DOI: 10.3901/JME.2013.09.049

管形径向复合压电超声换能器及其频率方程*

徐洪¹ 刘世清²

(1. 浙江师范大学工学院 金华 321004;
2. 浙江师范大学应用声学研究所 金华 321004)

摘要: 对管形径向复合压电超声换能器的径向振动特性进行研究。该换能器由金属预应力管、弹性胀套内芯及柱面压电陶瓷环组径向复合而成。基于弹性力学理论及机电类比原理, 推导出复合换能器的径向振动机电等效电路及其共振频率方程。探讨换能器径向共振频率、反共振频率及有效机电耦合系数随其几何尺寸的变化关系。研究表明, 换能器的一阶径向共振频率随其内芯内径及预应力管壁厚度增大而降低, 有效机电耦合系数随内芯内径增大而减小, 而随其外部预应力管壁厚度增加存在极大值。理论与试验结果符合较好。

关键词: 复合压电换能器 径向振动 机电等效电路 频率方程

中图分类号: O426

Tubular Radial Composite Piezoelectric Ultrasonic Transducer and Its Frequency Equation

XU Hong¹ LIU Shiqing²

(1. College of Engineering, Zhejiang Normal University, Jinhua 321004;
2. Applied Acoustics Institute, Zhejiang Normal University, Jinhua 321004)

Abstract: A new kind of tubular radial composite piezoelectric ultrasonic transducer is presented and studied. The transducer is consisted of an outer metal prestress tube, a metal expandable inner core and a ring group of cylindrical piezoelectric ceramic slice, which are composited in the radial direction. Based on the elastic mechanics theory and the electromechanical analogy, the electromechanical equivalent circuit of a ring group of cylindrical piezoelectric ceramic in quasi-thickness vibration is obtained. The radial vibration equivalent circuit and the resonance frequency equation of the tubular radial composite piezoelectric transducer are derived. The relationship between the resonance and anti-resonance frequency, the effective electro-mechanical coupling coefficient and the geometrical dimensions of the transducer is analyzed. It is illustrated that the first order radial resonance frequency of the transducer are decreased with the inner diameter of the inner core and the wall thickness of the outer prestress tube of it is increased. The effective electro-mechanical coupling coefficient of the transducer decreased with the inner diameter of the inner core increased, while it exist a maximum value as the wall-thickness of the outer prestress tube increases. The radial resonance frequencies of some tubular radial composite piezoelectric transducers are tested. It is shown that the theoretical results are in a good agreement with that of the measurement.

Key words: Composite piezoelectric transducer Radial vibration Electromechanical equivalent circuit Frequency equation

0 前言

径向振动超声换能器具有声辐射面积大、辐射效率高等显著特点, 在液体超声处理技术领域极具应用前景。为适应大容量液体处理需要, 近十几年

来, 国内外相继推出了一系列大功率径向振动超声换能器, 并已在大容量超声清洗、降解以及生物柴油制备等工程技术领域获得应用。

20 世纪末, WALTER 等^[1-4]提出了一种 Push-Pull 管形大功率径向振动超声换能器。它利用超声换能器纵向激励一根金属圆管(或棒), 通过纵径振动模式耦合产生径向振动。但由于圆管工作于高阶纵振模式, 其辐射声场沿管长方向不均匀。为

* 国家自然科学基金资助项目(11074222, 11274279)。20120614 收到初稿, 20130306 收到修改稿

改善这种情况,近年来,一类径向复合压电超声换能器相继被推出。文献[5]对一种盘形径向复合压电超声换能器的径向振动特性进行了研究,该换能器由轴向极化压电陶瓷薄圆盘与金属薄圆环径向复合而成。但由于为薄盘结构,作为单一换能器,其侧辐射面积较小。

