

DOI: 10.11779/CJGE201612020

塑料套管混凝土桩承载试验及沉降计算方法研究

齐昌广¹, 刘汉龙², 陈永辉³, 刘干斌¹, 左殿军⁴

(1. 宁波大学建筑工程与环境学院, 浙江 宁波 315211; 2. 重庆大学土木工程学院, 重庆 400044;

3. 河海大学岩土工程科学研究所, 江苏 南京 210098; 4. 交通运输部天津水运工程科学研究所, 天津 300456)

摘 要: 塑料套管混凝土桩 (TC 桩) 是由预先打设在地基中的塑料套管内浇注混凝土组成的, 适用于软土地基处理工程中, 具有承载力高、施工速度快和成桩质量可靠等优点。通过 TC 桩承载力的模型和现场试验, 研究了 TC 桩的工作性状, 并考虑到路堤柔性荷载下刚性桩复合地基桩土存在沉降差, 分别采用 Mindlin 应力解计算塑料套管桩群在复合地基中产生的附加应力, 采用 Boussinesq 解计算地基土荷载产生的附加应力, 叠加塑料套管桩群桩和地基土产生的附加应力, 采用分层总和法计算复合地基沉降量。研究结果表明: TC 桩承载力具有明显的时效性, 其不同间歇期的承载特性有显著差别; 所建立的 TC 桩沉降计算方法的计算值与实测值相一致。

关键词: 塑料套管混凝土桩; 桩基承载力; 试验研究; 应力解; 沉降计算方法

中图分类号: TU473

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2016)12-2302-07

作者简介: 齐昌广(1986-), 男, 博士, 讲师, 主要从事基础工程、地基处理和透明土物理模拟试验等方面的研究。E-mail: qichangguang@163.com。

Bearing capacity tests and settlement calculation method of plastic tube cast-in-place concrete pile

QI Chang-guang¹, LIU Han-long², CHEN Yong-hui³, LIU Gan-bin¹, ZUO Dian-jun⁴

(1. Faculty of Architectural, Civil Engineering and Environment, Ningbo University, Ningbo 315211, China; 2. School of Civil

Engineering, Chongqing University, Chongqing 400044, China; 3. Geotechnical Research Institute, Hohai University, Nanjing 210098,

China; 4. Tianjin Research Institute for Water Transport Engineering, Ministry of Transport, Tianjin 300456, China)

Abstract: The plastic tube cast-in-place concrete pile (TC pile), which is suitable for soft ground treatment, is comprised of pre-driven plastic tube filled with concrete, which has the advantages of high bearing capacity, fast construction speed and reliable pile quality etc. According to the model and in-situ tests on bearing capacity of TC piles, the working behaviors of TC piles are investigated. Taking into account the pile-soil settlement difference of rigid pile composite foundation under embankment load, the additional stresses generated by pile groups and foundation soils are separately computed by using the Mindlin stress solution and the Boussinesq solution. The two kinds of stresses are added together, and the settlement of composite foundation is calculated by using the layer-wise summation method. The results show that the bearing capacity of TC piles exhibits obvious, time-dependent behaviors, however, there are significantly different bearing behaviors in different intermissions, and the calculated results of settlements of TC piles agree well with the measured data.

Key words: plastic tube cast-in-place concrete pile; bearing capacity of pile foundation; experimental study; stress solution; settlement calculation method

0 引 言

塑料套管混凝土桩是一种新型的小直径刚性路堤桩, 简称 TC 桩。它由预制桩尖、塑料套管、套管内混凝土、顶部桩帽等几部分组成, 如图 1 所示。TC 桩的主要优点在于先有套管成模, 后集中现浇混凝土, 这样与各类振动沉管桩相比其混凝土用量可控没有充盈, 不会因为振动挤土而引起断桩, 打设机械可以连续施工和混凝土可以连续浇筑而降低施工费用, 采用

现浇工艺后不需要像预制桩一样采用大量钢筋和大型运输以及打设机械, 也不需要事先配桩等优势, 而与柔性桩相比它又是刚性桩, 承载力高且质量容易控制, 其桩周又带有螺纹而可以有较大的桩侧摩阻力, 施工快速灵活, 对施工的场地要求低^[1-3]。TC 桩与桩帽、

基金项目: 浙江省自然科学基金青年基金项目 (LQ15E080002); 国家自然科学基金青年科学基金项目 (51508282)

