

DOI: 10.11779/CJGE20230042

# 水平受荷桩 “ $p-y + M-\theta$ ” 分析方法

王立忠<sup>1</sup>, 赖踊卿<sup>1,2</sup>, 洪义<sup>1,3</sup>, 张友虎<sup>4</sup>

(1. 浙江大学建筑工程学院, 浙江 杭州 310027; 2. 中国电建华东勘测设计研究院有限公司, 浙江 杭州 300120; 3. 浙江大学上海高等研究院, 上海 200120; 4. 东南大学土木工程学院, 江苏 南京 211189)

**摘要:** 中国近海海上风电机组开发建设中, 大直径单桩基础形式使用占比超 70%。现行  $p-y$  曲线设计方法主要适用于小直径柔性桩, 对大直径单桩侧向及桩底受荷描述能力不足, 导致其严重低估刚柔性桩和刚性桩 (分别常用于中国和欧洲的近海风电工程) 的变形和承载能力, 过于保守的设计给海上风电降本带来挑战。为此建立了能以统一的方式预测柔性、刚柔性和刚性单桩水平单调受荷响应的 “ $p-y + M-\theta$ ” 模型, 并将该模型推广到循环荷载下单桩的响应分析。通过与相关试验结果比对发现, “ $p-y + M-\theta$ ” 模型能较为准确地预测桩基水平加载响应。力图为水平受荷单桩工程设计提供简洁而可行的响应分析方法。

**关键词:** 软黏土; “ $p-y + M-\theta$ ” 模型; 水平受荷桩循环加载; 试验结果对比

中图分类号: TU473

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2024)05-0905-14

**作者简介:** 王立忠(1969—), 男, 博士, 教授, 主要从事软土力学与海洋岩土工程的研究工作。E-mail: wanglzh@zju.edu.cn。

## A unified “ $p-y+M-\theta$ ” model for laterally loaded piles considering rigidities of various piles

WANG Lizhong<sup>1</sup>, LAI Yongqing<sup>1,2</sup>, HONG Yi<sup>1,3</sup>, ZHANG Youhu<sup>4</sup>

(1. College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China; 2. PowerChina Huadong Engineering Corporation Limited, Hangzhou 310120, China; 3. Shanghai Institute for Advanced Study, Zhejiang University, Shanghai 200120, China; 4. School of Civil Engineering, Southeast University, Nanjing 211189, China)

**Abstract:** The large-diameter monopiles account for over 70% in construction of offshore wind turbines in China. The current  $p-y$  curve design method is primarily suitable for the small-diameter flexible piles. It has long been recognized that the method is inadequate to describe the lateral behavior of large-diameter monopiles, due to the ignorance of the soil resistances arising from base shear and base moment, which becomes more pronounced as the pile rigidity increases. Consequently, it will significantly underestimate the deformation and capacity of the semi-rigid and rigid piles (commonly used in offshore wind projects in China and Europe, respectively), bringing challenges for cost reduction. In light of these issues, the authors have proposed a “ $p-y+M-\theta$ ” model that aims to reasonably predict the lateral monotonic response of monopiles with a broad coverage of rigidities (or length-over-diameter ratios) in a unified way. An extension of the model is then made to enable the capability for predicting the cumulative lateral behavior under cyclic loadings. With the proposed “ $p-y+M-\theta$ ” model, the authors are invited by the Organizing Committee of 4th International Symposium on Offshore Geotechnical Engineering (ISFOG-2020) to participate in a blind Class-A prediction event, where the experimental data are generated from the centrifuge tests performed by University of Western Australia (UWA) on piles in soft clay under lateral monotonic and cyclic loadings. The results of some element tests for the same clay as used in the centrifuge tests are provided ahead of the Class-A prediction event, for calibrating the model parameters. All the measured responses of lateral piles under monotonic and cyclic loadings are found to be reasonably reproduced by the proposed “ $p-y+M-\theta$ ” model. Compared to the predictive capability of the other 28 models used by the parallel international teams participating in the prediction event, the “ $p-y+M-\theta$ ” model shows a leading performance in the context of monotonic and cyclic predictions. The proposed “ $p-y+M-\theta$ ” model constitutes an advantageous and simple alternative to the design of monopiles under lateral loads.

**Key words:** soft clay; “ $p-y+M-\theta$ ” model; laterally cyclically loaded pile; comparison of test result

基金项目: 国家自然科学基金项目 (52238001, 52122906, 51939010)  
收到日期: 2023-01-13

## 0 引言

大直径单桩是目前海上风电机组最为流行的基础形式,中国超 70%、欧洲超 80% 的海上风电机组基础为大直径单桩基础。为了抵抗海上风、浪、流等产生的巨大荷载,单桩基础多采用 5~10 m 的桩径,由于欧洲海域大多为密实砂土和超固结黏土,单桩入土长径比的通常为 4~8<sup>[1-2]</sup>,而中国海域一般为力学性质较差的软黏土和粉质黏土,因此单桩长径比一般为 6~10。

黏土地基中水平受荷桩静力响应常用分析方法有极限状态法、弹性分析法、弹性地基反力法、 $p$ - $y$  曲线法和有限元分析法等<sup>[3-4]</sup>。不同的方法各有其局限性:如极限状态法无法用于计算桩身变形,弹性分析法和弹性地基反力法仅适用于小变形状态下水平受荷桩响应分析,有限元分析法建模时间较长、本构模型依赖性大。 $p$ - $y$  曲线法将弹性地基反力法中不同深度土弹簧力学特性用非线性的  $p$ - $y$  曲线描述,考虑土体变形过程中的非线性,能便捷计算水平受荷桩响应。 $p$ - $y$  曲线法已被美国石油协会的 API 规范以及挪威船级社的 DNV 规范所采用,广泛应用于实际工程设计中。然而,API 规范推荐的黏土  $p$ - $y$  曲线是基于 Matlock<sup>[5]</sup> 的小直径细长桩现场试验获得的,其低估了单桩水平初始刚度和极限承载力。为考虑“桩径效应”,在过去二十余年中,众多学者基于模型试验、数值模拟等<sup>[6-14]</sup>,通过在  $p$ - $y$  曲线的刚度和极限抗力表达中考虑桩径修正,提出了改进的  $p$ - $y$  曲线模型。笔者近期的研究发现,桩径的增大(改变刚度)不仅影响  $p$ - $y$  曲线的刚度和抗力,还显著改变了桩周土体破坏模式;后者不能通过简单地在  $p$ - $y$  曲线中引入桩径来描述。为了能以统一的方式描述黏土海床不同入土长径比单桩(涵盖柔性、半刚性和刚性桩)的水平单调受荷响应,笔者研究提出了双弹簧“ $p$ - $y + M$ - $\theta$ ”模型<sup>[15-17]</sup>。这一简单模型能非常容易嵌入到风电商业软件(如 Bladed)和开源软件(如 Open-FAST),形成叶片、主机传动系统、塔筒和桩体的一体化分析。而实现能准确描述桩土相互作用的海上风机整机一体化分析正是笔者提出“ $p$ - $y + M$ - $\theta$ ”模型的初衷。

在 2020 年第四届海洋岩土工程前沿国际研讨会期间,西澳大学(UWA)与澳大利亚国家岩土离心机机构(NGCF)联合举办了水平受荷桩离心机模型循环加载响应预测竞赛(cyclic loading prediction event)<sup>[18-19]</sup>,该竞赛旨在与全球相关学者共同交流对桩土作用模型的理解和应用经验,并力图通过离心机试验提升对海上风机单桩基础受荷响应的认识。竞赛

组委会事先公布了试验所用土体的基本单元试验结果,并提供给参赛队伍,在未知离心机试验结果的情况下要求各参赛队伍对水平受荷桩离心机试验响应进行预测并提交预测结果,过程中不限定预测方法。最后,组委会公开试验实测结果,并将各队伍预测值与实测进行对比<sup>[19]</sup>。

本文首先介绍了“ $p$ - $y + M$ - $\theta$ ”分析模型,随后将该模型推广到循环响应分析,最后介绍应用所建立的分析模型参与国际预测竞赛的情况。通过与国际竞赛试验实测结果比对发现,本模型能准确高效地预测水平单调和循环受荷下单桩响应,且与其他各类分析模型相比,预测结果具有一定的先进性。本文所建立的模型为黏土海床水平受荷单桩工程设计提供了简洁可行的响应分析方法。

## 1 桩周土体变形与破坏模式

建立黏土海床单桩水平受荷静力分析模型的关键是准确揭示桩土真实的变形机制与破坏模式。各类研究分析表明,桩的长径比  $L/D$  是控制桩周土破坏模式最为重要的因素:在土质条件相同的情况下, $L/D$  越小,桩表现得越刚,反之则越柔<sup>[15, 20]</sup>。图 1 展示了黏土海床三维有限元分析所得的典型柔性桩( $L/D=30$ )、刚柔性桩( $L/D=8$ )和刚性桩( $L/D=4$ )桩周土体破坏模式与对应桩身变形曲线<sup>[15]</sup>。

由图 1(a)可以看出,对于  $L/D=30$  的柔性桩,水平荷载作用桩周浅层土体表现楔形破坏模式,深层表现为绕桩流动的满流破坏<sup>[15, 20-22]</sup>,桩体变形主要为桩身材料变形为主的柔性变形。在深处,桩体基本无明显水平位移与转角,故土体抗力主要由上部楔形区和满流区的水平土阻力贡献。 $L/D$  减小时,桩从柔性桩向刚柔性桩过渡。图 1(b)展示了  $L/D=8$  的刚柔性桩典型响应。刚柔性桩-土破坏模式呈现“三区域”的分布,与柔性桩相比,除了上部的楔形、满流破坏区,在深处还存在竖向平面内的旋转破坏区<sup>[20]</sup>。

$L/D$  进一步减小时,桩将完全呈刚性的响应,如图 1(c)所示。这时,桩周土体破坏模式为浅层楔形破坏,深层转动破坏,桩身变形完全表现为绕桩转动点的刚性转动,桩在转动点下方出现非常明显的反向踢脚。与刚柔性桩相比,刚性桩桩底处的水平位移和转角更大,这时桩底剪力、桩底反力弯矩对水平承载的贡献将进一步突显。由于忽略了这两项贡献,传统  $p$ - $y$  曲线法在预测刚性桩时将更为显著地低估其承载性能。

