

吴承亮, 邬远康, 赵川. 基于 GNSS 观测的阳江地区形变特征分析[J]. 华南地震, 2022, 42(1): 113–118. [WU Chengliang, WU Yuankang, ZHAO Chuan. Influence of Pile–soil Interface Parameters on Ultimate Bearing Capacity of Single Pile[J]. South China journal of seismology, 2022, 42(1): 113–118]

桩土界面参数对单桩极限承载力的影响

吴承亮¹, 邬远康¹, 赵 川²

(1. 上海公路桥梁(集团)有限公司, 上海 201611; 2. 上海大学力学与工程科学学院, 上海 200444)

摘要: 桩土相互作用效果是研究桩基础的关键因素, 而桩土界面参数的确定极大的影响了该界面的性质。为了探明桩基础在不同的界面抗剪强度指标下的强度特性, 依托巢湖市滨湖景城安置房工程, 以有限差分软件 FLAC^{3D} 为平台, 采用两种荷载传递模型对比分析了不同界面黏聚力与内摩擦角对单桩极限承载力的影响规律。研究结果表明: 在 FLAC^{3D} 中采用双曲线模型比理想弹塑性模型能够更好的模拟桩土相互作用; 在一定范围内, 增大桩土界面黏聚力和内摩擦角, 单桩极限承载力都有增大的趋势, 且增大趋势逐渐减少, 黏聚力对单桩极限承载力影响较为明显; 桩土界面黏聚力和内摩擦角变化主要提升桩体桩侧摩阻力影响单桩极限承载力。

关键词: 桩土相互作用; 荷载传递模型; 桩土界面参数; 单桩极限承载力;

中图分类号: TU745.3

文献标识码: A

文章编号: 1001-8662(2022)01-0113-09

DOI: 10.13512/j.hndz.2022.01.15

Influence of Pile–soil Interface Parameters on Ultimate Bearing Capacity of Single Pile

WU Chengliang¹, WU Yuankang¹, ZHAO Chuan²

(1. Shanghai Highway and Bridge (Group) Co., Ltd., Shanghai 201611, China; 2. School of Mechanics and Engineering Science, Shanghai University, Shanghai 200444, China)

Abstract: The effect of pile–soil interaction is the key factor in the study of pile foundation, and the determination of pile–soil interface parameters greatly affects the properties of pile–soil interaction. In order to find out the strength characteristics of pile foundation under different interface shear strength parameters, two load transfer models are used to compare and analyze the influence of different interface cohesion and internal friction angle on the ultimate bearing capacity of single pile based on the Chaohu project in FLAC^{3D}. The results show that the hyperbolic model can better simulate the pile–soil interaction than the ideal elastic–plastic model in FLAC^{3D}. In a certain range, the ultimate bearing capacity of single pile tends to increase when the cohesion and internal friction angle of pile–soil interface are increased, and the increasing trend decreases gradually. The influence of cohesion on the ultimate bearing capacity of single pile is more obvious. The cohesion and internal friction angle of pile–soil interface increase the change of internal friction angle mainly affects the pile side friction.

收稿日期: 2021-10-12

基金项目: 国家自然科学基金项目(51678352)

作者简介: 吴承亮(1989–), 男, 学士, 工程师, 主要从事道路桥梁工程方面的工作。

E-mail: 422354822@qq.com

Keywords: Pile-soil interaction; Load transfer model; Pile-soil interface parameters; Ultimate bearing capacity of single pile

0 引言

随着城市高层建筑日益增多,桩基础由于承载力高、稳定性好,沉降量小且适应性强等优点而被广泛用于高层建筑基础,桩土相互作用问题成为岩土工程领域的一个十分重要的问题,在数值分析中桩土界面参数的选择是影响桩土界面性质的关键因素,一般变量仅选取界面黏聚力 c 、内摩擦角 φ 、法向刚度 k_n 以及切向刚度 k_s 。前两者受桩周土体与桩的接触性能影响;后两者受相邻最硬区域等效刚度的影响。

