

DOI: 10.11779/CJGE202002020

软黏土中劲性复合桩水平承载特性 $p-y$ 曲线研究

王安辉^{1, 2}, 章定文^{*1, 2}, 谢京臣³

(1. 东南大学交通学院, 江苏 南京 211189; 2. 江苏省城市地下工程与环境安全重点实验室, 江苏 南京 211189;

3. 江苏劲桩基础工程有限公司, 江苏 南通 226400)

摘 要: 劲性复合桩(SC桩)是一种将高强度混凝土桩与水泥土桩相结合的新型桩基。为研究软黏土中SC桩水平承载力理论计算方法,将水泥土视为硬黏土,基于现有软黏土和硬黏土中桩基的 $p-y$ 曲线形式,考虑水平荷载作用下桩周水泥土和软黏土的土抗力分担比例,推导了 $p-y$ 曲线中两个重要参数 p_u 和 y_{50} 的修正因子,进而建立了软黏土中SC桩水平承载特性 $p-y$ 曲线计算方法。通过与3个现场试验的实测结果的对比分析,验证所建立的 $p-y$ 曲线法的准确性与可靠性,继而开展SC桩水平受荷性能影响因素分析。结果表明:所建立的理论计算方法可以有效预测SC桩的水平承载特性,且当桩身变形较大时应考虑混凝土芯桩的非线性影响。水泥土桩桩径(D)对SC桩水平承载性能影响显著,当水泥土桩与混凝土芯桩的桩径比(D/d)从1.0增至3.0时,120 kN水平荷载下的桩头位移从25.8 mm减至5.1 mm,且桩身最大弯矩值减小51.0%;桩身水平承载性能受水泥土桩桩长(L)的影响较大,但当长径比(L/d)超过10后,桩身内力位移趋于稳定值;适当地增加水泥土桩强度与混凝土芯桩弹性模量也可提高SC桩的水平承载性能。

关键词: 劲性复合桩; 水平承载特性; $p-y$ 曲线; 软黏土; 水泥土桩

中图分类号: TU473.11

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2020)02-0381-09

作者简介: 王安辉(1989—),男,博士研究生,主要从事交通岩土与桩基工程方面的研究。E-mail: 230169700@seu.edu.cn。

$p-y$ curves for lateral bearing behavior of strength composite piles in soft clay

WANG An-hui^{1, 2}, ZHANG Ding-wen^{*1, 2}, XIE Jing-chen³

(1. School of Transportation, Southeast University, Nanjing 211189, China; 2. Jiangsu Key Laboratory of Urban Underground Engineering

and Environmental Safety, Nanjing 211189, China; 3. Jiangsu Jinzhuang Foundation Co., Ltd., Nantong 226400, China)

Abstract: The strength composite (SC) pile is a novel type of pile technology which combines high-strength concrete piles and deep cement-mixing (DCM) columns. To attain a theoretical approach for the lateral bearing capacity of SC piles in soft clay, the cement-improved soil is assumed to be the stiff clay. Then, considering the proportion of lateral resistance provided by the cement-improved soil, as well as the soft clay surrounding the pile, the modification factors of p_u and y_{50} are deduced based on the typical $p-y$ curves for both soft and stiff clays. Subsequently, a modified $p-y$ curve model is initially established to predict the lateral response of SC piles in soft clay. The assessments using the measured response of the SC piles from three field tests are then performed to verify the accuracy and reliability of the proposed $p-y$ curve approach. Furthermore, a parametric study is conducted to clarify the influences of the related parameters on the lateral response of the SC piles. The results illustrate that the proposed analytical approach may effectively predict the lateral response of the SC piles. Evidently, when the lateral deformation of the piles is relatively large, the nonlinear behavior of the concrete-cored piles should be considered. The diameter of the DCM columns (D) has a significant effect on the lateral behavior of the SC piles. Specifically, when the column-pile diameter ratio (D/d) varies from 1.0 to 3.0, the deflections at the pile-head decreases from 25.8 to 5.1 mm at a lateral load level of 120 kN, and the peak bending moment decreases by 51.0%. The lateral performance of the SC piles is greatly affected by the length of the DCM columns (L), however, when the length-diameter ratio (L/d) exceeds 10, the internal force and displacement of the piles stabilize with negligible variation. Additionally, the lateral bearing behavior of the SC piles may also be improved by appropriately increasing the strength of the cement-mixing columns as well as the elastic modulus of the concrete-cored piles.

Key words: strength composite pile; lateral bearing behavior; $p-y$ curve; soft clay; deep cement-mixing column

0 引 言

劲性复合桩(简称SC桩)是将水泥土搅拌桩与

基金项目: 国家重点研发计划项目(2016YFC0800200)

收稿日期: 2019-06-30

*通信作者(E-mail: zhangdw@seu.edu.cn)

高强度的混凝土桩进行复合施工,形成的一种混凝土芯桩与水泥土共同工作的新型复合材料桩。该桩利用直径较大的水泥土桩提供摩阻力,同时利用高强度、大刚度的芯桩来承担与传递荷载,既可以发挥刚性桩的高承载力特性,又可以利用水泥土桩侧摩阻力高的优势,已被试验证实为软土地基处理中经济有效、施工方便的桩型^[1-2]。

近年来,已有不少学者通过室内模型试验^[3-4]、现场试验^[5-6]、数值模拟^[7-8]和理论计算^[9-10]等手段对 SC 桩竖向承载特性、荷载传递机理以及破坏模式等开展了系列研究,并取得了丰富的研究成果。针对 SC 桩的水平承载特性,国内外也开展了一些研究。Rollins 等^[11]和黄银冰等^[12]研究发现,在桩基础周围打设水泥土桩可明显提高桩基的水平承载力,减小桩基的水平位移。Wang 等^[13]、He 等^[14]和 Hong 等^[15]系统评价了旋喷桩加固对软黏土中钻孔灌注桩水平受荷性能的影响,结果表明旋喷桩加固可显著提高灌注桩的桩头刚度,并大幅度减少其桩身累积位移。Faro 等^[16-17]对桩周有水泥土加固的刚性桩和柔性桩的水平受力特性进行了现场试验研究,结果表明刚、柔性桩的水平承载力均随水泥土加固范围的增加而增大,而加固深度存在最优值。王安辉等^[18-19]基于有限元模拟对比分析了 SC 桩和 PHC 管桩的水平受力特征和破坏性状,发现在相同水平荷载下,SC 桩的桩身位移和弯矩均明显低于 PHC 管桩。

