

DOI:10.11784/tdxbz202412001

风、冰联合作用下考虑大直径桩基础柔性的一体化海上风力机振动控制研究

柳英洲^{1,2}, 周利³, 张建华⁴, 练继建^{1,2}, 施伟⁵, 姚烨²

(1. 天津大学建筑工程学院, 天津 300350; 2. 天津理工大学海洋能源学院, 天津 300384;

3. 上海交通大学船舶海洋与建筑工程学院, 上海 200240; 4. 哈尔滨工程大学航天与建筑工程学院, 哈尔滨 150001;

5. 大连理工大学海岸与海洋工程全国重点实验室, 大连 116024)

摘要: 本文针对于风-冰-结构-土耦合机制的复杂相互作用, 结合多体动力学方法和有限元方法, 引入调谐质量阻尼器(TMD), 以 10 MW 风力机组为例, 建立机舱叶片-塔筒-大直径基础一体化冰激振动耦合模型。将土体离散化, 搭建三维土体相互作用模型, 进而运用位移法和力法计算土体材料作用下大直径基础结构的等效节点力和节点位移, 对桩土相互作用进行模拟。同时, 采用内聚单元法和有限元法相结合的方法, 在风、冰联合作用下研究不同冰厚和冰速下海上风力机动力响应特性和减振机理。结果表明: 不同冰速会导致风力机振动模式差异, 当考虑 TMD 振动控制时, 冰激共振状态下塔顶响应的减振效果更好, 结构发生单频共振; 冰厚对于结构振动控制效果有着显著影响, 然而, 对于风力机结构动量响应, 较小的冰厚会对风力机基础结构碰撞位置产生“负反馈”效应。本文研究结论可为冰区海上风力机的设计提供参考。

关键词: 海上风力机; 桩基础; 一体化耦合模型; 冰激振动; 振动控制

中图分类号: TK83

文献标志码: A

文章编号: 0493-2137(2025)11-1192-13

Research on Control of Vibration Induced by Wind and Ice for Integrated Offshore Wind Turbine Considering Flexibility of Large-Diameter Pile Foundation

Liu Yingzhou^{1,2}, Zhou Li³, Zhang Jianhua⁴, Lian Jijian^{1,2}, Shi Wei⁵, Yao Ye²

(1. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China;

2. School of Ocean Energy, Tianjin University of Technology, Tianjin 300384, China;

3. School of Ocean and Civil Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China;

4. College of Aerospace and Civil Engineering, Harbin Engineering University, Harbin 150001, China;

5. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: In view of the complex interaction in a wind-ice-structure-soil coupling mechanism, a tuned mass damper (TMD) is introduced combined with the multi-body dynamics method and the finite element method, and a 10 MW wind turbine is taken as an example to establish a nacelle blade-tower-large-diameter foundation integrated ice-induced vibration coupling model. The soil is discretized, and a three-dimensional soil interaction model is constructed. Then, the displacement method and force method are used to calculate the equivalent nodal force and nodal displacement of the large-diameter foundation structure under the effect of soil materials, so as to simulate the pile-

收稿日期: 2024-12-02; 修回日期: 2025-05-11.

作者简介: 柳英洲(1994—), 男, 博士, 讲师.

通信作者: 施伟, weishi@dlut.edu.cn.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(42506205); 大连理工大学海岸和海洋工程全国重点实验室开放基金资助项目(LP2405); 天津市科技计划资助项目(23ZYQYGX00140).

Supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 42506205), the Open Research Fund Program of State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering of Dalian University of Technology (No. LP2405), the Tianjin Science and Technology Plan Project (No. 23ZYQYGX00140).

soil interaction. Meanwhile, the combination of cohesive element method and finite element method is used to study the dynamic response characteristics and vibration damping mechanism of offshore wind turbines under wind and ice with different ice thicknesses and ice velocities. Results show that different ice velocities will lead to different vibration modes of wind turbines. When the TMD vibration control is considered, the vibration damping effect of the tower top response in the ice-induced resonance state will be better, and the structure will undergo single-frequency resonance. Ice thickness has a significant impact on the effect of structural vibration control. However, for the momentum response, a smaller ice thickness will have a “negative feedback” effect on the collision position of the wind turbine foundation. The research results in this paper can provide a reference for the design of offshore wind turbines in ice areas.

Keywords: offshore wind turbine; pile foundation; integrated coupling model; ice-induced vibration; vibration control

桩柱式海上风力机是中国渤海海域常用的结构类型,然而由于冬季海冰的存在,风力机服役期内的安全运行受到严重威胁.冰荷载已被列为海上风力机结构设计的主要荷载^[1-3].目前,许多学者搭建了海上风力机耦合模型,然而在结构冰激振动研究中,并不能很好地考虑桩基础柔性-弹性风力机结构-机舱叶片组件的耦合效应,这会导致海上风力机动力响应估计的偏差.杨冬宝等^[1]基于离散元-有限元方法建立了风机冰激振动模型,验证了该模型计算动冰荷载的准确性.柳英洲等^[2]针对于 NREL 5 MW 单桩基础海上风力机,开展了海冰作用下结构的损伤及动力分析,建立了面积受损率以评估碰撞位置的损伤程度.朱本瑞等^[3]通过自激振动模型开发了自激振动分析程序,开展了风-冰联合作用下海上风力机的动力响应研究,结果表明:不同冰速对风机塔顶和基础位置的振动特性有着显著影响. Heinonen 等^[4]进行了两种不同刚度的海上风机基础冰激锁频对比,揭示了冰激共振机理.叶柯华等^[5]采用自激振动模型计算了冰荷载作用下的塔筒基底剪力,结果表明:在中低冰速区间,结构发生的自激振动显著增加了塔基剪力幅值.然而,该研究中忽略了气动阻尼对风力机结构动力特性的影响.

在桩土相互作用的模拟方面,大多数研究均忽略了桩基础柔性对风力机结构运动响应的影响,造成结构自振频率计算的误差,低估了结构运动响应幅值. Zou 等^[6]采用 Mohr-Coulomb 模型,模拟桩-土相互作用,深入研究了海上风力发电机结构-土相互作用的动力响应特性. Chai 等^[7]基于土体的塑性本构模型研究了三维桩-土相互作用对基础结构的影响. Roesset 等^[8]通过等效线性方法模拟非线性桩土相互作用.一种常用的方法是将桩土相互作用等效为简化形式,如线性弹性弹簧模型或 p - y 曲线.许多学者进一步引入了多种修正的 p - y 曲线,纳入了桩径和埋

深等参数^[9].然而,在冰-结构-土相互作用的模拟中, p - y 曲线模型的变化仍然没有被探讨.因此,对于海冰作用下风力机冰激振动响应分析,建立更有效的精细化桩土相互作用模型尤为重要.综上所述,冰的耦合分析未有效地考虑海上风力机桩基础-基础结构-塔筒-转子机舱组件 (rotor nacelle assembly, RNA) 的耦合效应,以及海冰参数对整体耦合风力机结构效果的影响.

调谐质量阻尼器 (tuned mass damper, TMD) 作为一种被动振动抑制的方法被广泛应用于高耸结构上,例如海上风力机^[10-11]. Stewart 等^[12]将单桩 5 MW 海上风力机作为研究对象,分析了非同向风和波浪作用的结构 TMD 的减振潜力,结果表明:优化后的 TMD 能够有效地减少塔架前后和侧向的疲劳载荷.杨永春等^[13]将 TMD 应用于海上风力机塔架结构,开展了风流作用下的减振效果分析,但由于将叶片和机舱组件简化为集中质量,无法描述叶片-塔架的耦合效应;应用 TMD 技术开展了暴风风振的振动控制研究,发现风振控制效果随着质量比和阻尼比的增大而增加,最后趋于稳定.丁勤卫等^[14]针对于 Barge 平台漂浮式风力机,提出了机舱配置 TMD 的振动控制方法,采用多岛遗传算法对 TMD 参数进行优化,验证了风浪联合作用下海上风力机的 TMD 振动优化结果的可靠性.陈易明等^[15]以 NREL 5 MW 单柱式海上风力发电机为研究对象,分析了 TMD 对整体风力机结构振动的抑制效果,结果表明:在风浪作用下 TMD 可以有效降低结构响应幅值,并且 TMD 初始位置对其影响较小.柳英洲等^[16]对比分析了破冰锥和阻尼器控制的两种减振方式的减振机理和减振效果差异,验证了两种减振方法的优缺点;然而,该研究简化了桩土相互作用与阻尼器参数,忽略了振动控制方法对冰激共振的影响以及不同冰速下风力机的冰激振动控制机制.

