

doi:10.3969/j.issn.1673-9833.2013.03.007

悬臂式管桩在基坑支护工程中的应用研究

杨庆光, 严鹤鸣, 罗善煌, 刘杰

(湖南工业大学 土木工程学院, 湖南 株洲 412007)

摘要: 基于土拱效应及土体 M-C 屈服准则, 建立了桩间土拱计算模型, 并得到了悬臂段桩身土反力计算公式; 考虑桩身挤土效应及深度效应, 利用 Vesic 圆孔扩张理论, 推导出挤土管桩水平承载力与水平位移之间的关系式; 在此基础上, 利用力和弯矩平衡条件, 建立了悬臂式管桩支护结构设计方法。为了验证理论公式的可行性, 将计算结果、现场实测结果及朗肯土压力计算结果进行对比分析, 结果表明本文计算结果与实测结果桩侧土反力相差较小, 且变化趋势基本一致, 并且其计算精度相对经典土压力理论得到较大的提高, 验证了理论方法的可行性。

关键词: 悬臂式管桩; 土拱效应; Vesic 扩孔理论; 基坑工程

中图分类号: TU443

文献标志码: A

文章编号: 1673-9833(2013)03-0031-05

Application of Cantilever Pipe Piles in Foundation Pits Engineering

Yang Qingguang, Yan Heming, Luo Shanhuang, Liu Jie

(School of Civil Engineering, Hunan University of Technology, Zhuzhou Hunan 412007, China)

Abstract: Based on soil arching effect and Mohr-Coulomb yield criterion, a calculation model of soil arching between piles was built. The calculation formula for soil resistance on cantilever pipe pile was obtained. Considering the pile soil compaction effect and depth effect and by means of Vesic cavity expansion theory, the relationship between horizontal bearing behaviors and horizontal displacement was derived. And using the force and moment equilibrium conditions, the design technique for supporting structure of cantilever pipe piles was established. The calculation results of the test, the measured results and Rankine soil pressure results were compared and analyzed to verify the feasibility of the theory formula. The research results indicated that there was a small gap between the proposed calculation results and the measured results and the variation tendency of soil resistance around pipe pile was consistent. Moreover, the computational accuracy of the proposed method was remarkably improved when comparing with Rankine earth theory.

Keywords: cantilever pipe piles; soil arching effect; Vesic cavity expansion theory; foundation pits engineering

0 引言

混凝土预制管桩作为一种常见的挤土桩, 用于基坑支护工程, 除施工效率高, 能迅速形成围护结构外, 其挤土效应对桩间土还具有一定的挤密效果, 尤其是闭口管桩, 对于支护桩嵌入段土体抗力的提

高作用十分显著, 因而工程界尝试将管桩应用于基坑支护工程, 并已经有一些成功的案例^[1-3]。但是专门用于管桩支护结构的设计方法并没有出现, 仍然采用现行规范所建议的方法, 显然并不十分恰当。目前, 对于支护桩的研究, 主要集中在桩间土拱研究^[3-7]、桩基水平承载能力方面的研究^[8-10], 并且取

收稿日期: 2013-03-20

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51208194), 湖南省教育厅基金资助项目(11C0419)

作者简介: 杨庆光(1979-), 男, 江西黎川人, 湖南工业大学副教授, 博士, 主要从事桩土相互作用理论方面的教学与研究,

E-mail: yqg1210@126.com

得了一定的成果。对于管桩支护结构这种需要同时考虑桩间土拱效应及挤土效应的问题，国内外鲜有报道，因此，开展该方面的研究对于促进管桩在基坑支护工程中的应用十分重要。

本文首先拟通过考虑土拱效应，对悬臂式管桩悬臂段进行受力分析，求得土拱后侧土体引起管桩的土反力，然后将该力作用于管桩悬臂段，研究考虑挤土效应和深度效应情况下，管桩嵌入段桩侧土反力，并在此基础上提出一种悬臂式管桩支护结构计算方法。

