



硬黏土夹砂地层 PHC 桩沉桩可行性分析

周清泉, 洪 丰

(中交第三航务工程勘察设计院有限公司, 上海 200032)

摘要: 以落在硬黏土夹砂持力层的 800 mm PHC 桩为研究对象, 采用 GRLWEAP 打桩分析软件研究土体阻力计算方法、土体恢复系数、桩端闭塞系数对沉桩贯入度的影响。根据分析结果, 土体长期状态的静阻力可按照美国 API 规范计算。对标贯击数小于 30 击的黏土层恢复系数取 1.5~2.0, 对标贯击数大于 30 击的黏土层恢复系数取 1.0, 对中密至密实的砂土层恢复系数取 1.20~1.12。桩端闭塞系数根据桩基进入持力层的深度取 0.5~1.0。按照该方法计算出的沉桩贯入度与实际沉桩记录较为接近, 相关计算参数和分析结果可为类似工程提供参考。

关键词: 土体阻力计算方法; 恢复系数; 闭塞系数; 沉桩可行性

中图分类号: U656.1

文献标志码: A

文章编号: 1002-4972(2025)06-0217-06

Feasibility analysis of pile sinking of PHC pile in hard clay with sand stratum

ZHOU Qingquan, HONG Feng

(CCCC Third Harbor Consultants Co., Ltd., Shanghai 200032, China)

Abstract: Taking the 800 mm PHC pile supported by the stratum of hard clay with sand as the research object, the influence of soil resistance calculation method, soil recovery coefficient and block coefficient of pile end on pile sinking penetration is studied by using GRLWEAP piling analysis software. According to the analysis results, the long-term static resistance of soil can be calculated according to the API specification of the United States. For the clay stratum with less than 30 penetration blow numbers, the recovery coefficient is 1.5~2.0, for the clay stratum with more than 30 penetration blow numbers, the recovery coefficient is 1.0, and for the medium to dense sand stratum, the recovery coefficient is 1.20~1.12. The block coefficient of pile end ranges from 0.5 to 1.0 according to the depth of pile foundation entering the bearing stratum. The penetration calculated by this method is close to the actual pile sinking record, and the relevant calculation parameters and analysis results can provide reference for similar projects.

Keywords: calculation method of soil resistance; recovery coefficient; blocking coefficient; feasibility of pile sinking

在标贯击数超过 30 击的硬黏土夹砂地层中, 预应力高强混凝土 (prestressed high-intensity concrete, PHC) 桩容易出现沉桩困难的情况, 设计阶段较难准确评估桩基的停锤标准及可打入深度^[1]。关于桩基的可打性分析, 前人开展了一定的研究。林福裕等^[2]根据砂混黏土地质条件下 PHC 桩试沉桩和桩基检测结果, 对各土层的桩基设计参数进行反演和优化。李立辰等^[3]通过离散元分析研究砂质土中开口管桩沉桩过程土

塞形成的规律并提出桩端阻力的计算公式。吴浩等^[4]针对以密实碎石土为持力层的钢管打入桩, 通过试沉桩和桩基检测, 研究沉桩阻力的分布规律。黄山田等^[5]针对黏土、砂土层交替出现的地层条件, 结合现场实测和数值分析, 研究打桩过程中的土体侧摩阻力的变化规律。洪宏兴等^[6]通过试沉桩试验, 对进入密实砂层的 PHC 管桩的沉桩贯入度进行研究, 并分析桩靴长度对桩基可打性的影响。针对桩端开口的

收稿日期: 2024-09-04

作者简介: 周清泉 (1992—), 男, 硕士, 从事港口工程设计与研究。

打入桩沉桩，往往难以准确评估土体阻力及桩端土塞的发展规律^[7-9]，本文针对持力层为硬黏土夹砂的 PHC 桩进行沉桩可行性分析，旨在为相关工程设计提供参考。

1 桩基可打性分析计算原理

1.1 一维波动方程

采用基于一维波动方程的打桩软件 GRLWEAP 分析沉桩终锤贯入度，基于波动方程进行差分计算。软件将桩身划分为若干带弹簧的单元，根据初始单元位移和弹簧刚度反算作用在各单元的外加荷载和单元速度，并进行迭代计算直至桩单元速度为负，进而获得不同入土深度下的沉桩贯入度。一维波动方程计算公式为：

