

基于声黑洞-Moonie 换能器结构的 微型化超声手术刀*

陈诚^{1)2)#} 陈慧琴^{2)#} 徐春龙¹⁾ 郭建中^{2)†} 林书玉^{2)‡}

1) (长安大学理学院, 西安 710064)

2) (陕西师范大学, 陕西省超声重点实验室, 西安 710119)

(2025 年 10 月 24 日收到; 2026 年 2 月 10 日收到修改稿)

本文提出了一种基于声黑洞 (acoustic black hole, ABH) 与 Moonie 换能器结构的微型化超声手术刀, 旨在利用 ABH 结构的能量局域聚集效应以及 Moonie 换能器的位移放大特性有效解决超声手术刀在微型化过程中振动性能衰减问题. 该手术刀由声黑洞轮廓金属端帽、工作刀头与纵向极化压电圆环组成, 并实现了多重振动模式转换. 利用等效电路法建立了 ABH-Moonie 型手术刀多模态耦合振动的解析理论模型, 实现了快速频率预测. 采用有限元法分析了 ABH-Moonie 型手术刀的耦合振动特性, 并探究了声黑洞参数和负载对振动性能的影响. 相较于普通 Moonie 结构手术刀 ($m < 2$), ABH-Moonie 型手术刀最大振幅输出显著提升. 在负载条件下, 手术刀仍能保持良好的振动性能, 包括较小的频率漂移以及振动减幅. 最后加工了手术刀样机并进行实验测试, 实测手术刀的设计模态能够被有效激发, 频率误差仅为 1.5%, 充分验证了 ABH-Moonie 复合增效结构的可行性以及解析理论模型的准确性. 本研究可以为微型化高性能压电器件的设计优化提供全新视角.

关键词: 声黑洞, Moonie 换能器, 超声手术刀, 微型化, 耦合振动

DOI: 10.7498/aps.75.20251458

CSTR: 32037.14.aps.75.20251458

1 引言

超声手术刀作为现代外科手术中的重要工具, 以其精确切割、同步止血和对周围组织损伤小等优点得到了广泛应用^[1-5]. 随着微创手术、智能手术机器人和精准医疗的快速发展, 对超声手术刀的微型化需求日益迫切. 然而, 传统 Langevin 型超声手术刀在微型化过程中面临一个根本性矛盾: 尺寸减小通常导致振幅下降和声能辐射效率降低, 进而影响手术切割效果和止血能力^[6]. 因此, 探索微型化超声手术刀的性能强化方案是目前该领域的重要研究课题之一.

为克服传统 Langevin 型超声手术刀的设计局限, 研究者们相继提出了多种微型化超声手术刀设计方案. 例如, Hu 等^[7] 基于刻槽设计提出了一种纵弯耦合振动小型化超声手术刀, 通过耦合弯振模态带来横向振幅增益, 使得手术刀的振动能力得到了显著提升; Hofmann 等^[8] 提出一种平面钛基微型化超声手术刀, 该手术刀采用 d_{31} 振动模式在 10.2 W 功率驱动下使切割幅度达到 25.3 μm ; Kuang 等^[9] 基于 PMN-PT 压电单晶贴片设计提出了一种高性能超声微刀, 并对其大功率驱动下的振动性能与非线性特征进行了系统研究; Lucas 等^[10] 基于 Cymbal 弯张换能器结构提出了一种小型化超声骨刀, 该骨刀仅凭单个压电陶瓷片即可实

* 国家自然科学基金重点项目 (批准号: 12534018) 和国家自然科学基金 (批准号: 12174240, 12574498) 资助的课题.

同等贡献作者.

† 通信作者. E-mail: guojz@snnu.edu.cn

‡ 通信作者. E-mail: sylin@snnu.edu.cn

现与传统超声骨刀相当的超声振幅. 这些研究虽技术路线各异, 但均聚焦于结构优化以突破性能瓶颈, 其中基于弯张型换能器的设计理念尤为关键. 而作为弯张型换能器的另一典型代表, Moonie 换能器由宾夕法尼亚大学材料研究室于 20 世纪 80 年代开发, 其独特的设计结构能将压电陶瓷的径向振动转换为轴向弯曲振动, 从而输出更大的位移振幅. 凭借这一优势, Moonie 换能器已在能量收集、压电驱动等多个领域获得广泛应用 [11-13]. 因此, 基于 Moonie 换能器结构对微型化超声手术刀进行性能优化将是一条有效的技术路径.

另一方面, 声黑洞结构作为一种新兴功能结构在多个领域展现出广阔前景, 包括减振降噪 [14-16]、信号放大 [17]、能量收集 [18] 以及粒子操控等 [19-21]. 该结构的核心机理在于利用特定的厚度分布设计 (通常为幂函数形式), 实现对弹性体内弯曲波的调控, 从而在特定区域形成能量聚集带, 实现对声波的有效捕获与聚焦 [22,23]. 值得注意的是, 声黑洞因其独特的薄壁结构, 近年来已迅速扩展到微型机电系统设计领域. 例如, Zhang 等 [24] 利用径向声黑洞结构激发声流进行高效冷却, 在低功耗下获得高能量利用系数, 为微型器件的散热问题提供了新思路. Jiang 等 [25] 通过设计双声黑洞轮廓综合提升了微型换能器的空气辐射声压与电声转换效率. 这些不同领域的进展共同表明, 声黑洞结构在应对微型器件能量密度不足、转换效率低等共性挑战方面具有独特优势, 也为本研究提供了跨领域依据与原理支撑.

在前期工作中, 我们率先将 ABH 结构引入功率超声振动系统设计中, 开展了一系列开创性研究, 包括: 1) 提出了多款集成 ABH 结构的新型超声手术刀, 显著增强了刀头的振幅和侧向声能辐

射 [26,27]; 2) 开发了新型浸入式声黑洞化学反应器, 有效挖掘了探头的空化潜力, 提升了声处理范围与效率 [28]; 3) 提出了二维声黑洞结构超声镊子辐射器, 在增强辐射的同时实现了对微粒的多功能精准操控 [29,30]. 这些研究充分验证了 ABH 结构在功率超声器件中强化振动、促进空化与提升声操控能力的综合性能优势, 也为构建高能量密度的振动系统提供了全新思路.

在上述研究背景下, 本文的核心工作是继续将声黑洞结构的能量局域聚焦效应与 Moonie 换能器的位移放大特性相结合, 在有限空间内强化局部振动能量密度, 从而有效解决超声手术刀在微型化过程中振动性能衰减问题. 主要研究内容包括: 首先, 建立了 ABH-Moonie 型手术刀的多模耦合振动机电等效电路模型; 其次, 采用有限元法分析了手术刀的频率响应与耦合振动特性, 并探究了声黑洞参数变化和负载施加对手术刀性能的影响; 最后, 加工了手术刀样机, 并开展了阻抗分析和振动测量实验.

