

不同桩-土耦合效应对风浪联合作用下 风力机动力学响应及结构损伤影响分析

李志昊,岳敏楠,李 春,闫阳天

(上海理工大学 能源与动力工程学院,上海 200093)

摘 要:以近海 DTU 10 MW 大型单桩式风力机为研究对象,利用 Kaimal 风谱模型与 P-M 谱分别建立湍流风场并定义波浪分布,基于绕射理论计算波浪载荷。选用东海某风电场土壤参数建立桩-土耦合效应模型,对比分析风浪载荷下基于不同桩-土耦合效应的风力机动力学响应、疲劳寿命及稳定性。结果表明:桩-土耦合效应对风浪载荷下风力机动力学响应起阻尼作用,将大幅降低其动力学响应,在抗风浪研究中,桩-土耦合效应不可忽略,否则将过度估计动力学响应;基于线性桩-土耦合效应与非线性桩-土耦合效应的风力机动力学响应、疲劳损伤及 1 阶屈曲因子相差较小,而较之于非线性桩-土耦合效应,风浪联合作用下多土层桩-土耦合效应风力机动力学响应略剧烈,疲劳寿命及 1 阶屈曲因子略小。

关 键 词:海上风力机;桩-土耦合效应;结构损伤

中图分类号:TK83 **文献标识码:**A **DOI:**10.16146/j.cnki.rndlgc.2022.07.021

[引用本文格式]李志昊,岳敏楠,李 春,等. 不同桩-土耦合效应对风浪联合作用下风力机动力学响应及结构损伤影响分析[J]. 热能动力工程,2022,37(7):164-170. LI Zhi-hao, YUE Min-nan, LI Chun, et al. Analysis of dynamic response and structural damage of wind turbine under wind wave load based on different pile-soil coupling effects[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2022, 37(7): 164-170.

Analysis of Dynamic Response and Structural Damage of Wind Turbine under Wind Wave Load based on Different Pile-soil Coupling Effects

LI Zhi-hao, YUE Min-nan, LI Chun, YAN Yang-tian

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

Abstract: Taking offshore large-scale DTU 10 MW monopile wind turbine as the research target, Kaimal wind spectrum model and P-M spectrum were used to establish turbulent wind field and define wave distribution respectively, and the wave load was calculated based on diffraction theory. Soil parameters of a wind farm in the East China Sea were selected to establish pile-soil coupling effect model. The dynamic responses, fatigue life and stability of wind turbine under wind wave load based on different pile-soil coupling effects were comparatively analyzed. The results show that the pile-soil coupling effect has a damping impact on the dynamic response of wind turbine under wind wave load, which will greatly reduce its dynamic response. The pile-soil coupling effect cannot be ignored in the study of wind wave resistance, otherwise the dynamic response will be overestimated. The dynamic response, fatigue damage and first-order buckling factor of wind turbine based on pile-soil linear coupling effect and pile-soil nonlinear coupling effect are relatively smaller. Compared with the pile-soil nonlinear coupling effect, the wind turbine

收稿日期:2021-01-17; 修订日期:2021-03-22

基金项目:国家自然科学基金(51976131,51676131,52006148);上海市“科技创新行动计划”地方院校能力建设项目(19060502200)

Fund-supported Project: National Natural Science Foundation of China(51976131,51676131,52006148); Shanghai University Science and Technology Innovation Action Plan Local University Capacity Building Project(19060502200)

作者简介:李志昊(1996-),男,山东东营人,上海理工大学硕士研究生。

通讯作者:李 春(1963-),男,北京人,上海理工大学教授。

dynamic response fluctuates severely based on the pile-soil coupling effect of multi-soil layer under the joint action of wind wave, while the fatigue life and first-order buckling factor change slightly.

