

地震作用下固定式海上风机动力模型试验及耦合数值研究

王 文 华^{1,2}, 李 昕^{1,2}, 孔 宪 京^{*1,2}

(1. 大连理工大学 海岸和近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116024;

2. 大连理工大学 建设工程学部 工程抗震研究所, 辽宁 大连 116024)

摘要: 海上风机是复杂环境荷载作用下多自由度复杂结构体系. 为揭示环境荷载、转子机舱组件及支撑系统之间相互作用对海上风机结构运动响应的影响, 建立水动力和结构弹性联合相似准则、气动力的牛顿相似准则, 开展了地震、风、波浪联合作用下海上风机整体结构动力模型试验, 验证了风浪等环境荷载对于地震作用下五桩基础海上风机结构响应的影响. 基于FAST v8 推导并建立了地震、风、波浪联合作用下海上风机整体耦合数值仿真模型, 揭示了该工况下海上风机结构响应的耦合特性, 同时发现停机保护策略并不能有效降低海上风机结构地震响应. 进一步, 探讨了调谐质量阻尼器对海上风机在地震组合工况下的振动控制效果.

关键词: 海上风机; 耦合分析; 模型试验; 地震工况; 振动控制

中图分类号: TK8

文献标识码: A

doi: 10.7511/dllgxb202005008

0 引 言

海上风能资源开发在世界范围内迅猛发展, 2019 年全球海上风电新增装机容量达 6.1 GW, 创下历史新高. 据全球风能理事会预测, 2024 年底全球新增海上风电装机总量将突破 50 GW. 我国海上风能资源蕴藏量丰富, 可供开发利用的海上风能资源约为 750 GW, 截至 2019 年底我国海上风电装机总量为 6.84 GW, 仅占可开发海上风能资源总量的 0.9%. 因此, 我国海上风电事业发展潜力巨大, 未来有望主导全球海上风电市场.

我国海上风能资源开发不仅面临严酷的海洋环境, 部分地区还要面临地震的潜在威胁, 比如我国环渤海海域、江苏沿海及台湾海峡等均为地震高烈度区. 据不完全统计, 我国地震高烈度区已规划建设 30 余座海上风电场, 以江苏省为例, 下一阶段拟规划建设的近海风电场中有 16 座位于沿海地震区, 装机容量超过 4.5 GW.

对于地震区海上风电场建设必须考虑地震荷载影响, 因此, 结构抗震设计将成为相关海域海上风电结构设计、分析及校核所面临的关键技术问

题. 围绕海上风机结构抗震安全评价、地震作用下海上风机结构动力特性, 国内外学者开展了相关研究.

1 国内外研究现状

1.1 海上风机结构设计分析方法

海上风机结构设计分析方法可概括为两类: 一类为忽略环境荷载、转子系统与支撑系统(塔筒、基础结构)相互作用, 采用叠加方法得到风浪等环境荷载作用下结构反应的半整体方法. 该方法的核心思想为将基础结构缩聚为超单元矩阵, 分别建立转子系统-伺服控制系统-塔筒-超单元矩阵的气弹分析模型和基础结构有限元模型, 用于开展气动力荷载计算及基础结构承载力校核; 目前仍广泛应用于固定式海上风机基础结构设计及安全评价. 另一类为针对半整体方法存在的理论不足提出的耦合分析方法, 该方法的主要特点为建立了转子系统-伺服控制系统-塔筒-基础结构-桩土相互作用的整体结构模型, 能够充分考虑环境荷载作用下机电控制系统、转子系统与支撑系统之间的相互作用, 得到更为合理的结构响应.

收稿日期: 2020-06-03; 修回日期: 2020-07-22.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51879040).

作者简介: 王文华(1989-), 男, 博士, 在站博士后, E-mail: whwanghydro@dlut.edu.cn; 李昕(1971-), 男, 博士, 教授, 博士生导师, E-mail: lixin@dlut.edu.cn; 孔宪京*(1952-), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 中国工程院院士, E-mail: kongxj@dlut.edu.cn.

同时,为保证不同环境条件下海上风电机组平稳输出及整体结构安全,国内外海上风机结构设计规范,如国外的 IEC 61400-3^[1]、DNV GL-ST-0437^[2]及我国的《海上风电场工程风电机组基础设计规范》^[3],均指出应基于承载力极限状态、正常使用极限状态、疲劳极限状态和事故极限状态开展海上风机结构设计。

1.2 地震荷载作用下海上风机结构响应研究

为揭示地震作用下海上风机基础结构潜在失效模式,Mardfekri 等^[4]基于半整体方法,选用三维实体单元建立了地基-海上风机基础有限元模型,并将上部风机空气动力荷载简化为静力风机荷载作用于基础顶部,通过地震荷载的逐级调幅揭示了其失效模式及安全储备系数。Kim 等^[5]和 De Risi 等^[6]根据 p - y 、 t - z 、 q - z 曲线,采用非线性弹簧单元模拟了单桩基础海上风机桩土相互作用,揭示了地震作用下单桩基础风机失效模式及不同土壤参数下桩基承载力变化曲线,并提出了基于塔筒顶部位移的海上风机结构安全评价指标。莫仁杰等^[7]采用半整体方法,并对空气动力荷载进行等效,以最大主应力为判定依据,研究了不同强度地震下海上风机基础与塔筒连接过渡段的失效模式。

海上风机结构安全评价多采用半整体方法,故通常忽略或简化空气动力荷载和水动力荷载等^[8-9]的影响,而为了弥补这一不足,以准确揭示地震作用下不同运行状态海上风机动力特性,国内外学者开展了风、浪、地震作用下海上风机数值仿真及模型试验研究。

Zhang 等^[10]采用流体单元模拟三桩基础海上风机海水-基础结构相互作用,揭示了流-固耦合效应对地震作用下海上风机结构反应的影响。荣维栋等^[11]开展了地震和波浪作用下海上单桩基础风机动力特性分析,探讨了不同重现期波浪荷载作用下基础结构地震响应变化规律。Zheng 等^[12]、Wang 等^[13]通过开展波、流、地震及风、浪、流、地震作用下海上风机整体结构动力模型试验,验证得出海上风机地震响应必须分析风荷载、波流荷载与海上风机结构之间的相互作用。Yang 等^[14]、闫阳天等^[15]和李颖等^[16]采用耦合分析方法验证了风机运行状态及相应控制策略将显著影响正常运行海上风机地震响应,如典型的顺风向气动阻尼效应的抑制效应。

综上所述,地震作用下海上风机结构失效模式及动力特性是海上风机地震研究领域的两个热点问题。地基-基础相互作用对于海上风机结构极限承载力的影响不可忽视;此外,为得到更为合理的地震作用下海上风机结构运动响应及变化规律,还应考虑运行控制策略、气动力及水动力荷载的影响。

1.3 海上风机模型试验方法研究

海上风机为在风浪等环境荷载作用下的复杂结构体系,其模型试验设计原则上应满足气动力、水动力和结构弹性联合相似准则。对于气动力荷载相似,应满足表征流体惯性力与黏滞力相似的雷诺数相似准则;而对于水动力荷载相似则应考虑满足表征惯性力与重力相似的弗劳德数相似准则。由雷诺数和弗劳德数定义可知,风浪作用下海上风机整体结构模型试验不可能同时满足上述相似准则。国内外学者注意到水深是影响海上风机结构相似比尺及试验模型设计的关键参数,因此选择在满足弗劳德数和结构弹性联合相似的前提下,针对海上风机转子机舱组件试验模型设计及气动力荷载加载方法展开了研究。按照由易到难的顺序,对转子系统模型试验方法进行如下归类:

(1)等效集中质量模型。该方法将转子机舱组件等效为集中质量,并同时气动力荷载进行等效,比如等效为地震荷载^[17-18]。主要缺陷为完全忽略转子机舱组件与支撑系统之间的耦合效应。

(2)等效阻力板模型。该方法将转子机舱组件等效为阻力板,仅考虑保证气动力荷载的推力荷载相似^[19-21]。主要缺陷为忽略了转子系统的陀螺效应,并削弱了风机气动阻尼。

(3)基于几何相似的转子机舱组件模型。该方法依据几何相似完成转子机舱组件试验模型设计,并通过增大来流风速保证主要气动力荷载相似^[22]。主要缺陷为气动扭矩与原型差异较大,同时将显著增加模型塔筒所受风荷载。

(4)包含低雷诺数翼形的转子机舱组件模型。该方法提出了适用于模型试验风场的低雷诺数叶片翼形参数,用于保证原型与模型转子系统的气动力荷载相似^[23]。主要缺陷为所提出的低雷诺数翼形仅能保证特定风速区间内气动力荷载的相似关系。

(5)混合试验模型。该方法包含了全尺寸的转子机舱组件气弹数值仿真模型及满足弗劳德数和

结构弹性相似的基础结构物理试验模型,在保证水动力及弹性相似的前提下实现了气动力荷载的准确模拟^[24-25].该方法的主要难点为全尺寸气弹数值仿真模型建立及实时同步采集加载技术.

基于上述研究可知,相对于其他试验模型设计方法,混合试验模型能够更为精确地模拟和反映海上风机结构动力特性,不过具有较高的技术难度.

1.4 本文主要研究内容

结合国内外研究进展,围绕地震作用下海上风机结构动力特性这一热点问题,以江苏沿海海上风电场工程为研究背景,通过开展五桩基础海上风机在风、波流联合作用下的动力模型试验,发现环境荷载与风机结构间的耦合响应特性;推导固定式海上风机结构在环境荷载作用下的整体耦合动力方程,提出基于整体耦合方法的分析步骤,并建立五桩基础海上风机数值仿真模型;开展风浪联合作用下海上风机结构地震响应分析及基于调谐质量阻尼器(TMD)的海上风机减振控制研究.通过上述研究揭示地震、风、波浪联合作用下海上风机结构运动响应耦合机理及该工况下TMD基本参数设计依据.

2 海上风机整体结构动力模型试验

2.1 模型试验相似理论

海上风机塔筒为高耸薄壁结构,为保证试验模型的可加工,基于环境荷载作用下海上风机结构主要以弯曲振动为主的特性,可在保证结构主尺度几何相似前提下引入截面弯曲刚度相似,得到修正的弹性相似准则^[26]:

$$\lambda_t^2 = \lambda^4 \lambda_\rho \lambda_E^{-1} \lambda_r^{-2} \quad (1)$$

其中 λ_t 为时间比尺, λ 为几何比尺, λ_ρ 为密度比尺, λ_E 为弹性模量比尺, λ_r 为惯性半径比尺.

