文章编号:1005-9865(2021)01-0100-12

海上风电单桩基础-土相互作用特性影响因素分析

孔德森[1,2],刘 一[1,3],邓美旭[1],侯 迪[1]

(1. 山东科技大学 土木工程与建筑学院,山东 青岛 266590; 2. 山东科技大学 山东省土木工程 防灾减灾重点实验室,山东 青岛 266590; 3. 中铁建工集团山东有限公司,山东 青岛 266590)

摘 要:采用有限元软件 ABAQUS 建立了海上风电单桩基础与土相互作用数值计算模型,将波浪、洋流及风荷载等效成双向对称循环荷载,研究了水平循环荷载作用下不同因素对桩身水平位移、剪力和弯矩的影响规律。研究表明,随着循环荷载比的增加,桩身位移零点和桩身剪力反弯点沿埋深逐渐下移,桩身弯矩最大值点位于浅层土体;不同荷载频率时桩身位移在零点以上变化较大,桩身弯矩随着频率的增加逐渐增大;单向循环荷载作用下桩身位移最大,双向对称循环荷载作用下桩身位移最小;壁厚较小时对桩身水平位移影响较大;在位移零点之上范围内可以考虑设计“上厚下薄”的钢管桩,以减小桩身水平位移;不同桩壁厚时桩身剪力曲线在埋深约 6*D* 处出现交点,且泥面处桩身弯矩变化不明显。

关键词:海上风电;单桩基础;相互作用特性;影响因素;循环荷载

中图分类号:TU473.1 **文献标志码**:A DOI:10.16483/j.issn.1005-9865.2021.01.011

Analysis of influencing factors of monopile foundation-soil interaction characteristics for offshore wind power

KONG Desen[1,2], LIU Yi[1,3], DENG Meixu[1], HOU Di[1]

(1. College of Civil Engineering and Architecture, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China; 2. Shandong Key Laboratory of Civil Engineering Disaster Prevention and Mitigation, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China; 3. China Railway Construction Group Shandong Co., Ltd., Qingdao 266590, China)

Abstract: A numerical calculation model of monopile foundation-soil interaction for offshore wind power was established by finite element software ABAQUS. The wave, ocean current and wind load were equivalent to the bidirectional symmetrical cyclic load. The variation rules of horizontal displacement, shear force and bending moment along the pile shaft under different influence factors of horizontal cyclic load were studied. The results show that with the increase of cyclic load ratio, the zero point of pile displacement and the negative bending point of pile shear force move down gradually along the buried depth, and the maximum bending moment point of pile body is located in the shallow soil. At different load frequencies, the displacement of pile body varies greatly above the zero point, and the bending moment of pile body increases with the increase of frequency. The displacement along the pile shaft is the largest under unidirectional cyclic load and the smallest under bidirectional symmetric cyclic load. When the wall thickness is small, the horizontal displacement of pile is greatly affected. In order to reduce the horizontal displacement along the pile shaft, variable section steel pipe piles with “upper thickness, lower thinness” can be designed in the range above the zero of displacement. When the pile wall thickness is different, the shear force curve along the pile shaft intersects at the buried depth of about 6*D*, and the change of bending moment along the pile shaft at the mud surface is not obvious.

Keywords: offshore wind power; monopile foundation; interaction characteristics; influencing factors; cyclic loading

收稿日期:2020-02-27

基金项目:山东省自然科学基金(ZR2019MEE027);国家自然科学基金项目(41372288);山东科技大学研究生科技创新项目(SDKDYC190120)

作者简介:孔德森(1977-),男,山东滕州人,博士,教授,主要从事海洋岩土工程、桩基工程等领域的教学与科研工作。

E-mail: skd992012@ sdust.edu.cn

海上风电产业在全球的推广范围正在不断加大,对适应全球气候环境的变化和加快低碳能源的转型具有极其重要的意义,目前全球已有 50 多个国家和地区开始发展海上风电[1]。我国海上风电投资建设速度、安装、工程技术能力均不断获得突破,海上风电逐步走向成熟,风力发电成本将持续降低,是风电产业未来发展的重心[2]。大直径单桩基础凭借其加工制造简便、安装容易、结构受力明确等优势,被广泛应用于近海风力发电工程项目中[3]。大直径单桩基础在服役期间内受到来自风、洋流、波浪等水平荷载的作用,其水平循环受荷特性显著[4]。

国内外学者对桩-土相互作用进行了相关研究,并且取得了一定的成果。Liang 等[5]在广义 BNWF 法中引入逆静力 p-y 滞回环,分析了循环荷载作用下桩-土相互作用。孙永鑫等[6]通过室内模型试验,研究了水平循环作用下粉土地基中近海风机刚性单桩的桩土相互作用规律。Álamo 等[7]研究了基于单桩的土-结构相互作用对海上风机动力特性的影响。陈仁朋等[8]进行了饱和粉土地基中单桩和群桩在水平循环荷载作用下的模型试验,得到了单桩和群桩随循环加载的受力变形规律。Arshad 等[9]研究了考虑桩土相互作用的桩土应变累积模型,并给出一种具有单桩基础系统的 OWT 支撑结构的设计实例。隋倜倜等[10]建立了波浪作用下三维单桩-海床动力响应模型,通过定量分析超孔隙水压力和土体初始有效应力的变化,讨论了单桩插入深度对海床液化的影响机制。付鹏等[11]基于流固耦合建立了海上风机桩-土三维数值计算模型,研究了不同波浪荷载耦合作用下近海风电单桩基础与土的相互作用特性。刘修成等[12]以马尔代夫中马友谊大桥为背景,对主墩大直径钢护筒沉桩过程进行了监测,研究了珊瑚礁地质大直径打入桩的承载性能。但是,国内外学者对于水平循环荷载作用下非均质土中海上风电单桩基础-土相互作用的研究比较少。

以海上风电单桩基础为研究对象,采用有限元分析软件 ABAQUS 建立了非均质土中海上风电单桩基础-土相互作用数值计算模型进行研究,在模型中将波浪、洋流、风荷载等效成双向对称循环荷载,研究了非均质土中海上风电单桩在水平循环荷载作用下不同影响因素对桩身水平位移、剪力和弯矩的影响规律,取得了一些有意义的研究成果。

1　桩-土相互作用数值计算模型的建立

以我国东海某近海海域风电场为例,建立了非均质土中海上风电单桩基础-土相互作用数值计算模型,具体包括桩与土体相关参数的确定、土体本构模型选取、边界条件的设置、网格的划分、荷载的确定和施加、初始地应力的平衡等。

1.1　模型概况

由于荷载和结构的对称性,选择半个物理模型的桩土体系进行建模,数值模型为半圆柱体。为了忽略边界条件对桩土体系的影响,在几何模型上,用大尺寸来模拟半无限空间体,土体直径取 $20D$(D 为桩径),土体高度取 $2h_{em}$(h_{em}为桩的嵌固深度),该尺度可满足最小边界尺寸和计算精度的要求[13]。

