

DOI: 10.11779/CJGE20230957

海上风电单桩基础小变位水平静力承载特性研究

王 卫¹, 张紫涛^{*2}, 于光明¹, 张雪东², 张泽超¹, 宋建正², 张 政²

(1. 中国长江三峡集团有限公司科学技术研究院, 北京 101199; 2. 中国水利水电科学研究院流域水循环模拟与调控国家重点实验室, 北京 100048)

摘 要: 针对海上风电桩径 9 m 的超大直径单桩基础, 采用离心模型试验与数值仿真相结合方法, 研究砂土地基中不同锚固深度工况下单桩基础在小变位条件下的水平静力承载特性。结果表明, 随锚固深度增加, 桩身旋转中心逐渐下移, 且桩身水平位移与倾角沿桩身分布的非线性趋势逐渐增强。不同锚固深度工况下桩侧 p - y 曲线间的差异随深度逐渐加大, 在趋势上, p - y 曲线随锚固深度增大由外凸型向内凹型转变; 在量值上, 同一深度处初始割线模量间可相差 4 倍。这一差异的原因在于, 同一深度处桩体发生相同侧位移时, 锚固更浅的桩体周围土体内部径向位移、环向位移的影响范围较小, 土体应变较大, 进而呈现较大的水平抗力。研究成果有助于深化对大直径单桩基础承载机制的认识, 进而为桩体设计优化提供理论基础。

关键词: 离心模型试验; 有限差分法; 单桩基础; p - y 曲线; 锚固深度

中图分类号: TU470

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2025)02-0337-09

作者简介: 王 卫(1992—), 男, 博士, 高级工程师, 主要从事海上风电桩基础、胶结颗粒料等方面的科研工作。E-mail: wangwei16@tsinghua.org.cn。

Small-displacement behavior of offshore wind power monopiles subjected to static lateral loading

WANG Wei¹, ZHANG Zitao², YU Guangming¹, ZHANG Xuedong², ZHANG Zechao¹, SONG Jianzheng², ZHANG Zheng²

(1. Institute of Science and Technology, China Three Gorges Corporation, Beijing 101199, China; 2. State Key Laboratory of Simulation and Regulation of Water Cycle in River Basin, China Institute of Water Resources and Hydropower Research, Beijing 100038, China)

Abstract: The centrifuge tests and numerical simulations are carried out to explore the small-displacement behavior of 9 m-diameter offshore wind power large-scale monopiles with various embedment depths. The results show that as the embedment depth increases, the rotation center gradually moves downward, and the nonlinear characteristics of lateral displacement and rotation angle distributions along piles are gradually enhanced. The difference among p - y curves of monopiles with various embedment depths gradually increases with depth. In terms of trend, the p - y curve changes from convex to concave with the increasing embedment depth. In terms of magnitude, the initial secant modulus at the same depth can differ by 4 times. It can be explained as follows: when the same lateral displacement occurs at the same depth, the monopiles with relatively smaller embedment depths show smaller influence zones of both radial and circumferential displacements in the surrounding soils, and then the soil strain is larger, which eventually contributes to a larger horizontal resistance on piles. The research results help to deepen the understanding of the load-transfer mechanisms of large-diameter monopiles, and to provide a theoretical basis for the optimization of associated design approaches.

Key words: centrifuge test; finite difference method; monopile; p - y curve; embedment depth

0 引 言

单桩基础具有制作简单、施工快捷、综合成本低等优点, 是当前海上风电场应用最广泛的基础型式, 占全球已建海上风电场机组基础安装量的 70% 以上^[1]。近年来, 海上风电机组呈现大型化发展趋势, 单机容量跃升式增加, 对基础结构承载性能提出更高要求^[2-3]。中国广东阳江海域海上风电场单桩基础的最大直径达

到 9 m, 揭阳海域海上风电场单桩基础的最大直径达到 10.5 m, 是当前沉桩完成的最大直径单桩。然而, 目前针对此等规格的超大直径单桩基础的研究较少,

基金项目: 中国长江三峡集团有限公司科研项目 (202103016); 国家自然科学基金项目 (51809290, 52209171); 西藏自治区重点研发计划项目 (XZ202101ZY0002G)

收稿日期: 2023-09-21

*通信作者 (E-mail: zhangzt@iwhr.com)

现场试桩试验的桩径一般不大于 2.5 m^[3-6]，而离心模型试验模拟的原型桩径一般不大于 6.5 m^[7-10]，因此，开展桩径 9 m 的超大直径单桩基础水平承载特性研究是十分必要的。

海上风电机组安全稳定运行对基础结构倾斜度的要求极为严格，水平承载特性分析的关键并不在于基础结构的极限承载能力，而在于机组正常运行状态，其控制性指标往往是运行期内数百万次以上的水平循环荷载引发的桩体累积变位^[11]。挪威船级社规范^[12]中规定泥面处倾角限值为 0.5°，考虑施工误差值 0.25°，整个运行期基础结构循环累积变形容许量仅为 0.25°。中国规范 NB/T 10105^[13]沿用了此限值。开展静力条件下桩体受力变形分析，是正常使用极限状态分析的基础。在海上风电机组基础工程设计中，*p-y* 曲线法是开展桩基础设计分析的基本方法^[12-14]，然而，对于超大直径单桩基础，已有研究^[7,15-17]表明 API 规范^[14]推荐的 *p-y* 曲线法存在高估初始地基刚度、低估极限状态水平抗力的问题，若以 *p-y* 曲线的割线模量 ($\Delta p/\Delta y$) 描述初始地基刚度，小变位条件下刚度计算值偏大，然而在大变形条件下刚度计算值偏小。研究学者^[24]指出这一缺陷会造成海上风电单桩基础设计过于保守。然而，如前所述，桩体设计主要取决于小变位水平承载特性。若 API 规范推荐的 *p-y* 曲线对小变位割线模量 ($\Delta p/\Delta y$) 存在较大程度的高估，正常运行工况下的单桩基础设计极有可能偏激进，从而影响结构服役性能。Abdel-Rahman 等^[18]研究表明，采用 API 推荐的 *p-y* 曲线法低估了水平荷载作用下泥面处倾角，低估程度可达 20%。因此，亟待揭示超大直径单桩基础小变位水平静力承载特性，探讨 *p-y* 曲线法对于超大直径单桩基础的适用范围。

本文针对桩径 9 m 超大直径单桩基础，通过开展离心模型试验和数值仿真，重点研究砂土地基中不同锚固深度工况下单桩基础的桩身变形模式、不同桩身深度处的 *p-y* 曲线及其初始割线模量分布，讨论 *p-y* 曲线法的适用性，揭示桩周应力分布及土体位移场随锚固深度的变化规律。研究成果有助于深化对超大直径单桩基础承载机制的认识，为单桩基础设计优化提供理论基础。

