

摩擦阻尼器对海上风力机塔架抗震性能研究

薛世成, 闫阳天, 李 春, 杨 阳

(上海理工大学 能源与动力工程学院, 上海 200093)

摘 要:为分析摩擦阻尼器对近海单桩风力机结构抗震性能的影响,以单桩式 NREL 5MW 海上风力机为研究对象,基于有限元理论,建立三维多物理场模型,对多组实测地震下摩擦阻尼器在近海风力机结构抗震中的应用效果展开研究。结果表明:摩擦阻尼器对风力机塔顶振动具有显著控制效果,伪谱加速度最大时可使塔顶位移降低 54.79%,但进入滑移状态后其无法复位的特性会导致风力机塔顶位移平均值无法恢复到震前状态;摩擦阻尼器可有效缓解因地震激励造成的塔壁应力集聚现象,Mises 应力最大值降低 17.96%;摩擦阻尼器对强伪谱加速度(PSA)地震导致的风力机塔顶位移及海床处弯矩控制效果更佳,而对弱 PSA 地震导致的结构响应控制效果则较为一般。

关 键 词:海上风力机;摩擦阻尼器;动力响应;地震;振动控制

中图分类号:TK83 文献标识码:A DOI:10.16146/j.cnki.rndlge.2021.11.022

[引用本文格式]薛世成,闫阳天,李 春,等.摩擦阻尼器对海上风力机塔架抗震性能研究[J].热能动力工程,2021,36(11):154-163. XUE Shi-cheng, YAN Yang-tian, LI Chun, et al. Study on the influence of friction damper on anti-seismic performance of offshore wind turbine tower[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2021, 36(11):154-163.

Study on the Influence of Friction Damper on Anti-seismic Performance of Offshore Wind Turbine Tower

XUE Shi-cheng, YAN Yang-tian, LI Chun, YANG Yang

(School of Energy and Power Engineering, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai, China, Post Code:200093)

Abstract: In order to explore the influence of friction damper on the anti-seismic performance of single pile offshore wind turbine structure, taking the single pile NREL 5MW offshore wind turbine as the research object, based on the finite element theory, a three-dimensional multi-physical field model was established to study the applicable effect of friction damper on the anti-seismic performance of offshore wind turbine structure under multi-groups of measured earthquakes. The results show that the friction damper has a significant control effect on the vibration of the wind turbine tower top, and the tower top displacement can be reduced by 54.79% at the maximum pseudo-spectra acceleration (PSA), but it cannot be reset after entering the slip state, which will lead to the failure of the average displacement of the wind turbine tower top to return to the pre-earthquake state. The friction dampers can effectively reduce the Mises stress concentration phenomenon of tower wall caused by seismic excitation, the maximum of Mises stress is reduced by 17.96%. The friction damper has better control effect on the displacement of wind turbine tower top and the bending moment of sea floor caused by strong PSA earthquake, while the control effect

收稿日期:2020-09-06; 修订日期:2020-10-09

基金项目:国家自然科学基金(51976131, 51676131);上海市“科技创新行动计划”地方院校能力建设项目(19060502200)

Fund-supported Project: National Natural Science Foundation of China(51976131, 51676131); Local College and University Capacity Building Project of Science and Technology Innovation Action Plan of Shanghai(19060502200)

作者简介:薛世成(1996-),男,山西大同人,上海理工大学硕士研究生。

通讯作者:李 春(1963-),男,北京人,上海理工大学教授。

on the structural response caused by weak PSA earthquake is more general.

Key words: offshore wind turbine, friction damper, dynamic response, earthquake, vibration control

引 言

陆上风能历经多年开发渐趋饱和,风能利用领域由陆到海加速拓展^[1]。新型服役环境对海上风力机设计提出新挑战,尤其是在我国海上风电场最密集的东南沿海地区,海上风力机在面对风、浪及流等常规载荷的同时,还需抵御环太平洋地震带频发地震极端载荷侵袭^[2]。作为典型顶部大质量集中的高耸柔性钢管塔型结构,风力机塔架极易因地震作用产生过度振动,进而导致严重破坏性事故。相关研究表明,风力机叶片等部件的损坏往往由塔架破坏倒塌所致^[3-4]。因此,为保证风力机发电效率与结构安全,对振动控制的研究极为必要。

传统振动控制多通过增强被控结构自身刚度与抗侧移能力实现,但此法消极被动且费用昂贵^[5]。近四十年来,通过为被控结构安装被动、半主动或主动控制装置提供附加阻尼实现振动控制的措施受到广泛关注^[6]。通过附加振动控制装置控制风力机振动始于 Enevoldsen 等人^[7]对调谐质量阻尼器(Tuned Mass Damper, TMD)控制风力机塔架振动的开创性工作,此后国内外学者跟进开展大量研究。文献[8]基于多体动力学仿真工具 SIMPACK 对多重调谐质量阻尼器(Multiple Tuned Mass Dampers, MTMD)在 NREL 5 MW 单桩式海上风力机抗风波激励的应用进行研究,研究结果表明,MTMD 可有效降低塔基负载,但对叶片结构响应的控制效果并不明显。文献[9]对不同工况下 TMD 与调谐液柱阻尼器(Tuned Liquid Column Damper, TLCD)在 NREL 5 MW 导管架式海上风力机风致振动控制效果进行对比分析,发现 TMD 在正常运行工况时效率更高,而 TLCD 在停车工况下性能更好。文献[10]基于 SIMULINK 对调谐液柱气体阻尼器(Tuned Liquid Column Gas Damper, TLCGD)在风、波及地震载荷下导管架式海上风力机的振动控制效果进行研究,结果发现 TLCGD 具有显著的控制效果,且具有更高质量