1 问题分析及基本假设

沉桩过程中，混凝土预制管桩对基坑侧壁土体起到挤密加固作用，使桩侧土体侧向承载能力显著提高。基坑开挖后，开挖段桩后土体发生向基坑内侧方向的水平位移，减缓了沉桩挤土效应的影响，并通过桩间土拱将桩间土压力传递到混凝土预制管桩上，属于被动桩问题。对于管桩嵌入段，由于挤土效应的影响，桩侧土体侧向承载能力得到大幅度提高，并且随着自由段桩身一起发生水平位移，属于主动桩问题。从上述分析可以看出，将混凝土预制管桩应用到基坑支护工程，其桩身侧壁土压力受挤土效应影响，同非挤土支护桩有较大的差异，经典的土压力理论难以直接解决该问题，因此开展挤土管桩的研究十分必要。

为了分析混凝土预制管桩支护结构受力，先做以下几点假设：

- 1) 土体为各向同性的理想弹塑性体，服从Mohr-Coulomb 屈服准则；
- 2) 土拱拱脚支护桩可以简化为正方形，土拱受均布土压力作用，其轴线及内外边界线均满足理想拱轴线方程；
- 3) 基坑开挖对基坑以下桩身侧阻力不产生影响；
- 4) 混凝土管桩相对土体为刚性桩，不产生挠曲变形。

2 支护桩悬臂段桩身受力分析

根据前文分析可知，管桩沉桩后对基坑开挖段土体产生挤密效果，但是由于受到基坑开挖和土体水平位移的影响，开挖段桩后土体作用在管桩上的土压力十分复杂，不能简单采用经典土压力理论进行求解。

当基坑开挖后，对于悬臂支护结构，在桩与桩之间会形成土拱，并将土压力传递给支护桩。根据经典

土力学理论可知，土方开挖使桩后土体形成潜在的破裂面，如图1所示。

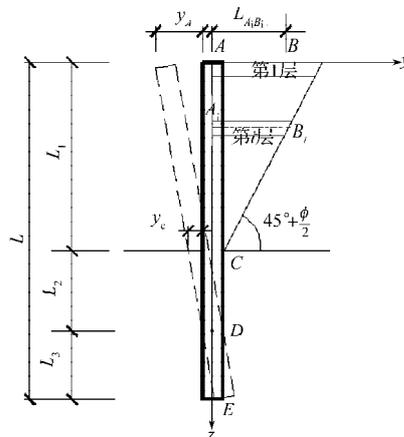


图1 基坑破坏模式

Fig. 1 Foundation pit failure mode

图2为桩间土拱计算简图。

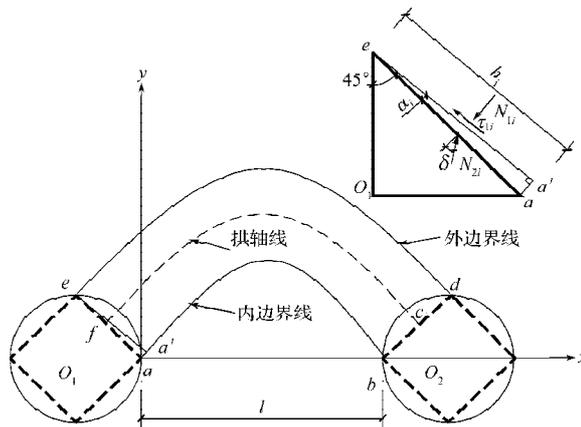


图2 桩间土拱计算简图

Fig. 2 The calculating sketch of soil arching between pipe piles

土拱内侧土体为不稳定土体，而土拱外侧土体属于稳定土层。根据土拱形成条件，可以认为桩间土体破坏面刚好为土拱内边缘线。将滑裂体沿深度方向等分为 m 等分，则第 i 等分单元所对应的滑裂体宽度为

$$L_{A_i B_i} = (m - i + 0.5) \frac{L_1}{m} \tan\left(45^\circ - \frac{\phi}{2}\right) \quad (1)$$