2 理论建模

本文提出的 ABH-Moonie 型手术刀几何结构如图 1(a), (b) 所示, ABH-Moonie 型手术刀由纵向极化压电陶瓷圆环、金属圆环、ABH 圆板和工作刀头组成, ABH 圆板的厚度 h 随着半径 r 在 $0 < r < r_{ABH}$ 处按照幂函数规律变化, 且 $m \geq 2$, $h(r)$ 的表达式为

$$h(r) = \begin{cases} h_0 + (h_1 - h_0) \left(\frac{r}{r_{ABH}} \right)^m, & 0 < r < r_{ABH}, \\ h_1, & r_{ABH} < r < r_1, \end{cases} \quad (1)$$

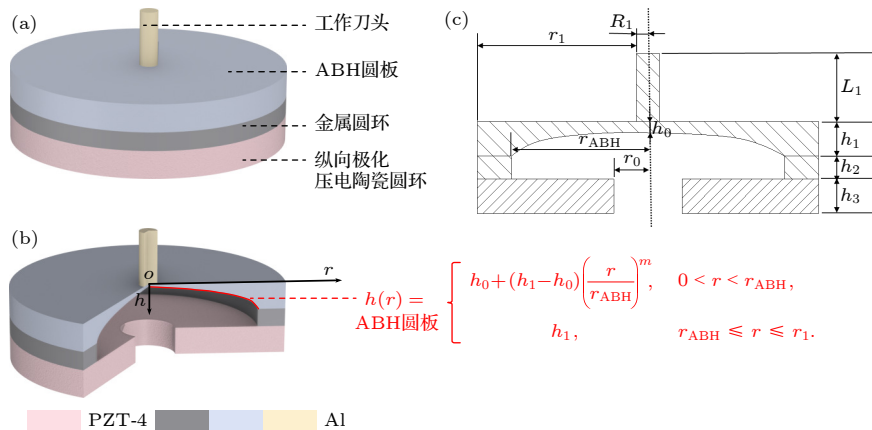


图 1 ABH-Moonie 型手术刀的结构示意图 (a) 组成部件; (b) 声黑洞轮廓设计; (c) 几何尺寸

Fig. 1. Structure diagram of the ABH-Moonie type scalpel: (a) Components; (b) ABH-profile design; (c) geometric dimensions.

在图 1(c) 中, r_0 , R_1 分别是压电陶瓷的内半径和工作刀头的半径, r_1 是 ABH 圆板、金属圆环和压电陶瓷的外半径, r_{ABH} , h_0 和 h_1 是二维声黑洞轮廓的半径、初始厚度和最大厚度, h_2 和 h_3 分别是金属圆环和压电陶瓷的厚度, L_1 是工作刀头的长度.

ABH-Moonie 型手术刀的基本设计原理如下: 纵向极化的压电陶瓷圆环通过逆压电效应和泊松效应产生径向-纵向耦合振动, 激励金属圆环产生纵向振动, 进而经由环形接触面驱动具有二维 ABH 结构的圆板产生弯曲振动. 在声黑洞效应作用下, 圆板中的弯曲振动振幅自边缘向中心逐渐增强, 并在中心区域达到最大值. 理论上, 当 h_0 趋近于零时, 弯曲波幅值可趋于无穷大. 此外, 由于结构刚度的降低, ABH 圆板的弯曲共振频率相应下降, 有利于在较低频超声范围内实现结构复合, 并提升振动系统的能量转换效率. 工作刀头与 ABH 圆板中心相连接, 从而将该处的弯曲振动转换为刀头的纵向振动. 工作刀头的设计也可进行灵活调整, 为了满足超声牙科、骨科的特殊形状刀头要求, 图 1(a) 中的工作刀头可进行套扣处理, 从而连接其他异形刀头.

2.1 ABH 圆板弯曲振动的等效集中参数电路

由于 ABH 圆板的半径远大于厚度, 在自由边界条件下, 弯曲振动 ABH 圆板的等效集中参数可由等厚度薄圆盘弯曲振动的集中参数近似得出, 在圆盘的等效柔顺常数 C_n 和等效质量 M_n 的表达式中, 用 ABH 圆板的等效厚度 h_{eq} 代替圆盘的厚度 h , 即可近似求出 ABH 圆板的等效质量 $M_{n\text{-ABH}}$ 和等效柔顺常数 $C_{n\text{-ABH}}$.

基于薄板经典理论, 在自由边界条件下, 等厚度圆形薄板弯曲振动的横向位移 $\zeta(r, t)$ 可以根据线弹性理论写成^[31,32]:

$$\zeta(r, t) = [AJ_0(kr) + BI_0(kr)] \exp(j\omega t), \quad (2)$$

其中, j 是虚数单位, A 和 B 是由边界条件决定的两个常数, $J_0(kr)$ 和 $I_0(kr)$ 分别是零阶第一类贝塞尔函数和零阶第一类修正贝塞尔函数. 在与圆板相关的参数中, $k^4 = \rho h \omega^2 / D$, $D = Eh^3 / [12(1 - \sigma^2)]$, k 为波数, ρ 为密度, h 为厚度, ω 为角频率, E 为杨氏模量, σ 为泊松比.

圆板弯曲振动的弯矩和剪切力可以表示为

$$M_r = -D \left(\frac{\partial^2 \zeta}{\partial r^2} + \frac{\sigma}{r} \frac{\partial \zeta}{\partial r} \right), \quad (3)$$

$$Q_r = -D \left(\frac{\partial^3 \zeta}{\partial r^3} + \frac{1}{r} \frac{\partial^2 \zeta}{\partial r^2} - \frac{1}{r^2} \frac{\partial \zeta}{\partial r} \right). \quad (4)$$

考虑自由边界条件时, $(M_r)_a = 0$, $(Q_r)_a = 0$, 其中 a 是圆板的半径:

$$A \left[kJ_0(ka) - \frac{J_1(ka)}{a} + \frac{\sigma J_1(ka)}{a} \right] - B \left[kI_0(ka) - \frac{I_1(ka)}{a} + \frac{\sigma I_1(ka)}{a} \right] = 0, \quad (5)$$

$$AJ_1(ka) + BI_1(ka) = 0. \quad (6)$$

第 n 阶弯曲振动的位移分布和振动速度的本征函数可表示为

$$\zeta_n(r, t) = [A_n J_0(k_n r) + B_n I_0(k_n r)] \exp(j\omega_n t), \quad (7)$$

$$v_n(r, t) = j\omega_n [A_n J_0(k_n r) + B_n I_0(k_n r)] \exp(j\omega_n t). \quad (8)$$

考虑圆盘微小的体积元 $dv = 2\pi r h \rho dr$, 整个圆板的动能 E_{kn} 和势能 E_{pn} 可表示为

$$dE_{kn} = \frac{1}{2} (2\pi r h \rho dr) v_n \cdot v_n^*, \quad (9)$$

$$E_{kn} = \int_0^a dE_{kn}$$

$$= -\pi h \rho \omega_n^2 \int_0^a [A_n J_0(k_n r) + B_n I_0(k_n r)]^2 r dr, \quad (10)$$

$$dE_{pn} = \frac{D}{2} \left[\left(\frac{\partial^2 \zeta_n}{\partial r^2} \right)^2 + \frac{1}{r^2} \left(\frac{\partial \zeta_n}{\partial r} \right)^2 + \frac{2\sigma}{r} \frac{\partial \zeta_n}{\partial r} \frac{\partial^2 \zeta_n}{\partial r^2} \right] \times 2\pi r dr, \quad (11)$$

$$E_{pn} = \frac{E\pi h^3}{12(1 - \sigma^2)} \int_0^a \left[\left(\frac{\partial^2 \zeta_n}{\partial r^2} \right)^2 + \frac{1}{r^2} \left(\frac{\partial \zeta_n}{\partial r} \right)^2 + \frac{2\sigma}{r} \frac{\partial \zeta_n}{\partial r} \frac{\partial^2 \zeta_n}{\partial r^2} \right] r dr. \quad (12)$$

圆板中心处的动能 E'_{kn} 和势能 E'_{pn} 为

$$E'_{kn} = \frac{1}{2} M_n v_n \cdot v_n^* = -\frac{1}{2} M_n (A_n + B_n)^2 \omega_n^2, \quad (13)$$

$$E'_{pn} = \frac{1}{2} K_n \zeta_n^2(r=0) = \frac{1}{2} K_n (A_n + B_n)^2. \quad (14)$$

