

DOI: 10.11830/ISSN.1000-5013.202101034



短芯 PHC 管桩水泥土根植桩 竖向承载力数值模拟

杜进金^{1,2}, 蔡奇鹏^{1,2}, 苏世灼^{1,2}, 方舒新^{1,2}, 林浩^{1,2}

(1. 华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 362021

2. 华侨大学 福建省隧道与城市地下空间工程技术研究中心, 福建 厦门 362021)

摘要: 为研究短芯预应力高强度混凝土(PHC)管桩水泥土根植桩的竖向荷载传递规律,结合现场案例展开数值模拟;分析各级荷载下管桩及水泥土桩身应力与侧壁摩阻力分布特征,研究根植桩的受荷规律和承载力影响因素.数值模拟结果表明:在管桩长度范围内,水泥土对管桩侧阻力的发挥做出了贡献,在管桩桩端处,荷载由管桩向水泥土传递,使得此处水泥土应力应变急剧增加;管桩桩端附近水泥土的侧向变形突增,增加了管桩-水泥土界面的摩擦强度,明显提高了管桩的侧摩阻力;管桩桩端附近水泥土塑性变形集中,是根植桩的一个薄弱环节.此外,水泥土粘聚力的增加能较为显著提高根植桩承载力,但水泥土的弹性模量及摩擦角对根植桩承载性能影响小.为充分发挥根植桩承载力,在进行设计时,宜使水泥土的粘聚力为 250 kPa、摩擦角为 40°、弹性模量为 400 MPa.

关键词: 短芯预应力高强度混凝土管桩; 水泥土根植桩; 侧摩阻力; 竖向承载力; 数值模拟

中图分类号: TU 473.11 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2021)06-0740-08

Numerical Simulation of Vertical Bearing Capacity of Cemented-Soil Pile Rooted With Short-Core PHC Pipe Pile

DU Jinjin^{1,2}, CAI Qipeng^{1,2}, SU Shizhuo^{1,2},
FANG Shuxin^{1,2}, LIN Hao^{1,2}

(1. Collage of Civil Engineering of Huaqiao University, Xiamen, 362021, China

2. Fujian Research Center for Tunneling and Urban Underground Space Engineering,
Huaqiao University, Xiamen, 362021, China)

Abstract: In order to study the vertical load transfer of the cemented-soil pile rooted with short-core pre-stressed high-strength concrete(PHC) pipe pile, numerical simulation was carried out in combination with field case. The distribution characteristics of axial stress and lateral friction resistance of the pipe pile and cemented soil under various load steps were analyzed. The load-bearing and influencing factors of bearing capacity of rooted pile was studied. The numerical simulation results show that: In the length range of pipe pile, cemented soil contributes to the lateral resistance of pipe pile. At the end of pipe pile, the load is transferred rapidly from the pipe pile to cemented soil, resulting in a sharp increase in the stress and strain of cemented soil here. The lateral deformation of cemented soil near the end of pipe pile increases sharply, which increases the friction

收稿日期: 2021-01-23

通信作者: 蔡奇鹏(1982-),男,教授,博士,博士生导师,主要从事岩土与隧道工程模型试验和数值模拟的研究. E-mail:cqp@hqu.edu.cn.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51778249)

strength of the interface between pipe pile and cemented soil, and also increases obviously the lateral friction resistance of pipe pile. Plastic deformation is concentrated at the cemented soil near the end of pipe pile, resulting in a weak part of the rooted pile. The increase of cohesion of cemented soil can significantly improve the bearing capacity of the rooted pile. However, the elastic modulus and friction angle of cemented soil have little effect on the bearing capacity of the rooted pile. In order to fully develop the bearing capacity of the rooted pile, the cohesive force of cemented soil 250 kPa, the friction angle 40° and the elastic modulus 400 MPa are suggested for design.

Keywords: short-core prestressed high-strength concrete pipe piles; cemented soil rooted piles; lateral friction resistance; vertical bearing capacity; numerical simulation

桩基础按施工方法主要分成预制桩和灌注桩。预制桩具有桩体质量好、施工方便等优点,但预制桩在施工中的挤土效应,可能对周边建筑造成不利影响^[1-3],且预制桩无法贯穿深厚密实砂层或卵石层、无法进入碎块状强风化或中风化以上岩层。冲孔或旋挖成孔灌注桩虽能够进入到碎块状强风化或中风化以上岩层,但在施工中容易出现颈缩、断桩和桩端沉渣等质量问题^[4-5]。

