

粘滞阻尼器参数对海上风力机风致振动控制影响研究

薛世成, 闫阳天, 李 春, 缪维跑

(上海理工大学 能源与动力工程学院, 上海 200093)

摘 要:为研究粘滞阻尼器参数对风力机振动控制效果的影响,以 NREL 5 MW 海上风力机为研究对象,基于有限元方法建立风力机模型,针对湍流风诱导下风力机振动,对比分析不同参数粘滞阻尼器作用下塔顶位移及塔壁应力分布。结果表明:粘滞阻尼器可有效控制风载荷导致的风力机塔顶振动,在相对速度指数小于 0.7 时,随阻尼系数增大对塔顶位移控制效果先增强后减弱。当相对速度指数大于等于 0.7 时,对塔顶位移控制效果随阻尼系数增加而增强;粘滞阻尼器可减小其连接点上方塔壁米塞斯应力集聚区域的面积;在相对速度指数取 1.0,阻尼系数取 $5.25 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$ 时,粘滞阻尼器对米塞斯应力最大值控制效果最好。在相对速度指数为 0.7,阻尼系数为 $3.75 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$ 时,粘滞阻尼器对米塞斯应力均方差控制效果最好。

关 键 词:海上风力机;粘滞阻尼器;风致振动;振动控制;参数研究

中图分类号:TK83 文献标识码:A DOI:10.16146/j.cnki.mdjgc.2021.08.020

[引用本文格式]薛世成,闫阳天,李 春,等.粘滞阻尼器参数对海上风力机风致振动控制影响研究[J].热能动力工程,2021,36(8):133-142. XUE Shi-cheng, YAN Yang-tian, LI Chun, et al. Research on the influence of viscous damper parameters on wind-induced vibration control of offshore wind turbine[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2021, 36(8):133-142.

Research on the Influence of Viscous Damper Parameters on Wind-Induced Vibration Control of Offshore Wind Turbine

XUE Shi-cheng, YAN Yang-tian, LI Chun, MIAO Wei-pao

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

Abstract: In order to study the influence of viscous damper parameters on the vibration control effect of wind turbine, the NREL 5MW offshore wind turbine was taken as the research object. Based on the finite element method, the wind turbine model was established. According to the wind turbine vibration induced by turbulent wind, the tower top displacement and tower wall stress distribution under the action of viscous dampers with different parameters were compared and analyzed. The results show that the viscous dampers can effectively control the vibration on the top of wind turbine caused by wind load. When the relative velocity index is less than 0.7, the control effect of tower top displacement increases first and then decreases with the increase of damping coefficient. When the relative velocity index is greater than or equal to 0.7, the control effect of tower top displacement increases with the increase of damping coefficient. The viscous dampers can reduce the Mises stress concentration area of the square tower wall at the connecting point. With relative velocity index of 1.0 and damping coefficient of $5.25 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$, the viscous dampers had the best control effect on Mises stress maximum. With relative velocity index of 0.7 and damping coefficient of $3.75 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$, the viscous dampers had the best effect on Mises stress mean-variance

收稿日期:2020-08-28; 修订日期:2020-09-08

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); Shanghai University Science and Technology Innovation Action Plan Local University Capacity Building Project(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。

control.

Key words: offshore wind turbine; viscous damper; wind-induced vibration; vibration control; parameter study

引 言

风载荷是高耸结构产生过度振动,进而导致其疲劳损伤,甚至坍塌的重要原因^[1]。作为一种风能捕获装置,风力机结构的特殊性使其受到的风载荷作用较一般高耸结构更加显著。同时,风力机单机尺寸不断向大型化发展,其塔架/叶片刚性降低,柔性增强,风载荷对风力机塔架/叶片的影响更加严重。未来将有大量风力机安装于海上风电场^[2],海风较于陆风具有同高度条件下风速高及静风期短的特点,海上风力机面临的过度风致振动问题更加严重,甚至可能导致风力机塔架发生屈曲倒塌,造成重大经济损失^[3]。因此,非常有必要对风力机风致振动进行控制。

传统高耸结构振动控制多以增强结构自身刚度和抗侧移能力的方式实现,但这种消极被动的措施经济性差。近四十多年以来,传统抗风方法出现新的改进:通过附设控制装置被动或主动地提供控制力,实现风致振动控制^[4]。但较之建筑结构振动控制,因风力机发展起步较晚,通过附设控制装置实现振动控制尚未被行业广泛接受,有必要进行深入研究以提高其鲁棒性,降低使用要求及控制成本^[5]。

Enevoldsen 与 Mørk^[6]开创性地提出使用调谐质量阻尼器(Tuned Mass Damper, TMD)控制风力机塔架振动,其对 VESTAS V39 型风力机的研究表明:TMD 可降低风力机塔架在风载荷下的动力响应,引入 TMD 可避免过于保守的安全设计。此后,国内外诸多学者对使用 TMD 进行风力机风致振动控制方面进行了大量研究。文献[7]通过气动-伺服-水动-控制开源软件平台 FAST 研究 TMD 对风-震联合作用下陆上大型风力机的控制效果,结果表明 TMD 系统能够显著减缓塔架一阶固有频率处的振动,有效改善风力机结构安全性。文献[8]为控制包括湍流风、波浪及地震在内的多种载荷下海上风力机塔架基本模态和高阶模态的振动,采用 ABAQUS 对多重调谐质量阻尼器(Multiple Tuned Mass Dampers, MTMD)在海上风力机上的应用进行

研究。研究得出:较之于 TMD, MTMD 能够同时控制风力机塔架基本模态和高阶模态的振动,对多种载荷均有控制效果。文献[9]开发了一种三维摆锤调谐质量阻尼器,研究其在风浪载荷不同向情况下对风力机振动的控制效果,并与双 TMD 系统进行比较,该新型摆锤调谐质量阻尼器能有效缓解风力机塔架的峰值响应,其效果均优于双 TMD 系统。文献[10]首先提出使用调谐液柱阻尼器(Tuned Liquid Column Damper, TLCD)控制风力机塔顶振动,其研究发现,TLCD 能有效控制海上风力机在风载荷及风激波浪载荷下的峰值响应,并可大大增加风力机塔架组件的疲劳寿命。