波浪海流等水动力荷载作用下海上工程结构模型试验应满足弗劳德数相似准则^[27]:

$$\lambda_v = \sqrt{\lambda} \quad (2)$$

其中 λ_v 为流速比尺.

注意到加速度比尺 $\lambda_g = 1$,故可将式(2)改写为

$$\lambda_t = \sqrt{\lambda} \quad (3)$$

对于海上风机结构动力模型试验需同时满足水动力及结构弹性相似准则.由此,联立式(1)、(3),并假定密度比尺 $\lambda_\rho = 1$,可得

$$\lambda^3 \lambda_r^{-2} = \lambda_E \quad (4)$$

式(4)即为满足水动力及结构弹性和弯曲刚度联合相似的水弹性相似准则.在保证水动力荷载及结构振动特性相似的前提下,基于式(5)所示牛顿相似准则对推力荷载进行相似转换.

$$\frac{F_p}{F_m} = \frac{L_p^2 v_p^2 \rho_p}{L_m^2 v_m^2 \rho_m} = \lambda^2 \lambda_v^2 = \lambda^3 \quad (5)$$

式中:下标 p 表示结构原型,下标 m 表示结构模型.

基于水弹性相似准则可得海上风机结构试验模型主要设计参数的相似关系,如表 1 所示.

表 1 海上风机试验模型主要参数相似关系

Tab. 1 Scale ratios of essential parameters of offshore wind turbine test model

参数	量纲	相似关系	相似比尺
长度	[L]	λ	55
惯性半径	[L]	λ_r	55.76
弹性模量/应力	[ML ⁻¹ T ⁻²]	λ_E	53.5
力	[MLT ⁻²]	λ^3	55 ³
加速度	[LT ⁻²]	λ_g	1
时间	[T]	$\lambda^{0.5}$	55 ^{0.5}

2.2 海上风机试验模型

2.2.1 波流、地震、风联合模拟系统 采用大连理工大学海岸和近海工程国家重点实验室开发的波流、地震、风联合模拟系统开展海上风机整体结构模型试验研究.联合模拟系统主要由简易风场模拟系统、波流系统和水下振动台组成,如图 1 所示.简易风场的有效覆盖尺寸为 2.54 m×2.54 m,最大试验风速为 15 m/s;波流水槽尺寸为 21.6 m×5.0 m×1.0 m,最大工作水深为 0.6 m,最大试验波高为 0.35 m,最大试验流速为 0.5 m/s;水下振动台台面工作区尺寸为 3.0 m×4.0 m,满载



图 1 波流、地震、风联合模拟系统

Fig. 1 The joint simulation system of wave, current, seismic and wind loads

荷载质量为 10 000 kg,最大水平满载加速度为 1.0g.

2.2.2 样本风机及试验模型设计 基于我国江苏如东沿海海上风电场海上风机五桩基础结构、海况条件和美国国家可再生能源实验室(NREL)提出的 5 MW 基准风机重新设计确定本次研究的样本风机,比如样本风机轮毂中心高度、塔筒截面参数与 NREL 5 MW 基准风机^[28]一致.

依据实际海况条件,对样本风机塔筒高度及五桩基础结构顶部高程进行重新设计以满足上部风电机组轮毂中心高度要求,重新设计后样本风机塔筒高度为 78.6 m,五桩基础结构顶部高程为 9.0 m.样本风机基本参数如表 2 所示,五桩基础结构基本参数如表 3 所示.

表 2 样本风机基本参数

Tab. 2 Basic parameters of the reference wind turbine

叶片数量	转子直径/m	转子质量/kg	机舱质量/kg	塔筒底部直径/m
3	126	110 000	240 000	6.0
塔筒顶部直径/m	风机切入风速/ ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	额定风速/ ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	风机切出风速/ ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	
3.87	3	11.4	25	

表 3 五桩基础结构基本参数

Tab. 3 Basic parameters of the pentapod substructure

桩腿数量	桩腿直径/m	桩腿壁厚/m	桩套管直径/m	桩套管壁厚/m	主筒体直径/m
5	2.2	0.028	2.5	0.05	6.0
主筒体壁厚/m	水平撑杆直径/m	水平撑杆壁厚/m	基础泥面高程/m	基础顶部高程/m	
0.054	1.8	0.028	-23.45	9.0	

基于样本风机设计水深、主要几何尺寸和试验设备能力确定试验模型几何比尺 λ 为 55.试验模型选用有机玻璃加工制作,经测试该材料动弹性模量为 3.85 GPa,由此可确定试验模型弹性模量比尺 λ_E 为 53.5.进一步,基于式(4)所示水弹性相似准则可得惯性半径比尺 λ_r 为 55.76.基于上述相似比尺和表 1 所示基本参数相似关系开展样本风机塔筒及基础结构试验模型设计.同时,基于基频相似采用等效桩模型模拟样本风机桩基础.

本次模型试验采用等效阻力板模拟样本风机

叶片,依据样本风机转子机舱组件质量,基于质量相似比尺可得等效阻力板质量为 10.5 kg.等效阻力板制作材料为有机玻璃,综合考虑质量控制指标及截面刚度要求,防止阻力板局部变形影响试验精度,确定等效阻力板直径为 40 cm,等效厚度为 1.78 cm.基于水弹性相似准则及上述基本参数相似比尺,同时运用等效阻力板模拟方法设计得到样本风机整体结构试验模型.海上风机整体结构动力模型试验布置如图 2 所示.



图 2 地震、风、波流作用下海上风机模型试验

Fig. 2 Model test of OWT under seismic, wind, wave and current loads

2.2.3 试验工况 依据海上风机设计规范 IEC 61400-3^[1]建议的地震工况组合和 1 a 重现期海洋环境参数,选取试验工况开展风浪等环境荷载对于地震作用下海上风机结构运动响应影响试验研究,如表 4 所示.选取实测 El Centro 地震波和依据 API 规范反应谱^[29]生成的 API 地震波开展表 4 所列地震及组合工况下海上风机动力模型试验,地震波峰值加速度 a_{PGA} 为 0.1g 和 0.2g.依据水弹性相似准则完成模型试验波浪参数及海流流速相似转换,如表 5 所示.

表 4 动力模型试验工况

Tab. 4 Dynamic model test cases

工况编号	API 地震波		El Centro 地震波		风荷载	波流荷载
	0.1g	0.2g	0.1g	0.2g		
LC1	✓					
LC2		✓				
LC3			✓			
LC4				✓		
LC5					✓	
LC6						✓
LC7	✓				✓	✓
LC8		✓			✓	✓
LC9			✓		✓	✓
LC10				✓	✓	✓

表 5 模型试验环境参数

Tab. 5 Scaled environmental parameters of the model test

参数 类型	稳态风速/ ($m \cdot s^{-1}$)	试验水 深/m	规则波 高/m	波周 期/s	均匀流速/ ($m \cdot s^{-1}$)
原型环 境参数	17.46	24.75	7.15	8.210	2.15
模型试 验参数	3.54	0.45	0.13	1.107	0.29

为保证模型试验推力荷载相似,在试验模型等效阻力板中心位置布置风速传感器,同时在等效阻力板与机舱模型连接位置布置测力计,如图 3 所示.经测定,当试验风速为 3.54 m/s 时,能够保证试验模型推力荷载与 1 a 重现期风速作用下原型风机推力荷载满足相似关系.

2.3 传感器布置

试验中采用如图 3 所示的传感器布置方案,研究地震、风、波流作用下海上风机结构运动响应变化规律.通过布置于等效阻力板与机舱模型连接位置的测力计测量作用于等效阻力板的推力荷载,通过布置于振动台的加速度传感器记录试验输入地震波.基于沿塔筒高度布置的加速度传感器和布置于塔筒底部位置的应变片测定各试验工况下试验模型运动响应和内力变化.

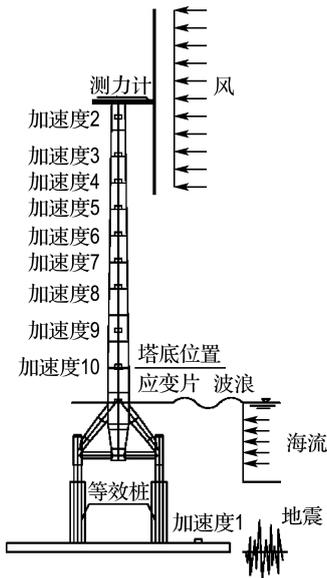


图 3 试验传感器布置

Fig. 3 Test sensors arrangement

2.4 试验结果分析

不同峰值加速度 API 地震波与风荷载、波流荷载作用下试验模型结构响应极大值和标准差对

比如表 6 所示.由表 6 可知,地震作用下试验模型塔筒顶部加速度响应极大值 a_{max} 和标准差 Δa_{std} 显著大于风荷载及波流荷载作用效果.对于塔筒底部应力,风荷载、波流荷载作用下该响应时程极大值 S_{max} 分别为 373 kPa 和 -112 kPa,与所选取地震工况相比,风荷载、波流荷载作用效果明显,尤其对于峰值加速度为 0.1g 的地震工况.因此,开展地震作用下海上风机结构内力反应计算时,有必要考虑风荷载、波流荷载作用效果的影响.

表 6 塔筒加速度和应力反应统计值

Tab. 6 Statistics of tower acceleration and stress

工况	$a_{max}/$ ($m \cdot s^{-2}$)	$\Delta a_{std}/$ ($m \cdot s^{-2}$)	S_{max}/kPa	$\Delta S_{std}/kPa$
LC1	1.061	0.217	234	39.00
LC2	2.110	0.433	466	77.00
LC5	0.532	0.163	373	53.00
LC6	0.083	0.044	-112	7.66

各联合工况下塔筒底部应力时程极大值与各荷载作用下时程极大值叠加对比如图 4 所示.由图 4 可知,联合工况作用下塔筒应力时程极大值明显小于各荷载作用下应力时程极大值的叠加.因此,采用叠加方法将得到偏于保守的结构响应极大值.造成计算结果差异的主要原因在于叠加方法作为静力方法,完全忽略了风荷载、波流荷载与模型之间的相互作用对海上风机地震响应的影响.