LIU 等^[6-7]提出了一种复合管压电超声换能器,它由径向极化压电陶瓷管与金属圆管径向复合而成。该换能器通过金属管对其内部的径向极化压电陶瓷管施加向内的径向预应力,从而提高了换能器的功率密度。但由于压电陶瓷圆管的径向抗压强度低,太大的预应力将导致压电陶瓷管破裂,因而换能器的功率密度受到制约;另一方面,径向极化压电陶瓷管径向振动模的横向机电耦合系数 k_{31} 较小,换能器的机电转换能力较低。此外,此类径向复合压电换能器通常采用热胀冷缩法进行装配,使得预应力难以控制,导致换能器的性能不稳定。

为解决上述问题,本文提出一种新型的管形径向复合压电超声换能器,如图 1 所示。它由 3 部分径向复合而成,1 为外部金属预应力管,其内、外半径分别为 b 、 c ; 2 为柱面压电陶瓷环组,由一组几何尺寸及性能参数一致的柱面压电陶瓷薄片环形排列而成,其极化方向沿柱面半径方向,相邻两柱面压电片之间去耦合; 3 为径向力可调柱形弹性胀套内芯,内外半径分别为 R 、 a 。 h 为换能器高度; E_r 为径向激励电场。该换能器一方面采用柱面压电陶瓷片组,其厚度模有效机电耦合系数 k_t 较大;另一方面,利用径向力可调弹性胀套内芯协同外部金属管对压电陶瓷施加内外双向径向预压应力,可提高压电陶瓷的抗张强度。众所周知,对复合压电换能器的压电陶瓷施加适当的预应力,能显著提高其功率密度^[8-9]。

图 1 柱面压电陶瓷环组径向准厚度模机电等效电路
1. 金属预应力管 2. 柱面压电陶瓷环组 3. 柱形弹性胀套内芯

为简化分析,假定换能器的直径甚大于其高度。若所施加的外激励电场频率与换能器径向机械谐振频率一致,则可近似认为换能器只作纯径向振动。本文基于机电类比原理,对换能器的径向振动

机电特性进行了理论分析,得出了其径向共振频率方程,并进行了试验验证。

1 柱面压电陶瓷环组径向准厚度模机电等效电路

如图 2 所示的柱面压电陶瓷环组,可由内、外半径分别为 a 、 b ,高为 h 的径向极化压电陶瓷薄壁圆管沿轴向等分切割再经周向去耦镶拼而成。若切割数目较多,并使各柱面压电晶片单元的厚度甚小于其长度和宽度,则各柱面单元可近似看作厚度极化的压电陶瓷薄片,其在半径方向上的振动可近似为准厚度模振动。相应地,整个经周向去耦拼装而成的柱面压电陶瓷环组在半径方向上的振动可近似当做沿其壁厚方向的准厚度模式来处理。换言之,其可近似等效为切应力 $\sigma_{\theta}=0$ 的薄壁压电陶瓷短圆管的径向振动。则 E_r 和 σ_r 、 ε_r 为压电陶瓷环组中唯一的径向电场分量、应力及应变分量。依据弹性力学理论,其在柱坐标系中的径向运动方程可约化为

$$\rho \frac{\partial^2 \xi_r}{\partial t^2} = \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r}{r} \quad (1)$$

式中, ρ 为密度, ξ_r 为径向位移, σ_r 为径向应力。

在柱坐标系中,相应的 e 型压电方程可写为

$$D_r = \varepsilon_{33}^S E_r + e_{33} \varepsilon_r \quad (2)$$

$$\sigma_r = -e_{33} E_r + c_{33}^E \varepsilon_r \quad (3)$$

式中, ε_{33}^S 为压电陶瓷的恒应变介电常数; c_{33}^E 为恒电场弹性常数; e_{33} 为压电应力常数。

图 2 柱面压电陶瓷环组径向准厚度模振动分析

由式(1)~(3),考虑到各柱面压电晶片单元为薄片,其内部径向电位移 D_r 可近似为常数,并利用 $\varepsilon_r = \partial \xi_r / \partial r$,得柱面压电陶瓷环组的径向振动波动方程为

$$\frac{\partial^2 \xi_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \xi_r}{\partial r} = \frac{1}{c_t^2} \frac{\partial^2 \xi_r}{\partial t^2} \quad (4)$$

