



# 冲刷对海上风力机单桩基础水平承载特性的影响

漆文刚<sup>①②</sup>, 高福平<sup>①②\*</sup>

① 中国科学院力学研究所, 流固耦合系统力学重点实验室, 北京 100190;

② 中国科学院大学工程科学学院, 北京 100049

\*联系人, E-mail: fpgao@imech.ac.cn

收稿日期: 2016-06-13; 接受日期: 2016-08-17; 网络出版日期: 2016-10-14

国家自然科学基金(编号: 11372319, 11232012)和国家重点基础研究发展计划(编号: 2014CB046204)资助项目

**摘要** 大直径单桩是用于海上风力机的一种典型基础形式. 波浪与海流引起的桩基冲刷会削弱桩基的承载能力而危及结构安全. 本文建立了模拟桩基与土体相互作用的三维有限元数值模型, 并用试验结果对模型进行了验证. 基于数值计算结果获得了一系列典型砂土及桩基参数下的桩土相互作用 $p$ - $y$ 曲线, 拟合得到适用于砂土的大直径单桩基础 $p$ - $y$ 曲线参数化表达式. 冲刷所致的桩基埋深变化可导致桩基变形向刚性桩模式转变. 数值分析结果表明, 刚性桩变形模式下桩基底面和桩基侧壁切向的土阻力对桩基承载力产生重要影响, 而目前仅考虑桩土间水平作用力的 $p$ - $y$ 曲线法所预测的桩基变形偏大. 对于距冲刷后泥面同一深度处的土体,  $p$ - $y$ 曲线的斜率随着局部冲刷深度的增加而逐渐增大, 变化规律与基于离心机实验结果一致. 随着冲刷坡角的减小, 局部冲刷坑周围土体对桩基的约束逐渐弱化,  $p$ - $y$ 曲线修正方法中参数 $f$ 的取值也逐渐减小.

**关键词** 单桩基础, 冲刷,  $p$ - $y$ 曲线, 砂土

**PACS:** 89.30.Ee, 92.10.Wa, 47.35.Lf, 94.10.Jd

我国海上风电资源丰富, 一批海上风电场已经并网发电或正在建设中<sup>[1]</sup>. 大直径单桩基础、群桩高承台基础、导管架基础、吸力式桶形基础等是海上风力机较为常用的基础形式. 桩基础对地质条件和荷载环境的适应能力强, 具有结构形式简单、设计制造及施工方便等优点, 因而工程中采用大直径单桩的比例最高, 约占全球已建成海上风力机基础的70%<sup>[2]</sup>, 并在我国的海上风场中也得到逐步应用<sup>[3]</sup>. 单桩基础的直径可达4–7 m, 埋深一般为20–40 m. 海上风力机受风浪流等荷载的联合作用, 承受非常大的水平力和弯矩

荷载作用<sup>[4]</sup>. 对于大直径单桩基础而言, 竖向承载能力较易满足设计要求, 水平承载能力成为关键的控制因素<sup>[5]</sup>. 海上风力机允许的基础转动角度仅约0.5°, 因而基于桩基变形控制的允许承载力一般远小于桩基破坏失稳时对应的极限承载力, 工程设计中更关注桩基在水平荷载下的变形特性<sup>[6]</sup>.

研究桩基水平承载问题时, 一般将桩基简化为弹性梁, 将周围土体简化为沿桩身分布的一系列弹簧, 通过建立弹性梁与周围弹簧之间的平衡关系, 即可求解得到一定水平荷载下桩基的变形. 根据对土体弹簧

**引用格式:** 漆文刚, 高福平. 冲刷对海上风力机单桩基础水平承载特性的影响. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2016, 46: 124710  
Qi W G, Gao F P. Effects of scour on horizontal bearing behavior of monopile foundations for offshore wind turbines (in Chinese). Sci Sin-Phys Mech Astron, 2016, 46: 124710, doi: 10.1360/SSPMA2016-00295

约束的不同描述, 已发展出了一系列不同的计算方法: Hetenyi<sup>[7]</sup>将土体约束简化为线性弹簧且认为弹簧刚度不随土体深度变化, 得到了桩基加载点处位移的理论解; Reese等人<sup>[8]</sup>用 $p$ - $y$ 曲线( $p$ 为单位长度的桩土侧向压力,  $y$ 为对应位置的桩基水平位移)来描述砂土中土体弹簧约束的力-位移关系, 通过选取合理的 $p$ - $y$ 曲线, 考虑了弹簧刚度的非线性及其随土体深度的变化. Reese等人<sup>[8]</sup>和O'Neill等人<sup>[9]</sup>针对砂土条件提出的 $p$ - $y$ 曲线计算方法已被API<sup>1)</sup>和DNV<sup>2)</sup>等行业规范所采纳, 是目前应用最广的桩基水平承载计算方法. 然而该 $p$ - $y$ 曲线仅根据有限组次的原位实验数据得到, 实验中桩基直径为0.61 m<sup>[10]</sup>, 直接应用于大直径单桩的水平承载力分析可能产生较大的计算误差<sup>[11-13]</sup>.

当海床为无黏性土时, 桩基周围土体在波浪和海流作用下易发生冲刷, 极大削弱桩基的承载能力. 特别对于初始埋深相对较浅的桩基, 冲刷引起的水平承载力弱化效应尤为显著. 冲刷使得桩基埋深减小, 同时水平荷载作用力臂增加(即相对于桩土界面处的弯矩荷载增大), 进而影响桩基变形和桩土间作用力的分布(见图1). 已有研究大多集中在冲刷形成过程和冲刷机理方面<sup>[14]</sup>, 近年来冲刷对桩基水平承载性能的影响才逐渐引起工程界和学术界的关注<sup>[15,16]</sup>. 已有相关数值研究和理论分析主要考虑了两方面的效应: 一是冲刷诱导的上部土体输移会导致剩余土体处于超固结状态, 从而改变其力学特性<sup>[15]</sup>; 二是冲刷坑几何尺寸的影响<sup>[16,17]</sup>. 最近, Qi等人<sup>[18]</sup>通过离心机试验进行相关研究, 引入了一种简便的 $p$ - $y$ 曲线修正方法, 依据冲刷

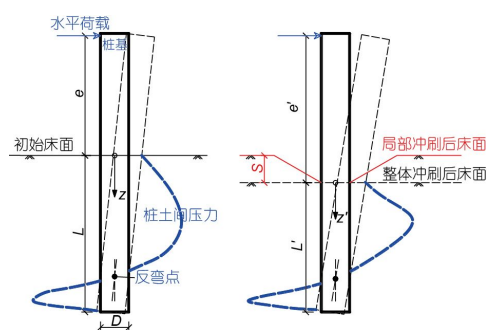


图1 (网络版彩图)冲刷对水平承载单桩响应的影响  
Figure 1 (Color online) Illustration of scour effect on the lateral response of a monopile.