桩土界面黏聚力及内摩擦角是描述桩土界面力学性质的重要指标,被国内外学者应用于分析土与混凝土接触面力学特性中^[1-2],桩土界面的抗剪强度反映实际桩土界面阻力大小。针对桩土界面抗剪强度参数,陈俊桦等^[3]研究得出界面黏聚力随粗糙度的增大而增大,并逐渐趋近于土体自身黏聚力。DiDonna等^[4]对伊利土-混凝土接触面进行温控直剪测试,发现温度对摩擦角影响不大,黏聚力随温度上升较为明显。何鹏飞等^[5]在不同温度下对冻土-混凝土界面进行一系列直剪试验,随着试验温度的降低,界面的峰值黏聚力随冻融循环增加分别表现为增加、稳定和下降。上述研究表明在桩土相互作用过程中,不同试验因素的变化通过改变界面黏聚力与内摩擦角的大小影响桩土界面强度特性。但是在数值分析中,无法直接确定界面黏聚力与内摩擦角。传统方法^[6]中该参数的数值一般假定为桩身周围土体摩擦参数的若干倍,通过模拟分析得出静载荷试验数据,与现场静载荷试验数据对比,选择模拟得到的荷载-沉降曲线与现场实验测得的荷载-沉降曲线较为接近的数值为该参数参考值。但是由于实际工程存在误差,取值范围不一,桩土界面参数的取值大小对数值模拟结果产生较大影响。目前,有关桩土界面的研究主要集中在材料性质及试验条件方面,对数值模拟中不同桩土界面参数取值影响实际计算结果的研究较少,尤其鲜有对界面黏聚力与内摩擦角的数值模拟研究。

同时,桩土界面的荷载传递模型是计算桩土界面刚度的重要理论,在计算单桩竖向承载力,监测桩基变形中发挥重要作用。自19世纪中期以

来,国内外学者通过大量试验测试的结果,通过曲线拟合提出了多种荷载传递模型,典型的模型如理想弹塑性模型和双曲线模型^[7]等。传统的理想弹塑性模型使用起来更加简便,但却降低了模拟结果的可信度。双曲线模型能够较好地描述桩-土界面的剪切性状,其参数具有明确的物理意义,适用于桩基受力分析。此外,许多学者^[8-10]在此基础上对双曲线荷载传递函数做出了各种不同的简化、改进或提出新的传递函数模型。

因此,本文基于有限差分软件FLAC^{3D},采用理想弹塑性模型以及双曲线模型,结合现场实验,分析计算不同的抗剪强度参数中单桩极限承载力的数值变化规律。

1 工程概况

本文工程案例取自上海公路桥梁(集团)有限公司位于安徽省巢湖市的一个桩基工程。该场地最大揭露深度27.0 m范围内地基土层为新生界第四系全新统湖积相沉积淤泥质粘土,上更新统芜湖组洪积相沉积粘性土及含碎石类土;下伏基岩为古生代泥盆系砂岩、泥岩,奥陶系凝灰岩。场地地层的划分按其时代、成因、埋藏条件及物理力学性能等因素综合考虑,共分为6层,地下水位位于地表下0.5 m处。具体土层分布及其参数见表1。本文选取该场地1号楼37#预制圆桩为试验桩,桩长20 m,桩径0.8 m,如图1所示。

