

DOI: 10.11779/CJGE20230502

# 水平方向桶土相互作用土弹簧构建及优化研究

闫 玥<sup>1</sup>, 赵 康<sup>1</sup>, 沈泽荣<sup>1</sup>, 付登锋<sup>2</sup>, 闫澍旺<sup>1</sup>

(1. 天津大学水利工程智能建设与运维全国重点实验室, 天津 300072; 2. 中国海洋大学海洋环境与生态教育部重点实验室, 山东 青岛 266100)

**摘要:** 桶形基础作为一种新型的海洋基础型式, 已逐步推广应用于海上风电开发领域, 其服役的稳定性能往往与桶形基础与海洋土之间的相互作用息息相关。为高效、准确地评价桶土相互作用行为, 以传统应用于桩基稳定性评估的  $p$ - $y$  弹簧法为基础, 通过对三维有限元模拟结果与 API 规范  $p$ - $y$  曲线, 引入  $p$ -因子和  $y$ -因子双修正参数, 提出了可服务于评估水平向桶土相互作用不排水行为的修正  $p$ - $y$  弹簧法。此外, 基于可有效再现土体材料非线性的 NGI-ADP 模型, 考虑土体剪切刚度系数  $G_{\max}/s_u$ , 破坏剪应变  $\gamma_f^p$  等因素, 对海洋常见的单层及分层黏土地质条件开展了系统化参数分析, 研究发现  $y$ -因子受分层土影响显著,  $p$ -因子基本处于 1.38~2.08。依托实际工程, 进行了修正  $p$ - $y$  弹簧法的应用分析, 结果表明修正  $p$ - $y$  弹簧法对实际工程场地条件具备良好适应性, 最后针对部分土体工况, 对多自由度下的桶土相互作用响应进行了研究。

**关键词:** 桶形基础; 桶土相互作用;  $p$ - $y$  曲线; NGI-ADP 模型

**中图分类号:** TU411    **文献标识码:** A    **文章编号:** 1000-4548(2025)11-2274-11

**作者简介:** 闫 玥(1983—), 女, 博士, 副教授, 主要从事海洋土特性、原位探测技术、海洋岩土工程设计理论等方面的研究工作。E-mail: yue.yan@tju.edu.cn。

## Research on optimization of $p$ - $y$ spring model applied in bucket foundation-soil interaction along horizontal direction

YAN Yue<sup>1</sup>, ZHAO Kang<sup>1</sup>, SHEN Zerong<sup>1</sup>, FU Dengfeng<sup>2</sup>, YAN Shuwang<sup>1</sup>

(1. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Intelligent Construction and Operation, Tianjin University, Tianjin 300072, China;

2. Key Laboratory of Marine Environment and Ecology, Ministry of Education, Ocean University of China, Qingdao 266100, China)

**Abstract:** As a new type of marine foundation, bucket foundation has been increasingly applied in the offshore wind turbine engineering. Its stable service performance is closely related to the interaction between bucket foundation and marine soil. In order to evaluate the undrained horizontal bucket foundation-soil interaction efficiently and accurately, a modified  $p$ - $y$  spring method is proposed, based on the conventional  $p$ - $y$  spring method for pile foundation. The three-dimensional finite element analyses are compared with the  $p$ - $y$  curve recommended by API standard, and the  $p$ -factor and  $y$ -factor are introduced as double correction parameters. In addition, a parametric analysis is also carried out on common single-layer and layered clay geological conditions in the ocean, varying the soil shear stiffness coefficient  $G_{\max}/s_u$ , failure shear strain  $\gamma_f^p$  and other factors. The NGI-ADP soil model is used to effectively represent the nonlinearity property of soil. It is found that the  $y$ -factor can be significantly affected by multi-layer soil. The  $p$ -factor is generally within the range between 1.38 and 2.08. Furthermore, the modified  $p$ - $y$  spring method has shown good adaptability to the actual project site conditions based on an application case study. And for some working conditions the application of the modified  $p$ - $y$  spring method also extends to consider the bucket foundation-soil interaction under multiple degrees of freedom.

**Key words:** bucket foundation; bucket foundation-soil interaction;  $p$ - $y$  curve; NGI-ADP model

## 0 引言

随着全球能源结构的不断重塑, 海上风电逐渐成为中国推动能源转型的关键, 海上吸力式桶形基础有

着安装方便、节省钢材以及可重复利用等优势<sup>[1]</sup>, 因此, 近些年来中国开始加强对吸力桶基础的相关研究工作<sup>[2]</sup>, 但桶形基础作为一种较为新型的基础结构, 在面

基金项目: 国家自然科学基金项目(42177122, 52271290) This work was supported by National Natural Science Foundation of China (Grant Nos. 42177122, 52271290).

收稿日期(Received): 2023-06-02 修回日期(Revised): 2025-06-18 接受日期(Accepted): 2025-06-26 网络出版日期(Online): 2025-06-27

临恶劣的海洋环境、复杂的地质条件和苛刻的设计要求下,往往需要充分考虑其工作性能的稳定性,提出科学的稳定性评价方法,以便有效服务于工程实践。

桶形基础稳定性与桶基-海洋土相互作用模式密切相关,为科学评估桶形基础的稳定性,多位学者基于数值模拟、模型试验方法开展了相关研究<sup>[3-6]</sup>,为桶土作用机理的理解提供了颇有价值的理论依据。不过,工程实践的高效率需求越发迫切,亟需可快速、可靠评估桶土相互作用行为的方法。

考虑到桶形基础外形与钢管桩基础的相似性(桶基长径比更小,一般小于2.5),现行描述桩土相互作用的API规范具备潜在的可行性应用于桶土相互作用行为的评估。当前比较流行的桩基设计规范主要采用美国API规范<sup>[7]</sup>,主要通过20世纪50年代的一些有限场地的试桩试验反演分析得到,Matlock<sup>[8]</sup>报告中将这种p-y弹簧模型用横向阻力与标准化横向位移联系起来,Reese等<sup>[9]</sup>、McClelland等<sup>[10]</sup>同样通过水平荷载作用下现场桩的桩身实测数据推算得到p-y曲线。Jeanjean<sup>[11]</sup>基于离心机试验和Templeton<sup>[12]</sup>详述的有限元分析方法,提出了相对应的p-y模型。Zhang等<sup>[13]</sup>基于数值分析推导出理论基底部剪切模型,模型将借鉴平面应变下的p-y曲线与简单剪切(DSS)试验中测量得到的剪应力-应变曲线的关联方法。此模型也被Bransby等<sup>[14]</sup>、Klar<sup>[15]</sup>和Yu等<sup>[16]</sup>通过数值计算和分析的方法得以验证。Klar<sup>[15]</sup>、Klar等<sup>[17]</sup>以及最近的Yu等<sup>[16]</sup>应用可移动强度设计(MSD)概念得出了与有限元结果计算结果相当的p-y曲线。Zhang等<sup>[18]</sup>利用有限元法建立与单桩土应力-应变响应基本相关的土反应模型,来反应与楔形破坏机理相关的侧向荷载-位移(p-y)曲线,以及桩端的基底剪切位移(s-u)曲线,通过得到的楔形破坏的p-y曲线,基底s-u曲线并利用梁柱模型对桩土之间的响应进行了预测。Lesny等<sup>[19]</sup>利用有限元分析软件ABAQUS对不同桩径和桩长条件下桩基础水平承载变形规律进行分析,并指出与数值模拟结果相比较,当前普遍采用的规范p-y曲线计算所得的土体初始刚度普遍偏大,并对其进行修正。

然而,上述研究集中于桩土相互作用的p-y弹簧法的构建及优化,对于桶形基础的相关研究鲜有报道。为了高效、准确地评价桶土相互作用行为,本文以传统的桩基p-y弹簧法为基础,结合有限元模拟与API规范p-y弹簧法,开展了评估水平向桶土相互作用行为的修正p-y弹簧法研究,并模拟实际工程场地条件成功进行了应用分析,最后针对均质土与简单固结土工况,对多自由度下的桶土相互作用响应进行了

