

改进的台风下单桩海上风机易损性分析方法及应用

黄国庆¹, 赵晨旭¹, 周绪红¹, 魏凯², 吴凤波³, 张诗宜⁴

(1. 重庆大学土木工程学院, 重庆 400044; 2. 西南交通大学土木工程学院, 四川 成都 610031;
3. 重庆交通大学土木工程学院, 重庆 400074; 4. 中国再保险(集团)股份有限公司, 北京 100034)

摘要: 提出了一种改进的台风作用下单桩海上风机易损性分析方法, 该方法包括: 进行台风模拟, 根据模拟台风确定单桩海上风机处的风浪强度指标; 将风浪荷载施加在单桩海上风机上, 在考虑荷载随机性的情况下得到风机塔筒和桩基的响应极值概率分布曲线; 基于非线性屈曲分析得到风机主要构件的承载力概率分布曲线; 结合风机主要构件的屈服和屈曲等承载力概率分布曲线, 求得单桩海上风机在屈服或屈曲模式下的破坏概率。同时结合江苏某风电场的风浪特性对某 5 MW 风机进行了风致易损性分析。分析结果可为提升海上风机抗台风风险能力提供参考。

关键词: 易损性; 单桩海上风机; 台风; 屈服; 屈曲

中图分类号: TU352.2; TK83 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2022)02-0331-11

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2022.02.008

引言

风能由于分布广泛、储量巨大以及风电技术的快速提升等原因, 目前已成为最具备大规模开发条件和商业化发展前景的可再生能源之一。截至 2019 年底, 全球风电累计装机容量为 651 GW, 较 2001 年底增长超过 26 倍。

相对于陆上风电, 海上风电具有风速更高、年利用小时长和不占用土地资源等优点。此外, 沿海地区经济相对发达, 便于就地消纳电能。截止到 2018 年, 全球海上风电装机容量已达到 23 GW, 自 2011 年以来每年增长将近 30%。中国在近年更是跻身于海上风电市场领导者之列^[1]。目前, 中国海上风电并网装机容量已达到 5 GW, 今后还有更加广阔的开发前景。但中国海上风电在快速发展的同时也面临着严峻的极端灾害挑战, 其中台风是引起经济损失和结构破坏最严重的自然灾害之一。据统计, 每年约 7 个台风会登陆中国^[2], 对沿海陆上风机造成巨大威胁。2008 年, 台风“蔷薇”导致中国台湾台中港一台陆上风机倒塌, 五台陆上风机叶片损坏^[3]; 2010 年, 台风“鲇鱼”造成福建六鳌风电场三期 Z13 号风电机组倒塌、Z10 号机组叶片折断^[4]。与陆上风机相比, 中国海上风机建设时间较短, 暂未有相关灾害报道。但台风过境时, 海上风速更大, 而且存在波

浪, 海上风机面对的风险可能更大。因此, 有必要对海上风机在台风下的风险进行评估。

Kim 等^[5]对地震作用下的单桩海上风机进行了易损性分析, 得到了单桩风机在四种损坏限定条件下的易损性曲线, 但该研究仅考虑了地震作用, 而忽略了风浪荷载带来的影响。Asareh 等^[6]在考虑多种损坏模式的情况下, 得到陆上风机在风和地震共同作用时的易损性曲线, 该研究认为, 当风速达到额定风速时, 即使在较小的地震强度作用下, 风机塔筒也会发生损坏。但该研究重点关注地震荷载的作用, 考虑的最大风速为 10 m/s, 未能体现出大风情况下风荷载对结构破坏的影响程度。Mardfekri 等^[7-8]进行了风浪荷载以及地震荷载作用下处于运行状态的单桩海上风机支撑结构的易损性分析。该研究在剪切破坏和弯曲破坏两种失效模式下对支撑结构进行损坏概率分析, 发现单桩风机支撑结构在环境荷载的作用下主要为受弯破坏。同时, 研究发现在运行状态下, 结构破坏受风速的影响较大, 且达到额定风速时, 支撑结构破坏概率最大。高庆水等^[9]在 50 年一遇的极端风和不同强度的地震耦合作用下对风机塔架进行了倒塌分析, 得到了风机在近场和远场地震作用下的易损性曲线。

近年来海上风机易损性研究都着眼于地震带来的风险, 而对极端风浪下的风险评估研究较少。Wilkie 等^[10]选择以美国东部海岸以及北部海域为研

究点,在考虑材料和尺寸随机性的情况下对单桩海上风机支撑结构进行风浪作用下的易损性分析。该研究以重现期为强度指标,假设同一重现期下的风速和波高一一对应,得到了不同重现期下风机各构件的损坏概率。Hallowell等^[11]以美国大西洋沿岸多个风电场为研究点,量化了单桩海上风机在飓风引起的风和浪中失效的风险。该研究计算出了美国大西洋沿岸风机在偏航系统正常运行时以及偏航系统失效时的损坏概率。

在进行台风作用下的易损性分析时,风浪强度的正确评估直接影响到了风机响应的概率分布。在Hallowell等^[11]的研究中分别采用Holland模型以及Young模型计算风速和波高。值得注意的是,Young模型对于有效波高的计算仅适用于无限水深的情况,而单桩海上风机的适用条件都是在30 m水深以内的浅海区域,所以对于波浪要素的计算需要更为合适的模型。另外,该研究中的塔筒以及桩基的屈曲承载力是基于圆钢管受弯实验得到的,而真实风机的支撑结构是变截面的,其风致屈曲更为复杂,所以要选择更合适的方法评估结构承载力。

针对以上情况,本文提出了一种改进的台风作用下海上风机易损性分析方法,并应用于中国的某海上风电场。本文的主要内容如下:1)介绍了台风下易损性分析框架;2)以江苏某风电场为研究点,根据历史台风的统计数据进行台风样本模拟,根据台风关键参数采用更为合理的风浪模型计算出研究点处的风浪强度;3)以风浪强度作为外荷载输入,基于FAST计算出单桩海上风机的结构响应;4)基于ANSYS计算出支撑结构屈曲承载力;5)根据结构的响应概率分布曲线和承载力概率分布曲线计算出风机结构(塔筒及桩基)的损坏概率。

1 台风下风致易损性分析框架

台风灾害作用下的单桩风机易损性分析框架是基于美国太平洋地震研究中心(Pacific Earthquake Engineering Research Center, PEER)提出的基于性能的地震工程(Performance-Based Earthquake Engineering, PBEE)全概率决策框架^[12]演化而来的。该框架将风机结构抗台风性能评估分为三个部分:灾害强度分析(本文仅考虑风浪强度),结构响应分析以及结构损坏分析。该框架将总风险分解为独立评估的条件概率分布,最后将独立的条件概率分布结合得到总的损坏概率。因此损坏概率可表示为:

$$P_f = \iint F_{DM}(DM|EDP) f_{EDP}(EDP|IM) \cdot f_{IM}(IM) d(EDP) d(IM) \quad (1)$$