Key words: offshore wind turbine, pile-soil coupling effect, structural damage

引 言

目前,海上风电在清洁能源中扮演着极其重要的角色,据全球风能协会(Global Wind Energy Council, GWEC)数据统计,至 2030 年可再生能源占全球能源结构 50% 以上,其中欧洲海上风力机累计装机容量将达 66.5 GW^[1]。

单桩式风力机在近海风电场中应用较为广泛^[2]。风力机大型化导致塔架柔性增加,且在役环境复杂,可能致使风力机产生过大振动进而影响风力机安全^[3-4]。因此,研究风浪载荷联合作用下风力机动力学响应、疲劳及稳定性十分重要。

诸多学者对风/浪载荷作用下近海风力机展开了研究。Velard 等人^[5]以线性波为波浪载荷对 10 MW 风力机进行疲劳及可靠性分析。Passion^[6]将桩-土耦合效应模型总结为 3 类:桩基底端固定长度(Apparent Fixity, AF)、桩基底端耦合弹簧模型(Coupled Springs, CS)和桩基分布弹簧模型(Distributed Springs, DS)。Banerjee 等人^[7]基于线性弹簧模拟桩-土耦合效应研究风浪联合作用下 5 MW 风力机动力学响应。上述文献将多土层地基模型简化为纯砂土,真实的海床由多层土壤构成,若仅以纯砂土土壤参数建立桩-土耦合效应模型,难以准确得到风力机动力学响应,且并未讨论风浪联合作用下不同桩-土耦合效应对风力机动力学响应、疲劳及屈曲的影响。

选取 DTU 10 MW 超大型单桩式风力机为研究对象,通过 Kaimal 风谱模型生成湍流风场,基于 P-M 谱定义波浪分布并利用绕射理论计算波浪载荷,选用东海土壤参数建立桩-土耦合效应模型,对比分析风浪载荷下基于不同桩-土耦合效应的风力机动力学响应、疲劳寿命及稳定性,为大型风力机受风浪载荷保持安全运行提供参考。

1 研究目标

近海 DTU 10 MW 大型单桩式风力机^[8]的主要部件参数如表 1 所示。

表 1 近海 DTU 10 MW 大型单桩式风力机主要部件参数
Tab. 1 Main component parameters of offshore large-scale DTU 10 MW monopile wind turbine

参数	数值
额定功率/MW	10
额定风速/ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$	11.4
额定转速/ $\text{r} \cdot \text{min}^{-1}$	12.1
风轮直径/m	178.3
轮毂直径/m	5.6
塔架高度/m	118
轮毂质量/kg	105 520
叶片质量/kg	417 16
机舱质量/kg	446 036
塔架质量/kg	628 442

采用结构化网格对风力机模型离散,并通过网格无关性验证,最终网格数量选为 26 823,如图 1 所示。塔架及埋土桩基离散的有限元网格尺寸分别为 0.4 及 0.8 m。

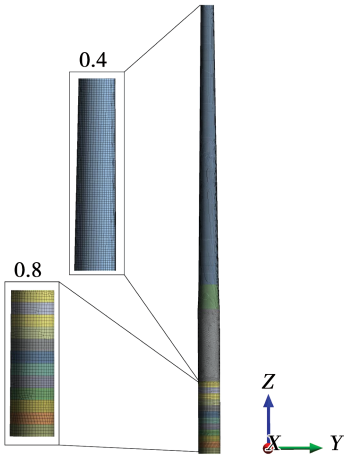


图 1 风力机离散模型(m)
Fig. 1 Discrete model of wind turbine(m)

2 环境载荷

2.1 湍流风场及气动载荷

风场基于 IEC Kaimal 风谱模型生成,风速为额定风速 11.4 m/s,风谱功率谱密度为^[9]:

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

式中: f —频率, Hz; $\bar{u}_{hub}$ —轮毂处平均风速, m/s; M_i —尺寸参数; σ_i —标准差。

图 2 为通过 Kaimal 风谱模型建立的湍流风场。通过叶素动量理论计算风力机承受气动力,选用风力机运行平稳后 100 s 的气动载荷映射至塔架顶端轮毂处。

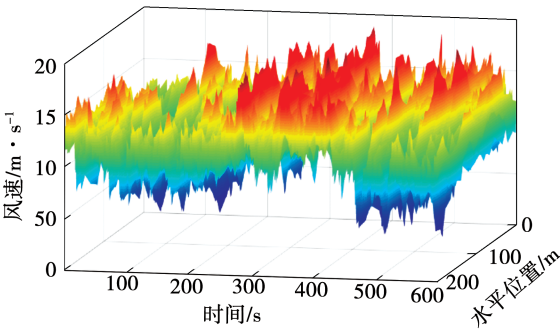


图 2 塔架顶端轮毂高度处时变风速

Fig. 2 Time-varying wind speed at hub height at the top of tower

2.2 波浪载荷

为考虑大尺度结构对入射波的影响,采取绕射理论计算波浪载荷,并通过波浪力的形式加载于支撑结构。选取广泛应用于海洋工程的皮尔逊·莫斯科维茨(P-M)谱定义波浪分布,波浪谱功率谱密度为^[10]:

$$S(\omega) = 4\pi^3 H_s^2 T_0^{-4} \omega^{-5} \cdot \exp[-16\pi^3 (\omega T_0)^{-4}] \quad (2)$$

式中: $S(\omega)$ —功率谱函数; ω —圆频率, rad/s; H_s —有义波高,取 3 m; T_0 —跨零周期,取 6 s。

以线性波理论为基础,风力机入水段波浪力为:

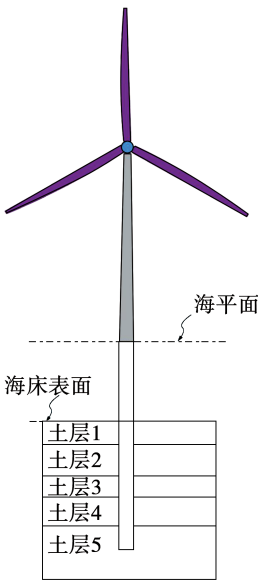
$$F(t) = \rho_w g k \pi D^2 \cosh k z C_M \eta(t) / 4 \cosh k h_w \quad (3)$$

式中: ρ_w —海水密度, kg/m³; g —重力加速度, m/s²; D —结构直径, m; h_w —水深, m; C_M —水动力系数; k —波数; z —桩基高度, m。

2.3 桩-土耦合效应

以美国石油协会(API)推荐的 $p-y$ 曲线及分布式弹簧建立模型表征桩-土耦合效应。埋土桩基长 30 m,选取 5 m 为间隔布置垂直于桩身的非线性弹簧单元以模拟桩周土水平抗力。

选用东海某海上风电场地质资料以构建多土层桩-土耦合效应模型^[11],选取土层 3 参数构建纯砂土桩-土耦合效应模型,各土层分布及参数如图 3 所示,图中 C_u 为原状土不排水抗剪强度; γ 为土壤有效容重。为考虑不同桩-土耦合效应模型对风浪载荷下风力机动力学响应的影响,分别建立风浪载荷无桩-土耦合效应模型(模型 1)、风浪载荷线性桩-土耦合效应模型(纯砂土)(模型 2)、风浪载荷非线性桩-土耦合效应模型(纯砂土)(模型 3)及风浪载荷多土层桩-土耦合效应模型(模型 4)。



(a) 风力机

土层1	2.6 m	淤泥质土	$\gamma=17.4 \text{ kN/m}^3$ $C_u=15 \text{ kPa}$
土层2	7.9 m	淤泥质粉质粘土	$\gamma=17.6 \text{ kN/m}^3$ $C_u=15 \text{ kPa}$
土层3	3.0 m	粉砂	$\gamma=19.0 \text{ kN/m}^3$ $\varphi=26.4^\circ$
土层4	8.2 m	粉砂	$\gamma=19.8 \text{ kN/m}^3$ $\varphi=33.4^\circ$
土层5	9.8 m	淤泥质粉质粘土	$\gamma=18.4 \text{ kN/m}^3$ $C_u=22 \text{ kPa}$