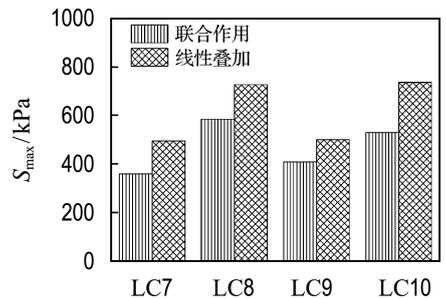


图 4 地震、风、波流联合试验工况下塔筒底部应力极大值对比

Fig. 4 Comparisons of maximum values of tower stress under seismic, wind, wave and current loads

通过上述研究可知,如何准确考虑和模拟风荷载、波流荷载与海上风机结构之间的相互作用成为准确得到海上风机结构地震响应的关键,因

此,有必要提出地震、风、波浪联合作用下海上风机整体耦合分析及计算模型。

3 地震、风、波浪联合作用下海上风机结构整体耦合模型建立

3.1 整体耦合运动方程

地震、风、波浪联合作用下海上风机结构运动方程可写为

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{K}\mathbf{u}(t) = \mathbf{f}_{\text{seismic}}(t) + \mathbf{f}_{\text{aero}}(t) + \mathbf{f}_{\text{hydro}}(t) \quad (6)$$

式中: \mathbf{M} 、 \mathbf{C} 和 \mathbf{K} 分别为风机结构的质量、阻尼和刚度矩阵; $\ddot{\mathbf{u}}(t)$ 、 $\dot{\mathbf{u}}(t)$ 和 $\mathbf{u}(t)$ 分别为结构反应的加速度、速度和位移向量; $\mathbf{f}_{\text{seismic}}(t)$ 、 $\mathbf{f}_{\text{aero}}(t)$ 和 $\mathbf{f}_{\text{hydro}}(t)$ 分别为地震、气动力和水动力荷载向量。

基于叶素-动量理论可得作用于风机转子叶片的气动力荷载向量为^[30]

$$\mathbf{f}_{\text{aero}}(t) = \frac{1}{2}\rho_{\text{air}}B \frac{v_0^2(t)(1-a)^2}{\sin^2\varphi} c_{\text{C}_n} \Delta \mathbf{r} + \frac{1}{2}\rho_{\text{air}}B \frac{v_0(t)(1-a)\omega \mathbf{r}(1+a')}{\sin\varphi \cos\varphi} c_{\text{C}_t} \mathbf{r} \Delta \mathbf{r} \quad (7)$$

式中: ρ_{air} 为空气密度; B 为转子叶片数量; $v_0(t)$ 为来流风速; a 和 a' 分别为轴向和切向诱导系数; φ 为入流角; c 为局部翼形弦线长度; c_{C_n} 和 c_{C_t} 分别为法向和切向力系数; \mathbf{r} 为叶素中心与轮毂中线间距; $\Delta \mathbf{r}$ 为叶素长度。

为考虑地震对于水动力荷载影响,基于莫里森方程的水动力荷载计算公式应修正为^[31]

$$\mathbf{f}_{\text{hydro}}(t) = \rho_{\text{water}} \mathbf{V} \dot{\mathbf{w}}(t) + \rho_{\text{water}} (C_{\text{mass}} - 1) \mathbf{V} (\dot{\mathbf{w}}(t) - \ddot{\mathbf{u}}(t) - \ddot{\mathbf{u}}_g(t)) + \frac{1}{2} \rho_{\text{water}} C_{\text{drag}} \times \mathbf{A} |\dot{\mathbf{w}}(t) - \dot{\mathbf{u}}(t)| (\dot{\mathbf{w}}(t) - \dot{\mathbf{u}}(t) - \dot{\mathbf{u}}_g(t)) \quad (8)$$

式中: ρ_{water} 为海水密度; \mathbf{V} 和 \mathbf{A} 分别为结构体积和投影面积; $\dot{\mathbf{w}}(t)$ 和 $\dot{\mathbf{w}}(t)$ 分别为水质点加速度和速度向量; $\ddot{\mathbf{u}}(t)$ 和 $\dot{\mathbf{u}}(t)$ 分别为结构加速度和速度向量; C_{mass} 和 C_{drag} 分别为惯性力和阻尼力系数; $\ddot{\mathbf{u}}_g(t)$ 和 $\dot{\mathbf{u}}_g(t)$ 分别为输入的地震加速度和速度向量。

基于结构动力学基本理论,作用于结构的地震荷载向量可写为^[32]

$$\mathbf{f}_{\text{seismic}}(t) = -\mathbf{M}\mathbf{e}\ddot{\mathbf{u}}_g(t) = -\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}_g(t) \quad (9)$$

其中 \mathbf{e} 为影响系数向量。

假定风机机舱速度显著小于转子叶片运动速度,则叶素运动速度向量 $\dot{\mathbf{u}}_r(t)$ 可写为式(10)。由此,可得作用于转子系统气动阻尼为式(11)。

$$\dot{\mathbf{u}}_r(t) = \omega \mathbf{r} = \mathbf{R}_T \dot{\mathbf{u}}(t) \quad (10)$$

$$\mathbf{C}_{\text{aero}} = \frac{1}{2} \rho_{\text{air}} B \frac{v_0(t)(1-a)(1+a')}{\sin\varphi \cos\varphi} c_{\text{C}_t} \mathbf{r} \Delta \mathbf{r} \quad (11)$$

式中: \mathbf{R}_T 为 $\dot{\mathbf{u}}_r(t)$ 和 $\dot{\mathbf{u}}(t)$ 换算矩阵; \mathbf{C}_{aero} 为气动阻尼。

基于上述假定,将式(7)~(9)代入式(6)并线性化水动力阻尼,可得地震、风、波浪联合作用下海上风机整体结构运动方程为

$$\begin{aligned} (\mathbf{M} + \mathbf{M}' \ddot{\mathbf{u}}(t) + (\mathbf{C} + \mathbf{C}' + \mathbf{C}'') \dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{K}) \mathbf{u}(t) = & -(\mathbf{M} + \rho_{\text{water}} (C_{\text{mass}} - 1) \mathbf{V}) \ddot{\mathbf{u}}_g(t) - \\ & \frac{1}{2} \rho_{\text{water}} C_{\text{drag}} \mathbf{A} \mathbf{R}_1 \dot{\mathbf{u}}_g(t) + \\ & \frac{1}{2} \rho_{\text{air}} B \frac{v_0^2(t)(1-a)^2}{\sin^2\varphi} c_{\text{C}_n} \Delta \mathbf{r} + \\ & \rho_{\text{water}} C_{\text{mass}} \mathbf{V} \dot{\mathbf{w}}(t) + \frac{1}{2} \rho_{\text{water}} C_{\text{drag}} \mathbf{A} \mathbf{R}_1 \dot{\mathbf{w}}(t) \end{aligned} \quad (12)$$

$$\mathbf{M}' = \rho_{\text{water}} (C_{\text{mass}} - 1) \mathbf{V} \quad (13)$$

$$\mathbf{C}' = \mathbf{C}_{\text{aero}} \mathbf{R}_T \quad (14)$$

$$\mathbf{C}'' = \frac{1}{2} \rho_{\text{water}} C_{\text{drag}} \mathbf{R}_1 \mathbf{A} \quad (15)$$

式中: $\mathbf{R}_1 = \|\dot{\mathbf{w}}(t) - \dot{\mathbf{u}}(t) - \dot{\mathbf{u}}_g(t)\|_2$, 为水质点相对速度向量二范数; \mathbf{M}' 、 \mathbf{C}' 和 \mathbf{C}'' 分别为动水附加质量、气动和水动阻尼矩阵。

进一步,基于如下假定建立地震、风、波浪联合作用下海上风机与多重调谐质量阻尼器(MTMD)耦合运动控制方程^[33]。

假定 1: 各 TMD 仅布置于塔筒,且沿塔筒高度方向布置。

假定 2: 各 TMD 由质量块、弹簧单元和阻尼器构成,质量块通过弹簧单元和阻尼器与塔筒连接。

假定 3: 由各 TMD 运动所产生的惯性力、弹性恢复力和阻尼力的合力等将大小相等、方向相反的反作用力作用于塔筒。

假定 4: 忽略各 TMD 的转动效应。

由此可得,地震、风、波浪联合作用下海上风机与 MTMD 耦合运动方程可写为

$$\mathbf{M}_{\text{TMD}_i} \ddot{\mathbf{u}}_{\text{TMD}_i}(t) + \mathbf{C}_{\text{TMD}_i} \dot{\mathbf{u}}_{\text{TMD}_i}(t) + \mathbf{K}_{\text{TMD}_i} \mathbf{u}_{\text{TMD}_i}(t) = -\mathbf{M}_{\text{TMD}_i} \ddot{\mathbf{u}}_{\text{OWT}}(t) \quad (16)$$

$$(\mathbf{M} + \mathbf{M}' \ddot{\mathbf{u}}(t) + (\mathbf{C} + \mathbf{C}' + \mathbf{C}'') \dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{K}) \mathbf{u}(t) = -(\mathbf{M} + \rho_{\text{water}} (C_{\text{mass}} - 1) \mathbf{V}) \ddot{\mathbf{u}}_g(t) +$$

$$\mathbf{E} \begin{pmatrix} C_{\text{TMD}_1} \dot{\mathbf{u}}_{\text{TMD}_1}(t) + K_{\text{TMD}_1} \mathbf{u}_{\text{TMD}_1}(t) \\ \dots \\ C_{\text{TMD}_n} \dot{\mathbf{u}}_{\text{TMD}_n}(t) + K_{\text{TMD}_n} \mathbf{u}_{\text{TMD}_n}(t) \end{pmatrix}$$

$$\frac{1}{2} \rho_{\text{water}} C_{\text{drag}} \mathbf{AR}_1 \dot{\mathbf{u}}_g(t) + \frac{1}{2} \rho_{\text{air}} B \frac{v_0^2(t)(1-a)^2}{\sin^2 \varphi} c C_n \Delta \mathbf{r} + \rho_{\text{water}} C_{\text{mass}} \mathbf{V} \dot{\mathbf{w}}(t) + \frac{1}{2} \rho_{\text{water}} C_{\text{drag}} \mathbf{AR}_1 \dot{\mathbf{w}}(t) \quad (17)$$