式中 P_f 表示损坏概率; IM 表示灾害强度指标; EDP 表示工程需求参数; DM 表示损伤指标; $F_{DM}(DM|EDP)$ 表示在给定一个工程需求参数 EDP 情况下的损伤的累计条件概率分布; $f_{EDP}(EDP|IM)$ 表示给定一个强度指标 IM 时,工程需求参数 EDP 的条件概率分布; $f_{IM}(IM)$ 表示灾害强度大小的概率分布。

在本文中选取10 m高度处的平均风速和有效波高为强度指标 IM ,以最大压应力为工程需求参数 EDP ,以结构破坏时塔底(基底)的最大压应力为损伤指标 DM 。由于在该框架中将总体风险分解为独立的部分,所以后文将从风浪强度、结构响应计算和承载力计算三个部分进行分析,最后将各概率分布卷积得到结构最终的损坏概率。

2 NREL 风机结构模型及参数

目前,中国海上风电项目主要集中在近海浅水区域,其中70%以上的海上风机都采用单桩基础作为风机支撑结构,由于5 MW风机是近年来国内外海上风电项目的典型机型,所以在本文中选取美国可再生能源实验室(NREL)提出的5 MW单桩海上风机作为研究对象。NREL 5 MW海上风机为逆风型风力发电机,风轮直径为126 m,轮毂高度为90 m,其模型如图1所示。该风机采用变速变桨控制,其正常运行的风速范围为3 m/s(切入风速)到25 m/s(切出风速)。该模型由16个自由度描述:其中每个叶片3个自由度,包括2阶拍向和1阶切向;塔筒有4个自由度,包括2阶面内和2阶面外;其余自由度分别描述发电机、传动轴等部位。表1中列举

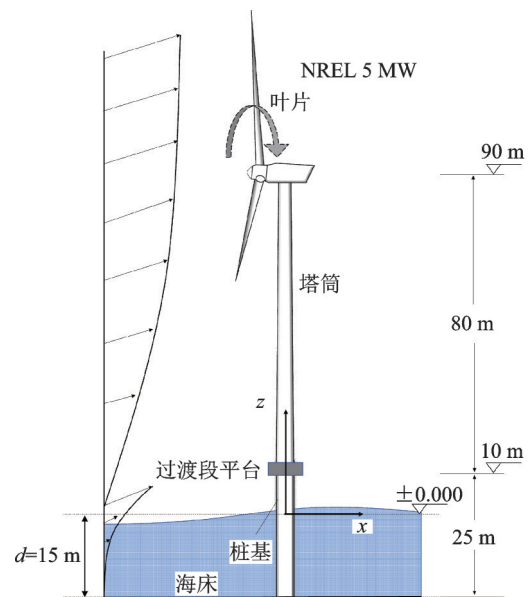


图1 单桩海上风机模型

Fig. 1 Monopile offshore wind turbine model

表 1 单桩海上风机部分参数

Tab. 1 Partial parameters of monopile wind turbine

参数名称	参数值	参数名称	参数值
桩基外径/m	6	桩基厚度/m	0.06
塔底外径/m	6	塔底厚度/m	0.027
塔顶外径/m	3.87	塔顶厚度/m	0.019
风轮总重/kg	110000	机舱总重/kg	240000

了风机的部分特性^[13]。

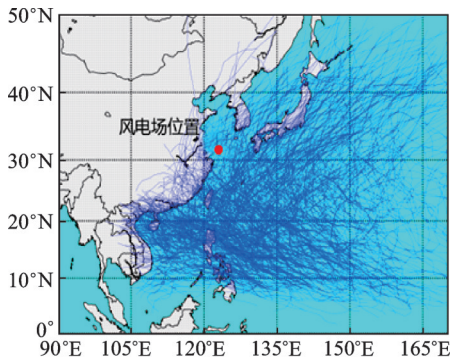
3 台风下风浪强度确定

中国东部沿海地区台风频发,台风引发的大风、巨浪、暴雨还有雷电天气都对海上风机的安全造成巨大的威胁。由于风和浪是对风机结构影响最大的外部激励,在结构响应分析时,为简化计算,仅考虑风、浪的作用。本文选择 10 m 高度处的平均风速 V_{10} 为风强度指标,有效波高 H_s 为浪强度指标。

一般来说,对于一个特定的研究点,很难直接获得台风作用下风和浪的实测数据。为了获得研究点处比较准确的风浪分布,需要利用台风模拟,对历史台风记录做一个补充,然后根据台风关键参数计算出研究点处的风浪强度。

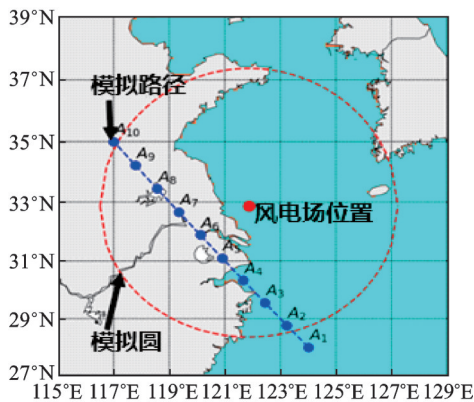
如图 2 所示,本文采用局部路径法模拟台风,选择以江苏某风电场为研究中心,250 km 为半径的模拟圆^[14]。将经过模拟圆的历史台风选定为影响研究点的台风样本,统计这些台风的关键参数(年发生率 λ 、中心气压差 ΔP 、移动风速 V_t 、方向角 θ 、最小距离 D_{\min}),从而得到相应的概率分布模型。对每一年,根据年发生率 λ 的概率分布进行蒙特卡洛抽样得到这一年中影响研究点的台风数量 m ,然后对剩余台风关键参数($\Delta P, V_t, \theta, D_{\min}$)进行 m 次随机抽样,得到的 m 组关键参数即代表该年发生的 m 条模拟台风。重复上述步骤 20 次即得到 20 年(对应风机设计寿命)内的模拟台风。

在遭受台风袭击时,为了评估风机的损坏风险,确定风浪强度是至关重要的一步。对于台风下的风速评估,最常采用的分析模型有两类:一是基于流体力学和热力学建立的数值模型;二是由台风气压场计算台风风场的经验参数模型。第一类模型由于计算复杂、计算量大等原因,较少应用于工程,相比之下,第二类模型计算简单,且能较好地满足精度要求。本文采用 Wu 等^[15]提出的改进的台风风场模型计算台风作用下研究点处 10 m 高度的平均风速。利用台风梯度平衡方程结合 Holland 提出的气压场模型^[16],即可求得梯度风速 V_g 的大小如下式所示:



(a) 台风历史记录

(a) Historical tracks of typhoon



(b) 模拟台风

(b) Simulation of typhoons

图 2 局部路径法模拟台风

Fig. 2 Simulation of typhoon based on the circular sub-regional method

$$V_g = \frac{1}{2} (V_t \sin \beta - f_c r) + \left\{ \frac{1}{4} (V_t \sin \beta - f_c r)^2 + \frac{B \Delta P}{\rho} \left(\frac{R_{\max}}{r} \right)^B \exp \left[- \left(\frac{R_{\max}}{r} \right)^B \right] \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (2)$$