收稿日期: 2015-10-13

桩顶土工合成材料、垫层、桩间土和下卧持力土层共同组成的体系就是 TC 桩复合地基系统，如图 2 所示。

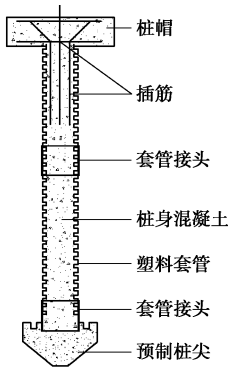


图 1 TC 桩的组成

Fig. 1 Composition of TC pile

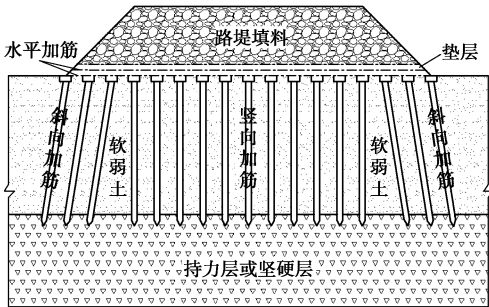


图 2 TC 桩复合地基加筋路堤图

Fig. 2 TC pile composite foundation-reinforced embankment

TC 桩加固机理大致与其他刚性桩类似，原则上可参照如预应力管桩等刚性桩复合地基或者桩承式加筋路堤设计理论进行。然而，TC 桩又有其自身的特殊性，具体如下^[4-6]：①桩身直径小，为了充分发挥桩侧摩阻力，降低成本，提高施工的灵活性，塑料套管混凝土桩一般采用较小的桩身直径，如 16~20 cm。在相同加固深度下长细比会比一般的竖向增强体大，对单桩稳定性的要求高。②施工工艺不同，塑料套管是通过直径稍大的钢沉管打设的，成桩后桩周土会产生回挤和再固结，其桩侧摩阻力的发挥区别于常规沉管灌注桩和预应力管桩等，承载力表现出更加明显的时效性。③塑料套管的设计，TC 桩优于常规沉管灌注桩特点之一是先套管成模，塑料套管选择合适与否直接关系到 TC 桩的工程质量和承载力的发挥。

本文将在考虑塑料套管桩特殊性的基础上，通过模型试验和现场试验研究 TC 桩的承载力特性，并建立路堤荷载下适用于 TC 桩的单桩和复合地基沉降计算方法。

1 TC 桩承载力试验研究

1.1 模型试验

(1) 试验土

本模型试验用土的主要成分为淤泥质亚黏土，流塑，饱和，高压缩性，试验用的土体物理力学指标如表 1 所示。

表 1 试验土体的物理力学指标

Table 1 Physical and mechanical properties of experimental soil					
天然重度 $\gamma/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-3})$	孔隙比 e	塑性指数 I_p	压缩模量 E_s/MPa	黏聚力 c/kPa	内摩擦角 $\varphi/(^{\circ})$
15.9	1.25	16.2	1.73	6.0	4.8

(2) 试验桩

试验制作了 3 种类型模型桩：波纹套管桩、光滑套管桩、一般预制桩，如图 3 所示。考虑到本次试验主要是为对比研究桩土间的摩擦特性，且为取材方便而未考虑相似比，3 种桩长均为 1 m，直径均采用 11 cm。



(a) (b)

图 3 TC 桩模型

Fig. 3 Models for TC piles

(3) 模型槽及加载量测系统

试验中制作了两只长 1.5 m，宽 1.2 m，高 1.2 m 的模型试验槽，满足了试验足尺及强度的要求。模型槽的一面使用了有机玻璃作为观察窗，尺寸 1.2 m×1.2 m，厚度 2 cm 左右，方便观测土体固结情况及仪器读数。试验采用油压千斤顶加载，通过千斤顶逐级手动加荷。反力装置采用堆载压重平台，如图 4 所示。



图 4 TC 桩模型试验图

Fig.4 Model tests on TC piles

(4) 试验结果分析

分别将用经验公式法所得的计算值与不同间歇期

的试验值作了比较,如表 2 所示,可以看出,当 $t=25$ d 的时候,通过观察窗可以看到模型槽内填土固结均匀密实,试验后对土体开挖也证明桩土接触紧密。因此从模型桩的试验,可近似将 $t=3$ d 的结果作为实际路堤荷载未填筑时的模拟,即扩孔影响较大阶段; $t=25$ d 的结果近似作为路堤长期作为一段时间后的模拟,即桩周土体回拢、土体固结及强度恢复,桩侧有效应力增大并趋于稳定。从最终极限承载力比较结果可以看出,波纹套管桩的极限承载力具有明显的时间效应,3 d 时由于扩孔影响,其侧阻力发挥较小,试验值相比规范计算值较小;随着桩周土体的回拢、固结、强度恢复,到 25 d 时试验极限承载力大于规范公式计算值,提高约 15%,因此当按经验公式法预估 TC 桩承载力时是偏安全的。