探索。

## 1 桶土相互作用有限元模型

### 1.1 桶形基础模型

本文中桶形基础模型直径为D=11.8 m,桶体侧壁厚t=0.06 m,桶盖高h=0.5 m,桶高H=10.8 m,详见图1。考虑到基础在几何空间上的对称性,研究中取1/2桶基建立有限元模型以提高计算效率,弹性模量E=210 GPa,泊松比ν=0.3。

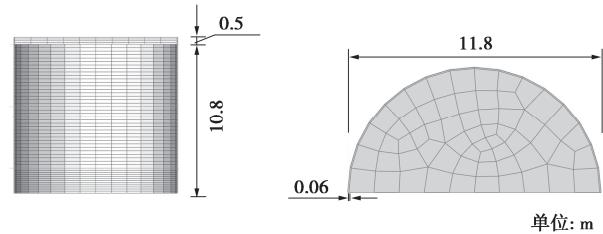


图1 桶型基础模型及尺寸

Fig. 1 Model and dimensions of bucket foundation

### 1.2 岩土体模型

本研究主要关注桶形基础广泛应用的海洋黏土地质条件,土体本构模型选用NGI-ADP模型,相较于理想弹塑性Tresca屈服本构模型,此模型可以更好地再现土体在不排水条件下的非线性应力-应变关系,遵循:

$$\frac{\tau}{s_{u0}} = 2 \frac{\sqrt{\gamma^p / \gamma_f^p}}{1 + \gamma^p / \gamma_f^p} \quad . \quad (1)$$

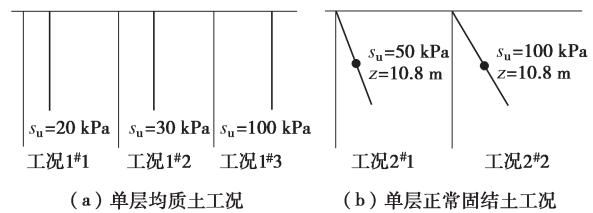
式中:  $\tau$  和  $\gamma^p$  分别为当前剪应力和塑性剪应变;  $\gamma_f^p$  为剪切破坏时对应的剪应变,此时  $\tau = s_{u0}$ 。土体的总剪应变  $\gamma^t$  包括弹性剪应变  $\gamma^e$  和塑性剪应变  $\gamma^p$  两部分,具体表达为

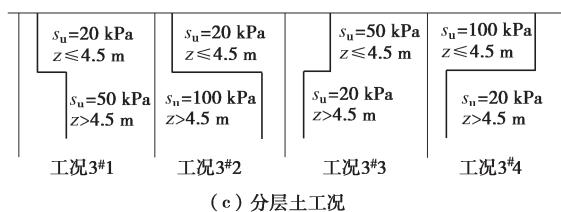
$$\gamma^t = \gamma^e + \gamma^p = \frac{\tau / s_{u0}}{G_{\max} / s_{u0}} + \gamma^p \quad . \quad (2)$$

式中:  $G_{\max}$  为土体初始剪切模量,控制着土体弹性段变形行为,

$$G_{\max} = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad . \quad (3)$$

本文选用不同类型的土体工况对桶土相互作用机理进行探寻,包括单层均质土工况1#1,1#2和1#3,单层正常固结土工况2#1和2#2,以及简单分层土工况3#1,3#2、3#3和3#4,其中  $G_{\max}/s_u=600$ ,  $\gamma_f^p=0.05$ 。各详细不排水强度分布示意见图2。





(c) 分层土工况

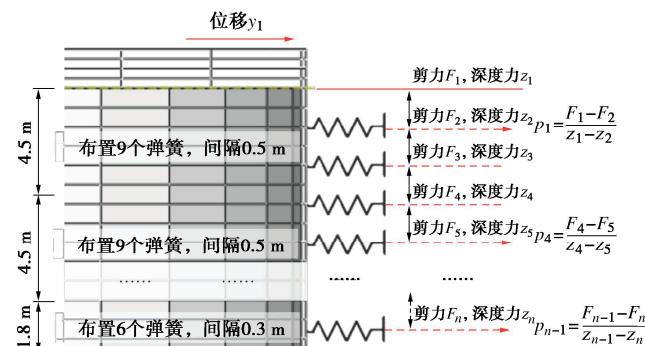
图 2 土体模拟工况

Fig. 2 Simulated soil working conditons

对于岩土体模型，其几何尺寸直径为 80 m，高度为 30 m，以保证模拟中无任何边界效应。整个土体模型采用 C3D8 单元，并在土体以桶体同心的半径为 20 m 的范围进行网格加密，使得桶形基础周围的主要土体变形区域的网格最小达到约  $0.03D$ ，确保桶土相互作用模拟的可靠性。

### 1.3 后处理方法

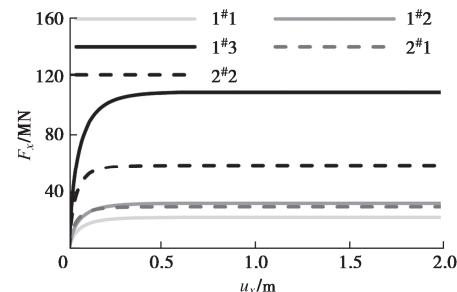
桶形基础在受到单一水平向荷载后，沿桶身不同深度处均会与土体之间产生不同程度的相互作用，可在后处理过程中提取出不同力荷载作用下的剪力分布，如图 3，通过对不同深度处的剪力对单位深度微分，便可得到对应深度处的土抗力  $p$ ，在不同大小的荷载作用下的  $p$  值不同，在达到极限承载力前，特定深度处的一系列  $(p, y)$  值便构成了该深度处的  $p-y$  曲线，弹簧布置形式根据土体分层情况布置见图 3，不同深度的  $p-y$  弹簧各不相同。

图 3 有限元法构建等效  $p-y$  弹簧原理图Fig. 3 Principle diagram of equivalent  $p-y$  spring construction via (based on) finite element method

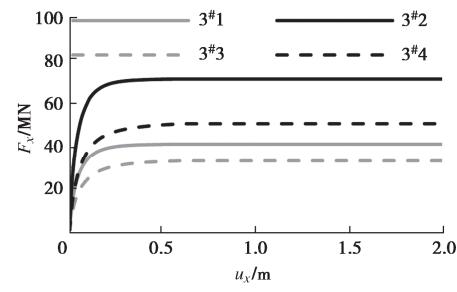
## 2 水平向桶土相互作用机理

图 4 为桶形基础通过有限元分析得到的不同工况下的水平向合力-合位移响应，从图 4 中可以看出所有工况均在水平位移达到 0.5 m（约  $0.4D$ ）之前接近极限状态，且不同类型工况的刚度变化无明显差异。

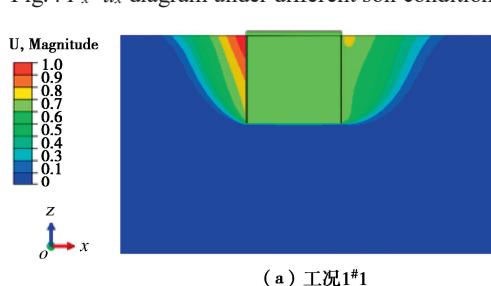
在达到极限状态时，如图 5，可以看出在桶形基础发生破坏时各工况均呈现出“楔形+滑移”的失效模式，即桶体两侧的主、被动土压力和基底剪切联合抵抗了桶形基础的水平滑动。



