Simulation Analysis on Output Performance of Galloping Electromagnetic Energy Harvester under Wind Excitation*

WANG Hongyan[1*], *HU Jiarui*[1], *LI Ming*[1], *LIU Rui*[1], *MIAO Fengjuan*[2]

(1. *College of Mechatronic Engineering, Qiqihar University, Qiqihar Helongjiang* 161006, *China*;
2. *College of Communications and Electronics Engineering, Qiqihar University, Qiqihar Helongjiang* 161006, *China*)

Abstract: This paper presents the analysis of a type of electromagnetic energy harvester subjected to transverse galloping vibration under the wind excitation. The mathematical model of the galloping-based electromagnetic energy harvester (GEMEH) is established based on the analysis of the relationship between output current and input wind speed. The harmonic balance method (HBM) is applied to obtain the approximate analytical solutions of the equations. The validity of the approximate analytical solutions is validated by the numerical solutions from Runge-Kutta method. A parametric study is then conducted to study the effect of the wind speed and the dimensionless load resistance r on the galloping frequency and the cut-in wind speed. The effect of the electromechanical coupling coefficient (EMCC), the inductance and the internal resistance of the coil on the cut-in wind speed and the average power outputs of the GEMEH are subsequently studied. The results show that the galloping occurrence is difficult in a range of low r due to relatively high cut-in wind speed. The optimal r of the GEMEH is not less than 1. The optimal power output can increase with the increase of the EMCC and gradually reaches the saturation value. When r is in the range of 0.01 and 100, given a low wind speed, an increase in the inductance of the coil can lead to a decrease in the cut-in wind speed in the range of low r, which is prospective to widen the operating range of r and improve power outputs in the range of low r. Given a high wind speed, the inductance of the coil lower than 49.3 mH almost does not affect the output power, but a further increase of the inductance of the coil can lead to a significant decrease in power outputs in the range of low r. An increase in the internal resistance of the coil can obtain improved the power outputs in a range of low r, but a higher internal resistance of the coil can lead to a significant decrease in the optimal power. The findings from the parametric study provide the theoretical reference for the design of the GEMEH.

Key words: electromagnetic energy harvesting; wind excitation; galloping; output performance; harmonic balance method

EEACC: 7230 **doi**: 10.3969/j.issn.1004-1699.2020.03.012

风致驰振型电磁俘能器输出性能仿真分析*

王红艳[1*], 胡嘉睿[1], 李 明[1], 刘 瑞[1], 苗凤娟[2]

(1.齐齐哈尔大学机电工程学院, 黑龙江 齐齐哈尔 161006; 2.齐齐哈尔大学通信与电子工程学院, 黑龙江 齐齐哈尔 161006)

摘 要: 对一种横风向驰振的电磁俘能器输出性能进行了研究。建立了风致驰振型电磁俘能器输出电流与输入风速关系数学模型, 应用谐波平衡法求得了方程近似解析解。通过与龙格-库塔法数值解比较验证了解析解的正确性, 随后仿真分析了激励风速和无量纲负载电阻 r 对驰振频率和切入风速的影响关系, 并研究了机电耦合系数、线圈电感和电阻对切入风速和平均功率的影响关系。结果表明, 低 r 值时, 受高切入风速制约, 俘能器不易发生驰振。俘能器驰振后, 最优 r 值不低于 1, 最优功率会随着机电耦合系数的增加而增大并逐渐趋于饱和。当 r 取值范围为[0.01, 100]时, 低风速条件下, 增加线圈电感值可以降低系统在低 r 值处的切入风速, 拓宽可驰振的 r 值范围, 改善低 r 值处输出功率。高风速条件下, 低于 49.3 mH 的线圈电感对输出功率几乎无影响, 随后增加的线圈电感值能明显降低俘能器在低 r 值处的输出功率。增加线圈电阻值能提高俘能器在低 r 值处的输出功率, 但过量增加线圈电阻会导致系统最优功率大幅下降。研究结果为风致驰振型电磁俘能器的设计提供理论参考。

关键词: 电磁俘能; 风激; 驰振; 输出性能; 谐波平衡方法

中图分类号: TM619; O441.3 **文献标识码**: A **文章编号**: 1004-1699(2020)03-0388-09

项目来源: 黑龙江省留学归国人员科学基金项目(LC2017028); 黑龙江省省属高等学校基本科研业务费科研项目(135209229)

收稿日期: 2019-08-29 **修改日期**: 2020-02-26

随着低能耗电子产品的大量出现,可再生能源发电技术引起了越来越多的关注。太阳能、风能、波浪能、热能、机械振动能等都可以被收集并转换为电能加以利用。其中,风的形成是空气流动的结果,风能提取形式有多种,常见装置是风力涡轮机,由于它尺寸大、结构复杂,很难向微小型化方向发展。为了利用微小型结构进行风能提取,一些研究人员将关注点集中到风致振动能量收集上。风致振动有颤振[1]、驰振[2]、涡激振动[3]等多种形态。其中,驰振是由于空气升力曲线的负斜率所引发的气动失稳现象,一般发生于非流线型截面的细长结构中[4]。

基于准静态假设[5],一些研究人员已经使用集中参数或分布参数方法建立了风致驰振型压电俘能器的数学模型,研究了钝体截面几何形状(方形[6]、矩形[7]、D 形[8]、三角形[9-10]等)、外接负载(电阻性负载[11]、电感-电阻性负载[12]等)等参数对切入风速和系统输出性能的影响关系。一些研究人员也建立了风致驰振型电磁俘能器的数学模型,分析了外接负载和机电耦合系数对输出性能的影响关系[13-14]。另外一些研究人员建立了风致驰振型压电俘能器的等效电路模型,实现了带复杂接口电路的俘能器输出性能仿真分析[2,15]。通过使用不同的建模和分析方法,一些文献指出,驰振型俘能器的一阶振型能够准确地预测系统输出性能[11,14,16]。也有文献指出,驰振型俘能器稳态响应的支配频率是一阶固有频率[17]。这些研究成果充分表明了集中参数模型的可靠性以及利用一阶谐波平衡方法求得方程解析解的可能性。一些研究人员已经通过定义位移和电压稳态谐波解求得了驰振型压电俘能器动力学方程的近似解析解[17-19]。文献[18]得到了连接复杂接口电路的驰振型压电俘能器的功率、电压和位移响应显性表达式。文献[17,19]得到了连接电阻性负载的驰振型压电俘能器切入风速、位移响应和输出功率的显性表达式。其中,文献[17]对系统模型进行了无量纲化处理和分析。文献[19]对系统最优性能进行了分析。文献[17]通过定义位移稳态解也得到了驰振型电磁俘能器动力学方程的近似解析解。该文献忽略了线圈电感的影响作用,获得的解析解仅适用于俘能器在驰振情况下线圈电阻远大于电抗(电感引起)的情况。对于俘能器不能在给定 r 值范围内全部驰振情况以及线圈电感值比较大的情况,分析结果的正确性还有待探讨。

