

# 伺服系统对 10 MW 单桩式近海风力机地震响应影响

张晓斌<sup>1</sup>, 张万福<sup>2</sup>, 李春<sup>2</sup>, 司派友<sup>1</sup>

(1. 国网冀北电力有限公司电力科学研究院(华北电力科学研究院有限责任公司), 北京 100045;

2. 上海理工大学能源动力工程学院, 上海 200093)

**摘要:**为研究伺服系统对 10 MW 单桩式近海风力机地震动力特性的影响,以 DTU 10 MW 风力机为原型,建立考虑伺服系统的单桩式近海风力机模型,通过  $p-y$  曲线法构建分布式弹簧土-构耦合模型,并基于中国实测地震数据和风力机实际运行环境构建湍流风-波浪-地震伺服系统多物理场计算平台,研究其在不同状态下的动力特性。结果表明:无地震载荷作用时,当平均风速大于额定风速,风力机变桨伺服系统有效缓解了塔顶振动,并减弱了气动载荷对塔基弯矩的影响;地震载荷使风力机塔顶位移明显增加,平均增加 71.66%,变桨伺服系统对塔顶位移的作用效果被削弱,使发电机转速发生更剧烈波动;地震及波浪载荷对塔基弯矩的影响很大,风浪震作用较仅湍流风载荷作用下风力机塔基弯矩最大值平均增加 131.24%,不能忽略波浪载荷对塔基弯矩的影响。

**关键词:**风力机;地震;伺服系统;多物理场;动力特性

中图分类号:TK83

文献标识码:A

DOI:10.16146/j.cnki.rndlgc.2023.01.022

[引用本文格式]张晓斌,张万福,李春,等. 伺服系统对 10 MW 单桩式近海风力机地震响应影响[J]. 热能动力工程,2023,38(1):181-190. ZHANG Xiao-bin, ZHANG Wan-fu, LI Chun, et al. Effect of servo system on seismic response of 10 MW monopile offshore wind turbine[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2023, 38(1):181-190.

## Effect of Servo System on Seismic Response of 10 MW Monopile Offshore Wind Turbine

ZHANG Xiao-bin<sup>1</sup>, ZHANG Wan-fu<sup>2</sup>, LI Chun<sup>2</sup>, SI Pai-you<sup>1</sup>

(1. State Grid Jibei Electric Power Research Institute (North China Electric Power Research Institute Co., Ltd.),

Beijing, China, Post Code:100045; 2. School of Energy and Power Engineering, University of Shanghai for

Science and Technology, Shanghai, China, Post Code:200093)

**Abstract:** In order to research the effect of servo system on the seismic dynamic characteristics of 10 MW monopile offshore wind turbine, a model of monopile offshore wind turbine considering servo system was established with DTU 10 MW wind turbine as a prototype, a distributed spring soil-structure interaction model was constructed by  $p-y$  curve method, and a turbulent wind-wave-earthquake multi-physical field calculation platform was built based on measured seismic data and actual operating environment of wind turbine in China, which dynamic characteristics in different states were studied. The results show that the wind turbine variable pitch servo system effectively mitigates the vibration at the top of the tower when the average wind speed is greater than the rated wind speed without the effect of seismic load, and attenuates the effect of aerodynamic load on the bending moment at the base of tower; the seismic load increases the wind turbine tower top displacement significantly by 71.66% on average, and the effect of variable pitch servo system on tower top displacement is weakened, leading to more serious fluctuation of the generator

收稿日期:2022-04-13; 修订日期:2022-06-13

基金项目:华北电力科学研究院有限责任公司科技项目(KJZ2022014)

Fund-supported Project: Science and Technology Project of North China Electric Power Research Institute Co., Ltd. (KJZ2022014)

作者简介:张晓斌(1991-),男,华北电力科学研究院有限责任公司工程师。

通讯作者:张万福(1986-),男,上海理工大学副教授。

speed; the seismic and wave loads have a great effect on the tower base bending moment, compared to only turbulent wind loads, under the action of wind, wave and earthquake, maximum wind turbine tower base bending moment increases by 131.24% on average, so the effect of wave loads on the tower base bending moment cannot be ignored.

**Key words:** wind turbine, earthquake, servo system, multi-physical fields, dynamic characteristics

## 引 言

海上风电较陆上风电在役环境更为复杂,空间非均匀湍流风、波浪冲击及海床土质较软等诸多因素均对海上风力机运行安全性及稳定性造成威胁<sup>[1]</sup>。为降低度电成本海上风电多呈大型化发展趋势,大型风力机结构柔性随塔架高度及叶片长度的不断增加而减小,致使其动力特性较中小型风力机发生显著改变<sup>[2]</sup>。

我国地处世界两大地震带(环太平洋与欧亚地震带)之间,近年来地壳活跃,地震发生频繁<sup>[3]</sup>。高强度地震激励易对风力机结构稳定性和运行安全性造成影响,易造成风力机塔架屈曲、疲劳甚至倒塌等重大安全事故。

国内外学者开展了诸多地震载荷对风力机结构安全影响的相关研究。De Risi 等人<sup>[4]</sup>基于 OpenS-EES 建立 2 MW 风力机梁单元模型,研究分布弹簧、耦合弹簧及塔基固定约束 3 种土-构耦合模型对风力机动力特性的影响,证明分布弹簧土-构耦合模型较其余两种具有较高的准确性。Zuo 等人<sup>[5]</sup>研究 5 MW 近海风力机在变深度地震作用下的动力响应问题,研究表明:与变深度地震输入相比,以海床高度输入地震载荷会高估风力机动力响应。Asareh 等人<sup>[6]</sup>,以 OpenFAST 分析风载荷及地震载荷作用下 5 MW 风力机动力特性,结果表明:地震导致风力机弯矩和剪力明显增加,不同风载荷下增幅有明显差异。