的 TLCGD 对控制频率越敏感,但失调情况下可能会对结构产生破坏作用。

目前,对风力机附加振动控制装置的研究多集中于调谐型阻尼器,但其存在占用空间大及控制频带窄等缺点,而摩擦阻尼器因结构简单及与载荷频率无关的优势受到广泛关注^[11]。文献[12]对框架砌体结构应用摩擦阻尼器减振效果进行研究,研究表明,设置在底部的摩擦阻尼器在有效隔离地震激励向上部结构传递的同时可显著耗散地震能量,进而降低上部结构响应。文献[13]开发了一种新型二阶摩擦阻尼器,并通过实验及 ABAQUS 仿真研究阻尼器性能及其对多层框架结构的抗震效果,结果表明,该新型摩擦阻尼器通过一阶摩擦单元与二阶摩擦单元协同作用可显著提升摩擦阻尼器性能,对多层框架结构在地震下的动力响应有显著控制效果。文献[14]提出一种基于形状记忆合金的摩擦阻尼器,通过 SAP2000 软件中的多线性弹性模型和 Bouc-Wen 模型并行组合准确预测其机械性能,对附加新型摩擦阻尼器的多层框架结构研究表明其可有效降低地震导致的最大层间漂移比。

上述研究中被控对象仅限于多层框架结构,未考虑风力机这类顶部具有集中质量的高耸塔型结构,两者结构存在的巨大差异导致已有的研究结论不再适用。因此,有必要对摩擦阻尼器在风力机振动控制中的应用进行研究。

本文以 NREL 5 MW 单桩式海上风力机为研究对象,基于通用有限元软件 ABAQUS 建立附加摩擦阻尼器的海上风力机多环境载荷联合作用模型,对比分析不同地震激励下海上风力机动力学响应,研究摩擦阻尼器对不同地震载荷的减震效果,以期为摩擦阻尼器在海上风力机灾害控制设计中的应用提供参考。

1 研究对象

1.1 风力机模型

NREL 5 MW 单桩式风力机结构设计参数如表 1 所示^[15]。

表 1 NREL 5 MW 风力机主要参数

Tab.1 Main parameters of NREL 5 MW wind turbine

参数	数值
额定功率/MW	5
额定风速/ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$	11.4
额定转速/ $\text{r} \cdot \text{min}^{-1}$	12.1
风轮直径/m	126
轮毂直径/m	3
塔顶外径/m	3.87
塔顶壁厚/m	0.019
塔架高度/m	87.6
轮毂质量/kg	56 780
叶片质量/kg	17 740
机舱质量/kg	240 000
塔架质量/kg	347 460
塔底外径/m	6
塔底壁厚/m	0.027

塔架用高强度钢的密度为 $8\,500\text{ kg/m}^3$,弹性模量为 210 GPa ,泊松比为 0.3 ,材料屈服极限为 380 MPa ^[16]。钢材使用理想弹塑性模型。为避免过于复杂的建模过程,对塔架结构上存在的各类细微结构进行简化处理。风力机模型及部分结构数据如图 1 所示。

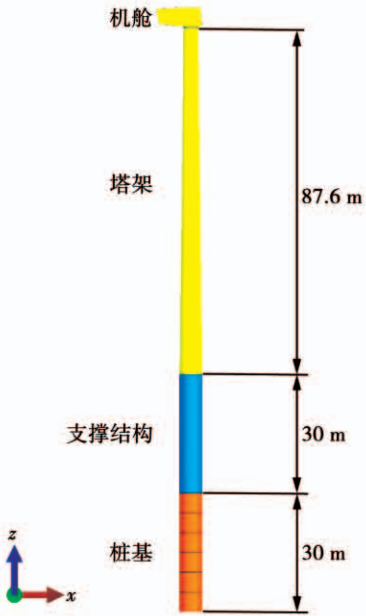


图 1 单桩式支撑结构海上风力机结构模型
Fig.1 Structural model of offshore wind turbine with single pile support structure

1.2 土 - 构耦合效应建模

在地震的往复剪切作用下,因土壤与结构物理性质不同而在两者间产生的相互作用称为土 - 构耦合效应 (Soil Structure Interaction, SSI)。对 SSI 效应准确建模是进行地震动力学响应分析的前提^[17]。

本文以等效线性本构实体土体模型及主从接触面模型协同模拟 SSI 效应。以等效线性本构描述土壤在地震作用下的非线性行为,该本构基于黏弹性理论,具有直接根据实验数据得出及概念明确直观的优点,等效线性本构为^[18]:

土的黏弹性:
$$\tau = G\gamma + \eta_c \dot{\gamma}$$
 (1)

式中: G — 土剪切模量, Pa; τ — 剪应力, Pa; γ — 剪应变; η_c — 剪切黏滞系数。

剪切黏滞系数:
$$\eta_c = 2G\lambda/\omega$$
 (2)