本文在文献[17]的工作基础上,引入线圈电感参数,通过定义位移和电流稳态解,利用谐波平衡方法得到了系统响应的近似解析解,以此仿真分析不同风速激励条件下的电磁俘能器的输出性能,重点研究机电耦合系数、线圈电感和电阻参数改变对系统输出性能的影响关系。本文研究内容安排如下:首先建立风致驰振型电磁俘能器的数学模型,应用谐波平衡方法对模型方程进行解析求解;然后采用数值计算方法(龙格-库塔方法)验证解析解的正确性;随后仿真分析无量纲负载电阻对无量纲驰振频率和切入风速的影响;最后研究机电耦合系数、线圈电感和电阻对切入风速和平均功率的影响关系。

1　风致驰振型电磁俘能器建模和求解

图 1 所示为风致驰振型电磁俘能器结构示意图。它由悬臂梁、方形截面钝体(长度为 L,截面边长为 h)、刚性轻质杆、磁铁和线圈组成。悬臂梁一端连接基座,另外一端连接钝体。钝体底面中心通过一个刚性轻质杆悬挂一个小的圆柱形磁铁。当激励风速 U 超过钝体结构俘能器的切入风速时,钝体横风向驰振,带动磁铁上下运动,磁铁与固定线圈存在相对运动,线圈内部产生感生电流。

图 2 所示为风致驰振型电磁俘能器的简化模型。M、K 和 C 分别为俘能器等效质量(包括悬臂梁、钝体、刚性杆和永磁铁)、等效弹簧刚度和机械阻尼。L_c 和 R_c 分别为线圈电感和内阻。R 为外接负载电阻。F_z 为气动力。u 为质量 M 的运动位移。θ_e为电磁元件的机电耦合系数。

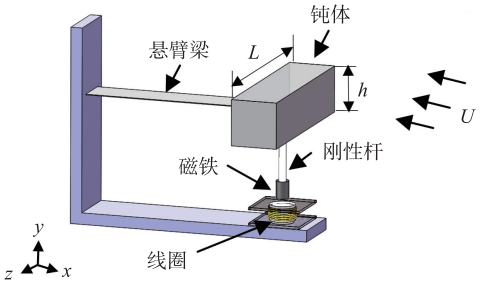


图 1　风致驰振型电磁俘能器结构

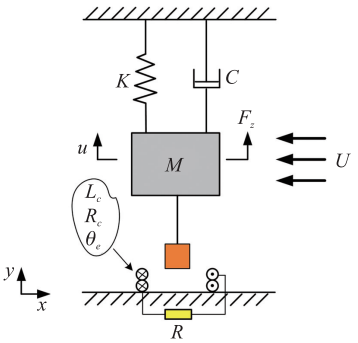


图 2　风致驰振型电磁俘能器简化模型

风致驰振型电磁俘能器本构方程为

$$M\ddot{u}+C\dot{u}+Ku+\theta_e I=F_z \tag{1}$$

$$-\theta_e\dot{u}+L_c\dot{I}+(R_c+R)I=0 \tag{2}$$

式中:I 为流过负载电阻 R 的电流。$\dot{u}$ 和 $\ddot{u}$ 分别为质量 M 的运动速度和运动加速度。

根据文献[15,20],方形截面钝体结构的气动力 F_z 为

$$F_z=\frac{1}{2}\rho hLU^2\left[A_1\left(\frac{\dot{u}}{U}+\beta u\right)+A_3\left(\frac{\dot{u}}{U}+\beta u\right)^3\right] \tag{3}$$

式中:ρ 为空气密度,β 为悬臂梁自由端位移与转角的关系系数,A_1 和 A_3 为经验系数。

设位移 u 和电流 I 的稳态解为

$$u=u_m\cos(\omega t),I=I_m\cos(\omega t+\varphi) \tag{4}$$

式中:u_m 为稳态位移峰值,I_m 为稳态电流峰值,ω 为振动角频率。

式(4)中,位移对时间求前两阶导数,电流对时间求一阶导数,得到速度 $\dot{u}$、加速度 $\ddot{u}$ 和电流变化率 $\dot{I}$ 的表达式分别为:

$$\begin{aligned}\dot{u}&=-\omega u_m\sin(\omega t)\\ \ddot{u}&=-\omega^2u_m\cos(\omega t)\\ \dot{I}&=-\omega I_m\sin(\omega t+\varphi)\end{aligned} \tag{5}$$

先将式(3)代入式(1)中,随后将式(4)和式(5)中各项分别代入式(1)和式(2)中,进行多项式展开,忽略二次和三次谐波后,归纳整理 $\sin(\omega t)$ 和 $\cos(\omega t)$ 项,并令其分别为零,可以得到以下四个方程:

$$\left[\frac{1}{2}\rho hLU^2\left(\frac{A_1}{U}+\frac{3}{4}\frac{A_3u_m^2\omega^2}{U^3}+\frac{1}{4}\frac{A_33\beta^2u_m^2}{U}\right)-C\right]u_m\omega-\theta_eI_m\sin\varphi=0 \tag{6}$$

$$Ku_m-Mu_m\omega^2+\theta_eI_m\cos\varphi-\frac{1}{2}\rho hLU^2\left(A_1\beta u_m+\frac{1}{4}\frac{A_33\beta u_m^3\omega^2}{U^2}+\frac{3}{4}A_3\beta^3u_m^3\right)=0 \tag{7}$$

$$L_cI_m\omega\cos\varphi+(R_c+R)I_m\sin\varphi=\theta_eu_m\omega \tag{8}$$

$$L_cI_m\omega\sin\varphi-(R_c+R)I_m\cos\varphi=0 \tag{9}$$

整理式(9),得

$$\tan\varphi=\frac{R_c+R}{L_c\omega} \tag{10}$$

在式(10)中应用三角函数关系,得到

$$\sin\varphi=\frac{R_c+R}{\sqrt{(L_c\omega)^2+(R_c+R)^2}} \tag{11}$$

$$\cos\varphi=\frac{L_c\omega}{\sqrt{(L_c\omega)^2+(R_c+R)^2}} \tag{12}$$

对式(8)和式(9)的等式两侧分别取平方后相加,然后把式(11)和式(12)代入其中,整理得

$$I_m=\frac{\theta_e\omega}{\sqrt{(L_c\omega)^2+(R_c+R)^2}}u_m \tag{13}$$

定义无量纲表达式

$$\omega_n=\sqrt{\frac{K}{M}},\zeta=\frac{C}{2\sqrt{KM}},\Omega=\frac{\omega}{\omega_n},r=\frac{R}{R_c} \tag{14}$$