1 离心模型试验

离心模型试验依托中国水科院 400g·t 大型土工离心机开展。该设备为世界首台转速达 1000g 的高速土工离心机，可按常规(10g~200g)、高速(200g~1000g)两种模式运行。本试验选用常规模式，采用的离心加速度为 100g，即 *N*=100。此种模式下，旋转中心到吊

篮底板上表面的距离为 4.9 m，最大负载 2 kN，吊篮内空间尺寸为 1.5 m（垂向）×1.0 m（切向）×1.2 m（径向），加速度稳定度≤0.1g。

试验所用的加载设备为基于液压的双向水平荷载加载装置，包括液压站、伺服阀、控制器、反力架、模型箱等主要组件以及真空饱和系统、桩体贯入装置等辅助设备。模型箱内空间直径为 700 mm，高度为 680 mm，加载点距模型箱内空间底面的高度为 66~101 cm，最大加载力为 2 kN，最大离心加速度为 100g，可实现单向、双向水平加载，并可实现单调加载及循环加载，循环加载频率为 0.1~10 Hz，100g 下最大加载周次为 10000 次。本装置的优势是采用球铰结构及直线轴承，保障加载点位于桩轴线上，且桩顶转动与纵向位移（沿轴线方向）均不受限制，进而使得桩体位移更接近真实情况，具体技术细节可参见文献^[19, 20]。

1.1 试验设计

本次离心模型试验以广东某海上风电场超大直径单桩基础工程设计为基础，其中原型桩的桩径 9 m，壁厚 9 cm，桩长 98 m，锚固深度 47 m，机位点海床地质以粉砂为主。试验模型主要包括饱和粉砂地基、单桩基础两部分，如图 1 所示。粉砂地基厚度为 490 mm，在 100g 条件下可模拟厚度为 49 m 的原型地基。模型粉砂采用西峰砂土及某场地粉土混合制备，其级配曲线如图 2 所示，物理力学参数参见表 1，其中强度指标为三轴固结排水试验结果。模型桩采用铝合金制备，外径为 90 mm，壁厚为 3 mm，弹性模量为 69 GPa，桩体抗弯刚度 *EI* 为 53.6 kPa·m⁴，为原型桩抗弯刚度的 1/*N*⁴；锚固深度为 470 mm，为原型值(*L*=47 m)的 1/*N*。由此，可满足桩土相对刚度的相似性。在模型底部铺设粒径 2~4 mm 的细砾层，形成厚度为 1 cm 的透水层，便于粉砂地基模型的饱和。本试验采用单调单向加载，加载点距泥面 510 mm（原型 51 m），距桩端 980 mm（原型 98 m）。需说明的是，考虑实际工程中，中风化或弱风化岩层对单桩基础桩端的影响，离心模型试验中桩端距离箱底较为接近，该设计可能存在一定的边界效应，如可能会高估桩端附近截面弯矩值，但对桩体整体变形模式影响较小。

表 1 粉砂物理力学参数

Table 1 Properties of silty sand

相对 质量 密度	干密度/ (g·cm ⁻³)	相对 密度/ %	最大干密 度/(g·cm ⁻³)	最小干密 度/ (g·cm ⁻³)	黏聚 力/ kPa	内摩 擦角/ (°)
2.69	1.55	62	1.87	1.21	4	33

1.2 试验测量

为监测桩身应变，泥面以上桩体外表面布设两组

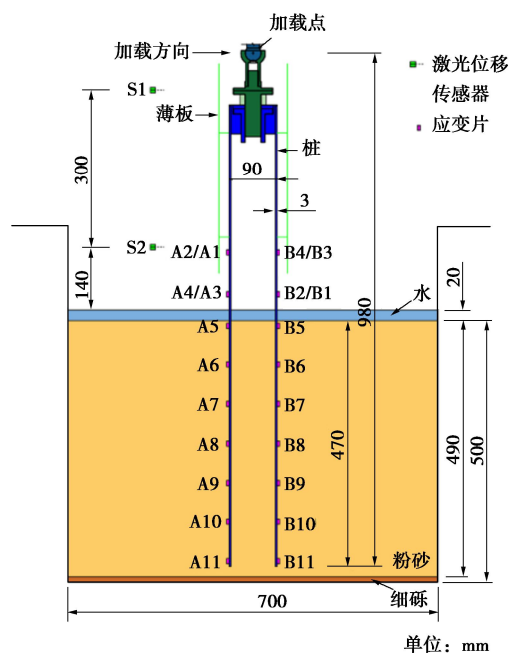


图1 离心模型试验布置图

Fig. 1 Experimental setup of centrifuge tests

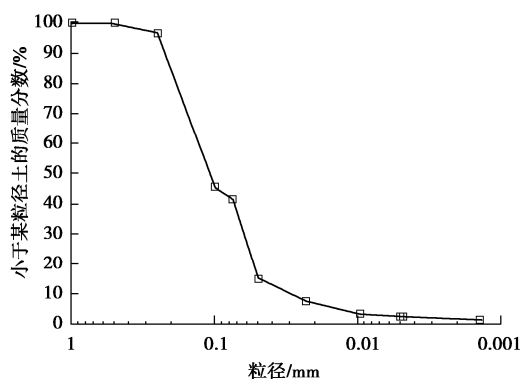


图2 离心模型试验粉砂材料级配曲线

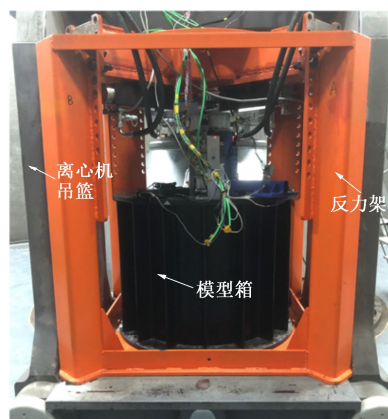
Fig. 2 Grain-size distribution curve of silty sands used in centrifuge tests

全桥应变片，其中，A1/A2/B1/B2 距加载点 380 mm 处，用以监测截面弯矩，进而反算加载点的水平加载力；A3/A4/B3/B4 距加载点 460 mm，该全桥信号作为反馈信号输入至伺服加载系统。另外，在泥面以下，沿桩体外表面共布设 7 对 1/4 桥应变片，自上至下编号为 A5/B5、A6/B6、A7/B7、A8/B8、A9/B9、A10/B10、A11/B11，原型测点深度为 1, 8.5, 16, 23.5, 31, 38.5, 46 m。为监测桩身倾角，布设激光位移传感器 S1、S2，测点位于泥面以上 14, 44 m 处（原型尺度），基于位移量测结果可计算泥面以上 14~44 m 间桩身的总体倾角 (θ')。

