

文章编号: 1005-9865(2025)05-0061-09

不同长径比单桩在粉土中的 p - y 模型研究

李效民¹, 徐 璐¹, 李福恒¹, 姚雪祥¹, 殷文明^{2, 3}, 苗得胜⁴

(1. 中国海洋大学 工程学院, 山东 青岛 266100; 2. 青岛科技大学 数理学院, 山东 青岛 266061; 3. 青岛海慧智风能源科技有限公司, 山东 青岛 266555; 4. 中国海洋大学 海洋技术学院, 山东 青岛 266100)

摘 要: 单桩是海上风电工程中最常用的基础形式, 桩-土相互作用关系是桩基设计中需要重点考虑的因素。现有设计规范中的推荐公式适用于砂土和黏土这两种极端土质。然而, 在全球范围内广泛分布着兼具砂土和黏土特性(非零内聚力和非零摩擦角)的过渡土质——粉土。若仅考虑单一土质特性, 可能会造成桩基设计的不经济性和不可靠性。此外, 传统的 p - y 模型主要针对单一长径比的桩基, 而对于长径比动态变化的通用 p - y 模型研究尚不足。基于 ABAQUS 软件建立了单桩-粉土相互作用的有限元模型, 分析并提出了粉土水平极限承载力计算公式, 同时考虑长径比参数变化的影响, 量化了水平极限承载力和单桩长径比对单桩横向荷载-位移响应的作用, 进而提出了适应于不同长径比单桩在粉土中的 p - y 模型。最后, 通过桩基算例的对比分析, 验证了所提模型的准确性与适用性。

关键词: 单桩; 粉土; 不同长径比; p - y 模型; 海上风电; 桩-土相互作用

中图分类号: P753 **文献标志码:** A **DOI:** 10.16483/j.issn.1005-9865.2025.05.006

Study on p - y model of monopiles with different length-diameter ratio in silt

LI Xiaomin¹, XU Lu¹, LI Fuheng¹, YAO Xuexiang¹, YIN Wenming^{2, 3}, MIAO Desheng⁴

(1. College of Engineering, Ocean University of China, Qingdao 266100, China; 2. School of Mathematics & Physics, Qingdao University of Science & Technology, Qingdao 266061, China; 3. Qingdao Haihui Zhifeng Energy Technology Co., Ltd., Qingdao 266555, China; 4. College of Marine Technology, Ocean University of China, Qingdao 266100, China)

Abstract: Monopiles are the most commonly used foundation type in offshore wind power, and pile-soil interaction is a key factor in pile foundation design. The recommended formulas in existing design specifications apply only to the two extreme soil types—sand and clay. However, transition soils with both sandy and clay-like properties (non-zero cohesion and non-zero friction angle)—silty soils—are widely distributed worldwide. Considering only a single property may lead to uneconomical and unreliable pile foundation designs. In addition, conventional p - y models are developed for monopiles with a single length-diameter ratio, while studies on generalized p - y models that account for varying length-diameter ratios are limited. In this study, a finite element model of monopile-soil interaction is established using ABAQUS. A calculation formula for the horizontal ultimate bearing capacity of silty soil is derived, while the influence of varying length-diameter ratios parameters are also considered, the influence of horizontal ultimate bearing capacity and monopile length-diameter ratios on the lateral load-displacement response of monopiles is quantified, furthermore, a p - y model for monopiles with different length-diameter ratios in silty soil is proposed. Finally, the model's accuracy and applicability are verified through comparative analysis of pile foundation cases.

Keywords: monopiles; silt; different length-diameter ratio; p - y model; offshore wind power; pile-soil interaction

收稿日期: 2024-08-01

基金项目: 国家自然科学基金项目(51979257); 中央高校基本科研业务费专项项目(202413018); 山东省博士后项目(SDCX-ZG-202400218); 青岛市博士后项目(QDBSH20240101013)

作者简介: 李效民(1982—), 男, 博士, 副教授, 主要研究方向为海洋工程结构动力分析。E-mail: lxm0318@ouc.edu.cn

目前,大量海上风能转换器建立在单桩基础上^[1],单桩在其服役期间承受着来自风、浪、流等横向载荷的作用,同时受到泥线面以下土体对桩的抵抗作用^[2]产生的水平荷载。横向受荷单桩的设计基于Winkler等^[3]及Reese和Welch^[4]提出的 p - y 模型,API规范^[5]中的传统 p - y 方法也是在此理论上建立的。API规范^[5]广泛应用于海上油气平台的设计,并常被作为海上风电桩基设计标准。然而,越来越多的研究表明,传统 p - y 曲线并不完全适用于海上风电桩基设计^[6-10],主要原因可归结为两个方面。