条件对 $p$ - $y$ 曲线计算中所用土体深度进行修正以考虑局部冲刷的影响.

本文建立了大直径单桩基础水平承载的有限元计算模型, 基于计算结果获得了桩土相互作用 $p$ - $y$ 曲线, 并用 $p$ - $y$ 曲线法对有限元算例所得桩基力-位移曲线进行反演分析, 探讨了冲刷对桩基承载机理的影响及 $p$ - $y$ 曲线法的适用性. 通过数值计算分析了冲刷对 $p$ - $y$ 曲线的影响, 并与离心机试验所得结果进行了对比, 最后讨论了冲刷坑坡角的影响规律.

## 1 桩土相互作用数值模型

### 1.1 模型网格及边界条件

单桩基础受水平荷载作用时, 桩土模型、外载及位移边界条件以均沿水平荷载所在的竖直平面对称. 利用ABAQUS有限元分析软件建立三维平面对称桩土相互作用数值模型, 如图2所示. 模型包括桩基及周围土体两部分, 桩基和土体均采用三维八节点缩减积分实体单元(C3D8R). 为消除边界条件的影响, 土体半径取5倍桩径, 土体深度取2倍桩基埋深. 桩土相互作用中的界面接触属于边界条件非线性问题, 桩土界面采用接触对算法建立接触关系, 可真实地模拟界面接触、滑移和分离等过程. 在本文数值模拟的接触对中, 将桩基表面定义为“主控接触面”, 土体表面定义为“从接触面”. 桩土间的界面摩擦系数取 $\mu = \tan[\sin\phi \times \cos\phi / (1 + \sin^2\phi)]$ <sup>[19]</sup>, 其中 $\phi$ 为土体内摩擦角. 为了保证计算效率和模拟准确性, 将桩土接触面附近网格加密, 其余部分适当稀疏.

如图2所示, 土体表面为自由表面, 前侧为面对称边界条件, 土体外侧只允许产生竖向位移, 土体底部对所有自由度进行约束. 桩基前侧为面对称边界条件, 桩基其他表面没有约束, 为自由表面. 水平荷载以集中力的形式施加在位于桩顶中心处的参考点, 通过ABAQUS中内置的Coupling约束对参考点和桩基顶面进行关联, 从而将水平荷载最终传导至桩基. 通过在参考点同步施加集中力矩, 即可调整所施加水平荷载的偏心距. 桩基承载过程中, 土体的重力作用对承载特性有重要影响, 因此在加载前借助地应力平衡手段,

1) American Petroleum Institute. Geotechnical and foundation design considerations, ANSI/API Recommended Practice 2 GEO First Edition, 2011  
2) Det Norske Veritas. DNV offshore standard DNV - OS - J101, design of offshore wind turbine. Technical Standard, 2013

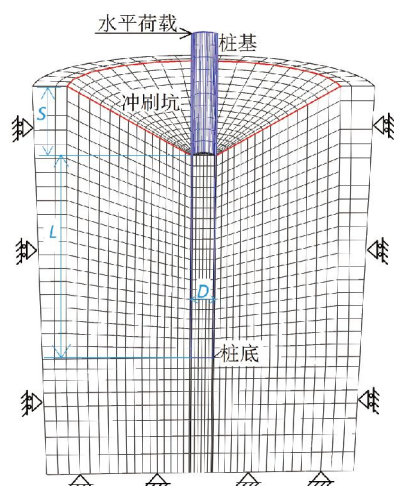


图2 (网络版彩图)大直径单桩基础水平承载有限元模型及网格划分(带冲刷坑)  
Figure 2 (Color online) Finite element meshes of large-diameter monopile foundation under lateral loading (with scour hole).

对模型土体施加重力场的同时保证土体不发生显著的变形. Karthigeyan等人<sup>[20]</sup>的研究表明当桩基水平位移较小时, 竖向荷载对桩基的水平承载影响很小. 为此, 在本研究中只施加水平荷载而忽略竖向荷载的影响.

## 1.2 本构和物性参数

采用Mohr-Coulomb (M-C)模型模拟土体弹塑性特性. M-C模型屈服面可表示为<sup>[21]</sup>

$$J - \left( \frac{c}{\tan\phi} + p' \right) g(\theta) = 0, \quad (1)$$

式中 $J$ 为偏应力不变量,  $c$ 为土体的黏聚力,  $p'$ 为平均有效应力,  $\theta$ 为应力罗德角.

$$g(\theta) = \frac{\sin\phi}{\cos\theta + \sin\theta\sin\phi / \sqrt{3}}. \quad (2)$$

模型中桩基直径 $D$ 的变化范围为2.5–5.0 m, 桩基壁厚均取 $t_0=0.06$  m, 桩基埋深 $L$ 的变化范围为22.5–30 m. 本文针对砂土进行研究, 取黏聚力 $c \approx 0$ , 为保证数值计算的收敛, 计算中取一小量 $c=0.5$  kPa; 土体浮容重为 $\gamma'=10.8$  kN/m<sup>3</sup>, 泊松比 $\nu=0.35$ ; 变形模量 $E_s$ 的取值范围为10–50 MPa, 内摩擦角 $\phi$ 相应的取值范围为30°–40°; 剪胀角 $\psi=0$ , 即忽略土体剪胀性的影响. 桩基材料为钢材, 其强度远高于土体强度, 故采用线弹性本构模型, 弹性参数取 $E_p=210$  GPa,  $\nu=0.3$ .

## 1.3 模型验证

利用Peng<sup>[22]</sup>获得的干砂中桩基水平承载模型试验结果, 对数值模型进行了验证分析. 图3给出了数值模拟结果与试验所得桩基力-位移曲线的对比, 可以看出两者具有非常好的一致性, 说明数值模型能够很好地模拟桩基水平承载过程. 此外, 本文中所建立的桩土相互作用模型已经得到了广泛的验证和应用<sup>[23,24]</sup>, 进一步确保了模型的可靠性.