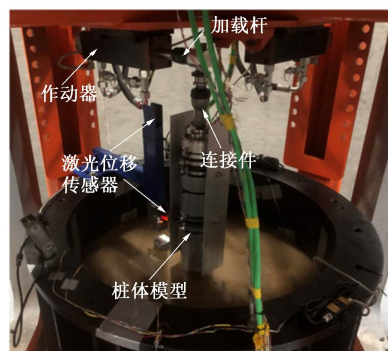
1.3 模型制备及试验结果

模型制备过程可分为干砂地基模型制备、地基模型饱和、地基模型上机固结、桩体贯入、加载设备安

装等过程。在干砂地基模型制备阶段，为避免砂雨法制备引发的粉土颗粒飘散，选用分层填筑法制模。共 25 层，第 1—第 24 层每层厚度为 2 cm，第 25 层厚度为 2.5 cm，粉砂层总高度为 50.5 cm，每层干密度控制在 1.51 g/cm^3 ，略低于目标干密度 1.55 g/cm^3 ，经模型饱和及上机固结后，模型干密度接近于目标值。在干砂地基模型制备完成后，放置模型箱顶盖并连接真空饱和系统。为降低水流对模型的扰动，注水速度控制在 70 mL/min ，注水饱和总时长约为 20 h。在完成模型饱和后，将模型箱吊装至离心机吊篮内，启动离心机，在 100g 条件下进行模型固结。完成模型固结后，在地面 1g 条件下利用桩体贯入装置安装桩体，其后，吊装模型箱及反力架至离心机吊篮上，将连接件与液压作动器相连，制备完成的模型参见图 3。启动离心机，在 100g 条件下采用力控制模式逐级加载，监测到的水平加载力及侧位移时程曲线如图 4, 5 所示。



(a) 全景图



(b) 细部图

图3 离心模型试验照片

Fig. 3 Photos of centrifuge tests

2 数值模拟

2.1 模型建立

以离心模型试验为基础，采用有限差分软件 FLAC^{3D} 研究不同锚固深度工况下单桩基础承载特性，共开展 7 组数值模拟，单桩基础直径为 9 m，锚固深度分别为 27, 36, 45, 47, 54, 63, 72 m，即锚固深

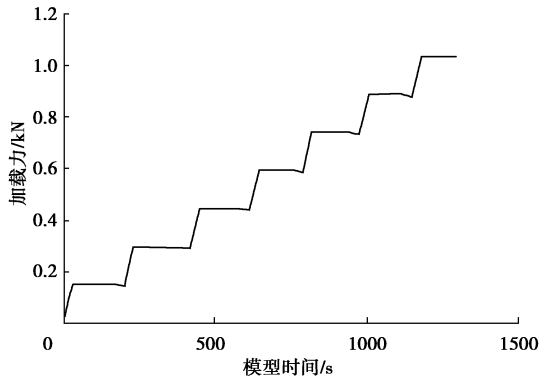


图4 离心模型试验水平加载力时程曲线（模型尺度）

Fig. 4 Time histories of horizontal loading force in centrifuge tests (model scale)

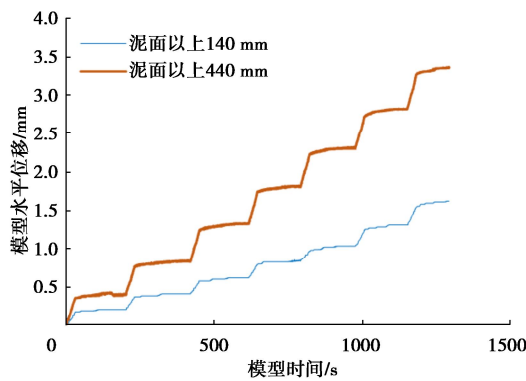


图5 离心模型试验桩体侧位移时程曲线（模型尺度）

Fig. 5 Time histories of lateral displacement (model scale)

度与桩径之比 (L/D) 包括 3~8 等 6 种工况，锚固深度 47 m 的工况与离心模型试验保持一致，加载点到泥面的距离 e 为 51 m。需说明的是，实际工程中泥面以上结构所受合力的加载点并非固定，因本研究聚焦锚固深度的影响，对加载条件进行了简化，保持了加载点固定且 e/D 值设定为 5.7。7 种计算工况的图例分别为 L_{27} m, L_{36} m, L_{45} m, L_{47} m, L_{54} m, L_{63} m, L_{72} m，标记后缀表示锚固深度 L 。地基水平方向尺寸均与离心模型试验原型情况一致，直径为 70 m，桩端距地基竖向边界的距离均设置为 27 m。由于本次研究聚焦桩体小变位情况，土体剪应变远低于 1%，因此土体本构模型选择时，采用弹性模型，泊松比设为 0.3，深度 Z 处的土体弹性模量为

$$E = mk_p(1 + 2K_0)\gamma Z/3 \quad (1)$$

式中： γ 为浮重度； K_0 为静止土压力系数； k_p 为土体刚度随应力的变化率，有 $E_{0.01} = k_p p$ ， $E_{0.01}$ 为轴向应变 1% 对应的应力应变关系曲线割线模量， p 为平均应力，由三轴固结排水试验确定； m 为放大系数，由试算确定。本研究取用 $\gamma = 9.55$ kN/m³， $K_0 = 0.4$ ， $k_p = 100.55$ ， $m = 4$ 。

单桩采用线弹性模型，弹性模量取为 210 GPa，泊松比为 0.2。桩-土界面的法向及切向刚度均设为 1×10^5 kN/m，摩擦角设为 20° ，黏聚力设为 0。采用位移控制的方式施加荷载，即令加载高程处节点以速度 1×10^{-7} m/s 向 X 轴正向运移。

2.2 方法验证

通过对比锚固深度 47 m 工况下的离心模型试验结果与数值仿真结果，以验证数值模拟方法的有效性。由图 6 可知，水平加载力 H 与桩身倾角 θ' 近似呈线性增长的变化趋势，数值结果与试验值基本一致。由图 7 可以看出，不同加载等级下桩身弯矩随深度的分布规律的计算结果与试验值较为吻合，因此，本文采用的数值模型能够反映桩体小变位条件下单桩整体承载变形机制及桩体不同深度处截面受力情况。