调谐型阻尼器发挥作用的前提是其频率与风力机主结构固有频率相同。而风力机主结构一旦发生损伤,其固有频率会显著降低,进而导致调谐型阻尼器发生失调现象,甚至完全丧失控制能力。同时,调谐型阻尼器的控制效果也与外界载荷频率范围有关,其对频率范围较宽的载荷控制效果不佳^[11]。为避免调谐型阻尼器对频率过于敏感的问题,近年来学界对调谐型阻尼器以外的新型被动控制装置的关注越发增多。其中,粘滞阻尼器由于占用空间小、结构简单及无需考虑因控制目标固有频率改变导致失调问题等优点引起一些学者重视。

文献[12]提出一种肘撑式粘滞阻尼器,通过 ABAQUS 对其在风力机振动控制中的应用进行了研究,结果表明,肘撑式粘滞阻尼器能有效控制地震载荷及风载荷导致的风力机振动,附加的肘撑结构能有效放大粘滞阻尼器的控制效果,但肘撑结构大幅增加了粘滞阻尼器系统所占据的风力机塔架内部空间。此外,研究对象采用梁-壳模型建模存在过度简化的问题,影响仿真结果的可信度。文献[5]开发了一种用于比较风力机不同控制装置效果的分析程序,对调谐质量阻尼器、调谐球质量阻尼器、调谐液柱阻尼器及粘滞阻尼器进行了性能比较研究,研究表明,4 种控制装置均能控制 NREL 5MW 风力机在风、波浪及地震影响下产生的振动,在 4 种控制装置中粘滞阻尼器的总体性能表现最优。但这项研究

的风力机模型基于多自由度拉格朗日运动学方程建立,无法对风力机局部结构的应力和应变等开展深入分析。

目前,对于风力机应用粘滞阻尼器进行振动控制的研究尚处于起步阶段,相关研究几乎都局限于粘滞阻尼器振动控制的定性分析上。而对应用于风力机上的粘滞阻尼器参数分析相对较少且不完善。本文以单桩式 NREL 5 MW 海上风力机为研究对象,基于有限元软件 ABAQUS 对其进行时程分析,对比分析不同参数下粘滞阻尼器对海上风力机风致振动的控制效果,以期粘滞阻尼器在海上风力机风致振动控制中的应用提供参考。

1 环境载荷模型

1.1 湍流风场及气动载荷

NREL 5MW 风力机所处风场环境采用 Kaimal 湍流风谱模型描述,轮毂处平均风速取该风力机额定风速 11.4 m/s。Kaimal 湍流风谱模型的自功率谱密度为^[13]:

$$S_i(f) = \frac{4\sigma_i^2 M_i / \bar{u}_{hub}}{(1 + 6fM_i / \bar{u}_{hub})^{5/3}} \quad (1)$$

式中: i —湍流风的三个分量; $S_i(f)$ —湍流风不同分量的功率谱密度, W/Hz; $\bar{u}_{hub}$ —风力机轮毂高度处平均风速, m/s; f —频率, Hz; M_i —尺寸参数; σ_i —标准差。

由 Kaimal 风谱模型生成的风场模型如图 1 所示。

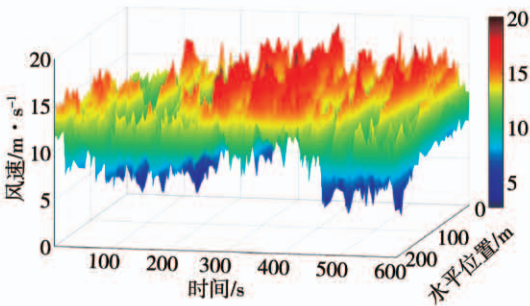


图 1 风力机轮毂处风场模型

Fig.1 Wind field model at the hub of wind turbine

叶片由若干微元段组成,称为叶素。基于叶素动量理论求解风力机叶片气动载荷。假设各微元段的受力相互独立,将三维模型简化为二维模型,从而根据翼型气动特性计算气动力^[14]。图 2 为叶素动

量理论示意图。

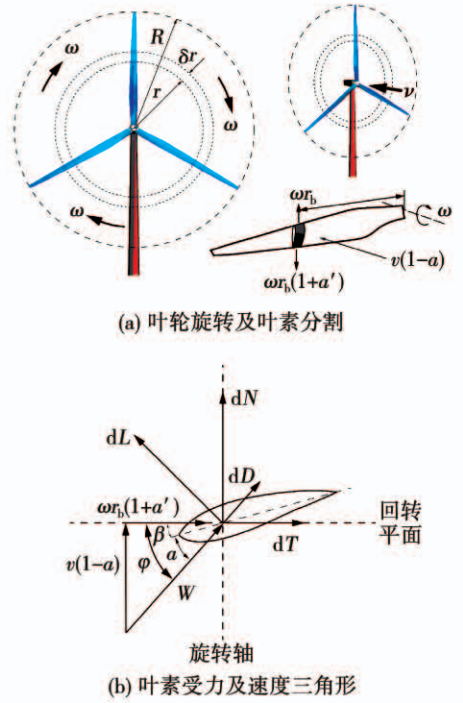


图 2 叶素动量理论示意图

Fig.2 Schematic diagram of blade element momentum

叶素产生的扭矩分量与推力分量为:

$$\begin{cases} dT = \frac{1}{2} \rho c \frac{(\omega r_b (1 + a'))^2}{\cos^2 \varphi} (C_l \sin \varphi - C_d \cos \varphi) dr \\ dN = \frac{1}{2} \rho c \frac{v^2 (1 - a)^2}{\sin^2 \varphi} (C_l \cos \varphi - C_d \sin \varphi) dr \end{cases} \quad (2)$$