ABAQUS 中通过桩-土表面定义接触属性以模拟桩与土之间的剪力传递和相对位移,采用主-从接触算法,选择刚度大的桩体为主控面,土体表面为从属面,桩-土法向行为采用硬接触,切向行为采用摩尔-库伦摩擦罚函数形式,界面滑动摩擦系数选取 $u=\tan(0.75\varphi)$(φ 为土体内摩擦角)[14],接触对采用面对面接触与有限滑移。边界条件是约束断面处 y 方向位移,约束模型侧面 x 和 y 方向位移,模型底端为固定约束。桩体和土体都采用 8 节点 6 面体线性减缩积分三维实体单元(C3D8R)。为了减小计算误差,同时也为了缩短计算时间,在桩土接触面附近单元网格划分得较细,而在远离接触面的土体,网格划分的相对稀疏。在实际状况中,假定海床泥面处位移为零,土体内部是有应力存在的,因此在施加水平荷载前必须进行初始地应力平衡[15]。采用 ODB 导入法进行初始地应力的平衡。桩-土相互作用数值计算模型如图 1 所示。

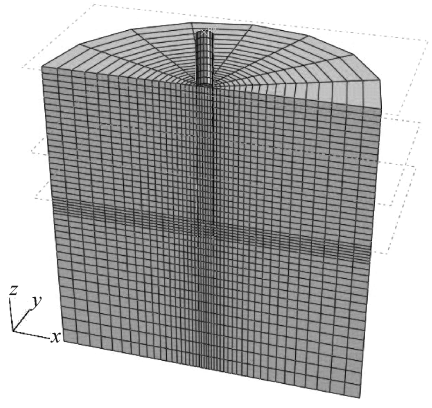


图 1　桩-土相互作用数值计算模型

Fig. 1　Numerical model of pile-soil interaction

为了模拟桩-土之间的非线性,根据土层性质采用基于 Mohr-Coulomb 破坏准则的理想弹塑性本构模型来模拟,孔位

学等[16]针对非关联流动法则下岩土材料的剪胀角选取进行探讨,认为在非关联流动法则条件下采用剪胀角 $\psi = \varphi/2$ 所得到的滑移线场与 Prandtl 理论一致。桩周土及桩端土参数列于表 1。桩体采用线弹性模型来模拟,桩的物理力学参数列于表 2,其中 15 m 位于水中,1 m 位于水面之上。

表 1 桩周土及桩端土参数

Tab. 1 Parameters of soil around pile and soil at pile end

土 层	厚度/m	弹性模量/MPa	泊松比	有效重度/(kN·m^{-3})	黏聚力/kPa	内摩擦角/(°)	剪胀角/(°)
淤泥质黏土	28	6.6	0.3	7.5	17.6	12.8	0.1
淤 泥	16	6.4	0.3	6.2	19.8	11.6	0.1
粉 砂	56	39.5	0.3	9.1	4.5	31.3	15.0

表 2 桩的物理力学参数

Tab. 2 Physical and mechanical parameters of pile

参 数	桩径/m	壁厚/mm	埋深/m	桩长/m	弹性模量/GPa	泊松比	有效重度/(kN·m^{-3})
钢管桩	5	70	50	66	210	0.3	68

1.2 土体本构模型的选取

Mohr-Coulomb 本构模型不仅可以反映土体的抗压强度不同的 S-D 效应及其对静水压力的敏感性,而且实用简单,土体的黏聚力和内摩擦角比较容易获得,因而得到广泛的应用[17]。

ABAQUS 中采用连续光滑的椭圆函数来作为塑性势面,其表达式为:

$$G = \sqrt{(\varepsilon c \mid_0 \tan\psi)^2 + (R_{mw} q)^2} - p\tan\psi \tag{1}$$

式中:ψ 为剪胀角;$c \mid_0$ 为初始黏聚力,即没有发生塑性变形时的黏聚力;ε 为子午面上的偏心率,它用来控制 G 在子午面上形状与函数渐近线之间的相似度。R_{mw}则控制了其在 π 面上的形状,其表达式为:

$$R_{mw} = \frac{4(1-e^2)\cos^2\Theta + (2e-1)^2}{2(1-e^2)\cos\Theta + (2e-1)\sqrt{4(1-e^2)(\cos\Theta)^2 + 5e^2 - 4e}} R_{mc}\left(\frac{\pi}{3}, \varphi\right) \tag{2}$$

式中:Θ 为极偏角;R_{mc}为偏应力系数;e 是 π 面上的偏心率,主要控制了 π 面上 $\Theta = 0 \sim \pi/3$ 的塑性势面的形状。默认值可根据下式计算:

$$e = \frac{3 - \sin\varphi}{3 + \sin\varphi} \tag{3}$$

由上式计算的 e 可确保塑性势面在 π 面拉压角点处与屈服面相切。

1.3 荷载的确定与施加

海上风机单桩基础不可避免的受到波浪、洋流、风等水平循环荷载的作用,这些荷载对桩体产生正向加载-正向卸载-反向加载-反向卸载的不断循环的过程。为了建模方便和获得较强的规律性,将这些荷载等效成双向对称循环荷载[18]的形式来模拟海上风机单桩基础-土相互作用特性,模型中荷载沿 x 轴方向不断循环加载,在 x 轴上方时荷载为正,在 x 轴下方时荷载为负。ABAQUS 中采用周期型幅值曲线来定义水平循环荷载[19],周期型幅值曲线用傅里叶(Fourier)级数表示。

$t \geqslant t_0$ 时,幅值表达式为:

$$a = A_0 + \sum_{n=1}^{N} [A_n \cos n\omega(t - t_0) + B_n \sin n\omega(t - t_0)] \tag{4}$$

$t < t_0$ 时,幅值表达式为:

$$a = A_0 \tag{5}$$

式中:N 为傅里叶级数向的个数;ω 为圆频率,其值为 $\omega = 2\pi f$,f 为频率;t_0 为起始时刻;A_0 为初始幅值;A_n 和

B_n 为系数。

1.4　接触面的设置

如果采用点对面离散方式,为了减少主控面上锯齿状节点穿透从属面而影响从属面上节点滑动的现象,ABAQUS 通常对主控面进行光滑处理,如图 2 所示。光滑处理在有限滑动、点对面的离散分析中尤为重要,否则会引起主控面的法线方向出现不连续的变化,从而出现收敛问题。在 ABAQUS 中光滑化的程度是通过系数 $K=m_1/l_1$ 来控制的,默认值为 0.2,其值不能超过 0.5。如果采用面对面离散方式,ABAQUS 对主控面不会进行自动光滑化处理。由于面对面的离散方式是基于类似的平均意义而建立接触条件的,故在某种程度上认为其是内在的光滑化。接触模拟过程中应该确保从属面位于主控面法线方向所指的一侧,否则计算不能够收敛。在面对面离散中,如果主控面和从属面的法线方向相同,将不会考虑接触[20]。

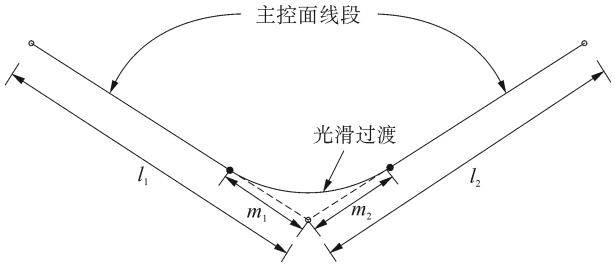


图 2　主控面光滑处理示意

Fig. 2　Schematic diagram of master control surface smooth processing

2　数值计算结果分析

在模型中定义参考点,将参考点与水面处桩身横截面建立分布耦合约束,在参考点上施加水平循环荷载。为了节约计算时间,且不考虑循环次数的影响,故对第 20 次循环时不同因素对桩身水平位移、剪力和弯矩的影响规律进行了分析。