式中: λ — 阻尼比; ω — 圆频率, Hz。

土剪切模量比 $G/G_{\max}$ 与阻尼比 λ 和剪应变 γ 的关系基于实验得出,进而确定剪切模量,最大剪切模量为:

$$G_{\max} = kp_a (\sigma_m/p_a)^n$$
 (3)

式中: k — 模量系数; n — 模量指数; σ_m — 土体围压, Pa; p_a — 工程大气压, Pa。

由于不同深度海床土壤具有不同物理性质,故将土体模型由上到下依次分为粉土、粉砂夹粉土及粉质粘土 3 个土层,土体模型采用三维八节点实体单元。为避免动力计算过程中外行波在刚性截断边界面上反射进而将能量传递回分析模型,采用在有限元模型外侧结合无限元边界的方法进行处理,土体模型如图 2 所示。土体动力学及静力学参数如表 2 所示。

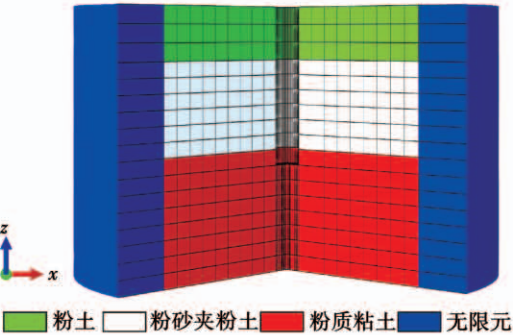


图 2 土体模型
Fig.2 Soil model

表 2 土体动力学及静力学参数

Tab.2 Kinetics and statics parameters of soil

参 数	粉土	粉砂夹粉土	粉质粘土
埋深/m	0 ~ 10	10 ~ 27	27 ~ 50
密度/kg · m ⁻³	1870	1840	1960
弹性模量/MPa	67	72	45
泊松比	0. 250	0. 245	0. 270
内摩擦角/(°)	22. 5	28. 8	14. 8
黏聚力/MPa	0. 032	0. 016	0. 049
模量系数 <i>k</i>	844	836	851
模量指数 <i>n</i>	0. 55	0. 63	0. 50

通过主从接触面模型描述土与结构间的能量交换,其中法向接触本构基于硬接触模型,切向接触本构基于“罚函数”法加强的库伦摩擦模型。

2 环境载荷

2.1 地震载荷

为分析摩擦阻尼器在不同地震载荷下的控制效果,从太平洋地震工程研究中心(Pacific Earthquake Engineering Research Center, PEERC)基于全球地震观测记录建立的 PEER NGA 数据库中选择真实地震运动数据^[19]。对于地震记录的选取,文献[20]建议采用以下准则:里氏震级为 M6.5 ~ 8.0,地面加速度峰值(Peak Gound Acceleration,PGA)大于 0.2*g* 或地面速度峰值(Peak of Ground Velocity,PGV)大于 0.15 m/s。根据该准则从 1979 年至 1999 年发生的 6 个地震中选择 10 组监测数据,如表 3 所示。所选地震平均震级为 M7.0,其中大部分发生于近海岸地区。

由于地震发生地区的地质条件与本文研究风力机所处地质条件存在差异,需要对地震加速度记录进行目标谱匹配,以使地震记录频域特性符合东南沿海地区地质特征。目标反应谱由中国建筑抗震设计规范 GB50011-2010^[21]给出,其中设计加速度为 0.40*g*、阻尼比为 5%。对东南沿海地区的中硬场地,特征周期的取值为 0.43 s。对选取的地震记录进行目标谱匹配处理。以 Duzce 监测站记录的 *y* 方

向地震数据为例,图 3 为进行匹配前后频域及时域加速度变化情况。

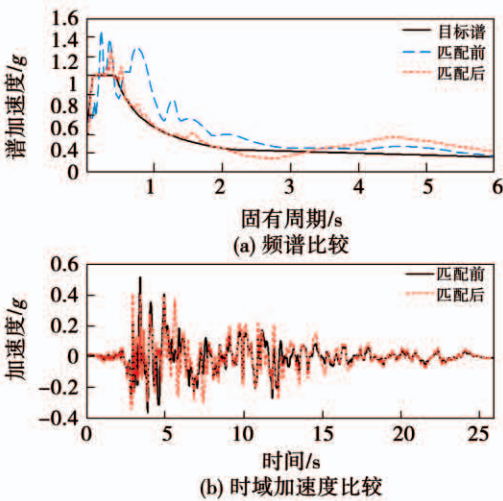


图 3 目标谱匹配前后地震记录比较
Fig.3 Comparison of seismic records before and after target spectrum matching

如图 3 所示,匹配后的地震记录具有目标谱频域特征,表明目标谱匹配后的地震记录可用于代表所选地区的地震。

伪谱加速度(Pseudo Spectral Acceleration,PSA)为结构固有周期对应的地震谱加速度,代表地震载荷对结构模态的影响能力。NREL 5 MW 风力机对应的伪谱加速度如表 3 所示。

表 3 不同地震地面加速度峰值与伪谱加速度
Tab.3 Peak ground acceleration(PGA) and pseudo-spectral acceleration(PSA) of different earthquakes

