

DOI: 10.11779/CJGE201509010

塑料套管混凝土桩的承载力时间效应研究

齐昌广¹, 陈永辉², 王新泉^{3*}, 刘干斌¹

(1. 宁波大学建筑工程与环境学院, 浙江 宁波 315211; 2. 河海大学岩土工程科学研究所, 江苏 南京 210098;
3. 浙江大学城市学院土木工程系, 浙江 杭州 310015)

摘要: 在塑料套管混凝土桩 (TC 桩) 成桩机理的基础上, 采用圆柱扩孔回缩理论和径向固结理论预测 TC 桩施工引起的桩周土超净孔压的消散, 建立了 TC 桩承载时效的理论计算方法。通过开展现场试验, 对比研究了 TC 桩承载时效理论的合理性。结果表明: 考虑桩周土的回缩的承载时效计算结果及其随时间变化的规律与实测值相吻合; 而不考虑回缩时, 不同休止期对应的承载力将被高估 160%~300%。

关键词: 塑料套管混凝土桩; 时间效应; 圆柱扩孔和回缩; 径向固结; 现场试验

中图分类号: TU473 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2015)09-1635-09

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。

Time effect of bearing capacity of plastic tube cast-in-place concrete piles

QI Chang-guang¹, CHEN Yong-hui², WANG Xin-quan³, LIU Gan-bin¹

(1. Faculty of Architectural, Civil Engineering and Environment, Ningbo University, Ningbo 315211, China; 2. Geotechnical Research Institute, Hohai University, Nanjing 210098, China; 3. Department of Civil Engineering, City College, Zhejiang University, Hangzhou 310015, China)

Abstract: Based on the installation mechanism of plastic tube cast-in-place concrete piles (TC pile), the method for time effect of bearing capacity of TC pile was established by employing both of the theories of cylindrical cavity expansion and contraction and radial consolidation. According to the field tests, the rationality of the time-effect theory for TC pile was comparatively studied. The results show that the calculated values of bearing capacities with time by considering the contraction of soils surrounding the TC pile shaft are consistent with the measured ones. However, the calculated values in different rest periods will be overestimated by 160%~300% compared with the measured ones as the contraction of soils is ignored.

Key words: plastic tube cast-in-place concrete pile; time effect; cylindrical cavity expansion and contraction; radial consolidation; field test

0 引言

在高压缩性地基土上快速建设高速公路等基础设施时, 需要预先对软弱地基进行处理, 目前有多种软基处理技术, 如轻质换填法、排水固结法、水泥搅拌桩等柔性桩复合地基、管桩或灌注桩等刚性桩复合地基等, 其中, 当刚性桩复合地基用于软基处理时, 具有如下优点: ①施工周期短; ②地基沉降小; ③适用于各种地质条件^[1-4]。近年来, 有一种外侧设置塑料套管的桩体逐渐得到发展, 它首先是由荷兰 Cofra 公司于 2001 年开发的, 称之为 AuGeo 桩, 该桩型首先应用在马来西亚的 Rawang-Ipoh 的铁路工程中, 并于 2005 年, 在荷兰的 A15 Sliedrecht 和 Hardinxveld 高速公路及 HSL Hoogmade 高速铁路中得到应用^[5-6]。在中国, 笔者对 AuGeo 桩的进行了改进, 称为 TC 桩^[7-9],

其构造如图 1 所示。TC 桩施工过程如图 2 所示, 共分为 7 步: ①采用高强度胶水将 PVC 塑料套管、桩尖和套管接头进行人工组装形成 TC 套筒; ②将 TC 套筒插入到钢沉管内; ③采用静压振动联合打设机打设 TC 套筒; ④向打设后的 TC 套筒注水; ⑤向 TC 套筒内注水并上拔钢沉管, 而将 TC casing 留在地基内; ⑥抽掉 TC 套筒内的水; ⑦浇筑混凝土成桩。AuGeo 桩的施工与 TC 桩的类似。综上, 可以看出, 与 AuGeo 桩相比, TC 桩具有如下优点: ①PVC 管的弯曲性能

基金项目: 浙江省自然科学基金青年基金项目(LQ15E080002); 国家自然科学基金面上项目(51178160, 51478228); 国家自然科学基金青年项目(51508282, 51308497)

收稿日期: 2014-09-10

*通讯作者

好于 HDPE 管, 故便于施工; ②PVC 管的造价约为 HDPE 的 50%, 故降低了 TC 桩的造价; ③PVC 管内壁呈波纹状, 与混凝土的摩擦力要强于内壁光滑的 HDPE 管。

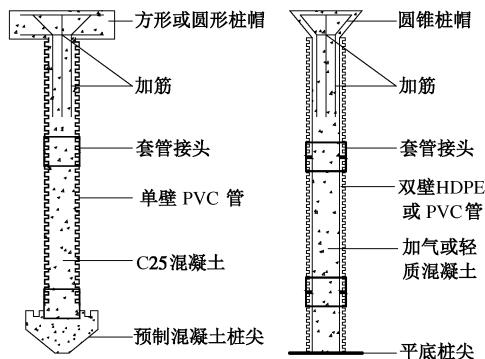


图 1 TC 桩(左边)和 AuGeo 桩(右边)的对比

Fig. 1 Comparison between TC pile (left) and AuGeo pile (right)

当前, TC 桩的打设直径为 160~200 mm, 打设深度在 12~20 m 之间, 当用于路堤工程的软基处理中时, 与土工格栅、砂石垫层和上部填料组成了 TC 桩承式加筋路堤系统^[1, 4]。然而, 有关 TC 或 AuGeo 桩的文献记录较少, Cortlever^[5]介绍了 AuGeo 桩系统在工程中的应用, 并采用了英国标准 BS8006^[10]对 AuGeo 桩进行设计; 陈永辉等^[7]通过室内试验研究表明外设塑料套管可提高桩身混凝土的竖向抗压强度约 23%~38%; 而上述文献未涉及 TC 桩的承载理论方面的研究。

与灌注桩和预制桩不同, 如图 3 所示, TC 桩的施工中, 桩周土先在钢沉管作用下扩孔, 钢沉管拔出后桩周土回缩并逐步与留在地基内的塑料套管接触, 这一接触过程是长期变化的, 因此, 当采用灌注桩或预制桩的承载计算理论计算 TC 桩的承载力时存在较大差别, 故需要建立考虑时间效应^[11-18]和桩周土的回缩过程^[19-26]的 TC 桩承载力时效计算方法。

