

DOI: 10.11779/CJGE20230745

芯桩承载扩体预制桩的荷载传递计算分析

张浩^{1,2}, 赵宇³, 王中¹, 刘维正^{*2,4}

(1. 郑州大学土木工程学院, 河南 郑州 450001; 2. 高速铁路建造技术国家工程研究中心, 湖南 长沙 410075; 3. 安徽省交通规划设计研究总院股份有限公司, 安徽 合肥 230088; 4. 中南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410075)

摘要: 扩体预制桩由内芯预制桩和外围扩体材料固结体组成, 竖向承载时涉及到芯桩、外围扩体和周围土三者的相互作用, 荷载传递机制十分复杂。针对芯桩承载全长扩体预制桩的荷载传递特点, 采用弹性-破坏模型模拟芯桩-扩体界面相互作用, 理想弹塑性模型模拟扩体-土界面非线性相互作用, 并综合考虑内、外两界面剪切特性发挥及其耦合作用, 构建了芯桩承载扩体预制桩荷载传递计算分析模型, 给出了简化计算方法。与工程实例的对比, 验证了方法的可靠性, 并对芯桩承载扩体预制桩荷载传递规律进行分析。结果表明: 外围扩体可有效地将芯桩荷载传递至周围土, 扩体厚度和刚度的增加可提升整体承载性能, 但较厚的扩体会制约芯桩承载能力的发挥, 扩体刚度的提高有利于芯桩与扩体的共同作用。工程设计与实践中, 可通过调整扩体厚度和性能来调配芯桩、扩体和周围土的相互作用。

关键词: 扩体预制桩; 荷载传递; 承载性能; 计算模型; 植入桩

中图分类号: TU473.1

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2024)12-2503-10

作者简介: 张浩(1985—), 男, 博士, 副教授, 主要从事地基基础与支护工程方面的研究工作。E-mail: tmzhanghao@zzu.edu.cn。

Calculation and analysis of load transfer behaviors of reamed precast concrete piles under bearing of core piles

ZHANG Hao^{1,2}, ZHAO Yu³, WANG Zhong¹, LIU Weizheng^{*2,4}

(1. School of Civil Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 2. National Engineering Research Center of High-speed Railway Construction Technology, Changsha 410075, China; 3. Anhui Transport Consulting & Design Institute Co., Ltd., Hefei 230088, China; 4. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China)

Abstract: The reamed precast concrete (RPC) pile is composed of core precast concrete (PC) pile and peripheral reamed material condensate, and its load transfer behaviors are very complex due to the cooperative bearing mechanism of the core pile, reamed material and surrounding soil. To investigate the load transfer behaviors of the whole reamed precast concrete pile under bearing of the core pile, an elastic-failure model is adopted to characterize the interaction performance of the core pile-reamed body interface, and an ideal elastic-plastic model is used to simulate the nonlinear interaction between reamed body and soil interface. Considering the shear characteristics of the inner and outer interfaces and their coupling effects, a load transfer model is established for the RPC pile under bearing of the core pile, and the computational method is further provided. The applicability of the proposed method is examined by comparing the results with those of the field tests, and the load transfer behaviors of the RPC pile is discussed. The results indicate that the peripheral reamed body can effectively transfer the core pile load to the surrounding soil. Increasing the thickness and stiffness of the reamed body can improve the bearing performance of the composite pile. However, thicker reamed body may also restrict the play of the bearing capacity of the core pile. Increasing the stiffness of the reamed body is conducive to the joint action of the core pile and peripheral reamed body. In engineering design and practice, the interaction between core pile, reamed body and surrounding soil can be coordinated by adjusting the thickness and performance of the reamed body.

Key words: reamed precast concrete pile; load transfer; bearing performance; computational model; planted pile

基金项目: 国家自然科学基金项目(52078500); 高速铁路建造技术国家工程研究中心开放基金项目(HSR202102); 河南省重点研发与推广专项项目(科技攻关)(232102240026); 河南省交通运输厅科技项目(2021-2-14); 河南省住房与城乡建设科技计划项目(HNJS-2022-K45)
收稿日期: 2023-08-03
***通信作者** (E-mail: liuwz2011@csu.edu.cn)

0 引言

扩体预制桩由内芯预制桩和外围扩体材料固结体组成,一般可通过就地搅拌水泥土或机械扩孔并向孔内灌注扩体材料浆体,再植入内芯同轴预制桩的工艺成桩^[1]。近年来,随着厂拌高质量扩体浆材的利用和成桩工艺的创新^[2],扩体预制桩的桩身质量和承载性能大幅提高,开始被广泛应用于高层建筑、桩板路桥等承载力和沉降控制要求较高的建构筑物桩基础。

与单一材料桩相比,扩体预制桩竖向承载时涉及到内芯预制桩、外围扩体和周围土 3 种不同材质的相互作用,荷载传递机制十分复杂^[3-4]。然而,目前有关扩体预制桩承载机制的理论分析研究极为有限。考虑芯桩-扩体-周围土协同工作对承载性能的影响,Wang 等^[5]在假定芯桩与外围水泥土界面固定黏结的基础上,基于荷载传递法建立了劲性搅拌桩荷载传递简化计算模型;俞建霖等^[6]针对刚性基础下砣芯水泥土桩复合地基,给出了砣芯、外围水泥土、周围土三者的受力平衡微分方程;结合引扩孔灌浆扩体预制桩工艺特点,张浩等^[7]在考虑芯桩-扩体材料-周围土径向相互作用的基础上,提出了扩体预制桩整体复合模量表达式,并给出了全截面竖向受压模式下扩体桩的承载变形解析计算方法;考虑芯桩-水泥土-周围土界面的非线性力学特征,Zhu 等^[8]通过三折线模型建立了刚性基础下劲性搅拌桩的荷载传递理论分析模型,极大完善了扩体预制桩荷载传递机制的分析理论。然而,这些研究多集中于桩顶全截面受压工况,即桩顶处芯桩与扩体近似等沉变形受荷,较适用于建筑筏板、桥台等刚性基础下的桩基工况。

近年来,随着扩体预制桩在桩板式无土路基结构、高桩承台结构中的广泛应用,芯桩单独承载的扩体预制桩荷载传递机制研究不容忽视。既有试验研究表明^[9],芯桩单独承压下扩体预制桩中芯桩-扩体-土的荷载传递机制与全截面受压下显著不同。顾士坦等^[10]基于 Mindlin 弹性解和剪滞原理,仅考虑芯桩-外围水泥土的相互作用,给出了芯桩单独受力时劲性搅拌桩芯桩荷载传递规律的理论分析方法;任连伟等^[11]、Zhou 等^[12]基于荷载传递法,分别给出了高喷插芯组合桩和静钻根植桩芯桩受力时荷载传递简化计算方法,但芯桩-水泥土界面完全线弹性剪切模型的假定,无法全面反映此类扩体预制桩的工作状态。

据此,本文针对芯桩单独承载工况下全长扩体预制桩中芯桩-扩体-周围土的荷载传递特点,在充分考虑芯桩-扩体、扩体-土界面非线性相互作用特性以及两界面剪切性能发挥交互影响的基础上,构建了全长扩体预制桩芯桩承载荷载传递计算分析模型,并参考

工程实例,对全长扩体预制桩芯桩承载荷载传递机制及其影响因素进行了分析。

1 荷载传递机制与模型假定

1.1 工作机理

图 1 为典型全长扩体预制桩芯桩单独承载工况下桩土作用示意图。荷载 P 直接作用于内芯预制桩顶部,芯桩首先向下发生相对外围扩体材料的变形,并在芯桩-扩体界面产生剪切作用;外围扩体材料发生剪切变形,进一步将荷载传递至周围土。同时随着荷载向下传递,桩端处发生向下刺入变形趋势,并受到地基土的反力作用。因此芯桩承载工况下上部荷载是经由芯桩-扩体-周围土相互作用传递至周围土的。芯桩承载扩体预制桩的承载变形机制涉及到芯桩-扩体、扩体-周围土内外两个相互作用界面的协同工作。扩体预制桩整体受到周围土侧阻力 τ_s 、芯桩端阻力 R_p 和扩体端阻力 R_c ,内部则存在芯桩与扩体材料的剪切作用力 τ_c 。