选取中心处为动能和势能的参考点, 则有:

$$E_{kn} = E'_{kn}, \quad (15)$$

$$E_{pn} = E'_{pn}. \quad (16)$$

因此, 圆板弯曲振动的等效质量 M_n 和等效弹性系数 K_n 可以表达成:

$$M_n = \frac{2m_1}{a^2(A_n + B_n)^2} \int_0^a [A_n J_0(k_n r) + B_n I_0(k_n r)]^2 r dr, \quad (17)$$

$$K_n = \frac{E\pi h^3}{6(1-\sigma^2)(A_n + B_n)^2} \int_0^a \left[\left(\frac{\partial^2 \zeta_n}{\partial r^2} \right)^2 + \frac{1}{r^2} \left(\frac{\partial \zeta_n}{\partial r} \right)^2 + \frac{2\sigma}{r} \frac{\partial \zeta_n}{\partial r} \frac{\partial^2 \zeta_n}{\partial r^2} \right] r dr, \quad (18)$$

其中 m_1 是弯曲振动圆盘的质量. 代入边界条件 (5) 式和 (6) 式后, (17) 式和 (18) 式可以写成:

$$M_n = m_1 \frac{J_0^2(k_n a) I_1^2(k_n a) + J_1^2(k_n a) I_0^2(k_n a) - 4J_1^2(k_n a) I_1^2(k_n a) \frac{1-\sigma}{(k_n a)^2}}{[I_1(k_n a) - J_1(k_n a)]^2}, \quad (19)$$

$$K_n = \frac{E\pi h^3 k_n^2}{6(1-\sigma^2)} \{ (k_n a)^2 J_0^2(k_n a) - 2(1-\sigma)(k_n a) J_0(k_n a) J_1(k_n a) - 2(1-\sigma)\sigma J_1^2(k_n a) - (1-\sigma)[J_1^2(k_n a)/I_1^2(k_n a) - 1] \} \times I_1^2(k_n a) / [I_1(k_n a) - J_1(k_n a)]^2, \quad (20)$$

$$C_n = 1/K_n. \quad (21)$$

在此基础上即可推导 ABH 圆板的等效质量 M_{n-ABH} 和等效柔顺系数 C_{n-ABH} . ABH 圆板的厚度表达式如下:

$$h(r) = \begin{cases} h_0 + (h_1 - h_0) \left(\frac{r}{r_{ABH}} \right)^m, & r \leq r_{ABH}, \\ h_1, & r_{ABH} < r \leq r_1, \end{cases} \quad (22)$$

体积和等效厚度为

$$V = 2\pi \int_0^{r_1} r h(r) dr, \quad (23)$$

$$h_{eq} = \frac{V}{\pi r_1^2}. \quad (24)$$

将 (24) 式得出的 h_{eq} 代替 h 代入 (19) 式, (20) 式和 (21) 式就能求出 ABH 圆板弯曲振动的等效集中参数 C_{n-ABH} , M_{n-ABH} , 进而求得圆板弯曲振动的等效机械阻抗可以表达成:

$$Z_{m0} = \frac{1}{j\omega C_{n-ABH}} + j\omega M_{n-ABH}, \quad (25)$$

最后可得圆板弯曲振动频率方程为

$$Z_{m0} = 0. \quad (26)$$

为了验证上述推导的准确性, 利用有限元法对其频率计算结果进行了初步验证. 将 ABH 圆板的几何尺寸取为: $r_1 = 15$ mm, $r_{ABH} = 12$ mm, $h_0 = 1$ mm, $h_1 = 3$ mm, $m = 2.5$, 材料选择为铝, 密度为 2700 kg/m³, 杨氏模量为 7×10^{10} N/m², 泊松比为 0.33 . 根据 (26) 式计算得到的 ABH 圆板设计模态的弯曲共振频率为 62345 Hz, 有限元分析所得

对应模态的共振频率为 63130 Hz, 二者相对误差仅为 1.3% , 证明了等效厚度近似方法的可行性. 需要说明的是, 该方法仅适用于薄板模型, 且要求厚度变化相对平缓.

2.2 ABH-Moonie 型手术刀耦合振动的机电等效电路及频率方程

基于传输线理论、力和振速的连续性条件, 建立了 ABH-Moonie 型手术刀耦合振动的机电等效电路模型, 如图 2 所示. 红色部分代表纵向极化压电陶瓷圆环纵-径耦合振动的多端机电等效电路, 其中 Z_{z1} 和 Z_{z2} 为纵向振动机械阻抗, Z_{r1} , Z_{r2} 和 Z_{r3} 为径向振动机械阻抗, V 和 I 为施加的激励电压与电流, C_0 为等效电容, n_z 和 n_r 为等效机械变压器, Z_{c0} 为纵-径向弹性耦合阻抗 [33]. 灰色部分是金属圆环纵向振动的 T 型网络, 其中 Z_1 和 Z_2 为等效机械阻抗. 蓝色部分代表 ABH 圆板弯曲振动的等效集中参数电路, C_{n-ABH} 为等效柔顺常数, M_{n-ABH} 为等效质量. 黄色部分代表工作刀头纵向振动的 T 型网络, 其中 Z_3 和 Z_4 为等效机械阻抗. 图 2 中各个元件具体表达式如下 [34]:

$$Z_{z1} = j\rho_0 c_{pz} \pi (r_1^2 - r_0^2) \tan \left(\frac{k_{pz} h_3}{2} \right), \quad (27)$$

$$Z_{z2} = \frac{j\rho_0 c_{pz} \pi (r_1^2 - r_0^2)}{\sin(k_{pz} h_3)}, \quad (28)$$

$$Z_{c0} = \frac{2\pi c_{13}^E}{j\omega}, \quad (29)$$

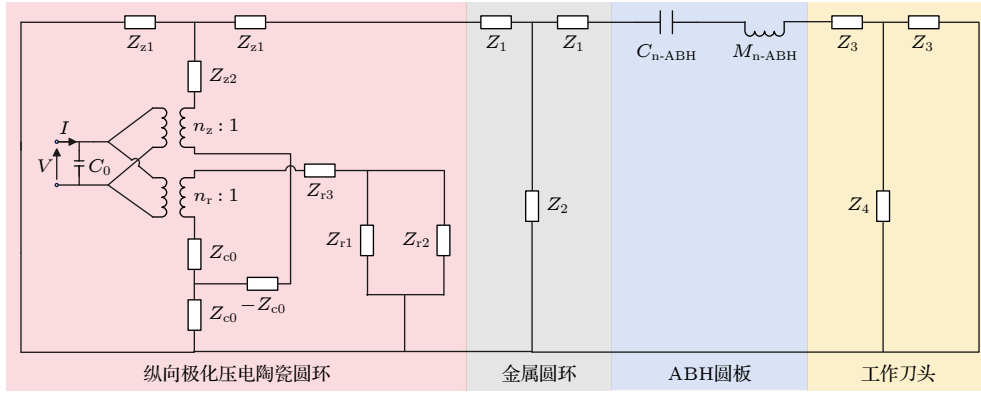


图 2 ABH-Moonie 型手术刀耦合振动的机电等效电路

Fig. 2. Electromechanical equivalent circuit of the ABH-Moonie type scalpel in coupled vibration.

