Research on Electrical Output Response of Piezoelectric Beam with Bluff Body*

HE Sipeng, LIU Wenguang*, CHENG Long, GAO Mingyang
(School of Aeronautical Manufacturing and Mechanical Engineering, Nanchang Hangkong University, Nanchang Jiangxi 330063, China)

Abstract: To address the output characteristics of a piezoelectric vibration energy harvesters, the influence of hybrid excitation on the electrical response of piezoelectric vibration energy harvesters with bluff body is focus on. Based on the Euler-Bernoulli elastic beam vibration theory, an electromechanical coupled dynamic model is formulated for the piezoelectric beam under the influence of both wind and base excitations. The model considers the integral form relationship between the vibration displacement and the output voltage of the piezoelectric beam, derived based on Gauss's law. By utilizing the Galerkin method, the coupled electromechanical dynamic model and the output voltage equations are simplified to a single-degree-of-freedom electromechanical coupled dynamic equation group. The approximate expressions for the vibration response and the electrical output response of the piezoelectric beam are obtained through a methodology that separates the mechanical and electrical coupling terms. The impact of base-excitation acceleration and wind speed on the output response of the piezoelectric beam is examined. The results indicate that the electrical output response in the synchronous region is predominantly influenced by the acceleration resulting from base-excitation, and the presence of wind speed also enhances the response in the synchronous region. During vibration, the response contributed by galloping only manifests in the non-synchronous region, owing to the "extinction" phenomenon. Galloping significantly amplifies the response in the non-synchronous region when it occurs. For the base-excitation acceleration amplitude of 0.1 g_n, 0.2 g_n, and 0.3 g_n, the average voltage amplitude relative to $U=3$ m/s increases by 113.92%, 61.55%, and 25.01%, respectively, with a wind speed of $U=8$ m/s.

Key words: energy harvester; piezoelectric beam; hybrid excitation; electrical output response
EEACC: 2860 **doi**: 10.3969/j.issn.1004-1699.2025.11.005

含钝体压电梁的电学输出响应研究*

何思鹏, 刘文光*, 成 龙, 高铭阳
(南昌航空大学航空制造与机械工程学院, 江西 南昌 330063)

摘 要: 针对压电振动能量俘获器的输出能力, 旨在研究混合激励对含钝体压电梁的电学输出响应的影响。基于 Euler-Bernoulli 弹性梁振动理论建立了考虑风激励和基础激励混合激励下压电梁的机电耦合动力学模型, 根据高斯定律的积分形式推导了压电梁的振动位移与输出电压的关系表达式, 应用 Galerkin 方法将机电耦合动力学模型和输出电压方程简化为单自由度机电耦合动力学方程组, 通过将力学与电学耦合项分离的方法求解了压电梁的振动响应与电学输出响应近似表达式, 研究了基础激励加速度和风速大小对压电梁电学输出响应的影响。结果表明: 同步区的电学输出响应主要受基础激励加速度影响, 同时风速的存在也会提升同步区的响应; 驰振时, 因"猝灭"现象导致驰振的响应只存在于非同步区, 发生驰振时会显著提升非同步区的响应, 当基础激励加速度幅值分别为 0.1 g_n、0.2 g_n、0.3 g_n 时, 风速为 $U=8$ m/s 相对于 $U=3$ m/s 的平均电压幅值依次增长了 113.92%、61.55%、25.01%。

关键词: 能量俘获器; 压电梁; 混合激励; 电学输出响应
中图分类号: O321; O327; TM22+3 **文献标识码**: A **文章编号**: 1004-1699(2025)11-1955-08

随着压电振动能量俘获技术的不断发展, 收集环境能量以满足低功耗电子产品和微型无线传感监测系统的电力需求已成为广泛关注的研究领域[1-4]。

围绕压电振动能量俘获效率及其应用, 研究人员在压电振动能量俘获器的动力学设计和力电耦合机理方面展开了广泛的研究。Erturk 等[5]建立了压电悬臂梁的分布参数模型, 利用该模型能较准确地

项目来源: 国家自然科学基金项目(51965042); 江西省研究生创新基金项目(YC2023-S718)
收稿日期: 2023-11-10 **修改日期**: 2024-01-05

预测其电荷输出和功率输出。引入周期外推法的同步控制策略,Chen 等[6]设计的压电柔性臂能量俘获器能够与钝体结构的振动频率保持同步以提高能量俘获效率。借鉴仿生学的工作原理,Yu 等[7]提出了一种鸟形宽带压电能量俘获器以有效俘获低频振动能源和提高能量俘获效率。通过优化梁的几何形状和材料参数,Chen 等[8]设计了一种双耦合梁和双稳态压电振动能量俘获器结构以提高能量俘获效率。基于弹性梁间接传递扭摆激励的设计原理,阚君武等[9]设计了扭摆式多方向压电振动能量俘获器以俘获多方向振动能量。在主梁上排列多个副梁,Hu 等[10]设计了一种梳状梁驰振压电振动能量俘获器以提高输出功率。基于弹性支撑杆的形状控制调节压电片的应变分布,Zhang 等[11]提出了一种低频压电振动能量俘获器以提高能量转换率。基于旋转底座迎合自然风速的设计原理,Lim 等[12]提出了一种自适应含钝体压电能量俘获器,与固定底座相比,旋转底座能产生更高的输出功率。引入机械止动器,Zhao 等[13]提出了一种宽带风致钝体压电振动能量俘获器以提高发电性能及收集效率。应用磁力非线性特性,Mei 等[14]提出了一种四稳态压电振动能量俘获器以拓宽工作频带。为了提高能量俘获效率,冯逸亭等[15]优化了一种“己”字型压电能量俘获结构。通过改变 Y 型三叶钝体的迎风半角,Liu 等[16]设计的压电振动能量俘获器获得了较高的输出电压。基于哈密顿原理,Sun 等[17]建立了驰振压电振动能量俘获器的非线性气动力电耦合模型,并推导了方程的近似解析解。