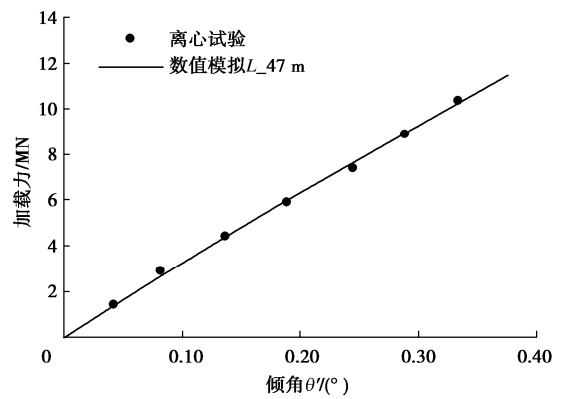
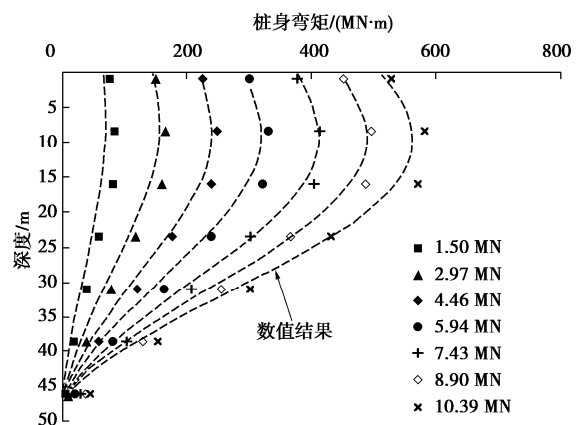
图6 离心模型试验与数值模拟结果对比： $H-\theta'$ 关系Fig. 6 Comparison between experimental and numerical results: $H-\theta'$ relationship

图7 离心模型试验与数值模拟结果对比：桩身弯矩分布

Fig. 7 Comparison between experimental and numerical results: bending moment distributions of piles

3 结果分析

3.1 $H-\theta_0$ 关系

不同锚固深度工况加载力 H 与泥面处倾角 θ_0 的

变化如图8所示。随单桩基础锚固深度增加, 其水平承载能力逐渐提高。泥面处倾角 0.25° 时的加载力 $H_{0.25}$ 随 L/D 逐渐增大, $L/D=4, 5, 6$ 工况下的 $H_{0.25}$ 比 $L/D=3, L/D=4, L/D=5$ 时分别增长了 63%, 23%, 5%。当 $L/D \geq 6$ 时, 继续增加锚固深度最大仅能实现 2% 的增长, 小变位下水平承载能力的提升极为有限。

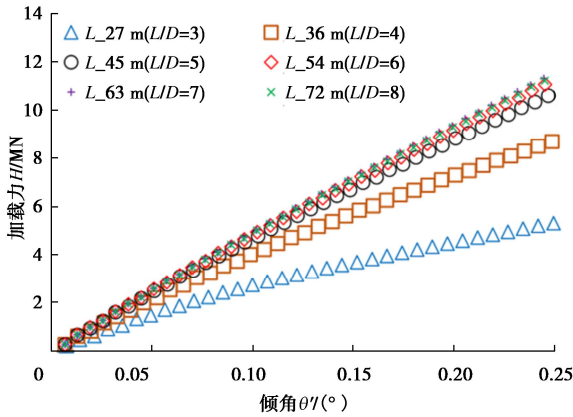


图8 不同锚固深度桩体 $H-\theta$ 关系

Fig. 8 $H-\theta$ relationships of monopiles with different embedment depths

3.2 变形模式

为全面表征桩体变形模式, 分析了桩身水平位移 y 、桩身倾角 θ 沿桩身的分布。首先, 对比分了 $L/D=3$ (锚固深度 27 m) 和 $L/D=8$ (锚固深度 72 m) 两种极端工况下的桩身变形, 如图 9, 10 所示。由图 9, 10 可知, 两种工况下桩体变形模式的共同特征是均存在且仅存在 1 个旋转中心 (即 $y=0$ 处), 其深度记为 Z_{rot} 。在 H 从 1 MN 增加至 5 MN 过程中, 旋转中心缓慢下移, Z_{rot} 增加量分别为 0.34, 0.83 m, 仅占锚固深度的 1.1%, 1.3%, 旋转中心移动量极为有限。

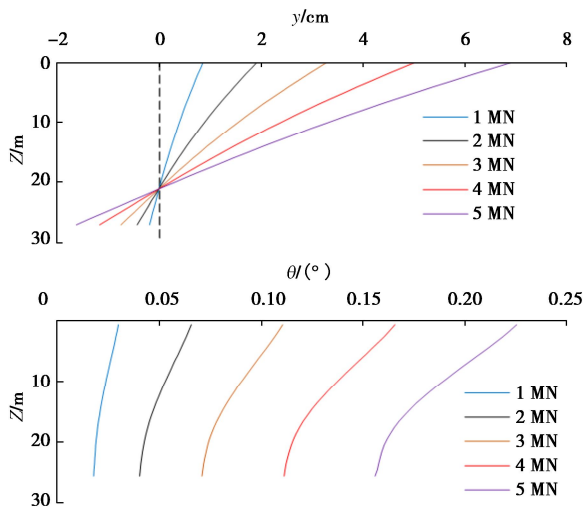


图9 L_{27} m 桩体侧位移及倾角分布图

Fig. 9 Lateral displacement and rotation angle distributions of L_{27} m

当 H 达到 5 MN 时, 不同锚固深度工况的桩体旋转中心深度、桩体侧位移分布分别如图 11, 12 所示。由图 11 可知, 当 $L/D \leq 6$ 时, 旋转中心随锚固深度加大而逐渐下移, 当 $L/D > 6$ 时, 旋转中心深度维持不变。其中, 当 L/D 从 3 增加至 6, Z_{rot} 从 -21.0 m 下移至 -32.4 m, 下移量为 11.4 m, 约为 $1.27D$ 。另外, 桩体的 Z_{rot}/L 值随锚固深度加大而逐渐降低。当 L/D 从 3 增加至 6, Z_{rot}/L 由 0.78 减小至 0.6, 表明锚固深度越大, 旋转中心相对而言越远离桩端。