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = \frac{1}{c} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + \frac{1}{Wc^2} R \quad (1)$$

式中： x 为桩身位置； t 为时间； u 为桩身位移； W 为桩体质量； c 为应力波波速， $c = (E/\rho)^{1/2}$ ，

E 为桩基的弹性模量， ρ 为桩身密度； R 为土体阻力，由静阻力 R_{si} 和动阻力 R_{di} 组成。根据 JTS 240—2020《水运工程基桩试验检测技术规范》相关规定， R_{di} 按 Smith 标准模型计算，计算公式为：

$$R_{di} = j_{si} |R_{si}| v_i \quad (2)$$

式中： j_{si} 为第 i 个桩单元的 Smith 阻尼系数； $|R_{si}|$ 为土体静阻力； v_i 为桩身下沉速度。对各类型土的桩端土体阻尼系数 J_p ，均采用 $J_p = 0.5$ s/m；对于桩侧土体阻尼系数 J_s 的取值，砂性土 $J_s = 0.16$ s/m，黏性土 $J_s = 0.65$ s/m。考虑打桩过程中桩基对桩周土的扰动，打桩过程中的土体静阻力 R_s 与土体的长期静态阻力 R_L (地勘报告推荐值或规范公式计算值) 相比，将产生一定折减。因此，GRLWEAP 打桩软件中引入恢复系数 f ，上述 2 种土体静阻力的关系为 $R_s = R_L/f$ 。

1.2 土体长期静态阻力

关于土体长期静态阻力的取值，表 1 列出了美国石油协会 (American Petroleum Institute, API) 规范^[10] 和打桩软件 GRLWEAP 基于土体标贯击数的计算方法 (SPT Analyzer, 简称 SA)。

表 1 土体长期静态阻力计算

Tab. 1 Calculation of long-term static resistance of soil

土体类型	桩侧摩阻力计算方法		桩端阻力计算方法	
	API 规范	SA	API 规范	SA
砂性土	$f(z) = \beta p'_0(z)$ 式中： β 为侧摩阻系数，可在规范中按砂土密实度查表获得； $p'_0(z)$ 是相应深度处土体竖向有效应力	$q_{sk} = K_0 \sigma'_{v0} \tan \delta_r$ 式中： K_0 为水平土压力系数； δ_r 为桩土界面有效摩擦角， $\delta_r = \varphi'$ ， φ' 为土体有效摩擦角，可根据标贯击数 N 查表取值； σ'_{v0} 为相应深度处土体竖向有效应力	$q = N_q p'_{0,tip}$ 式中： N_q 为桩端承载力系数，可在规范中按砂土密实度查表获得； $p'_{0,tip}$ 为桩端土体竖向有效应力	$q_t = 200N$ $(q_t \leq 12\,000 \text{ kPa})$
黏性土	$f(z) = \alpha S_u$ 式中： α 为侧摩阻系数，与土体竖向有效应力及土层不排水抗剪强度有关； S_u 为土层不排水抗剪强度	$f_s = K_0 \sigma'_{v0} \tan \delta_r$ 式中： $\delta_r = \varphi'$ ， $\varphi' = 17 + 0.5N$ ， N 为标贯击数； $K_0 = 1 - \sin \varphi'$	$q = 9S_u$	$q_t = 54N$ $(q_t \leq 3\,240 \text{ kPa})$

2 沉桩影响因素敏感性分析

2.1 工程案例

某 8 万 GT 邮轮码头采用高桩梁板结构，共设 5 个结构分段，排架间距 7 m，每个排架下布置 6 根 $\phi 800$ mm PHC 桩 (2 对斜桩、2 根直桩)。上部结构采用现浇横梁及叠合纵梁、叠合面板结构。根据工程地勘报告，勘探深度内土层自上而下主