从桩-土实际变形和破坏模式出发<sup>[15-17]</sup>,提出了“ $p$ - $y + M$ - $\theta$ ”模型(图 2),该模型考虑了单桩抵抗水平载荷的 3 个最重要组成部分:全桩长水平土阻力、

桩底剪力和桩底反力弯矩的额外抗力贡献。模型中, 桩在转动点处截断, 假设桩体在转动点仅发生转动。转动点以上的水平土阻力发挥用水平  $p-y$  弹簧来表征, 转动点以下的土阻力发挥 (包括桩底剪力和桩底反力弯矩) 统一用一个集中旋转弹簧  $M-\theta$  来表征。黏土海床中, 刚柔性和刚性桩转动点通常比较固定 (位于深度为  $(0.7 \sim 0.8)$  倍桩长处), 这为 “ $p-y + M-\theta$ ” 模型的建立提供了便利。模型中, 转动点上下不同破坏模式 (从上到下分别为楔形区、满流区和转动区) 的土体抗力采用了不同的弹簧表征。且若深层桩体不发生转动,  $M-\theta$  弹簧不受力, 模型将退化为传统  $p-y$  模型, 因此 “ $p-y + M-\theta$ ” 模型能适用于不同入土深度与桩径比值的单桩。此外, 模型基于土体强度发挥设计方法 MSD (Mobilised Strength Design) 思想<sup>[23-24]</sup>, 可通过缩放地基土单元的应力-应变曲线, 构建得到  $p-y$  曲线和  $M-\theta$  曲线<sup>[17, 25-26]</sup>, 模型输入简便。

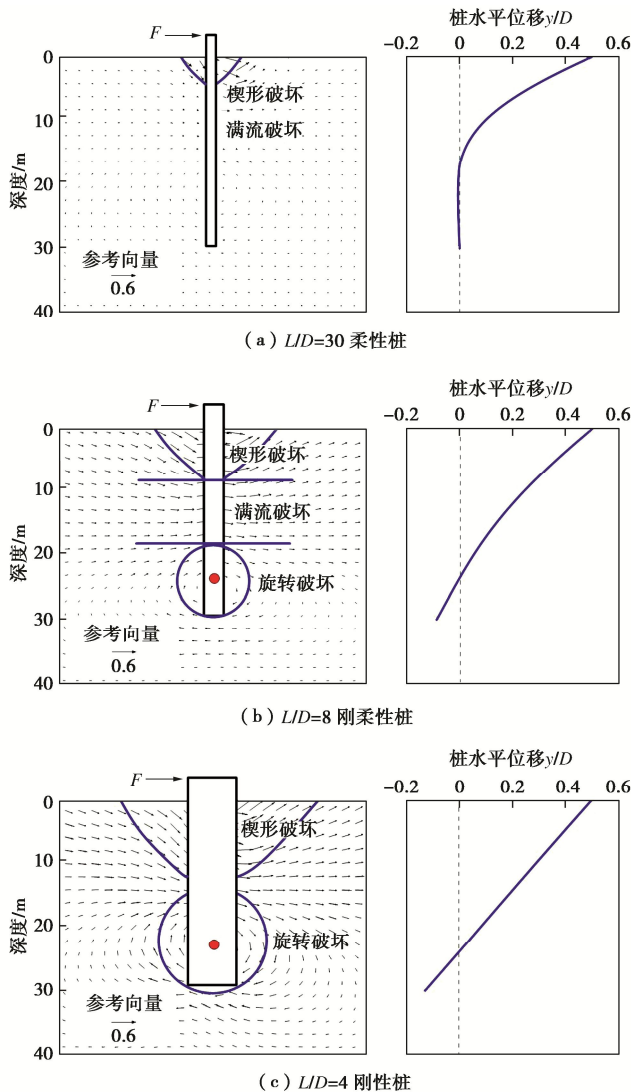


图1 黏土海床桩-土破坏模式与桩身变形<sup>[15]</sup>

Fig. 1 Flow mechanism of soils and lateral displacement profile of piles in soft clay

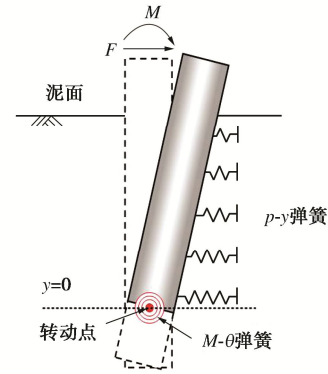


图2 单桩 “ $p-y + M-\theta$ ” 桩土分析模型

Fig. 2 Proposed “ $p-y + M-\theta$ ” pile-soil interaction model for analysis of monopile

## 2 基于分区破坏模式的极限阻力

### 2.1 满流区和楔形区极限土阻力 $p_u$

对于模型中的  $p-y$  曲线而言, 构成  $p-y$  曲线的两个要素为极限土阻力  $p_u$  (通常由无量纲水平承载力系数  $N_p$  表达,  $N_p = p_u / s_u D$ ) 和归一化  $p-y$  曲线 (即  $p/p_u - y/D$  曲线)。本小节将阐述黏土地基中楔形区和满流区  $p-y$  曲线极限土阻力  $p_u$ , 并对楔形区和满流区的临界深度进行探讨。

对于满流区 (图3), 桩周土体表现为平面内的绕桩流动, 桩后通常认为不产生空隙 (流动土体填充)。基于塑性理论极限水平承载力系数  $N_p$  的精确解<sup>[21]</sup>, 近似可表达为

$$N_{p-f} = \frac{p_u}{s_u D} = 9.14 + 2.8\alpha \quad (1)$$

式中:  $\alpha$  为桩土界面粗糙度, 位于  $0 \sim 1$ , 0 代表桩土界面完全光滑, 1 代表桩土界面完全粗糙。

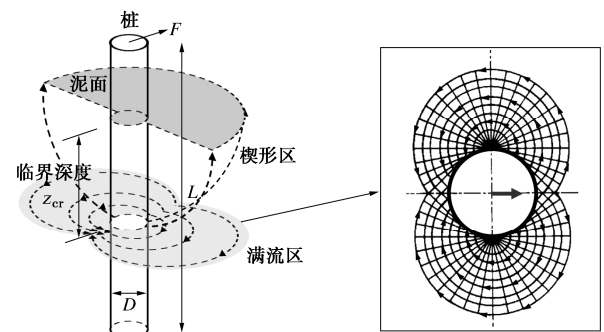


图3 桩周土满流破坏<sup>[22]</sup>

Fig. 3 Failure mechanism of full-flow soil around a pile

对于楔形区, 其通常存在两种情况, 如图4所示。第一种情况: 加载过程中桩后不存在空隙, 多针对正常固结软黏土地基。此时, 由于软黏土吸力作用, 桩土界面不分离, 因此表现为桩前一个被动楔形区和桩后的一个主动楔形区。考虑土体均质且各向同性, 这

两个楔形区大小形状一致。加载过程中, 桩前桩后土体楔形区重力对桩水平承载的贡献相互抵消, 此时, 桩水平土阻力全部由桩前桩后楔形区土体强度决定。第二种情况: 加载过程中桩后出现空隙, 多针对超固结硬黏土地基情况。此时, 由于桩后空隙的出现, 只存在桩前的一个被动楔形区, 此时, 楔形区土体重力对桩的抵抗作用无法抵消。故此时, 桩水平土阻力由桩前楔形区土体强度和土体重度共同决定。

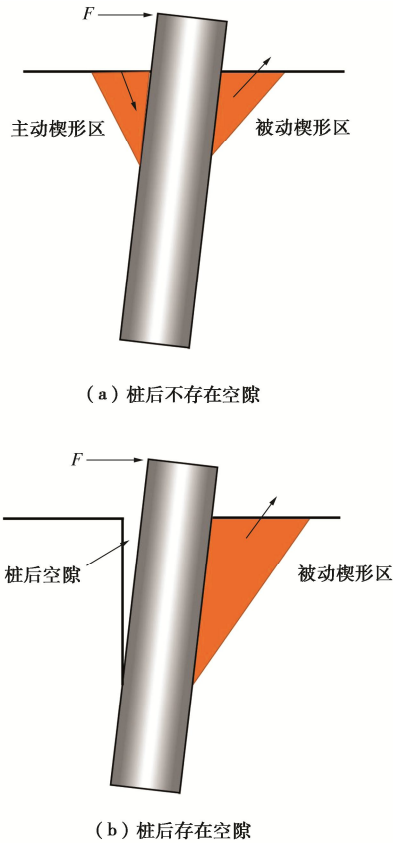


图4 桩土相楔形区破坏

Fig. 4 Wedge failure mechanism around a pile

基于三维上限法分析, 可以得到上述两种情况下楔形区  $N_p$  值的上限解, 近似表达如下所示<sup>[22]</sup>:

$$N_{p_w} = \begin{cases} 2 \left( 11.94 - 8.72 \left( 1 - \left( \frac{z/D}{14.5} \right)^{0.6} \right)^{1.35} - (1 - \alpha) \right) & \text{(桩后不存在空隙)} \\ \left( 11.94 - 8.72 \left( 1 - \left( \frac{z/D}{14.5} \right)^{0.6} \right)^{1.35} - (1 - \alpha) \right) + \frac{\gamma' z}{s_u} & \text{(桩后存在空隙)} \end{cases} \quad (2)$$

式中:  $\gamma'$  为土体有效重度;  $z$  为泥面下深度。

满流区桩土相互作用是一个平面应变问题, 其能发挥的承载力最高, 楔形区  $N_p$  值须小于或等于满流区  $N_p$  值 (即  $N_{p_w} \leq N_{p_f}$ ,  $N_{p_f} = 9.14 + 2.8\alpha$ )。由此,

可计算得到楔形区和满流区的无量纲临界深度  $z_{cr}/D$  (图3,  $N_{p_w} = N_{p_f}$ )。当深度小于  $z_{cr}/D$  时, 土体为楔形破坏; 当深度大于  $z_{cr}/D$  时, 土体破坏模式转变为满流破坏。