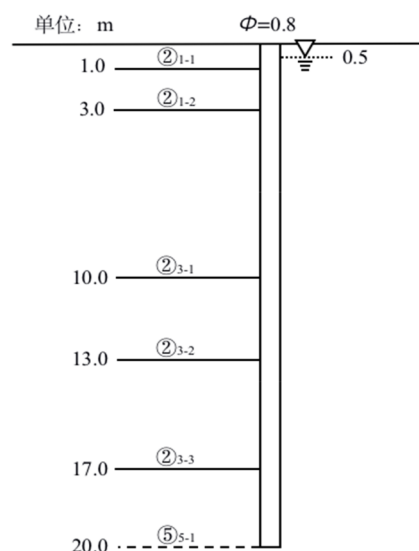


图1 试验桩基

Fig.1 Test pile foundation

表1 土体分层及参数
Table 1 Soil division and parameters

| 土层 编号 | 岩土名称 | 厚度 d/m | 重度 $\gamma/(\text{kN} \cdot \text{m}^{-3})$ | 内摩擦角 $\varphi/^\circ$ | 黏聚力 c/kPa | 剪切模量 G/MPa | 体积模量 K/MPa |
|------------------|---------|-----------------|--|--------------------------|-----------------------|------------------------|------------------------|
| ② ₁₋₁ | 粉质黏土 | 1 | 19.3 | 26.8 | 7.2 | 6.43 | 30.0 |
| ② ₁₋₂ | 砂质粉土 | 2 | 18.4 | 23.7 | 6.3 | 6.11 | 18.3 |
| ② ₃₋₁ | 粉砂 | 7 | 19.5 | 30.9 | 3.2 | 11.54 | 25.0 |
| ② ₃₋₂ | 砂质粉土 | 3 | 20.0 | 33.8 | 7.7 | 15.00 | 32.5 |
| ② ₃₋₃ | 粉砂 | 4 | 19.1 | 27.1 | 4.8 | 9.44 | 25.0 |
| ⑤ ₅₋₁ | 粉质黏土夹粉土 | 23 | 18.0 | 18.3 | 4.5 | 5.00 | 15.0 |

2 荷载传递模型与数值建模

2.1 荷载传递模型

双曲线模型假定桩土界面上的剪应力 τ 与桩土相对位移 Δ 呈双曲线关系,其表达式为:

$$\tau = \frac{\Delta}{\frac{1}{k_{si}} + \frac{\Delta}{\tau_{ult}}} \quad (1)$$

式(1)中: τ 、 Δ 分别为桩土界面上的剪应力和桩土相对位移; k_{si} 、 τ_{ult} 分别为桩土界面的初始剪切刚度和极限剪应力。根据Coulomb定律, τ_{ult} 可由式(2)确定:

$$\tau_{ult} = c + \sigma_m \times \tan \varphi \quad (2)$$

式(2)中, c 为桩土界面黏结强度, σ_m 为有效约束应力, φ 为界面摩擦角。Alonso等^[11]定义了桩-土界面初始剪切刚度如下:

$$k_{si} = \tau_f / \Delta_i \quad (3)$$

$$\tau_f = \sigma_h' + \tan \varphi' = k_0 \tan \varphi' (\gamma' z + \Delta \sigma') \quad (4)$$

式(3)、(4)中: Δ_i 为桩-土相对位移; φ' 为土体有效内摩擦角; σ_h' 为水平向有效应力; k_0 为土的水平侧压力系数,可取 $k_0 = 1 - \sin \varphi'$; γ' 为土体有效重度; z 为深度; $\Delta \sigma'$ 为某时刻深度 z 处的竖向附加有效应力,由式(3)计算桩土界面初始剪切刚度。

通过FLAC^{3D}建立数值模型,在桩土界面中分别采用理想弹塑性模型形式的界面荷载传递函数和双曲线形式的界面荷载传递函数对其进行模拟,并将模拟结果与现场实验结果进行对比。计算分

析不同的桩土界面抗剪强度参数 c 、 φ 值对该场地单桩极限承载力的影响。

2.2 模拟方法

对不同荷载传递模型在不同桩土界面黏聚力和内摩擦角试验条件下进行数值建模分析,研究荷载传递模型和桩土界面抗剪强度参数对多层地基中单桩极限承载力的影响。模拟工况共为10分组,如表2所示。

表2 实验分组表
Table 2 Groups of samples

| 桩土界面荷载传递模型 | 内摩擦角 $\varphi/^\circ$ | 黏聚力 c/kPa |
|------------------|--------------------------|-----------------------|
| 理想弹塑性模型 双曲线模型 | 20 | 2 |
| | 20 | 3 |
| | 20 | 4 |
| | 30 | 2 |
| | 40 | 2 |