序号	地震记录名称	震级	PGA/ <i>g</i>	PSA/ <i>g</i>
1	Imperial Valley-06	6.53	0.448	0.302
2	Imperial Valley-06	6.53	0.687	0.037
3	Northridge-01	6.69	0.640	0.08
4	Northridge-01	6.69	0.753	0.058
5	Loma Prieta	6.93	0.369	0.24
6	Loma Prieta	6.93	0.500	0.106
7	Duzce,Turkey	7.14	0.434	0.377
8	Landers	7.28	0.727	0.062
9	Chi-Chi,Taiwan	7.62	0.425	0.309
10	Chi-Chi,Taiwan	7.62	0.738	0.158

2.2 湍流风载荷

风力机所处湍流风场以 Kaimal 风谱模型模拟,其中轮毂高度处平均风速取 NREL 5 MW 风力机额定风速 11.4 m/s。Kaimal 湍流风谱模型^[22]如下:

$$S_m(f) = \frac{4\sigma_m^2 L_m / \bar{u}_{hub}}{(1 + 6fL_m / \bar{u}_{hub})^{5/3}} \tag{4}$$

式中: m —湍流风的不同分量; $S_m(f)$ —来流方向分量功率谱密度, W/Hz; $\bar{u}_{hub}$ —轮毂高度处平均风速, m/s; f —循环频率, Hz; L_m —整体尺寸参数; σ_m^2 —纵向风速方差。

垂直方向风速满足:

$$u(z) = \bar{u}_{hub} (z/z_{hub})^{0.2} \tag{5}$$

式中: $u(z)$ —垂直速度分布, m/s; z —高度, m; z_{hub} —轮毂所在高度, m。

水平方向风速满足空间相干模型:

$$S_{p,q}(f) = \zeta(\Delta r, f) \sqrt{S_{p,p}(f) \cdot S_{q,q}(f)} \tag{6}$$

式中: $S_{p,q}(f)$ — p, q 两节点间互功率谱, W; $\zeta(\Delta r, f)$ —相干系数; Δr —一节点间距离, m; $S_{p,p}(f)$ — p 点功率谱, W; $S_{q,q}(f)$ — q 点功率谱, W。

由 Kaimal 风谱模型生成的风场模型如图 4 所示。气动载荷求解基于风力机风轮气动力计算工具 FAST/Aerodyn,其根据叶素动量理论得出风力机轮毂中心处风轮推力,之后将风轮推力加载于有限元模型。

仿真总时长为 150 s,步长为 0.05 s,共需迭代 3 000 步。湍流风载荷作为初始载荷导入仿真过程,地震载荷在第 50 s 开始加载。

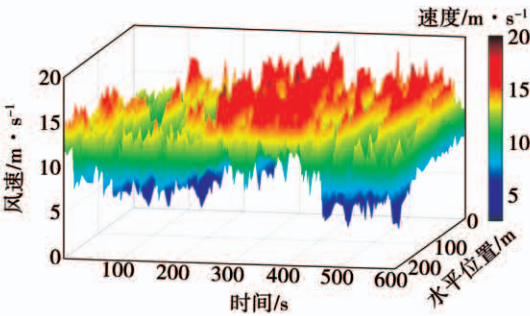


图 4 风力机轮毂处风速变化

Fig.4 Wind speed changes at the hub of wind turbine

3 摩擦阻尼器

3.1 摩擦阻尼器结构

选用板型摩擦阻尼器,其经典构造如图 5 所示,由夹板、摩擦制动板、中间钢板及高强螺栓组成。板型摩擦阻尼器耗能能力受板间摩擦力控制,可通过调节高强螺栓控制板间正压力进而控制摩擦力。当结构遭遇强震冲击时,中间钢板与制动板产生摩擦耗散能量,达到减震目的。

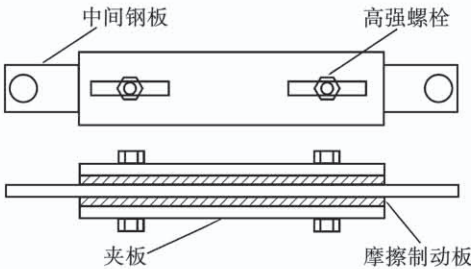


图 5 摩擦阻尼器

Fig.5 Friction damper

3.2 摩擦阻尼器力学性能及参数

摩擦阻尼器属于位移相关性阻尼器,在工作中存在附着与滑移两种工作状态。当外部载荷小于摩擦阻尼器最小起滑力时,其处于附着状态;当外部载荷大于摩擦阻尼器最小起滑力时,其处于滑移状态,此时阻尼器通过摩擦耗散能量。

摩擦阻尼器恢复力模型通常基于实验取得,根据实验结果进行数值拟合得出理想化的力-位移关系。根据理想刚塑性模型建立摩擦阻尼器简化模型。理想刚塑性模型如图 6 所示,其根据经典库伦摩擦理论得出,该理论基本假设为^[23]:(1) 总摩擦力与接触面表面积无关;(2) 总摩擦力与接触面上正压力成正比;(3) 当相对滑移处于低速状态时,总摩擦力具有速度无关性。

