Y 型夹心式压电超声变压器的设计*

许 龙^{1,2†} 赵淑婷¹

(1 中国计量大学理学院 杭州 310018)
 (2 中国计量大学浙江省智能制造质量大数据溯源与应用重点实验室 杭州 310018)
 2022 年 8 月 8 日 收到
 2022 年 11 月 24 日定稿

摘要 提出了Y型夹心式压电超声变压器,基于耦合振动理论和力电类比原理,建立了变压器的机电等效电路模型,推导得 到了其共振/反共振频率方程、电压增益和功率增益表达式。通过等效电路法、有限元仿真和实验研究了该变压器的功率传 输特性和机电转换特性。结果表明,在共振模式下,Y型夹心式压电超声变压器的输入机电阻抗最小,电压增益和功率增益最 大,有望作为双通道压电变压器应用于电子领域。

关键词 压电超声变压器,等效电路,电压增益,功率增益 PACS数 43.35,43.38,43.40

DOI: 10.12395/0371-0025.2022057

Design of Y-type sandwich piezoelectric ultrasonic transformer

XU Long^{1,2†} ZHAO Shuting¹

 (1 College of Science, China Jiliang University Hangzhou 310018)
 (2 Zhejiang Key Laboratory of Intelligent Manufacturing Quality Big Data Traceability and Application, China Jiliang University Hangzhou 310018) Received Aug. 8, 2022 Revised Nov. 24, 2022

Abstract A Y-type sandwich piezoelectric ultrasonic transformer is proposed. Based on the coupled vibration theory and the principle of electromechanical analogy, the electromechanical equivalent circuit model of the transformer is established, and its resonance/anti-resonance frequency equation, voltage gain and power gain expressions are derived. The power transfer characteristics and electromechanical conversion characteristics of the transformer are studied by equivalent circuit method, finite element simulation and experiment. The results show that in the resonance mode, the Y-type sandwich piezoelectric ultrasonic transformer has the smallest input reactance and the largest voltage gain and power gain, which is expected to be used in the electronics field as a dual-channel piezoelectric transformer.

Keywords Piezoelectric ultrasonic transformer, Equivalent circuit, Voltage gain, Power gain

引言

电磁变压器广泛应用于各类电子产品,但随着 电子产品小型化和轻量化发展,传统的电磁变压器 很难满足电子产品小型化和轻量化的需求^[1-2]。因 而,压电变压器 (Piezoelectric Transformers, PTs) 以其 自身独特的优点脱颖而出,同时克服了强磁场环境 早在1956年, Rosen 等提出了 Rosen 型压电变 压器^[3]。相对于传统的电磁变压器, PTs 具有体积 小、重量轻,结构简单;不易燃、不易击穿;抗辐射、 无电磁干扰^[4-9]等优点。PTs 现已被广泛应用于如液 晶显示背景光源、静电复印机、高压电源、小功率激 光管电源、离子发生器等场所以及 AC-DC、DC-DC 转换器等领域^[10-13]。

对传统的电磁变压器的干扰。

^{*} 国家自然科学基金项目 (12074354) 资助

[†] 通讯作者: 许龙, xulong250864@163.com

利用压电变压器的工作原理也可实现无线功率 传输,称为压电无线功率传输系统。在以往的压电 无线功率传输系统中,传输介质为空气,由于超声在 空气中的吸收和非线性效应,其传输功率和距离都 受到限制^[14-16]。为了提高压电无线功率传输系统的 功率传输容量,林书玉等提出了一维纵向夹心式压 电无线功率传输系统,选择固体金属作为传输介质, 其传输功率可达几百瓦,传输距离可达几米^[17]。然 而,现有的高功率超声无线传输系统仅限于单一通 道功率传输,不能满足一些需要多通道无线功率传 输的应用场景,如多级液压蓄能器、多腔核反应室无 线功率传输等。

为了实现压电变压器的多通道高功率能量传输, 本文提出了Y型夹心式压电超声变压器(Y-SPT)。 基于耦合振动理论和力电类比原理,建立该类变压 器的机电等效电路模型,为该类压电变压器的工程 应用提供了简明理论设计及分析模型。解析理论计 算、仿真分析和样品实验测试结果表明,该变压器具 有结构简单、双通道高功率传输的优点。研究成果 为设计研制多通道高功率压电变压器提供了新的思 路,有望在抗辐射、克服电磁干扰等需要多通道高功 率传输的功率电子领域获得应用。