表 2 计算值与实验值比较

Fig. 2 Comparison between calculated and test values

桩号	桩型	极限侧阻力			极限端阻力			极限承载力		
		计算值 /kN	试验值 /kN	误差 /%	计算值 /kN	试验值 /kN	误差 /%	计算值 /kN	试验值 /kN	误差 /%
3d-1	波纹套管	4.84	3.97	-18	0.66	0.73	11	5.50	4.70	-14
3d-2	波纹套管	4.84	3.69	-24	0.66	0.72	9	5.50	4.41	-20
3d-3	预制	4.84	4.46	-8	0.66	0.64	-3	5.50	5.10	-7
10d-1	波纹套管	4.84	4.79	-1	0.66	0.70	6	5.50	5.50	0
10d-2	波纹套管	4.84	4.94	2	0.66	0.65	-2	5.50	5.60	2
10d-3	预制	4.84	4.78	-1	0.66	0.61	-8	5.50	5.40	-2
25d-1	波纹套管	4.84	5.76	19	0.66	0.61	-8	5.50	6.37	16
25d-2	光滑套管	4.84	3.34	-31	0.66	0.97	47	5.50	4.31	-22
25d-3	预制	4.84	4.90	1	0.66	0.62	-6	5.50	5.50	0

注:计算值是采用《建筑桩基技术规范》(JGJ 94-2008) [7] 中的经验公式法计算而得。

模型试验结果表明,波纹套管桩体现出显著的时效特点,如图 5、6 所示,可以看出,两种桩型的承载力都存在时间效应,波纹套管桩尤为明显,这正是因为波纹管桩沉桩扩孔后随时间其桩土接触面性质不断变化、侧阻力提高的结果。相对于 3、10 d 后波纹管桩极限承载力平均约提高了 21%,25 d 后提高了 40%;同时相同荷载下沉降明显减小,波纹套管的侧摩阻增大作用逐渐得到发挥,桩体表现出较好的承载性能。混凝土预制桩 25 d 极限承载力比 3 d 提高了 7.2%。

1.2 现场试验

(1) 工程地质条件

浙江省某高速公路工程所在区域属杭嘉湖平原区,为第四系地层覆盖,下卧中生代白垩纪之砂、泥

岩地层,试验段内分布的不良地质体主要为软土,以亚黏土和淤泥质黏土为主,力学强度低,工程性质差,其物理力学参数如表 3 所示。

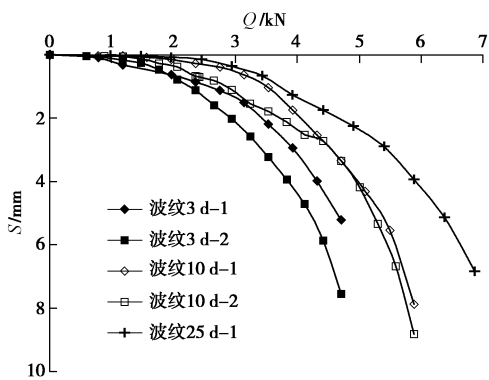


图 5 TC 桩不同间歇期承载性能

Fig. 5 Bearing behaviors of TC piles at different intermissions

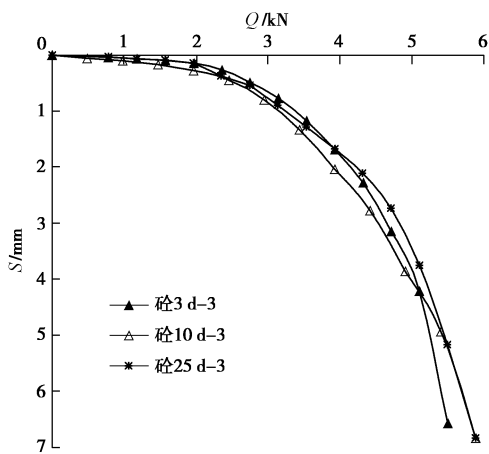


图 6 预制桩不同间歇期承载性能

Fig. 6 Bearing behaviors of precast concrete piles at different intermissions

表 3 土层物理力学性质指标

Table 3 Physical and mechanical properties of soil layers

土层	h_i /m	γ /($\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$)	e	I_p	E_s /MPa	c_d /kPa	φ_d /($^\circ$)
种植土	0.5	—	—	—	—	—	—
亚黏土	1.5	18.9	0.95	16.1	3.48	8	6
淤泥质黏土	6.5	17.6	1.25	20.6	2.35	5	2
亚黏土	10.0	19.3	0.84	10.3	6.36	19	12
砂土	10.3	18.7	0.86	—	7.81	9	30