将式(11)和式(13)代入式(6)中,并引入式(14)中的各无量纲项,整理得

$$u_m=\sqrt{\frac{2\zeta M\omega_n+\dfrac{\theta_e^2(r+1)R_c}{\Omega^2L_c^2\omega_n^2+(r+1)^2R_c^2}-\dfrac{1}{2}U\rho hLA_1}{\dfrac{3}{8}U\rho hLA_3\left(\dfrac{\Omega^2\omega_n^2}{U^2}+\beta^2\right)}} \tag{15}$$

将式(14)中的各无量纲项引入到式(13)中,整理得

$$I_m=\frac{\theta_e\Omega\omega_n}{\sqrt{\Omega^2L_c^2\omega_n^2+R_c^2(r+1)^2}}u_m \tag{16}$$

负载两端平均功率表达式为

$$P_{\text{ave}}=\frac{I_m^2R}{2}=\frac{\theta_e^2\Omega^2\omega_n^2R_cr}{2[\Omega^2L_c^2\omega_n^2+R_c^2(r+1)^2]}u_m^2 \tag{17}$$

将式(12)、式(13)和式(15)代入式(7)中,并引入式(14)中的各无量纲项,整理得

$$\Omega^4-b\Omega^2+c=0 \tag{18}$$

式中:系数 b 和 c 分别为,

$$b=1+\frac{\theta_e^2}{KL_c}-2\zeta\beta\frac{U}{\omega_n}-R_c^2\left(\frac{r+1}{L_c\omega_n}\right)^2,$$

$$c=\left(2\zeta\beta\frac{U}{\omega_n}-1\right)R_c^2\left(\frac{r+1}{L_c\omega_n}\right)^2+\beta\frac{U\theta_e^2R_c(r+1)}{K(L_c\omega_n)^2}$$

对式(18)求解,得到系统无量纲驰振频率 Ω 为

$$\Omega=\sqrt{\frac{b+\sqrt{b^2-4c}}{2}} \tag{19}$$

根据文献[20],方形截面钝体结构气动系数 $A_3<0$,为保证式(15)有实根,分子项需为非正值,即

$$2\zeta M\omega_n+\frac{\theta_e^2(r+1)R_c}{\Omega^2L_c^2\omega_n^2+(r+1)^2R_c^2}-\frac{1}{2}U\rho hLA_1\leqslant0 \tag{20}$$

由式(20)得到俘能器的切入风速 U_{cr} 为

$$U_{\text{cr}}=\frac{2}{\rho hLA_1}(C+C_e) \tag{21}$$

式中:C 为机械阻尼,$C=2\zeta M\omega_n$;C_e 为电学阻尼,$C_e=\dfrac{\theta_e^2(r+1)R_c}{(\Omega L_c\omega_n)^2+(r+1)^2R_c^2}$。

2 解析解的数值验证

本部分将使用龙格-库塔方法(MATLAB 软件中 ODE45 函数)进行位移和电流的时间响应分析及频谱分析,验证位移和电流稳态解定义的正确性;然后进行位移、电流和功率数值分析,验证谐波平衡方法

(HBM)解析解的正确性。基于验证的解析解,进行风速对驰振频率和切入风速的影响分析。本文仿真用机械参数和气动力参数见表1。表1中俘能器机械参数来源于文献[18]。文献[18]提供了一个带方形截面钝体的压电悬臂梁结构(铝基板上粘贴压电片,以实现压电俘能。铝板尺寸 130 mm×20 mm×0.6 mm,压电片尺寸 28 mm×14 mm×0.3 mm。钝体质量 1.8 g)。与文献[18]中压电俘能器不同,本文需实现电磁俘能。为了能直接使用文献[18]中提供的等效参数值(M = 0.002 783 kg、K = 31.563 8 N/m,β = 10.55),我们假定压电片电学短路(仅作为机械结构使用),钝体连接刚性轻质杆和小磁铁后的质量不变(通过减少钝体内部质量实现),以此保证本文使用 M、K 和 β 值的有效性。相关文献[15,21]已经提供了悬臂梁结构的 M、K 和 β 值等效计算方法,本文不再赘述。方形截面钝体结构气动力经验系数 A_1 和 A_3 取值来源于文献[20]。线圈采用铜线绕制而成,相关参数源于文献[22],由表2给出。磁铁参数及其对应的机电耦合系数计算方法由下文给出。

表 1　俘能器机械参数[18]和气动力参数[20]

参数	数值
等效质量 M/kg	0.002 783
等效刚度 K/(N/m)	31.563 8
阻尼比 ζ	0.011
系数 β	10.55
钝体迎风面长度 L/m	0.1
钝体方形截面边长 h/m	0.02
气动力经验系数 A_1 和 A_3	2.3,-18
空气密度 ρ/(kg/m)	1.204 1

表 2　线圈参数[22]

参数	数值
铜丝直径/μm	50
绕制模内直径/mm	3.5
绕制模高度/mm	5
线圈匝数 n/N	300
线圈内阻 R_c/Ω	35.061
线圈电感 L_c/mH	2.78

对于螺旋形线圈配置,机电耦合系数可由下式表示,

$$\theta_e = Bnl \tag{22}$$

式中:B 为平均磁通密度,n 为线圈匝数,l 为单匝线圈长度。

文献[22]给出了一类圆柱形磁铁(直径 3 mm,高度 5 mm,剩余磁感应强度 1.1 T~1.5 T)引起的螺旋形线圈顶面和底面的平均磁通密度,B_X = 0.111 4 T 和 B_Y = 0.065 02 T。本文取其平均值作为平均磁通密度,B = (B_X+B_Y)/2 = 0.088 21 T。根据表2中给出的线圈绕制模的内直径、模高以及铜丝直径可以估算单匝线圈长度 l = 11.47 mm/N。令线圈匝数 n = 300 N,则 θ_e = 0.3 N/A。

2.1　解析解与数值解的比较

为了使用 MATLAB 软件自带的 ODE45 函数进行微分方程数值求解,定义状态空间矢量

$$\boldsymbol{X} = \{x_1 \quad x_2 \quad x_3\}' = \{u \quad \dot{u} \quad I\}' \tag{23}$$