2.3 数值建模

土体模型尺寸设为长40 m,宽15 m,高25 m的长方体模型,采用摩尔库伦准则,部分参数赋值见表1。根据经验公式^[12],体积模量 K 及剪切模量 G 可以通过式(5)~(7)求出:

$$E_0 = (1 - \frac{2\nu^2}{1 - \nu}) E_s \quad (5)$$

$$K = \frac{E_0}{3(1 - 2\nu)} \quad (6)$$

$$G = \frac{E_0}{2(1 + \nu)} \quad (7)$$

式中： E_0 为土体变形模量， ν 为泊松比， E_s 为变形模量，其计算结果见表1。

土体经过第一次地应力平衡后前期沉降位移图如图2所示。随后进行土体开挖、建立接触面网格及桩体建模，接触面根据土体网格和桩的接触面建立。桩体采用理想线弹性模型，各参数选取如表3所示。

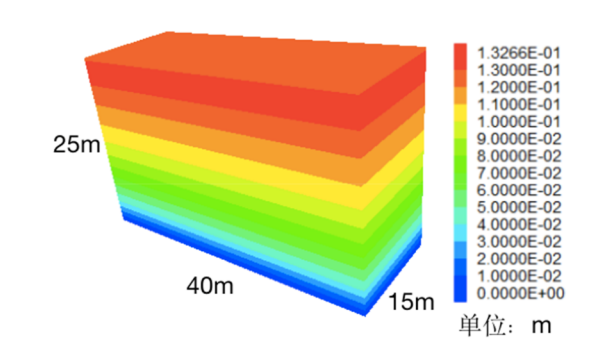


图2 先期沉降竖向位移图
Fig.2 Vertical displacement diagram of early settlement

| 表3 桩体参数 Table 3 Pile parameter | | | |
|-----------------------------------|-----------------------|-----------------------|--|
| 桩长 L/m | 体积模量 K/Pa | 剪切模量 G/Pa | 重度 $\gamma/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-3})$ |
| 20 | 1.39e10 | 1.04e9 | 25.0 |

对桩土接触面的法向刚度、切向刚度、摩擦角以及内聚力进行赋值。其中黏聚力和内摩擦角初始值选取周围土体对应数据的0.8倍^[12]，各层接触面初始参数取自现场试验实测值。为方便计算，将各层参数取平均值，内摩擦角为 20° ，黏聚力取 3 kPa 。赋值完成对模型进行再次收敛。并对桩顶采用分级加压方式加载，分级加载按照预估极限荷载的 $1/10$ 进行加载，首级荷载是分级荷载的2倍，极限荷载取 6000 kN ，即从 1200 kN 开始加力后面每级加载时增加 600 kN 依次加载到 6000 kN 进行计算分析。加载过程中监测桩顶竖向位移及桩端竖向应力等性质便于做后续分析。

3 结果分析

3.1 桩土界面荷载传递模型对单桩极限承载力影响

当内摩擦角为 20° ，内黏聚力为 3000 Pa 时，分别在桩土界面为理想弹塑性模型和双曲线模型的条件

下完成分级加载实验，监测桩顶位移变化，

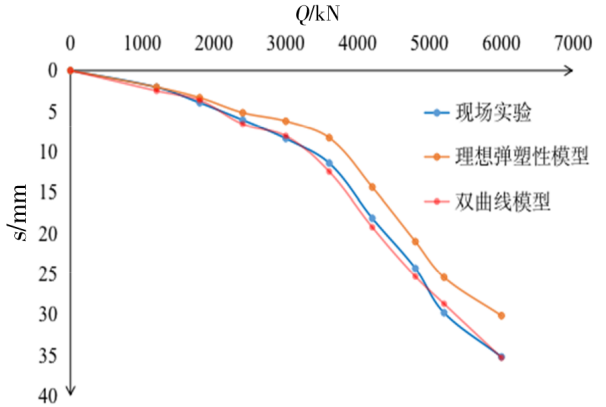


图3 不同荷载传递模型的桩顶 $Q-s$ 曲线
Fig.3 $Q-s$ curves of pile top with different load transfer models

采用相同的初始刚度时，在相同的荷载作用下，理想弹塑性模型计算的沉降值比现场实测的沉降值偏小，而双曲线模型计算的沉降值则与实测值的结果比较吻合，即桩土界面传递模型采用双曲线模型得出的单桩极限承载力与实测值较为吻合。由此可见，前者更好地反映了桩土界面的非线性特性，提高了计算的准确性。采用双曲线形式的荷载传递模型比采用理想弹塑性形式的荷载传递模型能更好地模拟桩土相互作用。