管桩水泥土根植桩是在水泥土桩初凝前,将预制管桩植入的一种新型组合桩基,施工过程中既能保证施工质量,又能有效降低对周围环境影响。该工法桩可用于含水率高、压缩性高、强度低的沿海软土地区^[6-7],并且能适用于多孤石地质的桩基施工中。宋义仲等^[8-9]通过现场实验展开管桩水泥土根植桩承载性能的研究,研究表明根植桩的承载力高出同尺寸灌注桩 40% 的同时,造价降低了 35%。凌光荣等^[10]进行了劲性搅拌桩的现场实验,研究表明劲性搅拌桩的单桩承载力是同尺寸钻孔灌注桩的 1.36~1.54 倍,侧摩阻力则达到了灌注桩的 1.26~1.47 倍。刘汉龙等^[11]进行高喷插芯组合桩模型试验,研究表明高喷插芯组合桩的承载力是同尺寸混凝土灌注桩的 1.33 倍,侧摩阻力则达到灌注桩的 1.47 倍。根植桩兼具预制桩和灌注桩各自的优点,单桩承载力高、施工工艺创新,有着很好的经济效益和发展前景,因此对根植桩承载性能的研究具有重要的意义。

目前,根植桩应用主要集中于我国部分省份,如江苏、浙江等,其他省份对该种工法桩的应用和研究还较少。针对管桩水泥土根植桩的各地规范中^[12-14],承载力计算方法各不相同,而且在承载力计算上都偏保守,如江苏省 DGJ32/TJ 151-2013《劲性复合桩技术规程》^[12]中,对于短芯桩承载力计算公式,端阻力的计算面积仅取芯桩面积,使得根植桩设计时其优势得不到充分发挥。本文选用 FLAC 3D 有限差分软件,对文献[6]中的工程实例展开模拟分析,研究管桩水泥土根植桩竖向受荷规律,并对桩周水泥土进行受力分析。

1 数值模型建立

1.1 模型尺寸

先以文献[6]报道的现场试验结果对数值模拟方法进行验证。该工程案例采用压桩机在水泥土初凝前,将长为 11 m、直径为 500 mm、壁宽为 125 mm 的单节预制管桩压入长为 14 m、直径为 800 mm 的水泥粉喷桩中,共同组成管桩水泥土根植桩,如图 1 所示。

该工程地基土以粉土、粉砂、黏土为主,其中在根植桩桩长深度范围内地基土主要有粉砂夹粉土,根植桩以下地基土主要有黏土与粉砂。为简化计算,将土体模型简化为 14 m 厚的桩周土及 10 m 厚桩端土(图 1)。

1.2 网格划分及边界条件

计算三维模型的网格划分和边界条件,如图 2 所示。根据研究问题的对称性,计算模型取实际完整模型的 1/4,模型尺寸(长×宽×高)为 14 m×14 m×24 m。

从图 2 可知,根植桩的网格划分相对较密,土体的网格划分则相对较疏。其中,管桩投影范围内水泥土采用柱体网格单元模拟,管桩与管桩投影范围外水泥土均采用柱形壳体单元模拟,土体采用柱形外围

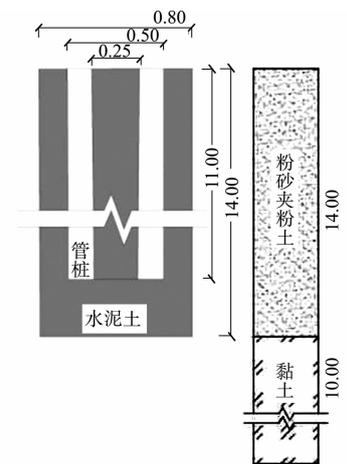
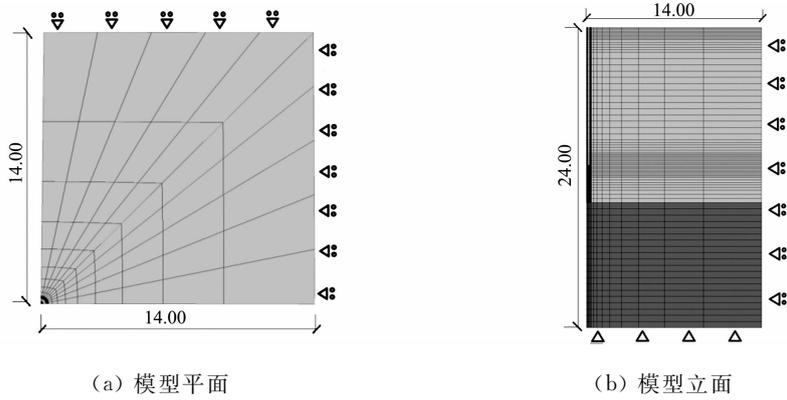


图 1 根植桩结构示意图(单位:m)

Fig. 1 Structure of rooted pile (unit: m)



(a) 模型平面

(b) 模型立面

图2 数值模型网格划分和边界条件(单位:m)

Fig. 2 Numerical model mesh and boundary conditions (unit: m)

渐变放射网格单元模拟,在靠近根植桩部分的网格较密;随着土体与根植桩中心距离的增加,网格尺寸逐渐增大。

在管桩桩顶和桩端可能出现应力集中处进行水平网格的加密,以获取更详细的数据,如图2(b)所示。在土体模型外侧约束 X 和 Y 两个方向的水平位移,在模型底面束底面土体 X 、 Y 和 Z 这3个方向的位移,模型顶部平面($z=0$)为不受约束的自由面,如图2所示。

