

扰动状态下束浆挤扩桩抗拔机制与计算方法研究

王长虹, 蔡德雍, 胡子轩, 杨天笑

(上海大学 力学与工程科学学院土木工程系, 上海 200444)

摘 要: 随着城市化进程中地下空间开发及抗浮问题的凸显, 抗拔桩在东南沿海等高水位黏性土地区的应用日益广泛, 然而常规钻孔施工工艺面临诸多挑战, 如泥皮效应导致桩侧阻力难以达标、扩底成孔困难等。为此, 提出考虑扰动效应的束浆挤扩桩抗拔承载力计算方法。以上海第⑤₁层灰色黏土为对象, 建立黏土和砂的弹塑性扰动状态 (clay and sand elastic-plastic-disturbed state concept, 简称 CASM-DSC) 模型, 精确模拟桩周地基土力学特性。通过用户自定义材料本构 (user-defined material mechanical behavior, 简称 UMAT) 子程序, 开展数值模拟, 分析桩周地基土及挤扩尺寸的扰动效应。修正前期研究的束浆挤扩钢管桩抗拔简化计算方法。结果表明, 钻孔开挖显著削弱黏性土的侧阻力, 影响桩-土界面的力学性能, 扰动系数和范围对地基土应力状态呈二次曲线和线性折减关系。在不同的挤扩长度下, 模型桩的极限抗拔承载力随长度增加呈“V”字型特点, 且挤扩工艺可改变桩侧受力面积与轴力分布。通过上海徐汇滨江地块的现场试验, 验证了简化计算方法的有效性与适用性, 其计算误差控制在 15% 以内, 为桩基础工程设计提供了可靠的理论支持与实用计算方法。

关 键 词: 束浆挤扩; 挤扩尺寸; 扰动状态; 抗拔承载力; 简化计算方法

中图分类号: TU473

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2025) 09-2980-15

Uplift mechanism and calculation method of constrained grouting pile under disturbed conditions

WANG Chang-hong, CAI De-yong, HU Zi-xuan, YANG Tian-xiao

(Department of Civil Engineering, School of Mechanics and Engineering Sciences, Shanghai University, Shanghai 200444, China)

Abstract: With the development of underground space and uplift resistance issues arising during urbanization, the application of uplift pile technology in high water table clay areas, such as the southeast coastal regions, has become increasingly prevalent. However, conventional drilling techniques face significant challenges, including difficulty in achieving the required side resistance due to the mud cake effect and challenges in expanding the bottom hole. To address these challenges, a novel calculation method for the uplift bearing capacity of constrained grouting pile groups, accounting for disturbance effects, has been proposed. Taking the ⑤₁ layer of grey clay in Shanghai as a case study, a clay and sand elastic-plastic-disturbed state concept (CASM-DSC) model was developed to accurately simulate the mechanical behavior of the soil around the pile. Numerical simulations were performed using a user-defined material constitutive (UMAT) subroutine to analyze the disturbance effects of the foundation soil around the pile and the influence of expansion size. The simplified calculation method for the uplift resistance of grouted and expanded steel pipe piles, as proposed in previous research, was revised. The results indicate that drilling excavation significantly reduces the side resistance of clay soils and influences the mechanical performance of the pile-soil interface. The disturbance coefficient and range exhibit a quadratic relationship with stress state and a linear reduction trend, respectively, in the foundation soil. At varying expansion lengths, the ultimate uplift bearing capacity of the model pile exhibits a “V” shape characteristic as length increases. Additionally, the expansion process alters the distribution of side force and axial force along the pile. Field tests at the Xuhui Binjiang site in Shanghai confirmed the effectiveness and applicability of the simplified calculation method, with a calculation error controlled within 15%. This provides reliable theoretical support and a practical calculation method for pile foundation engineering design.

Keywords: constrained grouting pile; expanded size; disturbed state; uplift bearing capacity; simplified calculation method

收稿日期: 2024-11-04

录用日期: 2025-01-19

基金项目: 土木工程防灾减灾全国重点实验室开放基金资助 (No.SLDRCE23-05)。

This work was supported by the Open Fund of State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering (SLDRCE23-05).

第一作者简介: 王长虹, 男, 1978 年生, 博士, 特聘教授, 博士生导师, 主要从事随机岩土力学-贝叶斯方法的研究。E-mail: Changhong_Wang@163.com

通讯作者: 蔡德雍, 男, 1999 年生, 硕士研究生, 主要从事深度学习与贝叶斯方法在岩土问题中的计算研究。E-mail: c13956394282@gmail.com

1 引言

随着我国城市化进程的推进, 地下空间开发与抗浮问题成为工程的重点。抗拔桩因适用性强, 在抗浮设计中得到了广泛应用。但在高水位黏性土中, 泥皮效应导致侧阻力不足, 扩底成孔困难, 严重制约抗拔桩的性能。虽有延长桩长、扩大桩头及压浆后处理等改进措施, 但传统工艺存在渗流溢出、形状不定等问题, 难以满足工程的需求。因此, 为了合理地利用东南沿海等地区高水位黏性土的抗拔承载能力, 综合多种桩基础施工技术的优点, 开发了一种约束注浆工艺^[1]的桩基础。图1描述了束浆挤扩桩的施工流程, 包括预钻孔、桩体植入、膜袋布置、注浆扩孔以及浆液固化成型的全过程。图中, d_1 为钢管桩外径, d_2 为钻孔桩径, d_3 为束浆挤扩段桩径, h_1 为挤扩影响段的起始埋深, h_2 为挤扩段的起始埋深, L 为有效桩长。

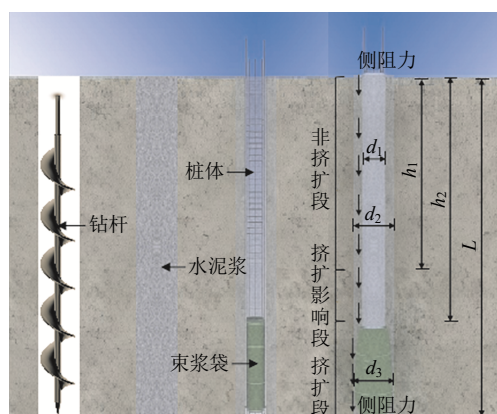


图1 束浆挤扩桩的施工工艺

Fig.1 Construction technique of pile with constrained grouting pile

针对注浆挤扩桩的研究, 国内外学者已开展了大量工作。在扰动理论方面, Desai 等^[2]最早提出扰动状态的概念 (disturbed state concept, 简称 DSC), 材料的扰动程度描述工程材料的相对完整和完全扰动状态, 随后发展并应用于岩土材料。刘齐健等^[3]基于 DSC 提出桩基荷载传递函数模型及参数的辨识方法, 描述了桩-土界面在多因素耦合状态下的扰动特征。黄明等^[4]在上述基础上, 考虑耦合扰动过程的时间效应, 进一步分析桩-土相互作用的荷载渐进性传递机制, 改进了扰动状态的荷载传递函数及其参数辨识方法。

在本构理论方面, 黄明等^[5]基于直接约束算法的桩-土 Coulomb 摩擦模型, 在不同开挖宽度和埋置深度条件下, 对抗拔桩极限承载力开展对比及影

响因素分析, 提出深层开挖条件下抗拔桩承载力变化的一般规律。Yu 等^[6]基于轴对称流线速度场, 进行了参数化研究, 分析了极限承载力系数随埋深比、桩身粗糙度和抗剪强度剖面的变化, 提出一种预测黏土中抗拔桩上限承载力的公式。Li 等^[7]基于圆柱形和球形空腔扩张理论, 采用修正剑桥模型, 引入新的计算方法。王长虹等^[8]基于土压力理论, 以对数螺旋线为破裂面, 提出局部破坏模式, 简化了抗拔承载力的计算流程。

在试验研究方面, 陈立宏等^[9]基于室内小比尺模型试验, 在粉质黏土层中, 通过上拔荷载作用, 开展 30 mm 桩径的挤扩灌注桩研究, 提出了挤扩体最佳埋深位置。Zuo 等^[10]基于现场试验, 对比常规搅拌桩与袋式挤扩桩的侧向位移、沉降与桩-土应力变化规律, 得到了袋式挤扩桩的工作特性, 表明袋式挤扩桩可加快孔隙水压力消散与固结。周同和等^[11]基于静荷载试验, 分析了下部扩大段复合桩的抗拔作用机制, 提出了单桩抗拔承载力的理论模型。张德华等^[12]基于现场静载试验, 分析新型旋挖挤扩灌注桩在加载过程中的各项数据, 提出了在不同桩身位移和承载状态下的阻力发挥情况, 以及不同桩型在相同沉降或相同承载力条件下的对比。

在数值模拟方面, Kim 等^[13]基于有限元, 针对压浆后的桩身荷载分布, 开展了传递规律的分析。Cui 等^[14]基于 Abaqus 程序开发了二维有限元模型, 分析桩周土体的超孔隙压力和孔隙率的变化, 提出了桩基承载力的短期固结演变评价机制。Mayoral 等^[15]采用两个变形阶段和一个插值函数, 来跟踪循环加载过程中的孔隙演化, 模拟了桩-黏土界面的多向循环加载过程, 提出一种简化的离散模型。郇建俊等^[16]使用有限元方法, 分析了挤扩抗拔桩极限承载力破坏的规律, 破坏区域为局部的椭球状区域。Lin 等^[17]研究了挤土与非挤土桩对软土地基的扰动效应。上述文献总结了抗拔桩工程的计算理论、室内试验、数值模拟的研究成果, 具有很好的借鉴意义。但针对现有约束注浆抗拔桩承载力理论计算方法中, 尚缺乏一种能够综合考虑地基土力学特性、桩的几何形状和材料性能以及施工扰动等多因素的可靠、精准且简易的方法。

针对上述问题, 以上海第⑤₁层灰色黏土为对象, 开展以下研究。首先, 引入扰动状态的概念, 提出改进的弹塑性扰动状态 (clay and sand model-disturbed state concept, 简称 CASM-DSC) 模型。在原屈服函数中, 引入扰动参数, 建立考虑扰动状态的三维屈服面, 定量反映结构性黏土的屈服