式中, $c_t = \sqrt{c_{33}^D / \rho}$ 为柱面压电陶瓷环组的准厚度振动模声速, $c_{33}^D = c_{33}^E + e_{33}^2 / \varepsilon_{33}^S$ 为恒电位移弹性常数。由式(2)、(3),得相应的径向应力

$$\sigma_r = -\frac{e_{33}}{\varepsilon_{33}^S} D_r + c_{33}^D \frac{\partial \xi_r}{\partial r} \quad (5)$$

式(4)的通解为

$$\xi_r(r, t) = [C_1 J_0(kr) + C_2 Y_0(kr)] \exp(j\omega t) \quad (6)$$

式中, C_1 、 C_2 为待定系数, 由边界条件决定。 $k = \omega / c_t$ 为波数, $J_0(kr)$ 及 $Y_0(kr)$ 分别为零阶一类和二类 Bessel 函数。由式(6)得质点径向振动速度

$$v(r, t) = j\omega [C_1 J_0(kr) + C_2 Y_0(kr)] \exp(j\omega t) \quad (7)$$

以 F_a 、 F_b 及 v_a 、 v_b 分别表示柱面压电陶瓷环组内、外表面上的外力与质点振动速度。由式(7)及径向振速边界条件: $v|_{r=a} = v_a$; $v|_{r=b} = -v_b$ 。略去时间项, 得

$$C_1 = -\frac{1}{j\omega} \left[\frac{Y_0(ka)v_b + Y_0(kb)v_a}{J_0(kb)Y_0(ka) - J_0(ka)Y_0(kb)} \right] \quad (8)$$

$$C_2 = \frac{1}{j\omega} \left[\frac{J_0(ka)v_b + J_0(kb)v_a}{J_0(kb)Y_0(ka) - J_0(ka)Y_0(kb)} \right] \quad (9)$$

由式(5)及径向力边界条件: $F|_{r=a} = S_a \sigma_r|_{r=a} = -F_a$, $F|_{r=b} = S_b \sigma_r|_{r=b} = -F_b$, 可得径向力与质点振速的关系式为

$$F_a = \frac{nI}{j\omega C_0} + jz_a \left[\frac{J_1(ka)Y_0(kb) - Y_1(ka)J_0(kb)}{J_0(kb)Y_0(ka) - J_0(ka)Y_0(kb)} \right] v_a + jz_a \left[\frac{J_1(ka)Y_0(ka) - Y_1(ka)J_0(ka)}{J_0(kb)Y_0(ka) - J_0(ka)Y_0(kb)} \right] v_b \quad (10)$$

$$F_b = \frac{nI}{j\omega C_0} + jz_b \left[\frac{J_1(kb)Y_0(kb) - Y_1(kb)J_0(kb)}{J_0(kb)Y_0(ka) - J_0(ka)Y_0(kb)} \right] v_a + jz_b \left[\frac{J_1(kb)Y_0(ka) - Y_1(kb)J_0(ka)}{J_0(kb)Y_0(ka) - J_0(ka)Y_0(kb)} \right] v_b \quad (11)$$

式中, $I = j\omega S D_r$ 为简谐电激励下柱面压电陶瓷环组中的径向位移电流, $C_0 = \varepsilon_{33}^S S / (b - a)$ 为静态电容, $n = e_{33} S / (b - a)$ 为机电转换系数, $S = \pi(a + b)h$ 为柱面压电陶瓷环组的平均侧表面积, $z_a = \rho c_t S_a$, $z_b = \rho c_t S_b$ 分别为内外表面特性阻抗, 其中 $S_a = 2\pi a h$, $S_b = 2\pi b h$ 分别为柱面压电陶瓷环组的内外辐射面积。