在理论分析方面,李立业^[20]和张孟环^[21]基于 SC 桩的水平承载力现场试验,探究了 SC 桩地基土水平抗力系数的比例系数 m 的计算方法,提出了适用于计算 SC 桩水平承载力的修正 m 法。然而, m 法将土体视为弹性介质,无法反映土体的非线性行为,仅适用于地面处桩基位移较小的情况(一般不超过 6 mm)。当对大变形状态下桩土相互作用进行分析时,通常采用大、小水平变形以及静、动荷载的情况均适用的 $p-y$ 曲线法。然而,有关软黏土地基中 SC 桩 $p-y$ 曲线法的研究尚少见报道。

为此,本文将水泥土视为硬黏土,基于现有软黏土和硬黏土 $p-y$ 曲线形式,考虑水平荷载下桩周水泥土和软黏土的土抗力分担比例,求得 $p-y$ 曲线表达式中 p_u 和 y_{50} 的修正因子,进而获得可考虑桩身非线性的 SC 桩水平承载特性 $p-y$ 曲线计算方法。通过与现场试验实测结果的对比分析,验证所建立的理论计算方法的合理性,进而探讨水平荷载下 SC 桩承载性能的主要影响参数及其影响规律。

1 黏性土中桩基 $p-y$ 模型

$p-y$ 曲线法(其中 p 为桩侧土抗力, y 为桩身水

平位移)的基本思路是将桩体等效为一系列连续的梁单元,而桩周土体等效为单元节点处互相独立的非线性弹簧,其本质上是建立在线性 Winkler 地基梁的一种荷载传递法(见图 1)^[22-23]。

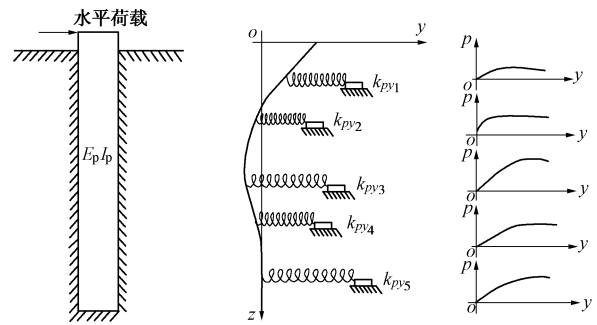


图 1 水平受荷桩 $p-y$ 曲线模型^[22-23]

Fig. 1 $p-y$ curve model for laterally loaded piles^[22-23]

20 世纪 70 年代初, Matlock^[22]根据桩径为 324 mm 的钢管桩水平承载试验率先提出了适用于软黏土的 $p-y$ 曲线公式。随后, Reese 等^[23]基于水平受荷桩现场试验研究,提出了适用于硬黏土的 $p-y$ 曲线表达式。Matlock 等^[22]和 Reese 等^[23]建议的 $p-y$ 模型能够很好地描述黏性土中桩基的水平反应性状,已被美国石油学会 API 规范^[24]和挪威船级社的 DNV 规范^[25]等推荐并沿用至今。在水平静力荷载作用下,软黏土(不排水抗剪强度 $c_u \leq 96$ kPa)中的水平受荷单桩的 $p-y$ 曲线表达式如下^[22]:

$$\frac{p}{p_u} = \begin{cases} 0.5(y/y_{50})^{1/3} & (y \leq 8y_{50}) \\ 1 & (y > 8y_{50}) \end{cases} \quad (1)$$

硬黏土中的水平受荷单桩的 $p-y$ 曲线表达式为^[23]:

$$\frac{p}{p_u} = \begin{cases} 0.5(y/y_{50})^{1/4} & (y \leq 16y_{50}) \\ 1 & (y > 16y_{50}) \end{cases} \quad (2)$$

式中 p_u 为桩周极限土抗力; y_{50} 为桩周土达到极限土抗力一半时的桩侧水平位移。

Matlock^[22]和 Reese 等^[23]提出了 p_u 和 y_{50} 的计算方法,表达式为

$$\left. \begin{aligned} p_u &= \min(p_{u1}, p_{u2}), \\ p_{u1} &= \left(3 + \frac{\gamma'}{C_u} z + \frac{\zeta}{d} z \right) c_u d, \\ p_{u2} &= 9c_u d, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

$$y_{50} = A \varepsilon_{50} d \quad (4)$$

式中 d 为桩身直径; γ' 为土体有效重度; z 为泥面以下桩的任一深度; ζ 为系数,取 0.25~0.50; ε_{50} 为三轴不排水试验中最大主应力差一半时的应变值。当无实测数据时, ε_{50} 可根据 Matlock^[22]、Reese 等^[23]和 Ashour 等^[26]所推荐的值选取,其值与土体不排水抗剪强度 c_u 密切相关,如表 1 所示。 A 为量纲为 1 的相关

系数, 其值与桩径 d 相关。王惠初等^[27]通过工程实例研究, 建议采用如下经验公式来描述系数 A 与桩径 d 的关系, 即

$$A = 0.05(1/d + 4) \quad。$$

表 1 ε_{50} 取值^[22-23, 26]

Table 1 Values of ε_{50} ^[22-23, 26]

c_u/kPa	ε_{50}
0~24	0.020
24~48	0.010
48~96	0.006
96~200	0.005
200~400	0.004
400~1000	0.003

鉴于 $p-y$ 曲线的非线性, 为简化计算, Taciroglu 等^[28]和 Khalili-Tehrani 等^[29]提出采用桩周极限土抗力一半时的土抗力与相应的桩侧水平位移之比值来表示桩周土体的弹簧刚度 (图 2), 即

$$k_i = \frac{0.5p_u}{y_{50}} \quad。$$

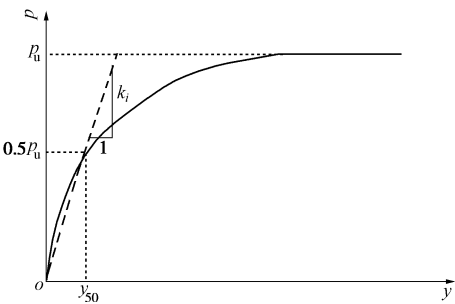


图 2 桩周土体的弹簧刚度^[28]

Fig. 2 Spring stiffness of soils around piles^[28]

2 SC 桩 $p-y$ 曲线的构建

软黏土中 SC 桩的桩周土体分为水泥土和软黏土两部分。SC 桩在水平荷载下的受力特性是混凝土芯桩-水泥土-软黏土三者共同作用的结果, 不仅与芯桩本身特性有关, 还受到桩周水泥土和软黏土性质的影响。SC 桩 $p-y$ 曲线计算方法与常规桩基 $p-y$ 方法类似, 需要将混凝土芯桩分割成若干单元, 每个单元与土的相互作用通过两个串联的土弹簧 (即水泥土弹簧与软黏土弹簧) 来模拟, 如图 3 所示。为简化 SC 桩的 $p-y$ 曲线, 可将桩周两个串联的土弹簧等效为一个土弹簧, 即将径向非均质土层等效为一均质土层。为避免混淆且利于后文的叙述与讨论, 现将等效的均质土层定义为复合土体。考虑到水泥土的力学性质与硬黏土极其相近, 本文在构建 SC 桩的 $p-y$ 曲线时将水泥土视为硬黏土, 且水泥土的不排水抗剪强度取其无侧