式中: dT —推力分量, N; dN —扭矩分量, N·m; ρ —空气密度, kg/m³; c —翼型弦长, m; ω —风轮转速, rad/s; r_b —局部半径, m; φ —局部流动角, rad; v —来流速度, m/s; W —相对速度, m/s; a —轴向诱导因子; a' —切向诱导因子; C_l —升力系数; C_d —阻力系数。

其中,轴向诱导因子与切向诱导因子需要通过迭代求得:

$$\begin{cases} a = \xi C_n / (4F \sin^2 \varphi + \xi C_n) \\ a' = \xi C_t / (4F \sin \varphi \cos \varphi - \xi C_t) \end{cases} \quad (3)$$

式中: $\xi = N_b c / 2\pi r_b$; N_b —叶片数量; C_n —法向力系数, $C_n = C_l \cos \varphi + C_d \sin \varphi$; C_t —切向力系数, $C_t = C_l \sin \varphi - C_d \cos \varphi$; F —叶尖损耗系数与轮毂损耗系数之和。

在计算中,基于叶素动量理论求得额定风速

11.4 m/s 下 100 s 内的风轮推力作为气动载荷,如图 3 所示。在正式计算时,将气动载荷作为集中载荷加载至塔架顶端的集总质量点上。

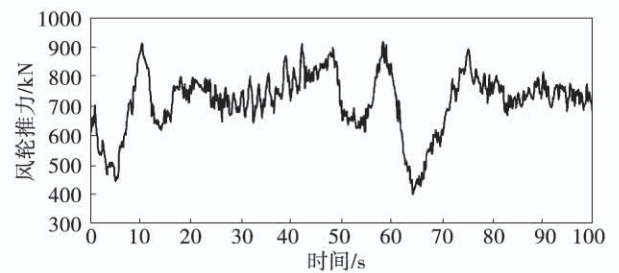


图 3 风轮推力
Fig.3 Thrust on the wind wheel

风力机塔架同样会受到风载荷的作用。但风力

机响应主要由作用于风轮的载荷引起,作用于塔架的风载荷对整机响应影响极小^[15]。因此忽略风力机塔架所受风载荷。

1.2 土 - 构耦合

在研究湍流风对单桩式 NREL 5MW 海上风力机影响时,由于其单桩基础为典型细长柔性体,土 - 构耦合效应 (Soil Structure Interaction, SSI) 会降低结构的振动频率甚至振动模式,进而影响海上风力机的动力学特性^[16],因此单桩与周围土壤之间的相互作用不可忽略。

为模拟土壤对海上风力机的影响,建立了海床分层土体模型。不同土层的物理性质如表 1 所示^[17]。海床分层土体有限元模型如图 4 所示。

表 1 土体物理力学参数

Tab.1 Physical and mechanical parameters of soil

土体	埋深/m	密度/ $\text{t} \cdot \text{m}^{-3}$	弹性模量/MPa	泊松比	内摩擦角/ $(^\circ)$	黏聚力/MPa
粉土	0 ~ 10	1.87	67	0.250	22.5	0.032
粉砂夹粉土	10 ~ 27	1.84	72	0.245	28.8	0.016
粉质粘土	27 ~ 60	1.96	45	0.270	14.8	0.049

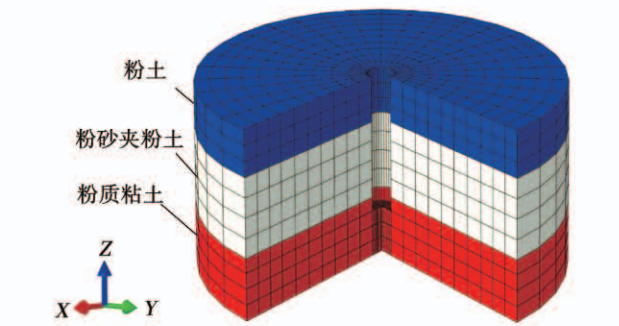


图 4 土体模型
Fig.4 Soil model

以工程实际中广泛使用的摩尔 - 库伦本构模型描述土体力学性质。摩尔 - 库伦破坏准则为^[18]:

$$\tau_n = C + \sigma_n \tan \phi \tag{4}$$

式中: C —土体黏聚力,Pa; ϕ —内摩擦角, $0^\circ < \phi < 90^\circ$; σ_n —滑移面上的正应力,Pa; τ_n —滑移面上的切应力,Pa。

通过主从接触面模型模拟土体与结构之间的接触,法向接触作用使用硬接触模型,切向接触作用使用“罚函数”模型。

2 风力机结构模型

单桩式支撑结构的 NREL 5 MW 风力机结构设计参数如表 2 所示^[19]。

表 2 NREL 5 MW 风力机主要参数

Tab.2 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
塔架前后一阶固有频率/Hz	0.32
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
塔架侧向一阶固有频率/Hz	0.31

塔顶和塔底的外径分别为 3.87 和 6 m,相应的壁厚分别为 0.019 和 0.027 m。外径和壁厚从底部到塔顶线性减小。单桩基础的直径和壁厚与塔底部横截面相同。考虑到风力机塔架实际结构过于复杂,影响计算效率,在数值模型中未考虑风力机塔架上存在的法兰、焊缝及油漆等。为避免损失质量,将塔架用钢的计算密度修正为 $8\,500\text{ kg/m}^3$ 。材料弹性模量取 210 GPa ,泊松比取 0.3 ,材料屈服极限取 380 MPa ^[20]。钢材使用线性弹塑性本构模型。为避免对叶片、传动机构及发电机组的复杂建模运算,将其简化为集总质量并耦合于塔架顶端。风力机模型及部分结构参数如图 5 所示。

