开挖卸荷桩土界面荷载传递模型的修正与验证

陈 明[1,2], 李镜培[1,2]

(1.同济大学 地下建筑与工程系, 200092 上海; 2.同济大学 岩土及地下工程教育部重点试验室, 200092 上海)

摘 要: 为了准确预测深开挖条件下桩基的承载变形性状,在桩土界面荷载传递计算模型中考虑了卸荷效应.基于快速拉格朗日法(FLAC^{3D}),将线弹性-完全塑性的桩土界面荷载传递模型修正为双曲线计算模型,修正后的模型可以考虑开挖卸荷后桩周土体法向应力减小对桩土界面剪切刚度的影响,也可以考虑开挖深度、面积和桩长对桩端阻力的影响.利用修正模型对开挖条件下砂土地基中的单桩进行了足尺数值试验,分析计算了开挖后桩基的承载性能,并将修正后模型的计算值与软件内嵌的线弹性-完全塑性模型的计算值及试验值进行对比分析.结果表明:修正后计算模型和传统计算模型都能够较准确地预测开挖条件下桩基总极限承载力,但是,修正计算模型考虑了支护结构外围土体对桩端承载力的贡献,能更准确地预测桩身下部侧摩阻力与桩端阻力.因此,修正计算模型更适合开挖条件下的桩基承载力计算.

关键词: 深开挖;荷载传递;剪切刚度;有限差分法

中图分类号: TU473 **文献标志码**: A **文章编号**: 0367-6234(2014)10-0075-06

Improved hyperbolic model of load-transfer for pile-soil interface and its verification considering deep excavation

CHEN Ming[1,2], LI Jingpei[1,2]

(1. Dept. of Geotechnical Engineering, Tongji University, 200092 Shanghai, China; 2. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of Ministry of Education, Tongji University, 200092 Shanghai, China)

Abstract: An improved hyperbolic model of load-transfer for the pile-soil interface under deep excavation conditions was developed. It not only considered the influence on the initial shear stiffness because of excavation which decrease the normal stress of the surrounding soil, but also considered the influence of excavation depth, width and length of pile. A full-scale numerical experiment was completed on a single pile in sandy soil after excavation and the bearing capacity of pile foundation was analyzed using this model, and then the results was compared with the measurement and the calculating values, which were calculated from the traditional model. It was shown that the ultimate bearing capacity of pile foundation after excavation, which was calculated from both model, are closed to measurement. The tip resistance and shaft friction on the bottom of pile calculating from traditional model which cannot consider the contribution of soil for the pile tip behind the supporting structure, however, have significant differences compared with the measurement. So, the improved model is better to estimate the shaft friction and tip resistance for the pile foundation after excavation.

Keywords: deep excavation; load-transfer model; shear stiffness; finite difference method

当桩基础先于基坑开挖施工时,基坑开挖会对坑底桩基础产生较大影响[1-4],合理地确定开挖条件下桩基础承载力已逐渐成为岩土工程中的热点问题之一.设计试桩能够较真实地反映桩基础的工作状态及承载性能,是了解开挖条件下桩基承载性能最直接可靠的方法.但是,开挖条件下的原位试桩受到施工条件和试桩设备的限制,一般都在基坑开挖前进行,通过在开挖深度范围设置套管扣除开挖段的桩侧摩阻力来获得桩基承载力.由于采用常规的桩基设计理论及测试方法得

收稿日期: 2013-06-26.
基金项目: 国家自然科学基金资助项目(41272288).
作者简介: 陈 明(1979—),男,工学博士;
李镜培(1963—),男,教授,博士生导师.
通信作者: 李镜培,lijp2773@ tongji.edu.cn.

到的桩基承载力与开挖完成后在开挖面处试桩得到的承载力存在差异.因此,对开挖条件下桩基础的承载力进行理论研究显得尤为重要.

