

引文格式:李书进,高 扬,柳宇轩. 近海风机基于碰撞式磁流变弹性体质量阻尼器的半主动控制研究[J]. 建筑科学与工程学报, 2025, 42(4):1-9.

LI Shujin, GAO Yang, LIU Yuxuan. Research on semi-active control of offshore wind turbine based on pounding tuned mass damper with MRE[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2025, 42(4): 1-9.

DOI:10.19815/j.jace.2024.01085

近海风机基于碰撞式磁流变弹性体质量阻尼器的半主动控制研究

李书进,高 扬,柳宇轩

(武汉理工大学 土木工程与建筑学院,湖北 武汉 430070)

摘要:针对近海风机实施调谐质量阻尼器(TMD)振动控制时出现的频率失调问题,在考虑风机机舱空间受限性的基础上,提出了一种基于碰撞式磁流变弹性体的调谐质量半主动控制器(MREPTMD),对其在多载荷作用下的振动进行控制。将传统 TMD 中的弹簧和阻尼元件用 MRE 代替,利用其刚度和阻尼可以随磁场发生变化的特性,引入半主动控制技术使其跟踪并适应风机频率的变化,同时通过使用黏弹性材料制作的挡板限制质量块的移动来减小装置尺寸,构成智能高效、空间可控的半主动耗能减振器。建立了设有该装置的近海风机在多载荷作用下的受控方程,分析了其减振性能和参数影响,并与传统 TMD 和 PTMD 进行了对比。结果表明:该装置能通过对结构的反应实时跟踪,主动调节控制参数,保持对风机结构的最优控制,控制效果均优于传统 TMD 和 PTMD,具有很强的适应性。

关键词:近海风机;半主动控制;调谐质量阻尼器;磁流变弹性体;碰撞耗能

中图分类号:TU311

文献标志码:A

文章编号:1673-2049(2025)04-0001-09

Research on semi-active control of offshore wind turbine based on pounding tuned mass damper with MRE

LI Shujin, GAO Yang, LIU Yuxuan

(School of Civil Engineering and Architecture, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, Hubei, China)

Abstract: Regarding the problem of frequency imbalance in the vibration control of offshore wind turbines with tuned mass damper (TMD), a semi-active tuned mass damper based on magnetorheological elastomer considering pounding energy dissipation (MREPTMD) was proposed to control the vibration of offshore wind turbines under multi-loads considering the space limitation of wind turbine nacelle. The spring and damping elements in the traditional TMD were replaced by MRE, and the semi-active control technology was introduced to track and adapt to the change of wind turbine frequency by using the characteristics that its stiffness and damping could change with the magnetic field. At the same time, the size of the device was reduced by using a baffle made of viscoelastic material to restrict the movement of the damper mass, and the

semi-active energy dissipation damper with high intelligence and controllable space was formed. The control equation of the offshore wind turbine equipped with the device under multiple loads was established, and its vibration reduction performance and parameter influence were analyzed and compared with the traditional TMD and PTMD. The results show that the device can track the structural dynamic response in real-time, actively adjust the control parameters, and maintain the optimal control of the wind turbine structure. The control effect is better than that of traditional TMD and PTMD and demonstrating strong adaptability.

Key words: offshore wind turbine; semi-active control; tuned mass damper; magnetorheological elastomer; impact energy dissipation

Author resume: LI Shujin(1967-), male, PhD, professor, E-mail: sjli@whut.edu.cn.

0 引言

风能作为一种清洁的可再生能源,近些年来在全球范围内得到迅猛发展。海上风电由于具有风力资源丰富、风速大以及适合大规模开发等优势,使得风力发电逐渐由陆地走向海洋,成为世界上增长速度最快的新能源,也成为保障中国电力供应的新力量^[1]。海上风电根据离岸远近分为固定式的近海风机和深远海的浮式风机两种,目前近海风机已得到广泛装机使用,浮式风机则处于研发和初步应用阶段^[2]。

对于近海风机,除与陆上风机一样受到风、地震等动载作用外,还受到浪、流甚至冰激等多种环境荷载作用,属于多载荷作用系统。特别是近海地区往往处于地震多发区域,地震灾害发生概率高,在这些动荷载作用下风机结构易产生较大的动力反应,严重影响风机的安全运行和电力稳定,威胁到风机结构的整体安全^[3]。因此,对多载荷作用下的近海风机进行振动控制,对保证风机安全和稳定的运行具有重要的意义。对于风机结构的振动控制,学者们通过不同方式对其展开了研究,其中以吸振式质量阻尼器居多^[4-9]。Murtagh 等^[4]通过建立风机随机振动模型,研究了放置于机舱内的调谐质量阻尼器(TMD)对风机顺风向的振动控制效果,结果表明在风机机舱内设置 TMD 能有效减小结构的风振响应;Colwell 等^[5]使用调谐液柱阻尼器(TLCD)对近海风机的振动进行控制,并分析了塔身结构的疲劳损伤;Hemmati 等^[6]将 TLCD 和 TMD 相结合来提高风机在多荷载下的整体抗震性能,数值模拟结果表明,该方法可以大大降低结构的动力荷载响应;张自立等^[7]使用圆球减振装置控制风力发电高塔的振动,并分析了风力发电高塔的动力响应和疲劳寿命。另外,由于涡激振动、风与波浪间偏角等原因,Lack-

ner^[8]使用 FAST 仿真平台研究发现,机舱内放置双向 TMD 可有效降低风机塔体的双向动力响应;Sun 等^[9]引入了一种三维摆式调谐质量阻尼器(3D-PTMD)来控制近海单桩风力涡轮机在两个方向上的振动,均得到了不错的控制效果。