要有 ②₁ 淤泥、②₂₋₁ 砂混淤泥、②₂₋₂ 粉质黏土、②₃ 淤泥质黏土、③₁ 黏土、③₂ 中细砂混黏性土、④₂ 黏土、④₂₋₁ 粉质黏土、④_{2t} 中粗砂、④₃ 粉质黏土、④_{3t} 中粗砂混黏性土，其中 ④₃ 粉质黏土和 ④_{3t} 中粗砂混黏性土工程性质较好，是本工程良好的桩基持力层。各土层桩基设计参数推荐值见表 2。

典型钻孔 MY12 和桩基入土情况如图 1 所示，

拟对位于 MY12 钻孔位置的 $\phi 800$ mm PHC 桩(直桩)沉桩贯入度进行数值分析。 $\phi 800$ mm PHC 桩规格为 C 型, 壁厚 110 mm。PHC 桩端部设钢桩靴, 靴长 5m, 直径 580 mm, 壁厚 20 mm。打桩桩

位所处泥面高程为 -6.53 m, 桩端设计持力层为 $\textcircled{4}_3$ 粉质黏土层。打桩锤型采用 D100 柴油锤, 锤质量为 10 t, 锤击档位为 II 档。根据实际沉桩记录, 桩基入土深度为 28 m(含钢桩靴)。

表 2 土层桩基设计参数

Tab. 2 Design parameters of pile resistance in soil

地层名称	预制桩极限侧摩阻力 标准值 q_{sik} /kPa	预制桩极限端阻力 标准值 q_{pk} /kPa	标准贯入击数平均值 N/击	无侧限抗压强度平均值 q_u /kPa
$\textcircled{2}_1$ 淤泥	10	-	<1	8.1
$\textcircled{2}_{2-1}$ 砂混淤泥	20	-	5	47
$\textcircled{2}_{2-2}$ 粉质黏土	20	-	4	-
$\textcircled{3}_1$ 黏土	30	-	8	146
$\textcircled{4}_2$ 黏土	65	1 600	20	192
$\textcircled{4}_{2-1}$ 粉质黏土	60	-	10	-
$\textcircled{4}_{2-1}$ 中粗砂	80	6 000	24	-
$\textcircled{4}_3$ 粉质黏土	85	2 500	40	560
$\textcircled{4}_{3t}$ 中粗砂混黏性土	95	6 500	38	-

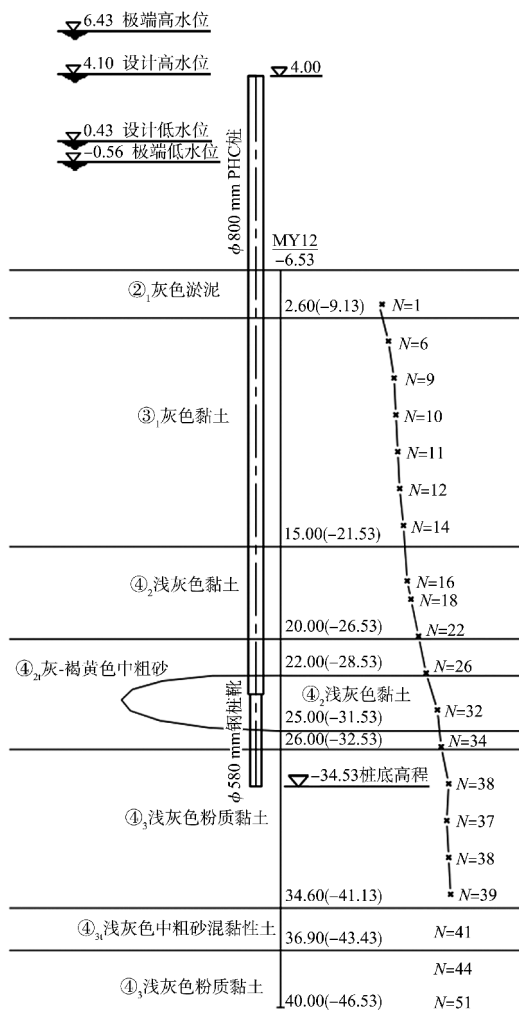


图 1 典型钻孔和桩基入土情况 (高程: m; N: 击)
Fig. 1 Typical borehole and penetration depth of pile (elevation: m; N: blow counts)