由式(2)、(3)得简谐电激励下的径向电压

$$V_r = \int_a^b E_r dr = \frac{I}{j\omega C_0} + \frac{n}{j\omega C_0} (v_a + v_b) \quad (12)$$

由式(12), 并利用贝塞尔函数的递推关系, 式(10)、(11)可进一步化简为如下形式

$$F_a = z_{21} v_a + \left(z_{23} + \frac{jn^2}{\omega C_0} \right) (v_a + v_b) + nV_r \quad (13)$$

$$F_b = z_{22} v_b + \left(z_{23} + \frac{jn^2}{\omega C_0} \right) (v_a + v_b) + nV_r \quad (14)$$

$$z_{21} = jz_a \times$$

$$\left\{ \frac{J_1(ka)[Y_0(kb) - Y_0(ka)] + Y_1(ka)[J_0(ka) - J_0(kb)]}{J_0(kb)Y_0(ka) - J_0(ka)Y_0(kb)} \right\} \quad (15)$$

$$z_{22} = jz_b \times$$

$$\left\{ \frac{J_1(kb)[Y_0(ka) - Y_0(kb)] + Y_1(kb)[J_0(kb) - J_0(ka)]}{J_0(kb)Y_0(ka) - J_0(ka)Y_0(kb)} \right\} \quad (16)$$

$$z_{23} = j \frac{2z_a}{\pi k a [J_0(kb)Y_0(ka) - J_0(ka)Y_0(kb)]} \quad (17)$$

依据四端网络理论, 由式(13)、(14)得柱面压电陶瓷环组的径向准厚度模振动 Mason 等效电路如图 3 所示。

图 3 柱面压电陶瓷环组准厚度模机电等效图

2 换能器机电等效电路及频率方程

换能器的预应力管及内部的弹性胀套可近似看作短圆柱(或管)。对于径长之比较大的短圆柱, 其径向振动机电等效电路可采用文献[6]中的形式。依据各接触面上径向力及质点振动速度连续的边界条件, 不计振动阻尼, 得自由振动的径向复合压电超声换能器机电等效电路如图 4 所示。

图 4 径向复合换能器径向振动机电等效图

相应的机械阻抗

$$z_{11} = j \frac{2z_b}{\pi k_1 b [J_1(k_1 c)Y_1(k_1 b) - J_1(k_1 b)Y_1(k_1 c)]} \times \left[\frac{J_1(k_1 c)Y_0(k_1 b) - J_0(k_1 b)Y_1(k_1 c)}{J_1(k_1 b)Y_0(k_1 b) - J_0(k_1 b)Y_1(k_1 b)} - 1 \right] - j \frac{2z_b(1 - \nu_1)}{\pi(k_1 b)^2 [J_1(k_1 b)Y_0(k_1 b) - J_0(k_1 b)Y_1(k_1 b)]} \quad (18)$$

$$z_{12} = j \frac{2z_b}{\pi k_1 b [J_1(k_1 c) Y_1(k_1 b) - J_1(k_1 b) Y_1(k_1 c)]} \times \left[\frac{J_1(k_1 b) Y_0(k_1 c) - J_0(k_1 c) Y_1(k_1 b)}{J_1(k_1 c) Y_0(k_1 c) - J_0(k_1 c) Y_1(k_1 c)} - 1 \right] - j \frac{2z_c (1 - \nu_1)}{\pi (k_1 c)^2 [J_1(k_1 c) Y_0(k_1 c) - J_0(k_1 c) Y_1(k_1 c)]} \quad (19)$$

$$z_{13} = j \frac{2z_b}{\pi k_1 b [J_1(k_1 c) Y_1(k_1 b) - J_1(k_1 b) Y_1(k_1 c)]} \quad (20)$$

而 z_{31} 、 z_{32} 、 z_{33} 的表达式与式(18)~(20)形式相同, 只需要将 b 、 c 置换为 R 、 a 即可。其余各参量的物理意义参见文献[5]。