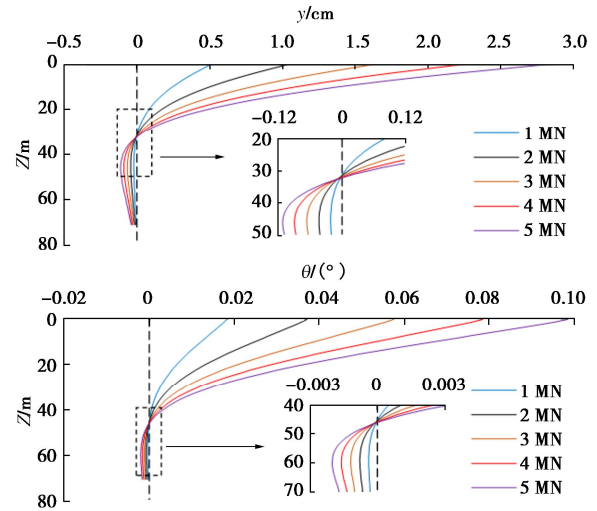


图10 L_{72} m 桩体侧位移及倾角分布图

Fig. 10 Lateral displacement and rotation angle distributions of L_{72} m

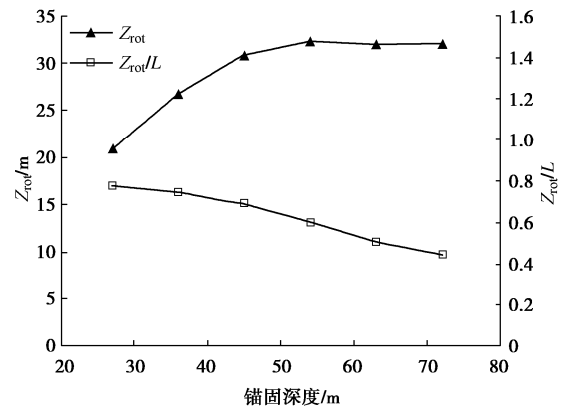


图11 旋转中心深度 Z_{rot} 随锚固深度 L 的变化

Fig. 11 Variation of rotation center depth Z_{rot} with L

由图 12 还可以看出, 随锚固深度的增加, 桩身水平位移 y 与桩身倾角 θ 随深度变化趋势的非线性特征均逐渐增强。当 $L/D \geq 7$ 时, 在桩端附近侧位移分布曲线出现竖向切线。与旋转中心类似, 切点随加载力的提升而下移, 但下移量极为有限, $L/D=7$ 和 $L/D=8$ 工况的下移量仅为 $0.011L \sim 0.013L$ 。以上分析表明, 当 $L/D \leq 6$ 时, 不同锚固深度桩体间变形模式差异极大, 当 $L/D > 6$ 时, 不同锚固深度桩体间变形模式差异

较小,除桩端附近区域外,桩体大部分区域 y , θ 分布均较为接近,即表明单桩基础锚固深度达到临界深度。

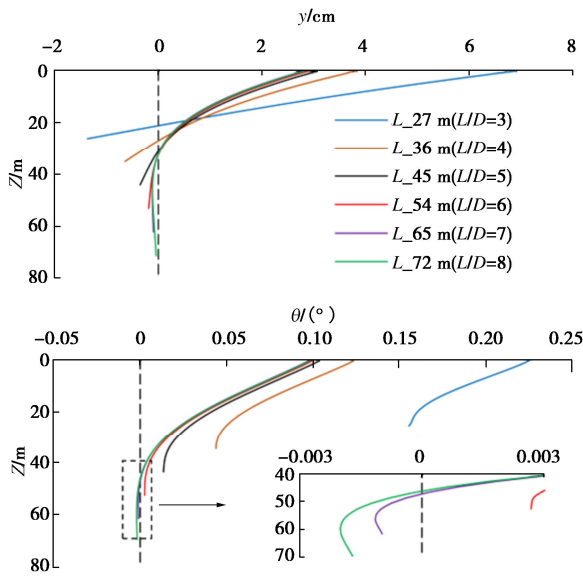


图 12 不同锚固深度桩体侧位移及倾角分布

Fig. 12 Lateral displacement and rotation angle distributions of monopiles with various embedment depths

3.3 p - y 曲线法及其适用性

不同锚固深度工况的桩体各深度处的 p - y 曲线如图 13 所示。由图 13 (a) 可知,在泥面附近,不同锚固深度的桩侧 p - y 曲线较为一致;由图 13 (b) ~ (d) 可知,随锚固深度 Z 的增加,桩侧 p - y 曲线的差异逐渐加大,锚固越深的桩体具备较小的割线模量 ($\Delta p/\Delta y$)。

对于桩身旋转中心下方桩侧 p - y 曲线,以 $L/D=3$ 工况 $Z=-25$ m 深度为例 ($Z_{\text{rot},27\text{m}}=-21$ m),由于桩侧 p 和 y 均为负值,为方便与其他工况进行比较,该工况的桩侧 p 和 y 取了绝对值,图 13 中数据均为原值。由图 13 (e) 可知,旋转中心下方的桩侧 p - y 曲线与其他锚固深度工况在同高度的旋转中心上方桩侧 p - y 曲线存在显著差异。在变化趋势上, $L/D=3$ 工况的桩侧 p - y 曲线呈外凸型,割线模量 $\Delta p/\Delta y$ 随侧位移 y 的发展逐步降低,其他锚固深度工况的桩侧 p - y 曲线呈内凹型, $\Delta p/\Delta y$ 随 y 的发展逐步增大;在量值上,同等侧位移条件下,锚固更深的桩体呈现更小的割线模量。由图 13 (f) 可知,对于 $L/D=4$ 工况,在 $Z=-30$ m 深度的桩侧 p - y 曲线与其他锚固深度工况在同高度的旋转中心上方桩侧 p - y 曲线同样存在上述差异。

由图 13 (g), (h) 可知,在 $Z=-35$ m 深度, $L/D=4$ 和 $L/D=5$ 工况的桩侧 p - y 曲线趋势相近,但割线模量差异较大 (见图 13 (g));在深度 $Z=40$ m 深度, $L/D \geq 5$ 工况的 p - y 曲线差异较小。对比规范 NB/T 10105 推荐 p - y 曲线可知,除 $L/D=3$ 和 $L/D=4$ 工况下桩侧靠