但上述研究仍存在以下不足:(1) 仅将风力机运行工况简化为停机、正常运行及极端运行状态,未综合分析伺服系统对海上风力机地震动力特性的影响;(2) 未考虑海上风力机综合运行环境,忽略湍流风与波浪载荷之间的相关性,将湍流风、波浪及地震载荷视为独立事件,或多忽略波浪载荷作用;(3) 均以 5 MW 及以下风力机为研究对象,但目前国内外对

10 MW 及以上机型的研究尚显欠缺,亟需对其动力特性展开深入探讨。

综上所述,本文以 DTU 10 MW 风力机为研究对象,依据海上风力机实际在役环境及运行特性建立其湍流风-波浪-地震-伺服系统多物理场计算模型,基于实测地震数据,研究伺服系统对 10 MW 单桩式近海风力机地震动力特性的影响,以期对超大型风力机抗震结构设计提供技术支撑。

## 1 研究对象

### 1.1 DTU 10 MW 风力机

丹麦科技大学及 Vestas 公司联合研发了一款 DTU 10 MW 风力机,其已被广泛应用于风力机结构设计。本文在该型风力机的基础上结合海上风力机结构,采用适用于 20 m 水深的单桩结构,风力机及单桩结构主要参数如表 1 所示<sup>[7]</sup>。

表 1 DTU 10 MW 风力机主要参数

Tab. 1 Main parameters of DTU 10 MW wind turbine

参数	数值
额定功率/MW	10
额定风速/ $m \cdot s^{-1}$	11.4
切入风速/ $m \cdot s^{-1}$	4
切出风速/ $m \cdot s^{-1}$	25
额定转速/ $r \cdot min^{-1}$	9.6
切入转速/ $r \cdot min^{-1}$	6
齿轮箱变速比	50
风轮直径/m	178
塔架高度/m	115.63
轮毂质量/kg	105 520
桩柱直径/m	6
桩柱厚度/mm	57
桩柱长度/m	45
机舱质量/kg	446 036
塔架质量/kg	628 442
叶片质量/kg	41 716

## 1.2 伺服系统

为保证海上风力机在湍流风作用下稳定高效输出额定功率,引入变速变桨伺服系统,以实现风力机在低风速下保持桨距角不变;通过改变发电机扭矩进而改变风轮转速,以获得最大风能利用系数,实现稳定输出额定功率;高风速下改变桨距角,保持风轮转速不变,即改变风能利用系数,实现稳定输出额定功率的同时保护风力机结构安全<sup>[8]</sup>。

### 1.2.1 滤波器

变速变桨控制系统以风轮转速为输入参数,但转速信号中高频部分可能会引起系统高频振荡,因此需采用低通滤波器对输入信号进行滤波处理。采用指数平滑的单级低通滤波器对转速信号进行滤波处理,该滤波器离散时间差分方程为:

$$W[i] = (1 - \alpha)U[i] + \alpha W[i - 1] \quad (1)$$

式中:  $U[i]$ ,  $W[i]$ —第  $i$  个时间步滤波前后风轮转速,  $r/min$ ;  $\alpha$ —滤波系数,  $\alpha = e^{-2\pi T_e f_c}$ ;  $T_e$ —时间步长,  $s$ ;  $f_c$ —转折频率,  $Hz$ 。

### 1.2.2 转速控制器

为使风力机在低风速下调整风轮转速,稳定输出额定功率,本文基于发电机扭矩及转速之间变化关系,通过改变发电机扭矩实现调整风力机风轮转速。由表 1 风轮切入转速、额定转速及齿轮箱转速比,可得发电机切入转速和额定转速分别为  $300 r/min$  及  $480 r/min$ ,进而设计发电机扭矩与转速关系如图 1 所示。

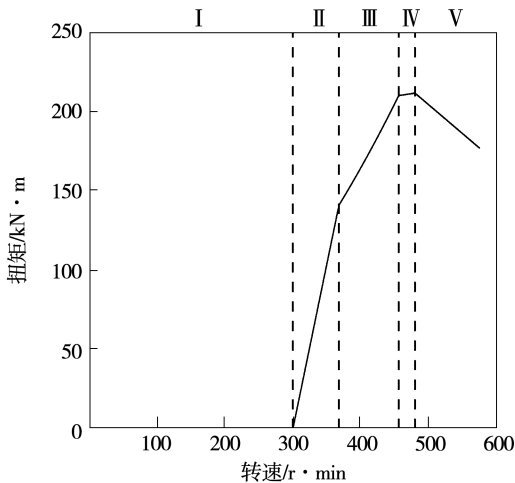


图 1 发电机转速与扭矩关系

Fig. 1 Generator speed vs. torque

如图 1 所示,基于发电机转速范围及风力机运行特性将发电机转速划分为 5 个运行区间。区间 I: 转速范围  $0 \sim 300 r/min$ , 此时风速低于风力机切入风速; 区间 II: 转速范围  $300 \sim 368 r/min$ , 该区间转速下限及上限分为发电机切入转速及其 1.23 倍, 会使风轮加速旋转; 区间 III: 转速范围  $368 \sim 456 r/min$ , 该区间转速上限为发电机额定转速的 95%, 为风力机最佳尖速比运行状态; 区间 IV: 转速范围  $456 \sim 480 r/min$ , 该区间转速上限为发电机额定转速; 区间 V 为发电机转速过高, 此时发电机扭矩与转速成反比。

### 1.2.3 变桨控制器

当湍流风平均风速高于额定风速, 变桨控制器以简单易测量的风力机风轮转速变化量为输入信号, 通过调整叶片桨距角, 减小风能利用系数, 维持风轮转速相对稳定, 进而实现风力机安全稳定运行与此同时, 输出额定功率。为实现变桨控制, 以比例积分控制器建立风轮转速变化量与叶片桨距角变化量之间的关系:

$$\Delta\theta = 50(K_p \Delta W + K_i \int_0^t \Delta W dt) \quad (2)$$

$$K_p = \frac{I_{gt} W_0 \xi_\psi \omega_{\psi n}}{25(-\partial P / \partial \theta)} \quad (3)$$

$$K_i = \frac{I_{gt} W_0 \omega_{\psi n}^2}{25(\partial P / \partial \theta)} \quad (4)$$