1 结构及工作原理

图 1 为 Y-SPT 的几何结构示意图。其由 3 组纵 向极化压电陶瓷晶堆、3 个内部传输金属圆柱、3 个 外部金属圆柱和 1 个中心耦合正三棱金属块组成, 所有元件通过预应力螺栓连接在一起,在二维空间 上形成互为 120°夹角 Y 型纵振动压电振子。图 1 中,箭头 P 表示压电陶瓷的极化方向; *L*_{f1}, *L*_{f2} 和 *L*_{f3} 分别是 3 个外部金属圆柱的长度; *L*_{w1}, *L*_{w2} 和 *L*_{w3} 分 别是 3 个外部金属圆柱的长度; 中心耦合正三 棱金属块的各棱长均为 2*h*; *n*₀₁ 表示输入端压电陶瓷 晶堆的晶片数量,每片厚度为 *L*₀₁; *n*₀₂ 和 *n*₀₃ 分别表 示 2 个输出端压电陶瓷晶堆的晶片数量,取 *n*₀₁ = *n*₀₂ = *n*₀₃, 2 个输出端晶片厚度分别为 *L*₀₂ 和 *L*₀₃; 内部传输 金属圆柱、外部金属圆柱和压电陶瓷晶堆的半径均 为*r*,其中 *r* = *h*。

图 2 为 Y-SPT 的工作原理图。从机械结构和振动原理来讲,该变压器由 3 个 1/4 波长夹心式压电振子通过中心耦合正三棱金属块耦合而成。从电学结构原理来讲,该变压器包括 1 个输入端和 2 个输出端,输出端与负载相连。当输入端受到一定频率的 交流信号激励时,利用输入端压电陶瓷晶堆的逆压 电效应激发变压器 3 个方向的压电振子作纵向耦合 共振,将电能转换成机械能;同时,由于压电效应, 2 个输出部分的纵向共振转换成输出端的交变电信 号,从而实现了电能--机械能--电能的能量转换。



图 2 Y-SPT 工作原理图

由耦合振动原理可知^[18-21],当Y-SPT 三个方向 的压电振子纵向耦合共振时,其中心正三棱块的振 动可以看作是在1,2,3方向上的具有不同耦合常数 的一维纵向振动相互耦合而成^[22-24]。为了描述三个 方向一维纵向振动的关系,引入立方微元的概念,将 中心正三棱块看成由无数个正立方体微元组成,其 内部微元取向如图3所示。

纵向振动时,忽略剪切应变和扭转,中心正三棱块 在 x, y, z 方向上的内部张力几乎相等。通过比较中心 正三棱块整体和立方体微元的应变和应力关系,可得: $\sigma_x = 2\sigma, \varepsilon_x = \varepsilon, \sigma_y = \sqrt{3}\sigma, \varepsilon_y = \sqrt{3}(n - v(1 + nv) - v^2)\varepsilon/$ [$2(n - v(n^2 + nv) - n^2v^2$]], $\sigma_z = \sigma_4$, $\varepsilon_z = \varepsilon_4$, σ_4 和 ε_4 分 别表示 z 轴方向 (即垂直于 xOy 平面)的应力和应 变。当 Y-SPT在 z 方向的尺寸小于 1/4 纵振动的波



图 3 中心正三棱块内部微元取向示意图

长时, z方向产生的应变可以忽略, 即满足 $\varepsilon_{z} = \varepsilon_{4} = 0$, 正立方体微元三个轴向的等效应变与等效正应力之 间满足如下基本关系:

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E} \left[\sigma_x - \upsilon (\sigma_y + \sigma_z) \right], \tag{1}$$

$$\varepsilon_{y} = \frac{1}{E} \left[\sigma_{y} - \upsilon (\sigma_{x} + \sigma_{z}) \right], \qquad (2)$$

$$0 = \frac{1}{E} \left[\sigma_z - \upsilon (\sigma_x + \sigma_y) \right], \tag{3}$$

其中, $E \pi v \beta$ 别为中心耦合金属块的杨氏模量和泊松比。定义 $n = \sigma_y/\sigma_x$ 为正立方体微元 $x \pi y$ 方向的机械耦合系数,当Y-SPT纵向振动时,由其对称性可得 $n = \sqrt{3}/2$ 。定义 $E_x = \sigma_x/\varepsilon_x$ 为正立方体微元在x方向上的等效弹性常数,定义 $E_1 = \sigma_1/\varepsilon_1$, $E_2 = \sigma_2/\varepsilon_2$, $E_3 = \sigma_3/\varepsilon_3$ 分别为中心正三棱块在三个纵向振动方向上的等效弹性常数。由式(1)、式(2)和式(3)及上述定义得:

$$E_1 = E_2 = E_3 = E_x = E' = \frac{E}{1 - (n + v)v - nv^2}.$$
 (4)