基于假设,在滑动将要发生与滑动过程中,摩擦力为:

$$F = \mu N \tag{7}$$

式中: F —摩擦力, N; μ —摩擦系数; N —接触面正压力, N。

根据库伦经典摩擦理论,可得到摩擦阻尼器的

恢复力表达式:

$$F_y = F\text{sgn}(\dot{x}(t))$$

(8)

式中: F_y —摩擦阻尼器的起滑摩擦力, N; F —摩擦力, N; $\text{sgn}()$ —符号函数; $\dot{x}(t)$ —起滑位移, m; t —时间, s。

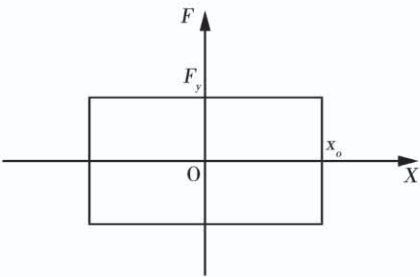


图 6 理想刚塑性模型
Fig. 6 Ideal rigid plastic model

摩擦阻尼器摩擦系数为 0.3, 接触面正压力为 1.5×10^7 N。使用 Duzce 监测站地震记录对模型进行验算, 得出的恢复力曲线如图 7 所示。

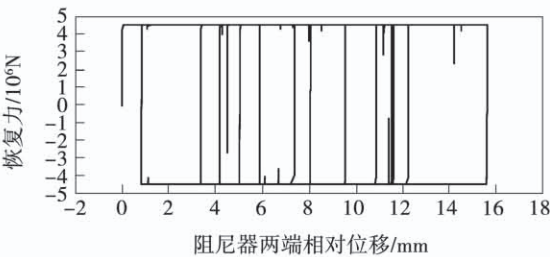


图 7 摩擦阻尼器恢复力曲线
Fig. 7 Restoring force curves of friction dampers

由图 7 可知, 摩擦阻尼器模型恢复力曲线整体呈矩形, 载荷及循环次数对恢复力曲线无影响。其与理想刚塑性模型高度吻合, 可证其合理性。

3.3 摩擦阻尼器布局设计

对摩擦阻尼器安装位置的选取参考文献 [24–26], 摩擦阻尼器安装于风力机底部。传统摩擦阻尼器在应用中常采用倾斜安装的布置方式以尽可能利用框架结构的剪切变形。但是, 由于风力机属于空心高耸柔性结构, 与传统高层建筑的框架结构有巨大差异, 这种布置方式无法适用于风力机塔架振动控制。风力机塔架在外界载荷作用下产生的变形主要是沿塔壁方向拉伸和压缩的弯曲变形, 因

此采用阻尼器沿塔壁内侧垂直布置设计。

海上风力机在安装时由多段组装而成, 在保证阻尼器能充分利用塔筒变形量的同时, 其长度不应超过组装段长度, 因此在风力机上安装一个两级阻尼器系统, 分别位于单桩支撑结构和塔筒。考虑到地震载荷及风载荷方向的不确定性, 每层沿风力机塔壁内侧均匀垂直布置 8 个摩擦阻尼器。阻尼器布置如图 8 所示。

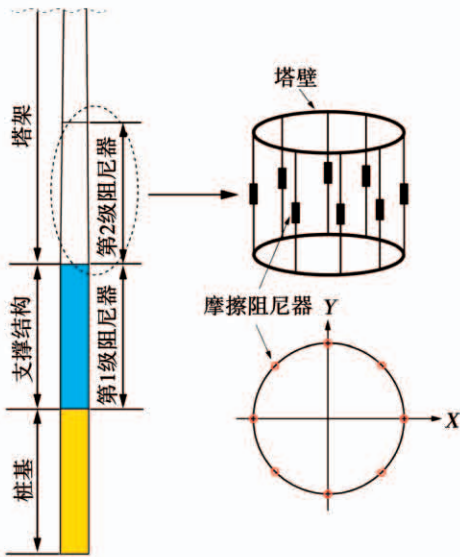


图 8 摩擦阻尼器布置示意图
Fig. 8 The arrangement diagram of friction dampers

4 结果与分析

4.1 有/无摩擦阻尼器时风力机塔顶位移对比

定义风载荷来流方向为前后方向, 与前后方向垂直方向为侧向。为避免风力机塔顶前后方向上湍流风导致的位移响应淹没地震导致的响应, 选择 PSA 最大的 Duzce 监测站地震记录作为地震输入, 图 9 为 Duzce 监测站地震记录下附加摩擦阻尼器前后风力机塔顶位移前后方向与侧向时域响应。

由图 9 可知, 摩擦阻尼器对于由湍流风及地震载荷导致的风力机塔顶位移具有显著“削峰填谷”效应。前后方向上塔顶位移于 54.6 s 取得最大值 2.50 m, 在附加摩擦阻尼器后最大值降低至 2.06 m, 降低 17.60%。侧向上塔顶位移最大值由 2.19 降低至 0.99 m, 降低 54.79%。在安装摩擦阻尼器

后,前后向塔顶位移变化范围由 $-1.20 \sim 2.50$ m 缩小至 $-0.22 \sim 2.06$ m, 缩小 38.39%。侧向塔顶位移变化范围由 $-2.15 \sim 2.19$ m 缩小至 $-0.81 \sim 0.99$ m, 降低 58.53%。可见,摩擦阻尼器对由地震导致的风力机塔顶极端位移有明显控制效果,且对侧向塔顶位移的控制效果更优。在地震载荷冲击前后,附加摩擦阻尼器的风力机在风载荷下的位移平均值存在差异,这与摩擦阻尼器本身性质有关。