式中:  $\Delta\theta$ —叶片桨距角变化量, ( $^\circ$ );  $\Delta W$ —风轮转速变化量,  $r/min$ ;  $\psi = \Delta W$ ;  $K_p, K_i$  分别为比例及积分系数;  $W_0$ —风轮额定转速,  $r/min$ ;  $I_{gt}$ —传动系统绕主轴的惯性矩,  $kN/m$ ;  $\xi_\psi$  和  $\omega_{\psi n}$ —变桨控制系统的阻尼比及固有频率,  $Hz$ 。

计算所得湍流风平均风速与叶片桨距角及风轮转速之间关系如图 2 所示。

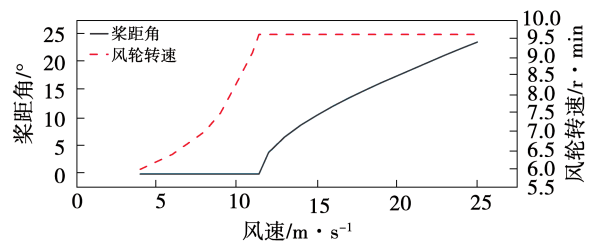


图 2 湍流风平均风速与桨距角及风轮转速关系

Fig. 2 Average turbulent wind speed vs. pitch angle and rotor speed

## 2 多物理场计算

### 2.1 地震载荷及土 - 构耦合模型

地震载荷选用由国家强震动台网中心提供的 2017 年九寨沟 7.0 级地震加速度数据。基于中国抗震设计规范及东南沿海地震条件<sup>[9]</sup>, 选择抗震设防烈度 7(0.1 g) 度, 场地类型 IV 型, 地震分组第一组的目标谱对所选地震数据进行目标谱匹配, 如图 3 所示, 匹配后地震加速度时域曲线如图 4 所示。

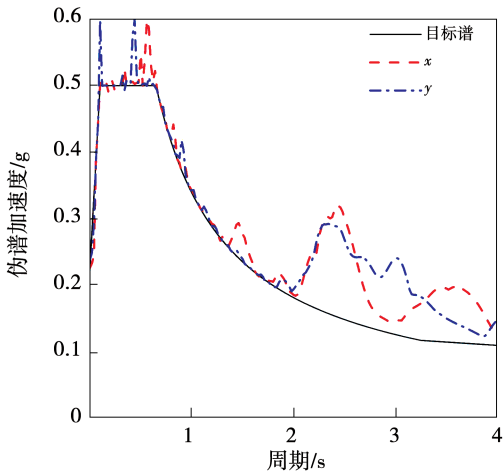


图 3 地震数据及目标谱匹配

Fig. 3 Seismic data matched with target spectrum

如图 4 所示, 地震载荷在第 300 s 输入, 第 346.3 s 结束, 历时 46.3 s。其中  $x$  方向地震分量沿风力机前后向输入,  $y$  方向地震分量沿风力机侧向输入。

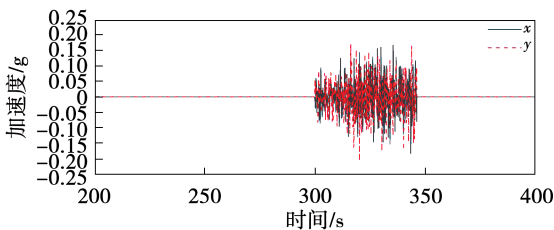


图 4 地震加速度时域曲线

Fig. 4 Time domain curves of seismic acceleration

因风力机下部桩柱结构与海床土层之间构成材料不同, 当有外部强激励作用时, 两者变形量存在差异, 故造成桩柱结构与海床土层存在相互作用, 称为土 - 构耦合作用<sup>[10]</sup>。土 - 构耦合模型通过分布式弹簧建立, 如图 5 所示。

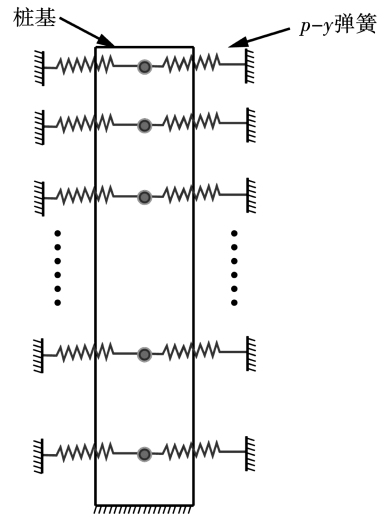


图 5 分布式弹簧土 - 构耦合模型

Fig. 5 Distributed spring soil-structure interaction model

土层为砂性土, 有效重度为  $20 \text{ kN/m}^3$ , 内摩擦角为  $36^\circ$ , 每个弹簧的刚度由  $p - y$  曲线法确定<sup>[11]</sup>:

$$F = AP_u \tanh[kHy / (AP_u)] \quad (5)$$

式中:  $F$  — 土壤反力, kN;  $A$  — 经验调整系数,  $A = 3 - 0.8H/D$ ;  $k$  — 地基反力系数;  $P_u$  — 桩深  $H$  处极限承载力, kN;  $y$  — 挠度, m;  $D$  — 桩基外径, m;  $h - \tanh$  双曲正切函数。

