

DOI: 10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2020.03.009

破碎波作用下单桩式海上风机水动力学数值分析

周林¹, 施伟^{1,2,3,✉}, 张松浩¹, 张礼贤¹

(1. 大连理工大学 深海工程研究中心, 大连 116024; 2. 大连理工大学 海岸和近海工程国家重点实验室, 大连 116024;
3. 天津大学 水利工程模拟与安全国家重点实验室, 天津 30004)

摘要: [目的] 我国南汇、东海、大丰等海上风电场的设计波浪十分接近波浪破碎极限, 需要探究浅水水域单桩式海上风机基础受破碎波载荷的动力响应。[方法] 利用FAST耦合分析软件, 考虑使用波浪拉伸的方式计算波浪力载荷, 对单桩式风机在东海海况下的耦合动力响应特性进行分析。[结果] 分析结果表明: 使用波浪拉伸方式计算破碎波载荷更加接近实际海上风机所受到的载荷, 且明显高于不使用拉伸方式计算的破碎波载荷。破碎波更容易激发塔筒的一阶固有频率, 风浪联合作用下风机结构动力响应更加显著。[结论] 研究成果为我国浅水非线性波浪区域单桩式海上风电的开发提供了一定的参考。

关键词: 海上风电; 破碎波载荷; 耦合分析; 波浪拉伸; 动力响应

中图分类号: TK89; TM614

文献标志码: A

文章编号: 2095-8676(2020)03-0070-11

开放科学(资源服务)二维码:



Numerical Analysis of Hydrodynamic Characteristics of Monopile-type OWT Under Breaking Wave

ZHOU Lin¹, SHI Wei^{1,2,3,✉}, ZHANG Songhao¹, ZHANG Lixian¹

(1. Deepwater Engineering Research Center, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;

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

3. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300040, China)

Abstract: [Introduction] The design waves of Nanhui, Donghai and Dafeng offshore wind farms in China are all in medium water depth and very close to the breaking limit of waves, it is necessary to explore the dynamic response of monopile type offshore wind turbine foundation under breaking wave load in shallow water. [Method] In this paper, FAST full-coupling analysis software was used to calculate the hydrodynamic load by considering the method of wave stretching, the coupling dynamic response characteristics of a monopile type OWT in the East China sea were analyzed. [Result] The analysis results show that the method of wave stretching is effective in calculating the breaking wave load, which is closer to the actual breaking force of the wind turbine. The first order natural frequency of the monopile is more easily excited by the breaking wave, and the dynamic response of the structure is more remarkable under the combined action of wind and waves. [Conclusion] The research results provide a certain reference for the development of monopile type offshore wind power in shallow water nonlinear wave region in China.

Key words: offshore wind turbine; breaking wave loads; coupled analysis; wave stretching; dynamic response

由于能源危机和温室效应, 海上风能已经成为发展规模最大的可再生能源。随着全球海上风电场的大规模建设趋势, 在水深5~25 m, 高度为50 m的区域, 中国海上风能发展潜力约200 GW。2018

年, 中国海上风电发展迅速, 新增装机436台, 新增装机容量达1.655 GW, 同比增长42.7%; 累计装机达到4.445 GW^[1]。单桩式海上风机因其成本低、安装方便等优点被广泛使用^[2]。随着我国安装设备及技术的日趋成熟, 单桩基础在我国海上风电产业中的应用极为广泛, 在已经安装的海上风机中约86%都是采用的单桩的基础^[3]。

收稿日期: 2020-05-15 修回日期: 2020-06-27

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51761135011, 51709039); 辽宁省兴辽英才计划项目(XLYC1807208); 水利工程仿真与安全国家重点实验室开放基金资助项目(HESS-1809)

水动力载荷是海上风机设计中的关键环境荷载之一,对海上风机安全性、经济性和使用寿命的设计起重要作用。在浅水环境下,单桩式海上风机的基础将会受到破碎波载荷的影响。在短时间内,破碎波会对单桩产生极强的冲击荷载。由于巨大的冲击力载荷,会影响海上风机的工作性能和疲劳寿命。中国近海岸区域的南汇、东海、大丰、滨海、射阳海上风电场都处于中等水深区域并且受到破碎波的作用,海上风机及其下部基础结构会受到较大的冲击载荷和波浪爬高。

在海洋工程领域内,国内外众多学者开展了破碎波运动学特性和破碎波载荷计算方面的相关研究。Khayyer等人^[4]采用了改进的不可压缩的SPH方法对破碎波进行了水面跟踪,极大的提高了模拟破碎波的精度。徐兴平等^[5]在冲击-绕流法的基础上,提出了一种冲击-绕流-冲击的方法,计算出破波力的最大值约为Morison方程计算的破波力的4.1倍。王修亭等人^[6]建立了基于OpenFOAM的三维破碎波数值模型,应用了VOF方法捕获了自由表面,模拟了破碎波对圆柱的作用力,并与物理实验数据进行了对比分析。董国海等人^[7]基于Boussinesq方程开发了一种新的数值模型来模拟浅水中的非线性波(波浪爬高和破碎波等)。朱庆和等人^[8]采用MAC差分格式对欧拉动力学方程进行了离散求解,采用基于流体体积的有限差分法模拟了流体在时域内的完全非线性运动。Hallowell等人^[9]基于Blyth风电场的实测数据,提出了一种探测破碎波的新方法,发现破碎波可能会激发海上风机的二阶响应。Bachynski和Ormberg^[10]采用不同的水动力计算方法研究了非线性波对固定式海上风机的影响,指出了二阶波浪力对疲劳荷载的影响不显著,但是对于极限荷载的影响不容忽视。Cella等人^[11]采用实验、数值模拟和理论分析的方法研究了破碎波载荷对海上风机基础的影响,指出破碎波会对水动力载荷、极限载荷和疲劳载荷的计算带来很大的不确定性,需要系统的研究非线性波对风机的影响。基于开源程序OpenFOAM, Bredmose和Jacobsen^[12]采用了波群聚焦技术模拟极限海浪。研究破碎波载荷对单桩的作用,但是模型中并没有增加湍流模型。上述关于破碎波的研究主要集中在破碎波的形成机理和破碎波与单桩的相互作用研究

上,未能考虑风机的耦合效应,并且主要是围绕海洋油气平台展开的研究,其中单桩被视为刚体结构。因此,系统的研究破碎波与柔性单桩式海上风机的相互作用具有重要的意义。

海上风机的动力特性易受环境、基础刚度、结构阻尼等因素影响,且破碎波、陡波等强非线性载荷对海上风机基础及整机系统的作用都与海洋平台有很大的区别。故迫切需要深入研究破碎波水动力载荷对柔性单桩式海上风机的影响。