式中： M_{TMD_i} 、 C_{TMD_i} 和 K_{TMD_i} 分别为第*i*个TMD的质量、阻尼和刚度； $\ddot{\mathbf{u}}_{\text{TMD}_i}(t)$ 、 $\dot{\mathbf{u}}_{\text{TMD}_i}(t)$ 和 $\mathbf{u}_{\text{TMD}_i}(t)$ 分别为第*i*个TMD的加速度、速度和位移； $\ddot{\mathbf{u}}_{\text{OWT}}(t)$ 为对应于TMD所在位置的海上风机结构节点加速度； \mathbf{E} 为TMD所在位置单位矩阵；*i*和*n*分别为TMD的编号和数量。

3.2 地震作用下海上风机结构耦合分析模型

FAST v8 被广泛应用于开展风浪联合作用下考虑气动、水动及伺服控制的海上风机时域耦合计算，其主要包括气动模块 AeroDyn、水动模块 HydroDyn、弹性分析模块 ElastoDyn、伺服控制模块 ServoDyn 及振动控制模块 TMD 等^[34]。

依据式(17)所示地震、风、波浪联合作用下海上风机与MTMD耦合运动方程，对FAST v8 功能模块进行二次开发，同时开发地震荷载计算模块，建立了地震作用下海上风机整体耦合分析模型，如图5所示^[35]。

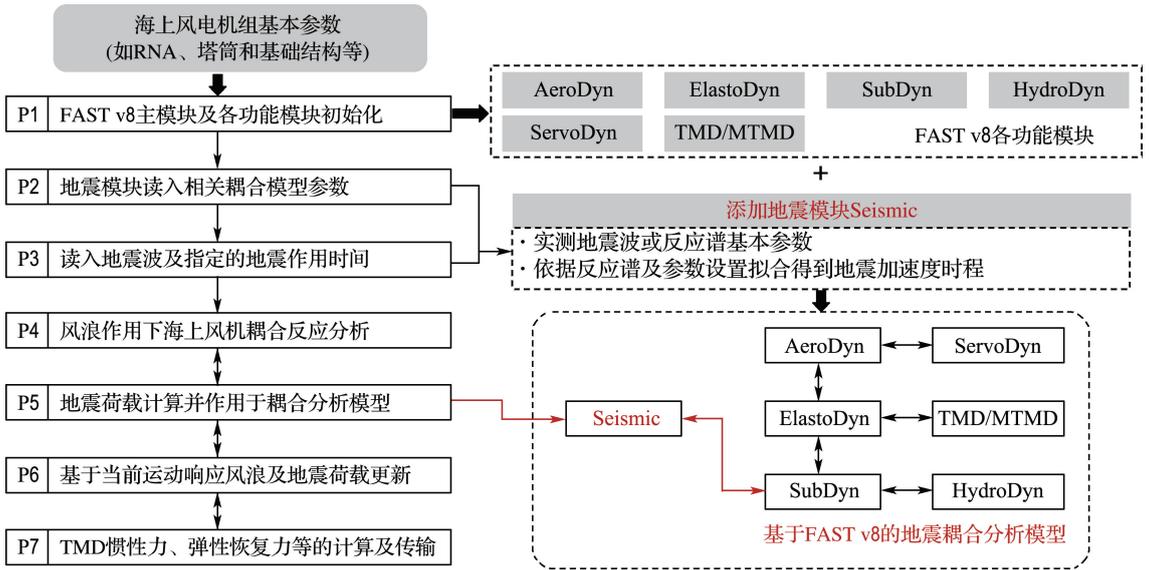


图5 地震作用下海上风机整体耦合分析模型

Fig. 5 Coupled analysis model of OWT under earthquakes

基于图5所示整体耦合分析模型开展地震作用下海上风机整体耦合反应分析的基本步骤如下：

步骤1 依据样本风机模型参数、环境荷载输入文件进行FAST v8各功能模块的初始化，如读入样本风机基本参数、风速时程文件及波浪谱参数等。

步骤2 地震模块读取样本风机数值模型基本参数，比如计算时长和步长、转子系统质量、塔筒和基础结构质量等。

步骤3 地震模块读入地震波时程及设置的耦合分析中地震荷载初始作用时间。

步骤4 各输入参数读取和校对完成后，开展风浪作用下海上风机整体结构动力反应计算，并依据来流风速及风机运行状态参数启动相应机电控制策略，如变速控制、变桨控制等。

步骤5 当计算时间达到指定的地震荷载初始作用时间后，地震模块将计算得到的地震荷载作用于海上风机结构模型，开展地震、风、波浪联合作用下海上风机整体结构动力反应计算。

步骤6 依据当前时间步的海上风机结构反应，如叶片叶素和基础结构各节点运动响应等，开展下一时间步气动力、水动力及地震荷载计算。

步骤7 如果考虑了TMD或MTMD振动控制方法，振动控制模块将依据输入的TMD或MTMD基本参数和海上风机局部结构响应求解运动方程，计算相应惯性力、弹性恢复力和阻尼力，并依据假定3将其作用于塔筒。

依据本次研究样本风机结构参数，建立地震作用下包含气动、水动及机电控制的海上风机整体耦合计算模型，如图6所示。

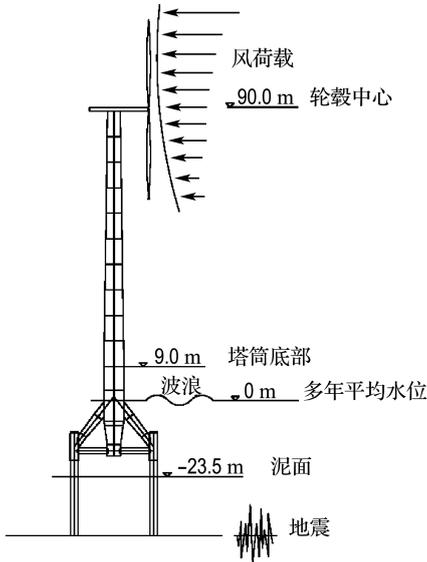


图 6 地震作用下海上风机整体耦合计算模型

Fig. 6 Coupled seismic analysis model for OWT

4 地震、风、波浪联合作用下海上风机结构响应特性

4.1 工况选取

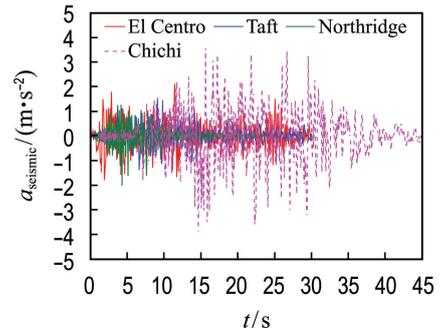
依据海上风机设计规范 IEC 61400-3^[1]、DNV GL-ST-0437^[2]和样本风机所在海域多年平均海洋环境参数,选取如表 7 所列工况组合开展地震、风、波浪联合作用下海上风机结构耦合特性研究.为考虑地震荷载的随机性,联合作用工况选取了不同峰值加速度(a_{PGA})、持时和频率特性的实测 El Centro、Taft、Northridge 和 Chichi 地震

表 7 海上风机地震、风、波浪联合作用工况

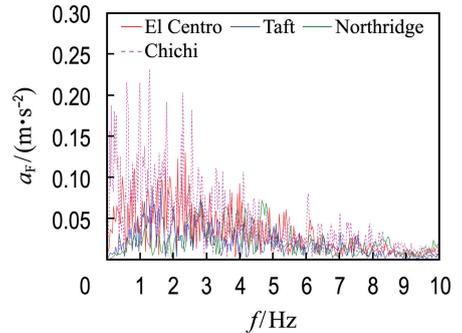
Tab. 7 Cases for OWTs under seismic, wind and wave loads

工况	地震波	风速	波浪
ULS 1	—	—	—
ULS 2	El Centro ($a_{PGA}=0.21g$)	$\bar{u}_{hub}=6$ m/s, $I=30\%$	$H_s=0.6$ m, $T_p=3.22$ s
ULS 3	—	—	—
ULS 4	Taft ($a_{PGA}=0.16g$)	$\bar{u}_{hub}=6$ m/s, $I=30\%$	$H_s=0.6$ m, $T_p=3.22$ s
ULS 5	—	—	—
ULS 6	Northridge ($a_{PGA}=0.13g$)	$\bar{u}_{hub}=6$ m/s, $I=30\%$	$H_s=0.6$ m, $T_p=3.22$ s
ULS 7	—	—	—
ULS 8	Chichi ($a_{PGA}=0.37g$)	$\bar{u}_{hub}=6$ m/s, $I=30\%$	$H_s=0.6$ m, $T_p=3.22$ s

波,所选取实测地震波时频域特性如图 7 所示.



(a) 地震波加速度时程



(b) 地震波傅里叶谱

图 7 所选取实测地震波时频域特性

Fig. 7 Time and frequency domain characteristics of the recorded seismic waves

由图 7(a)可知,相对于其他实测地震波,Chichi 地震波峰值加速度最大,达到了 $0.37g$.同时,由地震波频率特性可知,所选取地震波的主频范围($0.1\sim 5$ Hz)基本涵盖了不同基础类型固定式海上风机结构的低阶频率,如图 7(b)所示.运用 TurbSim,依据 IEC Kaimal 湍流模型和轮毂中心 90 m 高度平均风速 \bar{u}_{hub} 生成组合工况下随机风速时程,湍流强度 I 为 30% ;同时,采用指数风剖面模型模拟风速沿高度变化,风剪指数为 0.14 ^[36].基于多年平均波浪参数,特征波高 H_s 为 0.6 m,特征波周期 T_p 为 3.22 s,依据 JONSWAP 波浪谱生成组合工况下随机波高时程^[37].基于上述参数生成的随机风速和波高时程如图 8 所示.对于地震工况 ULS 1、3、5、7,样本风机位于停机状态;对于组合工况 ULS 2、4、6、8,样本风机为正常运行状态,并考虑相应机电控制策略.