2.1　水平极限承载力的确定

由于海上风电单桩基础桩径较大且采用钢管桩,桩身强度非常大[21],且桩的水平荷载-位移曲线为缓变型,该曲线没有明显的拐点,可以认为是渐进式破坏,所以海上风电单桩基础的水平极限承载力主要由桩体的水平变形控制。采用位移控制法,对桩顶施加 0.3 m 的水平位移,在有限元软件 ABAQUS 后处理中提取水平支反力和桩身水平位移的相关数据,然后利用绘图软件 Origin 绘制水平支反力与水平位移之间的关系曲线,得到桩顶荷载位移曲线,如图 3 所示。

根据允许变形法[22],将桩顶水平位移达到 0.02D 时对应的水平荷载,确定为海上风电单桩基础的水平极限承载力。根据荷载位移曲线,当位移为 0.1 m 时对应荷载 1.31 MN。为了反映单桩基础所受的荷载水平,单桩上施加的水平循环荷载幅值的大小为其水平极限荷载 F_u 的一定比值,荷载频率根据工程资料取值。

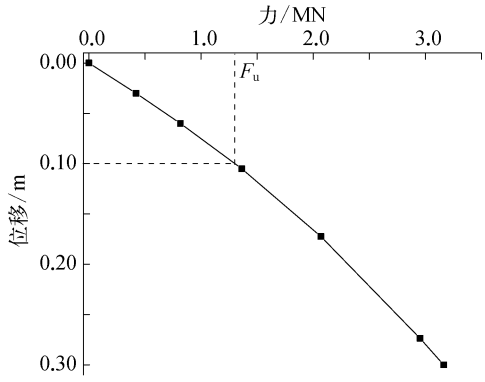


图 3　桩顶荷载位移曲线

Fig. 3　Load-displacement curve of pile top

2.2　循环荷载比的影响

取循环荷载比为 0.2、0.4、0.6、0.8、1.0,荷载频率为 0.1 Hz,对不同循环荷载比下桩身水平位移、剪力和弯矩沿埋深的变化规律进行了研究。

2.2.1　桩身水平位移分析

由于第 20 次循环过程中 193 s 和 198 s 时桩身水平位移值最大,且 193 s 时和 198 s 时桩身水平位移沿埋深曲线关于 y 轴大致呈对称分布,故只对 193 s 时不同循环荷载比下桩身水平位移沿埋深的变化规律进行了分析,其沿埋深分布曲线如图 4 所示。

由图 4 可知,由于桩侧土抗力的抵抗作用,不同循环荷载比下桩身水平位移在 193 s 时沿埋深均出现零点,桩身正向位移最大值均出现在泥面处,负向最大位移均出现在桩底端,桩身的变形主要集中于埋深 30 m 以内,说明此范围内桩身挠曲明显,稳定性较差。桩身位移绝对值随荷载幅值的增大而增加,且增加的幅度有所增大,这是因为不同循环荷载比作用下桩周土体塑性变形逐渐累积。随着荷载的增加,桩身位移零点埋

深分别为 33.31 m、33.59 m、33.83 m、33.86 m、35.23 m，桩身位移零点沿埋深逐渐下移，究其原因，当水平荷载较小时，主要是浅层土体提供土抗力，随着水平荷载的逐渐增加，浅层土体开始塑性屈服，深层土体的土抗力逐渐发挥，导致位移零点逐渐下移[23]。由零点位置可知，循环荷载比为 0.2~0.8 时，零点下移不明显，循环荷载比为 1.0 时，位移零点下移显著，说明水平荷载接近正常使用状况下极限荷载时，浅层土体与之前相比产生较大的塑性区。

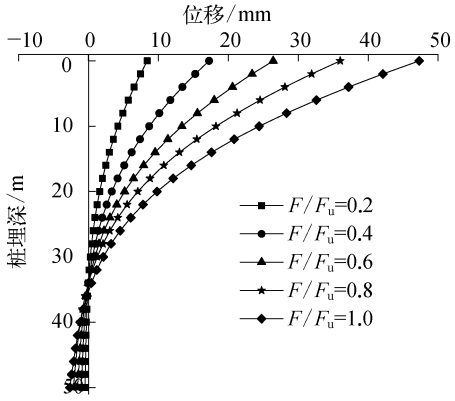


图 4 193 s 时不同循环荷载比下桩身水平位移变化曲线

Fig. 4 Horizontal displacement variation curves along the pile shaft under different cyclic load ratios at 193 s

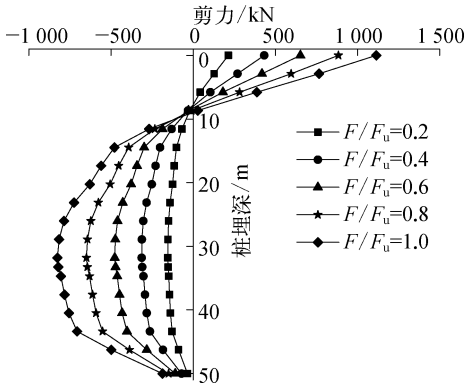


图 5 193 s 时不同循环荷载比下桩身剪力变化曲线

Fig. 5 Shear force variation curves along the pile shaft under different cyclic load ratios at 193 s

2.2.2 桩身剪力分析

由于第 20 次循环过程中 193 s 时桩身正向剪力值最大，故对 193 s 时不同循环荷载比下桩身剪力变化规律进行分析，其沿埋深分布曲线如图 5 所示。

由图 5 可知，193 s 时不同循环荷载比下桩身剪力沿埋深均出现反弯点，这是由于桩侧土体的抵抗作用引起的。反弯点以上桩身剪力值均为正且随埋深增加逐渐减小，泥面处桩身剪力均达到最大值，反弯点以下剪力值均为负，且剪力绝对值随埋深的增加先增大后减小，均在埋深 31~32 m 范围内达到负方向最大值，桩底侧剪力值比较小。随着循环荷载比的增加，剪力零点以上范围内剪力减小幅度变大，究其原因，桩身位移随循环荷载比的增加而变大，引起桩周土体压缩变范围变大，能够提供较大的土抗力，故剪力变化幅度较大。随着循环荷载比的增加，桩身剪力反弯点逐渐下移，这主要是由于随着荷载的增加，浅层土体发生屈服，桩侧土抗力的发挥沿埋深有所下移。

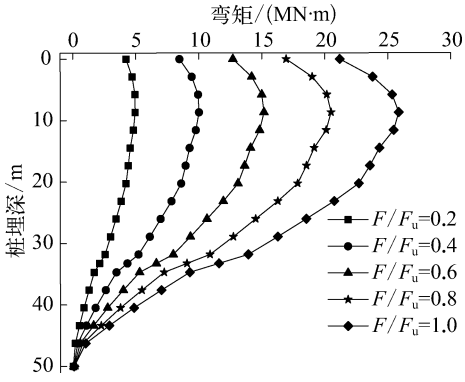


图 6 193 s 时不同循环荷载比下桩身弯矩变化曲线

Fig. 6 Bending moment variation curves along the pile shaft under different cyclic load ratios at 193 s