限抗压强度的一半。

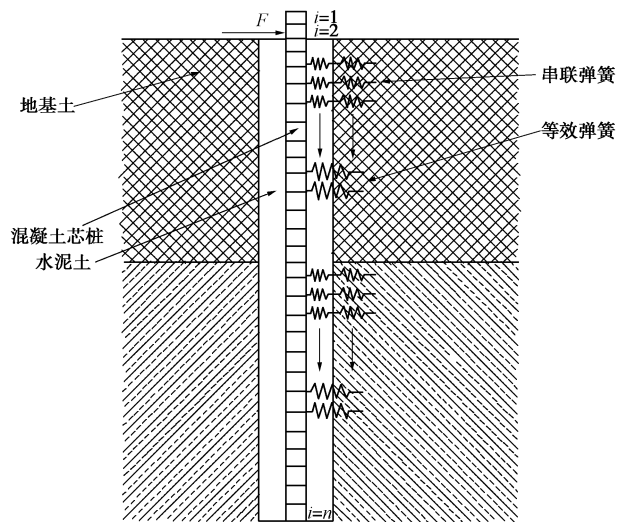


图 3 SC 桩-土相互作用力学模型

Fig. 3 Mechanical model for SC pile-soil interaction

对于受水平荷载 F 作用的 SC 桩, 假设混凝土芯桩每个单元受到的桩侧总土抗力为 p_i , 而桩侧水泥土和软黏土所提供的土抗力分别为 $p_{i,\text{stiff}}$ 和 $p_{i,\text{soft}}$, 则任一单元处, 桩侧土体的等效弹簧刚度 (即复合土体的弹簧刚度) $k_{i,\text{eq}}$ 与其水平位移关系可表示为

$$k_{i,\text{eq}} = \frac{p_i}{\Delta_{\text{stiff}} + \Delta_{\text{soft}}} \quad，$$

式 中, Δ_{stiff} 和 Δ_{soft} 分别表示水平荷载下桩周水泥土和软黏土的水平位移量, 可计算如下:

$$\Delta_{\text{stiff}} = \frac{p_{i,\text{stiff}}}{k_{i,\text{stiff}}} = \frac{p_i \cdot (1 - \varphi(r))}{k_{i,\text{stiff}}} \quad，$$

$$\Delta_{\text{soft}} = \frac{p_{i,\text{soft}}}{k_{i,\text{soft}}} = \frac{p_i \cdot \varphi(r)}{k_{i,\text{soft}}} \quad。$$

$$\Delta_{\text{stiff}} = \frac{p_{i,\text{stiff}}}{k_{i,\text{stiff}}} = \frac{p_i \cdot (1 - \varphi(r))}{k_{i,\text{stiff}}} \quad，$$

$$\Delta_{\text{soft}} = \frac{p_{i,\text{soft}}}{k_{i,\text{soft}}} = \frac{p_i \cdot \varphi(r)}{k_{i,\text{soft}}} \quad。$$

式 中 $k_{i,\text{stiff}}$ 和 $k_{i,\text{soft}}$ 分别为桩侧水泥土和软黏土的弹簧刚度, 可由式 (6) 计算得到; $\varphi(r)$ 为桩周土抗力沿径向的衰减函数, 其值决定了水平荷载下桩周水泥土和软黏土的土抗力分担比例, 下面给出该参数的确定方法。

为分析水平受荷桩的荷载传递规律, Guo 等^[30]提出了求解单桩水平受荷响应的解析方法。其中水平荷载下桩周土体的径向应力 σ_r 的表达式为

$$\sigma_r = 2G_s y \frac{d\psi(r)}{dr} \cos \theta \quad。$$

式 中 G_s 为土体剪切模量; r 为距桩中心的径向距离, θ 为径向方向与荷载作用线的夹角; $\psi(r)$ 为桩周土体的径向位移衰减函数, 表达式为

$$\psi(r) = K_0(\lambda r / r_0) / K_0(\lambda) \quad。$$

式 中 K_0 表示阶数为零的第 2 类修正 Bessel 函数; r_0 为桩身半径; λ 为荷载传递因子, 其值决定了桩周土

式 中 K_0 表示阶数为零的第 2 类修正 Bessel 函数; r_0 为桩身半径; λ 为荷载传递因子, 其值决定了桩周土

体径向位移的衰减速率, 计算式为

$$\lambda = k_1 (E_p / G_s^*)^{k_2} \cdot (l / r_0)^{k_3} \quad (12)$$

式中 E_p 为桩身材料弹性模量; G_s^* 为土体的修正模量, $G_s^* = (1 + 0.75\mu)G_s$, μ 为土体的泊松比; l 为桩长; k_1 , k_2 和 k_3 为系数, 其取值参见文献[30]。需要说明的是, 参数 G_s 和 μ 的选取可根据工程勘察资料及国内外总结的经验关系来获得, 也可借助现场原位试验综合确定^[10]。

由于桩周土体的径向应力随径向距离的增加逐渐减小, 故本文采用下式来描述桩周土体径向应力的衰减函数 (即土抗力衰减函数), 即

$$\varphi(r) = \frac{\sigma_r}{(\sigma_r)_{\max}} = K_1(\lambda r / r_0) / K_1(\lambda) \quad (13)$$

式中, K_1 表示阶数为 1 的第 2 类修正 Bessel 函数。

对于软黏土和硬黏土中的水平受荷单桩, 令 E_p / G_s^* 的值分别为 10^2 和 10^4 , 假设桩基础为桩头自由的长桩, 则 k_1 , k_2 和 k_3 的值分别为 1.0, -0.25 和 0^[30], 通过编制 MATLAB 程序可得到两种情况下桩周土抗力的衰减函数分布曲线, 如图 4 所示。当 $r/r_0=1$ 时, $\varphi(r)=1.0$; 随着 r/r_0 的增加, $\varphi(r)$ 逐渐减小并趋于 0。对于软黏土中的 SC 桩, 假定桩周水泥土和软黏土界面荷载传递连续, 且采用式 (13) 计算桩周水泥土和软黏土的 $\varphi(r)$ 时分别取硬黏土和软黏土的荷载传递因子。若桩周水泥土与混凝土芯桩的桩径之比为 3, 即水泥土桩边缘距离芯桩中心的径向距离 $r=3r_0$, 则 SC 桩的土抗力衰减函数曲线如图 4 所示。