当 Y-SPT 的三个方向的压电振子沿其 1, 2, 3 方 向做纵向耦合振动时,其三个方向的纵向力之间的 耦合关系分别用 $N_1 = F_1/F_2 = \sigma_1 S_1/\sigma_2 S_2, N_2 = F_3/F_1 = \sigma_3 S_3/\sigma_1 S_1, N_3 = F_3/F_2 = \sigma_3 S_3/\sigma_2 S_2 表示, 其中 F_1, F_2, F_3 分别表示中心正三棱块三个振动方向的端面力, S_1, S_2, S_3 分别为中心正三棱块三个振动方向上的横截面积 (<math>S_1 = S_2 = S_3 = 4h^2$)。由以上关系可知 $N_3 = N_1 \cdot N_2$ 。 另外, 当 Y-SPT 作纵向耦合振动时,由于其 1, 2, 3 方向的结构和振动形式相同, $f_N = N_2 = N_3 = 1$ 。

根据上述分析,结合纵向振动压电换能器的等效电路^[25-29]和 Y-SPT 各部分之间机械和电学连续的边界条件,可得 Y-SPT 的整体机电等效电路如图 4 所示。 V_{in} 是输入电压, V_2 和 V_3 分别为输出端的输出电压; R_2 , R_3 为负载电阻, R_m 为压电陶瓷晶堆与内部金属块之间的机械损耗; C_i , n_i , $R_{d,i}$ 分别为压电陶瓷的电容、机电转换系数和介电损耗,其表达式如下:

$$C_i = n_{0,i} \varepsilon_{33}^T (1 - K_{33}^2) S_{0,i} / L_{0,i}, \ i = 1, 2, 3, \tag{5}$$

$$n_i = d_{33} S_{0,i} / (s_{33}^E L_{0,i}), \ i = 1, 2, 3, \tag{6}$$

$$R_{d,i} = R_{e,i}/n_{0,i}, \ i = 1, 2, 3,$$
 (7)

其中, R_{e1} , R_{e2} , R_{e3} 分别为三端单片压电陶瓷晶片的 介电损耗 ($R_{e1} = R_{e2} = R_{e3}$); S_{01} , S_{02} , S_{03} 分别为3组 压电陶瓷晶堆的横截面积 ($S_{01} = S_{02} = S_{03} = \pi r^2$); ε_{33}^T , d_{33} , K_{33} , s_{33}^L 分别为压电陶瓷材料的介电常数、压电 常数、弹性耦合常数和弹性柔顺常数。图4中串联 和并联阻抗的表达式为

$$\begin{cases} Z_{1f,i} = jZ_{0f,i} \tan\left(\frac{k_{f,i}L_{f,i}}{2}\right), \ i = 1, 2, 3, \\ Z_{2f,i} = \frac{Z_{0f,i}}{j\sin(k_{f,i}L_{f,i})}, \ i = 1, 2, 3, \\ Z_i = Z_{1f,i} + \frac{Z_{1f,i}Z_{2f,i}}{Z_{1f,i} + Z_{2f,i}}, \ i = 1, 2, 3, \end{cases}$$
(8)



图 4 Y-SPT 的机电等效电路

$$Z_{pi,1} = jZ_{0,i} \tan\left(\frac{n_{0,i}k_{0,i}L_{0,i}}{2}\right), \ i = 1, 2, 3,$$

$$Z_{pi,2} = \frac{Z_{0,i}}{j\sin(n_{0,i}k_{0,i}L_{0,i})}, \ i = 1, 2, 3,$$
(9)

$$\left(Z_{wi,1} = j Z_{0w,i} \tan\left(\frac{k_{w,i} L_{w,i}}{2}\right), \ i = 1, 2, 3, \right)$$

$$= \frac{Z_{0w,i}}{2}$$
(10)

$$\left(Z_{wi,2} = \frac{Z_{0w,i}}{j\sin(k_{w,i}L_{w,i})}, i = 1, 2, 3, \right)$$

式中, $Z_{0f,i} = \rho_{f,i}c_{f,i}S_{f,i}$, $k_{0f,i} = \omega/c_{f,i}$, $c_{f,i} = (E_{f,i}/\rho_{f,i})^{1/2}$, $S_{f,i} = \pi r^2$, $\omega = 2\pi f$, $Z_{0w,i} = \rho_{w,i}c_{w,i}S_{w,i}$, $k_{w,i} = \omega/c_{w,i}$, $c_{w,i} = (E_{w,i}/\rho_{w,i})^{1/2}$, $S_{w,i} = \pi r^2$, $Z_{0,i} = \rho_0 c_0 S_{0,i}$, $k_{0,i} = \omega/c_{0,i}$, $c_{0,i} = (1/(s^E_{33}\rho_0))^{1/2}$ 。其中, $r_{f,i} = r_{w,i}$, $r_{f,i}\pi r_{w,i}$ 分别为外 部金属圆柱和内部传输金属圆柱的半径, $\rho_{f,i}\pi \rho_{w,i}$ 分 別为外部金属圆柱和内部传输金属圆柱的密度, $E_{f,i}$ 和 $E_{w,i}$ 分别为外部金属圆柱和内部传输金属圆柱和内部传输 金属圆柱中的纵波声速, $c_{0,i}$ 为压电陶瓷晶堆中的等 效纵波声速(i = 1, 2, 3)。对于中心耦合金属块: $Z_{0m} = \rho_m c_m S_m$, $k_m = \omega/c_m$, $c_m = (E/\rho_m)^{1/2}$, $S_m = 4h^2$, 其 中 k_m 为中心耦合金属块的耦合波数, ρ_m 为中心耦合 块的密度, c_m 为中心耦合块的耦合声速。