2.2.3 桩身弯矩分析

由于第 20 次循环过程中 193 s 时桩身正向弯矩值最大，故对 193 s 时不同循环荷载比下桩身弯矩变化规律进行分析，其沿埋深分布曲线如图 6 所示。

由图 6 可知，193 s 时随着循环荷载比的增加，桩身弯矩均没有出现反弯点，弯矩均沿埋深先增加后减小，桩身最大弯矩主要位于距泥面 7~9 m 范围内，即弯矩最大值发生在浅层土体。桩身弯矩值随着循环荷载比的增加逐渐增大，且增大的程度大致相同，这是因为循环荷载比增加，桩身承担的土抗力变大，故桩身承担的弯矩增加。

2.3 荷载频率的影响

取循环荷载比为 $0.6F_u$，荷载频率为 0.05 Hz、0.10 Hz、0.20 Hz、0.25 Hz、0.40 Hz，研究了不同荷载频率下桩身水平位移、剪力和弯矩沿埋深的变化规律。

2.3.1　桩身水平位移分析

对第 3 s 时不同荷载频率下桩身水平位移变化规律进行了分析,其沿埋深分布曲线如图 7 所示。

由图 7 可知,不同荷载频率下第 3 s 时桩身位移均出现零点,零点以上桩身位移均沿埋深逐渐减小,桩身水平位移随荷载频率增加而不断增大。零点以下桩身位移绝对值均沿埋深逐渐增加,不同荷载频率时桩身位移曲线几乎重合。随着荷载频率的增加,桩身位移零点沿埋深逐渐下移,究其原因,荷载频率增大,浅层土体循环弱化明显,强度降低,深层土体土抗力开始发挥,导致桩身位移零点下移。

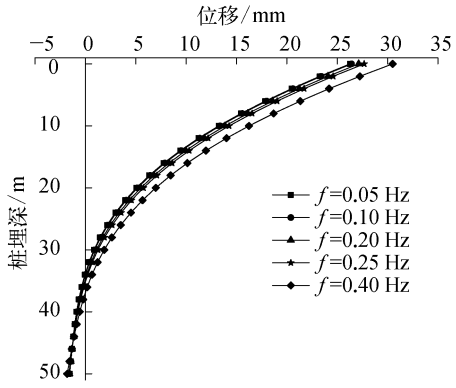


图 7　第 3 s 时不同荷载频率下桩身水平位移变化曲线

Fig. 7　Horizontal displacement variation curves along the pile shaft under different load frequencies at 3 s

2.3.2　桩身剪力分析

对第 3 s 时不同荷载频率下桩身剪力变化规律进行了分析,其沿埋深分布曲线如图 8 所示。由图 8 可知,不同荷载频率下第 3 s 时桩身剪力均出现反弯点,主要位于埋深 8~9 m 范围内。反弯点以上不同荷载频率时桩身剪力曲线沿埋深几乎重合,反弯点以下桩身剪力曲线在埋深约 28 m 处出现分界点,分界点以上桩身剪力绝对值随着荷载频率的增加而减小,且变化不大,分界点以下桩身剪力绝对值随着荷载频率的增加而变大,桩身剪力变化相对其它位置较大,主要集中在埋深 32~44 m 范围内。桩身剪力负方向最大值的绝对值随荷载频率的增加有所增大。

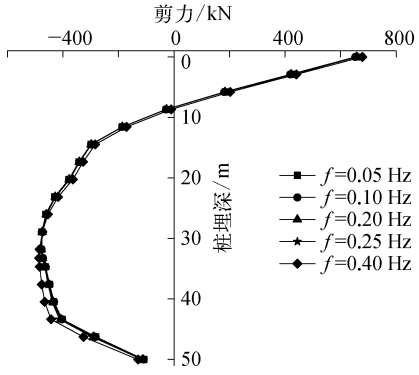


图 8　第 3 s 时不同荷载频率下桩身剪力变化曲线

Fig. 8　Shear force variation curves along the pile shaft under different load frequencies at 3 s

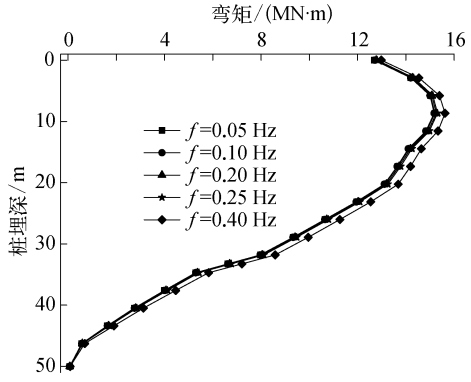


图 9　第 3 s 时不同荷载频率下桩身弯矩变化曲线

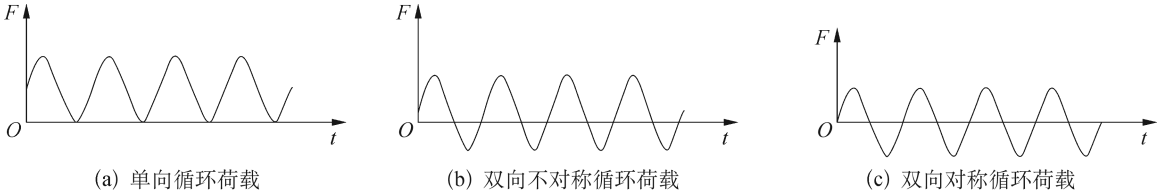
Fig. 9　Bending moment variation curves along the pile shaft under different load frequencies at 3 s

2.3.3　桩身弯矩分析

对第 3 s 时不同荷载频率下桩身弯矩变化规律进行分析,其沿埋深分布曲线如图 9 所示。由图 9 可知,不同荷载频率下第 3 s 时桩身弯矩均沿埋深先增加后减小,均没有出现反弯点,随着荷载频率的增加逐渐增大,且变化不明显。桩身弯矩最大值主要分布在埋深 8~9 m 范围内,桩底端弯矩均比较小,接近于 0。