首先,传统 p - y 模型忽视了粉土的作用。粉土作为一种介于黏土和砂土之间的过渡土质类型,在世界范围内普遍存在^[11-12]。它具有黏土和砂土的双重特性:非零内聚力和非零摩擦角。在粉土工况下进行桩基设计时,如果单纯采用黏土或砂土公式表示粉土-单桩作用关系,可能会造成 p - y 曲线的严重误差,从而对实际工程的经济性及安全性造成影响。国内外学者针对粉土的研究较少,针对单桩基础在粉土中的横向响应研究则更少。Beak和Kim^[13]通过模型桩试验模拟了循环受荷单桩在粉砂中的横向响应行为;Li和Yang^[14]借助试验数据提出适用于冻结粉土的 p - y 曲线;刘红军等^[15]通过室内模型试验得到了黄河三角洲饱和粉土地基的单桩 p - y 曲线;孙永鑫等^[7]基于模型试验和现场试验建立了粉土中桩基非线性地基反力系数与径向土压力间的关系。这些研究都是借助模型试验来建立单桩在粉土中的水平荷载-位移关系,覆盖的桩径尺寸及工况较单一,不能完全适用于海上单桩在粉土中的设计应用。

此外,传统 p - y 模型未考虑桩基长径比变化的影响。单桩在应用初期,基础设计直径通常为5 m左右,埋置深度为25~40 m,故设计长径比(L/D ,即桩基埋深与桩径的比值)在小于10的范围内^[16]。随着单桩应用海域范围的扩大,海洋环境更加恶劣,单桩承受的荷载也随之增大,桩基拥有比原来更大的长径比区间。长径比影响着桩基的刚度,对土体的破坏机制起着决定性作用^[17]。若不考虑长径比的影响,在桩基设计时可能会造成成本的浪费或结构的不稳定,因此在桩基设计时长径比的作用不可忽视。

因此,为解决传统 p - y 模型中存在的两方面缺陷,文中对不同长径比单桩在粉土中的横向响应进行详细分析。基于ABAQUS有限元软件建立三维数值分析模型,并在验证建模方法的准确性基础上,对粉土极限承载力影响因素进行分析,推导浅流层深度粉土极限承载力计算公式,同时建立不同长径比下桩身的荷载-位移曲线,提出了一个综合考虑不同长径比变化的通用 p - y 模型。文中提出的 p - y 模型弥补了传统 p - y 曲线未考虑桩径比变化和粉土属性的缺陷,可为单桩在粉土中的水平响应求解提供计算方法。

1 数值模型及验证

基于有限元分析软件ABAQUS建立全尺寸桩-土相互作用模型,通过对桩身施加整体水平位移来控制桩身的变形程度。

1.1 本构模型及建模参数

摩尔库仑屈服准则作为描述材料非线性的塑性理论,兼顾材料内聚力对强度增强的贡献和内摩擦角对提高塑性上限的作用,符合粉土同时具有黏土特性(非零内聚力)和砂土特性(非零内摩擦角)的性质,故选用该屈服准则作为文中土体建模的理论依据。摩尔库仑屈服准则的表达式如下:

$$\tau_n = c + \sigma_n \tan \varphi \quad (1)$$

式中: c 为土的黏聚力; φ 为土的内摩擦角; σ_n 和 τ_n 分别为滑移面上的正应力和切应力。

建立的土体模型均采用摩尔-库仑弹塑性本构,该本构模型在岩土工程研究中运用广泛^[9,18]。摩尔-库仑弹塑性本构模型由4个参数构成,分为2个塑性参数(内摩擦角、剪胀角)和2个硬化参数(凝聚力屈服应力和对应的绝对塑性应变)。4个参数共同决定着土体在弹性和塑性阶段的响应行为。

选取的粉土土体参数综合参考黄河三角洲土体试样土工试验^[15,19],详细参数见表1。单桩模型参考工程实际使用的空心钢管桩,建模为弹性材料,其密度 $\rho_p=7.850 \text{ t/m}^3$,弹性模量 $E_p=2.0 \times 10^3 \text{ GPa}$,泊松比 $\nu_p=0.3$ 。为符合工程应用且覆盖更大范围的不同长径比,文中桩径范围为 $D=0.2 \sim 8.0 \text{ m}$,埋深为 $L=2 \sim 90 \text{ m}$ 。桩厚根据API规范^[5]中对海上风机基础厚度推荐的公式确定:

$$t = 0.00635 + D/100 \quad (2)$$

其中, t 为公式推荐桩厚, D 为桩径。

表 1 土体参数分析算例
Tab. 1 Soil parameter analysis case

参数	数值	参数	数值
弹性模量 E_s /GPa	3.6	剪胀角 I (°)	0.1
密度 ρ_s /(t/m ³)	1.8	内摩擦角 φ (°)	25
泊松比 ν_s	0.25	黏聚力 c /kPa	20

1.2 数值模型

在模型建立过程中,为了提高计算效率,严格控制模型的边界位移约束,利用对称性建立半结构模型。考虑到尺寸效应对计算结果精确性的影响,以图 1 所示标准建立尺寸比例关系^[20]。土体建模为弹性;桩基保持线弹性;桩-土界面法向约束采用硬接触,切向接触采用摩擦接触,用“罚”来定义界面之间的摩擦系数,模拟土对桩的吸力作用。土体底部完全固定,对称平面限制沿垂直方向自由度,垂直于对称平面的土体仅允许发生竖向位移。为避免网格畸变,保证计算结果的精确性,对水平方向和竖直方向的土体模型以及泥线面下的桩身都进行了加密处理。