1.3 材料参数及本构模型

数值模拟中,桩周土体、桩端土体和水泥土均采用满足Mohr-Coulomb屈服准则的理想弹塑性模型进行模拟;管桩采用各向同性弹性模型进行模拟,应力应变关系满足广义胡克定律。模型材料物理学基本参数,如表1所示。表1中: γ 为重度; ν 为泊松比; E 为弹性模量; c 为粘聚力; φ 为摩擦角。

表1 模型材料物理学参数

Tab. 1 Physical and mechanical parameters of the model material

模型	本构模型	$\gamma/\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$	ν	E/GPa	c/kPa	$\varphi/(\text{°})$
桩周土	摩尔库伦	17.0	0.40	0.06	15.0	37.0
桩端土	摩尔库伦	17.0	0.42	0.11	16.3	37.0
水泥土	摩尔库伦	19.0	0.28	0.60	300.0	38.0
管桩	弹性模型	25.0	0.20	38.00	—	—

管桩-水泥土和水泥土-土体间的接触界面均采用FLAC 3D有限差分软件内置的无厚度接触面(interface)单元进行模拟,并假设接触面单元满足库伦剪切强度的理想弹塑性本构模型^[15]。即在弹性阶段接触面单元的剪切力随着剪切位移线性增加,而进入完全塑性阶段后接触面单元的剪切力不再增加,接触面强度参数取为0.8倍周围土体强度参数^[15],如表2所示。表2中: k_n 为法向刚度; k_s 为切向刚度; c 为粘聚力; φ 为摩擦角。

表2 接触面力学参数

Tab. 2 Mechanical parameters of contact surface

接触面	$k_n/\text{GPa}\cdot\text{m}^{-1}$	$k_s/\text{GPa}\cdot\text{m}^{-1}$	c/kPa	$\varphi/(\text{°})$
管桩-水泥土	4.22	4.22	240.0	30
水泥土-桩周土	0.61	0.61	8.5	30
水泥土-桩端土	0.61	0.61	12.0	30

接触面法向刚度与切向刚度取值根据文献[15-16]的建议,取周围最硬区域的等效刚度的1至10倍,文中取10倍。其计算式为

$$k_n = k_s = 10 \max \left[\frac{K + \frac{4}{3}G}{\Delta z_{\min}} \right]. \quad (1)$$

式(1)中: K 是体积模量; G 是剪切模量; Δz_{\min} 是接触面法向方向上连接区域上最小尺寸。

1.4 数值模拟步骤

首先,将所有实体单元均模拟为土体,使其在自重应力下达到平衡状态,生成初始地应力。其次,赋

予水泥土和管桩单元相应的力学强度参数,再进行应力的平衡,并将所有方向的位移清零.最后,在管桩桩顶施加 840 kN 初始荷载,而后每级增加 420 kN 荷载,直至增加至第 9 级荷载 4 200 kN.

2 数值模拟与计算结果分析

2.1 荷载-沉降曲线

数值模拟计算得到管桩荷载-沉降($Q-s$)曲线与现场实测^[6]的对比,如图 3 所示.图 3 中: Q 为荷载; s 为沉降.从图 3 可知:计算得到和实测的 $Q-s$ 曲线均呈缓变型,随着荷载的增加,管桩的沉降及沉降速率逐渐增加,直至最后一级荷载, $Q-s$ 曲线没有出现陡降的情况.在第 3~6 级荷载时,数值计算的沉降小于现场实测结果(最大相差约 0.35 mm),这可能是由于数值计算中对土层进行了一定的简化;在第 7 级荷载之后,两条 $Q-s$ 曲线基本吻合,表明该数值模型及参数选取均较为合理.

进一步对比直径为 500 mm 的管桩在相同地质条件下的荷载沉降曲线,如图 3 所示.从图 3 可知:在施加前 2 级荷载(Q 分别为 840, 1 260 kN)时,管桩与根植桩的沉降量基本一致;但在第 2 级荷载以后($Q \geq 1 260$ kN),相同荷载水平下管桩的沉降量明显大于根植桩,由此可见根植桩的承载性能明显优于管桩.当桩顶荷载为 4 200 kN 时,管桩的沉降量达到 28.6 mm,是根植桩沉降量的 2 倍.这是因为管桩桩端未能进入良好的持力层,使管桩的端阻力未得到充分发挥,这种情况下管桩的沉降大、承载性能差.在无法进入到良好持力层的情况下,相较于管桩,根植桩能有效发挥其侧摩阻力,具有承载性能的优势.