根据定义的状态空间矢量,对式(1)~式(3)进行变换后,引入式(14)中的各无量纲项,整理得到系统的状态空间表达式如下,

$$\dot{\boldsymbol{X}} = \begin{Bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} x_2 \\ -2\zeta\omega_n x_2 - \omega_n^2 x_1 - \dfrac{\theta_e}{M}x_3 + \dfrac{\rho h L U^2}{2M}\left[A_1\left(\dfrac{x_2}{U}+\beta x_1\right)+A_3\left(\dfrac{x_2}{U}+\beta x_1\right)^3\right] \\ \dfrac{\theta_e}{L_c}x_2 - \dfrac{R_c(r+1)}{L_c}x_3 \end{Bmatrix} \tag{24}$$

图3(a)和3(b)所示为使用数值计算方法得到的位移和电流的时间响应及其稳态响应频谱图。从图3(a)中可以看出俘能器在风激下的时间响应经历从瞬态到稳态的过程,位移和电流响应之间存在相位差。从图3(b)中可以看出位移和电流稳态响应均只包含一次谐波成分,支配频率相等(16.95 Hz),这说明式(4)中对方程稳态解的定义是正确的。接下来我们通过与数值解比较验证解析解的正确性。

改变激励风速,分析无量纲负载 r 对输出位移、电流和功率的影响。设定 r 取值范围为[10^{-2}, 10^2]。图4(a)、4(b)和4(c)所示为不同激励风速条件下的无量纲负载参数 r 分别对磁质量位移 u_m、线圈电流 I_m 和平均功率 P_{ave} 的影响关系图。解析解(HBM)用连续线条表示,数值解(ODE45)用离散点表示。从图4(a)、4(b)和4(c)中可以看出,风速 U = 3m/s 时,俘能器在在较低的 r 值处输出零值。俘能器驰振后,随着 r 的增加,位移 u_m 增加,电流 I_m 以及平均功率 P_{ave} 均先增加后减小,存在不同的最优负载使电流和功率分别达到最大。U = 4 m/s 和 5 m/s时,俘能器在整个给定 r 值范围内均起振,并且随着 r 的增加,磁质量运动位移 u_m 增加,线圈电流 I_m 减少,存在最优负载使平均功率 P_{ave} 达到最大。三种风速条件下的最优无量纲负载均出现在 r>1一侧,并且风速越大,最优无量纲负载越接近 r =

1。解析解和数值解一致性很好,说明 HBM 方法得到的解析解是正确的。

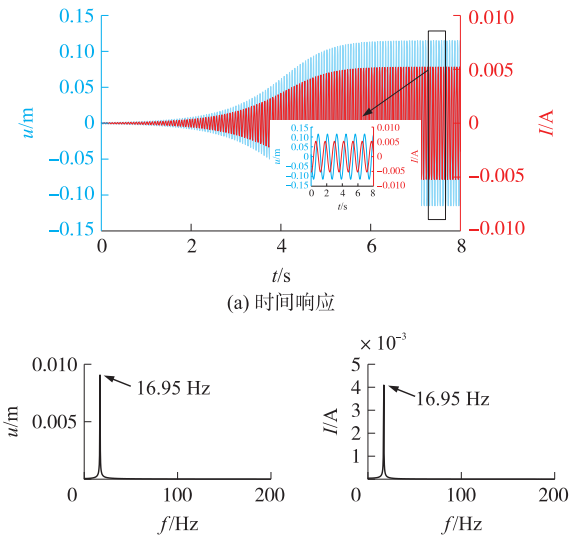


图 3 位移和电流的时间响应和频谱图(U=5 m/s)

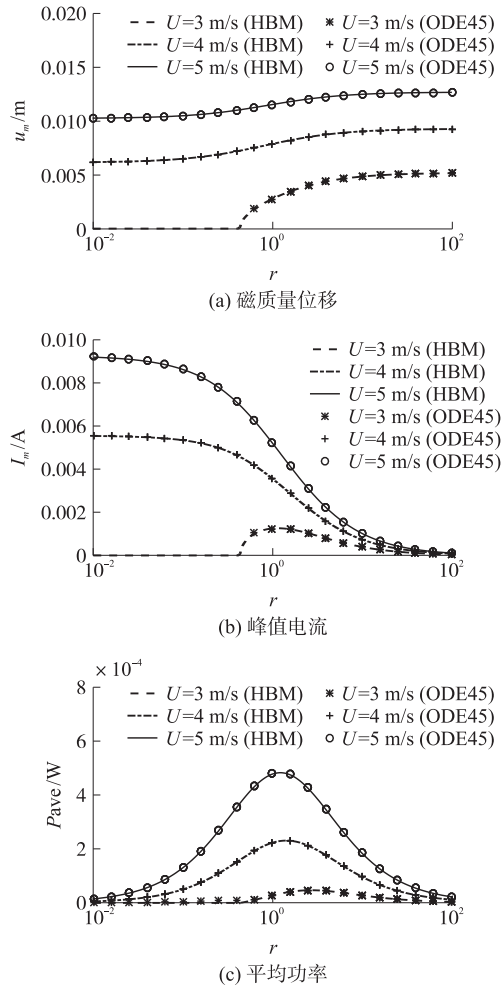


图 4 谐波平衡方法(HBM)和龙格–库塔方法(ODE45)仿真结果比较

2.2 无量纲驰振频率分析

图 5 所示为不同激励风速条件下的无量纲负载参数 r 对无量纲驰振频率 Ω 的影响关系图。从图 5 中可以看出,Ω 总是接近但小于 1。U = 4 m/s 和 5 m/s时,俘能器在整个给定的 r 值范围内均能起振。U=3 m/s 时,俘能器在较低的 r 值处不起振。俘能器起振后,U 一定时,随着 r 的增加,俘能器驰振频率 Ω 小幅增加;r 一定时,随着 U 的增加,俘能器驰振频率小幅减少。

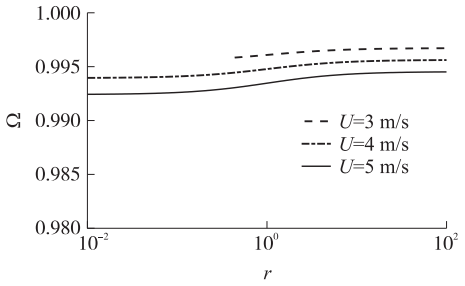


图 5 不同风速条件下的无量纲负载 r 对无量纲驰振频率 Ω 的影响

2.3 切入风速分析

图 6 所示为不同激励风速条件下的无量纲负载参数 r 对切入风速 U_{cr}的影响关系图。从图 6 中可以看出,U_{cr}随着 r 的增加而减小;U 的改变对 U_{cr}不产生影响。需要注意的是,U 虽然不影响 U_{cr},但需要和 U_{cr}比较来判断俘能器能否起振。例如,当 U=3 m/s 时,在一些较小的 r 值处,$U \leqslant U_{cr}$,俘能器不满足起振条件,从而输出零值(或无输出)(见图 4 和图 5)。从式(21)和式(19)可以看出 U_{cr}与激励风速 U 本质上是相关联的(U_{cr}与 Ω 相关,Ω 与 U 相关)。由于 U 对 Ω 的影响极小(Ω 接近但小于 1,见图 5),从表现形式来看,U_{cr}不受 U 的影响(见图 6)。从式(21)中还可看出,除机械参数外,电磁参数(θ_e、L_c、R_c)以及无量纲负载 r 也影响 U_{cr}。本文将在第 4 部分重点分析电磁参数和无量纲负载对驰振风速和输出功率的影响。

