

基于多元互辐射的高效超低频电动式换能器

张羿双¹⁾²⁾³⁾ 桑永杰^{1)2)3)†} 陈永耀¹⁾³⁾⁴⁾ 王春颖¹⁾²⁾³⁾ 曹文武⁵⁾⁶⁾

1) (哈尔滨工程大学, 水声技术全国重点实验室, 哈尔滨 150001)

2) (海洋信息获取与安全工信部重点实验室 (哈尔滨工程大学), 工业和信息化部, 哈尔滨 150001)

3) (哈尔滨工程大学水声工程学院, 哈尔滨 150001)

4) (青岛哈尔滨工程大学创新发展中心, 青岛 266000)

5) (南京大学, 声学功能材料与应用中心, 苏州 215010)

6) (宾夕法尼亚州立大学, 数学系与材料研究所, 斯泰特科利奇 16802, 美国)

(2025年12月16日收到; 2026年1月25日收到修改稿)

超低频电动式换能器的电声效率极低 (通常不大于 1%), 搭载到水下无人航行器上使用时对载体的能源需求量过大, 限制了无人航行器的连续工作时间. 本文提出了基于多元振子互辐射效应改善电动式换能器的电声效率, 建立了多元振子高效超低频电动式换能器的等效电路模型, 理论计算了多元振子之间的互辐射阻抗. 得益于多元振子之间近距离排列产生的强烈互辐射作用, 每个振子在多元模型中的辐射阻为单独辐射时的 N 倍. 研究了单个振子在多元模型中的辐射声功率、电声效率的改善效果, 制作了六元振子电动式换能器实验样机, 对理论模型进行了实验验证, 测试结果与理论分析结果符合较好. 相比传统单振子结构, 多元振子电动式换能器的辐射声功率增至 N^2 倍, 电声效率提升至 N 倍. 该研究成果可以为电动式换能器在依赖电池供给能源的水下平台中的应用提供理论基础和设备保障.

关键词: 电动式换能器, 电声效率, 互辐射, 辐射阻

DOI: 10.7498/aps.75.20251723

CSTR: 32037.14.aps.75.20251723

1 引言

超低频声波 (通常低于 100 Hz) 凭借其在海洋环境中传播距离远、穿透能力强等独特优势, 成为地声反演、大洋声学测温等海洋科学研究及超远程水声通信、水声对抗等水下战场领域的核心信息载体. 近年来, 水下无人航行器 (UUV) 在海洋科学研究、水下军事作战等领域发挥了越来越重要的作用. 将超低频换能器搭载到 UUV 上能够大幅度提升海洋科学研究及水声对抗的效能. Massa 等^[1] 在海底地声反演技术研究中, 使用搭载了超低频换能器的 UUV, 研究了宽频带动圈式换能器与地形跟踪 UUV 的协同作业方法, 并重点优化了换能器的尺寸、重量、成本等关键参数, 显著提升了 UUV 搭

载低频声源的灵活性和实用性. 将超低频换能器集成到 UUV 上模拟潜艇的辐射噪声, 对来袭鱼雷、探测声纳实施诱骗、干扰, 相比起传统的拖曳式、悬浮式声诱饵具有多平台快速部署、智能协同对抗、任务自主规划、持久高效机动等优势^[2], 目前正成为水声对抗领域的发展新趋势.

在各类超低频换能器中, 电动式超低频换能器以其尺寸小、重量轻、超宽带发射等特点在舰船辐射噪声模拟、超低频水声实验等领域得到了广泛应用^[3-9]. 然而, 尽管电动式换能器在超低频段的电声效率显著优于压电式换能器^[10], 但目前电动式超低频换能器电声效率仍普遍低于 1%. 美国海军研制的 J9, J11 和 J13 电动式换能器的最大电声效率分别为 0.065%, 0.135% 和 0.54%^[11], MR-214, MR-219 和 MR-216 型电动式换能器的最大

† 通信作者. E-mail: sangyongjie@126.com

电声效率分别为 0.2%, 0.2% 和 0.4%^[12]. 电动式超低频换能器极低的电声效率, 导致了对 UUV 能源的消耗巨大, 严重限制了 UUV 的长时间遂行任务的能力, 从而制约基于 UUV 实施水声对抗的效能.

造成电动式超低频换能器的电声效率极低的原因, 除了功率放大器与换能器阻抗失配、换能器内部涡流损耗及线损之外, 主要在于超低频段的辐射阻抗低. 前两种因素可通过引入阻抗匹配网络^[13]、磁路材料开缝^[14,15]等方案降低功率损耗提升电声效率, 对于低辐射阻导致的电声效率极低问题, 目前尚未引起研究者的重点关注. 研究表明, 当多个低频换能器距离很近时, 换能器之间存在强烈的互辐射作用, 超低频段的互辐射阻比自辐射阻还要大^[16]. 这就为改善电动式超低频换能器的辐射声功率和电声效率提供了思路: 将单个“大”电动式换能器“分解”成多个“小”电动式换能器近距离密排, 组成多元电动式换能器. 基于各个“小”换能器辐射面之间强烈的互辐射效应, 提升每个“小”换能器的辐射阻, 带来处于多元互辐射中的每个“小”换能器辐射声功率和电声效率提升, 进而提升多元电动式换能器的辐射声功率和电声效率. 这种基于多元互辐射效应提升超低频辐射声功率和电声效率的方案在压电换能器设计中得到了验证. Morozov^[17,18] 仿真分析了多只低频亥姆霍兹气泡谐振器组合后的声源级与效率. 研究结果显示, 组合后的辐射声功率随声源数量的二次方增大, 且效率与声源数量成正比.

本文提出了一种基于多元振动互辐射原理的高效超低频电动式换能器, 通过多个驱动振子径向密排的方式, 利用振子之间互辐射效应产生的声场耦合作用, 增大每个驱动振子的辐射阻, 进而提升这种多元振子电动式换能器的辐射声功率和电声效率. 本文针对 100 Hz 以下的超低频段, 构建多元振子高效电动式换能器的等效电路, 阐述多元互辐射提高电声效率的物理机制, 并制作多元振子电动式换能器实验样机, 测试发射电流响应和电声效率, 对理论模型和分析结果进行验证.

2 多元振子高效电动式换能器结构及等效电路分析

电动式超低频换能器主要由驱动振子和压力补偿系统两部分组成, 典型结构图以及等效电路分

别如图 1(a), (b) 所示. 驱动振子是电动式换能器的核心部分, 其为整个系统的运作提供了激励源. 在交变电流激励下, 驱动振子在辐射面表面输出振速, 驱动辐射面作往复运动, 并向水介质中辐射声能量. 压力补偿系统用于平衡换能器内部与外侧的静水压力, 确保电动式换能器能够在深水中工作. 压力补偿采用可压缩充气橡胶气囊的被动补偿方式. 驱动振子内部的空气腔和橡胶气囊内部的空气腔共同组成了换能器内部的声腔结构, 声腔的体积随着工作深度而变化.

