

DOI:10.11918/202509119

浮式风机浮台中的非线性能量阱减振性能

曾伟杰,任伟新,杜彦良

(深圳大学 土木与交通工程学院,广东 深圳 518061)

摘要:海上风电机组的大型化使得浮式风机在恶劣海况下服役时面临的振动问题日益严重,其复杂的流固耦合机制以及多模式振动特性,让仅能针对单一振动频率调谐的传统被动减振装置存在局限。为此,提出利用具有宽频减振特性的非线性能量阱(NES)对张力腿浮式风机(TLP-FWT)进行振动控制,以探索适用于多模式振动控制的新型减振策略。首先,基于达朗贝尔原理建立 TLP-FWT-NES 动力学模型,并采用 Leven-Marquardt 算法对模型参数进行修正。随后,结合网格搜索与贝叶斯优化方法对 NES 参数进行优化,并与调谐质量阻尼器(TMD)的性能进行对比分析。最后,利用 OpenFAST 在多种海况下进行全耦合数值模拟,对 NES 的减振性能进行综合评估。研究表明:NES 相较于 TMD 对自身刚度参数变化更具鲁棒性;NES 通过共振俘获级联机制能够实现多阶振动能量的捕获与转移,且高阶振动作为控制目标时其多阶振动控制性能更为显著;全耦合数值模拟表明在极端工况下二者均能有效抑制结构振动响应,然而在单一振动频率控制场景下,NES 的减振性能并不优于 TMD。该研究成果为探索浮式风机的多模式振动控制提供了新的思路,对提升大型浮式风电机组在复杂海况下的运行安全性与结构可靠性具有一定参考价值。

关键词:浮式风机;张力腿平台;振动控制;非线性能量阱;调谐质量阻尼器

中图分类号: O328

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2025)12-0263-13

Vibration reduction performance of a nonlinear energy sink installed in the platform of floating wind turbine

ZENG Weijie, REN Weixin, DU Yanliang

(College of Civil and Transportation Engineering, Shenzhen University, Shenzhen 518061, Guangdong, China)

Abstract: The trend towards larger offshore wind turbines has led to increasingly severe vibration issues for floating wind turbines operating in harsh sea conditions. The complex fluid-structure interaction and multi-mode vibration characteristics of such structures highlight the limitations of conventional passive vibration absorbers, which can only be tuned to a single frequency. To address this issue, this paper proposes the application of a nonlinear energy sink (NES) with broadband vibration reduction capability to the tension leg platform floating wind turbine (TLP-FWT), aiming to develop a novel vibration reduction strategy suitable for multi-mode responses. A dynamic model of the TLP-FWT-NES was first established based on D'Alembert's principle, and its parameters were corrected using the Leven-Marquardt algorithm. Subsequently, the NES parameters were optimized through a combination of grid search and Bayesian optimization, and its performance was compared with that of a tuned mass damper (TMD). Finally, fully coupled numerical simulations under various sea states were carried out using the OpenFAST to comprehensively evaluate the vibration reduction performance of the NES. The results demonstrate that the NES exhibits greater robustness to stiffness variation than the TMD, through the mechanism of resonance capture cascade and targeted energy transfer, it can effectively suppress multiple vibration modes when high-order modes are selected as the optimization target. However, in single-mode control scenarios, the NES does not outperform the TMD, while under extreme sea states, both devices are capable of reducing structural vibration, with the TMD showing superior overall effectiveness. This study provides new insights into multi-mode vibration control of floating wind turbines and offers a useful reference for enhancing the operational safety and structural reliability of large-scale floating wind turbines under complex marine conditions.

Keywords: floating wind turbine; tension leg platform; vibration control; nonlinear energy sink; tuned mass damper

收稿日期: 2025-09-30;录用日期: 2025-11-11;网络首发日期: 2025-11-12

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20251112.1105.004>

基金项目: 深圳市自然科学基金(JCYJ20220818100202006);深圳大学研究生自主创新成果培育项目

作者简介: 曾伟杰(1997—),男,博士研究生;任伟新(1960—),男,教授,博士生导师

通信作者: 任伟新,renwx@szu.edu.cn

相较于固定式风机,浮式风机服役环境更为恶劣,结构与环境载荷的耦合机制更为复杂,加之机组规模不断增大,其运行面临超常规振动和极端台风灾害等严峻挑战,严重威胁运行稳定性、发电效率与服役安全性。已有研究表明,波浪载荷诱发的塔筒振动会导致变压器、偏航驱动器等非结构部件频繁失效,从而降低机组可靠性并增加高昂的非计划维修成本^[1]。因此,亟需发展高效的减振技术与控制策略,以实现浮式风机振动响应的有效控制。

自 2011 年以来,调谐质量阻尼器(tuned mass damper, TMD)被广泛引入大型浮式风机的研究中,并初步证实其在提升机组稳定性方面的应用潜力^[2]。随后,研究人员们针对立柱式、张力腿式和驳船式等多类型浮式风机开展了系统研究^[3-4]。例如,Zhao 等^[5]将低刚度 TMD 布置于 10 MW 半潜式风机机舱,并结合多种优化算法确定参数,显著降低了结构振动;Yang 等^[6-7]基于遗传算法优化了驳船式风机中的 TMD,有效改善整体动力响应;Park 等^[8]提出父嵌套近似搜索优化框架,加快了不同安装位置下的参数寻优与性能评估;贺尔铭等^[9]研究了机舱 TMD 刚度与阻尼参数对驳船式风机响应的影响;杨佳佳等^[10-11]则探讨了浮台内置 TMD 的优化设计。然而,作为典型的线性减振装置,TMD 仅能针对单一振动频率实现有效调谐,对于受复杂环境载荷作用并表现出多模式振动的浮式风机结构仍存在明显局限。

为获得更优的减振效果,研究者提出在风机中布置多个 TMD,以应对多模式振动。例如,Dinh 等^[12]研究表明,在立柱式风机中配置多个 TMD 可有效抑制纵向与横向响应;Han 等^[13]提出在半潜式风机机舱与平台同时布置 TMD 的被动控制策略,显著降低了塔顶位移和平台俯仰。与此同时,为减小附加质量,基于惯容器的减振技术不断发展^[14-17]。如 Zhang 等^[18-19]将 TMDI 部署于叶片尖端,实现了叶片振动的有效控制;曾伟杰等^[20]则利用双惯容系统同时抑制半潜式风机塔筒与浮台的纵摇。然而,此类装置的核心机理仍依赖线性调谐,对频率漂移的鲁棒性不足。总体而言,现有被动减振技术虽在性能与质量效率方面取得进展,但尚未突破窄带调谐的根本限制。

为拓展减振装置的减振频带,非线性能量阱(nonlinear energy sink, NES)近年来受到广泛关注。早在 2001 年,伊利诺伊大学 Vakakis 教授利用两根水平对置钢琴弦构建出具有非线性恢复力的减振装置^[21],展示了通过非线性元件实现宽频高效吸能与耗散的潜力^[22-23]。在风机振动控制研究中,Zeng

等^[24]通过参数优化与缩尺模型试验对机舱内布置的 NES 进行了综合评估,结果表明其在复杂海况下的减振性能优于 TMD;Zhang 等^[25]则提出基于非线性吸振器的半潜式风机振动控制方案,并通过缩尺试验验证了其良好的振动抑制效果及频率漂移鲁棒性。

然而,目前针对浮式风机多模式振动控制的研究仍相对较少,且多数集中于机舱布置方案,尚缺乏将 NES 安装于浮台的系统性探索。此外,张力腿浮式风机(tension leg platform floating wind turbine, TLP-FWT)对恶劣波浪条件高度敏感,易产生显著结构响应并诱发系泊系统失效,但受其结构复杂性制约,相关振动控制研究亦相对有限。基于此,本文提出将 NES 安装于 TLP-FWT 浮台中的减振策略,重点控制其纵摇与塔筒前后一阶振动响应,以降低机舱机电部件损坏风险及塔筒底部与浮台锚链的疲劳载荷,从而提升 TLP-FWT 的安全性、可靠性和运维经济性。

1 TLP-FWT-NES 动力学模型

1.1 NES 理论模型

非线性能量阱的概念于 2000 年前后提出,是在传统动力吸振器的基础上发展而来的一类新型宽频减振装置。其核心思想是通过引入非线性恢复力,实现结构能量在宽频范围内的被动耗散。立方非线性能量阱可利用几何构型实现,例如 Vakakis 等^[26]曾通过两根线性钢琴弦的几何布置获得非线性回复力。在本研究中,采用两根线性弹簧进行几何构造,设计得到具有立方刚度特性的 NES,其构型如图 1 所示。

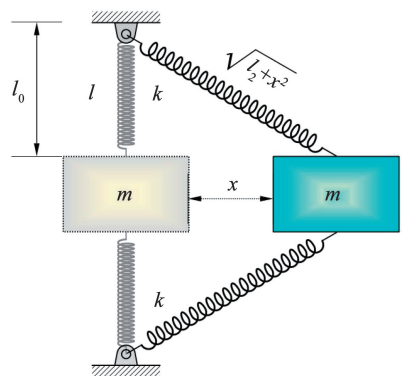


图 1 NES 理论模型

Fig. 1 Theoretical model of the NES

对图 1 中质量块 m 进行受力分析可知,当弹簧初始长度 l 等于 l_0 时,即弹簧没有预拉力,此时恢复力 f 计算公式为

$$f = 2kx[1 - (l^2 + x^2)^{-1/2}] \quad (1)$$

式中 k 代表弹簧的刚度系数。假设质量块位移 x 较

小, 将 $(l^2 + x^2)^{-1/2}$ 对 $x=0$ 进行泰勒展开可得

$$(l^2 + x^2)^{-1/2} = \frac{1}{l} - \frac{x^2}{2l^3} + \frac{3x^4}{8l^5} + O(x^6) \quad (2)$$