动态分析表明,研究者们在压电振动能量俘获器的结构优化和电学输出响应等方面做了不少工作,但是大多数压电振动能量俘获器的电学输出仅在共振频率范围内表现出满意的性能,其能量俘获效率相对较低。因此,有学者提出引入风激励以提高压电振动能量俘获器的电学输出[18]。本文将压电振动能量俘获器简化为含钝体压电梁,在建立机电耦合动力学方程组的基础上,采用 Galerkin 法将机电动力学方程组简化为单自由度模型,通过数值计算和实验研究了基础激励和风激励对电学输出响应的影响。

1 机电耦合动力学建模

本文设计了一种含三角形钝体的压电振动能量俘获器以俘获风能,建模时将能量俘获器简化为图 1 所示的含钝体压电梁模型,该模型由基底层、压电层与三角形钝体组成。模型的基底层和压电层等长与等宽,分别为 L 和 b,模型的基底层厚为 h_s、压电层厚为 h_p,钝体是一顶角为 30°的等腰三角形,长度为 L_v、底长为 b_v。两个压电层极化方向相反,且与一个负载电阻 R 串联连接。

根据 Euler-Bernoulli 弹性梁理论,含钝体压电梁的弯曲强迫振动方程为:

$$\frac{\partial^2 M_e(x,t)}{\partial x^2}+m\frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial t^2}+c_a\frac{\partial w(x,t)}{\partial t}=F_v\delta(x-L)-M_v\frac{\mathrm{d}\delta(x-L)}{\mathrm{d}x}-m_v\delta(x-L)\frac{\partial^2 Q(t)}{\partial t^2}+m_v\frac{L_v}{2}\times\frac{\mathrm{d}\delta(x-L)}{\mathrm{d}x}\times\frac{\partial^2 Q(t)}{\partial t^2}-m\frac{\partial^2 Q(t)}{\partial t^2} \tag{1}$$

式中:w 为压电梁相对固定端的横向振动位移,x 为坐标,t 为时间,m 为单位长度压电梁的质量,c_a 为粘性空气阻尼系数,$M_e(x,t)$ 为作用在压电梁上的弯矩,F_v 和 M_v 分别为压电梁顶端的驰振气动力和力矩,m_v 为钝体质量,δ 为 Dirac 函数,$Q(t)$ 为基础激励函数。

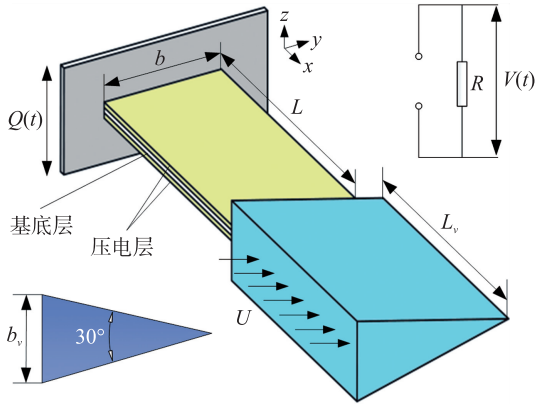


图 1 含钝体压电梁模型

如图 1 所示,假设在钝体一侧施加风速为 U 的风激励,作用在压电梁顶端的驰振气动力和力矩表达式为[19]:

$$\begin{cases} F_v=\dfrac{\rho_{\mathrm{air}}U^2b_v}{2}\displaystyle\int_0^{L_v}a_1\left[\frac{\dot{w}(L,t)+s\dot{w}'(L,t)+\dot{Q}(t)}{U}\right]+a_3\left[\frac{\dot{w}(L,t)+s\dot{w}'(L,t)+\dot{Q}(t)}{U}\right]^3\mathrm{d}s \\ M_v=\dfrac{\rho_{\mathrm{air}}U^2b_v}{2}\displaystyle\int_0^{L_v}sa_1\left[\frac{\dot{w}'(L,t)+s\dot{w}'(L,t)+\dot{Q}(t)}{U}\right]+sa_3\left[\frac{\dot{w}(L,t)+s\dot{w}'(L,t)+\dot{Q}(t)}{U}\right]^3\mathrm{d}s \end{cases} \tag{2}$$

式中:上标“·”表示对时间 t 求导,上标“′”表示对坐标 x 求导,ρ_{air} 为空气密度,s 为钝体的长度坐标,a_1 与 a_3 为经验系数,当 a_1 的值为正时,表示含钝体压

电梁易发生驰振,非线性系数 a_3 总为负值,对于顶角为 30°的等腰三角形钝体,经验系数 $a_1=2.9$,$a_3=-6.2$[20]。

考虑到压电梁的力电特性,作用在压电梁上的弯矩表达式为[21]:

$$M_e(x,t)=EI\frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial x^2}+c_sI\frac{\partial^3 w(x,t)}{\partial x^2\partial t}+[H(x)-H(x-L)]\vartheta_s V(t) \tag{3}$$

