

粉喷桩处理软基固结计算方法的探讨

胡雪梅¹ 刘加才²

(1. 南京交通职业技术学院, 江苏南京 211188; 2. 江苏省地质工程勘察院, 江苏南京 210012)

【摘要】 根据实际的地基结构,在 Terzaghi 一维固结理论的基础上,建立粉喷桩复合地基桩间土的固结模型并求解;结合高等级公路粉喷桩加固路基工程实例,将理论计算值与现场试验结果进行沉降计算对比分析。

【关键词】 粉喷桩;复合地基;固结度

【中图分类号】 TU 472.36; TU311.4 **【文献标识码】** A doi:10.3969/j.issn.1007-2993.2010.03.007

Study on Consolidation Calculation of Soft Ground Improved by DJM

Hu Xuemei¹ Liu Jiakai²

(1. Nanjing Communications Institute of Technology, Nanjing 211188, Jiangsu, China;

2. Jiangsu Geological Investigations Institute, Nanjing 210012, Jiangsu, China)

【Abstract】 According to the practical foundation shapes, the consolidation models of the soil between piles and the substratum are built and solved respectively on the theory of Terzaghi-one dimension consolidation. Connected with the projects of highway, the research draws theoretical conclusions to compare with the in-site test results of DJM composite ground.

【Key words】 DJM pile; composite ground; percent consolidation

0 引言

粉喷桩是利用压缩空气输送干燥的生石灰或水泥粉粒,并通过搅拌叶片使固化材料与软土搅拌均匀一起,形成水泥土桩体并依靠桩身与周围软土的摩擦力及桩端的支持力来承受外荷载。自粉喷法加固软基问世起,工程应用一直相对超前于理论研究,由于其沉降机理的复杂性以及理论研究的滞后,制约了它在实际工程中的应用和发展。

笔者考虑到粉喷桩复合地基中桩的长径比很大,且桩土间渗透系数相差1~3个数量级,单桩影响桩周土范围远小于复合地基处理深度,故外荷载作用下桩体超孔隙水消散大多通过径向完成的,其竖向排水效应很小,甚至可以忽略不计^[1];对此,在已有的理论基础上,本文建立粉喷桩复合地基固结模型;对桩土复合区从流量与变形相等的角度出发,忽略桩体竖向排水,建立上部荷载作用下考虑桩和桩周土间荷载分担效应的均质地基复合地基固结的解析式,为工程中的应用提供有价值的参考。

1 固结方程的建立及求解

桩土复合地基上部受无限均布荷载作用时,各桩体和桩周土的性状相同,可任意选取一个复合体作为分析模型^[2-3](见图1)。上部荷载 P_0 由桩周土和桩体分担,表示为荷载 P_s 和 P_p , d_p 为桩体直径, D 为单桩水平向影响范围,即桩周土体外径。为推导公式方便,令 $\alpha=d_p/D$, $D=1.05L$ (等边三角形布置), $D=1.13L$ (正方形布置), L 为桩心距。加固区 H 深度桩和桩周土渗流和变形关系见图2。考虑含软弱下卧层粉喷桩复合地基复杂的边界条件,为建立可求解的固结方程,作如下假设:

1) 复合地基是饱和的,桩和桩周土分别都是均质的,固体颗粒和水不可压缩。

2) 渗流符合 Darcy 定律,渗透系数和压缩系数均为常数;桩周土发生竖向渗流,桩体只发生径向渗流,忽略竖向渗流;复合地基的固结是通过桩周土竖向排水完成的^[4]。