$$Z_{r1} = \frac{-j2\pi r_1 h_3 \rho_0 c_{Pr} [J_0(k_{Pr} r_1) Y_1(k_{Pr} r_0) - J_1(k_{Pr} r_0) Y_0(k_{Pr} r_1)]}{[J_1(k_{Pr} r_1) Y_1(k_{Pr} r_0) - J_1(k_{Pr} r_0) Y_1(k_{Pr} r_1)] r_1^2} - \frac{-j2\pi r_0 h_3 \rho_0 c_{Pr} [J_0(k_{Pr} r_0) Y_1(k_{Pr} r_0) - J_1(k_{Pr} r_0) Y_0(k_{Pr} r_0)]}{[J_1(k_{Pr} r_1) Y_1(k_{Pr} r_0) - J_1(k_{Pr} r_0) Y_1(k_{Pr} r_1)] r_1 r_0} + \frac{2\pi h_3 (c_{12}^E - c_{11}^E)}{j\omega r_1^2}, \quad (30)$$

$$Z_{r2} = \frac{-j2\pi r_1 h_3 \rho_0 c_{Pr} [J_0(k_{Pr} r_1) Y_1(k_{Pr} r_0) - J_1(k_{Pr} r_1) Y_0(k_{Pr} r_0)]}{[J_1(k_{Pr} r_1) Y_1(k_{Pr} r_0) - J_1(k_{Pr} r_0) Y_1(k_{Pr} r_1)] r_1^2} - \frac{-j2\pi r_0 h_3 \rho_0 c_{Pr} [J_0(k_{Pr} r_0) Y_1(k_{Pr} r_0) - J_1(k_{Pr} r_0) Y_0(k_{Pr} r_0)]}{[J_1(k_{Pr} r_1) Y_1(k_{Pr} r_0) - J_1(k_{Pr} r_0) Y_1(k_{Pr} r_1)] r_1 r_0} + \frac{2\pi h_3 (c_{12}^E - c_{11}^E)}{j\omega r_1^2}, \quad (31)$$

$$Z_{r3} = \frac{-j2\pi r_0 h_3 \rho_0 c_{Pr} [J_0(k_{Pr} r_0) Y_1(k_{Pr} r_0) - J_1(k_{Pr} r_0) Y_0(k_{Pr} r_0)]}{[J_1(k_{Pr} r_1) Y_1(k_{Pr} r_0) - J_1(k_{Pr} r_0) Y_1(k_{Pr} r_1)] r_1 r_0}, \quad (32)$$

$$n_z = \pi(r_1^2 - r_0^2) e_{33} / h_3, \quad (33)$$

$$n_r = 2\pi e_{31}, \quad (34)$$

$$C_0 = \pi(r_1^2 - r_0^2) \varepsilon_{33}^S / h_3, \quad (35)$$

其中, $k_{Pr} = \omega / c_{Pr}$ 为压电陶瓷径向波数, $k_{Pz} = \omega / c_{Pz}$ 为压电陶瓷纵向波数, $c_{Pr} = (c_{11}^E / \rho_0)^{1/2}$ 为压电陶瓷径向声速, $c_{Pz} = (c_{33}^E / \rho_0)^{1/2}$ 为压电陶瓷纵向声速, ρ_0 为压电陶瓷密度. 进一步化简电路可得

$$Z_{m1} = Z_{m0} + Z_3 + \frac{Z_3 Z_4}{Z_3 + Z_4}, \quad (36)$$

$$Z_{m2} = Z_1 + \frac{Z_2 (Z_1 + Z_{m1})}{Z_2 + Z_1 + Z_{m1}}, \quad (37)$$

$$Z_{m3} = Z_{z1} + Z_{m2}. \quad (38)$$

利用网孔电流法, 可得出该电路的基尔霍夫电压定律方程如下:

$$Z_{r1} v_1 + Z_{r3} (v_1 + v_2) + Z_{c0} (v_3 + v_4) + n_r V = 0, \quad (39)$$

$$Z_{r2} v_2 + Z_{r3} (v_1 + v_2) + Z_{c0} (v_3 + v_4) + n_r V = 0, \quad (40)$$

$$Z_{c0} (v_1 + v_2) + Z_{m3} v_3 + Z_{z3} (v_3 + v_4) + n_z V = 0, \quad (41)$$

$$Z_{c0} (v_1 + v_2) + Z_{z1} v_4 + Z_{z3} (v_3 + v_4) + n_z V = 0. \quad (42)$$

根据 (39) 式—(42) 式, 求解可得到 v_1 , v_2 , v_3 和 v_4 的表达式. 最后可以得到 ABH-Moonie 型手术刀的等效输入电导纳为

$$Y_e = \frac{I}{V} = \frac{j\omega C_0 V - n_r (v_1 + v_2) - n_z (v_3 + v_4)}{V} = \frac{1}{Z_{e0}} \left\{ 2n_r n_z Z_{c0} (Z_{r1} + Z_{r2}) (Z_{m3} + Z_{z1}) - n_z^2 [Z_{r2} Z_{r3} + Z_{r1} (Z_{r2} + Z_{r3})] (Z_{m3} + Z_{z1}) - n_r^2 (Z_{r1} + Z_{r2}) [Z_{z1} Z_{z3} + Z_{m3} (Z_{z1} + Z_{z3})] + j\omega C_0 [Z_{r2} Z_{r3} + Z_{r1} (Z_{r2} + Z_{r3})] \times [Z_{z1} Z_{z3} + Z_{m3} (Z_{z1} + Z_{z3})] + j\omega C_0 Z_{c0}^2 (Z_{r1} + Z_{r2}) (Z_{m3} + Z_{z1}) \right\}, \quad (43)$$

$$Z_{e0} = Z_{c0}^2 (Z_{r1} + Z_{r2}) (Z_{m3} + Z_{z1}) - [Z_{r2} Z_{r3} + Z_{r1} (Z_{r2} + Z_{r3})] \times [Z_{z1} Z_{z3} + Z_{m3} (Z_{z1} + Z_{z3})]. \quad (44)$$

基于 (43) 式, 可得 ABH-Moonie 型手术刀的共振频率方程为

$$1/Y_c = 0, \quad (45)$$

求解上式即可得到 ABH-Moonie 型手术刀的共振频率.

3 仿真模拟

3.1 频率特性与模态分析

基于商业软件 COMSOL Multiphysics 5.4 的固体力学和静电模块, 利用有限元法对 ABH-Moonie 型手术刀的动力学特性进行了数值建模与探究. ABH-Moonie 型手术刀几何参数 $R_1, r_0, r_{ABH}, r_1, h_0, h_1, h_2, h_3, L_1$ 分别为 1, 3, 12, 15, 1, 3, 2, 3, 5 mm. 其余材料参数如表 1 所示. 建立了二维轴对称仿真模型以计算手术刀电导纳频率响应特性以及耦合振动模态. 为了确保计算精度, 网格划分选择了极细化. 激励电压为 1 V, 并且忽略负载和损耗的影响. 另外, 利用 MATLAB R2018b 数值计算软件对等效电路法得到的频率方程 (45) 进行求解. 等效电路法与有限元法的频率计算范围均为 10—100 kHz, 计算步长为 1 Hz.

表 1 ABH-Moonie 型手术刀的材料参数

Table 1. Material parameters of the ABH-Moonie type scalpel.