式中： $L_{A_i B_i}$ 为第 i 单元处桩身轴线到桩后土体破裂面水平距离； m 是指桩后土体等分数； ϕ 指桩后土体内摩擦角； L_1 、 L_2 和 L_3 分别指桩身悬臂段长度，基坑底到桩身转动点距离以及转动点到桩端距离。

根据理想拱定义，得到土拱内边线轨迹方程为

$$y_i = \frac{4L_1 x(l-x)}{ml^2} (m - i + 0.5) \tan\left(45^\circ - \frac{\phi}{2}\right) \quad (2)$$

式中， y_i 指 L_1 深度位置处桩后土体破裂面在 y 坐标上取值； l 指两桩净距离。

假设土拱内外边界线分别为 \widehat{ab} 和 \widehat{de} ，那么式 (2)

即为曲线 ab 的轨迹方程。另外, 点 e 在土拱外边界线 \widehat{de} 上, 因而土拱厚度即为点 e 到曲线 ab 的最短距离。

根据函数最小值定义可知, 满足下面方程组所对应的点 $a'(x, y)$ 即为所求点。

$$\begin{cases} y_i' = 0, \\ y_i'' \geq 0. \end{cases} \quad (3)$$

根据两点间距离公式求点 e 与 a' 距离, 从而得到土拱厚度取值。

由于 $\widehat{aa'}$ 长度相对 \widehat{ea} 较小, 因此可以近视为线段 $\overline{aa'}$, 从而有

$$\tan \alpha_i = \frac{\sqrt{2}h_i}{2d}, \quad (4)$$

式中, α_i 为土拱轴线与桩内接矩形面法线夹角; d 为桩身直径; h_i 为 e 点土拱起拱高度。

此外, 由于 ea' 为土拱的拱脚位置, 拱脚最大压力需满足 M-C 屈服准则, 即有

$$\tau_1 = \frac{N_{1i}}{h_i} \tan \phi + c, \quad (5)$$

根据力平衡条件, 有:

$$\begin{cases} N_{1i} \sin(45^\circ + \alpha) - \tau_{1i} \cos(45^\circ + \alpha) - N_{2i} \sin(90 - \delta) = 0, \\ N_{1i} \cos(45^\circ + \alpha) + \tau_{1i} \sin(45^\circ + \alpha) - N_{2i} \cos(90 - \delta) = 0, \end{cases} \quad (6)$$

式(5)~(6)中, N_{1i} 为 e 点处土拱横断面法向作用力; c 为土体黏聚力; δ 为桩土间摩擦角, 根据《建筑边坡支护规范》规定, 对于黏性土, 可以取 $\delta = \phi/3$ 。

联立方程(5)和(6), 可得

$$N_{1i} = \frac{-ch_i}{\cos(45^\circ + \alpha + \delta) + \tan \delta \sin(45^\circ + \alpha + \delta)}. \quad (7)$$

基坑开挖后, 第 i 单元位置桩身受到的水平荷载为

$$H_i = 2N_{1i} \cos(45^\circ + \alpha), \quad (8)$$

整个悬臂桩自由段承受的水平荷载合力为

$$H = \sum_{i=1}^m H_{i0}. \quad (9)$$

悬臂桩自由段水平荷载对 F 点产生的弯矩可以用下式表示, 即

$$M_{AC} = 2 \sum_{i=1}^m N_{1i} \cos(45^\circ + \alpha) \left[(m-i+0.5) \frac{L_1}{m} + L_2 + L_3 \right], \quad (10)$$

式(8)~(10)中, H_i 为第 i 单元位置桩身受到的水平荷载; H 为悬臂桩自由段承受的水平荷载合力; M_{AC} 为悬臂桩自由段水平荷载对 F 点产生的弯矩。