4.2 海上风机结构动力特性

运用自由衰减测试方法,基于样本风机塔筒顶部位移时程自由衰减曲线,通过傅里叶变换得到 FAST v8 中海上风机整体结构前两阶频率如

表 8 所示。

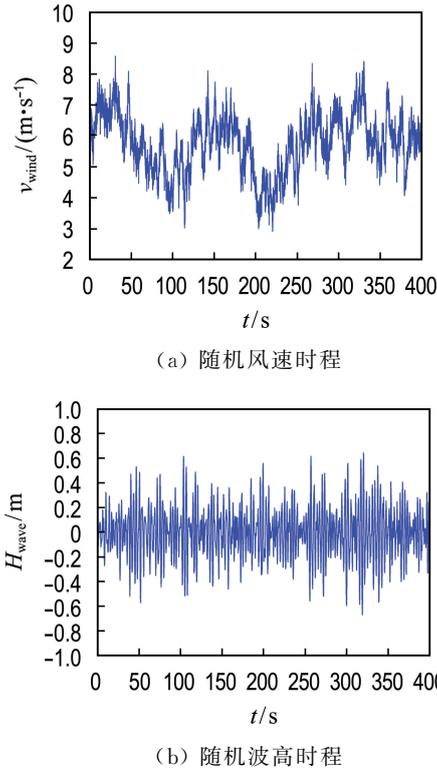


图 8 随机风速和波高时程

Fig. 8 Time history of the random wind velocity and wave height

表 8 FAST v8 中海上风机整体耦合分析模型特征频率

Tab. 8 Characteristic frequencies of the coupled analysis model of OWT in FAST v8

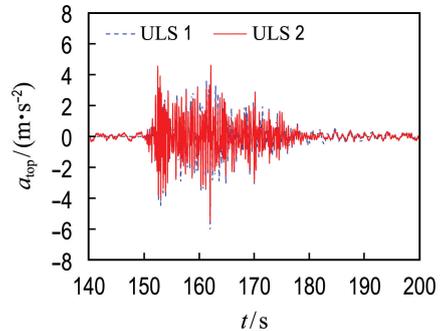
频率	取值/Hz	说明
1P	0.133	平均风速 6 m/s 下正常运行
1 阶	0.305	顺风向整体结构
3P	0.399	平均风速 6 m/s 下正常运行
2 阶	0.742	顺风向整体结构
3 阶	2.521	五桩基础结构

4.3 地震作用下海上风机结构运动响应

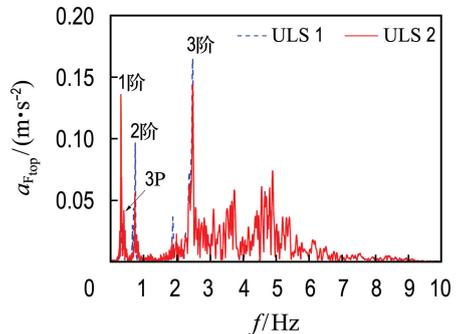
4.3.1 地震作用下塔筒顶部加速度 由海上风机整体结构动力模型试验可知,地震荷载为海上风机塔筒加速度的控制荷载,其作用效果远大于风和波流荷载.因此,本节基于整体耦合模型首先开展地震与地震、风、波浪联合作用下海上风机塔筒顶部加速度动力特性对比,揭示风浪荷载及转子系统等对于地震作用下海上风机结构运动响应的影响,充分验证开展海上风机地震耦合反应分析的必要性。

基于 FAST v8 海上风机整体耦合分析模型,依据表 7 所列工况并考虑相应机电控制策略,开展地震、风、波浪联合作用下海上风机整体动力反应计算,计算时长为 430 s,为消除耦合模型初始瞬态反应影响设置 150 s 时间阈值,即当计算时间达到 150 s 时将地震荷载作用于海上风机整体耦合模型.同时,为保证气动力荷载、水动力荷载和地震荷载计算精度及耦合模型数值计算稳定性,将计算步长设置为 0.002 s.表 7 各工况荷载作用方向如图 6 所示。

El Centro 地震波及其组合工况作用下样本风机塔筒顶部加速度时频域反应对比如图 9 所示.由地震及其组合工况下塔筒顶部加速度响应时程对比可知,地震荷载为该结构运动响应的控制荷载,如图 9(a)所示.进一步,由塔筒顶部加速度频域反应对比可得,地震及其组合工况下整体结构基频和基础结构 3 阶频率为样本风机塔筒顶部加速度反应的主要控制频率.同时,相对于地震工况,风浪荷载与结构相互作用的影响,造成地震组合工况下整体结构 2 阶频率及基础结构 3 阶频



(a) El Centro 地震波及其组合工况



(b) El Centro 地震波及其组合工况

图 9 地震及其组合工况下塔筒顶部加速度响应对比

Fig. 9 Comparisons of tower top acceleration under seismic and combined seismic cases

率的频域幅值明显减小. 此外, 对于地震作用下正常运行海上风机, 转子系统与支撑系统耦合效应明显, 如图 9(b) 所示高倍转子转动频率对于塔筒加速度反应的影响.

基于式(18)所定义塔筒加速度动力放大系数 β_{DAF} 研究地震组合工况作用下加速度沿塔筒变化规律.

$$\beta_{\text{DAF}} = \frac{a_{\text{PSA}}}{a_{\text{PGA}}} \quad (18)$$

其中 a_{PSA} 为地震作用下加速度时程响应峰值.

不同地震组合工况下样本风机塔筒加速度动力放大系数 β_{DAF} 沿塔筒高度变化如图 10 所示. 由图 10 可知, 各地震组合工况下塔筒加速度动力放大系数沿塔筒高度变化规律基本一致, 各组合工况下最大加速度动力放大系数均位于沿塔筒 60 m 高度. 此外, 与其他地震组合工况相比, Northridge 地震波组合工况激发了最大的塔筒加速度动力放大系数.

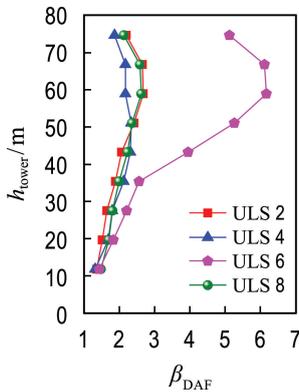


图 10 地震组合工况下塔筒加速度动力放大系数 β_{DAF} along the tower under combined seismic cases

由表 7 可知, Taft 和 Northridge 地震波峰值加速度接近, 因此, 开展 Taft 和 Northridge 地震波组合工况下最大加速度动力放大系数所对应最大塔筒加速度频率反应对比, 如图 11 所示. 由图 11 可知, 与 Taft 地震波组合工况相比, Northridge 地震波组合工况下激发了更为丰富的样本风机结构高阶频率, 造成该组合工况下塔筒最大加速度动力放大系数明显大于 Taft 地震波组合工况.

4.3.2 地震作用下基础结构倾覆力矩 地震及地震组合工况作用下样本风机基础结构倾覆力矩时频域响应如图 12、13 所示.

由图 12(a) 可知, 相对于只有 Taft 地震波作用下基础结构倾覆力矩, 该地震波组合工况下基

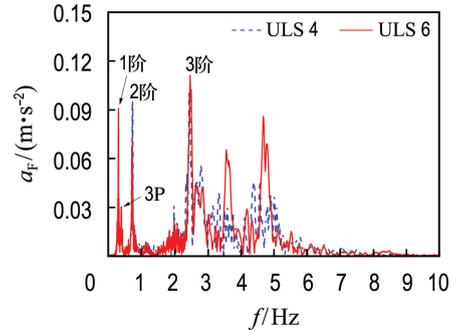
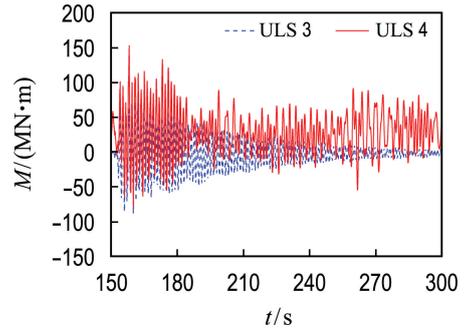
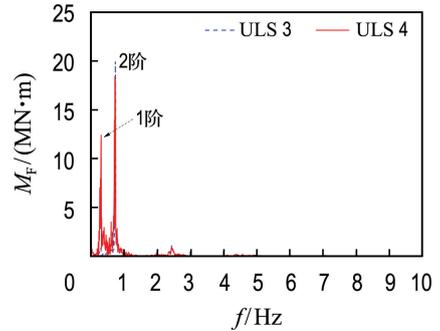


图 11 Taft、Northridge 地震波组合工况下最大塔筒加速度频域反应

Fig. 11 Frequency domain response of maximum tower accelerations under combined Taft, Northridge seismic cases



(a) 基础结构倾覆力矩时程响应



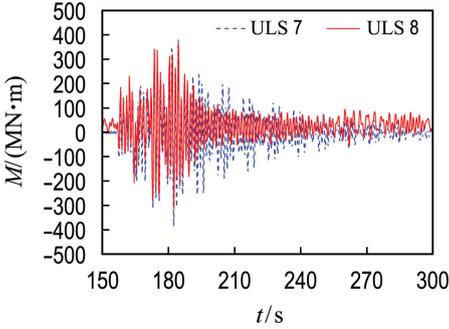
(b) 基础结构倾覆力矩频域响应

图 12 Taft 地震波及其组合工况下基础结构倾覆力矩

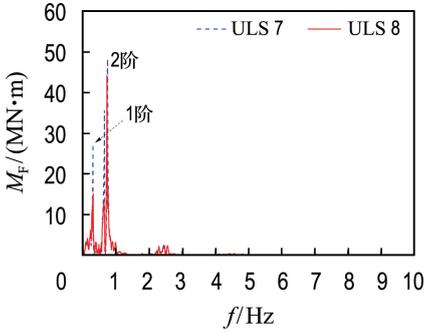
Fig. 12 Bending moment of basic structure under Taft seismic and combined cases

础结构倾覆力矩时程响应将明显受到风浪荷载影响. 进一步, 由图 12(b) 所示频域反应对比可得, 除整体结构 2 阶频率外, 地震波组合工况下基础结构倾覆力矩还将受到整体结构基频影响.

与其他地震波相比, Chichi 地震波具有最大峰值加速度, 故该地震波组合工况下地震荷载仍为基础结构倾覆力矩的控制荷载, 如图 13(a) 所



(a) 基础结构倾覆力矩时程响应



(b) 基础结构倾覆力矩频域响应

图 13 Chichi 地震波及其组合工况下基础结构倾覆力矩

Fig. 13 Bending moment of basic structure under Chichi seismic and combined cases

示.由图 13(b)可得,与 Taft 地震波组合工况相同,Chichi 地震波组合工况下基础结构倾覆力矩的主要控制频率仍为整体结构前两阶频率.需指出,由于风浪荷载影响,相对于 Chichi 地震波作用工况,该地震波组合工况下整体结构基频的频域幅值明显减小.