参数	数值	参数	数值
$\rho / (\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	2700	$c_{13}^E / (\text{m}^2\cdot\text{N}^{-1})$	7.43×10^{10}
$E / (\text{N}\cdot\text{m}^{-2})$	7×10^{10}	$c_{33}^E / (\text{m}^2\cdot\text{N}^{-1})$	11.5×10^{10}
σ	0.33	$e_{31} / (\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{V}^{-1})$	-5.2
$\rho_0 / (\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	7500	$e_{33} / (\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{V}^{-1})$	15.1
$c_{11}^E / (\text{m}^2\cdot\text{N}^{-1})$	13.9×10^{10}	$\varepsilon_{33}^S / (\text{C}\cdot\text{m}^{-1})$	5.69×10^{-9}
$c_{12}^E / (\text{m}^2\cdot\text{N}^{-1})$	7.78×10^{10}		

图 3 显示了通过等效电路法和有限元法获得的 ABH-Moonie 型手术刀的电导纳频率响应曲线. 对于目标设计模态, ABH-Moonie 型手术刀的理论计算共振频率为 66645 Hz, 略高于有限元计算的 64357 Hz, 误差仅为 3.5%. 误差主要源于理论分析模型中的边界条件近似连续, 并且忽略了其他非设计振动模式的耦合效应. 相比有限元法, 解析理论模型的建立不仅实现了快速频率预估, 更可以用来辅助辨别耦合振动的主导因素, 从而更准确把握设计原理和潜在物理机制.

接着, 对 ABH-Moonie 型手术刀在 64357 Hz 共振频率下的耦合振动模态进行分析, 如图 4 所

示. 可以看出, 底部压电陶瓷的径向振动较为明显. 受泊松效应影响, 压电陶瓷同时产生纵向振动, 进而激发金属圆环作纵向振动. 金属圆环进一步激励 ABH 圆板产生弯曲振动, 该圆板呈现出两个振动节圆, 且弯曲振幅在中心位置达到最大值. 最终, ABH 圆板驱动位于中心的工作刀头沿轴向振动, 完成了径向-纵向-弯曲-纵向的多重振动模式转换. 此外, 得益于 ABH 结构与 Moonie 换能器复合结构的协同增效, 振动能量被聚焦在轴心位置, 从而使得刀头整体位移显著增大.

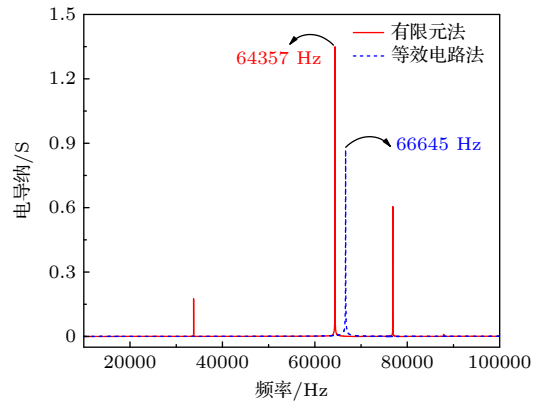


图 3 电导纳-频率响应曲线

Fig. 3. Electrical admittance-frequency response curve.

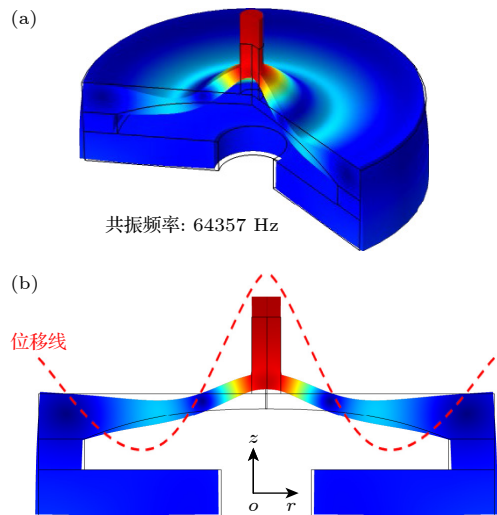


图 4 手术刀的耦合振动模态 (a) 3D 剖面图; (b) 2D 剖面图

Fig. 4. Coupled vibration mode of the ABH-Moonie type scalpel: (a) 3D cross-sectional view; (b) 2D cross-sectional view.

3.2 声黑洞参数对振动性能的影响

本节继续探究声黑洞参数对 ABH-Moonie 型

手术刀振动性能的影响. 作为声黑洞结构的核心参数, 截面厚度变化指数 m 是调控振幅大小的关键^[22]. 因此, 选取声黑洞参数 m 作为自变量, 分别探究其与共振/反共振频率 (f_r, f_a)、有效机电耦合系数 k_{eff} 以及刀头最大输出振幅的变化关系. 其中有效机电耦合系数被定义为

$$k_{\text{eff}} = \sqrt{1 - (f_r/f_a)^2}. \quad (46)$$

由图 5 可知, 随着声黑洞参数 m 的增大, ABH-Moonie 型手术刀的共振/反共振频率、有效机电耦合系数 k_{eff} 均呈下降的趋势, 其中在 $m < 2.5$ 时, 有效机电耦合系数 k_{eff} 的下降趋势较快, 在 $m > 2.5$ 时, 有效机电耦合系数 k_{eff} 的变化趋势趋于平缓, 幅值保持在 0.354 附近. 接着, 提取了刀头尖端最大振动位移, 并分析了振幅大小与声黑洞参数 m 的变化关系. 由图 6 可见, 当 $m \geq 2$ 时, ABH-Moonie 型手术刀的最大输出振幅明显高于非声黑洞设计的普通 Moonie 结构手术刀. 以 m 分别为 1.5 和 2.5 的两种结构为例进行比较, 结果显示, 相较于普通 Moonie 结构 ($m = 1.5$), ABH-Moonie 型手术刀的最大输出振幅提高了约 45%. 综上分析可得, 声黑洞设计虽然会小幅降低机电耦合系数, 但其带来的振幅显著提升对微型化超声手术刀的性能补偿尤为关键. 另外, 共振频率的降低亦有利于器件小型化或匹配特定的生物力学频率.

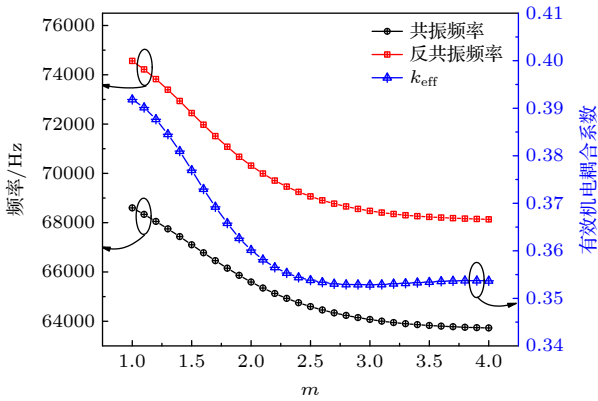


图 5 共振/反共振频率、有效机电耦合系数随声黑洞参数 m 变化曲线
Fig. 5. Curves of resonance/antiresonance frequencies and effective electromechanical coupling coefficients varying with the ABH parameter m .

此外, 随着参数 m 的增大, ABH-Moonie 型手术刀刀头的最大振幅呈现先迅速上升后逐渐下降的趋势. 由此可见, 在声黑洞设计范围 ($m \geq 2$)

内, 最大振幅输出与参数 m 并非简单的单调递增关系, 其主要原因在于截断厚度 (即初始厚度 h_0) 的影响. 在实际加工过程中, 手术刀的截断厚度不可能为零, 而非零截断厚度会导致弯曲波在边界处发生反射, 反射波与入射波相互干涉, 从而影响振幅大小. 因此, 在给定截断厚度 h_0 后, 选取适配的参数 m 将是实现手术刀更大振幅输出的关键.