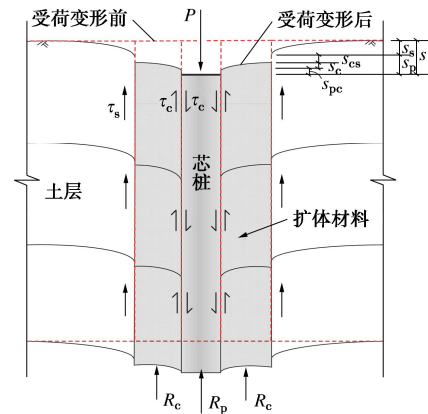


图 1 承载变形机制示意图

Fig. 1 Diagrammatic sketch of bearing mechanism

由图 1 扩体预制桩的承载变形特征,可得芯桩竖向变形 $s(z)$ 的表达式:

$$s(z) = s_{pc}(z) + s_c(z) + s_{cs}(z) + s_s(z) = s_p(z) + s_s(z) \quad (1)$$

式中: $s_{pc}(z)$, $s_{cs}(z)$ 为深度 z 处芯桩-扩体界面和扩体-周围土界面的相对位移; $s_c(z)$, $s_s(z)$ 为 z 处扩体材料和周围土的剪切变形; $s_p(z)$ 为芯桩与土的相对位移。

1.2 模型简化及基本假定

既有研究表明^[8, 13],理想弹塑性模型能较好的反映水泥土、水泥砂浆等水泥基胶凝材料与土之间的荷载传递关系,因此将扩体-周围土界面模型简化为理想弹塑性模型,如图 2(a)所示,即

$$\tau_s = \begin{cases} k_s s_{cs} & (s_{cs} < s_{fs}) \\ \tau_{fs} & (s_{cs} \geq s_{fs}) \end{cases} \quad (2)$$

式中: τ_s , s_{cs} 为扩体-土界面侧阻力和相对位移; k_s 为扩体-土剪切刚度; τ_{fs} , s_{fs} 界面极限侧阻力和极限相对位移。

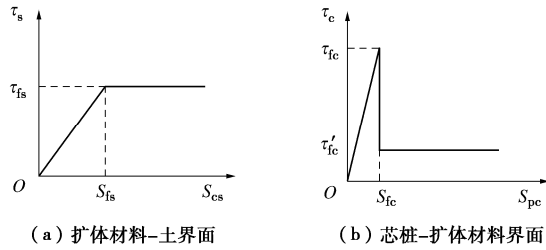


图 2 界面模型示意图

Fig. 2 Diagrammatic sketch of interface model

芯桩与水泥土等水泥基胶凝材料的剪切试验^[14]表明, 在较小相对位移下界面剪切应力即表现出较高水平, 随着相对位移的增大, 界面应力达到极限值后会出现迅速降低, 界面呈脆性破坏模式, 如图 2 (b) 所示。因此, 芯桩-扩体界面不宜采用完全线弹性剪切模型, 可简化为图 2 (b) 理想弹性-破坏模型, 即

$$\tau_c = \begin{cases} k_c s_{pc} & (s_{pc} < s_{fc}) \\ \tau'_{fc} & (s_{pc} \geq s_{fc}) \end{cases} \quad (3)$$

式中: τ_c , s_{pc} 为芯桩-扩体界面侧阻力和相对位移; k_c 为芯桩-扩体界面剪切刚度, 由试验得 τ_c - s_{pc} 曲线的直线段斜率确定; τ_{fc} , s_{fc} 为界面极限侧阻力和相对位移; τ'_{fc} 为界面残余侧阻力, 与扩体材料水泥掺量、龄期等有关, 约为界面极限侧阻力的 (0.057~0.153) 倍^[14]。

据此, 分析时作如下基本假定: ①内芯预制桩和外围扩体材料均为线弹性体; ②针对目前以水泥土、水泥砂浆为扩体材料的扩体预制桩, 扩体剪切刚度远大于周围土, 且厚度相对有限^[1-2], 受荷时扩体剪切变形较小, 忽略不计; ③假定芯桩-扩体荷载传递为理想弹性-破坏模型, 扩体-土荷载传递为理想弹塑性模型。

2 荷载传递方程与计算

2.1 计算单元分析

如图 3 所示, 取深度 z 处“扩体预制桩-土”单元进行受力分析, 根据单元体静力平衡条件可得

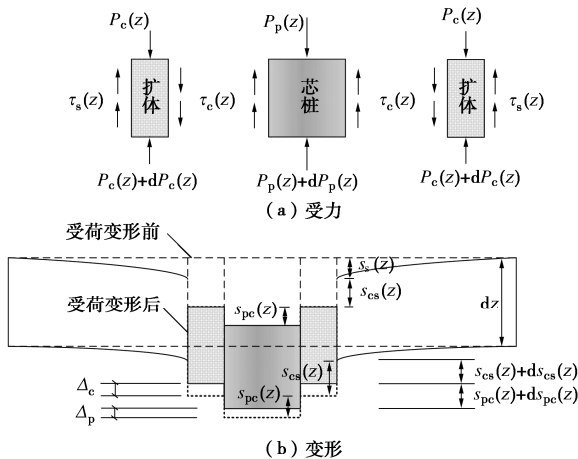


图 3 单元体受力变形示意图

Fig. 3 Diagrammatic sketch of forces and deformations on elements

$$\left. \begin{aligned} dP_p(z) &= -\tau_c(z)u_p dz, \\ dP_c(z) &= \tau_c(z)u_p dz - \tau_s(z)u_c dz. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中: $P_p(z)$, $P_c(z)$ 为 z 处芯桩和扩体的截面轴力; $\tau_c(z)$, $\tau_s(z)$ 为 z 处芯桩-扩体、扩体-土界面的侧阻力; u_p , u_c 为芯桩、扩体外侧周长。

若受力变形后芯桩单元体和扩体单元体的压缩量分别为 Δ_p 和 Δ_c , 根据图 3 (b) 变形模式可得

$$\left. \begin{aligned} ds_{pc}(z) &= \Delta_c - \Delta_p, \\ ds_{cs}(z) &= -\Delta_c. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

进而, 基于胡克定律由式 (4), (5) 联合, 可得芯桩-扩体、扩体-周围土的界面微分控制方程:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d^2 s_{pc}(z)}{dz^2} &= \left(\frac{u_p}{E_c A_c} + \frac{u_p}{E_p A_p} \right) \tau_c(z) - \frac{u_c}{E_c A_c} \tau_s(z), \\ \frac{d^2 s_{cs}(z)}{dz^2} &= \frac{u_c}{E_c A_c} \tau_s(z) - \frac{u_p}{E_c A_c} \tau_c(z). \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