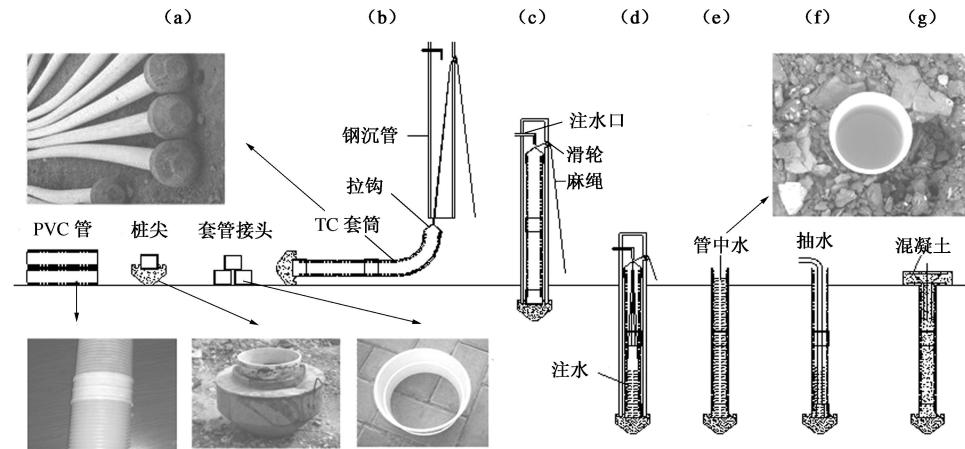


图 2 TC 桩的施工过程
Fig. 2 Process of TC pile installation

本文在结合 TC 桩的成桩机理的基础上, 采用圆柱腔体扩孔和回缩理论计算桩侧摩阻力, 并采用径向固结理论计算打桩过程引起的超净孔压的消散, 进而建立考虑周围土体回缩过程的 TC 桩承载时效的计算方法, 最后通过开展现场试验研究 TC 桩的承载时效性验证所建立的计算方法的合理性。

1 TC 桩承载时效的计算方法的建立

1.1 考虑回缩的 TC 桩时效性计算方法

图 4 为某一圆柱腔体从零半径扩孔至 r_t 半径后迅速回缩至 r_s 半径的过程。对于扩孔过程, 当腔壁的扩孔压力 σ_{ri} 足够大时, 腔壁的土体将屈服进而形成一个半径为 r_{pt} 的扩孔塑性区; 对于回缩过程, 当腔壁的扩孔压力 σ_{rs} 足够小时, 腔壁的土体将屈服进而形成一个半径为 r_{ps} 的回缩塑性区; 塑性区以外的土体始终保持弹性状态。Houlsby 等^[19]通过假定土体为 Tresca 材料并考虑大应变效应得出了如下结果:

(1) 扩孔和回缩过程应力计算

当土体从零半径扩孔至 r_t 时, 塑性区半径 r_{pt} 为

$$r_{pt} = \sqrt{I \cdot r_t}, \quad (1)$$

式中, $I=2G/Y=G/s_u$, G 为土体的剪切模量, $Y=2s_u$, s_u 为不排水剪强度。

扩孔塑性区 ($r_t \leq r \leq r_{pt}$) 内的应力为

$$\sigma_r = \sigma_{hi} + \frac{1}{2} Y + Y \cdot \ln \frac{r_{pt}}{r}, \quad (2)$$

$$\sigma_\theta = \sigma_{hi} - \frac{1}{2} Y + Y \cdot \ln \frac{r_{pt}}{r}, \quad (3)$$

式中, σ_{hi} 为初始水平向应力, $\sigma_{hi} = \sum K_{0j} \cdot \gamma'_j \cdot h_j$, K_{0j} 为第 j 土的静止侧压力系数, γ'_j 为第 j 土的有效重度, h_j 为第 j 层土的厚度。

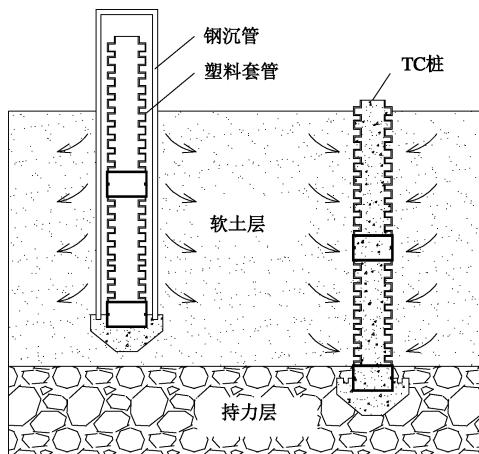


图3 TC桩的扩孔和回缩过程

Fig. 3 Soil expansion and contraction during TC pile driving

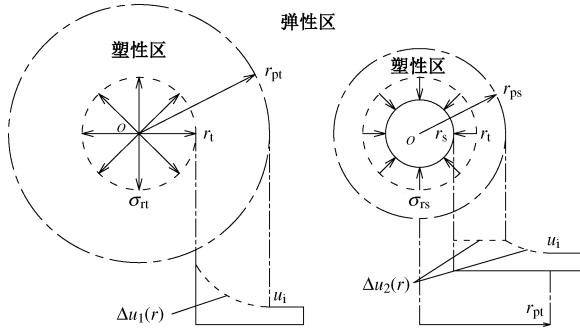


图4 TC桩扩孔和回缩引起的孔压变化

Fig. 4 Variation of excess pore pressure Δu induced by cavity expansion and contraction of TC pile

当土体从 r_t 回缩至 r_s 时, 回缩塑性区半径 r_{ps} 为

$$r_{ps} = 0.7 \times \sqrt{I \cdot (r_t^2 - r_s^2)} \quad (4)$$

回缩塑性区 ($r_s \leq r \leq r_{ps}$) 内的应力为

$$\sigma_r = \sigma_{hi} - \frac{1}{2} Y + Y \cdot \ln \frac{r_{pt} \cdot r}{r_{ps}^2} \quad (5)$$

$$\sigma_\theta = \sigma_{hi} + \frac{1}{2} Y + Y \cdot \ln \frac{r_{pt} \cdot r}{r_{ps}^2} \quad (6)$$