计算所得不同桩深处弹簧刚度如图 6 所示。

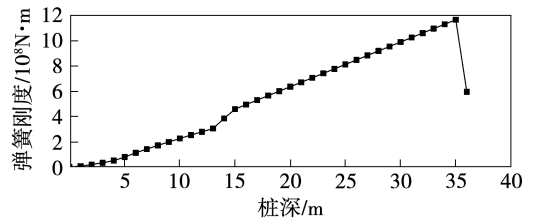


图 6 不同土壤深度处弹簧刚度

Fig. 6 Spring stiffness in different soil depths

### 2.2 湍流风载荷

基于 IEC 61400 - 1 标准及 Kaimal 风谱模型计算 DTU 10 MW 风力机湍流风场<sup>[12]</sup>。将风力机风轮平面离散为  $20 \times 20$  的网格节点, 计算各网格节点处时域变化风速  $V(t)$ , 并考虑风切变效应及空间相干性。

$$V(t) = \bar{V}(h) + \tilde{V}(t) \quad (6)$$

式中:  $\bar{V}(h)$  — 平均风速常量, m/s, 其不同高度  $h$  的

值通过指数型风廓线表示。

$$\bar{V}(h) = V_h \left( \frac{h}{H_h} \right)^{0.2} \quad (7)$$

湍流变化量  $\tilde{V}(t)$  由 Kaimal 湍流风谱逆快速傅里叶变换得到, Kaimal 湍流风谱  $K$  方向功率谱密度为:

$$S_K(f) = (4\sigma_K^2 L_K / V_h) \cdot (1 + 6fL_K / V_h)^{-\frac{5}{3}} \quad (8)$$

式中:  $K$ —湍流风不同方向的风速分量, m/s;  $f$ —频率, Hz;  $\sigma_K$ —不同方向上风速分量标准差;  $L_K$ —各风速分量积分尺度参数;  $H_h$ —轮毂高度, m;  $V_h$ —轮毂高度处平均风速, m/s。

为考虑空间相干性, 两节点  $i, j$  之间的交叉谱可表示为:

$$S_{i,j}(f) = C(\Delta r, f) \sqrt{S_{i,i}(f) \cdot S_{j,j}(f)} \quad (9)$$

式中:  $S_{i,i}(f), S_{j,j}(f)$ —节点  $i, j$  处的功率谱, W/Hz,  $C(\Delta r, f)$ —对应的相干函数。

$$C(\Delta r, f) = \exp \left[ -12 \sqrt{\left( \frac{f\Delta r}{V_h} \right)^2 + \left( \frac{0.12\Delta r}{L_x} \right)^2} \right] \quad (10)$$

式中:  $\Delta r$ —两节点  $i, j$  之间距离, m;  $L_x$ —相干尺度参数。

### 2.3 波浪载荷

联合分布可以很好地描述湍流风载荷与波浪载荷之间的相关性。Johannessen 等人<sup>[13]</sup>通过对实际海况参数的监测, 提出湍流风-波浪联合分布函数, 用以求解波浪载荷的有义波高及跨零周期。

$$H_s = (1.8 + 0.1c^{1.322}) \Gamma \left( \frac{3 + 0.135c}{2 + 0.135c} \right) \quad (11)$$

$$T_p = (4.883 + 2.68H_s^{0.529}) \cdot \left( 1.19 - \frac{0.19c}{1.764 + 3.426H_s^{0.78}} \right) \quad (12)$$

式中:  $H_s$ —有义波高, m;  $T_p$ —跨零周期, s;  $c$ —高于海平面 10 m 处平均风速, m/s。

为研究地震作用下具备变桨功能的 10 MW 近海风力机动力特性, 计算海况如表 2 所示海况。

Morison 方程被广泛应用于海工平台桩柱水动力计算中, 使用该方程计算风力机塔架下部所受水动力<sup>[14]</sup>。

$$F_{\text{morison}} = \frac{1}{2} \rho C_D D U |U| + \rho C_M A \dot{U} + \rho A \ddot{U} \quad (13)$$

式中:  $F_{\text{morison}}$ —每单位长度桩柱所受水动力, N;  $U$ —质点速度, m/s;  $\dot{U}$ —质点加速度, m/s<sup>2</sup>;  $A$ —桩柱横截面积, m<sup>2</sup>;  $C_D$  及  $C_M$ —阻力系数与惯性系数;  $\rho$ —海水密度, kg/m<sup>3</sup>;  $D$ —风力机下部塔架直径, m。

表 2 计算海况

Tab. 2 Calculated sea states

海况	风速/m · s <sup>-1</sup>	有义波高/m	跨零周期/s
1	4	1.95	9.73
2	6	2.20	9.76
3	8	2.48	9.83
4	10	2.79	9.94
5	11	2.96	10.01
6	11.4	3.03	10.03
7	12	3.12	10.07
8	14	3.48	10.23
9	16	3.85	10.39
10	18	4.23	10.57
11	20	4.64	10.75
12	22	5.06	10.94
13	24	5.49	11.14
14	25	5.71	11.24

## 3 结果分析

总计算时间 400 s, 地震载荷在第 300 s 发生, 湍流风载荷及波浪载荷全程发生, 因风力机启动阶段动力特性不稳定不具有参考价值, 故从 200 s 开始分析。为方便对比研究, 共计算不同湍流风平均风速下风力机有地震载荷、无地震载荷及无波浪载荷有地震载荷三种情况。

### 3.1 塔顶位移

塔顶为连接机舱与塔架的关键部位, 其动力特性直接反映机舱及叶轮的运行稳定性。地震发生后随湍流风平均风速增加风力机塔顶位移最大值变化规律如图 7 所示。

如图 7 所示, 地震载荷作用下风力机塔顶位移最大值较无地震载荷作用时增加明显: 在湍流风平均风速为 4 m/s 时增加最多, 增加 206.83%; 平均风速 11.4 m/s 时增加最少, 增加 23.68%, 各平均风速