式中 β 表示台风移动方向与台风中心和研究点之间连线的夹角(顺时针为正),本文考虑台风在模拟圆中沿直线移动,所以 β 可取为 90° ; r 表示台风中心和研究点之间的距离; f_c 表示科氏力参数,其由式 $f_c = 2\omega \sin \Psi$ 得到, ω 表示地球自转速度, Ψ 表示台风中心纬度; ρ 表示空气密度; R_{\max} 表示最大风速半径,由 $\ln R_{\max} = 3.015 - 6.2912 \cdot 175 \times 10^{-5} \Delta P^2 + 0.0337 \Psi$ 求得; B 表示 Holland 气压场参数,由 $B = 1.833 - 0.326 (1000 f R_{\max})^{0.5}$ 求得。同时,用对数律风速剖面描述出台风平均风速的垂直变化,将梯度风速转换到 10 m 高度处的平均风速 V_{10} 即为风强度:

$$V_{10} = \frac{v_*}{k} \ln \frac{z}{z_0} \quad (3)$$

式中 v_* 表示摩擦速度; k 表示卡曼常数,对台风来说可取为 0.35; z 表示高度,本文取为 10 m; z_0 表示地面粗糙度。

对于台风下的波浪要素计算,目前最常用的是第三代近岸海浪数值模型 SWAN。SWAN 模型可

以模拟出较大范围的波浪要素,但是SWAN模型也存在计算量太大、耗时太长的问题,对于确定有效波高来说计算效率太低。除了数值模拟之外,国内外很多学者也根据波浪观测数据提出了很多计算波浪要素的经验公式,这些经验公式能够较准确地推算出有效波高等波浪要素^[17]。台风下的有效波高计算,最常用的模型就是Young模型^[18],但该模型仅适用于深水区域的波浪要素计算,对于单桩风机所处的海域来说,一般是水深在30 m以内的浅水区,Young模型的适用性不强。关孟儒^[19]认为SMB模型也可以用于台风下海浪的推算,所以本文采用SMB模型计算研究点处的有效波高和对应的波浪周期。SMB模型最初是基于波能方程,并结合收集到的外海和湖泊的数据提出的半经验半理论公式,而后Bretschneider等^[20]在结合大量实测数据的基础上对该公式进行了修正,最终提出用于计算任何水深波浪要素的SMB模型,其表达式为:

$$\frac{gH_s}{V^2} = 0.283 \operatorname{th} \left[0.530 \left(\frac{gD}{V^2} \right)^{0.75} \right] \cdot \operatorname{th} \left\{ \frac{0.0125 \left(\frac{gF}{V^2} \right)^{0.42}}{\operatorname{th} \left[0.530 \left(\frac{gD}{V^2} \right)^{0.75} \right]} \right\} \quad (4)$$

$$\frac{gT_s}{V} = 7.540 \operatorname{th} \left[0.833 \left(\frac{gD}{V^2} \right)^{0.375} \right] \cdot \operatorname{th} \left\{ \frac{0.0125 \left(\frac{gF}{V^2} \right)^{0.25}}{\operatorname{th} \left[0.530 \left(\frac{gD}{V^2} \right)^{0.375} \right]} \right\} \quad (5)$$

式中 H_s 为有效波高; T_s 为有效波高对应的周期; F 为风区长度; D 为研究点处水深; g 为重力加速度; th 表示双曲正切函数。在Young等^[18]的研究中给出了热带气旋等效风区长度的计算方法:

$$\frac{F}{R'} = aV_{\max}^2 + bV_{\max}V_i + cV_i^2 + dV_{\max} + eV_i + h \quad (6)$$

式中 a, b, c, d, e, h 为常数,且 $a = -2.175 \times 10^{-3}$; $b = 1.506 \times 10^{-2}$; $c = -1.223 \times 10^{-1}$; $d = 8.760 \times 10^{-2}$; $e = 1.516$; $h = 1.756$; V_{\max} 表示台风最大风速,可由式(2)计算得到; R' 表示有效半径,由下式求得:

$$R' = 22.5 \times 10^3 \lg R_{\max} - 70.8 \times 10^3 \quad (7)$$

为了在后续易损性分析中得到较为可信的结果,本文模拟出约2500000条虚拟台风代表2000000年内可能影响到研究点的台风。风浪强度分布示意图如图3所示,图中每一个点表示一条虚拟台风在研究点处引起的10 m高度处平均风速与有效波高。

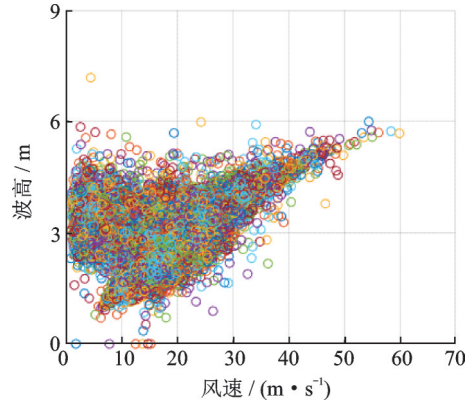


图3 研究点处的风浪强度分布

Fig. 3 Wind and wave intensity distribution at the study site

模拟结果可以看出,由台风引起的风速主要分布在40 m/s以内,而有效波高主要在6 m以内,且模拟出的最大风速和有效波高分别为60 m/s和7.3 m。同时当风速小于切出风速(25 m/s)时,风浪分布离散性较大,当风速超出切出风速后,其风浪大小逐渐呈线性分布,即随着强度增大,台风在研究点处引起的风浪趋于极限。相比而言,在相同的台风条件下,采用Young模型计算出来的有效波高远大于SMB模型计算出来的有效波高,甚至出现有效波高大于水深的情况,这与实际情况不符。总体来说,在浅水区SMB模型计算出来的结果与已有波浪的统计数据比较吻合。

4 风浪荷载和结构响应极值计算

FAST是美国国家能源实验室开发的用于计算NREL风机结构响应的开源软件^[21]。本文基于FAST软件对单桩海上风机进行结构响应分析,考虑台风作用下可能出现极端风浪情况。在进行结构计算时风机处于停机顺桨状态以及偏航系统正常。

4.1 风浪荷载

FAST中风机结构的湍流风场信息由TurbSim^[22]提供。对风轮部分,将风场布置为 31×31 个网格点的矩形,其长和宽为145 m,轮毂中心位于矩形风场中心;对塔筒部分,风场直线布置于塔筒上,平行于塔筒中心线。对风场模型中的三方向脉动成分,采用IEC规范^[23]中的Kaimal风速谱,由下式给出:

$$\frac{fS_k(f)}{\sigma_k^2} = \frac{4fL_k/V_{\text{hub}}}{(1 + 6fL_k/V_{\text{hub}})^{5/3}} \quad (8)$$

式中 $k = u, v, w$ 表示三风速分量; f 为频率; σ_k 表示 k 风速分量的标准差; L_k 为湍流积分尺度参数,其值由IEC规范给出, V_{hub} 表示轮毂高度处平均风速。