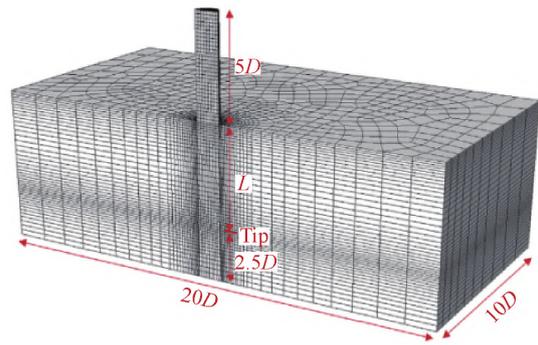


图 1 三维有限元模型

Fig. 1 Three-dimensional finite element model

为了计入重力引起的垂直变形,模拟土体沉降固结的真实状态,数值模拟首先需要对土体进行初始应力场平衡,该过程通过对整个土体模型施加重力加速度 $g=9.8 \text{ m/s}^2$ 实现;随后,将地应力导入模型作为后续分析的初始应力;最后,在桩体泥线处施加不同的水平位移,以此来控制桩身的横向变形。为避免泥线处桩身出现应力集中,将水平位移沿桩线均匀施加。

1.3 模型验证

为验证所建模型方法的有效性,对 Wang 等^[21]研究中 3 个不同桩径($D=5.0, 3.0, 1.5 \text{ m}$)的工况进行建模处理。图 2 展示了文中有限元模拟结果与 Wang 等^[21]计算结果,描述了土体由弹性变形到塑性破坏整个动态过程中的归一化荷载-位移曲线。

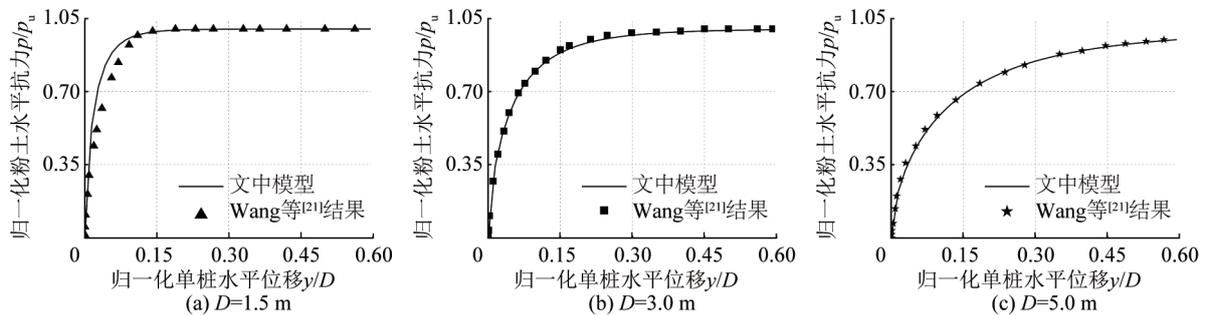


图 2 所建有限元模型与 Wang 等^[21]算例结果对比

Fig. 2 Comparison between the finite element model developed in this study and the example results by Wang et al^[21]

由图 2 可以看出,所建模型的计算结果与 Wang 等^[21]的计算结果吻合较好,能够准确地反映桩基的水平应力和变形状态。因此,后续研究皆基于该 p - y 模型进行。

2 p - y 模型研究

p - y 模型的确定通过建立水平极限承载力和曲线线型两方面内容来实现。水平极限承载力是指土体能够承受的最大水平荷载,决定了单桩所能发生的最大变形。曲线线型描述 p - y 曲线的趋势走向,在实际预测

设计时可以通过内插法确定具体表达式。德国劳氏船级社(GL)规定,风机基础泥面处变形不得超过 $0.002L$,风机在设计时被限制为浅土层小变形,后续研究主要针对浅土层($z \leq 0.5D$)桩身响应进行分析。

2.1 粉土水平极限承载力计算公式推导

水平极限承载力 p_u 受多种因素影响,且不同土质确定方法各异。在API规范^[5]中,黏土的极限承载力由土体相应深度的抗剪强度以及有效重度确定,而砂土则主要考虑的是土体的摩擦角,这是由土体特性确定的。粉土作为过渡土质,兼有黏土和砂土的双重性质^[22],若仅考虑单一属性,会导致预测结果误差过大。因此,适用于粉土的水平极限承载力公式,必须综合考虑黏土和砂土极限承载力的影响因素及计算公式形式。

API规范^[5]中针对黏土极限承载力的推荐公式为:

$$p_u = \left(3 + \frac{Jz}{D}\right) s_u + \gamma'z \quad (3)$$

式中: J 是无纲量经验因子; s_u 是不排水抗剪强度; γ' 是土体有效重度; $(3 + Jz/D)s_u$ 表示土强度对桩承载力的贡献; $\gamma'z$ 表示局部绕流机制产生的土自重对桩承载力的贡献。在该规范中,假设桩-土界面是完全光滑的,即摩擦系数为0。

API规范^[5]中针对砂土极限土抗力的推荐公式为:

$$p_u = (C_1z + C_2D)\gamma'z \quad (4)$$

$$p_u = C_3D\gamma'z \quad (5)$$

其中, C_1 、 C_2 、 C_3 是由土体参数决定的系数。式(4)适用于近地表土层,式(5)适用于远地表土层。

该规范中并未考虑另一个重要参数——摩擦系数 α ,它定义了桩土接触面的粗糙程度。针对摩擦系数对土体极限承载力的影响程度做了以下分析:建立两组不同的长径比($L/D=6, 15$)模型,赋予其介于完全光滑和完全粗糙之间不同的摩擦系数;提取泥线处桩头的水平荷载-位移关系,比较其水平承载力。