采用合理准确的桩土界面荷载传递计算模型是开挖条件下桩基承载性能及沉降特性理论分析的关键.桩土界面的荷载传递双曲线模型最先由 Seed 等[5]提出,并取得了较好的计算效果.随后,桩土界面荷载传递计算模型得到了广泛的应用和发展[6-10].现有的荷载传递模型在桩土相互作用分析方面都具有较好的适用性和准确性,但是这些分析模型都不适用于开挖条件下桩基的承载性能分析.文献[11]从应力路径对桩土界面摩擦特性的影响机制着手,提出了一种可以考虑开挖卸荷对桩基性能影响的分析方法,但是该法只考虑了开挖卸荷对桩侧摩阻力的影响.针对以上问题,本文利用 FLAC^{3D}[12] 中 fish 语言,修正了 FLAC^{3D} 中内嵌的桩土界面荷载传递计算模型. 修正后模型不仅考虑了开挖卸荷引起的桩周法向应力减小对桩周切向耦合弹簧刚度的影响,还考虑了开挖面积、深度及桩长对桩端阻力的影响,并通过与离心机试验结果的对比,验证了修正后计算模型的准确合理性.

1 修正桩土界面荷载传递双曲线计算模型

1.1 桩侧界面的双曲线模型

利用 FLAC^{3D}模拟桩土界面的相互作用问题时,均采用软件内嵌的理想弹塑性模型.然而,在分析开挖条件下桩基承载性能时,该模型的计算存在如下缺陷:第一,桩土间耦合弹簧刚度值 k 在设定后为固定值,并不随着桩侧土法向应力的减小而发生改变;第二,耦合弹簧刚度值并不能考虑开挖面积、深度和桩长的影响.

基于荷载传递法和剪切位移法的桩土荷载传递计算模型都未考虑桩土之间的相对滑动.为克服上述缺陷,本文引进 Alonso 等[6]提出的极限剪应力和极限相对位移的比值定义桩土界面剪切刚度的方法,它能考虑桩土之间的相对滑移.根据 Wong 等[7]假定桩土界面上的剪应力 τ 与桩土相对位移 Δ 的双曲线关系式:

$$\tau = \frac{\Delta}{\dfrac{1}{k_{si}} + R_f \dfrac{\Delta}{\tau_f}}, \tag{1}$$

式中:τ_f、k_{si} 分别为桩土界面上的抗剪强度和初始剪切刚度;R_f 为破坏比,$R_f = \tau_f/\tau_{ult}$;τ_{ult} 为桩土界面的极限剪应力.

对式(1) 关于桩土相对位移 Δ 进行求导,得到该双曲线上任意一点切线的斜率,此斜率为对应状态时的切向耦合弹簧刚度,如下式:

$$k_{sj} = \frac{k_{ini,j}}{\left(1 + \dfrac{k_{ini,j} \times \Delta_j}{\tau_{ult,j}}\right)^2}, \tag{2}$$

式中:k_{sj} 表示在桩土相对位移为 Δ_j 时所对应的切向耦合弹簧刚度;Δ_j 为第 j 个耦合弹簧的变形(即为桩单元第 j 个节点处桩土相对位移);$k_{ini,j}$ 为第 j 个耦合弹簧的初始刚度;$\tau_{ult,j}$ 为第 j 个耦合弹簧的极限剪应力,根据文献[13], τ_{ult} 可由下式确定:

$$\tau_{ult} = c' + \sigma'_m \tan\delta, \tag{3}$$

式中:c' 为桩周土体的黏结强度;σ'_m 为桩周土体的有效约束应力;δ 为桩土界面之间的摩擦角.