TMD 用于近海风机的振动控制存在两方面的问题:一是灾害性环境作用下,结构损伤特别是海浪对风机基础的冲刷会导致风机结构自振频率降低,产生一定的偏移,从而对 TMD 的最优控制产生影响^[10],无源的 TMD 对调谐频率比非常敏感,如 Wang 等^[11]的研究表明,当 TMD 和多重调谐质量阻尼器(MTMD)与结构的最优频率比存在 1.5% 的差异时,减振控制效果有时会下降 70%;二是 TMD 本身的特性,其振子往往需要有一定的冲程才能发挥有效作用,装置尺寸要求较大,而近海风机的 TMD 一般设置在顶部机舱内,这对结构紧凑、空间控制严格的舱体而言布置上会有所限制或冲突。为解决上述问题,结合以往研究,本文将智能材料磁流变弹性体(MRE)与 TMD 相结合,同时引入碰撞耗能思想^[12-14],设计并提出一种基于磁流变弹性体的考虑碰撞的调谐质量阻尼器(MREPTMD),对近海风机的振动加以控制。将 MRE 与 TMD 结合用于结构的振动控制已有较多研究,如 Sun 等^[15]就将 MRE 用于 TMD 中对三层建筑结构的地震反应进行控制,仿真和试验都验证了该装置在扫频或地震作用下的性能均优于传统被动 TMD。在本文提出的 MREPTMD 装置中,将传统 TMD 中的弹簧和阻尼元件用 MRE 代替,利用其刚度和阻尼随磁场发生变化的特性,引入半主动控制技术使其跟踪并适应风机频率的变化。在此基础上使用黏弹性材料制作的挡板限制质量块的移动,减小装置尺寸,构成智能高效、空间可控的耗能减振装置;建立了设有该装置的近海风机多载荷作用下的受控方程,并以海上

单桩风机为例分析了其减振效率和参数影响,确定了参数的最优取值,同时与传统 TMD 和碰撞式调谐质量阻尼器 (PTMD) 的减振效果进行了对比分析。

1 MREPTMD 装置及风机多载荷下的控制方程

1.1 MREPTMD 装置

本文提出的 MREPTMD 装置是在 PTMD 基础上进行改进,通过引入磁流变弹性体刚度可变的特性,使其能够实时跟踪近海风机复杂环境下的基频变化,避免阻尼器的失调,同时使用黏弹性材料制作的挡限制阻尼器质量块的移动来减小阻尼器尺寸并实现碰撞耗能。MREPTMD 装置如图 1 所示,图中 g_p 为振子碰撞间隔, $c(I)$ 和 $k(I)$ 分别为 MREPTMD 的刚度和阻尼,为电流 I 的函数,可通过控制输入电流来调节阻尼器的刚度和阻尼,采用文献[15]中提出的模型进行计算,如式(1)~(3)所示。

$$k(I) = a_1 I + a_0 \quad (1)$$

$$c(I) = b_2 I^2 + b_1 I + b_0 \quad (2)$$

$$\alpha(I) = c_2 I^2 + c_1 I + c_0 \quad (3)$$

式中: $\alpha(I)$ 为调节滞回线形状和尺度的非线性参数; a_1 、 a_0 、 b_0 、 b_1 、 b_2 、 c_0 、 c_1 、 c_2 为模型的相关参数,可通过试验确定。

碰撞模型方面,由于限位挡板附有黏弹性材料,因此采用基于 Hertz 接触定律的非线性黏弹性碰撞模型,该模型的碰撞力 $F_p(t)$ 表达式^[15]为

$$F_p(t) = \begin{cases} k_p \delta^{3/2}(t) + c_p \dot{\delta}(t) & \dot{\delta}(t) > 0 \\ k_p \delta^{3/2}(t) & \dot{\delta}(t) \leq 0 \end{cases} \quad (4)$$

$$\left. \begin{aligned} c_p &= 2\xi \sqrt{k_p \sqrt{\delta(t)} \frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2}} \\ \xi &= \frac{9\sqrt{5}}{2} \frac{1 - e^2}{e[e(9\pi - 16) + 16]} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

式中: k_p 为等效碰撞刚度; $\delta(t)$ 为碰撞时的变形; c_p 为等效阻尼系数; m_1 、 m_2 分别为两个碰撞体的质量; ξ 为碰撞阻尼比; e 为弹性恢复系数,即振子撞击后速度与撞击前速度的比值。

1.2 控制方程的建立

以海上单桩风机为对象建立设有该装置的多载荷作用下的受控方程,系统示意图如图 2 所示,图中 $q_1 \sim q_3$ 分别为风机 3 个叶片的挥舞向自由度, $q_4 \sim q_6$ 为叶片摆振向自由度, q_7 、 q_8 分别为机舱相对基

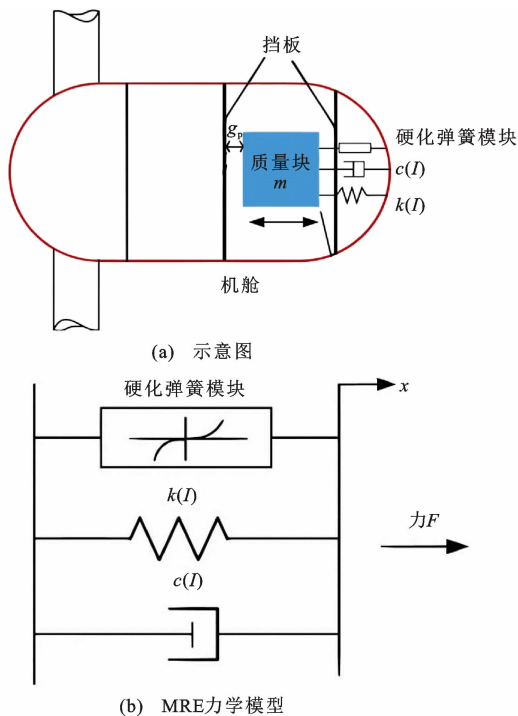


图 1 MREPTMD 装置

Fig. 1 MREPTMD device

础的纵向和横向自由度, q_9 和 q_{10} 分别为风机基础纵向平动与旋转自由度, q_{11} 为 MREPTMD 振子自由度。系统惯性坐标系建立在塔架与静水面交汇处。此外,为确定叶片运动,建立以轮毂为中心的局部坐标系 $o'x'y'z'$, u_{1e} 和 u_{1f} 为无穷小单位 dr 在距离叶根 r 处沿平面内和平面外的位移, ϕ_{1e} 和 ϕ_{1f} 分别为叶片挥舞向和摆振向的基本振型, u_{nac}^{in} 和 u_{nac}^{ss} 分别为机舱的前后绝对位移和侧向绝对位移, k_x 为平移刚度系数, k_ϕ 为旋转刚度系数, c_x 为平移阻尼系数, c_ϕ 为旋转阻尼系数, Ψ_j 为第 j 个叶片的方位角,按式(6)计算。