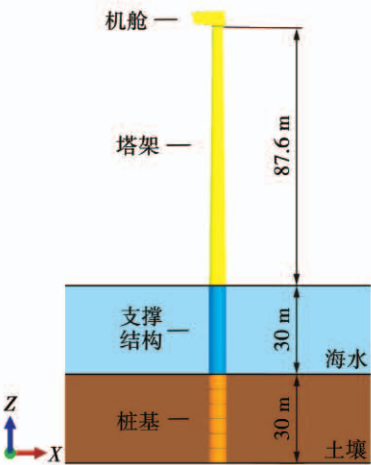


图 5 单桩式支撑结构海上风力机结构模型
Fig.5 Structuralmodel of offshore wind turbine
with Monopile support structure

3 粘滞阻尼器计算模型及布置方式

3.1 计算模型

粘滞阻尼器是一种无源消能振动控制装置^[21]。对于风力机而言,粘滞阻尼器可以在几乎不产生附加刚度及附加质量的同时提供额外的附加阻尼,从而降低风力机在风载荷下的动力学响应。采用缸式粘滞阻尼器,其结构如图 6 所示。

粘滞阻尼器产生的阻尼力与两端相对速度之间的本构方程可以表示为^[22]:

$$F_d = C_d | \nu_d |^\alpha \text{sign}(\nu_d)$$

(5)

式中: F_d —阻尼力, N; C_d —阻尼系数, $\text{N} \cdot \text{s/m}$;

ν_d —阻尼器两端相对速度, m/s ; α —相对速度指数 ($0 < \alpha \leq 1$, 其中, $0 < \alpha < 1$ 为非线性粘滞阻尼器, $\alpha = 0$ 为线性粘滞阻尼器); $\text{sign}()$ —符号函数。

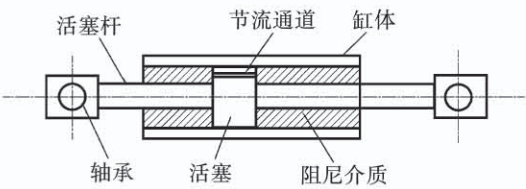


图 6 粘滞阻尼器结构
Fig.6 Structureof viscous damper

图 7 为线性、非线性粘滞阻尼器输出的阻尼力与速度的理想关系曲线,以 $\alpha = 0.2$ 的粘滞阻尼器代表非线性粘滞阻尼器。

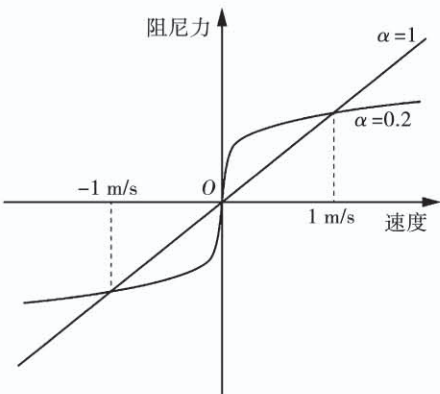


图 7 不同阻尼器的理想阻尼力与速度关系曲线
Fig.7 Theideal relation curve of damping force and
velocity of different dampers

由图 7 可知,非线性粘滞阻尼器可在较低的相对速度下输出较大的阻尼力。在速度小于 1 m/s 时非线性粘滞阻尼器输出的阻尼力远大于线性粘滞阻尼器;当速度大于 1 m/s 时线性粘滞阻尼器输出的阻尼力远高于非线性粘滞阻尼器。

图 8 为线性、非线性粘滞阻尼器输出的阻尼力与位移的理想滞回曲线,以 $\alpha = 0.2$ 的粘滞阻尼器代表非线性粘滞阻尼器。线性粘滞阻尼器的滞回曲线介于圆与椭圆之间,而非线性粘滞阻尼器的滞回曲线介于矩形与椭圆之间,后者滞回曲线的饱满程度明显高于前者,具有更高的耗能能力。

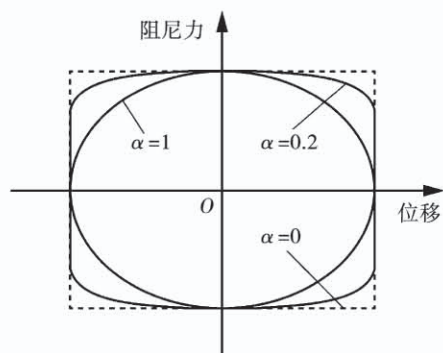


图 8 理想滞回曲线

Fig. 8 Idealhysteresis curve

3.2 布置方式

粘滞阻尼器早期大多应用于高层建筑抗风抗震中,其属多层框架结构,在风或地震的影响下,相邻两层之间会产生较大的层间位移;此外,由于相邻两层之间存在高度限制,难以安装规格较大的粘滞阻尼器。因而粘滞阻尼器在高层建筑中常采用多层、多组及倾斜安装的布置方式,并且一般采用出力较低的粘滞阻尼器。但是,由于风力机本身结构的特殊性,这种布置方式无法适用于风力机塔架的风致振动控制。风力机塔架属于空心高耸柔性结构,在风载荷作用下产生的变形主要是弯曲变形,表现为沿塔壁方向的拉伸和压缩^[23]。为充分利用风力机塔壁这一形变特点,采用了沿塔架内壁垂直于地面的布置形式。同时,由于风力机塔架内部无层间结构阻挡且变形量较小,采用尺寸尽可能长的阻尼器,以尽量使阻尼器两端具有最大的相对速度,并使用能够提供较大阻尼力的阻尼器以保证控制效果。

由于风力机塔架近似于中心对称结构,为降低计算量,仅考虑了单一风向下的阻尼器布置。在实际使用中,其他方向的阻尼器可基于中心对称布置。以中心对称方式在湍流风来流方向布置 2 个阻尼器。经计算,风力机塔架速度差值最大处出现在塔架顶部与支撑结构底部海床高度处,因此粘滞阻尼器两端连接于这两处,粘滞阻尼器布置如图 9 所示。

作为消能振动控制装置,粘滞阻尼器为风力机系统提供较大的附加阻尼,附加的阻尼会加速风力机结构风致振动能量的消耗,实现振动控制。附加粘滞阻尼器的风力机动力方程为:

$$[M]\{\ddot{x}\} + [C]\{\dot{x}\} + [C']\{\dot{x}\} + [K]\{x\} = \{F(t)\} \quad (6)$$