式中: E_p , E_c 为芯桩、扩体的弹性模量; A_p , A_c 为芯桩、扩体的横截面积。

2.2 荷载传递模式

芯桩承载扩体预制桩与土相互作用模式见图 4。

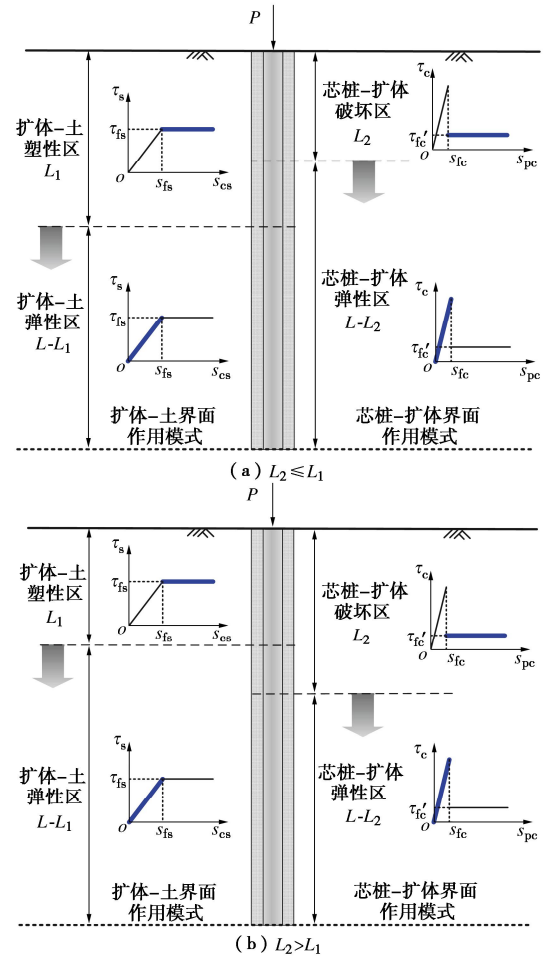


图 4 扩体预制桩-土相互作用模式

Fig. 4 Reamed precast pile-soil interaction model

随着桩顶荷载增加, 扩体-土界面和芯桩-扩体界

面将由完全弹性状态、从浅而深逐渐进入塑性或破坏状态。设桩长 L , 扩体-土界面塑性区深度 L_1 , 芯桩-扩体界面破坏区深度 L_2 。一般情况下, 由于芯桩-扩体界面剪切强度比扩体-土界面要大, 工程实践中为充分发挥芯桩的承载性能, 往往会通过调配扩体材料强度和厚度来保证芯桩-扩体共同作用, 避免芯桩-扩体界面提前破坏^[1], 此时 L_1 往往大于 L_2 , 如图 4 (a)。

当外围扩体强度较小或厚度较薄等特殊情况下, 芯桩单独承载桩顶附近芯桩和扩体应力差异显著, 芯桩-扩体界面可能先出现破坏, 而后扩体-土界面逐渐进入塑性状态, 桩-土相互作用为图 4 (b) 所示模式。

2.3 方程建立与计算

(1) $L_2 \leq L_1$ 工况

根据芯桩-扩体、扩体-土两界面相互作用状态的不同, 将扩体预制桩划分为 3 个区域, 见图 4 (a)。

a) 当 $L_1 < z \leq L$ 时, 芯桩-扩体界面、扩体-土界面均处于弹性阶段, 由式 (2), (3), (6) 可得

$$\left. \begin{aligned} \frac{d^2 s_{pc}(z)}{dz^2} &= \alpha s_{pc}(z) + \beta s_{cs}(z), \\ \frac{d^2 s_{cs}(z)}{dz^2} &= \gamma s_{pc}(z) + \delta s_{cs}(z) \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

式中: $\alpha = u_p k_c / E_c A_c + u_p k_s / E_p A_p$; $\beta = -u_c k_s / E_c A_c$; $\gamma = -u_p k_c / E_c A_c$; $\delta = u_c k_s / E_c A_c$ 。

求解方程, 可得芯桩-扩体的相对位移 $s_{pc1}(z)$ 、扩体-周围土的相对位移 $s_{cs1}(z)$:

$$\left. \begin{aligned} s_{pc1}(z) &= \frac{1}{\gamma} (C_1 a_1^2 e^{a_1 z} + C_2 a_2^2 e^{a_2 z} + C_3 a_3^2 e^{a_3 z} + C_4 a_4^2 e^{a_4 z}) - \\ &\frac{\delta}{\gamma} (C_1 e^{a_1 z} + C_2 e^{a_2 z} + C_3 e^{a_3 z} + C_4 e^{a_4 z}), \\ s_{cs1}(z) &= C_1 e^{a_1 z} + C_2 e^{a_2 z} + C_3 e^{a_3 z} + C_4 e^{a_4 z} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

式中: C_1, C_2, C_3, C_4 为方程待定系数;

$$\begin{aligned} a_1 &= \sqrt{[(\delta + \alpha) + \sqrt{(\delta + \alpha)^2 - 4(\delta\alpha - \gamma\beta)}] / 2}; \\ a_2 &= -\sqrt{[(\delta + \alpha) + \sqrt{(\delta + \alpha)^2 - 4(\delta\alpha - \gamma\beta)}] / 2}; \\ a_3 &= \sqrt{[(\delta + \alpha) - \sqrt{(\delta + \alpha)^2 - 4(\delta\alpha - \gamma\beta)}] / 2}; \\ a_4 &= -\sqrt{[(\delta + \alpha) - \sqrt{(\delta + \alpha)^2 - 4(\delta\alpha - \gamma\beta)}] / 2} \end{aligned}$$

由式 (5), (8) 可得芯桩轴力和扩体轴力:

$$\left. \begin{aligned} P_{p1}(z) &= E_p A_p \left(\frac{\delta - \gamma}{\gamma} \right) (C_1 a_1 e^{a_1 z} + C_2 a_2 e^{a_2 z} + C_3 a_3 e^{a_3 z} + C_4 a_4 e^{a_4 z}) - \\ &\frac{E_p A_p}{\gamma} (C_1 a_1^3 e^{a_1 z} + C_2 a_2^3 e^{a_2 z} + C_3 a_3^3 e^{a_3 z} + C_4 a_4^3 e^{a_4 z}), \\ P_{c1}(z) &= -E_c A_c (C_1 a_1 e^{a_1 z} + C_2 a_2 e^{a_2 z} + C_3 a_3 e^{a_3 z} + C_4 a_4 e^{a_4 z}) \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

此时, 由式 (1) 可得芯桩竖向变形 $s_1(z)$:

$$s_1(z) = s_{p1}(z) + s_{s1}(z) = s_{pc1}(z) + s_{cs1}(z) + s_{s1}(z) \quad (10)$$

式中: $s_{s1}(z) = \tau_s(z) r_c \ln(r_m / r_c) / G_s$; r_c 为扩体外壁半径; G_s 为桩周土剪切模量; r_m 为影响半径^[15]。

b) 当 $L_2 < z \leq L_1$ 时, 扩体-周围土界面处于塑性状态, 芯桩-扩体界面处于弹性阶段,

$$\left. \begin{aligned} \frac{d^2 s_{pc}(z)}{dz^2} &= \alpha s_{pc}(z) + \kappa, \\ \frac{d^2 s_{cs}(z)}{dz^2} &= \gamma s_{pc}(z) - \kappa \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

式中: $\kappa = -u_c \tau_{fs} / E_c A_c$ 。

求解方程, 可得 z 处芯桩-扩体相对位移 $s_{pc2}(z)$ 、扩体-周围土相对位移 $s_{cs2}(z)$:

$$\left. \begin{aligned} s_{pc2}(z) &= D_1 e^{\sqrt{\alpha} z} + D_2 e^{-\sqrt{\alpha} z} - \frac{\kappa}{\alpha}, \\ s_{cs2}(z) &= \frac{\gamma D_1}{\alpha} e^{\sqrt{\alpha} z} + \frac{\gamma D_2}{\alpha} e^{-\sqrt{\alpha} z} - \frac{\kappa}{2} \left(\frac{\gamma}{\alpha} + 1 \right) z^2 + D_3 z + D_4 \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

式中: D_1, D_2, D_3, D_4 为方程待定系数。

进而, 芯桩轴力 $P_{p2}(z)$ 和扩体轴力 $P_{c2}(z)$ 为

$$\left. \begin{aligned} P_{p2}(z) &= -E_p A_p \left[\frac{\gamma + \alpha}{\sqrt{\alpha}} (D_1 e^{\sqrt{\alpha} z} - D_2 e^{-\sqrt{\alpha} z}) - \kappa \left(\frac{\gamma}{\alpha} + 1 \right) z + D_3 \right], \\ P_{c2}(z) &= -E_c A_c \left[\frac{\gamma D_1}{\sqrt{\alpha}} e^{\sqrt{\alpha} z} - \frac{\gamma D_2}{\sqrt{\alpha}} e^{-\sqrt{\alpha} z} - \kappa \left(\frac{\gamma}{\alpha} + 1 \right) z + D_3 \right] \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