$$\Psi_j = \Omega t + \frac{2\pi}{3}(j-1) \quad j=1,2,3 \quad (6)$$

式中: Ω 为叶片的转速。

采用欧拉-拉格朗日方程进行受控风机动力方程的推导,如式(7)所示。

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial T[t, q(t), \dot{q}(t)]}{\partial \dot{q}_i(t)} - \frac{\partial T[t, q(t), \dot{q}(t)]}{\partial q_i(t)} + \frac{\partial V[t, q(t)]}{\partial q_i(t)} = Q_i \quad (7)$$

式中: T 和 V 分别为系统的动能和势能; $q(t)$ 为广义坐标向量; Q_i 为 $q(t)$ 第 i 个分量对应的广义力。

1.2.1 系统动能

体系的动能 T 由叶片转动动能、机舱和塔架平动动能、基础平动与转动动能以及阻尼器振子动能

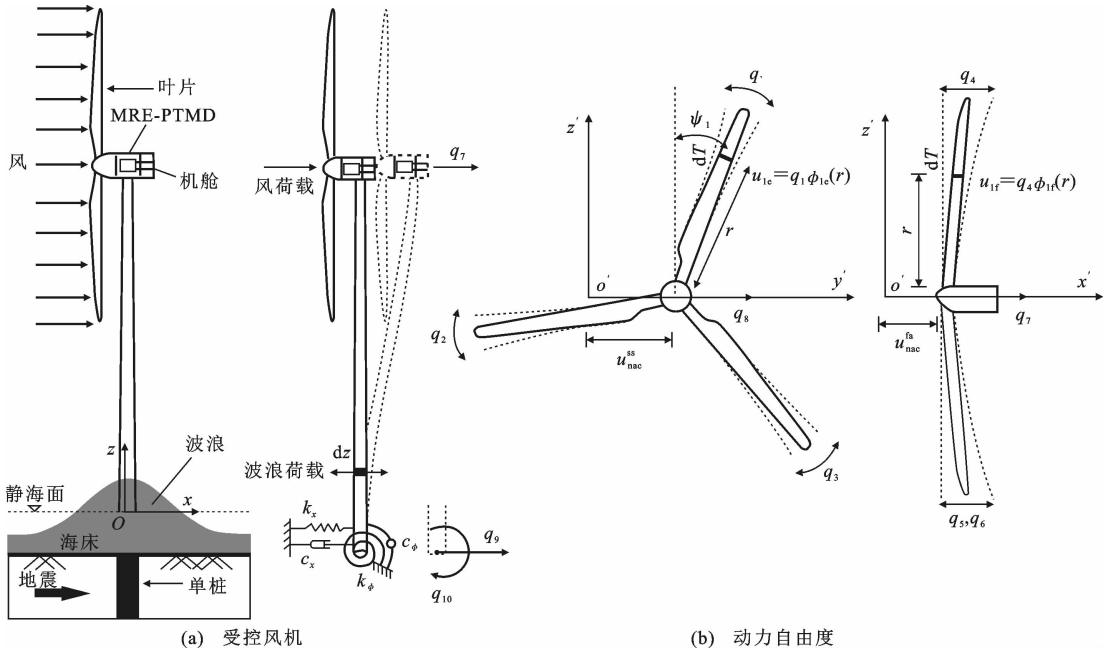


图 2 设有 MREPTMD 的海上单桩风机模型示意图

Fig. 2 Schematic diagram of offshore wind turbine model controlled by MREPTMD

组成,计算公式为

$$T = \frac{1}{2} \sum_{j=1}^3 \int_0^R \bar{m} v_{bj}^2(r, t) dr + \frac{1}{2} M_{nac} v_{nac}^2 + \frac{1}{2} \int_0^h \bar{M} v_{tow}^2 dz + \frac{1}{2} M_f q_9^2(t) + \frac{1}{2} I_f q_{10}^2(t) + \frac{1}{2} m_{MRE-PTMD} v_{MRE-PTMD}^2(t) \quad (8)$$

式中: \bar{m} 与 \bar{M} 分别为叶片和塔架单位长度质量; M_{nac} 为机舱质量; M_f 和 I_f 分别为基础的质量和转动惯量; $m_{MRE-PTMD}$ 和 $v_{MRE-PTMD}$ 分别为阻尼器振子的质量与速度; v_{bj} 为 j 叶片微单元 dr 的速度; v_{nac} 为机舱速度; v_{tow} 为塔体微单元 dz 的速度; h 为塔架高度; R 为叶片长度。

对各速度变量的计算进行分述:

(1) 机舱绝对速度 v_{nac}

根据所建坐标系(图 2),机舱的前后绝对位移

u_{nac}^{fa} 和侧向绝对位移 u_{nac}^{ss} 可表示为

$$\left. \begin{aligned} u_{nac}^{fa} &= q_7 + q_9 + h \tan(q_{10}) \approx q_7 + q_9 + h q_{10} \\ u_{nac}^{ss} &= q_8 \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

前后和侧向的绝对速度 v_{nac}^{fa} 和 v_{nac}^{ss} 为

$$\left. \begin{aligned} v_{nac}^{fa} &= \dot{q}_7 + \dot{q}_9 + h \dot{q}_{10} \\ v_{nac}^{ss} &= \dot{q}_8 \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