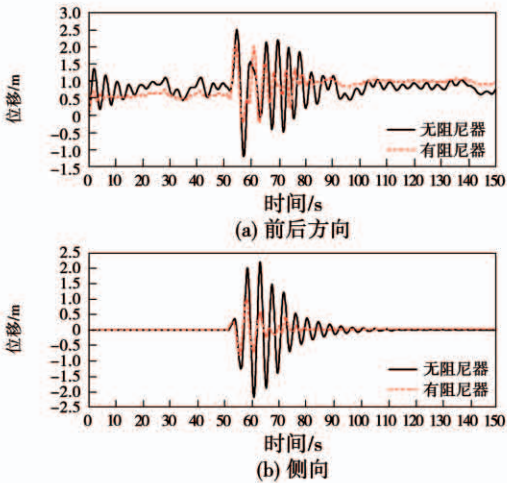


图 9 塔顶位移时域曲线

Fig. 9 Tower top displacement time domain curves

图 10 为摩擦阻尼器恢复力曲线,图 11 为摩擦阻尼器两端相对位移曲线,均以第 1 级阻尼器中 X 方向正向对应阻尼器为例。

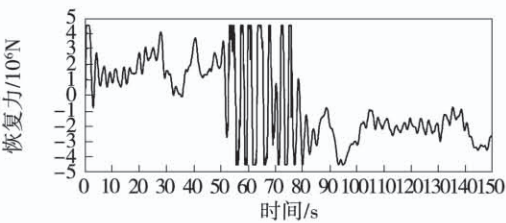


图 10 摩擦阻尼器恢复力曲线

Fig. 10 Restoring force curves of friction dampers

由图 10 及图 11 可知,仅风载荷作用时摩擦阻尼器处于附着状态,此时相当于刚性支撑;地震载荷冲击时,摩擦阻尼器由附着状态进入滑移状态,通过摩擦耗散能量。但由滑移状态再进入附着状态时,两端无法自主复位,进而影响恢复力的方向与大小,

最终导致在地震载荷冲击后,风力机在风载荷下塔顶位移平均值与地震载荷冲击前存在差异。

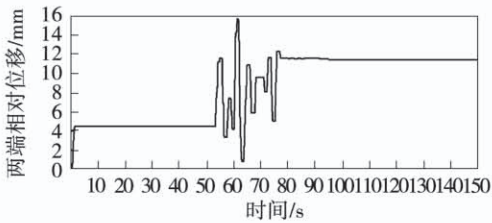


图 11 摩擦阻尼器相对位移曲线

Fig. 11 Relative displacement curves of friction dampers

4.2 有/无摩擦阻尼器时风力机应力对比

Duzce 监测站地震作用下附加摩擦阻尼器前后风力机塔壁 Mises 应力云图如图 12 所示。由图可知,当风力机遭受地震载荷冲击时,Mises 应力最大值出现在海床处支撑结构上,为 1.67×10^8 Pa。在附加摩擦阻尼器进行控制后,Mises 应力最大值降至 1.37×10^8 Pa,降低 17.96%。

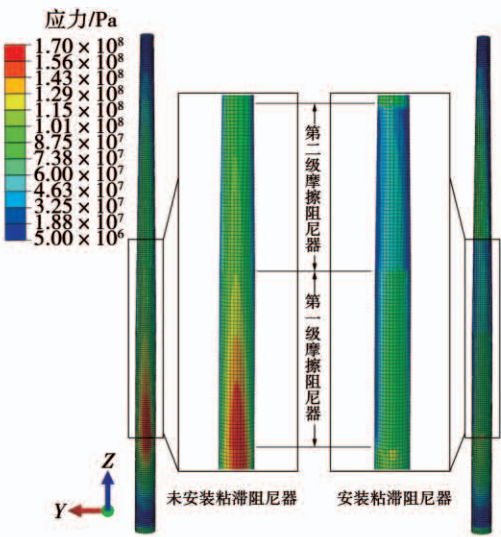


图 12 桩、支撑结构与塔架 Mises 应力云图

Fig. 12 Mises stress nephograms of pile, supporting structure and tower

摩擦阻尼器对风力机塔壁应力分布产生明显影响,两级阻尼器系统安装位置对应的高应力区域面积明显减少,但在阻尼器系统安装位置上方应力分布未见明显改变。第 1 层摩擦阻尼器对应塔壁连线上 Mises 应力平均值由 1.38×10^8 降至 8.35×10^7

Pa,降低 39.49%。第 2 层摩擦阻尼器对应塔壁连线上 Mises 应力平均值由 1.04×10^8 Pa 降至 5.18×10^7 Pa,降低 50.19%。同时,连接点处虽然出现 Mises 应力集聚现象,但其远低于塔壁材料强度极限。

4.3 不同地震下位移响应控制效果对比

为研究摩擦阻尼器对不同强度地震载荷控制效果,对不同 PSA 地震载荷下的塔顶位移进行分析,图 13 为不同 PSA 地震载荷下塔顶位移峰值和不同 PSA 地震载荷下塔顶位移标准差。