下平均增加 71.66%。故地震载荷显著加剧了风力机塔顶位移。

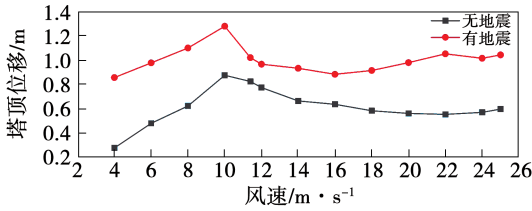


图 7 塔顶位移最大值随风速变化曲线  
Fig. 7 Variation curve of maximum displacement at the top of the tower with the wind speed

在变速变桨伺服系统作用下,风力机塔顶位移最大值变化规律与湍流风密切相关,与地震载荷关系不大。当湍流风平均风速小于 10 m/s 时,变速系统作用,随着风速的增加,叶片桨距角不变,塔顶所受气动力逐渐增大,塔顶位移最大值逐渐变大。无地震载荷作用时,当湍流风平均风速大于 10 m/s,变桨系统作用,叶片桨距角逐渐变大,减弱了随湍流风平均风速增加所造成的风轮推力变大,塔顶位移最大值逐渐变小,但下降趋势并不明显。有地震载荷作用时,虽变桨系统使塔顶位移下降,但因地震载荷及湍流风载荷的共同作用,当湍流风平均风速大于 16 m/s 后,塔顶位移略有上升,故地震载荷能削弱变桨系统降低塔顶位移最大值的作用效果。

为分析变桨系统对风力机塔顶振动的影响,计算风力机仅受湍流风载荷时塔顶位移轨迹,如图 8 所示。计算塔顶前后向、侧向及总位移跨度,如表 3 所示。

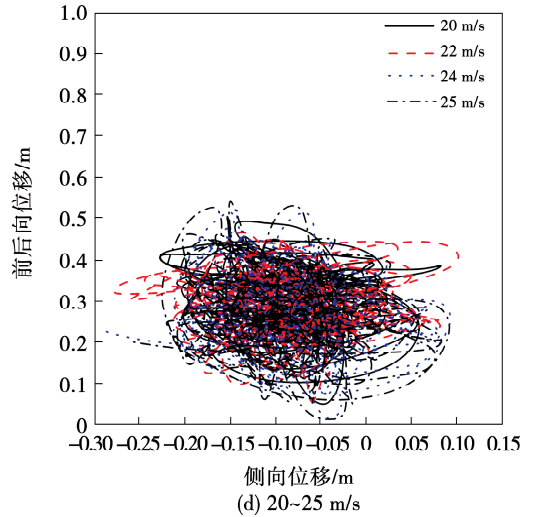
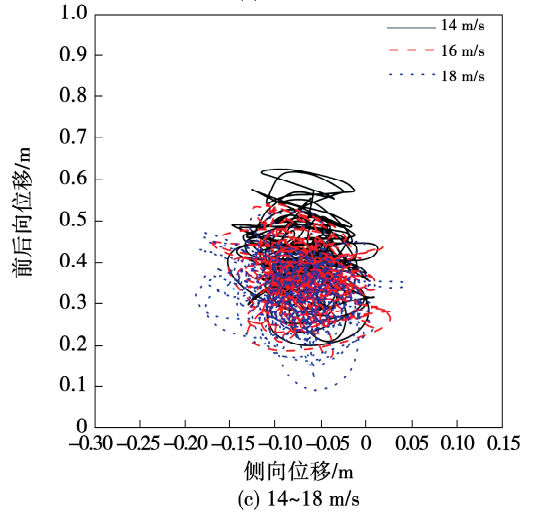
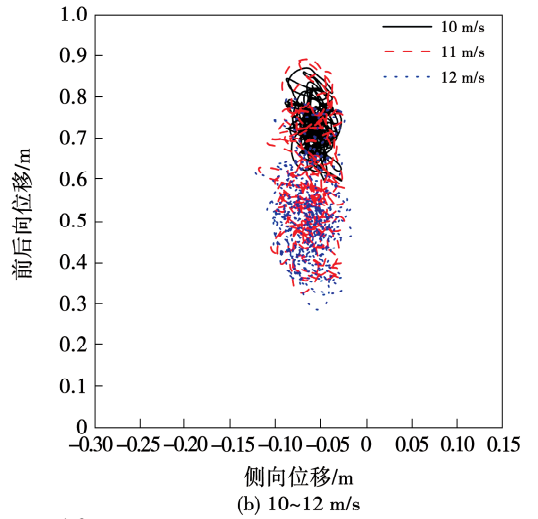
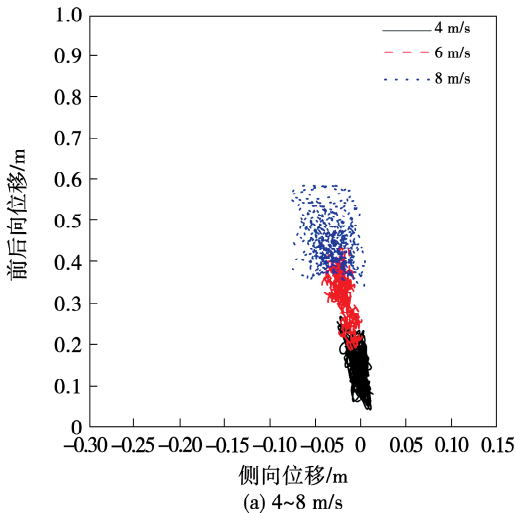


图 8 塔顶位移轨迹

Fig. 8 Trajectory of tower top displacement

由图 8 及表 3 可知,随湍流风平均风速的增加,塔顶侧向位移跨度明显变大。前后向位移中心位置因变桨系统的作用,在 4~10 m/s 内逐渐变大,10~11.4 m/s 内逐渐变小;当湍流风平均风速小于

10 m/s时,变桨系统并未作用,随湍流风平均风速的提高,前后向及总位移跨度逐渐变大;湍流风平均风速大于 10 m/s 时,变桨系统作用,随湍流风平均风速的增加,前后向及总位移跨度逐渐减小。故变桨系统有效缓解了塔顶振动。