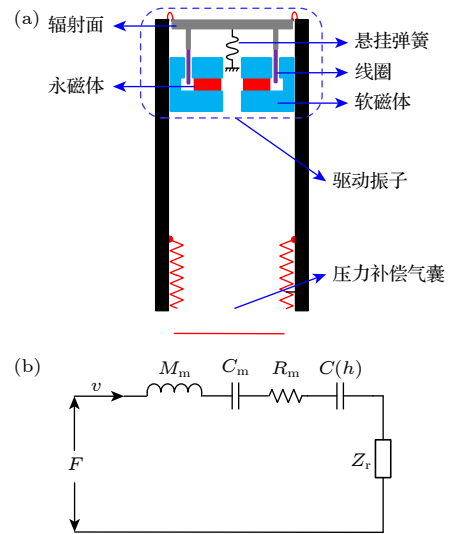


图 1 传统电动式换能器的 (a) 结构示意图及 (b) 等效电路图

Fig. 1. (a) Structural diagram and (b) equivalent circuit diagram of a conventional electrodynamic transducer.

图 1(b) 中, F 为驱动振子的输出安培力, M_m 为驱动振子的振动质量, C_m 是悬挂弹簧的柔顺系数, R_m 是驱动振子的机械阻尼. 超低频段下将声腔视作一个声顺元件, $C(h)$ 表示声腔的声顺由声端归算至机械端的等效顺性, 可以写为^[19]

$$C(h) = \frac{V(h)}{\gamma(0.1h+1)P_0S^2}, \quad (1)$$

式中, $V(h)$ 表示在工作深度 h 时声腔内气体的总体积, γ 是气体的比热比, P_0 为大气压强, S 为辐射面的面积.

图 1(b) 中 Z_r 表示自辐射阻抗, 电动式换能器的声辐射模型为典型的单面活塞辐射器模型, 在低频 ($ka < 0.5$) 情况下, Z_r 可写为^[20]

$$Z_r = R_r + jX_r = \frac{\rho_\omega c_\omega S (ka)^2}{4} + j \frac{\rho_\omega c_\omega S (ka)}{\pi}, \quad (2)$$

其中, R_r 和 X_r 分别表示自辐射阻和自辐射抗, ρ_ω , c_ω , k 为水介质的密度、声速和波数, a 为辐射面的半径. 根据电路图得到电动式换能器总的阻抗为

$$Z_{\text{all}} = R_m + j\omega M_m + \frac{1}{j\omega C_m} + Z_r. \quad (3)$$

由图 1(b) 所示, 辐射面的振速 v 即可根据安培力 F 和阻抗 Z_{all} 求解得到:

$$v = F/Z_{\text{all}}. \quad (4)$$

由此, 得到换能器的辐射声功率 W_{a0} 为

$$W_{a0} = \frac{1}{2} R_r U^2, \quad (5)$$

式中, U 为振子辐射面振速的幅值. 由于电动式换能器的尺寸远小于波长, 在超低频段范围内, 换能器基本无指向性, 根据辐射声功率 W_{a0} 求解得到电动式换能器发射电流响应 TCR 为

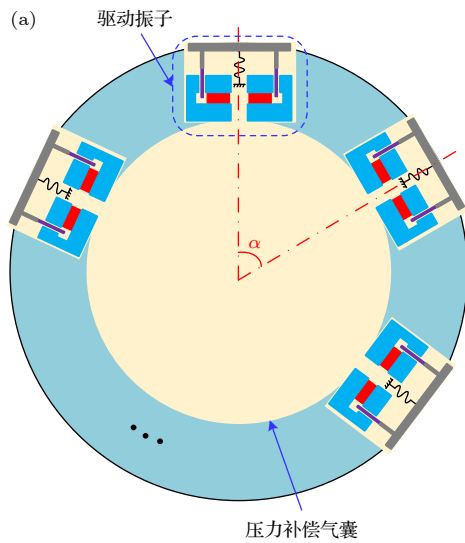
$$\text{TCR} = 10\lg W_{a0} + 170.8 - 20\lg I, \quad (6)$$

式中, I 为施加于电动式换能器驱动振子上的电流.

由辐射声功率 W_{a0} 以及输入电功率 W_{e0} , 可以计算得到电动式换能器的电声效率为

$$\eta_{\text{ea}} = (W_{a0}/W_{e0}) \times 100\%. \quad (7)$$

电动式换能器的声辐射模型为单面活塞辐射器, 在超低频段的辐射阻极低, 如图 2 所示. 为了改善电动式换能器超低频段的辐射阻, 本文提出一种多元振子电动式换能器结构——使用 N 个驱动振子呈圆周方向均匀排布, N 个驱动振子共用一个压力补偿气囊, 组成周向辐射的电动式换能器,



其结构示意图如图 3(a) 所示, 相邻两个驱动振子之间的夹角为 α . 每个振子除了处于自辐射声场中, 还处于其他振子辐射的声场中, 各振子之间存在强烈的互辐射效应, 互辐射阻抗将各个振子之间的振动耦合在一起, 得到由多元振子组成的电动式换能器等效电路如图 3(b) 所示.

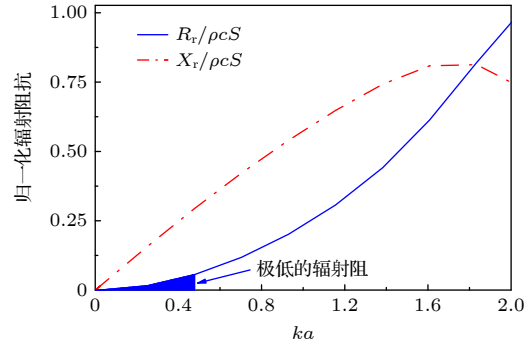


图 2 单面活塞辐射器的自辐射阻抗曲线

Fig. 2. Self-radiation impedance curve of a single-sided piston radiator.

图 3(b) 中, $[Z_e]$ 是互辐射阻抗矩阵, 可具体表示为

$$[Z_e] = \begin{bmatrix} 0 & Z_{21} & \cdots & Z_{N1} \\ Z_{12} & 0 & \cdots & Z_{N2} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ Z_{1N} & Z_{2N} & \cdots & 0 \end{bmatrix}_{N \times N}, \quad (8)$$

互辐射阻抗矩阵 $[Z_e]$ 的表示式中, Z_{ij} 表示第 i 个振

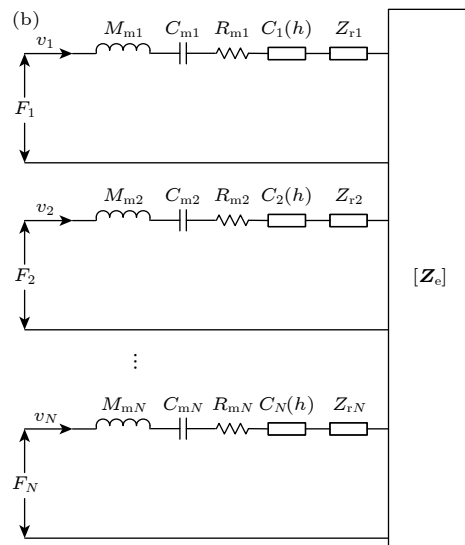


图 3 基于互辐射原理的高效多元振子电动式换能器的 (a) 结构示意图及 (b) 等效电路图

Fig. 3. (a) Structural diagram and (b) equivalent circuit diagram of the proposed high-efficiency multi-vibrator electrodynamic transducer based on mutual radiation theory.