特性。进一步,结合 CASM-DSC 本构模型,开展有限元模拟,分析桩周地基土扰动因素、挤扩尺寸的影响效应,揭示其对桩承载特性的影响规律。综合上述因素,提出挤扩扰动系数,修正前期的简化计算方法;最后,在上海徐汇滨江地块,开展现场试验,验证理论的精确性,针对上海典型黏性土层,提出挤扩扰动系数建议值,以指导设计与施工。

2 改进的扰动状态 CASM 模型

钻孔、开挖和清孔等施工活动,将对地基土的天然结构,产生不同程度的扰动^[18],改变地基土的力学性能。DSC 理论定义了相对完整和完全扰动两种状态。在外力的作用下,岩土材料从相对完整状态过渡到完全扰动状态过程中,岩土材料的扰动程度可通过扰动函数描述。

引入扰动状态 DSC 理论,改进 CASM,建立 CASM-DSC 弹塑性扰动状态模型,以描述土体从相对完整状态到完全扰动状态的过渡过程。屈服函数考虑扰动状态对结构性的影响,通过引入扰动系数、扰动范围概念,定量反映结构性黏土的屈服特性。

2.1 结构扰动评价方法

在岩土工程的施工活动中,扰动后的地基土强度将随着扰动程度变化。目前,确定地基土扰动程度的方法,可以分为 3 类^[19]:孔隙比法、力学指标法和剪切波速法。其中,孔隙比法主要依托于固结试验,以孔隙比参数作为土样扰动评价指标。

2.1.1 扰动系数

Butterfield^[20]依托固结试验数据,采用固结压力 p_c 与比容 v 的双对数坐标系,概括了土样固结压缩曲线的显著特征。Hong 等^[21]结合 Butterfield 的研究,提出扰动系数 α 的简单表达式:

$$\alpha = \frac{C_{CLB}}{C_{CLR}} \times 100\% \quad (1)$$

式中: C_{CLB} 为未受扰动土样的 $\ln(1+e) - \lg p_c$ 固结曲线的斜率, e 为孔隙比; C_{CLR} 为重塑土样的 $\ln(1+e) - \lg p_c$ 固结压缩曲线的斜率。 α 值的范围为原状土状态 0% 到重塑土状态 100%。

2.1.2 扰动范围

徐书平^[22]、刘维正^[23]等通过理论计算与测试表明,对于钻孔成桩开挖工艺,径向扰动度呈对数衰减规律,构造了扰动范围分布函数 $D(\theta)$:

$$D(\theta) = \begin{cases} \frac{\ln \frac{\Theta}{\theta}}{\ln \frac{\Theta}{\theta_0}}, & \theta_0 < \theta < \Theta \\ 0, & \theta \geq \Theta \end{cases} \quad (2)$$

式中: θ 为扰动范围; θ_0 为桩直径 d_1 的归一化值,取为 1.0; Θ 为钻孔开挖影响圈的归一化直径。

2.1.3 一维固结试验

试验的土样,取自于上海市域的典型场地,采集深度为 26 m,依据《上海地基基础设计标准》(DGJ08-11-2018)^[24]的地基土命名规则,为第 ⑤₁ 层灰色黏土。该土层基本物理力学指标:密度 ρ 、含水率 w 、孔隙比 e 、液限 w_L 、塑限 w_P 、塑性指数 I_p 和液性指数 I_L , 列于表 1。

表 1 上海地区第 ⑤₁ 层灰色黏性土物理力学指标
Table 1 Physical and mechanical properties for gray clay of layer ⑤₁ in Shanghai

$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	$w/\%$	e	$w_L/\%$	$w_P/\%$	I_p	I_L
1.79	38.4	1.12	41.9	22.3	19.6	0.82

2.2 CASM-DSC 本构关系

王长虹等^[25]基于 CASM 模型与球孔扩张理论,解译了静力触探试验数据。针对现有 CASM 系列模型难以描述施工过程对地基土造成的扰动效应。因此,结合扰动状态 DSC 理论,改进 CASM 模型。

2.2.1 屈服条件

屈服条件可用屈服函数表示,在平均应力 p -偏应力 q 平面上,屈服函数的形状称作屈服面。在 CASM-DSC 模型中,考虑了扰动状态对岩土材料结构性的影响,改进后的屈服函数 f 表示为

$$f = \left(\frac{q}{Mp} \right)^n + \frac{1}{\ln r} \ln \left(\frac{p}{\alpha D(\theta) p_0} \right) = 0 \quad (3)$$

式中: n 为应力状态系数; r 为间隙比; M 为临界状态应力比; p_0 为固结屈服压力; 扰动系数 α 的演化受塑性应变增量 $|d\epsilon^p|$ 的控制:

$$d\alpha = -\ln \alpha |d\epsilon^p| \quad (4)$$

在 $p-q-\theta$ 的三维空间内, CASM-DSC 模型的屈服面,如图 2 所示。在 $p-\theta$ 平面上,根据图中虚线投影的变化规律,开挖孔壁面的地基土扰动程度为 100%,随着逐渐远离孔壁面,扰动程度逐渐减小,桩周土恢复天然强度。

2.2.2 流动法则

在岩土材料受到荷载作用时,流动法则描述塑性变形的方向。CASM 采用非关联的流动法则,塑性体应变增量 $d\epsilon_v^p$ 和塑性剪应变增量 $d\epsilon_s^p$ 的比值为

$$\frac{d\epsilon_v^p}{d\epsilon_s^p} = \frac{9(M-\eta)}{9+3M-2M\eta} \quad (5)$$

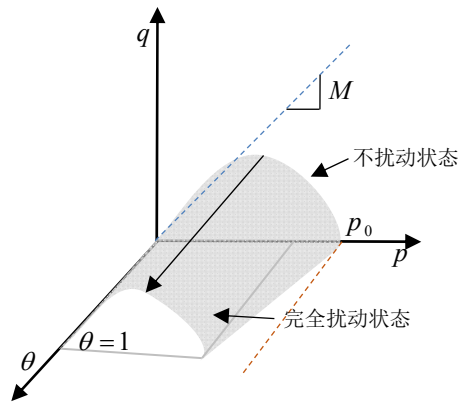


图2 CASM-DSC 屈服面变化

Fig.2 CASM-DSC yield surface variation

式中： η 为平均应力 p 与偏应力 q 的比值。

将式 (5) 积分，得到塑性势函数 g ：

$$g(p, q) = 3M \ln\left(\frac{p}{C}\right) + (3 + 2M) \ln\left(\frac{2q}{p} + 3\right) - (3 - M) \left(3 - \frac{q}{p}\right) \quad (6)$$

式中： C 为尺寸参数，反映塑性势面的大小，可以通过给定的应力状态 (p, q) 求得。

2.2.3 硬化规律

屈服面硬化增量 dp_0 反映了应力历史的影响。固结屈服压力 p_0 为屈服面与 p 轴交点。与修正剑桥模型相似，在 CASM 中 dp_0 由塑性体应变增量控制：

$$dp_0 = \frac{1+e}{\lambda - \kappa} p_0 d\varepsilon_v^p \quad (7)$$

式中： λ 为压缩系数； κ 为回弹系数。

在弹塑性理论中，应变 ε 分为弹性应变 ε^e 和塑性应变 ε^p ，应力增量 $d\sigma$ 与应变增量 $d\varepsilon$ 的关系为

$$d\sigma = D^e (d\varepsilon - d\varepsilon^p) = D^{ep} d\varepsilon \quad (8)$$

式中： D^e 为弹性刚度矩阵； D^{ep} 为弹塑性刚度矩阵。

D^{ep} 计算公式为

$$D^{ep} = D^e - \frac{D^e b a^T D^e}{H + a^T D^e b} \quad (9)$$

式中： H 为塑性硬化模量。

a 、 b 的定义为

$$\left. \begin{aligned} a &= \frac{\partial f}{\partial \sigma} = \frac{\partial f}{\partial p} \frac{\partial p}{\partial \sigma} + \frac{\partial f}{\partial q} \frac{\partial q}{\partial \sigma} \\ b &= \frac{\partial g}{\partial \sigma} = \frac{\partial g}{\partial p} \frac{\partial p}{\partial \sigma} + \frac{\partial g}{\partial q} \frac{\partial q}{\partial \sigma} \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

H 计算公式为

$$H = - \left(\frac{\partial f}{\partial p_0} \frac{\partial p_0}{\partial d\varepsilon_v^p} + \frac{\partial f}{\partial \alpha} \frac{\partial \alpha}{\partial |d\varepsilon^p|} \right) \delta^T \frac{\partial f}{\partial \sigma} \quad (11)$$

式中： $\delta^T = \{1, 1, 1, 0, 0, 0\}$ ； σ 为应力张量。

2.3 CASM-DSC 本构模型验证

基于 CASM-DSC 模型，推导出地基土的应力-应变关系。在 ABAQUS 软件中，编写用户自定义材料子程序。在不同的扰动系数 α 下，预测一维固结试验的结果。本构模型共包括 8 个岩土参数：压缩系数 λ 、回弹系数 κ 、泊松比 ν 、临界状态应力比 M 、应力状态系数 n 、间隙比 r 、初始孔隙比 e_0 和扰动系数 α 。通过一维固结试验，得到 λ 、 κ 和 α ；通过饱和土的三轴剪切试验，得到 M 、 n 和 r 。上海地区第⑤₁ 层灰色黏土的岩土参数取值如表 2 所示。

表2 本构模型的岩土参数

Table 2 Geotechnical parameters of numerical simulation

参数	λ	κ	ν	M	n	r	e_0	α
取值	0.171	0.03	0.3	1.1	1.39	1.7	1.12	0.6

计算结果绘制于图 3 内，实线表示处于相对完整状态的压缩预测结果，最下方点划线表示处于完全扰动状态的压缩预测结果。可见，通过引入扰动系数 α ，CASM-DSC 模型可以仅使用一组岩土参数，描述原状土至重塑土的力学特征变化。在不同的扰动系数 α 下，如图 3 所示，随着 α 增大，土样的扰动加大，随着竖向固结压力的逐渐增加，总体变形程度趋于一致。