式中:E 为压电梁的等效弹性模量,I 为压电梁的等效截面惯性矩,c_s 为应变速率阻尼系数,ϑ_s 为压电材料的机电耦合系数,$H(x)$ 为 Heaviside 阶跃函数,$V(t)$ 为压电梁负载电阻两端的输出电压。

把方程(3)代入方程(1)可推出含钝体压电梁的机电耦合动力学方程:

$$\begin{aligned}&EI\frac{\partial^4 w(x,t)}{\partial x^4}+c_sI\frac{\partial^5 w(x,t)}{\partial x^4\partial t}+m\frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial t^2}+\\&c_a\frac{\partial w(x,t)}{\partial t}+\left[\frac{\mathrm{d}\delta(x)}{\mathrm{d}x}-\frac{\mathrm{d}\delta(x-L)}{\mathrm{d}x}\right]\vartheta_s V(t)=\\&F_v\delta(x-L)-M_v\frac{\mathrm{d}\delta(x-L)}{\mathrm{d}x}-m_v\delta(x-L)\frac{\partial^2 Q(t)}{\partial t^2}+\\&m_v\frac{L_v}{2}\times\frac{\mathrm{d}\delta(x-L)}{\mathrm{d}x}\times\frac{\partial^2 Q(t)}{\partial t^2}-m\frac{\partial^2 Q(t)}{\partial t^2}\end{aligned} \tag{4}$$

根据压电材料的本构方程,振动激励下压电材料的电位移表达式为:

$$D_3=d_{31}Y_pS_1+\varepsilon_{33}^sE_3 \tag{5}$$

式中:D_3 为电位移,d_{31} 为压电应变常数,Y_p 为压电材料的弹性模量,S_1 为应变,ε_{33}^s 为恒应变下压电材料的压电常数,E_3 为电场强度。

根据高斯定律的积分形式,输出电压与电位移之间的表达式为:

$$\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}\int_A D_3\mathrm{d}A=\frac{V(t)}{R} \tag{6}$$

式中:A 为压电层表面积,R 为电路外接电阻。

把式(5)代入式(6)可得压电梁的振动位移与输出电压的关系表达式:

$$\vartheta_s\int_0^L\frac{\partial^3 w(x,t)}{\partial t\partial x^2}\mathrm{d}x-\frac{\varepsilon_{33}^sbL}{2h_p}\times\frac{\mathrm{d}V(t)}{\mathrm{d}t}=\frac{V(t)}{R} \tag{7}$$

联合式(4)和式(7),可求解压电梁的机电耦合响应。工程实际应用中,因为压电振动能量俘获器一般工作于低频模态附近[22],所以本文分析压电振动能量俘获器的电学输出响应时仅考虑低阶模态对电学输出响应的贡献。

2　机电耦合动力学模型的降阶

压电梁横向振动解的一般表达式为:

$$w(x,t)=\sum_{i=1}^{\infty}W_i(x)\times N_i(t) \tag{8}$$

式中:$W_i(x)$ 为压电梁的振型函数;$N_i(t)$ 为压电梁的模态坐标。

假设压电梁的振型函数近似表达式为:

$$\begin{aligned}W_i(x)=&A_i\sin\beta_ix+B_i\cos\beta_ix+\\&C_i\sinh\beta_ix+D_i\cosh\beta_ix\end{aligned} \tag{9}$$

式中:A_i、B_i、C_i 和 D_i 为待定系数,β_i 为对应的无量纲特征值,其表达式为:

$$\beta_i=\sqrt[4]{\frac{m\omega_i^2}{EI}} \tag{10}$$

式中:ω_i 是压电梁的第 i 阶模态频率。

仅考虑第 1 阶模态对压电振动能量俘获器电学输出响应的贡献(即取 $i=1$),通过 Galerkin 方法将压电梁模型简化为单自由度系统,即将机电耦合动力学方程(式(4))和电学方程(式(7))转换为:

$$\begin{cases}\ddot N_1(t)+2\xi\omega_1\dot N_1(t)+\omega_1^2N_1(t)+\theta_sV(t)=\\\quad k_1\dot N_1(t)+k_2\dot N_1^3(t)+k_3\ddot Q(t)\\\dfrac{V(t)}{R}+C_P\dot V(t)-\theta_s\dot N_1(t)=0\end{cases} \tag{11}$$

式中:ξ 为模态阻尼比,ω_1 为第 1 阶模态频率,θ_s 为模态机电耦合系数,C_P 为等效电容,各系数的计算表达式为

$$\begin{cases}\xi=\dfrac{c_sI\omega_1}{2EI}+\dfrac{c_a}{2m\omega_1}\\\theta_s=W_1'(L)\vartheta_s\\k_1=\dfrac{\rho_{\mathrm{air}}Ub_v}{2}a_1[W_1^2(L)L_v+W_1(L)W_1'(L)L_v^2+\\\quad W_1'^2(L)L_v^3/3]\\k_2=\dfrac{\rho_{\mathrm{air}}b_v}{2U}a_3W_1(L)\displaystyle\int_0^{L_v}[W_1(L)+sW_1'(L)]^3\mathrm{d}s+\\\quad\dfrac{\rho_{\mathrm{air}}b_v}{2U}a_3W_1'(L)\displaystyle\int_0^{L_v}s[W(L)+sW_1'(L)]^3\mathrm{d}s\\k_3=-\displaystyle\int_0^Lm W_1(x)\mathrm{d}x-m_vW_1(L)-\frac{1}{2}m_vL_vW_1'(L)\\C_P=\dfrac{\varepsilon_{33}^sbL}{2h_p}\end{cases} \tag{12}$$