由等效电路图 4, 可得径向自由时, 换能器输入电阻抗为

$$z_i = \frac{V_r}{I} = \frac{z_e}{n^2 + jz_e \omega C_0} \quad (21)$$

$$z_e = z_{23} + \frac{(z_1 + z_{21})(z_{22} + z_3)}{z_1 + z_{21} + z_{22} + z_4} + \frac{jn^2}{\omega C_0} \quad (22)$$

式中, z_1 、 z_3 分别为预应力管及弹性胀套内芯的径向振动等效机械阻抗, 其表达式分别为

$$z_1 = \frac{z_{11}z_{12} + z_{12}z_{13} + z_{11}z_{13}}{z_{11} + z_{13}} \quad (23)$$

$$z_3 = \frac{z_{31}z_{33} + z_{31}z_{32} + z_{32}z_{33}}{z_{32} + z_{33}} \quad (24)$$

由式(21)可得换能器径向自由振动时的共振频率方程为

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

及反共振频率方程为

$$\text{Im}(1/z_i) = 0 \quad (26)$$

有效机电耦合系数是压电换能器的重要性能参数之一, 它反映了换能器的机电转换能力, 其定义参看文献[6]。

作为算例, 计算了内芯为钢, 压电陶瓷材料为 PZT4, 预应力管为铝的径向复合压电换能器的径向共振基频及机电耦合系数随其内芯半径的变化关系, 结果分别如图 5~8 所示。理论计算中取柱面压电陶瓷环组内径为 38 mm, 外径为 51 mm, 并保持不变。材料特性参数如下。铝: 密度 $\rho=2\,790\text{ kg/m}^3$, 弹性模量 $E=71.5\text{ GPa}$, 泊松比 $\nu=0.34$ 。钢: 密度 $\rho=7\,840\text{ kg/m}^3$, 弹性模量 $E=209\text{ GPa}$, 泊松比 $\nu=0.28$; PZT4: 密度 $\rho=7\,500\text{ kg/m}^3$, $c_{33}^D=16.9 \times 10^{10}\text{ N/m}^2$, $\varepsilon_{33}^S/\varepsilon_0=600.0$, $e_{33}=14.0\text{ m}^2/\text{C}$, $h=36\text{ mm}$ 。

图 5、6 分别为预应力管壁厚度 $d=9\text{ mm}$ 时, 换

能器第一阶共振和反共振频率以及有效机电耦合系数与其内芯内半径 R 之间的关系。由图 5、6 可见, 换能器的径向共振频率及有效机电耦合系数随 R 增大而单调下降。这是由于随着 R 增大, 换能器“壁厚”变薄, 因而共振频率降低。图 6 还表明, 要提高换能器的有效机电耦合系数, 采用实心较好。

图 7、8 为内芯内半径 $R=0$ 时, 换能器的共振基频及有效机电耦合系数随其外部预应力管壁厚度 R 的变化关系。由图 7 可以看出, 换能器的径向共振频率随 R 增大而单调下降。这是因为 R 越大, 换能器的直径越大, 共振频率降低; 但其有效机电耦合系数随 R 增大并非单调减小, 而是存在一个极大值, 如图 8 所示。这种情况与文献[7]中的二元复合管压电超声换能器径向振动特性完全不同。