表 3 塔顶位移跨度

Fig. 3 Span of tower top displacement

风速/ $m \cdot s^{-1}$	前后向位移/m	侧向位移/m	总位移/m
4	0.224 4	0.039 4	0.224 1
6	0.380 5	0.051 7	0.380 6
8	0.532 1	0.093 8	0.534 9
10	0.817 4	0.102 2	0.819 9
11.4	0.770 6	0.137 3	0.773 8
12	0.698 6	0.143 4	0.703 7
14	0.548 4	0.186 1	0.556 3
16	0.469 7	0.205 8	0.479 6
18	0.448 2	0.231 9	0.453 0
20	0.454 5	0.310 1	0.459 7
22	0.409 2	0.379 8	0.413 1
24	0.507 0	0.388 7	0.503 7
25	0.529 4	0.354 3	0.528 8

为进一步分析伺服系统作用下,风力机塔顶位移时域特性,计算无地震发生时,湍流风平均风速分别为 6 m/s、11.4 m/s 及 18 m/s 风力机塔顶位移、桨距角及发电机转速时域变化,如图 9 所示。

如图 9 所示,在湍流风平均风速为 6 m/s 时,风力机发电机转速在 300 ~ 350 r/min 范围内波动,叶片桨距角保持 0°,塔顶在 0.1 ~ 0.5 m 的范围内剧烈振动;当湍流风平均风速为 11.4 m/s 时,变桨系统开始作用,叶片桨距角随瞬时风速变化,在 0 ~ 10°的范围波动,发电机转速在 400 ~ 550 r/min 变化,塔顶在 0.2 ~ 1 m 内剧烈振动;当湍流风平均风速为 18 m/s 时,发电机转速在 400 ~ 550 r/min 变化,叶片桨距角在 14 ~ 20°变化,塔顶在 0 ~ 0.6 m 范围内振动。由上述分析可知,在风速小于额定风速时,变速系统作用,发电机转速增加,稳定输出功率。当风速大于额定风速时,变桨系统显著减小了高湍流风速状况下的塔顶振动,使湍流风平均风速 18 m/s 与 6 m/s 时,风力机塔顶振动范围基本相同。

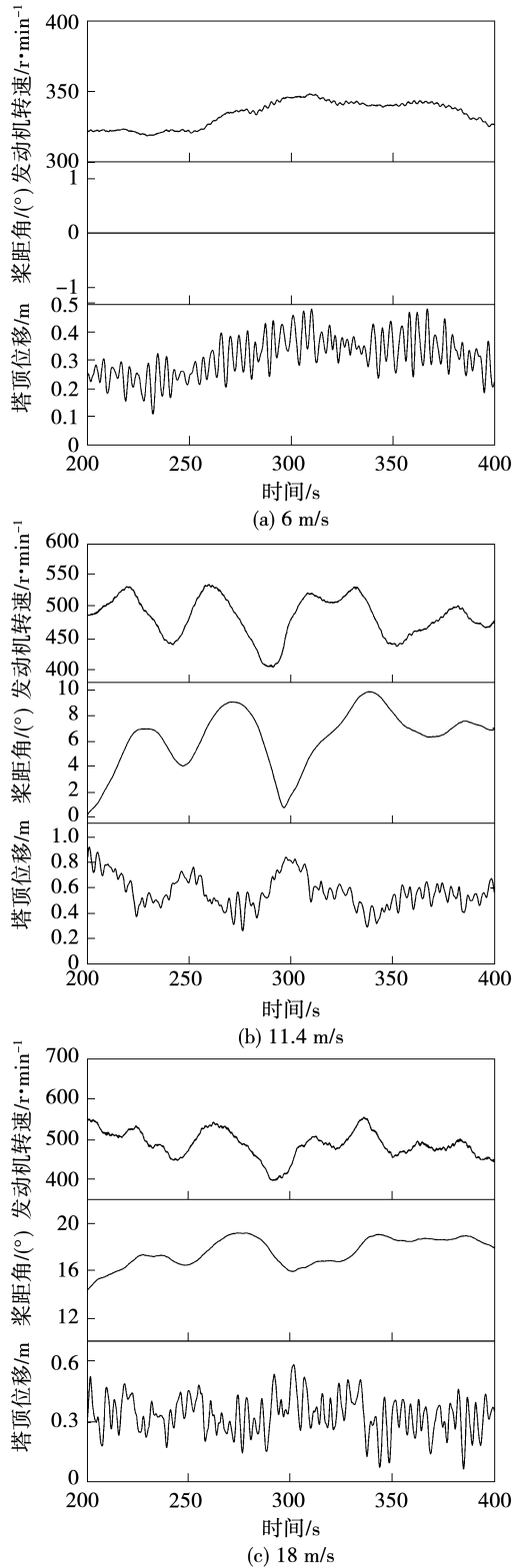


图 9 塔顶位移、桨距角及发电机转速时域曲线

Fig. 9 Time domain curves of tower top displacement, pitch angle and generator speed