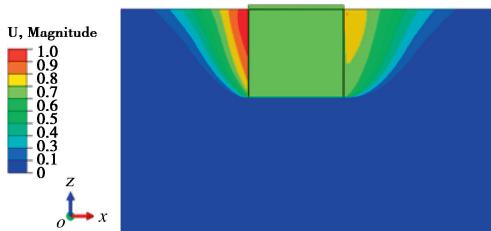
(a) 单层土体工况



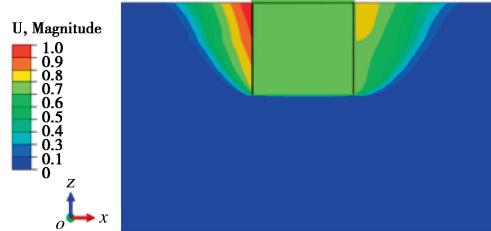
(b) 分层土体工况

Fig.4  $F_x-u_x$  diagram under different soil conditions

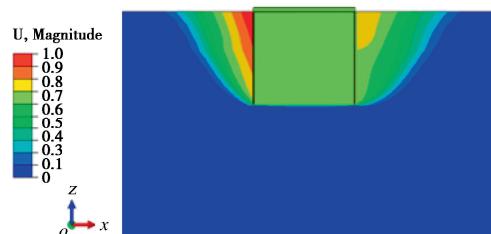
(a) 工况1#1



(b) 工况2#1



(c) 工况3#1



(d) 工况3#3

图 5 水平向受荷下桶土相互作用模式

Fig. 5 Bucket-soil interaction under horizontal loading

### 3 水平向土弹簧的构建及优化

#### 3.1 水平向土弹簧的构建

根据 API 规范形式的  $p-y$  弹簧, 典型工况 (1<sup>#2</sup>, 2<sup>#1</sup>, 3<sup>#1</sup>, 3<sup>#3</sup>) 沿桶身分布的  $p-y$  曲线如图 6 所示。

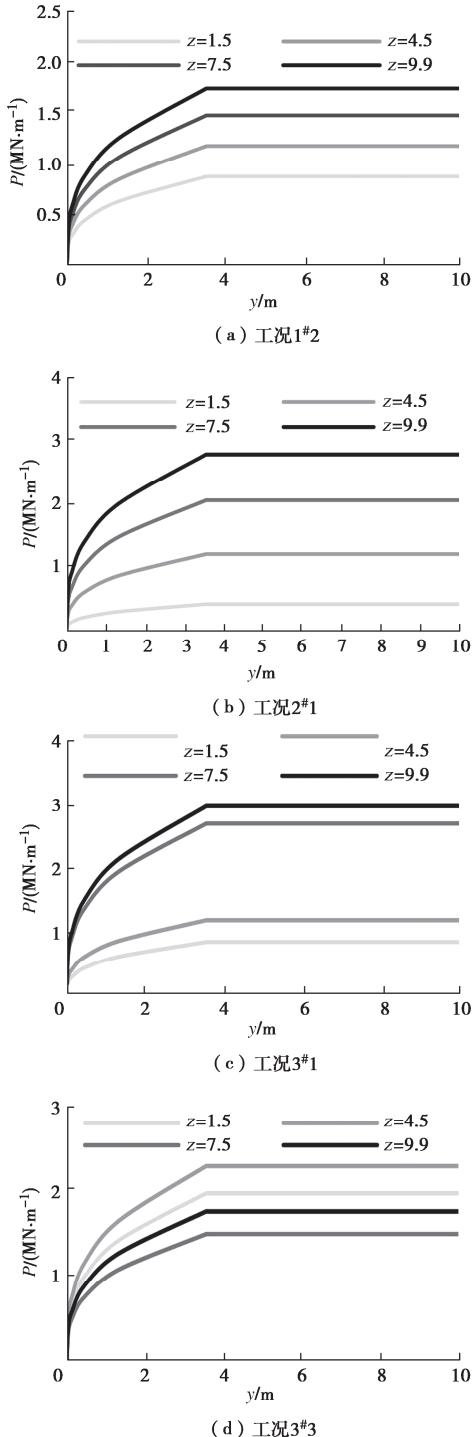


图 6 不同典型工况的  $p-y$  曲线图

Fig. 6  $p-y$  curves for different typical soil conditions

根据图 6 所示  $p-y$  曲线, 结合桶体在水平动时位移值  $y$ , 可以得到桶身不同深度处的土抗力  $p$  值, 沿桶身对  $p$  值进行积分便可得到该位移值时土体对桶形

基础的合力, 进而得到不同工况下桶土相互作用的水平向合力  $F_x$ -合位移  $u_x$  曲线, 将其与第 3 节中有限元模拟的结果对比, 如图 7 中黑色实线与圆点线分别为有限元结果与基于  $p-y$  弹簧构建的  $F_x-u_x$  曲线。

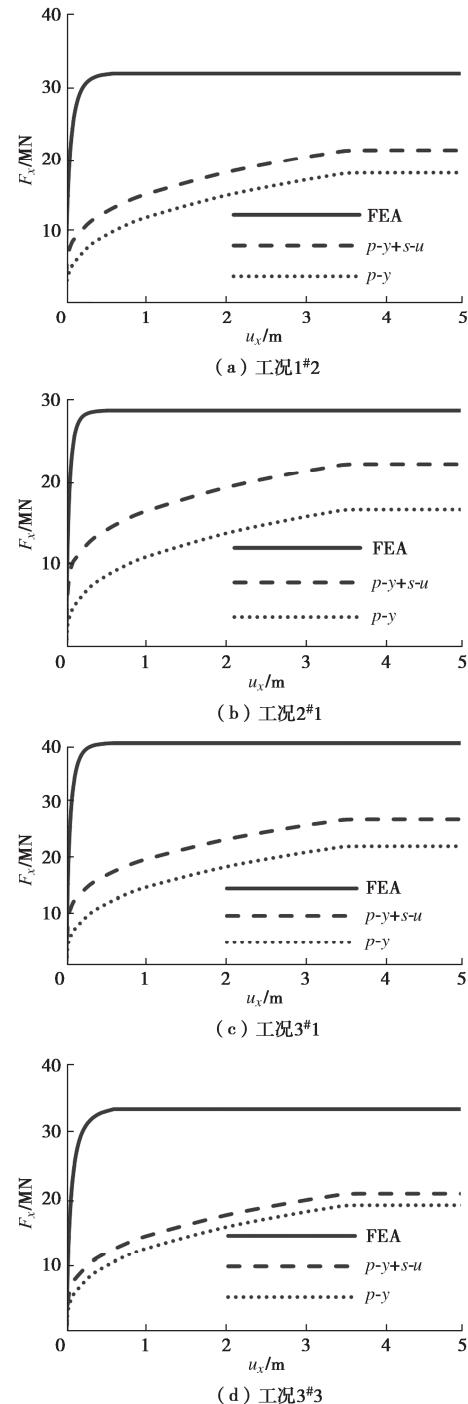
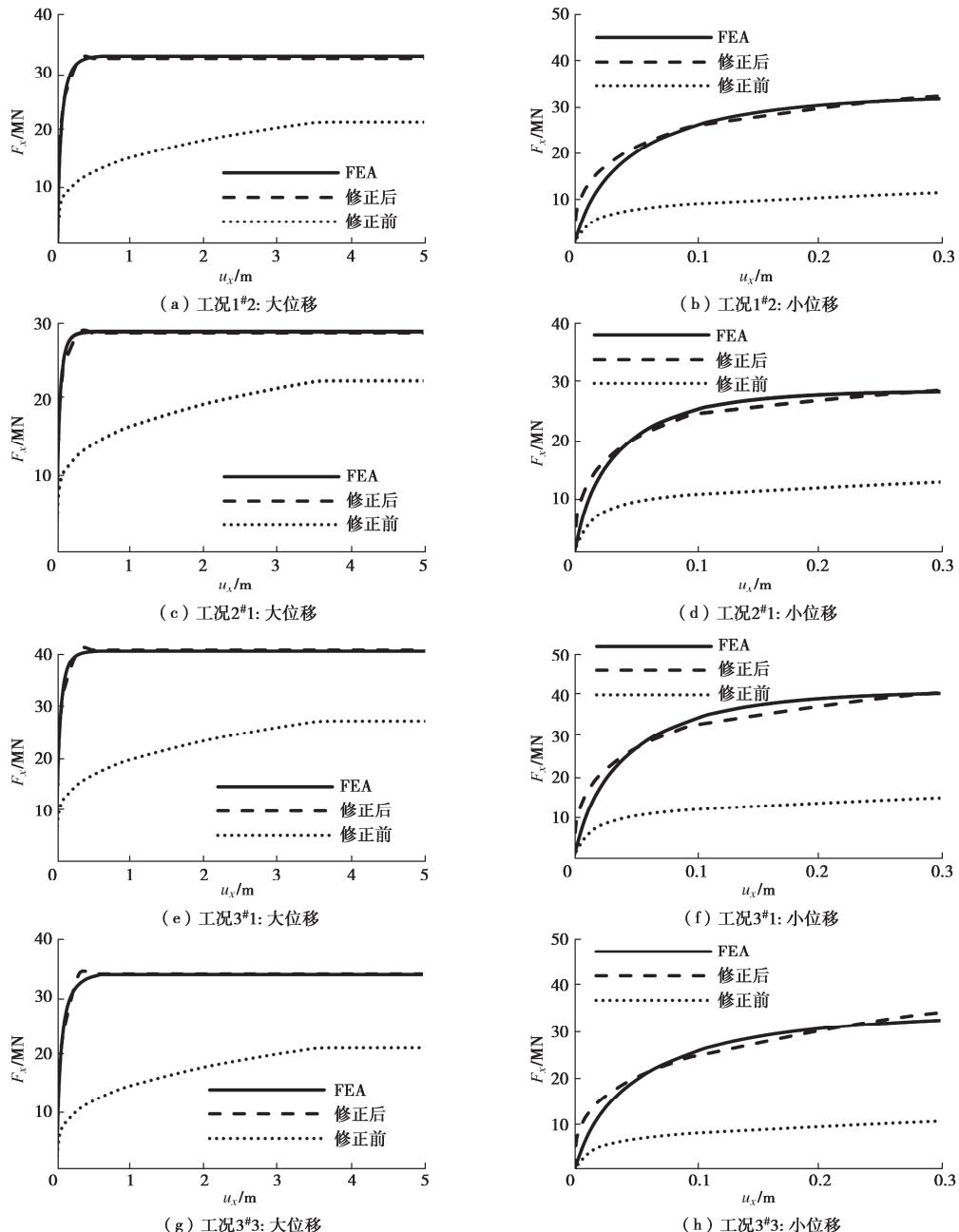