对于刚柔性桩和刚性桩, 其深层土体的破坏模式为竖向平面内的旋转剪切破坏 (图1(b), (c))。此时, 桩转动点以下会出现反向的踢脚, 该踢脚的存在会将桩后可能存在空隙闭合 (图4(b))。因此, 对于桩后存在空隙的刚柔性桩和刚性桩, 其楔形区最大深度应取桩转动点深度和式(2)判别所得临界深度这两者的较小值。

## 2.2 $M-\theta$ 曲线极限承载弯矩 $M_{ult}$

在本文模型中,  $M-\theta$  弹簧代表的是桩转动点以下土体阻力对转动点的反力弯矩, 其中土体阻力是转动点以下的水平土阻力、桩底剪力和桩底反力弯矩共同作用的结果。因此, 分析  $M-\theta$  曲线极限承载力距  $M_{ult}$  时, 可直接考虑单桩转动点以下部分, 而忽略上覆桩土体, 如图5所示<sup>[17]</sup>。

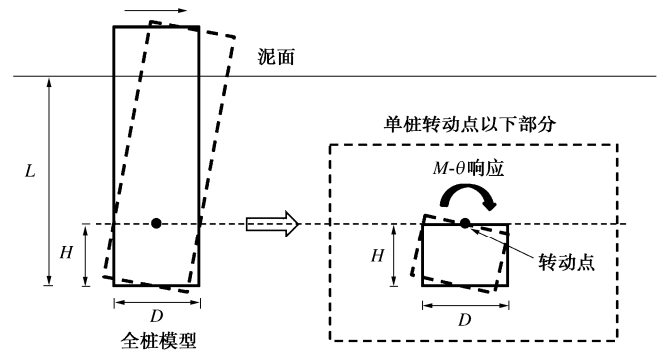


图5  $M-\theta$  响应分析简化模型<sup>[17]</sup>

Fig. 5 Simplified analysis model for  $M-\theta$  response

对于刚柔性桩和刚性单桩, 桩转动点以下土体破坏机制为绕转动点旋转流动的勺形破坏 (Scoop-failure mechanism)<sup>[16]</sup>。此时,  $M-\theta$  响应极限抗弯承载上限解  $M_{ult}$  为底部勺形破坏面桩土剪切对转动点的力矩  $M_{scoop}$  和侧面桩土剪切对转动点的力矩  $M_{side}$  之和:

$$M_{ult} = M_{scoop} + M_{side} \quad (3)$$

已解析获得  $M-\theta$  曲线极限承载力  $M_{ult}$  表达式, 并通过有限元分析验证了其正确性<sup>[17]</sup>:

$$M_{R_{ult}} = \left( \frac{1}{6} \pi D^3 s_{ul} + \pi s_{ul} D H^2 \right) + k \left( \frac{1}{2} D^2 + 2 H^2 \right) \left[ \frac{3}{8} t + \frac{1}{4} \sin(2t) + \frac{1}{32} \sin(4t) \right] + 0.73 \left( \frac{2\pi}{3} s_{ul} H^3 + k H^4 \right) \quad (4)$$

式中:  $t = \arcsin \left( \frac{D}{\sqrt{D^2 + 4H^2}} \right)$ ;  $s_{ul}$  为转动点处不排水强度;  $k$  为不排水强度随深度增长率。

### 3 “ $p$ - $y + M$ - $\theta$ ” 分区抗力变形曲线

#### 3.1 楔形区 $p$ - $y$ 曲线模型

2.1 节确定了楔形区  $p$ - $y$  极限土阻力  $p_u$ , 这节主要探究构成楔形区  $p$ - $y$  曲线的另一个要素: 归一化  $p$ - $y$  曲线 (即  $p/p_u$ - $y/D$  关系)。

楔形区和满流区的  $p$ - $y$  曲线可以通过缩放土单元应力-应变关系获得, 如图 6 所示。大量研究表明: 土单元应力-应变曲线上的剪应力发挥度 ( $\tau/s_u$ ) 与  $p$ - $y$  曲线土阻力发挥度 ( $p/p_u$ ) 相对应<sup>[16-17, 25-26]</sup>,

$$\frac{p}{p_u} \sim \frac{\tau}{s_u} \quad (5)$$

给定  $p/p_u$  下, 归一化水平位移  $y/D$  可通过缩放对应剪应变得到

$$\frac{y}{D} = \xi_w^e \gamma^e + \xi_w^p \gamma^p \quad (6)$$

式中:  $\xi_w^e$ ,  $\xi_w^p$  分别为弹性剪切应变  $\gamma^e$  的和塑性剪应变  $\gamma^p$  的缩放系数。  $\gamma^e$ ,  $\gamma^p$  按下式得到:

$$\gamma^e = \frac{\tau}{G_{\max}} = \frac{\tau/s_u}{G_{\max}/s_u} \quad (7)$$

$$\gamma^p = \gamma - \gamma^e \quad (8)$$

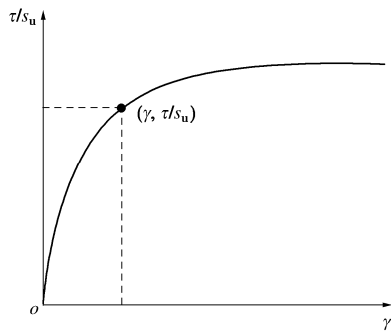


图 6 楔形区和满流区  $p$ - $y$  曲线缩放模型<sup>[25]</sup>

Fig. 6 Scaling model for  $p$ - $y$  curves in wedge and full-flow mechanism

采用上述方法, 通过三维有限元分析<sup>[16]</sup>, 算获得

各个深度下楔形区归一化  $p$ - $y$  曲线, 并基于式 (5) 拟合  $p$ - $y$  曲线和土体应力应变关系, 拟合得到缩放系数  $\xi_w^e$  和  $\xi_w^p$ , 如图 7 所示<sup>[16]</sup>。有限元分析中, 考虑了桩后空隙存在与否的工况, 以及不同的桩土粗糙度。由图 7 可知, 给定深度下, 桩后空隙存在与否和桩土粗糙度对缩放系数  $\xi_w^e$  和  $\xi_w^p$  的影响较小, 可忽略。需指出的是, 虽然桩后空隙对楔形区归一化  $p$ - $y$  曲线影响可忽略, 但其对  $p$ - $y$  曲线极限土阻力有着显著的影响。

图 7 仅适用于  $z/D \leq 3.5$  深度范围内楔形区  $p$ - $y$  曲线, 不宜外推。对于  $z/D > 3.5$  深度, 基于缩放系数随深度趋于稳定的趋势, 可近似采用  $z/D = 3.5$  计算所得的缩放系数值。

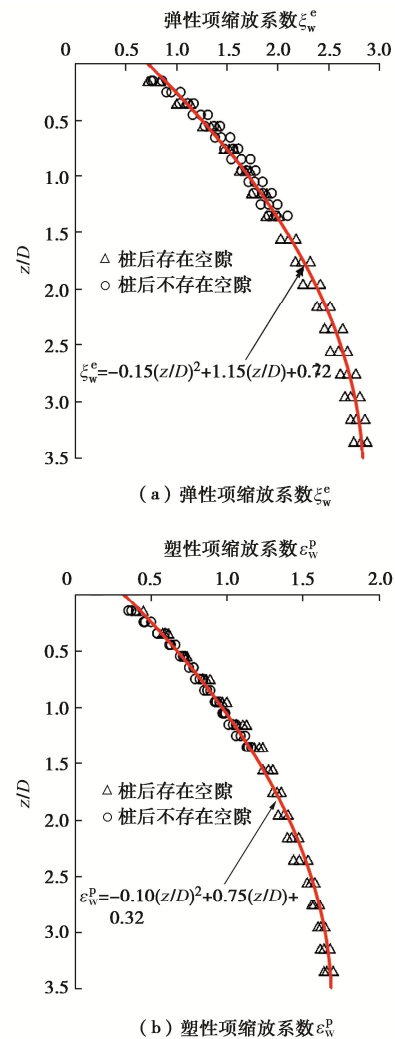


图 7 模型缩放系数沿深度分布

Fig. 7 Distribution of scaling factors along depth

#### 3.2 满流区 $p$ - $y$ 曲线模型

针对满流区  $p$ - $y$  曲线的缩放系数, Zhan 等<sup>[25]</sup>已基于土体单元试验和有限元分析结果得

$$\xi_y^e = 2.8 \quad (9)$$

$$\xi_y^p = 1.35 + 0.25\alpha \quad (10)$$

对比楔形区  $z/D < 3$  深度范围内的  $p$ - $y$  曲线缩放系数 (图 7), 满流区  $p$ - $y$  曲线缩放系数明显偏大, 即楔形区  $p$ - $y$  曲线要刚于满流区  $p$ - $y$  曲线。这意味着, 在传统  $p$ - $y$  模型中, 若沿桩身全长采用满流区  $p$ - $y$  曲线, 而不考虑楔形区  $p$ - $y$  曲线, 将低估桩水平承载的刚度。

### 3.3 $M$ - $\theta$ 曲线模型

与  $p$ - $y$  曲线类似, 模型中的  $M$ - $\theta$  弹簧曲线也是基于土单元应力-应变曲线的缩放获得, 如图 8 所示。缩放模型中土单元应力-应变曲线上的剪应力发挥度 ( $\tau/s_u$ ) 与  $M$ - $\theta$  曲线弯矩发挥度 ( $M/M_{ult}$ ) 相对应,

$$\frac{M}{M_{ult}} \sim \frac{\tau}{s_u} \quad (11)$$

类似 3.1 节中  $p$ - $y$  曲线的做法, 在给定的  $M/M_{ult}$  下, 桩体转角  $\theta$  可通过缩放土单元应力-应变曲线上对应的剪应变得到

$$\theta = \xi_{\theta}^e \gamma^e + \xi_{\theta}^p \gamma^p \quad (12)$$

式中:  $\xi_{\theta}^e$ ,  $\xi_{\theta}^p$  分别为弹性剪切应变  $\gamma^e$  和塑性剪应变  $\gamma^p$  的缩放系数, 可根据式 (7), (8) 计算得到。