如图 1 所示,取桩土界面的 $\tau - \Delta$ 双曲线的起始切线与 $\tau = \tau_{ult}$ 线的交点对应的桩土相对位移为表观极限相对位移 Δ_{au},即 $\Delta_{au} = \tau_{ult}/k_s$. 当取破坏比 $R_f = 1$ 时,$\Delta_{au} = \tau_f/k_s$,为了将 Δ_{au} 与 Δ_u 建立联系,引入一个参数 $\chi = \Delta_u/\Delta_{au}$,通过调节 χ 使双曲线模型在桩土相对位移等于 Δ_u 时的剪应力 $\tau_{(u)}$ 尽量接近极限剪应力 τ_{ult}. 由此,桩土界面剪切刚度 k_s 便与极限剪应力建立了联系.陈仁朋等[14] 建议,为了避免 k_s 过大,一般取 $\chi = 4$.

根据 SSI 试验[6]及工程经验[15],桩土界面的极限相对位移是很小的.本文计算中取极限相对位移 $\Delta_u = 8$ mm.应当指出,桩土之间的极限相对位移受土质、法向有效应力的影响不大,该值在模型的计算中实际上只影响双曲线的初始斜率,但不影响桩侧极限摩阻力的大小[6].

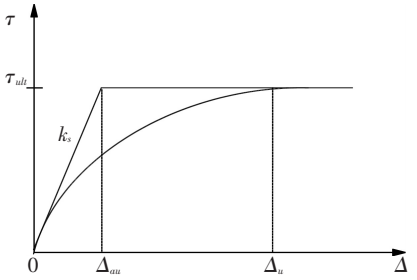


图 1 桩土界面剪应力与相对剪切位移的曲线

1.2 桩端荷载传递的双曲线模型

桩端反力 p_b 与桩端处桩土相对位移 Δ_p 满足双曲线关系 $p_b = \Delta_p/(1/k_b + R_{fb}\Delta_p/p_{fb})$. 其中: k_b 是桩端土的初始法向弹簧刚度,根据 Randolph 等[16]的建议, 可取 $k_b = 4G_b r_0/(1 - \nu_s)$. G_b、r_0 和 ν_s 分别为桩端土的剪切模量, 桩半径和泊松比;p_{fb} 为桩端土强度;R_{fb} 为桩端土强度 p_{fb} 与双曲线的极限值 p_{ult} 的比值,通常取 $R_{fb} = 1$.

当不考虑开挖卸荷时桩端土的强度一般可按文献[13]取为 $p_{fb}=A_p(c'N_c+\sigma'N_q)$，其中：$c'$ 为桩端处土的竖向有效应力；N_c、N_q 为桩端土的承载力系数，可取 $N_q=(1+\sin\phi'/1-\sin\phi')^2$，$\phi'$ 为桩端土的有效内摩擦角；A_p 为桩端截面积.

但是，当考虑开挖卸荷时，由于土体卸荷只是发生在开挖面积内，对于支挡结构外围的土体仍然对桩端土有一定的约束作用，此约束作用的大小与开挖面积，开挖深度以及桩长密切相关.如果忽略该约束作用，则桩基承载力将会在一定程度上被低估.因此，为了能考虑上述影响因素的作用，假设不考虑开挖卸荷的影响及支挡结构的作用，将支挡结构外围的土体等效为均布荷载，根据弹性半空间均布荷载作用下的竖向应力解，如图 2 所示.则桩端土强度可修正为

$$p_{fb}=A_p(c'N_c+\sigma'N_q+\gamma'H_e\alpha_iN_q)\quad(4)$$

式中：γ' 和 H_e 分别为开挖面积内土体的有效重度和开挖深度；α_i 为支挡结构外围土体引起的附加应力系数，在该系数中可以反映开挖面积、深度及桩长的影响，可通过查表得到[17].

上述对桩土界面荷载传递模型的修正，不仅可以考虑开挖卸荷引起的桩周土体法向应力减小的影响，而且可以考虑开挖面积、深度及桩长的影响.在 FLAC^{3D} 桩结构单元中有丰富的函数库，通过 FLAC^{3D} 内嵌的 fish 语言，可以较为方便的实现修改后的模型计算求解.