注: h_i 为土层厚度; γ 为天然重度; e 为孔隙比; I_p 为塑性指数; E_s 为压缩模量; c_d 为黏聚力; φ_d 为内摩擦角。

(2) TC 桩布置

TC 桩在平面上采用正三角形布设,桩在平面呈梅花形布设,采用静压沉管振动辅助插设,桥头路段桩距 1.5~1.7 m,过渡段桩距 1.6~2.0 m。桩身采用 C25 砼浇注;盖板采用直径为 40 cm 和 50 cm,高度 20 cm,桩顶插设 2~3 m 的钢筋笼。

(3) 静载试验

本次试验加载装置采用堆重平台反力装置, 如图 7 所示, 主要包括加压部分和沉降观测部分, 静载试验步骤参照 (JGJ 106—2003)《建筑基桩检测技术规范》^[8]中的慢速维持法进行。



图 7 单根 TC 桩竖向静载试验

Fig. 7 Vertical static load tests on single TC pile

(4) 试验结果分析

图 8 为 TC 桩的 $Q-S$ 曲线图, 可以看出, 其 $Q-S$ 曲线呈陡降型或缓变型。28 d 静载曲线的离散型较大, 曲线表现明显的的不一致性, 这是因为沉桩扩孔的影响还未完全消除, 桩周土体抗力没有完全恢复, 不同桩体的荷载沉降会有不同的发挥; 90 d 的静载曲线有良好的一致性规律, 这是在路堤荷载的长期作用下, 桩周土体回挤均匀、土体抗力恢复、侧向有效应力提高的结果; 各曲线在 80 kN 后分化明显, 总体上同级荷载下 90 d 的静载曲线沉降较小, 承载力明显有所提高, 这与模型试验结果基本一致。

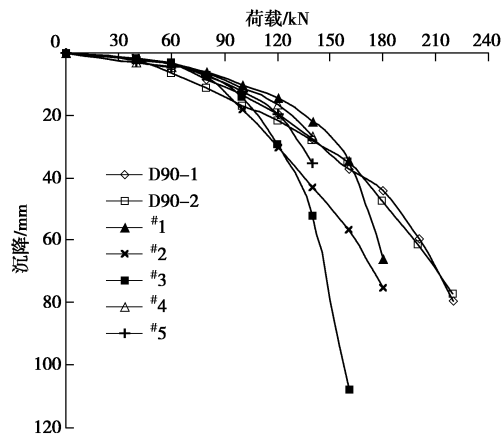


图 8 现场静载试验荷载 - 沉降曲线

Fig. 8 Load-settlement curves of field static load tests

2 TC 桩沉降计算方法

2.1 路堤荷载下 TC 桩单桩沉降计算

竖向荷载作用下的 TC 桩单桩沉降由以下 4 部分组成: ①桩本身的弹性压缩量 S_e ; ②桩侧摩阻力向下传递引起桩端下土体的压缩量 S_s ; ③桩端阻力引起的桩

端下土体的压缩量 S_p ; ④桩端刺入土体的刺入量 S_{da} 。

竖向荷载作用下 TC 桩单桩的桩顶沉降为

$$S = S_e + S_s + S_p + S_{da} \quad (1)$$

(1) 桩本身的弹性压缩量 S_e 的计算

假定 TC 桩的桩侧摩阻力沿桩身均匀分布, 根据假定的桩身摩阻力分布可以得到桩身轴力分布:

$$P_1(x) = P_p - \frac{(1-\alpha)P_p x}{L} \quad (2)$$

式中, L 为桩长, x 为距桩顶的距离, α 为端阻比, P_p 为桩顶荷载。

将桩看成是弹性体, 则其弹性压缩量为

$$S_{e1} = \int_0^L \frac{P_1(x)}{E_p A_p} dx = \frac{(1+\alpha)P_p L}{2E_p A_p} \quad (3)$$

式中, E_p , A_p 分别为桩的弹性模量 (Mpa) 和截面积 (m^2)。

假定 TC 桩的桩侧摩阻力沿桩身线性增长, 根据假定的桩身摩阻力分布可以得到桩身轴力分布:

$$P_2(x) = P_p - \frac{(1-\alpha)P_p x^2}{L^2} \quad (4)$$

将桩看成是弹性体, 则其弹性压缩量为

$$S_{e2} = \int_0^L \frac{P_2(x)}{E_p A_p} dx = \frac{(2+\alpha)P_p L}{3E_p A_p} \quad (5)$$