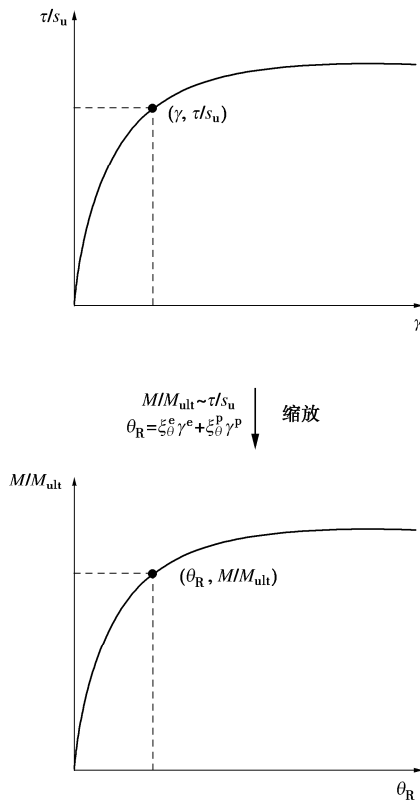


图 8  $M$ - $\theta$  曲线缩放模型

Fig. 8 Scaling model for  $M$ - $\theta$  curve

弹性项缩放系数  $\xi_{\theta}^e$  可通过解析得到, 而塑性项缩放系数  $\xi_{\theta}^p$  则通过拟合有限元计算结果得到<sup>[16-17]</sup>。计算发现, 这两个系数都和归一化的转动点下桩长 ( $H/D$ ) 相关, 如图 9 所示。可以得到  $M$ - $\theta$  曲线的两个缩放系数  $\xi_{\theta}^e$  和  $\xi_{\theta}^p$ :

$$\xi_{\theta}^e = 0.63 + 0.32 \left( \frac{H}{D} \right) \quad (13)$$

$$\xi_{\theta}^p = 0.34 + 0.19 \left( \frac{H}{D} \right) \quad (14)$$

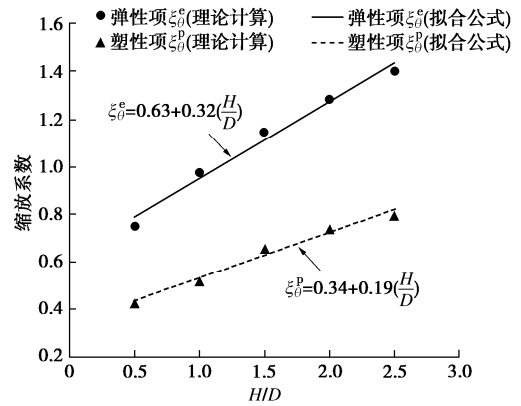


图 9 弹性缩放系数  $\xi_{\theta}^e$  和塑性缩放系数  $\xi_{\theta}^p$  与  $H/D$  关系

Fig. 9 Variation of elastic and plastic scaling factors with  $H/D$  ratio

### 3.4 单桩转动点深度

3.2 节、3.3 节给出了“ $p$ - $y$ + $M$ - $\theta$ ”模型中的  $p$ - $y$  和  $M$ - $\theta$  曲线的表达式, 完整“ $p$ - $y$ + $M$ - $\theta$ ”模型的最后一个关键要素是确定单桩转动点深度。大量试验及数值研究表明, 刚柔性单桩转动点深度在  $(0.7 \sim 0.8)L$  这一较窄的范围内, 且与桩几何尺寸、地层条件和加载特性无明显关联<sup>[16-17]</sup>。这给“ $p$ - $y$ + $M$ - $\theta$ ”模型的带来了极大的便利。在单桩初步设计阶段, 本文推荐采用转动点深度  $z=0.8L$  作为模型构造条件<sup>[15]</sup>。

### 3.5 不排水强度各向异性问题讨论

本文提出的“ $p$ - $y$ + $M$ - $\theta$ ”模型是在土体简化为各向同性材料的前提下建立的。然而, 天然土体往往会表现出强度和应力-应变响应的各向异性, 土体各向异性对模型预测结果的影响还有待进一步研究。此外, 模型中  $p$ - $y$  和  $M$ - $\theta$  曲线是基于土体应力-应变关系建立的, 因此土体应力-应变曲线的选取较为重要。桩在承受水平荷载时桩周不同破坏模式的土体呈现不同的剪切模式, 例如, 被动楔形区土单元剪切模式主要为三轴伸长和单剪; 主动楔形区主要为三轴压缩和单剪; 满流破坏区主要为单剪; 而旋转破坏区为单剪、三轴压缩和伸长的结合。从模型实用方便考虑, 本文推荐采用土体单剪试验获得的应力-应变曲线作为模型输入, 这主要因为单剪所得土单元应力-应变响应往往介于三轴伸长和三轴压缩之间, 可看成是三者的平均值, 具有很好的代表性<sup>[27-28]</sup>。这一做法已得到多个模型试验和现场试验验证<sup>[16]</sup>, 具有良好的效果。还应当指出, 所提出的基于土体力学特性的  $M$ - $\theta$  曲线是基于桩转动点以下的土层为单一土层且强度均匀或呈线性分布的假设。对于桩转动以下土体分层或强度分布不均的情况, 需进行工程判断将其简化为单层均匀或线性分布。



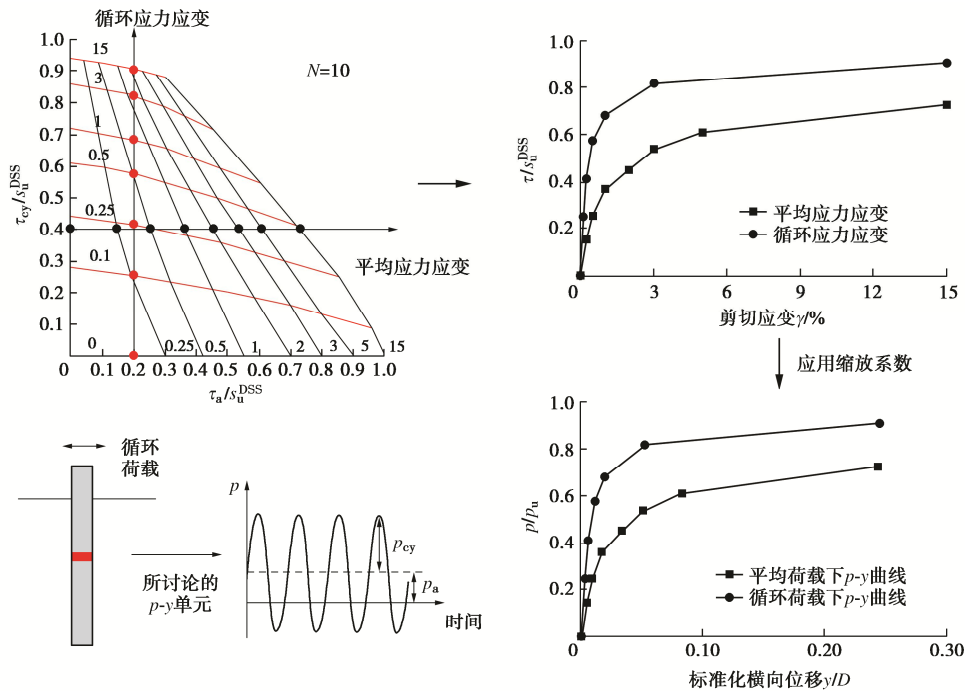
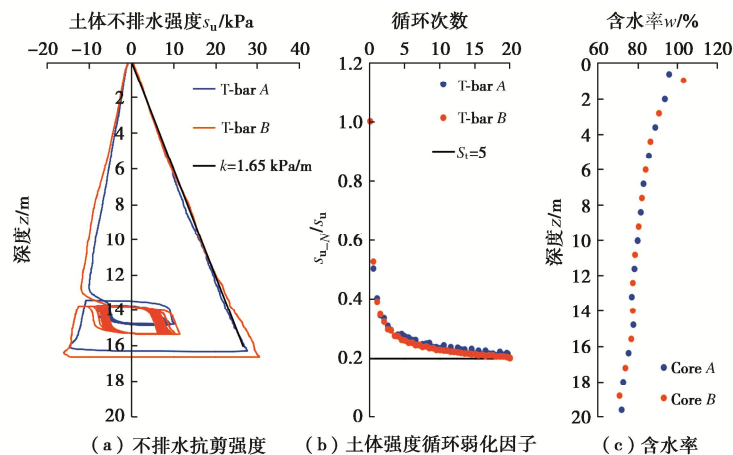
图 10 基于循环响应等值线理论的循环  $p-y$  曲线确定<sup>[26]</sup>Fig. 10 Deducing cyclic  $p-y$  curves from cyclic loading contours

图 11 基于循环 T-bar 试验的不排水抗剪强度、土体强度循环弱化因子和土体含水率

Fig. 11 Undrained shear strength profile by cyclic T-bar tests (a), cyclic strength degradation factor (b) and water content profile (c)

#### 4 循环荷载分析模型

前面介绍的“ $p-y+M-\theta$ ”模型仅适用于分析单桩单调静力加载, 为了使其具备循环荷载下单桩响应分析能力, 需对模型进一步拓展。挪威土工所 (NGI) 结合近 60 a 的土体循环性状研究, 系统建立了循环响应等值线理论框架<sup>[29]</sup>。结合应变等值图原理, 可以将土体单剪状态下等效循环次数对应的应力-应变关系缩放为循环荷载下  $p-y$  曲线<sup>[30]</sup>。最近的进展是将其推广到包含平均水平荷载和循环荷载的等效  $p-y$  曲线, 如图 10 所示<sup>[26]</sup>。这里将循环应力幅值和平均应力分开, 分别得到给定等效循环次数下的应力应变曲线, 通过第 3 节描述的相应缩放, 用来分别计算桩基在平均荷

载和循环荷载下的响应, 最终叠加。对于本文模型, 循环响应等值线理论框架也同样适用于构建循环  $M-\theta$  曲线。基于等效循环次数下的循环  $p-y$  和  $M-\theta$  曲线, 也就可以用来分析循环荷载下的任意刚柔度桩基的响应。