2.2 不同土体阻力计算方法的影响

分别采用 API 规范和 SA 方法计算土体长期静态阻力, 计算结果与地勘报告中推荐的土体桩端、桩侧摩阻力见图 2。

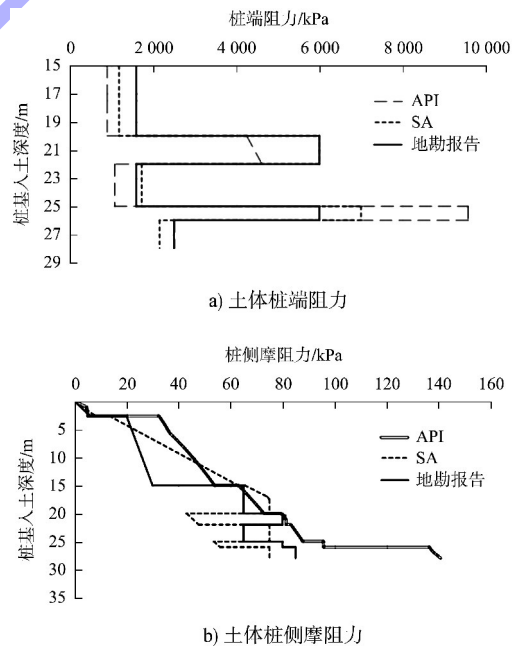


图 2 不同方法的土体阻力计算结果
Fig. 2 Calculation results of soil resistance by different methods

分别依据 API 规范、SA 方法和地勘报告的土体长期静态阻力, 在不考虑打桩过程中的土阻力折减且桩端无土塞的前提下计算桩基在不同入土

深度下的沉桩贯入度，并与实际沉桩记录进行比较。由图 3 可知，3 种方法计算土体阻力对应的沉桩贯入度由小到大依次为 API、SA、地勘参数。当桩基入土深度达到 20 m 后沉桩贯入度快速减小，这主要是因为桩基从该深度处进入中密的中砂层，土层标贯击数迅速增加。当桩基入土深度小于 20 m 时，数值计算的沉桩贯入度明显小于实际沉桩情况，这主要是因为上覆土受打桩扰动更明显，实际土体阻力折损较大。当桩基入土深度在 21~26 m 范围时，数值计算的沉桩贯入度与实际沉桩记录相对接近。当桩基入土深度大于 26 m 时，实际沉桩贯入度小于数值计算结果，这可能是由于桩基在桩端持力层形成土塞，沉桩阻力相应增加。

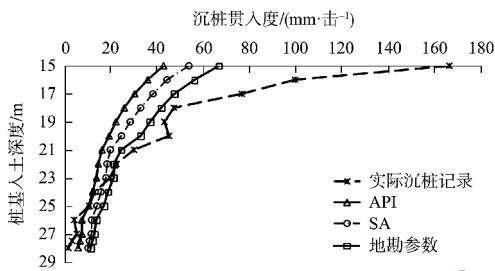


图 3 不同土体阻力计算方法对沉桩贯入度的影响
Fig. 3 Influence of calculation method of soil resistance on piling penetration

2.3 土体恢复系数的影响

根据常规经验，对黏土层的恢复系数取 2.0(土阻力折减比例 $\gamma_{黏} = 0.5$)，对中粗砂层的恢复系数取 1.2(土阻力折减比例 $\gamma_{砂} = 0.167$)，与黏土层相比，中粗砂层土阻力折减的敏感度 $S = \gamma_{砂} / \gamma_{黏} = 0.33$ 。以砂土阻力折减敏感度为基准，当黏土层恢复系数取 $1.5\gamma_{黏} = 0.33$ 时，则中粗砂土阻力折减比例相应为 $\gamma_{砂} = S\gamma_{黏} = 0.11$ ，中粗砂层的恢复系数 $f = 1 / (1 - \gamma_{砂}) = 1.12$ 。在土阻力均采用 API 计算方法、桩端阻力不折减且桩端无土塞的前提下，分别计算表 3 中桩侧土不同恢复系数下的沉桩贯入度。