图 7 不同典型工况的  $F_x-u_x$  图

Fig. 7  $F_x-u_x$  curves for different typical soil conditions

由图 7 可以发现单独 API 规范的  $p-y$  弹簧构建的合力-合位移曲线无论是在极限合力或小位移刚度上都与有限元结果差距较大, 因此需考虑桶形基础内部土塞在桶底的剪切作用, 利用 Zhang 等<sup>[18]</sup>基于数值分析推导出的理论基底剪切  $s-u$  弹簧对其进行描述, 该弹簧将土体应力-应变响应与基底剪切摩阻-位移联系

图 8 不同典型工况的  $F_x$ - $u_x$  曲线对比图Fig. 8 Comparison of  $F_x$ - $u_x$  curves under different typical soil conditions

起来, 可按下式构建:

$$\frac{S}{S_{\text{ult}}} = \frac{\tau}{S_u} , \quad (4)$$

$$\frac{u}{D} = \xi_1 \gamma^e + \xi_2 \gamma^p . \quad (5)$$

式中:  $\gamma^e = \tau/G_{\max}$  为剪应变的弹性分量;  $\gamma^p = \gamma - \gamma^e$  为剪应变的塑性分量;  $S_{\text{ult}} = 0.25\pi D^2 S_u$ ,  $\xi_1$  和  $\xi_2$  取 0.3, 0.12。

结合  $s-u$  弹簧进一步对桶土相互作用合力-合位移响应进行构建, 结果如图 7 所示, 可以发现, 即使考虑桶底土塞的剪切作用, 构建得到的合力-合位移曲线仍会与有限元结果存在差距, 但这种差异会进一步缩小, 且对于不同类型工况的程度存在差异。

### 3.2 水平向土弹簧修正优化

为了使传统 API 规范土弹簧构建得到的合力-合位移响应与有限元模拟的结果趋于一致, 本文引入双因子参数 ( $p$ -因子和  $y$ -因子) 对 API 规范构建的合力-合位移响应进行修正, 通过  $p$ -因子修正极限合力, 通过  $y$ -因子修正小位移下的刚度, 从而使两者得到的  $f_x-u_x$  结果趋于一致, 相关表达式为

$$p_{\text{u修正}} = p_u \cdot (p\text{-因子}) , \quad (6)$$

$$y_{\text{修正}} = y \cdot (y\text{-因子}) . \quad (7)$$

考虑到基础受荷水平的多样性, 将土弹簧响应分为大位移和小位移两种情况分别进行了修正分析, 以确保结果的实用性。如图 8 中实线为大位移与小位移

下不同工况有限元模拟中提取的合力-位移曲线结果, 图 8 中虚线为修正 API 规范的  $p$ - $y$  弹簧后得到的合力-位移曲线, 在大位移水平下, 两者的结果基本趋于吻合, 在较小的位移维度下, 小位移刚度也有较大程度的改善。

### 3.3 参数分析

为了更系统地研究双因子优化方法得到的合力-位移响应与有限元结果的一致性, 全面开展了文中所用土体本构中的参数  $G_{\max}/s_u$  和  $\gamma_f^p$  对修正结果的影响的研究, 模型继续采用第 2 节中描述的有限元模型, 且土体类型取典型工况 1#2, 2#1, 3#1 和 3#3 作为研究对象, 在本节中分别对应工况 1, 2, 3 和 4。

#### (1) 不同 $G_{\max}/s_u$ 对修正因子的影响

根据对于不同类型工况, 在  $\gamma_f^p=0.05$  时, 取不同  $G_{\max}/s_u$  (分别为 100, 200, 300, 600 和 1000) 进行研究, 如图 9 是工况 1 在小位移不同刚度参数下有限元模拟与修正后得到的  $F_x-u_x$  曲线对比图。

通过对比小位移下的合力-位移响应, 可以发现随着  $G_{\max}/s_u$  的增大, 修正后得到的合力-位移曲线与有限元得到的结果更加接近一致,  $G_{\max}/s_u$  较小时, 在 0.1 m 附近处的修正会存在一个临界位移, 小于临界位移时, 修正得到的  $F_x-u_x$  曲线显得比有限元结果更“硬”, 大于该临界深度后则相反。将所有工况上述参数下修正得到的  $p$ -因子和  $y$ -因子汇总见表 1。

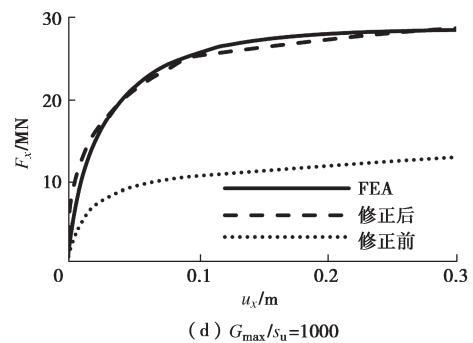
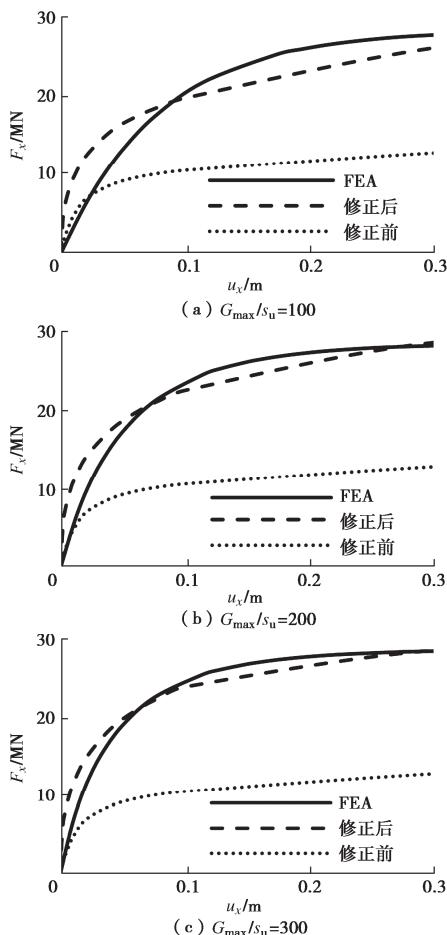