同时根据 IEC 规范,顺风向(u 风速分量)的空间相干函数为:

$$Coh(r, f) = \exp \left\{ -12 \left[\left(\frac{f \cdot r}{V_{hub}} \right)^2 + \left(\frac{0.12r}{L_c} \right)^2 \right]^{0.5} \right\} \quad (9)$$

式中 r 为风场中两点之间的距离; L_c 为湍流积分尺度,其计算方法由 IEC 规范给出。

本文中脉动风湍流强度为 A 类(强湍流),同时用指数律风速剖面描述风场模型中的平均风成分。考虑台风在研究点处引起的风速较大,往往会超过风机的切出风速(25 m/s),本文后续会对风机的停机工况进行分析,所以此处仅计算停机状态时风轮和塔筒上的风荷载。对于叶片上的风荷载,由于叶片各截面翼型的不同,将叶片从叶根到叶尖分为多个叶素,由下式求得每个叶素上的升力和阻力:

$$F_L = \frac{1}{2} \rho V_{rel}^2 C_L CR \quad (10)$$

$$F_D = \frac{1}{2} \rho V_{rel}^2 C_D CR \quad (11)$$

式中 F_L 表示叶素上的升力, F_D 为叶素上的阻力, V_{rel} 为叶素上的真实风速, C_L 为升力系数, C_D 为阻力系数, C 表示叶素弦长, R 表示叶素长度。

同时塔筒上的风荷载由下式求得:

$$F_{tower} = \frac{1}{2} \rho A V^2 \quad (12)$$

式中 F_{tower} 为塔筒上的风荷载; A 为受风面积; V 为风速。

如图 4 所示为风轮中心的风速时程及相应的风荷载。

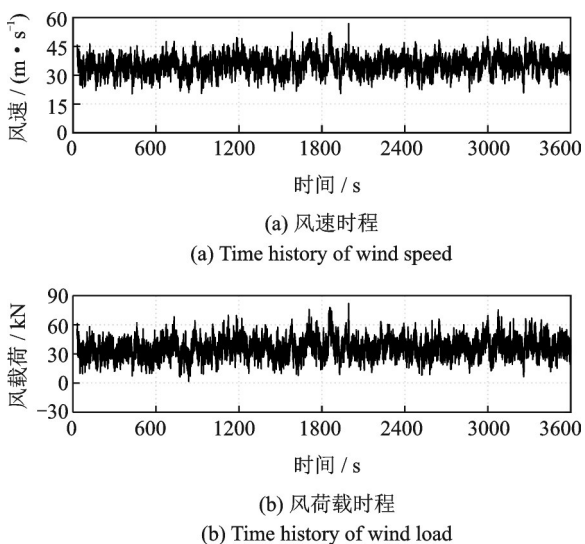


图 4 轮毂高度处的风速及风轮风荷载

Fig. 4 The wind speed and wind load at the hub height

对波浪场部分,由 JONSWAP 谱模拟得到海面高程时程,通过 Morison 方程^[24]求得作用在桩基上的波浪荷载,如下式所示:

$$F_w = \frac{1}{2} \rho_w C_d d_p |u| u + \rho_w C_M A_p \dot{u} \quad (13)$$

式中 F_w 为波浪荷载; ρ_w 为海水密度; C_d 为拖曳力系数; C_M 表示惯性系数; d_p 表示桩基外直径; A_p 表示桩基截面面积; u, \dot{u} 分别表示水质点的速度和加速度。

如图 5 所示为海面波高时程,以及对应的波浪荷载。

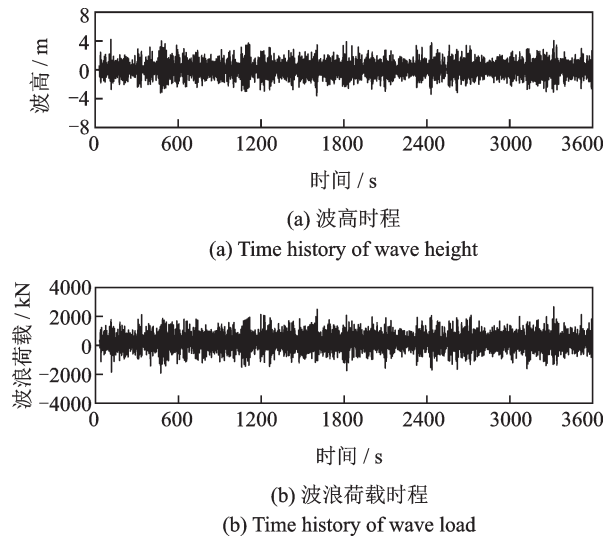


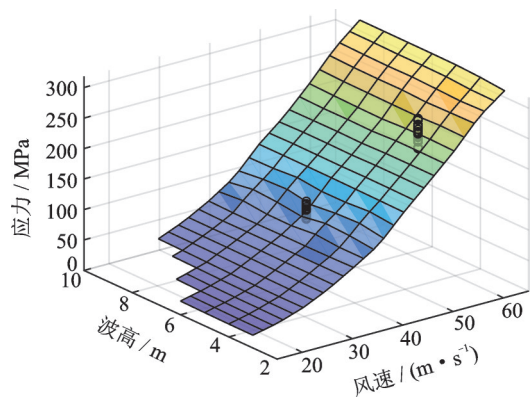
图 5 波高时程及桩顶波浪荷载

Fig. 5 Wave height and wave load at monopile top

4.2 结构响应极值

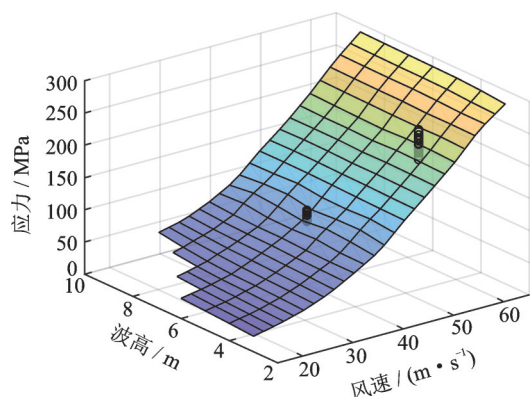
由前所述,如果对 2000000 年下的台风产生的每一组风浪强度都进行响应计算,将会需要大量计算,为了提高计算效率,本文将从图 3 的风浪强度分布中选出具有代表性的组合。在选择时,首先考虑引起结构破坏的都是大风大浪的情况,如果选择较小的风浪进行结构响应分析,只会增加计算成本。所以在选择风强度时,是以 15 m/s(当 10 m 高度处风速为 15 m/s 时,轮毂高度处的风速近似达到 25 m/s,也就是切出风速)为下限,这个风速下限的选择也符合顺桨停机工况的设定。同时,由图 3 风浪强度分布可知,风强度的上限取为 65 m/s。在确定风强度上下限后,以 5 m/s 的间隔选取风强度,即风强度由 15~65 m/s 每隔 5 m/s 进行选择,共有 11 种风强度。对浪强度来说,如果有效波高较小,由波浪荷载引起的结构响应也远达不到破坏状态,不利于提高计算效率,所以本文选择 1.5 m 的有效波高作为最小波强度。同时由图 3 选择出浪强度的上限为 6 m。最终,本文从 1.5~6 m 每隔 1.5 m 为间距选择浪强度,共有 4 种浪强度。综上所述,本文选择出 $11 \times 4 = 44$ 种风浪强度组合。对这 44 种风浪强度组合进行结构响应分析,得到响应面,然后插值得到图