一些学者也利用主动控制方法提高海上风力机的稳定性^[17],然而主动控制方法经济性较差,实现难度大.此外,许多学者利用不同的阻尼器开展结构的振动响应研究^[18-19].欧进萍等^[20]提出了设置柔性阻尼层的新型隔震减振方案,在地震工况作用下验证了结构的减振效果.Liu 等^[21]研究了多个被动调谐质量阻尼器(multiple tuned mass dampers, MTMD)对单桩海上风力机的影响,并提出了一种停机制动与 MTMD 相结合的振动控制策略.海上风力机结构振动控制研究主要聚焦在风、波浪和地震荷载,然而,相比于风、波浪和地震荷载,海冰荷载作用机理更为复杂.目前,被动控制方法在湍流风和海冰联合作用下海上风力机整体耦合振动中鲜见研究,因此,本文基于被动控制方法研究海冰作用下考虑桩基础柔性的海上风力机冰激振动控制具有重要的应用价值和工程设计意义.

1 动冰荷载

1.1 自激振动模型

对于冰和结构相互作用机理,本文采用基于冰体连续破坏假设及考虑海冰抗压强度与应力速率关系的自激振动理论开展研究^[22].海冰自激振动模型根据应力速率的不同,可将破坏形式划分为 3 个区间,即延性区(低冰速)、延-脆转换区(中冰速)和脆性区(高冰速),如图 1 所示,分别对应了结构准静态振动、稳态振动以及随机振动^[22].

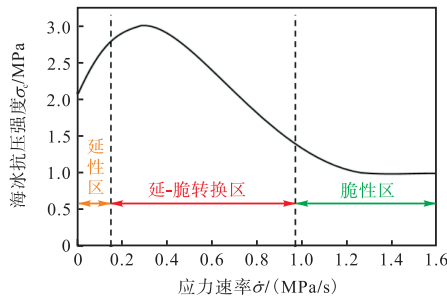


图 1 海冰抗压强度随应力速率变化曲线

Fig. 1 Curve of sea ice compressive strength changing with strain rate

1.2 动冰荷载算法

本研究基于显式积分算法,采用更新的 Lagrange 中心差分算法计算大变形的运动微分方程,计算每个时间步长下的动冰荷载 $P_{ice}(t_n)$.海冰作用下风力机的运动控制方程为

$$P_{ice}(t_n) = M \cdot \ddot{x}(t_n) + C \cdot \dot{x}(t_n) + F^{int}(t_n) - H(t_n) \quad (1)$$

式中: M 为质量矩阵; C 为黏性系数矩阵; $\ddot{x}(t_n)$ 为 t_n

时刻的加速度矢量; $F^{int}(t_n)$ 为内力矢量; $H(t_n)$ 为沙漏阻力矢量.

对于 t_n 时刻的节点冰荷载 $P_{ice}(t_n)$ 计算,分别采用对称罚函数法,对从节点和主节点进行穿透检查.若当前时间步接触面不发生穿透,则循环计算该时间步下每个节点冰荷载值;若当前时间步接触面发生穿透,则在从节点上施加法向接触力,接触力的大小的计算式为

$$F_s = k_i \Delta_i \quad (2)$$

式中: Δ_i 为穿透量; k_i 为接触刚度因子,其表达式为

$$k_i = bK_i A_i^2 / V_i \quad (3)$$

式中: K_i 、 A_i 和 V_i 分别是主段所在单元的体积模量、面积和体积; b 为接触刚度罚因子,缺省值为 0.1, b 的取值过大可能会造成计算不稳定.

在考虑冰-结构摩擦接触的情况下,从节点施加法向接触力 F_s 后,最大摩擦力可以表示为

$$F_f = \mu |F_s| \quad (4)$$

若静摩擦系数为 μ_s ,动摩擦系数为 μ_d ,可通过指数插值函数表示总摩擦系数 μ 与二者之间的平滑过渡关系,即

$$\mu = \mu_d + (\mu_s - \mu_d) e^{-\chi |v_0|} \quad (5)$$

式中: χ 为衰减系数; v_0 为接触节点之间的相对速度的大小.

2 空气动力荷载及气动阻尼

海上风力机受到的风速可以分为平均风速和脉动风速两部分.脉动风速可以通过 IEC Kaimal 风速谱^[23]进行描述.考虑到风速的空间相干性,任意两点 i 和 j 之间的互功率谱密度函数 S_{ij} 可以表示为

$$S_{ij}(f) = \exp \left(-a_0 \sqrt{\left(\frac{fL}{v_H} \right) + \left(\frac{0.12L}{L_c} \right)^2} \right) \sqrt{S_{ii}(f) S_{jj}(f)} \quad (6)$$

式中: f 为频率; L_c 为积分尺度参数; a_0 为相干性衰减系数; L 为两点 i 和 j 之间的距离; v_H 为轮毂高度处的平均风速.

传统的有限元方法忽略了转子(空气动力荷载)与支撑结构之间重要的动力相互作用,无法考虑气动阻尼效应的影响.本研究通过二次开发加载子程序,实现主程序与简化气动模型之间的耦合;为了考虑气动阻尼荷载,计算线性化气动阻尼系数并施加于子程序中.引入线性阻尼器来考虑气动阻尼线性化,气动阻尼可以在不考虑 RNA 控制系统影响的情况下,根据风速变化引起的推力变化数值估计.假设风力机

上部 RNA 结构为一个理想化的转子,可以推导出一个简单的二维模型来估计塔顶的推力的大小 F_T , 即

$$F_T = C_T \rho_a A_R u_{REL}^2 / 2 \quad (7)$$

式中: C_T 为依赖于当前转子转动状态的推力系数; ρ_a 为空气密度; A_R 为转子扫略面积; u_{REL} 为轮毂高度处风速。

当考虑湍流风场时, u_{REL} 可表示为

$$u_{REL} = v_H + u - \dot{x} \quad (8)$$

式中: u 为湍流风速的大小; \dot{x} 为塔顶在风向上的速度的大小。

根据式(7)和(8),可以将轮毂推力 F_T 分为静态平均推力 $F_{T,mean}$ 、动态湍流推力 $F_{T,turb}$ 和动态阻尼力 $F_{damping}$, 即

$$F_T = (C_T \rho_a A_R \bar{u}^2) / 2 + [C_T \rho_a A_R (u^2 + 2\bar{u}u)] / 2 + [C_T \rho_a A_R (\dot{x}^2 - 2u\dot{x} - 2\bar{u}\dot{x})] / 2 = F_{T,mean} + F_{T,turb} + F_{damping} \quad (9)$$

式中 \bar{u} 为平均风速。

动态阻尼力的大小可以表示为

$$F_{damping} = -C_{AD} \rho_a A_R \bar{u} \dot{x} = -c_{AD} \dot{x} \quad (10)$$

式中 c_{AD} 为黏性阻尼器的阻尼系数,表示气动阻尼。

3 桩土相互作用

为了建立考虑桩基础柔性的大直径单桩基础海上风力机整体耦合模型,需对桩-土相互作用的非线性力学性能进行分析. 本文采用有限元法对桩-土相互作用进行三维模拟,通过将土体离散化,运用位移法和力法计算不同物理力学性质土层材料作用下基础结构的等效节点力和节点位移. 土体基于 Drucker-Prager 屈服准则^[24],通过对库仑-莫尔准则予以近似拟合,修正 von Mises 屈服准则. 等效应力可以表示为

$$\sigma_e = 3\beta\sigma_m + \left[\frac{1}{2} P_d^T M_{Mises} P_d \right]^{0.5} \quad (11)$$

$$\beta = (2\sin\phi) / \sqrt{3(3-\sin\phi)} \quad (12)$$

式中: σ_m 为静水压力; P_d 为偏应力; M_{Mises} 为 von Mises 屈服准则的参数; ϕ 为内摩擦角。

材料的屈服应力可以定义为

$$\sigma_s = (6C\cos\phi) / \left[\sqrt{3(3-\sin\phi)} \right] \quad (13)$$

式中 C 为黏聚力。

4 耦合分析模型

4.1 一体化耦合分析流程

本文采用 DTU 10 MW 基准风机作为样本风

机^[25],风力机叶片长度为 86.47 m,配以相应的塔架、轮毂和机舱部件,构成 DTU 10 MW 参考风力机的完整配置,如表 1 所示. 水面以上高度为 119 m,塔筒顶部直径为 5.5 m,基础结构直径为 8.3 m. 基础-塔筒和海冰分别采用 SHELL 和 SOLID 单元. 根据轮毂和机舱的相对位置和质量,轮毂和机舱的质心坐标分别计算为 (2.687 m, 0 m, 2.45 m) 和 (7.073 m, 0 m, 3.37 m),进一步根据 SACS 计算得到的 DTU 10 MW 海上风力机的集中 RNA 质量坐标为 (-0.62 m, 0 m, 119 m). 表征 DTU 10 MW 翼型空气动力学特性和性能的叶片翼型雷诺数关系见图 2,明显呈现先增加后减小的趋势,最大雷诺数出现在叶片位置 40~50 m 处。