图 9 工况 1 不同  $G_{\max}/s_u$  下  $F_x-u_x$  曲线对比图

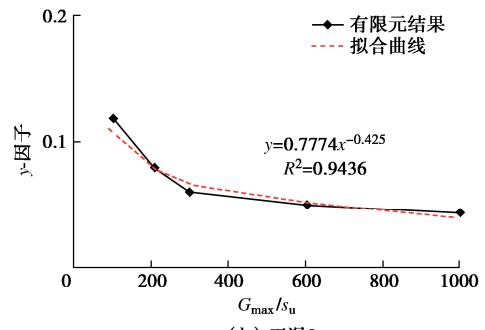
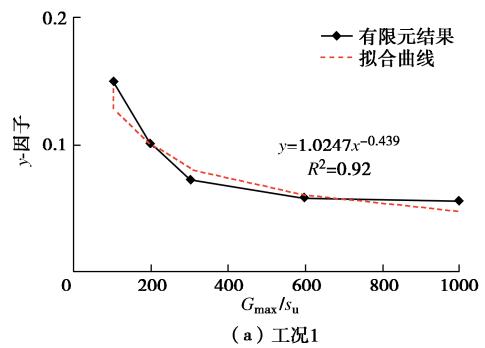
Fig. 9 Comparison of  $F_x-u_x$  curves under different  $G_{\max}/s_u$  conditions in case 1

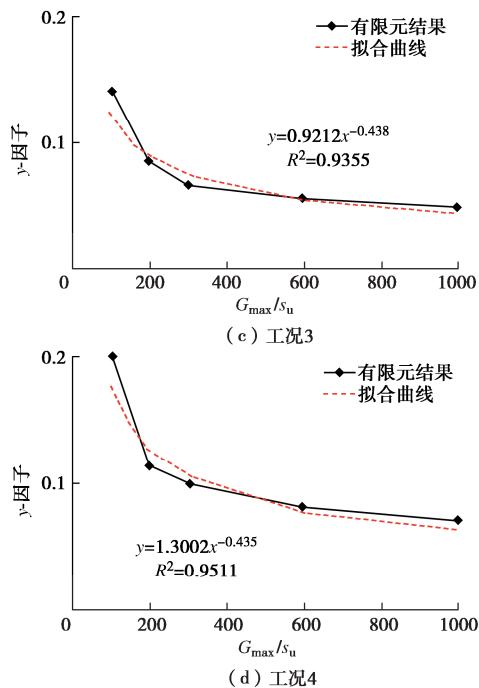
表 1  $p$ - $y$  曲线修正系数汇总表

Table 1 Summary of  $p$ - $y$  curve correction factors

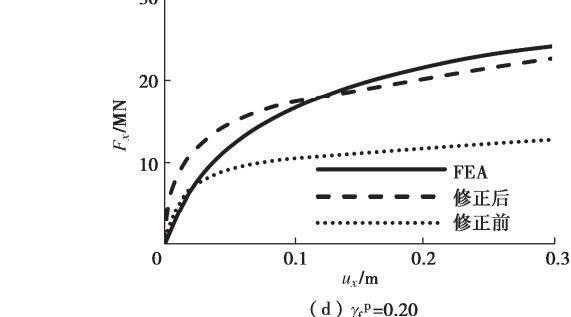
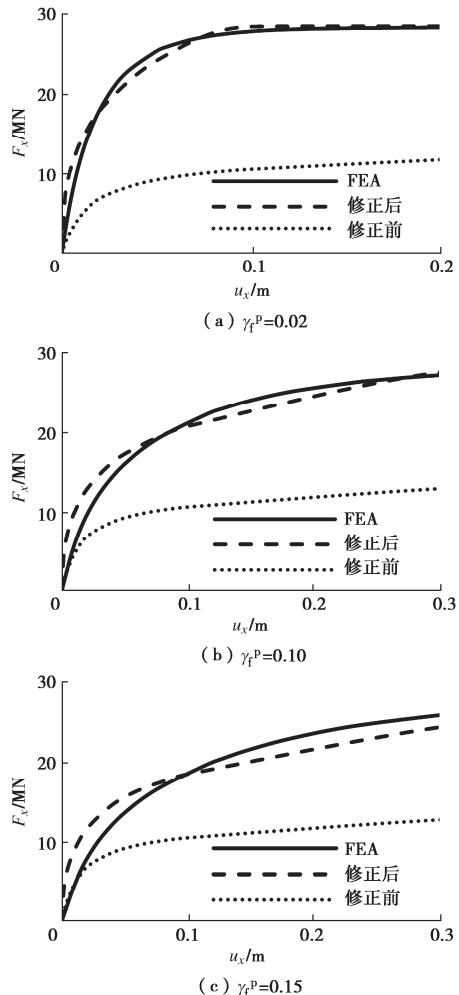
$G_{\max}/s_u$	不同工况修正因子							
	工况 1	工况 2	工况 3	工况 4	$p$ -	$y$ -	$p$ -	$y$ -
100	1.6	0.15	1.38	0.12	1.65	0.14	1.7	0.20
200	1.6	0.10	1.38	0.08	1.65	0.09	1.7	0.12
300	1.6	0.07	1.38	0.06	1.65	0.07	1.7	0.10
600	1.6	0.06	1.38	0.05	1.65	0.06	1.7	0.08
1000	1.6	0.05	1.38	0.04	1.65	0.05	1.7	0.07

通过表 1 可知, 不同  $G_{\max}/s_u$  修正下  $p$ -因子均相同, 这与预期一致。通过对图 9 发现随着  $G_{\max}/s_u$  的增大,  $y$ -因子有逐渐减小的趋势, 因此将  $y$ -因子随  $G_{\max}/s_u$  变化的规律绘制见图 10。通过对曲线拟合可以发现两者变化近似幂函数的形式, 即随着  $G_{\max}/s_u$  的不断增大,  $y$ -因子减小的速率会不断减缓, 这表明在较小刚度小,  $y$ -因子随  $G_{\max}/s_u$  的变化比较敏感, 随着土体刚度的增大,  $y$ -因子的变化会趋于稳定。



图 10 y-因子随  $G_{\max}/S_u$  变化曲线图Fig. 10 Curves of  $y$ -factor variation with  $G_{\max}/S_u$ (2) 不同  $\gamma_f^p$  对修正因子的影响

在  $G_{\max}/S_u=600$  时, 取不同  $\gamma_f^p$  (分别为 0.02, 0.05, 0.1, 0.15 和 0.2) 进行研究。如图 11 是工况 1 在小位移不同  $\gamma_f^p$  下有限元模拟与修正后得到的  $F_x-u_x$  曲线对比图。

图 11 工况 1 不同  $\gamma_f^p$  下  $F_x-u_x$  曲线对比图Fig. 11 Comparison of  $F_x-u_x$  curves under different  $\gamma_f^p$  conditions in case 1

通过对比小位移下的  $F_x-u_x$  曲线,  $\gamma_f^p$  越小时修正的结果与有限元结果更加一致, 在  $\gamma_f^p$  较大时, 类似于  $G_{\max}/S_u$  较小时, 会出现一个“临界位移”, 使得小于该位移的修正后结果均显得高估, 而大于该位移的一定范围则会有轻微的低估, 分析存在这种现象的原因是不同的  $\gamma_f^p$  和  $G_{\max}/S_u$  组合得到的有限元合力-合位移响应在较小的位移时存在明显刚度上的差异, 而传统 API 规范  $p-y$  弹簧构建得到的合力合位移响应的小位移刚度基本一致, 因此仅靠修正  $p$ -因子和  $y$ -因子无法将这种差异同质化, 只能在修正时使结果更加相近, 避免在较小位移时对承载力有过渡的高估或低估。将上述参数下修正得到的  $p$ -因子和  $y$ -因子汇总见表 2。