(b) 海底土壤分层

图 3 风力机及海床土壤分层示意图

Fig. 3 Schematic diagram of wind turbine and seabed soil stratification

API 中推荐了可计算粘土和砂土 $p-y$ 曲线计算公式,其中粘土的计算公式为:

$$H_R = 6D/(\gamma D/C_u + J) \quad (4)$$

$$p_u = 3C_u + \gamma H + J(HC_u/D) \quad (0 \leq H \leq H_R) \quad (5)$$

$$p = p_u (y/y_c \geq 8) \quad (6)$$

$$p/p_u = 0.5(y/y_c)^{1/3} \quad (0 < y/y_c < 8) \quad (7)$$

$$p = Ap_u \tanh[kHy/(Ap_u)] \quad (8)$$

$$y_c = 2.5\varepsilon_c D \quad (9)$$

式中: H_R —最大水平土抗力转折点深度处, m; H —土体深度, m; D —桩径, m; J —无因次常数; p —土壤水平抗力, kN/m; p_u —土深为 H 时土壤最大水平抗力, kN/m; y —桩基形变, m; y_c —极限水平抗力 50% 桩基形变, m; ε_c —不排水压缩三轴压缩试验时最大应力 50% 对应的应变, m; A —经验参数。

砂土 $p-y$ 曲线计算式为:

$$p = Ap_u \tanh[kHy/(Ap_u)] \quad (10)$$

$$p_{us} = (C_1 H + C_2 D) \gamma H \quad (11)$$

$$p_{ud} = C_3 D \gamma H \quad (12)$$

$$p_u = \min\{p_{us}, p_{ud}\} \quad (13)$$

式中: p_{us} —土深较浅时, 土壤最大极限土抗力, kN/m; p_{ud} —深层土壤极限土抗力, kN/m; C_1, C_2, C_3 —砂砾摩擦角函数; k —初始土体切变模量, kN/m³。

图 4 及图 5 分别为多土层及纯砂土非线性 $p-y$ 曲线计算结果。

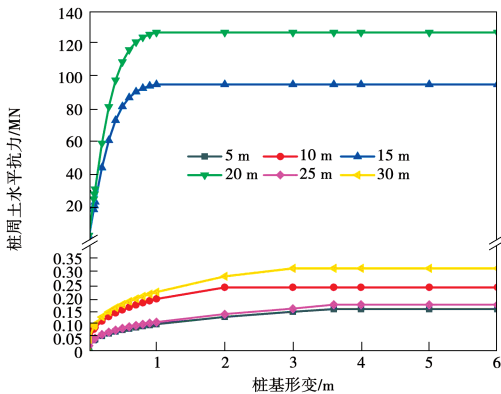


图 4 不同土深处多土层桩-土耦合效应模型 $p-y$ 曲线

Fig. 4 $p-y$ curve of pile-soil coupling effect model in multi-soil layer at different depths

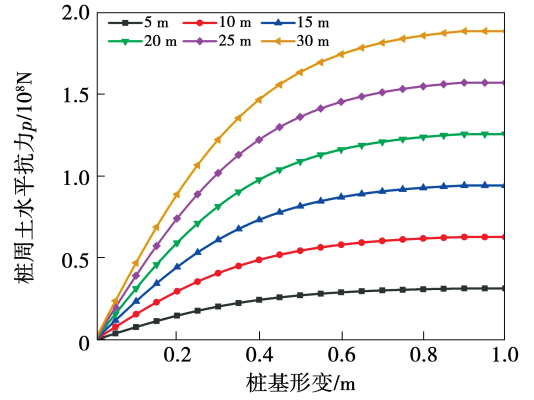


图 5 不同土深处纯砂土桩-土耦合效应模型 $p-y$ 曲线

Fig. 5 $p-y$ curve of pile-soil coupling effect model of pure sandy soil at different depths