将式(2)代入式(1)可得

$$f = 2kx \left[1 - l \left(\frac{1}{l} - \frac{x^2}{2l^3} + O(x^6) \right) \right] = k \frac{x^3}{l^2} + O(x^5) \quad (3)$$

从式(3)可以知, 当弹簧在初始位置不存在预拉力时, 此时 NES 的恢复力 f 表现为与质量块位移 x 的三次方关系, 是一个不含线性项的强非线性系统, 即立方刚度非线性能量阱。

1.2 TLP-FWT-NES 动力学模型

TLP-FWT 以其优异的稳定性和较低的用钢量而受到广泛关注, 但在实际应用中仍面临诸多挑战。由于 TLP-FWT 锚链结构特殊, 安装与设计难度较高, 容易在长期受波浪、风载及涡激振动作用下产生疲劳损伤。其次, TLP-FWT 依靠锚链张紧来维持稳定, 使其纵摇频率相较于半潜式和立柱式风机更高, 对高频风浪和二阶波浪力较为敏感, 容易引发共振效应, 导致平台运动幅度增大并加剧锚链张力波动。与此同时, 塔筒作为关键承载部件, 在周期性载荷作用下也存在疲劳裂纹扩展和使用寿命缩短的风险。如果不能有效控制结构振动, 不仅会加速关键部位的疲劳失效, 还将显著增加运维成本和安全隐患。因此, 本研究以 TLP-FWT 为研究对象, 对 NES 的减振性能进行综合评估。该 TLP 由麻省理工学院 (MIT) Tracy 等人所设计^[27], NREL 5 MW 风机被安装于该 TLP 上, 组合成 TLP-FWT, 其具体参数如表 1 所示^[28]。

表 1 TLP-FWT 参数

Tab. 1 Parameters of TLP-FWT

参数	取值
额定功率/MW	5
风轮、轮毂直径/m	126, 3
切入、额定、切出风速/($m \cdot s^{-1}$)	3, 11.4, 25
机舱质量/kg	350 000
塔筒质量/kg	249 718
浮台直径/m	18
浮台吃水深度/m	47.89
浮台底部压载混凝土质量/kg	8 216 000
压载混凝土高度/m	12.6
总排水质量/kg	12 187 000
浮台质心位置(基于海平面)/m	-40.612

为研究 NES 对 TLP-FWT 的最佳减振性能, 有必要建立仅包含 TLP-FWT 主要振动响应的降阶动

力学模型对 NES 参数进行优化研究。考虑到 TLP-FWT 纵摇与纵荡响应之间存在显著耦合, 本研究建立了包含风机塔筒前后一阶变形、浮台纵摇、浮台纵荡以及 NES 的四自由度动力学模型, 并以此对 NES 参数进行优化。在建模过程中, 参考 OpenFAST 软件的多体动力学建模原理对 TLP-FWT 进行适当简化, 最终得到 TLP-FWT-NES 动力学模型如图 2 所示。

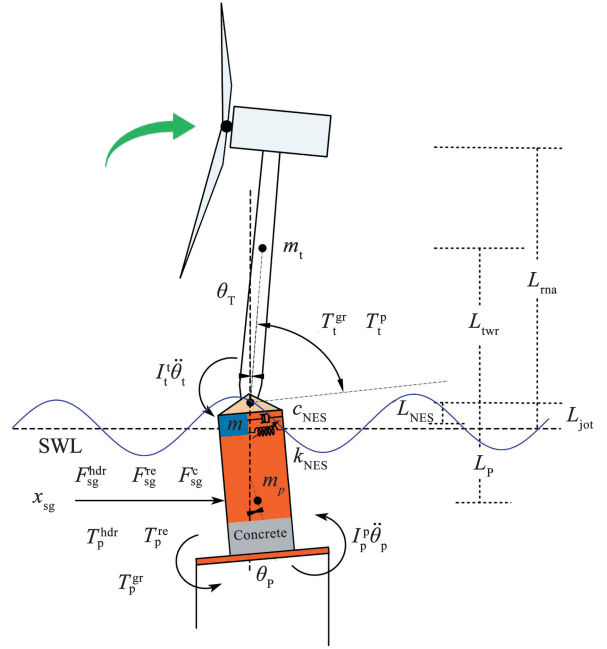


图 2 TLP-FWT 动力学模型

Fig. 2 Dynamic model of TLP-FWT

根据达朗贝尔原理, TLP-FWT-NES 动力学模型相对于海平面参考点的平移和旋转运动平衡方程可以表示为

$$\begin{bmatrix} M_{sg}^{sg} & I_{sg}^p & I_{sg}^t & M_{sg}^{NES} \\ M_p^{sg} & I_p^p & I_p^t & M_p^{NES} \\ M_t^{sg} & I_t^p & I_t^t & M_t^{NES} \\ M_{NES}^{sg} & I_{NES}^p & I_{NES}^t & M_{NES}^{NES} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x}_{sg} \\ \ddot{\theta}_p \\ \ddot{\theta}_t \\ \ddot{x}_{NES} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_{sg}^{hdr} + F_{sg}^{re} + F_{sg}^c \\ T_p^{gr} + T_p^{hdr} + T_p^{re} + T_p^c + T_p^t \\ T_t^{gr} + T_t^p \\ F_{NES}^{gr} + F_{NES}^{damp} \end{bmatrix} \quad (4)$$

式中: M_j^i 和 I_j^i 分别表示自由度 i 相对于自由度 j 的广义质量和转动惯量, θ_i 表示刚体 i 相对于参考点的旋转角度, x_i 表示刚体 i 沿水平轴的位移, 上下标 gr, hdr, re 和 c 分别表示力和力矩的重力、水动力、恢复力和向心力, 上下标 sg, p, t 以及 NES 分别表示平台纵荡、纵摇、塔筒前后弯曲变形角度以及 NES 自由度。

TLP-FWT-NES 动力学模型中的纵荡广义质量

和纵摇力矩项可分别表示^[13]为

$$M_{sg}^{sg} = A_{sg}^{sg} + m_p + m_t + m_{rna} + m_{NES} \quad (5)$$

$$I_{sg}^p = A_{sg}^p + m_{rna}(L_{rna} + L_{jot}) \cos \theta_t + m_t(L_t + L_{jot}) \cos \theta_t - m_p L_p \cos \theta_p - m_{NES} L_{NES} \cos \theta_p \quad (6)$$

塔筒相对于纵荡的力矩项和 NES 相对于纵荡的广义质量可分别表示为

$$I_{sg}^t = m_{rna}(L_{rna} + L_{jot}) \cos \theta_t + m_t(L_t + L_{jot}) \cos \theta_t \quad (7)$$

$$M_{sg}^{NES} = M_{NES}^{sg} = m_{NES} \cos \theta_p \quad (8)$$

纵荡相对于纵摇和塔筒的广义质量分别可表示为

$$M_p^{sg} = A_p^{sg} + m_{rna}(L_{rna} + L_{jot}) \cos \theta_t + m_t(L_t + L_{jot}) \cos \theta_t - m_p L_p \cos \theta_p - m_{NES} L_{NES} \cos \theta_p \quad (9)$$

$$M_t^{sg} = m_{rna}(L_{rna} + L_{jot}) \cos \theta_t + m_t(L_t + L_{jot}) \cos \theta_t \quad (10)$$

NES 相对于纵摇和塔筒以及其自身的广义质量可分别表示为

$$M_t^{NES} = I_{NES}^t = 0 \quad (11)$$

$$M_p^{NES} = I_{NES}^p = -m_{NES} L_{NES} \quad (12)$$

$$M_{NES}^{NES} = m_{NES} \quad (13)$$

纵摇相对于塔筒以及纵摇自身的力矩项可分别表示为

$$I_p^t = I_t^t = m_{rna}(L_{rna} + L_{jot}) \cos(\theta_t - \theta_p) + m_t(L_t + L_{jot}) \cos(\theta_t - \theta_p) \quad (14)$$

$$I_p^p = A_p^p + J_p^p + m_p L_p^2 + J_t^t + m_t(L_t + L_{jot})^2 + m_{rna}(L_{rna} + L_{jot})^2 + m_{NES} L_{NES}^2 \quad (15)$$