## 2 p-y曲线参数化及桩基响应反演分析

### 2.1 p-y曲线参数化

针对不同荷载偏心距及土体参数条件进行了一系列桩基水平承载的数值模拟, 基于数值模拟结果可提取得到桩基截面弯矩随土体深度的分布, 通过对弯矩进行二阶微分即可获得桩基侧向土压力, 如下式所示:

$$p = \frac{d^2M}{dz^2}, \quad (3)$$

其中 $z$ 代表竖向坐标. 在利用式(3)求解 $p$ 时, 可能会由于弯矩 $M$ 拟合公式选取不当而造成较大误差. 为了避免该问题, 采用Yang和Liang<sup>[25]</sup>所提出的分段多项式拟合方法. 在应用此方法时, 选用5个连续的弯矩数据点, 根据最小二乘法拟合得到三阶多项式; 然后对该三阶多项式进行二阶微分, 计算得到中心点处的 $p$ , 最上侧3个点和最下侧3个点处的 $p$ 通过最上面5个点和最下面

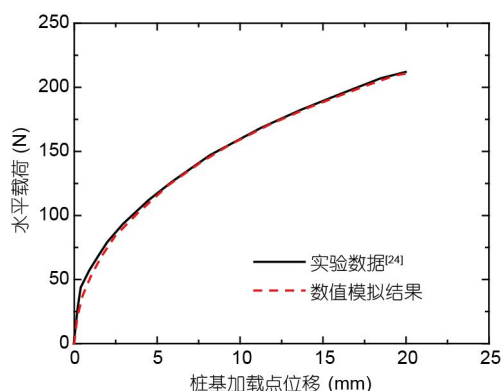


图3 (网络版彩图)数值模拟与试验所得桩基力-位移曲线对比( $D=44.5$  mm,  $L=400$  mm,  $\gamma=16.4$  kN/m<sup>3</sup>,  $c=0.5$  kPa,  $\phi=35.2^\circ$ )  
Figure 3 (Color online) Comparison of horizontal load-displacement curves between finite element (FE) analyses and experimental tests ( $D=44.5$  mm,  $L=400$  mm,  $\gamma=16.4$  kN/m<sup>3</sup>,  $c=0.5$  kPa,  $\phi=35.2^\circ$ ).



5个点的数据而获得. 桩基各点的水平位移 $y$ 通过数值计算结果可直接提取得到. 将不同深度处和不同水平荷载下的 $p$ 和 $y$ 一一对应, 就可以得到相应的 $p$ - $y$ 曲线数据.

图4给出了一组典型工况下, 基于有限元数值计算结果获得的 $p$ - $y$ 曲线(图中实心点). 可以看出 $p$ - $y$ 曲线的刚度随着土体深度的增加而显著增大. 由于该工况中桩基呈现出较强的刚性承载特性, 桩基中段的水平位移很小, 因此未给出桩基中间段对应的 $p$ - $y$ 曲线.

基于有限元计算结果所得的 $p$ - $y$ 曲线数据, 可拟合得到 $p$ - $y$ 曲线的参数化表达式<sup>[26]</sup>, 从而将一系列数值模拟结果用一个统一的函数式进行表达. Suryasentana和Lehane<sup>[27]</sup>利用有限元数值模拟结果, 针对干砂中的水平承载桩基, 获得了基于静力触探试验(Cone Penetration Test, CPT)所得土体强度 $q_{CPT}$ 表达的 $p$ - $y$ 曲线

$$p / (\gamma z D) = 2.4(q_{CPT} / (\gamma z))^{0.67} (z / D)^{0.75} \times [1 - \exp(-6.2(z / D)^{-1.2} (y / D)^{0.89})], \quad (4)$$

其中 $\gamma$ 代表干砂的容重. 通过式(4)可直接用 $q_{CPT}$ 进行 $p$ - $y$ 曲线的计算, 克服了传统 $p$ - $y$ 曲线方法对土性参数的依赖性. 当桩基变形 $y$ 和桩土间作用力 $p$ 较小时, 式(4)所代表的 $p$ - $y$ 曲线精度较低, 因此用于计算桩基的允许承载力时可能产生较大的计算误差.

在数值模型中,  $q_{CPT}$ 不能作为基本的土性参数直接赋值.  $q_{CPT}$ 主要反映土体的强度和变形等特性, 在基础设计中常与土体的变形模量 $E_s$ 相对应<sup>[28]</sup>. 基于大量有限元模拟所得的 $p$ - $y$ 曲线及对应的土性参数数据, 借鉴式(4)所给的 $p$ - $y$ 曲线表达式, 用 $E_s$ 替代 $q_{CPT}$ , 基于最小二乘法拟合得到了适用于砂土中大直径单桩基础的 $p$ - $y$ 曲线参数化表达式, 如下:

$$p / (\gamma' z D) = 0.04(E_s / (\gamma' z))^{0.86} (z / D)^{0.59} \times [1 - \exp(-9.3(z / D)^{-0.53} (y / D)^{0.79})]. \quad (5)$$

由于海洋环境中砂土一般处于饱和状态, 故式(5)中的土体容重均采用土体浮容重 $\gamma'$ . 典型土体参数条件下, 有限元模拟所得 $p$ - $y$ 曲线与式(5)计算所得 $p$ - $y$ 曲线对比如图4所示, 可以看出两者之间呈现较好的一致性, 相对误差基本在20%以内. 图5给出了所有有限元模拟所得 $p$ - $y$ 曲线数据点与式(5)计算所得 $p$ - $y$ 曲线数据点的对比, 可以看出式(5)的计算误差很小, 能够很好地描述数值结果所得的 $p$ - $y$ 曲线. 需要注意的是, 式(5)是

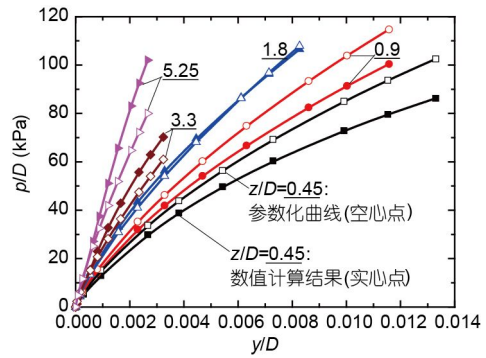


图4 (网络版彩图)典型工况下基于有限元计算结果获得的 $p$ - $y$ 曲线与参数化曲线(式(5))的对比( $D=5\text{m}$ ,  $L=30\text{m}$ ,  $t_0=0.06\text{m}$ ,  $E_s=30\text{MPa}$ ,  $\phi=35^\circ$ )

Figure 4 (Color online) Comparison of  $p$ - $y$  curves between FE results and eq. (5) ( $D=5\text{m}$ ,  $L=30\text{m}$ ,  $t_0=0.06\text{m}$ ,  $E_s=30\text{MPa}$ ,  $\phi=35^\circ$ ).