2.2 管桩轴力与侧摩阻力

根据计算得到的桩身轴力,管桩的侧摩阻力 f_{mm} 计算式为

$$f_{mm} = \frac{P_n - P_m}{A_{mm}} \quad (2)$$

式(2)中: P_m, P_n 分别为管桩桩顶以下 m, n m 截面处的桩身轴力; A_{mm} 为管桩桩身 $m \sim n$ m 间的侧表面积,侧表面积指的是管桩外侧的侧表面积,在根植桩相关规范^[12]及文献^[11,17]中,管桩的侧摩阻力计算采用管桩外表面的侧表面积.

文中在计算管桩投影范围内水泥土的轴向力仅为管桩投影范围外水泥土的 10%~13%,故在计算管桩侧摩阻力时仅取管桩的外侧表面积,计算截面示意图如图 4 所示.

各级荷载下管桩轴力和侧摩阻力分布图,分别如图 5,6 所示.图 5,6 中: h 为桩身深度; P 为轴力; f_{mm} 为侧摩阻力.

从图 5 可知:在同一桩身深度处,管桩的轴力随着桩顶荷载的增加而增加;而在同一级荷载下,管桩的轴力随着深度的增加而减小,并在桩端处降低至最小值.桩身轴力分布规律表明,在施加桩顶竖向荷载过程中,桩身侧摩阻力优先发挥,在 1~10 m 的范围内,桩侧水泥土对管桩侧摩阻力的发挥做出了贡献.

在第 1 级荷载(840 kN)作用下,管桩的桩端轴力较小,仅为 85 kN,占桩顶荷载的 12%;随着桩顶荷载的增加,桩端阻力逐渐发挥;在桩顶荷载达到 4 200 kN 时,桩端阻力达到最大值为 682 kN,占桩顶荷载的 16%,表现出端承摩擦桩的工作特性.在同一级荷载下,桩端 11 m 处轴力对比桩身 10 m 处轴力,显著下降;随着桩顶荷载的增大,这一下降趋势更加明显;在 4 200 kN 桩顶荷载下,桩端 11 m 处的轴力仅为桩身 10 m 处轴力的一半,这说明荷载在管桩桩端处由管桩迅速传递到桩周水泥土.

从图 6 可知:在同一桩身深度时,管桩的侧摩阻力随着桩顶荷载的增加而增加;在同一级荷载下,管桩的侧摩阻力在桩顶附近较高,这是因为在桩顶附近管桩所受荷载最大,浅层管桩与水泥土的相对位移

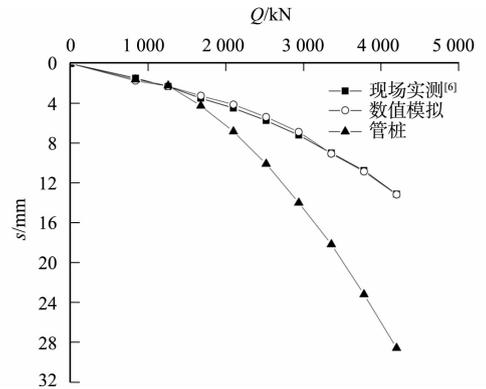


图 3 数值模拟与现场实测的 $Q-s$ 曲线

Fig. 3 Numerical simulation and field measured $Q-s$ curves

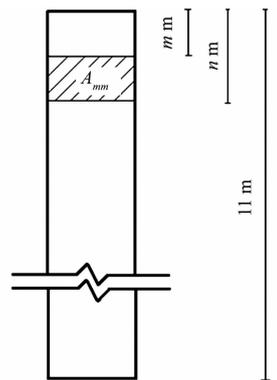


图 4 管桩计算截面示意图
Fig. 4 Schematic diagram of calculation section of pipe pile

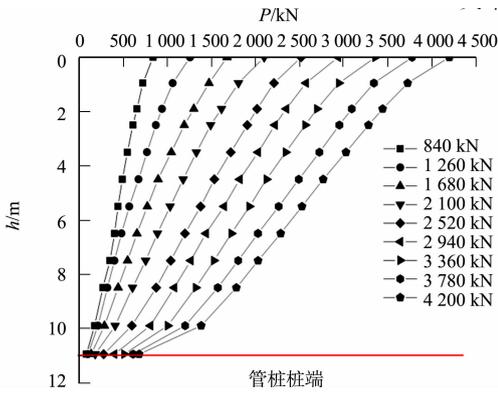


图5 管桩轴力分布图

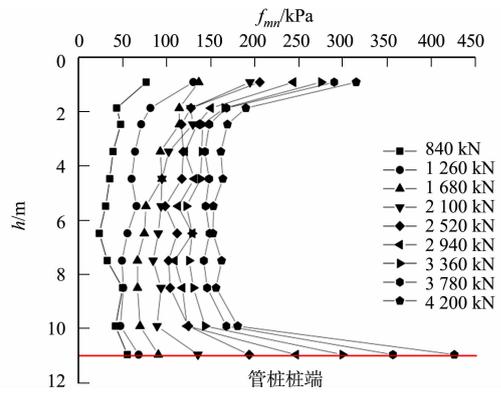


图6 管桩侧摩阻力分布图

Fig. 5 Distribution of axial force of pipe pile

Fig. 6 Distribution of lateral friction of pipe pile

最大,侧摩阻力发挥比较充分^[7].管桩侧摩阻力在1~2 m段迅速减小,在2~10 m段侧摩阻力则变化不大,而在靠近桩端附近(11 m处)侧摩阻力急剧增加.随着桩顶荷载的增加,桩端附近的侧摩阻力陡增的现象更加明显,在4 200 kN荷载,11 m处的侧摩阻力达到了427 kPa,是10 m处的2.4倍.