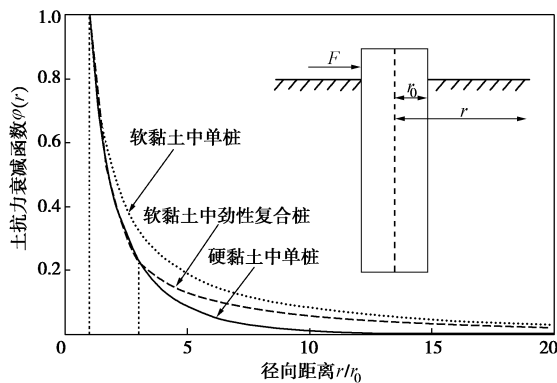


图 4 桩周土抗力衰减函数曲线

Fig. 4 Attenuation curves of soil resistance surrounding piles

求得桩周土抗力衰减函数后, 将式 (8), (9) 代入式 (7) 可得复合土体的弹簧刚度:

$$k_{i,eq} = \frac{k_{i,stiff} \cdot k_{i,soft}}{k_{i,stiff} \cdot \varphi(r) + k_{i,soft} \cdot [1 - \varphi(r)]} \quad (14)$$

为构建 SC 桩的 $p-y$ 曲线, 假定复合土体的 $p-y$ 曲线表达式与软黏土 $p-y$ 曲线相同^[19], 即复合土体的 $p-y$ 曲线计算公式见式 (1)。然而, 考虑桩周水泥

土的加固效应, 需要对软黏土 $p-y$ 曲线中两个重要参数 y_{50} 和 p_u 进行修正。定义修正因子: $C_1 = y_{50,eq} / y_{50,soft}$, $C_2 = p_{u,eq} / p_{u,soft}$, 分别表示复合土体 $p-y$ 曲线中 y_{50} 和 p_u 值与软黏土 $p-y$ 曲线中相应值之比, 则复合土体的弹簧刚度也可表示为

$$k_{i,eq} = \frac{0.5 p_{u,eq}}{y_{50,eq}} = \frac{0.5 C_2 \cdot p_{u,soft}}{C_1 \cdot y_{50,soft}} \quad (15)$$

修正因子 C_1 和 C_2 的值可通过软黏土、硬黏土及复合土体 $p-y$ 曲线的关系来确定。令软黏土、硬黏土和复合土体 $p-y$ 曲线上的点 $(y_{50}, 0.5 p_u)$ 分别为 P_1 , P_2 和 P_3 , 见图 5。Huang^[31]研究认为 P_1 , P_2 和 P_3 点基本处于同一条直线上, 即 P_3 点的坐标可通过 P_1 和 P_2 点的线性插值获得, 则有如下关系式:

$$\frac{p_{u,stiff} - p_{u,soft}}{y_{50,soft} - y_{50,stiff}} = \frac{p_{u,eq} - p_{u,soft}}{y_{50,soft} - y_{50,eq}} = \frac{(C_2 - 1)p_{u,soft}}{(1 - C_1)y_{50,soft}} \quad (16)$$

联立式 (15), (16) 求得待定系数 C_1 和 C_2 。

$$\left. \begin{aligned} C_1 &= \frac{\omega + 2k_{i,soft}}{\omega + 2k_{i,eq}} \\ C_2 &= \frac{k_{i,eq}}{k_{i,soft}} C_1 \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

式中, $\omega = \frac{p_{u,stiff} - p_{u,soft}}{y_{50,soft} - y_{50,stiff}}$ 。

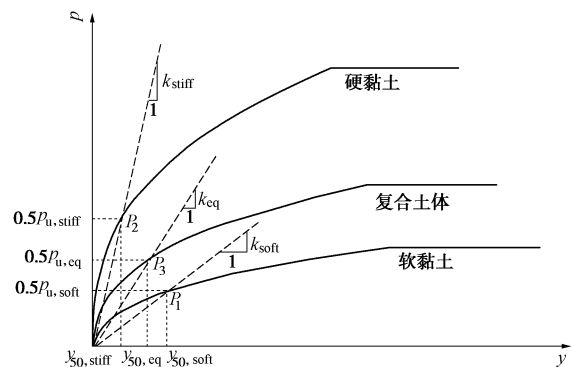


图 5 软黏土、硬黏土和复合土体 $p-y$ 曲线的关系

Fig. 5 Relationship among $p-y$ curves for soft clay, stiff clay and composite soils

需要说明的是, 在水泥土加固范围内, 修正因子 C_1 和 C_2 的值并非固定不变, 而是随土层深度的增加而变化, 其值可通过编制 MATLAB 程序获得。在 Matlock $p-y$ 曲线的基础上, 将软黏土不同深度处的 p_u 和 y_{50} 分别乘以各自的修正因子, 即可建立一种可考虑水泥土加固效应的 SC 水平承载力计算方法 (修正 $p-y$ 曲线法)。特别地, 当桩周无水泥土加固时, 即桩周水泥土与混凝土芯桩的桩径之比为 1.0, 此时 $C_1=1.0$, $C_2=1.0$, 修正 $p-y$ 曲线退化为 Matlock $p-y$ 曲线。此外, 修正的 $p-y$ 曲线可直接导入 LPILE 软

件中进行 SC 桩水平承载力计算, 从而实现易于工程设计人员接受的快速计算目的。

为考虑桩身的非线性对桩基水平承载力的影响, Reese 等^[32]在 $p-y$ 曲线法的基础上, 建议采用桩截面弯矩和曲率的关系来得到桩的抗弯刚度变化, 即

$$E_p I_p = M / \phi \quad , \quad (18)$$

式中, $E_p I_p$ 为桩身抗弯刚度, M 为桩身截面弯矩, ϕ 为桩身变形曲率。桩截面的弯矩 - 曲率关系可通过室内试验、理论计算或数值模拟方法获得。本文采用修正 $p-y$ 曲线法对 SC 桩的水平承载力进行分析时, 可将混凝土芯桩的弯矩 - 曲率关系导入 LPILE 软件中来考虑桩身非线性的影响。若不考虑桩身非线性的影响, 只需在 LPILE 软件中输入桩身的初始抗弯刚度 (即 $M-\phi$ 曲线的初始直线段斜率) 即可。