子作用在第 j 个振子上的互辐射阻抗, 其可以写为

$$Z_{ij} = R_{ij} + jX_{ij}, \quad (9)$$

其中, R_{ij} 和 X_{ij} 分别是互辐射阻和互辐射抗.

根据图 3(b) 所示的等效电路, 安培力、阻抗、振速存在如下矩阵关系式:

$$\begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ \vdots \\ F_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{x1} & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & Z_{x2} & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & Z_{xN} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \\ \vdots \\ v_N \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & Z_{21} & \cdots & Z_{N1} \\ Z_{12} & 0 & \cdots & Z_{N2} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ Z_{1N} & Z_{2N} & \cdots & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \\ \vdots \\ v_N \end{bmatrix}, \quad (10)$$

式中, Z_{xj} 为每个驱动振子的机械阻抗与自辐射阻抗的和, 可表示为

$$Z_{xj} = R_{mj} + j\omega M_{mj} + \frac{1}{j\omega C_{mj}} + \frac{1}{j\omega C_j(h)} + Z_{rj}. \quad (11)$$

多元振子电动式换能器中, 所有驱动振子的结构尺寸均一致, 因此机械端参数 M_m , C_m , R_m 和自辐射阻抗 Z_r 均相同. $C_j(h)$ 为声腔反映在各个驱动振子机械端的等效顺性, 其可以表示为

$$C_j(h) = \frac{V'(h)}{N\gamma(0.1h+1)P_0S^2}, \quad (12)$$

其中, $V'(h)$ 为图 3(a) 结构的换能器中气体的总体积.

将图 3(b) 中的互辐射阻抗矩阵 $[Z_e]$ 归算至各个振子中, 得到第 j 个振子的等效电路图如图 4 所示.

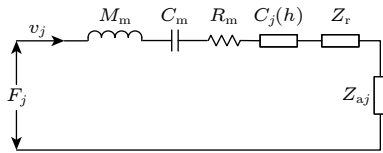


图 4 将互辐射阻抗归算至第 j 个振子的等效电路图

Fig. 4. Normalizing the mutual radiation impedance to the j -th vibrator.

根据图 4 等效电路图可知, 在 N 元振子组成的电动式换能器中, 每个驱动振子总的阻抗为

$$Z'_{\text{all}} = R_m + j\omega M_m + \frac{1}{j\omega C_m} + \frac{1}{j\omega C_j(h)} + Z_r + Z_{aj}, \quad (13)$$

式中, Z_{aj} 是作用于第 j 个振子上的互辐射阻抗:

$$Z_{aj} = \sum_{i \neq j} Z_{ij} \frac{v_i}{v_j} = R_{aj} + jX_{aj}, \quad (14)$$

式中, R_{aj} , X_{aj} 分别表示第 j 个振子的互辐射阻和互辐射抗.

由于振子呈均匀圆周排列, 具有轴对称性, 且各个驱动振子均为同幅同相激励, 因此每个振子的辐射面振速以及作用于振子上的互辐射阻抗都是相同的, 即 $v_i = v_j$, $Z_{ai} = Z_{aj}$.

同样地, 根据等效电路图 4 和阻抗表达式 (13), 得到每个驱动振子上辐射面的振速 v' 为

$$v' = \frac{F}{Z'_{\text{all}}}. \quad (15)$$

由 N 元驱动振子组成的电动式换能器的尺寸仍远小于波长, 系统仍表现全向辐射特性, 计算得到辐射声功率 W'_{a0} 和发射电流响应 TCR' 分别如 (16) 式和 (17) 式所示:

$$W'_{a0} = \frac{1}{2} (R_r + R_a) U'^2, \quad (16)$$

$$\text{TCR}' = 10 \lg(N \times W'_{a0}) + 17.08 - 20 \lg I, \quad (17)$$

其中, W'_{a0} 为 N 个元驱动振子组成的电动式换能器中, 每个驱动振子的辐射声功率, R_a 为每个驱动振子的互辐射阻, U' 为辐射面振速的幅值.

3 多元振子高效电动式换能器声辐射性能理论分析

电动式换能器驱动振子的辐射面, 可以视作无障碍板单面圆形活塞辐射器模型. 多元驱动振子之间的互辐射阻抗, 可以通过求解作用在辐射面上近场辐射声压的积分得到作用力, 然后进一步除以辐射面的振速计算得到. 考虑各个辐射器之间的相对位置关系, 采用线性叠加原理即可获得三维空间内任意分布的 N 个单面活塞辐射器的总辐射阻抗.

考虑如图 5 所示第 i 个振子和第 j 个驱动振子的辐射面, 振子中心之间的间距为 l , 求解第 i 个振子作用在第 j 个振子辐射面上的互辐射阻抗. 以第 i 个振子辐射面的中心点为原点建立坐标系, 第 i 个振子的辐射声场作用在第 j 个振子辐射面中心点处的近场辐射声压为^[20]

$$p_{ij}(\xi, z) = (p_1(\xi, z) + p_2(\xi, z)) / 2, \quad (18)$$

$$p_1(\xi, z) = -4\rho_\omega c_\omega v_1 \sum_{m=0}^M \tau_m \Gamma\left(m + \frac{5}{2}\right) \left(\frac{2}{ka}\right)^{m-3/2} \left[\int_0^1 \frac{1}{t^{m+1/2}} e^{-jkz\sqrt{1-t^2}} J_{m+3/2}(kat) J_0(k\xi t) dt + \int_0^\infty \frac{1}{t^{m+1/2}} e^{-kz\sqrt{t^2-1}} J_{m+3/2}(kat) J_0(k\xi t) dt \right], \quad (19)$$

$$p_2(\xi, z) = -\rho_\omega c_\omega v_1 ka^{m-3/2} \times \left[\int_0^1 \frac{1}{\sqrt{1-t^2}} e^{-jkz\sqrt{1-t^2}} J_1(kat) J_0(k\xi t) dt + j \int_0^\infty \frac{1}{\sqrt{t^2-1}} e^{-kz\sqrt{t^2-1}} J_1(kat) J_0(k\xi t) dt \right], \quad (20)$$

其中, (ξ, z) 表示第 j 个振子辐射面中心相对于第 i 个振子辐射面中心的相对位置, $\Gamma(x)$ 为伽马函数, $J_m(x)$ 表示为 m 阶贝塞尔函数. (19) 式中, τ_m 可以通过矩阵方程 (21)–(24) 求解得

$$\sum_{m=0}^M [\mathbf{B}_{mq}(k_\omega a) - j\mathbf{S}_{mq}(k_\omega a)] \tau_m = -\Phi_q, \quad (21)$$

$$\mathbf{B}_{mq}(k_\omega a) = \sqrt{\pi} \sum_{r=0}^M \frac{(-1)^{q+r} \Gamma(m+5/2) \Gamma(q+r+1)}{r!(q!)^2 \Gamma(r+m+5/2) \Gamma(q+r+5/2)} \times \left(\frac{k_\omega a}{2}\right)^{2(q+r)+3}, \quad (22)$$

$$\mathbf{S}_{mq}(k_\omega a) = \sqrt{\pi} \sum_{r=0}^M \frac{(-1)^{q+r+m} \Gamma(m+5/2) \Gamma(q+r-m-1/2)}{r!(q!)^2 \Gamma(r-m-1/2) \Gamma(q+r-m+1)} \times \left(\frac{k_\omega a}{2}\right)^{2(q+r-m)+3}, \quad (23)$$

$$\Phi_q = \sum_{n=1}^N \frac{(-1)^q}{(q!)^2 J_1(j_{0n})} \times \left(\frac{j_{0n}}{2}\right)^{2q-1}, \quad (24)$$

其中, j_{0n} 表示 0 阶贝塞尔函数 $J_0(x)$ 的第 n 个零点, 即 $J_0(j_{0n}) = 0$.