式中: $[M]$ —质量矩阵; $[C]$ —阻尼矩阵; $[C']$ —粘滞阻尼器提供的附加阻尼; $[K]$ —刚度矩阵; $\{\ddot{x}\}$ —加速度向量; $\{\dot{x}\}$ —速度向量; $\{x\}$ —位移向量; $\{F(t)\}$ —外部载荷。

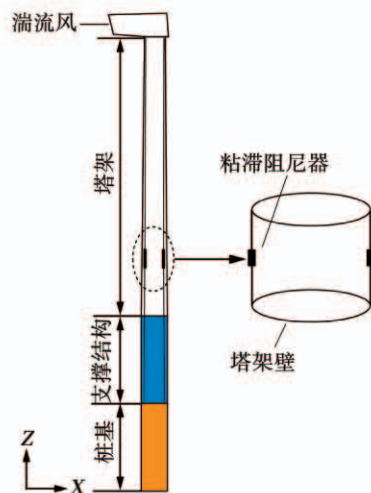


图 9 粘滞阻尼器布置示意图

Fig. 9 The arrangement of viscous dampers

4 结果与分析

4.1 粘滞阻尼器参数选取

非线性粘滞阻尼器的相对速度指数范围一般取 0.4 ~ 1.0,而阻尼系数取值范围较广^[12]。为简化计算,首先对阻尼系数进行数量级上的预分析,考虑到粘滞阻尼器阻尼系数较小时提供的阻尼力不足,而阻尼系数较大时存在制造技术障碍,因此预分析时阻尼系数取值范围为 $1 \times 10^4 \sim 1 \times 10^8 \text{ N} \cdot \text{s/m}$,相对速度指数取 0.4。塔顶位移的均方差能够表现塔顶运动的平稳情况,进而表现不同参数阻尼器的控制效果。不同阻尼系数下塔顶位移的均方差如图 10 所示。

在阻尼系数取 $1 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$ 时,塔顶位移的均方差最小,粘滞阻尼器振动控制效果最好,因此阻尼系数应当从 $1 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$ 的邻近区间内选取。

根据阻尼系数预分析结果,在正式分析时,阻尼系数的取值范围为 $0.25 \times 10^7 \sim 7 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$,每隔 $0.25 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$ 取一次值,一共 28 个阻尼系数。相对速度指数的取值范围为 0.4 ~ 1.0,每隔 0.15 取一次值,一共 5 个相对速度指数。考虑到不同阻尼系数与不同相对速度指数的排列组合,共需对附加粘滞阻尼器的风力机进行 140 次动力计算。

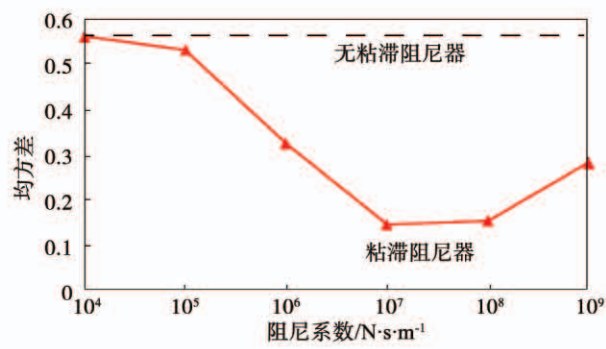


图 10 不同阻尼系数下塔顶位移均方差

Fig. 10 Mean square deviation of tower top displacement under different damping coefficients

4.2 不同参数下塔顶位移对比

在风载荷作用下,风力机最显著直观的动力学响应为塔顶位移。不同参数下风力机来流方向塔顶位移均方差对比如图 11 所示,塔顶位移最大值对比如图 12 所示。

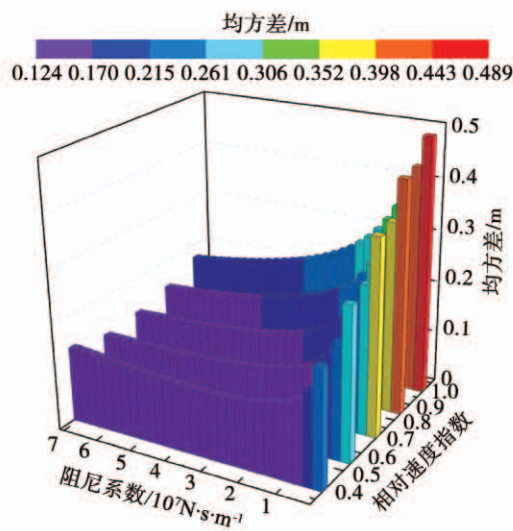


图 11 不同参数下塔顶位移均方差

Fig. 11 Mean square deviation of tower top displacement under different parameters

由图 11 可知,当相对速度指数为 0.7,0.85 和 1.0 时,随着阻尼系数增大,塔顶位移均方差逐渐减小,同时其减小速度不断降低。而在相对速度指数取 0.4 与 0.55 时,随阻尼系数增大,塔顶位移均方差先减小后增大,其变化速度在低阻尼系数时明显大于高阻尼系数时。在阻尼系数取 $3 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s}/\text{m}$, 相对速度指数取 0.4 时,塔顶位移均方差取得最小值 0.124 6 m,与不使用粘滞阻尼器

时的塔顶位移均方差 0.563 9 m 相比,减小了 77.9%。在阻尼系数较低时,不同相对速度指数的粘滞阻尼器振动控制效果差距明显,随着相对速度指数增大,效果明显降低,而在阻尼系数较大时,不同相对速度指数的粘滞阻尼器取得的位移均方差接近,控制效果差距在不断缩小。