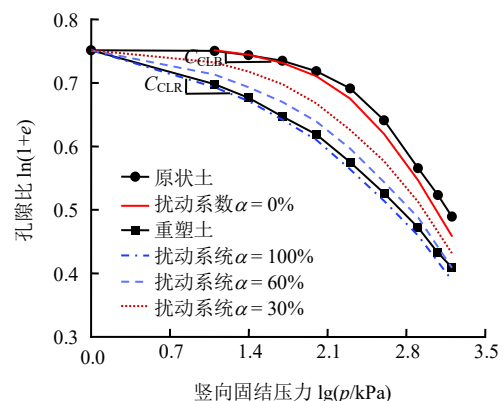


图3 CASM-DSC 模型验证

Fig.3 CASM-DSC model validation

2.4 CASM-DSC 计算程序开发

通过 ABAQUS 二次开发的程序接口，借助用户自定义材料库，模拟岩土材料的力学特征。

2.4.1 用户子程序接口及配置

在 ABAQUS 非线性增量加载技术与平衡迭代求解算法的框架中, 在每个增量步开始时, 主程序对所有的计算单元, 调用用户自定义材料本构 (user-defined material mechanical behavior, 简称 UMAT) 模块。迭代过程为: 主程序将某一增量步的应力和状态变量, 传输给 UMAT 子程序, 并给出一个相应的应变增量 $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}$, UMAT 子程序将利用显式或隐式积分, 计算新的应力, 并更新材料的刚度矩阵, 再将更新后的应力、状态变量和刚度矩阵传回主程序, 执行数值模拟计算。

在本构模型 CASM-DSC 的二次开发中, 完成弹塑性刚度矩阵 $\mathbf{D}^p$ 的计算, 涉及到扰动分布函数 $D(\theta)$ 。在 ABAQUS 中, 通过用户自定义场 (user-defined field, 简称 UFIELD) 变量定义每个单元的 $D(\theta)$, 并代入 UMAT 子程序。程序间的数据交换及操作流程如图 4 所示。

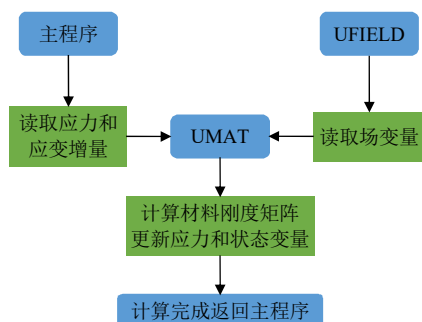


图 4 程序数据交换及操作流程

Fig.4 Program data exchange and operation flow

2.4.2 UMAT 子程序积分算法

基于算子拆分技术^[26], 预测应力增量。通过冻结塑性变形, 完成弹性预测, 判断测试应力是否达到屈服条件, 接受测试应力作为新应力, 或进行塑性修正。

若更新应力后的屈服函数 $f < 0$, 则表明岩土材料处于弹性状态, 完成本步长的计算, 向主程序传回更新的应力状态和状态变量; 若 $f > 0$ 时, 则岩土材料处于塑性状态, 则进入第 2 步塑性修正环节, 使应力落在屈服面上。

计算步骤流程见图 5, 具体流程描述如下:

(1) 写入当前分析子步 k 的应力 $\boldsymbol{\sigma}_k$ 、应变 $\boldsymbol{\varepsilon}_k$ 和应变增量 $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{k+1}$ 。

(2) 利用弹性刚度矩阵 $\mathbf{D}^e$, 计算试应力 $\boldsymbol{\sigma}_{k+1}^{\text{tr}}$, 如下式所示:

$$\boldsymbol{\sigma}_{k+1}^{\text{tr}} = \boldsymbol{\sigma}_k + \mathbf{D}^e \cdot \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{k+1} \quad (12)$$

(3) 根据试应力, 计算屈服面 $f(\boldsymbol{\sigma}_{k+1}^{\text{tr}}, \boldsymbol{\varepsilon}_{k+1})$, 判断是否小于 0。若是, 表明仍在弹性区间, 进入第 6 步; 否则, 进入第 4 步。

(4) 为了避免迭代收敛的困难, 采用牛顿下山法^[27]: ①设置下山因子 λ_d , 取值在 0~1 之间, 控制每次迭代步长, 以确保数值解向目标函数的最小值方向移动。②第 $k+1$ 分析子步的塑性应变增量为

$$(\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{k+1}^p)_{i+1} = (\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{k+1}^p)_i - \lambda_d \mathbf{g}_i \times \left(\frac{\partial \mathbf{g}_i}{\partial \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{k+1}^p} \right)^{-1} \quad (13)$$

式中: i 为迭代计算次数。下山因子 λ_d 从 1 开始, 每次迭代减半, 直至 $|\mathbf{g}_{i+1}| < |\mathbf{g}_i|$ 。 $\mathbf{g}_i$ 为第 i 次迭代的塑性势函数。

(5) 重新判断屈服函数是否小于 0, 如果是, 则进入第 6 步。

(6) 利用更新后的应力, 计算材料的弹塑性刚度矩阵, 返回主程序。

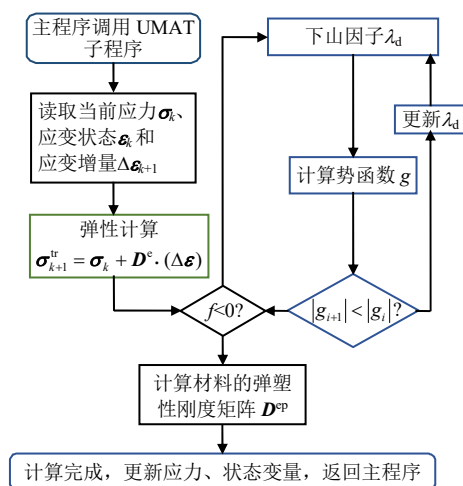


图 5 牛顿下山法积分策略

Fig.5 Newton downhill integration strategy

3 束浆挤扩桩抗拔机制数值模拟

为深入研究束浆挤扩桩的抗拔承载机制, 开展了 1:100 的缩尺模型试验, 详细的试验数据, 已另外撰文介绍。以下内容主要采用 ABAQUS 数值计算方法, 验证和推理模型试验的数据, 研究桩周地基土、挤扩尺寸的扰动效应, 对抗拔桩承载特性的影响。

3.1 束浆挤扩桩抗拔模型试验简介

分别设计两组工况, 埋入式 A 桩和预钻式 B 桩, 如表 3 所示。

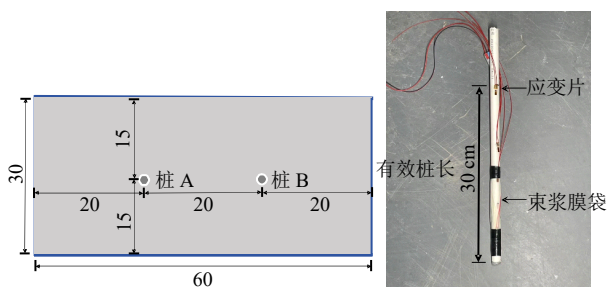
模型与实际物理系统之间具备相似性, 包括几何相似、运动相似、动力相似以及本构相似。试验

表 3 缩尺模型试验工况
Table 3 Scaled model test conditions

试桩类型	工艺	扰动情况	柱顶荷载/N	有效桩长/cm
A	埋入式	未扰动	3, 6, 9, 12, 15, 18	30
B	预钻式	受扰动	3, 6, 9, 12	30

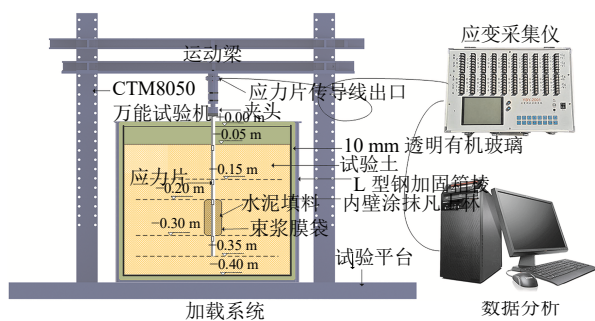
装置包括模型桩、模型箱、试验地基土、压力注浆泵、加载系统和数据采集系统。

模型试验采用长×宽×高为 0.6 m×0.3 m×0.4 m 的模型箱，箱壁为 10 mm 厚透明有机玻璃，箱棱采用 L 型钢加固。为消除埋入式桩 A、预钻式桩 B 之间的相互作用及边界效应的影响，两根桩的间距设置为 20 cm，模型桩距离模型槽壁的间距分别为 15 cm 和 20 cm，模型桩的布置如图 6(a)所示。使用变形系数大的 PVC 管模拟桩体，弹性模量 E 约为 2.7 GPa，可近似为钢材弹性模量的 1/100。试验模型桩采用长为 40 cm、外径为 1.6 cm、壁厚为 1 mm 的 PVC 管桩，有效桩长为 30 cm，即模型桩的入土深度。在非挤扩段、挤扩段各取两个截面，每个截面对称布置两个应变片，以监测桩身轴力的传递规律，制作成型的束浆挤扩 PVC 模型桩（未挤扩前），如图 6(b)所示。配比水泥熟料、纯净水和石膏，制成水泥浆液，通过稳定的注浆系统，注入束浆膜袋。水泥浆液吸水硬化后，在模型桩的外围，形成束浆挤扩体。在模型桩端下方，填充 5 cm 上海⑤₁层重



(a) 模型桩布置平面图（单位：cm）

(b) PVC 模型桩



(c) 加载与数据处理系统

图 6 缩尺模型桩试验

Fig.6 Test of the scaled model pile

塑灰色黏土。在模型槽内壁，涂抹凡士林，减少试验土与槽壁的摩擦效应。在抗拔加载试验开始后，应变采集仪实时记录模型桩的应变数据，图 6(c)加载与数据处理系统。

通过压力注浆系统，向模型桩膜袋内注入水泥浆。约束注浆固结 10 d 后^[28]，开展模型桩竖向拉拔试验。使用 CTM8050 万能试验机，将模型箱，固定在试验平台上，连接模型桩头与运动梁夹具，通过电机控制梁移动速度，并记录桩顶位移 δ 与桩顶荷载 U 的数据。