#### 5 离心机试验响应国际预测大赛

##### 5.1 离心机试桩试验及土工试验

根据竞赛组委会提供的基本资料, 离心机试验使用的是西澳大利亚西北大陆架的细粒土, 塑性指数  $P_I=22$ , 相对质量密度  $G_s=2.76$ 。将土体混合至 140% 含水率, 以 80g 的加速度进行 20 d 的固结, 形成正常固结黏土海床。图 11 (a) 显示了在 80g 离心模型试验

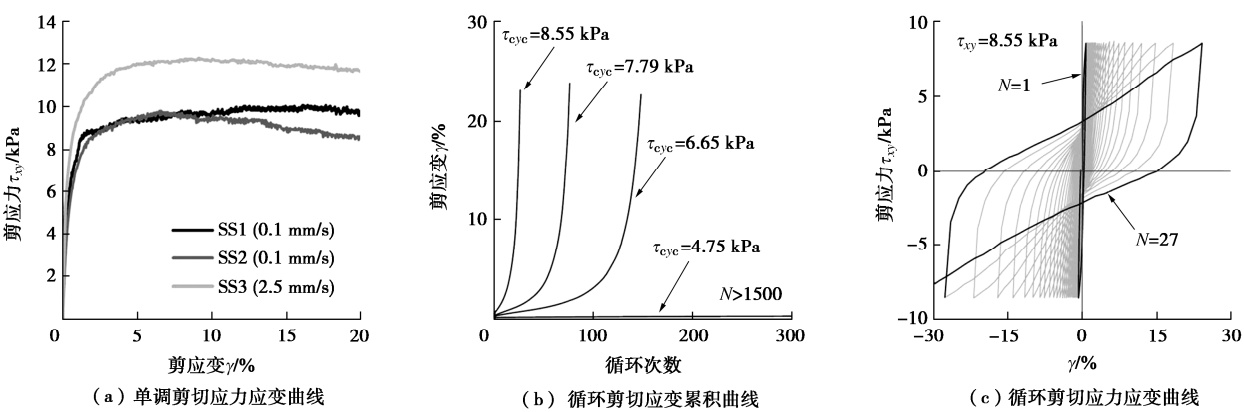


图 12 试验用土单剪试验结果<sup>[18-19]</sup>

Fig. 12 Results of simple shear tests: (a) monotonic stress-strain relation, (b) cyclic strain cumulation, (c) cyclic stress-strain relation

下,用 T-bar 贯入试验测得的土体不排水抗剪强度,其强度梯度 $k$ 为 1.65 kPa/m,其中 T-bar 系数取 $N_{T-bar}=10.5$ 。T-bar 单调推进至原型尺寸为 16~17 m 深度,然后提升至 14.5 m 深度,共进行 20 个循环的 T-bar 试验。如图 11 (b) 所示,20 次循环后,残余强度稳定在初始强度的 0.2 倍,可知土样灵敏度 $S_t$ 为 5<sup>[18-19]</sup>。完成循环 T-bar 试验后,即刻停机取样,测得的含水率沿深度变化结果如图 11 (c) 所示。

针对此次国际预测竞赛,西澳大学事先开展了大量土工试验,同时请独立第三方校核土体单剪试验结果。针对每个土工试验,制备含水率为 140% 的饱和土样,成浆后倒入土样桶中,在竖向压力 30 kPa 下完成固结。然后切样并装入单剪仪中,施加初始竖向固结应力 30 kPa,待竖向变形稳定后,开展剪切试验。赛前,组委会将土工试验结果分发给各参赛团队,包括单调单剪试验、循环单剪试验、三轴压缩和伸长试验、共振柱试验。

由于本次竞赛预测目标为单调和双向对称受荷试桩离心机试验,本文主要基于单调、循环单剪试验结果,标定获得  $p$ - $y$  和  $M$ - $\theta$  模型参数。图 12 (a) 显示了不同单剪速率下试验土应力-应变试验结果。尽管土体应力-应变关系表现出一定的应变率效应,如将 3 条曲线中的剪应力用其不排水抗剪强度做归一化,3 条曲线基本重合。图 12 (b), (c) 分别显示了循环剪切试验中的应变累积和应力-应变关系。基于上述土单元试验结果,可以建立“ $p$ - $y$ + $M$ - $\theta$ ”分析模型。

预测竞赛中,离心机试验模型桩由铝 6061T6 制成,弹性模量为 68.9 GPa。图 13 显示了模型桩尺寸,桩身安装有 13 组间距为 20 mm 的应变计,用于测量桩身弯矩响应。表 1 总结了模型桩的相关参数。

模型桩外周覆盖有环氧树脂用于防水。模型桩外径为 13.92 mm (对应原型尺寸外径 1.114 m)。西澳大学事先标定了未覆盖环氧树脂桩基的抗弯刚度  $EI$ ,建

议取 770 MN·m<sup>2</sup>。组委会分析认为外层薄环氧涂层对桩基刚度影响不大<sup>[19]</sup>,故未告知参赛队伍。本文分析也不考虑这一变化,仍按原报告叙述。

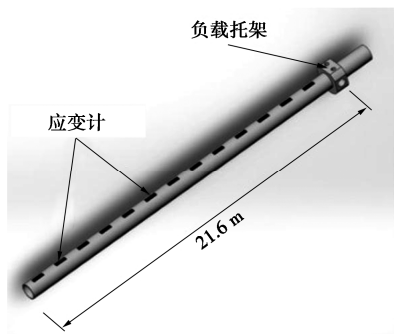


图 13 模型桩及应变片布置

Fig. 13 A typical model pile and instrumented strain gauges

表 1 模型桩尺寸

Table 1 Dimensions of model pile

| 尺寸      | 模型/mm  | 原型/m   |
|---------|--------|--------|
| 长度      | 270.0  | 21.6   |
| 外径 (铝桩) | 12.00  | 0.96   |
| 壁厚 (铝桩) | 0.450  | 0.036  |
| 环氧树脂壁厚  | 0.960  | 0.0768 |
| 总外径     | 13.920 | 1.114  |
| 入土段长度   | 228.00 | 18.24  |

图 14 显示了离心机实验中,桩顶的加载位置以及桩基入土段的长度。桩顶水平荷载、位移分别通过加载臂上的轴力计、激光位移计测量获得。

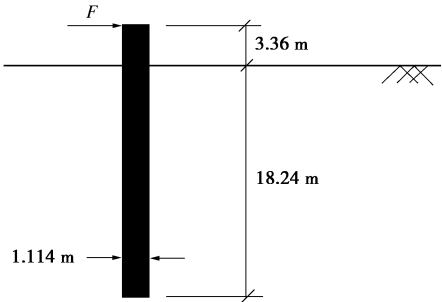


图 14 黏土海床中模型桩示意图

Fig. 14 Schematic diagram of model setup



5.2 试验内容及方法

试桩试验在西澳大学旋转半径为 1.8 m 的离心机中进行。试验使用的模型箱内部尺寸长 650 mm、宽 390 mm 和高 325 mm。模型箱底部铺有 30 mm 的砂层作为排水层, 砂层上覆正常固结黏土层。该黏土层在 80g 下固结完成后, 停机至 1g, 并将模型桩静力插入黏土层中, 插入深度为 228 mm (对应原型 18.24 m)。为确保垂直插桩, 并尽量减少插桩对周围土体的扰动, 采用了如图 15 所示的装备来垂直静压模型桩入土。当模型桩达到要求的嵌入深度时, 移除桩的横向限制, 取出钻头。桩身安装完毕后, 水平加载装置安装于土床表面上方 42 mm 处 (对应原型 3.36 m), 为叙述方便, 在本文中水平加载的位置统称为桩顶。模型桩安装后, 将离心机旋转至 80g, 待重固结完成后(约需 1~2 h), 在 80g 下开展静力或循环试桩试验。



图 15 模型桩安装

Fig. 15 Installation of model pile

表 2 总结了所有离心机试验, 包括了一个单调加载试验和 3 个双向循环加载试验。在模型尺度下, 单调试验 (MT) 的桩头加载速率为 1 mm/s。循环试桩包括两个位移循环试验 (CT1 和 CT2) 和一个力循环试验 (CT3)。其中, CT1 循环加载频率为 1 Hz, CT2 和 CT3 循环加载频率为 0.5 Hz。每次循环试验持续时间为 6.7~13.3 min, 对应原尺模型 29.6~59.3 d。组委会事先约定加载过程可视为不排水过程。

表 2 模型试验总结表

Table 2 Test programs

| 测试           | 测试类型   | 幅值     |          |        |
|--------------|--------|--------|----------|--------|
|              |        | 桩顶位移   | 模型尺度     | 原型尺度   |
| 静力加载 (MT)    | 单调加载   | 1.07D  | 14.90 mm | 1.19 m |
| 循环测试 1 (CT1) | 双向位移控制 | 0.02 D | 0.22 mm  | 0.02 m |
| 循环测试 2 (CT2) | 双向位移控制 | 0.10 D | 1.37 mm  | 0.11 m |
| 循环测试 3 (CT3) | 双向荷载控制 | —      | 23.9 N   | 153 kN |

5.3 模型参数标定

针对单桩静力加载预测, 通过缩放土体静单剪归一化  $\tau/s_u$ - $\gamma$  曲线 (图 16), 获得  $p$ - $y$  和  $M$ - $\theta$  模型参数。由图 16 可得, 不同剪切速率下的土单元归一化应力-应变曲线吻合良好。基于 NGI-ADP 模型<sup>[31]</sup>, 采用参数  $G_{\max}/s_u=1500$ ,  $\gamma_p=0.04$ , 可较好地描述该土体应力-应变曲线响应, 故采用这些参数作为此次反分析中应力-应变曲线的输入。基于前述 T-bar 试验结果 (图 11 (a)), 土体不排水抗剪强度沿深度变化速率取  $s_u=1.65z$ 。