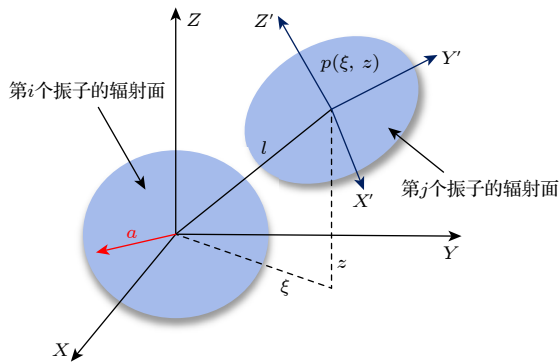


图 5 空间任意分布的两个单面活塞辐射器模型坐标系
Fig. 5. Coordinate system of two piston radiator models arbitrarily distributed in space.

由于驱动振子辐射面尺寸远小于波长, 为简化计算, 近似认为振子辐射面上的声压是相等的, 均由中心点 (ξ, z) 处的声压值代替, 从而得到第 i 个驱动振子作用在第 j 个振子辐射面上的力 F_{ij} 为

$$F_{ij} = -p_{ij}(\xi, z)S. \quad (25)$$

因此, 振子 i 作用在振子 j 辐射面上的互辐射阻抗 Z_{ij} 为

$$Z_{ij} = \frac{-F_{ij}}{v} = R_{ij} + jX_{ij}. \quad (26)$$

根据 (25) 式和 (26) 式, 计算得到振子 j 的辐射阻抗如图 6 所示. 由图 6 可以看到, 当 kl 远小于 1 时, 振子 i 作用在振子 j 上的互辐射阻 R_{ij} 和振子 j 本身的自辐射阻 R_r 几乎相等, 因此振子 j 总的辐射阻因互辐射作用增大了 1 倍, 此时振子 j 的辐射声功率等于单独工作时以相同振速所辐射声功率的 2 倍. 通过利用多元振子近距离产生的互辐射阻, 有望提升电动式换能器在超低频段的电声效率.

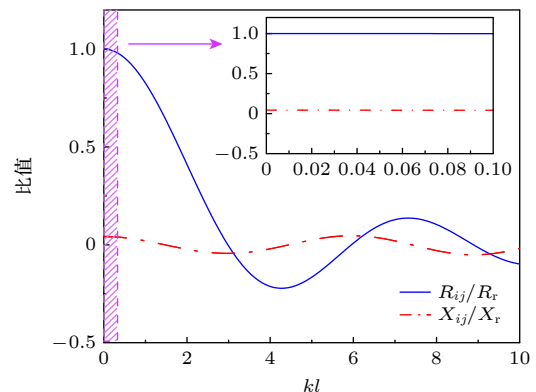


图 6 第 j 个振子作用于第 i 个振子上的辐射阻抗的理论计算结果

Fig. 6. Theoretical calculation results of the radiation impedance of j -th vibrator in the acoustic field generated by vibrator i -th.

依据线性叠加原理, 由于互辐射作用, 振子 j 在其辐射面上受到其他所有振子辐射声场的力 F_{aj} 为

$$F_{aj} = \sum_{i \neq j}^N F_{ij} = - \sum_{i \neq j}^N p_{ij}(\xi, z) S. \quad (27)$$

因此处于 N 元互辐射声场中的振子 j 上的互辐射阻抗 Z_{aj} 可表示为

$$Z_{aj} = \frac{-F_{aj}}{v} = \frac{- \sum_{i \neq j}^N F_{ij}}{v} = \frac{- \sum_{i \neq j}^N p_{ij} S}{v} = \sum_{i \neq j}^N Z_{ij}. \quad (28)$$

对于如图 3(a) 中所示的模型结构图, 分别取 $N = 1, 2, 4, 6, 8$, 组成 N 元振子电动式换能器, 研究换能器在 100 Hz 以下超低频段的声辐射性能, 驱动振子组成的圆周半径 $R = 0.24$ m, 相邻两个驱动振子的夹角为 $\alpha = 360^\circ/N$.

(27) 式中, $p_{ij}(\xi, z)$ 的计算依赖于振子的几何位置关系, 对于呈圆周分布的 N 个振子, 由相对位置关系:

$$p_{ij}(\xi, z) = p_{ij}(R \sin(j-i)\alpha, R \cos(j-i)\alpha - R). \quad (29)$$

因此

$$\begin{aligned} F_{aj} &= - \sum_{i \neq j}^N p_{ij}(\xi, z) S \\ &= - \{ p_{1j} [R \sin(j-1)\alpha, R \cos(j-1)\alpha - R] \\ &\quad + p_{2j} [R \sin(j-2)\alpha, R \cos(j-2)\alpha - R] + \dots \\ &\quad + p_{Nj} [R \sin(j-N)\alpha, R \cos(j-N)\alpha - R] \} S. \end{aligned} \quad (30)$$

从而根据 (28) 式即可获得 N 元振子电动式换能器中每个振子的互辐射阻抗。

取如下驱动振子参数建立电动式换能器模型: 安培力 $F = 10$ N, 辐射面半径 $a = 0.054$ m, 振动质量 $M_m = 0.22$ kg, 弹簧刚度 $K_m = 2 \times 10^4$ N/m, 机械阻尼 $K_m = 75$ N·S/m, 求解得到各个振子上的总辐射阻 $(R_a + R_r)$ 与自辐射阻 R_r 的归一化比值关系如图 7 所示。计算结果表明, 在 20—90 Hz 的超低频范围内, 由于振子间强烈的互辐射耦合作用, 换能器系统呈现出显著的辐射阻增强效应, 各振子的总辐射阻达到自辐射阻的 N 倍。这一现象表明, 相较于振子单独使用作为驱动源时, N 个振子组成的电动式换能器的总辐射阻可提升为原来的 N^2 倍, 在保持辐射面振速恒定的条件下, 换能

器的辐射声功率可相应提高至 N^2 倍, 同时电声效率亦提升为原来的 N 倍。

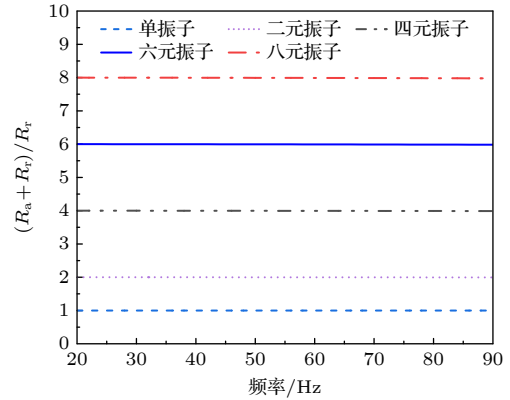


图 7 N 元电动式换能器中每个振子的总辐射阻 $(R_a + R_r)$ 与自辐射阻 (R_r) 的比值

Fig. 7. Ratio of total radiation resistance $(R_a + R_r)$ to self-radiation resistance (R_r) for each vibrator in the N -vibrator electrodynamic transducers.