表 2 p-y 曲线修正系数汇总表

Table 2 Summary of  $p-y$  curve correction factors

$\gamma_f^p$	不同工况修正因子							
	工况 1		工况 2		工况 3		工况 4	
	$p$ -	$y$ -	$p$ -	$y$ -	$p$ -	$y$ -	$p$ -	$y$ -
0.02	1.6	0.04	1.38	0.03	1.65	0.03	1.7	0.04
0.05	1.6	0.06	1.38	0.05	1.65	0.06	1.7	0.08
0.10	1.6	0.13	1.38	0.10	1.65	0.11	1.7	0.15
0.15	1.6	0.18	1.38	0.15	1.65	0.17	1.7	0.22
0.20	1.6	0.24	1.38	0.20	1.65	0.21	1.7	0.28

由表 2 可知, 不同  $\gamma_f^p$  修正下  $p$ -因子均相同, 与预期一致, 通过对比发现随着  $\gamma_f^p$  的增大,  $y$ -因子有同样增加的趋势, 因此将  $y$ -因子随  $\gamma_f^p$  变化的规律绘制见图 12。通过对曲线拟合可以发现两者变化近似线性的形式, 即随着  $\gamma_f^p$  的不断增大,  $y$ -因子会等比例增大, 因此在对不同  $\gamma_f^p$  的土体工况进行修正时, 仅需得到最大  $\gamma_f^p$  值与最小  $\gamma_f^p$  值修正下的  $y$ -因子, 便可通过线性插值的方式获得其中任一  $\gamma_f^p$  对应的  $y$ -因子。

通过上述对刚度参数  $G_{\max}/S_u$  及剪切应变参数  $\gamma_f^p$  进行参数分析可知, 随着  $G_{\max}/S_u$  的增大或  $\gamma_f^p$  减小,  $y$ -因子会跟着减小 (分别以幂函数和线性减小的形式), 前者是由于随着土体刚度增大, 发生塑性破坏时需要的位移更小, 且刚度参数对  $F_x-u_x$  曲线的影响会逐渐降低; 后者是由于土体破坏时塑性剪应变更小, 且

塑性破坏剪应变直接影响土体发生塑性破坏时发生的位移, 因此随着  $\gamma_f^p$  减小,  $\gamma$ -因子会跟着线性减小。

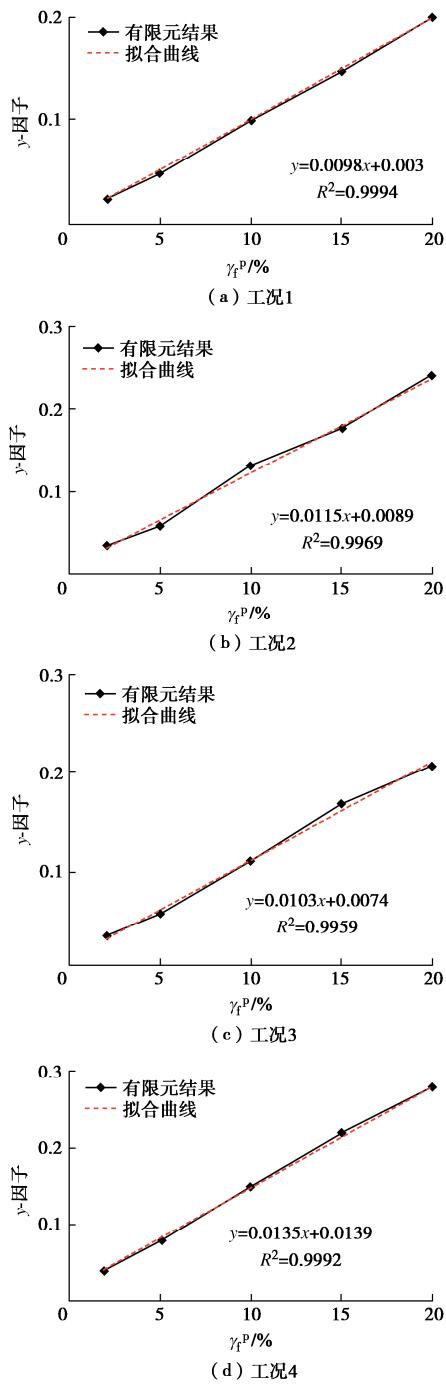


图 12  $\gamma$ -因子随  $\gamma_f^p$  变化曲线图

Fig. 12 Curves of  $\gamma$ -factor variation with  $\gamma_f^p$

## 4 实际场地工况适用性分析

### 4.1 工况介绍

根据之前介绍的简单土体工况在双因子参数优化下的对比情况, 现选取工程实际中的土层参数进行应用分析, 包括 4#1 和 4#2 两种不同分层类型的工况, 各分层土的不排水抗剪强度信息见表 3, 其余参数均与第 1 节一致。

表 3 实际工程土体参数表

Table 3 Soil parameters for practical engineering

土层	$z/m$	$\gamma''/(kN\cdot m^{-3})$	土体强度/kPa	
			4#1	4#2
1	0~4.5	7.66	$0.6975+1.395z$	$1.395+4.34z$
2	4.5~9	10.10	$27.9+4.65z$	$92.419-6.59z$
3	9~17	8.00	$48.825+1.31z$	$62.775+1.09z$
4	17~19	10.00	$22.754+1.58z$	$22.754+1.58z$
5	19~30	8.00	$54.405+0.76z$	$69.053+0.38z$

注:  $z$  为不同土体的深度 (m)。

### 4.2 水平向土弹簧优化分析

如图 13 为实际场地工况根据双因子参数修正  $p$ - $y$  弹簧构建的合力-合位移响应与有限元模拟结果的对比, 可以发现与简单工况类似, 通过双因子参数修正后的合力-合位移响应均与有限元结果较为一致。

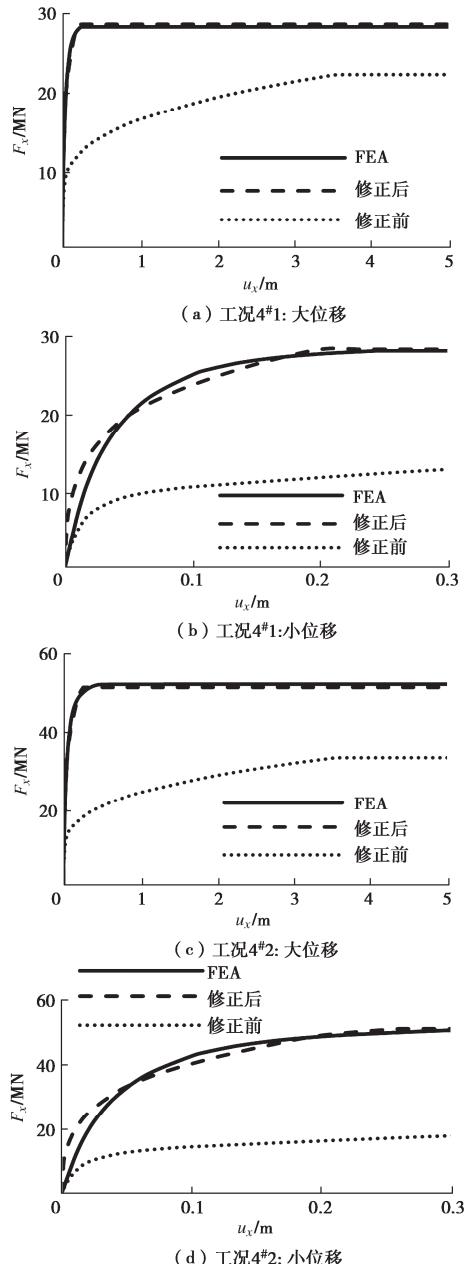


图 13 不同典型工况的  $F_x$ - $u_x$  曲线对比图

Fig. 13 Comparison of  $F_x$ - $u_x$  curves under different typical soil conditions

