

DOI: 10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2018.02.004

冲刷作用下砂土地层中桩的侧向力学性质分析

林城¹, 韩杰², Caroline BENNETT², Robert PARSONS²

(1. 加拿大维多利亚大学 土木工程系, 1700 STN CSC, 维多利亚 BC V8W2Y2, 加拿大;

2. 美国堪萨斯大学 土木、环境与建筑系, 2150 Learned Hall, 1530 W. 15th Street, Lawrence, 堪萨斯 66045, 美国)

摘要: [目的]冲刷是在水流以及波浪作用下土体流失的一个过程, 它通常发生在桥梁、港口码头、以及海岸平台等结构的基础周围, 造成基础的承载力下降, 危及上部结构的安全。目前在分析桩的侧向力学行为时, 只考虑了冲刷深度对桩的侧向承载力的影响, 而忽略了冲刷形成的冲刷孔的影响。事实上, 冲刷孔的几何形状不仅包括冲刷深度、还包括了冲刷孔的宽度以及冲刷孔的坡度。目前, 工程设计中广泛采用的侧向桩分析方法, 即 p - y 曲线方法无法考虑冲刷孔三维几何形状对桩的侧向力学性质的影响。[方法]针对这个问题, 文章提出了一种修正的 p - y 曲线方法以用于分析砂土地层中桩在冲刷作用下的侧向力学响应。[结果]该方法改进了基于楔形体破坏模型的 Reese p - y 曲线法, 从而考虑冲刷孔三维几何形状的影响。将计算得到的结果与三维有限差分数值分析的结果进行了比较, 验证该修正方法的可靠性。[结论]计算结果表明: 在冲刷孔的几何形状参数里, 冲刷深度对桩的侧向力学性质的影响最大, 其次是冲刷孔的宽度与坡度。忽略冲刷孔几何形状的影响, 桩在地面位置的侧向位移会增加 49% ~ 68%。

关键词: 侧向位移; 侧向力; 数值方法; 桩

中图分类号: TM614; TU473.1

文献标志码: A

文章编号: 2095-8676(2018)02-0024-13

Analysis of Laterally Loaded Piles in Sand Considering Scour Hole Dimensions

LIN Cheng¹, HAN Jie², Caroline BENNETT², Robert PARSONS²

(1. Department of Civil Engineering, University of Victoria, 1700 STN CSC, Victoria BC V8W2Y2, Canada;

2. Civil, Environmental and Architectural Engineering, the University of Kansas, 2150 Learned Hall,
1530 W. 15th Street, Lawrence, Kansas 66045, USA)

Abstract: [Introduction] Scour is a process of soil erosion, which can occur around the foundations of bridges or offshore structures through the action of flowing water; it can, therefore, reduce the capacity of the foundations and sometimes lead to the failure of structures. During an analysis of scour effects on laterally loaded piles, scour hole geometry is often ignored. Instead, scour effects are considered by simply removing the whole soil layer to the scour depth. However, a scour hole has not only depth, but also width and a slope. At present, the widely used p - y method for analyzing laterally loaded piles cannot consider three-dimensional scour hole dimensions. [Method] For this reason, a simplified method was developed herein for the analysis of laterally loaded piles in sand under a scour condition. [Result] The p - y curves in this method were based on a wedge type of failure. The effects of the scour hole dimensions on the response of laterally loaded piles in sand were evaluated using this simplified method. The computed results from the simplified method compared well with those from the three-dimensional finite-difference method. Scour depth was identified as the most influential factor on the pile response compared with scour width and scour hole angle. [Conclusion] Based on the parameters investigated, a model that removes the entire soil layer to the scour depth resulted in 49% ~ 68% higher groundline lateral displacements of the pile than a model that incorporates the three-dimensional scour hole dimensions.

Key words: deflection; lateral load; numerical method; pile; sand; scour

收稿日期: 2018-01-21 修回日期: 2018-03-22

基金项目: 美国堪萨斯州交通厅基金资助

论文简介: 本文内容已发表在 ASCE J. Geotech. Geoenviron. Eng. 2014, Vol. 140, Issue 6, DOI: 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0001111.

冲刷是水流与波浪将土体从基础冲走的过程。它不仅降低了基础的承载力而且会侵蚀基础的结构。因此, 冲刷是桥梁以及海上结构安全的主要危害。Lagasse 等(2007)^[1]研究表明在美国已破坏的

桥梁中有 60% 是由于冲刷造成。

目前大量的研究主要集中于如何预测桥梁的冲刷深度。只有少数的研究考虑了冲刷是如何影响桩及上部结构的承载力 (Avent 和 Alawady, 2005^[2]; Daniels 等, 2007^[3]; Hughes 等, 2007^[4-5]; Lin 等, 2010^[6] 和 2012^[7])。目前在工程设计中对冲刷的考虑主要是将桩基础周围的土体沿冲刷深度整层移走来考虑冲刷对桩的侧向力学性质的影响。然而这个过程忽略了冲刷孔几何形状的存在。如图 1 所示, 冲刷孔不仅包括冲刷深度还包括了冲刷宽度以及冲刷孔的坡度。桥梁基础的冲刷深度范围可从 0.5 ~ 15 m (Lin, 2012^[8])。冲刷孔的坡度角可近似地等效于河床土体的休止角, 在 $30^\circ \sim 44^\circ$ 之间 (Richardson 和 Davis, 2001^[9])。冲刷孔的顶部宽度大小可以近似地取为两倍的局部冲刷深度^[9]。

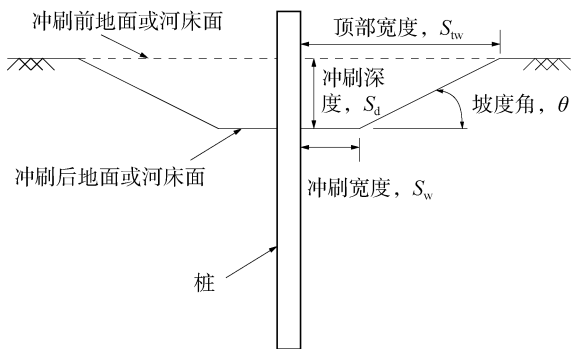


图 1 冲刷孔几何形状定义
Fig. 1 Scour hole dimensions

本文的研究主要考虑冲刷形成后的几何形状对桩的侧向力学性质的影响, 因此在计算时假定冲刷深度、宽度、以及坡度角是已知的。如何计算冲刷深度、宽度、以及坡度角不在本文的考虑范围。为了研究冲刷孔几何形状对桩的侧向承载力的影响, 一些学者采用了三维的有限元与有限差分的方法开展了相关的数值模拟。Li 等 (2009)^[10] 采用三维有限元方法分析了冲刷对直径为 4.9 m 的刚性桩在粘土地层中的侧向承载力的影响。该研究所考虑的冲刷孔的几何形状为冲刷深度为 0 ~ 9.1 m, 冲刷孔顶部宽度为三倍的冲刷深度。Achmus 等 (2010)^[11] 用三维有限元方法分析了砂土地层中大直径桩侧向承载力。他们考虑的冲刷深度为 0 ~ 2D (D = 桩径), 冲刷孔坡度角为砂土摩擦角的一半。Li 等 (2013)^[12] 采用 FLAC^{3D} 对冲刷孔的深度、宽度以及坡度角对粘土中桩的侧向力学性质开展了一系列参

数研究。

尽管三维的数值模拟方法能很好地分析冲刷孔几何形状对桩的侧向力学性质的影响, 但是这些方法在工程实践中并没有得到普遍使用, 因为三维数值模拟并不容易使用, 而且对计算能力要求较高、且计算时间很长。相反, 实践工程通常采用 p - y 曲线的方法。因为该方法容易使用、而且是建立在现场试桩实测数据的基础上 (Zhang 等, 1999^[13]; Gabr 等, 2002^[14]; Yang 和 Liang, 2007^[15]; Gerber 和 Rollins, 2008^[16]; Parsons 等, 2011^[17])。然而现有的 p - y 曲线法并不能考虑冲刷孔的三维几何形状的影响。为了能用 p - y 曲线的方法考虑冲刷的影响, 通常的做法是将土层从河床至冲刷深度整层移走, 即将局部冲刷保守地近视成整体冲刷。但是这种做法并不能合理地考虑冲刷对基础的影响, 因为它忽略了冲刷孔周围未被冲刷走的土的影响。本文的研究目标就是建立一种可以考虑三维冲刷孔几何形状的 p - y 曲线法 (修正的 p - y 曲线方法)。该方法是基于 Reese 等 (1974)^[18] 提出在砂土中桩的 p - y 曲线法, 其破坏模式是楔形体破坏。

本文首先介绍了修正的 p - y 方法是如何建立的, 然后用 FLAC^{3D} 数值模型对该方法进行验证。由于没有关于冲刷孔作用下侧向桩现场试验的数据, 所以采用了三维数值模拟的结果对修正的 p - y 曲线方法的结果进行比较与验证。最后, 文章还讨论了冲刷深度、冲刷宽度 (冲刷孔的底部宽度)、冲刷孔坡度角对侧向桩的位移、弯矩等力学响应的影响。