图 5 换能器径向共振频率与内芯半径的关系

图 6 有效机电耦合系数与内芯半径的关系

图 7 换能器共振频率与预应力管壁厚度关系

图8 有效机电耦合系数与预应力管壁厚度关系

3 试验

为验证本文理论,研制并依次装配了3个管形径向复合压电超声换能器,其预应力管壁厚度不同,材料均为硬铝。柱面压电陶瓷环组材料为PZT4,由径向极化压电陶瓷圆管沿轴向8等分切割而成,几何尺寸如下表所示。相邻两柱面压电陶瓷片单元之间为空气间隙(去耦)。其内部柱形弹性胀套内芯内径 $R=0$,材料为45钢。材料特性参数为上述理论计算中给出(图9)。图10为管形径向复合压电超声换能器样品。装配过程中,对柱面压电陶瓷环组施加的预紧力约为20 MPa。利用HP4294A精密阻抗分析仪对其径向共振基频进行测试,结果列于下表。其中 f_i 、 $(k_{\text{eff}})_i$ 及 f_m 、 $(k_{\text{eff}})_m$ 分别为换能器径向共振频率及有效机电耦合系数的理论值与测量值, $\Delta = |f_i - f_m|/f_m$ 为共振频率相对误差。从下表中可知,对

图9 弹性胀套内芯结构示意图

图10 管形径向复合压电超声换能器照片

于1、2号换能器,理论与试验结果符合较好;3号换能器误差较大。误差主要来源一方面由于材料的实际参数与理论计算采用的标称值会存在一定差异;另一方面理论模型基于纯径向振动,而未考虑径长耦合及螺栓的影响;此外,径向预应力大小会对换能器的共振频率,特别是有效机电耦合系数产生较大影响。

表 换能器径向共振频率及有效机电耦合系数理论及测试结果

编号	直径 2a/mm	直径 2b/mm	厚度 d/mm	频率 f_i /Hz	频率 f_m /Hz	系数 $(k_{\text{eff}})_i$	系数 $(k_{\text{eff}})_m$	误差 $\Delta(\%)$
1	38	51	3	59 325	57 089	0.152	0.159	3.92
2	38	51	6	56 240	54 743	0.170	0.181	2.73
3	38	51	9	53 194	50 572	0.183	0.192	5.18

4 结论

(1) 建立了管形径向复合压电换能器的机电类比等效电路,得出了其径向共振频率方程;探讨了换能器的径向共振基频及有效机电耦合系数与其几何尺寸之间的关系。研究表明,换能器径向共振基频及有效机电耦合系数随其胀套内芯内径增大而降低;此外,换能器径向共振基频随其预应力管壁厚度增大而下降,而其有效机电耦合系数随其预应力管壁厚度增加出现极大值。理论与试验结果符合较好。

(2) 采用厚度极化柱面压电陶瓷环组的准厚度振动模,其机电耦合系数 k_t 比目前的复合管压电换能器的横向机电耦合系数 k_{31} 大,有利于提高换能器的机电转换能力。此外,要提高换能器的有效机电耦合系数,除采用实心结构外,还应选择合适管壁厚度的预应力管。

(3) 研制了径向力可调柱形弹性胀套内芯,实现了对径向复合压电换能器的压电陶瓷元件施加双向径向预压应力。从而能显著提高此类径向复合压电换能器的功率密度。并为解决目前径向复合压电超声振动系统中施加径向预应力的关键技术问题提供了一种有效途径。

参 考 文 献

- [1] WALTER M. Ultrasonic transducer: United States, 5200666[P]. 1993-06-15.
- [2] LIN Shuyu. Coupled vibration of isotropic metal hollow cylinders with large geometrical dimensions[J]. Journal of Sound and Vibration, 2007, 305: 308-316.
- [3] LIANG Zhaofeng. Vibration analysis and sound field characteristics of a tubular ultrasonic radiator[J]. Ultrasonics, 2006, 45: 146-151.