机舱的绝对速度 v_{nac} 为

$$v_{nac} = \sqrt{(v_{nac}^{fa})^2 + (v_{nac}^{ss})^2} \quad (11)$$

(2) 叶片绝对速度 v_{bj}

j 叶片的微单元 dr 在 $o'x'y'z'$ 坐标系中的位移

分量可表示为

$$\left. \begin{aligned} x'_r &= u_{nac}^{ss} + r \sin(\Psi_j) + u_{je} \cos(\Psi_j) \\ y'_r &= u_{nac}^{fa} + u_{jf} \\ z'_r &= r \cos(\Psi_j) - u_{je} \sin(\Psi_j) \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

$$\left. \begin{aligned} u_{je}(r, t) &= q_j(t) \phi_{1e}(r) \quad j=1, 2, 3 \\ u_{jf}(r, t) &= q_j(t) \phi_{1f}(r) \quad j=1, 2, 3 \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

$$\left. \begin{aligned} x'_r &= v_{nac}^{ss} + \Omega r \cos(\Psi_j) + \dot{q}_j \phi_{1e} \cos(\Psi_j) - \Omega q_j \phi_{1e} \sin(\Psi_j) \\ y'_r &= v_{nac}^{fa} + \dot{q}_{j+3} \phi_{1f} \\ z'_r &= -\Omega r \sin(\Psi_j) - \dot{q}_j \phi_{1e} \sin(\Psi_j) - \Omega q_j \phi_{1e} \cos(\Psi_j) \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

$$v_{bj}(r, t) = \sqrt{(x'_r)^2 + (y'_r)^2 + (z'_r)^2} \quad (15)$$

式中: u_{je} 和 u_{jf} 分别为 j 叶片微单元 dr 在距离叶根 r 处沿平面内和平面外的位移; x'_r, y'_r, z'_r 为 3 个方向的速度分量。

(3) 塔架绝对速度 v_{tow}

$$v_{tow}(z, t) = \sqrt{(\dot{q}_8 \phi_{1t})^2 + (\dot{q}_7 \phi_{1t} + \dot{q}_9 + z \dot{q}_{10})^2} \quad (16)$$

式中: ϕ_{1t} 为塔架纵向和横向的基本振型; z 为塔体微单元 dz 的高度。

(4) 振子绝对速度 $v_{MRE-PTMD}$

$$v_{MRE-PTMD} = v_{nac}^{fa} + \dot{q}_{11} = \dot{q}_7 + \dot{q}_9 + h \dot{q}_{10} + \dot{q}_{11} \quad (17)$$

1.2.2 系统势能

系统势能 V 由叶片势能 V_b (含叶片弯曲应变能、重力势能和离心效应)、塔架弹性势能、基础平移与转动势能,以及 MREPTMD 振子弹簧势能构

成,即

$$V = V_b + \frac{1}{2} k_t^{\text{fa}} q_7^2(t) + \frac{1}{2} k_t^{\text{ss}} q_8^2(t) + \frac{1}{2} k_x q_9^2(t) + \frac{1}{2} k_y q_{10}^2(t) + \frac{1}{2} k_{\text{MRE-PTMD}} q_{11}^2(t) \quad (18)$$

$$V_b = \frac{1}{2} \sum_{j=1}^3 \int_0^R [EI_{\text{eg}}(r) (u_{j\text{e}}'')^2 + EI_{\text{fp}}(r) (u_{j\text{f}}'')^2 + (F_c + F_{\text{gj}}) (u_{j\text{e}}')^2 + (F_c + F_{\text{gj}}) (u_{j\text{f}}')^2] dr \quad (19)$$

$$\left. \begin{aligned} F_{\text{gj}}(r) &= - \int_r^R \bar{m}(\xi_b) g \cos(\Psi_j) d\xi_b = -g \cos(\Psi_j) \cdot \int_r^R \bar{m}(\xi_b) d\xi_b \\ F_c(r) &= \Omega^2 \int_r^R \bar{m}(\xi_b) \xi_b d\xi_b \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

式中: k_t^{fa} 和 k_t^{ss} 分别为塔架纵向刚度和横向刚度; $k_{\text{MRE-PTMD}}$ 为阻尼器刚度; E 为叶片的弹性模量; I_{eg} 和 I_{fp} 分别为叶片挥舞向和摆振向的惯性矩; F_{gj} 和 F_c 分别为叶片在距离轮毂 r 处第 j 个单元上的重力分量和离心力; ξ_b 为叶片不同单元到轮毂间的轴向距离。

将式(8)和式(18)代入式(7)即可得到设有 MREPTMD 阻尼器的多载荷作用下受控风机的运动方程,经整理为

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + (\mathbf{C} + \Delta\mathbf{C})\dot{\mathbf{q}} + (\mathbf{K} + \Delta\mathbf{K})\mathbf{q} + \mathbf{G}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{Q}_{\text{wi}} + \mathbf{Q}_{\text{wa}} + \mathbf{Q}_{\text{se}} \quad (21)$$

式中: \mathbf{M} 、 \mathbf{C} 、 \mathbf{K} 分别为受控系统的质量矩阵、阻尼矩阵和刚度矩阵; $\Delta\mathbf{K}$ 和 $\Delta\mathbf{C}$ 分别为 MREPTMD 刚度和阻尼随电流的变化量; $\mathbf{G}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$ 为引入碰撞机制后的非线性项; \mathbf{Q}_{wi} 、 \mathbf{Q}_{wa} 、 \mathbf{Q}_{se} 分别为系统所受的风荷载、波浪荷载和地震作用广义矢量。

1.3 荷载计算

1.3.1 气动力

采用经典的叶素动量理论(BEM)对作用在旋转叶片上的气动荷载进行计算,计算过程中考虑 Glauert 校正和 Prandtl 叶尖损失因子^[16],所需参数包括叶片的几何形状、转速和风速等。具体方法是在根据随机过程理论计算生成的风机风速场基础上,运用 BEM 理论计算出该风速场内 3 个叶片各个单元上的切向力 P_T 和法向力 P_N 时程,最终得到与坐标相对应的广义气动荷载,详细过程见文献[9]。

1.3.2 水动力

波浪对小尺度结构物的作用主要由黏滞效应和附加质量效应引起,因此海上单桩风机的波浪荷载

可采用 Morison 方程^[17]进行计算,如式(22)所示。

$$dF = \frac{\pi D^2}{4} C_M \rho u dz + \frac{\rho}{2} C_D u |u| D dz \quad (22)$$