近桩端区域 (例如 $Z=-25$ m 和 $Z=-35$ m),其他深度的规范方法均高估了割线模量 $\Delta p/\Delta y$ 。

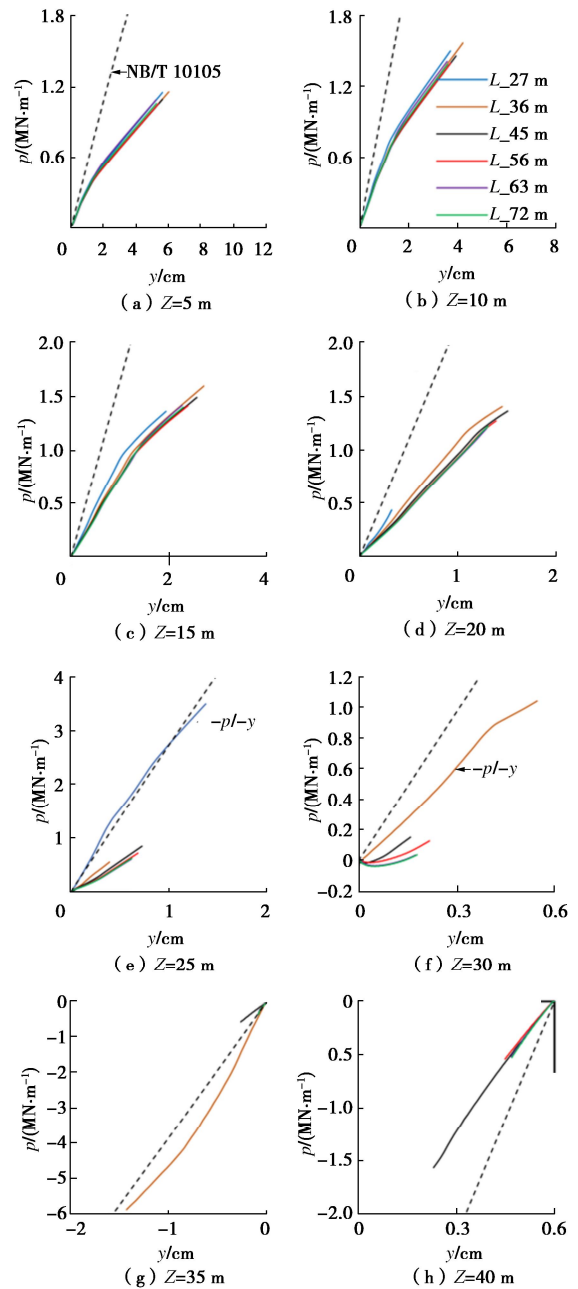


图 13 具备不同锚固深度桩体的 p - y 曲线对比

Fig. 13 Comparison of p - y curves of monopiles with various embedment depth

为进一步表征 p - y 曲线的差异,以桩侧土体位移达到 $y=2$ mm 时的 p - y 曲线割线模量作为初始割线模量,记为 K_{p-y} ,不同锚固深度工况的初始割线模量随深度分布趋势如图 14 所示。需说明的是,图 14 中某些深度处 K_{p-y} 值空缺的原因是该深度处桩侧土体变形未达到 2 mm,通常位于旋转中心附近。由图 14 可知,在泥面与旋转中心之间, $L/D=3$ 和 $L/D=4$ 工况的 K_{p-y} 随深度 Z 逐渐增大, $L/D \geq 5$ 的工况的 K_{p-y} 先随深度 Z 增加继续增大,随后随 Z 值增大而减小;在旋转中心

与桩端之间, $L/D=3$ 和 $L/D=4$ 工况的 K_{p-y} 随深度 Z 急剧增大, $L/D \geq 5$ 的工况的 K_{p-y} 随 Z 值先减小后急剧增大, 桩端附近桩体的初始割线模量显著增强。计算结果与 NB/T 10105 规范推荐的 $p-y$ 曲线得到的初始割线模量沿深度的分布形式差异较大。另外, 同等深度处不同锚固深度桩体的 K_{p-y} 值具备一定差异。例如, 深度 $Z=-25$ m 处, $L/D=6, 7$ 工况与 $L/D=8$ 工况的 K_{p-y} 值的差异小于 10%, 但 $L/D=3, 4, 5$ 工况的 K_{p-y} 值分别是 $L/D=8$ 工况 K_{p-y} 值的 4.0 倍, 1.8 倍, 1.3 倍。

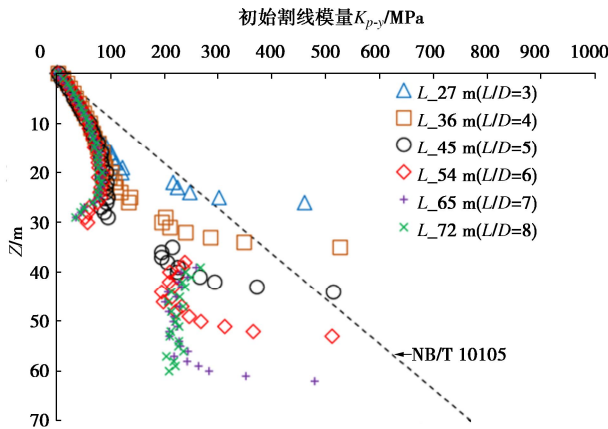


图 14 不同锚固深度桩体初始割线模量分布

Fig. 14 Initial secant modulus distributions of monopiles with different embedment depths

由上述分析可知, 利用传统 $p-y$ 曲线法分析超大直径单桩基础小变位承载特性存在局限性。 $p-y$ 曲线法假设桩可简化为多节点的欧拉-伯努利连续梁模型, 桩侧土体抗力和变形可由一系列独立的非线性 Winkler 弹簧来模拟。然而, Reese 等^[21]指出上述假定并非严格成立, 对于小直径、长径比高的柔性桩特定的弯曲变形模式下, 上述假定是基本成立的, 因此 $p-y$ 曲线法在此类桩体中取得了良好的应用效果。然而, 对于本文研究的桩径 9 m 的超大直径单桩基础, 其变形模式以倾斜变形为主, 且随长径比的变化差异较大, 桩体所受水平抗力不仅取决于该深度处的侧位移, 还与其整体变形模式相关, $p-y$ 曲线法难以准确描述桩土相互作用, 尤其是桩体旋转中心区域。

3.4 桩体表面应力分布及桩周土体位移场

为进一步探究初始割线模量差异的内在机制, 选取 $L/D=3, L/D=8$ 工况, 对比分析桩体深度 $Z=-25$ m 处 y 的绝对值达到 2 mm 时的桩体表面应力分布及桩周土体位移场。如图 15, 16 所示, 设 A 为桩体表面某点, 取 OA 与 Y 轴的夹角 β 表征其位置, X 轴正、负方向分别对应 $90^\circ, -90^\circ$ 。桩体所受的水平抗力主要由以下四部分提供: 作用于外表面的法向应力、切

向应力沿 X 轴方向分量 $\sigma_{x,out}, \tau_{x,out}$, 作用于内表面的法向应力、切向应力沿 X 轴方向分量 $\sigma_{x,in}, \tau_{x,in}$, 其中, 各应力值均以加载前初始值为基准取净值。