从图3可以看出,不同长径比的工况在5组摩擦系数工况下表现出一致的变化趋势:极限承载力随着摩擦系数的增大而增大,尤其在粗糙度刚刚脱离完全光滑($\alpha=0$)状态,极限承载力急剧增大。这说明不考虑桩土间的吸力作用会严重降低计算的精确性,故将摩擦系数纳入计算公式是保证水平极限承载力求解准确的必要条件。

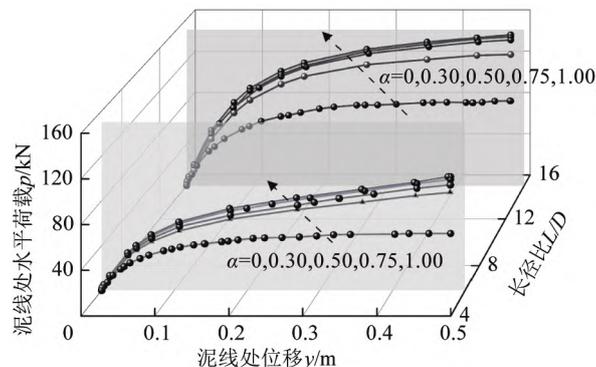


图3 泥线处桩头在不同摩擦系数下的荷载-位移关系

Fig. 3 Load-displacement relationship of pile head at the mudline under different friction coefficients

经上述分析,选用Yu等^[8]提出的考虑桩-土界面粗糙度的极限承载力系数,将其作为粉土具有黏土特性中描述土强度对承载力贡献的部分。同时,理想无重土在实际工程中是不存在的,土重度对承载力也会有不可或缺的作用,因此将 $\gamma'z$ 作为有黏土特性中描述土重度对承载力贡献的部分。同时,粉土具有非零内摩擦角特性,内摩擦角决定着被动土压力系数 K_p ,该系数在提供承载力方面发挥着不可忽视的作用,综合分析砂土极限承载力公式,选用Fleming等^[23]提出的表达式作为其具有砂土特性对水平极限承载力贡献的部分。

综上,提出土体水平极限承载力的计算公式形式:

$$p_u = m(N_{p0}s_u + \gamma'z) + nK_p^2\gamma'zD + q \quad (6)$$

式中: p_u 为土体水平极限承载力; s_u 为不排水抗剪强度; γ' 为土体有效重度; K_p 为被动土压力系数; $N_{p0} = N_1 -$

$$(N_1 - N_2) \left[1 - \left(\frac{z/D}{14.5} \right)^{0.6} \right]^{1.35} - (1 - \alpha), N_1=11.94, N_2=3.22, \alpha \text{ 为摩擦系数}; m, n, q \text{ 是待拟合的参数。}$$

2.2 m 、 n 、 q 拟合参数的确定

借助于有限元分析软件通过建立不同桩径 ($D=0.2、0.5、1.0、2.0、3.0、4.0、5.0、6.0、7.0$ m) 的三维模型,沿着深度方向提取每个桩径下不同深度单位 z 的极限承载力 p_u (取深度单位 $0.5D$),作为已知项代入自编拟合程序。根据推荐公式建立极限承载力 p_u 关于桩径 D 的非线性函数关系,运用 MATLAB 软件编程拟合三参数,拟合所得参数 m 、 n 、 q 见表 2。再将这 3 个参数 m 、 n 、 q 拟合成与桩径 D 相关的表达式,参数数据拟合曲线见图 4。所拟合曲线能够覆盖不同桩径下的参数变化,数据与曲线之间具有较好的相关性。

表 2 参数 m 、 n 和 q 拟合数值
Tab. 2 Fitted values of parameters m , n and q

参数	桩径/m								
	0.2	0.5	1.0	2.0	3.0	4.0	5.0	6.0	7.0
m	0.01	0.03	0.16	1.74	4.30	7.22	24.68	95.47	155.65
n	-0.70	-0.08	-0.43	-0.82	-2.36	-3.51	-5.97	-7.30	-10.69
q	0.001	0.002	-0.010	-0.860	-0.930	-4.750	-16.710	-25.980	-63.350