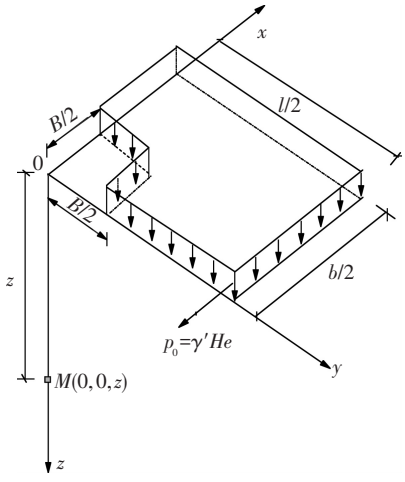


图 2　均布矩形荷载角点下的附加应力

2　计算模型验证

为了验证本文计算方法的合理性和适用性，应该通过开挖前后的现场试桩结果与本文计算方法的结果进行对比验证，但是由于受到施工场地及条件的限制，目前在实际工程中还无法对同一根桩基进行开挖前后的承载力测试.Zheng 等[18]通过室内离心机试验对开挖前后砂土地基中的单桩进行了对比试验研究.因此，本节选用该试验结果做对比验证.需要注意的是，本节验证分析中采用的是离心机试验模型所反映的原型尺寸.具体尺寸见表 1.

表 1　模型试验的尺寸　　mm

分析模型	桩径 D	桩长 L_p	套管长度	开挖深度 H_e	开挖直径	地连墙插入深度
模型	16	300	200	200	320	400
原型	1 600	30 000	20 000	20 000	32 000	40 000

2.1　分析试验模型的等效原则

离心机试验模型反映的是 32 m 直径的圆形区域的开挖，在工程中以矩形开挖或方形开挖为主.因此，本文分析均采用方形开挖，并根据开挖区域内土体体积相等的原则进行等效.则等效后方形开挖的边长近似为 28 m.离心机试验中，由于采用了圆环形的钢板作为支挡结构，试验中未采用内支撑.然而，在实际开挖中，对于方形基坑需要设置内支撑.因此，根据文献[19]建议的计算方法，圆形支挡结构的环向刚度对径向刚度有一定的贡献原则，通过计算，得到 100 mm 厚的混凝土板的刚度近似等效于该贡献刚度.同时，文献[20]的研究结果也表明，水平支撑的刚度及厚度对围护结构及墙后土体的变形有显著的影响，但对于坑底土体的回弹影响甚微.本文的研究内容主要针对开挖卸荷后土体回弹对桩基础的影响.因此，以此来近似水平支撑的刚度值并用以计算可以满足精度要求.

2.2　模型尺寸及材料参数

由于基坑的几何形状和支护结构对称，故选取 1/4 结构作为研究对象进行分析.计算模型的外围尺寸根据文献[21-22]来确定，如图 3 所示.

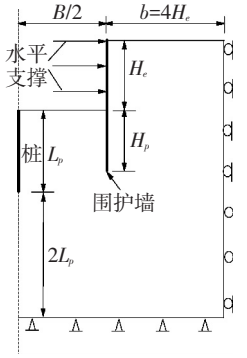


图 3　开挖后 1/4 计算模型的几何尺寸

本文分析中考虑桩基础、地连墙与土之间的相对滑移作用,通过在 FLAC^{3D} 结构单元中设置 Slide 命令实现结构单元与土体之间的相对滑移.模型建立中,土体采用 8 节点六面体实体单元,桩基础、地连墙和水平支撑分别采用桩单元、衬砌单元和壳单元来分析.为了真实分析地连墙与土体的相互滑移作用,采用文献[23]建议的方法,修正了 FLAC^{3D} 中接触面为单面作用的特性.材料的物理力学计算参数及本构模型详见表2,均取自文献[18].由于试验采用的是砂土,根据文献[24]的研究,取桩土界面摩擦角 $\delta = 0.75\phi'$.