(2) 桩侧摩阻力和桩端阻力引起的桩端下土体的压缩量 S_s 和 S_p 的计算

记桩侧摩阻力和桩端阻力引起的桩端土的压缩量为 $S_0 = S_s + S_p$ 。当桩侧摩阻力沿桩身均匀分布时, 侧摩阻力和桩端阻力引起的桩端土的压缩量记为 S_{01} ; 桩侧摩阻力沿桩身线性增长时, 侧摩阻力和桩端阻力引起的桩端土的压缩量记为 S_{02} ; S_{01} 和 S_{02} 的计算分别如下:

$$S_{01} = S_{s1} + S_p = \psi_p \frac{P_p}{L^2} \sum_{j=1}^{m_i} \sum_{i=1}^{n_j} \frac{\Delta h_{ji}}{E_{s,ji}} \times [\alpha(I_{Y_p})_{j,i} + (1-\alpha)(I_{Ys1})_{j,i}] \quad (6)$$

$$S_{02} = S_{s2} + S_p = \psi_p \frac{P_p}{L^2} \sum_{j=1}^{m_i} \sum_{i=1}^{n_j} \frac{\Delta h_{ji}}{E_{s,ji}} \times [\alpha(I_{Y_p})_{j,i} + (1-\alpha)(I_{Ys2})_{j,i}] \quad (7)$$

式中 $E_{s,ji}$ 为桩端平面下第 j 层土第 i 个分层在自重应力至自重应力加附加应力作用段的压缩模量 (MPa); m_0 为桩端平面以下压缩层范围内土层总数; n_j 为桩端平面下第 j 层土的计算分层层数; Δh_{ji} 为桩端平面下第 j 层土的第 i 个分层厚度 (m); $(I_{Y_p})_{j,i}$ 为桩端平面下均匀分布桩端阻力在第 j 个分层土第 i 个分层的平均竖向附加应力系数, 可取第 i 个分层中点处的竖向附加应力系数; $(I_{Ys1})_{j,i}$ 为桩端平面下均匀分布侧摩阻力在第 j 个分层土第 i 个分层的平均竖向附加应力系数, 可取第 i 个分层中点处的竖向附加应力系数; $(I_{Ys2})_{j,i}$

为桩端平面下线性增长侧摩阻力在第 j 个分层土第 i 个分层的平均竖向附加应力系数, 可取第 i 个分层中点处的竖向附加应力系数; Ψ_p 为桩基沉降计算经验系数, 无当地工程的实测资料统计值时, 参照《建筑桩基技术规范》(JGJ94—2008) [7] 中表 5.5.11 的数值。

(3) 桩端刺入土体的刺入量 $S_{d\Delta}$ 的计算

假设地基土为文克尔地基, 则 TC 桩的桩端刺入量可表示为

$$S_{d\Delta} = \frac{\alpha P_p}{A_p k} \quad (8)$$

式中, k 为基床反力系数 (kN/m^3)。

(4) TC 桩的单桩桩顶沉降计算

当桩身侧摩阻均匀分布时, TC 桩单桩的桩顶沉降为

$$S_1 = S_{e1} + S_{o1} + S_{d\Delta} \quad (9)$$

当桩身侧摩阻线性增长时, TC 桩单桩的桩顶沉降为

$$S_2 = S_{e2} + S_{o2} + S_{d\Delta} \quad (10)$$

需要说明的是, 上述 TC 桩的单桩沉降计算中未考虑桩顶盖板的影响, 当存在坚硬表层土时, 可适当考虑盖板的影响。

2.2 路堤荷载下 TC 桩复合地基沉降计算方法

沉降计算中通常把复合地基分为加固区和下卧层。对于刚性桩复合地基, 由于桩土刚度差异很大, 桩土沉降是不一致的, 存在沉降差, 桩体有向上刺入垫层和向下刺入下卧层的趋势。针对柔性基础下刚性桩复合地基的受力变形特性, 分别计算桩、土承担荷载产生的附加应力然后进行叠加概念比较明确, 同时可以采用工程上常用的分层总和法来计算。群桩产生的附加应力采用基于 Mindlin 应力解进行计算; 计算桩间土承担荷载产生的附加应力时, 采用 Boussinesq 解计算。将群桩产生的附加应力和桩间土承担荷载产生附加应力叠加, 分别计算地基中桩和桩间土的沉降, 也就是说, 采用 Boussinesq 应力解与 Mindlin 应力解联合求解地基中的附加应力, 然后用分层总和法计算基础沉降的方法。

(1) 带盖板单桩上刺量计算

盖板顶向上刺入垫层有别于桩端刺入下卧层, 在路堤填筑过程中桩土产生差异变形后, 垫层会通过其流动补偿作用(由盖板顶补偿到桩间土, 盖板垫层厚度减小)不断调整桩土受力, 如图 9 所示。本文将盖板顶上刺量视作垫层在桩土间重新分布引起的路堤沉降, 并根据求出的桩土沉降差通过几何方法求解。桩间土沉降单桩控制范围内离桩越远沉降越大, 其沉降曲线为计算简便假设为线性变化。