1 Reese p - y 曲线方法

Reese p - y 曲线方法是由 Reese 等 (1974)^[18] 建立的用于分析砂土中桩在侧向力作用下的力学性质。建立砂土的 p - y 曲线最重要的一部分就是计算土的单位极限侧向阻力 p_s 。公式 (1) 与 (2) 分别用于计算近地面与在地面较深处的 p_s , 它们是基于楔形体的破坏模型。

在建立砂土的 p - y 曲线时, 要对土的单位极限侧向阻力随深度方向做相应的修正。当桩的侧向位移达到 $1/60 D$ (D 为桩的直径) 时, 土的单位极限侧向阻力需要乘上修正系数 B_s , 即图 2 里的 B_s (p_s)。当桩的侧向位移达到 $3/80 D$ 时, 土的单位极限侧向阻力需要乘上修正系数 A_s , 即图 2 里的 A_s (p_s)。图 2 为一条典型的砂土 p - y 曲线示意图, 其

中单位极限侧向阻力定义了曲线的非线性部分，而 p - y 曲线的初始线性部分取决于土的模量参数，即 p - y 模量 k_{py} 。式(1)可用于计算近地面土的单位极限侧向阻力， p_{st} 。

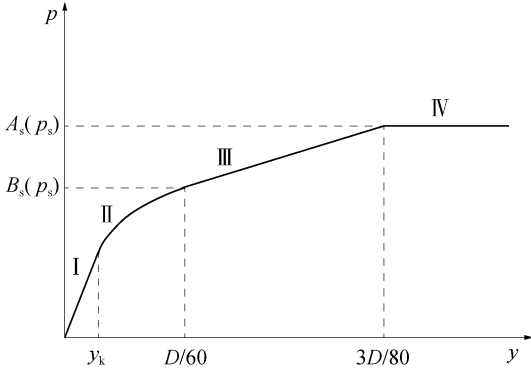


图2 砂土 Reese p - y 曲线 (改自 Reese 等, 1974)
Fig. 2 p - y curves for Reese sand (adapted from Reese et al, 1974)

$$p_{st} = \gamma'z \left[\frac{K_0 z \tan \varphi' \sin \beta}{\tan(\beta - \varphi') \cos \alpha} + \frac{\tan \beta}{\tan(\beta - \varphi')} \times \right. \\ \left. (D + z \tan \beta \tan \alpha) + K_0 z \tan \beta (\tan \varphi' \sin \beta - \tan \alpha) - K_a D \right] \quad (1)$$

式中： γ' 为土的有效容重 (kN/m^3)； z 为距冲刷后河床面以下的深度 (m)； K_0 为静止侧向土压力系数； φ' 为土的有效内摩擦角 ($^\circ$)； β 为土体被动破坏时形成的破坏角 ($^\circ$)； α 为定义楔形体形状的水平扩展角 ($^\circ$)； D 桩的直径 (m)； K_a 为主动土压力系数。

式(2)可用于计算离地面较深处土的单位极限侧向阻力， p_{sd} 。

$$p_{sd} = K_a D \gamma' z (\tan^8 \beta - 1) + K_0 D \gamma' z \tan \varphi' \tan^4 \beta \quad (2)$$

2 可考虑冲刷孔几何形状影响的修正的 p - y 曲线方法

2.1 修正的 p - y 曲线方法推导

该修正的方法可用于分析三维冲刷孔形状对桩的侧向变形与承载力的影响。该方法的核心是建立具有冲刷孔几何形状的楔形体破坏模型，从中推导土的极限侧向阻力，并在此基础上建立一个无冲刷孔的等效楔形体破坏模型。该等效模型可以利用现

有 Reese p - y 曲线方法建立一序列修正的 Reese p - y 曲线。因为该 p - y 曲线可以考虑三维的冲刷孔的几何特性，本文称之为修正的 p - y 曲线。等效楔形体破坏模型主要取决于等效深度 Z (m)，而等效深度是通过土的极限侧向阻力并利用等效楔形体模型反算得到。土的极限侧向阻力则是由具有冲刷孔几何形状的楔形体破坏模型计算得到。以上过程如图3所示。当等效深度 Z 通过以上步骤计算得到后，将 Z 带入式(1)与式(2)就可以建立可考虑冲刷孔形状的一系列修正的 p - y 曲线。在推导修正的 p - y 曲线方法过程，我们有以下两个假定：(1)冲刷孔周围的土只影响桩周围土的单位极限侧向阻力 p_s ，而其对土体的 p - y 模量 k_{py} 的影响可以忽略不计；(2)冲刷孔形成曲面可以用平面近似。第一个假设基于三维数值分析的结果，这个在后面将会详细介绍。第二个假设主要就考虑平面与曲面对侧向桩的极限阻力差异比较小，而用平面的假设使得推导更加简便。土对桩的侧向阻力主要取决于楔形体的自重以及楔形体与桩、周围土的相互作用。

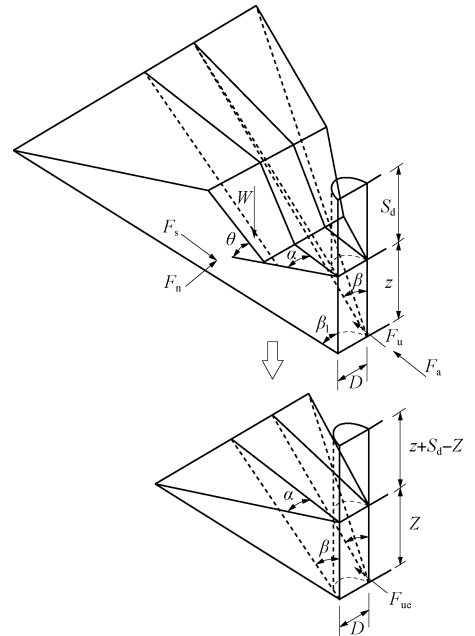


图3 考虑冲刷孔三维几何形状的楔形体破坏模型与等效楔形体破坏模型

Fig. 3 Wedge failure mode for a laterally loaded single pile in sand considering scour hole dimensions

在距河床面较深处土的破坏主要以平面应变破坏模式为主。对于砂土而言，该破坏模式受上覆土的自重应力影响，如公式(2)所示。因此，本文对

冲刷孔周围土的自重对深处土的单位极限侧向阻力的影响进行了考虑。

1) 对于没有冲刷孔的等效楔形体如图 3 所示, 其产生的土的极限侧向阻力, F_{ue} (kN) 可以通过公式(3)计算获得:

$$F_{ue} = \frac{\gamma' K_0 \tan \beta z^3}{3 \cos \alpha} \left[\cos \alpha \sin \beta \tan \varphi' - \sin \alpha + \frac{\tan \varphi' \cos \beta}{\tan(\beta - \varphi')} \right] + \frac{\gamma' z^2}{\tan(\beta - \varphi')} \left(\frac{D \tan \beta}{2} + \frac{z \tan^2 \beta \tan \alpha}{3} \right) - K_a \frac{\gamma' D z^2}{2} \quad (3)$$

2) 对于有冲刷孔的楔形体如图 3 所示, 其产生的土的极限侧向阻力取决于破坏面与冲刷孔坡面的相对位置, 如图 4 所示。图 4 是图 3 上图的一个剖面图。当冲刷孔坡度角满足 $\theta < 90^\circ - \beta$ 和 $H_1 < z < H_2$ 时, 破坏面将与冲刷孔坡面相交。如果满足 $\theta < 90^\circ - \beta$ 和 $H_1 < z < H_2$ 时, 破坏面将不会与冲刷孔坡面相交。

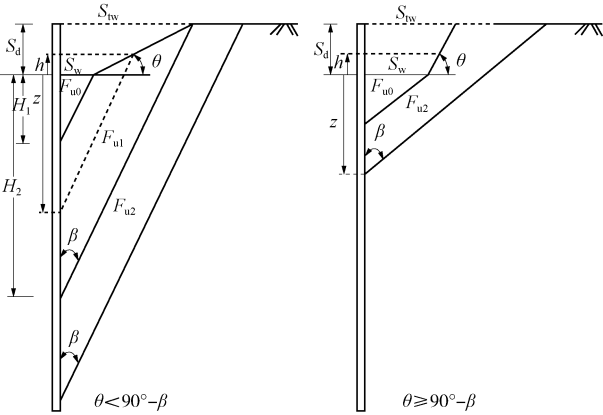


图 4 考虑冲刷孔的楔形体破坏模型剖面图

Fig. 4 Cross-sectional view of the wedge failure model considering scour hole dimensions

从图 4, H_1 、 H_2 可以通过以下方程计算得到:

$$H_1 = \frac{S_w}{\tan \beta} \quad (4)$$

式中: S_w 是冲刷孔的底部宽度(m)。

$$H_2 = \frac{S_w}{\tan \beta} + \frac{S_d}{D_1} \quad (5)$$

式中: S_d 是冲刷孔的深度(m); D_1 可以通过下式求得。

$$D_1 = \frac{\tan \beta \tan \theta}{1 - \tan \beta \tan \theta} \quad (6)$$

在不同深度的极限侧向阻力 F_u , 可以通过下面

的公式求得:

如果 $\theta < 90^\circ - \beta$:

$$0 < z \leq H_1, F_u = F_{u0} \quad (7)$$

$$H_1 < z \leq H_2, F_u = F_{u1} \quad (8)$$

$$z > H_2, F_u = F_{u2} \quad (9)$$

如果 $\theta \geq 90^\circ - \beta$:

$$0 < z \leq H_1, F_u = F_{u0} \quad (10)$$

$$z > H_1, F_u = F_{u2} \quad (11)$$

F_{u0} 、 F_{u1} 、 F_{u2} 可以通过公式(12)、(13)与(14)求得。这些公式是基于楔形体在破坏时的受力平衡建立的。 F_{u0} 的计算和公式(3)类似, 都是考虑水平河床面、没有冲刷孔的情况。 F_{u1} 方程是根据破坏面与冲刷孔坡面相交形成的楔形体的竖向与水平向的受力平衡得到的。而用于计算 F_{u2} 的楔形体其破坏面相交于冲刷前的河床面。关于 F_{u0} 、 F_{u1} 、 F_{u2} 等公式的推导, 可参见论文附件。

$$F_{u0} = \frac{\gamma' K_0 \tan \beta z^3}{3 \cos \alpha} \left[\cos \alpha \sin \beta \tan \varphi' - \sin \alpha + \frac{\tan \varphi' \cos \beta}{\tan(\beta - \varphi')} \right] + \frac{\gamma' z^2}{\tan(\beta - \varphi')} \left(\frac{D \tan \beta}{2} + \frac{z \tan^2 \beta \tan \alpha}{3} \right) - K_a \frac{\gamma' D z^2}{2} \quad (12)$$

$$F_{u1} = \frac{\gamma' K_0 \tan \beta}{3 \cos \alpha} \left\{ \left[z^3 + 3D_1 \left(z^3 - \frac{z^2 S_w}{\tan \beta} \right) + 2D_1^2 \left(z - \frac{S_w D_1}{\tan \beta} \right)^3 \right] \times \left[\cos \alpha \sin \beta \tan \varphi' - \sin \alpha + \frac{\tan \varphi' \cos \beta}{\tan(\beta - \varphi')} \right] + \frac{1}{\tan(\beta - \varphi')} \times \left(\frac{\gamma' (1 - \tan \beta \tan \theta) \tan \beta}{6} \left\{ 3D \left[z(1 + D_1) - \frac{S_w D_1}{\tan \beta} \right]^2 + 2 \tan \beta \tan \alpha \left[z(1 + D_1) - \frac{S_w D_1}{\tan \beta} \right]^3 \right\} + \frac{\gamma' S_w^2 \tan \theta}{6} \times (3D + 2S_w \tan \alpha) \right) - K_a \frac{\gamma' D z^2}{2} \right\} \quad (13)$$

$$F_{u2} = \frac{\gamma' K_0}{3 \cos \alpha} \left\{ \left[(z + S_d)^3 \tan \beta - 3 \left(S_w + \frac{S_d}{\tan \theta} \right) S_d^2 + 2 \frac{S_d^3}{\tan \theta} \right] \times \left[\cos \alpha \sin \beta \tan \varphi' - \sin \alpha + \frac{\tan \varphi' \cos \beta}{\tan(\beta - \varphi')} \right] + \frac{1}{\tan(\beta - \varphi')} \times \left\{ \frac{\gamma' (z + S_d)^2 \tan \beta}{6} \left[3D + 2(z + S_d) \tan \beta \tan \alpha \right] - \gamma' \frac{(S_w \tan \theta + S_d)^2}{\tan \theta} \left[\frac{D}{2} + \frac{1}{3} \left(S_w + \frac{S_d}{\tan \theta} \right) \tan \alpha \right] + \gamma' S_w^2 \tan \theta \left(\frac{D}{2} + \frac{S_w \tan \alpha}{3} \right) \right\} - K_a \gamma' D \frac{(z + S_d)^2 - S_d^2}{2} \right\} \quad (14)$$

式中： K_a 可以通过式(15)获得。

$$K_a = \cos^2\theta \frac{\cos\theta - \sqrt{\cos^2\theta - \cos^2\varphi'}}{\cos\theta + \sqrt{\cos^2\theta - \cos^2\varphi'}} \quad (15)$$

式中：当 $z < S_w/\tan(45^\circ - \varphi'/2)$ 或 $z > (S_d + S_w \tan\theta) / [\tan\theta \tan(45^\circ - \varphi'/2)] - S_d$ ， θ 为 0 。

将有等效楔形体得到极限侧向阻力公式(3)与公式(12)、公式(13)或者公式(14)相等，等效深度 Z 就可以求得。将 Z 代替公式(1)与公式(2)中的 z ，Reese p - y 曲线就变成了可以考虑冲刷孔几何形状的修正的 p - y 曲线。

2.2 修正的 p - y 曲线方法的运用

以上介绍的修正的 p - y 曲线方法可以很容易嵌入到通用分析软件 *LPILE* 中，但是 *LPILE* 不允许将修正的 p - y 曲线加入它的源程序里。另外，可以采用 Excel 按照上面的方法生成修正的 p - y 曲线，然后人为的将曲线输入到 *LPILE* 的窗口里，但是这种方法比较繁琐，不易操作。为了实现修正的 p - y 曲线的运用，本文作者采用 Visual Basic 2010 编程开发了土弹簧子程序(SSM)，并将 SSM 与结构通用软件 STAAD. PRO 一起实现基于修正的 p - y 曲线的计算。SSM 主要用于生成修正的 p - y 曲线，将生成的修正的 p - y 曲线转成非线性弹簧，然后将生成的弹簧加入到结构模型里。结构模拟包括桥梁的上部结构以及桩的结构都是在 STAAD. PRO 里建立。当以上的步骤完成时，整个上部结构模型与下部基础模型都在 STAAD. PRO 建立。利用 STAAD. PRO 自带的功能可实现结构的受力与变形分析。在这里，将 SSM 与 STAAD. PRO 的结合对基础与上部结构的分析称之为整体性分析程序(IAP)。IAP 可以实现对复杂的上部结构与桩基础的整体性分析。如果只考虑下部基础，IAP 除了具有 *LPILE* 的功能外，还可以考虑冲刷孔的几何形状的对侧向桩受力与变形的影响。关于 SSM 的开发以及它如何与 STAAD. PRO 一起实现对结构与土的整体性分析，具体细节可以参见 Lin(2012)^[8]。

IAP 可以实现用修正的 p - y 曲线方法对侧向桩在冲刷作用下的力学分析，其所需的土的参数与桩的参数与 *LPILE* 一样。对于砂土而言，土的参数为内摩擦角、有效重度、以及 p - y 模量。桩的参数为杨氏模量、转动惯量、桩长、以及桩的直径等。另外要分析冲刷孔几何形状的影响，IAP 还需要输入冲刷深度、冲刷宽度、以及冲刷孔的坡度角。

3 三维数值模拟分析

采用 *FLAC*^{3D} 对侧向桩在不同的冲刷孔几何形状下开展三维的数值模拟分析。该分析的目的是为了验证修正的 p - y 曲线方法的可靠性。首先，利用三维的数值模型分析没有冲刷孔时原位试桩试验，将试桩试验的数据与 *FLAC*^{3D} 与 *LPILE* 分析的结果进行比较，以验证该三维数值模型的可靠性。然后，在 *FLAC*^{3D} 的数值模型里将桩周围的土体开挖掉用于模拟冲刷孔的形成。分析不同冲刷孔几何形状对侧向桩的力学与变形的影响。

3.1 三维数值模型的验证

本文对位于美国德州的 Mustand 岛的侧向桩原位试验开展了 *FLAC*^{3D} 数值模拟分析，用于验证未冲刷时的 *FLAC*^{3D} 模型。该原位试验的桩为圆形管桩。桩的基本几何与力学参数如表 1 所示。在 *FLAC*^{3D} 模型里，空心的管桩用等效的实心桩近似。实心桩与管桩具有相同的转动惯量与直径。桩的本构模型采用线性弹性模型。桩顶的边界设置为自由边界。土为级配均匀的细砂，采用理想弹塑性模型进行模拟。砂土在受力时可以及时排水，因此用有效应力方法对砂土进行分析。水位位于地面以上 0.15 m 处。在模型里，砂土的模量随围压变化而变化，如公式 16(Janbu 1964)^[19]

$$E_s = E_0 \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^n \quad (16)$$

式中： E_s 为砂土的弹性模量(kPa)； E_0 为模型参考值(kPa)； σ_3 为小主应力(kPa)； p_a 大气压强(101 kPa)； n 为指数系数。