2.4　加载方式的影响

海上风电单桩基础所受的荷载条件比较复杂,荷载形式并不唯一,因此开展了加载方式对海上风电单桩基础-土相互作用特性的影响规律研究。不同荷载施加方式如图 10 所示。



(a) 单向循环荷载　　(b) 双向不对称循环荷载　　(c) 双向对称循环荷载

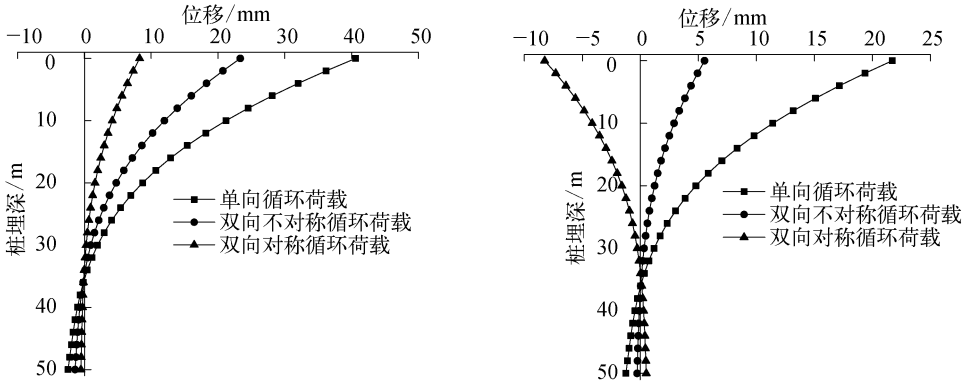
图 10　不同荷载施加方式示意

Fig. 10　Schematic diagram of application modes of different loads

取荷载幅值为 $0.6F_u$,荷载频率为 0.1 Hz,对不同加载方式下桩身水平位移、剪力和弯矩沿埋深的变化规律进行了研究。

2.4.1 桩身水平位移分析

开展了第 20 次循环正向荷载和负向荷载作用结束时不同加载方式下桩身水平位移沿埋深变化规律研究,其分布曲线如图 11 所示。



(a) 正向荷载作用结束时 (b) 负向荷载作用结束时

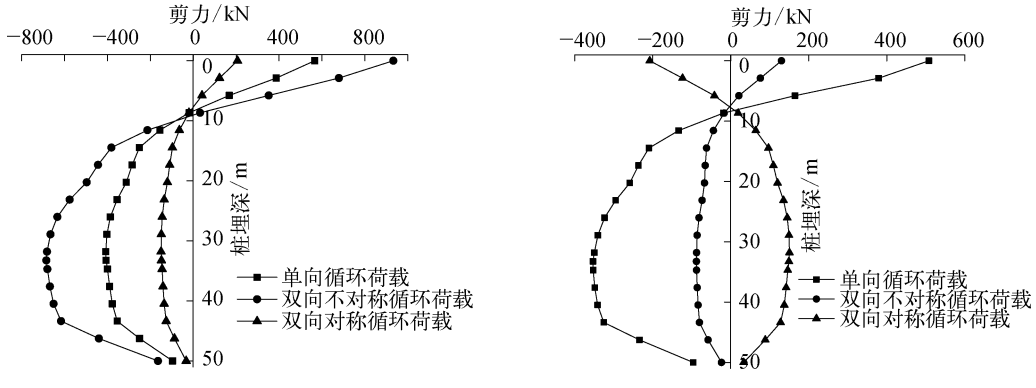
图 11 不同加载方式下桩身水平位移变化曲线

Fig. 11 Horizontal displacement variation curves along the pile shaft under different loading modes

由图 11(a)可知,单向循环荷载作用下桩身水平位移最大,双向对称循环荷载作用下桩身水平位移最小,究其原因,桩身水平位移在循环荷载作用下发生累积,而单向循环荷载作用时荷载方向始终为正,桩身位移累积程度最大,双向对称循环荷载作用时,正向荷载和负向荷载作用时长相等,桩身正向累积位移和负向累积位移存在相互抵消,故桩身水平位移最小。不同加载方式时桩身位移均出现零点,零点以上桩身位移均为正,沿埋深逐渐减小,零点以下桩身位移为负,绝对值均沿埋深逐渐增加。随着桩身位移的增加,桩身水平位移零点位置沿埋深下移,究其原因,桩身位移越大,上部土体变形越大,开始发生屈服,深层土体土抗力开始发挥,导致桩身水平位移零点下移。由图 11(b)可知,单向循环荷载作用下桩身水平位移显著大于另外两种循环荷载作用下的桩身水平位移,这主要是由于,双向循环荷载作用时桩身正向累积位移和负向累积位移存在相互抵消。

2.4.2 桩身剪力分析

开展了第 20 次循环正向荷载和负向荷载作用结束时不同加载方式下桩身剪力沿埋深变化规律研究,其分布曲线如图 12 所示。



(a) 正向荷载作用结束时 (b) 负向荷载作用结束时

图 12 不同加载方式下桩身水平位移变化曲线

Fig. 12 Shear force variation curves along the pile shaft under different loading modes

由图 12(a)可知,正向荷载作用结束时,双向不对称循环荷载作用下桩身剪力最大,双向对称循环荷载作用下桩身剪力最小。不同加载方式下桩身剪力均出现反弯点,反弯点以上桩身剪力值均为正,沿埋深逐渐减小,反弯点以下桩身剪力值均为负,剪力绝对值沿埋深先增大后减小。不同加载方式时,桩身剪力均沿负

方向出现最大值,主要集中在埋深 32~34 m 范围内。桩身剪力反弯点位置随着桩身剪力的增大而沿埋深有所下降。

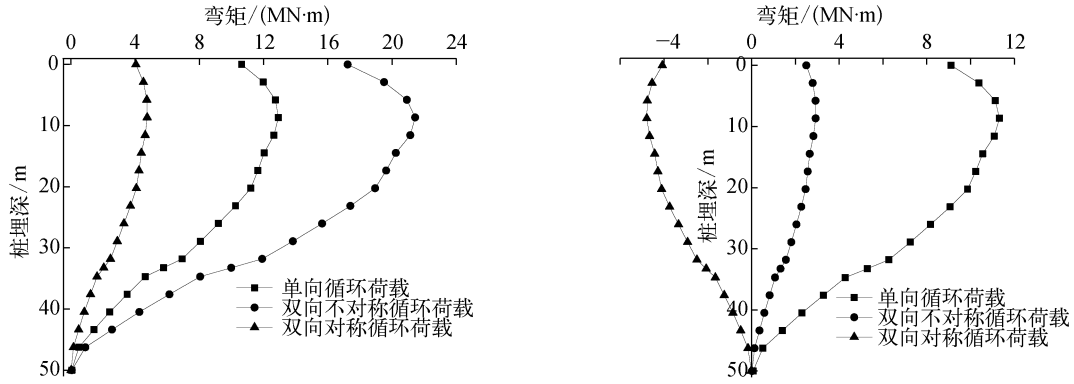
由图 12(b)可知,负向荷载作用结束时,单向循环荷载作用下桩身剪力绝对值最大,双向不对称循环荷载作用下桩身剪力绝对值最小。负向荷载作用结束时不同加载方式下桩身剪力变化规律与正向荷载作用结束时不一致,这是由于循环过程中桩身剪力发生累积引起的。

2.4.3　桩身弯矩分析

开展了第 20 次循环正向荷载和负向荷载作用结束时不同加载方式下桩身弯矩沿埋深变化规律研究,其分布曲线如图 13 所示。

由图 13(a)可知,正向荷载作用结束时,不同加载方式下桩身弯矩均没有出现反弯点,均沿埋深先增大后减小,双向不对称循环荷载作用下桩身弯矩最大,双向对称循环荷载作用下桩身弯矩最小,桩身最大弯矩位于埋深 8~9 m 范围内,桩底端弯矩比较小,且相差不大。

由图 13(b)可知,负向荷载作用结束时,双向对称循环荷载下桩身弯矩出现反弯点,其余荷载作用下桩身弯矩没有出现反弯点,单向循环荷载作用下桩身弯矩绝对值最大,双向不对称循环荷载作用下桩身弯矩绝对值最小。负向荷载作用结束时桩身弯矩变化规律与正向荷载作用结束时不一致,这是由于循环过程中桩身弯矩发生累积引起的。