数据监测系统由应变测试分析仪、桩身应变片、位移和压力传感器组成。在上拔试验中，万能试验机记录桩顶荷载 U 和桩顶位移 δ ；应变片监测桩体的应变。依据静态荷载测试，采用位移控制法^[29]进行加载。以 0.3 mm/min 速度拉拔模型桩，直至破坏或上拔量达到 10 mm（即 3.3% 上拔率）时，终止加载，试验约需 34 min。依据桩顶荷载-桩顶位移数据绘制 $U-\delta$ 曲线。

3.2 数值模拟分析方案

通过数值计算的对称几何模型，包括模型桩和桩周地基土。模型桩由管桩和挤扩体组成，管桩半径为 0.8 cm，有效桩长为 30 cm。通过控制位移，模拟束浆挤扩过程。地基的土尺寸参数设置为 X 轴为 15 cm， Y 轴为 35 cm。

网格划分采用不同单元适应各部分特点，共 995 个节点和 882 个单元。管桩设置 30 个 CAX4 单元，地基土设置 450 个 CAX4P 单元，挤扩体采用 18 个 CAX4R 单元，如图 7 所示。在边界条件上，模型右边界设水平位移约束，底部设竖向和水平位移约束。地基土上边界为透水边界，其他为不透水边界。

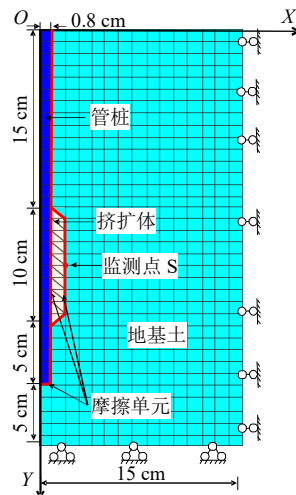


图 7 束浆挤扩桩数值模拟几何模型

Fig.7 Simulation of finite element of model pile

在缩尺模型试验方案中,束浆挤扩管桩分别通过埋入式桩 A 和预钻式桩 B 的方式,开展模型试验。在数值模拟中,为了简化计算,假设管桩已经嵌入地基土中,随后开展束浆挤扩和上拔加载模拟。

在 ABAQUS 软件中,调整桩-土界面之间的切向和法向的接触参数,以此减弱预制桩安装对模拟实际工况的影响;在接触关系的设定上,为避免不收敛,选择刚度大、网格细的表面作为主面;在桩-土、桩-挤扩体接触关系中,将管桩的 23 个 CAX4 单元表面和挤扩体的 18 个 CAX4R 单元表面分别设为主面。接触面的力学特征采用 Coulomb 摩擦模型描述。在 ABAQUS 中,界面的极限剪应力 τ_{crit} 为

$$\tau_{\text{crit}} = \mu P_N \quad (14)$$

式中: μ 为摩擦系数; P_N 为接触面上的法向应力。为有效模拟桩-土界面之间的接触滑动和剪切阻力 τ , μ 取值为 0.60。

地基土的本构模型参数详见表 2。管桩发生的变形为小变形,为提高计算效率,桩体与挤扩体采用弹性模型,其弹性模量的参数取值如表 4 所示。

表 4 束浆挤扩桩材料参数

Table 4 Material parameters of model pile

类型	弹性模量 E/GPa	泊松比 ν
管桩	2.70	0.34
挤扩体	20.00	0.20

3.3 数值模拟计算结果对比验证

模拟埋入式桩 A 和预钻式试桩 B 两种工况,对比试验数据与模拟结果,验证数值计算方法的有效性。设置加载终止条件为上拔量 10 mm,结果显示随着桩顶荷载 U 增大,桩顶位移 δ 逐渐上升, $U-\delta$ 曲线趋势缓变。如图 8 所示,模拟结果与试验数据基本吻合,两组工况的模拟结果与试验数据趋势一致。

图 9(a)为埋入式桩 A 的数值模拟与模型试验数据的对比图。在 0~10 cm 截段,随着桩顶荷载 U 的增加,数值模拟的斜率,桩身轴力 F 变化量 dF 与桩身深度 h 变化量 dh 的比值 dF/dh 先出现减小,即侧阻力先出现衰减的现象。在 10~15 cm 截段,模拟计算的 F 减小幅度,较模型试验更明显。在 15~25 cm 截段的挤扩区域,在加载前期,模拟计算的 F 变化较试验数据更为明显,随着桩顶荷载 U 增加至极限状态, $F-h$ 曲线的斜率与试验数据趋于一致。图 9(b)为预钻式桩 B 的数值模拟结果与模型试验数据的对比图,规律与图 9(a)基本吻合。

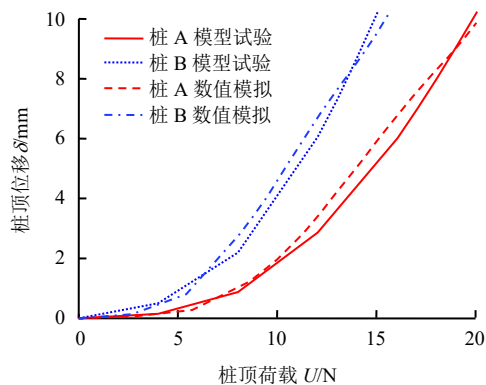
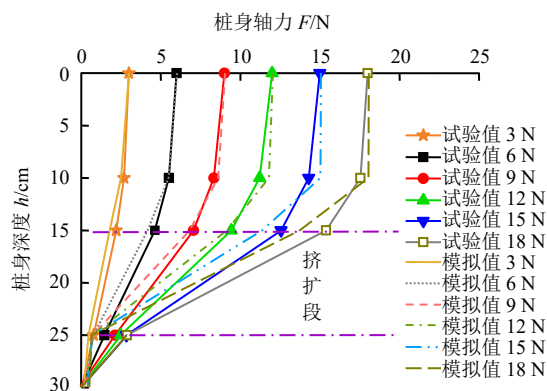
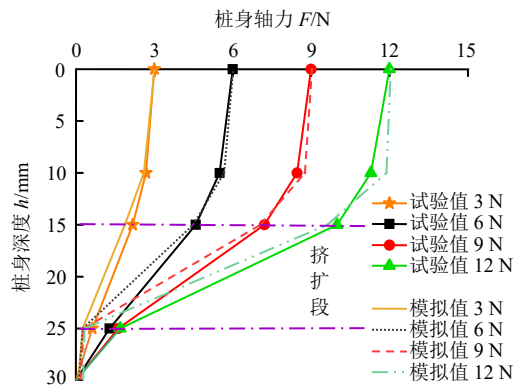


图 8 桩顶荷载 U -桩顶位移 δ 模拟曲线

Fig.8 Simulation of pile load U to top displacement δ



(a) 埋入式试桩 A



(b) 预钻式试桩 B

图 9 桩身轴力 F 沿桩身深度 h 的拟合曲线

Fig.9 Fitting curves of pile axial force F with depth h

对比数值模拟结果与模型试验数据,两者具有较好的吻合度,且在挤扩段的上端,埋入式试桩 A、预钻式试桩 B 的轴力衰减幅度增加,证明存在挤扩影响的强化区域,验证了缩尺模型试验的结论以及数值模拟结果的有效性。

3.4 桩-土扰动影响规律分析

为进一步分析桩-土扰动影响规律。通过数值模拟,在合理的参数取值范围内,设置不同的扰动系数 α 及扰动范围 θ ,分析地基土的扰动影响。

3.4.1 扰动程度影响

对扰动系数 α 分别赋值为0.4、0.6和0.8。挤扩体长度 l 为10 cm，挤扩倍数为1倍钢管桩外径 d_1 ，扰动范围为5倍的 d_1 ，桩周地基土的 α 值及工况编号，如表5所示。编号“A04D5”表示扰动系数 α 为0.4，且扰动范围 θ 为5倍 d_1 。

表5 不同扰动系数 α 的数值模拟工况

Table 5 Numerical simulation conditions with different disturbance coefficients α

编号	扰动系数 α	扰动范围 θ
A04D5	0.4	$5d_1$
A06D5	0.6	$5d_1$
A08D5	0.8	$5d_1$

在不同的扰动系数 α 下，监控地基土挤扩前后的水平应力 σ 变化，分析 α 的扩孔效应。图10绘制了挤扩段中点 S 处地基土的 σ 变化。当挤扩位移 u 达到8 mm时，超孔隙水压力消散，总应力下降，逐渐趋于稳定。随着 α 的减小，挤扩后的 σ 逐渐增大。在 α 分别为0.8、0.6和0.4的条件下， σ 由挤扩开始前的3.33 kPa，增长到挤扩后的13.34、13.58、13.80 kPa，随着超孔隙水压力消散， σ 最终下降到5.08、5.61、6.44 kPa。挤扩段的侧向应力最终增长效应，分别为1.53、1.68、1.93倍。

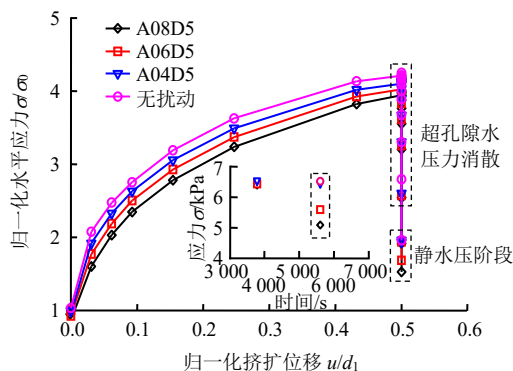


图10 不同扰动系数 α 下的水平应力 σ 变化

Fig.10 Variations of horizontal stress σ with disturbance coefficient α

对比不同扰动系数 α 下的水平应力增长值 σ_α 与未经扰动的水平应力增长值 $\sigma_{\alpha 0}$ ，图11给出了 α 的影响系数 k_1 ，其关系式符合双曲线函数：

$$k_1 = \frac{\sigma_\alpha}{\sigma_{\alpha 0}} = a_\alpha \alpha^2 + b_\alpha \quad (15)$$