3中各风浪强度组合作用下的结构响应特征。选取最大压应力为工程需求参数EDP,对每一组风浪强度都进行20次结构响应计算,以考虑风荷载和波浪荷载由于脉动成分引起的随机性。在Gong和Chen^[25]的研究中认为,在停机状态工况下,风机的响应(包括叶根处弯矩及塔底弯矩)极值服从对数正态分布。本文对结果进行检验分析之后同样认为压应力极值服从对数正态分布。对每个风浪组合都进行相同的分析之后,可以得到44种风浪组合下的响应极值均值和方差。图6为计算出的塔底以及基底应力极值均值面,其中黑色圆圈表示某一风浪组合下计算出的20个应力极值。



(a) 塔底压应力极值均值

(a) The mean values of the maximum compressive stresses at the bottom of the tower



(b) 基底压应力极值均值

(b) The mean values of the maximum compressive stresses at the bottom of the monopole

图6 各风浪组合作用下压应力极值均值

Fig. 6 The mean value of the extreme stress under the combined action of wind and waves

从计算结果可以看出,在浅水区域波浪较小的情况下,支撑结构的响应对风速变化较为敏感,而波浪对响应的贡献并不显著。同时由于截面尺寸、厚度较大,在同一风浪作用下,桩基虽然承受更大的弯矩,但基底应力却可能小于塔底应力。

5 承载力分析

对风机结构进行易损性分析时,需要确定结构关键位置处的响应和承载力,以判定结构是否破坏。结构响应可以利用FAST进行动力分析获得。本节将对风机结构进行承载力分析。

据统计,在风机倒塌案例中,有超过一半的风机是因为塔筒屈曲破坏而倒塌^[3]。为简化分析,假设一旦塔筒或者桩基进入屈服或屈曲状态,结构就被判定为出现破坏并导致倒塌。基于静力推覆分析,Wei等^[26]提出了风浪增量分析法(IWWA),并进行风机支撑结构的承载力分析。与传统静力推覆不同的是,该方法中的风浪荷载是沿结构高度变化的多点输入;而且该方法考虑了风浪增量和对应的荷载增量的非线性关系,因此,该方法给出的荷载形式更真实。与此同时,该研究以不同重现期下的风浪荷载作为基准荷载对导管架风机进行推覆分析,发现承载力有5%~10%的偏差。而在本文浅水情况下,波高并不会显著增加,因此其波高增量与对应波浪荷载增量之间的非线性关系并不显著,所以本文将同一重现期下的风浪荷载对结构进行承载力分析,并沿高度在塔筒和桩基上布置15个节点作为荷载输入点。

受脉动风、波浪随机性的影响,对风机结构进行动力分析能得到更为精确的结果,但也加大了计算难度。目前常用等效静力荷载对结构近似分析,其基本思想就是将脉动风以及不规则波的动力效应以等效静力的形式表达出来。Golafshani等^[27]对两种不同的导管架支撑结构在波浪荷载作用下进行了等效静力分析以及动力分析,结果显示,如果考虑结构刚接于地面,则两种分析方式的差别可以忽略不计。本文为求风机支撑结构的承载力,需要对结构进行多次分析,动力分析势必会占用大量计算资源以及时间。为了初步探索海上风机易损性分析方法,本文将忽略动力效应的影响,采用等效静力对结构进行分析。

5.1 有限元模型

基于有限元方法对风机结构建模一般分为整体化建模及解耦式建模两种。整体化建模的目的在于得到风机结构的整体响应特性,国内外不少学者^[6,28-30]基于等效刚度原则对叶片进行建模,进而建立起“风轮-机舱-塔体-基础”一体化有限元模型,以研究风机整机的风振响应特性。根据不同目的,也有学者^[26,31]建立解耦式模型进行研究。本文基于

NREL 5 MW 风机进行有限元建模,考虑到叶片结构复杂,其叶片的翼型及扭角沿展向皆不同,如果按照真实结构进行建模,将耗费大量时间及计算资源,同时可能存在计算不收敛的情况。而且本文进行易损性分析时重点关注风机支撑结构(塔筒及桩基)的破坏形式,故将风轮及机舱部分简化为质量点进行研究。

对塔筒及桩基部分采用 Shell93 单元建模,根据塔筒几何尺寸建立直径以及壁厚由塔底到塔顶均匀变化的变截面塔筒结构,塔筒总长 77.6 m。桩基的直径和壁厚不变,假设水深 15 m,桩基长度取为 25 m(塔底与桩顶连接处标高为 10 m)。风轮和机舱简化为位于塔筒上方 2.34 m 处的集中质量点,与塔顶刚接。本文选择的塔筒及桩基的材料特性^[32]如表 2 所示。

表 2 材料特性
Tab. 2 Material properties

	密度/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	杨氏模 量/GPa	泊松比	屈服强 度/MPa	应变
塔筒	8500	210	0.3	345	0.01
桩基	7850	210	0.3	345	0.01

为了简化计算,本文中考虑桩基与海底固接,其有限元模型如图 7 所示。为了验证模型的准确性,对有限元模型进行模态分析,将其自振频率与文[13]中结构的自振频率进行对比,认为其结果吻合度较好,如表 3 所示。

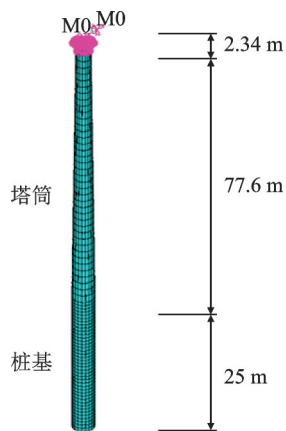


图 7 有限元模型

Fig. 7 Finite element model

结构的响应大小除了与结构的形式有关之外,还与结构的材料特性和几何特征等因素有关。本文中考虑了钢材的杨氏模量、屈服应力和密度的不确定性以及塔筒厚度的几何不确定性。材料不确定性(杨氏模量、屈服应力、密度)和几何不确定性(截面厚度)的相关分布模型在表 4 中列出^[32]。

表 3 模态分析(单位:Hz)

Tab. 3 Modal analysis(Unit:Hz)

编号	计算频率	FAST 中频率
1	0.27965	0.29770
2	0.27965	0.29770
3	2.2643	2.1688
4	2.2643	2.1688

5.2 屈曲承载力计算

在进行单桩风机屈曲承载力计算时,需要考虑材料非线性和几何非线性。在风浪荷载作用下,对单桩风机进行非线性屈曲分析,选择结构屈曲或者屈服时塔底(基底)的最大压应力为塔筒(桩基)承载力。

选择 50 年一遇的极端风浪条件下的荷载对风机结构进行分析。风荷载由作用在风轮和塔筒上的两部分组成。作用在风轮上的风荷载由 FAST 计算得到,将计算出的由叶片各截面承受的风荷载集中于风轮中心处,施加在有限元模型的集中质量点处;而作用在塔筒上的风荷载由沿高度变化的平均风速计算得到。作用在桩基上的波浪荷载通过 FAST 中水动力模块计算得到。