本文对比分析了单桩式海上风机考虑波浪拉伸和不考虑波浪拉伸的波浪力的计算方法。并在OpenFAST中分别建立了两种情况下海上风机的全耦合数值模型,其中单桩基础与海床为刚性连接。且与MATLAB计算出的波浪力进行比较,以此探究海上风机使用波浪拉伸方式计算波浪力的问题。同时,利用OpenFAST全耦合分析软件基于空气动力-水动力-结构动力-控制系统耦合分析方法,建立风力机组-塔筒-固定式基础模型,基于上述分析方法,研究单桩式固定式风机在不同工况下的动力响应特性。

1 波浪理论

1.1 Morison公式

海上风机单桩基础的直径与波长之比 $D/L < 0.2$,属于小尺度结构物,在计算波浪对单桩基础的作用力可以不考虑波浪反射和绕射的影响,一般使用Morison公式^[13-14]计算波浪载荷,波浪力可以由以下公式表示:

$$F = \int_{-d}^{\eta} C_M \rho \frac{\pi D^2}{4} \frac{\partial u(z)}{\partial t} dz + \int_{-d}^{\eta} C_D \frac{\rho}{2} D u(z) |u(z)| dz \quad (1)$$

式中: ρ 为水的密度(kg/m^3); D 为柱体的直径(m); d 为水深(m); η 为波面; $u(z)$ 为水质点的速度(m/s); $\frac{\partial u(z)}{\partial t}$ 为水质点的加速度(m/s^2); C_M 为惯性力系数; C_D 为拖曳力系数。

1.2 波浪拉伸

线性波理论采用传统的Morison公式通常将波浪力从海底计算到静水面,但对于浅水区非线性波浪,这种计算方式的精度无法满足要求,而考虑波浪拉伸可以将任意时刻波浪力从海底计算到自由波

面, 实际工程将线性波理论与垂直拉伸^[15]、惠勒拉伸^[16]等经验公式相结合, 从而更加真实的模拟波浪。

根据线性随机波理论^[17], 波面 $\eta(x, t)$ 可以表示为:

$$\eta(x, t) = \sum_{i=1}^N \eta_i(x, t) = \sum_{i=1}^N A_i \cos(\omega_i t - k_i x - \varepsilon_i) \quad (2)$$

式中: N 为用于模拟的总的波列; ω_i 为每一个波的圆频率 (rad/s); ε_i 为均匀分布的随机初相位; $0 < \varepsilon_i < 2\pi$, A_i 为第 i 个波的振幅。

水平水质点在 z 处的速度 u_x 为:

$$u(x, z, t)_x = \sum_{i=1}^N A_i (\omega_i) e^{k_i z} \cos(\omega_i t - k_i x - \varepsilon_i) \quad (3)$$

波浪拉伸中最简单的一种方式垂直拉伸。在水线面以下的波的运动学依照公式(3)计算, 但是水面线以上水质点的波的运动学均取在水线面点处的对应值, 即:

$$u(x, z, t) = u(x, 0, t) \quad (4)$$

使用惠勒拉伸方法, 用以下的公式的等效节点高程 z' 来代替垂直坐标 z , 即:

$$z' = d \frac{z - \eta(x, t)}{d + \eta(x, t)} \quad (5)$$

式中: $\eta(x, t)$ 为在点 x 和时间 t 时的瞬时表面高程。

1.3 破碎波的计算方法

国内外学者对于破碎波问题开展了大量研究, 目前, 求解破碎波波浪力(以下简称破波力)的方法主要采用修正的Morison公式和冲击-绕流法。

1.3.1 修正的Morison公式

美国海岸工程研究中心^[18]根据实验和Morison公式来计算最大破波力的公式如下:

$$F_{\max} = 1.5\rho g D H_b^2 \quad (6)$$

式中: ρ 为海水密度; D 为桩柱的直径; H_b 为破碎波波高。

当海底坡度 $i \leq 1/50$ 时, 可取 $H_b = 0.78d_b$, d_b 为破碎波形成时的水深; 当 $i > 1/50$ 时, 根据IEC 61400—3^[19]和GL 1212^[20]建议破碎波波高 H_b 按照以下公式确定:

$$H_b = \frac{B}{\frac{1}{d_b} + \frac{A}{gT^2}} \quad (7)$$

$$A = 44(1 - e^{-19i})$$

$$B = 1.6/(1 + e^{-19i})$$

式中: T 为波浪周期 (s); A 和 B 为计算系数; g 为重力加速度 (m/s^2)。

1.3.2 冲击-绕流法

冲击-绕流法计算破波力是由Wiegel^[21]提出的, 该方法将破碎波对圆柱的作用力分为两部分, 一部分是由破碎波作用在圆柱上的瞬时冲击力 F_I , 另一部分是由波浪对圆柱的绕流力, 绕流力可按Morison公式进行计算, 破波力可由以下公式计算:

$$F_{\text{breaking_wave}} = F_D + F_M + F_I \quad (8)$$

式中: $F_{\text{breaking_wave}}$ 为破碎波总力 (N); F_D 和 F_M 为Morison公式拖曳力分量和惯性力分量 (N); F_I 为破波力的冲击力分量 (N)。

波浪在圆柱上发生破碎时的相关参数见图1, C 为波速, H_b 为破碎波波高, R 为圆柱半径, λ 为卷曲系数, 随圆柱相对于波向的倾斜度而增加, 最大值取0.5, η_b 为波面的最大高程。

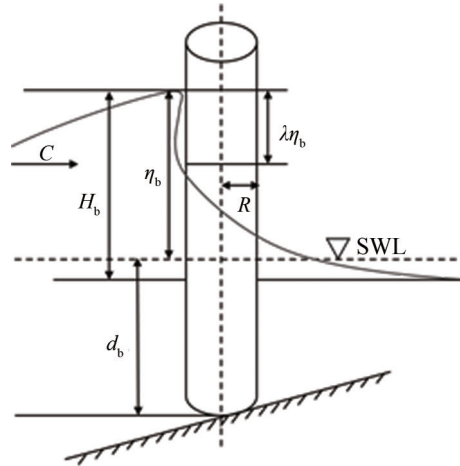


图1 用冲击-绕流法计算破波力

Fig. 1 The impact-flow method is used to calculate the breaking wave load

η_b 的取值可参考《海港工程设计手册》中的公式:

$$\eta_b = \frac{H_b}{2} + \frac{\pi H_b^2}{2L} f\left(\frac{d_b}{L}\right) \quad (9)$$

$$f\left(\frac{d_b}{L}\right) = \frac{\cos(2\pi d_b/L)(\cosh(4\pi d_b/L) + 2)}{4(\sinh(2\pi d_b/L))^3} \quad (10)$$