表2　材料本构计算模型及物理力学参数

材料名称	本构模型	弹性模量 E/ MPa	泊松比 ν'	黏聚力 c'/ kPa	摩擦角 ϕ'/ (°)	剪胀角 ψ/ (°)	重度 γ/ kN
砂土	摩尔-库仑	30	0.3	0	31	0	15.3
桩基	弹性	24 000	0.2				25.0
地连墙	弹性	21 000	0.2				25.0
水平支撑	弹性	21 000	0.2				25.0

2.3　开挖加载模拟步骤

1)建立模型,进行土体地应力平衡;

2)施加地下连续墙、桩体并再次进行地应力平衡;

3)实施分步开挖,每 4 m 为一开挖步,直至设计开挖深度,根据开挖步每隔 4 m 设置一道支撑;

4)在最终开挖面的桩顶处施加分级荷载.

2.4　结果对比

图4为两种桩土界面荷载传递计算模型时桩顶的荷载-沉降曲线对比.试验根据 10% D(D 为桩基础直径)的桩顶沉降量确定桩基的极限承载力为 17 400 kN,图中两种计算模型对应 10% D 时桩顶沉降量的桩基极限承载力分别为 17 230 kN(传统计算模型)和 17 540 kN(改进后模型).根据两种计算模型计算得到的桩基极限承载力值与试验值都较为接近,为了说明改进后模型在分析开挖条件下桩基承载力的合理性,需进一步研究荷载沿桩身的传递规律.

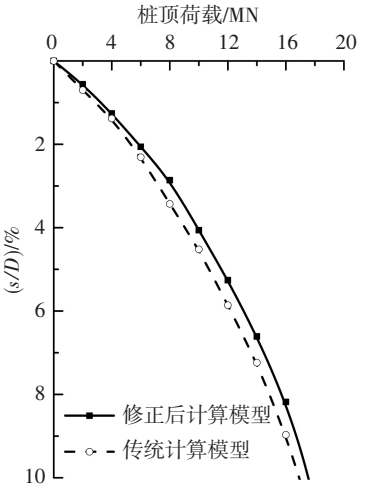


图4　两种计算模型时桩基的 p-s 曲线对比

Zheng 等[18]对试验结果分析认为,采用坑底试桩法,当桩顶荷载分别超过 5 000 kN 时,桩侧摩阻力已充分发挥.坑底试桩法试验荷载值达到 12 320 kN, Zheng 等[18]由此推算了桩身轴力沿深度的变化规律.图5是该荷载水平下桩身轴力沿深度变化的计算值与试验值对比图.其中计算值是通过桩顶荷载为 12 000 kN 时推算而得.可以看出,两种计算模型推算的桩身轴力和试验值有一致的变化趋势和规律,两种计算结果在桩身埋深 -40 m 以上时与试验值吻合性较好,但是,传统计算模型忽略了墙后土体对桩端的约束作用,低估了桩端土体的端阻力,进而低估了桩身底部桩侧摩阻力的发挥,导致传统计算模型对桩侧底部摩阻力和桩端阻力的计算偏差较大.因此,传统计算模型不能合理的计算开挖后桩身底部桩侧摩阻力和桩端阻力.

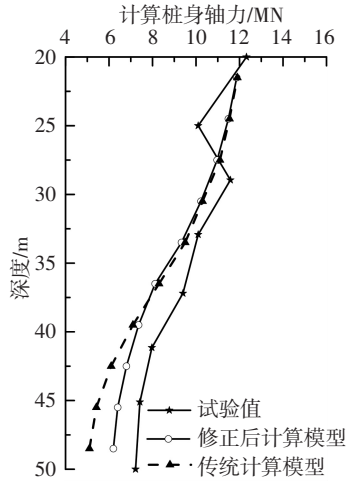


图5　桩身轴力的试验值与计算值对比

表3为两种模型的计算结果与离心机试验结果的对比.可以看出,两种计算模型计算的极限承载力值与实测值都较为接近,但是传统模型计算的桩侧极限摩阻力与试验值偏大,远远大于改进

后的模型计算值与试验值的偏差.由文献[18,25]的研究结论可知,开挖对桩侧摩阻力有显著的影响,开挖后桩基础承载力的减小主要表现为桩侧摩阻力的损失,准确计算桩侧摩阻力是确定开挖后桩基承载力的关键,修正后的模型更适合计算开挖后的桩侧摩阻力.同时也可以看出,由于忽略了墙后土体对桩端阻力的贡献,传统模型计算的桩端阻力低于试验值,与试验值的偏差也较大.因此,修正后的计算模型能更合理的计算桩侧摩阻力和桩端阻力.