3 SC 桩 $p-y$ 曲线的验证

3.1 工程案例 1

笔者在浙江省慈溪市科教园区开展了 PHC 管桩与 SC 桩的水平静力载荷试验。试验场地土层以粉质黏土、淤泥质粉质黏土、粉土为主, 地基土的基本工程特性参数如表 2 所示。试验桩 HP-1 为外径 400 mm、壁厚 95 mm 的 PHC 管桩, 初始抗弯刚度为 49730 $\text{kN}\cdot\text{m}^2$, 桩长为 10 m。桩截面的非线性弯矩 - 曲率关系通过数值模拟方法获得^[19], 如图 6 (a) 所示。试验桩 HP-2 为水泥土桩内插入 PHC 管桩的 SC 桩, 其中

水泥土桩桩径为 1000 mm, 桩长为 10 m。现场钻孔取芯的芯样水泥土无侧限抗压强度 q_u 为 1.0 MPa, 其不排水抗剪强度 $c_u=500$ kPa, $\varepsilon_{50}=0.003$ 。

3.2 工程案例 2

笔者在南京市溧水区秦淮河航道整治工程试验场地开展了 SC 桩的水平静力承载试验, 场地地基土的工程特性参数见表 2。试验桩 P1 和 P2 均为水泥土搅拌桩内插入混凝土芯桩的 SC 桩, 其中混凝土芯桩为外径 300 mm、壁厚 55 mm 的 PTC 管桩, 初始抗弯刚度为 12200 $\text{kN}\cdot\text{m}^2$, 埋入深度为 8 m, 桩截面弯矩 - 曲率关系如图 6 (b) 所示。水泥土搅拌桩桩径为 700 mm, 桩长为 8 m。现场钻孔取芯的水泥土 q_u 为 0.8 MPa, 其不排水抗剪强度 $C_u=400$ kPa, $\varepsilon_{50}=0.004$ 。

3.3 工程案例 3

Wang 等^[13]在浙江省温州市乐清县虹桥镇开展了柔性单桩与复合桩的水平承载试验。试验场地土层以淤泥质土为主, 其工程参数如下: $c_u=11.4\sim52.0$ (线性增加), $\varepsilon_{50}=0.015$, $\gamma=18.0$ kN/m^3 。试验桩 P1-1 为桩径 0.8 m、桩长 29 m 的钻孔灌注桩。桩身初始抗弯刚度为 603190 $\text{kN}\cdot\text{m}^2$, 桩截面弯矩 - 曲率关系如图 6 (c) 所示。试验桩 P2-1 和 P3-1 为桩周高压旋喷桩加固的复合桩, 旋喷桩桩径为 0.6 m, 与中心灌注桩咬合 0.15 m, 旋喷桩加固深度分别为 4.0 m 和 6.0 m。现场钻孔取芯的旋喷桩 q_u 为 1.5 MPa, 则其不排水抗剪强度 $c_u=750$ kPa, $\varepsilon_{50}=0.003$ 。

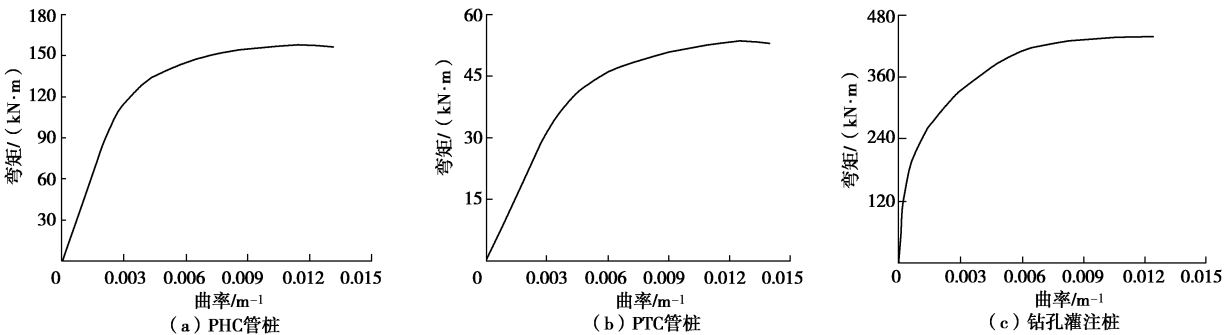


图 6 桩截面弯矩 - 曲率关系

Fig. 6 Moment-curvature relationship for pile section

表 2 土体参数

Table 2 Soil parameters

案例	土层名称	z/m	$w/\%$	γ $/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-3})$	e	I_p	I_L	μ	c $/\text{kPa}$	φ $/(^{\circ})$	E_s/MPa	c_u/kPa	ε_{50}
1	粉质黏土	0~2.2	29.7	19.0	0.858	14.6	0.71	0.40	29.6	16.6	5.10	25.0	0.010
	淤泥质粉质黏土	2.2~4.3	37.2	18.3	1.043	13.7	1.36	0.45	14.2	10.4	3.72	18.2	0.020
	粉质黏土夹粉土	4.3~11.0	28.2	18.9	0.839	10.1	0.80	0.35	12.9	18.7	7.84	55.3	0.006
2	淤泥质粉质黏土	0~3.0	41.6	17.7	1.188	16.0	1.18	0.45	15.0	7.1	2.92	24.0	0.015
	粉质黏土	3.0~6.4	26.4	19.6	0.761	13.7	0.44	0.40	30.5	10.8	5.12	35.4	0.010
	残积土	6.4~9.0	24.0	19.7	0.713	17.3	0.15	0.30	57.0	18.6	10.1	120.0	0.005

注: w 为天然含水率; γ 为土体重度; e 为孔隙比; I_p 为塑性指数; I_L 为液性指数; μ 为泊松比; c 为黏聚力; φ 为内摩擦角; E_s 为压缩模量。