3.2 桩土界面抗剪强度参数对单桩极限承载力影响

采用不同的界面黏聚力 c 及界面内摩擦角 φ 组合进行分级加载，同时监测桩顶竖向位移及桩端竖向应力变化。通过监测数据，绘制在桩顶不同竖向荷载的情况下顶竖向位移大小的 $Q-s$ 曲线，图4与图5分别为不同黏聚力及不同内摩擦角的 $Q-s$ 曲线。从图中可以看出，曲线均呈陡降型，根据《建筑桩基检测技术规范》(JGJ 106-2014)，单桩竖向抗压极限承载力可取 $Q-s$ 曲线第二个拐点对应竖向荷载。

当内摩擦角恒定时，不同界面黏聚力下的 $Q-s$ 曲线如图4所示。随着黏聚力由 2 kPa 逐渐增加至 4 kPa ，对应荷载的沉降值有所减少，按照单桩竖向极限承载力在 $Q-s$ 曲线上的取值方法得到上述工况下单桩竖向极限承载力如表4所示。

结果表明在一定范围内，增加桩土界面内黏聚力可以有效提升单桩极限承载力，各阶段上升幅度占比为 16.13% 与 2.7% ，随着黏聚力增大，上升趋势减小。

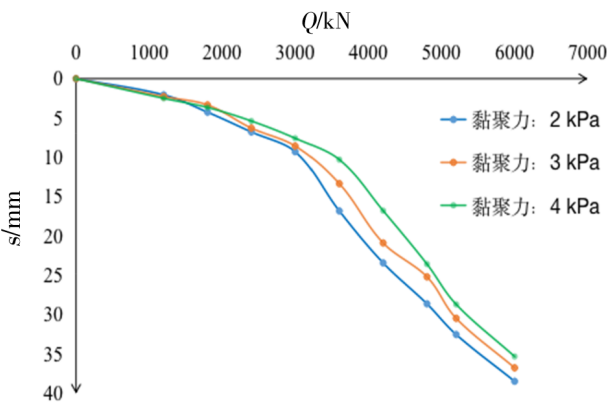


图4 不同黏聚力的桩顶 Q - s 曲线
Fig.4 Q - s curve of pile top with different cohesion

由图5可知,当黏聚力恒定时,随着内摩擦角由 20° 逐渐增加至 40° 时,对应荷载的沉降值同样有所减少,单桩极限承载力见表4。结果表明在一定范围内单桩极限承载力随着内摩擦角的增大而增大,上升幅度为11.29%与3.48%,上升趋势随内摩

擦角增大逐渐减小。

在表4中对比摩擦角与黏聚力对单桩极限承载力的影响程度可以发现,黏聚力对单桩极限承载力的影响更为显著,与陈俊桦^[3]通过试验研究接触面对桩土界面黏聚力与内摩擦角的影响结果相似。

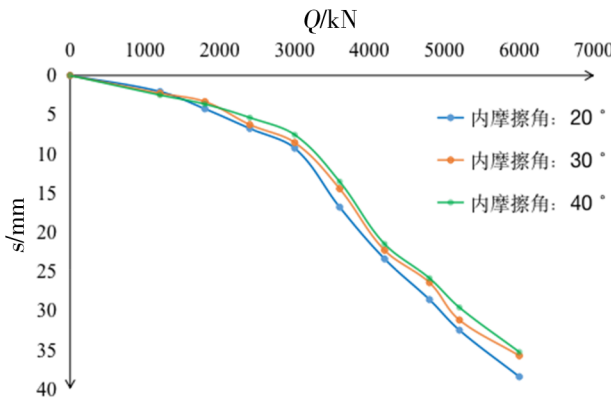


图5 不同内摩擦角的桩顶 Q - s 曲线
Fig.5 Q - s curve of pile top with different friction angle