此时, 芯桩竖向变形 $s_2(z)$ 为

$$s_2(z) = s_{p2}(z) + s_{s2}(z) = s_{pc2}(z) + s_{cs2}(z) + s_{s2}(z) \quad (14)$$

式中: $s_{s2}(z) = \tau_{sf} r_c \ln(r_m / r_c) / G_s$ 。

c) 当 $0 \leq z \leq L_2$ 时, 扩体-周围土界面处于塑性状态, 芯桩-扩体界面处于破坏阶段,

$$\left. \begin{aligned} \frac{d^2 s_{pc}(z)}{dz^2} &= g, \\ \frac{d^2 s_{cs}(z)}{dz^2} &= f \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

式中: $g = \left(\frac{u_p}{E_c A_c} + \frac{u_p}{E_p A_p} \right) \tau'_{fc} - \frac{u_c \tau_{fs}}{E_c A_c}$; $f = \frac{u_c \tau_{fs}}{E_c A_c} - \frac{u_p \tau'_{fc}}{E_c A_c}$ 。

求解方程, 可得 z 处芯桩-扩体相对位移 $s_{pc3}(z)$ 、扩体-周围土相对位移 $s_{cs3}(z)$:

$$\left. \begin{aligned} s_{pc3}(z) &= \frac{1}{2} g z^2 + F_1 z + F_2, \\ s_{cs3}(z) &= \frac{1}{2} f z^2 + F_3 z + F_4 \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

式中: F_1, F_2, F_3, F_4 为方程待定系数。

进而, 芯桩轴力 $P_{p3}(z)$ 和扩体轴力 $P_{c3}(z)$ 为

$$\left. \begin{aligned} P_{p3}(z) &= -E_p A_p (g z + f z + F_1 + F_3), \\ P_{c3}(z) &= -E_c A_c (f z + F_3) \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

此时, 芯桩竖向变形 $s_3(z)$:

$$s_3(z) = s_{pc3}(z) + s_{cs3}(z) + s_{s3}(z)。(18)$$

式中: $s_{s2}(z) = \tau_{sf} r_c \ln(r_m / r_c) / G_s$ 。

d) 边界与连续条件

根据扩体桩受力特点, 桩顶边界条件为

$$\left. \begin{aligned} P_p(z) \Big|_{z=0} &= P, \\ P_c(z) \Big|_{z=0} &= 0。 \end{aligned} \right\} (19)$$

桩端边界条件为

$$\left. \begin{aligned} P_p(z) \Big|_{z=L} &= k_L A_p s_p(z) \Big|_{z=L}, \\ P_c(z) \Big|_{z=L} &= k_L A_c s_{cs}(z) \Big|_{z=L}。 \end{aligned} \right\} (20)$$

式中: k_L 为桩端土刚度系数, 基于 Randolph 等^[16]刚性体压入弹性半空间解答, $k_L = 4G_L / [\pi r_c (1-\nu)]$, G_L 为桩端土体剪切模量; ν 为桩端土泊松比。

桩身受力变形连续条件:

$$\left. \begin{aligned} s_{pc2}(z) \Big|_{z=L_1^-} &= s_{pc1}(z) \Big|_{z=L_1^+}, \\ s_{cs2}(z) \Big|_{z=L_1^-} &= s_{cs1}(z) \Big|_{z=L_1^+}, \\ P_{p2}(z) \Big|_{z=L_1^-} &= P_{p1}(z) \Big|_{z=L_1^+}, \\ P_{c2}(z) \Big|_{z=L_1^-} &= P_{c1}(z) \Big|_{z=L_1^+}, \\ s_{cs2}(z) \Big|_{z=L_1} &= \frac{\gamma D_1}{\alpha} e^{\sqrt{\alpha} L_1} + \frac{\gamma D_2}{\alpha} e^{-\sqrt{\alpha} L_1} - \\ &\quad \frac{\kappa}{2} \left(\frac{\gamma}{\alpha} + 1 \right) L_1^2 + D_3 L_1 + D_4 = s_{fs}。 \end{aligned} \right\} (21)$$

$$\left. \begin{aligned} s_{pc3}(z) \Big|_{z=L_2^-} &= s_{pc2}(z) \Big|_{z=L_2^+}, \\ s_{cs3}(z) \Big|_{z=L_2^-} &= s_{cs2}(z) \Big|_{z=L_2^+}, \\ P_{p3}(z) \Big|_{z=L_2^-} &= P_{p2}(z) \Big|_{z=L_2^+}, \\ P_{c3}(z) \Big|_{z=L_2^-} &= P_{c2}(z) \Big|_{z=L_2^+}, \\ s_{pc3}(z) \Big|_{z=L_2} &= \frac{1}{2} g L_2^2 + F_1 L_2 + F_2 = s_{fc}。 \end{aligned} \right\} (22)$$

综上, 针对 $L_2 \leq L_1$ 工况, 根据边界和连续条件 (19) ~ (22), 可得关于 $C_1 \sim C_4$ 、 $D_1 \sim D_4$ 、 $F_1 \sim F_4$ 、 L_1 、 L_2 的 14 个方程, 求解未知量并回代入式 (8) ~ (10)、(12) ~ (14)、(16) ~ (18), 即可得扩体桩桩身轴力 ($P_p(z)$, $P_c(z)$) 与位移 ($s_{pc}(z)$, $s_{cs}(z)$, $s(z)$)。

考虑不同计算条件影响: ①当桩顶荷载相对较小时, 全桩长范围芯桩-扩体、扩体-土界面均处于弹性状态时 ($L_1=0$, $L_2=0$), 上述计算可退化为关于 $C_1 \sim C_4$ 共 4 个未知量的求解问题, 仅需将式 (8)、(9) 代入边界条件 (19)、(20) 即可得出 4 个求解方程, 进而可得该工况下桩身受力响应; ②若随着荷载增加, 扩体-土界面开始部分出现塑性区、但芯桩-扩体界面全桩长处于弹性阶段时 ($0 < L_1 < L$, $L_2=0$), 上述计算

退化为关于 $C_1 \sim C_4$ 、 $D_1 \sim D_4$ 、 L_1 共 9 个未知量的求解问题, 此时将式 (8)、(9)、(12)、(13) 代入边界和连续条件 (19) ~ (21) 即可得出 9 个求解方程, 进而可得该工况下桩身受力响应; ③随着桩顶荷载的增加, 芯桩-扩体界面也开始出现脆性破坏 ($0 < L_1 < L$, $0 < L_2 < L_1$), 即进入式 (7) ~ (18) 计算工况; ④当扩体-土界面全部进入塑性区而芯桩-扩体界面局部出现破坏时 ($L_1=L$, $0 < L_2 < L_1$), 上述计算退化为关于 $D_1 \sim D_4$ 、 $F_1 \sim F_4$ 、 L_2 共 9 个未知量的求解问题, 此时将式 (12)、(13)、(16)、(17) 代入边界和连续条件 (19) ~ (21) 即可得出 9 个求解方程; ⑤当扩体-土界面全部进入塑性区且芯桩-扩体界面全部破坏时 ($L_1=L_2=L$), 上述计算退化为关于 $F_1 \sim F_4$ 共 4 个未知量的求解问题, 将式 (16)、(17) 代入边界条件 (19)、(20) 即可得出 4 个求解方程; ⑥若实际工况是非均质层状土, 可通过桩长范围内各土层参数的加权平均进行简化计算; 当然也可通过桩身离散的矩阵系数传递法, 采用界面相对位移迭代计算的方法近似求解。