3 支护桩嵌固段桩身受力的分析

3.1 沉桩引起土压力分析

根据 Vesic 圆孔扩张理论^[11]及前文假设条件, 可

得考虑深度情况下的扩孔压力为

$$p_{u,z} = \frac{3(1 + \sin \phi)}{3 - \sin \phi} (K_0 \gamma z + c \cdot \cot \phi) \left(\frac{R_p}{R_u} \right)^{\frac{4 \sin \phi}{1 + \sin \phi}} - c \cdot \cot \phi, \quad (11)$$

式中: K_0 为静止土压力系数, 可根据 JGJ120—2012《建筑基坑支护技术规程》取值; c 为土体粘聚力; ϕ 为土体内摩擦角; γ 为土体容重; $p_{u,z}$ 为 z 深度处扩孔压力。

扩孔后体积应变可以用下式计算:

$$\varepsilon_{\theta R} = \frac{R_p \sin \phi}{G(3 - \sin \phi)} (p_0 + c \cdot \cot \phi), \quad (12)$$

式中: R_p 为扩孔过程中弹塑性分界面半径; G 为土体的剪切模量; $\varepsilon_{\theta R}$ 为土体体积应变, 根据 H. Matlock 的研究^[12]发现, 黏性土产生屈服时体积应变取值在 0.005~0.020 之间。

对于静压闭口管桩扩孔的最终压力 $p_{u,z}$ 计算, 可以首先将 $\varepsilon_{\theta R}$ 代入式(12), 求得桩侧土体弹塑性分界面半径 R_p , 并将其代入式(11), 求得任意深度处桩侧土体对桩身产生的水平土压力 $p_{u,z}$ 值。

3.2 桩移动引起桩身截面上阻力分析

由于支护桩嵌入段为主动桩, 假设距桩顶 z 处桩身截面产生的水平位移用 $y(z)$ 表示, 产生位移前后桩身截面位置如图 3 所示。

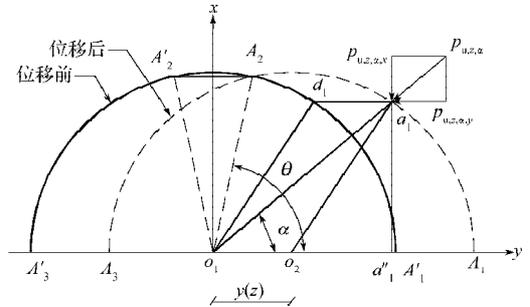


图3 水平荷载作用后桩身位置计算简图

Fig. 3 The diagram of pile position calculation after horizontal loads

当桩发生 $y(z)$ 的水平位移时, 平行桩身位移方向上桩截面边缘点位移相同, 大小均为 $y(z)$ 。假设桩体发生水平位移时桩土交接面上桩土无相对位移, 那么桩侧土体相对沉桩中心点产生的水平位移是不相同的。从图 3 可以看出, 当发生 $y(z)$ 的水平位移时, 考虑对称性, $\widehat{A_1 A_2}$ 段桩侧土在原扩孔半径 r 的基础上继续扩孔, 而 $\widehat{A_2 A_3}$ 段桩侧土在原扩孔半径 r 基础上扩孔半径有所减小, 但仍然属于扩孔状态。

当桩发生 $y(z)$ 方向水平位移时, 根据图 3 的几何关系, 有

$$\theta = \sec \left[\frac{y(z)}{2r} \right]. \quad (13)$$

利用三角函数关系, 有

$$\begin{cases} \overline{a_1 a_1''} = \overline{a_1 a_1''} \cdot c \tan \alpha, \\ \left(\overline{a_2 a_1''} \right)^2 = r^2 - \left(\overline{a_1 a_1''} \right)^2, \\ \overline{a_2 a_1''} = \overline{a_1 a_1''} - r. \end{cases} \quad (14)$$

解方程 (14) 可以得到

$$\overline{a_1 a_1''} = \left(y \cdot \cos \theta + \sqrt{r^2 - y^2 \sin^2 \theta} \right) \sin \theta. \quad (15)$$