表 1 DTU 10 MW 参考风力机关键设计参数^[25]

Tab.1 Key design parameters for DTU 10 MW wind turbine as a reference^[25]

参数	数值
功率/MW	10
叶片数量	3
额定风速/(m/s)	11.4
额定转速/(转/min)	9.6
转子直径/m	178.3
轮毂高度/m	119
塔筒高度/m	115
轮毂质量/kg	105 520
叶片质量/kg	41 716
机舱质量/kg	446 036
塔筒质量/kg	628 442
主轴仰角/(°)	5
转子预置锥角/(°)	-2.5
叶片预弯/m	3.33

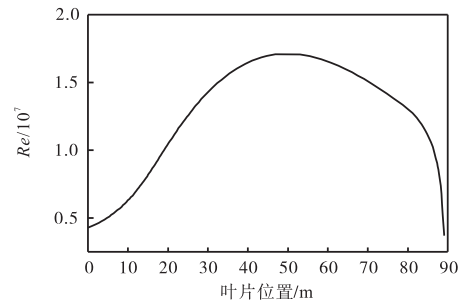


图 2 DTU 10 MW 海上风力机叶片翼型雷诺数

Fig.2 Reynolds number of DTU 10 MW offshore wind turbine blade airfoil

根据确定的 RNA 集中质量坐标,基于时频域分析工具 ANSYS/LS-DYNA,在风力机塔顶开发了冰激振动控制模块(TMD 模块),包括 TMD 的刚度单元和阻尼单元,如图 3 所示.需要注意的是, RNA 集中质量点和 TMD 节点位于同一位置,但两个节点并不共节点。

基于接触单元法,通过在桩土接触面设置接触单元,对大直径桩基础和土体进行全实体建模.在有限

元法的三维模型下, 桩基础和土体分别用三维 8 节点等参元进行离散。桩基与土体底端采用固定边界, 桩土之间通过定义面面接触计算桩-土相互作用, 摩擦系数范围取 0.2 ~ 0.4; 土体远场边界约束 x, y 方向的位移, 局部土体的四周边界采用无反射边界条件, 如图 3 所示。选取一个 45 m 厚度的中等刚性土质场地条件, 土体饱和及有效重度分别为 20 kN/m^3 和 17 kN/m^3 。

基于建立的风、冰联合作用下考虑大直径桩基础柔性的海上风力机振动控制一体化耦合模型, 图 4 展示了海上风力机振动控制一体化耦合计算流程。由图 4 可知, 首先基于 TurbSim 程序生成风力机叶片平面处的三维风场, 然后利用 MATLAB 开发程序编写作用于叶轮每段微元上的风速分布, 导入并结合进 FAST v8 的 AeroDyn 模块; 结合 ElastoDyn 模块, 考虑到塔筒柔性以及气动阻尼荷载效应, 基于 Pitt-Peter 动态入流理论及 Beddoes-Leishman 动态失速模型, 计算风力机所受的流体轴向(F-A)和流体切向(S-S)方向空气动力荷载, 如图 5 所示。进一步结合非线性有限元方法, 将计算得到的每一时间步下空气动力荷载导入 ANSYS/LS-DYNA 中。另一方面, 开发冰激振动控制模块, 并通过对三维实体土体进行建模, 搭建风-冰-桩土相互作用-弹性风力机结构-振动控制一体化分析框架。在 ANSYS/LS-DYNA 建立气动荷载

输入模块, 将空气动力荷载导入 ANSYS/LS-DYNA, 得到该时间步考虑桩基础柔性的结构动力学响应并反馈至冰激振动控制模块, 开展风、冰联合作用下风力机振动控制研究。

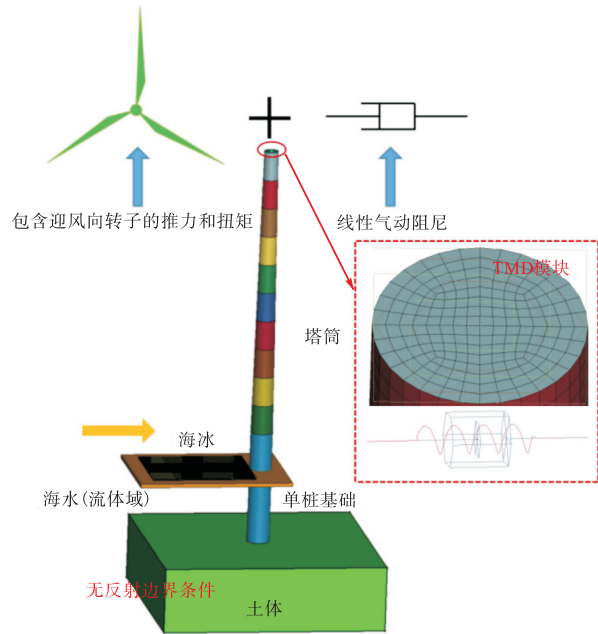


图 3 土-海冰-风-海上风力机振动控制整体相互作用耦合模型

Fig.3 Coupled interaction model of vibration control for soil-sea ice-wind-offshore wind turbine

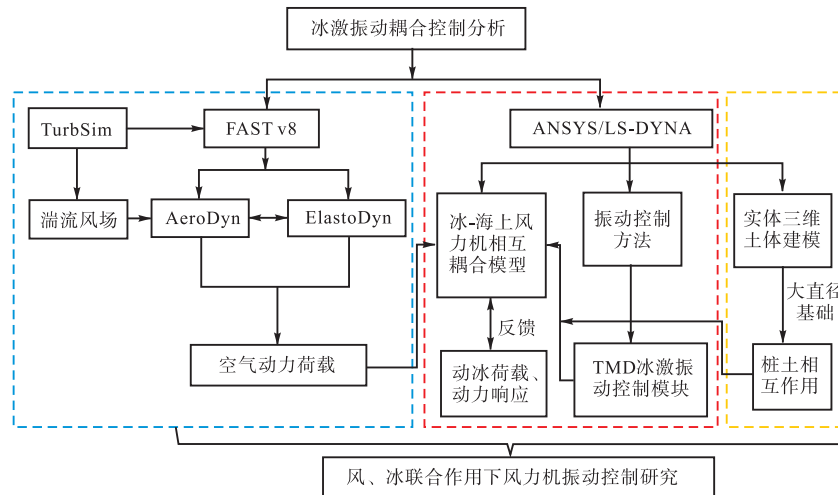


图 4 风、冰联合作用下海上风力机振动控制耦合分析流程

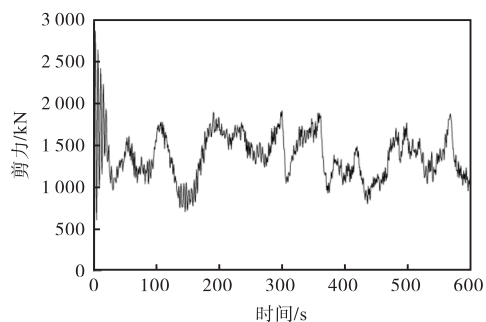
Fig.4 Flow chart of coupling analysis for vibration control of offshore wind turbine under the combined effect of wind and ice

4.2 动力特性验证

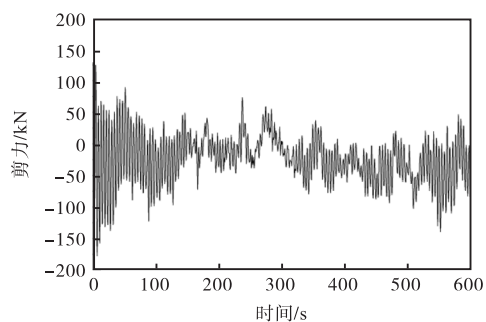
为了避免转子转动频率和结构基础频率发生共振引起的动力响应放大, 海上风力机的支撑结构设计需要保证海上风力机的固有频率落在 1 阶和 3 阶叶片通过频率之外。经过试算, DTU 10 MW 单桩海上风力机基础频率范围为 0.18 ~ 0.27 Hz。进一步对

DTU 10 MW 海上风力机塔筒-基础结构进行模态分析, 可以得到结构各阶动力响应特性, 如表 2 和图 6 所示。由于单桩式风力机塔筒-基础结构基本对称, 所以结构的 1、2 阶振动频率以及 3、4 阶振动频率几乎相等。如图 6 可知, 塔顶最大位移出现在 1、2 阶振型, 同时, 结构 1、2 阶频率也是冰荷载最易激发的,

因此应主要考虑将设计 TMD 施加于塔顶位置.