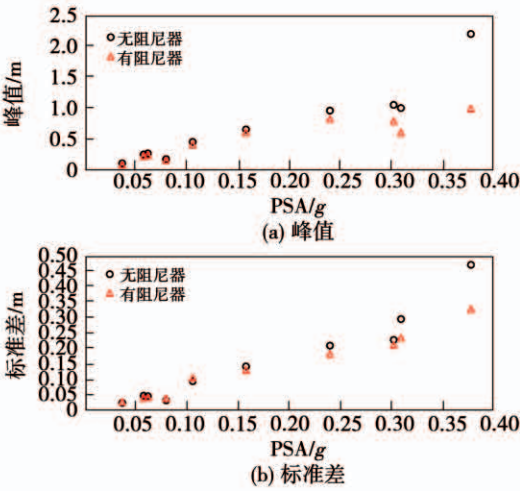


图 13 塔顶位移随 PSA 变化规律

Fig. 13 Variation rule of tower top displacement with PSA

由图 13 可知,无论使用摩擦阻尼器与否,塔顶位移峰值与标准差均随 PSA 增大而增大。对比摩擦阻尼器使用前后塔顶位移峰值可知,在大多数地震载荷下,摩擦阻尼器均可减小塔顶位移峰值。对比塔顶位移峰值与标准差可知:在 PSA 小于 0.2g 时,安装阻尼器与未安装阻尼器时的塔顶位移峰值与标准差非常接近;但在 PSA 大于 0.2g 后,安装摩擦阻尼器后的塔顶位移峰值与标准差明显小于未安装阻尼器时。在 PSA 为 0.377g 时,摩擦阻尼器对塔顶位移峰值及标准差的控制效果最强,使塔顶位移峰值降低约 1.20 m,降幅为 54.79%,并使塔顶位移标准差降低至原本的 69.26%。原因是强地震载荷引起的风力机振动幅值远大于弱地震载荷,能使摩擦阻尼器长时间处于滑动状态中,通过摩擦耗散

更多能量,进而表现出更强的控制能力。

4.4 不同地震下海床处支撑结构弯矩控制对比

海床处支撑结构弯矩情况是风力机在地震作用下所载荷的重要评估依据。图 14 为 10 组地震载荷下海床处弯矩峰值和弯矩标准差。由图 14 可知,不同 PSA 的地震载荷下海床处支撑结构弯矩峰值与标准差均较为接近。摩擦阻尼器对研究涉及所有载荷工况下的海床处弯矩均有控制效果,但其对弯矩的控制效果与 PSA 未表现出明显相关性,这是由于塔顶受到湍流风载荷,其对风力机的影响掩盖了不同 PSA 地震载荷间的差异。但当 PSA 为 0.377g 的强烈地震载荷冲击风力机时,海床处支撑结构弯矩峰值与标准差产生大幅响应,此时摩擦阻尼器体现出优异的控制性能,其使弯矩峰值降至未使用阻尼器的 71.29%,弯矩标准差降至未使用阻尼器时的 74.56%。

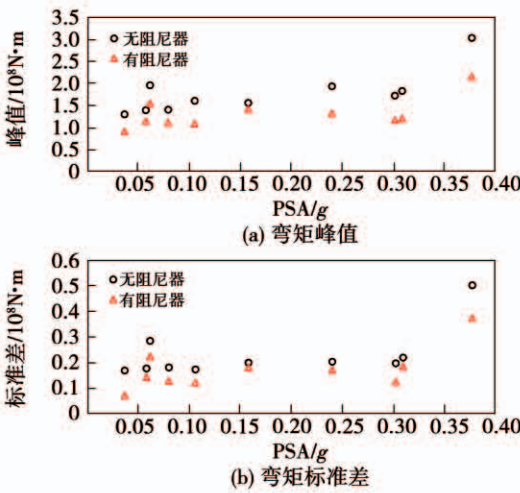


图 14 弯矩随 PSA 变化规律

Fig. 14 Variation rule of bending moment with PSA

5 结 论

(1) 摩擦阻尼器对单桩式海上风力机由风载荷及地震载荷造成的塔顶振动具有明显平抑效果,可有效控制塔顶位移幅度。但摩擦阻尼器因地震载荷进入滑动状态后不能自主复位,后续对湍流风导致塔顶振动控制具有负面效果。

(2) 摩擦阻尼器可减少风力机较高应力区域的

面积。还可显著降低其安装位置附近的局部区域峰值应力,其连接点处产生应力集聚现象,但未超过塔壁材料强度极限。

(3) 摩擦阻尼器对不同 PSA 地震载荷导致的塔顶位移与海床处弯矩均具有一定控制效果,其对强地震载荷导致的响应控制效果较明显,对较弱地震载荷导致的响应控制效果较一般。

参考文献:

- [1] 夏登文,岳 奇,徐 伟. 海洋矿产与能源功能区研究[M]. 北京:海洋出版社,2013.
XIA Deng-wen, YUE Qi, XU Wei. Study on marine mineral and energy functional zones[M]. Beijing: Ocean Press, 2013.
- [2] 闫阳天,岳敏楠,李 春,等. 大型近海风力机塔架地震动力学响应分析[J]. 热能动力工程,2019,34(9):91-98.
YAN Yang-tian, YUE Min-nan, LI Chun, et al. Seismic dynamic response analysis of large offshore wind turbine tower[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2019, 34(9): 91-98
- [3] 杨 阳,岳敏楠,李 春,等. 风力机地震动力学研究现状综述[J]. 热能动力工程,2019,34(9):14-23+56.
YANG Yang, YUE Min-nan, LI Chun, et al. A review on the state-of-the-art of seismic analysis of wind turbines[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2019, 34(9): 14-23, 56.
- [4] YANG Y, YAN K, LI C, et al. Dynamic behavior of wind turbines influenced by aerodynamic damping and earthquake intensity[J]. Wind Energy, 2018, 21(1): 1-17.
- [5] 沈金瑞. 自然灾害学[M]. 长春:吉林大学出版社,2009.
SHEN Jin-rui. Natural disaster science[M]. Changchun: Jilin University Press, 2009.
- [6] CONNOR J, LAFLAMME S. Structural motion engineering[M]. Switzerland: Springer International Publishing, 2014.
- [7] ENEVOLDSEN I, MORK K J. Effects of a vibration mass damper in a wind turbine tower[J]. Mechanics of Structures and Machines, 1996, 24: 155-187.
- [8] XIE S, JIN X, HE J, et al. Applying multiple tuned mass dampers to control structural loads of bottom-fixed offshore wind turbines with inclusion of soil-structure interaction[J]. Ocean Engineering, 2020, 205: 107289.
- [9] 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.
- [10] BARGI K, DEZVAREH R, MOUSAVI S A. Contribution of tuned liquid column gas dampers to the performance of offshore wind turbines under wind, wave, and seismic excitations[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2016, 15(3): 551-561.
- [11] DOWNEY A, CAO L, LAFLAMME S, et al. High capacity variable friction damper based on band brake technology[J]. Engineering Structures, 2016, 113: 287-298.
- [12] 张 敏,杜曜涵. 带摩擦阻尼器底部框架砌体减震结构地震响应分析[J]. 防灾减灾工程学报,2018,38(6):950-958.
ZHANG Min, DU Yao-han. Analysis of seismic response of shock-absorbing structure with friction dampers in bottom frame[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2018, 38(6): 950-958.
- [13] 郭双双. 基于新型二阶摩擦阻尼器的结构被动控制研究[D]. 天津:河北工业大学,2015.
GUO Shuang-shuang. Analysis of structural passive control based on the new second-order friction damper[D]. Tianjin: Hebei University of Technology, 2015.
- [14] ZHANG Z, BI K, HAO H, et al. Development of a novel deformation-amplified shape memory alloy-friction damper for mitigating seismic responses of RC frame buildings[J]. Engineering Structures, 2020, 216: 110751.
- [15] JONKMAN J M, BUTTERFIELD S, MUSIAL W, et al. Definition of a 5 MW reference wind turbine for offshore system development in[R]. Golden: Report No NREL/TP-500-38060, National Renewable Energy Laboratory, 2009.
- [16] AGBAYANI N A. A technical overview of ASCE/AWEARP 2011: recommended practice for compliance of large land-based wind turbine support structures[R]. Reston: Structures Congress 2014, 1759-1770, ASCE/AWEARP, 2011.
- [17] JU S, HUANG Y. Analyses of offshore wind turbine structures with soil-structure interaction under earthquakes[J]. Ocean Engineering, 2019, 187: 106190.
- [18] 李同春,赵兰浩. 地震作用下边坡稳定安全度分析与评价[M]. 南京:河海大学出版社,2016.
LI Tong-chun, ZHAO Lan-hao. Analysis and evaluation of slope stability safety degree under seismic action[M]. Nanjing: Hohai University Press, 2016.
- [19] Pacific earthquake engineering research (PEER) ground motion

database[DB/OL]. <https://ngawest2.berkeley.edu/>.

[20] Applied technology council, United States. Federal emergency management agency. Quantification of building seismic performance factors [R]. USA: US Department of Homeland Security,2009.

[21] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑抗震设计规范[S]. 中华人民共和国国家标准,GB50011-2010,2010.
Ministry of housing and urban-rural development, PRC. Code for seismic design of buildings[S].

[22] IEC 61400-1 “wind turbines design requirements” (3rd edition) [S].

[23] 章晓伟. 附加位移型与速度型阻尼器的摇摆桁架-钢框架的设计方法与抗震性能研究[D]. 大连:大连理工大学,2020.
ZHANG Xiao-wei. The research on seismic behavior analysis and design of rocking truss-steel frame with brb or viscous dampers [D]. Dalian:Dalian University of Technology,2020.

[24] ZHAO Z,DAI K,LALONDE E R,et al. Studies on application of scissor-jack braced viscous damper system in wind turbines under seismic and wind loads [J]. Engineering Structures, 2019, 196:109294.

[25] DAI K,SHENG C,ZHAO Z,et al. Nonlinear response history analysis and collapse mode study of a wind turbine tower subjected to tropical cyclonic winds [J]. Wind and Structures, 2017, 25 (1):79-100.

[26] PATIL A,JUNG S,KWON O S. Structural performance of a parked wind turbine tower subjected to strong ground motions [J]. Engineering Structures,2016,120:92-102.

(姜雪梅 编辑)