如图 4 所示, 输入端和输出端压电陶瓷晶堆的 介电损耗和电容的并联阻抗为

$$Z_{c,i} = \frac{R_{d,i}}{j\omega C_i R_{d,i} + 1}, \ i = 1, 2, 3,$$
(12)

两个输出端压电陶瓷晶堆的等效机电阻抗为

$$Z_{R,i} = n_i^2 \cdot \frac{Z_{c,i}R_i}{Z_{c,i} + R_i}, \ i = 2, 3,$$
(13)

 R_i 为负载电阻。

根据传输线阻抗转换,可得系统输入机电阻抗为

$$Z_{\rm e} = \frac{R_{\rm d1} Z_{\rm c}}{j\omega C_1 R_{\rm d1} Z_{\rm c} + N_1^2 R_{\rm d1} + Z_{\rm c}},$$
(14)

*Z*_c代表系统的输入阻抗,其各部分传输阻抗变换满 足如下关系:

$$Z_{\rm c} = Z_{\rm p12} + \frac{Z_7(Z_1 + R_{\rm m} + Z_{\rm p11})}{Z_7 + Z_1 + R_{\rm m} + Z_{\rm p11}},$$
(15)

$$Z_7 = Z_{p11} + R_m + Z_{w11} + \frac{Z_6 Z_{w12}}{Z_6 + Z_{w12}},$$
 (16)

$$Z_6 = Z_{w11} + Z_{m11} + \frac{Z_5 Z_{m12}}{Z_5 + Z_{m12}},$$
(17)

$$Z_5 = Z_{m11} + Z_4, \tag{18}$$

$$Z_4 = \frac{N_1^2 Z_{2m} Z_{3m}}{N_1^2 N_2^2 Z_{2m} + Z_{3m}},$$
(19)

$$Z_{i,m} = Z_{m11} + \frac{Z_{3q,i}Z_{m12}}{Z_{3q,i} + Z_{m12}}, \ i = 2, 3,$$
(20)

$$Z_{3q,i} = Z_{m11} + Z_{wi,1} + \frac{Z_{2q,i}Z_{wi,2}}{Z_{2q,i} + Z_{wi,2}}, \ i = 2,3,$$
(21)

$$Z_{2q,i} = Z_{wi,1} + R_m + Z_{pi,1} + \frac{Z_{1q,i}(Z_{pi,2} + Z_{R,i})}{Z_{1q,i} + Z_{pi,2} + Z_{R,i}}, \quad i = 2, 3,$$
(22)

$$Z_{1q,i} = Z_{pi,1} + R_{m} + Z_{i}, \ i = 2, 3,$$
(23)

当考虑介电损耗、机械损耗和负载电阻时,令 Y-SPT 的输入机电阻抗为最小值时,可得其共振频 率方程:

$$Z_{\rm e} = (Z_{\rm e})_{\rm min},\tag{24}$$

令输入机电阻抗为最大值时,可得反共振频率方程:

$$Z_{\rm e} = (Z_{\rm e})_{\rm max}.$$
 (25)

共振频率方程 (24) 和反共振频率方程 (25) 是复杂的超越方程,不仅与 Y-SPT 的各部分材料参数和几何尺寸有关,而且与系统的共振模态有关。当系统的材料参数和几何尺寸给定时,由式 (24) 和式 (25) 计算可得其共振和反共振频率。此外,系统的有效机电耦合系数 keft 也可由下式求得:

$$k_{\rm eff} = \sqrt{1 - \left(\frac{f_{\rm r}}{f_{\rm a}}\right)^2},\tag{26}$$

其中,f,和f,分别是共振和反共振频率。

电压增益定义为输出端负载两端的电压与输入 电压的比值,是 PTs 的重要特性参数之一。当 Y-SPT 有一个输入端和两个输出端时,由图 4 所示的等效 电路可得两个输出端的电压增益:

$$G_{v,i} = \frac{V_i}{V_{in}} = \frac{N_i}{N_1} \cdot \frac{Z_c - Z_{p12}}{Z_c} \cdot \frac{Z_7 - Z_{p11} - R_m - Z_{w11}}{Z_7} \cdot \frac{Z_6 - Z_{w11} - Z_{m11}}{Z_6} \cdot \frac{Z_5 - Z_{m11}}{Z_5} \cdot \frac{Z_{i,m} - Z_{m11}}{Z_{i,m}} \cdot \frac{Z_{3q,i} - Z_{m11} - Z_{wi,1}}{Z_{3q,i}} \cdot \frac{Z_{2q,i} - R_m - Z_{wi,1} - Z_{pi,1}}{Z_{2q,i}} \cdot \frac{Z_{R,i}}{Z_{R,i} + Z_{pi,2}}, \quad i = 2, 3.$$

$$(27)$$

功率增益定义为输出端负载两端的功率与输入 功率之比。由式 (24) 和式 (25) 可得两个输出端的功 率增益:

$$G_{\rm p,i} = (G_{\rm v,i})^2 \cos^2 \varphi \frac{\text{Re}(Z_{\rm e})}{R_i}, \ i = 2, 3,$$
 (28)

其中, φ 为电压和电流的相位角。

从上述分析可知, Y-SPT 电压增益和功率增益

与其材料参数、几何尺寸和负载电阻密切相关,通过 调节 Y-SPT 的尺寸参数、材料及负载电阻,可实现对 其共振频率、电压增益和功率增益等关键性能参数 的调节。

2 Y-SPT 的机电性能研究

为了验证上述所建立的 Y-SPT 理论模型的可靠 性并对 Y-SPT 的机电性能进行研究,首先采用等效 电路法 (ECM) 和有限元法 (FEM) 对系统的关键性能 参数进行计算与仿真,在此基础上设计制作了如图1 所示的 Y-SPT 实验样品,并对其相关性能进行了实 验测试。理论计算、有限元仿真和实验样品中涉及 到 Y-SPT 的结构尺寸和材料参数分别如下:中心耦 合金属块所用材料为不锈钢,其材料参数为: $\rho_m =$ 7910 kg/m³, $E_{\rm m}$ = 19.6 × 10¹⁰ N/m², $\sigma_{\rm m}$ = 0.34; 内部传 输金属圆柱、外部金属圆柱材料为铝合金,其材料参 数为: $\rho_w = \rho_f = 2790 \text{ kg/m}^3$, $E_w = E_f = 7.15 \times 10^{10} \text{ N/m}^2$, $\sigma_{\rm w} = \sigma_{\rm f} = 0.30$; 压电陶瓷晶堆的压电材料选用 PZT-4, 其材料参数为: $\rho_{01} = \rho_{02} = \rho_{03} = 7500 \text{ kg/m}^3$, $s_{33}^E =$ $15.5 \times 10^{-12} \text{ m/N}^2$, $K_{33} = 0.7$, $d_{33} = 289 \times 10^{-12} \text{ C/N}$, $\varepsilon_0 =$ 8.8542×10⁻¹² F/m, $\varepsilon_{33}^{T}/\varepsilon_{0} = 1300$ 。各部分尺寸参数 如下 (参见图 1): $L_{f1} = L_{f2} = L_{f3} = 0.0283$ m, $L_{w1} = L_{w2} =$ $L_{w3} = 0 \text{ m}$, $L_{01} = L_{02} = L_{03} = 0.005 \text{ m}$, r = h = 0.0225 m, $n_{01} = n_{02} = n_{03} = 4_{\circ}$

2.1 输入机电阻抗-频率响应特性

当 Y-SPT 的负载电阻确定 ($R_2 = R_3 = 12 \Omega$),由 ECM (式 (14))和 FEM 计算的 Y-SPT 的阻抗–频率响 应曲线如图 5(a)所示。由阻抗分析仪测的 Y-SPT 的 阻抗–频率响应曲线如图 5(b)所示。在解析理论计 算中,ECM 中使用的机械损耗和介电损耗分别为 $R_m = 50 \Omega \pi R_e = 4000 \Omega^{[17,25]}$ 。一般情况下, R_m 越小 机械损耗越低, R_e 越大介电损耗越低^[26]。其中,损耗 与系统的结构形状、材料参数和加工工艺密切相关。

由图 5 可知, 阻抗-频率响应曲线的最小值对应的频率为共振频率, 由 ECM 计算得到的共振频率 为 21841 Hz, FEM 仿 真 计 算 得 到 的 共 振 频 率 为 21820 Hz, 实验测得的共振频率为 20878 Hz。实验测 试结果与 ECM 和 FEM 结果基本一致, 实验所得共 振频率略低于理论和仿真计算值。ECM 和 FEM 的 结果产生差异的原因有:首先, 两种方法的理论基础 不同, 带来了计算结果的偏差; 并且有限元仿真过程 中考虑了各方向的耦合振动, 而等效电路法只考虑 了中心耦合块的耦合振动, 其他部分均基于一维振