由于垫层在铺设时是充分碾压的, 故不考虑它的

压缩性, 并假定桩土不均匀沉降全部由垫层调节, 则由于垫层流动补偿作用产生的盖板刺入量 $S_{u\Delta}$ 可根据体积守恒得到

$$S_{u\Delta} = \frac{2d_e^2 - r_c d_e - r_c^2}{3d_e^2} (S_{s0} - S_c) \quad (11)$$

式中, r_c , d_e 分别为盖板半径和单桩有效处理半径, S_c , S_{s0} 分别为盖板顶和桩间土沉降。

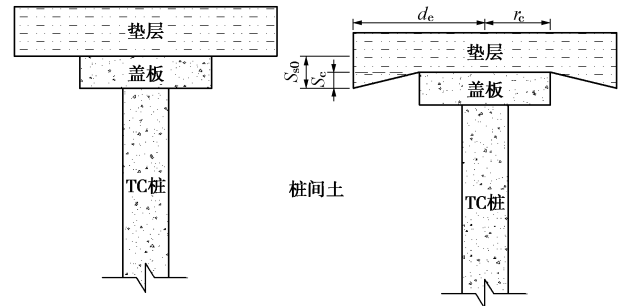


图9 带盖板单桩上刺量的计算模式

Fig. 9 Computational model for up-piercing of single pile with cover plate

(2) 桩土荷载分担计算

计算桩土承担荷载产生的附加应力首先要确定桩土荷载分担比 ρ , 即带盖板单桩承担的荷载与单桩处理范围内土体承担的荷载之比。当无桩土荷载分担比 ρ 的现场实测数据时, 可采用下述方法近似计算。

由桩土变形协调条件, 可得

$$\varepsilon_p = \varepsilon_s \quad (12)$$

根据桩与土共同发挥作用的基本条件, 假定桩端刺入量 $S_{d\Delta}$ 、盖板刺入量 $S_{u\Delta}$ 与桩身压缩量之和等于桩端以上桩间土的压缩量。

$$\varepsilon_s = \frac{S'_{sL}}{L} \quad (13)$$

式中, L 为桩长, 同时也是加固区范围土的压缩层厚度; S'_{sL} 为桩长范围内土层的压缩量。

$$\varepsilon_p = \frac{S'_{sL} - (S_{u\Delta} + S_{d\Delta})}{L} \quad (14)$$

$$P_s = E_{sL} \varepsilon_s \quad (15)$$

式中, E_{sL} 为桩长范围内土层的在自重应力至自重应力加附加应力作用段的平均压缩模量, P_s 为桩间土承担的荷载。

假设桩体为弹性体, 且不考虑桩侧的摩擦阻力和桩端阻力, 有

$$P_c = \frac{(S'_{sL} - (S_{u\Delta} + S_{d\Delta}))E_p}{L} \quad (16)$$

式中, P_c 为带盖板单桩承担的荷载 (kN)。桩土荷载分担比 ρ 为

$$\rho = \frac{P_c}{P_0} = \frac{P_c}{P_s + P_c} = \frac{(S'_{sL} - (S_{u\Delta} + S_{d\Delta}))E_p}{E_{sL} \varepsilon_s L + (S'_{sL} - (S_{u\Delta} + S_{d\Delta}))E_p} \quad (17)$$

式中, P_0 为带盖板单桩处理范围的总荷载 (kN)。

为了使计算简化, 可假定盖板下土体和桩间土承载力是同步发挥的, 盖板荷载由桩和盖板下土体共同承担, 则桩间土上平均荷载集度为

$$p_s = \frac{P_0}{(1+\rho)A_s}, \quad (18)$$

式中, A_s 为桩间土面积 (m^2), 即带盖板单桩处理面积扣除盖板面积。

盖板顶的平均荷载集度为

$$p_c = \frac{\rho P_0}{(1+\rho)A_c}, \quad (19)$$

式中, A_c 为盖板面积 (m^2)。

(3) 带盖板单桩盖板顶沉降量计算

带盖板单桩盖板顶沉降量的计算采用基于 Mindlin 应力解^[9-10]的沉降计算方法进行计算, 即采用式 (9)、(10) 进行计算得到 S_c , 其中假定桩侧摩阻力沿桩身均匀分布 S_{01} 、 S_{02} 假定桩侧摩阻力沿桩身线性增长 S_{02} 为分别采用下式进行计算:

$$S_{01} = \Psi_p \sum_{j=1}^{m_0} \sum_{i=1}^{n_j} \frac{\Delta h_{j,i}}{E_{s,j,i}} \left((\sigma_z)_{j,i} + \frac{P_c}{L^2} \sum_{k=1}^{n_p} \left[\alpha (I_{Yp,k})_{j,i} + (1-\alpha) (I_{Ys1,k})_{j,i} \right] \right), \quad (20)$$

$$S_{02} = \Psi_p \sum_{j=1}^{m_0} \sum_{i=1}^{n_j} \frac{\Delta h_{j,i}}{E_{s,j,i}} \left((\sigma_z)_{j,i} + \frac{P_c}{L^2} \sum_{k=1}^{n_p} \left[\alpha (I_{Yp,k})_{j,i} + (1-\alpha) (I_{Ys2,k})_{j,i} \right] \right). \quad (21)$$