TLP-FWT-NES 动力学模型各自由度关于参考点的外力和力矩矢量主要有重力、向心力、水动力和系泊恢复力。其中塔筒、浮台和 NES 的重力分量可分别表示为

$$T_t^{gr} = m_t g L_t \sin \theta_p + m_{rna} g L_{rna} \sin \theta_t - m_{rna} g L_d \cos \theta_t \quad (16)$$

$$T_p^{gr} = m_{rna} g (L_{rna} + L_{jot}) \sin \theta_t + m_t g (L_t + L_{jot}) \sin \theta_t - m_p g L_p \sin \theta_p - m_{rna} g L_d \cos \theta_t + m_{NES} g x_{NES} \cos \theta_p - m_{NES} g L_{NES} \sin \theta_p \quad (17)$$

$$F_{NES}^{gr} = m_{NES} g \sin \theta_p \quad (18)$$

塔筒、平台纵摇和 NES 对风机纵荡和纵摇引起的向心力可分别表示为

$$F_{sg}^c = m_t \dot{\theta}_t^2 (L_t + L_{jot}) \sin \theta_t + m_{rna} \dot{\theta}_t^2 (L_{rna} + L_{jot}) \sin \theta_t - m_p \dot{\theta}_p^2 L_p \sin \theta_p - m_{NES} \dot{\theta}_p (\dot{\theta}_p L_{NES} - \dot{x}_{NES}) \sin \theta_p \quad (19)$$

$$T_p^c = -m_{NES} \dot{\theta}_p (\dot{\theta}_p L_{NES} - \dot{x}_{NES}) (\theta_p L_{NES} - x_{NES}) \quad (20)$$

塔筒转动相对于浮台纵摇自由度引起的弯矩可

以表示为

$$T_t^p = T_p^t = -D_t (\dot{\theta}_t - \dot{\theta}_p) - K_t (\theta_t - \theta_p) \quad (21)$$

式中 D_t 和 K_t 分别表示等效铰约束阻尼和刚度。

水动力载荷主要包括静水载荷和辐射载荷的贡献。由于在动力学耦合模型的分析中采用了自由衰减测试法,未考虑入射波的绕射效应^[4]。静水载荷主要源于浮力效应,与 TLP-FWT 的位移和倾角成正比。辐射载荷由非线性黏性阻力、水动力辐射和附加质量载荷组成。基于莫里森方程,沿细长浮台的黏性阻力载荷可以表示^[29]为

$$F^{damping} = \frac{1}{2} \rho C_d A (v_{sg}^{wave} - \dot{x}_{sg}) |v_{sg}^{wave} - \dot{x}_{sg}| \quad (22)$$

式中: ρ 为流体密度, v_{sg}^{wave} 为沿纵荡方向的流速, C_d 为阻力系数, 和 A 为有效浮台直径。

根据式(22)可知黏性阻尼拖曳力与浮台纵荡速度的平方成正比。考虑浮台纵摇运动的影响,可将浮台黏性阻力载荷的纵荡和纵摇分量更新为

$$F_{sg}^{damping} = - \sum \frac{1}{2} \rho C_d \alpha \int_0^{L_{draft}} (\dot{x}_{sg} - L \dot{\theta}_p) | \dot{x}_{sg} - L \dot{\theta}_p | dL \quad (23)$$

$$T_p^{damping} = - \sum \frac{1}{2} \rho C_d \beta \int_0^{L_{draft}} (\dot{x}_{sg} - L \dot{\theta}_p) | \dot{x}_{sg} - L \dot{\theta}_p | dL \quad (24)$$

其中 $F_{sg}^{damping}$ 和 $T_p^{damping}$ 分别表示黏性拖曳力和扭矩力, α 和 β 为相应的修正系数。 L_{draft} 是 TLP-FWT 的吃水深度, L 是积分位置到海平面的距离。为了简化计算,采用二次项 \dot{x}_{sg}^2 和线性项 \dot{x}_{sg} 和 $\dot{\theta}_p$ 的多项式近似来简化动力学模型中的黏性阻尼载荷^[4], 浮台黏性阻力载荷的纵荡和纵摇分量可分别表示为

$$F_{sg}^{damping} = -D_{sg}^{sg} \dot{x}_{sg} - \hat{D}_{sg}^{sg} \dot{x}_{sg}^2 - D_{sg}^p \dot{\theta}_p \quad (25)$$

$$T_p^{damping} = -D_p^p \dot{\theta}_p - D_p^{sg} \dot{x}_{sg} - \hat{D}_p^{sg} \dot{x}_{sg}^2 \quad (26)$$

式中 D_j^i 和 \hat{D}_j^i 分别表示自由度 i 相对于自由度 j 的等效阻尼系数。

由于辐射阻尼力比黏性阻尼力小得多^[28]。因此,本研究忽略辐射阻尼的影响, TLP-FWT 动力学模型水动力的纵荡和纵摇分量可分别写为

$$F_{sg}^{hdr} = F_{sg}^{damping} = -D_{sg}^{sg} \dot{x}_{sg} - \hat{D}_{sg}^{sg} \dot{x}_{sg}^2 - D_{sg}^p \dot{\theta}_p \quad (27)$$

$$T_p^{hdr} = T_p^{damping} = -D_p^p \dot{\theta}_p - D_p^{sg} \dot{x}_{sg} - \hat{D}_p^{sg} \dot{x}_{sg}^2 \quad (28)$$

对于 TLP-FWT, 与平台纵摇和纵荡运动相关的恢复力主要由静水压力和系泊恢复力决定。本研究采用准静态系泊线模型计算系泊线载荷。由于 TLP-FWT 的纵摇响应通常较小, 假定系泊线刚度近似为常数。因此, 平台纵荡和纵摇自由度的相关恢复力可表示为

$$F_{sg}^{re} = -K_{sg}^{sg} x_{sg} - K_{sg}^p \theta_p \quad (29)$$

$$T_p^{rc} = -K_p^p \theta_p - K_p^{sg} x_{sg} \quad (30)$$

考虑到浮台相较于机舱和塔筒拥有更宽阔的空间, 本研究将 NES 安装在 TLP-FWT 的浮台中, 基于 NES 的理论模型, 安装在 TLP-FWT 浮台 NES 恢复力 $F_{NES}^{damping}$ 可以表示为

$$F_{NES}^{damping} = -k_{NES} (\theta_p L_{NES} - x_{NES})^3 - c_{NES} (\dot{\theta}_p L_{NES} - \dot{x}_{NES}) \quad (31)$$

1.3 模型参数修正

为获得准确的 TLP-FWT 动力学模型, 首先需对模型参数进行修正。本文基于 OpenFAST 中 TLP-FWT 模型的输出响应, 对动力学模型参数进行修正。需要指出的是, 由于所建动力学模型未考虑风机轮及叶片转动影响, 在获取目标输出响应时需关闭 OpenFAST 中 ElastoDyn 模块的其他自由度, 仅开启动力学模型所考虑的自由度, 以最大程度保证模型精度。在识别过程中, 将 TLP-FWT 模型的浮台初始俯仰角设为 0.5° , 得到自由衰减响应曲线。参数修正的代价函数定义为 OpenFAST 与动力学模型输出响应的均方根误差:

$$S = \sqrt{\sum_{i=1}^n (X_{OpenFAST,i} - X_{Model,i})^2 / n} \quad (32)$$

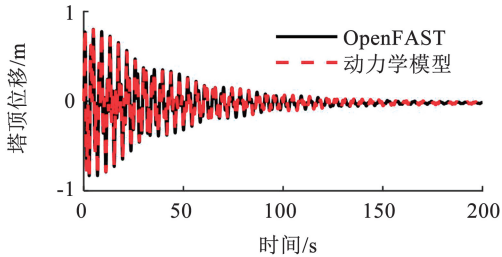
式中: n 为数据总量, $X_{OpenFAST,i}$ 为 OpenFAST 输出的第 i 个结果, $X_{Model,i}$ 为动力学模型输出的第 i 个结果。

根据 OpenFAST 提供的 TLP-FWT 已知参数 (表 2), 本文采用 Levenberg-Marquardt 算法, 通过最小化 OpenFAST 输出与动力学模型响应之间的均方根误差函数 S , 对模型中的未知参数进行修正。修正结果及模型响应对比见表 3 和图 3。可以看出, 所建动力学模型在塔顶位移、纵摇和纵荡响应方面与 OpenFAST 输出高度一致, 各主频率亦与其结果相符 (表 4), 验证了模型的准确性, 为后续 NES 参数优化奠定了可靠基础。

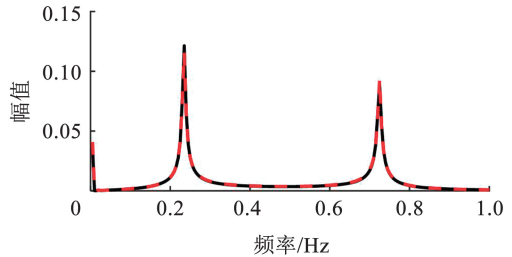
表 2 TLP-FWT 已知参数

Tab. 2 Known parameters of TLP-FWT

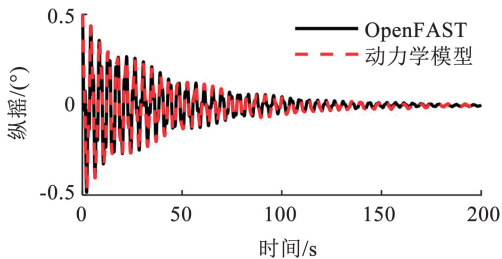
参数	取值	参数	取值
m_p/kg	12 179 600	$A_p^p/(\text{kg}\cdot\text{m}^2)$	6.80×10^9
m_r/kg	249 700	$A_p^{sg}/(\text{kg}\cdot\text{m})$	-2.20×10^8
m_{ma}/kg	350 000	$A_{sg}^p/(\text{kg}\cdot\text{m})$	-2.20×10^8
L_p/m	40.612	A_{sg}^{sg}/kg	9.00×10^6
L_r/m	33.4	L_{jot}/m	2.11
L_{ma}/m	79.55	$J_p^p/(\text{kg}\cdot\text{m}^2)$	5.72×10^8
L_d/m	0.41	$J_r^p/(\text{kg}\cdot\text{m}^2)$	1.64×10^8