(a) 正向荷载作用结束时　　(b) 负向荷载作用结束时

图 13　不同加载方式下桩身水平位移变化曲线

Fig. 13　Bending moment variation curves along the pile shaft under different loading modes

2.5　桩壁厚的影响

取荷载幅值为 $0.6F_u$,荷载频率为 0.1 Hz,对不同桩壁厚时桩身水平位移、剪力和弯矩沿埋深的变化规律进行了研究。

2.5.1　桩身水平位移分析

193 s 时不同桩壁厚时桩身水平位移沿埋深分布曲线如图 14 所示。由图 14 可知,不同桩壁厚下桩身位移均出现零点,零点之上桩身位移曲线出现分界点,大约位于埋深 12 m 处,说明不同桩壁厚下桩身发生不同程度的屈曲。分界点以上桩身位移基本随桩壁厚增加而减小,而分界点以下正好相反,为了减小桩身位移,此范围可以考虑设计“上厚下薄”的钢管桩。零点之下桩身位移曲线也出现交点,大约位于距桩端 4 m 处。随着壁厚的增加,桩身位移零点随桩壁厚的增加逐渐下移,究其原因,桩身刚度随壁厚增加有所增大,导致桩身承担的土抗力值增加,进而引起桩身位移零点下移。从图 14 中还可以看出,随着桩壁厚的增加,桩身水平位移变化程度有所降低,说明桩壁厚较小时对桩身沿埋深水平位移影响较大。

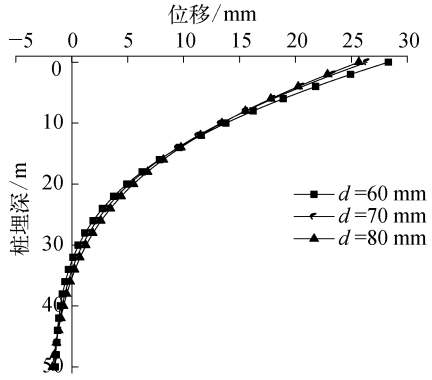


图 14　193 s 时不同桩壁厚下桩身水平位移变化曲线

Fig. 14　Horizontal displacement variation curves along the pile shaft under different pile wall thicknesses at 193 s

2.5.2 桩身剪力分析

对 193 s 时不同桩壁厚时桩身剪力变化规律进行分析,其沿埋深分布曲线如图 15 所示。

由图 15 可知,不同桩壁厚下桩身剪力沿埋深均出现反弯点,反弯点以上桩身剪力曲线几乎重合,说明此范围内桩壁厚对桩身剪力影响不大。反弯点以下桩身剪力曲线在埋深约 30 m 处出现交点,交点以上桩身剪力绝对值随桩壁厚的增加而有所减小,而交点以下桩身剪力绝对值随桩壁厚的增加而增大。究其原因,桩身剪力大小与桩侧土抗力有关,交点以上土抗力随桩壁厚增加有所减小,而交点以下土抗力随桩壁厚增加有所增大。随着桩壁厚的增加,桩身剪力反弯点沿埋深逐渐下移。桩身剪力正方向最大值均位于泥面处,负方向最大值随着桩壁厚的增加绝对值逐渐增大,主要位于距泥面 29~32 m 范围内。

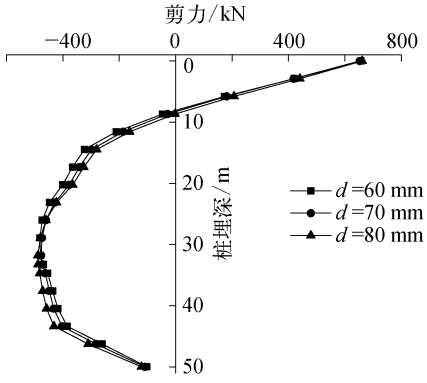


图 15 193 s 时不同桩壁厚下桩身剪力变化曲线

Fig. 15 Shear force variation curves along the pile shaft under different pile wall thicknesses at 193 s

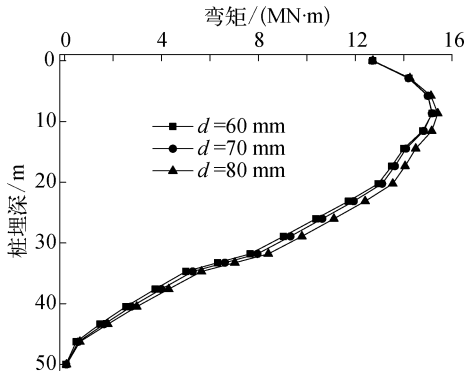


图 16 193 s 时不同桩壁厚下桩身弯矩变化曲线

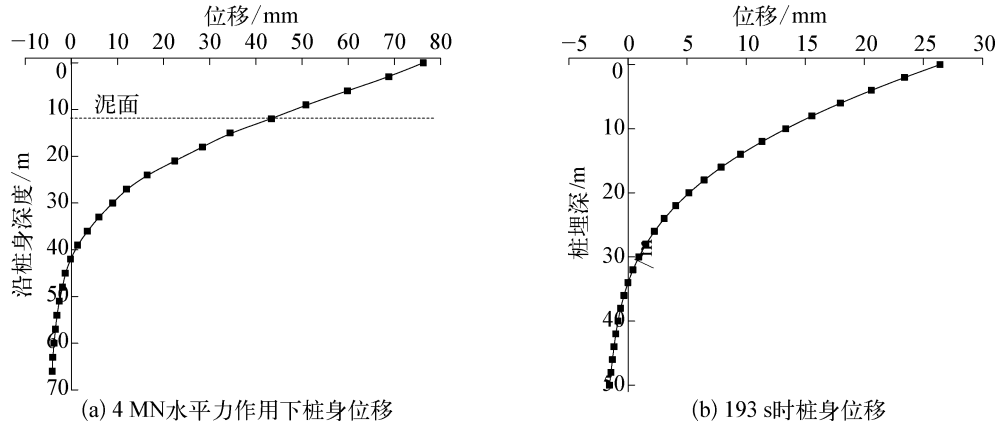
Fig. 16 Bending moment variation curves along the pile shaft under different pile wall thicknesses at 193 s

2.5.3 桩身弯矩分析

对 193 s 时不同桩壁厚时桩身弯矩变化规律进行分析,其沿埋深分布曲线如图 16 所示。由图 16 可知,193 s 时不同桩壁厚下桩身弯矩均没有出现反弯点,沿埋深先增加后减小,基本随桩壁厚的增加而有所增大,这是因为桩壁厚越大,桩身刚度越大,承担的土抗力增加,桩身弯矩从而变大。仅在埋深 8 m 和下部砂土层中变化不明显,此范围内桩壁厚对桩身弯矩影响不大。