因此, 当发生 $y(z)$ 的水平位移后, 对 a_1' 点处土体而言, 实际距离 O_1 点距离从 r 增加或减少到 $r_{\theta z}$ 为

$$r_{\theta z} = \frac{\overline{a_1 a_1''}}{\sin \theta} = y \cdot \cos \theta + \sqrt{r^2 - y^2 \sin^2 \theta}. \quad (16)$$

对于静压桩, 在不考虑应力路径以及挤土效应随时间变化因素影响下, 从沉桩挤土到受水平荷载后土体发生侧向变形过程可以简化为不同深度位置土体发生再扩孔。根据对称性, 对于 z 深度处土体对桩产生的土压力的 x 轴方向分力是相互抵消的, 而 y 轴方向的合力与作用在桩顶的水平作用力大小相等, 方向相反。土压力水平分力为

$$p_{u,z,\alpha,y} = p_{u,z,\alpha} \cos \alpha. \quad (17)$$

式中, $p_{u,z,\alpha}$ 表示 α 角度所对应桩边界上所受扩孔压力; $p_{u,z,\alpha,y}$ 表示 α 角度所对应桩边界上所受扩孔压力在 y 方向的分力。

将 $A_1 A_2$ 和 $A_2 A_3$ 分别划分为 m 和 n 等分, 则 z 深度桩身截面上土压力水平分力的合力可以采用下式表示

$$P_{u,z,y} = 2 \left(\sum_{i=1}^m \frac{r \theta^2}{m} p_{u,z,\alpha_i,y} \cos \alpha_1 + \sum_{j=1}^n \frac{r(\pi - \theta)^2}{n} p_{u,z,\alpha_j,y} \cos \alpha_2 \right), \quad (18)$$

式中, $0 \leq \alpha_1 < \theta, \theta \leq \alpha_2 \leq \pi$, 角度单位均为弧度。

3.3 水平位移情况下土反力计算

对于刚性短桩, 当桩顶作用水平荷载时, 可以认为桩身绕桩端发生转动, 如图 4 所示。

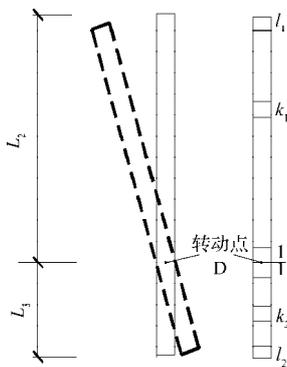


图4 桩身土反力计算简图

Fig. 4 The calculation sketch of earth pressure around pipe

当桩顶水平位移量 y_0 已知, 将桩按图 4 所示进行等分, L_2 段内任一微段水平位移采用下式计算

$$y_i(z) = \frac{y_0}{l_1} (k + 0.5), \quad k=1, 2, \dots, l_1. \quad (19)$$

根据上式, 可以求得桩身任一微段的水平位移, 利用式 (17) 得到该微段桩土界面上不同位置扩孔半径, 并结合式 (17), 可得到该微段上桩体发生水平位移情况下桩侧土压力水平分力。根据平衡条件, 可得到桩顶水平荷载与桩侧土压力的关系式为

$$H_0 = \sum_{k=1}^{l_1} \frac{L_1 P_{u,z,y_i}}{l_1} = \frac{2L_1}{l_1} \sum_{k=1}^{l_1} \left(\sum_{i=1}^m \frac{r \theta^2}{m} P_{u,z,\alpha_i,y_i} \cos \alpha_1 + \sum_{j=1}^n \frac{r(\pi - \theta)^2}{n} P_{u,z,\alpha_j,y_i} \cos \alpha_2 \right). \quad (20)$$