求解式(11)的方程组,可近似分析压电振动能量俘获器的电学输出响应。

3　电学输出响应分析

由于动力学方程和电学输出响应方程之间相互耦合,本文利用解耦的方法将力学与电学耦合项分

离,以求解振动响应 $N_1(t)$ 与电压响应 $V(t)$ 的表达式。假设 $q_1(t)$ 和 $q_2(t)$ 分别为基础激励和风激励引起的振动响应,而 $V_1(t)$ 和 $V_2(t)$ 分别为基础激励和风激励引起的电压响应,得到:

$$\begin{cases} N_1(t)=q_1(t)+q_2(t) \\ V(t)=V_1(t)+V_2(t) \end{cases} \tag{13}$$

假设施加在压电梁上的基础激励和风激励均为正弦激励,则振动响应和电压响应也为正弦波形式,且基础激励正弦表达式为:

$$Q(t)=W_0\sin(\omega_b t) \tag{14}$$

式中:W_0 为基础激励幅值,ω_b 为基础激励频率。

压电梁的振动响应与电压响应表达式为:

$$\begin{cases} q_1(t)=q_f\sin(\omega_b t) \\ q_2(t)=q_g\sin(\omega_d t) \\ V_1(t)=V_f\sin(\omega_b t+\varphi_{10}) \\ V_2(t)=V_g\sin(\omega_d t+\varphi_{20}) \end{cases} \tag{15}$$

式中:q_f、q_g、V_f、V_g 为相应响应部分的幅值,ω_d 既是压电梁的修正固有频率,也是风激励引发驰振的振动频率,φ_{10}、φ_{20}分别为两种电压响应的相位差。

将式(15)的方程组代入式(11)的方程组,可得:

$$\begin{cases} \dfrac{V_1(t)}{R}+C_P\dot{V}_1(t)-\theta_s\dot{q}_1(t)=0 \\ \dfrac{V_2(t)}{R}+C_P\dot{V}_2(t)-\theta_s\dot{q}_2(t)=0 \\ \ddot{q}_1(t)+(2\xi\omega_1+c_{e1}-k_1)\dot{q}_1(t)-k_2\dot{q}_1^3(t)+ \\ \quad \Omega_1^2 q_1(t)=k_3\ddot{Q}(t) \\ \ddot{q}_2(t)+(2\xi\omega_1+c_{e2}-k_1)\dot{q}_2(t)+\Omega_2^2 q_2(t)- \\ \quad k_2\dot{q}_2^3(t)-3k_2\dot{q}_1(t)\dot{q}_2^2(t)-3k_2\dot{q}_1^2(t)\dot{q}_2(t)=0 \end{cases} \tag{16}$$

式中:c_{e1}、c_{e2}分别为与基础激励和风激励相对应的电阻尼,Ω_1、Ω_2 分别为与基础激励和风激励相对应的修正固有频率,且 $\Omega_2=\omega_d$。各系数的具体表达式为:

$$\begin{cases} \Omega_1=\sqrt{\omega_1^2+\dfrac{C_p R^2\theta_s^2\omega_b^2}{1+(RC_p\omega_b)^2}} \\ \Omega_2=\sqrt{\omega_1^2+\dfrac{C_p R^2\theta_s^2\omega_d^2}{1+(RC_p\omega_d)^2}} \\ c_{e1}=\dfrac{R\theta_s^2}{1+R^2C_p^2\omega_b^2} \\ c_{e2}=\dfrac{R\theta_s^2}{1+R^2C_p^2\omega_d^2} \end{cases} \tag{17}$$

求解式(16)方程组,得到振动响应和电压响应幅值的近似表达式:

$$\begin{cases} q_f=\dfrac{k_3W_0\omega_b^2}{\sqrt{(\omega_b^2-\Omega_1^2)^2+\omega_b^2\left(2\xi\omega_1+c_{e1}-k_1-\dfrac{3}{4k_2\omega_b^2q_f^2}\right)^2}} \\ q_g=\sqrt{\dfrac{4(k_1-2\xi\omega_1-c_{e2})+6k_2\omega_b^2q_f^2}{-3k_2\omega_d^2}} \\ V_f=\omega_b q_f\sqrt{Rc_{e1}} \\ V_g=\omega_d q_g\sqrt{Rc_{e2}} \end{cases} \tag{18}$$

假设混合激励下压电梁的平均输出功率 P 等于基础激励贡献的平均输出功率 P_1 和风激励贡献的平均输出功率 P_2 之和,利用平均功率计算可得:

$$\begin{cases} P_1=\dfrac{1}{2}c_{e1}\omega_b^2q_f^2 \\ P_2=\dfrac{2c_{e2}(k_1-c_{e2}-2\xi\omega_1)}{-3k_2}-c_{e2}\omega_b^2q_f^2,\ U>U_0 \end{cases} \tag{19}$$