3) 固结变形为小变形,变形只发生在竖直方向

且等应变成立。

4) 外荷载一次性施加并保持不变。

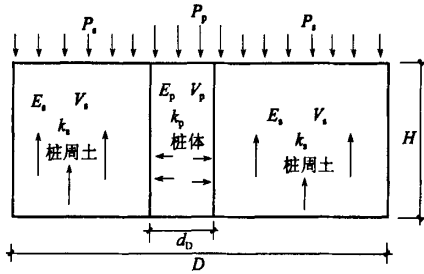


图1 粉喷桩复合地基固结分析模型

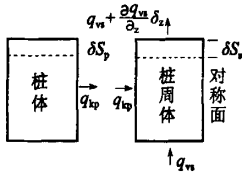


图2 桩和桩周土渗流关系图

从假设可知孔隙水流出量与体积变化相等。根据同一时间增量 dt 内单元体有效应力增量和单元体体积减小量的关系, 及有效应力的增量等于超孔隙水应力减小量(有效应力原理), 有关系式

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{1}{m_v v} \frac{\partial v}{\partial t} \quad (1)$$

根据 Darcy 定律得关系式:

$$\frac{\partial q_{vs}}{\partial z} dz = -\frac{k_s}{\gamma_w} \frac{\partial^2 \bar{u}_s}{\partial z^2} A_s dz \quad (2)$$

式中: \bar{u}_p, \bar{u}_s 分别为 t 时间桩和桩周土平均超孔隙水压力, kPa; A_p, A_s 分别为桩的水平向截面积和桩周土的水平向截面积, m^2 ; k_s, γ_w 分别为桩周土体渗透系数和水重度, $m/s, kN/m^3$; m_v, m_{vp} 分别为桩周土和桩体的体积压缩系数, MPa^{-1} 。

由等应变假设得:

$$\frac{\partial S_p}{\partial z} = \frac{\partial S_s}{\partial z} \quad (3)$$

根据上述各式及土力学相关知识^[5]得出以下两关系式:

$$m_{vp} \frac{\partial \bar{u}_p}{\partial t} = m_{vs} \frac{\partial \bar{u}_s}{\partial t} \quad (4)$$

$$k_p \frac{\partial^2 \bar{u}_p}{\partial z^2} = (1-\alpha^2) k_s \frac{\partial^2 \bar{u}_s}{\partial z^2} \quad (5)$$

整理得粉喷桩复合地基加固区桩周土和桩体的固结微分方程为:

$$\frac{\partial \bar{u}_x}{\partial t} = \beta_x \frac{\partial^2 \bar{u}_x}{\partial z^2} \quad (6)$$

式中 x 代表桩体和桩周土体, 其中:

$$\beta_s = k_s A_s / [m_{vs} \gamma_w (A_p + A_s)] = (1-\alpha^2) C_{vs} \quad (7)$$

$$\beta_p = \frac{1}{1-\alpha^2} k_p A_s / [m_{vp} \gamma_w (A_p + A_s)] = C_{vp}$$

根据复合地基顶部受力平衡条件和等应变假设可得解:

$$P_s = \frac{E_s}{(1-\alpha^2)E_s + \alpha^2 E_p} P_0$$

$$P_p = \frac{E_p}{(1-\alpha^2)E_s + \alpha^2 E_p} P_0 \quad (8)$$

从图1得粉喷桩复合地基桩土加固区固结的初始条件和边界条件为^[6]:

$$t=0, 0 \leq z \leq H \text{ 时, } \bar{u}_x = p_x (x \text{ 代表桩和桩周土})$$

$$0 < t < \infty, z=0 \text{ 时, } \bar{u}_s = 0; z=H \text{ 时, } q=0, \frac{\partial \bar{u}_s}{\partial z} = 0$$

$$t=\infty, 0 \leq z \leq H \text{ 时, } \bar{u}_s = 0 \quad (9)$$

采用分离变量法, 用富里哀级数求得底面不透水情况下(6)式解答:

$$\bar{u}_p = \frac{4}{\pi} \frac{P_p}{u_{p0}} \sum_{m=1}^{\infty} \frac{1}{m} \sin\left(\frac{m\pi z}{2H}\right) e^{-m^2 \frac{\pi^2}{4} T_{vp}}$$

$$\bar{u}_s = \frac{4}{\pi} \frac{P_s}{u_{s0}} \sum_{m=1}^{\infty} \frac{1}{m} \sin\left(\frac{m\pi z}{2H}\right) e^{-m^2 \frac{\pi^2}{4} T_{vs}} \quad (10)$$