根据等效电路模型 (图 1(b) 和图 4) 以及上述参数, 分别计算了单振子独立工作与 N 元振子电动式换能器的振子辐射面振速曲线如图 8 所示。对于多元振子换能器结构, 由 (12) 式可知, 随着振子数目 N 的增加, 各个驱动振子的声顺减小, 换能器系统的等效刚度增大, 谐振频率略有增大, 振子辐射面的振速有所降低。整体而言, 在 100 Hz 以下的超低频段, 振速的变化幅度相对有限。

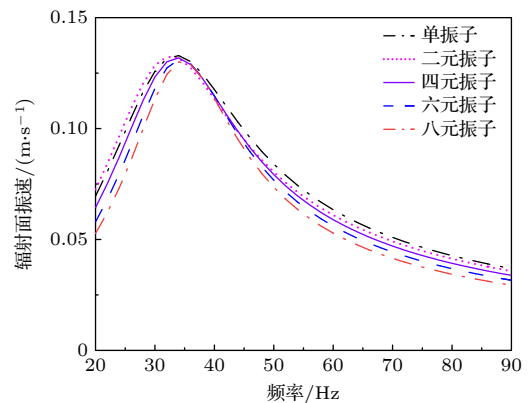


图 8 多元振子电动式换能器中每个振子辐射面振速的理论计算结果

Fig. 8. Theoretical calculation results of the velocity on the radiation surface of each vibrator in the multi-vibrator electrodynamic transducers.

图 9 展示了传统单振子电动式换能器与多元振子电动式换能器总辐射声功率的计算结果。对比分析显示, 得益于振子之间近距离的互辐射作用,

多元振子电动式换能器的辐射声功率得到了显著增强: 在谐振频率附近, 声功率增益显著, 达到单振子换能器的 N^2 倍; 在远离谐振频率的频段, 由于辐射面振速的降低, 辐射声功率的增益虽不足 N^2 倍, 但仍明显优于传统单振子换能器的声学性能.

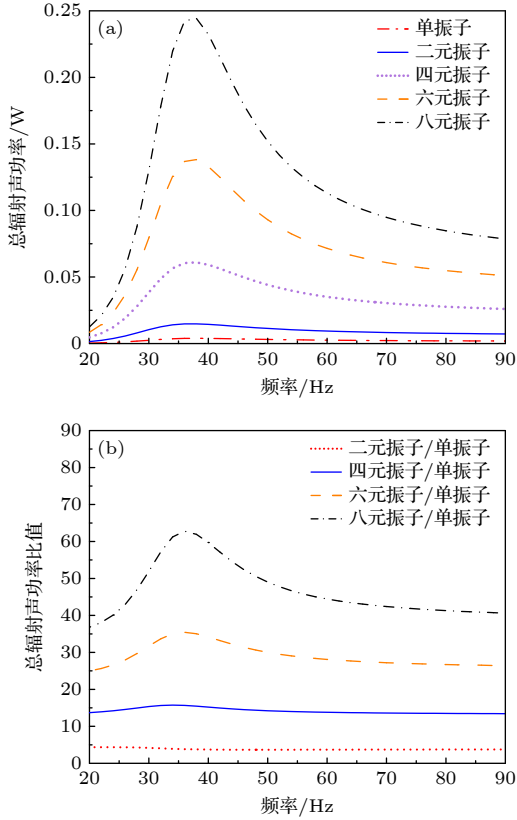


图 9 多元振子的总辐射声功率 (a) 理论计算结果以及 (b) 比值关系
Fig. 9. Theoretical calculation results of (a) the total radiated acoustic power for the multi-vibrator electrodynamic transducers and (b) their ratios.

假设每个振子的输入电功率均相等, 理论计算得到多元振子电动式换能器电声效率的比值关系如图 10 所示. 由图 10 可以看出, 在谐振频率附近, 多元振子的电声效率可以达到 N 倍的增益; 受振速影响, 在谐振频率以外的频段, 增益不足 N 倍. 而随着振子数目的增加, 振速影响加强, 非谐振频段的增益不足现象趋于明显.

基于等效电路计算得到的多元振子电动式换能器发射电流响应 (TCR) 曲线的理论结果如图 11 所示, 在激励电流保持不变的情况下, 随着振子数量的增加, 发射电流响应明显提高. 振子数目每增加一倍, 发射电流响应相应增大 6 dB, 使用 N 只振子可获得的响应增幅约为 $20\lg(N)$ 分贝.

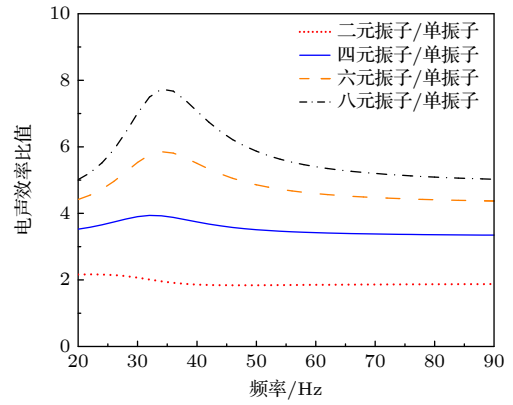


图 10 多元振子电动式换能器电声效率比值关系
Fig. 10. Electroacoustic efficiency ratio of the multi-vibrator electrodynamic transducers.

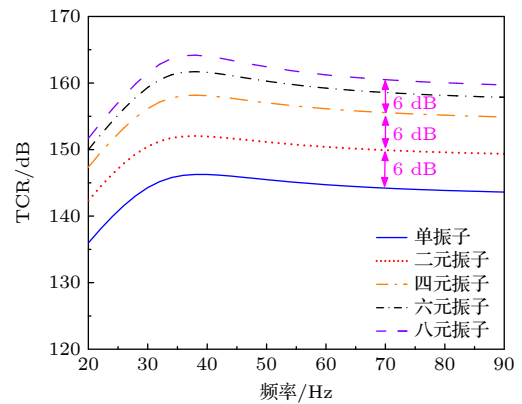


图 11 多元振子电动式换能器的发射电流响应 (TCR) 理论计算结果
Fig. 11. Theoretical transmitting current response (TCR) results for multi-vibrator electrodynamic transducers.

基于上述理论分析, 在忽略振速影响的条件下, 表 1 给出了单振子与 N 元振子电动式换能器的性能参数对比结果. 这一研究结果验证了多元互辐射机制的有效性, 通过优化单元间的声学耦合作用, 成功实现了超低频换能器辐射性能的显著提升.

表 1 单振子与 N 元振子电动式换能器的性能参数理论对比

Table 1. Theoretical comparison of performance parameters between single-vibrator and N -vibrator electrodynamic transducers.