式中： a_α 和 b_α 均为扰动系数 α 影响的曲线拟合系数。拟合曲线如图11所示，拟合系数 a_α 和 b_α 分别取值为-0.764和1.0。

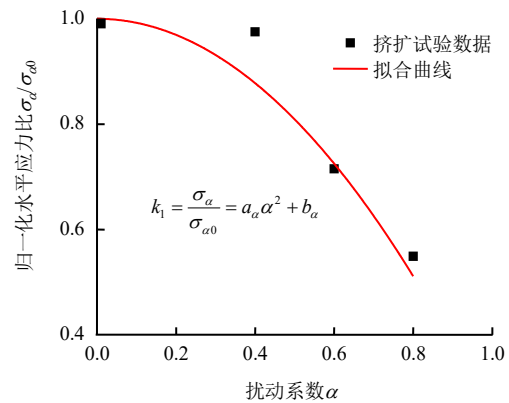


图11 不同扰动系数 α 的折减效应

Fig.11 Reduction effect on different disturbance coefficients α

3.4.2 扰动范围影响

为明确不同扰动范围 θ 的影响效应，控制模型尺寸、地基土扰动系数不变，管桩的挤扩段长度为10 cm，挤扩倍数为1倍 d_1 ，扰动系数 $\alpha=0.6$ ，桩周地基土扰动范围及编号，如表6所示。

表6 不同扰动范围 θ 的数值模拟地基土工况

Table 6 Numerical simulation of foundation soil condition in different disturbance ranges θ

编号	扰动系数 α	扰动范围 θ
A06D1	0.6	$1d_1$
A06D5	0.6	$5d_1$
A06D10	0.6	$10d_1$

由图12可见， θ 分别为1、5和10倍管桩直径 d_1 时，挤扩段中点 S 处的水平应力 σ 由3.33 kPa增至13.91、13.58、12.97 kPa，在超孔隙水压力消散后， σ 为6.37、5.61、4.53 kPa。当扩孔为1倍 d_1 、扰动系数 α 为0.6时，挤扩段的 σ 提升效果为1.91、1.68、1.36倍。

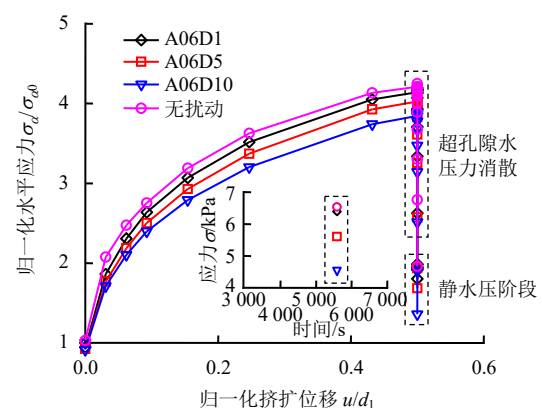


图12 不同扰动范围 θ 的水平应力 σ 变化

Fig.12 Variations of horizontal stress with disturbance range θ

由于扩孔应力与挤扩尺寸相关,为量化扰动范围 θ 的影响,对挤扩后和未扰动情况下,挤扩段中点 S 处的水平应力 σ 值进行归一化处理。在 θ 分别为1倍、5倍和10倍桩径 d_1 时,归一化应力比分别为0.95、0.71和0.37,表明在不同的 θ 分布下,扩孔应力将产生不同程度的折减,如图13所示。

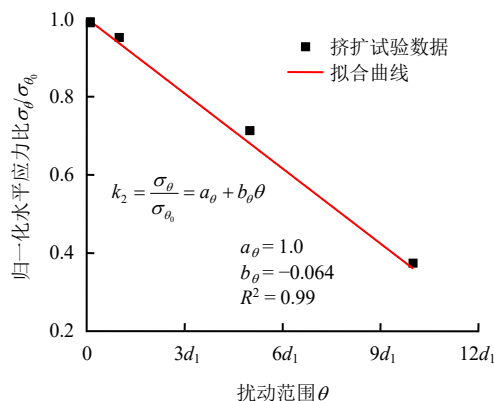


图13 不同扰动范围 θ 的折减效应
Fig.13 Reduction effects on different disturbance ranges θ

由图13可知,扰动范围 θ 对挤扩应力的折减效应,呈线性减小的趋势。 k_2 表示 θ 的影响系数,其关系符合一次函数式:

$$k_2 = \frac{\sigma_\theta}{\sigma_{\theta_0}} = a_\theta + b_\theta \theta \quad (16)$$

式中: a_θ 和 b_θ 分别为扰动范围 θ 影响的曲线拟合系数;在不同 θ 下, σ_θ 为挤扩后的水平应力值,下标 θ_0 表示在 θ 取值为0时,即未经扰动情况下的应力值。拟合系数 a_θ 和 b_θ 分别取值为1.0和-0.064。

3.5 束浆桩挤扩尺寸影响规律分析

基于上述的数值模拟方法,改变挤扩段的几何特征,即挤扩长度 l 和挤扩倍数 t ,研究挤扩尺寸对约束注浆挤扩桩承载特性的影响。

3.5.1 挤扩长度影响

设置有效桩长 $L = 30$ cm,非挤扩段的桩径(即钢管桩外径) $d_1 = 16$ mm,挤扩段直径 $d_3 = 32$ mm,即挤扩倍数 $t = 1$,挤扩段底部距离桩端均为5 cm。在不同工况中,改变挤扩段的长度 l ,各工况桩体尺寸及编号,如表7所示。

在不同挤扩长度 l 的条件下,图14展示了桩顶荷载 U 与桩顶位移 δ 的关系曲线。当 l 分别为6、8、10、12 cm时,极限抗拔承载力分别为18.3、15.1、16.5、17.2 N。在4组模拟工况中,L08R8表现出最低的承载力;当 l 在6~8 cm时,随着 l 增长, U

逐渐减小;当 l 在8~12 cm时,随着 l 增长, U 逐渐增大。

表7 不同挤扩长度 l 的数值模拟工况

Table 7 Numerical simulation conditions for different extrusion lengths l

编号	桩径 d_1 /mm	挤扩倍数 t	挤扩长度 l /cm
L06R8	16	1	6
L08R8	16	1	8
L10R8	16	1	10
L12R8	16	1	12

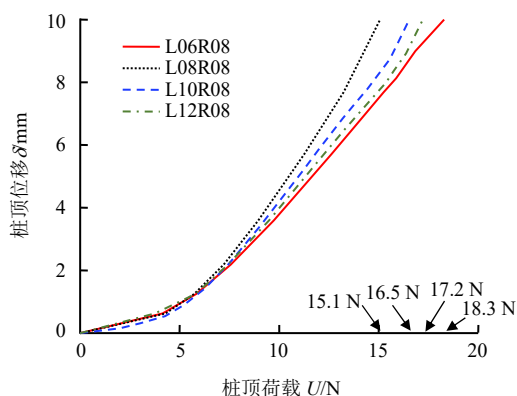


图14 不同挤扩长度 l 的桩顶荷载 U -桩顶位移 δ 曲线
Fig.14 Curves of pile load U to top displacement δ for different extrusion lengths l

在不同的挤扩长度 l 下,为了便于分析抗拔桩承载力的分布规律,将L10R8对应的桩顶荷载承载力 U_0 和有效桩长 L 作为归一化常量。在图15中,随着 l 的增长, U 的变化呈现出“V”字型特点。当 $l = 6$ cm时, U/U_0 取最大值,为1.109;当 $l = 8$ cm时, U/U_0 取最小值,为0.915;当 l 在8~12 cm时,随着 l 增加,归一化桩顶荷载 U/U_0 呈非线性加大,且增加的趋势减缓;表明增加 l ,桩-土界面之间的相互作用面积增大,挤扩段可提供的侧阻力增加,

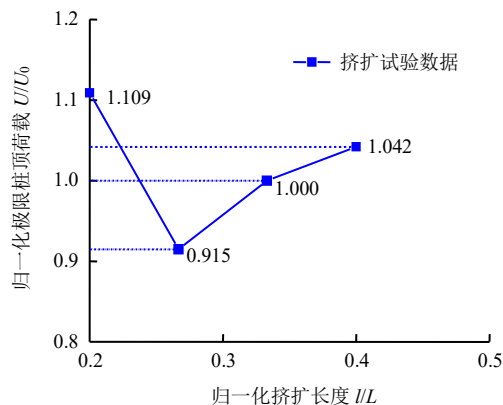


图15 挤扩长度 l 的承载力影响
Fig.15 Effect of extrusion length l on bearing capacity

最终提高 U 。

相比之下, 挤扩长度 $l = 6 \text{ cm}$ 时, 虽然长度最小, 但是整体的埋置深度最深, 因此, 在发生局部滑移破坏时, 地基土的剪切面存在更大的剪切应力, 所以, 在图 15 中, L06R8 的归一化桩顶荷载最大。在总抗拔承载力中, 不同桩段的侧阻力占比不同。由于在挤扩段上部的一定区域内, 存在挤扩影响段^[25]; 当挤扩影响段的抗拔力减小, 同时挤扩段的抗拔力增加有限, 则总抗拔力下降。因此, 在实际工程中, 可合理设置 l 。

3.5.2 挤扩倍数的影响

为了分析挤扩倍数 t 的影响, 保持其他参数不变, 即有效桩长 L 设置为 30 cm , 桩径 $d_1 = 16 \text{ mm}$, 挤扩段长度 $l = 8 \text{ cm}$, 挤扩段底部距离桩端均为 5 cm 。不同挤扩工况的 t 值及编号如表 8 所示。

表 8 不同挤扩倍数 t 的数值模拟工况
Table 8 Numerical simulation conditions of different extrusion multiples t