式中: C_M 和 C_D 分别为惯性力系数和阻力系数; D 为构件的特征直径; ρ 为海水密度; u 和 \dot{u} 分别为流体质点速度和加速度。

选择合适的海浪谱作为模拟对象,利用谱表现法生成随机波浪,再按速度势函数求解得到流体质点速度和加速度。选用 Jonswap 谱进行模拟^[9],其表达式为

$$S(f) = 0.3125 H_s^2 T_p \left(\frac{f}{f_p}\right)^{-5} \exp\left[-\frac{5}{4} \left(\frac{f}{f_p}\right)^{-4}\right] \cdot [1 - 0.287 \ln(\gamma)] \gamma^{\exp\left[-\frac{(f-f_p)^2}{2\sigma^2 f_p^2}\right]} \quad (23)$$

$$\gamma = \begin{cases} 5 & T_p / \sqrt{H_s} \leq 3.6 \\ \exp(5.75 - 1.15 T_p / \sqrt{H_s}) & 3.6 < T_p / \sqrt{H_s} \leq 5.0 \\ 1 & T_p / \sqrt{H_s} < 5.0 \end{cases} \quad (24)$$

式中: $S(f)$ 为频谱密度函数; H_s 为有效波高; T_p 为波浪周期, $f_p = 1/T_p$; σ 为比例因子; γ 为峰值参数。

1.3.3 地震作用

本文仅研究风机结构纵向(x 向)的地震反应。地震作用对风机结构体系的总虚功 δW_{se} 为叶片虚功 $\delta W_{\text{se,b}}$ 、塔架虚功 $\delta W_{\text{se,tow}}$ 及机舱虚功 $\delta W_{\text{se,nac}}$ 之和^[9],即

$$\delta W_{\text{se}} = \delta W_{\text{se,b}} + \delta W_{\text{se,tow}} + \delta W_{\text{se,nac}} \quad (25)$$

$$\delta W_{\text{se,b}} = \sum_{j=1}^3 \int_0^R -\bar{m} \ddot{u}_{\text{gx}} (\phi_{1\text{f}} \delta q_{j+3} + \delta u_{\text{nac}}^{\text{fa}}) dr \quad (26)$$

$$\delta W_{\text{se,tow}} = - \int_0^h \ddot{u}_{\text{gx}} \bar{M} (\delta q_7 \phi_{1\text{t}} + \delta q_9 + \delta q_{10} z) dz \quad (27)$$

$$\delta W_{\text{se,nac}} = -\ddot{u}_{\text{gx}} M_{\text{nac}} \delta u_{\text{nac}}^{\text{fa}} \quad (28)$$

式中: \ddot{u}_{gx} 为地面加速度。

将总虚功 δW_{se} 对各自由度方向位移求偏导即可得到对应自由度上的地震广义力 $\mathbf{Q}_{j,\text{se}}$,如式(29)所示。

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{Q}_{j+3,\text{se}} &= -m_{1\text{f}} \ddot{u}_{\text{gx}} \quad j = 1, 2, 3 \\ \mathbf{Q}_{7,\text{se}} &= -(3m_0 + M_{\text{nac}} + M_{1\text{tow}}) \ddot{u}_{\text{gx}} \\ \mathbf{Q}_{9,\text{se}} &= -(3m_0 + M_{\text{nac}} + M_{\text{tow}}) \ddot{u}_{\text{gx}} \\ \mathbf{Q}_{10,\text{se}} &= -(3hm_0 + hM_{\text{nac}} + \int_0^h \bar{M} z dz) \ddot{u}_{\text{gx}} \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

式中: $m_{1\text{f}}$ 为叶片摆振向的一阶模态质量; m_0 为叶片质量; M_{tow} 为塔架质量; $M_{1\text{tow}}$ 为塔架一阶模态质量。

2 半主动控制策略

由于灾害性环境作用下近海风机结构的自振频

率会发生偏移,从而导致通过最优控制理论设计的 TMD 失调,减振效果受到影响,本文提出的基于磁流变弹性体的 TMD 能利用其刚度可变的优势解决这一问题。实际上本文所提装置是一种典型的半主动控制系统,可以通过半主动控制算法实时跟踪风机频率变化,进而调节阻尼器刚度,实现对风机的主动最优控制。

结构半主动控制算法较多,对于 MREPTMD,如何实时识别并跟踪结构的主频率是控制策略的关键。鉴于单桩风机顶部机舱位移响应大,这里选用该处响应 $a(t)$ 作为跟踪依据,采用短时傅里叶变换 (STFT) 算法来跟踪风机的主频特性^[18],其基本原理为:在 t_i 时刻,将包含多个信号数据点的移动窗口同 hamming 窗函数 $h(\tau-t)$ 进行卷积,得到机舱位移功率谱密度 $P(t, \omega)$,如式(30)、(31)所示。

$$P(t, \omega) = |A(t, \omega)|^2 = A(t, \omega) \overline{A(t, \omega)} \quad (30)$$

$$A(t, \omega) = \frac{1}{2\pi} \int e^{-i\omega\tau} a(\tau) h(t-\tau) d\tau \quad (31)$$

定义瞬时频率 ω_{inst} 为

$$\omega_{\text{inst}} = \{\omega | P(t_i, \omega) = \max[P(t_i, \omega)]\} \quad (32)$$

主导频率 ω_{id} 由多个时间步长的瞬时频率平均得到,其半主动控制策略流程图如图 3 所示,其中 λ_{opt} 为阻尼器最优频率比,本文按文献[19]所提方法确定,最终可计算出阻尼器的最优刚度和最优阻尼。