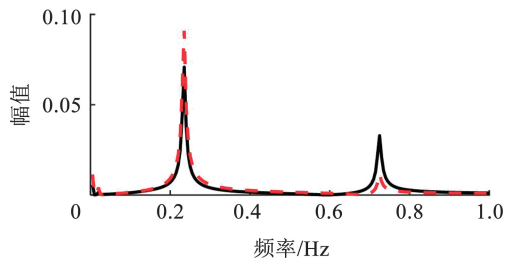
(a) 塔顶位移时域图



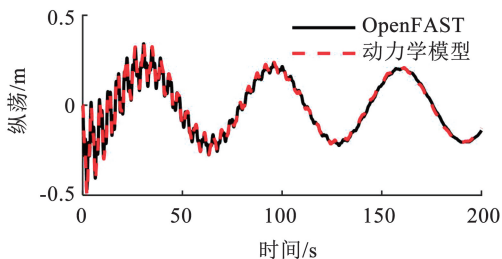
(b) 塔顶位移频域图



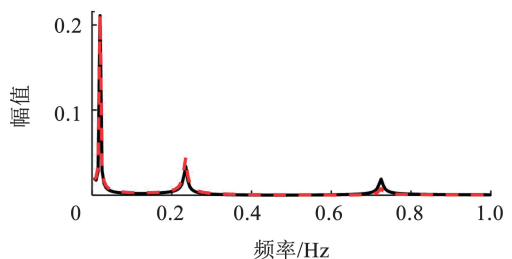
(c) 纵摇时域图



(d) 纵摇频域图



(e) 纵荡时域图



(f) 纵荡频域图

图 3 动力学模型时域与频域拟合结果

Fig. 3 Time-domain and frequency-domain fitting results of the dynamic model

表 3 TLP-FWT 未知参数识别结果

Tab. 3 Identification results of unknown parameters for TLP-FWT

参数	取值	参数	取值
$D_{sg}^{sg}/(Ns \cdot m^{-1})$	34.37	$\hat{D}_{sg}^{sg}/(Ns \cdot m^{-1})$	5.682×10^5
$K_{sg}^{sg}/(N \cdot m^{-1})$	2.145×10^5	$D_p^p/(Ns \cdot m^{-1})$	-3.912×10^6
$K_p^{sg}/(N \cdot m^{-1})$	-3.884×10^5	$D_p^p/(Ns \cdot m^{-1})$	7.957×10^9
$K_p^p/(N \cdot m^{-1})$	2.502×10^{10}	$D_p^p/(Ns \cdot m^{-1})$	6.440×10^3
$\hat{D}_p^{sg}/(Ns \cdot m^{-1})$	5.750×10^4	$K_p^{sg}/(N \cdot m^{-1})$	2.947×10^6
$D_t/(Ns \cdot m^{-1})$	-5.436×10^7	$K_t/(N \cdot m^{-1})$	5.847×10^9
$I_t/(kg \cdot m^2)$	6.339×10^8		

表 4 动力学模型与 OpenFAST 模型频率对比

Tab. 4 Frequency comparison of dynamic model and OpenFAST model

模型	Hz		
	浮台纵摇频率	塔筒前后一阶振动频率	浮台纵荡频率
动力学模型	0.23	0.72	0.02
OpenFAST 模型	0.23	0.72	0.02

2 NES 参数优化

2.1 减振指标

为了充分发挥 NES 在浮式风机中的减振性能,有必要对其参数配置进行优化。鉴于 TLP-FWT 在服役过程中面临的特殊挑战,本文将浮台纵摇与塔顶位移的标准差(Std)作为优化目标函数。一方面,TLP-FWT 的纵摇频率对高频波浪和二阶波浪力更敏感,易产生共振效应,从而放大平台运动并引起锚链张力波动,影响系泊系统安全。因此,抑制纵摇响应对于保证浮台稳定性和降低锚链疲劳损伤至关重要。另一方面,塔筒作为主要承载构件,在周期性载荷作用下易发生疲劳裂纹扩展,其振动水平直接关系到结构寿命和整机安全。选取塔顶位移作为表征指标,能够全面反映塔筒的一阶模态响应特性。通过以这两项指标的标准差为优化目标,不仅可以同时兼顾平台与塔筒的关键动力学行为,还能有效降低疲劳风险、提升结构可靠性与运维经济性。具体的优化目标函数定义如下:

$$J_1 = \text{Std}(180 \times \theta_p / \pi) \quad (33)$$

$$J_2 = \text{Std}(h_{\text{tower}} \sin(\theta_t - \theta_p)) \quad (34)$$

此外,为了更直观的衡量 NES 减振性能,引入抑制率对 NES 的减振效果进行评估,抑制率的表达式为

$$\eta_i = \frac{(\sigma_i^{\text{baseline}} - \sigma_i^{\text{control}})}{\sigma_i^{\text{baseline}}} \times 100\% \quad (35)$$

式中: $\sigma_i^{\text{baseline}}$ 为风机在没有结构减振装置时的输出

响应, $\sigma_i^{\text{control}}$ 为风机在结构减振装置作用下的输出响应。

2.2 参数优化

不同于已有成熟参数优化公式的 TMD, NES 因其复杂的非线性动力学特性,参数选取较为困难。为高效寻优高度非线性的关键控制参数 k_{NES} 和 c_{NES} , 本文结合网格搜索与贝叶斯优化方法对 NES 的刚度系数与阻尼系数进行联合优化。贝叶斯优化是一种基于概率模型的全局优化策略,尤其适用于目标函数评估代价高、缺乏解析表达的复杂问题。该方法首先在参数空间中选取代表性样本点并计算目标函数值,构建初始训练集。随后利用已有数据建立高斯过程代理模型,实现对目标函数的概率建模与不确定性量化。再通过引入采集函数(期望改进准则),在全局与局部搜索间动态平衡,选择最具潜力的新采样点,并不断更新代理模型,从而在有限的函数调用次数内快速逼近最优解。与传统的网格搜索方法相比,贝叶斯优化在样本效率与收敛速度上均具有显著优势。

对于传统结构减振器,其减振性能随附加质量增加而增强。但为避免改变主结构动力特性并兼顾工程可行性,在土木工程中阻尼器的附加质量与主结构质量之比 μ 通常不超过 5%。因此,本文在 0~5% 的质量比 μ 取值内选取 15 个取值点,以 J_1 为目标函数,将 TLP-FWT-NES 动力学模型的纵摇初始角度设为 1° ,利用贝叶斯优化方法对 NES 参数进行数值寻优,获得各质量比下的最小目标函数值,如图 4(a) 所示。结果表明,随着质量比增加,NES 的减振性能逐渐提升,但在超过 1.5% 后增益趋缓。综合考虑工程实用性与经济性,本文选取质量比为 1.64% (200 t) 的 NES 进行减振研究。图 4(b) 给出了质量比为 1.64% 时的贝叶斯优化可视化过程,其中蓝色实心点表示采样点(设为 100 个),基于采样点插值得到三维响应面,红色五角星为最优解位置。

与传统线性减振器不同,NES 的目标能量转移机制存在最低输入能量阈值,其减振有效性高度依赖于主系统的输入能级^[30]。为考察这一特性,本文以 J_1 为目标函数,分别在风机纵摇初始角为 0.5° 、 1° 和 1.5° 三种输入能级下开展参数优化研究。优化结果如图 5 所示,可以看出,随着输入能级增加,NES 的最优刚度系数呈减小趋势,而阻尼系数与输入能级关系不显著。类似规律亦在 Oliva 等^[31] 的研究中得到验证。这一现象表明,NES 的最优刚度系数随输入能级升高而减小,较低刚度对应更低的能量激活阈值,使其在中低海况下亦能被触发并实现减振。因此,在高能级条件下进行参数优化的 NES

可得到更低的能量激活阈值, 从而确保优化结果在较低能级工况下同样适用。考虑到 TLP-FWT 在风

暴停机的极端海况下最大纵摇响应通常在 1° 左右, 本文将该值作为后续 NES 参数优化的输入能级。

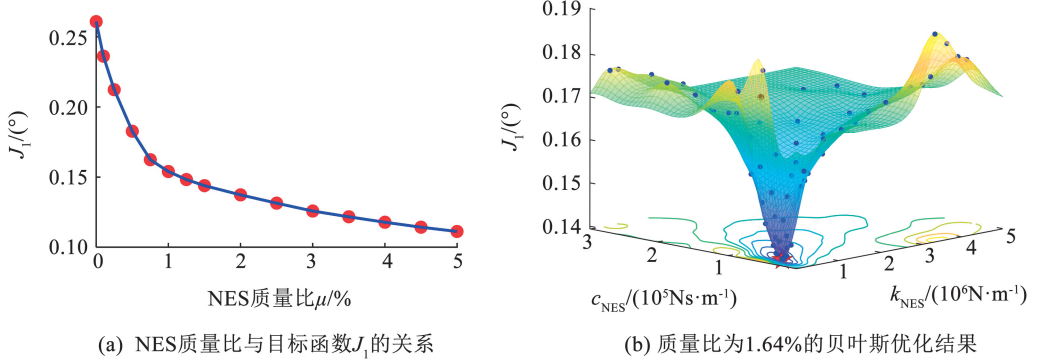


图 4 NES 质量比与目标函数 J_1 的关系和质量比为 1.64% 的贝叶斯优化结果

Fig. 4 Relationship between NES mass ratio and the objective function J_1 , and Bayesian optimization process at mass ratio of 1.64%