表 3 桩侧土恢复系数

Tab. 3 Recovery coefficient of pile side soil

土层名称	桩侧土恢复系数 f		
	$f_{黏} = 2.0$	$f_{黏} = 1.5$	$f_{黏} = 1.0$
② ₁ 淤泥、③ ₁ 黏土、④ ₂ 黏土	2.0	1.50	1.0
④ ₂ 中粗砂	1.2	1.12	1.0

如图 4 所示，在桩基入土深度 15~17 m 范围内，实际沉桩记录的贯入度与 $f_{黏} = 2.0$ 对应的计算贯入度相对接近；在桩基入土深度 18~23 m 范围内，实际沉桩记录的贯入度与 $f_{黏} = 1.5$ 对应的计算贯入度较为接近；在桩基入土深度 23~28 m 范围内，实际沉桩记录的贯入度与 $f_{黏} = 1.0$ (桩侧土阻力不折减)对应的计算贯入度较为接近。这说明标贯击数较小的上覆土层阻力在打桩过程中产生的折减较大，而标贯击数较大的硬土层阻力在打桩过程中产生的折减较小。

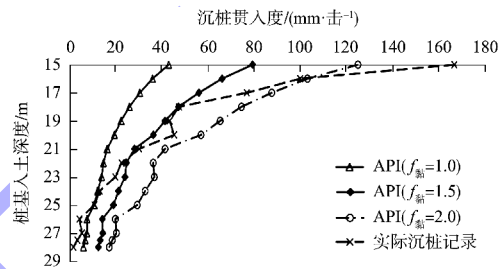


图 4 桩侧土恢复系数对沉桩贯入度的影响
Fig. 4 Influence of recovery coefficient of pile side soil on piling penetration

2.4 桩端闭塞效应的影响

考虑桩基入土深度超过 25 m(进入密实中砂层)后可能出现的桩端土塞情况，在土体阻力均采用 API 方法计算且土阻力无折减的前提下，比较桩端闭塞系数 η (桩端实际承载面积与桩端外周面积的比值)分别为 0、0.3、0.5、0.7、1.0 时对应的沉桩贯入度。由图 5 可知，当桩基入土深度相同时，随着 η 的增加，沉桩贯入度逐渐减小。当 η 一定时，随着桩基入土深度的增加，沉桩贯入度整体趋势逐渐减小，但在入土深度 26~27 m 范围，沉桩贯入度先减小后增大($\eta = 0$ 除外)，这主要是桩基进入密实中砂层后出现桩端土塞，而密实中砂层的土体单位桩端阻力明显大于下卧的硬黏土层，因此沉桩贯入度出现了先减小后增大的情况，这也与实际沉桩记录相符。桩基入土深度 26 m 时实际沉桩贯入度介于 $\eta = 0.3$ 和 $\eta = 0.5$ 的计算结果之间，桩基入土深度 27 m 时实际沉桩贯入度接近 $\eta = 1.0$ 的计算结果，桩基入土深度 28 m

时实际沉桩贯入度明显小于 $\eta = 1.0$ 的计算结果。采用 API 方法计算桩基入土深度 26~28 m 范围的④₃ 粉质黏土层的端阻力为 2 520 kPa, 侧摩阻力为 136~140 kPa, 该土层桩端完全闭塞时, 桩端土塞受到的端承力为 577 kN。由图 6 可知, 当桩端完全闭塞时, 随着土塞柱长度的增加, 其受到的桩内壁侧摩阻力逐渐增加, 桩基入土深度 27 m 时, 土塞柱受到的侧摩阻力与端承力平衡时对应的临界长度介于 3~4 m, 桩基入土深度 28 m 时, 土塞柱临界长度介于 2~3 m。