(a) F-A 方向气动荷载



(b) S-S 方向气动荷载

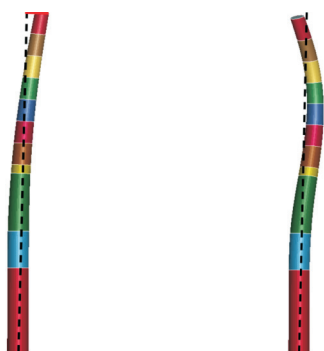
图 5 海上风力机空气动力荷载

Fig.5 Aerodynamic loads of offshore wind turbine

表 2 10 MW 单桩海上风力机组动力特性

Tab.2 Dynamic characteristics of 10 MW monopile offshore wind turbine

工况	阶数	频率/Hz	周期/s
固定边界	1,2	0.251 5	3.976 1
	3,4	2.077 5	0.481 3
桩土相互作用	1,2	0.221 1	4.522 8
	3,4	1.336 9	0.747 9



(a) 1,2 阶振型

(b) 3,4 阶振型

图 6 考虑桩土相互作用的海上风力机振型

Fig.6 Vibration modes of offshore wind turbine considering pile-soil interactions

不考虑桩土相互作用(固定边界条件)的风力机的 1 阶和 2 阶固有频率为 0.251 5 Hz, 3 阶和 4 阶频率为 2.077 5 Hz. 当将弹性边界条件施加于桩基础结构, 整体海上风力机的基础频率下降至 0.221 1 Hz.

同时, 由于边界条件的影响, 使得 3 阶频率差异达到 0.740 6 Hz. 风力机模型的基础频率在 0.18 ~ 0.27 Hz 范围内, 因此该模型可以用于开展海上风力机振动控制研究.

4.3 动力模型实验验证

为了验证本文建立的冰-桩土相互作用-柔性风力机支撑结构耦合模型计算准确性, 本节通过开展支撑结构动力模型实验, 对动冰荷载时程进行对比验证. 基于有机玻璃材料加工制作的基础结构模型如图 7(a)所示, 几何比尺选为 1 : 75; 通过设计的光纤光栅动冰荷载传感器实现动冰荷载实时测量. 模型冰采用 DUT-1 模型冰(图 7(b)); 经过模型冰材料试验, 测得对应的原型冰抗压强度为 2.73 MPa, 冰厚和冰速分别为 0.60 m 和 0.860 m/s. 同时, 冰排挤压破坏现象如图 7(b)所示, 可以明显观察到结构破冰形成的沟槽, 这与海冰物理模型试验和数值现象也较为一致^[26-27].



(a) 单桩支撑结构实验模型

(b) DUT-1 模型冰

图 7 冰-单桩支撑结构物理模型实验

Fig.7 Physical model experiment of ice-monopile support structure

由于模型实验中的桩土相互作用模拟采用的是等效桩方法, 因此建立了与模型实验完全相同的等效桩基础结构数值模型和本文搭建的三维土体相互作用基础结构数值模型进行对比. 图 8 展示了 3 种情况下的动冰荷载时程变化. 由图 8 可知, 将本文搭建的

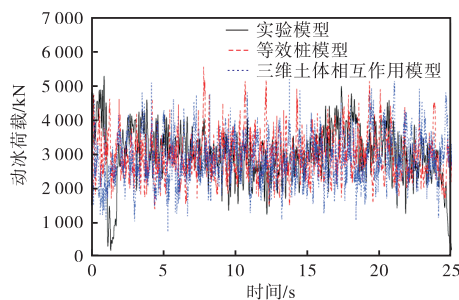


图 8 动冰荷载时程对比

Fig.8 Comparison of time-history of dynamic ice loads

三维土体相互作用模型应用于动冰荷载计算后,相较于等效桩模型,最大动冰荷载略有下降,减少了 353 kN. 然而,基于实验模型、等效桩模型和三维土体相互作用模型的计算结果,冰荷载平均值相差不大,分别为 2 939.9 kN、2 883.2 kN 和 2 795.4 kN,验证了本文的一体化耦合相互作用模拟方法在动冰荷载分析中的可靠性.

5 结果与分析

5.1 TMD 设计参数

针对于风力机塔顶位置(图 3),采用 TMD 对该风机在风和海冰载荷下的振动响应进行控制,需要确定阻尼器的最优参数,包括质量、最优阻尼比以及最优频率比. TMD 设计参数主要取决于质量比、频率比和阻尼比^[28]. 为了取得较好的 TMD 减振控制效果,根据 Den Hartog 法得到 TMD 的最优频率比和阻尼比的计算公式分别为

$$v_{opt} = \frac{1}{1+\gamma} \quad (14)$$

$$\zeta_{opt} = \sqrt{\frac{3\gamma}{8(1+\gamma)^3}} \quad (15)$$

式中: v_{opt} 和 ζ_{opt} 为 TMD 的最优固有频率比和阻尼比; γ 为 TMD 与主结构的质量比,其计算式为

$$\gamma = \frac{M_{TMD}}{m_1} \quad (16)$$

式中: M_{TMD} 为 TMD 的质量; m_1 为海上风机整体结构质量. 其他设计参数的计算式为

$$v = \frac{\omega_{TMD}}{\omega_1} \quad (17)$$

$$\omega_{TMD} = \sqrt{\frac{K_{TMD}}{M_{TMD}}} \quad (18)$$

$$\zeta_{TMD} = \frac{C_{TMD}}{2\sqrt{M_{TMD}K_{TMD}}} \quad (19)$$

式中: v 为 TMD 与主结构的频率比; ω_{TMD} 为 TMD 固有频率; ω_1 为海上风机结构特征频率; K_{TMD} 为 TMD 的刚度; C_{TMD} 为 TMD 的阻尼; ζ_{TMD} 为 TMD 的计算阻尼比.

根据目前海洋工程经验可知, TMD 的质量与主体结构质量的比值区间为 0.25% ~ 2.00%^[29], 本文拟定 TMD 质量比为 1.00%, 经过计算可得阻尼器的刚度和阻尼系数分别为 51 991.50 N/m 和 3 780.32 N/(m/s).

5.2 分析工况

依据《海上风力机结构设计规范》IEC 61400-

3^[23]中国东南海域实测海况数据^[30]和海上风力机运行风速区间,选取的计算工况及环境参数如表 3 所示. 在正常运行状态下选取冰厚 0.2 m、0.4 m 和 0.6 m, 风浪作用方向为同向; 同时, 为了研究冰速对结构减振效果的影响, 基于图 1 所示的自激振动模型, 根据加载速率造成的海冰不同破坏模式, 选取 0.010 ~ 0.600 m/s 区间冰速开展动冰荷载和风力机结构运动响应研究. 值得注意的是, 为了考虑风、冰载荷异向作用下 TMD 的减振效果, 增加了风、冰异向工况 C13 和作为对比的单独冰工况 C14, 如表 3 所示.