式中 n_p 为 0.6 倍桩长为半径的水平面影响范围内的 TC 桩数; $(\sigma_z)_{j,i}$ 为在计算桩桩端平面下, 第 j 层土第 i 个分层由桩间土承担荷载产生的平均竖向附加应力, 由下述的公式 (22) 计算, 可取第 i 个分层中点处的计算值; $(I_{Yp,k})_{j,i}$ 为在计算桩桩端平面下, 第 k 根桩桩端均布端阻力在第 j 个分层土第 i 个分层的平均竖向附加应力系数; $(I_{Ys1,k})_{j,i}$ 为在计算桩桩端平面下, 第 k 根桩均匀分布侧摩阻力在第 j 个分层土第 i 个分层的平均竖向附加应力系数; $(I_{Ys2,k})_{j,i}$ 为在计算桩桩端平面下, 第 k 根桩线性增长侧摩阻力在第 j 个分层土第 i 个分层的平均竖向附加应力系数。

(4) 桩间土沉降计算

根据 Boussinesq 应力解公式, 对路堤沉降的计算采用条形基底受竖直均布荷载 p 作用时的附加应力公式:

$$\sigma_z = \frac{p}{\pi} \left[\arctan \left(\frac{m}{n} \right) - \arctan \left(\frac{m-1}{n} \right) + \right.$$

$$\left. \frac{mn}{n^2+m^2} - \frac{n(m-1)}{n^2+(m-1)^2} \right], \quad (22)$$

其中, $m=x/b$, $n=z/b$ 。

计算时荷载分布宽度取路基宽度, 计算点为路基底中心点, 则在分布宽度为 b 的条形荷载 p_s 作用下路基中心线下 z 深度处的附加应力为

$$\sigma_z = \frac{1}{\pi} \left[2 \arctan \left(\frac{z}{2b} \right) + \frac{2b^2 - 2zb}{4z^2 + b^2} \right] p_s, \quad (23)$$

式中, σ_z 为桩间土承担荷载在地基中产生的附加应力, z 为计算点深度, b 取路基宽度。

σ_z 与计算范围内桩在计算点产生的附加应力叠加即得该点的附加应力, 即

$$\sigma_s = \sigma_z + \sum_{k=1}^n (\sigma_{zp,k} + \sigma_{zs,k}) = \sigma_z + \sum_{k=1}^{n_p} \sigma_{z,k}, \quad (24)$$

式中, $\sigma_{zp,k}$, $\sigma_{zs,k}$ 分别为计算范围内第 k 根桩端阻力和侧阻力在计算深度 z 处产生的附加应力, 计算深度 z 取第 i 层土中点处的深度。

假定桩侧摩阻力沿桩身均匀分布, $\sigma_{z,k}$ 为

$$\sigma_{z,k} = \frac{P_c}{L^2} (\alpha I_{Yp,k} + (1-\alpha) I_{Ys1,k}). \quad (25)$$

假定桩侧摩阻力沿桩身线性增长, $\sigma_{z,k}$ 为

$$\sigma_{z,k} = \frac{P_c}{L^2} (\alpha I_{Yp,k} + (1-\alpha) I_{Ys2,k}). \quad (26)$$

然后由分层总和法计算桩间土沉降

$$S_{so} = \psi_s \sum_{j=1}^{m_0} \sum_{i=1}^{n_j} \frac{\Delta h_{j,i}}{E_{s,j,i}} \left[(\sigma_z)_{j,i} + \left(\sum_{k=1}^n \sigma_{z,k} \right)_{j,i} \right], \quad (27)$$