4.4 启动停机保护策略后地震作用下海上风机结构运动响应

海上风机塔筒顶部加速度和基础结构倾覆力矩是影响风电机组正常运行和结构安全的主要控制指标,依据 DNV GL-ST 0437^[2] 建议,地震组合工况下还应检验风机安全控制策略的有效性,比如制动停机保护策略.因此,基于海上风机地震耦合分析模型,依据所选取地震组合工况,在地震作用时施加叶片顺桨(顺桨速率 2°/s)和高速传动轴制动停机,揭示启动停机保护策略后海上风机结构响应变化规律.

地震组合工况作用下启动停机保护策略后风机发电机转速变化如图 14 所示;同时,Taft 和 Chichi 地震波组合工况下有无停机保护策略海上风机塔筒顶部加速度和基础结构倾覆力矩时程如

图 15、16 所示.启动停机保护策略后各地震波组合工况下结构响应统计值对比如表 9 所示.

由图 14、15 可知,虽然地震组合工况下在启动停机保护策略后发电机转速明显降低,并快速达到停机状态,但停机保护策略未能明显减小 Taft 和 Chichi 地震波组合工况下塔筒顶部加速度响应.同理,基于表 9 统计数据对比可得相同结论.此外,由表 9 可知所选取地震波组合工况下启动停机保护策略可能造成结构响应统计值的增加,这主要归因于叶片顺桨在减小空气动力荷载

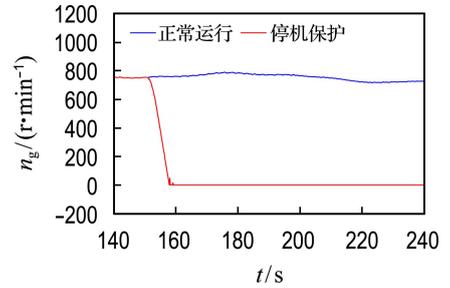
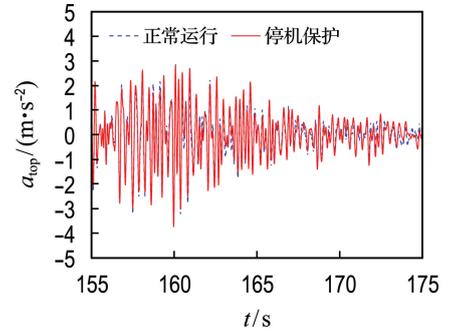
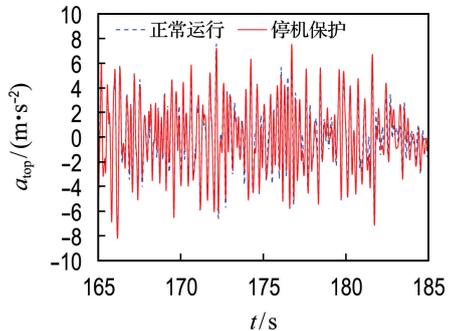


图 14 启动停机保护策略后发电机转速

Fig. 14 Generator speed after deploying shutdown procedures



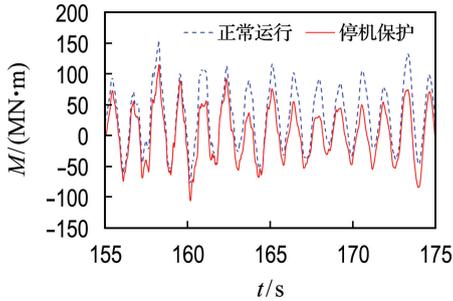
(a) Taft 地震波组合工况



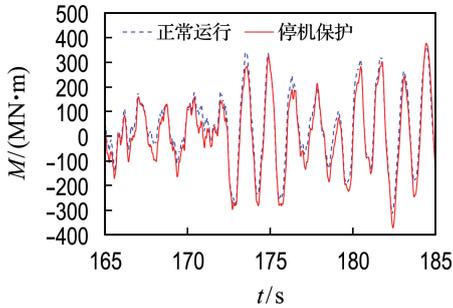
(b) Chichi 地震波组合工况

图 15 启动停机保护策略后地震组合工况下塔筒顶部加速度

Fig. 15 Tower top acceleration under combined seismic cases after deploying shutdown procedures



(a) Taft 地震波组合工况



(b) Chichi 地震波组合工况

图 16 启动停机保护策略后地震组合工况下基础结构倾覆力矩

Fig. 16 Bending moment of basic structure under combined seismic cases after deploying shutdown procedures

表 9 启动停机保护策略后地震组合工况下海上风机响应统计值对比

Tab. 9 Comparisons of statistics of OWT responses under combined seismic cases after deploying shutdown procedures

工况组合	运行状态	塔筒顶部加速度/ ($\text{m} \cdot \text{s}^{-2}$)		基础结构倾覆力矩/ ($\text{MN} \cdot \text{m}$)	
		极大值	极小值	极大值	极小值
El	正常运行	4.621	-5.519	225.300	-147.300
	停机保护	4.506	-6.012	185.700	-174.900
Taft	正常运行	2.774	-3.734	152.900	-77.920
	停机保护	2.651	-3.803	115.300	-105.700
North-ridge	正常运行	6.507	-5.524	114.200	-63.090
	停机保护	6.581	-5.475	89.880	-100.900
Chichi	正常运行	7.634	-7.707	362.900	-314.300
	停机保护	7.557	-8.161	376.900	-372.400

的同时也将削弱空气动力荷载与海上风机结构之间耦合效应,这将造成地震组合工况下结构响应统计值的增大。

由图 16(a)可知,对于 Taft 地震波组合工况,由于该工况下风浪荷载作用效果明显,启动停机

保护策略后随着空气动力荷载的减小基础结构倾覆力矩时程将发生明显变化,进一步由表 9 可知,随着风机逐渐停机该工况下基础结构倾覆力矩极大值在减小的同时,极小值明显增大.对于 El Centro 和 Northridge 地震波组合工况,可得相同变化规律.对于 Chichi 地震波组合工况,地震荷载作为该工况下控制荷载,由图 16(b)和表 9 可知,启动停机保护策略未能明显降低或改变该工况下基础结构倾覆力矩时程响应。

由上述研究对比可得,对于组合工况下由地震荷载主导的海上风机结构响应,启动停机保护策略后对于结构响应控制效果并不明显.当所选取风浪荷载对于地震作用下结构响应影响不可忽视时,施加停机保护措施将明显改变结构运动响应,但并不能同时有效降低结构响应的极大值和极小值.因此,在地震组合工况下,仅考虑启动相关制动停机保护策略并不能有效降低海上风机结构运动响应。

5 地震作用下海上风机振动控制研究

5.1 TMD 基本参数设计

由 4.4 部分研究可知,地震组合工况下启动停机保护策略并不能有效控制海上风机塔筒顶部加速度运动响应和基础结构倾覆力矩.因此,以塔筒顶部加速度和基础结构倾覆力矩为控制目标,基于所建立整体耦合模型开展地震、风、波浪作用下海上风机结构振动控制研究。

$$\mu_{\text{opt}} = \frac{(1 + 0.5\mu_m)^{\frac{1}{2}}}{1 + \mu_m} \quad (19)$$

$$\zeta_{\text{opt}} = 0.5 \sqrt{\mu_m} \quad (20)$$

$$m_{\text{TMD}} = \mu_m m_{\text{OWT}} \quad (21)$$

$$K_{\text{TMD}} = m_{\text{TMD}} (2\pi f_{\text{TMD}})^2 \quad (22)$$

$$C_{\text{TMD}} = 4\pi \zeta_{\text{opt}} f_{\text{TMD}} m_{\text{TMD}} \quad (23)$$

式中: μ_{opt} 为 TMD 最优调谐频率比, $\mu_{\text{opt}} = f_{\text{TMD}}/f_{\text{OWT}}$, f_{TMD} 为 TMD 调谐频率, f_{OWT} 为选定的海上风机特征频率; μ_m 为质量比; m_{OWT} 为海上风机结构质量; ζ_{opt} 为 TMD 最优阻尼比。

基于地震组合工况下塔筒顶部加速度动力反应特性,初步选取整体结构前两阶频率、五桩基础结构 3 阶频率为 TMD 调谐频率.同时,初步拟定沿塔筒 0 m(TB)、60 m(TC)和 78.6 m(TT)高度为 TMD 初始布置位置,分别对应塔筒底部、地震组合工况下最大加速度动力放大系数所在高度和塔筒顶部;同时,TMD 沿塔筒底部坐标系 x_i 方向

布置,与地震荷载作用方向一致,TMD 布置位置及方向如图 17 所示.依据相关研究建议 TMD 质量应小于结构总质量的 3%^[38],故选定 TMD 的质量为样本风机整体结构质量的 1%.基于上述基本参数,依据式(19)~(23)设计准则确定 TMD 的刚度及阻尼,如表 10 所示.

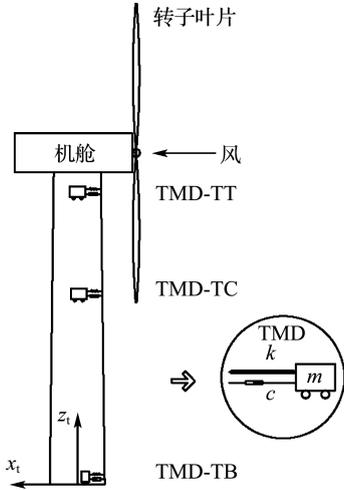


图 17 TMD 沿塔筒布置位置示意

Fig. 17 Schematic of TMDs along the tower

表 10 TMD 基本设计参数

Tab. 10 Basic parameters of TMD

编号	m_{TMD}/kg	f_{TMD}/Hz	$K_{TMD}/(\text{N} \cdot \text{m}^{-1})$	$C_{TMD}/(\text{N} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s})$
01	14 897	0.303	52 148	2 787
02	14 897	0.736	311 315	6 810
03	14 897	2.503	3 526 386	22 920

5.2 地震、风、波浪联合作用下 TMD 减振效果研究

5.2.1 塔筒顶部加速度减振机理研究 基于塔筒顶部加速度最大值减小率 R 开展地震组合工况下 TMD 基本设计参数对于海上风机结构减振效果的影响机理研究,相关参数定义如下:

$$Z = \max(|\max(f(t))|, |\min(f(t))|) \quad (24)$$

$$R = \left(\frac{Z - Z_{TMD}}{Z} \right) \times 100\% \quad (25)$$

式中: $f(t)$ 为海上风机结构响应时程; $\max(f(t))$ 和 $\min(f(t))$ 分别为结构响应时程的极大值和极小值; Z_{TMD} 为布置 TMD 后塔筒顶部加速度最大值.