针对于不同冰速海冰工况, 与额定风速 11.4 m/s 的单独风荷载工况(表 3 中 C12)对比, 分别选取低冰速 C6 工况和高冰速 C11 工况, 探讨冰激作用导致的响应所占比例, 如图 9 所示. 风力机塔顶位移幅值在冰速 0.100 m/s 和 0.600 m/s 下分别达到了 0.779 m 和 0.881 m; 相较于单独风作用, 冰导致结构位移响应最大增加了 21.75%. 虽然塔基的位移较小, 但随着冰

表 3 海上风力机振动控制分析所选取的风-冰荷载组合工况
Tab.3 Selected combined wind-ice load conditions for vibration control analysis of offshore wind turbines

工况编号	额定风速/(m/s)	冰速/(m/s)	冰厚/m	运行状态
C1	11.4	0.400	0.2	正常运行工况 (风、冰同向)
C2	11.4	0.400	0.4	
C3	11.4	0.400	0.6	
C4	11.4	0.010	0.4	
C5	11.4	0.050	0.4	
C6	11.4	0.100	0.4	
C7	11.4	0.200	0.4	
C8	11.4	0.300	0.4	
C9	11.4	0.400	0.4	
C10	11.4	0.500	0.4	
C11	11.4	0.600	0.4	单独风工况 正常运行工况 (风、冰异向) 单独冰工况
C12	11.4	—	—	
C13	11.4	0.200	0.4	
C14	—	0.200	0.4	

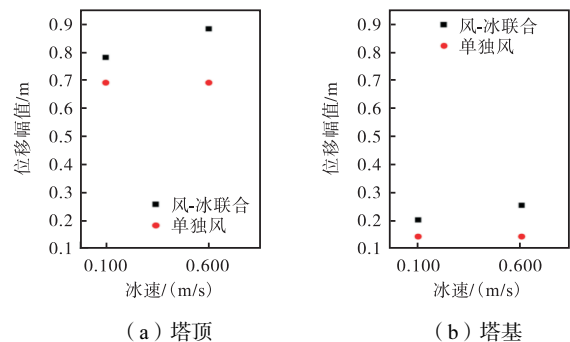


图 9 海上风力机不同位置位移幅值

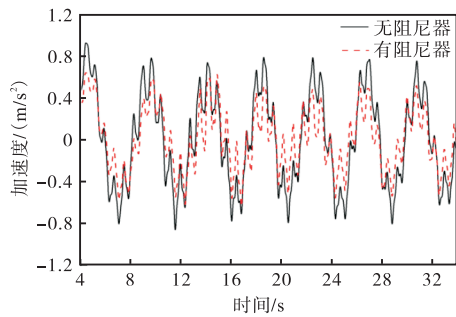
Fig.9 Displacement amplitudes of offshore wind turbine at different positions

速的增大,风、冰联合作用下结构响应从 28.88% 增大至 43.52%, 这表明海冰对于海上风力机动力响应的影 响不可忽略, 尤其对于塔基的冰碰撞位置.

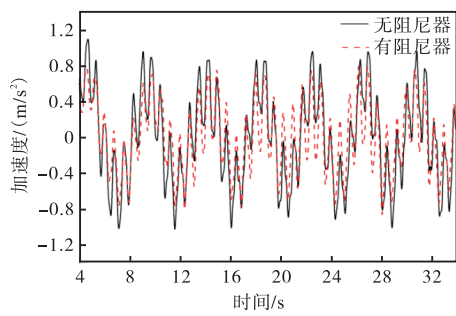
5.3 振动控制效果分析

为了阐明冰厚和冰速对考虑桩土相互作用的海上风力机整体耦合结构的影响, 开展了时频域分析, 包括加速度响应、能量变化和总动量变化等方面. 本研究分别针对有无 TMD 振动控制策略开展风力机振动控制效果分析, 从而深入揭示塔顶阻尼器在不同冰厚和冰速下的减振机理.

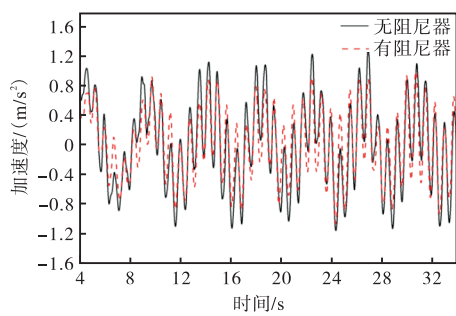
选取表 3 所示的工况 C1、C2 和 C3, 对海上风机进行不同冰厚影响下的振动控制研究, 得到在风、冰联合作用下海上风机整体耦合控制模型的塔顶加速度时域控制效果, 如图 10 所示. 如图 10 可知, 冰厚工况下的风力机塔顶加速度响应较为剧烈, 当将 TMD 安装于塔筒顶部时, 显著降低了风力机结构加速度幅值; 尤其对于 0.6 m 大冰厚(C3 工况), 有、无



(a) 工况 C1, 冰厚为 0.2 m



(b) 工况 C2, 冰厚为 0.4 m



(c) 工况 C3, 冰厚为 0.6 m

图 10 塔筒顶部加速度响应对比

Fig.10 Comparison of acceleration response at tower top

阻尼器的加速度最大值分别为 0.935 m/s^2 和 1.303 m/s^2 , 减振率达到了 28.24%. 减振率的计算式为

$$\lambda = (S_{\max,1} - S_{\max,2}) / S_{\max,1} \quad (20)$$

式中: $S_{\max,1}$ 为不考虑振动控制策略的响应最大值; $S_{\max,2}$ 为考虑振动控制策略的响应最大值.

然而, 相比于大冰厚工况(如冰厚 0.6 m), 在 0.2 m 冰厚工况下塔顶加速度减振率为 20.53%, 这主要是由于随着冰厚的增加, 冰荷载逐渐成为结构的控制荷载. 图 11 为风力机塔顶加速度频域对比, 以 C1 工况为例, 可以发现在风-冰联合作用下海上风力机结构响应的主要控制频率为 F-A 方向前两阶频率, 以 1 阶频率为主导; 塔顶 TMD 明显降低了 1 阶频率的响应幅值, 然而其对于 2 阶频率位置幅值无明显影响.

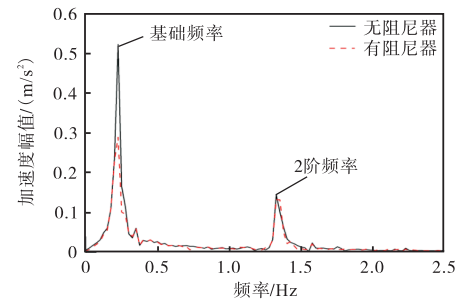
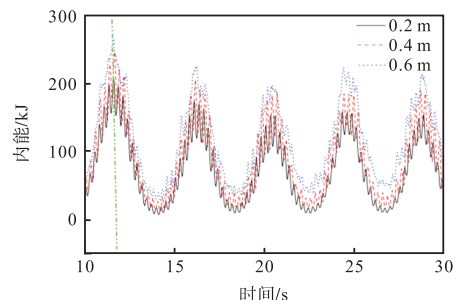


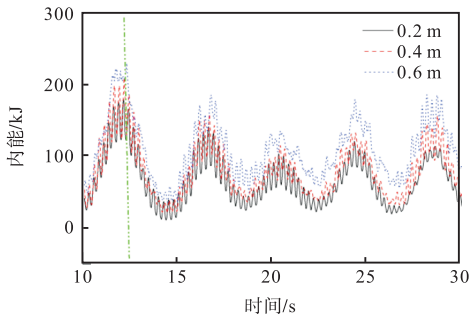
图 11 冰厚 0.2 m 下加速度频域响应对比

Fig.11 Comparison of frequency-domain acceleration response under ice thickness of 0.2 m

海冰作用下海上风力机基础结构能量变化如图 12 所示. 由图 12 可知, 冰厚对基础结构内能的变化



(a) 无 TMD



(b) 有 TMD

图 12 不同冰厚下的风力机基础结构能量变化

Fig.12 Energy variations of wind turbine foundation structures under different ice thicknesses

有着显著影响,随着冰厚的增加,内能幅值明显增大.此外,所设计的塔筒顶部 TMD 有效降低了风力机基础结构内能幅值;在冰厚为 0.2 m 时,有、无阻尼器作用下的海上风力机基础结构的最大内能分别为 175.21 kJ 和 207.06 kJ,其他相邻工况(C2 和 C3)的冰激振动减振率分别为 14.41% 和 12.93%.相比于塔筒顶部运动响应的减振率,所设计的 TMD 对基础结构能量的影响并不显著.