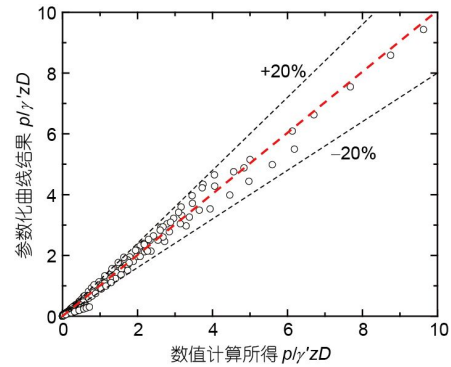


图5 (网络版彩图)参数化曲线(式(5))计算所得 $p/y'zD$ 与有限元计算所得 $p/y'zD$ 的对比

Figure 5 (Color online) Comparison of  $p/y'zD$  predicted by eq. (5) with numerical  $p/y'zD$ .

由基于桩基位移较小时所得的计算结果拟合得到, 若用桩基变形较大时的分析, 还需进一步验证.

## 2.2 基于参数化 $p$ - $y$ 曲线的桩基响应反演分析

利用 $p$ - $y$ 曲线法对两个有限元算例进行了反演分析. 首先根据式(5)和相关土性及桩基参数计算得到 $p$ - $y$ 曲线数据, 然后导入相应的计算软件Oasys ALP<sup>[29]</sup>中, 即可得到桩基的位移、截面弯矩等计算结果.

图6给出了当荷载偏心距 $e=10\text{m}$ 时, 两种典型土性参数下的桩基加载点处力-位移曲线对比, 图中 $H$ 代表水平荷载,  $y_L$ 代表桩基加载点处的位移. 可以看出基于式(5)的 $p$ - $y$ 曲线计算结果与有限元结果一致, 能够准确反映加载点处水平位移随荷载的变化.

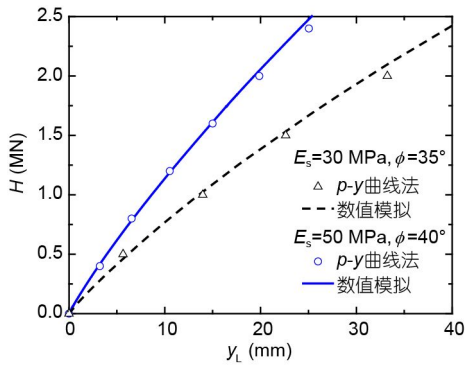


图6 (网络版彩图)数值计算与基于式(5)的p-y曲线计算所得加载点力-位移曲线对比(D=5m, L=30m, t<sub>0</sub>=0.06m)

Figure 6 (Color online) Comparison of load-displacement curves at loading position between numerical results and p-y curve method using eq. (5) (D=5m, L=30m, t<sub>0</sub>=0.06m).

### 3 局部冲刷对水平承载桩基桩土相互作用的影响

#### 3.1 水平承载桩基的变形模式

在水平荷载作用下, 根据变形模式的不同, 桩基可分为柔性桩和刚性桩两类. 传统的海洋平台桩基埋深较大, 在承受水平荷载时, 较深处的桩段几乎不发生变形, 属于柔性桩模式. 用于海上风力机的大直径单桩基础的埋深一般相对较浅, 在水平荷载作用下桩基出现整体转动的变形特征, 属于刚性桩模式.

Poulos和Hull<sup>[30]</sup>认为, 当桩基埋深处于 $L_c/3 < L < L_c$ 的范围时, 桩基变形模式逐渐从刚性桩过渡至柔性桩.  $L_c$ 表示临界桩长, 当桩基埋深超过临界桩长时, 桩基埋深对桩基水平承载力没有影响. 土性参数沿深度均匀分布时, 临界桩长 $L_c$ 的计算公式为

$$L_c = 4.44 \sqrt[4]{E_p I_p / E_s}, \quad (6)$$

式中,  $E_p I_p$ 表征桩基的截面抗弯模量. 据此, 桩基变形模式从刚性桩过渡至柔性桩的判断条件为

$$4.8 < E_s L^4 / E_p I_p < 388.6, \quad (7)$$

式(7)表明, 依据计算得到无量纲参数 $E_s L^4 / E_p I_p$ 值, 即可对桩基的变形模式进行定性判定. 在本文中, 为了简化表述, 用参数 $\kappa$ 表示无量纲参数 $E_s L^4 / E_p I_p$ , 即

$$\kappa = E_s L^4 / E_p I_p. \quad (8)$$

图7给出了水平荷载作用下柔性桩和刚性桩的变

形示意图(见Gao等人<sup>[31]</sup>). 对于柔性桩, 水平荷载引起的桩身弯矩和桩基位移仅限于桩基靠上的部分, 桩基埋深对桩基响应几乎没有影响. 而刚性桩在水平荷载作用下呈现整体转动, 桩身存在一个反弯点. 图8给出了 $\kappa=324.7$ 和8.3时, 有限元模拟得到的桩基变形云图, 可以看出数值模拟结果能够很好地反映桩基变形模式的转变.

与柔性桩不同, 刚性桩承载时桩基底面会受到来自于土体的剪切力和弯矩作用, 同时桩基侧面也会出现沿桩身外壁竖向分布的土阻力. Bekken<sup>[32]</sup>和Byrne等人<sup>[26]</sup>的数值研究结果表明刚性桩基底面和侧面受到的这些额外土阻力对桩基的位移等响应有重要影响. 对介于柔性桩和刚性桩之间(见式(7))的桩基而言, 对上述额外土阻力的影响进行量化分析具有重要意义, 将在3.2节中详细展开.