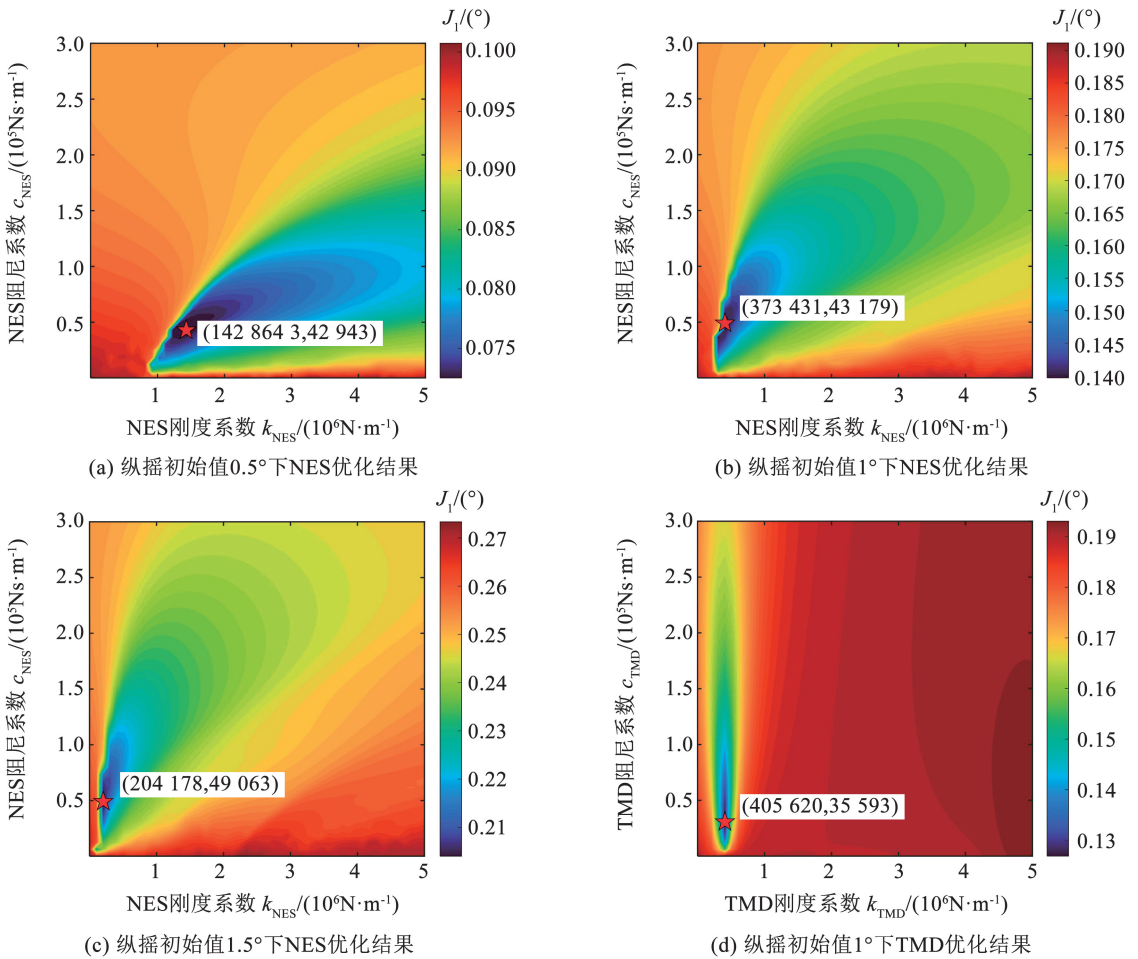


图 5 NES 在不同输入能级下的 J_1 优化结果对比和 TMD 在纵摇初始值为 1° 下的 J_1 优化结果

Fig. 5 Comparison of J_1 optimisation results for NES under different input energy levels and TMD results at 1° initial pitch angle

为更直观地评价 NES 对浮式风机的减振性能, 本文设计了相同附加质量条件下的 TMD 与 NES 对比分析。图 6 给出了风机纵摇初始角为 1° 时两者的优化结果。结果表明, 相较于 TMD, NES 的最优减振性能对应的刚度系数分布范围更

宽, 显示出其对自身刚度变化更强的鲁棒性。这意味着 NES 在工程实际中对参数选取的依赖性较低, 能够在较大参数区间内保持稳定的减振效果, 从而提升其适应不同海况和不确定环境载荷的能力。

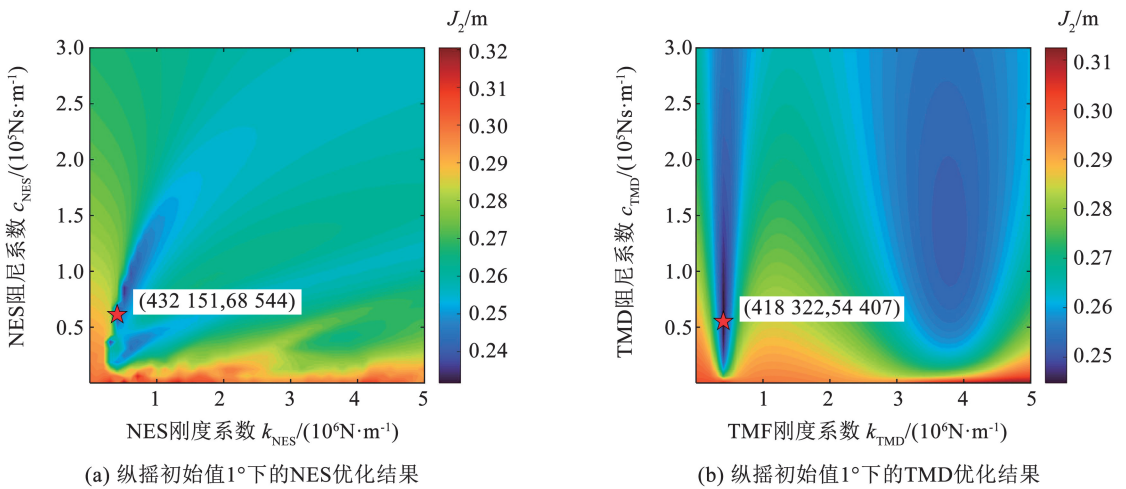


图 6 NES 和 TMD 在纵摇初始值为 1° 下的 J₂ 优化结果

Fig. 6 Optimisation results of J₂ for NES and TMD at 1° initial pitch angle

2.3 减振性能分析

表 5 汇总了 NES 与 TMD 分别以 J_1 和 J_2 为目标函数优化所得到的最优参数组合。对应的时域与频域控制效果如图 7 与图 8 所示。由图 7 可见,当控制目标为浮台纵摇时,TMD 通过对单一振动频率的精确调谐,能显著抑制平台纵摇,减振效果优于 NES。相较之下,NES 在该条件下表现受限,其非线性能量转移主要被束缚在低频纵摇附近,难以对高频塔筒振动能量实现捕捉和吸收,宽频减振优势未被充分激活。相对地,图 8 表明当控制目标为塔筒前后一阶振动时,NES 能显著降低塔顶位移,并对纵

摇亦产生一定抑制,表明其非线性能量转移具备由高阶向低阶的级联特性,能够在多阶振动间实现更有效的能量分配与耗散。相比之下,由于 TLP-FWT 的塔筒与浮台存在强耦合,塔筒前后一阶振动的主频分量仍集中于纵摇频率附近,TMD 参数因此仍被调谐至纵摇频率,其对纵摇的抑制依然突出,但却无法对塔筒前后一阶振动进行有效的控制。这一现象也印证了 NES 的宽频减振能力依赖于其共振捕获级联机制,该机制能够实现从高频向低频的能量捕获,但针对低频控制选取的参数组合无法有效激活对高频振动的控制。

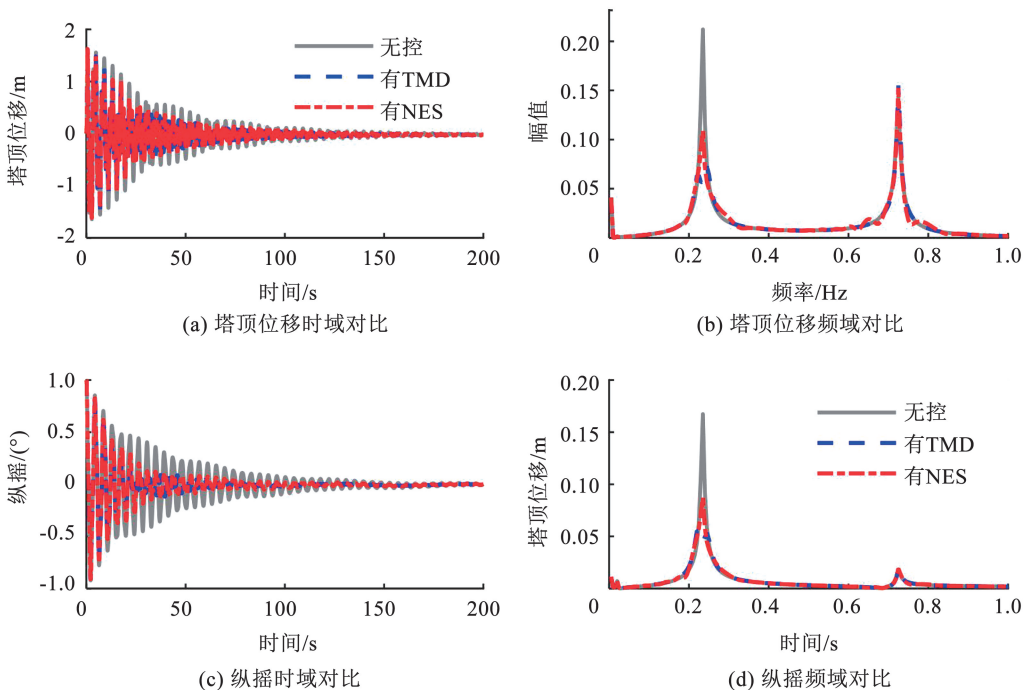


图 7 以 J_1 为目标函数的 NES 和 TMD 减振性能对比

Fig. 7 Comparison of NES and TMD vibration reduction performance with the objective function J_1