图 13 为风力机结构不同位置总动量最大值随冰厚的变化.总动量 W_s 的计算式为

$$W_s = m_s v_s \tag{21}$$

式中: m_s 为风力机结构不同位置质量; v_s 为结构振动速度.

如图 13 可知,随着冰厚的增加,不考虑振动控制策略的塔顶总动量最大值分别为 370 000 (kg·m)/s、399 000 (kg·m)/s 和 414 000 (kg·m)/s.将塔顶 TMD 应用于冰激振动耦合响应计算将明显降低塔顶动量响应,最大减振率出现在冰厚 0.2 m 的 C1 工况,达到了 23.97%.通过图 13 (b) 可得到一致的变化规律,即:有、无 TMD 作用下,冰厚越大,风力机结构的动量响应越大.但是,对于风力机基础结构碰撞位置,0.2 m 和 0.4 m 的冰厚工况会对结构产生“负反馈”效应,使得施加塔顶 TMD 后的总动量大于不考虑振动控制策略的工况.同时,由图 13 (b) 可知:随着冰厚的

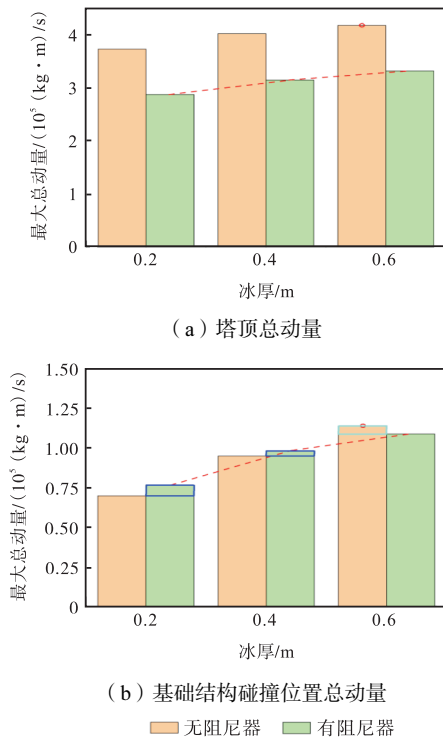


图 13 风力机结构不同位置总动量对比

Fig.13 Comparison of total momentum at different positions of wind turbine structure

增加,基础结构碰撞位置最大动量的“负反馈”效应逐渐减小;当冰厚达到 0.6 m 时,TMD 对基础结构碰撞位置产生了减振效果,减振率超过了 4.50%.

当冰速非常低时(冰速为 0.010 m/s, C4 工况),海冰发生准静态挤压破碎,展现为韧性破坏特征,冰荷载具有明显的周期性,展现出典型的锯齿状波动,如图 14 所示.由图 14 可知,动冰荷载时程表现出明显的加载-卸载特征.这是由于在冰与结构初步接触时,结构产生一个静位移,在冰荷载缓慢增加的同时,结构位移不断增大直至海冰局部破碎,此时结构突然卸载,产生瞬态振动,直至下一个周期循环开始.在较高冰速作用下,风力机结构受到的动冰荷载时程如图 14 (b) 所示.由图 14 (b) 可知,高冰速作用下的动冰荷载时程更加连续,无明显加载-卸载过程,整体表现为随机特征的波动.这是由于随着冰速的进一步增大,冰的破坏模式逐渐向脆性区转变,发生脆性挤压破坏,对应的风力机结构响应变为随机受迫振动.相比于准静态挤压破坏,脆性破坏会产生更大的动冰荷载幅值,此时冰荷载对海上风力机结构振动起主导作用.

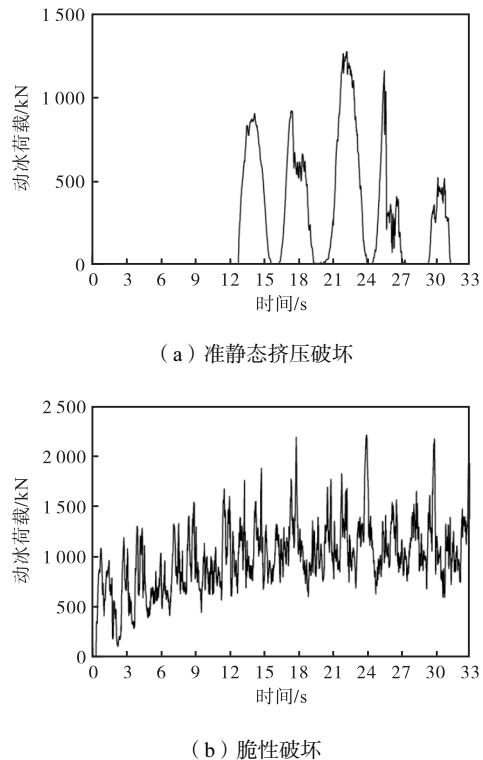


图 14 不同冰速作用下的动冰荷载时程

Fig.14 Time-histories of dynamic ice load under different ice velocities

图 15 为冰速 0.050 m/s 下风力机结构所受的动冰荷载.如图 15 可知,动冰荷载的主频锁定在结构的固有频率 0.22 Hz,即结构发生了“频率锁定”现

象,导致冰激共振.此时,海冰的破碎过程与结构振动相耦合,发生稳态振动.同时,相比于图14所示的准静态挤压破坏和脆性破坏动冰荷载时程,海上风力机结构发生稳态振动时的动冰荷载变化有着明显区别,动冰荷载时程的加载和卸载阶段呈现明显周期变化,即一个冰荷载周期发生一次海冰破碎,导致风力机结构发生单频共振.由图15(b)可知,动冰荷载主要存在两阶主导能量,其中1阶频率基本与风力机结构基础频率一致,这表明海冰的破坏显著受到了结构振动的影响,其并非由破碎过程的周期性决定,属于自激振动理论模型范畴.

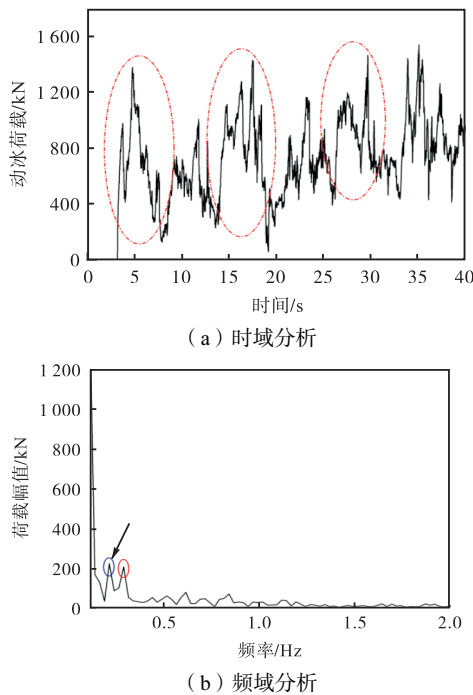


图15 结构发生稳态振动所受动冰荷载

Fig.15 Dynamic ice load for structure under steady-state vibration

不同冰速作用下海上风力机冰激振动最大加速度响应对比如图16所示,其中,红色误差棒表示有、无阻尼器作用下的塔顶最大加速度的相对误差.由图16可知,随着冰速的增加,塔顶最大加速度整体呈现明显增长趋势.在冰速超过0.100 m/s后,海冰逐渐进入脆性破坏阶段;然而,当冰速为0.050 m/s时,最大加速度值明显大于0.100 m/s冰速工况的对应值,此时风力机结构发生冰激共振,造成该冰速下的结构运动响应相较于附近冰速工况明显增大,无阻尼器时最大加速度达到 0.880 m/s^2 .进一步对比可知,对于冰的脆性破坏阶段,考虑振动控制策略后的加速度相对误差较为接近(相对误差定义如式(22)所示),最大值和最小值分别为17.3%和22.5%;当结构发生冰激共振时,相对误差最大,达到了31.3%.以

上结果表明,当将塔顶阻尼器施加于海上风力机结构后,海上风力机结构冰激共振状态下的减振效果更好.

$$R = \frac{X_{\max} - X_{\max, \text{TMD}}}{X_{\max}} \times 100\% \quad (22)$$

式中: X_{\max} 为不考虑振动控制策略的加速度响应幅值; $X_{\max, \text{TMD}}$ 为考虑振动控制策略的加速度响应幅值.