式中:U_0 为驰振所需的初始风速。

分析发现,当风速 U 超过驰振的初始风速 U_0 时,系统发生自激振动,振动频率为压电梁的修正固有频率 ω_d。混合激励条件下,当基础激励产生的振动幅值 q_f 超过某一阈值时,由驰振产生的自激振动随时间逐渐衰减,只剩下基础激励引起的强迫振动,即“猝灭”现象[23];当 $\omega_b\approx\omega_d$ 时,q_f 随基础激励频率 ω_b 的增大而提升至猝灭临界值,风激励引起的驰振响应会被锁定在基础激励引发的强迫振动上,对应的基础激励频率称为“拉出”频率;当 $U>U_0$ 且 $q_g=0$ 时,系统会出现“猝灭”现象,而 $q_g>0$ 时不发生猝灭的条件为:

$$q_f<\sqrt{\frac{2(k_1-2\xi\omega_1-c_{e2})}{-3k_2\omega_b^2}} \tag{20}$$

4 实验验证

依据图 1 设计的模型,制作图 2 所示的试验件实物。试验件的各组成部分的几何尺寸和材料参数如表 1 所示。在图 3 所示实验系统上开展发电性能测试。试验件安装在 MS-20 激振器上,加速度传感器安装在夹具上。使用 150FLJ5 离心风机风口对准

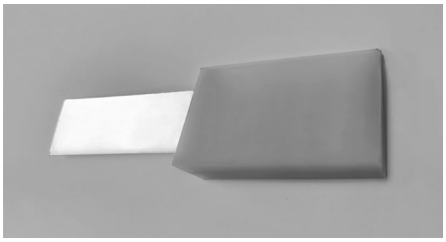


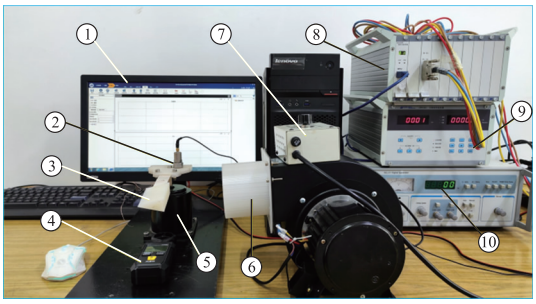
图 2 试验件实物图

钝体侧面产生风激励,通过 YL-3000 风速调节器来调控风速,用 AT816 风速仪测量风速。采用 DH1301 信号发生器与 SG-01 功率放大器控制激振器。利用 DH5922D 数据采集器将获取的激励加速度信号和输出电压信号传输至计算机。

实验过程中,改变基础激励加速度和风激励风速的大小,通过信号分析仪测量负载电阻两端的电压响应有效值,结果表明,压电梁产生驰振所需的初始风速 $U_0=5.80$ m/s。

表 1　试验件几何尺寸及材料参数

参数	符号	数值
压电片密度	ρ_p	7 500 kg/m^3
压电应变常数	d_{31}	-2.74×10^{-10} C/N
压电介电常数	ε_{33}^s	30.1×10^{-9} F/m
压电层弹性模量	Y_p	60.6×10^9 Pa
压电层厚度	h_p	0.2×10^{-3} m
压电层宽度	b	20×10^{-3} m
压电层长度	L	60×10^{-3} m
基底弹性模量	Y_s	90×10^9 Pa
基底密度	ρ_s	8 540 kg/m^3
基底长度	L	60×10^{-3} m
基底厚度	h_s	0.2×10^{-3} m
钝体长度	L_v	60×10^{-3} m
钝体底长	b_v	25×10^{-3} m
钝体质量	m_v	16.5×10^{-3} kg



1. 计算机; 2. 加速度传感器; 3. 试验件; 4 风速仪; 5. 激振器; 6. 离心风机; 7. 风机调速器; 8. 数据采集分析仪; 9. 信号发生器; 10. 功率放大器

图 3　实验系统

5　结果分析与讨论

假设外接电阻 $R=1\,000\ \Omega$、风速 $U=8$ m/s、基础激励加速度幅值为 0.1 g_n。求解(16)的方程组得到混合激励下压电梁的输出电压响应幅值 $V_{max}=V_f+V_g$ 随基础激励频率 ω_b 的变化规律,如图 4 所示。结果表明,压电梁的修正固有频率 $\omega_d=47.21$ rad/s、第一拉出频率为 45.90 rad/s、第二拉出频率为48.68 rad/s。本文将 ω_b 小于第一拉出频率的区域叫做“第一非同步区”,将 ω_b 大于第二拉出频率的区域称为“第二非同步区”,两个拉出频率之间的区域称为“同步区”。