式中: H_b 为破碎波波高, 可按照公式(7)计算; d_b 为破碎波发生时的水深; L 为波长。

Goda^[22]给出了最大冲击力的计算公式:

$$F_{I_{\max}} = \frac{1}{2} \rho \pi D U_b^2 \lambda \eta_b \quad (11)$$

式中: ρ 为海水密度 (kg/m^3); $\lambda \eta_b$ 为冲击力的作用

区域 (m); D 为圆柱的直径 (m); U_b 为破碎波波峰的运动速度 (m/s)。

U_b 可以按照以下公式计算:

$$U_b = 1.12 \sqrt{2gH_b} \quad (12)$$

2 算例

2.1 单桩式海上风机数值模型

本文以美国可再生能源实验室 (NREL) 开发的 5 MW^[23] 单桩式海上风机模型进行数值分析。该模型的整体参数见表 1, 单桩基础的外径为 6 m, 壁厚为 0.06 m, 水深为 12 m, 单桩基础与海底为刚性连接, 风机在额定风速下为正常运行状态。

表 1 NREL 5 MW 风机的主要参数

Tab. 1 Main characteristics of the NREL 5 MW baseline OWT

项目	参数
额定功率/MW	5
转子 轮毂直径/m	126 3
切入、额定和切出风速/(m·s ⁻¹)	3 11.4 2
切入和额定转速/rpm	6.9 12.1
转子、机舱和塔筒质量/t	110 240 347.46
塔筒高度/m	77.6
塔筒顶部直径和壁厚/m	3.87 0.019
塔筒底部直径和壁厚/m	6 0.027
单桩长度/m	30

基于该 5 MW 单桩式风机模型在 OpenFASTV 1.0 版本中进行建模, OpenFAST 采用空气动力-水动力-结构动力-控制系统耦合分析方法对海上风机进行全耦合时域仿真模拟, 图 2 为 OpenFAST 各模块的耦合分析流程, 具体的计算流程如下:

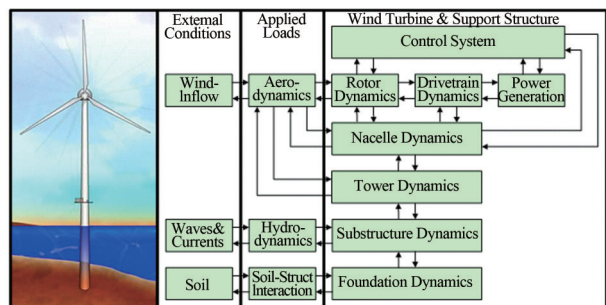


图 2 固定式海上风机耦合流程图^[24]

Fig. 2 Fixed bottom OWT coupling flow diagram

创建单桩式海上风机整体结构模型输入文件, OpenFAST 主程序读入该输入文件, 并对模型文件

的有效性进行检查; 空气动力学模块 (AeroDyn) 和水动力模块 (HydroDyn) 分别读入风速时程文件和海况文件, 并由此确定边界条件和初始条件, 基于 FAST 模型文件分别开展气弹性分析和水动力分析, 得到气动力载荷和水动力载荷; 依据得到的环境载荷, 弹性动力模块 (ElastoDyn) 和基础结构模块 (SubDyn) 开展整体结构动力反应分析, 同时控制策略模块 (SeroDyn) 依据风机运行的状态, 来判断是否需要启动控制策略, 从而得到整体结构动力响应参数, 如位移、速度、加速度和内力等; FAST 各个模块之间相互传递, 互相作用, 可实现海上风机的相互耦合作用。

破碎波载荷主要是来源于物理模型实验的实测数据。在物理模型试验中, 图 3 为物理模型试验的布置图, 整个风机系统采用 1 : 80 的缩尺比, 该模型利用浪高仪实测得到的波面历时曲线, 利用弗洛德相似定律将实验得到的波面历时曲线转换成全尺寸模型, 从而得到整个系统完整的波面历时曲线。



图 3 物理模型试验布置图

Fig. 3 Physical model test layout

本文使用 HydroDyn 模块中的 Wavemod5 选项将实验得到的破碎波数据导入到 OpenFAST 中计算破碎波, 由于破碎波的波面时程是通过实验得到, 并且在数值模型中考虑了波浪的拉伸, 可以更好地模拟破碎波载荷, 所以本文采用 HydroDyn 模块计算破碎波荷载具有合理性的。

通过将实验实测得到的破碎波波面高程作为输入导入到 HydroDyn 模块中。HydroDyn 可以将波面高程的时间序列通过傅里叶变换, 计算并存储每一个频率分量的振幅和相位, 并使用这些替代的波浪

谱和随机种子内部生成使用的水动力载荷和波的运动学^[24]。HydroDyn模块以过渡点处的浪高的时间历程开始计算,将波高转换成FAST可计算的格式对破碎波进行计算。具体的逻辑示意图如图4所示。

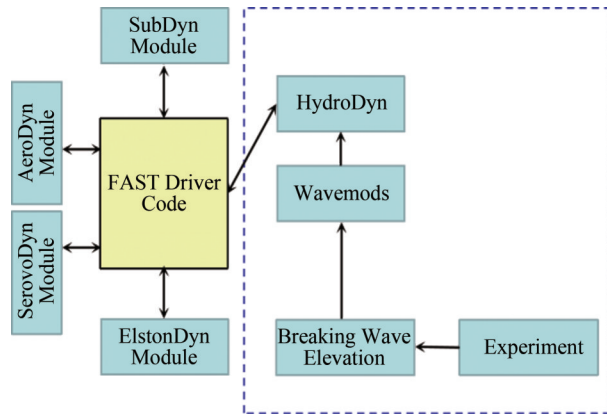


图4 破碎波在FAST中模拟的逻辑图

Fig. 4 A logical diagram of the breaking wave simulation in FAST

2.2 计算工况

本文选取50年一遇的东海海域实际海况环境,波浪海况选用的是非破碎波和破碎波,水深均为12 m,位于近海岸浅水水域,设定模拟时间1 000 s,设定风机的额定风速为11.4 m/s。模拟的工况如表2所示。

表2 模拟工况

Tab. 2 Load cases used to simulated

工况编号	波高/m	周期/s	拉伸方式	风速/(m·s ⁻¹)
工况1(非破碎波+无风)	7.2	9	无拉伸	0
工况2(非破碎波+无风)	7.2	9	垂直拉伸	0
工况3(破碎波+无风)	7.2	9	无拉伸	0
工况4(破碎波+无风)	7.2	9	垂直拉伸	0
工况5(非破碎波+定常风)	7.2	9	无拉伸	11.4
工况6(破碎波+定常风)	7.2	9	无拉伸	11.4

2.3 垂直拉伸和惠勒拉伸对比

为对比垂直拉伸和惠勒拉伸的区别,在MATLAB里对惠勒拉伸和垂直拉伸进行编程来计算波的运动学, MATLAB程序计算波的运动学和水动力载荷是依照Morison公式进行计算。采用的是非破碎波,时间步长为0.01 s,计算工况采用工况1。