2.3 混凝土受力分析

各级荷载下,管桩投影范围内、外混凝土的轴向应力分布图,如图7,8所示.图7,8中: h 为桩身深度; F 为轴向应力.某截面处管桩投影范围内混凝土的轴向应力为相应计算单元的轴向力之和除以计算单元的总面积,同理求得管桩投影范围外混凝土轴向应力.其中11 m以下的水泥土仍然区分管桩投影范围内外,并分别进行计算.

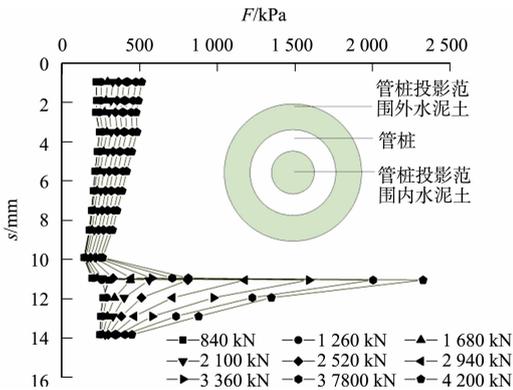


图7 管桩投影范围内水泥土的轴向应力分布

Fig. 7 Axial stress distribution of cemented soil within projection of pipe pile

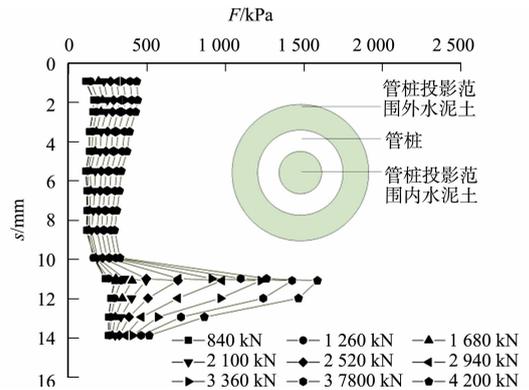


图8 管桩投影范围外水泥土的轴向应力分布

Fig. 8 Axial stress distribution of cemented soil outside projection of pipe pile

从图7,8可知:管桩内、外混凝土的轴向应力分布规律相似.在同一桩身深度处,混凝土的轴向应力随着桩顶荷载的增加而增加.在同一荷载下,混凝土的轴向应力则随着深度的增加而减小,在10 m处达到最小值;随后,混凝土的轴向应力在管桩桩端附近出现陡增,达到峰值后,轴向应力迅速减小.随着桩顶荷载的增加,管桩桩端处混凝土轴向应力陡增的现象更加明显.在4 200 kN荷载下10 m处的管桩投影范围内混凝土轴向应力为267 kPa,在11 m处其值为2 323 kPa,是10 m处的8.7倍;管桩投影范围外混凝土轴向应力为333 kPa,在11 m处其值为1 592 kPa,约为10 m处的4.8倍.

由混凝土应力突增的现象可见,管桩的桩端处(11 m处),竖向荷载确实由管桩迅速传递到混凝土,与图5反映的现象是一致的.在管桩桩端以下,混凝土轴向应力迅速减小,在14 m深度处降为与桩顶处相近的值.

在4 200 kN荷载下,对称面上管桩桩端附近(10~12 m)混凝土塑性区分布图,如图9所示.由对称性原则可见,管桩之下有圆锥状的水泥土处于弹性压缩状态,而其余部分混凝土处于塑性变形状态,这与刚性地基的剪切破坏形式类似^[18].太沙基^[19]认为,浅基础底面的粗糙能够阻止基底土体剪切位移的发生,相似地,管桩桩底与混凝土的摩阻力使桩底混凝土不产生剪切位移,形成一个“弹性区”.因此,

管桩桩底以下的水泥土不发生破坏而处于弹性状态. 随着荷载的增加, 管桩下水泥土发生压缩变形, 管桩四周的水泥土会发生局部的剪切破坏.

结合图 7,8,9 可知: 在管桩桩端附近的水泥土应力水平高、塑性变形集中, 是水泥土的一个薄弱环节, 更是根植桩的一个薄弱环节. 因此, 在设计时建议提高桩端以下水泥土的强度, 避免造成局部破坏而根植桩承载优势无法体现. Zhou 等^[20] 也建议实际工程中需要特别注意增强桩端扩大头水泥土的强度.