3 数值计算结果对比分析

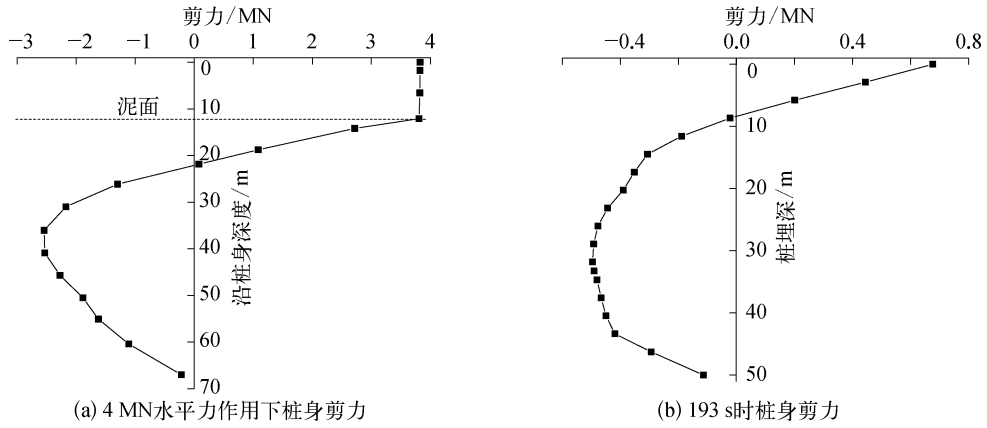
由于模型试验中桩的直径相对较小,无法直接与数值模型中的大直径桩进行对比验证,故与已有的有限元分析结果进行对比分析。陈新奎[24]采用 ABAQUS 对大直径桩的水平受荷特性进行了模拟,并将数值模拟结果与风电场现场试桩结果进行了对比分析,验证了 ABAQUS 数值模拟的可靠性。取文献[24]中4 MN(此荷载与本文荷载幅值最接近)水平力作用下桩身水平位移、剪力、弯矩与 193 s 时桩身水平位移、剪力、弯矩(此时桩身水平位移、剪力、弯矩最大)进行对比分析,如图 17、图 18 和图 19 所示。



(a) 4 MN水平力作用下桩身位移 (b) 193 s时桩身位移

图 17 桩身水平位移对比分析

Fig. 17 Comparative analysis of horizontal displacement along the pile shaft



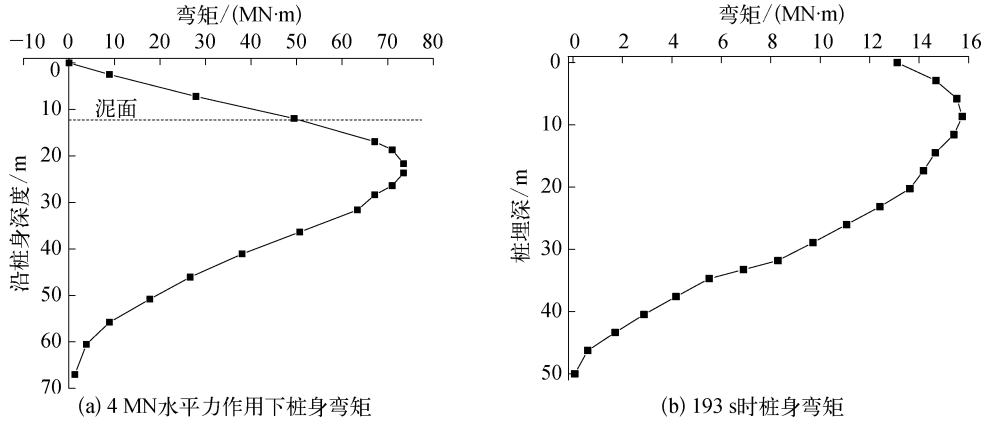
(a) 4 MN水平力作用下桩身剪力　　(b) 193 s时桩身剪力

图 18　桩身剪力对比分析

Fig. 18　Comparative analysis of shear force along the pile shaft

从图 17~图 19 可以看出,泥面以下范围内桩身水平位移、剪力、弯矩沿埋深变化规律类似。由图 17 可知,桩身水平位移曲线沿埋深均出现零点,均呈现出非线性的变化,桩均绕桩身轴线上某一点转动,表现出刚性桩的性质。由图 18 可知,泥面以下范围内桩身剪力均出现反弯点,图 18(a)中桩身剪力变化幅度较大,究其原因,桩身水平位移较大,引起桩周土体压缩范围较大,能够提供较大的土抗力,导致剪力变化程度较大[25]。由图 19 可知,泥面以下范围内桩身弯矩沿埋深均没有出现反弯点,均沿埋深先变大后变小,最大值均发生在浅层土体,桩底端弯矩均接近于零。

综上可知,运用 ABAQUS 建立的数值模型是可靠的,且数值模拟结果是准确的。



(a) 4 MN水平力作用下桩身弯矩　　(b) 193 s时桩身弯矩

图 19　桩身弯矩对比分析

Fig. 19　Comparative analysis of bending moment along the pile shaft

4　结　语

利用 ABAQUS 有限元软件建立了非均质土中海上风电单桩基础-土相互作用数值计算模型,开展了水平循环荷载作用下不同因素对桩身水平位移、剪力和弯矩的影响规律分析。得出的主要结论如下:

1) 随着循环荷载比的增加,桩身位移零点和桩身剪力反弯点沿埋深逐渐下移;桩身弯矩最大值点位于浅层土体。

2) 不同荷载频率时桩身位移在零点以上变化较大,随着荷载频率的增加,桩身位移零点沿埋深逐渐下移;不同荷载频率时桩身剪力在埋深 6.4D~8.8D 范围内变化较大;桩身弯矩随着频率的增加逐渐增大。

3) 单向循环荷载作用下桩身位移最大,双向对称循环荷载作用下桩身位移最小;加载方式对桩身剪力和弯矩影响较大,且正向荷载和负向荷载作用结束时桩身剪力和弯矩变化规律不同。

4) 不同桩壁厚时桩身发生不同程度的屈曲,壁厚较小时对桩身水平位移影响较大;在位移零点之上范围内可以考虑设计“上厚下薄”的钢管桩,以减小桩身水平位移;不同桩壁厚时桩身剪力曲线在埋深约 6D 处出现交点;不同桩壁厚时泥面处桩身弯矩变化不明显。

鉴于篇幅的限制,没有将与工程项目对比分析的研究内容列入文中。课题组后续将针对实际工程项目,考虑孔隙水压力对非均质土中海上风电单桩基础-土相互作用特性产生的影响进行流固耦合分析,研究桩周土体超孔隙水压力的变化规律,为该区域工程建设提供支撑。

参考文献:

[1] 张佳丽, 李少彦. 海上风电产业现状及未来发展趋势展望[J]. 风能, 2018(10): 48-52. (ZHANG Jiali, LI Shaoyan. Present situation and future development trend of offshore wind power industry[J]. Wind Energy, 2018(10): 48-52. (in Chinese))

[2] 闵兵, 王梦川, 傅小荣, 等. 海上风电是风电产业未来的发展方向——全球及中国海上风电发展现状与趋势[J]. 国际石油经济, 2016, 24(4): 29-36. (MIN Bing, WANG Mengchuan, FU Xiaorong, et al. Offshore wind power as the development trend of wind industry--Developments of global offshore wind power[J]. International Petroleum Economics, 2016, 24(4): 29-36. (in Chinese))

[3] 周全智, 迟洪明, 吴永祥. 不同桩土模型对海上风机单桩基础设计的影响研究[J].建筑结构, 2018, 48(S2): 834-837. (ZHOU Quanzhi,CHI Hongming,WU Yongxiang. Research on influence of different pile-soil models on offshore wind turbine monopile foundation design[J]. Building Structure, 2018, 48(S2): 834-837. (in Chinese))

[4] 罗如平, 李卫超, 杨敏. 水平循环荷载下海上大直径单桩累积变形特性[J]. 岩土力学,2016, 37(2): 607-612. (LUO Ruping, LI Weichao, YANG Min. Accumulated response of offshore large-diameter monopile under lateral cyclic loading[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(2): 607-612. (in Chinese))

[5] LIANG F Y, CHEN H B, JIA Y J. Quasi-static p-y hysteresis loop for cyclic lateral response of pile foundations in offshore platforms[J]. Ocean Engineering, 2018, 148: 62-74.