3 瞬态动力学分析

瞬态动力学分析通过求解结构运动方程确定结构在载荷作用下瞬时的位移、应变及应力等响应。结构运动方程为^[12]:

$$[M]\{\ddot{u}\} + [C]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = \{F(t)\} \quad (14)$$

式中: $[M]$ —质量矩阵; $[C]$ —阻尼矩阵; $[K]$ —刚度矩阵; $\{\ddot{u}\}$ 、 $\{\dot{u}\}$ 及 $\{u\}$ —有限元离的各节点处加速度、速度及位移向量; $\{F(t)\}$ —外载荷。

通过瑞利阻尼的形式表征结构阻尼,通过式(6)和式(7)可计算瑞利阻尼系数:

$$\alpha = \zeta \frac{2\omega_i \omega_j}{\omega_i + \omega_j} \quad (15)$$

$$\beta = \zeta \frac{2}{\omega_i + \omega_j} \quad (16)$$

式中: ζ —阻尼比; ω_i —结构 1 阶固有频率; ω_j —结构 2 阶固有频率。

4 结果及分析

4.1 动力学响应

4.1.1 位移

图 6 为风浪作用下不同桩-土耦合效应的风力机塔顶位移响应时域曲线。由图 6 可知,风浪载荷下不同桩-土耦合效应风力机动力学响应波动形式基本相同,但波动范围略有差异。模型 1~4 塔顶位移响应波动范围分别为 0.785~1.55, 0.627~1.23, 0.628~1.24 及 0.636~1.26 m。相较模型 1,

模型 2,3 和 4 塔顶位移响应峰值分别减小 20.6%, 20.0% 及 18.7%。这是由于桩-土耦合效应提供的阻尼作用耗散了风力机的能量,削减了风浪载荷下风力机动力学响应。因此,如果忽略桩-土耦合效应,将过度评估风力机塔顶位移响应。模型 2,3 和 4 间动力学响应差异较小,其中线性与非线性桩-土耦合效应风力机动力学响应无明显差异,而纯砂土与多土层桩-土耦合效应风力机动力学响应差异较前者大。因此,在风力机抗风浪设计时,桩-土耦合效应不可忽略,否则将过度估计风力机动力学响应,造成经济成本过高。风浪载荷作用时,桩-土耦合效应非线性对风浪载荷下塔顶位移响应影响不大,根据以真实数据模拟的多土层桩-土耦合效应估计的风浪载荷下风力机动力学响应略低于纯砂土桩-土耦合效应。

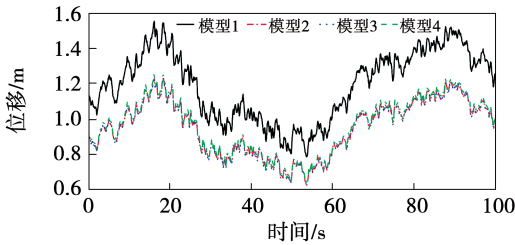


图 6 塔顶位移时域响应曲线

Fig. 6 Time-domain response curve of tower top displacement

4.1.2 等效应力

表 2 及图 7 分别为风浪载荷下基于不同桩-土耦合效应的风力机等效应力峰值及响应云图,因不同模型下风力机塔架等效应力聚集区域高度相似,故输出模型 1 对应等效应力云图,如图 7 所示。

表 2 风浪联合作用下不同桩-土耦合效应下风力机等效应力峰值

Tab. 2 Equivalent stress peaks of wind turbines under different pile-soil coupling effects under combined action of wind and wave