(2) $L_2 > L_1$ 工况

如图 4 (b) 所示, 当芯桩-扩体破坏区深度 L_2 大于外部扩体-土塑性区深度 L_1 时, 沿桩长同样可以将扩体预制桩划分为 3 个区域: ① $L_2 < z \leq L$ 时, 芯桩-扩体界面、扩体-土界面均处于弹性阶段; ② $L_1 < z \leq L_2$ 时, 芯桩-扩体界面处于破坏状态, 而外部扩体-土界面仍处于弹性状态; ③ $0 < z \leq L_1$ 时, 扩体-土界面处于塑性状态, 芯桩-扩体界面处于破坏阶段。

其中, 在 $L_2 < z \leq L$ 和 $0 < z \leq L_1$ 区域, 桩-土相互作用状态与前述 2.3 节中扩体桩上、下两段区域桩-土相互作用状态相同, 芯桩-扩体、扩体-土两界面的微分控制方程与式 (7)、(15) 相同, 求解方法也相同, 在此不再赘述。

当 $L_1 < z \leq L_2$ 时, 由式 (2)、(3)、(6) 可得此时芯桩-扩体和扩体-土界面微分方程:

$$\left. \begin{aligned} d^2 s_{pc}(z) / dz^2 &= \xi, \\ d^2 s_{cs}(z) / dz^2 &= \delta s_{cs}(z) - \zeta。 \end{aligned} \right\} (23)$$

式中: $\xi = u_p \tau'_{fc} / E_p A_p$; $\zeta = u_p \tau'_{fc} / E_c A_c$ 。

求解方程, 可得该区域 z 处芯桩位移 $s'_{pc2}(z)$ 、扩体-周围土相对位移 $s'_{cs2}(z)$ 。

$$\left. \begin{aligned} s'_{pc2}(z) &= \frac{1}{2} \xi z^2 + J_1 z + J_2, \\ s'_{cs2}(z) &= J_3 e^{\sqrt{\delta} z} + J_4 e^{-\sqrt{\delta} z} + \zeta / \delta。 \end{aligned} \right\} (24)$$

式中: J_1 , J_2 , J_3 , J_4 为方程待定系数。

进而, 芯桩轴力 $P'_{p2}(z)$ 、扩体轴力 $P'_{c2}(z)$ 和芯桩竖向变形 $s'_2(z)$:

$$\left. \begin{aligned} P'_2(z) &= -E_p A_p [\xi z + J_1], \\ P'_{c2}(z) &= -E_c A_c [J_3 e^{\sqrt{\xi} z} + J_4 e^{-\sqrt{\xi} z}], \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

$$s'_2(z) = s'_{pc2}(z) + s'_{cs2}(z) + s'_{s2}(z) \quad (26)$$

式中: $s'_2(z) = \tau_s(z) r_c \ln(r_m / r_c) / G_s$ 。

据此, 可对 $L_2 > L_1$ 工况下扩体预制桩荷载传递进行计算分析。其中, 桩顶和桩端边界条件同式 (19), (20); 桩身受力变形连续条件为

$$\left. \begin{aligned} s'_{pc2}(z) \Big|_{z=L_2^-} &= s'_{pc1}(z) \Big|_{z=L_2^+}, \\ s'_{cs2}(z) \Big|_{z=L_2^-} &= s'_{cs1}(z) \Big|_{z=L_2^+}, \\ P'_{p2}(z) \Big|_{z=L_2^-} &= P'_{p1}(z) \Big|_{z=L_2^+}, \\ P'_{c2}(z) \Big|_{z=L_2^-} &= P'_{c1}(z) \Big|_{z=L_1^+}, \\ s'_{pc2}(z) \Big|_{z=L_2} &= s_{fc}, \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

$$\left. \begin{aligned} s'_{pc3}(z) \Big|_{z=L_1^-} &= s'_{pc2}(z) \Big|_{z=L_1^+}, \\ s'_{cs3}(z) \Big|_{z=L_1^-} &= s'_{cs2}(z) \Big|_{z=L_1^+}, \\ P'_{p3}(z) \Big|_{z=L_1^-} &= P'_{p2}(z) \Big|_{z=L_1^+}, \\ P'_{c3}(z) \Big|_{z=L_1^-} &= P'_{c2}(z) \Big|_{z=L_1^+}, \\ s'_{cs3}(z) \Big|_{z=L_1} &= s_{fs} \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

式中: $s'_{pc1}(z)$, $s'_{cs2}(z)$, P'_{p1} , $P'_{c1}(z)$ 分别为 $L_2 < z \leq L$ 芯桩和扩体的变形和轴力; $s'_{pc2}(z)$, $s'_{cs2}(z)$, $P'_{p2}(z)$, $P'_{c2}(z)$ 分别为 $L_1 < z \leq L_2$ 芯桩和扩体的变形和轴力; $s'_{pc3}(z)$, $s'_{cs3}(z)$, $P'_{p3}(z)$, $P'_{c3}(z)$ 分别为 $0 < z \leq L_1$ 芯桩和扩体的变形和轴力。

考虑不同计算条件, 采用与 2.3 节相同的求解方法, 可得 $L_2 > L_1$ 工况下扩体桩桩身轴力与位移。

3 实例验证与荷载传递规律分析

3.1 水泥土扩体预制桩实例

水泥土扩体预制桩现场试验参见文献[17]。试桩桩长 10 m, 芯桩为 PHC-400AB(95)管桩, 外围为厚 300 mm 水泥土桩, 水泥掺量 18%, 水泥土 90 d 抗压强度 ≥ 1.6 MPa。计算中, C80 管桩弹性模量 38 GPa, 水泥土弹性模量 800 MPa。针对界面荷载传递模型参数取值, 根据文献[14]混凝土-水泥土界面极限侧阻力约抗压强度的 0.064~0.259, 临界相对位移约 1.23~2.40 mm, 界面残余侧阻力约为极限侧阻力的 0.057~0.153, 取芯桩-水泥土界面极限侧阻力为 250 kPa, 临界相对位移 $s_{fc}=2$ mm, 残余侧阻力 $\tau'_{fc}=25$ kPa。基于剪切位移法[15], 以芯桩-水泥土极限剪应力估算外围水泥土剪切变形约为 1.4×10^{-4} m。可见, 虽然外围水泥土包裹厚度达 300 mm, 其剪切变形仍较小, 可忽

略不计。水泥土-周围土界面荷载传递参数取值, 以文献[13]水泥土桩-土试验结果作为参考, 取极限侧阻力 $\tau_{fs}=65$ kPa, $k_s=20$ kPa/mm。依据桩底土体的性质, 结合文献[17]现场载荷试验桩端阻力和桩端沉降量, 反演计算取桩端土刚度系数 k_t 为 1000 kPa/mm。

采用本文方法对现场试桩进行计算, 如图 5, 6。各级荷载作用下, 桩顶沉降计算值大于实测值, 芯桩轴力计算值整体上与实测值相比偏小, 这是由于实际芯桩后植入过程中会对水泥土和周围土产生挤密作用, 使界面黏结强度增大[2], 桩体整体承载性能提升, 但计算分析中界面参数未考虑该部分的影响。

