

桩土滑移对桩基临界荷载影响

曹书文, 赵 冬

(西安建筑科技大学理学院, 陕西 西安 710055)

摘要: 为了研究打(压)桩时桩侧土体液化导致的桩土相对滑移对桩基临界荷载的影响, 采用部分滑移模型, 将桩周土分为桩土滑移区域和结合区域, 并将二区域的应力分别表示, 根据桩土滑移区域和结合区域的应力和荷载的连续性, 得到了桩土滑移段的长度, 可用以对桩基临界荷载进行修正. 结果表明, 桩土相对滑移对桩基临界荷载影响较大.

关键词: 临界荷载; 计算长度; 部分滑移; 应力; 连续性

中图分类号: TU473

文献标志码: A

文章编号: 1006-7930(2014)03-0385-03

桩基在工程实际中应用广泛, 自 1744 年 Euler 对压杆稳定问题进行研究后, 中外学者对桩基的稳定性进行了大量的研究^[1-7]. 但这些研究都没有考虑打(压)桩时部分桩侧土体的液化造成的桩土滑移对桩基稳定性的影响. 而目前对液化对桩基的影响的研究主要考虑地震导致土体液化对桩基的影响^[8-9]. 本文考虑打(压)桩时桩侧土体的液化造成的桩土滑移, 分析其对桩基临界荷载的影响.

1 分析模型

对桩基在竖向荷载作用下的变形, 国内外学者进行了大量的研究. Randolph 提出的线弹性分析模型具有代表性^[10]:

$$\frac{P_t}{G_L r_0 w_t} = \left[\frac{4n_r}{(1-\nu_s)\zeta} + \rho \frac{2\pi L \tanh(\alpha_L L)}{\zeta r_0 \alpha_L L} \right] \left[1 + \frac{4n_r}{(1-\nu_s)\zeta \pi \lambda_G r_0} \frac{1}{\alpha_L L} \tanh(\alpha_L L) \right]^{-1} \quad (1)$$

式中: P_t 为桩顶荷载; w_t 为桩顶位移; ν_s 为土体泊松比; r_0 为桩半径; L 为桩长; $\zeta = \ln(r_m / r_0)$; $r_m = \{0.25 + \xi[2.5\rho(1-\nu_s) - 0.25]\}L$; $\alpha_L = \sqrt{2/\zeta\lambda_E} / r_0$, $\lambda_E = E_p / G_s$, E_p 为桩基弹性模量; G_s 为土体剪切模量; $n_r = r_b / r_0$, r_b 为桩基础半径. G_L 为深度为 L 处土体剪切模量; $\rho = G_{AVG} / G_L$, G_{AVG} 为沿桩身土体平均剪切模量; $\lambda_G = E_p / G_L$; $\xi = G_L / G_b$, G_b 为桩底部土体剪切模量.

上述分析的基础是桩周土体为线弹性, 而实际打(压)桩工程中由于反复的施加荷载和桩的回弹, 桩周土体可能产生大变形甚至发生液化. 故部分滑移模型更符合实际(图 1). 图中 L_s 为桩土滑移段长度.

在 L_s 深度以上, 分析时应考虑桩土的相对滑移; 在 L_s 深度以下, 则仍然可用 Randolph 提出的方法. 故剪切应力 $\tau_0(z)$ 可表示为:

$$\tau_0(z) = \frac{P_b}{\zeta r_0^2} \left\{ \frac{n_r(1-\nu_s)}{4} \cosh[\alpha_L(L-z)] + \frac{1}{\pi r_0 \lambda_E \alpha_L} \sinh[\alpha_L(L-z)] \right\} \quad L_s \leq z \leq L \quad (2)$$

式中: P_b 为桩端荷载; 其他意义同前.

桩土滑移产生的切应力可由 α 法、 β 法或 λ 法确定^[3], 由于 β 法适用于各种土体, 故应用广泛, 此处采用该方法表示桩土滑移区域内切应力:

$$\tau_0(z) = \beta \gamma z \quad 0 \leq z \leq L_s \quad (3)$$

式中: γ 为土的单位重度; $\beta = K \tan \delta$; K 为横向压力系数, 为便于计算, 可设为常量; δ 为桩土之间的摩擦角.