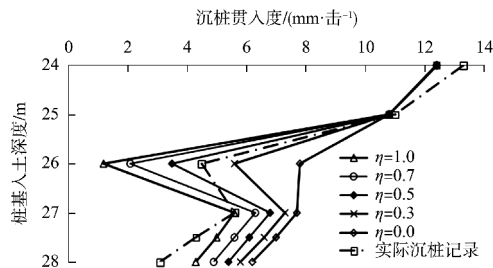


图 5 桩端闭塞系数对沉桩贯入度的影响

Fig. 5 Influence of blocking coefficient of pile end on piling penetration

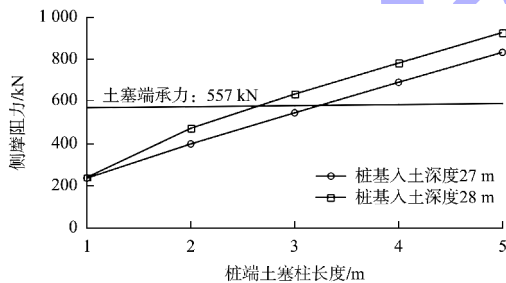


图 6 土塞柱所受侧摩阻力与其长度的关系

Fig. 6 Relationship between shaft resistance on soil plug and its length

3 沉桩分析参数调校及实测结果分析

根据上述计算结果, 为提高数值分析结果与实际沉桩记录的匹配度, 对分析参数作如下调整: 采用 API 方法计算土体长期静态阻力 R_L , 将深度 17 m 以内的黏土恢复系数取为 2.0, 将深度 17~23 m 范围的黏土恢复系数取为 1.5、砂土恢复系数取为 1.12, 将深度 23 m 以下土体恢复系数统一取为 1.0。考虑桩基进入硬土层后桩端土塞逐渐发展的情况, 将入土深度 25~26 m、26~27 m、27~28 m 段的 η 分别取值 0.5、0.7、1.0。由图 7 可知, 参数调校后的沉桩贯入度与实际沉桩记录较为接近。

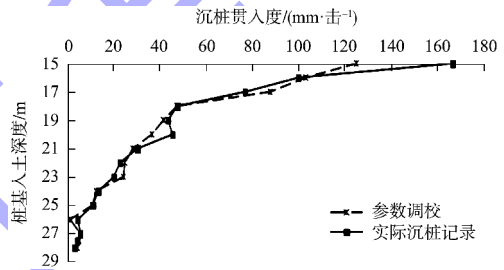


图 7 沉桩贯入度模拟结果与试桩结果对比

Fig. 7 Comparison of piling blow counts of numerical and actual test

如表 4 所示, 通过对比数值分析和现场沉桩检测结果可知, 数值分析与实测总锤击数较接近, 实测桩侧摩阻力和端承力均明显大于数值计算结果, 说明数值计算的土体阻力与实际相比较为保守, 但从沉桩贯入度可知基于上述参数调校计算的土体阻力分布规律符合实际情况。现场沉桩后经完整性检测, 桩基为 I 类桩, 说明桩锤选型合适。

表 4 现场检测和数值计算结果对比

Tab. 4 Comparison between results of in-situ test and numerical calculation

	总锤击数/击	侧摩阻力/kN	端承力/kN	总承载力/kN	终锤贯入度/mm
实际沉桩	1 010	5 088 (初打高应变检测)	1 368 (初打高应变检测)	6 456	1.9
数值计算	1 104	3 761	654	4 415	4.3