布置表 10 所列 TMD 后,El Centro 地震波组合工况下样本风机塔筒顶部加速度最大值减小率如表 11 所示.由表 11 可知,相对于其他 TMD,

布置于塔筒 60 m 高度且调谐频率为五桩基础结构 3 阶频率的 TMD 能够有效降低 El Centro 地震波组合工况下塔筒顶部加速度响应.将 El Centro 地震波组合工况下最优 TMD 设计参数应用于其他地震组合工况,不同地震组合工况下塔筒顶部加速度统计值减小率如图 18 所示.

表 11 El Centro 地震波组合工况下塔筒顶部加速度减小率

Tab. 11 Reductions of tower top acceleration under combined El Centro seismic case

TMD 基本参数			
编号	调谐频率	位置	$R/\%$
TMD01	1 阶	TT	1.09
		TC	3.79
		TB	0.92
TMD02	2 阶	TT	1.99
		TC	5.85
TMD03	3 阶	TB	1.68
		TT	2.57
		TC	30.73
		TB	4.69

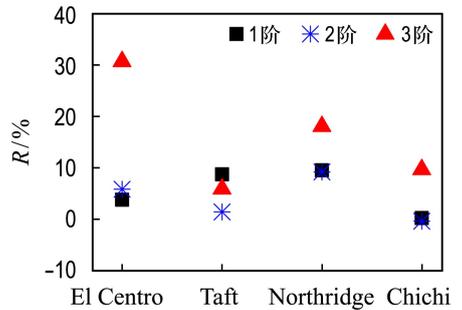


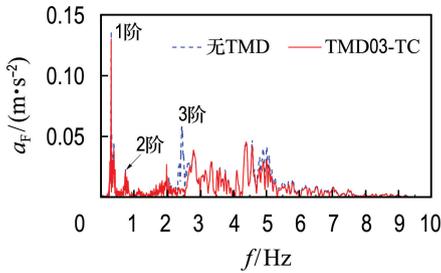
图 18 不同地震组合工况下塔筒顶部加速度减小率

Fig. 18 Reductions of tower top acceleration under different seismic cases

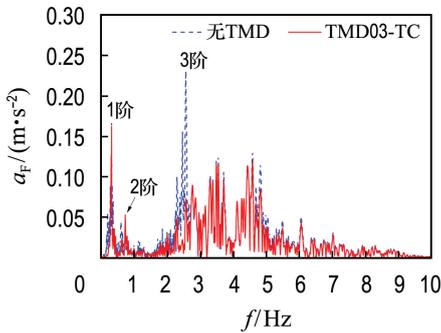
由图 18 可知,与其他 TMD 相比,布置于塔筒最大加速度动力放大系数所在高度且调谐频率为五桩基础结构 3 阶频率的 TMD 能够更为有效地降低 El Centro、Northridge 和 Chichi 地震波组合工况下塔筒顶部加速度最大值.而对于 Taft 地震波组合工况,布置该 TMD 后塔筒加速度最大值减小率明显小于其他地震组合工况.

为揭示造成上述减振效果显著差异的原因,开展地震组合工况下塔筒顶部加速度频率反应控制效果分析,如图 19 所示.由图 19(a)可知,除五

桩基础结构 3 阶控制频率外, Taft 地震波组合工况下塔筒顶部加速度反应还将受到整体结构基频的显著影响. 此时, 如若将整体结构基频作为 TMD 的调谐减振控制频率, 由图 18 可知减振效果未能得到明显提高. 因此, 作为典型的单频调谐减振方法, TMD 的适用性和有效性在该工况下明显降低. 此外, 需指出对于 Chichi 地震波组合工况, 所选取 TMD 虽然有效降低了该工况下主要控制频率的频域反应, 但此时整体结构 1 阶频率对于结构反应的影响仍不可忽视, 如图 19(b) 所示.



(a) Taft 地震波组合工况



(b) Chichi 地震波组合工况

图 19 Taft、Chichi 地震波组合工况频域反应控制效果对比

Fig. 19 Comparisons of reductions in the frequency domain under combined Taft, Chichi seismic cases

5.2.2 基础结构倾覆力矩减振机理研究 基于基础结构倾覆力矩最大值减小率 R_M 开展地震组合工况下海上风机结构被动调谐减振机理研究. 布置表 10 所列 TMD 后, El Centro 地震波组合工况下基础结构倾覆力矩最大值减小率如表 12 所示.

由表 12 可知, 对于 El Centro 地震波组合工况, 相对于其他 TMD, 调谐频率为结构 2 阶频率且布置于塔筒底部位置 TMD 能够更为有效地降低基础结构倾覆力矩. 进一步, 将该 TMD 应用于

其他地震组合工况, 所得基础结构倾覆力矩最大值减小率如图 20 所示.

表 12 El Centro 地震波组合工况下基础结构倾覆力矩减小率

Tab. 12 Reductions of bending moment of basic structures under combined El Centro seismic case

TMD 基本参数			$R_M / \%$
编号	调谐频率	位置	
TMD01	1 阶	TT	-4.08
		TC	-1.36
		TB	4.08
TMD02	2 阶	TT	1.36
		TC	8.16
		TB	20.41
TMD03	3 阶	TT	-0.68
		TC	1.36
		TB	8.16

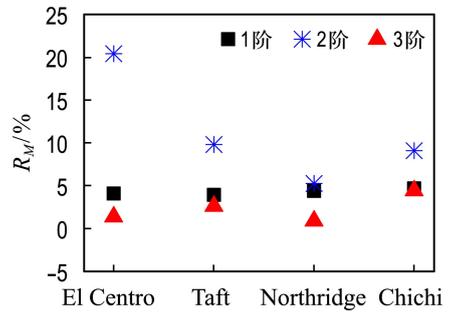
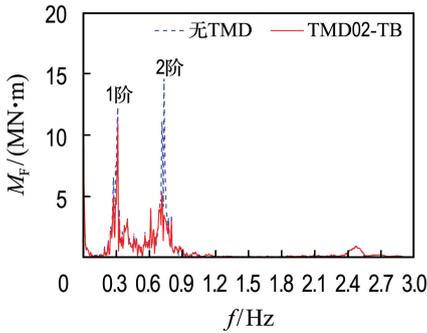


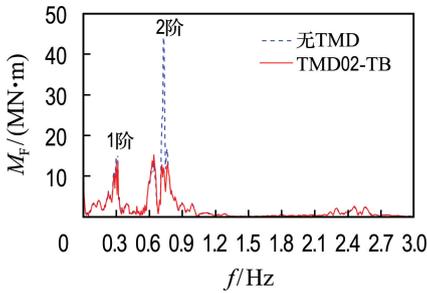
图 20 地震组合工况下基础结构倾覆力矩减小率
Fig. 20 Reductions of bending moment of basic structures under combined seismic cases

由图 20 可知, 所选取 TMD 能够有效降低 El Centro、Taft 和 Chichi 地震波组合工况下基础结构倾覆力矩, 而对于 Northridge 地震波组合工况, 其减振效果明显弱于其他组合工况. 进一步, 通过频域控制效果对比揭示造成上述减振效果差异的原因, 如图 21 所示.

由图 21 可知, 与 Chichi 地震波组合工况不同, Northridge 地震波组合工况下基础结构倾覆力矩将同时受到整体结构前两阶频率的影响, 因此, 与 Chichi 地震波组合工况相比, 此时结构反应具有多个控制频率, 由此削弱了单频调谐控制方法 TMD 的减振效果. 将上述频率分别设置为 TMD 调谐频率时, 由图 20 可知, 此时 TMD 的减振效果基本一致, 这主要归因于 Northridge 地震波组合工况下整体结构前两阶频率的频域幅值较



(a) Northridge 地震波组合工况



(b) Chichi 地震波组合工况

图 21 地震组合工况下频域减振效果对比

Fig. 21 Comparisons of reductions in the frequency domain under combined seismic cases

为接近,如图 21 所示.因此,为进一步有效降低 Northridge 地震波组合工况下基础结构倾覆力矩,有必要考虑将上述频率设置为 TMD 的调谐频率,即采用多重调谐质量阻尼器.

6 结 论

(1)建立了水动力和考虑截面弯曲刚度相似的结构弹性联合相似准则、牛顿相似准则,开展了地震、风和波浪荷载作用下海上风机整体结构动力模型试验,验证得出由于传统的线性叠加方法忽略了风和波浪荷载与结构之间相互作用的影响,将得到偏于保守的海上风机结构地震反应,揭示了建立地震作用下海上风机整体耦合计算模型的必要性.

(2)基于所建立的地震作用下海上风机整体耦合计算模型,发现了高倍转子转动频率以及结构高阶模态对于地震作用下海上风机结构动力特性的影响,揭示了转子系统与支撑系统之间的耦合效应.

(3)基于整体耦合模型得出不同地震组合工况下塔筒加速度动力放大系数沿塔筒高度变化规律基本一致,但由于 Taft 地震波组合工况激发了更为丰富的高阶频率,该组合工况下塔筒加速度动力放大系数明显增大.

(4)对于海上风机,在地震组合工况作用下,

仅启动停机保护策略并不能有效降低海上风机结构运动响应,故需考虑额外的结构振动控制方法.

(5)TMD 的调谐频率和布置位置是影响海上风机减振效果的重要参数,对于本次研究所选取样本风机,当 TMD 调谐频率为基础结构 3 阶频率且沿塔筒安装于最大加速度动力放大系数所在高度时能够有效降低大部分地震组合工况下塔筒顶部加速度响应;为实现基础结构倾覆力矩的有效控制,应在将整体结构 2 阶频率设置为 TMD 调谐频率的前提下将其布置于塔筒底部位置.