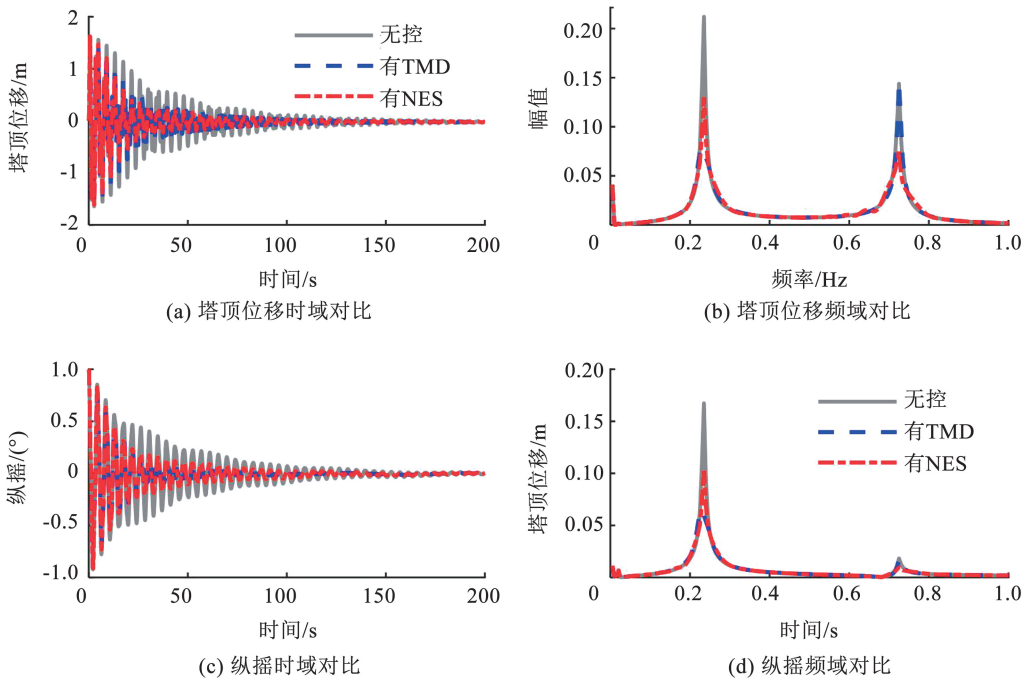


图 8 以 J_2 为目标函数的 NES 和 TMD 减振性能对比

Fig. 8 Comparison of NES and TMD vibration reduction performance with the objective function J_2

表 5 参数优化结果

Tab. 5 Parameter optimization results

类型	目标函数	$k_{NES}/(N \cdot m^{-1})$	$c_{NES}/(Ns \cdot m^{-1})$	纵摇标准差/(°)	纵摇抑制率/%	塔顶位移标准差/m	位移抑制率/%
NES	J_1	373 431	43 179	0.139 5	26.28	0.254 4	15.64
TMD	J_1	405 620	35 593	0.126 8	32.97	0.247 1	18.07
NES	J_2	432 151	68 544	0.143 6	24.02	0.229 6	23.61
TMD	J_2	418 322	54 407	0.131 5	30.43	0.244 7	18.60

3 全耦合数值模拟验证

3.1 全耦合风机模型

为验证所提出 NES 参数优化方法的有效性及其减振性能,本文选取 3 类具有代表性的海况进行全耦合数值模拟。其中工况 1 为风机正常运行下的额定工况,工况 2 为南海一年一遇的风浪工况,工况 3 为风机遭受风暴极端天气时的停机工况。在数值模拟中,波浪输入采用 OpenFAST 中 HydroDyn 模块生成的 JONSWAP 随机波谱,风场输入为 TurbSim 软件生成的 Kaimal 湍流风谱。各工况下的平均风速、湍流强度、有效波高及波浪周期如表 6 所示。

表 6 全耦合模拟海况

Tab. 6 Sea states for fully coupled simulations

工况	平均风速/ ($m \cdot s^{-1}$)	湍流强度/%	有效波高/m	波普周期/s
1	11.4	16.0	2.02	5.47
2	21.7	14.6	6.90	11.8
3	52.2	13.9	10.96	12.86

为了能够实现风机与 NES 的全耦合模拟,本文对 OpenFAST 中的 Structural Control 模块进行了二次开发。为研究 TMD 在浮式风机中的减振性能,La 等和 Park 等^[32-34]将 TMD 控制方程编译到 OpenFAST 的 Structural Control 模块,从而为研究人员提供了在不同类型风机及不同安装位置下进行多种减振装置耦合模拟的工具。基于其公开的 Structural Control 模块理论框架,在 OpenFAST 的 StrucCtrl.f90 文件里,TMD 的控制方程表达式为

$$m_{TMD} \ddot{x}_{TMD} - m_{TMD} (\dot{\omega}_{P1}^2 + \dot{\omega}_{P2}^2) x_{TMD} + k_{TMD} x_{TMD} + c_{TMD} \dot{x}_{TMD} = m_{TMD} g + m_{TMD} \ddot{x}_P + f_{stop} + f_{ext} \quad (36)$$

式中: m_{TMD} 、 k_{TMD} 、 c_{TMD} 分别为 TMD 的质量、刚度系数和阻尼系数, x_{TMD} 为 TMD 相对于初始位置的位移, $\dot{\omega}_P$ 为 TMD 随风机全局坐标系运动的加速度, f_{stop} 为停止力, f_{ext} 为用户自定义的输入外力, $\dot{\omega}_{P1}$ 和 $\dot{\omega}_{P2}$ 分别为风机机舱和 TMD 的角加速度, g 为重力加速度。现将线性刚度 k_{TMD} 改为立方刚度 k_{NES} ,式(36)可改

写为

$$m_{NES} \ddot{x}_{NES} - m_{NES} (\dot{\omega}_{P1}^2 + \dot{\omega}_{P2}^2) x_{NES} + k_{NES} x_{NES}^3 + c_{NES} \dot{x}_{NES} = m_{NES} g + m_{NES} \ddot{x}_P + f_{stop} + f_{ext} \quad (37)$$

最后在 OpenFAST 的 StrucCtrl.f90 文件中将基于 Fortran 语言编译的 TMD 控制方程修改为 NES 控制方程,即可实现浮式风机与 NES 的全耦合数值模

拟。为验证所开发 OpenFAST-NES 的正确性,本文在工况 3 下对比了 TMD 与 NES 的恢复力曲线,如图 9 所示。从图中可见,OpenFAST 输出的 NES 恢复力曲线呈现明显的立方非线性特征,表明所编译的 OpenFAST-NES 软件能够准确表征 NES 的非线性动力学行为。

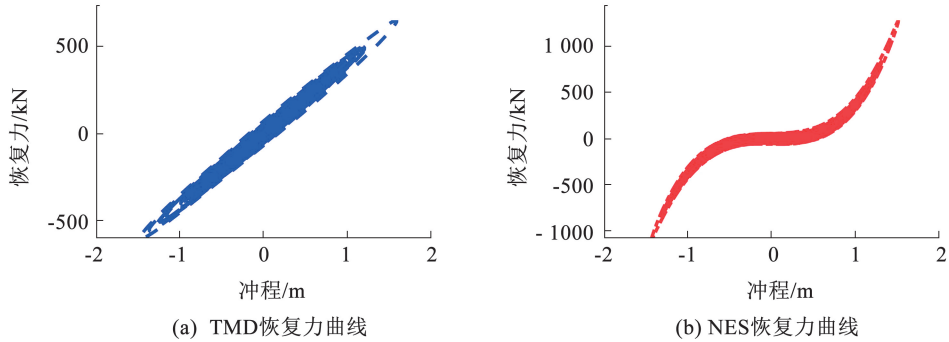


图 9 工况 3 下 OpenFAST 输出的 TMD 和 NES 恢复力曲线

Fig. 9 Restoring force curves of TMD and NES output by OpenFAST under Case 3

3.2 多工况减振性能分析

在构建并验证了 OpenFAST-NES 全耦合数值模拟工具后,本文分别将以 J_1 和 J_2 为目标函数优化得到的最优 TMD 与 NES 代入 OpenFAST 与 OpenFAST-NES 中进行全耦合数值模拟。需要指出的是,在风暴停机工况 3 下的数值模拟中,须关闭风轮与发电机的转动自由度,并将叶片桨距角设定为 90° 。每组工况的仿真时长为 630 s,时间步长为 0.012 5 s。为保证发电机转矩与叶片运动处于稳定状态,本文在后处理时舍弃前 30 s 的不稳定数据,以确保结果的可靠性。