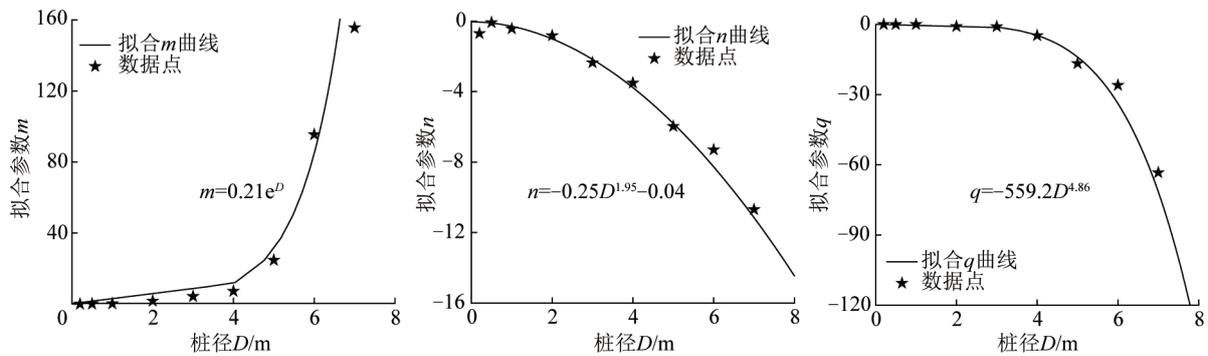


图 4 参数 m 、 n 、 q 拟合结果
Fig. 4 Fitting results of parameters m , n and q

2.3 长径比对曲线线型作用的量化

土体破坏主要归因于桩身位移的挤压作用导致的土体过度变形^[17]。在这一过程中,长径比 L/D 影响着土体初始刚度和弹塑性行为表现,对桩周土体的破坏机制起着决定性作用。

依据控制变量原则,文中选取固定埋深 $L=30$ m,对 8 组不同桩径 ($D=1.5、2.0、2.5、3.0、4.0、5.0、7.5、10.0$ m) 进行长径比参数分析。为了更好地观察曲线,提取土体从弹性到塑性过程的动态归一化荷载-位移关系,揭示长径比对曲线线型的影响特性。

图 5 中的散点数据为有限元计算结果,可以观察到,长径比 L/D 显著影响土体的初始刚度,较小的长径比通常对应着更大的初始刚度,这可能导致更早地达到塑性破坏。另外,虽然初始刚度各不相同,但各组数据呈现出相似的变化趋势,因此可以选择统一的表达式来描述这种曲线路径。为了准确地描述这种曲线行为,尝试用多种不同的函数形式表示,包括抛物线函数^[24]、双曲函数^[25]以及双曲正切函数^[26]。经过对比分析发现,双曲正切函数能够更为精确地捕捉曲线的线型特征,从而更好地反映土体抗力随位移变化的实际情况。基于上述分析,文中选用双曲正切函数作为新的 p - y 曲线的推荐公式:

$$\frac{p}{p_u} = \tanh \left[a \left(\frac{y}{D} \right)^b \right] \quad (7)$$

其中, p 是水平土抗力, p_u 是水平极限土抗力, y 是水平位移, D 是桩径, a 和 b 是确定曲线线型的拟合参数。参数 a 和 b 共同决定着 p - y 曲线的初始斜率和曲率,是以长径比 L/D 为自变量确定的函数。具体的函数关系需要通过曲线拟合的方式确定。

借助数据分析软件 MATLAB 对表达式中的参数 a 、 b 进行拟合。根据前文的推荐公式,利用 MATLAB 软件编制相应的程序,将不同桩径对应的 p 、 p_u 、 y 和 D 数据代入来拟合参数 a 和 b 。不同长径比对应的拟合参数

见表3,参数拟合曲线效果如图5所示。依据简洁性和准确性原则,选用公式与数据点应有良好的相关性且表达简洁。据此提出参数 a 和 b 满足的公式为式(8)和式(9),其与数据的拟合关系见图6。

$$a = 27.5\lambda^{-0.36} - 6.91 \tag{8}$$

$$b = \frac{36.3}{\lambda + 45.45} \tag{9}$$

其中, $\lambda=L/D$ 。

表3 参数 a 、 b 拟合数值

Tab. 3 Fitted values of parameters a and b

参数	长径比							
	3.0	4.0	6.0	7.5	10.0	12.0	15.0	20.0
a	11.82	9.05	8.82	5.62	5.22	4.03	3.53	2.52
b	0.75	0.73	0.74	0.66	0.65	0.62	0.61	0.56

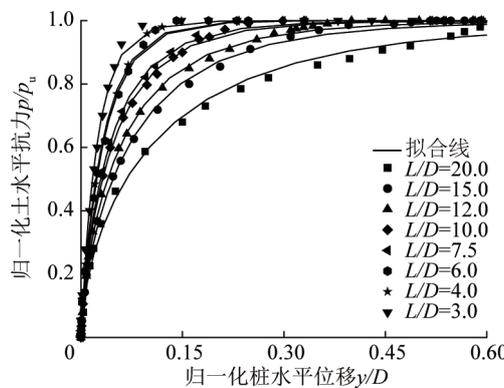


图5 归一化水平荷载-位移曲线与归一化拟合函数曲线

Fig. 5 Normalized horizontal load-displacement curve and corresponding normalized fitting function