回缩弹性区 ($r_{ps} \leq r \leq r_{pt}$) 内的应力为

$$\sigma_r = \sigma_{hi} + \frac{1}{2} Y + Y \cdot \ln \frac{r_{pt}}{r} - Y \cdot \left(\frac{r_{ps}}{r} \right)^2 \quad (7)$$

$$\sigma_\theta = \sigma_{hi} - \frac{1}{2} Y + Y \cdot \ln \frac{r_{pt}}{r} + Y \cdot \left(\frac{r_{ps}}{r} \right)^2 \quad (8)$$

(2) 超净孔压计算

桩周土从零半径至 r_t 的圆柱扩孔过程引起的初始超净孔压 $\Delta u_1(r)$ 由式(2)、(3) 可得

$$\Delta u_1(r) = \begin{cases} Y \cdot \ln \frac{r_{pt}}{r} & (r_t \leq r \leq r_{pt}) \\ 0 & (r > r_{pt}) \end{cases} \quad (9)$$

对于桩周土从 r_t 至 r_s 的圆柱回缩过程将产生负孔

压, 产生的负孔压与扩孔时的正孔压进行叠加即可得最终的超净孔压力, 故由式(5)~(8) 和(9) 可得回缩后的初始超净孔压 $\Delta u_2(r)$:

$$\Delta u_2(r) = \begin{cases} Y \cdot \ln(r_{pt} / r_{ps}) & (r_s \leq r \leq r_{ps}) \\ Y \cdot \ln(r_{pt} / r) & (r_{ps} < r \leq r_{pt}) \\ 0 & (r > r_{pt}) \end{cases} \quad (10)$$

(3) 桩周土固结计算

桩周土固结的控制微分方程与巴隆的土体径向固结控制微分方程相同, 即

$$\frac{\partial \Delta u_2(r, t)}{\partial t} = c_h \left(\frac{\partial^2 \Delta u_2(r, t)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \Delta u_2(r, t)}{\partial r} \right) \quad (11)$$

其中, $c_h = k_h / \gamma_w m_v$ 为水平向固结系数, 其中, k_h 为水平向渗透系数, $m_v = a_v / (1 + e_0)$ 为体积压缩系数, γ_w 是水的重度; a_v 为压缩系数; e_0 为孔隙比。

TC 桩桩周土水平向固结的边界条件:

a) $t=0$ 时, 桩周土的超净孔压等于初始超净孔压, 可简述为: 当 $t=0$ 时, $\Delta u_2(r, 0)$ 值见式(10);

b) 当 $t \rightarrow \infty$ 时, 桩周土的超净孔压消散完毕, 可简述为: 当 $t \rightarrow \infty$, $\Delta u_2(r, t)=0$;

c) 在桩土界面处, 由于桩体不具备排水功能, 故该处的超净孔压的消散速率为零, 可简述为: 在 $r=r_s$ 处, $\frac{\partial \Delta u_2(r_s, t)}{\partial t}=0$;

d) 在弹塑性区的交界处, 超净孔压为零, 可简述为: 当 $r=r_{pt}$ 时, $\Delta u_2(r_{pt}, t)=0$ 。

根据分离变量法和 Bessel 函数的正交性, 可求得式(11) 为

$$\Delta u_2(r, t) = \sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \lambda_k \times [J_0(\alpha_k r) + \beta_k \times Y_0(\alpha_k r)] \times \exp(-\alpha_k^2 c_h t) \right\} \quad (12)$$

式中 J_0 为零阶第一类 Bessel 函数; Y_0 为零阶第二类 Bessel 函数。式(12) 中的 α_k 和 β_k 由下列方程组确定:

$$\begin{cases} J_1(\alpha r_s) + \beta \times Y_1(\alpha r_s) = 0 \\ J_0(\alpha r_{pt}) + \beta \times Y_0(\alpha r_{pt}) = 0 \end{cases} \quad (13)$$

式中 J_1 为一阶第一类 Bessel 函数; Y_1 为一阶第二类 Bessel 函数。

λ_k 的计算如下:

$$\lambda_k = 2 \times \left[\int_{r_s}^{r_{ps}} r \times B_0(\alpha_k r) \times Y \times \ln \frac{r_{pt} \times r}{r_{ps}^2} dr + \int_{r_{ps}}^{r_{pt}} r \times B_0(\alpha_k r) \times Y \times \ln \frac{r_{pt}}{r} dr \right] / [r_{pt}^2 \times B_1^2(\alpha_k r_{pt}) - r_s^2 \times B_0^2(\alpha_k r_s)] \quad (14)$$

式中 $B_0 = J_0 + \beta_k \cdot Y_0$; $B_1 = J_1 + \beta_k \cdot Y_1$ 。

(4) TC 桩承载时效计算

总所周知, 桩体的承载力为侧摩阻力与端阻力之和。TC 桩深范围内各土层单位侧摩阻力 q_{si} 随时间 t 变化的计算公式为

$$q_{si}(t) = [\sigma_n - \Delta u_{2i}(r_s, t)] \times \tan \delta_i \quad (15)$$

式中 i 为桩身范围内的第 i 层土, $i=1 \sim n$, n 为桩长范围内的土层数; σ_n 由式 (7) 可得; δ_i 为桩土界面摩擦角, Kulhawy^[27]指出给出了 δ_i 的大小与桩体表面的粗糙程度有关, 桩体表面约粗糙, δ_i 与土体的内摩擦角 φ 越接近, 因此对于外侧波纹状的 TC 桩而言, 可认为 $\delta_i = \varphi$ 。

对于桩端阻力的计算, 可参考 Yu^[20]的计算方法, 其中, 桩尖形状为圆锥形, 锥尖角为 60° , 故可得

$$Q_b = q_b \times \pi \times r_t^2 \quad (16)$$

$$\text{其中, } q_b = \sigma_{hi} + \frac{2Y}{3} \times \left[1 + \ln \left(\frac{r_{pt}}{r} \right)^2 \right] \quad (17)$$