图 10 展示了风暴停机工况 3 下,以 J_1 为目标函数优化得到的最优 TMD 和 NES 对风机塔顶位移和浮台纵摇减振性能对比图。在风浪停机的工况下,由于风机停止运行,且风机叶片桨距角被调整为 90° 状态,气动激励显著减弱,塔筒前后一阶振动相对较小,因而在风机塔顶位移频谱图中主要为风机纵摇频率和波浪频率成分。频谱对比表明,TMD 通过精确匹配纵摇频率,可更有效抑制平台纵摇,这一

结果与基于动力学模型得到的优化结论一致。虽然 NES 在纵摇频率处的抑制效果不及 TMD,但能够削弱部分由波浪激励引起的宽频响应,从而对整体响应仍具补益。表 7 的定量结果进一步说明,在工况 3 下,NES 和 TMD 对塔顶加速度的抑制率分别为 8.18% 和 15.79%,可有效降低机舱机电部件与叶片因过大加速度导致的疲劳与失效风险。对锚链张力的抑制率分别为 7.94% 和 8.87%,有助于减轻疲劳累积并降低松弛事件发生概率。而 NES 和 TMD 对纵摇的抑制率几乎一致,分别为 3.66% 和 3.95%,在工况 2 下 NES 甚至优于 TMD。

然而值得注意的是,TLP-FWT 塔筒与浮台之间存在强耦合,塔筒前后一阶响应主要由纵摇驱动,在停机工况下塔筒前后一阶振动能量占比偏低,NES 多模式振动控制优势难以充分激发,而 TMD 凭借对单一主导振动频率的高效调谐更能发挥作用。由此可见,在以纵摇为主的窄带响应占优情形,TMD 减振效果更佳;而当波浪导致宽频振动成分增强或高频振动显著时,NES 更具潜力。

表 7 以 J_1 为目标函数的 NES 和 TMD 对风机响应的抑制率

Tab. 7 Suppression rates of NES and TMD for wind turbine responses with objective function J_1

工况	类型	抑制率/%					最大冲程/m
		塔顶位移	塔顶加速度	纵摇	塔底弯矩	锚链拉力	
1	NES	0.01	0.18	-0.23	0.17	-0.10	0.50
	TMD	1.78	1.56	0.82	3.42	-0.01	0.40
2	NES	0.85	1.17	2.72	-0.43	4.07	1.14
	TMD	2.46	2.99	1.80	1.66	3.22	0.71
3	NES	8.13	8.18	3.66	7.75	7.94	1.50
	TMD	15.81	15.79	3.95	14.49	8.87	1.60

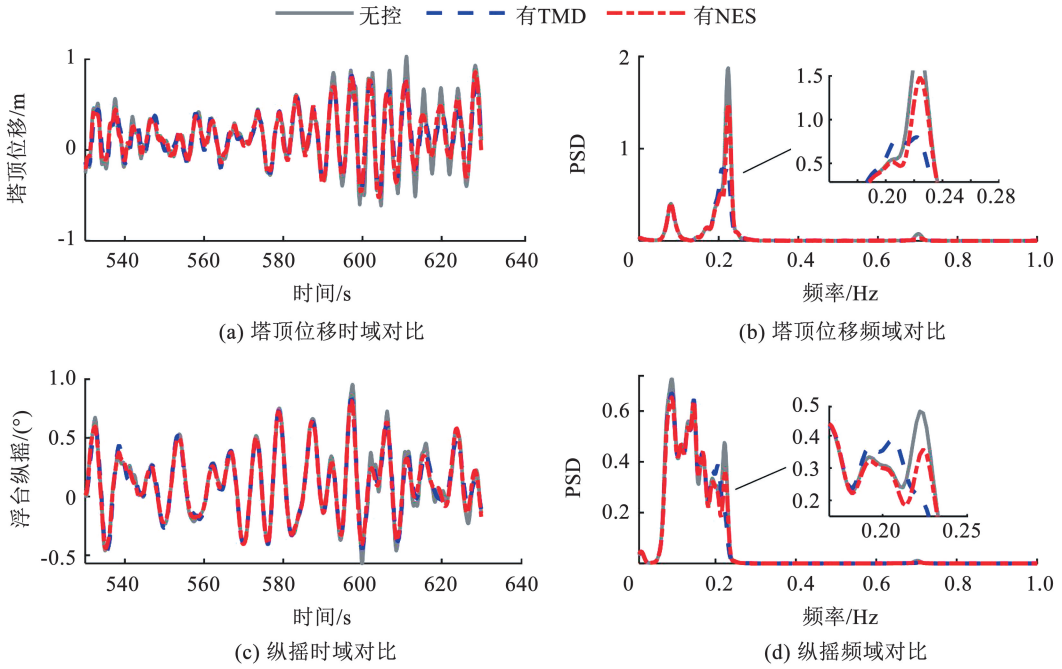


图 10 工况 3 下以 J_1 为目标函数的 NES 和 TMD 减振性能对比

Fig. 10 Comparison of NES and TMD vibration reduction performance with the objective function J_1 under Case 3

同理,将以 J_2 为目标函数优化得到的最优 NES 与 TMD 分别代入 OpenFAST 与 OpenFAST-NES 中进行全耦合数值模拟。图 11 给出了工况 3 下 NES 和 TMD 对塔顶位移与浮台纵摇的时域和频域对比。结果显示,由于 TLP-FWT 的整体动力学受浮台纵摇主导,布置于浮台内的 NES 与 TMD 对纵摇的直接抑制更为有效,塔筒响应的降低主要通过塔筒和浮台耦合链路间接实现,二者均能在一定程度上同时减小塔筒与浮台的振动。结合表 8 可见,尽管以控

制塔筒前后一阶振动为目标 (J_2) 进行优化的最优 NES 和 TMD 最大冲程较小,但相应的减振性能有所衰减。而以控制纵摇为目标 (J_1) 进行优化的最优 NES 和 TMD 在工况 3 下的最大冲程均不超过 2 m,可满足直径为 18 m 的 TLP 布置空间与行程安全裕度要求,且整体减振效果更优。因此,安装于 TLP-FWT 浮台中的 NES 和 TMD 以控制浮台纵摇响应为目标函数进行参数优化选取更能发挥它们的减振性能。

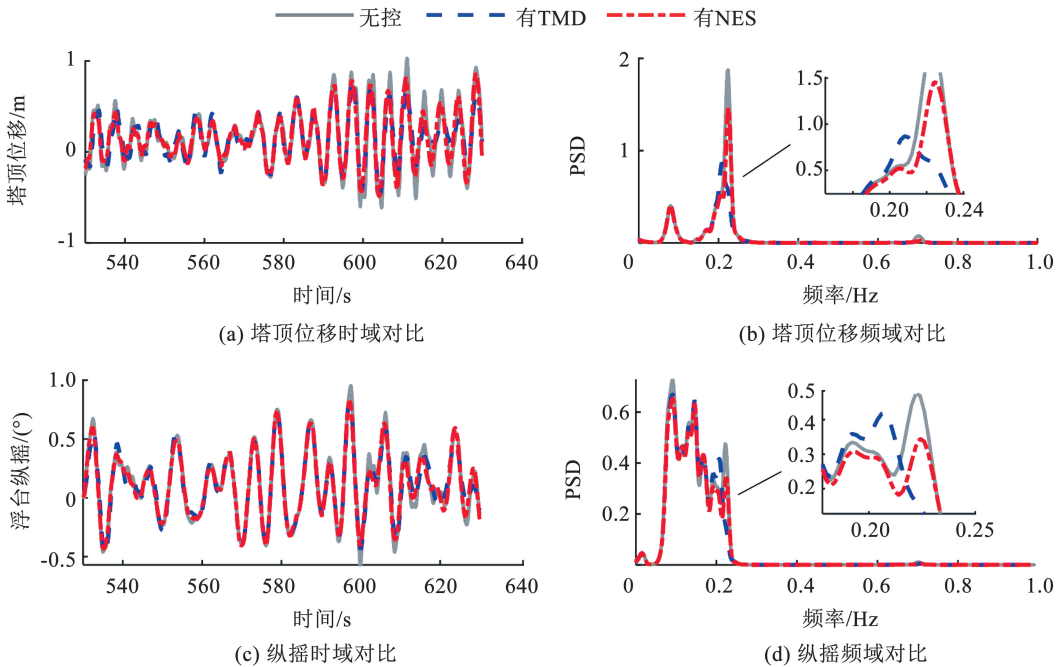


图 11 工况 3 下以 J_2 为目标函数的 NES 和 TMD 减振性能对比

Fig. 11 Comparison of NES and TMD vibration reduction performance with the objective function J_2 under Case 3

表 8 以 J_2 为目标函数的 NES 和 TMD 对风机各响应的抑制率Tab. 8 Suppression rates of NES and TMD for wind turbine responses with objective function J_2