根据滑移区域和结合区域结合处的切应力相等, 即 $\tau_0(z)|_{z=L_s-\varepsilon} = \tau_0(z)|_{z=L_s+\varepsilon}$, 式(2)、(3)可表示为:

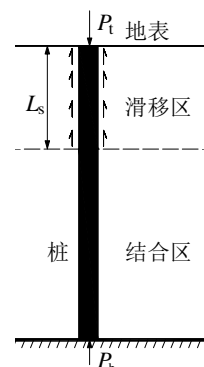


图 1 部分滑移模型
Fig.1 Partial slip model

$$\beta\gamma L_s = \frac{P_b}{\zeta r_0^2} \left\{ \frac{n_r(1-\nu_s)}{4} \cosh[\alpha_L(L-z)] + \frac{1}{\pi r_0 \lambda_E \alpha_L} \sinh[\alpha_L(L-z)] \right\} \quad (4)$$

将桩基的压应变用桩在任意深度的荷载 $P(z)$ 表示, 可得:

$$\frac{\partial w(z)}{\partial z} = \frac{-P(z)}{\pi r_0^2 E_p} = \frac{-P(z)}{\pi r_0^2 \lambda G_s} \quad (5)$$

$$\frac{\partial P(z)}{\partial z} = -2\pi r_0 \tau_0(z) \quad (6)$$

将式(2)代入到式(5)、(6)中, 可得到桩基滑移区域和结合区域的压应变为:

$$\frac{\partial w}{\partial z} = \frac{\beta\gamma}{r_0 \lambda_E G_s} (z^2 + C) \quad 0 \leq z \leq L_s \quad (7)$$

式中 C 为待求积分常数.

$$\frac{\partial w}{\partial z} = -\frac{P_b}{r_0 G_s} \left\{ \frac{n_r(1-\nu_s)}{4} \alpha_L \sinh[\alpha_L(L-z)] + \frac{1}{\pi r_0 \lambda_E} \cosh[\alpha_L(L-z)] \right\} \quad L_s \leq z \leq L \quad (8)$$

根据桩基在滑移区域和结合区域连接处桩身荷载相同, 即 $P(z)|_{z=L_s-\varepsilon} = P(z)|_{z=L_s+\varepsilon}$, 可得:

$$\frac{\partial w}{\partial z} \Big|_{z=L_s-\varepsilon} = \frac{\partial w}{\partial z} \Big|_{z=L_s+\varepsilon} \quad (9)$$

由式(7)和(8)可得:

$$\frac{\beta\gamma}{r_0 \lambda_E G_s} (z^2 + C) = -\frac{P_b}{r_0 G_s} \left\{ \frac{n_r(1-\nu_s)}{4} \alpha_L \sinh[\alpha_L(L-L_s)] + \frac{1}{\pi r_0 \lambda_E} \cosh[\alpha_L(L-L_s)] \right\} \quad (10)$$

可求出 C :

$$C = -\frac{P_b \lambda_E}{\beta\gamma} \left\{ \frac{n_r(1-\nu_s)}{4} \alpha_L \sinh[\alpha_L(L-L_s)] + \frac{1}{\pi r_0 \lambda_E} \cosh[\alpha_L(L-L_s)] \right\} - L_s^2 \quad (11)$$

则桩基荷载可表示为:

$$P_t = \int_0^{L_s} \tau_0(z) 2\pi r_0 dz + \int_{L_s}^L \tau_0(z) 2\pi r_0 dz + P_b \quad (12)$$

对式(12)积分, 并结合式(4)可得:

$$\frac{P_t - \pi\beta\gamma r_0 L_s^2}{\beta\gamma L_s} = 2\pi r_0 \frac{\frac{n_r(1-\nu_s)}{4\alpha_L} \tanh[\alpha_L(L-L_s)] + \frac{\zeta r_0}{2\pi}}{\frac{n_r(1-\nu_s)}{4} + \frac{1}{\pi r_0 \lambda_E \alpha_L} \tanh[\alpha_L(L-L_s)]} \quad (13)$$

对于钢桩、混凝土桩等刚度较大的桩, λ_E 值非常大, 故 α_L 值非常小, 则上式可简化为:

$$\frac{P_t - \pi\beta\gamma r_0 L_s^2}{\beta\gamma L_s} = 2\pi r_0 (L-L_s) + \frac{4\zeta r_0^2}{n_r(1-\nu_s)} \quad (14)$$

则可得到桩土滑移段长度 L_s :

$$L_s = L + \frac{2\zeta r_0}{\pi n_r(1-\nu_s)} - \sqrt{\left(L + \frac{2\zeta r_0}{\pi n_r(1-\nu_s)} \right)^2 - \frac{P_t}{\pi\beta\gamma r_0}} \quad (15)$$

2 算例分析

文献[6]将桩侧土体考虑为弹性, 土体抗力按 m 法考虑, 采用伽辽金法得到了两端固定支撑时桩基的临界荷载和计算长度计算公式:

$$P_{kp} = \frac{\pi^2 EI}{(\mu l)^2} = \frac{\pi^2 EI}{l_p^2} \quad (16)$$

$$\frac{1}{\mu^2} = 20 + \frac{9\Delta_1 + \Delta_2}{36\pi^4} (\alpha l)^5 - \sqrt{\left[16 - \frac{9\Delta_1 - \Delta_2}{36\pi^4} (\alpha l)^5 \right] + \frac{\Delta_{12}^2}{144\pi^8} (\alpha l)^{10}} \quad (17)$$

式中 Δ_1 、 Δ_2 、 Δ_{12} 表达式见文献[6].