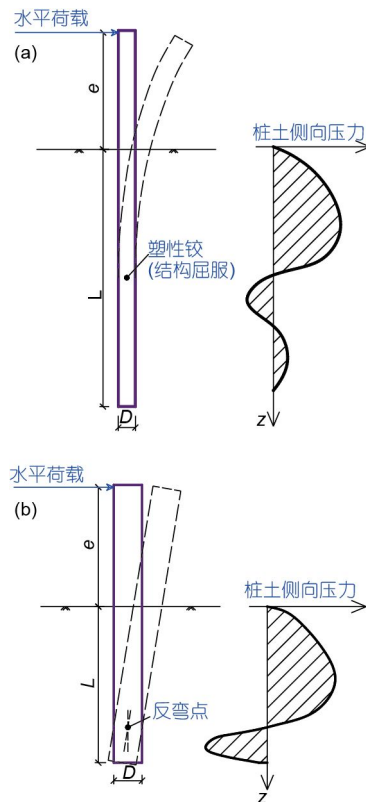


图7 (网络版彩图)水平承载桩基的变形模式. (a) 柔性桩; (b) 刚性桩

Figure 7 (Color online) Lateral deformation mechanism for flexible piles (a) and rigid piles (b).

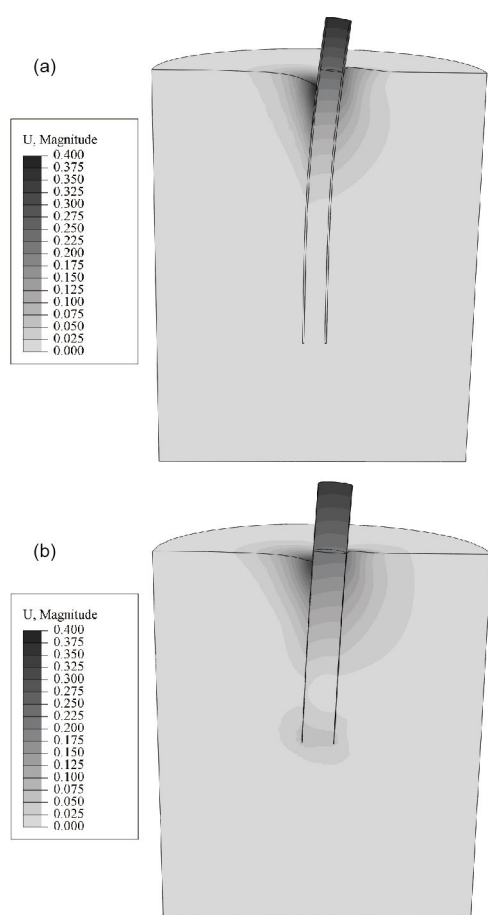


图8 水平承载桩基及周围土体的位移云图. (a) 趋于柔性桩的变形模式( $E_s=30\text{ MPa}$ ,  $D=2.75\text{ m}$ ,  $L=31.25\text{ m}$ ,  $E_p I_p=88.1\text{ GN m}^2$ ,  $\kappa=324.7$ ); (b) 趋于刚性桩的变形模式( $E_s=30\text{ MPa}$ ,  $D=5.0\text{ m}$ ,  $L=30\text{ m}$ ,  $E_p I_p=2940\text{ GN m}^2$ ,  $\kappa=8.3$ ) (单位: m)  
 Figure 8 Displacement contour of monopile and soil under lateral loads. (a) Flexible pile ( $E_s=30\text{ MPa}$ ,  $D=2.75\text{ m}$ ,  $L=31.25\text{ m}$ ,  $E_p I_p=88.1\text{ GN m}^2$ ,  $\kappa=324.7$ ); and (b) rigid pile ( $E_s=30\text{ MPa}$ ,  $D=5.0\text{ m}$ ,  $L=30\text{ m}$ ,  $E_p I_p=2940\text{ GN m}^2$ ,  $\kappa=8.3$ ) (unit: m).

### 3.2 $p$ - $y$ 曲线法的适用性: 冲刷引起的桩基承载机理变化

为了分析桩基刚度(变形模式)对 $p$ - $y$ 曲线法适用性的影响, 针对桩径 $D=5\text{ m}$ 的单桩基础, 变化桩基埋深(变化范围为 $22.5\text{--}30\text{ m}$ )、截面抗弯刚度(变化范围为 $E_p I_p$ 为 $360\text{--}2940\text{ GN m}^2$ )及土性参数( $E_s$ 为 $10\text{--}50\text{ MPa}$ ,  $\phi$ 为 $30^\circ\text{--}40^\circ$ ), 进行了一系列桩基水平承载的有限元模拟. 上述参数条件下参数 $\kappa$ 的变化范围约为 $5 < \kappa < 110$ , 对比式(7)可知此时桩基介于柔性桩和刚性桩之间. 有限元计算得到的桩基加载点处位移用 $y_n$ 表示. 针对上述有限元算例对应的每种工况, 利用2.1节所得的参数

化 $p$ - $y$ 曲线(式(5))对桩基响应进行计算, 所得桩基加载点处位移用 $y_p$ 表示.

图9给出了 $p$ - $y$ 曲线法和有限元模拟所得桩基位移之比 $y_p/y_n$ 随参数 $\kappa$ 的变化. 当 $\kappa > 50$ 时 $y_p/y_n$ 的值约等于1; 当 $\kappa < 50$ 时 $y_p/y_n$ 的取值随 $\kappa$ 的减小而逐渐增大, 最大可达1.8. 图9中还给出了Byrne等人<sup>[26]</sup>研究所得的数据点, 与本文中所得到的规律基本一致. 图9表明, 当桩基刚性逐渐增大时,  $p$ - $y$ 曲线法所得桩基位移较有限元模拟所得位移显著偏大, 这主要是由于桩基底面和侧面所受土阻力的影响逐渐凸显. 这些影响在有限元模拟中能够得到完全的反映, 而传统的 $p$ - $y$ 曲线法在计算桩基响应时未能考虑这些土阻力的作用, 因而不适用于刚性较大的水平承载桩基响应分析.