根据式 (15)、(16), 可得 TC 桩的极限承载力 P_u 随时间 t 的变化关系为

$$P_u(t) = \sum_{i=1}^n [q_{si}(t) \times 2\pi r_s h_i] + Q_b \quad (17)$$

1.2 不考虑回缩时的 TC 桩承载时效计算

若不考虑桩周土回缩时, 桩周土体从零半径仅扩孔至桩身半径 r_s , 此时引起的塑性区半径 r'_{ps} 为

$$r'_{ps} = \sqrt{I} \cdot r_s \quad (18)$$

此时, 扩孔塑性区 ($r_s \leq r \leq r'_{ps}$) 内的应力为

$$\sigma'_r = \sigma_{hi} + \frac{1}{2} Y + Y \cdot \ln \frac{r'_{ps}}{r} \quad (19)$$

$$\sigma'_{\theta} = \sigma_{hi} - \frac{1}{2} Y + Y \cdot \ln \frac{r'_{ps}}{r} \quad (20)$$

由式 (19)、(20) 可得初始超净孔压 $\Delta u'_2(r)$ 分布为

$$\Delta u'_2(r) = \begin{cases} Y \cdot \ln \frac{r'_{ps}}{r} & (r_s \leq r \leq r'_{ps}) \\ 0 & (r > r'_{ps}) \end{cases} \quad (21)$$

桩周土超净孔压 $\Delta u'_2(r, t)$ 为

表 1 试验场地的土体参数

Table 1 Soil profile and results of cone penetration tests

土层	层厚 /m	含水率 /%	孔隙比	饱和重度 /(kN·m ⁻³)	塑性指数	弹性模量 /MPa	不排水剪切强度 /kPa	内摩擦角 /(°)
亚黏土	2.0	32.0	0.913	18.94	13.6	2.79	111.4	17.4
淤泥质亚黏土	5.6	56.6	1.627	16.54	18.9	2.01	15.4	13.4
亚黏土	7.7	30.7	0.877	19.11	14.5	4.83	68.7	24.8
淤泥质亚黏土	2.5	29.4	0.826	19.36	13.2	3.03	26.0	17.2
亚黏土	3.8	24.8	0.708	20.01	10.1	6.18	152.3	31.0
砂质土	5.2	24.6	0.666	20.01	—	8.34	—	—

$$\Delta u'_2(r, t) = \sum_{k=1}^{\infty} [\lambda'_k \times [J_0(\alpha'_k r) + \beta'_k \times Y_0(\alpha'_k r)] \times \exp(-\alpha'_k c_h t)] \quad (22)$$

其中

α'_k 和 β'_k 可由下列方程组确定:

$$\begin{cases} J_1(\alpha'_k r_s) + \beta'_k \times Y_1(\alpha'_k r_s) = 0 \\ J_0(\alpha'_k r_{ps}) + \beta'_k \times Y_0(\alpha'_k r_{ps}) = 0 \end{cases} \quad (23)$$

λ'_k 由下式计算

$$\lambda'_k = \frac{2 \cdot \left(\int_{r_s}^{r'_{ps}} r \cdot B_0(\alpha'_k \cdot r) \cdot Y \cdot \ln \frac{r'_{ps}}{r} dr \right)}{r_{ps}^2 \cdot B_1^2(\alpha'_k \cdot r_{ps}) - r_s^2 \cdot B_0^2(\alpha'_k \cdot r_s)} \quad (24)$$

将式 (19)、(22) 分别替换式 (15) 中的 σ_n 和 $\Delta u_{2i}(r_s, t)$ 即可得到不考虑回缩过程的 TC 桩侧摩阻力计算公式, 从而根据式 (16)、(17) 可得不考虑回缩的 TC 桩承载时效计算公式。

上述的解答过程中由于存在 Bessel 函数, 故无法得到解析解, 因此, 均需借助 Mathematica 软件进行数值积分。

2 TC 桩承载时效的计算方法的建立

为了研究 TC 桩的承载时效特性和验证本文所建立的考虑回缩效应的 TC 桩承载时效计算方法是否合理, 在某工程中进行了 TC 桩的现场静载时效试验。

2.1 场地地质条件

本试验场地位于杭州市北部地区, 土层具体分布如下: 土层最顶部是 0.3 m 厚的杂土, 下面分布着 2 m 厚的亚黏土; 7.7 m 厚的亚黏土层分布在淤泥质黏土层下面, 该层覆盖着两个薄层, 分别是 2.5 m 厚的淤泥质亚黏土和 3.8 m 厚的亚黏土层, 最下面是粉砂, 该层厚度超过 5.2 m。本试验场地的地基土均为正常固结或轻微超固结土, 其超固结比 OCR 介于 1.0~1.8 之间, 地下水位约在 2.8 m 深度处。各土层的室内试验所得土体的基本物理参数见表 1。

表 2 试验 TC 桩的静载信息

Table 2 Static load test information of tested TC piles

桩体编号	桩身直径 /mm	桩尖直径 /mm	桩长 /m	桩间距 /m	套管打设日期 /(月-日-年)	混凝土浇筑日期 /(月-日-年)	静载日期 /(月-日-年)	休止期 /d	承载力 /kN
TC13	160	300	19	1.5	05-05-10	05-13-10	05-26-10	13	154.5
TC24	160	300	19	1.5	05-05-10	05-13-10	06-06-10	24	157.2
TC45	160	300	19	1.5	05-05-10	05-13-10	06-27-10	45	167.7
TC62	160	300	19	1.5	05-06-10	05-13-10	07-14-10	62	169.3
TC90	160	300	19	1.5	05-06-10	05-13-10	08-11-10	90	172.0
TC105	160	300	19	1.5	05-06-10	05-13-10	08-26-10	105	183.7
TC127	160	300	19	1.5	05-06-10	05-13-10	09-17-10	127	186.0
TC156	160	300	19	1.5	05-06-10	05-13-10	10-16-10	156	186.3

2.2 试验 TC 桩布置和仪器安装

由于本次试验是破坏性的, 因此不能对同一根桩体进行重复试验, 故本次试验方案采用的是多个桩体单次加载的方法, 即在相同的场地内, 打设了相同的 TC 桩 9 根, 每根桩体在不同的休止期内静载一次。桩体的几何尺寸和平面布置如图 5 所示, 桩身混凝土强度等级为 C25, 预制桩尖的混凝土强度等级为 C30。另外, 在上体上部设置了 4 m 长的插筋。此外, 为了静载试验的方便, 桩头高出地面约 200 mm 左右, 且在静载时需对桩头进行一定的磨光处理。

