动基频共振及反共振理论与试验结果

样品编号	半径比 γ	理论值 f_i / kHz	共振频率 f_{rm} / kHz	反共振频率 f_{am} / kHz	误差 $ \Delta $ / %
1	1.15	22.873	23.770	24.400	3.8
2	1.25	23.483	24.579	24.932	4.5
3	1.35	23.598	24.464	24.800	3.5
4	1.50	23.331	24.038	24.210	2.9

从表 2 和图 11 可以看出,试验测量值与理论计算结果比较一致,相对误差小于 5%,满足工程设计需要。误差来源一方面所取材料参数与实际有差别,另一方面理论忽略了长度方向的耦合振动,而此耦合振动是客观存在的。从前面理论计算结果及图 11 进一步分析发现,当铝制预应力管外半径与内半径比约为 1.35 时,换能器共振频率和反共振频率达极大值,试验结果证明了这一点。这可能是铝制预应力管半径比达此值时有效预应力达最大而导致频率出现极值,半径比再增大,反而因预应力管等效质量的增加使谐振频率下降。对钢制预应力复合管换能器,此半径比值约为 1.25。可以推论,当预应力管内径负公差大小及材料不同,产生最大预应力的半径比应该不同。此外,试验结果大于理论值,可认为是预应力管对压电陶瓷管施加了径向预应力,相当于增大了压电陶瓷及预应力管的等效弹性常数,从而导致换能器共振和反共振频率增高。

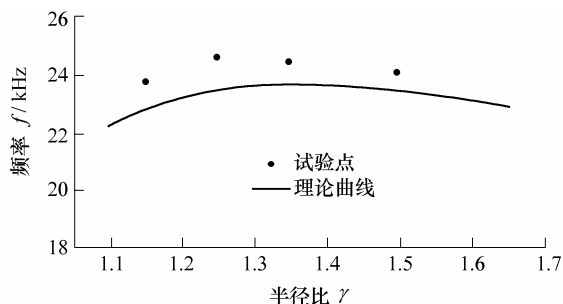


图 11 复合管换能器共振基频试验点与理论曲线

4 结论

(1) 建立了径向复合管压电超声换能器径向振动的等效电路,利用等效电路分析得出了其径向振动的共振和反共振频率方程。

(2) 结合数值计算例,对径向复合管换能器的径向共振和反共振频率以及有效机电耦合系数与其几何尺寸之间的关系进行了理论分析,并给出了理论计算曲线。分析表明,换能器的有效机电耦合系数随预应力管壁厚度增大单调下降。就机电耦合系数而言,一般地轻金属预应力复合管换能器大。

(3) 对铝制材料预应力管径向复合管形压电换能的径向共振基频进行了数值计算与试验测试,结果表明,本文理论计算结果与试验测量值比较一致,相对误差在 5%以内,满足工程应用需要。

(4) 对加预应力管的复合管压电换能器,存在最大有效预应力,其所对应的预应力管半径比大小

决定于其内径负公差大小及材料性质。此外,本文理论适用于对任意管壁厚度的预应力管径向复合管形压电换能器的设计。

参 考 文 献

- [1] 黄德中. 超声波技术在机械工程中的利用现状与最新发展[J]. 振动与冲击, 2002, 21(3): 74-76.
HUANG Dezhong. Recent developments in utilization techniques of ultrasonic wave in machinery engineering [J]. Journal of Vibration Shock, 2002, 21(3): 74-76.
- [2] AMOLD F J, MUHLEN S S. The resonance frequency on mechanically pre-stressed ultrasonic piezo-transducers[J]. Ultrasonic, 2001, 39(1): 1-5.
- [3] 戴向国, 傅水根, 谷铮巍, 等. 超声加工用厚电极换能器振子的频率方程研究[J]. 机械工程学报, 2004, 40(7): 71-74.
DAI Xiangguo, FU Shuigen, GU Zhengwei, et al. Study on frequency equation of one-thick electrode transducer for ultrasonic machining[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2004, 40(7): 71-74.
- [4] JIN O K, OH S K. Vibration characteristics of piezoelectric torsional transducers[J]. Journal of Sound and Vibration, 2003, 26(4): 453-473.
- [5] ZHOU Guangping, LI Mingxuan. A study on ultrasonic solid horns for flexural mode[J]. Journal of Acoustical Society of American, 2000, 107(3): 1 358-1 362.
- [6] 蒋达大. 增压式换能器谐振频率的简化计算[J]. 应用声学, 1991, 10(2): 11-14.
JIANG Dada. Simple computation of resonance frequency for enhanced transducer[J]. Applied Acoustics, 1991, 10(2): 11-14.
- [7] 谢朝矩, 姚国华. 低频宽带大功率溢流式镶拼圆管换能器[J]. 应用声学, 1996, 15(1): 30-34.
XIE Chaoju, YAO Guohua. High power, free-flooded, mosaic cylindrical transducer of low frequency and broad band[J]. Applied Acoustics, 1996, 15(1): 30-34.
- [8] 林书玉. 超声换能器的原理及设计[M]. 北京: 科学出版社, 2004.
LIN Shuyu. Principle and design of ultrasonic transducer[M]. Beijing: Science Press, 2004.

作者简介: 刘世清, 男, 1964 年出生, 博士, 副教授, 硕士研究生导师。主要从事振动系统及超声换能器方面的研究工作。发表论文 20 余篇。

E-mail: shiqingliu@zjnu.cn