3.4 对比验证与分析

图7给出了本文模型计算所得的桩头荷载-位移曲线与实测结果的对比。

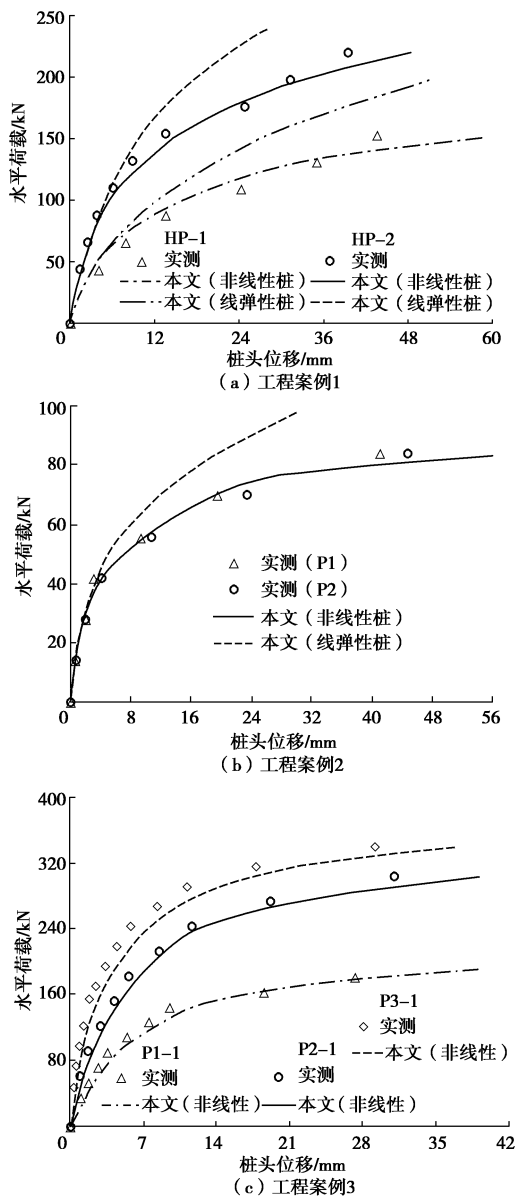


图7 桩头荷载-位移曲线理论计算与实测结果对比

Fig. 7 Comparison between calculated and measured lateral load-deflection curves

可以看出,对于3个不同的试验场地,当考虑桩身非线性时,基于本文建立的 $p-y$ 曲线的计算结果与实测结果均吻合较好,这表明本文建立的SC桩 $p-y$ 曲线模型是合理、可行的。需要说明的是,本文提出的 $p-y$ 曲线也可很好地预测未加固单桩的水平承载力,如图7(a),(c)所示。图7(a),(b)结果还表明:在小位移情况下,不考虑桩身非线性时,预测结果与实测结果具有良好的一致性;但当位移较大时,不考虑桩身非线性的 $p-y$ 模型计算所得的桩头水平位移明显大于现场试验结果。这是因为桩头位移较小

时,混凝土芯桩基本处于弹性状态,而当桩头位移较大时,桩身进入非线性状态,其抗弯刚度也随之衰减,若仍按线弹性桩计算,将会显著低估桩头水平位移,从而导致计算结果不安全。

4 参数分析

4.1 水泥土桩桩径的影响

结合工程实例1,保持混凝土芯桩桩径 $d=400$ mm不变,分别选取水泥土桩桩径 D 为400,600,800,1000,1200 mm,以此来探讨水泥土桩桩径对SC桩水平承载特性的影响。在120 kN水平荷载作用下,不同桩径比 D/d 对应的桩身位移和弯矩分布如图8所示。为便于对比分析,图中纵坐标统一将深度 z 除以芯桩桩径 d 。

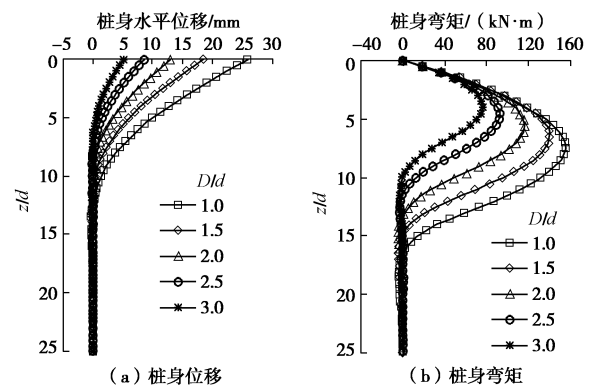


图8 水泥土桩桩径的影响

Fig. 8 Effects of diameter of cement-mixing columns

由图8可知,随 D/d 的增加,相同荷载下的桩身位移和弯矩明显减小。当 D/d 从1.0增至3.0时,桩头位移从25.8 mm减至5.1 mm,降低80.2%,而桩身弯矩最大值由155.2 kN·m减至76.0 kN·m,降低了51.0%。同时,桩身位移零点逐渐上移,从 $z/d=12.5$ 处上移至 $z/d=6.5$ 处,且桩身弯矩最大值的位置也有较大变化,从 $z/d=7.5$ 处上移至 $z/d=4.0$ 处。这是由于水泥土桩桩径的增加使得桩侧土抗力增大,桩头水平荷载的传递深度降低,从而导致桩身变形及最大弯矩减小。因此,增加水泥土桩桩径可显著提高SC桩的水平承载特性。

4.2 水泥土桩桩长的影响

结合工程实例1,固定 $d=400$ mm, $D=1000$ mm,分别选取水泥土桩桩长 L 为0,0.8,1.6,2.4,3.2,4.0,4.8,5.6 m,以此来分析水泥土桩桩长的影响。在120 kN水平荷载下,不同长径比 L/d 对应的桩身位移和弯矩分布如图9所示。

由图9可看出,随 L/d 的增加,相同荷载下的桩身位移和弯矩逐渐减小。当 L/d 从0增至14时,桩头

位移从 25.8 mm 减至 8.8 mm, 桩身最大弯矩由 155.2 kN·m 减至 93.3 kN·m, 分别降低了 65.9% 和 39.9%。此外, 桩身位移零点与桩身弯矩最大值的位置均随 L/d 的增加逐渐上移。值得注意的是, 桩身位移与弯矩的减少幅度随 L/d 的增加会明显降低, 且当 L/d 增至 10 后, 桩身位移与弯矩均趋于某一稳定值。这表明桩身内力位移主要集中在 10d 以上的深度范围内, L/d 超过 10 后, 继续增加水泥土桩桩长对 SC 桩水平承载性能的提高效果不大。

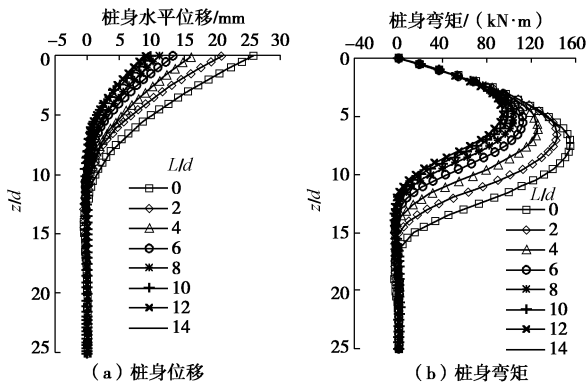


图 9 水泥土桩桩长的影响

Fig. 9 Effects of length of cement-mixing column

4.3 水泥土不排水抗剪强度的影响

结合工程实例 1, 固定 $d = 400$ mm, $D = 1000$ mm, 分别选取水泥土不排水抗剪强度 $c_{u,c}$ 为 100, 200, 400, 600, 800, 1000 kPa, 以此来探究水泥土不排水抗剪强度的影响。为便于比较分析, 统一将 $c_{u,c}$ 除以地表处粉质黏土的不排水抗剪强度 $c_{u,s}$ 作为变化量。在 120 kN 水平荷载作用下, 不同强度比 $c_{u,c}/c_{u,s}$ 对应的桩身位移和弯矩分布如图 10 所示。