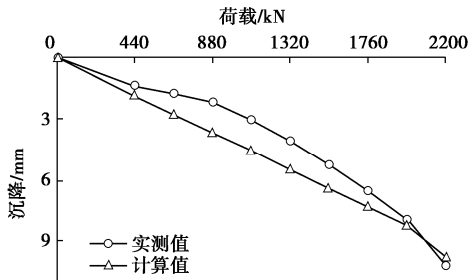
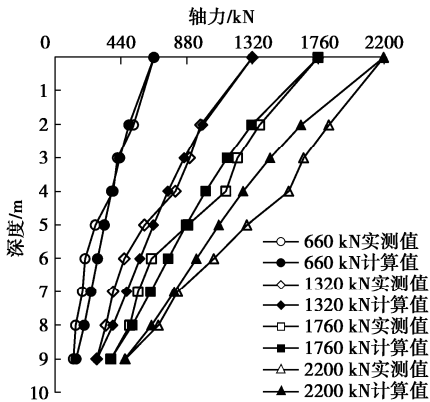
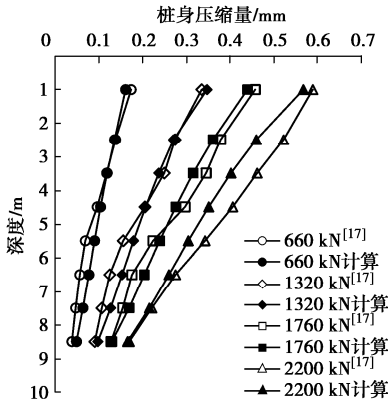


图 5 实测与计算沉降-荷载曲线对比

Fig. 5 Comparison between measured and calculated curves of displacement-load



(a) 芯桩轴力



(b) 桩身压缩量

图 6 芯桩轴力与桩身压缩量的实测与计算结果对比

Fig. 6 Comparison of measured and calculated axial force of core pile and settlement compression of pile

从芯桩轴力分布规律来看, 芯桩轴力沿深度逐渐减小, 且随着上部荷载增加, 该变化趋势越来越明显。各级荷载下桩端轴力约占桩顶总荷载 18.4%~21.3%, 说明水泥土扩体预制桩整体上表现为端承摩擦桩的承载特性。进一步对比芯桩轴力计算结果与现场实测结果, 两者在桩顶、桩端附近差异性较小, 这主要因为理论计算中桩端刚度由现场实测反演所得, 且桩顶荷载边界与现场试桩相同。在桩身中部范围芯桩轴力存在差异, 且实测桩身轴力沿桩身分布有波动性, 这是由于实际桩周水泥土就地搅拌时均匀性不能得到很好保证, 从而影响内部芯桩受力。参考文献[17]对试桩沉降压缩量进行计算分析, 如图 6 (b) 和表 1 所示, 可以看出本文方法也能较好反映桩身压缩变形特征。

表 1 试桩沉降压缩量对比分析

Table 1 Comparative analysis of settlement compression of pile					
计算分析	桩顶荷载/kN	桩顶沉降/mm	桩身压缩/mm	桩端沉降/mm	桩身压缩沉降比/%
试桩 ^[17]	2200	10.23	2.82	7.41	27.57
本文方法	2200	9.83	2.73	7.10	27.76

3.2 水泥砂浆扩体预制桩实例

德上高速合肥-枞阳段地处安徽中南部, 部分路段采用了“桩柱一体式”桩板路基结构。考虑沿线基岩较浅且上覆沉积物工程性能较好, 传统打入式预制桩沉桩困难, 因此采用了引扩孔灌浆植桩工艺。芯桩采用 PHC-500AB(100)管桩, 外围采用厂拌充盈水泥砂浆, 28 d 抗压强度>15 MPa, 桩长 10 m。为揭示水泥砂浆扩体预制桩的工程特性, 开展扩孔直径分别为 700, 800, 1000, 1200 mm (对应扩体厚度 100, 150, 250, 350 mm) 的静载试验, 试验区土层性质见表 2。

表 2 土层主要物理力学指标

Table 2 Physico-mechanical indexes of soil layers						
土层	h / m	γ / ($\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$)	c / kPa	ϕ / ($^{\circ}$)	E_{s1-2} / MPa	f_{sk} / kPa
②粉土	6.1	19.3	20.6	10.2	7.50	140
②1 粉质黏土	2.4	19.1	34.6	12.2	8.59	180
③粗砂	2.8	—	—	—	—	250
⑦1 全风化角砾岩	—	—	51.9	12.5	—	350

为了获取芯桩-砂浆、砂浆-土界面荷载传递参数, 采用自研界面剪切装置 (图 7) 开展界面剪切试验, 试验方法同直接剪切试验, 每组试验 3 个试样, 分别考虑 100, 200, 300 kPa 3 种不同的法向应力, 参考《土工试验方法标准》(GB/T50123—2019), 每个法向力采用一次轻轻施加。受制于剪切试样尺寸 ($\phi 61.8\text{ mm}\times 20\text{ mm}$) 较小, 芯桩混凝土采用同强度 C80 灌浆料替代, 所用土样和水泥砂浆皆取自工程现场。

制作水泥砂浆-土试样时, 为保证试样土重度与工程实际的一致性, 首先参考地勘报告调整土样含水率,

并以勘察报告土体重度为基准, 根据下剪切盒体积, 计算每个试样所需土的重量, 将其填入下剪切盒至剪切界面高度, 然后在其上剪切盒内倒入水泥砂浆。制作芯桩-水泥砂浆试样时, 首先将替代灌浆料浇入模具中, 待标准养护 28 d 后再在其上倒入水泥砂浆。制样完成后, 所有试样标准养护 14 d 后开展界面剪切试验, 部分成果如图 8 所示。其中, 散点曲线为试验测试结果, 黑色实折线为试验数据拟合模型曲线。

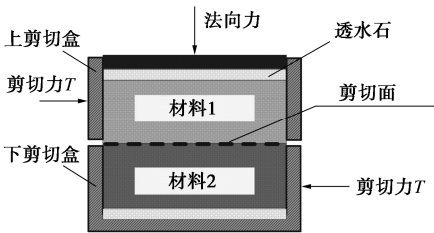


图 7 界面剪切试验示意图

Fig. 7 Diagrammatic sketch of interface shear tests

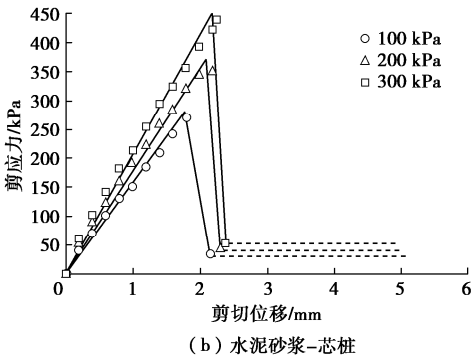
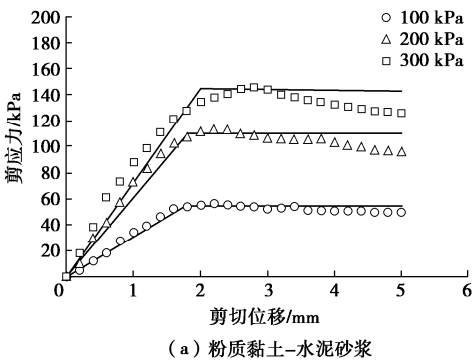


图 8 界面剪切试验结果

Fig. 8 Results of interface shear tests

依据界面剪切试验, 取芯桩-砂浆界面极限侧阻力 368 kPa, 临界相对位移 2.3 mm, 残余侧阻力 74 kPa; 取砂浆-土界面极限摩阻力 90 kPa, 临界相对位移 3 mm。计算中, 内芯预制桩弹性模量 38 GPa, 扩体砂浆弹性模量 7 GPa, 参考《公路桥涵地基与基础设计规范》(JTG3363—2019) 桩端岩石地基竖向抗力系数取值, 桩端全风化角砾岩刚度系数 k_L 取 2500 kPa/mm。