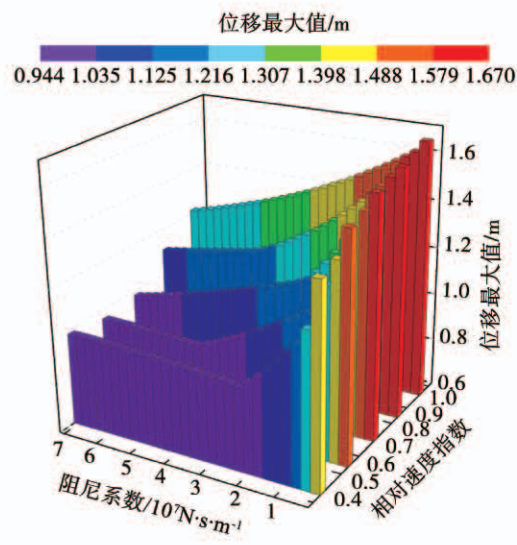


图 12 不同参数下塔顶位移最大值

Fig. 12 Maximum displacement of the top of the tower under different parameters

由图 12 可知,塔顶位移最大值随阻尼系数及相对速度指数的变化趋势与塔顶位移均方差的变化趋势大致相同,但在阻尼系数较低时,塔顶位移最大值在不同相对速度指数下的差距并不大。在相对速度指数取 0.4,阻尼系数取 $2.25 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s}/\text{m}$ 时取得最小值 0.944 2 m,与不使用粘滞阻尼器时的塔顶位移最大值 1.790 8 m 相比,降低了 47.3%。

在相对速度指数为 0.4 时,随阻尼系数的增大,粘滞阻尼器的控制效果先增强后减弱,当阻尼系数为 $3 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s}/\text{m}$ 时,阻尼器处于性能拐点,塔顶位移时域对比如图 13 所示。

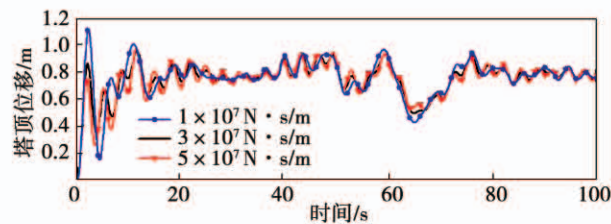


图 13 塔顶位移时域图

Fig. 13 Time domain diagram of tower top displacement

由图可知,随阻尼系数的增大,粘滞阻尼器在拐点 $3 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$ 前后对于塔顶位移削峰填谷的能力先增强后减弱。3 种情况下粘滞阻尼器提供阻尼力与相对速度关系如图 14 所示。

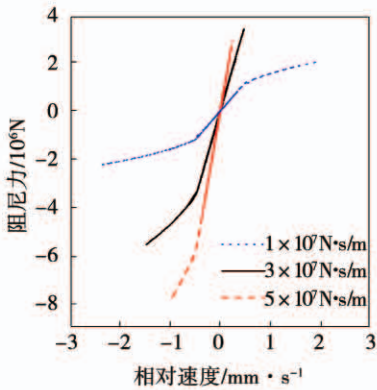


图 14 不同阻尼系数下粘滞阻尼器的阻尼力与速度关系曲线

Fig. 14 The relation curve of damping force and velocity of viscous dampers under different damping coefficients

由图可知,阻尼系数小于拐点时,相同相对速度下提供的阻尼力与拐点处相比较小,控制效果不足;阻尼系数大于拐点时,相同速度下提供的阻尼力大于拐点处,过大的阻尼力对风力机塔顶运动产生了负面影响,不利于保持塔顶运动的平稳。

4.3 不同参数下塔架米塞斯应力对比

风力机运行平稳后,附加粘滞阻尼器和不附加粘滞阻尼器的应力云图如图 15 所示,该处位于海床平面对应的风力机结构附近。由于数据较多,图 15 中只列出了部分云图。

图中虚线为海床平面,虚线上方支撑结构处于海水中,下方桩基结构埋于海床中。由图中可知,附加粘滞阻尼器能有效降低应力集聚区整体应力,同时粘滞阻尼器也改变了应力集聚区的分布,明显减小了支撑结构底部应力集聚区的面积,该区域位于粘滞阻尼器下侧连接点上方。

评估不同参数粘滞阻尼器控制效果的指标定义为:

$$Y = \sigma / \sigma_0 \tag{7}$$

式中:Y—评估粘滞阻尼器对应力控制效果的指标; σ, σ_0 —附加不同参数粘滞阻尼器与不附加阻尼器时风力机塔架应力集中区域中心点处采集到米塞斯应力数据的均方差。