	单振子电动式换能器	N 元振子电动式换能器
每个振子的辐射声功率	W_{a0}	$N \times W_{a0}$
总输出声功率	W_{a0}	$N^2 \times W_{a0}$
总输入电功率	W_{e0}	$N \times W_{e0}$
电声效率	η_0	$N \times \eta_0$
发射电流响应	TCR_0	$TCR_0 + 20 \lg(N)$

4 六元振子高效电动式换能器实验验证

4.1 有限元仿真分析

为验证多元互辐射理论在提升超低频电声效率方面的有效性,采用对比实验方法,以单振子和六元振子电动式换能器为例,构建有限元模型展开仿真分析,并制作了相应的样机加以验证。

图 12 所示分别为六元振子电动式换能器驱动振子的结构模型以及换能器在水中的三维有限元仿真模型。有限元建模中,在换能器中心设置了可变容积气囊结构,并与振子内部的空气域连通,通过设置气囊大小与内部气体的参数来模拟换能器在 5 m 水深下的工作状态。辐射面上设置弹簧基座并添加力边界载荷模拟驱动振子对辐射面的输出安培力,水域外围设置完美匹配层以模拟吸收边界,驱动振子的参数设置同驱动振子参数中一致。

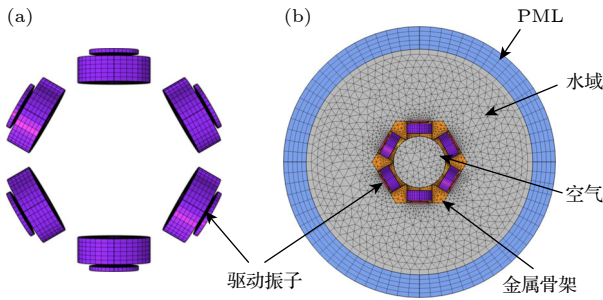


图 12 (a) 驱动振子的有限元模型与 (b) 六元振子电动式换能器在水中的有限元模型
Fig. 12. Finite element models of (a) the driving vibrators and (b) the six-vibrator electrodynamic transducer in underwater conditions.

基于有限元频域分析得到的单振子以及六元振子电动式换能器在水中 40 Hz 时的指向性图如图 13 所示,由图 13 能明显看出,两只换能器在超低频段下无指向性,圆周布设多个驱动振子的方式并未改变电动式换能器的辐射模式,即意味着超低频段 TCR 的提升主要源于振子间的互辐射效应,而非指向性带来的增益。

有限元仿真得到的发射电流响应曲线如图 14 所示,仿真结果与根据等效电路模型计算获得的理论结果相符合,与传统单振子电动式换能器相比,六元振子电动式换能器的发射电流响应提高约 15 dB,也就是前述依据互辐射阻抗理论计算得到的 $20\lg(6)$ dB 的数值增幅。

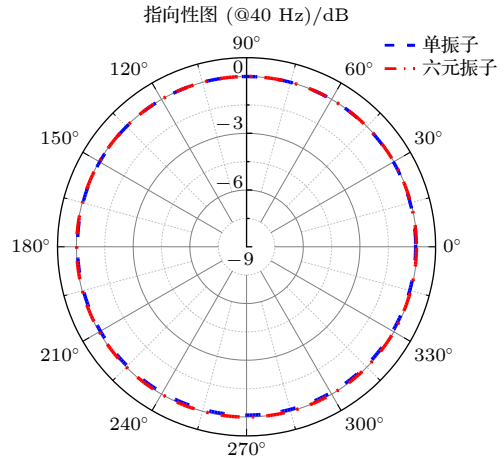


图 13 单振子与六元振子电动式换能器的指向性仿真结果
Fig. 13. Simulated directivity patterns of both single-vibrator and six-vibrator electrodynamic transducers.

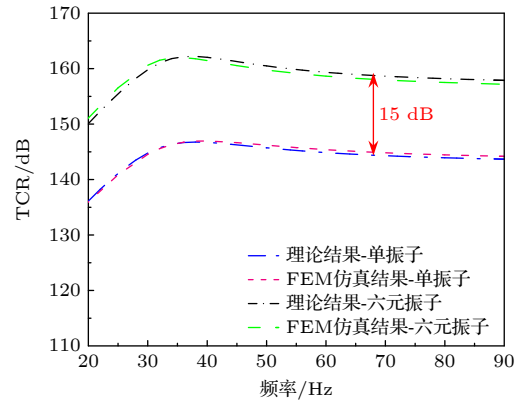


图 14 电动式换能器样机 TCR 的理论计算结果和 FEM 结果
Fig. 14. Theoretical calculated results and finite element method (FEM) results of TCR for the electrodynamic transducer prototypes.

4.2 电动式换能器的样机制作与测试

分别制作了单振子及六元振子电动式换能器样机,样机的照片如图 15 所示,两只换能器驱动振子部分的结构参数与材料参数均完全一致。在消声水池中对这两只换能器的声辐射性能进行测试,测试中两只换能器均使用同一测试系统,并对每个振子施加相同的激励电流。考虑到电声效率也与功率放大器与换能器的阻抗匹配关系有关,为体现实验结果的可比较性,使用的功率放大器(由 Aigtek 公司生产的 ATA-63120 Power Amplifier)未针对性地对单振子换能器或六元振子换能器进行阻抗匹配。此外,为了保证六元振子换能器的输入阻抗与单个的基本一致,六元振子换能器采用串并联混合的接电方式,先将 3 个振子串联为一组,再将两

组串联单元进行并联. 获得换能器样机在 20—90 Hz 频段内发射电流响应、电声效率以及辐射声功率的测试结果分别如图 16—图 18 所示. 由于电动式换能器在大电流驱动时非线性效应明显, 为了排除非线性影响, 确保整个系统处于线性范围内, 测试中每个驱动振子施加 1 A 小电流激励.

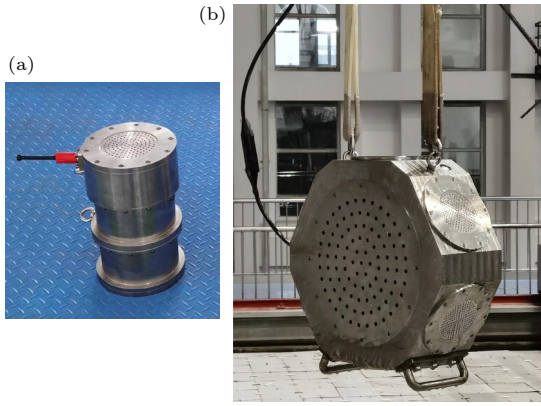


图 15 (a) 传统单振子电动式换能器与 (b) 六元振子电动式换能器样机的照片
Fig. 15. Photos of (a) the traditional single-vibrator electrodynamic transducer prototype and (b) the six-vibrator electrodynamic transducer prototype.

两只电动式换能器的发射电流响应测试结果如图 16 中点线图所示. 测试结果与理论计算、仿真结果均呈现出良好的一致性, 证实了多元振子电动式换能器等效电路模型的准确性以及互辐射阻抗理论计算方法的可靠性. 六元振子电动式换能器在超低频段的声发射性能有了较大改善, 相比单振子结构, 六元振子结构的电动式换能器发射电流响应提高约 15 dB 左右, 在 50 Hz 处增幅最大, 达到 16.2 dB.