表 1 桩的参数
Tab. 1 Pile parameters

桩长 L/m	桩的外 直径 D/m	惯性 矩 I_p/m^4	泊松 比 ν	弹性 模量 $E_p/$ ($\text{kN} \cdot \text{m}^{-2}$)	塑性 弯矩 $M_y/$ ($\text{kN} \cdot \text{m}$)
21.3	0.61	8.08×10^{-4}	0.3	2.02×10^8	640

土的参数如表 2 所示，其中土的有效容重与内摩擦角采用原位试验的数据，泊松比取典型的砂土的泊松比值。参考模量与指数系数参考 Mitchell 和 Gardner(1971)^[20] 给出的砂土的推荐值。所取的推荐值针适用于本文砂土的级配与摩擦角。

表 2 土的参数

Tab. 2 Soil parameters

有效容重, $\gamma' / (\text{kN} \cdot \text{m}^{-3})$	有效内摩擦角, $\varphi' / (^\circ)$	泊松比, ν	参考模量, E_o / MPa	指数系数, n
10.4	39	0.3	120	0.5

图 5 至图 8 为 $FLAC^{3D}$ 对试桩试验的计算结果以及原位试桩的数据与 $LPILE$ 的计算结果。图 5 为桩在地平面位置的侧向位移, 其结果和原位试验以及 $LPILE$ 的计算结果很吻合。图 6 与图 7 为 $FLAC^{3D}$ 计算得到的侧向位移、弯矩和剪力沿竖向的分布图, 该结果与 $LPILE$ 的计算结果很接近。图 8 表明 $FLAC^{3D}$ 与 $LPILE$ 计算的结果具有相同的趋势。

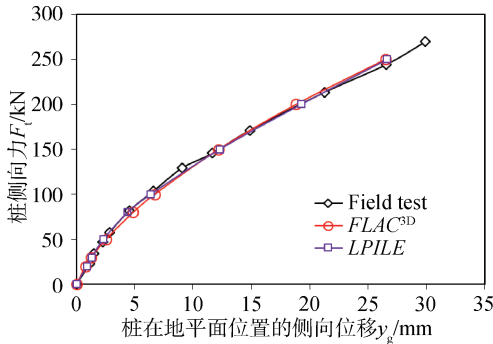


图 5 实测与模拟得到的桩侧向力与位移

Fig. 5 Comparison of field and calculated groundline displacements

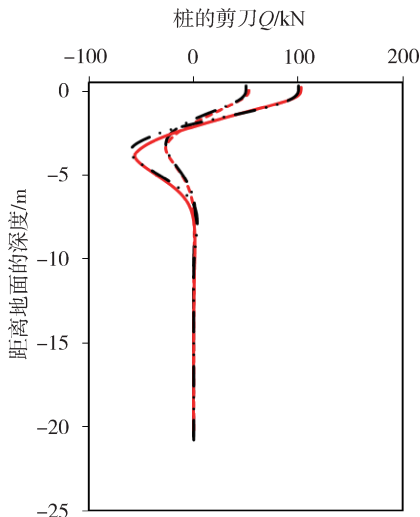


图 6 桩侧向位移随深度的分布图

Fig. 6 Profiles of the lateral displacement of the pile

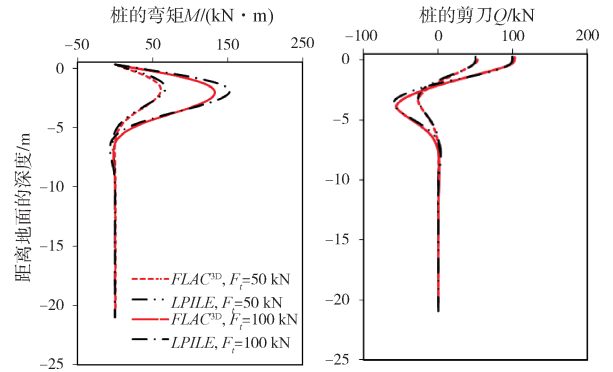


图 7 弯矩与剪力随深度分布图

Fig. 7 Profiles of the bending moment and shear force

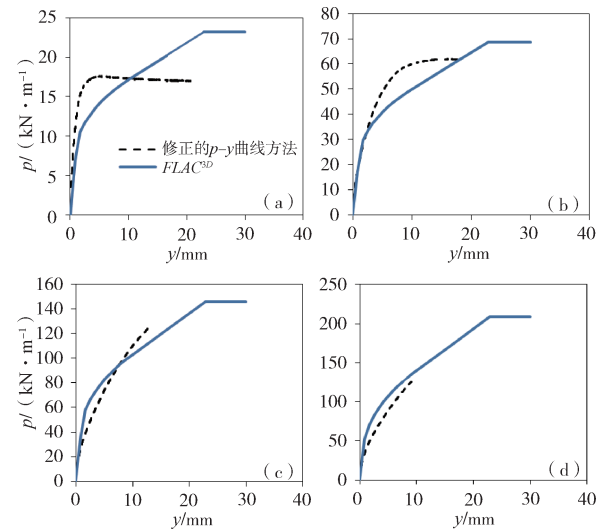


图 8 $FLAC^{3D}$ 和 $LPILE$ 计算得到的不同深度 $p-y$ 曲线 (a) 0.4D; (b) 1D; (c) 2D; (d) 3D

Fig. 8 Comparison of the calculated $p-y$ curves by $FLAC^{3D}$ and $LPILE$ at various soil depths: (a) 0.4D; (b) 1D; (c) 2D; (d) 3D

响。模拟的步骤主要为: (1)将桩(实体单元)与土模型进行初始受力平衡; (2)开挖桩周围的土用于模拟冲刷孔的形成; (3)在开挖冲刷孔过程中, $FLAC^{3D}$ 会计算新的应力场, 利用 $FLAC^{3D}$ Fish 语言利用新的应力场, 用公式(16)计算土的模量; (4)在桩顶逐步施加水平方向的位移, 计算桩的侧向力学响应。

如图 9 所示, 冲刷孔被模拟成截断的倒圆锥形。冲刷孔尺寸包括冲刷深度、宽度(冲刷孔底部宽度)、冲刷孔的坡度角。开展了关于冲刷孔不同的几何尺寸对侧向桩的受力与变形研究。(1)冲刷深度的影响: 改变冲刷深度的值从 0 倍、1 倍、3 倍、6 倍、到 8 倍桩径, 冲刷宽度设定为 0 与无限

3.2 用 $FLAC^{3D}$ 模拟冲刷孔的几何形状

验证完 $FLAC^{3D}$ 模型在没有冲刷孔时的可靠性, 模拟了不同冲刷孔大小对侧向桩的力学特性的影

大、冲刷孔坡度角固定为 39° ；(2) 冲刷宽度的影响：考虑的冲刷宽度为 0、0.5 倍、1 倍、3 倍、6 倍、8 倍桩径及无限大的冲刷宽度，冲刷深度固定为 3 倍的桩径，冲刷孔坡度角固定为 39° 。冲刷宽度无限大时相当于将整层土移走至冲刷深度，这种情况相当于将局部冲刷变成整体冲刷；(3) 冲刷孔坡度角的影响：考虑 6 个大小不同的坡度角的影响，即 φ' 、 $0.9\varphi'$ 、 $0.8\varphi'$ 、 $0.6\varphi'$ 、 $0.3\varphi'$ 到 0 ($\varphi' = 39^\circ$)，而冲刷深度固定为 3 倍桩径、冲刷宽度固定为 0 与 3 倍的桩径。冲刷孔坡度角为 0° 时相当于将整层土移走至冲刷深度，即局部冲刷变成整体冲刷。

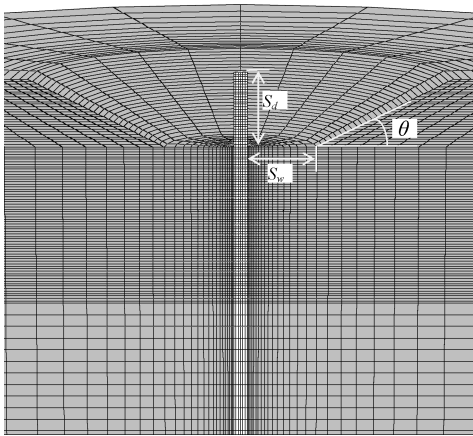


图9 三维数值模型 $FLAC^{3D}$

Fig. 9 3D finite-difference model in $FLAC^{3D}$ considering the scour hole dimensions

利用以上设置的参数，用 $FLAC^{3D}$ 与 IAP 模拟了冲刷孔不同几何尺寸对桩的侧向力学行为的影响。模拟用的桩与土的材料与 Mustang 岛现场试验的桩与土的材料一致。下一章节将介绍在不同的冲刷孔尺寸下桩在冲刷前河床位置的位移 (y_g)、弯矩、 p - y 曲线的计算结果。通过对 $FLAC^{3D}$ 与 IAP 的计算结果的比较，验证修正的 p - y 曲线方法的正确性。

4 结果与讨论

本章节比较了三维数值模拟 ($FLAC^{3D}$) 与修正的 p - y 曲线方法计算的在不同冲刷孔尺寸情况下桩顶自由时侧向桩的力学响应。分别对冲刷深度、冲刷宽度、冲刷孔的坡度角对计算结果的影响进行了比较与讨论。