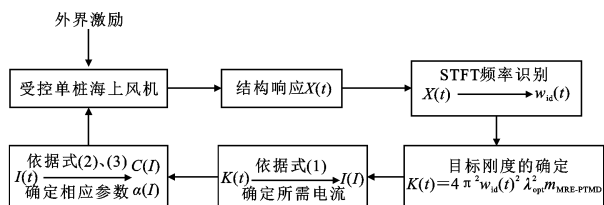


图 3 MREPTMD 半主动控制策略流程图

Fig. 3 Flowchart of MREPTMD semi-active control strategy

3 减振分析

以美国国家可再生能源实验室 (NREL) 研发的 5 MW 基准海上单桩风机为研究对象,对其安装 MREPTMD 后的减振性能进行分析。该风机塔架高 87.6 m,机舱和轮毂重 296 780 kg,叶片长 61.5 m,重 17 740 kg,详细参数见文献[14]。通过前文所建模型计算得到该风机机舱纵向 (q_7 方向) 自振频率为 0.321 6 Hz,与 NREL 给出的自振频率值基本一致;其他方向的自振频率也与风机的动力特性吻合,验证了本文所建动力模型的准确性。

地基参数方面,平移刚度系数 k_x 取 3.89×10^9 N · m⁻¹,阻尼比 $\zeta_x = \zeta_y = 0.6\%$,旋转刚度系数 k_ϕ

取 1.14×10^{11} N · m · rad⁻¹。荷载方面,轮毂高度在 90 m 处的平均风速取 $12 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$,采用 Kaimal 湍流谱,其湍流强度为 14%,叶片转速 $\Omega = 12.1 \text{ r} \cdot \text{min}^{-1}$;波浪的有效波高 H_s 取 3 m,周期 T_p 取 8.3 s;地震波选用 Duzce-Turkey,其加速度峰值为 $0.58g$ (g 为重力加速度)。

半主动控制中主导频率 ω_{id} 由 3 个时间步长的瞬时频率取平均值得到;MRE 参数取自文献[15]。此外,为进行对比研究,同时开展了对应参数的 TMD 和 PTMD 减振计算,3 种阻尼器的质量比 μ 均取 6%。

3.1 碰撞参数影响

与传统 TMD 不同,本文提出的 MREPTMD 设置了黏弹性挡板以限制振子的位移,同时可以起到耗能作用。模型中有 3 个新增参数,分别为挡板和振子间的间隔 g_p 、恢复系数 e 及碰撞刚度 k_p 。定义碰撞刚度比 $B_p = k_p / k_{\text{opt}}$, k_{opt} 为 TMD 最优刚度值;间隔比 $G_p = g_p / x_{\text{max}}$, x_{max} 为同等条件下按无碰撞 TMD 计算得到的振子最大位移。受控风机在多载荷下机舱位移均方根 (RMS) 随 B_p 和 G_p 的变化规律如图 4 所示,计算过程中不考虑结构和基础损伤,即结构自振周期不变,恢复系数 e 取 0.3,计算总时长为 300 s。

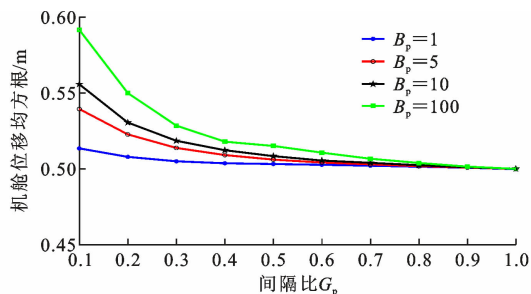


图 4 不同碰撞刚度和间隔下机舱位移均方根

Fig. 4 RMS of nacelle displacement under different collision stiffness and space

从图 4 可以看出,对于不同材料的黏弹性挡板,风机机舱位移均随着挡板间距的增大不断减小,即控制效果逐步变好,表明挡板的设置在减小装置尺寸的同时会牺牲掉阻尼器的部分减振能力。此外,挡板的碰撞刚度越小,振子耗能能力就越强,减振效果越好,且碰撞刚度越小,阻尼器的减振能力受挡板间距变化的影响也越小,在 $G_p > 0.6$ 后基本无差距,且随着挡板间距的进一步增大,位移均方根逐渐趋于某一定值。考虑到碰撞刚度过小会导致振子碰撞力不足,经综合考量 MREPTMD 的碰撞参数取值为: $G_p = 0.6$ 、 $B_p = 10$ 。

3.2 结构无损时的减振

图 5 为根据本文所建控制方程,按上述参数设置和控制算法计算得到的对象风机在风、浪、地震等多载荷作用下的机舱受控位移时程,将其与无控状态下的位移响应进行对比。计算过程中未考虑结构损伤,仅探讨所提方法的传统运用情况。计算总时长为 300 s,其中地震发生在第 110 s。

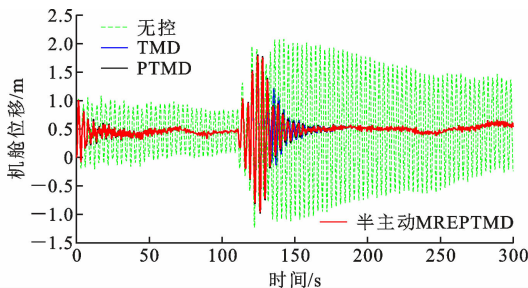


图 5 不同控制方式下的机舱位移时程

Fig. 5 Time history of nacelle displacement under different control modes

从图 5 可以看出,相比无控情况,3 种控制方式均能将机舱的位移响应控制在较低水平,特别是地震发生后,机舱位移虽会发生短暂且剧烈的增大,但都会以较快速度得到控制,控制效果优良。经计算,传统 TMD、PTMD、半主动 MREPTMD 控制下机舱位移均方根减振率分别为 39.89%、38.64%、38.87%,其中传统被动控制下 PTMD 的控制效果稍弱于 TMD,但差别很小,这与图 4 的结果一致,表明在传统 TMD 装置上增加限位挡板虽有可能降低阻尼器的减振效果,但通过对挡板间距和碰撞刚度进行合理设计可达到既减小装置尺寸又不太弱化减振效果的设计目标。