模型	等效应力峰值/MPa
1	299.47
2	297.11
3	297.13
4	297.51

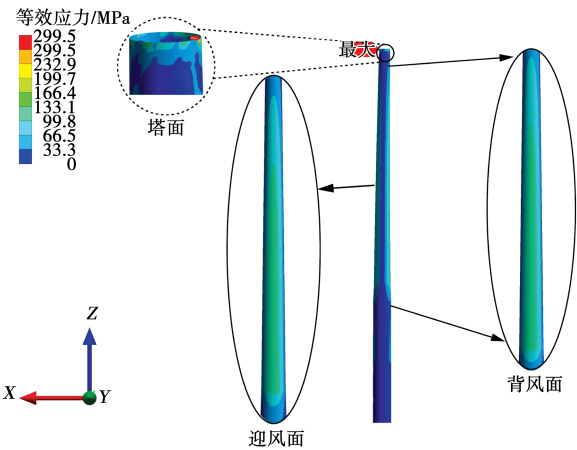


图 7 风浪联合作用下模型 1 塔架等效应力云图

Fig. 7 Equivalent stress cloud map of wind turbine tower of model 1 under combined action of wind and wave

由表 2 可知,风浪载荷下基于不同桩-土耦合效应的风力机等效应力峰值相差较小,但也有不同程度的下降。因为桩-土耦合效应受阻尼作用降低了风力机等效应力响应,线性与非线性桩-土耦合效应降幅相差不大,而非线性与多土层桩-土耦合效应降幅更大。由图 7 可知,风浪载荷下风力机等效应力集聚区域共有 3 处,塔顶、塔架迎风及背风面中上部。因此,在对风力机进行抗风浪设计时,可考虑在此处采取措施以减少应力集聚。

4.2 疲劳分析

表 3 和图 8 分别为风浪载荷下基于不同桩-土耦合效应的风力机疲劳寿命表及疲劳损伤分布云图。

表 3 风浪联合作用下不同桩-土耦合效应对应的风力机疲劳寿命

Tab. 3 Fatigue life of wind turbine corresponding to different pile-soil coupling effects under combined action of wind and wave

模型	疲劳寿命/ 10^7 循环次数
1	1.565
2	1.584
3	1.582
4	1.574

由表 3 可知,不同桩-土耦合效应将不同程度影响风力机疲劳寿命。其中,多土层桩-土耦合效应对风力机阻尼作用最小,相较线性及非线性桩-土耦合效应,其导致风力机应力响应较大,疲劳寿命最小,而风浪载荷下风力机线性和非线性桩-土耦

合效应风力机寿命相差不大。因此,若忽略桩-土耦合效应或桩-土耦合效应不准确,将导致风力机疲劳寿命预估结果不准确。由图 8 可知,相较无桩-土耦合效应,考虑桩-土耦合效应后,埋土桩基处疲劳损伤大幅降低,未发生疲劳损伤集聚。而且因应力集聚导致的疲劳损伤积聚区域,即塔架迎风面及背风面中、上部,也大幅减少,进一步验证了桩-土耦合效应的阻尼作用,也进一步验证前文计算结果准确可信。此外,线性与非线性桩-土耦合效应下风力机疲劳损伤云图相差较小。相较线性与非线性桩-土耦合效应,风浪载荷下基于多土层桩-土耦合效应的塔架迎风面及背风面中、上部疲劳损伤集聚较为严重。