(6)对于不同结构响应,TMD 设计参数存在明显差异.同时,由于不同地震组合工况下海上风机结构动力特性的差异及当结构反应具有多阶控制频率时,作为典型的单频调谐减振控制方法,TMD 的适用性及减振效果将明显减弱.因此,有必要考虑具备多个调谐频率的多重调谐质量阻尼器或其他结构振动控制方法.

参 考 文 献:

- [1] IEC. Wind Turbines - Part 3: Design Requirements for Offshore Wind Turbines: IEC 61400-3 [S]. Geneva: IEC, 2009.
- [2] DNV GL. Loads and Site Conditions for Wind Turbines: DNV GL-ST-0437 [S]. Oslo: DNV GL, 2016.
- [3] 国家能源局. 海上风电场工程风电机组基础设计规范: NB/T 10105—2018 [S]. 北京: 中国水利水电出版社, 2018.
- [4] National Energy Administration. Code for Design of Wind Turbine Foundations for Offshore Wind Power Projects: NB/T 10105-2018 [S]. Beijing: China Water & Power Press, 2018. (in Chinese)
- [5] MARDFEKRI M, GARDONI P. Multi-hazard reliability assessment of offshore wind turbines [J]. *Wind Energy*, 2015, **18**(8): 1433-1450.
- [6] KIM D H, LEE S G, LEE I K. Seismic fragility analysis of 5 MW offshore wind turbine [J]. *Renewable Energy*, 2014, **65**: 250-256.
- [7] DE RISI R, BHATTACHARYA S, GODA K. Seismic performance assessment of monopile-supported offshore wind turbines using unscaled natural earthquake records [J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2018, **109**: 154-172.
- [7] 莫仁杰, 康海贵, LI Miao, 等. 单桩海上风机灌浆连接的抗震性能研究 [J]. 可再生能源, 2017, **35**(10): 1558-1565.
- [7] MO Renjie, KANG Haigui, LI Miao, et al. Seismic performance of grouted connections of

- monopile offshore wind turbines [J]. **Renewable Energy Resources**, 2017, **35**(10): 1558-1565. (in Chinese)
- [8] ANASTASOPOULOS I, THEOFILOU M. Hybrid foundation for offshore wind turbines; Environmental and seismic loading [J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 2016, **80**: 192-209.
- [9] TADDEI F, SCHAUER M, MEINERZHAGEN L. A practical soil-structure interaction model for a wind turbine subjected to seismic loads and emergency shutdown [J]. **Procedia Engineering**, 2017, **199**: 2433-2438.
- [10] ZHANG Liwei, LI Xin. Dynamic analysis of a 5-MW tripod offshore wind turbine by considering fluid-structure interaction [J]. **China Ocean Engineering**, 2017, **31**(5): 559-566.
- [11] 荣维栋, 李洪斌. 近海单桩风机在波浪地震联合作用下的动力特性分析 [J]. 江苏科技大学学报(自然科学版), 2015, **29**(1): 27-32.
- RONG Weidong, LI Hongbin. Analysis on the dynamic response of offshore wind turbine under the joint action of wave and seismic [J]. **Journal of Jiangsu University of Science and Technology (Natural Science Edition)**, 2015, **29**(1): 27-32. (in Chinese)
- [12] ZHENG Xiangyuan, LI Hongbin, RONG Weidong, *et al.* Joint earthquake and wave action on the monopile wind turbine foundation; An experimental study [J]. **Marine Structures**, 2015, **44**: 125-141.
- [13] WANG Wenhua, GAO Zhen, LI Xin, *et al.* Model test and numerical analysis of a multi-pile offshore wind turbine under seismic, wind, wave, and current loads [J]. **Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering**, 2017, **139**(3): 031901.
- [14] YANG Yang, BASHIR M, LI Chun, *et al.* Analysis of seismic behaviour of an offshore wind turbine with a flexible foundation [J]. **Ocean Engineering**, 2019, **178**: 215-228.
- [15] 闫阳天, 许子非, 李春, 等. 地震及湍流风联合作用下的大型海上风力机结构动力学响应 [J]. 热能动力工程, 2019, **34**(9): 132-140.
- YAN Yangtian, XU Zifei, LI Chun, *et al.* Structure dynamic response of large offshore wind turbine under combined action of earthquake and turbulent wind [J]. **Journal of Engineering for Thermal Energy and Power**, 2019, **34**(9): 132-140. (in Chinese)
- [16] 李颖, 王文华, 李昕. 地震作用下固定式海上风力机耦合反应分析 [J]. 太阳能学报, 2019, **40**(9): 2502-2508.
- LI Ying, WANG Wenhua, LI Xin. Coupled analysis of fixed bottom offshore wind turbine under seismic loads [J]. **Acta Energiæ Solaris Sinica**, 2019, **40**(9): 2502-2508. (in Chinese)
- [17] CHEN Jianbing, LIU Youkun, BAI Xueyuan. Shaking table test and numerical analysis of offshore wind turbine tower systems controlled by TLCD [J]. **Earthquake Engineering and Engineering Vibration**, 2015, **14**(1): 55-75.
- [18] LI Jie, ZHANG Zili, CHEN Jianbing. Experimental study on vibration control of offshore wind turbines using a ball vibration absorber [J]. **Energy and Power Engineering**, 2012, **4**(3): 153-157.
- [19] WAN Ling, GAO Zhen, MOAN T. Experimental and numerical study of hydrodynamic responses of a combined wind and wave energy converter concept in survival modes [J]. **Coastal Engineering**, 2015, **104**: 151-169.
- [20] REN Nianxin, LI Yugang, OU Jinping. The wind-wave tunnel test of a tension-leg platform type floating offshore wind turbine [J]. **Journal of Renewable and Sustainable Energy**, 2012, **4**(6): 063117.
- [21] AHN H, SHIN H. Model test and numerical simulation of OC3 spar type floating offshore wind turbine [J]. **International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering**, 2019, **11**(1): 1-10.
- [22] MARTIN H R. Development of a scale model wind turbine for testing of offshore floating wind turbine systems [D]. Orono: University of Maine, 2009.
- [23] DU Weikang, ZHAO Yongsheng, HE Yanping, *et al.* Design, analysis and test of a model turbine blade for a wave basin test of floating wind turbines [J]. **Renewable Energy**, 2016, **97**: 414-421.
- [24] SAUDER T, CHABAUD V, THYS M, *et al.* Real-time hybrid model testing of a braceless semi-submersible wind turbine. Part I: The hybrid approach [C] // **ASME 2016 35th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE 2016**. Busan: ASME, 2016.
- [25] URBÁN A M, GUANCHE R. Wind turbine aerodynamics scale-modeling for floating offshore wind platform testing [J]. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, 2019, **186**: 49-57.
- [26] 林皋, 朱彤, 林蓓. 结构动力模型试验的相似技巧 [J]. 大连理工大学学报, 2000, **40**(1): 1-8.
- LIN Gao, ZHU Tong, LIN Bei. Similarity

- technique for dynamic structural model test [J]. **Journal of Dalian University of Technology**, 2000, **40**(1): 1-8. (in Chinese)
- [27] CHAKRABARTI S. Physical model testing of floating offshore structures [C] // **Proceedings of MTS Dynamic Positioning Conference**. Houston: Dynamic Positioning Committee of the MTS, 1998.
- [28] JONKMAN J, BUTTERFIELD S, MUSIAL W, *et al.* Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development [R]. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2009.
- [29] API. Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms-Working Stress Design: RP 2A-WSD [S]. Washington D C: API Publishing Services, 2007.
- [30] HANSEN M O L. **Aerodynamics of Wind Turbines** [M]. 2nd ed. London: Earthscan Publications Ltd., 2008.
- [31] PENZIEN J, KAUL M K, BERGE B. Stochastic response of offshore towers to random sea waves and strong motion earthquakes [J]. **Computers & Structures**, 1972, **2**(5/6): 733-756.
- [32] CLOUGH R W, PENZIEN J. **Dynamics of Structures** [M]. 3rd ed. Berkeley: Computer and Structures Inc., 1995.
- [33] CAVA W L, LACKNER M A. Theory manual for the tuned mass damper module in FAST v8 [R]. Amherst: University of Massachusetts Amherst, 2015.
- [34] JONKMAN B, JONKMAN J. Guide to changes in FAST v8 [R]. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2016.
- [35] WANG Wenhua, LI Xin, PAN Zuxing, *et al.* Motion control of pentapod offshore wind turbines under earthquakes by tuned mass damper [J]. **Journal of Marine Science and Engineering**, 2019, **7**(7): 224.
- [36] JONKMAN J, LILCHER L. TurbSim user's guide (draft version) [R]. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2012.
- [37] JONKMAN J, ROBERTSON A, HAYMAN G. HydroDyn user's guide and theory manual [R]. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2013.
- [38] 周福霖. 工程结构减震控制 [M]. 北京: 地震出版社, 1997.
ZHOU Fulin. **Structural Motion Control in Civil Engineering** [M]. Beijing: Seismological Press, 1997. (in Chinese)

Dynamic model test and coupled numerical analysis of bottom fixed offshore wind turbines under earthquakes

WANG Wenhua^{1,2}, LI Xin^{1,2}, KONG Xianjing^{*1,2}

(1. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;

2. Institute of Earthquake Engineering, Faculty of Infrastructure Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: As a multi-degree-of-freedom system under complex environmental conditions, the effects of the interactions among the environmental loads, rotor-nacelle-assembly (RNA) and support system should be studied for the motion responses of the offshore wind turbine (OWT). The hydro-elastic similarity is suggested for the dynamic model test of an integrated OWT which can ensure the similarities of the hydrodynamic loads and dynamic characteristics of the structure. Meanwhile, the Newton similarity is applied to scale the aerodynamic loads of the OWT. Then, the influence of wind and wave loads on the seismic responses of the pentapod OWT is disclosed. The fully coupled numerical model of OWT under seismic, wind and wave loads is derived and established in FAST v8, and the coupling characteristics of the structural responses under such cases are discovered. Meanwhile, the limitations of the mechanical shutdown procedures on the mitigation of seismic responses of OWT are proved. Further, the effectiveness of the tuned mass damper (TMD) is evaluated based on the control of the motion of OWT under combined seismic cases.

Key words: offshore wind turbine; coupled analysis; model test; seismic cases; vibration control