表4 单桩极限承载力分布
Table 4 Distribution of ultimate bearing capacity of single pile

| 桩土界面参数 | $\varphi : 20^{\circ}$ $c : 2 \text{ kPa}$ | $\varphi : 20^{\circ}$ $c : 3 \text{ kPa}$ | $\varphi : 20^{\circ}$ $c : 4 \text{ kPa}$ | $\varphi : 30^{\circ}$ $c : 2 \text{ kPa}$ | $\varphi : 40^{\circ}$ $c : 2 \text{ kPa}$ |
|--------------------|---|---|---|---|---|
| 单桩极限承载力(kN) | 3100 | 3600 | 3700 | 3450 | 3570 |
| 桩端阻力 Q_s (kN) | 282.59 | 323.23 | 326.23 | 321.36 | 347.28 |
| 桩侧摩阻力 Q_p (kN) | 2817.41 | 3276.77 | 3373.77 | 3128.64 | 3222.72 |
| 分担荷载比(Q_s/Q_p) | 0.1013 | 0.0986 | 0.0967 | 0.1027 | 0.1077 |

3.3 桩端阻力及桩侧摩阻力分析

通过监测最后一层土的法向应力来计算桩的端阻力,建模时最后一层土体对桩端起到支撑作用,监测最后一层土体与桩端接触面的法向应力并取每一级加载时的法向应力平均值。根据《建筑桩基技术规范》(JGJ94-2008)由式(8)计算得到桩的端阻力:

$$Q_p = \alpha \times q_p \times A_p \tag{8}$$

式中: q_p 为桩端接触面处法向应力平均值, A_p 为桩端截面面积, α 为桩端阻力修正系数,可按表5取值。

桩侧阻力^[13]即为单桩极限承载力与桩端阻力的差值,计算结果如图6和图7所示。由于桩土刚度比 k_p/k_s 较大,界面抗剪强度参数变化影响桩侧摩阻力的同时,部分阻力传递至桩端由桩侧摩阻力与桩端阻力共同分担,其分担荷载比(Q_s/Q_p)见

表4。从图6中可以看出,黏聚力的变化对桩端阻力影响较小,对桩侧摩阻力影响较大。单桩极限承载力的增大主要由桩侧摩阻力发挥作用。同时,图7与图6变化趋势相似,即内摩擦角对单桩极限承载力的影响趋势与黏聚力相似。

表5 桩端阻力修正系数 α
Table 5 Correction factor α of pile tip resistance

| 桩长/m | α |
|---------------------|----------|
| $l < 15$ | 0.75 |
| $15 \leq l \leq 30$ | 0.75~0.9 |
| $30 < l \leq 60$ | 0.9 |

比较图6和图7,黏聚力增加时,单桩极限承载力的增长数值较大,即在一定范围内黏聚力相比于内摩擦角对单桩极限承载力的影响更明显。

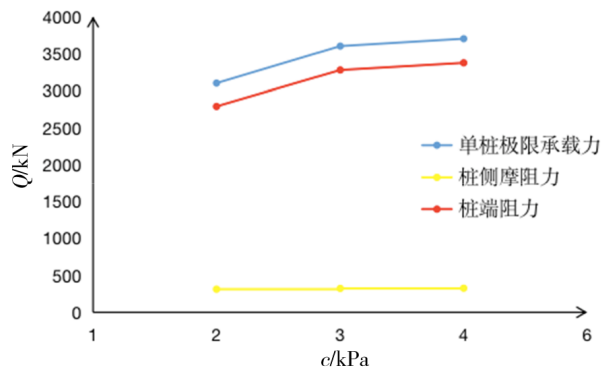


图6 桩土界面黏聚力对桩侧摩阻力和桩端阻力的影响

Fig.6 Influence of interfacial cohesion on pile lateral friction and pile tip resistance