为进一步了解阻尼器的工作性能,图 6 给出了 3 种控制方式下阻尼器振子的位移时程。可以看出引入挡板后,PTMD 和 MREPTMD 对振子的位移起到了有效的限制,达到减小装置尺寸的目的。在碰撞力方面,经计算,MREPTMD 振子的碰撞主要集中在 115~135 s 之间,最大碰撞力为 799 kN。

3.3 结构有损伤时的半主动减振

计算中风机塔架和基础的损伤均通过刚度的折减模拟,采用在一段时间(本文取 50 s)以线性方式折减到拟定值的方法。具体为,地基平移刚度和旋转刚度均折减为原刚度的 50%,在第 10~60 s 内完成;塔架刚度折减为原刚度的 70%,在地震发生的第 110 s 开始发展,至第 160 s 完成。其他条件与第 3.2 节相同。

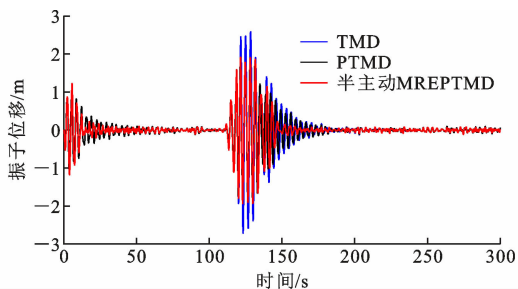


图 6 不同控制方式下的振子位移时程

Fig. 6 Oscillator displacement time history under different control modes

图 7 为装有控制器的有损风机在多载荷作用下机舱位移均方根随 B_p 和 G_p 的变化图。与图 4 相比,除机舱位移变大,其他特征如排序和总体趋势均基本相同,因此与第 3.2 节相同,阻尼器碰撞参数仍取 $G_p=0.6$ 、 $B_p=10$ 。

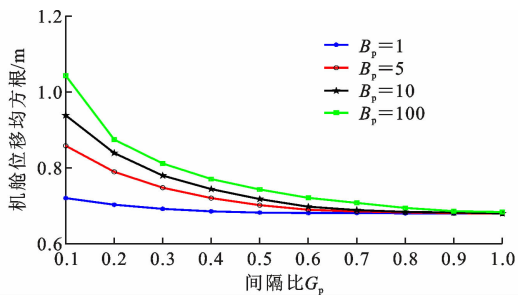


图 7 有损风机不同碰撞刚度和间隔下机舱位移均方根

Fig. 7 RMS of nacelle displacement with damaged wind turbine under different collision stiffness and space

图 8 为计算得到的有损对象风机在风、浪、地震等多载荷作用下的动力响应时程。对比图 8 与图 5 可以看出,由于结构体系出现损伤,系统基频发生改变,传统 TMD 和 PTMD 都出现了一定程度上的失调,位移减振率分别减小为 27.17%、19.86%,减振能力明显变差。半主动 MREPTMD 控制器由于具有频率跟踪和寻优功能,可以很快将机舱的响应控制到较低的水平,位移减振率达到 37.68%,体现了较强的优越性。图 8(b)所示的机舱加速度时程对比结果也反映出相同的规律,表明无论是位移还是加速度控制,本文提出的半主动 MREPTMD 控制器均优于传统 TMD 和 PTMD。

不同控制方式下阻尼器振子的位移时程见图 9,与结构无损时相比,MREPTMD 振子的碰撞次数和碰撞力均有所增加,最大碰撞力为 862 kN。控制过程中 MREPTMD 的频率调节范围为 0.261 6~0.317 9 Hz。

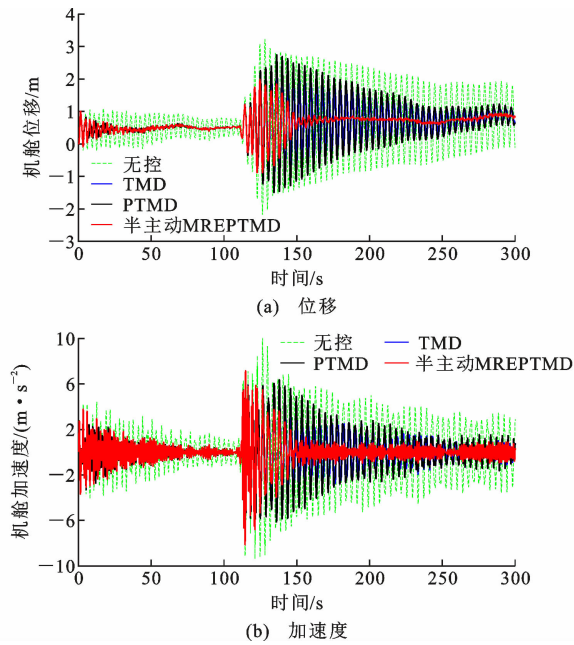


图 8 受控有损风机机舱动力时程

Fig. 8 Dynamic time history of controlled damaged wind turbine

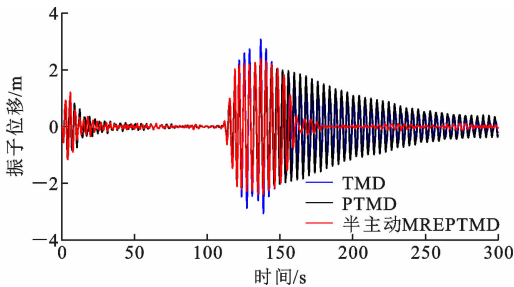


图 9 阻尼器振子位移时程

Fig. 9 Time history of damper oscillator

3.4 不同质量比的减振情况

振子质量是影响阻尼器减振效果的重要参数,在本文的研究中阻尼器质量比均取 6%。进一步探讨不同质量比对阻尼器控制效果的影响,根据所建模型计算得到的不同质量比下机舱位移均方根减振率如图 10 所示。可以看出,3 种减振方式的减振效果均随质量比的增大而变强,不同质量比下半主动 MREPTMD 控制器的减震效果均明显优于传统 TMD 和 PTMD,其控制率始终保持在 20% 以上。