表 3　两种模型计算值与试验值的对比

结果对比	桩侧极限侧摩阻力/kN	桩端极限端阻力/kN	桩极限承载力/kN
离心机试验值	5 700	11 700	17 400
传统计算模型计算值	6 900	10 330	17 230
本文改进模型计算值	5 830	11 740	17 540
计算值与试验值偏差/%	2.3%(21%)	0.3%(12%)	0.8%（1%）

注:偏差=(计算值-试验值)/试验值×100%.括号内值为传统模型计算值

图 6 为通过两种模型计算的桩侧单位摩阻力对比图. 在图 6 中,桩侧单位极限侧阻力由桩侧极限侧阻力 τ_m 无量纲化而得,τ_m 根据文献[25] 中的方法,由式 $\tau_m = \beta\gamma_s(L_p + H_e)$ 计算.其中,β 的值取 0.1.可以看出,传统模型未考虑开挖卸荷效应,计算的桩侧摩阻力值大于改进后模型的计算值.

通过与离心机试验结果的对比,验证了修正模型分析开挖条件下桩基承载力的合理性和适用性.同时,由两种模型的计算对比可知,修正模型考虑了开挖卸荷对桩侧土体法向应力的影响,以及墙后土体对桩端的贡献,可以更合理地预测桩侧摩阻力和桩端阻力.

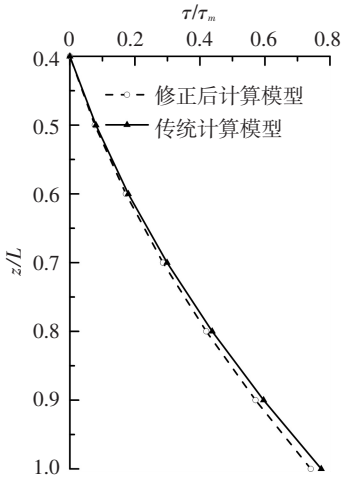


图 6　两种计算模型中桩侧单位摩阻力沿桩身分布对比

3　结　语

本文以三维快速拉格朗日方法 FLAC^{3D} 为平台,通过 fish 语言将软件中线弹性-完全塑性的桩土界面荷载传递模型修正为双曲线计算模型,该模型能够考虑开挖卸荷后桩周土体法向应力的减小及开挖面积、深度和桩长变化对桩土界面剪切刚度的影响.利用该模型,对砂土地基中开挖后的桩基进行了足尺数值载荷试验,分析计算了开挖后桩基的承载性能,并将修正后模型的计算值与线弹性-完全塑性模型的计算值及实测值进行了对比.结果表明:改进后的计算模型和传统的计算模型都能够较准确的预测开挖条件下的桩基总极限承载力,但是,传统计算模型不能考虑支护结构外围土体对桩端承载力的贡献,由传统模型计算的桩端阻力及桩身下部侧摩阻力与实测值偏差较大.因此,改进后的计算模型能更合理的计算开挖条件下的桩侧摩阻力和桩端阻力.

参考文献

[1] TROUGHTON V M. The design and performance of foundations for the Canary Wharf development in London Docklands[J]. Geotechnique. 1994, 42(1): 3811-393.

[2] SOMMER H. Development of locked stresses and negative shaft resistance at the piled raft foundation-Messeturn Frankfurt/Main[J]. Deep Foundation on Bored and Auger Piles, 1993, 36:347-350.