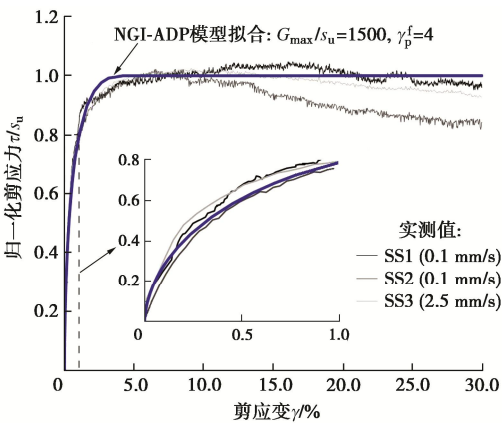


图 16 归一化单剪应力-应变曲线

Fig. 16 Normalized stress-strain curves from DSS tests

针对单桩双向循环加载的预测, “ $p$ - $y + M$ - $\theta$ ” 模型的关键输入是土体循环响应等值线。基于本次竞赛组委会提供的 4 个不同剪应力幅值下的实测循环剪应变累积结果 (图 12), 通过数学插值, 同时参考已有挪威 Drammen clay (塑性指数  $P_I=27$ ) 循环应力-应变包络面<sup>[29]</sup>, 建立得到本次预测所用土单元循环响应等值线, 如图 17 所示。

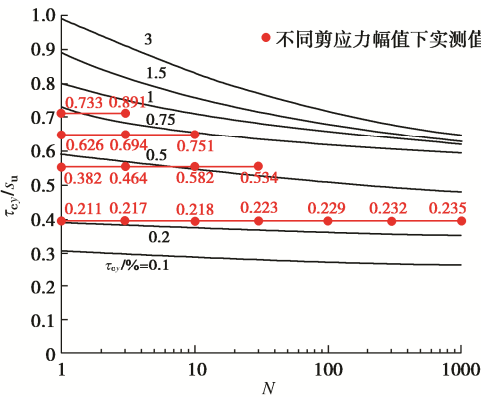


图 17 试验用土单元循环响应等值线图

Fig. 17 Cyclic loading for test soil

在缺乏系统土单元循环实测数据情况下, 上述这种基于有限实测数据点并结合现有应力-应变包络面构造得到对应所需土体应力-应变包络面的方法应用

较为普遍,且精确度较好<sup>[26]</sup>。需指出,此处参考 Drammen clay 数据库的主要原因是,自 20 世纪 80 年代起,NGI 对该种土体开展了系统且完善的土工试验,并实测建立得到了其循环应力-应变包络面,该数据库作为范本被广泛应用于其他不同土体循环响应等值线的建立。

基于图 17,结合第 4 节所述方法,便可建立得到“ $p-y+M-\theta$ ”模型中任意次循环荷载下的  $p-y$  和  $M-\theta$  曲线,并用于预测该循环次数下单桩响应。

#### 5.4 ISFOG—2020 预测大赛结果分析

参赛队共提交了 29 组预测结果。其中 20 组预测基于  $p-y$  曲线法,8 组预测基于有限元分析方法(FE),1 组预测基于有限元和  $p-y$  曲线相结合的方法<sup>[19]</sup>。

图 18 展示了单调加载试验结果(黑线)和所有预测的荷载-位移曲线结果(灰线),其中本文“ $p-y+M-\theta$ ”模型预测结果用红线标出。由图 18 可见,当桩顶位移加载至  $0.1D$  时,约 70% 的同行预测结果高估了桩顶荷载,所有预测的统计中值比实测值高 22%,而本文“ $p-y+M-\theta$ ”模型预测结果比实测值仅高 8%。当桩顶位移加载至  $1.0D$  时,约 69% 的同行预测结果高估了桩顶荷载,所有预测统计中值比实测值高 26%,而本文“ $p-y+M-\theta$ ”模型预测结果比实测值仅高估 13%。

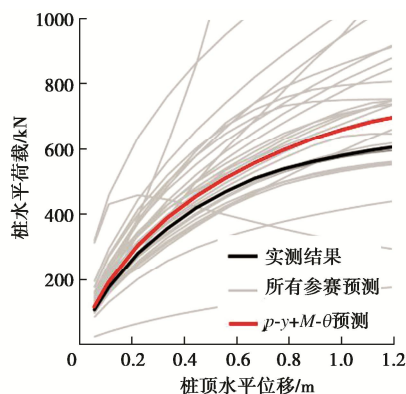


图 18 桩顶处单调水平荷载-水平位移曲线

Fig. 18 Monotonic lateral head load-displacement curves

图 19 (a), (b) 分别展示了桩顶水平位移加载至  $0.5D$  和  $1.0D$  时对应的桩身弯矩分布。当桩顶位移加载至  $0.5D$  时,约 62% 的同行预测结果高估了峰值弯矩,所有预测统计中值比实测值高 6%,而本文“ $p-y+M-\theta$ ”模型预测的峰值弯矩仅比实测高 4%,且预测的峰值弯矩所处深度更接近实测深度。当桩顶位移加载至  $1.0D$  时,72% 的同行结果高估预测了峰值弯矩,所有预测统计中值比实测值高 19%,而本文“ $p-y+M-\theta$ ”模型预测的峰值弯矩比实测仅高 13%,且预测的峰值弯矩所处深度与实测深度基本一致。

综合上述单调加载分析结果可见,当桩顶加载位移较小时,“ $p-y+M-\theta$ ”模型更能准确预测桩顶荷载响应,且预测结果与实测荷载值基本一致。当桩顶发生较大位移时,“ $p-y+M-\theta$ ”模型则更能较为准确预测桩身峰值弯矩所处深度,但预测峰值弯矩会略大于实测值。总体看来,相比于其他同行预测结果,“ $p-y+M-\theta$ ”模型的预测效果处于最优行列。

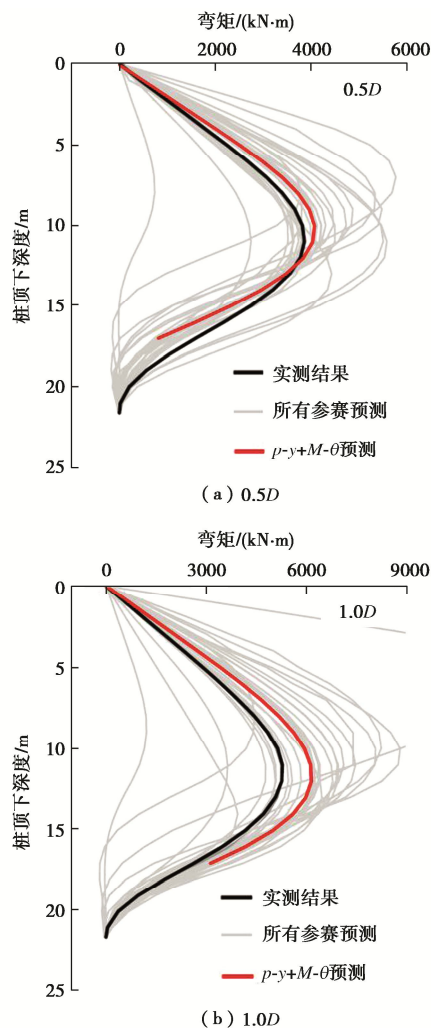
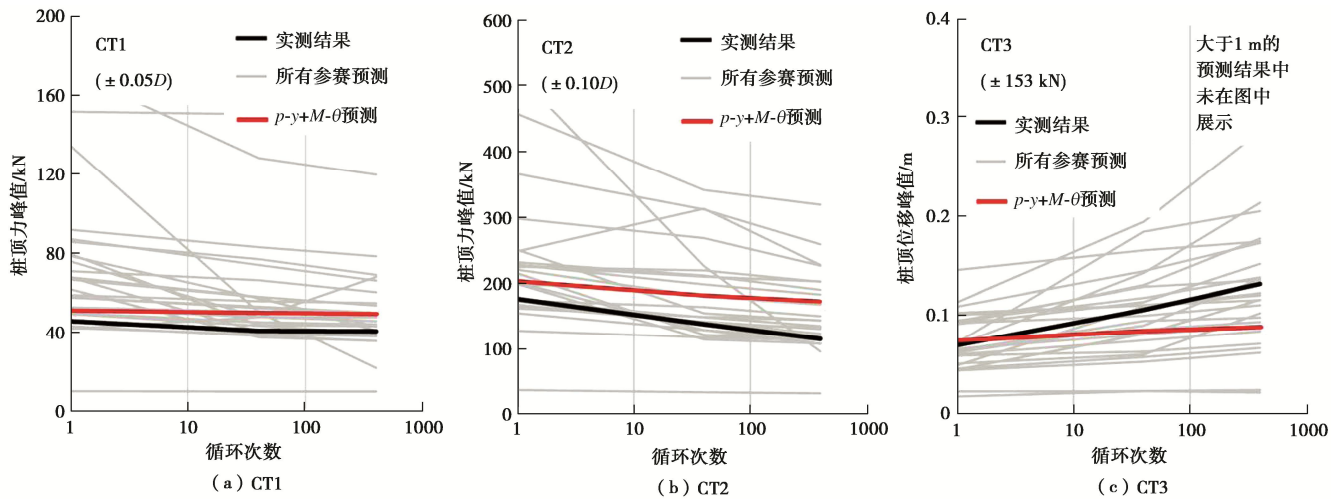
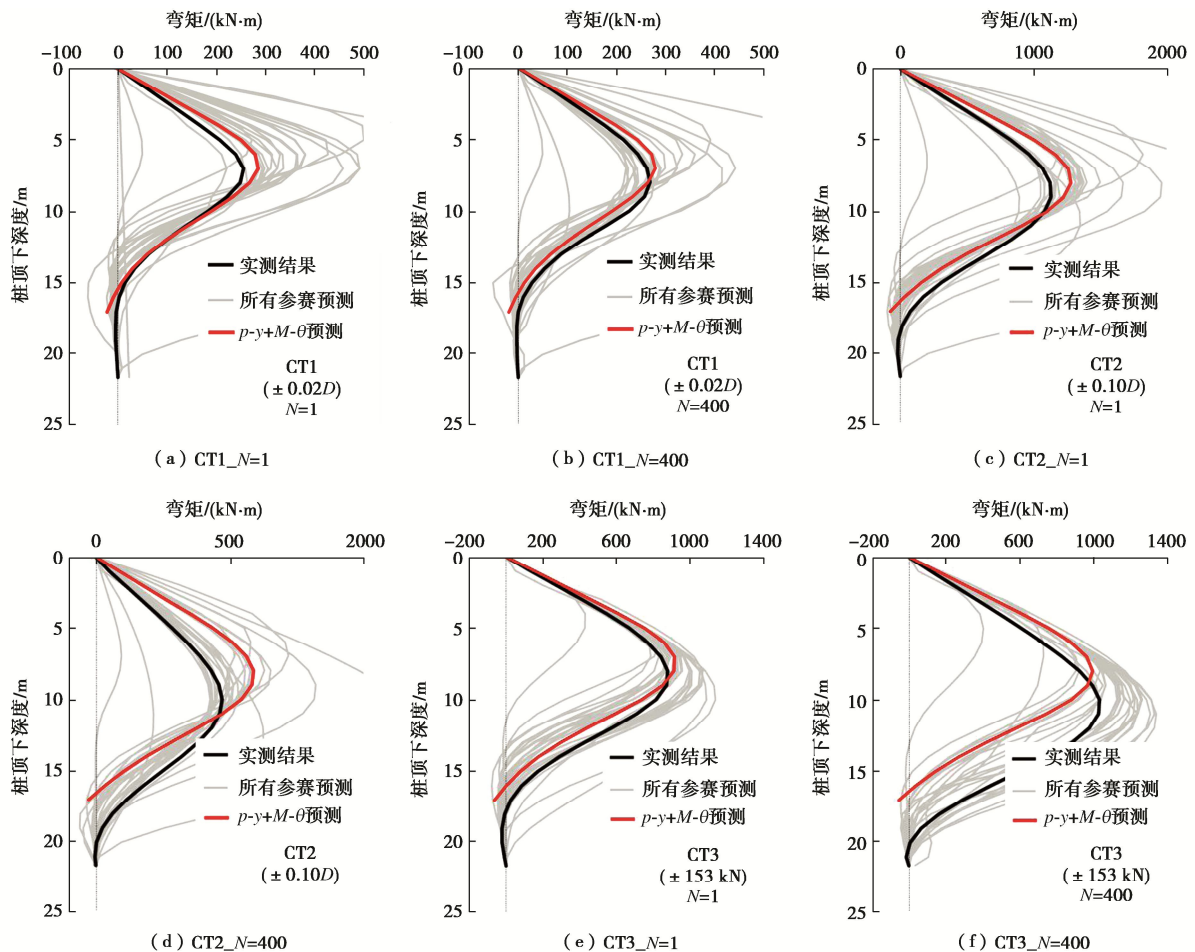