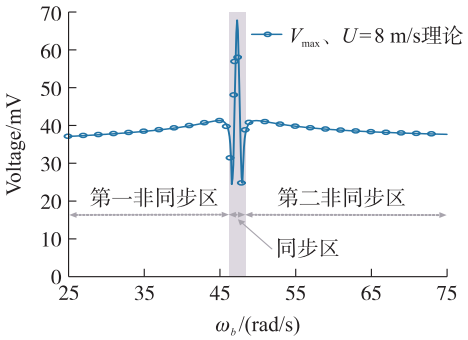
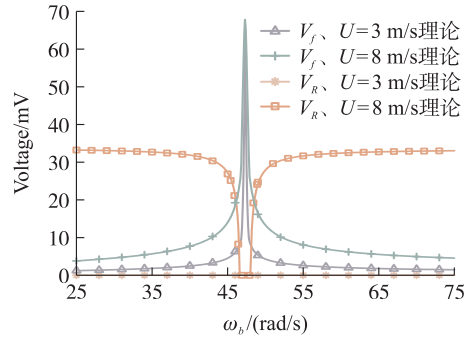
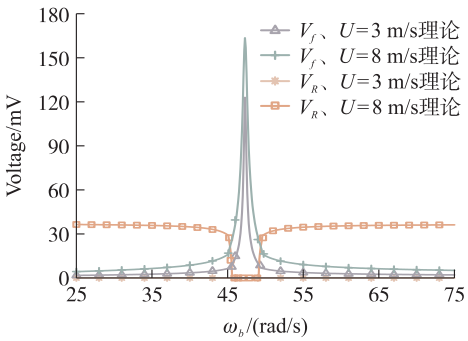


图 4　V_{max} 随基础激励频率 ω_b 的变化

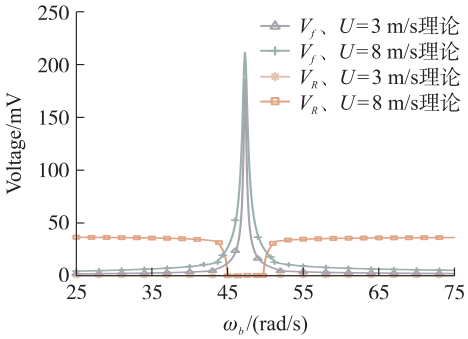
图 5 分别研究了混合激励下由风激励产生的电压幅值 V_g 和由基础激励产生的电压幅值 V_f 两者对两个区域的独立贡献。结果表明,基础激励加速度变化对非同步区驰振响应的影响可忽略,其影响区域主要是同步区的电压响应;猝灭现象导致驰振响



(a) 0.1 g_n基础激励加速度下独立电压曲线



(b) 0.2 g_n基础激励加速度下独立电压曲线



(c) 0.3 g_n基础激励加速度下独立电压曲线

图 5　V_f 与 V_g 随基础激励频率 ω_b 的变化

应于同步区消失,但风激励依旧存在影响。当风速为 $U=3$ m/s 时,不发生驰振,只存在基础激励贡献的电压响应幅值。当风速为 $U=8$ m/s,大于驰振所需的初始风速 U_0,形成了非同步区驰振贡献的电压幅值 V_g 远大于基础激励贡献的电压幅值 V_f 的局面。因此,非同步区与驰振相关的电压响应占据主导;风激励的引入可显著提高非同步区输出电压响应。随着 ω_b 逐渐逼近“拉出频率”,非同步区驰振贡献的电压响应幅值 V_g 急剧变小直至瞬间淬灭,此时因“猝灭”现象发生导致驰振响应消失,输出电压稳态响应中只存在基础激励的单频响应。分析式(18)可知,振动响应与系数 k_1、k_2 相关,而 k_1、k_2 受风速 U 的影响,即使驰振响应淬灭了,风激励也会影响同步区基础激励贡献的电压响应。

图 6 所示为含钝体压电梁仅 0.1 g_n 基础激励加速度幅值下的 Comsol 仿真、理论与实验的电压响应曲线,三者对比基本吻合,充分验证了含钝体压电梁模型的准确性。图 7 研究了混合激励对压电梁输出电压幅值 V_{max} 的影响。结果表明,当 $U=3$ m/s 时,压电梁未发生驰振,但同步区内的电压幅值大于 $U=0$ m/s 时仅基础激励的电压响应幅值;即使未达到驰振的初始风速,风激励也能使同步区的电压响应增大。当 $U=8$ m/s 时,压电梁在受基础激励的同时发生驰振,导致(25 rad/s~75 rad/s)整个激励频率范围内的输出电压显著增加,而不仅限于共振频率范围内存在较大的电学输出。

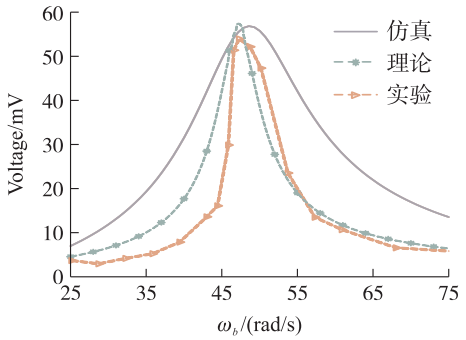
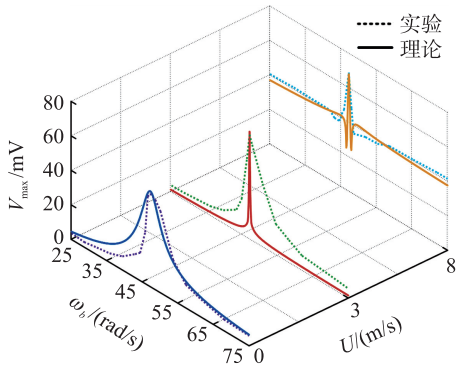