4.1 冲刷深度的影响

如图 10 所示，是计算得到的桩在河床位置的侧向位移与桩顶侧向受力的关系。考虑了桩在四个冲刷深度、两个冲刷宽度、一个冲刷孔坡度角情况下侧向力学响应。

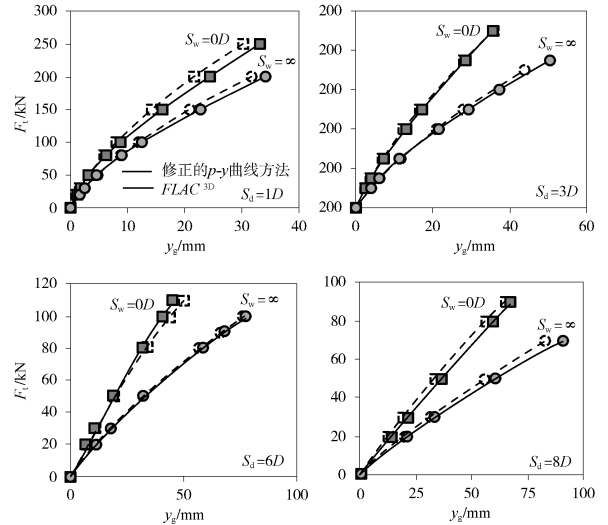


图 10 不同深度侧向作用力与桩在河床位置的侧向位移 ($\theta = 39^\circ$)

Fig. 10 Lateral load versus groundline displacements at different scour depths ($\theta = 39^\circ$)

从图 10 可以看出， $FLAC^{3D}$ 与修正的 p - y 曲线方法计算的结果很吻合。随着冲刷深度的增加，考虑冲刷孔宽度为 $S_w = 0$ (有冲刷孔) 与 $S_w = \infty$ (无冲刷孔、整体冲刷) 时计算的结果差距越大。例如：当作用在桩顶的侧向力为 50 kN 时，当冲刷深度为 1 倍、3 倍、6 倍、8 倍桩径时，无冲刷孔时桩在地面处的侧向位移为有冲刷孔时的 49%、66%、66%、68%。两种冲刷宽度下，造成的位移差绝对值随侧向力增加而增加，但是相对位移差基本保持不变，这是因为在力与位移关系基本上成线性。计算模型所用的冲刷孔几何模型是一种极限状态，即坡度角取最大值不能超过内摩擦角，冲刷宽度最小为 0，最大为无限大。因此，不考虑冲刷孔而是将局部冲刷考虑为整体冲刷相对于考虑冲刷孔使得桩在地面位置的侧向为增加了 49% 到 68%。

图 11 为桩在地面位置的侧向位移随冲刷深度的变化。该图显示两种方法计算的结果很一致。桩的侧向位移 (在河床位置) 随着冲刷深度增加而呈现非线性增加。图 12 显示在冲刷深度为 1 倍、3 倍、6 倍桩径时的弯矩分布图。

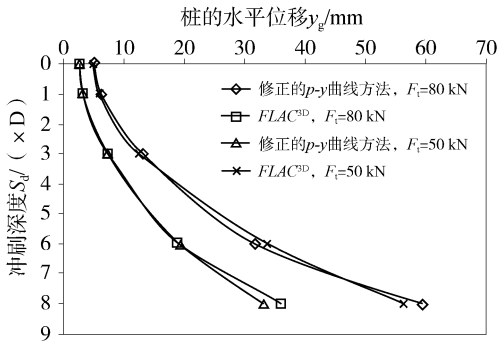


图 11 不同冲刷深度时桩在冲刷前河床面位置处水平位移 ($S_w=0, \theta=39^\circ$)

Fig. 11 Groundline displacement versus scour depth ($S_w=50, \theta=39^\circ$)

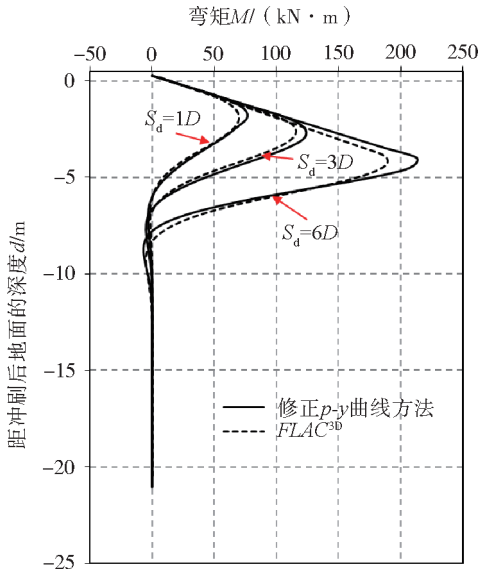


图 12 不同冲刷深度桩随深度的弯矩分布图 ($S_w=0, \theta=39^\circ, F_t=50 \text{ kN}$)

Fig. 12 Profiles of the bending moment of the pile at various scour depths ($S_w=0, \theta=39^\circ, F_t=50 \text{ kN}$)

总的来说, 两种方法计算所得的弯矩比较一致, 尽管 $FLAC^{3D}$ 计算所得的弯矩比修正的 $p-y$ 曲线方法得到弯矩要小一些。这些差别也出现在 $FLAC^{3D}$ 与 $LPILE$ 的计算结果里。因此, 该差别主要是 Reese 的 $p-y$ 曲线本身引起的。由于修正的方法得到的最大弯矩要比 $FLAC^{3D}$ 计算的要大, 属于保守的结果, 因此在工程设计与计算中是可以接受的。

图 13 显示在冲刷深度分别为 0 倍、1 倍、3 倍桩径时计算所得的在距冲刷后河床(如图 9 所示)深度为 0.4 m 处的 $p-y$ 曲线。尽管修正的 $p-y$ 曲线方法得到的单位极限侧向阻力要比 $FLAC^{3D}$ 计算得到的要小,

两种计算所得的趋势很一致。同样的差别也可以在图 8 中看出。随着冲刷深度的增加, 土的单位极限侧向阻力显著地增加。在离冲刷后河床的深度为 z 时, $p-y$ 曲线的初始坡度为 $k_{py}(z)$ 。当 z 相同时, 初始坡度的变化代表着 $p-y$ 模量, k_{py} 的变化。

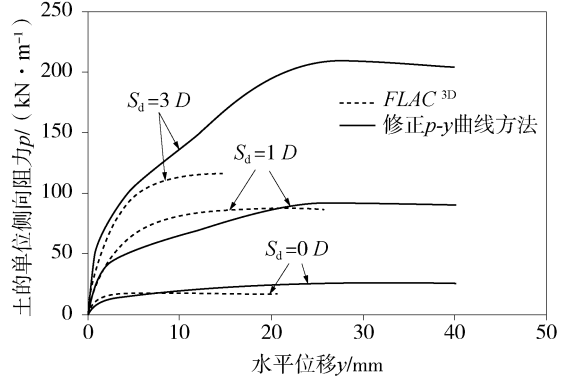


图 13 不同冲刷深度计算得到的距地面 0.4 D 处 $p-y$ 曲线 ($S_w=0, \theta=39^\circ$)

Fig. 13 $p-y$ curves at 0.4 D for different scour depths ($S_w=0, \theta=39^\circ$)

从图 13 可以看出, 在同一个深度时, $FLAC^{3D}$ 与修正的 $p-y$ 曲线方法得到初始坡度相同。而之前讨论过, 修正的 $p-y$ 曲线方法假定冲刷孔对 $p-y$ 模量的影响可以忽略不计。以上的结果表明这种假设是合理的。

4.2 冲刷宽度的影响

图 14 显示了冲刷宽度对桩的侧向位移的影响, 当冲刷深度为 3 倍桩径、冲刷孔坡度角为 39° 时。从图 14 可以看出修正的 $p-y$ 曲线法与 $FLAC^{3D}$ 数值模拟得到的结果较为一致。从图 14 还可以看出当冲刷宽度增加时, 桩的水平向位移也增加。当水平向力增加时, 桩的侧向位移增加的更为显著。此外, 当冲刷孔的宽度达到 8 倍的桩径时桩的侧向位移不再随着冲刷宽度的增加而继续增加。换句话说, 当冲刷孔的宽度达到 8 倍桩径、冲刷深度为 3 倍桩径时, 有冲刷孔与无冲刷孔时所得到的桩的侧向为位移一致。也就是说, 在冲刷孔满足以上几何形状的要求是, 传统的做法即将河床至冲刷深度处所有的土体都移走的是合理得。

图 15 显示了由 $FLAC^{3D}$ 与修正的 $p-y$ 曲线方法计算得到的桩的弯矩分布图。总的来说, 两种方法计算的结果比较吻合, 尽管计算所得的最大弯矩有差别, 这种差别与之前图 12 的结果类似。