[3] IWASAKI Y, WATANABE H, FUKUDA M, et al. Construction control for underpinning piles and their behavior during excavation[J]. Geotechnique, 1994, 44(4): 681-689.

[4] 朱火根, 孙加平. 上海地区深基坑开挖坑底土体回弹对工程桩的影响[J]. 岩土工程界, 2004, 8(3):43-46.

[5] SEED H B, REESE L C. The action of soft clay along friction piles[J]. Transaction, ASCE, 1955, 122: 731-754.

[6] ALONSO E E, JOSA A, LEDESMA A. Negative skin friction on piles: A simplified analysis and prediction procedure[J]. Geotechnique, 1984, 34(3): 341-357.

[7] WONG K S, THE C I. Negative skin friction on piles in layered deposits[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1995, 121(6):457-465.

[8] 王建华, 陆建飞, 沈为平. Biot 固结理论在单桩负摩擦研究中的应用[J]. 岩土工程学报, 2000, 22(50): 590-593.

[9] 陈龙珠, 梁国钱. 桩轴向荷载-沉降曲线的一种解析算法[J]. 岩土工程学报, 1994, 16(6):30-38.

[10] VIJAYVERGIYA V N. Load-movement characteristics of piles [J]. Coastal and Ocean Division, ASCE, 1977(2): 269-284.

[11] 胡琦, 凌道盛, 陈云敏,等. 深基坑开挖对坑内桩基受力特性的影响分析[J]. 岩土力学. 2008, 29(7): 1965-1970.

[12] Itasca Consulting Group, Inc. Fast Language Analysis of Continua in 3 Dimensions User Manuals [M]. Version 3.0, Minneapolis, Minnesota: Itasca Consulting Group, Inc, 2005.

[13] POULOS H G, DAVIS E H. Pile foundation analysis and design [M]. New York: John Wiley & Sons Inc, 1980.

[14] 陈仁朋, 周万欢, 曹卫平, 等. 改进的桩土界面荷载传递双曲线模型及其在单桩负摩阻力时间效应研究中的应用[J]. 岩土工程学报. 2007, 29(6): 826-831.

[15] 张忠苗. 桩基工程[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2007.

[16] RANDOLPH M F, WORTH C P. Analysis of deformation of vertically loaded piles [J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1978, 104(2): 1465-1488.

[17] LAMBE T W, WHITEMAN R V. Soil Mechnics [M]. New York: John Wiley & Sons Inc, 1969.

[18] ZHENG G, PENG S Y, DIAO Y, et al. In-flight investigation of excavation effects on smooth single piles [C]//In Proceedings of the 7th International Conference on Physical Modelling in Geotechnics. Switzerland:[s.n.],2010: 847-852.

[19] 罗耀武, 凌道盛, 陈云敏,等. 环形超深基坑围护结构受力变形特性分析[J]. 岩土力学, 2011,32(2): 617-622.

[20] 徐中华. 上海地区支护结构与主体地下结构相结合的深基坑变形性状研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2007.

[21] OU C Y. Deep excavation theory and practice [M]. London:Taylor & Francis, 2006.

[22] LIANG F Y, CHEN L Z, SHI X G. Numerical analysis of composite piles raft with cushion subjected to vertical load[J]. Computers and Geotechnics, 2003, 30: 443-453.

[23] 丁勇春, 王建华, 徐斌. 基于 FLAC3D 的基坑开挖与支护三维数值分析[J]. 上海交通大学学报, 2009, 43(6): 976-980.

[24] FIORAVANTE V. On the shaft friction modeling of nondisplacement piles in sand [J]. Soils and Foundations, 2002, 42(2): 23-33.

[25] ZHENG G, DIAO Y, NG C W W. Parametric analysis of the effects of stress relief on the performance and capacity of piles in nondilative soils [J]. Can Geotech, 2011, 48: 1354-1363.

(编辑 赵丽莹)