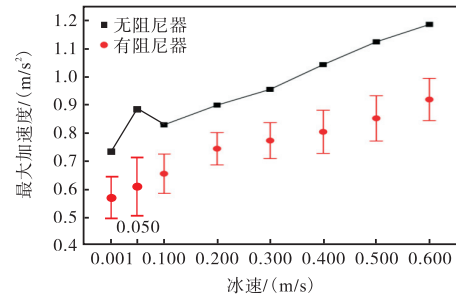
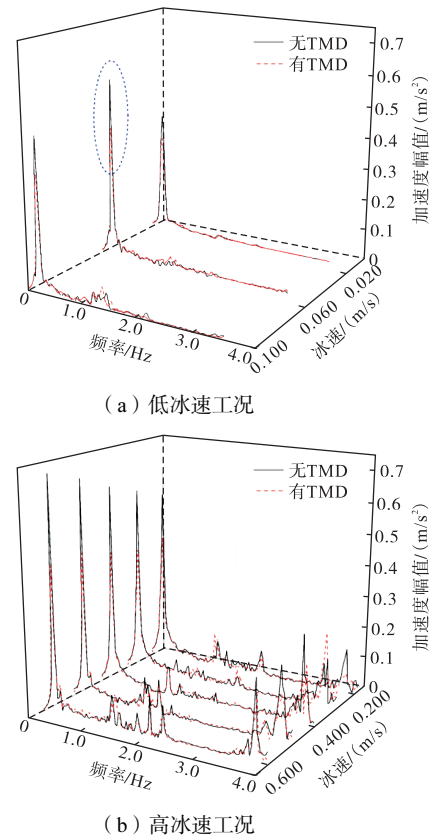


图16 不同冰速下最大加速度响应对比

Fig.16 Comparison of maximum acceleration response under different ice velocities

除掉前12 s 由于结构瞬态响应导致的初始效应,取最后28 s 海冰作用下计算的海上风力机塔筒顶部加速度时程,进行傅里叶变换,分别针对于0.010 m/s 以下的低冰速工况和0.010 m/s 以上的高冰速工况分析其频域特性,如图17所示.由图17可



(a) 低冰速工况

(b) 高冰速工况

图17 不同冰速下风力机结构加速度频域特性

Fig.17 Frequency-domain characteristics of acceleration of wind turbine under different ice velocities

知,对于正常运行工况的海上风力机,风、冰联合作用下结构动力响应主导频率为结构基础频率,同时亦可发现 2 阶频率对于结构的影响.塔顶振动控制策略的影响使得冰荷载频率的影响显著减小,有效降低了海上风力机基础频率的响应幅值,同时明显降低了结构基础频率位置转子系统和支撑系统之间的耦合效应,对 2 阶频率位置的幅值影响较小.相较于高冰速海冰作用下结构频域特征,由于 0.050 m/s 下风力机结构发生稳态振动,且由于风、冰荷载的耦合叠加效应,结构响应幅值明显大于相邻两组冰速工况.此时,施加 TMD 后的减振率达到最大.进一步对比可知,在 0.010 m/s 以下的低冰速作用下,冰荷载更难激发结构 2 阶频率响应,尤其对于海冰延性破坏造成结构发生的瞬态振动.

图 18 分别展示了风、冰同向和异向作用下 TMD 的减振效果(表 3 中 C7、C13 和 C14 工况).由图 18 可知,无论风、冰加载方向一致或异向,施加 TMD 后,F-A 方向的风力机最大加速度响应明显减小,尤其对于风、冰同向加载工况 C7.当风荷载和冰荷载以 90°夹角不同向作用于风力机结构时,塔顶加速度最大值明显小于 C7 工况下的对应值,此时风荷载起到 F-A 方向结构响应的主导作用,然而减振率相差不大,均在 18%~21% 范围内.通过与 C14 工况对比可知,除了风荷载外,单独海冰挤压作用对海上风力机运动响应的不可忽视.

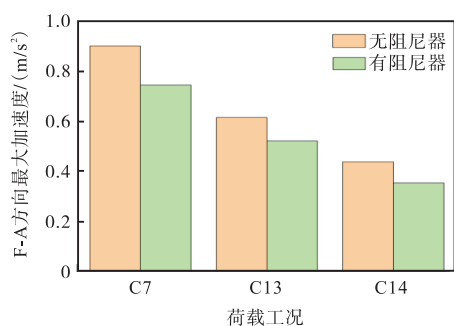


图 18 不同风、冰方向作用下风力机 F-A 方向响应减振效果

Fig.18 Vibration damping effect of F-A direction response of wind turbine under different wind and ice directions

6 结 论

(1) 基于所建立考虑桩土相互作用的海上风力机振动控制整体耦合模型,揭示了风、冰联合作用下正常运行大直径基础海上风力机冰激振动耦合机理,如不同冰速的海冰破坏形式对于塔顶动力响应的影响.

(2) 对于正常运行的海上风力机,在风、冰同向联合作用下,DTU 10 MW 单桩海上风力机发生冰激共振现象的冰速在 0.050 m/s 附近.当海上风力机结构发生“频率锁定”现象时,整体结构的冰激共振主要表现为单频共振,不由海冰破碎周期决定,符合自激振动理论.此时,动冰荷载虽然主要存在两阶主导能量,然而 1 阶频率位于风力机结构基础频率附近.

(3) 冰速对冰激风力机结构振动的影响以 1 阶频率为主;随着冰速的下降,海冰破坏形式从脆性破坏经过延-脆转变区转变为延性破坏,冰荷载的作用更难激发结构 2 阶频率响应.相比于海冰发生准静态挤压破碎的情况,海冰脆性破坏下风力机塔顶最大加速度可超过 0.12 m/s².当将 TMD 施加于风力机结构时,冰激共振状态下的减振效果更好,运动响应的减振率可达到 30.00% 左右.

(4) 冰厚对于结构振动控制效果有着显著影响.随着冰厚的增加,塔顶加速度减振率逐渐增大,可达到 28.24%.这主要是由于随着冰厚的增加,冰荷载逐渐成为结构的控制荷载.同时,所设计的 TMD 有效降低了风力机基础结构内能幅值,而相比于塔筒顶部运动响应的减振率,所设计的 TMD 对基础结构能量的影响并不显著.

(5) 对于风力机结构动量响应,在风力机基础结构碰撞位置,较小的冰厚(如冰厚 0.2 m)会对结构产生“负反馈”效应,使得施加塔顶 TMD 后的总动量大于不考虑振动控制策略的工况下的对应值.随着冰厚的增大,基础结构碰撞位置最大动量的“负反馈”效应逐渐减小;在较大的冰厚(如冰厚 0.6 m)工况下,设计的 TMD 对风力机基础结构碰撞位置达到了显著的减振效果.

参考文献

- [1] 杨冬宝,高俊松,刘建平,等.基于 DEM-FEM 耦合方法的海上风机结构冰激振动分析[J].力学学报,2021,53(3):682-692.
Yang Dongbao, Gao Junsong, Liu Jianping, et al. Analysis of ice-induced structure vibration of offshore wind turbines based on DEM-FEM coupled method[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2021, 53(3): 682-692 (in Chinese).
- [2] 柳英洲,施伟,王文华,等.海冰撞击下海上风力机结构耦合动力特性与损伤分析[J].太阳能学报,2023,44(6):427-435.
Liu Yingzhou, Shi Wei, Wang Wenhua, et al. Coupling dynamic characteristics and damage analysis of off-