[6] 孙永鑫, 刘海涛, 何春晖, 等. 循环荷载作用下粉土地基中刚性桩桩土相互作用研究[J]. 工业建筑, 2018, 48(11): 111-115. (SUN Yongxin, LIU Haitao, HE Chunhui, et al. Research on pile-soil interaction of a rigid pile subjected to cyclic loading in silt foundation[J]. Industrial Construction, 2018, 48(11): 111-115. (in Chinese))

[7] ÁLAMO G M, AZNÁREZ J J, PADRÓN L A, et al. Dynamic soil-structure interaction in offshore wind turbines on monopiles in layered seabed based on real data[J]. Ocean Engineering, 2018, 156: 14-24.

[8] 陈仁朋, 顾明, 孔令刚, 等. 水平循环荷载下高桩基础受力性状模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(11): 1990-1996. (CHEN Renpeng, GU Ming, KONG Linggang, et al. Large-scale model tests on high-rise platform pile groups under cyclic lateral loads[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(11): 1990-1996. (in Chinese))

[9] ARSHAD M, KELLY B C O. Analysis and design of monopile foundations for offshore wind-turbine structures[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2016, 34(6): 503-525.

[10] 隋倜倜, 张弛, 高玉峰, 等. 波浪作用下单桩基础周围海床液化机制研究[J]. 海洋工程, 2018, 36(4): 88-96. (SUI Titi, ZHANG Chi, GAO Yufeng, et al. Wave-induced seabed liquefaction around an inserted mono-pile foundation[J]. The Ocean Engineering, 2018, 36(4): 88-96. (in Chinese))

[11] 付鹏, 胡安峰, 涂强, 等. 波浪荷载作用下风机桩基础与土相互作用分析[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2018, 49(8): 2009-2015. (FU Peng, HU Anfeng, TU Qiang, et al. Behavior of monopile supported offshore wind turbines under wave load[J]. Journal of Central South University, Science and Technology, 2018, 49(8): 2009-2015. (in Chinese))

[12] 刘修成, 徐杰, 游新鹏, 等. 珊瑚礁地质大直径钢管打入桩承载特性研究[J]. 海洋工程, 2019, 37(6): 157-163. (LIU Xiucheng, XU Jie, YOU Xinpeng, et al. Study on bearing behavior of large diameter driven steel pipe pile in coral reef geology [J]. The Ocean Engineering, 2019,37(6): 157-163. (in Chinese))

[13] 余世章, 李飒. 复合荷载下海上钢管桩基础 p-y 曲线法研究[J]. 水力发电学报, 2018, 37(1): 101-109. (YU Shizhang, LI Sa. P-y curve methods of steel pipe pile foundations under combined loads[J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2018, 37(1): 101-109. (in Chinese))

[14] 刘晋超, 熊根, 朱斌, 等. 砂土海床中大直径单桩水平承载与变形特性[J]. 岩土力学, 2015, 36(2): 591-599. (LIU Jinchao, XIONG Gen, ZHU Bin, et al. Bearing capacity and deflection behaviors of large diameter monopile foundations in sand seabed[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(2): 591-599. (in Chinese))

[15] 刘红军, 尹燕京, 常季青. 水平荷载下海上风机单桩基础桩土相互作用研究[J]. 中国海洋大学学报, 2016, 46(3): 113-120. (LIU Hongjun, YIN Yanjing, CHANG Jiqing. Research on the pile-soil interaction of monopile foundation under horizontal load for offshore wind turbine[J]. Periodical of Ocean University of China, 2016, 46(3): 113-120. (in Chinese))

[16] 孔位学, 芮勇勤, 董宝弟. 岩土材料在非关联流动法则下剪胀角选取探讨[J]. 岩土力学, 2009, 30(11): 3278-3282.

(KONG Weixue, RUI Yongqin, DONG Baodi. Determination of dilatancy angle for geomaterials under non-associated flow rule [J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(11): 3278-3282. (in Chinese))

[17] KONG D S, DENG M X, ZHAO Z M. Seismic interaction characteristics of an inclined straight alternating pile group-soil in liquefied ground[J]. Advances in Civil Engineering, 2019: 1-12.

[18] 冯凌云, 李大勇. 砂土中裙式吸力基础水平循环承载特性的影响因素分析[J]. 工程科学与技术, 2018, 50(6): 156-164. (FENG Lingyun, LI Dayong. Analysis of influence factors on cyclic bearing behaviors of skirted suction caissons[J]. Advanced Engineering Sciences, 2018, 50(6): 156-164. (in Chinese))

[19] 曹金凤, 石亦平. ABAQUS 有限元分析常见问题解答[M]. 北京: 机械工业出版社, 2009: 113-114. (CAO Jinfeng, SHI Yiping. Frequently asked questions for finite element analysis of ABAQUS[M]. Beijing: China Machine Press, 2009: 113-114. (in Chinese))

[20] 费康, 彭劼. ABAQUS 岩土工程实例详解[M]. 北京: 人民邮电出版社, 2017: 74-76. (FEI Kang, PENG Jie. Detailed explanation of ABAQUS geotechnical engineering example[M]. Beijing: Posts & Telecom Press, 2017: 74-76. (in Chinese))

[21] 熊根, 张俊臣, 金超, 等. 基于现场试桩的海上大直径桩侧摩阻力研究[J]. 海洋工程, 2019, 37(2): 120-126. (XIONG Gen, ZHANG Junchen, JIN Chao, et al. Study on the shaft friction of offshore large diameter pile based on field pile test[J]. The Ocean Engineering, 2019, 37(2): 120-126. (in Chinese))

[22] 张光建. 长期水平循环荷载下大直径桩的累积位移分析[D]. 杭州: 浙江大学, 2013. (ZHANG Guangjian. Analysis on horizontal displacement of monopile foundations under long-term cyclic later loading[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2013. (in Chinese))

[23] KONG D S, DENG M X, XU Y. Study on calculation of pile sliding interval of large-diameter steel pipe piles on offshore platforms[J]. Mathematical Problems in Engineering, 2019: 1-8.

[24] 陈新奎. 海上风电超大直径钢管桩基础土塞效应研究[D]. 南京: 东南大学, 2017. (CHEN Xinkui. Study on soil plug effect of super-large diameter steel pipe pile foundation of offshore wind turbine[D]. Nanjing: Southeast University, 2017. (in Chinese))

[25] KONG D S, DENG M X, LIU Y. Study of the force and deformation characteristics of subsea mudmat-pile hybrid foundations [J]. Polish Maritime Research, Special Issue, 2019, 25: 43-53.