式中: m 为正奇数(1, 3, 5, ...); T_{vp}, T_{vs} 为时间因数, 分别等于 $\beta_p t/H^2, \beta_s t/H^2$, 其中 H 为最大排水距离, 若底面不透水时即为桩长, 若底部透水则取桩长的一半。由固结度公式

$$\bar{U}_{z,t} = 1 - \frac{u_z}{u_0}$$

得相应的平均固结度

$$\bar{U}_p = 1 - \frac{8}{\pi^2} (e^{-\frac{\pi^2}{4} T_{vp}} + \frac{1}{9} e^{-\frac{9\pi^2}{4} T_{vp}} + \dots) \quad (11)$$

$$\bar{U}_s = 1 - \frac{8}{\pi^2} (e^{-\frac{\pi^2}{4} T_{vs}} + \frac{1}{9} e^{-\frac{9\pi^2}{4} T_{vs}} + \dots)$$

加固区瞬时加荷整体平均固结度为:

$$\bar{U} = \frac{1}{(A_p + A_s)} (A_p \bar{U}_p + A_s \bar{U}_s) = \alpha^2 \bar{U}_p + (1-\alpha^2) \bar{U}_s \quad (12)$$

2 计算实例

盐通高速公路海安一施工标段, 采用粉喷桩处理软基。根据工程特点和地质情况, 粉喷桩平均桩长 10m, 桩径 0.50m, 三角形布置, 中心间距 1.3m, 置换率为 15%, 因为在固结公式推导中并没有考虑土质分层的状况, 隐含了在加固区桩周土为均质地基的假设, 故对于加固区质的参数按照土层厚度采用加权平均值, 经换算得到所用的物理力学指标(见表1)。所选试验断面路堤中心下埋设了表层沉降

板、分层沉降管等,以观测粉喷桩复合地基的沉降变形特性(见图3)。

表1 所用的主要物理力学指标表

类别	重度 $\gamma/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-3})$	变形模量 E_0/MPa	泊松比 μ	渗透系数 $k/(\text{m}\cdot\text{d}^{-1})$	固结系数 $C_v/(\text{m}^2\cdot\text{d}^{-1})$	体积压缩系数 M_v/MPa^{-1}
桩	16.89	150	0.2	0.000 08	1.2	0.006 7
土	17.07	4.25	0.42	0.002	0.97	0.235

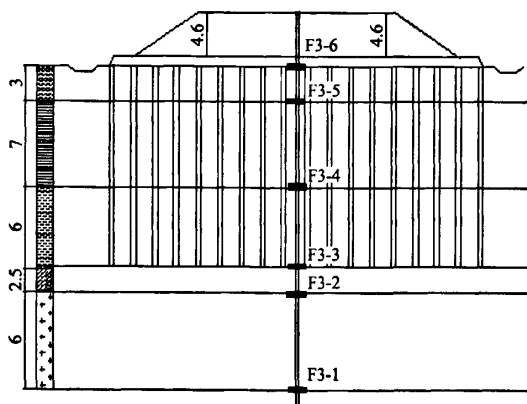


图3 分层沉降仪器埋设断面示意图(单位:m)

根据加固深度10m处的土质透水性,认为复合地基边界条件为上部透水,底部不透水。因是三角形布置,其影响范围 $D=1.05L=1.365$; $\alpha=d_p/D=0.37$,上部填土卸载后最终高4.6m,按 $\gamma=19\text{ kN/m}^3$,共计 $P_0=87.4\text{ kPa}$ 。将相关参数代入式(11)、式(12)计算得:从加荷开始时30天加固区的平均固结度为0.107;60天平均固结度为0.152;90天平均固