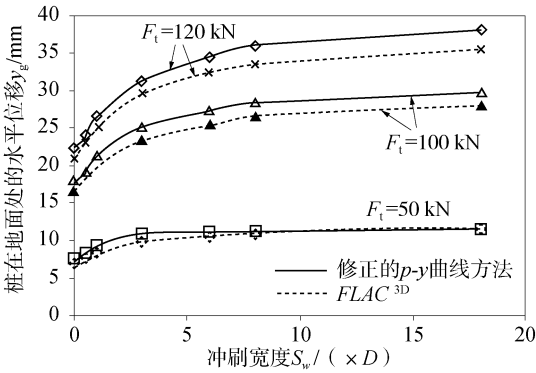


图 14 桩在地面处的侧向位移与冲刷宽度的关系 ($S_d = 3D$ 、 $\theta = 39^\circ$)

Fig. 14 Groundline displacement versus scour width ($S_d = 3D$, $\theta = 39^\circ$)

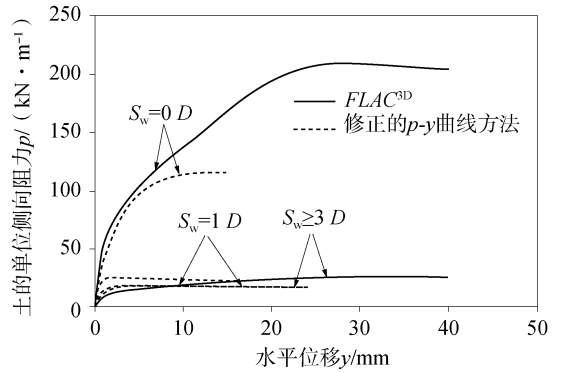


图 16 不同的冲刷宽度时在距地面 0.4 D 处的 p-y 曲线 ($S_d = 3D$ 、 $\theta = 39^\circ$)

Fig. 16 p-y curves at 0.4 D for different scour widths ($S_d = 3D$, $\theta = 39^\circ$)

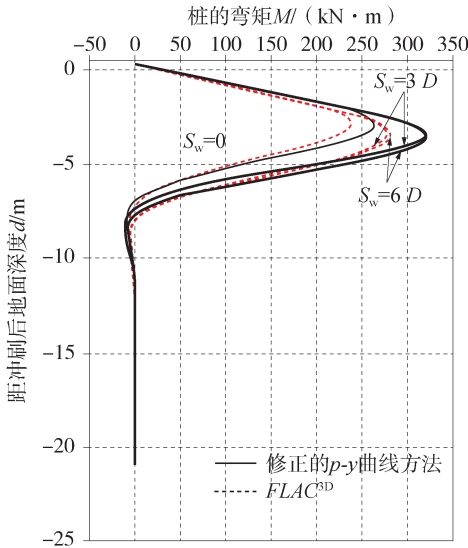


图 15 不同冲刷宽度桩的弯矩分布图 ($S_d = 3D$ 、 $\theta = 39^\circ$ 、 $F_t = 100$ kN)

Fig. 15 Profiles of the bending moment of the pile at various scour widths ($S_d = 3D$, $\theta = 39^\circ$, $F_t = 100$ kN)

图 16 为不同冲刷宽度下桩在深度为 0.4 倍桩径时的 p-y 曲线。总的来说两种方法计算的 p-y 曲线较为接近。结果表明随着冲刷宽度的增加单位极限侧向阻力逐渐减小。当土的深度为 0.4 桩径时，当冲刷宽度大于 1 倍桩径时，冲刷宽度对 p-y 曲线的影响可以忽略不计。

4.3 冲刷孔坡度角的影响

图 17 为当冲刷宽度为 0 与 3 倍的桩径时冲刷孔坡度角对桩的水平位移的影响。如图 17 所示，两种计算方法得到的结果能很好的吻合。当冲刷孔坡度角增加时桩的侧向阻力逐渐增加。这种关系随着冲刷宽度的变大逐渐变弱。比如，当冲刷宽度为

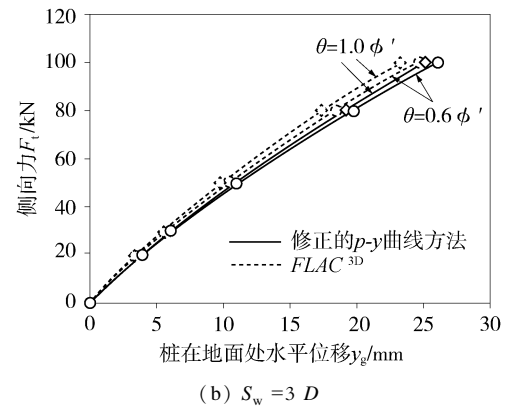
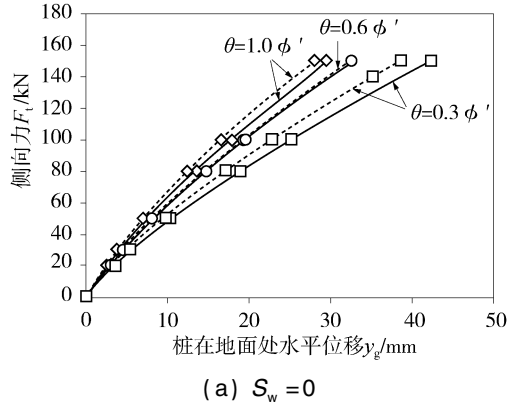


图 17 不同冲刷孔坡度角下作用在桩的侧向力与桩在地面处水平位移的关系 ($S_d = 3 D$)

Fig. 17 Lateral load versus groundline displacement curves under different scour hole slope angles ($S_d = 3 D$)

0 时，冲刷角从 ϕ' 变成 $0.3\phi'$ 导致桩在冲刷前河床位置的侧向位移从增加 25% 到 45%，但是当冲刷宽度为 3 倍桩径，其位移增加不到 1%。和之前的结果类似，两种方法计算得到的弯矩较为接近，但是 $FLAC^{3D}$ 计算的最大弯矩会偏小，如图 18 所示。

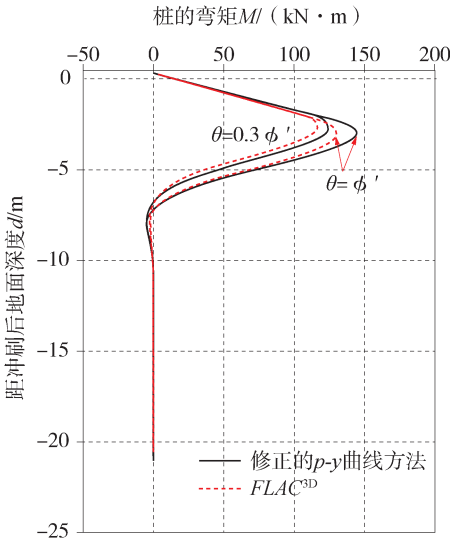


图 18 不同冲刷孔坡度角对应的弯矩分布图 ($S_d = 3 D$, $S_w = 0$, $F_t = 50 \text{ kN}$)

Fig. 18 Profiles of the bending moment of the pile at various scour hole slope angles ($S_d = 3 D$, $S_w = 0$, $F_t = 50 \text{ kN}$)

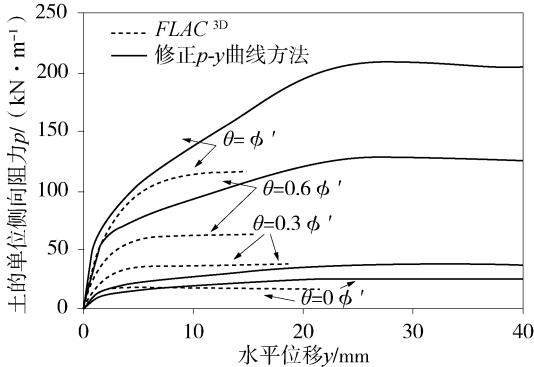


图 19 不同的冲刷坡度角时在距地面 $0.4 D$ 处的 $p-y$ 曲线 ($S_d = 3 D$, $S_w = 0$)

Fig. 19 $p-y$ curves at $0.4 D$ for different scour hole slope angles ($S_d = 3 D$, $S_w = 0$)

图 19 显示了当深度为 0.4 倍桩径时, 计算得到的不同冲刷孔坡度角时的 $p-y$ 曲线。两种方法所得的 $p-y$ 曲线比较接近。与之前的结果类似, $FLAC^{3D}$ 计算的单位极限侧向阻力偏小。随着冲刷孔坡度角的增加, 土的侧向阻力也随着增加。土的单位侧向极限阻力增加了两倍当冲刷孔坡度角从 $0.3 \varphi'$ 变成 φ' 。侧向阻力的增加是由于土的自重应力增加引起的。冲刷孔坡度角较大时, 冲刷孔周围的土自重变大, 因此, 土的单位侧向阻力增加。

5 结论

本文建立了修正的 $p-y$ 曲线方法用于分析冲刷

孔三维尺度对桩在砂土地层中的侧向力学性质的影响。该方法是基于楔形体的破坏模型建立的, 可以很容易嵌入到任何基于 $p-y$ 曲线方法的程序中。本文作者建立了土体弹簧子程序 (SSM) 并结合 STA-AD. PRO 实现对修正的 $p-y$ 曲线方法的运用。利用三维的有限差分法程序 $FLAC^{3D}$ 对修正的 $p-y$ 曲线方法进行了验证。通过本文的研究可以得到以下结论。