由于管桩投影范围内水泥土的侧摩阻力小, 并未出现塑性区, 故以下主要讨论管桩投影范围外水泥土的侧摩阻力和侧向应变. 管桩投影范围外水泥土侧摩阻力和侧向应变变化, 分别如图 10,11 所示. 图 10,11 中: h 为桩身深度; f_{m} 为侧摩阻力; ϵ 为应变.

从图 10 可知: 在同一级荷载下, 地表以下 10 m 范围的水泥土的侧摩阻力变化不显著, 但在靠近桩端(11 m 处)侧摩阻力也出现增大, 进入桩端底部后则迅速减小. 从图 11 可知: 管桩投影范围外水泥土在地表以下 10 m 范围内发生的侧向变形程度较小, 但在管桩桩端附近处(10~11 m)侧向变形急剧增加, 在 11 m 处到达峰值.

在数值模拟中可见桩端附近水泥土呈现膨胀的趋势, 表明在桩端附近管桩投影范围外水泥土向外发生侧向的变形, 挤压桩周土体, 使得水泥土与土体间的水平应力增加, 从而提高了管桩投影范围外水泥土的侧摩阻力(图 10). 同时, 这也使得管桩与水泥土之间的法向应力增加, 提高管桩-水泥土接触面的接触面强度, 是管桩侧摩阻力在桩端附近突增的原因之一.

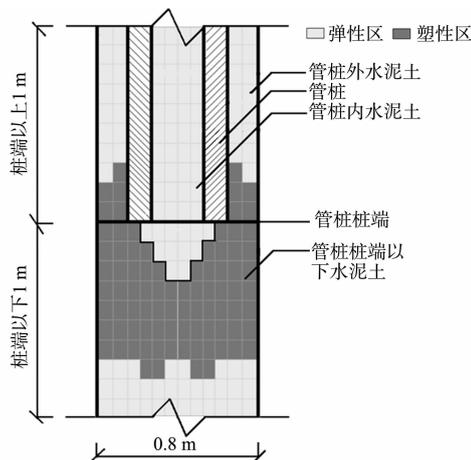


图 9 对称面上水泥土塑性区分布
Fig. 9 Distribution of plastic zone of cemented soil on symmetry plane

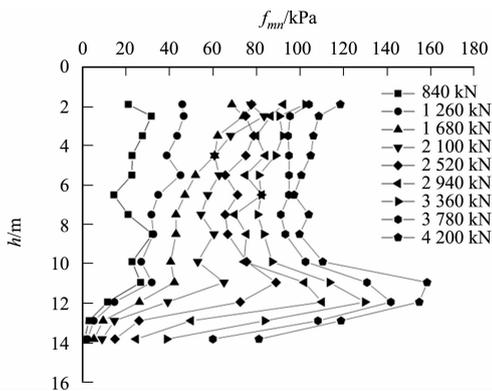


图 10 管桩投影范围外水泥土的侧摩阻力变化
Fig. 10 Variation of lateral friction of cemented soil outside projection range of pipe pile

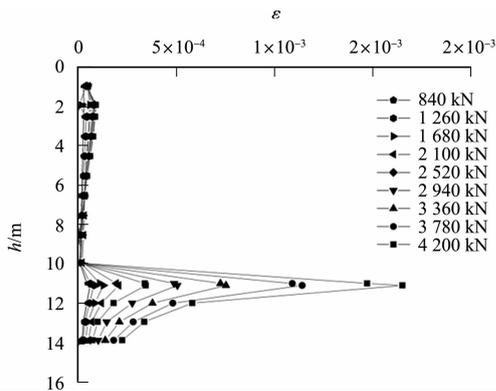


图 11 管桩投影范围外水泥土的侧向应变变化
Fig. 11 Variation of lateral strain of cemented soil outside projection range of pipe pile

2.4 竖向承载力影响因素分析

2.4.1 水泥土粘聚力 根植桩的荷载-沉降($Q-s$)曲线受水泥土粘聚力(c)的影响, 如图 12 所示. 图 12 中: Q 为荷载; s 为沉降(下同略). 从图 12 可知: 改变水泥土粘聚力并不会改变 $Q-s$ 曲线的基本形态, 其发展均呈现渐变型变化. 当荷载较小(小于 3 000 kN)时, 粘聚力对 $Q-s$ 曲线几乎没有影响, 这是因为当荷载较小时土体还处于弹性状态; 而当荷载较大(大于 3 000 kN)时, 地基土发生竖向压缩, 局部发生剪切, 达到塑性状态^[6]. 当荷载较大时, 粘聚力的增加带来的沉降差异逐渐体现, 随着粘聚力的增大, 桩顶沉降逐渐减小. 在 7 000 kN 的桩顶荷载水平下, 当粘聚力从 50 kPa 增大至 100 kPa 时, 桩顶沉降量从 50.9 mm 下降为 41.7 mm, 沉降下降趋势明显; 而当粘聚力从 250 kPa 增大至 300 kPa 时, 桩顶沉降量仅下降 1.5 mm, 粘聚力大于 300 kPa 后, 其对沉降影响微弱.