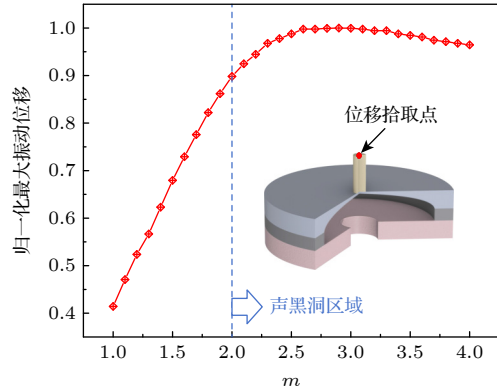


图 6 归一化最大振动位移随声黑洞参数 m 变化曲线
Fig. 6. Curve of normalized maximum vibration displacement varying with the ABH parameter m .

3.3 负载特性分析

为了模拟 ABH-Moonie 型手术刀的实际工况, 进一步研究了仿体组织负载对手术刀振动特性的影响. 建立了有限元模型以分析手术刀作用于仿体组织时的振动特性, 如图 7 所示. 刀头与仿体组织模型的轴向接触长度为 3 mm. 所选取的仿体组织模型为线弹性材料, 忽略了黏弹性等非线性因素的影响. 仿体组织的具体材料与尺寸参数如下: 密度为 1000 kg/m^3 , 泊松比为 0.4955, 等效弹性模量为 25 kPa , 长度为 20 mm, 宽度为 3 mm, 高度为 5 mm.

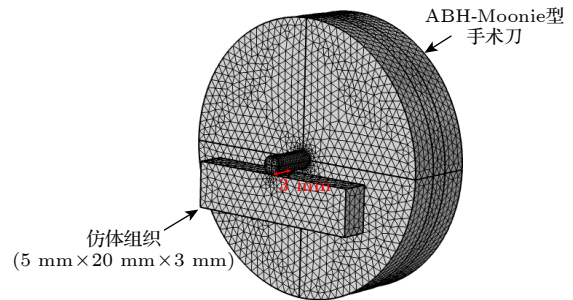


图 7 ABH-Moonie 型手术刀切割仿体组织的有限元建模
Fig. 7. Finite element model of the ABH-Moonie type scalpel for cutting phantom tissue.

图 8 显示了仿体组织负载对 ABH-Moonie 型手术刀电导纳频率响应特性的影响. 当手术刀作用于仿体组织时, 其共振频率从无负载时的 64357 Hz 下降至 64355 Hz, 频率漂移仅为 2 Hz, 这在一定程度上将降低动态跟踪频率和电学匹配的难度.

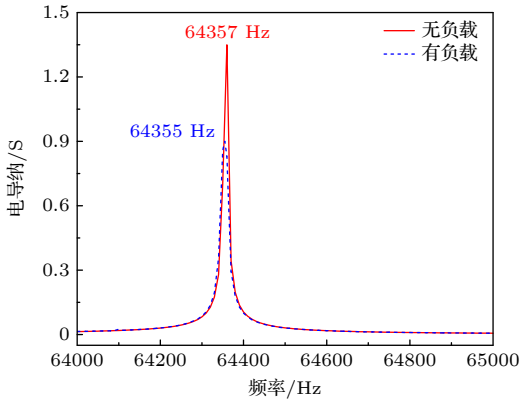


图 8 仿体负载对电导纳响应特性的影响曲线
Fig. 8. Effect curves of phantom load on the frequency response of electrical admittance.

图 9 显示了仿体组织负载对手术刀振动位移幅值的影响. 可以看出, 负载的存在会降低手术刀的最大输出幅度, 最大减幅仅为 7.4%, 满足实际工程应用需求. 总体来说, 对于仿体组织负载的影响, ABH-Moonie 型手术刀仍能保持良好的振动性能, 具体表现为较小的频率漂移与振幅减幅.

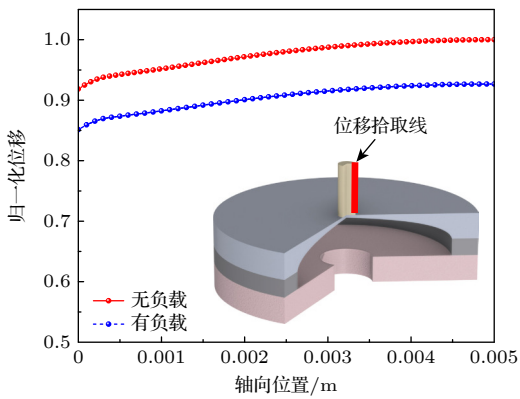


图 9 仿体负载对刀头振动位移的影响曲线
Fig. 9. Effect curves of phantom load on the vibration displacement of the blade.

4 实验验证

图 10 所示为加工 ABH-Moonie 型手术刀样机, 并在小信号激励下对其电学与振动特性进行实

验测量. 手术刀的工作刀头、ABH 圆板、金属圆环为一体化加工, 材料为铝, 压电陶瓷材料选用了 PZT-4. 另外, 采用环氧树脂导电胶对金属和压电陶瓷进行粘接. 在粘接过程中通过对厚度和固化压力的控制, 确保样机的结构强度和功率测试的稳定性. 手术刀的径向最大尺寸仅为 30 mm, 轴向最大尺寸仅为 13 mm.

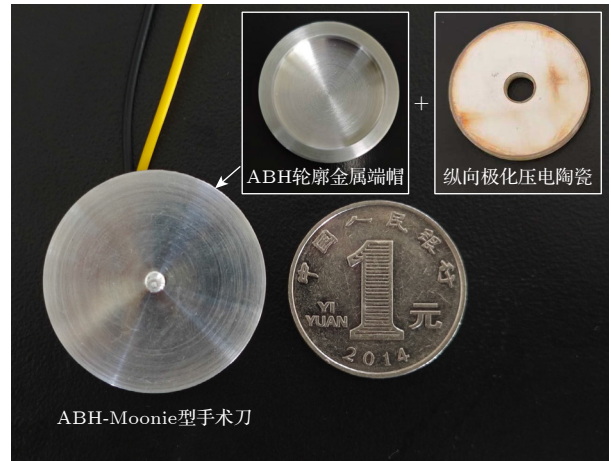


图 10 ABH-Moonie 型手术刀样机
Fig. 10. ABH-Moonie type scalpel prototype.

4.1 阻抗分析实验

利用 WK6500 B 精密阻抗分析仪测量了 ABH-Moonie 型手术刀样机的电学特性, 如图 11 所示. 频率扫描范围为 60—75 kHz, 激励电压为 1 V, 测量点数选择为 400. 图 12 显示了 ABH-Moonie 型手术刀样机的电阻抗频率响应和相位曲线, 测得其共振频率为 65639 Hz, 与理论设计结果的误差小于 1.5%, 与仿真设计结果的误差小于 2%, 验证了

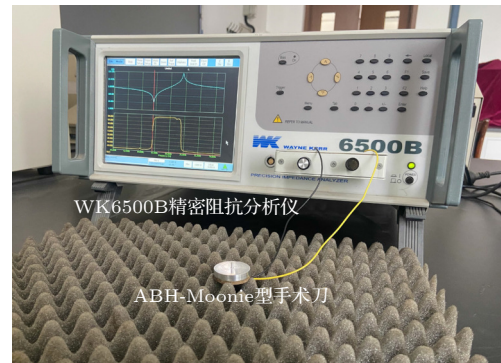


图 11 ABH-Moonie 型手术刀的阻抗分析实验
Fig. 11. Impedance analysis experiment of the ABH-Moonie type scalpel.

解析理论与仿真模型的准确性. 误差的主要来源如下: 1) 理论建模中存在近似处理, 包括 ABH 圆板的等效高度近似以及各部件的边界条件连续近似; 2) 实际使用的材料参数与标准材料参数存在差异; 3) 实验测量中不可忽略机械损耗、介电损耗以及负载效应; 4) 手术刀的加工采用胶粘工艺, 胶体间的微小气泡难于完全去除导致频率误差出现.