5.2.1 非线性屈曲分析

线性屈曲分析基于小位移线性理论,可以求出结构失稳时的临界荷载及相应变形特征。对于这类稳定问题,在有限元中的处理方式即为求解特征值问题:

$$(\mathbf{K}_E + \lambda_i \mathbf{K}_G) \boldsymbol{\phi}_i = 0 \quad (14)$$

式中 \mathbf{K}_E 为弹性刚度矩阵; \mathbf{K}_G 为几何刚度矩阵,也称初应力刚度矩阵; λ_i 表示第 i 阶特征值; $\boldsymbol{\phi}_i$ 表示对应于 i 阶特征值的特征向量,对应于 i 阶屈曲荷载的失稳形式。在本文中,即可算出极端风浪荷载作用下,风机塔筒(桩基)的屈曲模态。

受缺陷等因素的影响,实际结构的承载力达不到理想弹性结构的屈曲强度。为了计算出较为真实的屈曲承载力,本文考虑结构的初始缺陷以及材料非线性的影响对结构进行非线性屈曲分析。本文将选用两种缺陷形式来模拟初始几何缺陷:壁厚不均匀缺陷以及特征值屈曲模态缺陷。假设不同高度处的壁厚服从正态分布(如表 4 给出塔底壁厚的概率分布),然后通过抽样得到壁厚非均匀变化的结构,以考虑由壁厚不均匀带来的初始缺陷。同时在潘方树等^[33]的研究中认为,以线性屈曲分析得到的屈曲模态作为非线性屈曲分析的初始缺陷能合理地获得实际结构屈曲时的临界荷载。所以,为了得到更准确的结果,本文将线性屈曲分析得到的屈曲模态做归一化处理作为初始缺陷叠加到结构上,然后采用 Newton-Raph-

son迭代法求解非线性方程,得到位移-响应曲线,从而获得真实结构屈曲时的承载力。图8给出了结构进行非线性屈曲分析时塔顶位移与塔底应力之间的

关系。可以看出随着荷载的增大,位移和应力逐渐增大,直至塔筒某截面发生屈曲,此后塔筒承载力迅速下降。图9给出塔筒屈曲后的变形图。

表4 结构参数的概率分布

Tab. 4 Probability distribution of structural parameters

变量	单位	分布模型	均值	变异系数/%
杨氏模量	GPa	对数正态分布	210	3
屈服应力	MPa	正态分布	345	5
密度	kg/m ³	正态分布	8500	1
截面厚度(塔底为例)	mm	正态分布	27	5

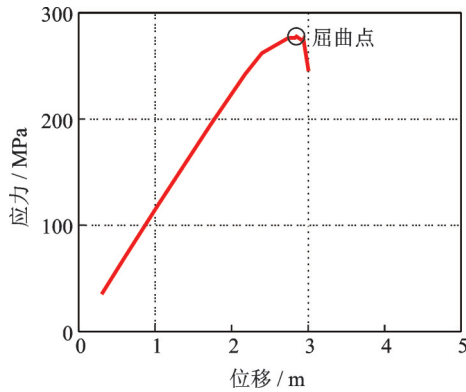


图8 位移-应力图

Fig. 8 Base stress and top displacement relationship

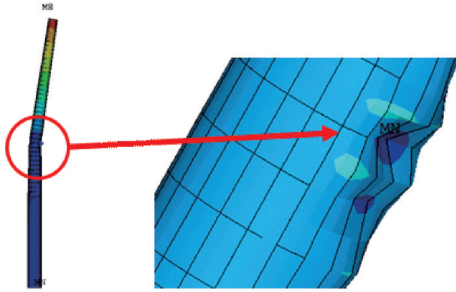


图9 结构屈曲示意图

Fig. 9 Schematic diagram of tower buckling

5.2.2 承载力曲线

为考虑材料不确定性和几何不确定对承载力的影响,对表4中的各参数进行蒙特卡洛抽样,每一组参数代表一个风机模型,分别进行上述非线性屈曲分析。在得到一系列承载力样本后,为了确定承载力的概率分布,本文用常见的概率模型(如正态分布、对数正态分布等)分别进行分布拟合检验。首先根据样本统计特征选取较为接近的概率模型,然后根据基于 χ^2 检验法进行拟合优度检验,得到样本的最优分布模型。最终确定出承载力服从正态分布。由极端风浪荷载作用下结构屈曲分析可知,塔筒一般以屈曲破坏为主,同时也会发生屈服破坏,两种破坏模式之间相互独立。桩基以屈服破坏为主。图10给出了承载力累积分布函数曲线(累积分布函数简称

CDF),将屈曲承载力曲线和屈服承载力曲线组合可得到最终的承载力概率分布曲线,此时组合承载力概率分布曲线表示支撑结构一旦发生屈曲或者屈服,风机结构就会破坏并倒塌:

$$F_{DM}(DM|EDP) = 1 - [1 - F_{DM,buckling}(DM|EDP)] \cdot [1 - F_{DM,yielding}(DM|EDP)] \quad (15)$$

式中 $F_{DM,buckling}(DM|EDP)$ 表示屈曲承载力的累计条件概率分布; $F_{DM,yielding}(DM|EDP)$ 表示屈服承载力的累计条件概率分布。

本文中由于破坏形式的不同,塔筒承载力由组合承载力曲线表示,如图10中黑色曲线,而桩基的承载力由钢材屈服强度的概率分布曲线表示。

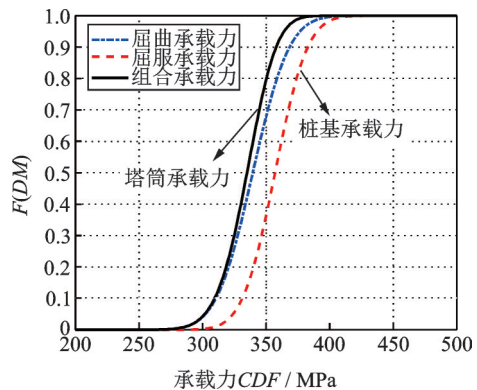


图10 承载力曲线

Fig. 10 The probability distribution curve of bearing capacity

6 风致易损性评估

选取江苏某风电场为研究点,选用第1节中5 MW单桩海上风机为研究对象。根据历史数据得到此处50年一遇的极端风速为36.8 m/s,极限波高为6.47 m,此风浪作为计算结构承载力所施加的极端外部环境条件。单桩海上风机寿命内(20年)在台风作用下损坏概率评估的步骤如下:

i. 通过局部路径法模拟台风得到2000000年的台风样本,然后对每一条台风样本,计算出10 m高

度处的平均风速以及有效波高分别作为风强度及浪强度 IM ;