图 5 输入机电阻抗-频率响应曲线 (a) 计算结果; (b) 实验测量结果

动理论。此外,理论分析中通过 R_e和 R_m定义该变 压器的机械损耗和介电损耗,仿真模拟中通过定义 恒定阻尼的大小表示其整体损耗,两者表示的损耗 很难确定其一一对应关系,这也会带来二者计算结 果的偏差。另外,由 Y-SPT 的阻抗-频率响应曲线可 知,在共振频率附近无其他杂波模态,由此表明该结 构具有较好的频率隔离性。为了观察其共振模态, 基于理论计算中压电变压器的结构尺寸参数,在 Comsol 有限元仿真软件结构力学模块下选择固体力 学物理场,建立与理论计算模型一样的压电变压器 三维有限元仿真模型。通过模态分析可得该变压器 的纵向振动模态图,如图 6 所示。

由图 6 可知, Y-SPT 由 3 个 1/4 纵向振子耦合而 成, 其中心为位移节点, 3 个输出端的位移振幅最 大。由该振动模态可知, 该振动模态属于 Y-SPT 的 基频纵向耦合共振模态, 在基频振动模态下变压器 可获得较高的机电转换效率。

在 Y-SPT 两端连接确定负载 ($R_2 = R_3 = 12 \Omega$)的情况下,根据式 (26)由 ECM、FEM 和实验测得的 有效机电耦合系数分别为 0.33, 0.36, 0.31。由此表 明, Y-SPT 在设计三向纵向耦合共振模式下具有较



图 6 Y-SPT 纵向耦合共振振型图 (f=21820 Hz)

高的机电转换效率,其有效机电耦合系数与传统的 一维纵向振动夹心式压电换能器相当。

2.2 电压增益和功率增益-频率响应特性

为考察 Y-SPT 的电压增益和功率增益的频响特性,分别基于 ECM 理论计算、FEM 仿真计算和实验测试研究了不同频率下 Y-SPT 的电压增益和功率增益特性。

图 7 是由 ECM 和 FEM 计算得到的 Y-SPT 在 19000~24000 Hz 频率范围的电压增益频率响应曲线。

图 8 为 Y-SPT 的电压增益响应实验测量装置。 测量时,将 Y-SPT 的输入端与信号发生器相连,两个 输出端连接 R₂ = R₃ = 12 Ω 的负载,信号发生器的输 出信号的频率调节范围为 19000~24000 Hz,幅值 V_{ms} = 5 V,通过调节变压器的输入信号频率,用万用表记 录其负载电阻两端的电压。已知变压器的输入电压 和在不同频率下测量的输出端负载两端的电压,由 此可得实验测量的变压器的电压增益响应曲线,如 图 9 所示。

由图 7 和图 9 可知,实验测量的变压器的电压 增益频率响应变化趋势与 ECM 和 FEM 计算结果基 本一致,实验测量值略小于 ECM 和 FEM 计算值。



图 7 ECM 和 FEM 计算的电压增益频率响应曲线



图 8 电压增益测量的实验装置



图 9 实验测量的电压增益频率响应曲线

由图 7 可知, ECM 和 FEM 计算的 Y-SPT 在共振模 式下,两个输出端的电压增益最大,其中 ECM 计算 的在共振模式下 (*f*_r = 21841 Hz)变压器两端的电压 增益均为 0.156, FEM 计算的在共振模式下 (*f*_r = 21820 Hz)变压器两端的电压增益均为 0.143。由图 9 可知,实验测得在共振模式 (*f*_r = 20878 Hz)下,Y-SPT 两个输出端的电压增益最大,第 2 输出端和第 3 输出端的电压增益分别为 0.109 和 0.112。

图 10(a) 是 ECM 和 FEM 计 算 得 到 的 Y-SPT 在 19000~24000 Hz 频率范围的功率增益频率响应曲 线, 图 10(b) 是由实验得的 Y-SPT 在 19000~24000 Hz 频率范围的功率增益响应曲线。

由图 10 可知, 由实验测量的 Y-SPT 的功率增益 随频率的变化关系曲线与由 ECM 和 FEM 所得结果 在共振频率附近基本一致, 实验测量值略小于 ECM 和 FEM 所得值。由图 10(a) 可知, 由 ECM 得到 Y-SPT 的功率增益在共振频率 ($f_r = 21841$ Hz) 和反共振 频率 ($f_a = 23134$ Hz) 下均有峰值, 分别为 0.145 和 0.073, 其共振频率下的功率增益大于反共振频率下 的功率增益; 由 FEM 得到 Y-SPT 的功率增益在共振 频率 ($f_r = 21820$ Hz) 和反共振频率 ($f_a = 23480$ Hz) 下 的峰值分别为 0.131 和 0.086, 其共振频率下的功率