如图5所示,将这两种方法在水线面以上1 m所对应的水质点的速度进行对比,结果表明,惠勒拉伸方法的水质点速度低于垂直拉伸方法得到的相应值,两者的差异主要集中在波峰处,垂直拉伸得

到的最大水质点速度3.62 m/s,惠勒拉伸得到的最大水质点速度是3.29 m/s,高于水线面1 m处水质点的速度垂直拉伸比惠勒拉伸更大。每个节点的最大水粒子速度分布的函数如图6所示,当节点为-10 m以上时候,垂直拉伸最大水质点的速度明显大于惠勒拉伸,而且在水线面处的两者的差距最大,高于水线面处的位置,两者的曲线会越来越接近,直到达到节点高程3.6 m处时候,两种方法计算得到的波粒子最大速度是一致的。

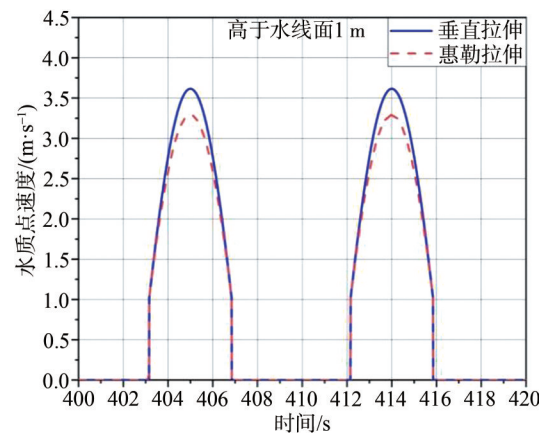


图5 水线面1 m两种方法的水质点速度

Fig. 5 Wave particle velocities from two methods at 1 m above mean seawater level

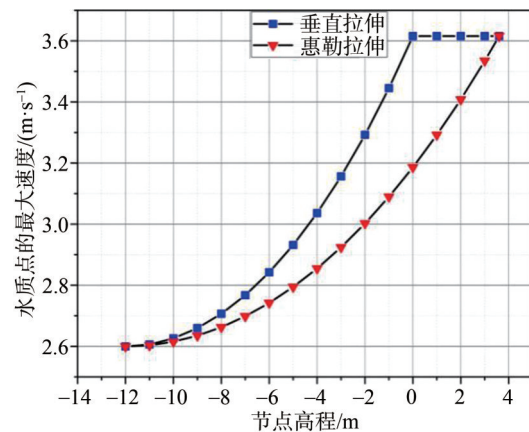


图6 两种不同方法的最大波粒子速度的对比

Fig. 6 Comparison of maximum water particle velocity from two different methods

2.4 垂直拉伸在FAST与MATLAB中的对比

FAST中计算垂直拉伸的运动学与MATLAB的对比,以非破碎波为例,验证两种程序计算垂直拉伸的波运动学的差异,从而为破碎波的计算提供依据。图7是不同节点处波浪水质点速度在FAST和

MATLAB中的对比。从图中可以看出低于水面1 m处FAST计算得到的水质点速度与MATLAB是一致的,水面处和高于水面1 m处水质点的速度,两种程序计算得到的结果也是一致的。从图中的对比情况来看,FAST使用垂直拉伸的波速在MATLAB中得到验证,可进一步验证数值模型的正确性。

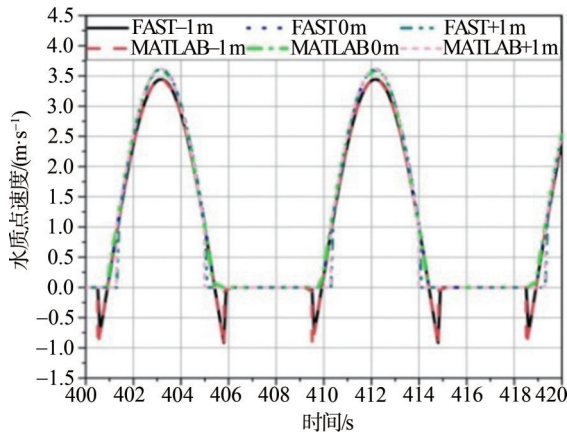


图7 水质点速度在FAST和MATLAB的对比

Fig. 7 Water particle velocities in FAST and MATLAB comparison

图8是水平波浪力的历时曲线,从图中可以看出水平波浪力在FAST和MATLAB中对比良好,曲线几乎一致,与MATLAB计算结果对比,FAST计算的水平波浪力得到验证。

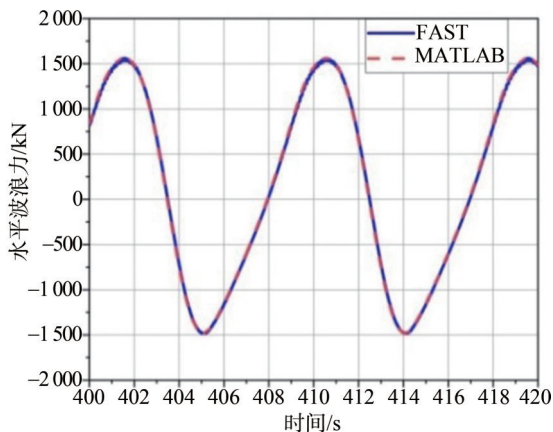


图8 水平波浪力

Fig. 8 Horizontal hydrodynamic load

3 结果与讨论

3.1 波浪载荷的对比

本节主要模拟单桩式风机在非破碎波和破碎波作用下风机系统所受到的波浪载荷,验证在不同工况条件下波浪载荷的差异。波浪的方向为 0° 方向

(X轴的正方向),非破碎波和破碎波模拟时长为1 000 s,为消除瞬态效应,去除前200 s的数据。在计算波浪载荷考虑使用垂直拉伸和无拉伸的情况,并将破碎波载荷与计算破碎波的两种方法(修正的Morison公式和冲击-绕流法)进行比较。

图9为不同工况下波面高程的对比,工况1和工况2的区别在于有无使用拉伸方式,而波浪的拉伸并不改变波面,所以工况1和工况2的曲线是重合的,工况3和工况4也是如此。由图8可知:非破碎波最大波高为7.2 m,破碎波最大波高为10.49 m,波浪破碎会引起波浪爬升。非破碎波的曲线十分平滑,破碎波波面峰值是非破碎波的两倍左右,并且波峰处很陡。由于单桩的存在会改变附近流场,单桩附近的波面高程会由于破浪的破碎而引起波浪爬高。它在单桩附近能够产生将近两倍的波高。