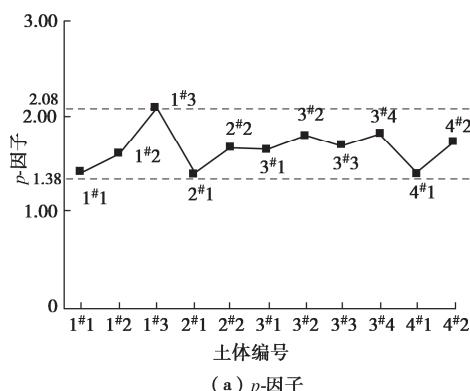
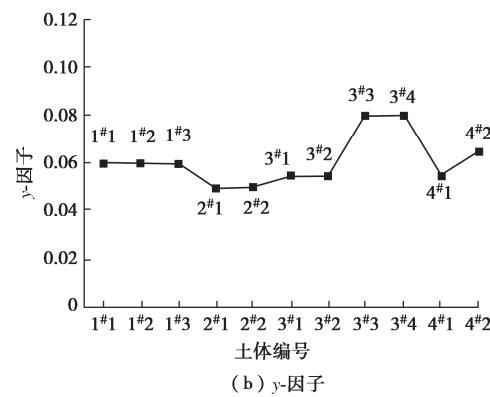
将以上不同工况得到的双因子参数结果汇总见表 4。为了更加明确实际场地工况得到的双因子参数与简单工况之间的联系, 将不同工况的修正因子结果绘制如图 14, 可以发现: ①所有工况的修正  $p$ -因子均位于 1.38~2.08, 且同一类型土体在不排水强度分布不同时,  $p$ -因子结果也存在差异, 实际场地工况修正  $p$ -因子结果也落在此区间内, 不同场地得到的修正  $p$ -因子各不相同; ②均质土体和正常固结土体不同工况的  $y$ -因子相同, 但简单分层土体工况存在差异, 对于上“硬”下“软”的工况 ( $3^{\#}3$ ,  $3^{\#}4$ ) 的  $y$ -因子明显高于上“软”下“硬”工况 ( $3^{\#}1$ ,  $3^{\#}2$ ) 的结果, 这说明分层土体的不同分层类型会明显影响小位移刚度的修正结果; ③对比实际场地 ( $4^{\#}1$  和  $4^{\#}2$ ) 的修正  $y$ -因子,  $4^{\#}2$  工况的修正结果也要略大于  $4^{\#}1$  的结果, 原因是工况  $4^{\#}2$  中第 2 分层和第 3 分层为上“硬”下“软”的分层类型, 因此  $y$ -因子的修正结果明显增大。

表 4  $p$ - $y$  曲线修正系数汇总表Table 4 Summary of  $p$ - $y$  curve correction factors

土体工况	$p$ -因子	$y$ -因子
1 <sup>#</sup> 1	1.40	0.060
1 <sup>#</sup> 2	1.60	0.060
1 <sup>#</sup> 3	2.08	0.060
2 <sup>#</sup> 1	1.38	0.050
2 <sup>#</sup> 2	1.66	0.050
3 <sup>#</sup> 1	1.65	0.055
3 <sup>#</sup> 2	1.80	0.055
3 <sup>#</sup> 3	1.70	0.080
3 <sup>#</sup> 4	1.82	0.080
4 <sup>#</sup> 1	1.40	0.055
4 <sup>#</sup> 2	1.70	0.065

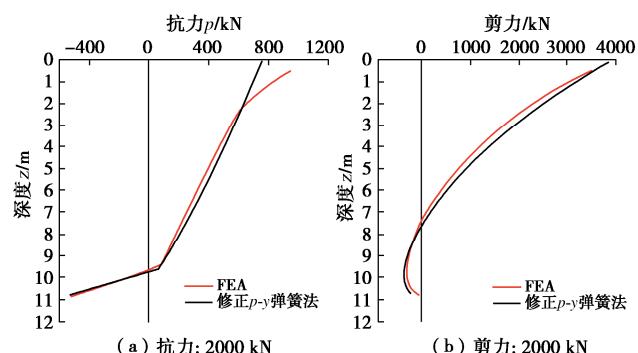
## 5 多自由度水平向土弹簧研究

前述研究主要针对单自由度桶形基础水平受荷进行分析, 为进一步了解实际工程中水平受荷桶形基础桶土相互作用响应, 本节在前述研究的基础上, 对多自由度下桶体水平受荷响应进行了模拟分析。选用 1<sup>#</sup>1 和 2<sup>#</sup>1 工况, 在分析时放开桶形基础水平、竖直边界以及对称边界上的旋转约束, 其余参数与 2.1 节相同。

(a)  $p$ -因子图 14  $p$ - $y$  曲线修正因子Fig. 14 Correction factors of  $p$ - $y$  curve

参照前述修正  $p$ - $y$  弹簧法进行理论计算时, 因为施加约束的不同, 且本研究所针对的大直径桶形基础桶底部面积较大, 基底剪切对整体的桶土作用响应的贡献需重新考虑。在分析时将桶体运动分为“平动+旋转”, 桶体平动的部分与前述单自由度下的桶土相互作用  $p$ - $y$  曲线采取相同算法, 参照表 4, 1<sup>#</sup>1 工况  $p$ -因子取 1.4,  $y$ -因子取 0.06; 2<sup>#</sup>1 工况  $p$ -因子取 1.38,  $y$ -因子取 0.05; 旋转部分考虑为基底剪切与竖向基底抗力进行计算, 桶体旋转时, 以旋转中心为界, 越往桶形基础的两侧挠度越大, 激发的土抗力越大。因此将桶形基础整体的旋转等效为沿桶深度各个截面上的土抗力作用, 沿深度线性分布, 越往两端的土抗力越大, 越靠近旋转中心其土抗力越小, 求得桶形基础旋转运动的桶土相互作用力, 与平动的  $p$ - $y$  曲线沿着深度分布的土抗力对应相加, 便可得出多自由度下水平受荷桶形基础修正  $p$ - $y$  弹簧法计算的抗力与剪力沿深度的变化曲线。

如图 15, 16 所示, 在不同水平荷载作用下, 对有限元分析的结果与修正  $p$ - $y$  弹簧法预测的桶土相互作用响应进行对比。可以看到, 由修正  $p$ - $y$  弹簧法计算得到的抗力与剪力随深度的变化曲线与有限元的结果匹配良好, 证实了所提出的修正  $p$ - $y$  弹簧法针对多自由度工况仍有一定适用性。



(a) 抗力: 2000 kN

(b) 剪力: 2000 kN

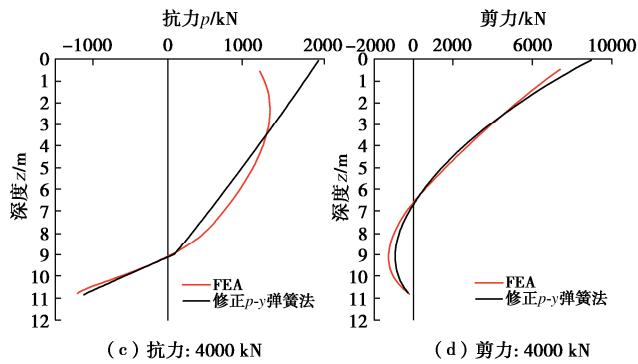
图 15 有限元分析与修正  $p$ - $y$  弹簧法的比较 (1#1)

Fig. 15 Comparison between finite element analysis and  $p$ - $y$  spring method (1#1)