计算有地震载荷作用时,湍流风平均风速分别为 6 m/s、11.4 m/s 及 18 m/s 时风力机塔顶位



移、桨距角及发电机转速时域变化曲线,如图 10 所示。

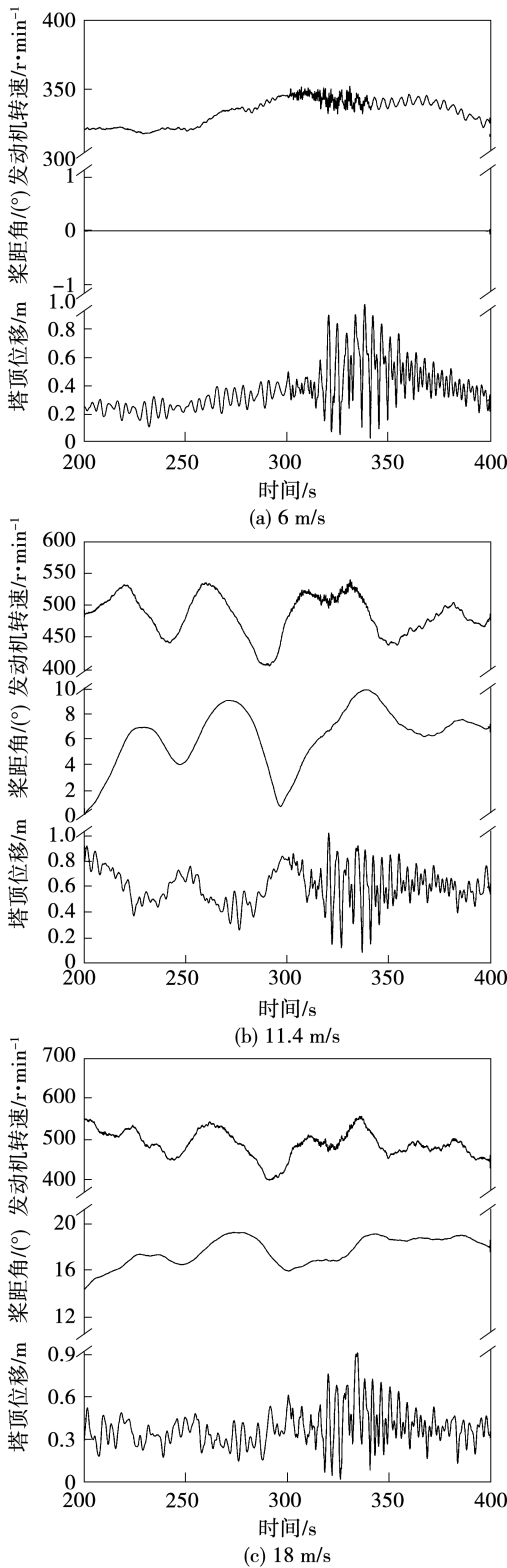


图 10 塔顶位移、桨距角及发电机转速时域曲线

Fig. 10 Time domain curves of tower top displacement, pitch angle and generator speed

如图 10 所示,地震发生后风力机塔顶位移较地震发生前振荡幅度明显加剧,且在地震发生后,风力机发电机转速发生了明显的波动情况。变桨作用虽降低了地震发生前的塔顶位移,但地震发生后风力机塔顶位移振动范围类似,在 0 ~ 1 m 范围内振动,故当有地震发生时,变桨系统并不能显著降低塔顶振动。

### 3.2 塔基弯矩

海上风力机塔基为监测风力机动力特性的关键部位,其不仅受到波浪载荷的直接冲刷作用,也遭受地震载荷通过桩柱及湍流风载荷通过塔架的间接作用,该部位通常也是风力机最大弯矩出现的位置,当风力机塔基遭受过大弯矩作用时,极易造成风力机结构疲劳、屈曲以至倒塌倾覆<sup>[15]</sup>。故计算不同状态下海上 10 MW 风力机塔基弯矩最大值随湍流风平均风速变化曲线,如图 11 所示。

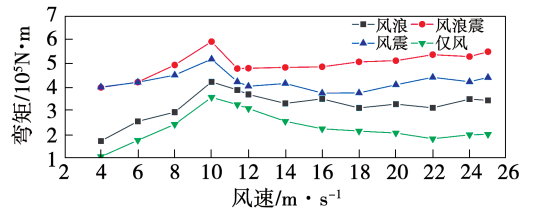


图 11 塔基弯矩最大值随风速变化曲线

Fig. 11 Variation curve of maximum bending moment at the base of tower with the wind speed

如图 11 所示,无地震载荷作用时,风力机塔基弯矩最大值随风速变化规律与塔顶位移相似。湍流风平均风速小于 10  $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$  时,随平均风速增加,风力机塔基弯矩最大值逐渐增加;当湍流风平均风速大于 10  $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$  时,变桨系统作用,叶片桨距角随湍流风平均风速的增加而变大,所受气动力减小,风力机塔基弯矩最大值减小。其中,仅有湍流风载荷作用时,风力机塔基弯矩最大值随湍流风平均风速的增加,下降趋势明显。当有波浪载荷作用时,波浪载荷减缓其下降趋势。

当有地震载荷作用时,各湍流风平均风速下风力机塔基弯矩最大值较无地震载荷作用时显著增



加;当湍流风平均风速大于 11.4 m/s 时,由于地震及波浪载荷的作用,使风力机塔基弯矩最大值小幅度增加。波浪载荷显著加强了湍流风平均风速大于 6 m/s 时的风力机塔基弯矩。

计算波浪及地震载荷作用下风力机塔底弯矩最大值较仅湍流风载荷时的增加程度,如表 4 所示。

表 4 风力机塔基弯矩最大值增加程度

Tab.4 Degree of increase in the maximum bending moment at the base of tower for the wind turbine

风速/m · s <sup>-1</sup>	风浪/%	风浪震/%	风震/%
4	61.75	273.27	275.01
6	45.49	139.49	139.08
8	21.34	103.15	85.63
10	18.26	65.77	45.14
11.4	18.97	46.62	29.63
12	19.26	54.84	30.40
14	29.74	89.03	62.55
16	56.21	116.50	67.28
18	45.56	136.11	75.04
20	59.00	147.74	98.60
22	71.57	194.53	142.03
24	75.50	165.61	112.31
25	71.33	173.51	119.46

由表 4 可知,较仅有湍流风作用的情况,地震及波浪载荷显著加强了风力机塔基弯矩最大值,其中风浪震条件下塔基弯矩增加最多,平均增加约 131.24%,风浪条件下增加最少,平均增加约 45.69%。