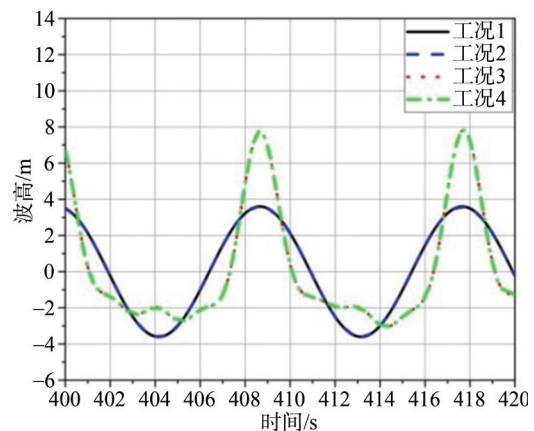


图9 波面历时曲线

Fig. 9 Surface elevation record

图10为单桩式风机在不同工况下所受到的水平波浪力的历时曲线,截取的时段为400~420 s,并且将工况1-工况4数值模拟的结果与两种计算最大破波力的公式进行对比。表3为单桩式风机在不同工况所受到的最大水平波浪力的统计值。其中两种计算公式是通过在MATLAB中进行编程计算得到的结果。

由图10和表3可知:

单桩式风机受到非破碎波(工况1、工况2)作用下的水平波浪力较小,在没有使用拉伸(工况1)和使用拉伸(工况2)时候,两者最大水平波浪力相近,工况2的最大水平波浪力约为1.560 MN,而工况1的最大水平波浪力约为1.420 MN,使用波浪拉伸会对非破碎波水平波浪力的计算提高了约

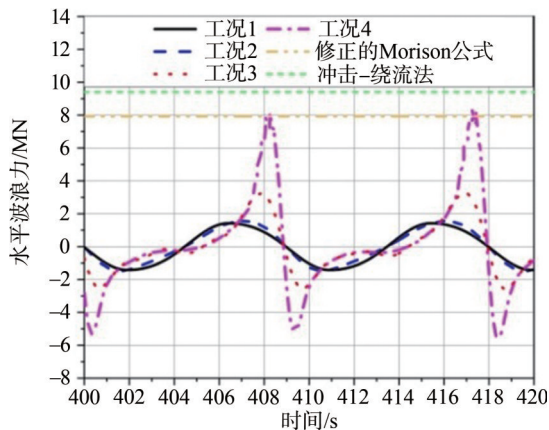


图10 不同工况的水平波浪力的对比

Fig. 10 Comparison of horizontal hydrodynamic load in different LCs

10%。单桩式风机受到破碎波（工况3、工况4）的水平波浪力相比于非破碎波比较大，在没有使用拉伸，即工况3计算得到的最大水平波浪力为3.250 MN，使用拉伸时，即工况4计算得到的最大水平波浪力为8.170 MN，大约是工况3的2.5倍左右，即使用波浪拉伸会对破碎波水平波浪力的计算提高约150%。采用公式(6)，即美国海岸防护手册建议修正的Morison公式可知破碎波波高为9.36 m，计算得到最大破碎波力为7.928 MN。采用公式(8)和公式(9)，即冲击-绕流法计算得到最大破碎波力为9.408 MN。

表3 不同工况下最大水平波浪力的统计值

Tab. 3 Statistical values of maximum horizontal wave forces under different LCs

工况编号	最大水平波浪力/MN
工况1	1.420
工况2	1.560
工况3	3.190
工况4	8.170
修正的Morison公式	7.928
冲击-绕流法	9.408

在浅水海域和波浪易破碎区域单纯使用Morison公式计算破波力会较低，而使用波浪拉伸方式可以更精确地计算破碎波的波速，可以提高计算破波力的精度，从而可以更准确的描述破碎波。单桩式风机受到破碎波作用时，波浪由于破碎，会释放大量的能量，自由表面的水质点的速度较之非破碎波有很大的差异，波的运动也会表现出很强的非线性

性，使用拉伸计算方法可以将水平波浪力积分到瞬时表面，所以破碎波的计算使用拉伸会更加接近实际情况下单桩基础受到的破波力。通过非破碎波与破碎波的对比可看出，破碎波产生的波浪力远远大于非破碎波产生的水平波浪力，可能会对结构造成很大的损坏，故单桩式海上风机的设计需要考虑破碎波的影响。

3.2 单桩式风机塔筒顶部的动力响应分析

本节针对研究在不同波浪和风载荷组合情况下单桩式风机塔筒顶部结构的动力响应。其中风机结构的整体坐标系如图11所示。

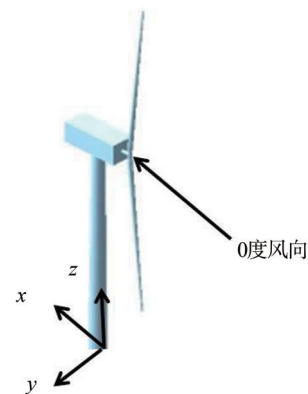


图11 整体坐标系

Fig. 11 Global coordinate system

图12给出了单桩式风机塔筒顶部X方向的剪力和弯矩的历时曲线。模拟了四种不同的工况（工况1、工况3、工况5、工况6），对比了单独浪和风浪联合作用下单桩式风机的耦合响应。由图12可知：

1) 单桩式风机塔筒顶部X方向剪力和弯矩在破碎波和定常风（工况6）作用下的时域运动响应最大。剪力的最大值为776 kN，最小值为733 kN，均值745.1 kN；弯矩的最大值为2.570 MNm，最小值为1.320 MNm，均值1.838 1 MNm。非破碎波和定常风（工况5）作用下塔筒顶部X方向剪力和弯矩的运动响应比工况6小，剪力和弯矩的最大值分别为755 kN和2.470 MNm，均比工况6的值要小。工况1和工况3分别是单独非破碎波和单独破碎波的工况，工况3下剪力和弯矩的动力响应大于工况1。破碎波对于塔筒顶部X方向的剪力和弯矩的运动响应影响要大于非破碎波。

2) 定常风作用下单桩塔筒顶部X方向剪力和

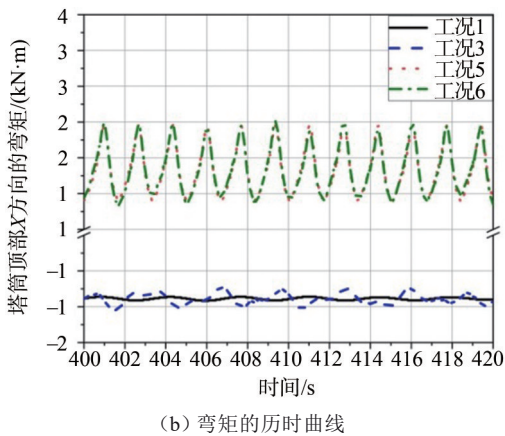
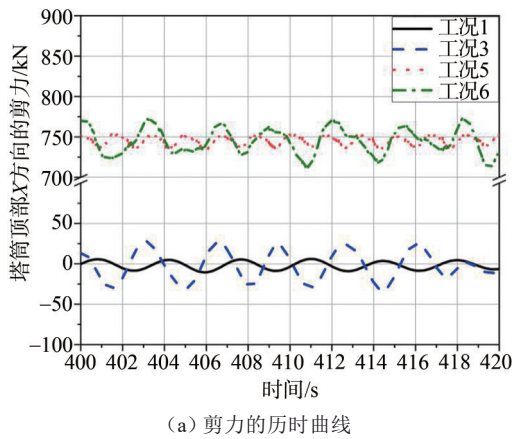