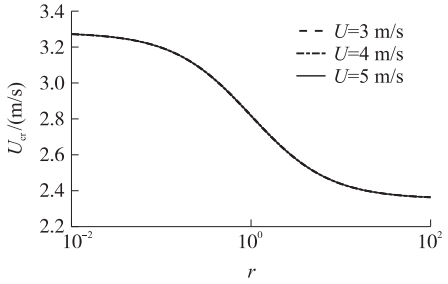


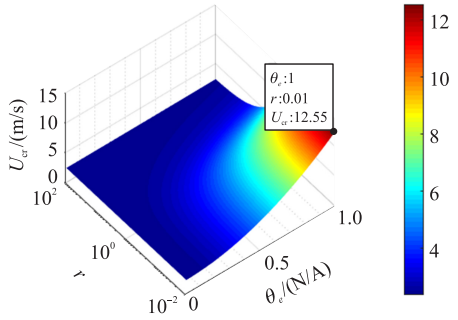
图 6 不同风速条件下的无量纲参数 r 对切入风速 U_{cr}的影响

3 电磁参数对系统性能的影响分析

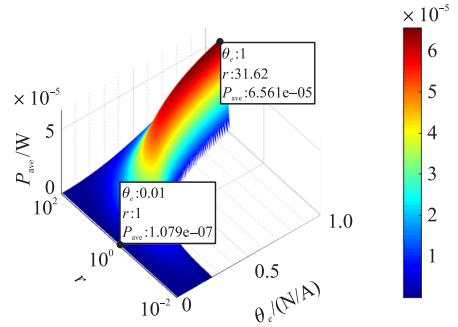
3.1 机电耦合系数

图 7(a)、7(b)和 7(c)所示分别为机电耦合系数 θ_e 和无量纲负载参数 r 对切入风速 U_{cr}和平均功率

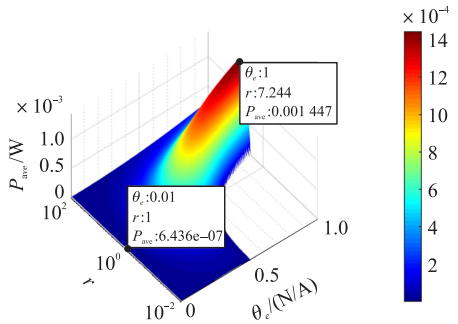
P_{ave}(U=3 m/s 和 5 m/s)的影响关系图。θ_e 取值范围为[0.01,1](单位:N/A),r 取值范围为[10^{-2},10^{2}]。从图 7(a)中可以看出,低 r 值时,随着 θ_e 值增加,U_{cr} 显著增加。θ_e=1 N/A,r=0.01 时,切入风速 U_{cr} 可达到 12.55 m/s。从图 7(b)和 7(c)中可以看出,最优无量纲负载出现在 $r \geqslant 1$ 一侧(θ_e 取较低值时,最优 r 值=1)。最优功率随着 θ_e 的增加而增大并逐渐趋于饱和。对比图 7(b)和 7(c)还可以看出,在高机电耦合系数处,提高风速可以在相对低的最优无量纲负载值处获得更高的最优功率(见图 7(b)和 7(c)中,θ_e=1 时的游标示数)。



(a) 切入风速



(b) 平均功率(U=3 m/s)

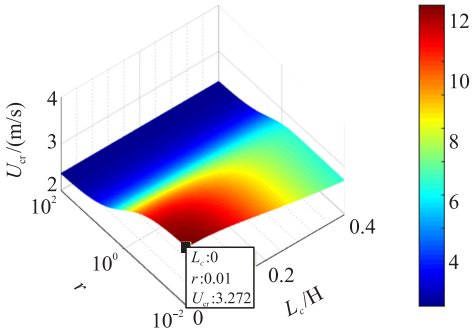


(c) 平均功率(U=5 m/s)

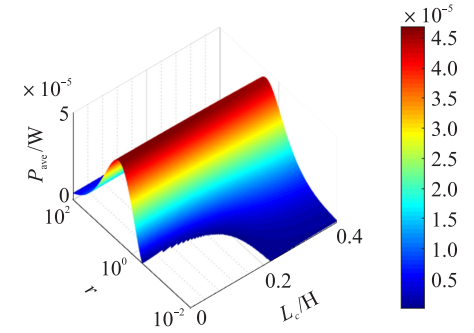
图 7　机电耦合系数对切入风速和平均功率的影响
(L_c=2.78 mH,R_c=35.061 Ω)

3.2　线圈电感

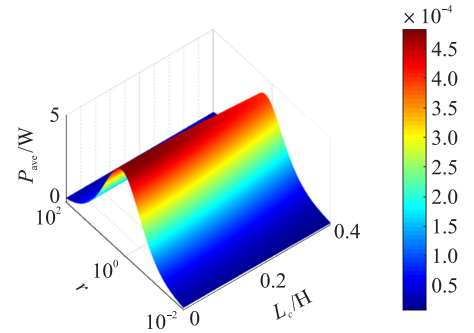
图 8(a)、8(b)和 8(c)所示分别为线圈电感 L_c 和无量纲负载参数 r 对切入风速 U_{cr} 和平均功率 P_{ave}(U=3 m/s 和 5 m/s)的影响关系图。L_c 取值范围[10^{-4},0.4](单位:H)。图 8(a)、8(b)和 8(c)中也给出了无电感配置分析结果,位于 L_c=0 处(根据文献[17]公式得到,取切入风速和功率的有量纲值)。从图 8(a)、8(b)和 8(c)中可以看出,线圈电感 L_c 与无量纲负载电阻 r 一起,对切入风速和输出功率产生了一定的影响。在低 L_c 值和低 r 值处,俘能器具有较高的切入风速。L_c=0,r=0.01 时,切入风速 U_{cr}最大,为 3.272 m/s。(见图 8(a))。U=3 m/s 时,受高切入风速制约,俘能器在低 L_c 值和低 r 值区域无法驰振,无功率输出值。随着线圈电感值的增加,俘能器可驰振的 r 值范围逐渐变宽,低 r 值处出现功率输出值(见图 8(b))。U=5 m/s 时,俘能器在整个给定的 r 值范围内均能驰振(见图 8(c)),相比于 U=3 m/s,功率输出值得到明显改善。