在 TC24 和 TC105 桩各埋设了 7 个 GXR-1010 型振弦式钢筋应力计, 布置如图 5 所示, 各钢筋应力计之间通过 $\Phi 10$ 的钢筋进行连接。表 2 显示了试验 TC 桩塑料套管的打设日期、混凝土浇筑日期和桩体的静载试验日期。桩体的编号以“TC”开头, 后面的数字代表该桩体的休止期 (休止期是指从混凝土浇筑完毕到静载试验之间的时间段)。

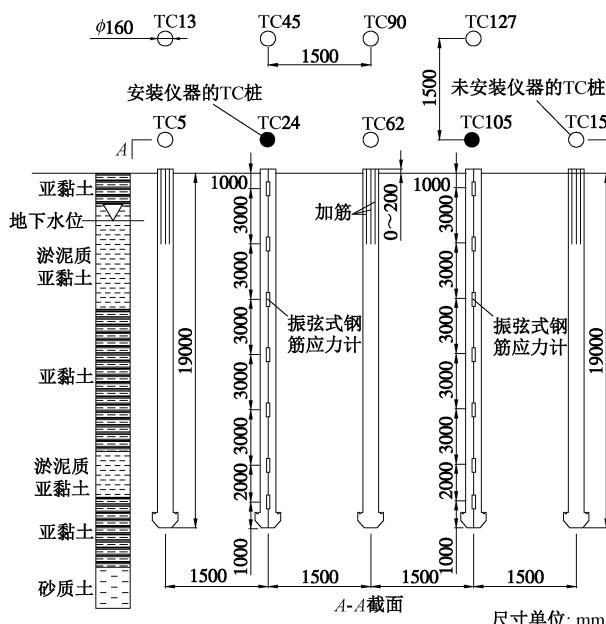


图 5 试验 TC 桩的布置和仪器安装

Fig. 5 Arrangement and instrumentation of tested TC piles

2.3 现场静载试验装置和过程

本次静载试验采用堆重平台反力装置的维持荷载法。在 TC 桩浇筑后的第 13 d、24 d、45 d、62 d、90 d、105 d、127 d 和 156 d 进行了 8 次静载试验, 试验方法按照《建筑基桩检测技术规范》(JGJ 94—2008)^[28] 中的快速加载法进行。在试验过程中, 第一级荷载为 30 kN, 其余为 15 kN。卸载时, 每级荷载为 30 kN。在静载试验中, 对于 TC24 和 TC105 桩, 需记录下钢筋应力计的读数。

3 试验结果分析

3.1 $Q-s$ 曲线

不同休止期所得的 TC 桩的荷载沉降关系曲线如图 6 所示, 图中虚线代表 Davisson^[29] 定义的桩顶容许沉降直线 S_{offset} , S_{offset} 的表达式如下:

$$S_{\text{offset}} = 4 + D/120 + PL/E_a A \quad (25)$$

式中 S_{offset} 为桩顶容许沉降线 (mm); D 为 TC 桩直径 (mm); L 为桩长 (mm); E_a 为桩体的平均抗压弹性模量 (kPa); A 为桩身截面积 (m^2)。TC 桩体在不同时期的极限承载力如表 2 所示, 且荷载 - 沉降曲线均是初始段呈线性增加, 后出现转折点, 沉降迅速增大, 在相同荷载下, 桩顶的沉降量随着休止期的增加而变小, 随着休止期的增加, 承载力增幅从 0.25 kN/d 降至 0.01 kN/d, 而 105 d 后的 TC 桩承载力逐步稳定。

3.2 极限承载力的理论值与实测值对比

本文建立的考虑桩周土回缩的 TC 桩承载时效计算结果和不考虑桩周土回缩的结果与实测值的对比结果如图 7 所示, 可以看出, 考虑回缩效应的 TC 桩承载时效的计算值与实测值相吻合, 而未考虑回缩效应的计算值高估了 TC 桩的实测值 1~3 倍, 但高估量随着 $\lg(t)$ 的增加而递减。当 $\lg(t)$ 趋于无穷时, 考虑回缩和不考虑回缩的计算值存在极限值, 分别为 203.6 kN 和 488.2 kN, 而根据《建筑桩基技术规范》(JGJ94—2008) 中所提供的原位测试法 (即根据静力触探成果

确定单桩竖向极限承载力) 所得的 TC 桩的极限承载力为 406.0 kN, 该值约是考虑回缩过程时计算值的 2.0 倍, 但与不考虑回缩的计算值相差较小, 约 17%, 且规范法可适用于现浇灌注桩的承载力计算之中, 故可认为不考虑回缩过程时的 TC 桩承载时效计算方法与规范法是相一致的。

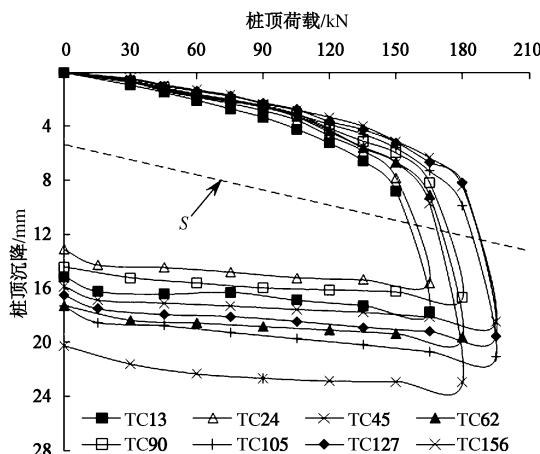


图 6 不同时期静载的 TC 桩的荷载 - 沉降曲线

Fig. 6 Load-settlement curves for TC piles for different periods

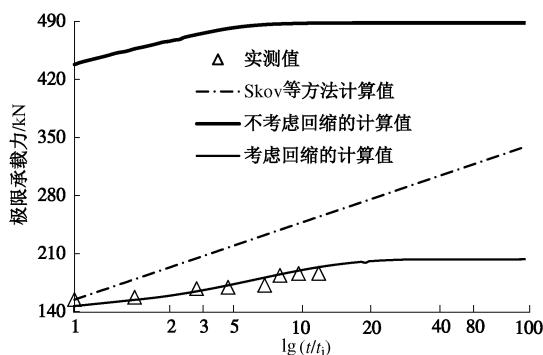


图 7 TC 桩承载力计算值与实测值对比

Fig. 7 Comparison between calculated and measured values of bearing capacity for TC pile