编号	桩径 d_1/mm	挤扩倍数 t	挤扩长度 l/cm
L08R4	16	0.50	8
L08R6	16	0.75	8
L08R8	16	1.00	8

针对不同的挤扩倍数 t , 在挤扩前后, 图 16 绘制了挤扩段中点 S 处的水平应力 σ 变化。随着 t 的增加, σ 的幅值增大。在 t 分别为 0.50、0.75 和 1.00 倍桩径 d_1 的条件下, σ 由挤扩开始前的 3.33 kPa , 最终稳定在 5.44 、 5.61 、 6.37 kPa , σ 的增长变化为 1.63 、 1.68 、 1.91 倍。

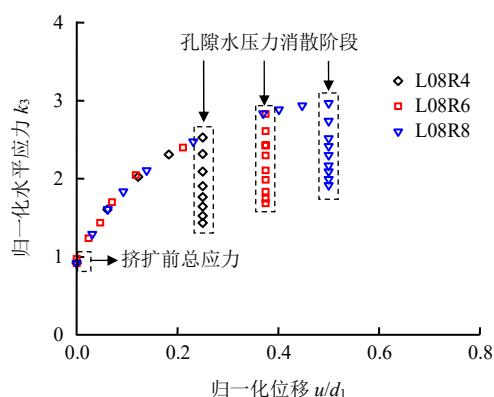


图 16 不同挤扩倍数 t 的水平应力 σ 变化
Fig.16 Variations of horizontal stress σ at different extrusion times t

在不同的挤扩倍数 t 下, 绘制归一化处理水平应力终值 σ_t 与水平应力初始值 σ_{i0} 的比值 k_3 , 如图

17 所示。即当 t 取值为 0 时, 表示未经挤扩作用, 归一化应力比取值为 1。使用线性函数拟合数据点, 建立 t 的影响效应, t 的影响系数 k_3 为

$$k_3 = \frac{\sigma_t}{\sigma_{i0}} = a_t + b_t t \quad (17)$$

式中: a_t 和 b_t 均为挤扩倍数 t 影响的曲线拟合系数, 分别取值为 1.0 和 0.892。

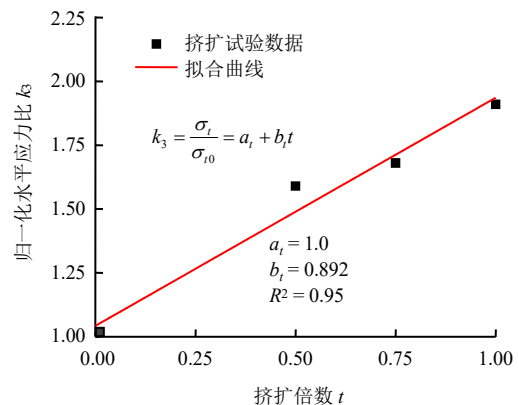


图 17 不同挤扩倍数 t 的影响
Fig.17 Effects of different squeezing times t

在不同的挤扩倍数 t 条件下, 图 18 展示了桩顶荷载 U 与桩顶位移 δ 的关系曲线。在 t 分别为 0.50、0.75 和 1.00 倍桩径的条件下, 极限抗拔承载力分别为 10.3 、 13.5 、 15.6 N 。在 3 组模拟工况中, 随着挤扩倍数 t 的增加, U 逐渐增大。 t 由 0.25 倍提升至 0.75 倍和 1.00 倍时, U 分别提升了 31% 和 51%。

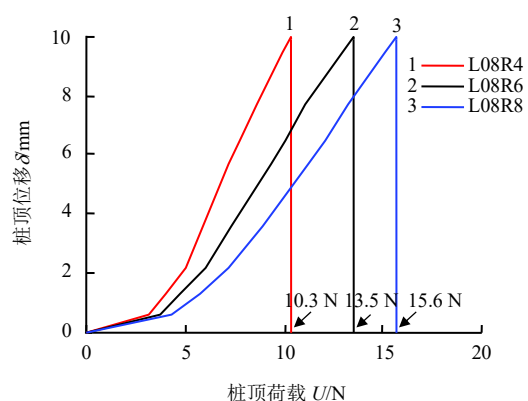


图 18 不同挤扩倍数 t 的桩顶荷载 U -桩顶位移 δ 曲线
Fig.18 Curves of pile load U to top displacement δ for different squeezing multiples t

4 钻孔扰动承载力影响评价方法

在模型试验中显示, 束浆挤扩工艺提升了抗拔桩的侧阻力, 但钻孔开挖的扰动效应, 在一定程度

上限制了这种增长。在数值模拟研究中,根据挤扩段的不同尺寸以及挤扩体埋置深度,各个桩段的抗拔承载力发挥效应也不尽相同。为推广工程应用,基于上述研究,提出挤扩扰动系数,引入简化计算方法评估极限抗拔承载力,并分析关键参数影响。在上海徐汇滨江地块,采用束浆挤扩钢管桩,开展现场试验研究,验证计算方法的有效性。

4.1 挤扩扰动系数分析

基于数值模拟方法,研究了不同挤扩因素及扰动效应对侧向土压力的影响,建立了数学关系式,如表 9 所示。

表 9 扰动因素影响关系式
Table 9 Influence formula of disturbance factors

影响系数	计算方法	影响因素	系数取值
k_1	$a_\alpha \alpha^2 + b_\alpha$	α	$a_\alpha = -0.78, b_\alpha = 1.0$
k_2	$a_\theta \theta + b_\theta$	θ	$a_\theta = 1.0, b_\theta = -0.064$
k_3	$a_t + b_t t$	t	$a_t = 1.0, b_t = 0.892$

将 3 个影响系数 k_1 、 k_2 和 k_3 , 整合为挤扩扰动系数 ζ :

$$\zeta = k_1 k_2 k_3 \quad (18)$$

基于王长虹等^[8]提出的束浆挤扩钢管桩的抗拔极限承载力 T 公式:

$$T = P_1 + P_2 + P_3 + G \quad (19)$$

式中: P_1 为非挤扩段桩-土界面提供的侧阻力; P_2 为挤扩影响段的抗拔极限承载力; P_3 为挤扩段桩-土剪切界面提供的侧阻力; G 为重力作用的抗拔极限承载力。

挤扩段桩-土界面提供的侧阻力 P_3 为

$$P_3 = \int_{h_2}^L \pi d_3 \langle f_2 \rangle dh \quad (20)$$

式中: f_2 为挤扩段桩-土界面抗剪强度, 可按式取值:

$$f_2 = \zeta f_s \quad (21)$$

$$\langle f_2 \rangle = \begin{cases} \zeta f_s, & \zeta f_s < \eta' \tau_{\max} \\ \eta' \tau_{\max}, & \zeta f_s \geq \eta' \tau_{\max} \end{cases} \quad (22)$$

式中: f_s 为桩-土界面的抗剪强度; η' 为 f_s 与钢管桩-水泥注浆体剪切强度 $\tau_{\max}$ 的比值。

在钻孔开挖等施工活动中, 不可避免造成土体扰动, 扰动系数 α , 主要分布在 0~0.6 之间^[30]; 扰动范围 θ 在 3.5 倍非挤扩段桩径 d_1 左右^[31]; 束浆挤扩装置的布袋, 大于桩径 200~300 mm^[32], 因此, 挤扩体扩径倍数 t 在 0.2~0.5 之间。在扰动系数 α 、

扰动范围 θ 和挤扩倍数 t 的取值区间内, 分别设置 3 个水平, 开展参数敏感性分析, 列于表 10。

表 10 不同水平下挤扩扰动因素的取值
Table 10 Values of disturbance factors of extrusion under different levels

水平	α	θ	t
1	0.0	$0.5d_1$	0.20
2	0.2	$2.0d_1$	0.35
3	0.4	$3.5d_1$	0.50

根据正交试验设计原理, 采用 3 因素 3 水平正交表 $L_9(3^3)$ (其中, 9 表示需开展的计算次数, 3 表示每一个因素的水平数, 上标 3 表示因素数目)。计算得到的挤扩扰动系数 ζ 值, 如表 11 所示, 其中, 编号 1~3 表示影响因素的水平编号, 括号中的数值为该水平下对应因素的具体取值。

表 11 挤扩扰动系数 ζ 的计算值
Table 11 Results of extrusion disturbance coefficient ζ

编号	影响因素			挤扩扰动系数 ζ
	α	θ	t	
1	1 (0.0)	1 (0.5)	1 (0.20)	1.14
2	1 (0.0)	2 (2.0)	3 (0.50)	1.26
3	1 (0.0)	3 (3.5)	2 (0.35)	1.02
4	2 (0.2)	1 (0.5)	3 (0.50)	1.36
5	2 (0.2)	2 (2.0)	2 (0.35)	1.00
6	2 (0.2)	3 (3.5)	1 (0.20)	0.98
7	3 (0.4)	1 (0.5)	2 (0.35)	1.11
8	3 (0.4)	2 (2.0)	1 (0.20)	0.90
9	3 (0.4)	3 (3.5)	3 (0.50)	0.98

注: 3 (0.4) 中 3 表示影响因素的水平编号, 括号中数值为该水平下对应因素的具体取值。

根据表 11 的结果表明, 在束浆挤扩抗拔钢管桩的施工中, 考虑钻孔扰动和束浆挤扩工艺的影响下, 侧阻力的挤扩扰动系数 ζ 取值范围介于 0.90~1.36 之间, 如图 19 所示。 ζ 取值越大, 颜色越深。可见,

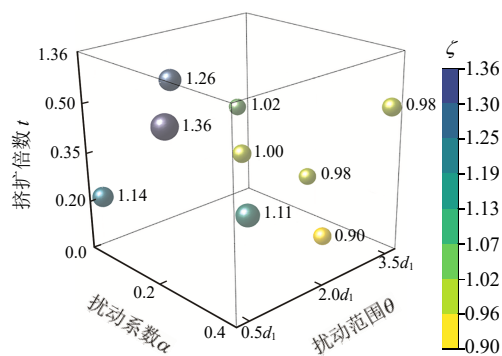


图 19 挤扩扰动系数 ζ 的影响因素
Fig.19 Influencing factors of extrusion disturbance coefficient ζ