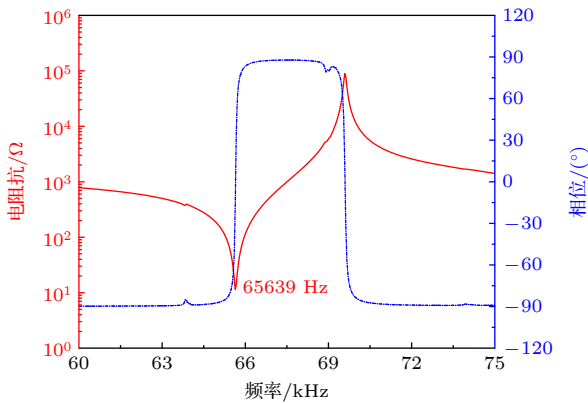


图 12 测量得到的 ABH-Moonie 型手术刀的电阻抗频响及振动相位曲线
Fig. 12. Measured electrical impedance frequency response and vibration phase curves of the ABH-Moonie type scalpel.

4.2 振动测量实验

使用全场激光扫描振动测量系统 (Polytec PSV-400) 对 ABH-Moonie 型手术刀样机的振动模式进行了测量, 如图 13 所示, 频率扫描范围为 60—75 kHz, 激励电压为 1 V. 图 14 显示了测量得到的 ABH-Moonie 型手术刀的耦合振动模式, 对应的共振频率分别为 65672 Hz. 二维 ABH 结构设

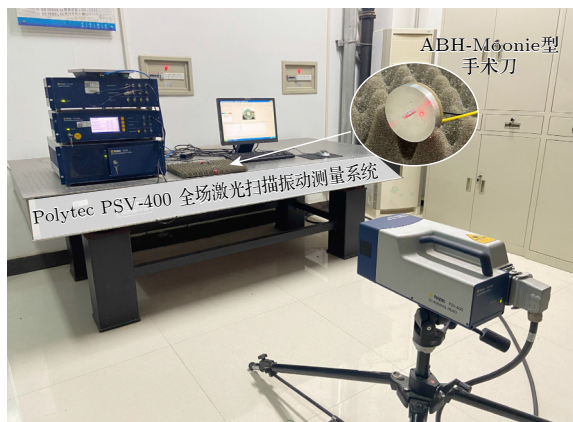


图 13 ABH-Moonie 型手术刀的模态测量实验
Fig. 13. Mode measurement experiment of the ABH-Moonie type scalpel.

计使得微型手术刀的弯曲振幅在短半径圆板上累积强放大, 能量密度在中心位置达到最大, 验证了复合增效结构的实际可行性.

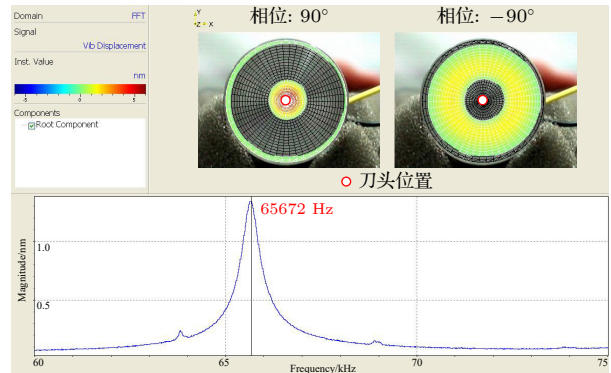


图 14 测量得到的 ABH-Moonie 型手术刀的耦合振动模式
Fig. 14. Measured coupled vibration mode of the ABH-Moonie type scalpel.

5 结论

本文通过融合 ABH 结构的能量局域聚集效应以及 Moonie 换能器的位移放大机制, 提出了一种新型多模态耦合振动微型化超声手术刀, 以满足现代外科手术对器械微型化与高性能的迫切需求. 研究采用解析建模、数值仿真与实验测试相结合的方法, 获得如下主要结论.

- 1) 建立的机电等效电路模型可准确预测手术刀频率特性, 为器件的性能优化与参数设计提供了理论依据.
- 2) 手术刀实现了径向-纵向-弯曲-纵向的多重振动模式转换, 仿真与实测数据吻合良好. ABH-Moonie 复合结构设计使得手术刀的振动位移显著提高.
- 3) 声黑洞结构参数对手术刀的机电转换效率及最大输出振幅具有显著影响, 实际应用中需结合具体场景需求予以合理选择.
- 4) 在负载条件下, ABH-Moonie 型手术刀仍能保持良好的振动性能, 包括较小的频率漂移以及振动减幅.
- 5) ABH-Moonie 换能器复合增效结构在强化微型化压电器件性能方面具有巨大潜力, 未来可应用于微创手术器械、微纳操控、精密驱动等多个领域.