式中, ψ_s 为沉降计算经验系数, m_0 为桩间土压缩层范围内土层总数。

2.3 沉降计算方法的实际工况验证

根据以上建立的方法对 TC 桩沉降进行了计算, 其计算流程如图 10 所示。工况的试验数据选用浙江省某高速公路的 3 个标段, 并作了如表 4 所示的对比。

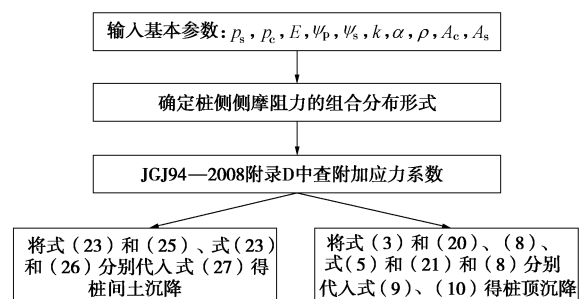


图 10 计算流程图

Fig. 10 Flow chart of calculation

从表 4 中数据来看, 理论计算值都要大于现场实测值, 但总体规律是一致的, 另外, 桩顶沉降要小于桩间土沉降。理论计算值代表的是总沉降, 表中实测

值为路基填筑后一段时间内的沉降，由于软土的固结路基还会继续沉降，其最终沉降要比表中数据大，所以本文的计算还是比较合理的。

表 4 TC 桩沉降的实测值与计算值对比

Table 4 Comparison between measured and calculated settlements of TC piles

测试位置	实测沉降值/mm		计算沉降值/mm	
	桩顶	桩间土	桩顶	桩间土
K3+259—289	230	253	276	295
K3+289—314	196	220	225	257
K6+406—440	142	163	160	188
K6+510—520	90	98	112	125
K32+785—822	244	287	293	336

3 结 论

(1) 模型和现场试验表明：TC 桩承载力具有明显的时效性，其不同间歇期的承载特性有显著差别，光滑套管可有效的减小桩侧摩擦，利用这一特点，采用部分波纹、部分光滑套管作为 TC 桩体时，可减小负摩擦的不利影响。

(2) 沉降计算表明：考虑到路堤柔性荷载下刚性桩复合地基桩土存在沉降差，分别采用 Mindlin 应力解计算 TC 桩群桩在复合地基中的附加应力，采用 Boussinesq 解计算地基土承载荷载产生的附加应力，叠加 TC 桩群桩和地基土产生的附加应力，采用分层总和法计算复合地基沉降量，并考虑 TC 桩向上刺入褥垫层，向下刺入地基土，完整的给出路堤荷载下 TC 桩复合地基沉降计算方法，且所得 TC 桩沉降的计算值与实测值相一致。

参考文献：

[1] 齐昌广, 陈永辉, 王新泉, 等. 塑料套管混凝土桩的承载力时间效应研究[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(9): 1635 - 1643. (QI Chang-guang, CHEN Yong-hui, WANG Xin-quan, et al. Time effect of bearing capacity of plastic tube cast-in-place concrete piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, 37(9): 1635 - 1643. (in Chinese))

[2] 齐昌广, 刘干斌, 陈永辉, 等. 塑料套管管侧前注浆桩承

载特性的现场试验研究[J]. 岩土力学, 2015, 36(8): 2377 - 2385, 2394. (QI Chang-guang, LIU Gan-bin, CHEN Yong-hui, et al. Field testing on the bearing characteristics of plastic tube cast-in-place concrete pile with shaft pre-grouting[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(8): 2377 - 2385, 2394. (in Chinese))

[3] QI C G, LIU G B, WANG Y, et al. A design method for plastic tube cast-in-place concrete pile considering cavity contraction and its validation[J]. Computers and Geotechnics, 2015, 69(9): 262 - 271.

[4] QI C G, CHEN Y H, ISKANDER M. Field load tests on plastic tube cast-in-place concrete piles[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Ground Improvement, 2016, 169(GI1): 9 - 21.

[5] CHEN Y H, QI C G, XU H Y, et al. Field test research on embankment supported by plastic tube cast-in-place concrete piles[J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2013, 31(4): 1359 - 1368.

[6] 陈永辉, 齐昌广, 王新泉, 等. 塑料套管混凝土桩单桩承载特性研究[J]. 中国公路学报, 2012, 25(3): 51 - 59. (CHEN Yong-hui, QI Chang-guang, WANG Xin-quan, et al. Research on bearing performance of plastic tube cast-in-place single pile[J]. China Journal of Highway and Transport, 2012, 25(3): 51 - 59. (in Chinese))

[7] JGJ 94—2008 建筑桩基技术规范[S]. 2008. (JGJ 94—2008 Technical code for building pile foundation[S]. 2008. (in Chinese))

[8] JGJ 106—2003 建筑基桩检测技术规范[S]. 2003. (JGJ 106—2003 Technical code for testing of building foundation piles[S]. 2003. (in Chinese))

[9] MINDLIN R D. Force at a point in the interior of a semi-infinite solid[J]. Physics, 1936, 7(5): 195 - 202.

[10] 王士杰, 张 梅, 张吉占. Mindlin 应力解的应用理论研究[J]. 工程力学, 2001, 18(6): 141 - 148. (WANG Shi-jie, ZHANG Mei, ZHANG Ji-zhan. On Mindlin stress formulas[J]. Engineering Mechanics, 2001, 18(6): 141 - 148. (in Chinese))