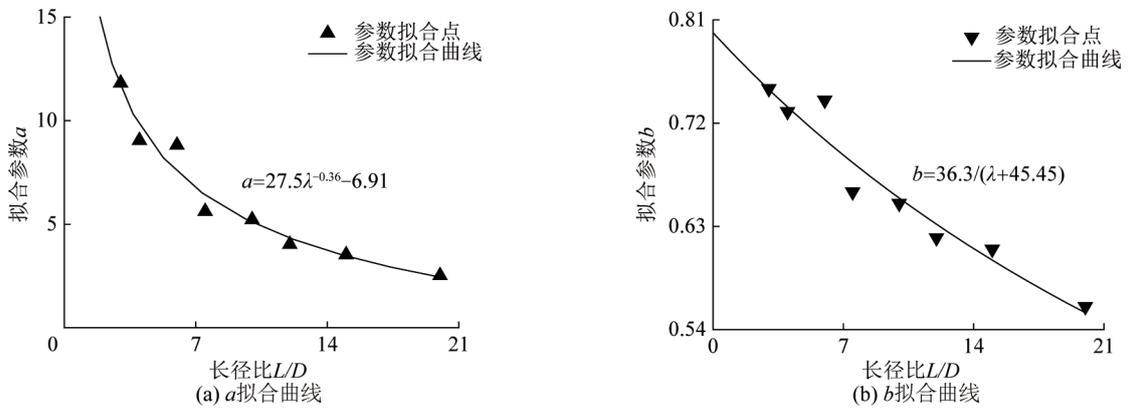


图6 拟合参数公式与数据点相关性

Fig. 6 Correlation between the fitting formula and data points

综上所述,通过对不同长径比单桩在粉土中的水平响应研究,确定了一组 p - y 模型表达式,即式(10)和式(11)。根据式(10)和式(11)可以求得任意长径比在任意深度下的水平极限承载力和桩身位移-荷载关系曲线。

$$\frac{p}{p_u} = \tanh \left[a \left(\frac{y}{D} \right) \right]^b \tag{10}$$

$$p_u = m(N_{p0}s_u + \gamma'z) + nK_p^2\gamma'zD + q \tag{11}$$

式中： $a=27.5\lambda^{-0.36} - 6.91$, $b=\frac{36.3}{\lambda + 45.45}$, $\lambda=\frac{L}{D}$; $N_{p0} = N_1 - (N_1 - N_2) \left[1 - \left(\frac{z/D}{14.5} \right)^{0.6} \right]^{1.35} - (1 - \alpha)$, $N_1=11.94$, $N_2=3.22$; $m=0.21e^D$; $n=-0.25D^{1.95}-0.04$; $q=-559.2D^{4.86}$ 。

3 算例验证

海上风电中关于粉土的研究不多,缺少相关的试验数据或数值模拟案例用来验证文中 p - y 曲线的有效性。研究设置 3 组不同长径比刚度的单桩和不同参数的粉土作为研究对象,详见表 4,对比有限元数值模拟结果与文中提出的 p - y 公式计算结果,以此来验证表达式的准确性。

表 4 公式验证工况
Tab. 4 Test conditions for formula verification

工况	长径比 L/D	其他土体参数					
		α	c/kPa	$\varphi/(\text{°})$	E_s/GPa	ν_s	$\rho_s/(\text{t/m}^3)$
1	5.0(刚性)	0.3	15	20	5.0	0.3	1.6
2	7.5(半刚性)	0.7	10	27	5.0	0.3	1.7
3	12.0(柔性)	0.6	21	30	5.0	0.3	1.8