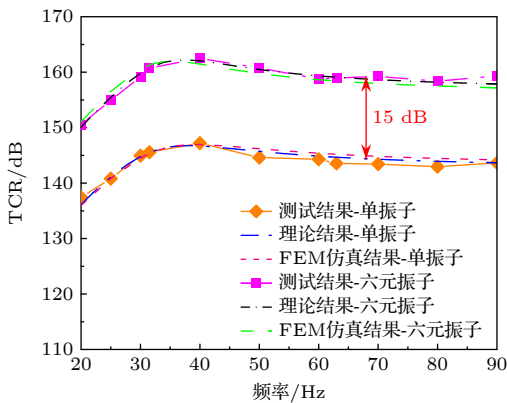


图 16 电动式换能器样机 TCR 的测试结果
Fig. 16. Test results of the TCR for the electrodynamic transducer prototypes.

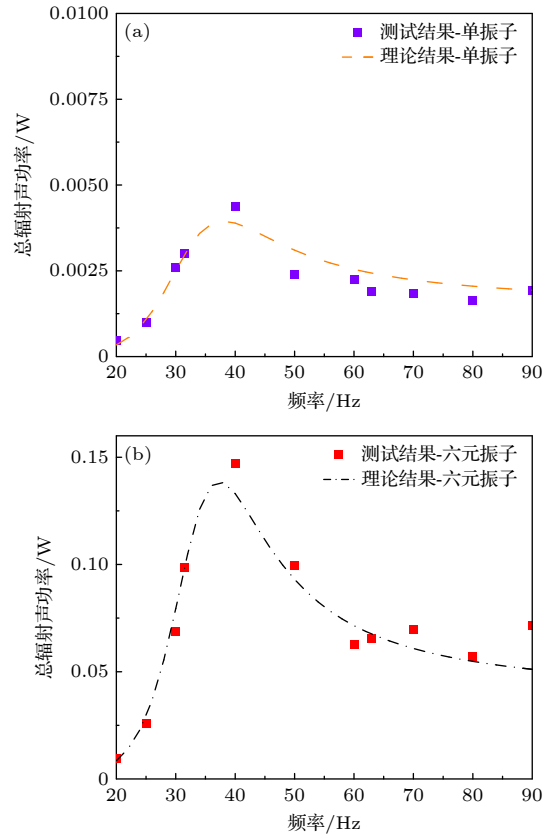


图 17 (a) 单振子和 (b) 六元振子电动式换能器样机的总辐射声功率测试结果
Fig. 17. Test results of the total radiated acoustic power of (a) the single-vibrator and (b) the six-vibrator electrodynamic transducer prototypes.

图 17 对比了六元振子与单振子电动式换能器的辐射声功率特性. 图 17 分别给出了两只换能器的辐射声功率测试结果. 实验数据表明, 在相同电流激励下, 六元振子电动式换能器的辐射声功率显著优于单振子结构, 最大达到单振子的 41 倍. 图 18 展示了电动式换能器的电声效率测试结果. 其中图 18(a) 为两只样机的电声效率实测值, 图 18(b) 为六元振子样机与单振子样机的电声效率比值关系. 由图可见, 六元振子结构展现出明显的性能提升. 六元振子电动式换能器的电声效率约为传统单振子结构的 6 倍, 在谐振频率 40 Hz 处获得最大电声效率, 可达到 1.2%. 实验结果验证了多元振子高效电动式换能器设计构想的可行性, 更进一步揭示了通过多元振动互辐射增大辐射阻, 能够有效改善超低频水下声源电声效率的设计理念, 为发展低频、高效水下声源提供了新的技术途径, 展现出在搭载平台上的应用前景.

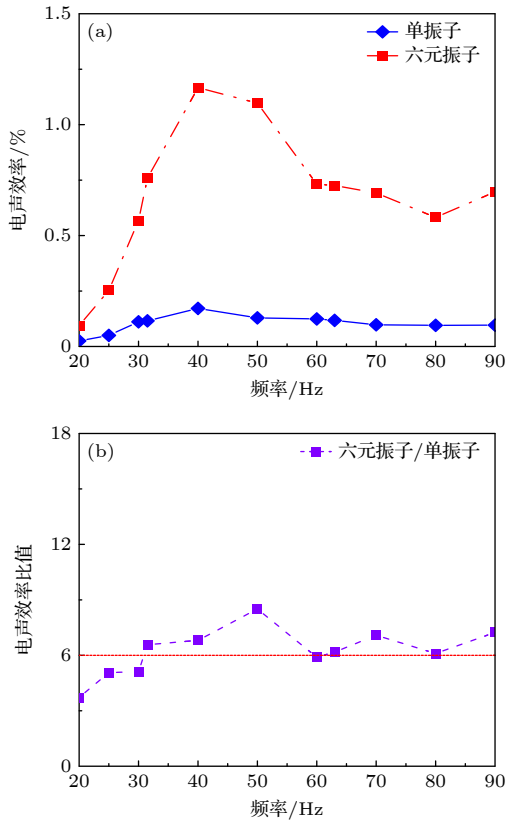


图 18 电动式换能器样机电声效率的 (a) 测试结果及其 (b) 比值关系

Fig. 18. (a) Test results and (b) ratio analysis of the electroacoustic efficiency of electrodynamic transducer prototypes.

5 结论

为了改善超低频声源的电声效率, 使之能够适应水下无人平台的需求, 提出基于多元互辐射效应的电声效率提升方法, 并设计了多元振子高效电动式换能器结构, 利用振子之间强烈的互辐射增大振子的辐射阻, 进而提升辐射声功率并改善电声效率, 得到以下结果.

1) 由于超低频段强烈的互辐射效应, N 元振子电动式换能器中每个振子的辐射阻为单独自由辐射时的 N 倍. 这为基于多元振子密排方案提升超低频换能器的辐射声功率和电声效率提供了理论基础.

2) 理论分析和测试结果表明, 采用将大尺寸电动式换能器“分解”为多个小尺寸电动式换能器, 利用换能器之间的互辐射效应, 能够将原有的辐射

声功率提升至 N^2 倍, 电声效率增加至 N 倍. 这对于降低换能器对 UUV 的能源需求, 延长 UUV 执行任务的时长具有重要意义.

虽然本文结论是基于电动式换能器的理论分析和实验结果得到, 但这种基于多元互辐射效应的高效声发射方案, 也可以应用于超低频压电换能器设计中.