4 结 语

(1) 在传统 TMD 装置上增加限位挡板,通过对挡板间距和碰撞刚度进行合理设计可实现在不过多影响减振效果的同时缩小装置的尺寸。

(2) 本文提出的半主动 MREPTMD 控制方式

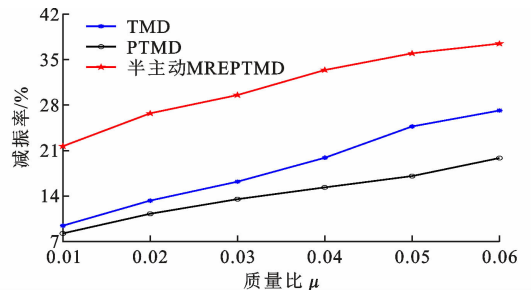


图 10 不同质量比下机舱位移均方根减振率

Fig. 10 Vibration reduction rate of displacement RMS under different mass ratios

能通过对结构反应的实时跟踪,主动调节控制参数,保持对风机结构的最优控制,减振效果明显,具有很强的优越性。

(3) 本文提出的半主动 MREPTMD 方式对于位移和加速度反应的控制效果均优于传统 TMD 和 PTMD。

(4) 不同质量比下半主动 MREPTMD 控制器的减振效果均明显优于 TMD 和 PTMD,在本算例中其控制率始终保持在 20% 以上。

参考文献:

References:

- [1] 闵 兵,王梦川,傅小荣,等.海上风电是风电产业未来的发展方向:全球及中国海上风电发展现状与趋势[J].国际石油经济,2016,24(4):29-36.
MIN Bing, WANG Mengchuan, FU Xiaorong, et al. Offshore wind power as the development trend of wind industry: developments of global offshore wind power[J]. International Petroleum Economics, 2016, 24(4): 29-36.
- [2] PÉREZ-COLLAZO C, GREAVES D, IGLESIAS G. A review of combined wave and offshore wind energy [J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2015, 42: 141-153.
- [3] 王文达,张丽丽,纪孙航,等.中空夹层钢管混凝土风力机塔架风振性能研究[J].建筑科学与工程学报,2023,40(2):26-39.
WANG Wenda, ZHANG Lili, JI Sunhang, et al. Study on wind vibration performance of concrete-filled double skin steel tubular wind turbine tower[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2023, 40(2): 26-39.
- [4] MURTAGH P J, GHOSH A, BASU B, et al. Passive control of wind turbine vibrations including blade/tower interaction and rotationally sampled turbulence[J]. Wind Energy, 2008, 11(4): 305-317.

- [5] COLWELL S, BASU B. Tuned liquid column dampers in offshore wind turbines for structural control[J]. *Engineering Structures*, 2009, 31(2): 358-368.
- [6] HEMMATI A, OTERKUS E, KHORASANCHI M. Vibration suppression of offshore wind turbine foundations using tuned liquid column dampers and tuned mass dampers[J]. *Ocean Engineering*, 2019, 172: 286-295.
- [7] 张自立, 陈建兵, 李杰. 圆球减振装置对风力发电高塔的振动控制研究[J]. *地震工程与工程振动*, 2012, 32(3): 144-149.
ZHANG Zili, CHEN Jianbing, LI Jie. Investigation on vibration control of wind turbines using a ball vibration absorber[J]. *Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 2012, 32(3): 144-149.
- [8] LACKNER M A. An investigation of the control and loads of floating wind turbines[J]. *Wind Energy*, 2009, 16(4): 519-528.
- [9] SUN C, JAHANGIRI V. Bi-directional vibration control of offshore wind turbines using a 3D pendulum tuned mass damper[J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2018, 105: 338-360.
- [10] REZAEI M, ALY A M. Vibration control in wind turbines to achieve desired system-level performance under single and multiple hazard loadings[J]. *Structural Control and Health Monitoring*, 2018, 25(12): e2261.
- [11] WANG W H, LI X, ZHAO H S, et al. Vibration control of a pentapod offshore wind turbine under combined seismic wind and wave loads using multiple tuned mass damper[J]. *Applied Ocean Research*, 2020, 103: 102254.
- [12] 王奇, 李宏男, 张鹏. 弹簧摆碰撞减震系统计算模型研究[J]. *沈阳建筑大学学报(自然科学版)*, 2018, 34(2): 222-228.
WANG Qi, LI Hongnan, ZHANG Peng. Calculation model of impact vibration reducing system of spring pendulum[J]. *Journal of Shenyang Jianzhu University (Natural Science)*, 2018, 34(2): 222-228.
- [13] 鲁正, 张恒锐, 吕西林. 基于性能的调谐冲击阻尼器优化设计研究[J]. *振动与冲击*, 2019, 38(21): 1-5, 23.
LU Zheng, ZHANG Hengrui, LÜ Xilin. Performance-based optimal design for tuned impact dampers[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2019, 38(21): 1-5, 23.
- [14] 孔凡, 夏红兵, 孙超, 等. 风浪联合作用下海上风力涡轮机的碰撞阻尼减振控制[J]. *振动与冲击*, 2021, 40(3): 19-27.
KONG Fan, XIA Hongbing, SUN Chao, et al. Pounding tuned mass damper for vibration control of offshore wind turbine subjected to combined wind and wave excitations[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2021, 40(3): 19-27.
- [15] SUN S S, YANG J, DU H P, et al. Development of magnetorheological elastomers-based tuned mass damper for building protection from seismic events[J]. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 2018, 29(8): 1777-1789.
- [16] AA MADSEN H, MIKKELSEN R, ØYE S, et al. A detailed investigation of the blade element momentum (BEM) model based on analytical and numerical results and proposal for modifications of the BEM model[J]. *Journal of Physics: Conference Series*, 2007, 75: 012016.
- [17] MORISON J R, JOHNSON J W, SCHAAF S A. The force exerted by surface waves on piles[J]. *Journal of Petroleum Technology*, 1950, 2(5): 149-154.
- [18] SUN C. Semi-active control of monopile offshore wind turbines under multi-hazards[J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2018, 99: 285-305.
- [19] WARBURTON G B. Optimum absorber parameters for various combinations of response and excitation parameters[J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 1982, 10(3): 381-401.