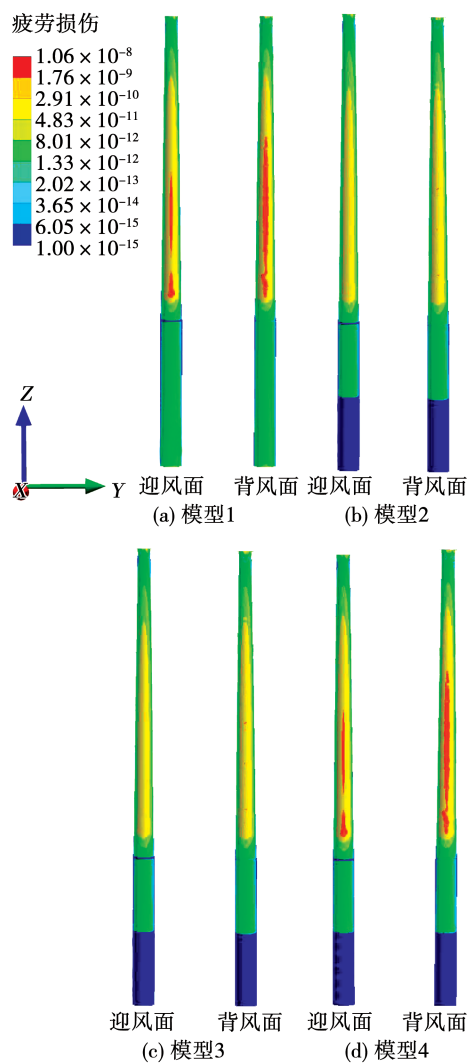


图 8 风浪联合作用下不同桩-土耦合效应下风力机疲劳损伤分布云图

Fig. 8 Wind turbine fatigue damage distribution cloud map under different pile-soil coupling effects under combined action of wind and wave

4.3 屈曲分析

输出风浪载荷下基于不同桩-土耦合效应的风力机 1 阶屈曲因子及模态,如表 4 及图 9 所示。

表 4 不同桩-土耦合效应下风力机 1 阶屈曲因子

Tab.4 The first-order buckling factors of wind turbine under different pile-soil coupling effects

模型	1 阶屈曲因子
1	6.01
2	6.35
3	6.34
4	6.31

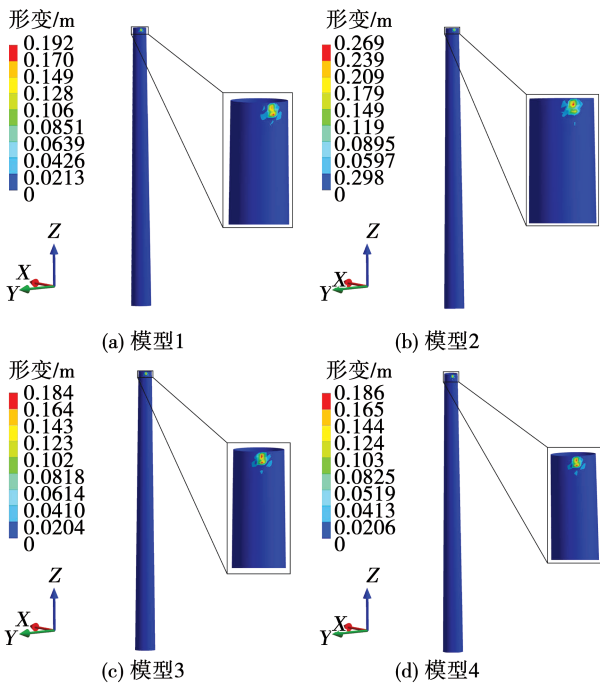


图 9 不同桩-土耦合效应下风力机 1 阶屈曲模态

Fig. 9 The first-order buckling modes of wind turbine under different pile-soil coupling effects

由表 4 可知,风浪载荷下基于不同桩-土耦合效应的风力机塔架屈曲因子相差不大。根据 GB 18451.1-2001^[13],通常可对塔架屈曲因子附加安全系数 1.35 进行分析。由表 4 可知,即使附加安全系数,风力机也未发生失稳。此外,安全系数越趋近 1,风力机所承受的风载荷越趋近临界屈曲载荷,失稳风险越大。其中,无桩-土耦合效应风力机塔架失稳风险最大,多土层次之,线性与非线性最小,且二者相差很小。由图 9 可知,风浪载荷下风力机发

生屈曲的区域位于塔顶,这是由于风力机塔顶壁厚较薄,刚度较小,风浪载荷引起的强振动致其屈曲。

5 结 论

(1) 桩-土耦合效应因阻尼作用大幅削减风浪载荷下风力机位移响应,在抗风浪设计时,桩-土耦合效应不可忽略,否则将对风力机动力学响应过度估计,导致预估的经济成本过高。线性与非线性桩-土耦合效应风浪载荷下风力机动力学响应差异较小,非线性与多土层桩-土耦合效应下风力机动力学响应差距更为明显。