图 7 展示了 3 组不同长径比工况在浅土层下的有限元计算结果和所建立 p - y 模型结果的对比。

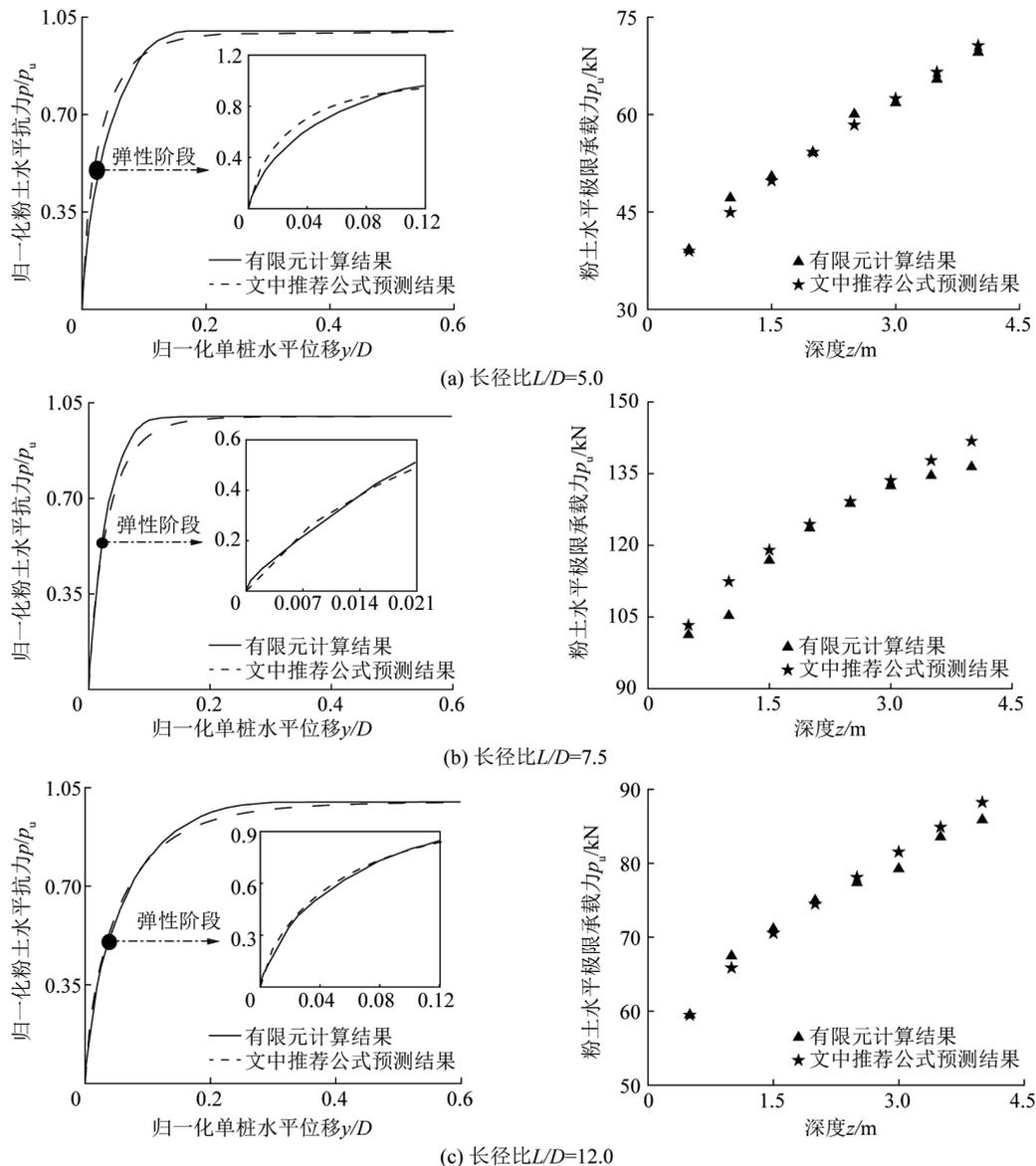


图 7 有限元与公式计算结果对比

Fig. 7 Comparison of finite element and formula-based calculation results

图7中左图为土体从弹性阶段到完全塑性阶段整个发展过程的归一化水平位移和土体水平抗力关系,右图为不同深度下的水平极限承载力对比。从图7中左图可以看出,在不同的长径比下,文中 p - y 预测公式计算结果与有限元软件模拟得到的结果都具有良好的吻合性。两种计算结果显示达到塑性所需的位移几乎相同,说明能够准确反映土体能承受的最大水平位移。土体在弹性阶段时,两条曲线具有高度的一致性,说明文中公式针对桩身发生微小位移情况能够满足预测的精确性要求。从图7中右图可以看出,土体极限承载力的预测公式计算结果和有限元计算结果吻合较好。在土体浅层中,预测公式计算结果具有相当高的准确性,与有限元计算结果误差不超过2%。

综上所述,文中提出的 p - y 曲线模型在不同长径比的工况下都具有较好的准确性,且提出的粉土水平极限承载力的计算结果在浅土层的表现良好,能够满足工程规范中规定桩身倾斜度不超过 0.25° 所产生的土层扰动要求^[27]。

4 结 语

基于有限元数值模拟方法建立了单桩-粉土相互作用模型,对一系列工况进行了数据分析,在较宽的长径比范围内研究了单桩在粉土中的横向响应,并在此基础上提出一个新的 p - y 模型。新的 p - y 模型与传统 p - y 模型的本质区别体现在以下3个方面:

1)模型考虑了粉土集黏土和砂土性质于一身的特点,同时将黏聚力和摩擦角作为土体变化参数进行数值建模,一定程度上较仅考虑单一性质更贴近粉土响应行为。

2)模型量化了不同长径比对 p - y 曲线线型的影响,可根据某一特定长径比确定对应的曲线路径,拓宽了传统 p - y 曲线的应用范围,弥补了传统 p - y 曲线未考虑桩径与埋深对单桩承载能力影响的缺陷。

3)模型计入了影响粉土水平极限承载力的各项因素,包括桩土摩擦系数、土体强度和由于局部绕流作用产生的土重度以及粉土各项特性,补充了传统 p - y 公式未涉及粉土特性作为变量的部分。

通过3个算例验证了该模型计算公式的准确性,证明单桩 p - y 曲线线型和粉土极限承载力的误差均达到实际工程应用的允许范围,提高了 p - y 曲线法在海上风电中应用的普遍性和精确性,可用于降低设计成本和增强结构安全性。

参考文献:

- [1] 马美玲,李立辰,吴文兵,等. 基于现场试验的海上风电大直径钢管桩 p - y 曲线特性分析[J]. 海洋工程, 2024, 42(5): 44-53. (MA M L, LI L C, WU W B. Characterization of p - y curve for a large-diameter steel pipe pile based on field test[J]. The Ocean Engineering, 2024, 42(5): 44-53. (in Chinese))
- [2] HUANG M S, LIU L, SHI Z H, et al. Modeling of laterally cyclic loaded monopile foundation by anisotropic undrained clay model[J]. Ocean Engineering, 2021, 228: 108915.
- [3] WINKLER E. Die lehre von elasticitt und festigkeit[J]. Dominicus, Prague, 1867: 182-184.
- [4] REESE L C, WELCH R C. Lateral loading of deep foundations in stiff clay [J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1975, 101(7): 633-649.
- [5] API. Recommended practice planning, designing, and constructing fixed offshore platforms-working stress design: API RP 2GEO 2014[S]. Washington D. C. : API, 2014.
- [6] XIE Y, LEUNG C F, CHOW Y K. Centrifuge modelling of spudcan-pile interaction in soft clay[J]. Géotechnique, 2012, 62(9): 799-810.
- [7] 孙永鑫,朱斌,陈仁朋,等. 无粘性土中桩基水平非线性地基反力系数研究[J]. 海洋工程, 2014, 32(2): 38-45. (SUN Y X, ZHU B, CHEN R P, et al. Studies on horizontally nonlinear coefficients of subgrade reaction of piles in cohesionless soil [J]. The Ocean Engineering, 2014, 32(2): 38-45. (in Chinese))
- [8] YU J, HUANG M S, ZHANG C R. Three-dimensional upper-bound analysis for ultimate bearing capacity of laterally loaded rigid pile in undrained clay[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2015, 52(11): 1775-1790.
- [9] ZHANG Y H, ANDERSEN K H. Soil reaction curves for monopiles in clay[J]. Marine Structures, 2019, 65: 94-113.
- [10] FU D F, ZHANG Y H, AAMODT K K, et al. A multi-spring model for monopile analysis in soft clays[J]. Marine Structures, 2020, 72: 102768.

- [11] USMANI A, RAMANA G V, SHARMA K G. Experimental evaluation of shear-strength behavior of Delhi silt under static loading conditions[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2011, 23(5): 533-541.
- [12] WANG S Y, LUNA R. Monotonic behavior of Mississippi River valley silt in triaxial compression[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2012, 138(4): 516-525.
- [13] BAEK S H, KIM J. Investigation of p - y behaviors of a cyclic laterally loaded pile in saturated silty sand[J]. Advances in Civil Engineering, 2022: 1811795.
- [14] LI Q, YANG Z H. P - y approach for laterally loaded piles in frozen silt[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2017, 143(5): 04017001.
- [15] 刘红军, 张冬冬, 吕小辉, 等. 循环荷载下饱和粉土地基单桩水平承载特性试验研究[J]. 中国海洋大学学报(自然科学版), 2015, 45(1): 76-82. (LIU H J, ZHANG D D, LYU X H, et al. Model tests on lateral bearing capacity of single piles under cyclic loads in saturated silt[J]. Periodical of Ocean University of China, 2015, 45(1): 76-82. (in Chinese))
- [16] STONE K J L, ARSHI H S, ZDRAVKOVIC L. Use of a bearing plate to enhance the lateral capacity of monopiles in sand[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2018, 144(8): 04018051.
- [17] KONG D S, LIU Y, DENG M X, et al. Analysis of influencing factors of lateral soil resistance distribution characteristics around monopile foundation for offshore wind power[J]. Applied Ocean Research, 2020, 97: 102106.
- [18] ZHANG Y H, ANDERSEN K H, TEDESCO G. Ultimate bearing capacity of laterally loaded piles in clay: some practical considerations[J]. Marine Structures, 2016, 50: 260-275.
- [19] 徐东升. 黄河三角洲粉土的力学特性及改性研究[D]. 武汉: 中国科学院研究生院, 2010. (XU D S. Research on mechanical characteristics and strengthen method of silt in Yellow River Delta[D]. Wuhan: Graduate School of the Chinese Academy of Sciences, 2010. (in Chinese))
- [20] CHEN L, POULOS H G. Analysis of pile-soil interaction under lateral loading using infinite and finite elements[J]. Computers and Geotechnics, 1993, 15(4): 189-220.
- [21] WANG L Z, LAI Y Q, HONG Y, et al. A unified lateral soil reaction model for monopiles in soft clay considering various length-to-diameter (L/D) ratios[J]. Ocean Engineering, 2020, 212: 107492.
- [22] 于鹏, 刘灿, 刘红军, 等. 黄河三角洲粉土-钢界面大型剪切试验研究[J]. 中国海洋大学学报(自然科学版), 2021, 51(9): 71-79. (YU P, LIU C, LIU H J, et al. Large-scale direct shear test study on the silt-steel interface in the Yellow River Delta[J]. Periodical of Ocean University of China, 2021, 51(9): 71-79. (in Chinese))
- [23] FLEMING W G K, ELSON W K, RANDOLPH M F, et al. Piling engineering[M]. 2nd ed. Hoboken, NJ, United States: John Wiley & Sons, Incorporated, 1992.
- [24] MATLOCK H. Correlation for design of laterally loaded piles in soft clay [C]//Proceedings of the Offshore Technology Conference. Houston, Texas: OTC, 1970: OTC-1204-MS.
- [25] GEORGIADIS M, ANAGNOSTOPOULOS C, SAFLEKOU S. Cyclic lateral loading of piles in soft clay [J]. Geotechnical Engineering, 1992, 23(1): 47-60.
- [26] JEANJEAN P. Re-assessment of p - y curves for soft clays from centrifuge testing and finite element modeling[C]//Proceedings of the Offshore Technology Conference. Houston, Texas: OTC, 2009: OTC-20158-MS.
- [27] LAPASTOURE L M, IGOE D, DIAMBRA A, et al. Overview of a new cyclic methodology for the geotechnical design of monopiles supporting offshore wind turbines in sand [C]//Proceedings of Offshore Site Investigation Geotechnics 9th International Conference. London, UK: Society of Underwater Technology, 2023: 1091-1097.