(a) 切入风速



(b) 平均功率(U=3 m/s)



(c) 平均功率(U=5 m/s)

图 8　线圈电感和无量纲负载对切入风速和平均功率的影响(θ_e=0.3 N/A,R_c=35.061 Ω)

为了研究线圈电感 L_c 对输出功率的影响程度,本文定义功率变化率 $P_r(L_c,r)$ 如下:

$$P_r(L_c,r)=\frac{P_{ave}(L_c,r)-P_{ave}(0,r)}{P_{ave}(L_c,r)}\times 100\% \quad (25)$$

式中:$P_{ave}(L_c,r)$为任意点(L_c,r)处的平均功率。

图 9(a)和 9(b)所示分别为 $U=3$ m/s 和 5 m/s 时的线圈电感 L_c 和无量纲负载参数 r 对平均功率 P_{ave}的影响变化率图。从图 9(a)和 9(b)中可以看出,低 r 值时,对于 $U=3$ m/s,增加的电感值提高了俘能器的输出功率($P_r>0$)(见图 9(a)),对于 $U=5$ m/s,增加的电感值降低了俘能器的输出功率($P_r<0$)(见图 9(b));高 r 值时,$U=3$ m/s 和 $U=5$ m/s 对应的功率变化率均接近零值。由于同一图中不同区域的功率变化率差异较大,本文以 $P_r(L_c,r)=\pm 1\%$ 为临界功率,区分功率变化情况。设定功率变化敏感区为:$P_r<-1\%$和 $P_r>1\%$;功率变化不敏感区为:$-1\%\leqslant P_r\leqslant 1\%$,包括不起振情况 $P_{ave}(L_c,r)=0$。图 9(c)和 9(d)所示分别为 $U=3$ m/s 和 $U=5$ m/s 时功率变化敏感区对应的 L_c 和 r 值关系图。从图 9(c)中可以看出,$U=3$ m/s 时,即使取很小的 L_c 值,相比于 $L_c=0$ 情况,一些 r 值处的功率变化也是不可忽略的(比如 $L_c=2.8$ mH,$r=0.436\ 5$ 处,$P_r=6.052\%$)。在低 r 值处,随着 L_c 值的增加,功率变化敏感区对应的 r 值范围逐渐扩大。$L_c\geqslant 198.1$ mH 后,在高 r 值区域出现功率的负增加情况($P_r<-1\%$)。由于最优功率总是出现在 $r\geqslant 1$ 一侧,可以判断出功率变化敏感区域($P_r<-1\%$)包含了最优 r 值引起的最优功率,这说明大幅增加线圈电感值($L_c\geqslant 198.1$ mH),会导致最优功率下降。从图 9(d)中可以看出,$U=5$ m/s 时,低于 49.3 mH 的电感值在整个给定的 r 值范围内均处于功率变化的不敏感区($-1\%\leqslant P_r<0$),说明低于 49.3 mH 的线圈电感值对系统输出性能几乎无影响,可忽略不计。

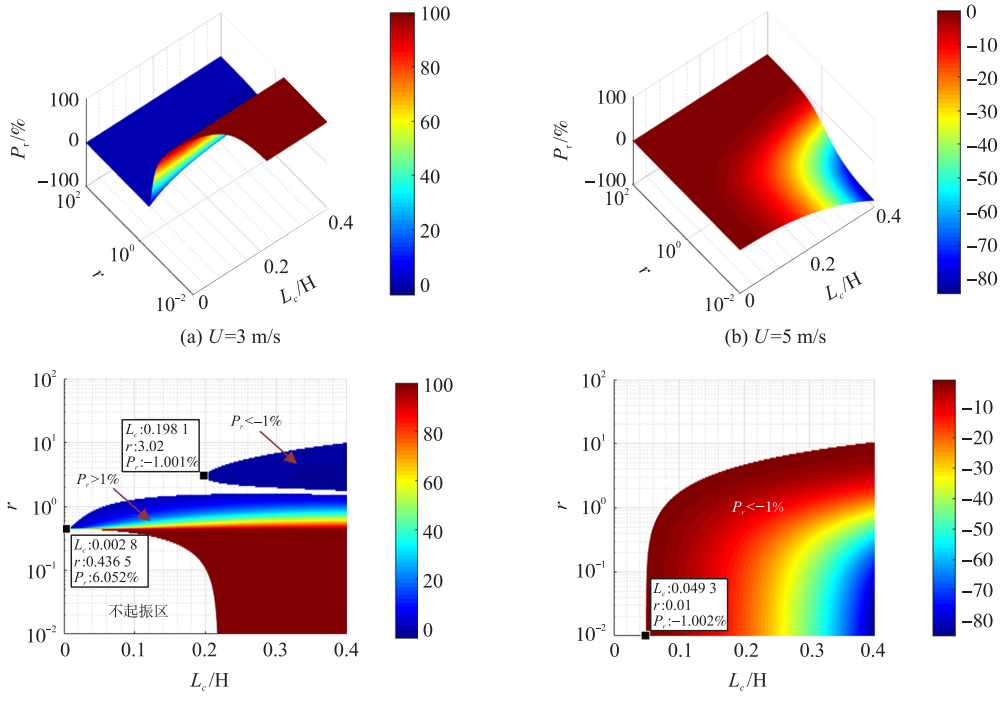


图 9 不同线圈电感和无量纲负载引起的功率变化率($\theta_e=0.3$ N/A,$R_c=35.061\ \Omega$)

本节使用了两个具有代表性的激励风速,$U=3$ m/s 和 $U=5$ m/s。其中,$U=3$ m/s 可以观察俘能器在给定的 r 值范围内从不起振到起振情况,$U=5$ m/s 可以观察俘能器在给定的 r 值范围内全部起振情况。将无量纲参数 $r=10^{-2}$ 和 $r=10^{2}$ 分别看做近似电学短路($r\to 0$)和近似电学开路($r\to\infty$)情况,我们总结如下:低风速($(U_{cr})_{min}<U\leqslant(U_{cr})_{max}$)激励条件下,线圈电感影响不可忽略。增加线圈电感可以降低系统低 r 值处的切入风速,拓宽可驰振的 r 值范围,改善低 r 值输出功率,但较大的线圈电感值($L_c\geqslant 198.1$ mH)会降低系统最优功率。高风速($U>(U_{cr})_{max}$)激励条件下,低于 49.3 mH 的线圈电感对输出功率几乎无影响,可以忽略不计。线圈电感超过 49.3 mH 后,随着线圈电感值的增加,俘能器在低 r 值处的输出功率显著下降。其中,$(U_{cr})_{min}$和$(U_{cr})_{max}$分别为近似电学短路($r\to 0$)和近似电学开路($r\to\infty$)时的切入风速。