ii. 将得到的所有风浪强度进行划分,选出具有代表性的 44 种风浪组合。对于每一种风浪强度组合,考虑风浪脉动随机特性,利用 FAST 对结构进行 20 次响应计算,选取塔底应力极值和基底应力极值作为强度指标 EDP 。对每一种风浪强度组合来说,20 个极值点可以确定出该风浪强度组合下的塔底(基底)应力极值概率密度函数(概率密度函数简称 PDF)。计算出每种风浪组合下的应力极值 CDF 后即可得到对应 44 种风浪组合的应力极值均值面和应力极值方差面。对于每一个 20 年内的台风作用,首先确定 20 年内发生的台风条数 $N_{20\text{year}}$ (例如:50 条),然后通过应力极值均值面和应力极值方差面插值就能得到 $N_{20\text{year}}$ 条台风对应的应力极值 CDF,将这 $N_{20\text{year}}$ 条应力极值 CDF 组合得到的曲线就能代表 20 年内台风作用下的总体响应 CDF,图 11 中的红色曲线即为总体响应 CDF。

$$F_{EDP,20\text{year}} = \prod_{i=1}^{N_{20\text{year}}} F_{EDP,i} \quad (16)$$

式中 $F_{EDP,20\text{year}}$ 表示总体响应 CDF; $F_{EDP,i}$ 表示每条台风作用下的响应 CDF。

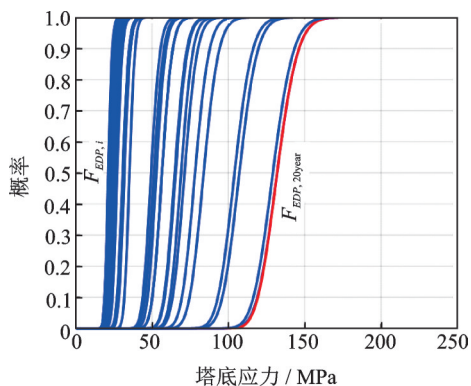


图 11 总体响应 CDF

Fig. 11 CDF of overall response

iii. 基于 ANSYS 分析,以极端风浪条件下的荷载作为基准荷载对结构进行非线性屈曲分析,得到破坏时的塔底(基底)最大压应力为结构承载力 DM 。考虑材料和几何不确定性,对结构进行多次分析,对得到的承载力值进行概率分布拟合即得到塔筒及桩基的承载力曲线 $F_{DM}(DM|EDP)$ 。其中塔筒多为屈曲破坏,为了使 FAST 中的弹性分析合理,将塔筒屈曲承载力分布曲线与屈服承载力分布曲线结合,即为塔筒的最终承载力 CDF。而对于桩基,经分析可知,桩基多为屈服破坏,所以选择屈服应力 CDF 作为桩基的承载力曲线。

iv. 在一个 20 年中,对塔筒和桩基分别进行计

算破坏概率:

$$P_{f,\text{part}} = \int F_{DM}(DM|EDP) \cdot f_{EDP}(EDP|IM) d(EDP) \quad (17)$$

式中 part 为塔筒或者桩基。

v. 同时上述步骤计算出塔筒的破坏概率及桩基的破坏概率,组合可求出风机结构在 20 年内破坏的概率为:

$$P_f = 1 - (1 - P_{f,\text{tower}})(1 - P_{f,\text{monopile}}) \quad (18)$$

以上步骤计算可得到 20 年内单桩海上风机的破坏概率,考虑风浪强度的不确定性,重复以上步骤 100000 次取平均值即为单桩风机在寿命内受台风作用损坏的概率。

在此算例中计算出研究点处单桩风机在 20 年内平均破坏概率为 1.4089×10^{-4} 。

7 结 论

本文提出了一种改进的台风作用下单桩海上风机易损性分析方法,并以江苏某风电场为研究点,对 NREL 5 MW 单桩海上风机进行结构损伤概率评估。本文将台风下风机的损坏风险评估分为风浪强度分析、结构响应分析以及结构承载力分析三个部分,主要做了如下工作:

1) 基于局部路径法对研究点进行台风模拟,以一组台风关键参数代表一条台风,模拟出 2000000 年的台风样本。然后选用适应于中国东南沿海的风场模型以及适用于浅水区域的 SMB 模型计算出台风在研究点处引起的风速和波高。从模拟结果可以看出,在浅水区域,由台风引起的极限平均风速都在 65 m/s 以下,有效波高几乎不超过 6 m,这与真实的风浪大小较为符合。

2) 根据风速和波高的分布选择具有代表性的 44 种风浪组合,分别作为风浪场作用在结构上进行动力响应分析,在每个风浪强度下进行 20 次分析,得到每个风浪强度下风机塔筒和桩基应力极值的条件概率分布。

3) 基于 ANSYS 对结构进行非线性屈曲分析,以 50 年一遇的极端风浪荷载作为基准荷载,在考虑屈服和屈曲两种破坏模式的情况下得到风机支撑结构的承载力概率分布。经分析,风机塔筒在强风作用下更易于发生屈曲破坏,同时也会发生屈服破坏,而桩基长度较短,截面直径及厚度较大,所以其更多的是发生屈服破坏。最终,本文以屈曲和屈服组合概率分布曲线表示塔筒承载力,以屈服强度概率分布曲线表示桩基承载力。

最后将响应概率分布和承载力概率分布卷积得到风机在 20 年内的平均损坏概率为 1.4089×10^{-4} 。

本文在进行承载力计算时,对结构施加的静力荷载,忽略了动力效应,这将导致最后计算的承载力结果出现一定的误差。同时,本文选择的损坏模式为屈服和屈曲,而在进行易损性分析时,还应综合考虑其他破坏模式。这将在今后的研究中进一步完善。

参考文献:

- [1] IEA. Offshore wind outlook 2019[R]. International Energy Agency, 2019.
- [2] 康斌. 我国台风灾害统计分析[J]. 中国防汛抗旱, 2016, 26(2): 36-40.
Kang Bin. Statistical analysis of typhoon disasters in China [J]. China Flood and Drought Management, 2016, 26(2): 36-40.
- [3] Chou J S, Ou Y C, Lin K Y. Collapse mechanism and risk management of wind turbine tower in strong wind [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2019, 193: 103962.
- [4] 王力雨, 许移庆. 台风对风电场破坏及台风特性初探 [J]. 风能, 2012, 27(5): 74-79.
Wang Liyu, Xu Yiqing. Discover of typhoon damage to wind farm and its characteristics [J]. Wind Energy, 2012, 27(5): 74-79.
- [5] 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.
- [6] Asareh M A, Schonberg W, Volz J. Fragility analysis of a 5 MW NREL wind turbine considering aero-elastic and seismic interaction using finite element method [J]. Finite Elements in Analysis and Design, 2016, 120: 57-67.
- [7] Mardfekri M, Gardoni P. Seismic risk analysis of wind turbine support structures [M]//Handbook of Seismic Risk Analysis and Management of Civil Infrastructure Systems, 2013: 716-738.
- [8] Mardfekri M, Gardoni P. Probabilistic demand models and fragility estimates for offshore wind turbine support structures [J]. Engineering Structures, 2013, 52: 478-487.
- [9] 高庆水, 邓小文, 张楚, 等. 风力机塔架在风-近场强烈地震耦合作用下的倒塌分析[J]. 特种结构, 2018, 35(4): 60-68.
Gao Qingshui, Deng Xiaowen, Zhang Chu, et al. Collapse analysis of wind turbine towers under the coupling effects of wind and near-field strong earthquake [J]. Special Structures, 2018, 35(4): 60-68.
- [10] Wilkie D, Galasso C. Site-specific ultimate limit state fragility of offshore wind turbines on monopile substructures[J]. Engineering Structures, 2020, 204: 109903.
- [11] Hollowell S T, Myers A T, Arwade S R, et al. Hurricane risk assessment of offshore wind turbines[J]. Renewable Energy, 2018, 125, 234-249.
- [12] Deierlein G G, Krawinkler H, Cornell C A. A framework for performance-based earthquake engineering[C]. Proceedings of the 2003 Pacific Conference on Engineering Earthquake. Paper No. 140. Christchurch, New Zealand, 2003.
- [13] Jonkman J, Butterfield S, Musial W, et al. Definition of a 5 MW reference wind turbine for offshore system development [R]. National Renewable Energy Lab (NREL), Golden, CO, USA, 2009.
- [14] 欧进萍, 段忠东, 常亮. 中国东南沿海重点城市台风危险性分析[J]. 自然灾害学报, 2002, 11(4): 9-17.
Ou Jinping, Duan Zhongdong, Chang Liang. Typhoon risk analysis for key coastal cities in southeast China[J]. Journal of Natural Disasters, 2002, 11(4): 9-17.
- [15] Wu F, Huang G. Refined empirical model of typhoon wind field and its application in China [J]. Journal of Structural Engineering, 2019, 145(11): 04019122.
- [16] Holland G J. An analytic model of the wind and pressure profiles in hurricanes [J]. Monthly Weather Review, 1980, 108(8): 1212-1218.
- [17] 洪广文, 杨正己. 风浪要素计算方法[J]. 水利水运科技情报, 1978(3): 25-67.
Hong Guangwen, Yang Zhengji. Computational method of wind wave factors[J]. Scientific and Technical Information of Water Conservation and Transportation, 1978(3): 25-67.
- [18] Young I R, Vinoth J. An 'extended fetch' model for the spatial distribution of tropical cyclone wind-waves as observed by altimeter [J]. Ocean Engineering, 2013, 70: 14-24.
- [19] 关孟儒. 基于SMB法的台风海浪推算方法[J]. 水运工程, 1981(5): 1-6.
Guan Mengru. Typhoon wave estimation method based on SMB method [J]. Port and Waterway Engineering, 1981(5): 1-6.
- [20] Bretschneider C L. The generation and decay of wind waves in deep water [J]. EOS: Earth and Space Science News, 1952, 33(3): 381-389.
- [21] Jonkman J M, Marshall L, Buhl J. FAST user's guide [R]. National Renewable Energy Lab (NREL), Golden, CO, USA, 2005.
- [22] Jonkman B J. TurbSim user's guide: version 1.06.00 [R]. National Renewable Energy Lab (NREL), Golden, CO, USA, 2012.
- [23] International Electrotechnical Commission (IEC). Wind

- Turbines-part 1: design requirements: IEC 61400-1 [S]. 2009.
- [24] 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.
- [25] Gong K, Chen X. Influence of non-Gaussian wind characteristics on wind turbine extreme response [J]. *Engineering Structures*, 2014, 59: 724-744.
- [26] Wei K, Arwade S R, Myers A T. Incremental wind-wave analysis of the structural capacity of offshore wind turbine support structures under extreme loading [J]. *Engineering Structures*, 2014, 79(15): 58-69.
- [27] Golafshani A A, Bagheri V, Ebrahimian H, et al. Incremental wave analysis and its application to performance-based assessment of jacket platforms [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2011, 67(10): 1649-1657.
- [28] Martín del Campo J O, Pozos-Estrada A. Multi-hazard fragility analysis for a wind turbine support structure: an application to the Southwest of Mexico [J]. *Engineering Structures*, 2019, 209: 141-296.
- [29] 柯世堂, 王同光, 陈少林, 等. 大型风力机全机风振响应和等效静力风荷载 [J]. *浙江大学学报(工学版)*, 2014, 48(4): 686-692.
- Ke Shitang, Wang Tongguang, Chen Shaolin, et al. Wind-induced responses and equivalent static wind load and large wind turbine system [J]. *Journal of Zhejiang University (Engineering Science)*, 2014, 48 (4): 686-692.
- [30] 贺广零, 李杰. 风力发电高塔系统风致动力响应分析 [J]. *电力建设*, 2011, 32(10): 1-9.
- He Guangling, Li Jie. Wind-induced dynamic response analysis of wind turbine tower [J]. *Electric Power Construction*, 2011, 32(10): 1-9.
- [31] Pokhrel J, Seo J. Natural hazard vulnerability quantification of offshore wind turbine in shallow water [J]. *Engineering Structures*, 2019, 192: 254-263.
- [32] Zuo H, Bi K, Hao H, et al. Fragility analyses of offshore wind turbines subjected to aerodynamic and sea wave loadings [J]. *Renewable Energy*, 2020, 160: 1269-1282.
- [33] 潘方树, 王法武, 柯世堂, 等. 考虑缺陷的大型风力机塔筒屈曲分析与稳定性设计 [J]. *太阳能学报*, 2017, 38(10): 2659-2664.
- Pan Fangshu, Wang Fawu, Ke Shitang, et al. Buckling analysis and stability design of large wind turbine tower considering defects [J]. *Acta Energetica Solaris Sinica*, 2017, 38(10): 2659-2664.

Improved wind-induced fragility assessment method of offshore wind turbines under typhoon and its application

HUANG Guo-qing¹, ZHAO Chen-xu¹, ZHOU Xu-hong¹, WEI Kai², WU Feng-bo³, ZHANG Shi-yi⁴

(1.School of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400044, China; 2.School of Civil Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China; 3.School of Civil Engineering, Chongqing Jiaotong University, Chongqing 400074, China; 4.China Reinsurance (Group) Corporation, Beijing 100034, China)

Abstract: An improved method for analyzing the damage probability of monopile offshore wind turbines under the action of typhoons is presented. The method contains four steps. Firstly, the typhoon wind hazard is estimated, and the wind and wave intensity at the monopile offshore fan is determined according to the simulated hurricanes. Secondly, the wind and wave loads are applied to the monopile wind turbine, and the probability distribution curves of the extreme responses for the tower and pile foundation are obtained. Thirdly, the probability distribution curve of bearing capacity is obtained based on nonlinear buckling analysis. Finally, the failure probability of structure under the yield or buckling mode is obtained by combining with the yield fragility curves or buckling fragility curves. At the same time, this paper analyzes the vulnerability of NREL 5 MW wind turbine based on the wind and wave characteristics of a wind farm in Jiangsu. The analysis results can be used by engineers to improve the anti-typhoon performance of the wind turbine.

Key words: fragility; monopile wind turbine; typhoon; yield; buckling

作者简介: 黄国庆(1976—),男,教授。电话: 15086887906; E-mail: ghuang1001@gmail.com。