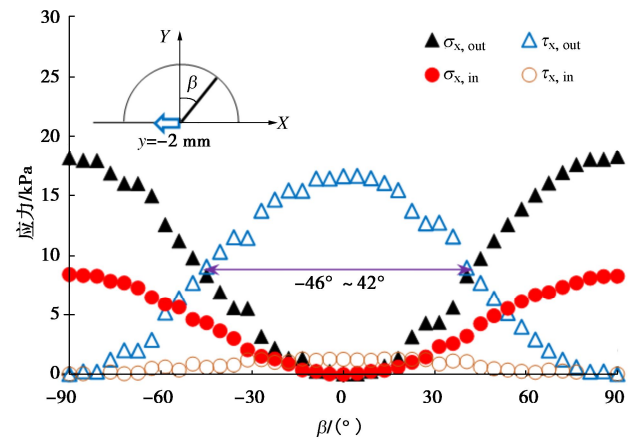


图 15 L_{27} m 桩体 25 m 深度处表面应力分布

Fig. 15 Distribution of stresses on pile surfaces at a depth of 25 m for L_{27} m

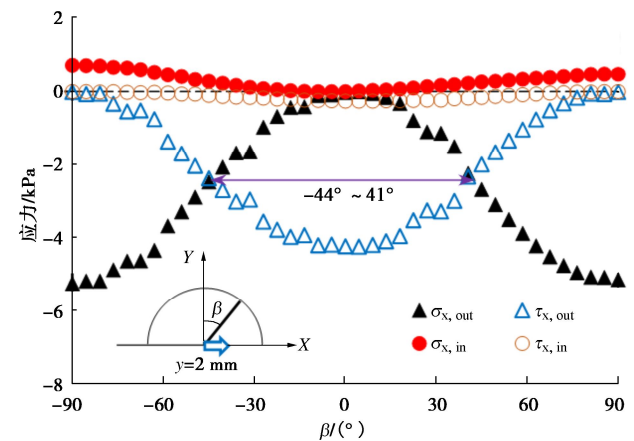


图 16 L_{72} m 桩体 25 m 深度处表面应力分布

Fig. 16 Distribution of stresses on pile surfaces at a depth of 25 m for L_{72} m

采用各应力对应的合力值在 p 值中的占比代表其贡献, $L/D=3$ 工况桩体在 -25 m 深度处, $\sigma_{x,out}, \tau_{x,out}, \sigma_{x,in}, \tau_{x,in}$ 对 p 值的贡献分别为 41%, 38%, 18%, 3%, $L/D=8$ 工况桩体各应力的贡献分别为 56%, 47%, -6%, 3%。两桩体水平抗力均来自外表面应力的发展, 较之切向力, 法向力的贡献略大。在量值上, 两桩体差异极大, $L/D=3$ 工况桩体 $\sigma_{x,out}, \tau_{x,out}$ 最大值分别为 18.3, 16.7 kPa, 分别为 $L/D=8$ 工况桩体相应值的 3.5 倍、3.9 倍。另外, $L/D=3$ 工况桩体在 $-46^\circ \sim 42^\circ$ 范围内 $\tau_{x,out}$ 大于 $\sigma_{x,out}$, 而这一范围在 $L/D=8$ 工况中为 $-44^\circ \sim 41^\circ$, 表明 $L/D=3$ 工况桩体中外表面切应力占主导地位的范围略大。

图 17, 18 为桩周土体位移场。径向位移 d_r 远离圆心方向为正, 环向位移 d_c 顺时针方向为正, Z 轴垂直纸面向内。 $L/D=3$ 工况桩体径向、环向位移在 $1D$ 位置附近已衰减至桩体侧位移的 20%, 而, $L/D=8$ 工况桩体在 $3D$ 附近才衰减至 20%。尽管两桩体侧位移相同, 但 $L/D=3$ 工况桩体影响区域较小, 土体应变较大, 因此对桩体的抗力较大, 呈现较大的初始割线模量。

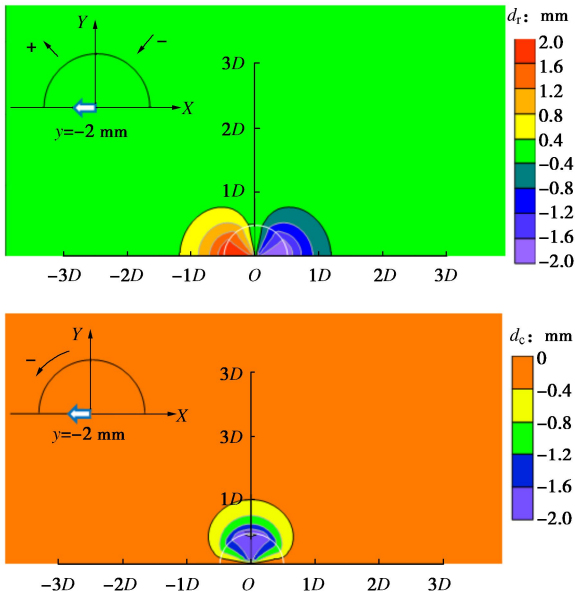


图 17 L_{27} m 桩体 25 m 深度土体径向及环向位移场
Fig. 17 Radial and circumferential displacement fields at a depth of 25 m for L_{27} m

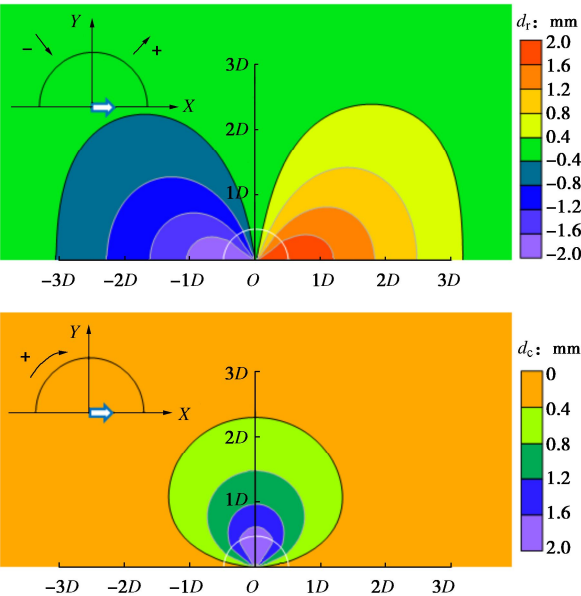


图 18 L_{72} m 桩体 25 m 深度土体径向及环向位移场
Fig. 18 Radial and circumferential displacement fields at a depth of 25 m for L_{72} m