结度为0.293;150天平均固结度为0.395;200天平均固结度为0.591。加固区的总沉降值根据规范采用复合模量的分层总法^[7], $E_c = mE_p + (1-m)E_s = 0.15 \times 150 + (1-0.15) \times 4.25 = 22.5\text{ MPa}$

桩端荷载按等效实体法得: $P_b = P_0 + \bar{\gamma}h = 87.4 + 17.07 \times 10 = 258.1\text{ kPa}$,故加固区的沉降为:

$$S_1 = \frac{(P_0 + P_b)h}{2E_c} = \frac{(87.4 + 258.1) \times 10}{2 \times 22.5} =$$

0.0768m=7.68cm,由 $S_t = US_1$ 得任意时间点上的沉降值,与采用分层沉降管实测的加固区沉降相比较见表2。

表2 试验断面中心处加固区沉降对比表

时间/d	平均固结度	理论沉降值/cm	实测沉降值/cm
30	0.107	0.82	0.71
60	0.152	1.167	1.78
90	0.293	2.25	3.01
150	0.395	3.04	4.42
200	0.591	4.54	5.32

实测分层沉降时间关系曲线见图4,根据复合地基的沉降等于加固区沉降与下卧层沉降之和的关系,得出桩土复合区沉降量大小。

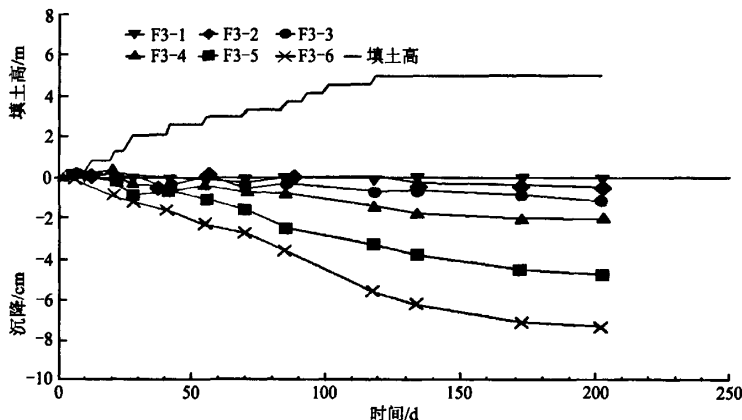


图4 分层沉降-时间关系曲线

3 结论

从对比数据可见,本文建立的固结模型基本上成功的,其结果反映了沉降趋势并基本与试验数据吻合。由于软土地基的渗透系数非常小,而粉喷桩在处理软土地基中不起排水作用,因此,桩土复合

区固结速度较慢^[8-10]。当然,试验曲线和理论计算值与实测沉降尚存在一些偏差,分析其中原因:一是本文采用的模型未考虑侧压变形,这导致沉降理论值在加载初期偏大,后期偏小;二是假设荷载一次骤加,忽略分级加荷的影响,造成理论沉降速率偏小;

三是忽略一些实际因素,如土质的分层、粉喷桩增强体弱排水条件等的影响。

参 考 文 献

[1] 张庆松,李术才,刘松玉. 粉喷桩复合地基沉降的影响因素分析[J]. 土工基础,2006(6):16-19.

[2] 邢皓枫. 高速公路粉喷桩复合地基沉降分析与预测方法研究[D]. 杭州:浙江大学,2002.

[3] 许友生,黄奕雷,徐献芝. 一种新的粉喷桩处理软土地基的建模方法[J]. 浙江师范大学学报, 2002, 25(3). 242-245.

[4] 饶为国. 桩-网复合地基原理及实践[M]. 北京:中国水利电力出版社,2004.

[5] 卢延浩,刘祖德. 高等土力学[M]. 北京:机械工业出

版社,2006.