当挤扩倍数 t 较小时, 难以平衡钻孔扰动带来的负面影响。因此, 在桩基础设计时, 需要合理考虑束浆挤扩工艺。

4.2 工程应用

依托上海徐汇滨江金融城项目, 开展束浆挤扩钢管桩的现场试验。基于试桩数据, 验证简化计算公式(19)的适用性。

4.2.1 工程案例

拟建工程位于上海市徐汇区黄浦江南延伸段, 西岸金融城区域。具体位置如图 20 所示。



图 20 西岸金融城地理位置
Fig.20 Location of the west bank city

场地地貌类型为滨海平原, 地势平坦, 在场地 150 m 的深度范围内, 土层主要划分为 11 大层, 其中上部为填土和淤泥质黏土, 中下部为全新世和更新世沉积土层组成, 详见图 21。

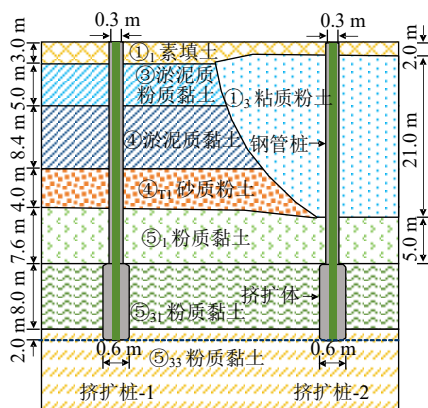


图 21 试桩周围地基土剖面图
Fig.21 Profile of soil layers and trial piles

在试桩的埋深内, 各土层的厚度 z 、黏聚力 c 、内摩擦角 φ 及重度 γ 列于表 12。

抗拔桩试桩采用直径 $\Phi 300$ mm 束浆挤扩钢管桩, 钢管桩的外径 $d_1 = 300$ mm, 壁厚 $y = 14$ mm, 有效桩长 $L = 38$ m; 挤扩段直径 $d_3 = 600$ mm, 挤扩长度 $l = 10$ m。

为了测试束浆挤扩钢管桩的竖向抗拔承载力, 基于《建筑基桩检测技术规范》(JGJ106—2014)^[33], 对试验挤扩桩-1 和挤扩桩-2, 开展抗拔静载荷试验。

表 12 土层物理力学参数表

Table 12 Physical and mechanical parameters of soil layers

土层	z/m	c/kPa	$\varphi/(\text{^\circ})$	$\gamma/(\text{kN} \cdot \text{cm}^{-3})$
① ₁ 填土	3.0	—	—	—
① ₃ 黏质粉土 (江滩土)	21.0	4.7	28.3	17.9
③ 淤泥质粉质黏土	5.0	10.8	14.6	17.2
④ 淤泥质黏土	8.4	10.6	11.3	16.7
④ _{T1} 砂质粉土	4.0	3.8	28.3	18.3
⑤ ₁ 粉质黏土	7.6	14.3	16.1	17.6
⑤ ₃₁ 粉质黏土	8.0	14.7	18.9	17.6
⑤ ₃₃ 粉质黏土	2.0	16.1	18.1	17.7

当挤扩桩-1 加载至桩顶荷载 $U = 2\,640$ kN 时, 桩顶位移 δ 达到 100 mm, 试验中止, 判定极限承载力为 2 480 kN; 当挤扩桩-2 加载至桩顶荷载 $U = 2\,800$ kN 时, $\delta = 101$ mm, 试验中止, 判定极限承载力为 2 640 kN。同时, 采用简化计算公式, 引入挤扩扰动系数 ζ , 在 ζ 分别取最小值 0.90 和最大值 1.36 的情况下, 计算极限抗拔承载力的上下限值。 $U-\delta$ 曲线如图 22 所示。

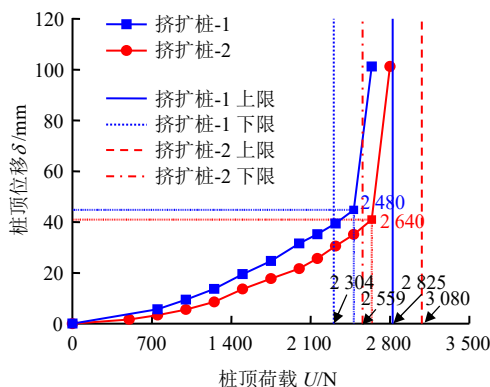


图 22 抗拔试桩的桩顶荷载 U -桩顶位移 δ 关系曲线
Fig.22 Curves of model pile load U to top displacement δ for trial piles

4.2.2 数据分析

根据地基土的岩土参数和束浆挤扩钢管桩尺寸, 挤扩扰动系数 ζ 取为 1.0, 验证场地内两根挤扩桩-1、挤扩桩-2 的竖向抗拔承载力, 计算结果列于表 13。数据显示, 在预测束浆挤扩钢管桩的抗拔极限承载力方面, 较为准确, 误差在 15% 以内。

表 13 承载力计算统计表

Table 13 Statistical results of bearing capacity calculation

桩号	实测值/kN	计算值/kN	挤扩扰动系数 ζ	误差/%
挤扩桩-1	2 480	2 418	1.00	2.6
挤扩桩-2	2 640	2 672	1.00	-0.1
挤扩桩-1	2 480	2 304	0.90	7.6
挤扩桩-2	2 640	2 559	0.90	3.2
挤扩桩-1	2 480	2 825	1.36	-12.2
挤扩桩-2	2 640	3 080	1.36	-14.3

基于改进的的简化计算方法,分别计算挤扩桩-1、挤扩桩-2,及对应等径桩-1、等径桩-2的桩身轴力,绘制于图23。纵坐标刻度为0时, F 对应值即为桩顶荷载 U 。挤扩桩-1和挤扩桩-2相较于等径桩-1和等径桩-2,承载力分别提高了92%和75%。

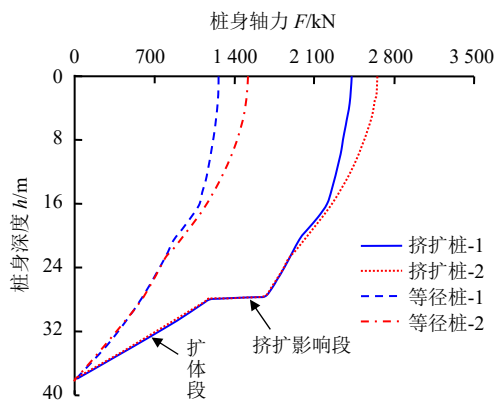


图23 试桩轴力 F 分布曲线图

Fig.23 Curves of axial force F distribution of trial piles

挤扩桩与等径桩曲线,由于挤扩影响段产生的承载力,挤扩的轴力在桩径突变处骤降;同时挤扩工艺增加了桩侧的受力面积,在28~38 m的挤扩段区间,挤扩桩的轴力下降趋势更明显。比较挤扩桩-1与挤扩桩-2曲线,由于两根试桩挤扩段埋置深度及对应土层一样,二者的差异仅表现在上部的非挤扩段,挤扩桩-2的轴力减小幅度更大。

为利于设计和施工推广使用,结合工程案例及《建筑基桩检测技术规范》^[33],关于挤扩扰动系数 ζ ,对典型黏性土层的建议值,列于表14。

表14 不同土层中挤扩扰动系数 ζ 的取值

Table 14 Values of the extrusion disturbance coefficient ζ in different soil formations

土层	α	θ	t	ζ
⑤ ₁ 粉质黏土	0.4~1.0	0.5~3.5	0.2~0.5	1.20~1.36
⑤ ₃₁ 粉质黏土	0.2~0.4	0.5~3.5	0.2~0.5	1.00~1.20
⑤ ₃₃ 粉质黏土	0~0.2	0.5~3.5	0.2~0.5	0.90~1.00

5 结 论

针对东南沿海的高水位黏性土地区,开展束浆挤扩桩抗拔承载性能及影响因素分析,并依托上海徐汇滨江金融城项目,开展束浆挤扩钢管桩的现场试验。提出了一套优化设计方法,用于提升抗拔能力并控制施工扰动效应。主要结论如下:

(1) 以上海第⑤₁层黏土为研究对象,引入扰动

状态概念,提出了考虑扰动效应的屈服函数及三维屈服面。建立的CASM-DSC模型,可定量反映结构性黏土的屈服特性,描述土体从相对完整状态到完全扰动状态的过渡规律。相较于原始的CASM模型,可以仅使用一组材料参数,同时描述原状土与重塑土的力学特征,能够更全面地分析土体在施工扰动下的力学行为。

(2) 以桩周地基土的扰动行为及挤扩体尺寸为控制变量,开展数值模拟,提出扰动效应的量化评价方法;通过模拟不同挤扩长度、挤扩倍数对桩抗拔性能的影响,模型试验结果表现出非线性优化特征,如在一定范围内,极限抗拔承载力随挤扩体长度的增加呈“V”字型变化特点。

(3) 考虑扰动系数、扰动范围和挤扩倍数的影响,提出挤扩扰动系数,修正前期的计算方法。在上海徐汇滨江地块开展现场试验,验证了简化计算方法的有效性,计算误差控制在15%以内;基于上海典型黏性土层,给出不同土层中挤扩扰动系数的建议取值,为类似工程的设计和施工提供了重要参考。

本研究通过数值模拟和简化计算方法,量化评估了扰动效应,但在现场试验中,尚未采取高精度的直接监测方法。后续研究可引入直接测量方案,如布置传感器,监测桩周应力场变化,基于施工扰动区的应力-应变分布数据,进而提升研究的精度。另外,研究提出的优化设计方法主要基于上海典型黏性土地区的工程背景,对于更复杂工况,如大直径桩、高应力区域或深厚覆盖层等,适用性尚需进一步验证。未来研究可结合实际工程应用,进一步完善CASM-DSC模型的适用范围,提升其通用性。