图 12 不同工况下塔筒顶部 X 方向剪力和弯矩的时域图

Fig. 12 Time-series of tower top shear force and bending moment in the X direction under various load conditions

弯矩的动力响应远远大于单桩未受到风载荷的作用。由于塔筒顶部更接近风机的轮毂中心, 此时风载荷远远大于波浪载荷在此处的贡献, 所以, 有无风载荷会对单桩塔筒顶部的剪力有较大影响。同样, 由工况 3 和工况 6 的对比可得知, 有风载荷和无风载荷的对比也可验证这一结论。

图 13 为单桩式风机在四种不同工况作用下塔筒顶部 X 方向剪力和弯矩的功率谱密度曲线。由图 13-(a) 可知:

1) 单桩式风机在单独非破碎波 (工况 1) 作用下运动响应较小, 功率谱密度曲线呈现“单峰”状, 最大的频率响应在 0.28 Hz 左右, 而塔筒一阶固有频率的值为 0.28 Hz, 单独非破碎波可以激发塔筒的一阶固有频率。单独破碎波 (工况 3) 的功率谱密度曲线呈现“三峰”状, 频率为 0.22 Hz、0.28 Hz 和 0.33 Hz, 分别对应着波浪的 2 倍波频,

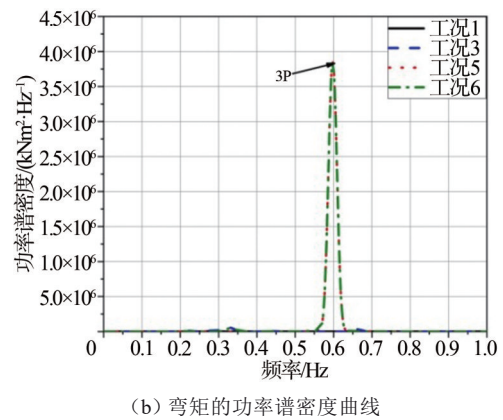
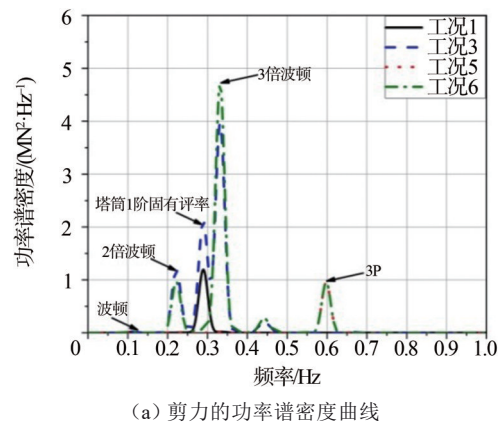


图 13 不同工况的塔筒顶部 X 方向剪力和弯矩的功率谱密度曲线

Fig. 13 Power spectral density of tower top shear force and bending moment in the X direction under various load conditions

塔筒一阶固有频率和波浪的 3 倍波频, 可看出 3 倍波频的峰值最大, 说明破碎波波浪主要的能量集中区域在 3 倍波频峰值附近。

2) 非破碎波和定常风 (工况 5) 作用下塔筒顶部

X 方向的功率谱密度曲线只有一个峰值为 0.6 Hz, 对应 NREL 5 MW 单桩式风机的 3P 频率, 从而体现出风载荷的对塔筒的频率响应要大于波浪载荷。破碎波和定常风 (工况 6) 作用下结构的频率响应的功率谱密度曲线, 该工况下的最大频率效应为波浪三倍频率 0.33 Hz, 其次是波浪的 2 倍波频 0.22 Hz 和风机的 3P 频率 0.6 Hz。单独浪能激发塔筒的 1 阶固有频率, 而风浪联合作用下, 3P 效应更加明显。同时破碎波更能激发波浪的 2 倍波频和 3 倍波频, 由于波浪的破碎可能会改变波浪的波要素, 所以更容易激发波浪的 2 倍波频和 3 倍波频。

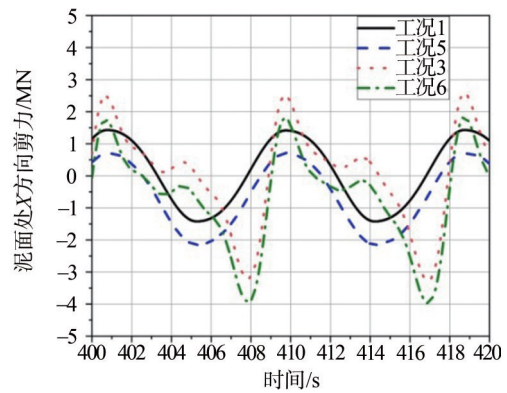
图 13-(b) 为塔筒顶部 X 方向弯矩的功率谱密度曲线, 由图可知: 只有工况 5 和工况 6 有峰值, 且在 0.6 Hz 处, 也就是风机的 3P 频率, 图中只存在弯矩的 3P 频率响应, 说明波浪对弯矩的频率响应的贡献很小, 弯矩的频率运动响应效应主要依赖于风载荷, 在有风的情况下, 能量都集中在 3P 频率附近。

3.3 单桩式风机泥面的动力响应分析

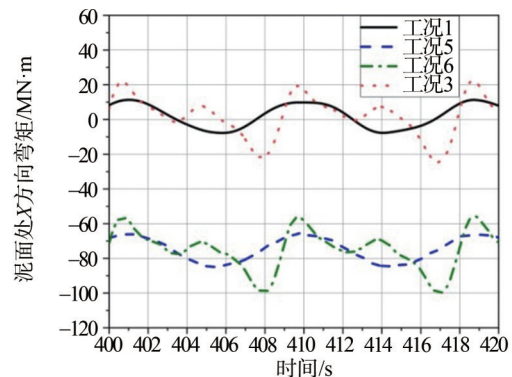
泥面线处剪力和弯矩的极限值对于固定式风机, 尤其是单桩式风机有重要影响, 是评估风机系统稳定性的重要指标。泥面线的结构响应的极限值在设计范围内可保证风机正常工作。因此, 针对单桩式风机在不同海况作用下的运动响应问题具有十分重要的研究意义。本节针对研究在不同波浪和风机载荷组合情况下单桩式风机泥面处的动力响应。图 14 是单桩式风机泥面 X 方向的剪力和倾覆力矩的历时曲线。由于风和波浪都是沿着 X 方向作用在基础上, 所以 X 方向的内力会承受最大的载荷。由图 14 可知:

1) 在破碎波和定常风 (工况 6) 作用下, 泥面 X 方向的剪力的运动响应最大, 最大响应在 X 的负方向上, 达到 -4.400 MN , 耦合效应最明显, 在单独破碎波 (工况 3) 作用下, 剪力的最大运动响应也在 X 的负向, 最大剪力达到 -3.670 MN , 两者相差了 730 kN , 由于风载荷引起的差异, 刚好也是额定风速下风机所受到的推力。此时, 波浪载荷在泥面剪力处的贡献大于风载荷的, 波浪载荷成为主要的控制载荷, 所以, 泥面剪力的运动响应波浪载荷明显大于风载荷。通过对比工况 1 和工况 3 可知, 在受到单独非破碎波影响下, 单桩式风机泥面处最大值为 1.440 MN , 最小值为 -1.440 MN , 幅值为 2.880 MN , 而受到单独破碎波作用下, 泥面处最大值为 2.870 MN , 最小值为 -3.670 MN , 幅值达到 6.540 MN , 破碎波作用在泥面处的剪力的运动响应的幅值是破碎波的两倍多, 说明破碎波对单桩基础泥面处剪力的影响要明显大于非破碎波。

2) 破碎波和定常风 (工况 6) 作用下, 单桩式风机泥面 X 方向的倾覆力矩达到 $-104 \text{ MN}\cdot\text{m}$, 明显大于其他三种工况, 非破碎波和定常风 (工况 5) 作用下泥面最大倾覆力矩达到 $-84.900 \text{ MN}\cdot\text{m}$, 相差了将近 $10.100 \text{ MN}\cdot\text{m}$, 所以破碎波对于泥面处的倾覆力矩有着重要的影响, 在结构设计中应不容忽



(a) 剪力的历时曲线



(b) 弯矩的历时曲线

图 14 不同工况的泥面 X 方向剪力和弯矩的时域曲线

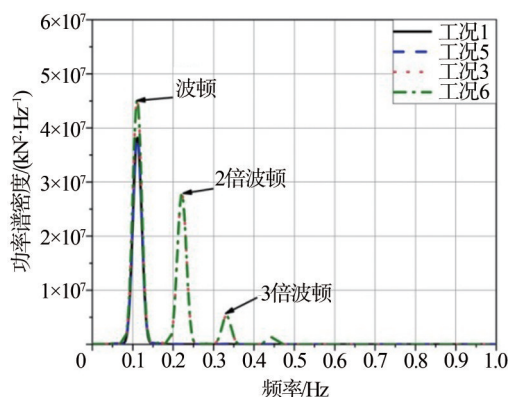
Fig. 14 Time-series of shear force and bending moment in the X direction at the mudline under various load conditions

视。在单独非破碎波作用下 (工况 1), 泥面处倾覆力矩的最大值为 $12.000 \text{ MN}\cdot\text{m}$, 最小值为 $-9.190 \text{ MN}\cdot\text{m}$, 均值为 $1.476 \text{ MN}\cdot\text{m}$, 而在工况 5 作用下, 泥面处倾覆力矩的最大值为 $-65.600 \text{ MN}\cdot\text{m}$, 最小值为 $-84.900 \text{ MN}\cdot\text{m}$, 均值 $-75.976 \text{ MN}\cdot\text{m}$, 所以风载荷对于泥面处倾覆力矩的影响很重要, 是设计中不可忽视的载荷之一。

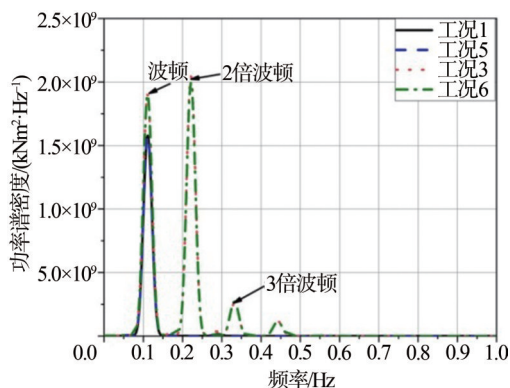
图 15 为单桩式风机在四种不同工况作用下泥面处 X 方向剪力和倾覆力矩的功率谱密度曲线。由图 15 可知:

单独非破碎波 (工况 1) 作用下剪力和倾覆力矩的功率谱密度曲线只有单峰, 为波频处, 即 0.33 Hz 处有峰值, 同样的其他三种工况也能观察到波频处有峰值。但是在 0.22 Hz 处, 即波浪的 2 倍波频观察到破碎波 (工况 3、工况 5) 在此处有峰值, 非破碎波并不能激发波浪的 2 倍波频, 同样的 3 倍波频处, 即 0.33 Hz 也只能观察到破碎波的峰

值。所以破碎波作用在单桩基础上,剪力和弯矩的频率响呈现出高倍波频能够被破碎波激发,而非破碎波不容易激发波浪的倍频。



(a) 剪力的功率谱密度曲线



(b) 弯矩的功率谱密度曲线

图15 不同工况的泥面X方向剪力和弯矩的时域图和功率谱密度图

Fig. 15 Time-series and power spectral density of shear force and bending moment in the X direction at the mudline under various load conditions

4 结论

本文采用FAST和MATLAB软件,主要针对单桩式海上风机在我国东海浅水海域的海况条件下,在非破碎波和破碎波工况下(有风和无风),同时考虑波浪的拉伸的方法应用到破波力的计算,对单桩式海上风机的动力响应进行了对比分析,可以得出以下结论:

1) 研究表明:不同的模拟水质点运动学的拉伸方法会导致不同的响应值,基于惠勒和垂直拉伸方法的极端响应的概率分布可能存在显著差异,导致设计中应采用何种方法存在不确定性。因

此,需要进行进一步的研究来解决这个问题。

2) 使用垂直拉伸方式来模拟水质点的运动学通过FAST和MATLAB进行比较,比较结果表明在不同节点处两者显现出一致性,说明FAST的数值模型可以得到验证。使用波浪拉伸方式对波浪载荷的计算有很大的影响,对于非破碎波,使用波浪拉伸可以使得波浪载荷计算提高约10%左右,而对于破碎波,使用波浪拉伸可以使波浪载荷计算提高近150%,可以大大提高计算破碎波波浪力的精度。但是考虑波浪拉伸的影响只分析了波浪力的差异,在耦合分析计算中未考虑波浪的拉伸影响,在以后的工作中会考虑波浪拉伸对结构的动力响应。

3) 通过在塔筒顶部的内力反应可以知道,风浪联合作用下风机结构动力响应更加显著,荷载作用在塔筒上产生的内力,风荷载处于主导地位,相比于风浪共同作用,单独波浪更容易激发塔筒的一阶固有频率。从泥面处的内力反应可以得知,破碎波和定常风作用下泥面处剪力和倾覆力矩的动力响应最大,破碎波作用下,结构泥面处内力的频率响应的高倍波频更容易被激发,而非破碎波不容易激发波浪的倍频。破碎波对海上风机的设计有着重要的影响,在结构设计中应不容忽视。