局部冲刷深度 $S$ 与桩径 $D$ 一般呈正相关, 用于海上风力机基础的单桩直径与桩基埋深之比( $D/L$ )一般较大<sup>[14]</sup>, 从而冲刷深度可达桩基埋深的25%, 即 $S/L \approx 0.25$ . 从 $\kappa$ 的定义式可以看出, 冲刷引起的桩基埋深减小会导致 $\kappa$ 值的减小. 用 $L_s$ 表示冲刷后的桩基埋深, 用 $\kappa_s$ 表示冲刷后 $\kappa$ 的值, 则

$$\begin{aligned} \kappa_s &= E_s L_s^4 / E_p I_p \\ &= (E_s L^4 / E_p I_p) (L_s / L)^4 \\ &= \kappa (1 - S / L)^4. \end{aligned} \quad (9)$$

根据式(9), 可给出一系列初始 $\kappa$ 值下 $\kappa_s$ 随 $S/L$ 的变化, 如图10所示. 图10表明当冲刷深度 $S/L=0.15$ 时,  $\kappa_s$ 的取值仅为 $\kappa$ 的一半. 对于 $\kappa \approx 50$ 的情况, 如果冲刷使 $\kappa_s \approx 25$ , 则从图9可以看出冲刷后的桩基响应已经难以用传统的 $p$ - $y$ 曲线法进行准确预测. 此时传统的 $p$ - $y$ 曲

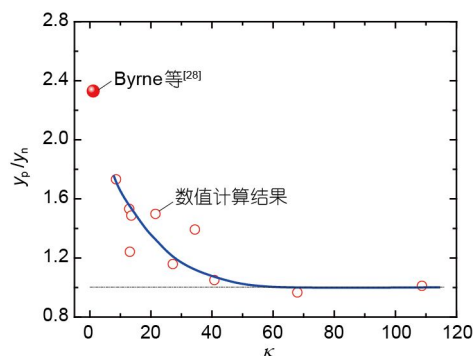


图9 (网络版彩图) $y_p/y_n$ 随 $\kappa$ 的变化  
 Figure 9 (Color online) Variation of  $y_p/y_n$  with  $\kappa$ .

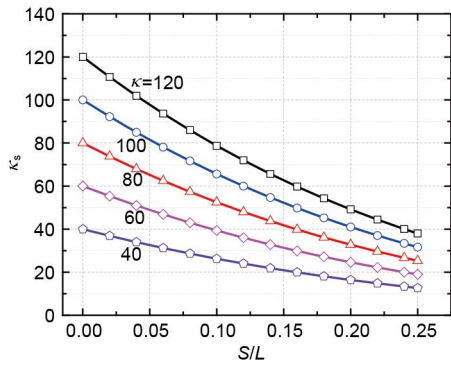


图 10 (网络版彩图)不同 $\kappa$ 取值条件下, 参数 $\kappa_s$ 随无量纲冲刷深度( $S/L$ )的变化

Figure 10 (Color online) Variation of  $\kappa_s$  with  $S/L$  under different values of  $\kappa$ .

线法不再适用, 而需在桩底和桩侧额外增加弹簧约束, 以考虑刚性桩基底面和侧面所受到的土阻力。

### 3.3 $p$ - $y$ 曲线随冲刷深度的变化

局部冲刷使得桩基埋深减小, 荷载偏心距增大。此外, 冲刷坑底部之上残余的土体对桩土相互作用也有显著影响。对3个不同局部冲刷深度(即 $S/D=0, 0.91, 1.82$ )下的桩基水平承载过程进行有限元模拟, 以揭示局部冲刷对水平承载桩基响应的影响, 计算中冲刷坑的坡角保持恒定为 $30^\circ$ 。

图11中给出了不同局部冲刷深度下, 从有限元模拟结果提取得到的 $p$ - $y$ 曲线。图中 $z'$ 表示距冲刷坑底部的深度, 即 $z'=z-S$ (见图1)。可以看出对于同一深度( $z'$ )处的土体,  $p$ - $y$ 曲线的斜率随着局部冲刷深度的增加而逐渐增大(即曲线刚度增大), 深度较浅的土体尤其显著(如 $z'/D=0.53$ )。局部冲刷引起的 $p$ - $y$ 曲线斜率增大, 主要是由于在桩土相互作用过程中, 当桩基发生水平位移时, 被推动的楔形土体体积因冲刷坑周围残余土体的存在而增大(见图12), 桩周土体对桩基的约束变得更强, 因而对应的 $p$ - $y$ 曲线刚度增大。

Qi等人<sup>[20]</sup>通过离心机实验对砂土中桩基水平承载的冲刷效应进行了研究。在鼓式离心机中制备了不同深度的局部冲刷坑及整体冲刷, 根据实验获得的 $p$ - $y$ 曲线, 提出土体有效深度( $z_e$ )的概念, 进行冲刷后 $p$ - $y$ 曲线的计算, 从而考虑冲刷对 $p$ - $y$ 曲线的影响。 $z_e$ 的计算公式为

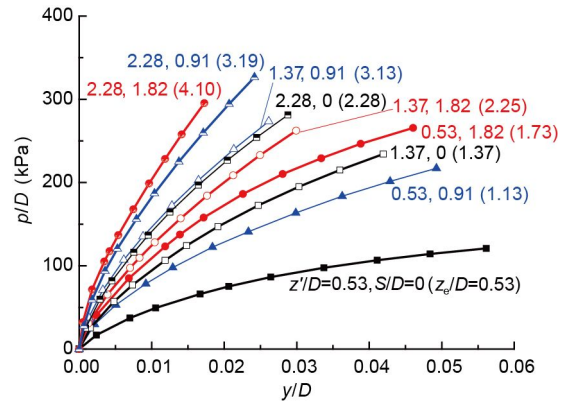


图 11 (网络版彩图)不同局部冲刷深度下所得 $p$ - $y$ 曲线对比( $E_s=50$  MPa,  $D=2.75$  m, 桩基初始埋深 $L=31.25$  m,  $E_p I_p=88.1$  GN m<sup>2</sup>)

Figure 11 (Color online) Local scour effect on the  $p$ - $y$  curves at various given depths below the scour base ( $E_s=50$  MPa,  $D=2.75$  m, initial embedment depth  $L=31.25$  m,  $E_p I_p=88.1$  GN m<sup>2</sup>).