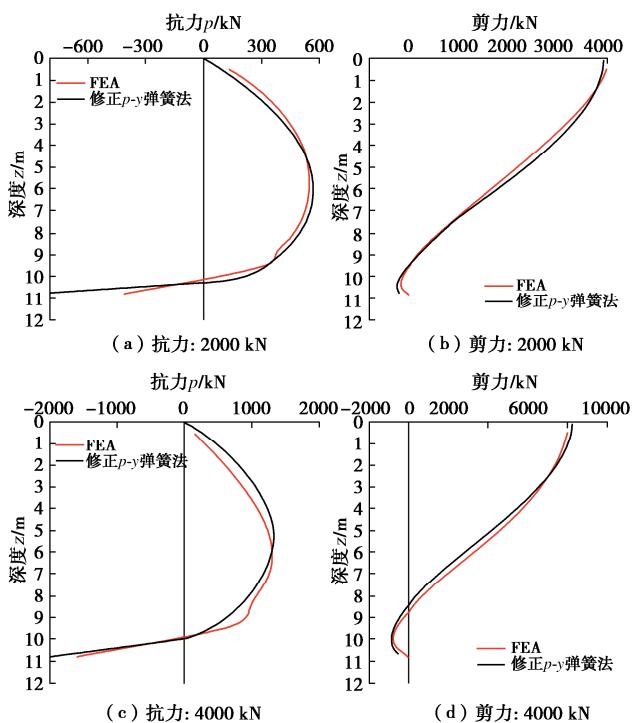
图 16 有限元分析与修正  $p$ - $y$  弹簧法的比较 (2#1)

Fig. 16 Comparison between finite element analysis and  $p$ - $y$  spring method (2#1)

## 6 结语

本文基于有限元分析对传统 API 规范在桶土相互作用中的适用性进行了研究，并通过双因子参数对传统  $p$ - $y$  弹簧进行了修正，并进行了对应土体本构的参数分析，得出以下结论：

通过双因子参数修正 API 规范的  $p$ - $y$  弹簧得到了与有限元模拟结果较为一致的合力-合位移响应，因此 API 规范的  $p$ - $y$  弹簧可以在桶土相互作用的研究上，并且对于特定组合的土体本构参数，修正得到的结果会更加趋于吻合。

修正  $p$ -因子主要与土体强度分布相关，不同的土

体强度会影响其值的大小；修正  $y$ -因子主要受刚度参数  $G_{\max}/s_u$  和极限剪切应变参数  $\gamma_f^p$  的影响，随  $G_{\max}/s_u$  的增大而逐渐减小，最后趋于稳定，而随  $\gamma_f^p$  的变化呈现线性同步变化。

通过参考实际场地土层参数进行研究分析发现，所有工况的修正  $y$ -因子全部落在 1.38~2.08，土层分布会明显影响  $y$ -因子的大小，上“硬”下“软”土层分布工况的  $y$ -因子有明显高于上“软”下“硬”类型的趋势。

对多自由度下均质土 1#1 工况和正常固结土 2#1 工况的桶土相互作用响应进行了探索，将桶体运动拆分为“平动+旋转”加以分析，通过双因子参数结合基底剪切与基底抗力进行土弹簧的构建，得出有限元分析结果与修正  $p$ - $y$  弹簧法较为一致的土抗力与桶身剪力沿深度的分布曲线，说明修正  $p$ - $y$  弹簧法对多自由度下的桶土相互作用分析研究也有一定的实用性，证实了本文所提出的  $p$ - $y$  弹簧法的科学性。

**利益冲突声明/Conflict of Interests:** 所有作者声明不存在利益冲突。All authors disclose no relevant conflict of interest.

**作者贡献/Authors' Contributions:** 闫明提出研究理念和设计研究，撰写文章；赵康分析解释研究数据，撰写文章；沈泽荣分析解释研究数据，撰写文章；付登峰对重要文章内容进行关键性修改；闫澍旺对最终提交版本进行确认。YAN Yue proposed the research concept and design methodology, and authored the article. ZHAO Kang processed and analyzed the data, and contributed to writing the article. SHEN Zerong also processed and analyzed the data, and participated in writing the article. FU Dengfeng provided crucial modifications to the article. YAN Shuwang confirm the final submission.

## 参考文献:

- [1] 施晓春, 徐日庆, 龚晓南, 等. 桶形基础发展概况[J]. 土木工程学报, 2000, 33(4): 68-73, 92. (SHI Xiaochun, XU Riqing, GONG Xiaonan, et al. Introduction of bucket foundation[J]. China Civil Engineering Journal, 2000, 33(4): 68-73, 92. (in Chinese))
- [2] LIAN J J, SUN L Q, ZHANG J F, et al. Bearing capacity and technical advantages of composite bucket foundation of offshore wind turbines[J]. Transactions of Tianjin University, 2011, 17(2): 132-137.
- [3] 施晓春, 许祥芳, 裴滨, 等. 水平荷载作用下桶形基础的性状[C]// 地基处理理论与实践——第七届全国地基处理学术讨论会, 北京, 2002. (SHI Xiaochun, XU Xiangfang, QIU Bin, et al. Characteristics of barrel foundation under

- horizontal Load [C]// Theory and Practice of Foundation Treatment — Proceedings of the 7th National Symposium on Foundation Treatment, Beijing, 20020. (in Chinese))
- [4] 范庆来, 吴宜鹏, 麻世林, 等. 密砂地基上海上风帆吸力式桶形基础承载力研究[J]. 应用基础与工程科学学报, 2021, 29(6): 1550-1560. (FAN Qinglai, WU Yipeng, MA Shilin, et al. Bearing capacity of suction bucket foundations for offshore wind turbines in dense sand[J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2021, 29(6): 1550-1560. (in Chinese))
- [5] ZHOU H, RANDOLPH M F. Effect of caisson-tip geometry on flow pattern of soil plug[C]// Offshore Site Investigation and Geotechnics Confronting New Challenges and Sharing Knowledge, London, UK, 2007.
- [6] MCCARRON W O, SUKUMARAN B. Ultimate capacities of suction caissons and pile elements for deepwater applications[C]// Proceeding of the 10th International Offshore and Polar Engineering Conference, Seattle, 2000.
- [7] API. Geotechnical and Foundation Design Considerations[S]. 2014.
- [8] MATLOCK H. Correlation for design of laterally loaded piles in soft clay[C]// Offshore Technology Conference. Houston, 1970.
- [9] REESE L C, COX W R, KOOP F D. Analysis of laterally loaded piles in sand[C]//Offshore Technology Conference. Houston, 1974.
- [10] MCCLELLAND B, FOCHT J. Soil modulus for laterally loaded piles[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1956, 82(4): 1-22.
- [11] JEANJEAN P. Re-assessment of  $p-y$  curves for soft clays from centrifuge testing and finite element modeling[C]// Proceedings of Offshore Technology Conference, Houston, 2009.
- [12] TEMPLETON J S. Finite element analysis of conductor/seafloor interaction[C]// Offshore Technology Conference, Houston, 2009.
- [13] ZHANG Y, ANDERSEN, K H. Scaling of lateral pile  $p-y$  response in clay from laboratory stress-strain curves[J]. Marine Structures, 2017.
- [14] BRANSBY M F. Selection of  $p-y$  curves for the design of single laterally loaded piles[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1999(23): 1909-1926.
- [15] KLAR A. Upper bound for cylinder movement using “elastic” fields and its possible application to pile deformation analysis[J]. International Journal of Geomechanics, 2008, 8(2): 162-167.
- [16] YU J, HUANG M S, LI S, et al. Load-displacement and upper-bound solutions of a loaded laterally pile in clay based on a total-displacement-loading EMSD method[J]. Computers and Geotechnics, 2017, 83: 64-76.
- [17] KLAR A, OSMAN A S. Load - displacement solutions for piles and shallow foundations based on deformation fields and energy conservation[J]. Géotechnique, 2008, 58(7): 581-589.
- [18] ZHANG Y H, ANDERSEN K H. Soil reaction curves for monopiles in clay[J]. Marine Structures, 2019, 65: 94-113.
- [19] LESNY K, WIEMANN J. Design aspects of monopiles in german offshore wind farms[C]// Proceedings of the International Symposium, Perth, 2005.