图 9 为不同扩径工况扩体预制桩荷载-位移曲线。随着扩径直径增加, 扩体预制桩的承载性能大体呈增大变化趋势, 当扩径直径由 700 mm 增加到 1000 mm

时,同级荷载桩顶沉降降低约 44.3%~59.5%;而扩径的进一步增加(1200 mm),桩顶沉降变化量降低。

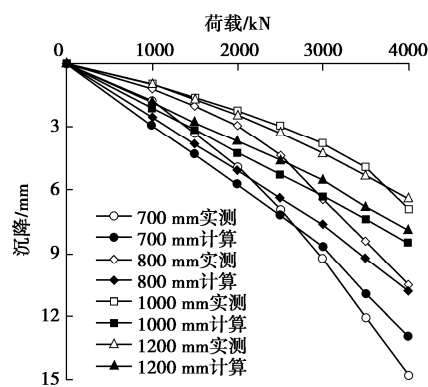


图9 实测值与计算值对比

Fig. 9 Comparison between measured and calculated values

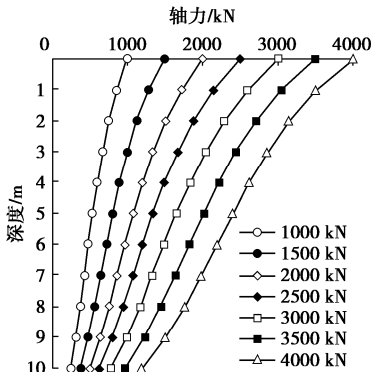
采用本文方法计算的荷载-位移曲线与实测结果具有较好的一致性,同级荷载作用下计算桩顶沉降相较实测值整体偏大。当扩径为 700 mm 时,各级荷载水平下桩顶沉降平均误差率 6.7%;随着扩径直径增大,计算值误差率随之增大。当扩径直径由 700 mm 增加至 800, 1000, 1200 mm 时,桩顶沉降平均误差率分别增加至 24.8%, 34.6%, 31.1%。分析其原因,上述计算分析未考虑芯桩后植入施工的扩挤影响,尤其是后植入芯桩对孔内砂浆挤密及砂浆渗滤增强桩-土界面剪切性能的作用效应,同时简化理论模型中忽略外围扩体剪切变形的基本假定也对计算结果有影响。考虑相关技术规程和工程实践中^[1]为了充分发挥芯桩高承载力的特性和合理控制孔内灌浆后植入桩的挤土效应,推荐扩孔直径宜为芯桩直径的 1.5 倍,即扩体厚度多控制在 100~200 mm,因此本文计算方法适用于常规扩体预制桩的工程计算分析。

3.3 荷载传递规律分析

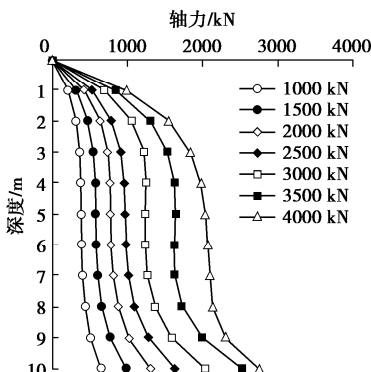
基于上述实例,进一步计算分析复合桩身荷载传递机制。以扩径直径 700 mm (内芯预制桩 500 mm) 水泥砂浆扩体预制桩为例,图 10 所示为计算的桩身轴力分布曲线。不同荷载水平下芯桩轴力沿桩身呈逐渐减小的变化趋势,随着桩顶荷载水平的增大,在上部 0~3 m 内芯桩轴力减小幅度相对较大,3~8 m 内芯桩轴力减小幅度变小且相对稳定,而桩端附近(8~10 m)芯桩轴力减小幅度再次变大。

与之对应,外围水泥砂浆截面轴力沿桩身呈逐渐增大变化趋势,在 0~3 m 内外围砂浆轴力快速增加,说明芯桩单独承载工况下,桩顶附近芯桩和外围砂浆的相互作用较强;随着深度增加,外围砂浆轴力增加幅度降低且相对稳定,与芯桩趋于共同作用;桩端(8~10 m)附近,由于芯桩与外围砂浆刚度的显著差异,

以及桩端角砾岩较高桩端反力作用,芯桩相对外围砂浆“下刺入”过程中,两者相互作用增强,外围砂浆轴力呈明显增大的变化趋势,如图 10 (b) 所示。



(a) 芯桩轴力



(b) 外围砂浆轴力

图 10 扩体预制桩桩身轴力

Fig. 10 Axial forces of reamed precast pile

图 11 所示为水泥砂浆扩体预制桩内、外两界面阻力分布曲线。内侧芯桩-水泥砂浆界面阻力沿桩身呈两端大、中间小的分布规律。这主要是由于在桩顶、桩端附近芯桩和外围砂浆的刚度差异导致两者界面相对位移趋势明显,引起较强烈的界面相互作用。其中桩顶荷载 4000 kN 时,芯桩-水泥砂浆界面在桩顶 0.2 m 范围内出现剪切破坏,界面阻力降为残余侧阻力。

对于外侧水泥砂浆-土界面,界面阻力沿桩身整体呈逐渐减小分布。当桩顶荷载较大时,水泥砂浆-土界面由上而下逐渐进入塑性状态,界面阻力达到极限侧阻力。随着桩顶荷载增加,界面塑性区长度增大,桩顶荷载 3000, 3500, 4000 kN 时,对应水泥砂浆-土界面塑性区长度分别为 3.8, 6.0, 7.5 m。

进一步分析不同扩孔直径对扩体桩承载特性的影响,以桩顶荷载 3000 kN 工况为例,如图 12 所示。随深度增加芯桩轴力逐渐减小,桩端处芯桩轴力占总截面轴力约 56.1%, 45.9%, 33.3%, 26.5%, 扩体直径越大,桩端处芯桩轴力占比越小;砂浆截面轴力随深度增加而逐渐增大,占总截面轴力比例也逐渐增大,桩端处砂浆截面轴力占比约 43.9%, 54.1%, 66.7%, 73.5%。外围水泥砂浆对芯桩具有“扩径”作用。

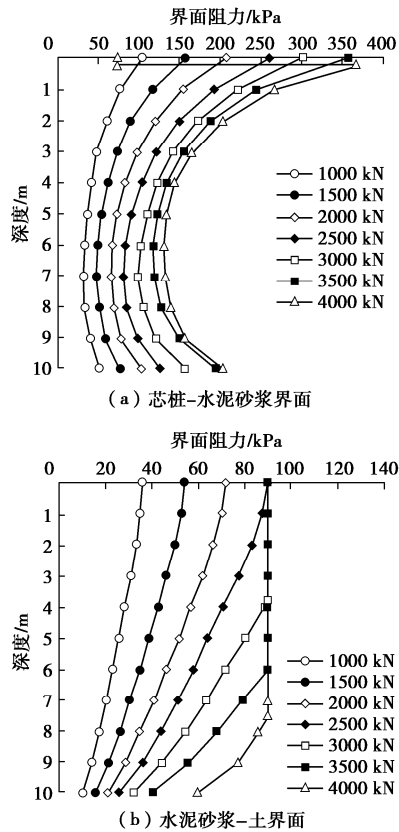


图 11 扩体预制桩界面阻力

Fig. 11 Interfacial resistances of reamed precast pile

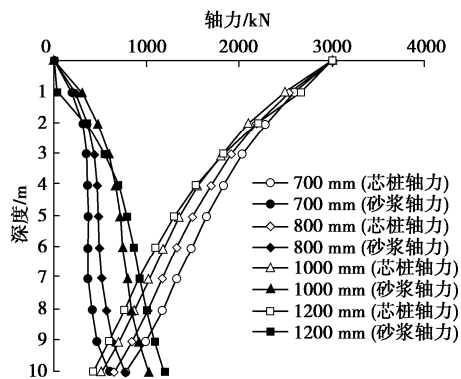


图 12 不同扩径情况下桩身轴力

Fig. 12 Axial forces under different reaming diameters

当扩体直径相对较大 (1200 mm) 时, 在桩顶 (1 m) 附近芯桩-砂浆的荷载传递作用出现明显降低现象, 这主要是因为, 随着扩体截面增大, 其单位面积应力水平降低, 单独承载芯桩与外围砂浆的相对位移势能增强, 两者共同作用逐渐减低。由此可见, 虽然扩体直径增加可以提升复合桩身的整体承载性能, 但较厚外围扩体也可能制约内部芯桩承载能力的发挥。工程实践中宜注意芯桩和外围扩体的工作协同性。针对水泥砂浆扩体预制桩, 以工程现场试验和本计算算例分析来看, 对于直径 500 mm 的芯桩, 外围砂浆扩体直径不宜大于 1000 mm。