另外, 计算值表明: 对于考虑回缩和不考虑回缩两种计算方法, 当休止期分别超过 160 d 和 32 d 时, 桩体的承载力已到极限值的 95%, 且不考回缩的计算方法预测的承载力随对数时间的增加速度是考虑回缩时的 5 倍, 同时也是实测值的 3 倍 (实测值表明: 当休止期超过 105 d 后, TC 桩的承载力趋于稳定)。不同休止期 (除去 TC5 桩) 的实测的承载力平均值为 172 kN, 考虑回缩的为 190 kN, 不考虑回缩的为 450 kN。可见, 考虑回缩时的计算值与实测值相差 10.5%, 而不考虑回缩时, 则高估了 2.6 倍, 因此, 考虑回缩的 TC 桩承载时效计算理论适用于 TC 桩的承载时效预测, 反之则不适应。

当前, 有很多桩体承载力随时间变化的经验公式,

其中以 Skov 等^[11]的最为知名, 提出的关系公式为

$$P_u(t)/P_{ui}=1+Alg(t/t_i) \quad (26)$$

式中 $P_u(t)$ 为 t 时刻桩体的承载力; P_{ui} 为初始承载力; t_i 为初始静载时间, 在本文中, $t_i=5$ d; A 为时间系数。Skov 等^[11]建议的 t_0 和 A 的经验值为, 在砂土中, $t_i=0.5$, $A=0.2$; 在黏性土中, $t_i=1.0$, $A=0.6$ 。

从图 7 中可以看出, 采用 Skov 等的经验公式将会高估实测值约 22.2%, 且随着 $lg(t)$ 的增大, 式 (26) 的值也将无限增大, 而桩体的承载力不可能无限增大, 而是随着 $lg(t)$ 的增大而逐步稳定达到极限值, 因此, 随着 $lg(t)$ 的增大, Skov 和 Denver 的经验公式的高估量也就越大, 不适用于 TC 桩承载时效的计算。

另外, 从图 7 中还可以看出: 在该试验场地地质条件下, 对于考虑土体回缩和不考虑土体回缩两种计算方法, 当休止期分别超过 160 d 和 32 d 时, 桩体的承载力已到极限值的 95%, 且不考虑土体回缩的计算方法预测的承载力随对数时间的增加速度是考虑回缩时的 5 倍, 同时也是实测值的 3 倍。综上可见, 本文所建立的考虑回缩的 TC 桩承载时效计算更合理。

3.3 单位侧摩阻力的理论值与实测值对比

对于埋设钢筋应力计的 TC24 和 TC105 桩, 则可以得出单位桩侧阻力在极限荷载下随桩身和时间的变化规律, 如图 8 所示。可以看出, TC105 桩的单位侧阻力相比 TC24 桩平均增加了约 16.8%, 而极限承载力增加了 16.9%, 表明 TC 桩承载时效主要取决于侧阻力的时效; 考虑回缩的单位侧摩阻力计算值与实测值吻合较好; 当不考虑回缩时, 淤泥层中的计算值比实测值高出约 300%~500%, 黏性层中的计算值则比实测值高出 90%~180%。由此可知, 不同的土层对单位侧摩阻力的影响差异较大。

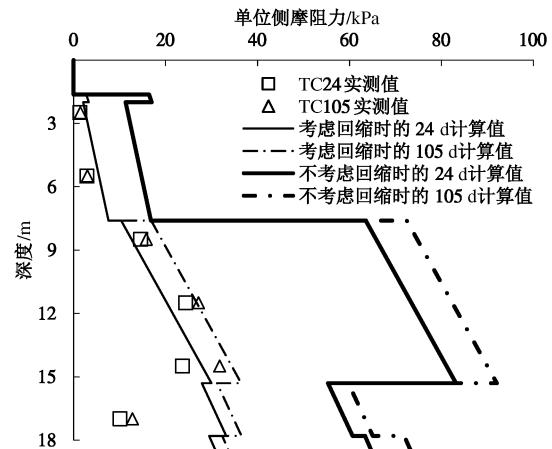


图 8 单位侧摩阻力的计算值与实测值对比

Fig. 8 Comparison between calculated and measured values of unit shaft resistance

针对不同的土层, 侧阻力的时效计算结果如图 9

所示, 可以看出: 处于淤泥质土层内的单位桩侧阻力达到极限值所需要的时间是黏性土层的 $1/10$, 而黏性土层内的单位侧阻力的极限值是淤泥质土层的 $5\sim 7$ 倍。从图 9 中还可以看出, 对于上部 $3/4$ 桩深范围内的淤泥质土和黏性土层内, 考虑回缩时的单位侧阻力计算值与实测值相吻合, 而不考虑回缩时, 在淤泥质土层约高估了 5 倍, 在黏性土层内约高估了 3 倍; 对于下部 $1/4$ 桩身范围内, 单位桩侧阻力的实测值与计算值背道而驰, 这可能是因为扩大的桩尖削弱了附近桩侧阻力的发挥。