4 结 论

本文针对砂土地基中桩径 9 m 的超大直径单桩基础, 开展了离心模型试验及数值模拟, 分析了小变位情况下的水平静力承载特性。主要得到以下 3 点结论。

(1) 随锚固深度加大, 旋转中心逐渐下移, 侧位移与倾角沿桩身分布的非线性特征均逐渐增强, 在 $L/D \leq 6$ 时, 不同锚固深度桩体间变形模式差异极大。

(2) 不同锚固深度工况的桩体 $p-y$ 曲线间的差异随深度逐渐加大, 在趋势上, $p-y$ 曲线随锚固深度加大由外凸型向内凹型转变; 在量值上, 同一深度处初始割线模量间可相差 4 倍。桩体所受水平抗力不只取决于该深度处的侧位移, 还与其整体变形模式相关, 这与当前规范推荐的 $p-y$ 曲线法的基本假定相悖, 限制了该方法的适用性。

(3) 不同锚固深度的桩体水平抗力均主要来自外表面应力的发展, 较之切向应力, 法向应力的贡献略大。锚固深度较小的桩体外表面切向应力占主导地位的范围略大。同一深度处桩体发生相同的侧位移时, 锚固深度较小的桩体周围土体内部径向、环向位移的影响范围均显著小于锚固深度较大的情况, 使得土体应变较大, 作用于桩体水平抗力较大, 进而导致 $p-y$ 曲线存在差异。

本文未考虑沉桩对土体的扰动等情况, 与原型间尚存一定差距, 后续工作将聚焦沉桩效应等问题开展研究。本文仅分析了均质粉砂这一地质条件, 实际工程中场地条件更为复杂, 所用数值仿真方法对黏土-粉砂互层等其他地质条件的适用性尚待验证。

参考文献:

[1] 刘金昊, 张帆, 戴国亮. 基于静力触探的黏土中桩基 $p-y$ 曲线研究[J]. 太阳能学报, 2023, 44(2): 172-180. (LIU Jinhao, ZHANG Fan, DAI Guoliang. Research on $p-y$ curve of pile foundation in clay based on cpt data[J]. Acta Energiæ Solaris Sinica, 2023, 44(2): 172-180. (in Chinese))

[2] 王立忠, 洪义, 高洋洋, 等. 近海风电结构台风环境动力灾变与控制[J]. 力学学报, 2023, 55(3): 567-587. (WANG Lizhong, HONG Yi, GAO Yangyang, et al. Dynamic catastrophe and control of offshore wind power structures in typhoon environment[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2023, 55(3): 567-587. (in Chinese))

[3] 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))
- [4] 胡中波, 翟恩地, 罗仑博, 等. 基于静载试验的海上风电钢管桩砂土 p - y 曲线研究[J]. 太阳能学报, 2019, **40**(12): 3571-3577. (HU Zhongbo, ZHAI Endi, LUO Lunbo, et al. Study on p - y curves of steel pipe piles for offshore wind farms in sand based on *in situ* tests[J]. Acta Energiæ Solaris Sinica, 2019, **40**(12): 3571-3577. (in Chinese))
- [5] WANG H, LEHANE B M, BRANSBY M F, et al. Field and numerical study of the lateral response of rigid piles in sand[J]. Acta Geotechnica, 2022, **17**(12): 5573-5584.
- [6] MCADAM R A, BYRNE B W, HOULSBY G T, et al. Monotonic laterally loaded pile testing in a dense marine sand at Dunkirk[J]. Géotechnique, 2020, **70**(11): 986-998.
- [7] CHOO Y W, KIM D. Experimental development of the p - y relationship for large-diameter offshore monopiles in sands: centrifuge tests[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2016, **142**(1): 04015058.
- [8] 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))
- [9] TRUONG P, LEHANE B M, ZANIA V, et al. Empirical approach based on centrifuge testing for cyclic deformations of laterally loaded piles in sand[J]. Géotechnique, 2019, **69**(2): 133-145.
- [10] LI Z S, BLANC M, THOREL L. Effects of embedding depth and load eccentricity on lateral response of offshore monopiles in dense sand: a centrifuge study[J]. Géotechnique, 2023, **73**(9): 811-825.
- [11] RICHARDS I A, BYRNE B W, HOULSBY G T. Monopile rotation under complex cyclic lateral loading in sand[J]. Géotechnique, 2020, **70**(10): 916-930.
- [12] DNV-OS-J101. Offshore standard: Design of offshore wind turbine structures[S]. DNV-OS-J101, 2014.
- [13] 海上风电场工程风电机组基础设计规范: NB/T 10105—2018[S]. 北京: 中国水利水电出版社, 2018. (Code for Design of Wind Turbine Foundations of Offshore Wind Power Projects: NB/T 10105—2018[S]. Beijing: China Water & Power Press, 2018. (in Chinese))
- [14] American Petroleum Institute. Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms-Working Stress Design[S]. Washington D C: American Petroleum Institute Publishing Services, 2005.
- [15] TAK KIM B, KIM N K, JIN LEE W, et al. Experimental load - transfer curves of laterally loaded piles in nak-Dong river sand[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2004, **130**(4): 416-425.
- [16] 朱 斌, 朱瑞燕, 罗 军, 等. 海洋高桩基础水平大变位性状模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(4): 521-530. (ZHU Bin, ZHU Ruiyan, LUO Jun, et al. Model tests on characteristics of ocean and offshore elevated piles with large lateral deflection[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, **32**(4): 521-530. (in Chinese))
- [17] LI W C, ZHU B T, YANG M. Static response of monopile to lateral load in overconsolidated dense sand[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2017, **143**(7): 04017026.
- [18] ACHMUS M, ABDEL-RAHMAN K. Finite element modelling of horizontally loaded monopile foundations for offshore wind energy converters in Germany[M]//Frontiers in Offshore Geotechnics. Perth: Taylor & Francis, 2005
- [19] ZHANG Z, WANG W, ZHANG X, et al. An innovative experimental device for characterizing the responses of monopiles subjected to complex lateral loading[C]//Proceedings of the 8th International Symposium on Deformation Characteristics of Geomaterials. Porto, 2023.
- [20] WANG W, ZHANG Z T, ZHU Xiao Y, et al. A device for centrifuge tests on foundations of offshore wind turbines[J]. Engineering Mechanics, 2021, **38**(4): 44-53
- [21] REESE L C, COX W R, KOOP F D. Analysis of Laterally Loaded Piles in Sand[C]// Offshore Technology Conference. Houston, 1974.