2.4.2 水泥土摩擦角 根植桩的荷载-沉降($Q-s$)曲线受水泥土摩擦角(φ)的影响, 如图 13 所示. 从图

13可知:与粘聚力的影响规律相似,但总体来看摩擦角的影响程度小.当桩顶荷载达到一定水平(大于3360 kN)时,摩擦角的增加带来的沉降差异逐渐体现;随着摩擦角的增大,桩顶沉降逐渐减小.在7000 kN的桩顶荷载水平下,当摩擦角从25°增大至30°时,桩顶沉降量从37.4 mm下降为35.8 mm,沉降下降趋势不明显;而当粘聚力从45°增大至50°时,桩顶沉降量仅下降1 mm,对承载力提高的效果微弱.

2.4.3 水泥石弹性模量 根植桩的荷载-沉降(Q-s)曲线受水泥石弹性模量(E)的影响,如图14所示.从图14可知:相比于图12和图13的粘聚力和摩擦角,水泥石弹性模量对沉降差异的影响在第4级荷载(2100 kN)后便开始体现.曲线在第4级荷载后便不再重合,随着荷载的增加,根植桩桩顶沉降增加且增速加快.由图13可知:水泥石弹性模量的增加对根植桩桩顶的沉降影响很小,尤其是当水泥石弹性模量大于400 MPa后,几条曲线几乎重合,继续增加水泥石弹性模量,沉降的变化非常有限.张永刚^[21]认为水泥石弹性模量对沉降的影响小,但管桩-水泥石界面应该具有足够的粘结强度避免相对滑移,工程中应使水泥石抗压强度稳定在1.3 MPa以上.

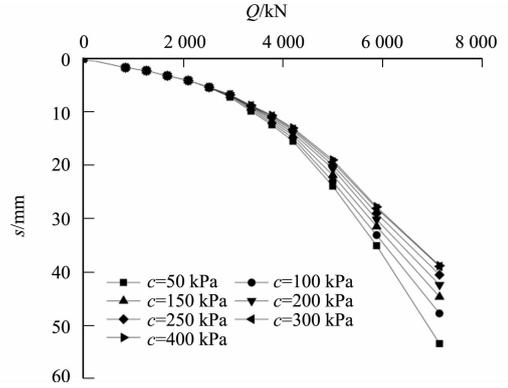


图12 水泥石粘聚力对沉降影响
Fig. 12 Influence of cohesion of cemented soil on settlement

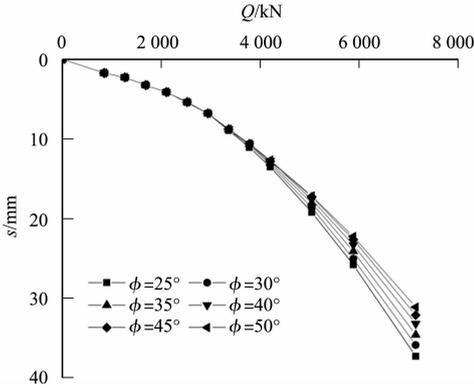


图13 水泥石摩擦角对沉降影响
Fig. 13 Influence of friction angle of cemented soil on settlement

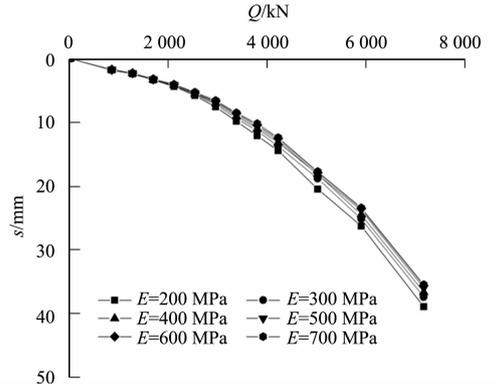


图14 水泥石弹性模量对沉降影响
Fig. 14 Influence of elastic modulus of cemented soil on settlement

3 结论

采用FLAC 3D有限差分软件对管桩水泥石根植桩竖向载荷试验进行三维数值分析,在验证数值模型合理的条件下,进一步对根植桩竖向受荷规律和承载力主要影响因素进行研究.文中重点考察根植桩的承载机理及管桩投影范围外水泥石的受力特征,得到以下4个主要结论.