图 10 功率增益频率响应曲线 (a) 计算结果; (b) 实验测量结果

增益大于反共振频率下的功率增益。由于实验时未 能激发出 Y-SPT 的反共振模态,所以实验测得其功 率增益只在共振频率 (f_r = 20878 Hz)下有最大值,如 图 10(b) 所示,第2输出端和第3输出端的功率增益 分别为 0.064 和 0.066。

由图 5、图 7、图 9 和图 10 可知, Y-SPT 是典型的频率选择器件,在共振频率下其输入机电阻抗最小,电压增益和功率增益最大。虽然在反共振模式下,理论和仿真计算的 Y-SPT 也有一定的功率增益, 但在实际的状态下很难激发出反共振模式,因此实验测试的功率增益频率响应曲线在反共振频率处未 有共振峰出现。

共振频率、有效机电耦合系数、电压增益和功 率增益的实验值略小于理论和仿真值,其原因如下: 首先,在理论计算中使用了Y-SPT的标准材料参数, 这与实际材料参数存在一定偏差。其次,在理论分 析中忽略了压电陶瓷晶堆所受的预应力,而Y-SPT 的实验样品是通过预应力螺栓给压电陶瓷晶堆施加 了一定的预应力。第三,理论计算中的损耗和仿真 模型中设置的阻尼与实验过程中Y-SPT的真实阻尼 也不完全一致;各元件的加工精度和组装工艺对Y-SPT的真实阻尼也有较大影响。第四,在理论分析 中 Y-SPT 为理想状态, 压电变压器的输入电压恒定 不变, 而实验中使用的信号发生器具有一定的输出 电阻, 它的输出电压不是恒定的。第五, 理论分析和 仿真计算中都是基于变压器在共振状态下计算的, 其电流和电压相位完全相同, 而实验测试时很难保 证变压器的输入电流和电压相位精确一致。最后, 在理论分析中, Y-SPT 在纵向耦合振动时, 忽略了其 z 方向上的耦合振动, 但是对于真实的振动系统, z 方 向也存在一定的耦合振动。

3 结论

提出了新型Y型夹心式压电超声变压器,建立 了其机电等效电路,推导了共振/反共振频率方程、 电压增益和功率增益的表达式。研究了变压器输入 机电阻抗、电压增益、功率增益与频率的响应特性 以及机电转换特性。理论计算、有限元仿真和实验 测试取得了较为一致的结果,得出以下结论:

(1) 通过振动模式的耦合, 可实现二维单激励二 路输出夹心式压电变压器的三方向纵向耦合共振, 且此共振模式属于变压器的基频共振模式, 在该振 动模式下, 变压器具有较高的机电转换效率。

(2) Y-SPT 是谐振器件, 在共振频率下, 系统的输入机电阻抗最小, 电压增益和功率增益最大。在变压器的共振频率附近无其他杂波模态, 该变压器在设计的纵向耦合共振模式下具有较好的频率隔离性。

(3) Y-SPT 有两个输出端并通过预应力螺栓连接,具有双传输变压比的技术优势。

Y型夹心式压电超声变压器采用夹心式结构, 可有效提高其功率容量,有望在二维双通道变压以 及高功率传输领域获得应用。需要说明的是本研究 主要对一种输入输出端结构对称的Y型夹心式压电 超声变压器的机电特性进行了研究,通过理论分析、 有限元仿真和实验测试验证了提出的Y型夹心式压 电超声变压器的可行性和所建立的理论模型的可靠 性,如果需要实现变压器的两个传输通道具有不同 的变压(降压或升压)及功率传输特性,需要对变压 器的结构尺寸及负载进行进一步优化以满足不同的 应用需求。

参考文献

 Jolani F, Yu Y, Chen Z. A planar magnetically coupled resonant wireless power transfer system using printed spiral coils. *IEEE Antennas Wirel. Propag. Lett*, 2014; 13(1): 1648–1651

² Huang X, Guo J, Wen F, *et al.* Output power stabilization of wireless power transfer system with multiple transmitters. *IET*