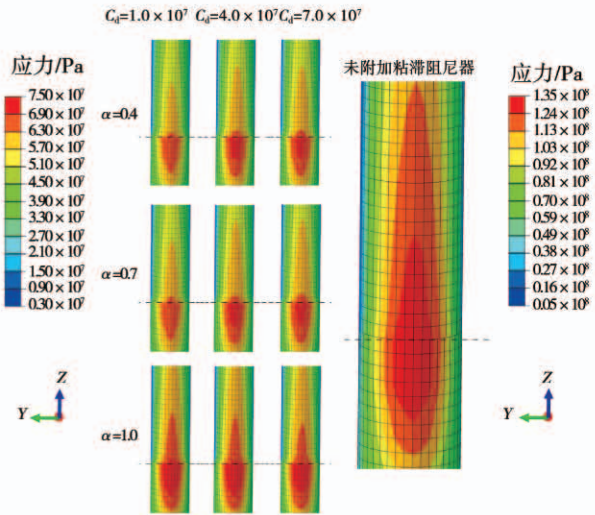


图 15 不同参数下的塔架应力云图
Fig. 15 Tower stress nephogram under different parameters

附加不同参数粘滞阻尼器 Y 值对比如图 16 所示。

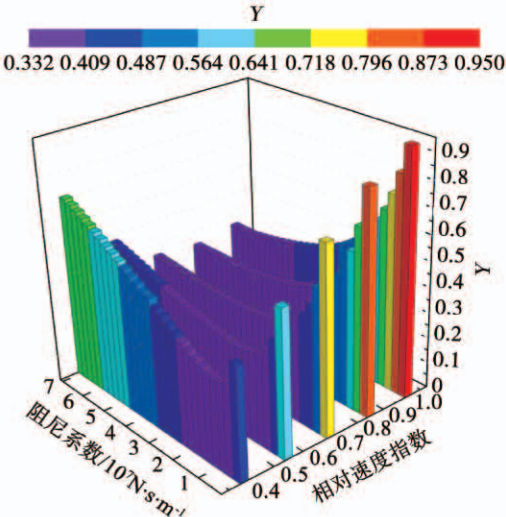


图 16 不同参数下 Y 值对比
Fig. 16 Y values under different parameters

由图可知,随着粘滞阻尼器的阻尼系数增大,Y 值先减小后增大,也即粘滞阻尼器的振动控制效果先增强后减弱。随相对速度指数的增大,粘滞阻尼器振动控制的拐点分别出现在阻尼系数为 1×10^7 , 1.75×10^7 , 3.75×10^7 , 4.75×10^7 与 $6.25 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$ 。在相对速度指数为 0.7、阻尼系数为 $3.75 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$ 时,Y 值最小,为 0.3337,此时粘滞阻尼器对应力的控制效果最好,能使塔架最大应力处的米塞斯应力均方差降低约 66.6%。在阻尼

系数不大于 $1 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$ 时, Y 值随着相对速度指数增大而增大,当阻尼系数继续增大时,随着拐点的出现,这一规律不再适用。但当阻尼系数大于 $3.25 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$ 时,相对速度指数取 0.4,对应的 Y 值大于其他相对速度指数取值下的 Y 值。对于不同的相对速度指数, Y 值由小到大依次对应为 0.341 0, 0.336 7, 0.333 7, 0.343 2 与 0.370 6, 相差不大。考虑到粘滞阻尼器的阻尼系数与相对速度指数越大,生产成本越高,在主要控制目标为应力的情况下可考虑使用阻尼系数为 $1 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$ 、相对速度指数为 0.4 的粘滞阻尼器。

在附加不同参数粘滞阻尼器时米塞斯应力最大值对比如图 17 所示。

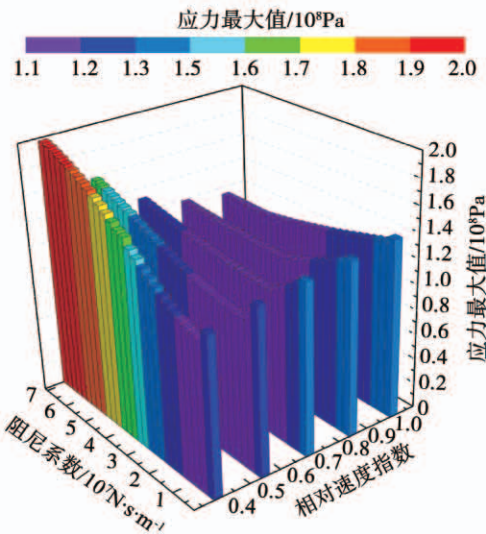


图 17 不同参数下米塞斯应力最大值对比
Fig. 17 Comparison of Mises stress maximum under different parameters

由图可知,不同相对速度指数下,米塞斯应力最大值均随阻尼系数增大呈现先减小后增大的趋势,其拐点出现位置随相对速度指数增大逐渐向阻尼系数较大一侧靠拢。最小值出现在相对速度指数取 1.0,阻尼系数取 $5.25 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$ 时,为 $1.136 5 \times 10^8 \text{ Pa}$,相较于不附加粘滞阻尼器降低了约 22.7%。不同拐点处数据相差在 2% 以内,考虑到经济因素,可以采用较低相对速度指数及较低阻尼系数的阻尼器。在阻尼系数较大时,相对速度指数为 0.4 与 0.55 的粘滞阻尼器会放大结构本身的米塞斯应力最大值。

相对速度指数为 0.4 时,米塞斯应力变化最明

显,不同阻尼系数下粘滞阻尼器的滞回曲线如图 18 所示。

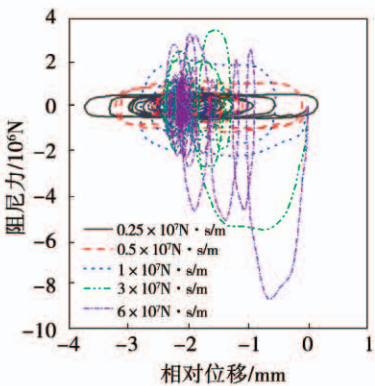


图 18 不同阻尼系数下粘滞阻尼器的滞回曲线
Fig. 18 Hysteresis curve of viscous dampers under different damping coefficients

由图可知,阻尼系数在拐点 $1 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$ 时,滞回曲线非常饱满,整体形状规则光滑,此时粘滞阻尼器耗能能力最强,对米塞斯应力控制效果最好;阻尼系数小于拐点 $1 \times 10^7 \text{ N} \cdot \text{s/m}$ 时,滞回曲线不够饱满,耗能能力不强,控制效果较弱;阻尼系数大于拐点时,滞回曲线混乱无序,控制效果极弱,甚至会放大结构本身的米塞斯应力最大值。

5 结 论

以单桩 NREL 5MW 海上风力机为研究对象,采用有限元法对粘滞阻尼器在风力机风致振动控制上的应用进行研究,对比分析不同参数对粘滞阻尼器控制效果的影响,得出结论:

- (1) 粘滞阻尼器对单桩式海上风力机的风致振动具有明显的控制效果,能够大幅降低风力机塔顶位移均方差及最大值。在参数分析范围内,相对速度指数为 0.4 和 0.55 时,粘滞阻尼器对塔顶位移的控制效果随阻尼系数增大先增大后减小。相对速度指数为 0.7, 0.85 和 1.0 时,粘滞阻尼器对塔顶位移的控制效果随阻尼系数增大而减小。
- (2) 粘滞阻尼器阻尼系数过低,提供的阻尼力较低,控制效果不足;阻尼系数过高,提供的阻尼力过大,会对风力机塔顶运动产生负面影响。
- (3) 粘滞阻尼器可显著控制风力机塔架应力。当粘滞阻尼器的相对速度指数在研究范围内取值时,其对应力的控制效果均随阻尼系数的增大先增大后减小,且相对速度指数越大,拐点处相对应的阻