考虑外围扩体材料性能的影响, 计算对比扩体弹

性模量为 0.8, 4, 7, 10 GPa 时扩体预制桩桩身内力, 如图 13。随着扩体材料模量增大, 芯桩轴力逐渐减小而外围扩体截面轴力逐渐增大。当扩体模量由较低的 0.8 GPa (如水泥土), 提升至 7~10 GPa (如水泥砂浆) 时, 芯桩轴力由总截面轴力的 93%, 降低至 77%~80%; 而外围扩体截面轴力由总截面轴力的 6%, 提升至 19%~23%, 说明外围扩体材料刚度的改善, 可提升内芯预制桩向周围传递荷载的效率。

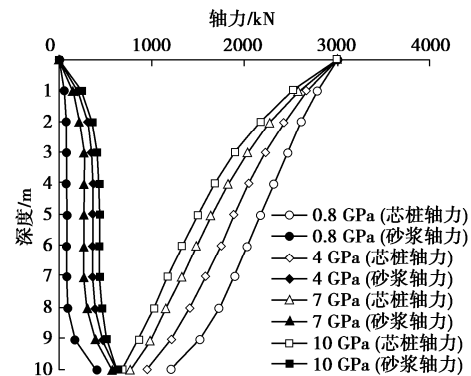


图 13 不同扩体材料情况下桩身轴力

Fig. 13 Axial forces under different peripheral materials

由扩体截面轴力分布曲线可以看出, 当扩体采用刚度相对较低 (0.8 GPa) 的水泥土时, 芯桩与扩体的显著相互作用仅发生在桩顶 (1 m) 和桩端 (2 m) 附近有限区域内; 随着扩体刚度增加, 芯桩与扩体的显著相互作用区域逐渐增大, 两者共同作用效应增强。在工程实践中可通过改善扩体材料性能, 增强内芯预制桩与外围扩体的共同作用。

4 结 论

(1) 根据芯桩承载全长扩体预制桩的受力变形特点, 综合考虑芯桩-扩体、扩体-周围土内外两界面剪切特性的发挥与耦合作用, 推导建立了芯桩承载扩体预制桩的荷载传递理论计算方法, 工程案例验证了该方法的可靠性。

(2) 外围扩体可改善桩身整体承载性能, 当扩体直径 (芯桩直径 500 mm) 由 700 mm 增加至 1000 mm 时, 桩顶沉降降低约 44.3%~59.5%; 外围扩体可将芯桩荷载有效传递至周围土体; 竖向荷载作用下, 随着深度增加, 芯桩轴力逐渐减小, 而外围扩体轴力逐渐增大, 对芯桩具有“扩径”作用。

(3) 扩体刚度的增加可提升芯桩荷载传递效率, 当扩体弹性模量由 0.8 GPa 增加至 7~10 GPa 时, 芯桩轴力占总截面轴力比例由 93% 降低至 77%~80%, 而扩体截面轴力占比由 6% 增加至 19%~23%, 芯桩与扩体共同作用效应增强。

参考文献:

- [1] 根固混凝土桩技术规程: T/CCES 35—2022[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2022. (Technical Specification for Root-Reinforced Concrete Piles: T/CCES 35—2022[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2022. (in Chinese))
- [2] 周同和, 张浩, 郜新军, 等. 根固桩与扩体桩[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2022. (ZHOU Tonghe, ZHANG Hao, GAO Xinjun, et al. Root-Fixed Pile and Enlarged Pile[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2022. (in Chinese))
- [3] JAMSAWANG P, BERGADO D, BANDARI A, et al. Investigation and simulation of behavior of stiffened deep cement mixing (SDCM) piles[J]. International Journal of Geotechnical Engineering, 2008, **2**(3): 229-246.
- [4] WONGLERT A, JONGPRADIST P, JAMSAWANG P, et al. Bearing capacity and failure behaviors of floating stiffened deep cement mixing columns under axial load[J]. Soils and Foundations, 2018, **58**(2): 446-461.
- [5] 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.
- [6] 俞建霖, 徐山岱, 杨晓萌, 等. 刚性基础下砼芯水泥土桩复合地基沉降计算[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2020, **51**(8): 2111-2120. (YU Jianlin, XU Shandai, YANG Xiaomeng, et al. Settlement calculation of composite foundation with concretecored DCM pile under rigid foundation[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2020, **51**(8): 2111-2120. (in Chinese))
- [7] 张浩, 刘维正, 何利超, 等. 引扩孔灌浆扩体预制桩竖向承载变形的简化计算[J]. 铁道科学与工程学报, 2022, **19**(1): 120-128. (ZHANG Hao, LIU Weizheng, HE Lichao, et al. Simplified calculation method for vertical bearing deformation of pre-bored grouting reamed precast pile[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2022, **19**(1): 120-128. (in Chinese))
- [8] ZHU S M, CHEN C F, CAI H, et al. Analytical modeling for the load-transfer behavior of stiffened deep cement mixing (SDCM) pile with rigid cap in layer soils[J]. Computers and Geotechnics, 2022, **144**: 104618.
- [9] 郜新军, 王剑博, 张浩, 等. 水泥砂浆扩体预制桩竖向承载特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2023, **45**(3): 634-643. (GAO Xinjun, WANG Jianbo, ZHANG Hao, et al. Field tests on bearing behaviors of cement mortar-expanded precast piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2023, **45**(3): 634-643. (in Chinese))
- [10] 顾士坦, 施建勇, 王春秋, 等. 劲性搅拌桩芯桩荷载传递规律理论研究[J]. 岩土力学, 2011, **32**(8): 2473-2478. (GU Shitan, SHI Jianyong, WANG Chunqiu, et al. Theoretical study of core pile load transfer regularity of reinforced mixing pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, **32**(8): 2473-2478. (in Chinese))
- [11] 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 Lianwei, LIU Xiliang, WANG Guangyong. 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))
- [12] ZHOU J J, GONG X N, WANG K H, et al. A simplified nonlinear calculation method to describe the settlement of pre-bored grouting planted nodular piles[J]. Journal of Zhejiang University: Science A, 2017, **18**(11): 895-909.
- [13] 王忍. 软土地基中柔性桩-土界面接触特性研究[D]. 株洲: 湖南工业大学, 2017. (WANG Ren. Research on Contact Performance of Interface between Flexible Column and Soil in Soft Clay[D]. Zhuzhou: Hunan University of Technology, 2017. (in Chinese))
- [14] 俞建霖, 徐嘉诚, 周佳锦, 等. 混凝土芯水泥土复合桩混凝土-水泥土界面摩擦特性试验研究[J]. 土木工程学报, 2022, **55**(8): 93-104, 117. (YU Jianlin, XU Jiacheng, ZHOU Jiajin, et al. Experimental study on frictional capacity of concrete-cemented soil interface of concrete-cored cemented soil column[J]. China Civil Engineering Journal, 2022, **55**(8): 93-104, 117. (in Chinese))
- [15] COOKE R W, PRICE G, TARR K. Jacked piles in London Clay: a study of load transfer and settlement under working conditions[J]. Géotechnique, 1979, **29**(2): 113-147.
- [16] RANDOLPH M F, WROTH C P. Analysis of deformation of vertically loaded piles[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1978, **104**(12): 1465-1488.
- [17] 梁善斋. 水泥土复合管桩竖向承载特性现场试验[J]. 岩土工程学报, 2021, **43**(增刊 2): 280-283. (LIANG Shanzhai. Field test of vertical bearing characteristics of cement-soil composite pipe pile[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, **43**(S2): 280-283. (in Chinese))