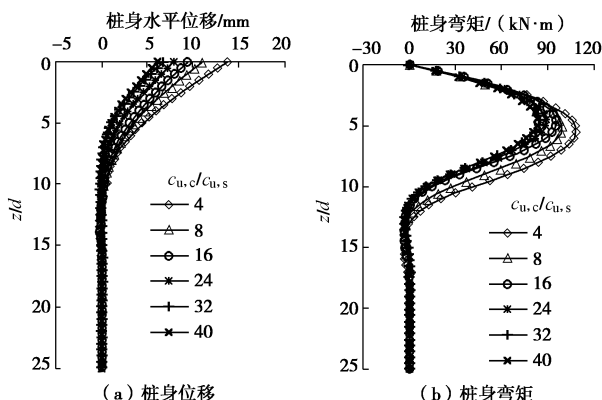


图 10 水泥土不排水抗剪强度的影响

Fig. 10 Effects of undrained shear strength of cement-improved soils

由图 10 可知, 随 $c_{u,c}/c_{u,s}$ 的增加, 相同荷载下的桩身位移和弯矩呈逐渐减小趋势。当 $c_{u,c}/c_{u,s}$ 由 4 增至 40 时, 桩头位移和桩身最大弯矩分别减少 55.5% 和

23.3%, 且桩身位移零点与桩身弯矩最大值的位置稍微上移。其原因在于水泥土不排水抗剪强度越大, 桩周水泥土能承受的水平荷载越多, 转移到桩体的荷载越少, 桩身位移和弯矩也越小。但是桩身内力位移并非无限减少, 其减少速率随 $c_{u,c}/c_{u,s}$ 的增加明显降低。因此工程中可通过适当增加水泥土不排水抗剪强度来提高 SC 桩的水平承载性能。

4.4 芯桩弹性模量的影响

结合工程实例 1, 保持 $d = 400$ mm, $D = 1000$ mm, 水泥土的变形模量 $E_c = 100$ MPa 不变。混凝土芯桩的弹性模量 E_p 通常在 20~40 GPa, 则 E_p/E_c 大致在 200~400。为探讨混凝土芯桩弹性模量的影响, 令 E_p/E_c 分别为 200, 250, 300, 350 和 400。在 120 kN 水平荷载下, 不同模量比 E_p/E_c 对应的桩身位移和弯矩分布如图 11 所示。

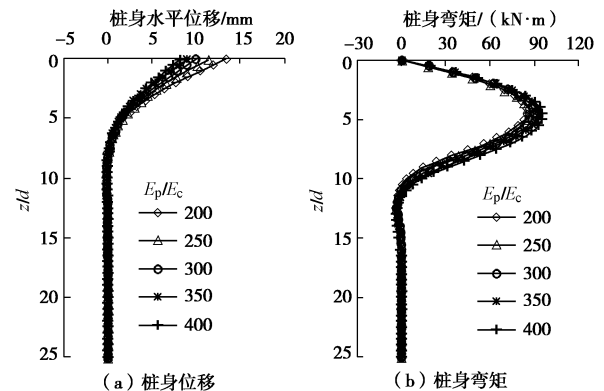


图 11 芯桩弹性模量的影响

Fig. 11 Effect of the elastic modulus of core piles

由图 11 可知, 随 E_p/E_c 的增加, 相同荷载下的桩身位移逐渐减小, 而桩身弯矩呈增大趋势。这是由于随着芯桩弹性模量的增加, 桩身承担的水平荷载增大, 即使外荷载不变, 桩身内力也会增加; 而桩周土分担的荷载随之减少, 故桩身位移会减小。随 E_p/E_c 的增大, 桩身位移零点与桩身弯矩最大值的位置基本不变, 且 E_p/E_c 越大, 桩身位移减小效果越不明显。因此工程中可通过适当增加混凝土芯桩的弹性模量来提高 SC 桩的水平承载能力, 但过大的芯桩弹性模量对其水平承载力提高作用并不明显。

5 结 论

(1) 将水泥土视为硬黏土, 基于现有的软黏土和硬黏土中桩基 $p-y$ 曲线形式, 考虑水平荷载下桩周水泥土和软黏土的土抗力分担比例, 推导了 p_u 和 y_{50} 的修正因子, 进而提出了软黏土中 SC 桩水平承载力 $p-y$ 曲线计算方法, 为模拟 SC 桩水平承载性状提供了一条有效途径。

(2) 工程实例分析表明,该方法的理论计算结果与现场实测结果具有良好的一致性,验证了本文所建立的 SC 桩 $p-y$ 曲线模型的准确性和可靠性。同时,当桩身变形较大时应通过引入混凝土芯桩的弯矩-曲率关系来考虑桩身的非线性影响。

(3) 水泥土桩桩径对 SC 桩水平承载性能影响显著,当 D/d 从 1.0 增至 3.0 时,120 kN 水平荷载下的桩头位移和桩身最大弯矩值分别减少 80.2% 和 51.0%。当 $L/d \leq 10$ 时,增加水泥土桩桩长可明显减小桩身位移和弯矩,而当 $L/d > 10$ 后,继续增加水泥土桩桩长对其水平承载能力的提高作用不大。此外,工程中可通过适当增加水泥土强度与混凝土芯桩的弹性模量来提高 SC 桩的水平承载性能。

参考文献:

- [1] 董平,陈征宙,秦然. 混凝土芯水泥土搅拌桩在软土地基中的应用[J]. 岩土工程学报, 2002, **24**(2): 204 - 207. (DONG Ping, CHEN Zheng-zhou, QIN Ran. Use of concrete-cored DCM pile in soft ground[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2002, **24**(2): 204 - 207. (in Chinese))
- [2] 钱于军,许智伟,邓亚光,等. 劲性复合桩的工程应用与试验分析[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(增刊 2): 998 - 1001. (QIAN Yu-jun, XU Zhi-wei, DENG Ya-guang, et al. Engineering application and test analysis of strength composite piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(S2): 998 - 1001. (in Chinese))
- [3] 刘汉龙,任连伟,郑浩,等. 高喷插芯组合桩荷载传递机制足尺模型试验研究[J]. 岩土力学, 2010, **31**(5): 1395 - 1401. (LIU Han-long, REN Lian-wei, ZHENG Hao, et al. Full-scale model test on load transfer mechanism for jet grouting soil-cement-pile strengthened pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, **31**(5): 1395 - 1401. (in Chinese))
- [4] ZHOU J J, GONG X N, WANG K H, et al. A model test on the behavior of a static drill rooted nodular pile under compression[J]. Marine Georesources and Geotechnology, 2016, **34**(3): 293 - 301.
- [5] 李俊才,邓亚光,宋桂华,等. 素混凝土劲性水泥土复合桩承载机理分析[J]. 岩土力学, 2009, **30**(1): 181 - 185. (LI Jun-cai, DENG Ya-guang, SONG Gui-hua, et al. Analysis of load-bearing mechanism of composite foundation of plain concrete reinforced cement-soil mixing piles[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, **30**(1): 181 - 185. (in Chinese))
- [6] JAMSAWANG P, BERGADO D T, VOOTIPRUEX P. Field behaviour of stiffened deep cement mixing piles[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers Ground Improvement, 2011, **164**(1): 33 - 49.
- [7] ZHOU J J, GONG X N, WANG K H, et al. Testing and modeling the behavior of pre-bored grouting planted piles under compression and tension[J]. Acta Geotechnica, 2017, **12**(5): 1061 - 1075.
- [8] WONGLERT A, JONGPRADIST P. Impact of reinforced core on performance and failure behavior of stiffened deep cement mixing piles[J]. Computers and Geotechnics, 2015, **69**: 93 - 104.
- [9] 任连伟,刘希亮,王光勇. 高喷插芯组合单桩荷载传递简化计算分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, **29**(6): 1279 - 1287. (REN Lian-wei, LIU Xi-liang, WANG Guang-yong. Simplified calculation and analysis of load transfer behavior for single JPP[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, **29**(6): 1279 - 1287. (in Chinese))
- [10] WANG A H, ZHANG D W, DENG Y G. A Simplified approach for axial response of single precast concrete piles in cement-treated soil[J]. International Journal of Civil Engineering, 2018, **16**(10): 1491 - 1501.
- [11] ROLLINS K M, ADSERO M E, DAN A B. Jet grouting to increase lateral resistance of pile group in soft clay[C]// Proceedings of International Foundation Congress and Equipment Expo. Orlando, 2009: 265 - 272.
- [12] 黄银冰,赵恒博,顾长存,等. 考虑水泥土桩增强作用的灌注桩水平承载力性能现场试验研究[J]. 岩土力学, 2013, **34**(4): 1109 - 1115. (HUANG Yin-bing, ZHAO Heng-bo, GU Chang-cun, et al. Field experimental study of lateral load capacity of filling pile enhanced by soil-cement pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, **34**(4): 1109 - 1115. (in Chinese))
- [13] WANG L Z, HE B, HONG Y, et al. Field tests of the lateral monotonic and cyclic performance of jet grouting Reinforced cast-in-place piles[J]. Journal of Geotechnica and Geoenvironmental Engineering, 2015, **141**(5): 06015001.
- [14] HE B, WANG L Z, HONG Y. Field testing of one-way and two-way cyclic lateral responses of single and jet-grouting reinforced piles in soft clay[J]. Acta Geotechnica, 2017, **12**(5): 1021 - 1034.
- [15] 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.
- [16] FARO V P, CONSOLI N C, SCHNAID F, et al. Field tests on laterally loaded rigid piles in cement treated soils[J].

- Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2015, **141**(6): 06015003.
- [17] FARO V P, SCHNAID F, CONSOLI N C. Laterally loaded field tests of flexible piles in bonded residual soil reinforced with top cement treated sand layers[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers—Ground Improvement, 2018, **171**(3): 174 - 182.
- [18] 王安辉, 章定文, 刘松玉, 等. 水平荷载下劲性复合管桩的承载特性研究[J]. 中国矿业大学学报, 2018, **47**(4): 853 - 861. (WANG An-hui, ZHANG Ding-wen, LIU Song-yu, et al. Bearing capacity behavior of strength composite pipe pile subjected to lateral loading[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2018, **47**(4): 853 - 861. (in Chinese))
- [19] WANG A H, ZHANG D W, DENG Y G. Lateral response of single piles in cement-improved soil: numerical and theoretical investigation[J]. Computers and Geotechnics, 2018, **102**: 164 - 178.
- [20] 李立业. 劲性复合桩承载特性研究[D]. 南京: 东南大学, 2016. (LI Li-ye. Study on the Bearing Capacity of Stiffened DCM Pile[D]. Nanjing: Southeast University, 2016. (in Chinese))
- [21] 张孟环. 劲性复合桩的水平承载特性及其实用计算方法[D]. 南京: 东南大学, 2019. (ZHANG Meng-huan. The Horizontal Bearing Capacity of the Strength Composite Pile and its Practical Calculation Method[D]. Nanjing: Southeast University, 2019. (in Chinese))
- [22] MATLOCK H. Correlation for design of laterally loaded piles in soft clay[C]// Proceedings of the 2nd Annual Offshore Technology Conference. Houston, 1970: 577 - 594.
- [23] REESE L C, WELCH R C. Lateral loading of deep foundations in stiff clay[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, ASCE, 1975, **101**(7): 633 - 649.
- [24] 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, 1993.
- [25] Det Norske Veritas. Design of Offshore Wind Turbine Structures[S]. Oslo: Det Norske Veritas, 2007.
- [26] ASHOUR M, NORRIS G, PILLING P. Lateral loading of a pile in layered soil using the strain wedge model[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 1998, **124**(4): 303 - 315.
- [27] 王惠初, 武冬青, 田平. 黏土中横向静载桩 $p-y$ 曲线的一种新的统一法[J]. 河海大学学报(自然科学版), 1991, **19**(1): 9 - 17. (WANG Hui-chu, WU Dong-qing, TIAN Ping. A new united method of $p-y$ curves of laterally statically loaded piles in clay[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 1991, **19**(1): 9 - 17. (in Chinese))
- [28] TACIROGLU E, RHA C S, WALLACE J W. A robust macroelement model for soil-pile interaction under cyclic loads[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2006, **132**(10): 1304 - 1314.
- [29] KHALILI-TEHRANI P, AHLBERG E, RHA C S, et al. Nonlinear load deflection behavior of reinforced concrete drilled piles in stiff clay[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2014, **140**(3): 04013022.
- [30] GUO W D, LEE F H. Load transfer approach for laterally loaded piles[J]. International Journal for Numerical & Analytical Methods in Geomechanics, 2001, **25**: 1101 - 1129.
- [31] HUANG J W. Development of Modified $p-y$ Curves for Winkler Analysis to Characterize the Lateral Load Behavior of a Single Pile Embedded in Improved Soft Clay[D]. Ames: Iowa State University, 2011.
- [32] REESE L C, WANG S T. Analysis of piles under lateral loading with nonlinear flexural rigidity[C]// Proceedings of International Conference on Design and Construction of Deep Foundation. Orlando, 1994.