工况	类型	抑制率/%					最大冲程/m
		塔顶位移	塔顶加速度	纵摇	塔底弯矩	锚链拉力	
1	NES	0.15	0.27	-0.12	0.24	-0.89	0.45
	TMD	1.46	2.84	0.65	1.28	-0.16	0.31
2	NES	0.97	1.40	2.40	-0.31	3.73	1.08
	TMD	2.09	2.62	1.69	1.33	3.11	0.63
3	NES	7.97	8.05	3.12	7.43	7.23	1.36
	TMD	12.98	12.99	3.08	11.85	7.41	1.25

4 结 论

本文建立了 TLP-FWT-NES 的四自由度动力学模型,并以浮台纵摇与塔筒前后向一阶振动为控制目标,对安装于浮台的非线性能量阱进行了参数优化研究,同时与调谐质量阻尼器的减振性能开展了系统对比。最后结合 OpenFAST 的多工况全耦合数值模拟,对 NES 在复杂海况下的减振性能进行了综合评估。主要结论如下:

1) 相较于 TMD, NES 对自身刚度系数变化具有更好的鲁棒性,并依托共振俘获级联机制展现出抑制结构多阶振动频率的潜力,而 TMD 的调谐作用则仅限于单一振动频率。

2) 以高阶振动频率为控制目标进行参数优化,能够更好地发挥 NES 的多模式振动控制特性,而以低阶振动频率为目标时则难以兼顾高阶振动响应。

3) NES 的最优参数组合与主结构输入能量密切相关,随着输入能量增加,其最优刚度系数呈减小趋势,而阻尼系数基本保持稳定。

4) 多工况全耦合数值模拟结果显示,当 NES 安装于风机浮台中时,其共振俘获级联机制未能得到充分激发,导致整体减振性能不及 TMD。

本研究表明 NES 在浮式风机多模式振动控制中具有潜在应用价值,但其性能受布置位置及能量输入特征影响较大,后续可进一步探索其在机舱和塔筒等关键部位的布置方案,并结合复杂风浪载荷与非平稳响应特性,深入评估 NES 减振性能。

参考文献

[1] CARROLL J, MCDONALD A, MCMILLAN D. Failure rate, repair time and unscheduled O&M cost analysis of offshore wind turbines

- [J]. Wind Energy, 2016, 19(6): 1107
- [2] LACKNER M A, ROTEVA M A. Structural control of floating wind turbines[J]. Mechatronics, 2011, 21(4): 704
- [3] STEWART G, LACKNER M. Offshore wind turbine load reduction employing optimal passive tuned mass damping systems[J]. IEEE Transactions on Control Systems Technology, 2013, 21(4): 1090
- [4] SI Y, KARIMI H R, GAO H. Modelling and optimization of a passive structural control design for a spar-type floating wind turbine [J]. Engineering Structures, 2014, 69: 168
- [5] ZHAO Z, WANG W, HAN D, et al. Structural control of an ultra-large semi-submersible floating offshore wind turbine[J]. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2021, 143(3): 032004
- [6] YANG J, HE E M, HU Y Q. Dynamic modeling and vibration suppression for an offshore wind turbine with a tuned mass damper in floating platform[J]. Applied Ocean Research, 2019, 83: 21
- [7] YANG J J, HE E M. Coupled modeling and structural vibration control for floating offshore wind turbine [J]. Renewable Energy, 2020, 157: 678
- [8] PARK G, OH K Y, NAM W. Parent nested optimizing structure for vibration reduction in floating wind turbine structures[J]. Journal of Marine Science and Engineering, 2020, 8(11): 876
- [9] 贺尔铭, 胡亚琪, 张扬. 基于 TMD 的海上浮体风力机结构振动控制研究[J]. 西北工业大学学报, 2014, 32(1): 55
HE Erming, HU Yaqi, ZHANG Yang. Structural vibration control of offshore floating wind turbine based on TMD [J]. Journal of Northwestern Polytechnical University, 2014, 32(1): 55
- [10] 杨佳佳, 贺尔铭, 胡亚琪. 浮动平台内 TMD 对 Barge 式海上浮动风机的振动抑制研究 [J]. 西北工业大学学报, 2018, 36(2): 238
YANG Jiajia, HE Erming, HU Yaqi. Vibration mitigation of the Barge-type offshore wind turbine with a tuned mass damper on floating platform [J]. Journal of Northwestern Polytechnical University, 2018, 36(2): 238
- [11] 杨佳佳, 贺尔铭, 姚文旭, 等. 抑制海上浮式风力机振动的 TMD 限位策略研究 [J]. 振动与冲击, 2020, 39(15): 18
YANG Jiajia, HE Erming, YAO Wenxu, et al. TMD limited

- position strategy for vibration suppression of floating offshore wind turbines[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2020, 39(15): 18
- [12] DINH V N, BASU B. Passive control of floating offshore wind turbine nacelle and spar vibrations by multiple tuned mass dampers; passive control of floating wind turbines by mtmds[J]. *Structural Control and Health Monitoring*, 2015, 22(1): 152
- [13] HAN D, WANG W, LI X, et al. Optimization design of multiple tuned mass dampers for semi-submersible floating wind turbine[J]. *Ocean Engineering*, 2022, 264: 112536
- [14] HU Y, WANG J, CHEN M Z Q, et al. Load mitigation for a barge-type floating offshore wind turbine via inerter-based passive structural control[J]. *Engineering Structures*, 2018, 177: 198
- [15] HU Y, CHEN M Z Q. Passive structural control with inerters for a floating offshore wind turbine [C]//The 36th Chinese Control Conference (CCC). Dalian: IEEE, 2017: 9266
- [16] HU Y, CHEN M Z Q. Inerter-based passive structural control for load mitigation of wind turbines[C]//The 29th Chinese Control and Decision Conference (CCDC). Chongqing: IEEE, 2017: 3056
- [17] CHEN M Z Q, LI Z, WANG H, et al. Seismic response mitigation of a wind turbine via inerter-based structural control[J]. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 2023, 21(3): 1361
- [18] ZHANG Z, HØEG C. Inerter-enhanced tuned mass damper for vibration damping of floating offshore wind turbines [J]. *Ocean Engineering*, 2021, 223: 108663
- [19] ZHANG Z, LARSEN T G. Optimal calibration of the rotational inertia double tuned mass damper (RIDTMD) for rotating wind turbine blades [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2021, 493: 115827
- [20] 曾伟杰, 张颖, 邓燕飞, 等. 基于双惯容调谐质量系统的半潜式海上风力机振动控制 [J]. *上海交通大学学报*, 2024, 58(7): 983
- ZENG Weijie, ZHANG Ying, DENG Yanfei, et al. Vibration control of semi-submersible offshore wind turbines using inerter-based absorbers[J]. *Journal of Shanghai Jiaotong University*, 2024, 58(7): 983
- [21] VAKAKIS A F. Inducing passive nonlinear energy sinks in vibrating systems[J]. *Journal of Vibration and Acoustics*, 2001, 123(3): 324
- [22] GENDELMAN O, MANEVITCH L I, VAKAKIS A F, et al. Energy pumping in nonlinear mechanical oscillators: part I—dynamics of the underlying Hamiltonian systems [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2001, 68(1): 34
- [23] VAKAKIS A F, GENDELMAN O. Energy pumping in nonlinear mechanical oscillators: part II—resonance capture [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2001, 68(1): 42
- [24] ZENG W, GUO C, REN W X, et al. Nonlinear energy sink for vibration reduction in offshore wind turbines under rotating blade-wind-wave loads: parameter selection and test verification [J]. *Renewable Energy*, 2025, 251: 123435
- [25] ZHANG H, WEN B, TIAN X, et al. Vibration reduction of floating offshore wind turbine with nonlinear vibration absorber: concept, numerical analysis and experimental tests [J]. *Ocean Engineering*, 2025, 331: 121196
- [26] MCFARLAND D M, BERGMAN L A, VAKAKIS A F. Experimental study of non-linear energy pumping occurring at a single fast frequency [J]. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 2005, 40(6): 891
- [27] TRACY C, CHRISTOPHER H. Parametric design of floating wind turbines [D]. Cambridge: Massachusetts Institute of Technology, 2007
- [28] MATHA D. Model development and loads analysis of an offshore wind turbine on a tension leg platform with a comparison to other floating turbine concepts: SR-500-45891, 973961 [R]. Golden: NREL, 2009
- [29] SARPKEYA T. Force on a circular cylinder in viscous oscillatory flow at low Keulegan—Carpenter numbers [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1986, 165: 61
- [30] GENG X F, DING H, MAO X Y, et al. Nonlinear energy sink with limited vibration amplitude [J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2021, 156: 107625
- [31] OLIVA M, BARONE G, NAVARRA G. Optimal design of nonlinear energy sinks for SDOF structures subjected to white noise base excitations [J]. *Engineering Structures*, 2017, 145: 135
- [32] LA C W, LACKNER M A. Theory manual for the tuned mass damper module in fast v8 [J/OL]. (2020-08-03). <http://arxiv.org/abs/2008.02650>
- [33] PARK S, LACKNER M A, POURAZARM P, et al. An investigation on the impacts of passive and semiactive structural control on a fixed bottom and a floating offshore wind turbine [J]. *Wind Energy*, 2019, 22(11): 1451
- [34] PARK S, LACKNER M A. Edgewise vibration suppression of multi-megawatt wind turbine blades using passive tuned mass dampers [J]. *Wind Engineering*, 2021, 45(5): 1082