尼系数越大。

(4) 在粘滞阻尼器性能拐点处,滞回曲线饱满规则,耗能能力最强,对米塞斯应力控制效果最好;阻尼系数小于拐点时,滞回曲线不够饱满,控制效果相对较弱;阻尼系数大于拐点时,滞回曲线混乱无序,控制效果极弱。

参考文献:

- [1] 武岳,孙瑛,郑朝荣,等. 风工程与结构抗风设计[M]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学出版社,2014.
WU Yue, SUN Ying, ZHENG Chao-rong, et al. Wind engineering and wind resistance design of structures [M]. Harbin: Harbin Institute of Technology Press, 2014.
- [2] 韩志伟,李春,周红杰,等. 海上风力机基础防护装置在船舶碰撞下的动态响应研究[J]. 机械强度, 2020, 42(1): 21-28.
HAN Zhi-wei, LI Chun, ZHOU Hong-jie, et al. Research on dynamic response with crashworthy devices of offshore wind turbine foundation to ship impact [J]. Journal of Mechanical Strength, 2020, 42(1): 21-28.
- [3] 于华明,刘容子,鲍献文,等. 海洋可再生能源发展现状与展望[M]. 青岛:中国海洋大学出版社,2012.
YU Hua-ming, LIU Rong-zi, BAO Xian-wen, et al. Development status and prospect of marine renewable energy [M]. Qingdao: Ocean University of China Press, 2012.
- [4] 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.
- [5] XIE F, ALY A M. Structural control and vibration issues in wind turbines: A review[J]. Engineering Structures, 2020, 210: 110087.
- [6] Enevoldsen I, Mørk K J. Effects of a Vibration Mass Damper in a Wind Turbine Tower[J]. Mechanics of Structures and Machines, 1996(24): 155-187.
- [7] 刘中胜,杨阳,李春,等. 基于 TMD 控制的风力机结构抗震研究[J]. 机械强度, 2019, 41(4): 785-791.
LIU Zhong-sheng, YANG Yang, LI Chun, et al. Anti-seismic Study of Wind Turbine Structure Based on TMD[J]. Journal of Mechanical Strength, 2019, 41(4): 785-791.
- [8] ZOU H, BI K, HAO H. Using multiple tuned mass dampers to control offshore wind turbine vibrations under multiple hazards[J]. Engineering Structures, 2017, 141: 303-315.
- [9] SUN C, JAHANGIRI V. Bi-directional vibration control of offshore wind turbines using a 3D pendulum tuned mass damper[J]. Mechanical Systems & Signal Processing, 2018, 105: 338-360.
- [10] COLWELL S, BASU B. Tuned liquid column dampers in offshore wind turbines for structural control[J]. Engineering Structures, 2009, 31(2): 358-368.
- [11] WEBER F. Semi-active vibration absorber based on real-time controlled MR damper[J]. Mechanical Systems and Signal Processing, 2014, 46: 272-288.
- [12] 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.

- [13] IEC 61400-1 "Wind turbines - Part 1: Design requirements." 3rd edition [S]. Geneva, Switzerland; International Electrotechnical Commission, August 2005.
- [14] 李春,叶舟,高伟,等. 现代大型风力机设计原理[M]. 上海:上海科学技术出版社,2013.
LI Chun, YE Zhou, GAO Wei, et al. Modern large-scale wind turbine design principles [M]. Shanghai: Shanghai science and technology press, 2013.
- [15] WANG P, ZHAO M, DU X, et al. Wind, wave and earthquake responses of offshore wind turbine on monopile foundation in clay [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2018, 113: 47-57.
- [16] ZOU H, BI K, HAO H. Dynamic analyses of operating offshore wind turbines including soil-structure interaction[J]. Engineering Structures, 2018, 157: 42-62.
- [17] 刘国威. 筒型基础近海风电系统地震动力响应分析[D]. 天津:天津大学,2012.
LIU Guo-wei. Seismic response analysis of offshore bucket foundation wind turbine system [D]. Tianjin: Tianjin University, 2012.
- [18] 费康,彭勤. ABAQUS 岩土工程实例详解[M]. 北京:人民邮电出版社,2017.
FEI Kang, PENG Jie. Geotechnical engineering example details by ABAQUS [M]. Beijing: Posts and Telecom Press, 2017.
- [19] JONKMAN J M, BUTTERFIELD S, MUSIAL W, et al. Definition of a 5 MW reference wind turbine for offshore system development in [R]. Report No NREL/TP-500-38060, Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2009.
- [20] AGBAYANI N A. A Technical Overview of ASCE/ AWEARP 2011: Recommended Practice for Compliance of Large Land-based Wind Turbine Support Structures [R]. Structures Congress, 2014, 1759-1770, Reston: ASCE/ AWEARP, 2011.
- [21] M C Constantinou, M D Symans. Experimental and analytical investigation of seismic response of structures with supplemental fluid viscous dampers in [R]. Technical Report NCEER-92-0032, Taiwan: National Center For Earthquake Engineering Research, 1992.
- [22] SYMANS M D, CHARNEY F A, WHITTAKER A S, et al. Energy dissipation systems for seismic applications: current practice and recent developments [J]. Journal of Structural Engineering, 2008, 134(1): 3-21.
- [23] 柯世堂,王晓海. 考虑叶片偏航和干扰效应大型风力机体系风振响应与稳定性分析[J]. 湖南大学学报:自然科学版, 2018, 45(7): 61-70.
KE Shi-tang, WANG Xiao-hai. Analysis on wind-induced response and stability of large wind turbine systems considering blade yaw [J]. Journal of Hunan University (Natural Science edition), 2018, 45(7): 61-70.