综上,低风速下,当变桨系统未作用,随湍流风平均风速的增加,风力机塔基弯矩最大值逐渐变大;当变桨系统作用时,其可在一定范围内减弱气动载荷对塔基弯矩的影响;地震及波浪载荷对塔基弯矩的影响很大,不能忽略波浪载荷对塔基弯矩的影响。

## 4 结 论

以 DTU 10 MW 风力机为原型,建立考虑伺服系统的单桩式近海风力机模型,通过  $p-y$  曲线法建立

分布式弹簧土-构耦合模型,并基于中国实测地震数据和风力机实际运行环境构建湍流风-波浪-地震多物理场计算模型,研究其不同状态下的动力特性。结论如下:

(1) 地震载荷显著加剧了风力机塔顶位移及其振荡,削弱了变桨系统对塔顶位移的作用效果,且使发电机转速发生更为剧烈的波动。

(2) 无地震载荷作用下,在湍流风平均风速小于额定风速时,变速系统作用,发电机转速增加,稳定输出功率,随湍流风平均风速的增加,风力机塔基弯矩最大值逐渐变大。当平均风速大于额定风速时,变桨系统显著减小了高湍流风速状况下的塔顶振动,并在一定范围内减弱了气动载荷对塔基弯矩的影响。

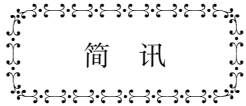
(3) 地震及波浪载荷对塔基弯矩的影响很大,不能忽略波浪载荷对塔基弯矩的影响。

## 参考文献:

- [1] 谢双义. 单桩式海上风力机建模及多激励下的结构振动控制 [D]. 重庆:重庆大学,2020.  
XIE Shuang-yi. Study on modeling and structural vibration control of monopile offshore wind turbines subjected to multiple excitations [D]. Chongqing:Chongqing University,2020.
- [2] WANG Xue-fei,ZENG Xiang-wu,LI Jia-le, et al. A review on recent advancements of substructures for offshore wind turbines[J]. Energy Conversion & Management,2018,158:103-119.
- [3] 吴攀. 风况特性及地震载荷对风力机性能与结构影响研究 [D]. 上海:上海理工大学,2014.  
WU Pan. Research on influence of wind condition and seismic loads on performance and structure of wind turbine [D]. Shanghai: University of Shanghai for Science and Technology,2014.
- [4] 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.
- [5] ZUO Hao-ran,BI Kai-ming,HAO Hong, et al. Influence of earthquake ground motion modelling on the dynamic responses of offshore wind turbines[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering,2019,121:151-167.
- [6] ASAREH M A,SCHONBERG W,VOLZ J. Effects of seismic and

- aerodynamic load interaction on structural dynamic response of multi-megawatt utility scale horizontal axis wind turbines[J]. Renewable Energy, 2016, 86:49 – 58.
- [7] HANSEN M H, HENRIKSEN L C. Basic DTU wind energy controller[R]. Denmark: Technical University of Denmark, 2013:4 – 16.
- [8] JONKMAN J, BUTTERFIELD S, MUSIAL W, et al. Definition of a 5 MW reference wind turbine for offshore system development[R]. Golden, Colorado: National Renewable Energy Lab, 2009:17 – 26.
- [9] GB 50011 – 2010, 建筑抗震设计规范[S].  
GB 50011 – 2010, Code for seismic design of buildings[S].
- [10] WANG Pi-guang, XU Ying-duo, ZHANG Xiao-ling, et al. A sub-structure method for seismic responses of offshore wind turbine considering nonlinear pile-soil dynamic interaction[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2021, 144(3):106684.
- [11] LU Wen-jun, ZHANG Ga. New  $p - y$  curve model considering vertical loading for piles of offshore wind turbine in sand[J]. Ocean Engineering, 2020, 203:107228.
- [12] IEC 61400 – 1 – 2015. Wind turbines-part 1: design requirements [S].
- [13] JOHANNESSEN K, MELING T S, HAVER S. Joint distribution for wind and waves in the northern North Sea [J]. International Journal of Offshore and Polar Engineering, 2002, 12(1):19 – 28.
- [14] MORISON J R, JOHNSON J W, SCHAAF S A. The force exerted by surface waves on piles[J]. Journal of Petroleum Technology, 1950, 2(5):149 – 154.
- [15] 薛世成, 岳敏楠, 闫阳天, 等. 基于粘滞阻尼器的单桩式海上风力机结构振动控制[J]. 热能动力工程, 2021, 36(5):111 – 118.
- XUE Shi-cheng, YUE Min-nan, YAN Yang-tian, et al. Vibration control of monopile offshore wind turbine structure based on viscous damper[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2021, 36(5):111 – 118.

(金圣迪 编辑)



## 德国安联公司将投资芬兰 Ren-Gas 公司的绿色电转气项目

据安联公司官网宣布,近日德国安联公司(Allianz)收购了芬兰绿色氢能和电转气项目开发商 Ren-Gas 公司的少数股权。安联公司将向 Ren-Gas 公司提供 2 500 万欧元融资,以支持该公司的项目重组并加速公司的相关业务,突显了安联公司通过有形基础设施项目支持脱碳进程的努力。

Ren-Gas 公司的目标是开发和建设一系列绿色电转气项目。Ren-Gas 公司利用当地风电场的可再生能源进行电解,生产绿色氢气。通过随后的甲烷化,绿色氢气与从区域供热厂捕获的二氧化碳相结合,同时将多余的工艺热量提供回区域供热厂。使用该项技术,从水、风力发电和捕获的二氧化碳中产生可再生甲烷。由于合成可再生甲烷的化学成分与生物甲烷或天然气相似,因此它可以用作重型卡车,船舶和其他工业用途的燃料。到 2030 年, Ren-Gas 公司预计每年生产 2.5 TWh 的可再生气体燃料,将使重型交通中化石基柴油的使用减少约 2.5 亿升,降低二氧化碳排放量 100 多万吨。

(孙嘉忆摘译自 <http://www.allianz.com>)