图 19 不同桩顶位移下单桩弯矩分布

Fig. 19 Profiles of monotonic bending moment in response to different pile head displacements: (a)  $0.5D$ , (b)  $1.0D$

图 20, 21 分别对比了不同循环次数下预测和实测单桩的桩头响应和桩身弯矩分布。对于位移控制循环试验(CT1, CT2), 预测结果表明: 大多数同行高估了桩顶水平力和桩身峰值弯矩; 相比而言,“ $p-y+M-\theta$ ”在预测循环加载的桩头响应和桩身弯矩时具有较好的预测效果,其精度在 29 个参赛模型中位居前 5。对于力控制循环试验(CT3),“ $p-y+M-\theta$ ”模型预测也同样接近实测值,其精度在所有同行预测结果中位居前 4。

图 22 以桩身峰值弯矩为指标,进一步对所有模

图 20 不同循环次数下单桩桩头响应 (循环次数  $N$  为 1, 40, 400)Fig. 20 Responses at pile head against number of cycles ( $N = 1, 40, 400$ )图 21 循环次数为  $N$  为 1, 400 下桩身弯矩分布Fig. 21 Profiles of bending moment for  $N = 1$  and 400 for each cyclic test

型的预测效果进校了对比。图 22 (a) 展示了水平位移  $y=1.0D$  时单调试验的模型预测结果分布, 图 22 (b) ~ (d) 呈现了循环加载  $N=400$  时 CT1~CT3 试验的预测结果分布。对比统计结果可以发现: 过半数的预测模型均高估了单调试验和循环试验的峰值弯

矩, 并且  $p-y$  方法预测的效果略优于使用 FE 方法。而本文所建立的“ $p-y+M-\theta$ ”桩土作用分析模型具有良好的可靠性, 能较为准确地描述单桩的单调和循环受荷响应, 分析模型的预测准确度在所有参赛同行中位于前列。



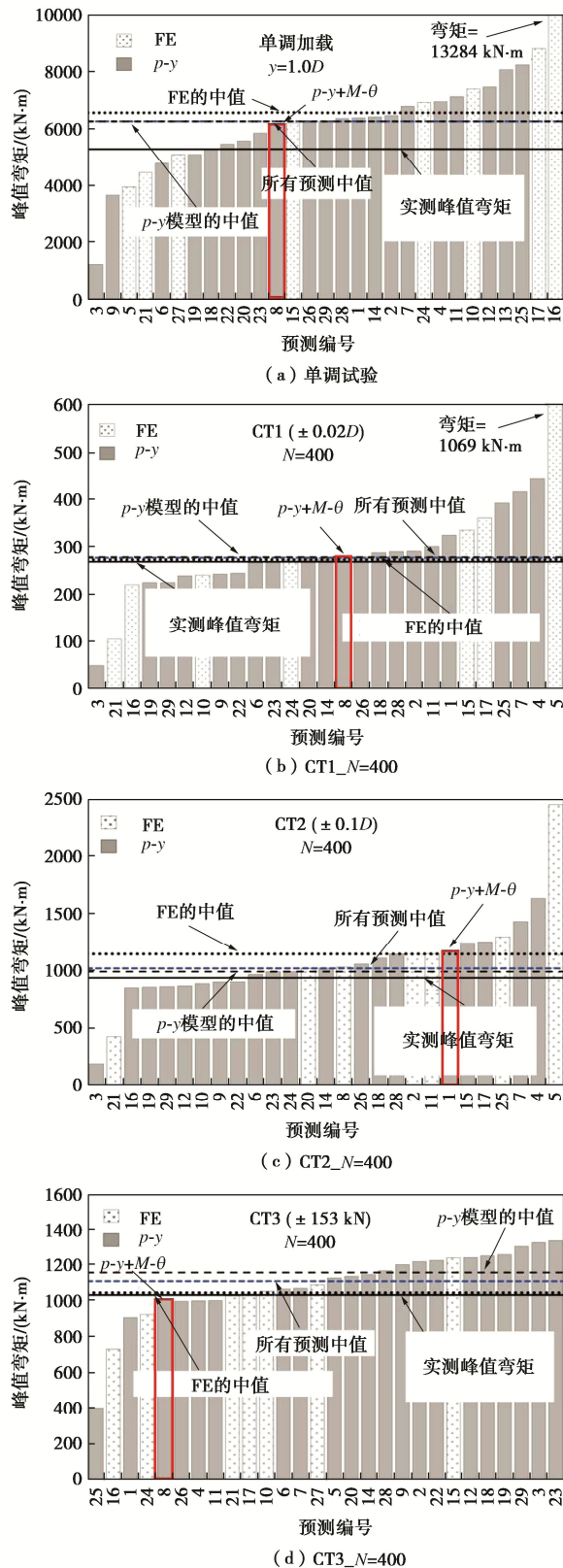


图 22 桩身峰值弯矩预测值与测量值对比

Fig. 22 Comparison between observed and predicted peak bending moments

综上，在单桩模型离心机加载国际预测竞赛中，“ $p-y+M-\theta$ ”模型在所有加载工况下均能根据所提供参数较好完成单桩响应计算。对于单调和循环加载下桩身弯矩分布、桩顶荷载和位移，“ $p-y+M-\theta$ ”模型

均能取得较准确结果。特别在静力加载位移小于  $0.5D$ ，循环加载位移小于  $0.1D$  时，模型预测效果较好。值得注意的是，本文分析模型目前仅考虑了特定的加载模式及较低荷载与较少循环次数的工况，下一步应进一步探索适于分析长期、复杂多变的多向荷载作用下桩基累积变形响应的模型。

## 6 结 论

介绍了一种考虑土体破坏模式的单桩水平响应统一预测分析方法，即  $p-y+M-\theta$  法。区别于传统基于一种弹簧的桩土作用模型，本文模型耦合了两种弹簧作用：转动点以上的侧向土阻力由分布式  $p-y$  弹簧描述，转动点以下的综合土体阻力（包括桩底剪力和桩底反力弯矩）则整合到旋转点处的集中  $M-\theta$  弹簧中。基于上述做法，实现了用统一的方式预测柔性、刚柔性和刚性单桩水平单调受荷响应。同时， $p-y$  和  $M-\theta$  曲线可以通过缩放土体单剪试验的应力-应变关系直接获得，便于工程设计。在此基础上，通过引入循环响应等值线理论框架，将该分析方法推广至循环荷载下单桩的响应分析。

通过与赛后公开发布的试验结果比对发现， $p-y+M-\theta$  模型能较为准确地预测桩基水平加载响应。在参赛国际团队所采用的 29 个模型中，本文模型对桩基的单调和循环响应预测效果位于最优之列。考虑到参与预测的部分方法如有限元等存在参数获取困难与运行耗时长等问题， $p-y+M-\theta$  模型因其理论简洁、使用便利、计算相对准确，而显示出较明显的优越性。

这一简单模型能非常容易嵌入到风电商业软件（如 Bladed）和开源软件（如 Open-FAST），形成叶片、主机传动系统、塔筒和桩体的一体化分析。而实现能准确描述桩土相互作用的海上风机整机一体化分析正是作者提出“ $p-y+M-\theta$ ”模型的初衷。

## 参考文献:

[1] DOHERTY P, GAVIN K. Laterally loaded monopile design for offshore wind farms[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Energy, 2012, **165**(1): 7-17.

[2] MURPHY G, IGOE D, DOHERTY P, et al. 3D FEM approach for laterally loaded monopile design[J]. Computers and Geotechnics, 2018, **100**: 76-83.