1) 冲刷深度是冲刷孔的几何形状参数里对桩的侧向力学响应影响最大的一个参数。冲刷深度的增加使得桩的侧向位移与最大弯矩增加。当考虑冲刷孔几何形状时与不考虑冲刷孔的形状时, 土的侧向阻力显著增加。将整层土移走至冲刷深度与考虑冲刷孔形状相比, 桩在冲刷前河床位置的侧向位移增加了 $49\% \sim 68\%$ 。

2) 冲刷宽度的增加也会导致桩的侧向位移的增加。当桩的侧向受力增加时, 桩的侧向位移增加的更为显著。土的单位极限侧向阻力随着冲刷宽度的增加逐渐降低。当冲刷深度为 3 倍桩径, 冲刷宽度大于 8 倍桩径时, 分析桩的侧向位移与受力时冲刷孔的几何形状可以忽略不计, 即将整层土移走至冲刷深度。

3) 冲刷孔坡度的增加导致桩的侧向位移降低。然而冲刷孔坡度角的影响受冲刷宽度的影响。当冲刷宽度增加时, 冲刷孔坡度角对侧向桩的力学性质的影响显著降低。当冲刷孔坡度角从 φ' 降到 $0.3 \varphi'$ 时, 土的单位极限侧向阻力降低了 50% 。

附件: 土的极限侧向阻力推导

有冲刷孔的楔形体的受力平衡 (如图 3 所示) 可以用来推导土的极限侧向阻力, 如公式 17。

$$F_u = 2F_s \cos\alpha \sin\beta_1 - 2F_n \sin\alpha + \frac{2F_s \cos\beta_1 + W}{\tan(\beta - \varphi')} - F_a \quad (17)$$

式中: F_s 与 F_n 为作用在楔形体两侧平面上的剪力与径向力 (kN); W 为楔形体的自重 (kN); β_1 为楔形体侧面上的被动破坏角, 大概等于 β (即 $45^\circ + \varphi'/2$); F_a 为土的沿水平向主动力 (kN)。

由于:

$$F_s = F_n \tan\varphi' \quad (18)$$

公式 (17) 可以改写成:

$$F_u = 2F_n (\cos\alpha \sin\beta \tan\varphi' - \sin\alpha + \frac{\tan\varphi' \cos\beta}{\tan(\beta - \varphi')}) +$$

$$\frac{W}{\tan(\beta - \varphi')} - F_a \quad (19)$$

当 $z \leq H_1$, $F_u = F_{u0}$, 且此时的楔形体是相当于无冲刷的情况。 W , F_n 与 F_a 可以通过公式(20)、公式(21)、公式(22)计算得到。

$$W = \gamma' z^2 \left(\frac{D \tan \beta}{2} + \frac{z \tan^2 \beta \tan \alpha}{3} \right) \quad (20)$$

$$F_n = \frac{\gamma' z^3 K_o \tan \beta}{6 \cos \alpha} \quad (21)$$

$$F_a = K_a \frac{\gamma' z^2 D}{2} \quad (22)$$

将公式(20)、公式(21)、公式(22)代入公式19, F_{u0} 可以通过下式计算得到

$$F_{u0} = \frac{\gamma' K_o \tan \beta z^3}{3 \cos \alpha} \left[\cos \alpha \sin \beta \tan \varphi' - \sin \alpha + \frac{\tan \varphi' \cos \beta}{\tan(\beta - \varphi')} \right] + \frac{\gamma' z^2}{\tan(\beta - \varphi')} \left(\frac{D \tan \beta}{2} + \frac{z \tan^2 \beta \tan \alpha}{3} \right) - K_a \frac{\gamma' D z^2}{2} \quad (23)$$

当 $H_1 < z \leq H_2$, $F_u = F_{u1}$ 、此时的破坏面与冲刷孔的破面相交, W 与 F_n 可以通过下式计算得到:

$$W = \frac{\gamma'(1 - \tan \beta \tan \theta) \tan \beta}{6} \{ 3D [z(1 + D_1) - S_w D_1 / \tan \beta]^2 + 2 \tan \beta \tan \alpha [z(1 + D_1) - S_w D_1 / \tan \beta]^3 \} + \frac{\gamma' S_w^2 \tan \theta}{6} (3D + 2S_w \tan \alpha) \quad (24)$$

$$F_n = \frac{\gamma' K_o \tan \beta}{6 \cos \alpha} [z^3 + 3D_1 (z^3 - z^2 S_w / \tan \beta) + 2D_1^2 (z - S_w / \tan \beta)^3] \quad (25)$$

F_a 可通过公式 22 获得。将公式(19)、公式(22)、公式(24)与公式(25)结合可以得到 F_{u1} 的算式。

$$F_{u1} = \frac{\gamma' K_o \tan \beta}{3 \cos \alpha} \left\{ \left[z^3 + 3D_1 \left(z^3 - \frac{z^2 S_w}{\tan \beta} \right) + 2D_1^2 \left(z - \frac{S_w}{\tan \beta} \right)^3 \right] \times \left[\cos \alpha \sin \beta \tan \varphi' - \sin \alpha + \frac{\tan \varphi' \cos \beta}{\tan(\beta - \varphi')} \right] + \frac{1}{\tan(\beta - \varphi')} \times \left(\frac{\gamma'(1 - \tan \beta \tan \theta) \tan \beta}{6} \{ 3D [z(1 + D_1) - \frac{S_w D_1}{\tan \beta}]^2 + 2 \tan \beta \tan \alpha [z(1 + D_1) - \frac{S_w D_1}{\tan \beta}]^3 \} + \frac{\gamma' S_w^2 \tan \theta}{6} (3D + 2S_w \tan \alpha) \right) - \frac{K_a \gamma' D z^2}{2} \right\} \quad (26)$$

当 $z \geq H_2$, $F_u = F_{u2}$ 、破坏面与冲刷前的地面相交, W 与 F_n 可以通过下式计算。

$$W = \frac{\gamma'(z + S_d)^2 \tan \beta}{6} [3D + 2(z + S_d) \tan \beta \tan \alpha] - \gamma' \frac{(S_w \tan \theta + S_d)^2}{\tan \theta} \times \left[\frac{D}{2} + \frac{1}{3} (S_w + \frac{S_d}{\tan \theta}) \tan \alpha \right] + \gamma' S_w^2 \tan \theta \left(\frac{D}{2} + \frac{S_w \tan \alpha}{3} \right) \quad (27)$$

$$F_n = \frac{\gamma' K_o}{6 \cos \alpha} \left[(z + S_d)^3 \tan \beta - 3(S_w + \frac{S_d}{\tan \theta}) S_d^2 + 2 \frac{S_d^3}{\tan \theta} \right] \quad (28)$$

F_a 的算式如公式(29)所示。

$$F_a = K_a \gamma' D \frac{(z + S_d)^2 - S_d^2}{2} \quad (29)$$

将公式(27)、公式(28)、与公式(29)结合, 公式(19)可以改写成:

$$F_{u2} = \frac{\gamma' K_o}{3 \cos \alpha} \left\{ \left[(z + S_d)^3 \tan \beta - 3(S_w + \frac{S_d}{\tan \theta}) S_d^2 + 2 \frac{S_d^3}{\tan \theta} \right] \times \left[\cos \alpha \sin \beta \tan \varphi' - \sin \alpha + \frac{\tan \varphi' \cos \beta}{\tan(\beta - \varphi')} \right] + \frac{1}{\tan(\beta - \varphi')} \left\{ \frac{\gamma'(z + S_d)^2 \tan \beta}{6} [3D + 2(z + S_d) \tan \beta \tan \alpha] - \gamma' \frac{(S_w \tan \theta + S_d)^2}{\tan \theta} \left[\frac{D}{2} + \frac{1}{3} (S_w + \frac{S_d}{\tan \theta}) \tan \alpha \right] + \gamma' S_w^2 \tan \theta \left(\frac{D}{2} + \frac{S_w \tan \alpha}{3} \right) \right\} - K_a \gamma' D \frac{(z + S_d)^2 - S_d^2}{2} \right\} \quad (30)$$

符号注释

本文中用到以下符号:

D ——桩径, m;

d ——距离冲刷后河床面的深度, m;

D_1 ——中间参数;

E_o ——土体参考模量, kPa;

E_p ——桩的弹性模量, kPa;

E_s ——土的弹性模量, kPa;

F_t ——作用在桩顶的侧向力, kN;

F_u ——极限侧向阻力, kN;

F_{ue} ——等效楔形体的极限侧向阻力, kN;

F_{u0} 、 F_{u1} 、和 F_{u2} ——当破坏面与冲刷孔破面不同交汇情况时极限侧向阻力, kN;

H_1 、 H_2 ——用于定义破坏面的深度, m;