Power Electron., 2016; 9(7): 1374-1380

- 3 Rosen C A. Ceramic transformers and filters. Proceedings of the Electronic Components Symposium, 1956: 205–211
- 4 Falimiaramanana D J, Ratolojanahary F E, Lefebvre J E, et al. 2-D modeling of Rosen-type piezoelectric transformer by means of a polynomial approach. *IEEE Trans. Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control*, 2020; 67(8): 1701–1714
- 5 Flynn A M, Sanders S R. Fundamental limits on energy transfer and circuit considerations for piezoelectric transformers. *IEEE Trans. Power Electron.*, 2002; **17**(1): 8–14
- 6 Kweon S H, Kazuki T, Kanda K, *et al.* Piezoelectric PZT thinfilm transformers with a ring-dot structure. *Jpn. J. Appl. Phys.*, 2020; **59**: SPPD09
- 7 Forrester J, Li L, Davidson J N, *et al.* Equivalent circuit parameter er extraction of low-capacitance high-damping PTs. *Electron. Lett.*, 2020; 56(7): 347–350
- Shao W W, Chen L J, Pan C L, *et al.* Power density of piezoelectric transformers improved using a contact heat transfer structure. *IEEE Trans. Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control*, 2012; **59**(1): 73–81
- 9 Chen S E, Gunawan H, Wu C C. An electromechanical model for clamped-edge bimorph disk type piezoelectric transformer utilizing Kirchhoff thin plate theory. *Sensors*, 2022; 22(6): 2237
- 10 Ryu M, Choi S, Lee S, *et al.* A new piezoelectric transformer driving topology for universal input AC/DC adapter using a constant frequency PWM control. 21st Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition, IEEE, Dallas, TX, 2006
- 11 Yang S, Chen S, Tsai C, et al. Fabrication of high-power piezoelectric transformers using lead-free ceramics for application in electronic ballasts. *IEEE Trans. Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control*, 2013; 60(2): 408–413
- 12 Yuanmao Y, Cheng K W E, Ding K. A Novel method for connecting multiple piezoelectric transformer converters and its circuit application. *IEEE Trans. Power Electron.*, 2012; 27(4): 1926—1935
- 13 Barham O M, Mirzaeimoghri M, DeVoe D L. Piezoelectric disc transformer modeling utilizing extended Hamilton's principle. *IEEE Trans. Power Electron.*, 2019; 34(7): 6583–6592
- 14 Lin R L, Lee F C, Baker E M, *et al.* Inductor-less piezoelectric transformer electronic ballast for linear fluorescent lamp. 16th Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition, IEEE, Anaheim, CA, USA 2001; 2: 664–669

- 15 周志勇,陈涛,董显林.超高居里温度钙钛矿层状结构压电陶瓷研究进展.无机材料学报,2018;33(3):251—258
- Hosono Y, Yamashita Y, Sakamoto H, *et al.* Dielectric and piezoelectric properties of Pb (In1/2Nb1/2) O3 –Pb (Mg1/3Nb2/3)
 O3 –PbTiO3 ternary ceramic materials near the morphotropic phase boundary. *Jpn. J. Appl. Phys.*, 2003; 42(2R): 535–538
- Lin S, Cao H, Qiao X. Wireless power transmission based on sandwiched composite piezoelectric transducers in length extensional vibration. *IEEE Trans. Power Electron.*, 2016; 31(9): 6134—6143
- 18 林书玉,张福成,郭孝武. 超声频矩形六面体的三维耦合振动. 声学学报, 1991; 16(2): 91—97
- 19 Mori E, Itoh K, Imamura A. Analysis of a short column vibrator by apparent elasticity method and its application. Ultrasonics International Conference, IPC Scince & Technology Press, 1977: 262–266
- Xu L, Lin S, Hu W. Optimization design of high power ultrasonic circular ring radiator in coupled vibration. *Ultrasonics*, 2011; 51(7): 815–823
- 21 梁召峰,莫喜平,周光平.超声管形振子的振动分析. 声学学报, 2011; 36(4): 369—376
- 22 许龙,周锦程,常燕,等.二维振动方向变换器的耦合振动及其 等效电路.声学学报,2018;43(5):786—792
- 23 Tsujino J, Ueoka T. Characteristics of large capacity ultrasonic complex vibration sources with stepped complex transverse vibration rods. *Ultrasonics*, 2004; **42**(1-9): 93—97
- 24 Tsujino J, Harada Y, Ihara S, *et al.* Configurations of high-frequency ultrasonics complex vibration systems for packaging in microelectronics. *Ultrasonics*, 2004; 42(1-9): 125–129
- 25 Lin S, Xu J, Cao H. Analysis on the ring-type piezoelectric ceramic transformer in radial vibration. *IEEE Trans. Power Electron.*, 2016; **31**(7): 5079–5088
- 26 林书玉. 超声换能器的原理与设计. 北京: 科学出版社, 2004: 91—199
- 27 林仲茂. 超声变幅杆的原理和设计. 北京: 科学出版社, 1987: 199—207
- 28 许龙, 常燕, 郭林伟, 等. 锥变截面管形超声振动系统的设计. 声 学学报, 2016; 41(1): 105—114
- 29 Forrester J, Davidson J, Foster M, *et al.* Equivalent circuit parameter extraction methods for piezoelectric transformers. 21st European Conference on Power Electronics and Applications, IEEE, Genova, Italy, 2019; 1—10