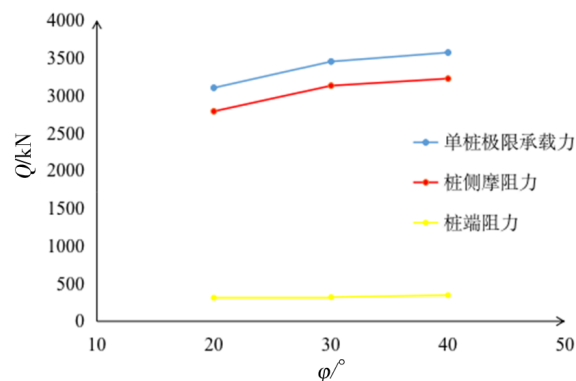


图7 桩土界面内摩擦角对桩侧摩阻力和桩端阻力的影响

Fig.7 Influence of internal friction angle on pile lateral friction and pile tip resistance

其分担荷载比的增加趋势与黏聚力相反,与内摩擦角相同,其变化范围较界面抗剪强度参数变化程度较小。结果表明选取较大界面内摩擦角增加可以更好的发挥桩侧摩阻力作用;相反,较大的界面黏聚力会增加桩端阻力承载能力。

4 结论

本文以有限差分软件FLAC^{3D}为平台,采用理想弹塑性模型与双曲线模型对桩土界面抗剪强度指标黏聚力 c 和内摩擦角 φ 对单桩极限承载力的影响进行建模分析并同实际工程对比。可以得出以下结论:

(1)在桩基础中,桩土界面采用双曲线模型能够较好地应用到数值模拟中,它能够更为合理准确地模拟桩土相互作用;

(2)单桩极限承载力在一定范围内随桩土界面内摩擦角和内黏聚力的增大而增大,增长趋势逐渐减小。并且界面黏聚力对单桩极限承载力的影响比内摩擦角更为显著,实际工程中应着重考虑界面内摩擦角对单桩极限承载力的影响。

(3)由于荷载传递效应,桩土界面抗剪强度参数变化对桩端阻力会产生一定影响,其分担荷载比变化趋势与黏聚力相反,与内摩擦角相同

参考文献

- [1] 孙铁成,高晓静,岳祖润,等. 粉土-混凝土接触面冻结强度试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2020, 39(5): 1032-1039.
- [2] Xing L, Wang D, Wang L, et al. Experimental study on pile-soil interaction response in saturated sand under long-term horizontal cyclic loading[J]. Advances in Civil Engineering, 2021(2): 1-13.

- [3] 王永洪,张明义,刘俊伟,等. 超孔隙水压力对低塑性黏性土桩土界面抗剪强度的影响[J]. 岩土力学, 2018, 39(3): 831-838+871.
- [4] DiDonna A, Ferrari A, Laloui L. Experimental investigations of the soil-concrete interface: physical mechanisms, cyclic mobilization and behaviour at different temperatures[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2016, 53(4): 659-672.
- [5] 何鹏飞,马巍,穆彦虎,等. 冻融循环对冻土-混凝土界面冻结强度影响的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(2): 299-307.
- [6] 张明远,黎生南,彭文韬,等. 基于FLAC^{3D}的超长直径钢管桩竖向承载特性模拟[J]. 岩土力学, 2011, 32(9): 2856-2860.
- [7] Seed H B, Reese L C. The action of soft clay along friction piles[J]. Transactions of the American Society of Civil Engineers, 1955, 122(1): 731-754.
- [8] 郭浩然,乔兰,李远. 能源桩与周围土体之间荷载传递模型的改进及其桩身承载特性研究[J]. 岩土力学, 2018, 39(11): 4042-4052.
- [9] 张陈蓉,朱治齐,于锋,等. 砂土中大直径单桩的长期水平循环加载累积变形[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(6): 1076-1084.
- [10] 骆湘勤,刘干斌,郑言东,等. 考虑温度影响的能源桩桩-土界面荷载传递模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2019, 38(1): 171-179.
- [11] Alonso E E, Josa A, Lesesma A. Negative skin friction on piles: A simplified analysis and prediction procedure[J]. Geotechnique, 1984, 34(3): 341-357.
- [12] 陈育民,徐鼎平. FLAC/FLAC3D 基础与工程实例[M]. 北京:中国水利水电出版社, 2009.
- [13] Chandaluri V K, Sawant V A. Influence of sloping ground on lateral load capacity of single piles in clayey soil [J]. International Journal of Geotechnical Engineering, 2020, 14(4): 353-360.