从而, 当 C 点产生水平位移用 y_C 表示时, CD 段对 E 点产生的弯矩为:

$$M_{CD} = 2 \sum_{k_1=1}^{l_1} \left(\frac{L_2}{l_1} (k_1 - 0.5) + L_3 \right) \cdot \left(\sum_{i=1}^m p_{u,z,\alpha_i,y} \frac{r \theta^2}{m} \cos \alpha_1 + \sum_{j=1}^n p_{u,z,\alpha_j,y} \frac{r(\pi - \theta)^2}{n} \cos \alpha_2 \right), \quad (L_1 < z \leq L_1 + L_2). \quad (21)$$

同理, 当 C 点产生 y_C 水平位移时, 可以得到 DF 段对 E 点产生的弯矩为:

$$M_{DE} = 2 \sum_{k_2=1}^{l_2} \frac{y_C L_3}{l_2 L_2} (l_2 - k_2 + 0.5) \cdot \left(\sum_{i=1}^m p_{u,z,\alpha_i,y} \frac{r \theta^2}{m} \cos \alpha_1 + \sum_{j=1}^n p_{u,z,\alpha_j,y} \frac{r(\pi - \theta)^2}{n} \cos \alpha_2 \right), \quad (L_1 + L_2 < z \leq L). \quad (22)$$

4 悬臂式管桩支桩桩长确定

悬臂式管桩支桩桩长的确定可以采用下面的步骤:

1) 首先根据基坑深度和安全等级, 确定桩顶最大水平位移允许值 y_A , 在拟定的桩径 d 和间距 l 情况下, 先利用式 (10) 确定管桩开挖后自由段所受到的土压力 H 值。

2) 假设基坑底面处桩身水平位移 y_C , 根据管桩刚性的假设, 有比例关系确定 CD 段的长度 L_{CD} 。然后取 $L=L_{CD}$, $y_0=y_A$, 利用式 (20), 得到 H_0 , 当 $H_0 \geq H$ 时, 取 $L_2=L_{CD}$; 当 $H_0 < H$, 在 L_{CD} 长度基础上增加 ΔL_{CD} , 并令 $L=L_{CD} + \Delta L_{CD}$, $y_0=y_A$, 使用式 (20), 直到 $H_0=H$, 并令 $L_2=L_{CD}$ 。

3) 假设 $L_3=L_2$, 利用式 (10), (21) 和 (22) 分别求出各力对 F 点弯矩, 并计算 $M_F=M_{AC}-M_{CD}-M_{DE}$,

当 $M_F=0$, 则此时的 $L_3=L_2$, 根据基坑相关规范, 最后管桩设计长度等于 $L_0=L_1+L_2+1.2L_3$, 当 $M \neq 0$, 则在假设基础上加减 ΔL , 使 $L_3=L_3 \pm \Delta L$, 并重复步骤 3), 直至 $M_F=0$ 为止, 此时的 L_3 即为所求, 并得到管桩长度等于 $L_0=L_1+L_2+1.2L_3$ 。

通过上述迭代的方法, 可以进行悬臂式管桩支护结构的设计工作。

5 算例分析

为了验证本文方法的可行性, 本文进行了算例分析。长沙市某办公楼, 基坑工程采用悬臂式预应力混凝土管桩进行围护, 支护桩采用静压法施工, 桩身材料等级为 C40, 管桩直径为 500 mm, 基坑开挖深度为 4.5 m, 设计桩长为 10.0 m, 桩心距为 1.2 m, 土层参数见表 1。

表 1 土层参数表

Table 1 The parameters of soil layers

土层名称	黏聚力 c/kPa	内摩擦角 $\theta/(\text{°})$	压缩模量 E_s/MPa	泊松比 μ	剪切模量 G/MPa	深度 / m
填土	12.0	10.3	4.7	0.3	1.8	2.0
粉质黏土	18.0	19.5	10.5	0.3	4.0	4.0
黏土	21.2	23.5	16.8	0.3	4.8	6.7