- shore wind turbines under sea ice impact[J]. *Acta Ener-giae Solaris Sinica*, 2023, 44(6): 427-435(in Chi-nese).
- [3] 朱本瑞, 孙超, 黄焱. 海上单桩风机结构冰激振-动响应分析[J]. *土木工程学报*, 2021, 54(1): 88-96. Zhu Benrui, Sun Chao, Huang Yan. Ice-induced vibra-tion response analysis of monopile offshore wind turbine [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2021, 54(1): 88-96(in Chinese).
- [4] Heinonen J, Hetmanczyk S, Strobel M. Introduction of ice loads in overall simulation of offshore wind tur-bines[C]//Proceedings of the 21st International Confer-ence on Port and Ocean Engineering Under Arctic Condi-tions. Montréal, Canada: Port and Ocean Engineering Under Arctic Conditions, 2011.
- [5] 叶柯华, 李春, 杨阳, 等. 基于自激冰振的风力-机海冰载荷分析[J]. *振动与冲击*, 2017, 36(24): 177-183. Ye Kehua, Li Chun, Yang Yang, et al. Sea-ice load analysis of offshore wind turbines based on self-excited ice induced vibration[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(24): 177-183(in Chinese).
- [6] Zou P X, Bricker J D, Fujisaki-Manome A, et al. Characteristics of ice-structure-soil interaction of an off-shore wind turbine[J]. *Ocean Engineering*, 2024, 295: 116975.
- [7] Chai J C, Miura N, Sakajo S, et al. Behavior of verti-cal drain improved subsoil under embankment load-ing[J]. *Soil and Foundations*, 1995, 35(4): 49-61.
- [8] Roesset J M, Angelides D. Dynamic stiffness of piles [C]//Numerical Methods in Offshore Piling. London, UK: Institution of Civil Engineers, 1979.
- [9] 孙毅龙, 许成顺, 杜修力, 等. 海上风电大直径单桩的修正 p - y 曲线模型[J]. *工程力学*, 2021, 38(4): 44-53. Sun Yilong, Xu Chengshun, Du Xiuli, et al. A modi-fied p - y curve model of large-monopiles of offshore wind power plants[J]. *Engineering Mechanics*, 2021, 38(4): 44-53(in Chinese).
- [10] 韩东东, 李昕, 王文华. 考虑土-结构相互作用的海上风力机结构振动控制研究[J]. *振动与冲击*, 2022, 41(7): 283-290. Han Dongdong, Li Xin, Wang Wenhua. Structural vi-bration control of offshore wind turbine considering soil-structure interaction[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2022, 41(7): 283-290(in Chinese).
- [11] 朱本瑞, 孙超, 黄焱. 冰区海上单桩风机振动响-应与控制[J]. *振动与冲击*, 2021, 40(9): 133-141. Zhu Benrui, Sun Chao, Huang Yan. Vibration response and control of offshore monopile wind turbine in ice area [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2021, 40(9): 133-141(in Chinese).
- [12] Stewart G M, Lackner M A. The impact of passive tuned mass dampers and wind-wave misalignment on off-shore wind turbine loads[J]. *Engineering Structures*, 2014, 73: 54-61.
- [13] 杨永春, 李响亮, 刘坤宁, 等. TMD 在海上风电塔架-中的减振效果研究[J]. *船舶工程*, 2014, 36(增1): 235-238. Yang Yongchun, Li Xiangliang, Liu Kunning, et al. Research on TMD's vibration reduction effect in offshore wind tower[J]. *Ship Engineering*, 2014, 36(Suppl 1): 235-238(in Chinese).
- [14] 丁勤卫, 郝文星, 李春, 等. 漂浮式风力机结构动-力学响应 TMD 控制及其参数优化研究[J]. *振动与冲击*, 2018, 37(23): 61-70. Ding Qinwei, Hao Wenxing, Li Chun, et al. TMD control and its parametric optimization for structural dy-namic response of a floating wind turbine[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2018, 37(23): 61-70(in Chi-nese).
- [15] 陈易明, 朱才朝, 宋朝省, 等. 基于 TMD 的单柱式-海上风力发电机系统动态特性分析[J]. *太阳能学报*, 2020, 41(10): 276-284. Chen Yiming, Zhu Caichao, Song Chaosheng, et al. Dynamic characteristics analysis of offshore wind turbine with monopile foundation based on TMD[J]. *Acta Ener-giae Solaris Sinica*, 2020, 41(10): 276-284(in Chi-nese).
- [16] 柳英洲, 施伟, 李颖, 等. 基于 CEM-FEM 耦合-方法的海上风力机抗冰和振动控制研究[J]. *太阳能学报*, 2024, 45(1): 179-187. Liu Yingzhou, Shi Wei, Li Ying, et al. Research on ice-resistant and vibration control of monopile offshore wind turbine based on CEM-FEM method[J]. *Acta Ener-giae Solaris Sinica*, 2024, 45(1): 179-187(in Chi-nese).
- [17] 袁全勇, 李春, 杨阳. 垂直轴风力机流场主动控-制方法研究[J]. *太阳能学报*, 2019, 40(1): 213-219. Yuan Quanyong, Li Chun, Yang Yang. Research on ac-tive flow control method for vertical axis wind tur-bine[J]. *Acta Ener-giae Solaris Sinica*, 2019, 40(1):

- 213-219(in Chinese).
- [18] 陈鑫, 李爱群, 王泳, 等. 自立式高耸结构风振控制方法研究[J]. 振动与冲击, 2015, 34(7): 149-155, 177.
Chen Xin, Li Aiqun, Wang Yong, et al. Investigation on techniques for wind-induced vibration control of self-standing high-rise structures[J]. Journal of Vibration and Shock, 2015, 34(7): 149-155, 177(in Chinese).
- [19] 杨毅, 冷鼎鑫, 徐凯, 等. 磁流变调谐质量阻尼器在海上风机振动控制中的应用[J]. 重庆大学学报, 2022, 45(3): 20-30.
Yang Yi, Leng Dingxin, Xu Kai, et al. Application of magnetorheological TMD in vibration control of offshore wind turbine[J]. Journal of Chongqing University, 2022, 45(3): 20-30(in Chinese).
- [20] 欧进萍, 龙旭, 肖仪清, 等. 导管架式海洋平台结构阻尼隔振体系及其减振效果分析[J]. 地震工程与工程振动, 2002, 22(3): 115-122.
Ou Jinping, Long Xu, Xiao Yiqing, et al. Damping isolation system and its vibration-suppressed effectiveness analysis for offshore platform jacket structures[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2002, 22(3): 115-122(in Chinese).
- [21] Liu Y Z, Li X, Shi W, et al. Vibration control of a monopile offshore wind turbines under recorded seismic waves[J]. Renewable Energy, 2024, 226: 120455.
- [22] Määttänen M P. Numerical model for ice-induced vibration load lock-in and synchronization[C]//Proceedings of the 14th IAHR International Symposium on Ice. New York, USA: International Association for Hydraulic Engineering and Research, 1998.
- [23] IEC 61400-3 Wind Turbines—Part 3: Design Requirements for Offshore Wind Turbines[S]. Geneva, Switzerland: International Electrotechnical Commission, 2009.
- [24] 杨雪强, 凌平平, 向胜华. 基于系列 Drucker-Prager 破坏准则评述土坡的稳定性[J]. 岩土力学, 2009, 30(4): 865-870.
Yang Xueqiang, Ling Pingping, Xiang Shenghua. Comments on slope stability based on a series of Drucker-Prager failure criteria[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(4): 865-870(in Chinese).
- [25] Bak C, Zahle F, Bitsche R, et al. The DTU 10-MW Reference Wind Turbine[R]. Lyngby, Denmark: Technical University of Denmark, 2013.
- [26] Liu Y Z, Shi W, Wang W H, et al. Investigation on the interaction between ice and monopile offshore wind turbine using a coupled CEM-FEM model[J]. Ocean Engineering, 2023, 281: 114783.
- [27] 黄焱, 史庆增, 宋安. 冰激柔性直立四桩柱结构振动的模型试验[J]. 天津大学学报, 2009, 42(5): 388-393.
Huang Yan, Shi Qingzeng, Song An. Model test of ice-induced vibration on compliant vertical four-pile structure[J]. Journal of Tianjin University, 2009, 42(5): 388-393(in Chinese).
- [28] 周福霖. 工程结构减震控制[M]. 北京: 地震出版社, 1997.
Zhou Fulin. Seismic Damping Control of Engineering Structures[M]. Beijing: Seismological Press, 1997(in Chinese).
- [29] 杜静, 许亚能, 谢双义, 等. 基于 TMD 的风力机塔筒振动控制研究[J]. 太阳能学报, 2021, 42(2): 157-162.
Du Jing, Xu Yaneng, Xie Shuangyi, et al. Research on vibration control of wind turbine tower based on TMD[J]. Acta Energetica Solaris Sinica, 2021, 42(2): 157-162(in Chinese).
- [30] 纪永刚, 张杰, 孟俊敏. 辽东湾海冰类型 SAR 响应分析[J]. 遥感技术与应用, 2007, 22(2): 195-199.
Ji Yonggang, Zhang Jie, Meng Junmin. Liaodong Bay sea ice types SAR response analysis[J]. Remote Sensing Technology and Application, 2007, 22(2): 195-199(in Chinese).

(责任编辑: 武立有)