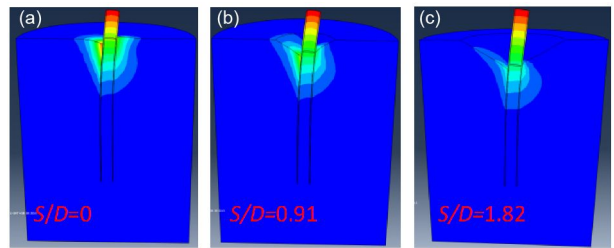


图 12 (网络版彩图)不同局部冲刷深度下桩基及周围土体变形云图

Figure 12 (Color online) Displacement contour of monopile and soil under lateral loads for various local scour depths.

$$\frac{z_e}{D} = \left( 1 - \tanh\left(\frac{fz'}{D}\right) \right) \frac{z'}{D} + \tanh\left(\frac{fz'}{D}\right) \frac{z}{D}, \quad (10)$$

局部冲刷( $30^\circ$ 坡角) $f \approx 1.5$ , 整体冲刷 $f=0$ , 有效深度 $z_e$ 是距离初始床面的土体深度 $z$ 和距离冲刷后冲刷坑底部土体深度 $z'$ 的加权平均值。 $z$ 和 $z'$ 的权重系数取值受冲刷坑形状影响, 同时随冲刷后深度 $z'$ (当前实际深度)而变化。参数 $f$ 为一经验系数, 表征有效深度 $z_e$ 从冲刷后泥面处 $z_e=z'=0$ 的取值随实际土体深度 $z'$ 增加而过渡至 $z_e=z$ 的变化速率。

用式(10)对图11中各 $p$ - $y$ 曲线对应的有效深度( $z_e/D$ )的值进行计算, 结果参见图11中各曲线对应的说明文字(图中括号内标注的 $z_e/D$ 取值)。可以看出随着 $z_e/D$ 的增大,  $p$ - $y$ 曲线的刚度也逐渐增大, 说明本文中数值模



拟结果与离心机试验结果一致,  $p$ - $y$ 曲线受局部冲刷影响的规律可用式(10)进行描述.

实际工程环境复杂多样, 冲刷坑坡角可能介于 $0^\circ$ - $30^\circ$ . 冲刷坑坡角的大小对 $z_c$ 的计算具有重要影响, 主要体现在参数 $f$ 的变化上. 式(10)中局部冲刷时 $f \approx 1.5$ 的取值是基于冲刷坑坡角为 $30^\circ$ 时的试验结果而获得, 当 $z'/D \geq 1.5$ 时 $z_c/D$ 与 $z/D$ 基本相等. 随着冲刷坑坡角的减小, 冲刷坑周围残留土体对桩基的约束逐渐弱化,  $z_c/D$ 与 $z/D$ 达到基本相等所对应的 $z'/D$ 值相应增大, 即参数 $f$ 的取值会逐渐减小. 对于整体冲刷的情况, 此时相当于冲刷坑坡角为 $0^\circ$ ,  $f$ 的取值为 $f=0$ .

对比坡角 $30^\circ$ 和 $0^\circ$ 两种情况下 $f$ 的取值, 进一步验证了 $f$ 取值随冲刷坑坡角减小而减小的结论. 任意冲刷坑坡角下 $f$ 的具体取值, 尚需进一步通过有限元方法建立相应的数值模型展开研究.

#### 4 结论

大直径单桩作为海上风力机基础得到广泛应用. 桩基周围土体在波浪和海流作用下易发生冲刷, 极大削弱桩基的承载能力, 危及上部风力机结构安全. 本

文建立了模拟桩土相互作用的三维有限元数值计算模型, 获得了不同参数条件下的桩土相互作用 $p$ - $y$ 曲线, 分析了冲刷对桩土相互作用的影响, 得到如下主要结论:

(1) 对于典型的海上风力机单桩基础, 冲刷可使桩基刚性显著增大, 进而桩基底面和侧面的土阻力开始发挥重要作用; 冲刷后的水平承载桩基响应难以用传统的 $p$ - $y$ 曲线法进行准确预测, 而需在桩底和桩侧增加额外的弹簧约束, 以考虑刚性桩基底面和侧面所受到的土阻力.

(2) 数值模拟结果表明, 对于距冲刷后泥面处同一深度处的土体,  $p$ - $y$ 曲线斜率随着局部冲刷深度的增加而逐渐增大, 对于深度较浅的土体尤其显著; 基于离心机实验结果得到的考虑冲刷效应的 $p$ - $y$ 曲线修正方法, 可以很好地反映数值模拟所得 $p$ - $y$ 曲线受冲刷影响的规律.

(3) 随着冲刷坑坡角的减小, 冲刷坑周围残留土体对桩基的约束逐渐弱化,  $p$ - $y$ 曲线修正方法中参数 $f$ 的取值会逐渐减小. 基于本文的数值计算模型, 可对参数 $f$ 取值随冲刷坑坡角的变化规律展开进一步研究.

#### 参考文献

- Zhou J F, Lin Y F. Essential mechanics issues of offshore wind power systems (in Chinese). *Sci Sin-Phys Mech Astron*, 2013, 43: 1589-1601 [周济福, 林毅峰. 海上风电工程结构与地基的关键力学问题. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2013, 43: 1589-1601]
- Arapogianni A, Genach A B. Deep water-the next step for offshore wind energy. Brussels: European Wind Energy Association (EWEA), 2013. ISBN: 978-2-930670-04-1
- Wang M, Wu Y Q, Su M, et al. Application of single pile foundation in offshore wind in China (in Chinese). *Electr Power Const*, 2013, 34: 63-66 [王淼, 吴云青, 苏萌, 等. 单桩式基础应用于我国海上风电的可行性探讨. 电力建设, 2013, 34: 63-66]
- Byrne B W, Houlsby G T. Foundations for offshore wind turbines. *Philos Trans R Soc A-Math Phys Eng Scis*, 2003, 361: 2909-2930
- Wang G C, Wang W, Yang M. Design and analysis of monopile foundation for 3.6 MW offshore wind turbine (in Chinese). *Chin J Geotech Eng*, 2011, 33(suppl2): 95-100 [王国粹, 王伟, 杨敏. 3.6 MW海上风力机单桩基础设计与分析. 岩土工程学报, 2011, 33(增刊2): 95-100]
- Leblanc C, Houlsby G T, Byrne B W. Response of stiff piles in sand to long-term cyclic lateral loading. *Géotechnique*, 2010, 60: 79-90
- Hetenyi M. Beams on Elastic Foundations. Ann Arbor: University of Michigan Press, 1946
- Reese L C, Cox W R, Koop F D. Analysis of laterally loaded piles in sand. In: Proceedings of the Offshore Technology Conference. Houston: University of Houston, 1974. 95-105
- O'Neill M W, Murchison J M. An Evaluation of  $p$ - $y$  Relationships in Sands. Houston: University of Houston, 1983
- Cox W R, Reese L C, Grubbs B R. Field testing of laterally loaded piles in sand. In: Proceedings of 6th Annual Offshore Technology Conference Houston: University of Houston, 1974
- Zhu B, Xiong G, Liu J C, et al. Centrifuge modelling of a large-diameter single pile under lateral loads in sand (in Chinese). *Chin J Geotech Eng*, 2013, 35: 1807-1815 [朱斌, 熊根, 刘晋超, 等. 砂土中大直径单桩水平承载离心模型试验. 岩土工程学报, 2013, 35: 1807-1815]
- Choo Y W, Kim D, Park J H, et al. Lateral response of large-diameter monopiles for offshore wind turbines from centrifuge model tests. *Geotech Test J*, 2014, 37: 20130081
- Liu J C, Xiong G, Zhu B, et al. Bearing capacity and deflection behaviors of large diameter monopile foundations in sand seabed (in Chinese).