3.3 线圈电阻

图 10(a)、10(b)和 10(c)所示分别为线圈电阻 R_c 和无量纲负载参数 r 对切入风速 U_{cr}和平均功率 P_{ave}($U=3$ m/s 和 9 m/s)的影响关系图。R_c 取值范围[5,60](单位:Ω)。从图 10(a)、10(b)和 10(c)中可以看出,在低 R_c 值和低 r 值区域,俘能器具有

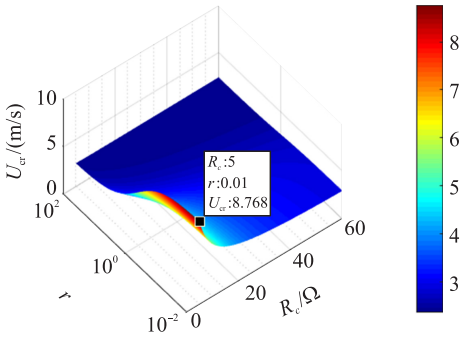
相对高的切入风速。最大切入风速$(U_{cr})_{max}=8.768$ m/s 出现在 $R_c=5\ \Omega$ 和 $r=0.01$ 处(见图 10(a))。$U=3$ m/s 时,受高切入风速制约,俘能器在低 R_c 值和低 r 值区域不驰振。增加的线圈电阻值使俘能器可驰振的 r 值范围逐渐变宽,改善了低 r 值处的功率性能(见图 10(b))。$U=9$ m/s 时,俘能器在整个给定的 r 值范围内均能驰振(见图 10(c)),相比于 $U=3$ m/s,功率输出值得到明显改善。

为了研究线圈电阻对输出功率的影响程度,定义功率变化率 $P_r(R_c,r)$ 如下:

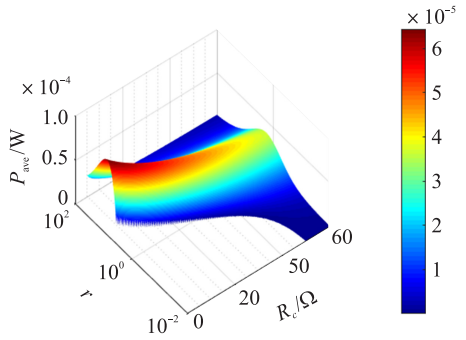
$$P_r(R_c,r)=\frac{P_{ave}(R_c,r)-P_{ave}(5,r)}{P_{ave}(R_c,r)}\times 100\% \quad (26)$$

式中:$P_{ave}(R_c,r)$ 为任意点(R_c,r)处的平均功率。

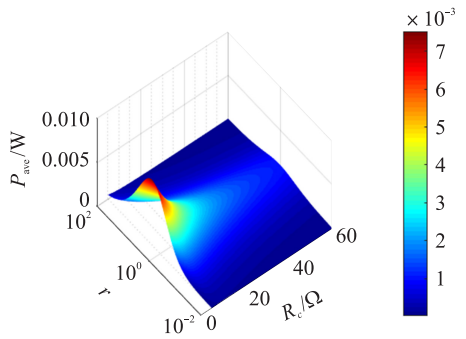
与 4.2 节电感分析类似,以 $P_r(R_c,r)=\pm 1\%$ 为临界功率值,定义功率变化的敏感区($P_r<-1\%$ 和 $P_r>1\%$)和不敏感区($-1\%\leqslant P_r\leqslant 1\%$,包括不起振情况 $P_{ave}(R_c,r)=0$)。图 11(a)和 11(b)所示分别为 $U=3$ m/s 和 $U=9$ m/s 时功率变化敏感区对应的 R_c 和 r 值关系图。从图 11(a)和图 11(b)中可以看出,$U=3$ m/s 时,低 r 值时,增加的 R_c 值提高了俘能器的输出功率(位于功率增加区,$P_r>1\%$);高 r 值时,增加的 R_c 值降低了俘能器的输出功率(位于功率减少区,$P_r<-1\%$)(见图 11(a))。$U=9$ m/s 时,俘能器也存在功率增加区($P_r>1\%$)和功率减少区($P_r<-1\%$);随着 R_c 值的增加,功率增加区对应的 r 值范围逐渐减少,功率减少区对应的 r 值范围相应增加(见图 11(b))。从图 11(b)中还可以看出,对于任意选取的低 R_c 值($R_c=10\ \Omega$),功率减少率(取绝对值,$|P_r|=|-99\%|=99\%$)和功率增加率($P_r=86.73\%$)相当;对于任意选取的高 R_c 值($R_c=60\ \Omega$),功率减少率(取绝对值,$|P_r|=|-1\ 089\%|=1\ 089\%$)明显高于功率增加率($P_r=55.76\%$),这说明过量增加线圈电阻会导致系统在高 r 值区(功率减少区)严重内耗,最优功率显著下降。



(a) 切入风速

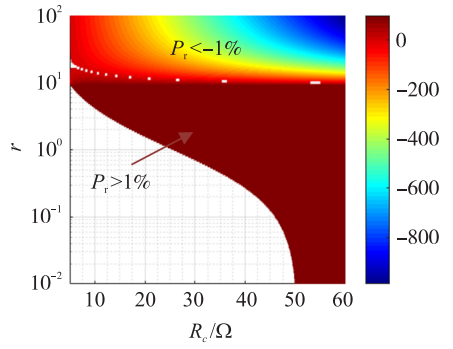


(b) 平均功率(U=3 m/s)

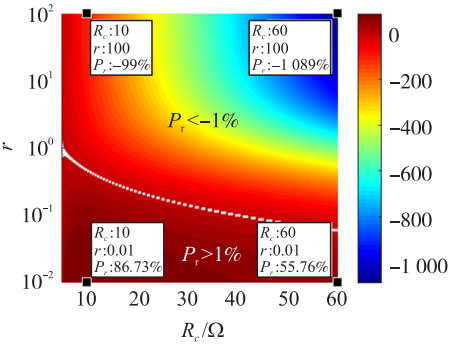


(c) 平均功率(U=9 m/s)