参考文献

- [1] Massa D P, Arvelo J I 2012 *J. Acoust. Soc. Am.* **132** 1920
- [2] Zhang X Y, Dong X L 2023 *J. Unmanned Undersea Syst.* **31** 821 (in Chinese) [张翔鸾, 董小龙 2023 水下无人系统学报 **31** 821]
- [3] Willard B S, Judd R K *US Patent* 4 466 083 [1984-08-14]
- [4] Massa F *US Patent* 4 763 307 [1988-08-09]
- [5] Graber C E *US Patent* 8 488 415 [2013-07-16]
- [6] Sang Y J, Zhang Y S, Lu W 2024 *J. Shaanxi Norm. Univ. (Nat. Sci. Ed.)* **52** 14 (in Chinese) [桑永杰, 张羿双, 卢苇 2024 陕西师范大学学报 (自然科学版) **52** 14]
- [7] Hugus G D 1974 Pressure-compensating systems for underwater gas-filled electro-acoustic transducers *Naval Research Laboratory Memorandum Report 2955* (Washington, DC: Naval Research Laboratory)
- [8] Underwater acoustic test capabilities <https://www.dataphysics.com/products/high-intensity-and-underwater-acoustics/underwater-acoustic-test-capabilities/> [2025-10-26]
- [9] Willard B S 1981 A towable, moving-coil acoustic target for low frequency array calibration *Naval Underwater Systems Center Technical Report 6389* (Fort Lauderdale, FL: Naval Underwater Systems Center)
- [10] Fröjd P, Ulriksen P 2015 *J. Acoust. Soc. Am.* **137** EL490
- [11] Young A M 1975 An underwater acoustic source for the infrasonic and low-audio-frequency range (USRD Type J13 Transducer) *Naval Research Laboratory Report 7967* (Washington, DC: Naval Research Laboratory)
- [12] Rijnja H A J 1991 Low frequency projectors for sound under water *TNO Physics and Electronics Laboratory Report (FEL-90-A268)* (The Hague, Netherlands: TNO Physics and Electronics Laboratory)
- [13] Yang X, Zhang Y, Zhang Z 2024 *IEEE Trans. Power Electron.* **39** 16006
- [14] Lindroos T, Riipinen T, Metsä-Kortelainen S, Pippuri-Mäkeläinen J, Manninen A 2022 *J. Magn. Magn. Mater.* **563** 169977
- [15] Rodriguez-Vargas B R, Stornelli G, Folgarait P, Ridolfi M R, Miranda Pérez A F, Di Schino A 2023 *Materials* **16** 5610
- [16] Skudrzyk E 2012 *The Foundations of Acoustics: Basic Mathematics and Basic Acoustics* (New York: Springer Science & Business Media) pp663-676
- [17] Morozov A K 2024 *J. Acoust. Soc. Am.* **155** A349
- [18] Morozov A K 2024 *OCEANS 2024* Halifax, Canada, September 23-26, 2024 p1
- [19] Sang Y, Zhang Y, Wu S 2024 *J. Acoust. Soc. Am.* **156** 3384
- [20] Mellow T, Kärkkäinen L 2005 *J. Acoust. Soc. Am.* **118** 1311

High-efficiency ultra-low frequency electrodynamic transducer based on multi-vibrator mutual radiation

ZHANG Yishuang¹⁾²⁾³⁾ SANG Yongjie^{1)2)3)†} CHEN Yongyao¹⁾³⁾⁴⁾
 WANG Chunying¹⁾²⁾³⁾ CAO Wenwu⁵⁾⁶⁾

1) (*National Key Laboratory of Underwater Acoustic Technology, Harbin Engineering University, Harbin 150001, China*)

2) (*Key Laboratory of Marine Information Acquisition and Security (Harbin Engineering University), Ministry of Industry and Information Technology, Harbin 150001, China*)

3) (*College of Underwater Acoustic Engineering, Harbin Engineering University, Harbin 150001, China*)

4) (*Qingdao Innovation and Development Center of Harbin Engineering University, Qingdao 266000, China*)

5) (*Center of Acoustic Functional Materials and Applications, Nanjing University, Suzhou 215010, China*)

6) (*Department of Mathematics and Materials Research Institute, The Pennsylvania State University, State College 16802, USA*)

(Received 16 December 2025; revised manuscript received 25 January 2026)

Abstract

Due to the low acoustic radiation resistance in the ultra-low frequency band (below 100 Hz), the electroacoustic efficiency of ultra-low frequency sound sources is extremely low (typically $\leq 1\%$). When deployed on unmanned underwater vehicles (UUVs), their high energy demand severely limits the operational endurance of the platforms. This study proposes a mutual radiation enhancement method based on a multi-vibrator configuration and presents a high-efficiency electrodynamic transducer structure to enhance the electroacoustic efficiency of ultra-low frequency sound sources for UUVs. The acoustic field coupling effect produced through inter-vibrator mutual radiation enhances the radiation resistance of each vibrator by radially arranging multiple driving vibrators densely within an electrodynamic transducer. Both the radiated acoustic power and electroacoustic efficiency are improved by exploiting the strong mutual radiation effects among vibrators to increase radiation resistance. The study establishes an equivalent circuit model for the high-efficiency multi-vibrator electrodynamic transducer, targeting the ultra-low-frequency range below 100 Hz. Modeling the radiation surface of the driving vibrator as an un baffled single-sided circular piston radiator, the mutual radiation impedance between driving vibrators is calculated, and the physical mechanism by which multi-vibrator mutual radiation enhances electroacoustic efficiency is elucidated. Additionally, based on equivalent circuit and mutual radiation impedance theory, the transmitting current response is calculated, and a comparative analysis is conducted on the radiated acoustic power and electroacoustic efficiency between the N -element vibrator and the single-vibrator electrodynamic transducer. A six-vibrator electrodynamic transducer prototype is fabricated, and its transmitting current response and electroacoustic efficiency are measured to validate the theoretical model and analytical results. Due to intense mutual radiation effects in the ultra-low frequency range, each vibrator within an N -element electrodynamic transducer achieves N times the radiation resistance compared to its isolated operation. The radiated acoustic power of the transducer can increase to N^2 times the original level, while the electroacoustic efficiency improves proportionally to N times the initial value. Experimental results of the prototypes demonstrate that the transmitting current response of the six-vibrator electrodynamic transducer is approximately 15 dB higher than that of a single-vibrator structure, while its electroacoustic efficiency is increased sixfold. These measurements are in good agreement with the theoretical analysis.

Keywords: electrodynamic transducer, electroacoustic efficiency, mutual radiation, radiation resistance

DOI: [10.7498/aps.75.20251723](https://doi.org/10.7498/aps.75.20251723)

CSTR: [32037.14.aps.75.20251723](https://cstr.cn/32037.14.aps.75.20251723)

† Corresponding author. E-mail: sangyongjie@126.com

基于多元互辐射的高效超低频电动式换能器

张羿双 桑永杰 陈永耀 王春颖 曹文武

High-efficiency ultra-low frequency electrodynamic transducer based on multi-vibrator mutual radiation

ZHANG Yishuang SANG Yongjie CHEN Yongyao WANG Chunying CAO Wenwu

引用信息 Citation: *Acta Physica Sinica*, 75, 081002 (2026) DOI: 10.7498/aps.75.20251723

CSTR: 32037.14.aps.75.20251723

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.7498/aps.75.20251723>

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>

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>

表面与缺陷调控型大功率压电超声换能器

Surface and defect controlled high power piezoelectric ultrasonic transducers

物理学报. 2025, 74(9): 094301 <https://doi.org/10.7498/aps.74.20250047>

凹凸梁型低频指向性弯张换能器

Low-frequency directional flexensional transducer with concave-convex beam

物理学报. 2025, 74(11): 114301 <https://doi.org/10.7498/aps.74.20250161>

Janus-Helmholtz换能器的振动模态谐振频率理论分析研究

Theoretical study on resonance frequencies of vibration modes of Janus-Helmholtz transducer

物理学报. 2024, 73(3): 034303 <https://doi.org/10.7498/aps.73.20231251>

基于光辐射压激励的低频机械振子品质因数测量

Measurement of quality factor of low-frequency mechanical oscillators excited by optical radiation pressure

物理学报. 2026, 75(5): 034303 <https://doi.org/10.7498/aps.75.20251443>