I_p ——桩的惯性矩, m^4 ;

K_a ——土的主动土压力系数, 对于水平地面时其值大致等于 $\tan^2(45^\circ - \varphi'/2)$;

K_0 ——静止侧向土压力系数;

k_{py} —— p - y 模量, kPa/m ;

L ——桩长, m ;

M_y ——桩截面上塑性弯矩, $\text{kN} \cdot \text{m}$;

n ——指数系数;

p_a ——大气压强, 101 kPa ;

p_s ——土的单位极限侧向阻力, kN/m ;

p_{sd} ——距地面深处土的单位极限侧向阻力, kN/m ;

p_{st} ——近地面处土的单位极限侧向阻力, kN/m ;

S_d ——冲刷深度, m ;

S_w ——冲刷宽度, 即冲刷孔的底部宽度, m ;

y_g ——桩在冲刷前河床面位置的侧向位移, mm ;

Z ——等效深度, m ;

z ——距现有地面的深度(现有地面为冲刷前的地面当冲刷没有发生时或者是冲刷后的地面当冲刷发生后), m ;

α ——为楔形体水平扩展角(大约 $\varphi'/2$);

β ——被动破坏角(等于 $45^\circ + \varphi'/2$);

φ' ——有效内摩擦角, ($^\circ$);

γ ——有效容重, kN/μ^3 ;

ν ——泊松比;

θ ——冲刷孔坡度角, ($^\circ$);

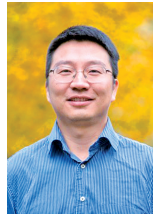
σ_3 ——小主应力, kPa 。

参考文献:

- [1] LAGASSE P F, CLOPPER P E, ZEVENBERGEN L W, et al. Countermeasures to protect bridge piers from scour: NCHRP Report 593 [R]. Washington, D. C.: National cooperative highway research program, Transportation Research Board of the National Academies, 2007.
- [2] AVENT R R, ALAWADY M. Bridge scour and substructure deterioration: case study [J]. Journal of Bridge Engineering, 2005, 10(3): 247-254.
- [3] DANIELS J, HUGHES D, RAMEY G E, et al. Effects of bridge pile bent geometry and levels of scour and P loads on bent pushover loads in extreme flood/scour events [J]. Practice Periodical on Structural Design and Construction, 2007, 12(2): 122-134.
- [4] HUGHES D, RAMEY G E, HUGHES M L. Bridge pile bent number of piles and X-bracing system: impact on pushover capacity as scour increases [J]. Practice Periodical on Structural Design and Construction, 2007, 12(2): 82-95.
- [5] HUGHES D, RAMEY G E, HUGHES M L. Effects of extreme scour and soil subgrade modulus on bridge pile bent buckling [J]. Practice Periodical on Structural Design and Construction, 2007, 12(2): 96-108.
- [6] LIN C, BENNETT C, HAN J, et al. Scour effects on the response of laterally loaded piles considering stress history of sand [J]. Computers and Geotechnics, 2010, 37(7/8): 1008-1014.
- [7] LIN C, BENNETT C, HAN J, et al. Integrated analysis of the performance of pile-supported bridges under scoured conditions [J]. Engineering Structures, 2012(36): 27-38.
- [8] LIN C. Evaluation of lateral behavior of pile-supported bridges under scour conditions [D]. Lawrence, KS: The University of Kansas, 2012.
- [9] RICHARDSON E V, DAVIS S R. Evaluating scour at bridges [M]. 4th ed. Washington, D. C.: Federal Highway Administration, 2001.
- [10] LI Y, CHEN X, FAN S, et al. Is scour important for pile foundation design in deepwater? [C]//Proceedings of the 2009 Offshore Technology Conference, Houston, TX, 2009.
- [11] ACHMUS M, KUO Y S, ABDEL-RAHMAN K. Numerical investigation of scour effect on lateral resistance of wind farm monopiles [C]//International Society of Offshore and Polar Engineers (ISOPE). Proceedings of the 20th International Offshore and Polar Engineering Conference, ISOPE-2010, Mountain View, CA. [S. l.: s. n.], 2010: 619-623.
- [12] LI F, HAN J, LIN C. Effect of scour on the behavior of laterally loaded single piles in marine clay [J]. Journal of Marine Georesources and Geotechnology, 2013, 31(2): 271-289.
- [13] ZHANG L M, MCVAY M C, LAI P. Numerical analysis of laterally loaded 3×3 to 7×3 pile groups in sands [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1999, 125(11): 936-946.
- [14] GABR M A, BORDEN R H, CHO K H, et al. p - y curves for laterally loaded drilled shafts embedded in weathered rock [D]. Raleigh: North Carolina State University, 2002.
- [15] YANG K, LIANG R Y. Methods for deriving p - y curves from instrumented lateral load tests [J]. Geotechnical Testing Journal, ASTM, 2007, 30(1): 31-38.
- [16] GERBER T, ROLLINS K. Cyclic p - y curves for a pile in cohesive soil [C]// ZENG D, MANZARI M T, HILTUNEN D R, ed. Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics IV. Reston, VA: ASCE, 2008: 1-10.

- [17] PARSONS R L, PIERSON M C, WILLEMS I, et al. Lateral capacity of short rock sockets in weak rock; Transportation Research Record 2212 [R]. Washington, D. C. : Transportation Research Board, 2011 : 34-41.
- [18] REESE L C, COX W R, KOOP F D. Analysis of laterally loaded piles in sand [C]// American Institute of Mining, Metallurgical, and Petroleum Engineering. Proceedings of the VI Annual Offshore Technology Conference, Houston, 1974 : 473-485.
- [19] JANBU N. Soil compressibility as determined by oedometer and triaxial tests [C]// German Geotechnical Society. Proc. , European Conf. on Soil Mechanics and Foundation Engineering 1963, Wiesbaden, Essen, Germany, 1964 : 19-25.
- [20] MITCHELL J K, GARDNER W S. Analysis of load-bearing fills over soft subsoils [J]. J. Soil Mech. and Found. Div. , 1971, 97(11), 1549-1571.

作者简介:



LIN C

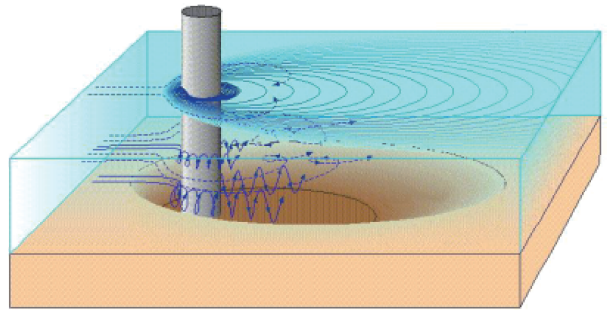
林城(通信作者)

1980-, 男, 加拿大维多利亚大学助理教授, 美国注册工程师, 美国堪萨斯大学博士, 曾任美国 Terracon 咨询公司项目工程师, 以项目负责人主持完成了美国南方电力公司多项输变电线塔项目、核电边坡勘察设计、美国 Kinder & Morgan 公司液化天然气储存罐及冷却设备大型桩基础设计等 50 余项项目, 在软土工程地质以及地质灾害下基础设施的安全性分析评价有丰富的经验(email)chenglin918@uvic.ca。

(责任编辑 郑文棠)

海上风电工程关键技术——基础防冲刷技术

海上风电的桩基会受潮汐或洋流的影响, 在桩基周围形成涡流。桩基越大, 阻流面积越大, 涡流速度越快; 越是靠近桩基, 水流速度也越大。因此靠近桩基的地方更容易形成泥沙的冲刷。冲刷对风机基础影响有: 降低基础刚度, 改变基础自振周期; 降低基础抵抗风暴能力, 引起基础结构倾斜等。海上桩基的冲蚀情况比较复杂, 在不同的条件下, 冲蚀坑的形成速度不一样, 桩基局部冲刷属三维问题, 垂向水流及马蹄形旋涡水流运动是决定冲刷深度及形态的主要因素。



由于防冲刷与桩基直径有关, 在众多基础中, 重力式基础, 单桩基础等大直径桩基对冲刷敏感, 在工程实际中应予以充分考虑。目前, 尚无准确预报冲刷的计算方法, 大多工程都是通过数值计算 + 物理模型, 以及综合实际海床勘探进行评估。

2018 海上风电基础设施发展高端论坛

2018 年 4 月 22 日, 2018 海上风电基础设施发展高端论坛在重庆举行。本次论坛由中国工程院土木、水利与建筑工程部和重庆大学联合主办, 旨在深入交流我国海上风电行业政策需求、海上风电基础设施技术发展现状及趋势, 提出我国发展海上风电行业的工程对策。周绪红院士教授, 陈政清院士, 李华军院士、田村幸雄院士等来自全国各地企业、设计研究院、高校等的 120 余位专家学者代表出席了本次论坛, 17 位专家围绕本次论坛主题作了报告。中国能建广东院总工程师、《南方能源建设》主编裴爱国作“南海台风区海上风电工程的实践与创新”报告。