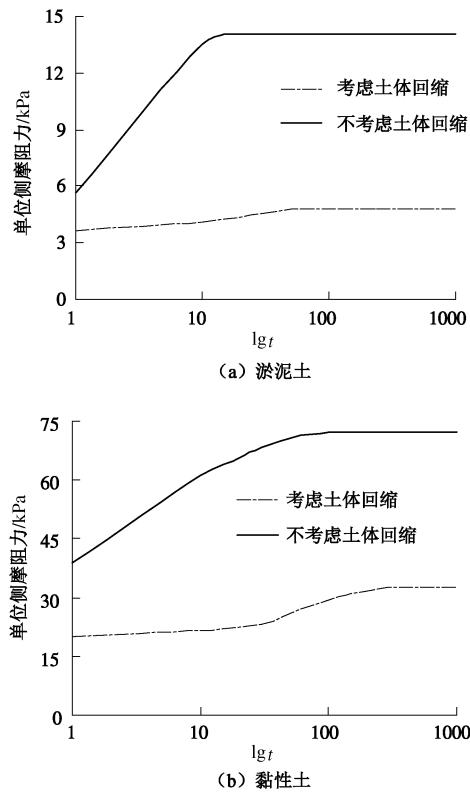


图 9 不同土层中单位侧摩阻力随 $\lg(t)$ 的变化

Fig. 9 Variation of unit shaft resistance with $\lg(t)$ at different soil layers

3.4 桩身的荷载传递

图 10 (a)、(b) 分别显示了 TC24 和 TC105 桩在 24 d 和 105 d 静载时不同深度处桩身轴力、侧摩阻力随上部荷载的变化规律。可以看到, 桩身轴力沿桩身逐渐减小, 桩侧阻力随着上部荷载的增大逐步从上往下陆续发挥, 最大单位侧阻力峰值逐步往下移, 其峰值都出现在桩身下部 $1/3$ 的位置。在靠近桩尖处, 侧摩阻力突然减小, 说明扩大的桩尖对单位侧摩阻力的发挥存在明显的弱化效应, 董金荣^[30]也得到了类似的结果。另外, 休止期较长的 TC105 桩的在各级荷载下的单位侧摩阻力大于 TC24 桩的, 而 TC105 桩的端阻力和端阻比均小于 TC24 桩的, 这主要是由于随着休止期的增加, 桩体的侧摩阻力逐渐变大, 桩顶沉降减小,

因此端阻力的发挥不充分造成的。

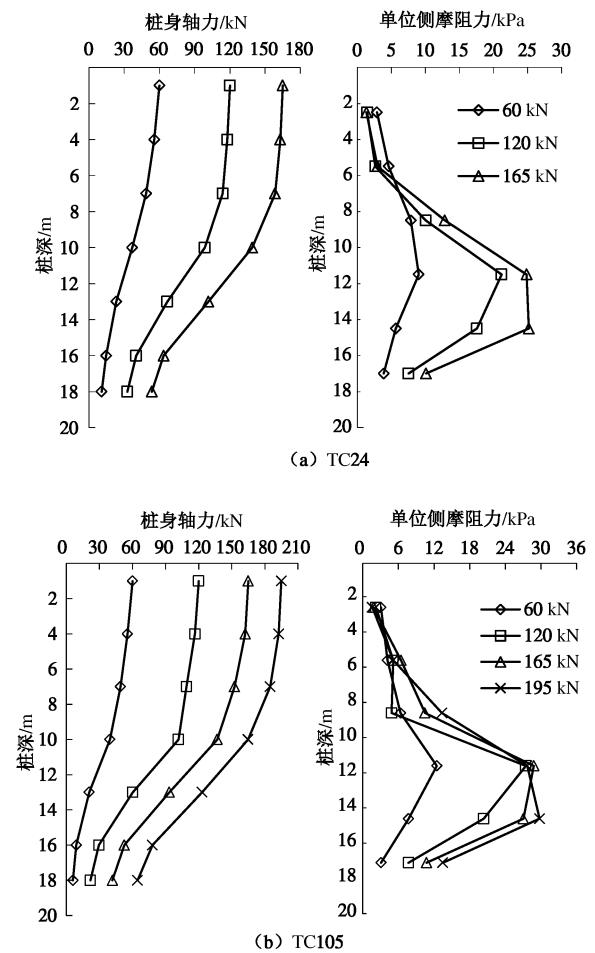


图 10 桩身轴力和单位侧摩阻力随深度的变化

Fig. 10 Variation of axial load and unit skin friction with depth

4 结 论

(1) 从 TC 桩的成桩机理出发, 结合圆柱腔体扩孔和回缩理论、巴隆径向固结理论和数学物理计算方法, 建立了考虑桩周土回缩过程的 TC 桩承载力随时间变化的计算方法, 利用 Mathematica 等类似的数学计算软件工具可获得其数值解。

(2) 本所建立的虑回缩效应的 TC 桩承载时效的计算值与实测值较吻合, 而若不考虑回缩过程时, 所得的计算结果与中国规范的计算值相一致, 但却高估了 TC 桩承载力约 $160\% \sim 300\%$; Skov 等所建立的承载时效经验计算方法高估了 TC 桩的承载力约 22.2% , 且随着 $\lg(t)$ 的增加, 经验公式的高估量也越大。

(3) TC 桩承载时效主要取决于侧阻力的时效, 不同土层对桩侧阻力的时效的影响较大。然而, 不同土层对 TC 桩的单位侧摩阻力的时效程度不同, 淤泥土中侧摩阻力较小, 但恢复时间短, 黏性土的侧摩阻力较高, 但恢复时间长。

(4) TC 桩的单位侧摩阻力沿桩身先增加后变小,

最大值发生在桩身下部 1/3 处, 靠近扩大头桩尖处的侧摩阻力发挥不充分, 存在桩端处侧阻力的弱化效应。

5 讨论和建议

由于 TC 桩是一种素混凝土桩, 且直径较小、长细比较大, 常用的直径采用 160 mm(常用)或 200 mm(极少采用), 而长细比在 50 以上, 故可认为该桩型的水平抵抗性能和抗震性能较差, 或者说不宜用于单独承受水平荷载和地震的情况。而本文所建方法可适用于类似 TC 桩的、带有扩大桩尖的、预制桩或沉管灌注桩等挤土桩的承载时效预测中。

另外, 一般情况下, TC 桩的静载试验会按照《建筑基桩检测技术规范》(JGJ 106—2003) 规定进行, 然而, 由于 TC 桩的特殊性, 将 TC 桩的休止期适当延长会合理些, 但如果休止期过长会影响到工程进度, 结合本文研究成果来看, 62 d 的承载力实测值是 24 d 的 1.1 倍, 156 d 的 0.9 倍; 且考虑回缩过程的计算值表明, 60 d 的计算值是极限值的 0.85 倍, 是 150 d 的 0.9 倍, 故可将 TC 桩承载试验的休止期设为 60 d 较合理。

参考文献:

- 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.
- CHEN R P, XU Z Z, CHEN Y M, et al. Field tests on pile-supported embankments over soft ground[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2010, 136(6): 777 – 785.
- LIU H L, NG C W W, FEI K. Performance of a geogrid-reinforced and pile-supported highway embankment over soft clay: case study[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2007, 133(12): 1483 – 1493.
- GANGAKHEDKAR R. Geosynthetic reinforced pile supported embankments[D]. Florida: University of Florida, 2004.
- CORTLEVER N G. Design of double track railway on AuGeo piling system[C]// Symposium 2001 on Soft Ground Improvement and Geosynthetic Applications. Bangkok: AIT, 2011: 120 – 125.
- ABDULLAH A, JOHN A N, ARULRAJAH A. Augeo pile system used as piled embankment foundation in soft soil environment[C]// Proceedings of the 2nd Conference on Advances in Soft Soil Engineering and Technology. Putrajaya, University Putra Malaysia, 2003: 703 – 714.
- 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 – 58. (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))
- 齐昌广. 塑料套管现浇混凝土桩承载特性研究[D]. 南京: 河海大学, 2014. (QI Chang-guang. Research on bearing behavior of plastic tube cast-in-place concrete pile[D]. Nanjing: Hohai University, 2014. (in Chinese))
- 左殿军, 齐昌广, 张宇亭, 等. 塑料套管混凝土桩加固公路软土地基现场试验研究[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(9): 1746 – 1752. (ZUO Dian-jun, QI Chang-guang, ZHANG Yu-ting, et al. Field tests on plastic tube cast-in-place concrete piles for reinforcing soft ground of highways[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(9): 1746 – 1752. (in Chinese))
- BS8006 Code of practice for strengthened reinforced soils and other fills[S]. 1995.
- SKOV R, DENVER H. Time dependence of bearing capacity of piles[C]// Proceedings of 3rd International Conference on the Application of Stress-Wave Theory to Piles. Bi-Tech Publishers, Ottawa, Ontario, 1988: 879 – 888.
- SVINKIN M R, MORGANO C M, MORVANT M. Pile capacity as a function of time on clayey and sandy soils[C]// Proceedings of 5th International Conference on Piling and Deep Foundations, Deep Foundations Institute. Englewood Cliffs N J, 1994.
- LONG J H, KERRIGAN J A, WYSOCKEY M H. Measured time effects for axial capacity of driven piling[J]. Journal of the Transportation Research Board, 1999(1663): 8 – 15.
- YAN W M, YUEN K V. Prediction of pile set-up in clays and sands[C]// IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. Sydney, 2010, 10(1): 1 – 8.
- 王戍平. 深厚软土中 PHC 长桩的时效性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2003, 25(2): 239 – 241. (WANG Shu-ping. Study on time effect of PHC open-ended pile in deep soft soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2003, 25(2): 239 – 241. (in Chinese))
- 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): 824 – 830. (CHEN

- Ren-peng, ZHOU Wan-huan, CAO Wei-ping. Improved hyperbolic model of load-transfer for pile-soil interface and its application in study of negative friction of single piles considering time effect[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, **29**(6): 824 - 830. (in Chinese))
- [17] 孔纲强, 杨 庆, 郑鹏一, 等. 考虑时间效应的斜桩基负摩阻力室内模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2009, **31**(4): 617 - 621. (KONG Gang-qiang, YANG Qing, ZHENG Peng-yi, et al. Model tests on negative skin friction for inclined pile considering time effect[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, **31**(4): 617 - 621. (in Chinese))
- [18] 王家涛, 张明义. 基于时效性的静压管桩侧阻力计算[J]. 岩土工程学报, 2011, **33**(增刊2): 287 - 290. (WANG Jia-tao, ZHANG Ming-yi. Computation of side resistance of jacked pipe piles based on time effect[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, **33**(S2): 287 - 290. (in Chinese))
- [19] HOULSBY G T, WITHERS N J. Analysis of the cone pressuremeter test in clay[J]. Géotechnique, 1988, **38**(4): 573 - 587.
- [20] YU H S. Cavity expansion methods in geomechanics[M]. Dordrecht: Kluwer Academic, 2001.
- [21] YU H S, HOULSBY G T. A large strain analytical solution for cavity contraction in dilatant soils[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1995, **19**(11): 793 - 811.
- [22] GIRAUD A, HOMAND F, LABIOUSE V. Explicit solutions for the instantaneous undrained contraction of hollow cylinders and spheres in porous elastoplastic medium[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2002, **26**(3): 231 - 258.
- [23] ZHAO J, WANG G. Unloading and reverse yielding of a finite cavity in a bounded cohesive-frictional medium[J]. Computers and Geotechnics, 2010, **37**(1/2): 239 - 245.
- [24] YU H S, HOULSBY G T. Finite cavity expansion in dilatant soils: loading analysis[J]. Géotechnique, 1991, **41**(2): 173 - 183.
- [25] 高子坤, 施建勇. 考虑桩体几何特征的压桩挤土效应理论解答研究[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(6): 956 - 962. (GAO Zi-kun, SHI Jian-yong. Theoretical solutions of soil-squeezing effect due to pile jacking considering geometrical characteristics of a pile[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, **32**(6): 956 - 962. (in Chinese))
- [26] 刘维正, 石名磊, 徐林荣. 考虑软黏土结构性损伤的圆柱孔扩张弹塑性分析[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(3): 487 - 494. (LIU Wei-zheng, SHI Ming-lei, XU Lin-rong. Elastoplastic analysis of cylindrical cavity expansion in natural sedimentary soft clay with structure damage[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(3): 487 - 494. (in Chinese))
- [27] KULHAWY F H. Limiting tip and side resistance[C]// Proceedings of Symposium on Analysis and Design of Pile Foundation, ASCE Convention. San Francisco, 1984: 80 - 98.
- [28] 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))
- [29] DAVISSON M T. High capacity piles[C]// Proceedings of Lecture Series on Innovations in Foundation Construction. Chicago: American Society of Civil Engineers, ASCE, Illinois Section, 1972: 81 - 112.
- [30] 董金荣. 灌注桩侧阻力强化弱化效应研究[J]. 岩土工程学报, 2009, **31**(5): 658 - 662. (DONG Jin-rong. Enhanced and weakened effect of skin friction of cast-in-situ piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, **31**(5): 658 - 662. (in Chinese))