采用本文计算方法得到管桩设计桩长为 9.4 m, 而该项目采用规范法设计管桩长为 10.0 m, 本文计算结果比规范法小 0.6 m, 其原因是因为现有的规范没有专门用于挤土管桩支护桩设计方法, 只能采用非挤土桩设计方法进行相关设计, 无法考虑土拱效应及管桩挤土效应对被动土压力区的加固作用, 从而导致采用规范法得到的结果偏于保守。图 5 为桩顶最终水平位移 18 mm 时桩侧土反力对比曲线。

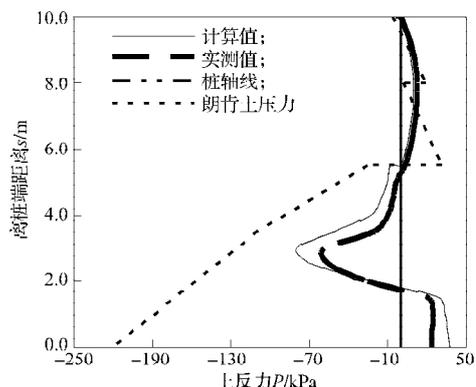


图 5 桩侧土反力合力对比曲线

Fig. 5 Contrast curves of pile side soil resistance and resultant force

从图 5 的曲线中可以看出, 采用本文计算结果与实测结果趋势基本一致, 尽管同实测结果还存在一定的差距, 但是相比朗肯土压力理论计算结果而言,

其计算精度得到较大的提高, 有利于管桩支护结构的设计。

6 结论

1) 基于桩间土拱效应及 M-C 屈服准则, 建立桩间土拱计算模型, 并得到悬臂段桩身土反力计算公式, 算例分析表明, 计算结果与实测结果吻合较好。

2) 利用圆孔扩张理论, 考虑深度影响因素, 得到了挤土管桩侧土反力计算方法, 并基于桩土界面无相对位移假设, 建立了挤土管桩水平荷载作用下桩侧土反力计算公式, 计算结果表明, 桩侧土压力为非线性分布模式, 且与实测结果相差不大。

3) 根据力和弯矩平衡条件, 提出悬臂管桩支护结构设计方法, 通过将计算结果、现场实测结果及朗肯土压力计算结果进行对比分析, 发现本文计算结果与实测结果趋势基本一致, 并且其计算精度相对经典土压力理论得到较大的提高, 验证了理论方法的可行性。

参考文献:

- [1] 何永福, 朱进军. 管桩在连云港地区基坑支护中的应用及实测分析[J]. 建筑结构, 2009, 39(7): 57-59.
He Yongfu, Zhu Jinjun. Application and Observational Analysis of Pipe-Pile for Excavation Support System in Lianyungang District[J]. Building Structure, 2009, 39(7): 57-59.
- [2] 黄广龙, 李勇, 宰金珉, 等. 预应力管桩在深基坑支护工程中的应用研究[J]. 建筑施工, 2005, 27(4): 212-214.
Huang Guanglong, Li Yong, Zai Jinmin, et al. Study on Prestressed Concrete Pipe-Pile Applied to Retaining and Protecting of Deep Foundation Excavation Engineering[J]. Building Construction, 2005, 27(4): 212-214.
- [3] 张仕, 李欢秋, 王爱勋. 提高 PHC 管桩在深基坑支护中应用的技术途径[J]. 地下空间与工程学报, 2011, 7(增刊 2): 1644-1647.
Zhang Shi, Li Huanqiu, Wang Aixun. Technical Approaches to Improvement of Application of PHC Pile in Deep Foundation Pit[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2011, 7(S2): 1644-1647.
- [4] 蒋良潍, 黄润秋, 蒋忠信. 粘性土桩间土拱效应计算与桩间距分析[J]. 岩土力学, 2006, 27(3): 445-450.
Jiang Liangwei, Huang Runqiu, Jiang Zhongxin. Analysis of Soil Arching Effect Between Adjacent Piles and Their Spacing in Cohesive Soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, 27(3): 445-450.

(下转第 96 页)