4 结论

1) 对于 800 mm PHC 桩在硬黏土夹砂地层中的沉桩土体阻力, 比较了地勘报告推荐值、基于土体标贯击数的 SA 方法和 API 规范方法的计算结

果, 推荐采用 API 规范方法, 计算出的沉桩贯入度相对较小, 与实际沉桩记录更接近。

2) 考虑打桩期间土体阻力与土体长期静态阻力相比有所折减, 对标贯击数小于 30 击的黏土层

恢复系数取 1.5~2.0, 对标贯击数大于 30 击的黏土层恢复系数取 1.0, 对中密至密实的砂土层恢复系数取 1.20~1.12。

3) $\phi 800$ mm PHC 桩进入密实中砂和下覆坚硬黏土层后, 随着入土深度的增加, 桩端钢桩靴的闭塞系数可按 0.5~1.0 考虑。

参考文献:

- [1] 查文洋, 赵耀璞. 复杂地质条件下 PHC 桩可打性与实际沉桩全程测调对比分析[J]. 水运工程, 2021(2): 174-181.
ZHA W Y, ZHAO Y P. Comparative analysis of drivability of PHC piles and whole-process PDA during pile sinking under complex geological conditions[J]. Port & waterway engineering, 2021(2): 174-181.
- [2] 林福裕, 李夫仲, 杨梅. 内河高桩码头大直径 PHC 管桩沉桩现场试验及参数优化[J]. 水运工程, 2024(4): 74-81, 87.
LIN F Y, LI F Z, YANG M. Field test and parameter optimization of large diameter PHC pipe pile sinking for high-pile wharf in inland rivers [J]. Port & waterway engineering, 2024(4): 74-81, 87.
- [3] 李立辰, 刘卓, 刘浩, 等. 考虑土塞效应的开口管桩沉桩与承载全过程离散元分析[J]. 岩土工程学报, 2024, 46(7): 1471-1480.
LI L C, LIU Z, LIU H, et al. DEM analysis of installation and bearing process of open-ended piles considering plugging effects [J]. Chinese journal of geotechnical engineering, 2024, 46(7): 1471-1480.
- [4] 吴浩, 胡兴昊, 赵刘群, 等. 海上密实碎石土持力层钢管桩沉桩及承载特性试验研究[J]. 水运工程, 2023(7): 212-217.
WU H, HU X H, ZHAO L Q, et al. Experiment on pile sinking and bearing characteristics of steel pipe piles in dense gravel soil bearing stratum at sea [J]. Port & waterway engineering, 2023(7): 212-217.
- [5] 黄山田, 鲁华伟, 于文太, 等. 打桩过程互层土中桩基侧摩阻力变化研究[J]. 水利水运工程学报, 2023(6): 126-132.
HUANG S T, LU H W, YU W T, et al. Study on change of friction in pile driving in interlayered soil [J]. Hydro-science and engineering, 2023(6): 126-132.
- [6] 洪宏兴, 夏国光, 盛健, 等. 大直径 PHC 管桩在印尼密实厚砂层场区沉桩实践[J]. 水运工程, 2022(1): 229-232.
HONG H X, XIA G G, SHENG J, et al. Pile sinking practice of large-diameter PHC pipe piles under dense thick sand field in Indonesia [J]. Port & waterway engineering, 2022(1): 229-232.
- [7] TOMLINSON M, WOODWARD J. Pile design and construction practice, sixth edition [M]. New York: CRC Press, 2014.
- [8] 刘润, 郭绍曾, 周龙, 等. 大直径钢管桩土塞效应的拟静力判断方法[J]. 地震工程学报, 2017, 39(1): 20-27.
LIU R, GUO S Z, ZHOU L, et al. Quasi-static method to evaluate the soil plug effect on a large-diameter steel pipe pile [J]. China earthquake engineering journal, 2017, 39(1): 20-27.
- [9] 胡寒阳, 尹蒋松, 沈振义, 等. 基于 CPT 大直径钢管桩可打入性分析方法研究[J]. 地震工程与工程振动, 2024, 44(4): 201-207.
HU H Y, YIN J S, SHEN Z Y, et al. Study on drivability analysis method of large-diameter steel pipe piles based on CPT [J]. Earthquake engineering and engineering dynamics, 2024, 44(4): 201-207.
- [10] Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms: working stress design: API RP 2A WSD-2000 [S]. Washington: American Petroleum Institute, 2000.

(本文编辑 王传瑜)