[3] 张磊, 龚晓南, 俞建霖. 水平荷载单桩计算的非线性地基反力法研究[J]. 岩土工程学报, 2011, **33**(2): 309-314. (ZHANG Lei, GONG Xiaonan, YU Jianlin. Solutions for laterally loaded single pile by nonlinear subgrade reaction method[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering,

- 2011, **33**(2): 309-314. (in Chinese))
- [4] 苏静波, 邵国建, 刘 宁. 基于  $P-Y$  曲线法的水平受荷桩非线性有限元分析[J]. 岩土力学, 2006, **27**(10): 1781-1785. (SU Jingbo, SHAO Guojian, LIU Ning. Nonlinear finite element analysis of piles under lateral load based on  $P-Y$  curves[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, **27**(10): 1781-1785. (in Chinese))
- [5] MATLOCK H. Correlation for design of laterally loaded piles in soft clay[C]// Offshore Technology Conference, Houston, 1970.
- [6] JEANJEAN P. Re-assessment of  $P-Y$  curves for soft clays from centrifuge testing and finite element modeling[C]// Offshore Technology Conference, Houston, 2009.
- [7] TRUONG P, LEHANE B M. Effects of pile shape and pile end condition on the lateral response of displacement piles in soft clay[J]. Géotechnique, 2018, **68**(9): 794-804.
- [8] 朱 斌, 杨永垚, 余振刚, 等. 海洋高桩基础水平单调及循环加载现场试验[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(6): 1028-1037. (ZHU Bin, YANG Yongyao, YU Zhengang, et al. Field tests on lateral monotonic and cyclic loadings of offshore elevated piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(6): 1028-1037. (in Chinese))
- [9] 朱 斌, 熊 根, 刘晋超, 等. 砂土中大直径单桩水平受荷离心模型试验[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(10): 1807-1815. (ZHU Bin, XIONG Gen, LIU Jinchao, et al. Centrifuge modelling of a large-diameter single pile under lateral loads in sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(10): 1807-1815. (in Chinese))
- [10] 黄茂松, 马 昊, 李 森, 等. 软黏土中水平受荷桩的静力和循环  $p-y$  曲线[J]. 岩土工程学报, 2017, **39**(增刊 2): 9-12. (HUANG Maosong, MA Hao, LI Sen, et al. Static and cyclic  $p-y$  curves for laterally loaded piles in soft clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, **39**(S2): 9-12. (in Chinese))
- [11] 黄茂松, 俞 剑, 张陈蓉. 基于应变路径法的黏土中水平受荷桩  $p-y$  曲线[J]. 岩土工程学报, 2015, **37**(3): 400-409. (HUANG Maosong, YU Jian, ZHANG Chenrong.  $p-y$  curves of laterally loaded piles in clay based on strain path approach[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, **37**(3): 400-409. (in Chinese))
- [12] 张海洋, 刘 润, 袁 宇, 等. 海上大直径单桩基础  $p-y$  曲线修正[J]. 水利学报, 2020, **51**(2): 201-211. (ZHANG Haiyang, LIU Run, YUAN Yu, et al. A modified  $p-y$  curve method for offshore large-diameter monopile foundations[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2020, **51**(2): 201-211. (in Chinese))
- [13] 王 卫, 闫俊义, 刘建平. 基于海上风电试桩数据的大直径桩  $p-y$  模型研究[J]. 岩土工程学报, 2021, **43**(6): 1131-1138. (WANG Wei, YAN Junyi, LIU Jianping. Study on  $p-y$  models for large-diameter pile foundation based on in situ tests of offshore wind power[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, **43**(6): 1131-1138. (in Chinese))
- [14] 竺明星, 卢红前, 戴国亮, 等. 基于侧阻硬化与软化模型的大直径桩基水平承载力研究[J]. 岩土工程学报, 2018, **40**(增刊 2): 132-136. (ZHU Mingxing, LU Hongqian, DAI Guoliang, et al. Lateral bearing capacity of large-diameter pile foundation based on hardening and softening models of side resistance[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, **40**(S2): 132-136. (in Chinese))
- [15] 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.
- [16] 赖踊卿. 软黏土地基海上风机大直径单桩水平受荷特性与分析模型[D]. 杭州: 浙江大学, 2021. (LAI Yongqing. Modelling of Lateral Behaviour of Large-Diameter Monopiles Supporting Offshore Wind Turbines in Soft Clay[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2021. (in Chinese))
- [17] LAI Y Q, WANG L Z, ZHANG Y H, et al. Site-specific soil reaction model for monopiles in soft clay based on laboratory element stress-strain curves[J]. Ocean Engineering, 2021, **220**: 108437.
- [18] ISFOG. Cyclic loading prediction event flyer[C]// International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, Austin, 2020.
- [19] GUEVARA M, DOHERTY J P, GAUDIN C, et al. Evaluating uncertainty associated with engineering judgement in predicting the lateral response of conductors[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2022, **148**(5): 05022001.
- [20] HONG Y, HE B, WANG L Z, et al. Cyclic lateral response and failure mechanisms of semi-rigid pile in soft clay: centrifuge tests and numerical modelling[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2017, **54**(6): 806-824.
- [21] RANDOLPH M F, HOULSBY G T. The limiting pressure on a circular pile loaded laterally in cohesive soil[J]. Géotechnique, 1984, **34**(4): 613-623.
- [22] YU J A, 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.
- [23] OSMAN A S, BOLTON M D. Simple plasticity-based prediction of the undrained settlement of shallow circular foundations on clay[J]. Géotechnique, 2005, **55**(6): 435-447.
- [24] 王立忠, 刘亚竞, 龙凡, 等. 软土地铁深基坑倒塌分析[J]. 岩土工程学报, 2020, **42**(9): 1603-1611. (WANG Lizhong, LIU Yajing, LONG Fan, et al. Collapse of deep excavations for metro lines in soft clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, **42**(9): 1603-1611. (in Chinese))
- [25] ZHANG Y H, ANDERSEN K H. Scaling of lateral pile  $p$ - $y$  response in clay from laboratory stress-strain curves[J]. Marine Structures, 2017, **53**: 124-135.
- [26] ZHANG Y H, ANDERSEN K H, JEANJEAN P, et al. Validation of monotonic and cyclic  $p$ - $y$  framework by lateral pile load tests in stiff, overconsolidated clay at the haga site[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2020, **146**(9): 04020080.
- [27] 王立忠, 叶盛华, 沈恺伦, 等.  $K_0$  固结软土不排水抗剪强度[J]. 岩土工程学报, 2006, **28**(8): 970-977. (WANG Lizhong, YE Shenghua, SHEN Kailun, et al. Undrained shear strength of  $K_0$  consolidated soft clays[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, **28**(8): 970-977. (in Chinese))
- [28] 王立忠, 但汉波, 李玲玲.  $K_0$  固结软土的循环剪切特性及其流变模拟[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(12): 1946-1955. (WANG Lizhong, DAN Hanbo, LI Lingling. Cyclic shearing behavior of  $K_0$ -consolidated clay and its rheological simulation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, **32**(12): 1946-1955. (in Chinese))
- [29] ANDERSEN K H. Cyclic soil parameters for offshore foundation design[C]//The 3rd McClelland Lecture, London, 2015.
- [30] ZHANG Y, ANDERSEN K H, KLINKVORT R T, et al. Monotonic and cyclic  $p$ - $y$  curves for clay based on soil performance observed in laboratory element tests[C]// Proc Offshore Technology Conf, Houston, 2016.
- [31] GRIMSTAD G, ANDRESEN L, JOSTAD H P. NGI-ADP: Anisotropic shear strength model for clay[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2012, **36**(4): 483-497.

## 第十届全国岩土工程物理模拟学术研讨会征文通知（一号通知）

为促进中国岩土工程物理模拟学术交流,由中国水利学会岩土力学专业委员会和中国土木工程学会土力学及岩土工程分会主办,交通运输部天津水运工程科学研究院、南京水利科学研究院、中交天津港湾工程研究院有限公司、天津大学承办的第十届岩土工程物理模拟学术研讨会将于2024年8月16日—18日在天津举行。本届会议是继武汉(2011年)、杭州(2013年)、北京(2017年)、喀什(2023年)会议后全国岩土工程物理模拟领域的又一次学术盛会。届时将邀请国内外岩土力学与物理模拟领域的著名专家和学者进行交流,展现最新模拟技术和研究成果,探讨物理模拟在“交通强国与海洋强国”基础设施建设与防灾减灾研究中的应用,以促进物理模拟研究对中国重大战略和重大工程的技术支撑作用。本次会议热诚欢迎本领域及相关领域的专家、学者及工程技术人员参加,特别欢迎相关的博士和硕士研究生参加。

### 一、会议议题

岩土工程物理模拟理论、技术和装备的发展前沿及“交通强国与海洋强国”基础设施建设工程难点问题(例如高烈度土工抗震、港口码头的基础设施建设与高性能服役等),具体会议议题包括(但不限于)如下:①物理模拟新设备与新技术(Ng超重力模拟与1g常重力模拟);②岩土工程物理模拟理论与相

似律;③岩土工程物理模拟与数值分析;④交通基础设施与地下工程;⑤边坡与堤坝工程防灾减灾;⑥近海及海洋岩土工程;⑦土动力学与岩土地震工程;⑧水利水电与能源岩土工程;⑨冻土与特殊土力学及工程;⑩岩土工程物理模拟研究生论坛。

### 二、论文征稿

论文全文请于2024年1月1日前电邮至会议秘书处邮箱:125828612@qq.com,审查结果将于2024年1月30日通知。根据审查意见,作者修改后的论文终稿请于2024年3月15日前电邮至会议秘书处邮箱。

论文格式:论文限6页以内,论文排版格式参考《岩土工程学报》。

本次会议优秀论文将推荐在《岩土工程学报》或《水道港口》等正刊或专刊上发表。热忱从事相关领域的研究、勘察、设计与施工的科技工作者及青年研究生踊跃投稿。论文请控制在6页以内。

### 三、联系方式

地址:交通运输部天津水运工程科学研究院;邮编:300456;E-mail:125828612@qq.com, 726327972@qq.com;电话:张宇亭 18622332119, 安晓宇 18622236750, 王雪奎 13502069907, 陈广思 1532018817。

(会议组委会)