图 10　线圈电阻对切入风速和平均功率的影响
($\theta_e=0.3$ N/A,$L_c=2.78$ mH)



(a) U=3 m/s (P_r<−1%, P_r>1%)



(b) U=9 m/s(P_r<−1%, P_r>1%)

图 11　不同线圈电阻和无量纲负载引起的功率变化率
($\theta_e=0.3$ N/A,$L_c=2.78$ mH)

4　结论

本文建立了风致驰振型俘能器的集中参数模型,采用谐波平衡法得到了磁质量位移、线圈电流、平均功率、驰振频率以及切入风速的解析表达式。

通过与数值解比较验证了解析解的正确性。在此基础上,分析了机电耦合系数、线圈电感、线圈电阻、无量纲负载对切入风速和功率输出值之间的影响关系。得到结论如下:

①在低值无量纲负载处,受高切入风速制约,俘能器不易发生驰振。俘能器起振后,最优无量纲负载总是不低于 1,最优功率会随着机电耦合系数的增加而增大并逐渐趋于饱和。

②低风速($(U_{cr})_{min}<U\leqslant(U_{cr})_{max}$)激励条件下,线圈电感影响不可忽略。增加线圈电感可以降低系统低 r 值处的切入风速,拓宽可驰振的 r 值范围,改善低 r 值功率输出,但较大的线圈电感值($L_c\geqslant$198.1 mH)会降低系统最优功率。高风速($U>(U_{cr})_{max}$)激励条件下,低于 49.3 mH 的线圈电感对输出功率几乎无影响,可以忽略不计。线圈电感超过 49.3 mH 后,随着线圈电感值的增加,俘能器在较低 r 值处的输出功率显著下降。

③在低 r 值处,增加线圈电阻值能够提高俘能器的输出功率;在高 r 值处,增加线圈电阻值能够降低俘能器的输出功率。过量增加线圈电阻会导致系统在高 r 值处严重内耗,最优功率显著下降。

参考文献:

[1] Elahi H, Eugeni M, Gaudenzi P. Design and Performance Evaluation of a Piezoelectric Aeroelastic Energy Harvester Based on the Limit Cycle Oscillation Phenomenon[J]. Acta Astronautica, 2019, 157: 233-240.

[2] 王定标,苏震,史兆臣,等. 基于等效电路法的变三角截面驰振压电能量收集研究[J]. 固体力学学报,2019,40(5):441-450.

[3] Jia J, Shan X, Upadrashta D, Xie T, et al. Modeling and Analysis of Upright Piezoelectric Energy Harvester under Aerodynamic Vortex-Induced Vibration[J]. Micromachines, 2018, 9(12): 667.

[4] 赵兴强,王军雷,蔡骏,等. 基于风致振动效应的微型风能收集器研究现状[J]. 振动与冲击,2017,36(16):106-112.

[5] Naudascher E, Rockwell D. Flow-Induced Vibrations: An Engineering Guide[M]. 1st ed. Dover Publications: New York, NY, USA, 1994.

[6] Abdelkefi A, Hajj M R, Nayfeh A H. Power Harvesting from Transverse Galloping of Square Cylinder[J]. Nonlinear Dynamics, 2012, 70(2): 1355-1363.

[7] Ewere F, Wang G. Performance of Galloping Piezoelectric Energy Harvesters[J]. Journal of Intelligent Material Systems and Structures, 2014, 25: 1693-1704.

[8] Sirohi J, Mahadik R. Harvesting Wind Energy Using a Galloping Piezoelectric Beam[J]. Journal of Vibration and Acoustics, 2011, 134: 011009.

[9] 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: 246-256.

[10] Wang J, Tang L, Zhao L, et al. Efficiency Investigation on Energy Harvesting from Airflows in HVAC System Based on Galloping of Isosceles Triangle Sectioned Bluff Bodies[J]. Energy, 2019, 172: 1066-1078.

[11] Zhao L, Tang L, Yang Y. Comparison of Modeling Methods and Parametric Study for a Piezoelectric Wind Energy Harvester[J]. Smart Materials and Structures, 2013, 22: 125003.

[12] Tan T, Yan Z. Electromechanical Decoupled Model for Cantilever-Beam Piezoelectric Energy Harvesters with Inductive-Resistive Circuits and Its Application in Galloping Mode[J]. Smart Materials and Structures, 2017, 26: 035062.

[13] Vicente-Ludlam D, Barrero-Gil A, Velazquez A. Optimal Electromagnetic Energy Extraction from Transverse Galloping[J]. Journal of Fluids and Structures, 2014, 51: 281-291.

[14] Dai H, Yang Y, Abdelkefi A, et al. Nonlinear Analysis and Characteristics of Inductive Galloping Energy Harvesters[J]. Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation, 2017: S1007570417304318.

[15] Tang L, Zhao L, Yang Y, et al. Equivalent Circuit Representation and Analysis of Galloping-Based Wind Energy Harvesting[J]. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2015, 20(2): 834-844.

[16] Bibo A, Abdelkefi A, Daqaq M F. Modeling and Characterization of a Piezoelectric Energy Harvester under Combined Aerodynamic and Base Excitations[J]. Journal of Vibration and Acoustics, 2015, 137: 031017.

[17] Wang H, Zhao L, Tang L. Effects of Electrical and Electromechanical Parameters on Performance of Galloping-Based Wind Energy Harvester with Piezoelectric and Electromagnetic Transductions[J]. Vibration, 2019, 2(2): 222-239.

[18] Zhao L, Yang Y. Analytical Solutions for Galloping-Based Piezoelectric Energy Harvesters with Various Interfacing Circuits[J]. Smart Materials and Structures, 2015, 24: 075023.

[19] Tan T, Yan Z. Analytical Solution and Optimal Design for Galloping-Based Piezoelectric Energy Harvesters[J]. Applied Physics Letters, 2016, 109(25): 253902.

[20] Barrero-Gil A, Alonso G, Sanz-Andres A. Energy Harvesting from Transverse Galloping[J]. Journal of Vibration and Acoustics, 2010, 329: 2873-2883.

[21] Zhao L, Tang L, Yang Y. Synchronized Charge Extraction in Galloping Piezoelectric Energy Harvesting[J]. Journal of Intelligent Material Systems and Structures, 2016, 27(4): 453-468.

[22] Wacharasindhu T, Kwon J W. A Micromachined Energy Harvester from A Keyboard Using Combined Electromagnetic and Piezoelectric conversion[J]. Journal of Micromechanics and Microengineering, 2008, 18(10): 104016.

王红艳(1974-),女,博士,教授,主要研究方向为振动能量收集、智能材料和结构、线性和非线性动态等,wanghongyan1993@163.com。