参 考 文 献

- [1] 胡玉银,包联进,陈建兰,等. 注浆挤扩钻孔灌注桩在深圳世茂中心地下室抗浮中的应用[J]. 建筑结构, 2023, 53(增刊1): 2583-2587.
HU Yu-yin, BAO Lian-jin, CHEN Jian-lan, et al. Application of grouting-expanded bored piles in resisting uplift for the basement of Shenzhen Shimao Center[J]. Building Structures, 2023, 53(Suppl.1): 2583-2587.
- [2] DESAI C S, TOTH J. Disturbed state constitutive modeling based on stress-strain and nondestructive behavior[J]. International Journal of Solids and Structures, 1996, 33(11): 1619-1650.
- [3] 刘齐建,杨林德. 桩基荷载传递函数扰动状态模型及

- 应用[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2006, 34(2): 165-169.
- LIU Qi-jian, YANG Lin-de. Disturbance state model of pile foundation load transfer function and its application[J]. **Journal of Tongji University (Natural Science)**, 2006, 34(2): 165-169.
- [4] 黄明, 张冰淇, 陈福全, 等. 基于扰动状态概念的桩-土相互作用的新荷载渐进性传递模型[J]. 岩土力学, 2017, 38(增刊 1): 167-172.
- HUANG Ming, ZHANG Bing-qi, CHEN Fu-quan, et al. A new load progressive transfer model for pile-soil interaction based on the concept of disturbance state[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2017, 38(Suppl.1): 167-172.
- [5] 黄明, 张冰淇, 陈福全, 等. 基于扰动状态概念的桩-土相互作用的新荷载渐进性传递模型[J]. 岩土力学, 2017, 38(增刊 1): 167-172.
- HUANG Ming, ZHANG Bing-qi, CHEN Fu-quan, et al. A new load progressive transfer model for pile-soil interaction based on the concept of disturbance state[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2017, 38(Suppl.1): 167-172.
- [6] YU J, ZHU K W, HUANG M S, et al. Upper-bound analysis of uplift piles in nonhomogeneous clay using streamline velocity fields[J]. **Acta Geotechnica**, 2022, 5: 2457-2471.
- [7] LI C, ZOU J F, LI L. A novel approach for predicting lateral displacement caused by pile installation[J]. **Geomechanics and Engineering**, 2020, 20(2): 147-154.
- [8] 王长虹, 杨天笑, 马钺涛, 等. 束浆挤扩钢管桩竖向抗拔承载力计算方法[J]. 岩土力学, 2024, 45(3): 846-856.
- WANG Chang-hong, YANG Tian-xiao, MA Chi-tao, et al. Calculation method for vertical uplift bearing capacity of grouting-expanded steel pipe piles[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2024, 45(3): 846-856.
- [9] 陈立宏, 刘丽, 张志鹏. 旋挖挤扩灌注桩抗拔机理模型试验[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(增刊 1): 90-94.
- CHEN Li-hong, LIU Li, ZHANG Zhi-peng. Model tests on the uplift mechanism of rotary drilling grouting-expanded piles[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2020, 42(Suppl.1): 90-94.
- [10] ZUO S, ZHANG Q Y, LI J, et al. Study of bag grouting pile reinforcing deep soft-soil foundation with an interlayer of hard materials on high-speed railway ballast track[J]. **Applied Sciences**, 2022, 12(9): <https://doi.org/10.3390/app12094662>.
- [11] 周同和, 郜新军, 郭院成, 等. 下部扩大段复合桩抗拔承载力设计与试验研究[J]. 岩土力学, 2019, 40(10): 3778-3782.
- ZHOU Tong-he, GAO Xin-jun, GUO Yuan-cheng, et al. Design method and experimental study on the uplift bearing capacity of composite piles with enlarged lower section[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2019, 40(10): 3778-3782.
- [12] 张德华, 王梦恕, 王磊, 等. 一种新型多节旋挖挤扩桩荷载传递机理现场试验研究及在铁路桥基的首次工程应用[J]. 土木工程学报, 2013, 46(7): 66-73.
- ZHANG De-hua, WANG Meng-shu, WANG Lei, et al. Field experimental study on the load transfer mechanism of a new type of multi-section rotary drilling grouting-expanded pile and its first engineering application in railway bridge foundations[J]. **Journal of Civil Engineering**, 2013, 46(7): 66-73.
- [13] KIM D, JEONG S, PARK J. Analysis on shaft resistance of the steel pipe prebored and precast piles based on field load-transfer curves and finite element method[J]. **Soils and Foundations**, 2020, 60(2): 478-495.
- [14] CUI J F, RAO P P, LI J P, et al. Time-dependent evolution of bearing capacity of driven piles in clays[J]. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Geotechnical Engineering**, 2022, 176(4): 402-418.
- [15] MAYORAL J M, PESTANA J M, SEED R B. Modeling clay-pile interface during multi-directional loading[J]. **Computers and Geotechnics**, 2016, 74(1): 163-173.
- [16] 酆建俊, 黄茂松, 王卫东, 等. 软土地基中扩底抗拔中长桩的极限承载力分析[J]. 岩土力学, 2009, 30(9): 2643-2650.
- LI Jian-jun, HUANG Mao-song, WANG Wei-dong, et al. Limit bearing capacity analysis of medium-long piles with enlarged base for uplift resistance in soft soil foundation[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2009, 30(9): 2643-2650.
- [17] LIN C Y, WANG R Y, HUANG M S, et al. Study on disturbance mechanism of squeezed and non-squeezed soil piles on soft soil foundation[J]. **Applied Sciences-Basel**, 2023, 13(13): 1-25.
- [18] 范建军. 软土地层盾构隧道上部开挖卸载扰动位移特性及灾变研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2020.
- FAN Jian-jun. Study on the disturbance displacement characteristics and catastrophic behavior of excavation unloading in the upper part of shield tunnel in soft soil

- layer[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2020.
- [19] 张继红, 朱合华. 扩底抗拔桩极限承载力半经验半理论计算方法与试验验证[J]. 现代隧道技术, 2014, 51(6): 50-57.
- ZHANG Ji-hong, ZHU He-hua. Semi-empirical and semi-theoretical calculation method and experimental verification for the ultimate bearing capacity of enlarged base uplift piles[J]. **Modern Tunnelling Technology**, 2014, 51(6): 50-57.
- [20] BUTTERFIELD R. A natural compression law for soils[J]. **Geotechnique**, 1979, 29(4): 469-480.
- [21] HONG Z, ONITSUKA K. A method of correcting yield stress and compression index of ariake clays for sample disturbance[J]. **Soils and Foundations**, 1998, 38(2): 211-222.
- [22] 徐书平, 刘祖德, 凡红, 等. 考虑扰动的饱和软黏土圆柱孔扩张弹塑性解[J]. 岩土力学, 2007, 28(7): 1505-1510.
- XU Shu-ping, LIU Zu-de, FAN Hong, et al. Elastoplastic solution of cylindrical hole expansion in saturated soft clay considering disturbance[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2007, 28(7): 1505-1510.
- [23] 刘维正, 石名磊, 徐林荣. 考虑软黏土结构性损伤的圆柱孔扩张弹塑性分析[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(3): 487-494.
- LIU Wei-zheng, SHI Ming-lei, XU Lin-rong. Elastoplastic analysis of cylindrical hole expansion in soft clay considering structural damage[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2013, 35(3): 487-494.
- [24] 上海市住房和城乡建设管理委员会. DGJ08-11—2018 上海地基基础设计标准[S]. 上海: 同济大学出版社, 2019.
- Shanghai Municipal Housing and Urban-Rural Development Management Committee. DGJ08-11—2018 Shanghai foundation design code[S]. Shanghai: Tongji University Press, 2019.
- [25] 王长虹, 马钺涛, 吴昭欣, 等. CPTU 数据校准黏土和砂土统一模型本构参数的随机力学-贝叶斯方法[J]. 土木工程学报, 2022, 55(10): 101-116.
- WANG Chang-hong, MA Chi-tao, WU Zhao-xin, et al. Random mechanics-Bayesian method for calibrating constitutive parameters of unified models for clay and sand using CPTU data[J]. **Journal of Civil Engineering**, 2022, 55(10): 101-116.
- [26] ZHOU X, LU D C, ZHANG Y N, et al. An open-source unconstrained stress updating algorithm for the modified Cam-clay model[J]. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, 2022, 390: 114356.
- [27] SHU X J, WANG Z C, PENG Y Q, et al. A novel elasto-viscoplastic constitutive model for predicting the embankment settlement on soft structured clay[J]. **Computers and Geotechnics**, 2024, 167: 106093.
- [28] 丁康峻. 基于早龄期混凝土弹性模量时变规律的连续刚构桥线形预测方法研究[D]. 西安: 西安建筑科技大学, 2024.
- DING Kang-jun. Study on the prediction method of continuous rigid-frame bridge alignment based on the time-dependent law of elastic modulus of early-age concrete[D]. Xi'an: Xi'an University of Architecture and Technology, 2024.
- [29] CHEN Y D, DENG A, LU F, et al. Failure mechanism and bearing capacity of vertically loaded pile with partially-screwed shaft: experiment and simulations[J]. **Computers and Geotechnics**, 2020, 118: 103337.
- [30] 鲁泰山, 刘松玉, 蔡国军, 等. 软土地层基坑开挖扰动及土体再压缩变形研究[J]. 岩土力学, 2021, 42(2): 565-573.
- LU Tai-shan, LIU Song-yu, CAI Guo-jun, et al. Study on the disturbance of foundation pit excavation and recompression deformation of soil in soft soil layer[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2021, 42(2): 565-573.
- [31] LIN C Y, WANG R Y, HUANG M S, et al. Study on disturbance mechanism of squeezed and non-squeezed soil piles on soft soil foundation[J]. **Applied Sciences-Basel**, 2023, 13(13): 1-25.
- [32] 胡玉银, 孔德志, 阳吉宝, 等. 注浆成型扩底钻孔灌注桩的施工方法及其挤扩装置[P]. 中国: CN102605773B.
- HU Yu-yin, KONG De-zhi, YANG Ji-bao, et al. Construction method and grouting-expanded device for enlarged base bored piles[P]. China: CN102605773B.
- [33] 中华人民共和国住房和城乡建设部. JGJ106—2014 建筑基桩检测技术规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2014.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. JGJ106—2014 Technical specification for building foundation pile testing[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2014.