- 1) 在1~10 m的范围内,桩侧水泥石对管桩侧摩阻力的发挥做出了贡献;在管桩桩端处(11 m),荷载由管桩迅速传递至管桩桩端下水泥石,使得水泥石应力在此处突增.
- 2) 在管桩桩端以上约1 m的范围内,水泥石的侧向变形突增,并在管桩桩端处达到最大值.这使得管桩-水泥石界面的法向应力增大,进一步提高管桩-水泥石界面的摩擦强度,从而引起了管桩侧摩阻力在此处突增的现象.
- 3) 在最后一级荷载作用下,管桩桩端以下圆锥体范围内的水泥石处于弹性状态,而圆锥范围以外的水泥石则进入塑性状态.这表明,桩端以下水泥石发生局部剪切破坏,是整根根植桩的薄弱环节.因此,在设计时建议提高桩端以下水泥石的强度,避免局部破坏导致根植桩承载优势无法体现.
- 4) 改变水泥石参数大小并不会明显改变Q-s曲线的形态.在一定范围内,水泥石粘聚力的增加能有效减小根植桩桩顶沉降,且桩顶荷载水平越大影响越显著;而水泥石摩擦角和弹性模量均对根植桩承

载性能的影响不显著.为充分发挥根植桩承载力,在根植桩桩进行设计时,宜使水泥土的粘聚力达到250 kPa、摩擦角达到 40° 、弹性模量达到400 MPa.

参考文献:

- [1] 龚晓南,李向红.静力压桩挤土效应中的若干力学问题[J].工程力学,2000,17(4):7-12. DOI:10.3969/j.issn.1000-4750.2000.04.002.
- [2] 钟建敏.预制桩沉桩挤土引起的桩基质量问题与处理[J].建筑结构,2017,47(增刊2):458-463. DOI:10.19701/j.jzjg.2017.s2.091.
- [3] 雷华阳,李肖,陆培毅,等.管桩挤土效应的现场试验和数值模拟[J].岩土力学,2012,33(4):1006-1012. DOI:10.3969/j.issn.1000-7598.2012.04.007.
- [4] 张东.单桩现场试验及桩端沉渣对单桩承载力的影响分析[D].北京:北京建筑大学,2019.
- [5] 周庆,郑吉成,李君,等.钻孔灌注桩施工常见故障和处理对策[J].施工技术,2012,41(1):28-31,35.
- [6] 李俊才,张永刚,邓亚光,等.管桩水泥土复合桩荷载传递规律研究[J].岩石力学与工程学报,2014,33(增刊1):3068-3076.
- [7] 周佳锦.静钻根植竹节桩承载及沉降性能试验研究与有限元模拟[D].杭州:浙江大学,2016.
- [8] 宋义仲,卜发东,程海涛,等.管桩水泥土复合基桩承载性能试验研究[J].工程质量,2012,30(5):12-16. DOI:10.3969/j.issn.1671-3702.2012.05.004.
- [9] 宋义仲,马凤生,赵西久,等.填芯管桩水泥土复合基桩及施工方法:101858079A[P].2010-10-13.
- [10] 凌光容,安海玉,谢岱宗,等.劲性搅拌桩的试验研究[J].建筑结构学报,2001(2):92-96. DOI:10.3321/j.issn:1000-6869.2001.02.018.
- [11] 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. DOI:10.3969/j.issn.1000-7598.2010.05.008.
- [12] 江苏兴鹏基础工程有限公司,江苏省建筑科学研究院有限公司.劲性复合桩技术规程:DGJ32/TJ 151-2013[S].南京:江苏科学技术出版社,2013.
- [13] 中国建筑科学研究院,广东省建筑科学研究院,中冶建筑研究总院有限公司,等.建筑基桩检测技术规范:JGJ 106-2014[S].北京:中国建筑工业出版社,2014.
- [14] 万通建设集团有限公司,昆明二建建设(集团)有限公司,江苏通州基础工程有限公司,等.劲性复合桩技术规程:JGJ/T 327-2014[S].北京:中国建筑工业出版社,2014.
- [15] 陈育民,徐鼎平.FLAC/FLAC 3D基础与工程实例[M].2版.北京:中国水利水电出版社,2013.
- [16] WU Jiujiang, LI Yan, CHENG Qiangong, *et al.* A simplified method for the determination of vertically loaded pile-soil interface parameters in layered soil based on FLAC 3D[J]. Frontiers of Structural and Civil Engineering, 2016, 10(1):103-111.
- [17] ZHOU Jiajin, GONG Xiaonan, WANG Kuihua, *et al.* Testing and modeling the behavior of pre-bored grouting planted piles under compression and tension[J]. Acta Geotechnica, 2017, 12(9):1061-1075. DOI:10.1007/s11440-017-0540-6.
- [18] 赵明华.土力学与基础工程[M].2版.武汉:武汉理工大学出版社,2014.
- [19] 太沙基 K.理论土力学[M].徐志英,译.北京:北京地质出版社,1960.
- [20] ZHOU Jiajin, GONG Xiaonan, WANG Kuihua, *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. DOI:10.1080/1064119X.2015.1012313.
- [21] 张永刚.管桩水泥土复合桩承载性能影响因素分析[J].土工基础,2014,28(4):60-65.

(责任编辑:黄仲一 英文审校:方德平)