图 6 仅 0.1 g_n 基础激励加速度下电压响应曲线

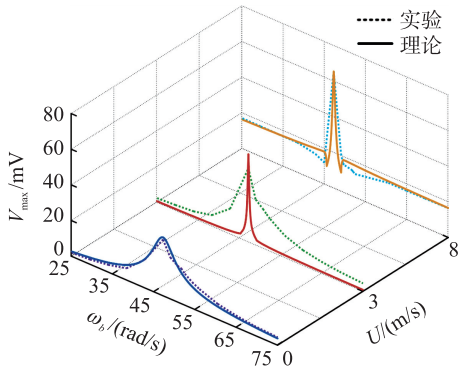
表 2 是在不同风速与不同基础激励加速度条件下,实验和理论计算的平均电压幅值,其计算区域是整个激励频率范围(25 rad/s~75 rad/s)。由于实验过程中风激励无法均匀地加载到试验件上,导致理论值与实验值存在一定偏差。结果表明,基础激励加速度分别为 0.1 g_n、0.2 g_n、0.3 g_n 时,风速从 $U=3$ m/s 增加到 $U=8$ m/s,整个激励频率范围内的平均电压幅值分别同比增长了 113.92%、61.55%、25.01%。值得注意的是,增长幅度随着加速度的增加而减小,表现为同步区响应受加速度变化的影响,而非同步区无明显的变化。究其原因,“猝灭”现象导致了驰振响应于同步区消失,而且加速度增大使同步区的振动响应增大。然而,$U=8$ m/s 的风速贡献给非同步区的振动响应基本不受加速度变化的影响。

表 2 平均电压幅值

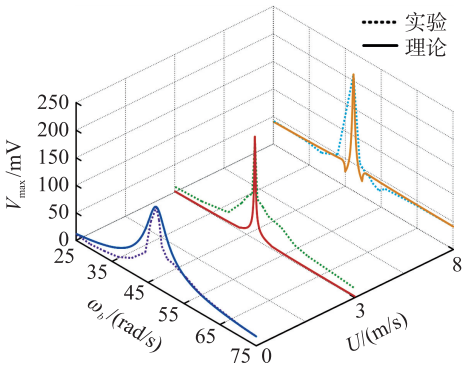
风速	加速度/g_n	理论值/mV	实验值/mV
$U=3$ m/s	0.1	16.81	19.61
	0.2	23.37	28.56
	0.3	34.83	40.91
$U=8$ m/s	0.1	40.64	41.95
	0.2	44.99	46.14
	0.3	48.33	51.14



(a) 0.1 g_n基础激励加速度下混合电压曲线



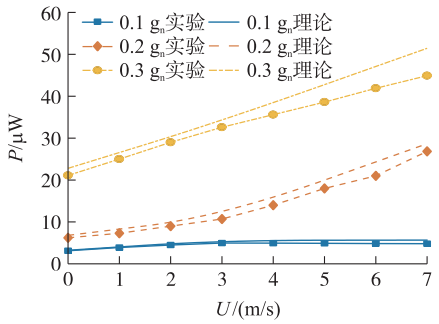
(b) 0.2 g_n基础激励加速度下混合电压曲线



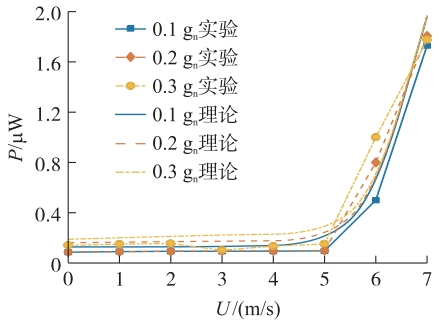
(c) 0.3 g_n基础激励加速度下混合电压曲线

图 7 V_{max}理论值与实验值的比较

图 8 所示混合激励下基础激励和风激励对平均输出功率的影响,图中 $\eta=\omega_b/\omega_d$。结果表明,同步区内平均输出功率随风速的增大而增加,但同步区的功率幅值主要受加速度大小的影响。非同步区,基础激励加速度的变化对平均输出功率影响较小;当风速未达到引发驰振所需的初始风速时,输出功率基本保持不变,但一旦超过了初始风速,输出功率响应呈现迅速上升趋势,驰振贡献的响应提升了整个非同步区的平均输出功率,从而导致了以驰振为主的输出特性。



(a) 同步区η=1时的平均输出功率随风速变化曲线



(b) 非同步区η=0.6时的平均输出功率随风速变化曲线

图 8　平均输出功率随风速的变化

6　结论

从建立混合激励含钝体压电梁的机电耦合动力学方程组出发,通过近似数值计算和实验测试研究了压电梁的电学输出响应特性,分析了基础激励加速度和风激励风速大小对输出电压幅值和平均输出功率的影响。主要结论如下:

①在混合激励条件下,压电梁的电学输出响应可分为同步区与非同步区。不论是否发生驰振,风速均会促使同步区响应增大,然而同步区的响应主要受到基础激励加速度影响。

②驰振时,由于“猝灭”现象的存在,驰振响应于同步区消失,导致驰振贡献的响应主要用来提升非同步区的电压响应,非同步区与驰振相关的电压响应占据主导。基础激励加速度增长主要用来提升同步区的电压响应,加速度变化对非同步区驰振贡献的响应影响较小。

③风速的增加不仅能提升了同步区内的平均输出功率,而且在 0.3 g_n 加速度下,平均输出功率随风速的增长速率约为 30%。非驰振时,非同步区的平均输出功率受基础激励加速度影响较小,但一发生驰振,非同步区的平均输出功率将迅速变化,且随风速递增。

参考文献:

[1] Zhou H,Zhang Y,Qiu Y,et al. Stretchable Piezoelectric Energy Harvesters and Self-Powered Sensors for Wearable and Implantable Devices[J]. Biosensors and Bioelectronics,2020,168:112569.