参考文献

- [1] Sun D, Zhou Z Y, Liu Y H, Shen W Z 1997 *IEEE Trans. Biomed. Eng.* **44** 462
- [2] Schafer M E 2023 *IEEE Trans. Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control.* **70** 147
- [3] O'Daly B J, Morris E, Gavin G P, O'Byrne J M, McGuinness G B 2008 *J. Mater. Process. Technol.* **200** 38
- [4] Wang S, Shan J J, Lin S Y 2024 *Chin. Phys. B.* **33** 104302
- [5] Chen Q, Yao M, Li L, Liu X N, Liu Y Q, Wang F F, Tang Y X, Zhang Q Z, Lin D, Luo H S, Zhao X Y 2025 *Sens. Actuator Phys.* **382** 116149
- [6] Li X, Stritch T, Manley K, Lucas M 2021 *IEEE Trans. Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control.* **68** 2543
- [7] Hu F J, Wei X Y, Wang H B, Zhou J J, Feng G C 2023 Deng J, Gao N S, Chen X 2023 *J. Appl. Acoust.* **5** 1053 (in Chinese) [胡负稷, 魏翔宇, 王海波, 周佳骏, 冯耿超 2023 应用声学 **5** 1053]
- [8] Hofmann F, Haeblerlin A, Brot S D, Stahel A, Keppner H, Burger J 2023 *Ultrasonics.* **130** 106927
- [9] Kuang Y, Sadiq M, Cochran S, Cochran S, Huang Z H 2015 *IEEE Trans. Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control.* **62** 1957
- [10] Bejarano F, Feeney A, Wallace R, Simpson H, Lucas M 2016 *Ultrasonics.* **72** 24
- [11] Dogan A, Uchino K, Newnham R E 1997 *IEEE Trans. Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control.* **44** 597
- [12] Narayanan, M, Schwartz, R W 2010 *J Electroceram.* **24** 205
- [13] Ochoa P, Pons J L, Villegas M, Fernandez J F 2006 *Sens. Actuator Phys.* **132** 63
- [14] Gao N S, Guo X Y, Deng J, Cheng B Z, Hou H 2021 *Appl. Acoust.* **173** 107694
- [15] Lee J Y, Jeon W 2017 *J. Acoust. Soc. Am.* **141** 1437
- [16] Mi Y Z, Zhai W, Cheng L, Xi C Y, Yu X 2021 *Appl. Phys. Lett.* **118** 114101
- [17] Zhu H, Li J B, Ge X H, Li D P 2025 *Acta Phys. Sin.* **74** 194301 (in Chinese) [朱浩 李俊宝 葛晓辉 李德鹏 2025 物理学报 **74** 194301]
- [18] Zhang L F, Tang X, Qin Z Y, Chu F L 2022 *Appl. Phys. Lett.* **121** 013902
- [19] Liu P Z, Tian Z H, Yang K C, Naquin T D, Hao N J, Huang H Y, Chen J Y, Ma Q X, Bachman H, Zhang P, Xu X H, Hu J H, Huang T J 2022 *Sci. Adv.* **8** eabm2592
- [20] Liu P Z, Huang H Y, Wang X, Tang Q, Qi X M, Su S F, Xiang Z H, Hu J H 2023 *Mech. Syst. Signal Process.* **188** 109991
- [21] Wang Y, Chen C, Lin S Y 2025 *Acta Phys. Sin.* **74** 044303 (in Chinese) [王怡, 陈诚, 林书玉 2025 物理学报 **74** 044303]
- [22] Gao N S, Zhang Z C, Wang Q, Guo X Y, Chen K A, Hou H 2022 *Chin. Sci. Bull.* **67** 1203 (in Chinese) [高南沙, 张智成, 王谦, 郭鑫羽, 陈克安, 侯宏 2022 科学通报 **67** 1203]
- [23] Pelat A, Gautier F, Conlon S C, Semperlotti F 2020 *J. Sound. Vib.* **476** 115316
- [24] Zhang S, Zhou J W, Ma Q X, Huang H Y, Li J W, Yang Y M, Hu J H 2026 *Int. J. Mech. Sci.* **308** 110972
- [25] Jiang H, Ren W B, Ye W X, Lin S Y 2026 *Appl. Acoust.* **242** 111100
- [26] Chen C, Tang Y F, Ren W B, Wang Y, Guo J Z, Lin S Y 2024 *Ultrasonics* **143** 107417
- [27] Chen C, Liu Y, Guo J Z, Lin S Y 2024 *Sin., -Phys, Mech, Astron.* **54** 124311 (in Chinese) [陈诚, 刘洋, 郭建中, 林书玉 2024 中国科学: 物理学 力学 天文学 **54** 124311]
- [28] Chen C, Liu Y, Wang C H, Guo J Z, Lin S Y 2024 *Ultrason. Sonochem.* **111** 107106
- [29] Wang Y, Chen C, Ren W B, Chen H Q, Lin S Y 2025 *Sens. Actuator A Phys.* **395** 117042
- [30] Chen H Q, Wang Y, Jiang H, Chen C, Lin S Y 2026 *Sens. Actuator A Phys.* **400** 117500
- [31] Zhang X L, Liang B 2018 *Appl. Acoust.* **129** 284
- [32] Zhang X L, Lin S Y, Fu Z Q, Wang Y 2013 *Acta Phys. Sin.* **62** 034301 (in Chinese) [张小丽, 林书玉, 付志强, 王勇 2013 物理学报 **62** 034301]
- [33] Feng F L, Shen J Z, Deng J J 2006 *Ultrasonics* **44** e723
- [34] Chen C, Guo J Z, Lin S Y 2024 *Ultrasonics* **138** 107248

A miniaturized ultrasonic scalpel based on acoustic black hole and Moonie transducer structures*

CHEN Cheng^{1)2)#} CHEN Huiqin^{2)#} XU Chunlong¹⁾
GUO Jianzhong^{2)†} LIN Shuyu^{2)‡}

1) (*School of Science, Chang'an University, Xi'an 710064, China*)

2) (*Shaanxi Provincial Key Laboratory of Ultrasound, Shaanxi Normal University, Xi'an 710119, China*)

(Received 24 October 2025; revised manuscript received 10 February 2026)

Abstract

A miniaturized ultrasonic scalpel based on the acoustic black hole (ABH) and Moonie transducer structures is proposed in this paper, aiming to effectively address the vibration performance degradation of the ultrasonic scalpel during miniaturization by leveraging the energy local aggregation effect of the ABH structure and the displacement amplification characteristics of the Moonie transducer. The scalpel consists of a metal end cap with an ABH profile, operating blade and a longitudinally polarized piezoelectric ring, achieving multiple vibration mode conversions. An analytical theoretical model for the multi-modal coupled vibration of the ABH-Moonie type scalpel was established using the equivalent circuit method, enabling rapid frequency prediction. The coupled vibration characteristics of the ABH-Moonie type scalpel were analyzed using the finite element method, and the effects of ABH parameters and load on vibration performance were investigated. Compared to the conventional Moonie-structured scalpel ($m < 2$), the ABH-Moonie type scalpel demonstrates a significant improvement in maximum amplitude output. Under load conditions, the scalpel maintains good vibration performance, including minimal frequency drift and vibration attenuation. Finally, a scalpel prototype was fabricated and experimentally tested. The results show that the designed mode of the scalpel can be effectively excited, with a frequency error of only 1.5%, fully validating the feasibility of the ABH-Moonie composite enhancement structure and the accuracy of the analytical theoretical model. This study provides a novel perspective for the design and optimization of miniaturized high-performance piezoelectric devices.

Keywords: acoustic black hole, Moonie transducer, ultrasonic scalpel, miniaturization, coupled vibration

DOI: [10.7498/aps.75.20251458](https://doi.org/10.7498/aps.75.20251458)

CSTR: [32037.14.aps.75.20251458](https://cstr.cn/32037.14.aps.75.20251458)

* Project supported by the Key Program of the National Natural Science Foundation of China (Grant No. 12534018) and the National Natural Science Foundation of China (Grant Nos. 12174240, 12574498).

These authors contributed equally.

† Corresponding author. E-mail: guojz@snnu.edu.cn

‡ Corresponding author. E-mail: sylin@snnu.edu.cn



基于声黑洞-Moonie换能器结构的微型化超声手术刀

陈诚 陈慧琴 徐春龙 郭建中 林书玉

A miniaturized ultrasonic scalpel based on acoustic black hole and Moonie transducer structures

CHEN Cheng CHEN Huiqin XU Chunlong GUO Jianzhong LIN Shuyu

引用信息 Citation: *Acta Physica Sinica*, 75, 081003 (2026) DOI: 10.7498/aps.75.20251458

CSTR: 32037.14.aps.75.20251458

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.7498/aps.75.20251458>

当期内容 View table of contents: <http://wulixb.iphy.ac.cn>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

基于声黑洞设计理论的径向夹心式径-弯复合换能器

Radial sandwich radial-bending composite transducer designed based on acoustic black hole theory

物理学报. 2024, 73(8): 084302 <https://doi.org/10.7498/aps.73.20231983>

基于声黑洞结构的夹心式弯曲振动超声换能器

Sandwich-type flexural vibration ultrasonic transducer based on the structure of acoustic black hole

物理学报. 2025, 74(18): 184302 <https://doi.org/10.7498/aps.74.20250767>

声黑洞楔形结构振动模式转换超声换能器

An ultrasonic transducer for vibration mode conversion of wedge-shaped structure of acoustic black hole

物理学报. 2025, 74(4): 044303 <https://doi.org/10.7498/aps.74.20241326>

大尺寸三维超声振动系统的智能优化设计

Intelligent optimization design of large-scale three-dimensional ultrasonic vibration system

物理学报. 2024, 73(8): 084304 <https://doi.org/10.7498/aps.73.20240006>

柱状和声学表面结构的压电超声换能器

Piezoelectric ultrasonic transducers with columnar and acoustic surface structures

物理学报. 2025, 74(21): 214304 <https://doi.org/10.7498/aps.74.20250901>

声表面和拓扑缺陷结构对换能器耦合振动系统的声波调控

Research on acoustic control of coupled vibration system of transducers using acoustic surface and topological defect structures

物理学报. 2024, 73(22): 224301 <https://doi.org/10.7498/aps.73.20241199>