本文的研究成果对我国浅海域尤其是波浪破碎区域的单桩式海上风电的设计和开发提供了一定的参考。此外,破碎波对于单桩式海上风机有着重要的影响,在浅水海域海上风机的设计和研究应该考虑破碎波载荷。

参考文献:

- [1] Walsh Colin. Offshore wind in Europe: key trends and statistics 2018 [EB/OL]. (2019)[2020-05-15]. <https://windeurope.org/about-wind/statistics/offshore/european-offshore-wind-industry-key-trends-statistics-2018>.
- [2] HENDERSON A R. Offshore wind in Europe [J]. Refocus, 2002, 3(2): 14-17.
- [3] 李聪,刘东华,王洪庆. 海上风机单桩基础桩形影响因素分析 [J]. 南方能源建设, 2019, 6(4): 93-100.
LI C, LIU D H, WANG H Q. Configurational influence factor analysis of offshore wind turbine monopile foundation [J]. Southern Energy Construction, 2019, 6(4): 93-100.
- [4] 王洪庆,刘旭东,毕明君,等. 海上风机单桩基础疲劳影响因素分析 [J]. 南方能源建设, 2018, 5(4): 92-97.
WANG H Q, LIU X D, BI M J, et al. Analysis of influencing factors on fatigue of offshore wind turbine monopile founda-

- tion [J]. *Southern Energy Construction*, 2018, 5(4): 92-97.
- [5] KHAYYER A, GOTOH H, SHAO S D. Corrected incompressible SPH method for accurate water-surface tracking in breaking waves [J]. *Coastal Engineering*, 2008, 55(3): 236-250.
- [6] 徐兴平. 作用在直立桩柱上的破碎波浪力研究 [J]. *石油大学学报(自然科学版)*, 2004, 28(6): 80-82+86.
- [7] 王修亭, 张庆河, 陈同庆, 等. 单桩波浪破碎荷载的数值模拟研究 [J]. *水道港口*, 2015, 36(3): 191-196.
- [8] 董国海, 马小舟, 滕斌. One-dimensional horizontal boussinesq model enhances for non-breaking and breaking waves [J]. *China Ocean Engineering*, 2008, 22(1): 31-42.
- [9] 朱仁庆, 王志东, 杨松林. 完全非线性波的数值模拟 [J]. *船舶力学*, 2002, 6(5): 14-18.
- [10] HALLOWELL S, MYERSM A T, ARWADE S R. Variability of breaking wave characteristics and impact loads on offshore wind turbines supported by monopiles [J]. *Wind Energy*, 2016, 19(2): 301-312.
- [11] BACHYNSKI EE, ORMBERG H. Hydrodynamic modeling of large-diameter bottom-fixed offshore wind turbines [C]//Anon. ASME 34th International Conference on Ocean, St. John's, Newfoundland, Canada, May 31 - June 5, 2015. Newfoundland: American Society of Mechanical Engineers, 2015: 420-428.
- [12] CHELLA M A, TORUM A, MYRHAUG D. An overview of wave impact forces on offshore wind turbine substructures [J]. *Energy Procedia*, 2012, 20: 217-226.
- [13] BREDMOSE H, JACOBSEN N G. Breaking wave impacts on offshore wind turbine foundations: focused wave groups and CFD [C]//Anon. ASME 29th International Conference on Ocean, Shanghai, China, June 6-11, 2010. Shanghai: Offshore and Arctic Engineering, 2010: 397-404.
- [14] MORISON J R, JOHNSON J W, SCHAAF S A. The force exerted by surface waves on piles [J]. *Petroleum Transactions of AIME*, 1950, 189(1): 149-57.
- [15] MERZ K O, MOE G, GUDMESTAD O T. A review of hydrodynamic effects on bottom-fixed offshore wind turbines [C]//Anon. ASME 28th International Conference on Ocean, Honolulu, Hawaii, USA, May 31 - June 5, 2009. Hawaii: Offshore and Arctic Engineering, 2009: 927-941.
- [16] MARSHALL P W, INGLIS R B. Wave kinematics and force coefficients [M]. Louisiana, U. S. A.: ASCE Structures Congress, New Orleans, 1986.
- [17] WHEELER J D. Method for calculating forces produced by irregular waves [J]. *Journal of Petroleum Technology*, 1970, 22(3): 359-367.
- [18] 俞聿修. 随机波浪及其工程应用 [M]. 大连: 大连理工大学出版社, 2000.
- [19] 交通部第一航务工程勘察设计院. 海港工程设计手册 [M]. 北京: 人民交通出版社, 1997.
- [20] International Electrotechnical Commission. Wind Turbines-Part 3: Design requirements for offshore wind turbines: IEC 61400-3 [S]. Geneva: IEC, 2009.
- [21] Renewables Certifications GL. IV Rules and Guidelines Industrial Services. Guidelines for the certification of offshore wind turbines [S]. Hamburg: GL Renewables Certification, 2012.
- [22] WIEGEL R L. Forces induced by breakers on piles [R]. South Africa: Proc of 18th Conf Coastal Eng, 1982.
- [23] GODA Y, HARANAKA S, KITAHATA M. Study on impulsive breaking wave forces on piles [R]. Japan: Report Port and Harbour, 1966.
- [24] JONKMAN J, BUTTERFIELD S, MUSIAL W, et al. Definition of a 5 MW reference wind turbine for offshore system development [R]. U. S. A.: U. S. Department of Energy, 2009. DOI: 10. 2172/947422.
- [25] JONKMAN J, BUTTERFIELD S. Fast user's guide [R]. U. S. A.: National Renewable Energy Laboratory, 2005.
- [26] JONKMAN J M. Dynamic modeling and load analysis of an offshore floating wind turbine [D]. U. S. A.: Golden, CO: National Renewable Energy Laboratory, 2007.

作者简介:

周林



周林

1995-, 男, 安徽泾县人, 大连理工大学港口、海岸和近海工程专业硕士研究生, 主要从事单桩式海上风电研究工作 (e-mail) 15942823714@163.com。

施伟 (通信作者)

1983-, 男, 陕西延安人, 大连理工大学深海工程研究中心特聘研究员, 博士生导师, 韩国浦项科技大学博士, 主要从事海上风电研究工作 (e-mail) weishi@dlut.edu.cn。

张松浩

1996-, 男, 山西运城人, 大连理工大学港口、海岸和近海工程专业硕士研究生, 主要从事海上风电模型试验研究工作 (e-mail) shzhang6666@mail.dlut.edu.cn。

张礼贤

1993-, 男, 山东诸城人, 大连理工大学港口、海岸和近海工程专业博士研究生, 主要从事漂浮式海上风电研究工作 (e-mail) 2248742388@mail.dlut.edu.cn。

(责任编辑 李辉)