- Rock Soil Mech, 2015, 36: 591–599 [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. 岩土力学, 2015, 36: 591–599]
- 14 Qi W G, Gao F P. Physical modeling of local scour development around a large-diameter monopile in combined waves and current. *Coastal Eng*, 2014, 83: 72–81
- 15 Lin C, Bennett C, Han J, et al. Scour effects on the response of laterally loaded piles considering stress history of sand. *Comp Geotechnics*, 2010, 37: 1008–1014
- 16 Lin C, Han J, Bennett C, et al. Analysis of laterally loaded piles in sand considering scour hole dimensions. *J Geotech Geoenviron Eng*, 2014, 140: 04014024
- 17 Yang X F, Zhang C R, Yuan J Y. Equivalent-strain wedge method for laterally loaded pile in sand considering scouring effect (in Chinese). *Rock Soil Mech*, 2015, 36: 2946–2950 [杨晓峰, 张陈蓉, 袁聚云. 砂土中考虑冲刷的水平承载桩等效应变楔方法. 岩土力学, 2015, 36: 2946–2950]
- 18 Qi W G, Gao F P, Randolph M F, et al. Scour effects on  $p$ - $y$  curves for shallowly embedded piles in sand. *Géotechnique*, 2016, 66: 648–660
- 19 Randolph M F, Wroth C P. Application of the failure state in undrained simple shear to the shaft capacity of driven piles. *Géotechnique*, 1981, 31: 143–157
- 20 Karthigeyan S, Ramakrishna V V G S T, Rajagopal K. Influence of vertical load on the lateral response of piles in sand. *Comp Geotech*, 2006, 33: 121–131
- 21 Knappett J A, Craig R R F. *Craig's Soil Mechanics*. London: Spon Press, 2012
- 22 Peng J R. *Behaviour of Finned Piles in Sand Under Lateral Loading*. Dissertation for Doctoral Degree. UK: Newcastle University, 2006
- 23 Achmus M, Akdag C T, Thieken K. Load-bearing behavior of suction bucket foundations in sand. *Appl Ocean Res*, 2013, 43: 157–165
- 24 Jung S, Kim S R, Patil A, et al. Effect of monopile foundation modeling on the structural response of a 5-MW offshore wind turbine tower. *Ocean Eng*, 2015, 109: 479–488
- 25 Yang K, Liang R. Methods for deriving  $p$ - $y$  curves from instrumented lateral load tests. *Geotech Test J*, 2007, 30: 100317
- 26 Byrne B W, McAdam R, Burd H J, et al. New design methods for large diameter piles under lateral loading for offshore wind applications. In: *Proceedings of 3rd International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics*. Oslo: CRC Press, 2015
- 27 Suryasentana S K, Lehane B M. Numerical derivation of CPT-based  $p$ - $y$  curves for piles in sand. *Géotechnique*, 2014, 64: 186–194
- 28 Jamiolkowski M, Ghionna V N, Lancellotta R, et al. New correlations of penetration tests for design practice. In: *Proceedings of International Symposium on Penetration Testing*. Rotterdam: Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstracts, 1988. 263–296
- 29 Oasys ALP. Version 19.2. Oasys Limited. 2013
- 30 Poulos H, Hull T. The role of analytical geomechanics in foundation engineering. In: *Foundation Engineering: Current Principles and Practices*. Reston: American Society of Civil Engineers, 1989. 1578–1606
- 31 Gao F P, Li J H, Qi W G, et al. On the instability of offshore foundations: Theory and mechanism. *Sci China-Phys Mech Astron*, 2015, 58: 124701
- 32 Bekken L. *Lateral Behavior of Large Diameter Offshore Monopile Foundations for Wind Turbines*. Dissertation for Doctoral Degree. TU Delft: Delft University of Technology, 2009

## Effects of scour on horizontal bearing behavior of monopile foundations for offshore wind turbines

QI WenGang<sup>1,2</sup> & GAO FuPing<sup>1,2\*</sup>

<sup>1</sup> Key Laboratory for Mechanics in Fluid Solid Coupling Systems, Institute of Mechanics, Chinese Academy of Science, Beijing 100190, China;

<sup>2</sup> School of Engineering Science, University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China

Monopile is widely used as a typical foundation for offshore wind turbines (OWT). Local scour usually occurs around offshore pile foundations, which may bring the reduction of both the effective stresses in the surrounding soil and the effective pile embedment. Until now, the effects of local scour on the lateral pile-soil interaction have not been well understood. In this study, a three-dimensional finite element model for the lateral pile-soil interaction is proposed and verified with experimental results. The  $p$ - $y$  curves describing the pile-soil interaction are extracted from a series of numerical results with various sandy soil conditions and pile parameters. A parameterized expression of the  $p$ - $y$  curves for large-diameter monopile in sand is proposed. The results indicate that scour could induce a significant transition of pile behavior for a monopile typically employed for OWT. If the pile exhibits rigid structural behaviors after scour, the pile's tip and shaft resistance may become a significant component of the whole soil resistance, which would render the traditional  $p$ - $y$  approach inapplicable. For a given depth below the scour base, the  $p$ - $y$  curves get significantly stiffer with increasing scour depth, especially at relatively shallow depths. The scour effects on the variation of  $p$ - $y$  curves from the present numerical results are generally consistent with the existing centrifuge results. As the slope angle of scour holes decreases, the effect of the remaining sloping overburden soil above the level of the scour base reduces and the stiffening of the  $p$ - $y$  curves at a given depth below the scour base is correspondingly alleviated.

**monopile foundation, scour,  $p$ - $y$  curve, sandy soil**

**PACS:** 89.30.Ee, 92.10.Wa, 47.35.Lf, 94.10.Jd

**doi:** [10.1360/SSPMA2016-00295](https://doi.org/10.1360/SSPMA2016-00295)