[6] 陈 蕾,刘松玉,洪振舜. 排水粉喷桩复合地基固结计算方法的探讨[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(2): 198-203.

[7] 施建勇,邹 坚. 深层搅拌桩复合地基沉降计算理论研究[J]. 岩土力学, 2002, 23, (3): 309-315; 320.

[8] 钱国超. 粉喷桩处治高速公路软土地基的机理与设计方法[D]. 南京:东南大学,1999.

[9] 张庆松,李术才,刘松玉. 粉喷桩复合地基沉降的影响因素分析[J]. 土工基础,2006,2006(6):16-19.

[10] 林 彤. 粉喷桩加固软基的试验研究[J]. 岩土力学, 2000(2):134-137.

收稿日期:2010-02-23

(上接第 122 页)

<10 m 时,随着开挖深度 H_e 的增加,函数结果在对应的计算结果上下微浮动;当 $10\text{ m} \leq X \leq 20\text{ m}$ 时,函数结果比计算结果偏大;当 $X > 30\text{ m}$ 时,作为取相同最大侧移值的必然结果,二者结果一致性较好。基坑角部($X=0$) $H_e=8\text{ m}$ 时,补余误差函数的结果偏大较多,由此说明开挖深度越大,坑角效应越明显。无支护情况下基坑壁的侧向位移,在平行基坑壁的水平方向的变化规律,可由式(1)近似描述。

3 结 论

1) 基坑开挖过程中,基坑的变形性状具有十分明显的空间特征,简化为平面应变问题进行计算和设计,必然会带来误差。因此,针对具体工程情况,合理利用空间效应,进行合理设计,在不增加工程投入的前提下,有效减少基坑开挖对周围环境的影响,可以显著提高基坑工程的技术经济指标。

2) 在无支护结构时,基坑坑角在整个基坑深度范围内,同样具有明显的角部硬化效应,基坑角部侧移最小,随后逐步增大,至基坑中部达到最大值;基坑坑角的角度对角部空间效应影响明显,随着角度的增加,空间效应逐渐减弱,相应的基坑壁侧移趋于均匀;在同样土层和坑角角度情况下,基坑越深,角部效应越大,也即基坑角部位移相对于基坑中部的位移越小。

3) 基坑壁(X 轴方向)最大位移受坑角角度的影响较小,且随着开挖深度的增加,基坑壁最大位移逐渐增大。

4) 无支护情况下基坑壁的侧向位移,在平行基坑壁的水平方向的变化规律,可由式(1)中的补余误

差函数的近似描述。

参 考 文 献

[1] Lee, F. H., Yong, K. Y., QUAN, K. C. N. and CHEE, K. T. Effect of corners in strutted excavations: Field monitoring and case histories[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironment Engineering, 1998, 124(4): 339-348.

[2] Ou, C. Y., Chiou, D. C, WU, T. S. Three-dimensional finite element analysis of deep excavation[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1996, 122(5): 337-345.

[3] Roboski, J. F, Finno, R. J. Distributions of ground movements parallel to deep excavations[J]. Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2006, 43(1): 43-58.

[4] 祝 磊,孔思丽,洪宝宁. 基于 ANSYS 对基坑不同支护结构的计算分析[J]. 四川建筑科学研究, 2009, 35(1): 152-156.

[5] 秦四清,等. 深基坑工程优化设计[M]. 北京:地震出版社,1998.

[6] 刘健航,侯学渊. 基坑工程手册 [M]. 北京:中国建筑工业出版社,1997.

[7] Finno, R. J, Roboski, J. F. Three-dimensional responses of a tied-back excavation through clay[J]. Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2005, 131(3): 273-282.

[8] 田锦川,徐乃忠,李凤明. 误差函数 $\text{erf}(x)$ 近似计算及其在开采沉陷预计中的应用[J]. 煤矿开采, 2009, 14(2): 33-35.

收稿日期:2010-03-31