(2) 风浪载荷下风力机塔架等效应力应集中于塔顶、塔架迎风面及背风面中上部。此外,无桩-土耦合效应及线性、非线性、多土层桩-土耦合效应风力机等效应力峰值相差很小。

(3) 相较无桩-土耦合效应,考虑桩-土耦合效应后风浪载荷下风力机埋土桩基处未发生疲劳损伤集聚。相较多土层桩-土耦合效应,线性及非线性桩-土耦合效应塔架迎风面及背风面疲劳损伤集聚大幅削减。无桩-土、线性桩-土、非线性桩-土及多土层桩-土耦合效应对风浪载荷下风力机疲劳寿命影响较小。

(4) 风浪载荷下基于不同桩-土耦合效应的风力机均未失稳,不同桩-土耦合效应下风机屈曲域位于塔顶。

参考文献:

[1] International Renewable Energy Agency. Global energy transformation-a roadmap to 2030[R]. New York:International Renewable Energy Agency,2014.

[2] BASU D, GUPTA B K. Offshore wind turbine monopile foundations: design perspectives[J]. Ocean Engineering, 2020,213,107514.

[3] 杨 阳,岳敏楠,李 春,等. 风力机地震动力学研究现状综述[J]. 热能动力工程,2019,34(9):14-23,56.

YANG Yang, YUE Min-nan, LI Chun, et al. A review on the state-of-the-art of seismic analysis of wind turbines[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2019, 34(9):14-23,56.

[4] MARINO E, GIUSTI A, MANUEL L, et al. Offshore wind turbine fatigue loads; the influence of alternative wave modeling for different turbulent and mean winds[J]. Renewable Energy, 2017, 102: 157-169.

[5] JOEY V, CLAUS K, JOHN D, et al. Fatigue reliability of large monopiles for offshore wind turbines[J]. International Journal of Fatigue, 2020, 134:105487.

[6] PASSON P. Derivation and description of the soil-pile-interaction models[R]. IEA-Annex 23 Subtask 2, Germany: University of Stuttgart, 2006.

[7] ARUNDHUTI B, TANUSREE C, VASANT M, et al. Dynamic analysis of an offshore wind turbine under random wind and wave excitation with soil-structure interaction and blade tower coupling[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2019, 125,105699.

[8] VELARDE J, BACHYNSKI E E. Design and fatigue analysis of monopile foundations to support the DTU 10 MW[J]. Energy Procedia, 2017, 137:3-13.

[9] IEC. Wind turbines. Part 3: design requirements for offshore wind turbines. IEC 61400-3 (edition 1) [R]. Geneva, Switzerland: International Electrotechnical Commission, 2009.

[10] 李 阳,李德源,莫文威,等. 海上风力机在风波联合作用下的动力响应分析[J]. 水电能源科学, 2015, 33(10): 204-207.

LI Yang, LI De-yuan, MO Wen-wei, et al. Dynamic response analysis of offshore wind turbine under combined action of wind and wave[J]. Water Resources and Power, 2015, 33(10):204-207.

[11] 罗仑博,王 媛,翟恩地,等. 基于现场试验的钢管桩分层土 $p-y$ 曲线研究[J]. 太阳能学报, 2019, 40(11):3258-3264.

LUO Lun-bo, WANG Yuan, ZHAI En-di, et al. Study on $p-y$ curves of monopile in layered soil based on field test[J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2019, 40(11):3258-3264.

[12] 徐医培,李素有,吴立言,等. 结构动态响应的求解方法分析[J]. 机械设计与制造, 2009(6):12-14.

XU Yi-pei, LI Su-you, WU Li-yan, et al. Analysis about several methods of solving dynamic response of structures[J]. Machinery Design & Manufacture, 2009(6):12-14.

[13] 中华人民共和国国家标准. GB 18451.1-2001 风力发电机组安全要求[S].

National Standards of the People's Republic of China. GB 18451.1-2001 Safety requirements for wind turbine generator sets[S].

(刘 颖 编辑)