[2] Zhang L,Zhang F,Qin Z,et al. Piezoelectric Energy Harvester for Rolling Bearings with Capability of Self-Powered Condition Monitoring[J]. Energy,2022,238:121770.

[3] Sharma S, Kiran R, Azad P, et al. A Review of Piezoelectric Energy Harvesting Tiles: Available Designs and Future Perspective[J]. Energy Conversion and Management,2022,254:115272.

[4] 陈楠,刘京睿,魏廷存. 面向压电振动能量俘获的电能管理电路综述[J]. 力学学报,2021,53(11):2928-2940.

[5] Erturk A, Inman D J. An Experimentally Validated Bimorph Cantilever Model for Piezoelectric Energy Harvesting from Base Excitations[J]. Smart Materials and Structures,2009,18(2):025009.

[6] Chen S,Eager D,Zhao L. Enhanced Frequency Synchronization for Concurrent Aeroelastic and Base Vibratory Energy Harvesting Using a Softening Nonlinear Galloping Energy Harvester[J]. Journal of Intelligent Material Systems and Structures,2022,33(5):687-702.

[7] Yu H,Zhang X,Shan X,et al. A Novel Bird-Shape Broadband Piezoelectric Energy Harvester for Low Frequency Vibrations[J]. Micromachines,2023,14(2):421.

[8] Chen K,Zhang X,Xiang X,et al. High Performance Piezoelectric Energy Harvester with Dual-Coupling Beams and Bistable Configurations[J]. Journal of Sound and Vibration,2023,561:117822.

[9] 阚君武,吴亚奇,张忠华,等. 扭摆式多方向压电振动俘能器的研究[J]. 中国机械工程,2023,34(4):440-445.

[10] Hu G,Wang J,Tang L. A Comb-Like Beam Based Piezoelectric System for Galloping Energy Harvesting[J]. Mechanical Systems and Signal Processing, 2021, 150:107301.

[11] Zhang Z,Lin S,Gu Y,et al. Design and Characteristic Analysis of a Novel Deformation-Controllable Piezoelectric Vibration Energy Harvester for Low Frequency [J].

Energy Conversion and Management,2023,286:117016.
[12] Lim Y Y, Padilla R V, Unger A, et al. A Self-Tunable Wind Energy Harvester Utilising a Piezoelectric Cantilever Beam with Bluff Body Under Transverse Galloping for Field Deployment[J]. Energy Conversion and Management,2021,245:114559.
[13] Zhao L,Yang Y. An Impact-Based Broadband Aeroelastic Energy Harvester for Concurrent Wind and Base Vibration Energy Harvesting [J]. Applied Energy, 2018, 212: 233-243.
[14] Mei X, Zhou S, Yang Z, et al. Enhancing Energy Harvesting in Low-Frequency Rotational Motion by a Quad-Stable Energy Harvester with Time-Varying Potential Wells[J]. Mechanical Systems and Signal Processing,2021,148:107167.
[15] 冯逸亭,刘文光,吴兴意,等. 基于田口法的压电振动俘能器尺寸优化[J]. 传感技术学报,2023,36(4):543-548.
[16] Liu F R,Zou H X,Zhang W M,et al. Y-Type Three-Blade Bluff Body for Wind Energy Harvesting [J]. Applied Physics Letters,2018,112(23):233903.
[17] Sun W, Seok J. Novel Galloping-Based Piezoelectric Energy Harvester Adaptable to External Wind Velocity [J]. Mechanical Systems and Signal Processing, 2021, 152:107477.
[18] Yang K, Wang J, Yurchenko D. A Double-Beam Piezo-Magneto -Elastic Wind Energy Harvester for Improving the Galloping-Based Energy Harvesting [J]. Applied Physics Letters,2019,115(19):193901.
[19] Tan T,Zuo L,Yan Z. Environment Coupled Piezoelectric Galloping Wind Energy Harvesting[J]. Sensors and Actuators A:Physical,2021,323:112641.
[20] Barrero-Gil A, Alonso G, Sanz-Andres A. Energy Harvesting from Transverse Galloping [J]. Journal of Sound and Vibration,2010,329(14):2873-2883.
[21] Tan T,Yan Z M,Huang W H. Broadband Design of Hybrid Piezoelectric Energy Harvester[J]. International Journal of Mechanical Sciences,2017,131-132:516-526.
[22] Abdelkefi A,Yan Z,Hajj M R. Performance Analysis of Galloping-Based Piezoaeroelastic Energy Harvesters with Different Cross-Section Geometries[J]. Journal of Intelligent Material Systems and Structures, 2014, 25 (2): 246-256.
[23] Yan Z, Abdelkefi A. Nonlinear Characterization of Concurrent Energy Harvesting from Galloping and Base Excitations[J]. Nonlinear Dynamics,2014,77(4):1171-1189.

何思鹏(2000—),男,硕士研究生,主要研究方向为压电振动能量俘获技术,2505831804@qq.com;

刘文光(1978—),男,博士,教授,主要研究方向为机械结构动力学及疲劳寿命预测,liuwg14@nchu.edu.cn。