- [4] 梁召峰, 莫喜平, 周光平. 超声管形振子的振动分析[J]. 声学学报, 2011, 36(4): 369-376.
LIANG Zhaofeng, MO Xiping, ZHOU Guangping. Vibration analysis of ultrasonic tubular resonators[J]. Acta Acustica, 2011, 36(4): 369-376.
- [5] LIN Shuyu. The radial composite piezoelectric ceramic transducer[J]. Sensors and Actuators, 2008, 141: 136-143.
- [6] LIU Shiqing, LIN Shuyu. The analysis of the electro-mechanical model of the cylindrical radial composite piezoelectric ceramic transducer[J]. Sensors and Actuators, 2009, 155: 175-180.
- [7] 刘世清, 姚晔. 复合管功率超声压电换能器的径向振动特性[J]. 机械工程学报, 2008, 44(10): 239-244.
LIU Shiqing, YAO Ye. Radial vibration characteristics of composite pipe power piezoelectric ultrasonic transducer[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2008, 44(10): 239-244.
- [8] AMOLD F J, MUHLEN S S. The resonance frequencies on mechanically pre-stressed ultrasonic piezotransducers[J]. Ultrasonics, 2001, 28(2): 102-106.
- [9] 王清池. 纵向压电换能器预应力研究[J]. 海洋技术, 1996, 15(3): 20-24.
WANG Qingchi. Study on the pre-stress force of longitudinal piezoelectric transducer[J]. Ocean Technology, 1996, 15(3): 20-24.
-
- 作者简介: 徐洪, 男, 1968 年出生, 硕士, 副教授。主要研究方向为机械设计、超声技术及应用。
E-mail: xuh@zjnu.cn
刘世清(通信作者), 男, 1964 年出生, 博士, 教授。主要研究方向为功率超声压电换能器、超声振动系统理论与设计。
E-mail: zjnulsq@163.com

第 2 届上银优秀机械博士论文奖——佳作奖

MCH63 加工中心结构件及结合部的建模和分析方法研究

博士: 郭垒

指导教师: 汪劲松 叶佩青

毕业学校: 清华大学

加工中心是重要的工业基础装备, 其性能很大程度上受到组成它的结构件和结合部特性的影响。对结构件和结合部进行建模、分析, 是进一步提高加工中心性能的重要途径。本文研究了一种高速精密卧式加工中心 MCH63 的结构件和结合部, 建立了元结构分析方法的理论模型, 提出了基于元结构的灵敏度分析(Sensitivity analysis based on unit structure, SAUS)方法, 建立了正交异性模型, 提出了属性更换的模式分析(Modal analysis based on property replacement, MAPR)方法, 从而实现了结构件、结合部的建模、分析和参数辨识。主要研究内容如下。

针对采用“井”字型筋板的机床结构件, 基于元结构思想建立了元结构分析方法的理论模型, 导出了元结构与整体结构固有频率的解析关系。元结构分析方法能够把整体结构的分析简化为元结构的分析, 从而大幅度提高分析效率。仿真和实验结果表明, 元结构分析方法所预测的结构固有频率与实际值的误差在 10%以内, 从而验证了元结构分析方法理论模型的正确性。研究了元结构分析方法的适用范围、误差影响因素和误差的传递。通过与传统分析方法的对比, 证明了元结构分析方法的高效性。

提出了 SAUS 方法, 用于指导结构件固有频率的设计。SAUS 方法能够综合元结构分析方法和灵敏度分析方法的优点, 简化研究对象、确定设计参数和指导参数调整。基于 SAUS 方法对“箱中箱”结构做设计, 验证了该方法的有效性。

针对 MCH63 床身和立柱之间采用的接触面积大、受力情况复杂的定位胶结合部, 建立了一种新的正交异性结合部模型。推导正交异性模型中工程弹性参数与系统性能的关系, 得到了模型参数辨识的方法。

提出了 MAPR 方法, 用于计算考虑结构件柔性的组合结构中结合部的刚度。MAPR 方法更换结构件和结合部属性做模态分析, 得到结构件的刚度、质量(惯量)值; 在此基础上利用模态实验的结果, 计算出结合部的刚度。MAPR 方法解决了机床模态实验中, 由于结构件和结合部刚度基本为同一量级, 导致结合部刚度难以辨识的问题。使用 MAPR 方法对定位胶和导轨滑块结合部刚度进行辨识, 得到的仿真模型固有频率与实验结果的误差在 10%以内。

本文提出的建模和分析方法, 为高速精密卧式加工中心的设计提供了理论基础和方法支持。