文献[6]中桩为 $d=1.0$ m 的混凝土桩, 周围土体为砂粘土. 桩及周围土体取值为: 桩身刚度 $EI=1.114 \times 10^6$ kN/m², $\alpha l=4.17$, 桩入土深度系数 $k=0.8$. 经计算得: $\mu=0.3804$, $l_p=\mu l=0.3804 \times 10.0=3.804$, $P_k=\pi^2 EI/l_p^2=759\,985.1$ kN.

若考虑由于打桩压力而产生的液化, 设土体为均匀介质, 波松比 $\nu_s=0.25$, 重度 $\gamma=20$ kN/m³, 摩擦角 $\delta=26^\circ$. 将土体参数代入到式(15), 取桩顶荷载取为文献[6]中临界荷载 $P_k=759\,985.1$ kN, 横向压力系数 $K=0.8^{[10]}$, 可得土体滑移段长度 $L_s=1.61$ m. 即可近似认为由于液化造成的桩土滑移使桩的自由段长度增加了 1.61 m. 即得桩入土深度系数 $k=0.639$, 由文献[6]表 1 可得: $\mu=0.4268$, $l_p=\mu l=4.268$, $P'_k=\pi^2 EI/l_p^2=603\,744.3$ kN. 二者相差:

$$\frac{P_k - P'_k}{P_k} = \frac{759\,985.1 - 603\,744.3}{759\,985.1} = 20.5\%$$

即由于桩土滑移使桩的临界荷载降低了 20.5%, 在工程实际中应予以注意.

3 结论

采用部分滑移模型, 将桩周土体分为桩土相对滑移区域和结合区域, 将桩周土体应力分别表示. 根据桩土滑移区域和结合区域结合处的切应力相等, 得到桩基滑移区域和结合区域的压应变; 根据桩基在滑移区域和结合区域连接处桩身荷载相同, 得到桩基荷载的表达式; 进而得到了桩土滑移段长度 L_s . L_s 主要与桩顶荷载、土体参数和桩基形式有关. 由分析可知, 由于桩侧土体液化导致的桩土滑移使桩基临界荷载降低较多, 在实际工程中应考虑其影响.

参考文献 References

- [1] REDDY A S, VALSANGKAR A J. Buckling of fully and partially embedded piles[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1970, 96(6): 1951-1965.
- [2] ZHANG Jian, TARA C. Inelastic pile behavior with and without liquefaction effects[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2012, 36: 12-19.
- [3] POULOS H G, DAVIS E H. Pile foundation analysis and design[M]. Sydney: The University of Sydney, 1980.
- [4] 吴鹏, 任伟新. 竖向激励场下考虑桩土滑移的单桩动力性能[J]. 土木工程学报, 2009, 42(6): 92-96.
WU Peng, REN Xinwei. Response of single piles to vertical excitation with pile-soil slip[J]. China Civil Engineering Journal, 2009, 42(6): 92-96.
- [5] 赵明华. 桥梁基桩稳定计算长度[J]. 工程力学, 1987, 4(1): 94-105.
ZHAO Minghua. Buckling equivalent length of piles[J]. Engineering Mechanics, 1987, 4(1): 94-105.
- [6] 彭锡鼎. 考虑桩侧土壤弹性抗力时桩的临界荷载计算[J]. 土木工程学报, 1996, 29(5): 43-48.
PENG Xiding. Calculation of critical load of pile considering resistance of soil on the side of pile[J]. China Civil Engineering Journal, 1996, 29(5): 43-48.
- [7] 杨维好, 宋雷. 顶部自由、底部嵌固桩的稳定性分析[J]. 工程力学, 2000, 17(5): 63-66.
YANG Weihao, SONG Lei. Axial buckling analysis for top-free and bottom-fixed pile[J]. Engineering Mechanics, 2000, 17(5): 63-66.
- [8] FINN W D L, FUJITA N. Piles in liquefiable soils: seismic analysis and design issues[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2002, 22: 731-742.
- [9] BHATTACHARYA S, MADABHUSHI S P G, BOLTON M D. An alternative mechanism of pile failure in liquefiable deposits during earthquakes[J]. Geotechnique, 2004, 54(3): 203-213.
- [10] RANDOLPH M F, DOLWIN J, BECK R. Design of driven piles in sand[J]. Geotechnique, 1994, 44(3): 427-448.

Effect of pile-soil slip on the critical load of pile

CAO Shuwen, ZHAO Dong

(School of Science, Xi'an Univ. of Arch. & Tech., Xi'an 710055, China)

Abstract: The partial slip model is used to analyze the effect of soil-pile slip on the critical load of pile. The soil is divided into slip zone and bond zone, and the stresses of soil are expressed separately. The slip length is deduced by the continuity of stress and load in the slip zone and bond zone. The slip length can be used to correct the critical load of pile. The results show that pile-soil slip deduces the critical load of pile.

Key words: critical load; effective length; partial slip; stress; continuity

(本文编辑 桂智刚)