

文章编号:1673-2049(2012)03-0073-08

# 静荷载作用下粘弹性地基单桩沉降的时间效应

吴文兵<sup>1,2</sup>, 窦 斌<sup>1</sup>, 王奎华<sup>2</sup>, 孙 明<sup>3</sup>

(1. 中国地质大学(武汉) 工程学院, 湖北 武汉 430074; 2. 浙江大学 软弱土与环境土工教育部重点实验室, 浙江 杭州 310058; 3. 湖南科技学院 土木工程与建设管理系, 湖南 永州 425100)

**摘要:**利用广义 Voigt 模型来考虑桩侧土体的线弹性性质和粘性特性,研究了成层地基中静荷载作用下单桩沉降的时间效应。首先,根据桩侧土的成层情况,将桩土系统从下至上划分为有限层,对每层桩土系统建立静力平衡方程;然后,利用 Laplace 变换技术和阻抗函数递推方法求出了频域内桩顶位移响应的解析解,进一步利用 Fourier 变换技术和卷积定理求出了相应静荷载作用下考虑时间效应的单桩桩顶沉降半解析解;最后,采用参数研究方法,分析了桩土参数对单桩沉降性状的影响,并将工程桩的实测数据与本文计算结果进行了对比。结果表明:在工程桩受荷初期,本文得到的解能较好地计算出单桩沉降性状。

**关键词:**单桩沉降;时间效应;粘弹性地基;静力平衡方程;广义 Voigt 模型

**中图分类号:**TU435 **文献标志码:**A

## Time Effect of Settlement of Single Pile in Viscoelastic Foundation Undergoing Static Loading

WU Wen-bing<sup>1,2</sup>, DOU Bin<sup>1</sup>, WANG Kui-hua<sup>2</sup>, SUN Ming<sup>3</sup>

(1. School of Engineering, China University of Geosciences, Wuhan 430074, Hubei, China; 2. MOE Key Laboratory of Soft Soils and Geoenvironmental Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, Zhejiang, China; 3. Department of Civil Engineering and Construction Management, Hunan University of Science and Engineering, Yongzhou 425100, Hunan, China)

**Abstract:** By virtue of general Voigt model to simulate the linear elasticity and viscosity characteristics of soil surrounding the pile, the time effect of settlement of single pile undergoing static loading in layered soil was investigated. Firstly, allowing for the variation of soil properties, the pile-soil system was divided into finite segments and the static equilibrium equation of each segment was derived. Then, by means of the Laplace transform technique and impedance function transfer method, the analytical solution of displacement response at the pile head in frequency domain was yielded. Also, the semi-analytical solution in time domain undergoing static loading at the pile head was obtained by means of Fourier transform technique and convolution theorem. At last, based on these solutions, a parametric study was conducted to analyze the influence of the parameters of pile and soil on the settlement of single pile. Results show that the solutions in the paper is reasonable when the pile undergoes minor loadings by making a comparison with the theoretical results and testing results of a site pile.

**Key words:** settlement of single pile; time effect; viscoelastic foundation; static equilibrium equa-

收稿日期:2012-05-06

基金项目:国家自然科学基金项目(50879077)

作者简介:吴文兵(1988-),男,江西鄱阳人,工学博士,E-mail:zjuwwb1126@163.com。

tion; general Voigt model

## 0 引言

桩基沉降一直是岩土工程界长期关注且研究比较深入的课题,目前已经有许多成熟的单桩沉降计算方法,如荷载传递法、剪切位移法、弹性理论法、分层总和法以及各种数值分析方法<sup>[1-3]</sup>。同时,随着复合桩基在地基处理中应用的不断推广,复合桩基的沉降计算也受到了各国众多学者的关注<sup>[4-18]</sup>。从现有研究成果来看,不管是基于承载力设计的普通桩基还是必须考虑长期荷载作用下桩基沉降的复合桩基,现有理论都着重于计算最终沉降。然而,在进行单桩静荷载试验时,根据中国《建筑桩基技术规范》(JGJ 94—2008)<sup>[19]</sup>中的规定,沉降的相对稳定标准是沉降不超过  $0.1 \text{ mm} \cdot \text{h}^{-1}$ ,并且要连续出现 2 次,才可以认为达到相对稳定,只有当沉降随时间稳定后才能继续施加下一级荷载。同时,在中国沿海一些深厚软土地区的工程实践表明,长度达 60 m 的群桩基础,在施工完成后的 1 年多时间内,沉降可逐步发展到 100~170 mm,而且由于土体固结效应的影响,工程竣工 1 年后,沉降仍然以每月数毫米的速度发展。由此可以看出,桩基沉降表现出很强的随时间增大特性,预测桩基沉降随时间的变化过程和趋势成为工程中面临的新课题。

基于此,已经有很多学者对桩基沉降的时间效应进行了研究,如王建华等<sup>[20]</sup>利用积分方程求解了考虑固结和流变的层状饱和地基中单桩沉降问题;张雪松等<sup>[21]</sup>、赵春彦等<sup>[22]</sup>在研究沉降过程中超静孔隙水压力的形成及消散规律的基础上,研究了桩侧地基土再固结的变化规律,并从桩土相互作用的原理出发,研究了桩侧地基土和桩端土再固结沉降作用下的工程桩基沉降计算方法;曾庆有等<sup>[23]</sup>采用 Mesri 蠕变模型描述土体的蠕变行为,用桩的 Mindlin 应力公式计算桩端荷载和桩侧荷载在桩端平面以下产生的附加应力,采用 Boussinesq 应力公式计算承台分担荷载产生的应力,分别给出了桩尖刺入量和桩端土体蠕变压缩量的计算方法,从而提出了一种考虑土体蠕变效应的桩基长期沉降计算方法;黄雨等<sup>[24]</sup>通过理论分析与计算模型,对打入桩荷载-沉降性状的时间效应进行了研究,基于时间效应机制和荷载传递法,提出了一种估算沉桩后任意间歇期单桩荷载-沉降性状时效性的实用分析方法;程泽海等<sup>[25]</sup>研究单桩在不同维持加载时间的桩顶

荷载-沉降关系曲线,揭示了不同荷载比条件下桩侧和桩端下土体中的初始超静孔压分布,并分别讨论了土的固结与蠕变特性对单桩沉降的影响。上述研究成果表明,桩基沉降的时间效应对桩基最终沉降具有显著的影响,彻底弄清其影响规律对基础工程建设有重大的现实意义。为了进一步探讨桩基沉降的时间效应,本文中以荷载传递法和剪切位移法为理论基础,考虑土体的线弹性性质,并将土体的粘性阻尼系数考虑到单桩沉降分析中,从而将时间的概念引入到单桩的沉降分析,在受静力荷载的单桩沉降与时间关系方面进行一些分析和研究。

## 1 数学模型

### 1.1 计算模型

本文中研究的是成层 Voigt 地基中静荷载作用下单桩沉降的时间效应问题,桩土系统相互作用模型如图 1 所示,其中,  $u_{j,1}(z,t)$ ,  $u_{j,2}(z,t)$ ,  $\dots$ ,  $u_{j,n}(z,t)$  分别为该层土模型中第 1 个、第 2 个、 $\dots$ 、第  $n$  个 Voigt 体的位移,  $k_{j,1}$ ,  $\eta_{j,1}$ ,  $k_{j,2}$ ,  $\eta_{j,2}$ ,  $\dots$ ,  $k_{j,n}$ ,  $\eta_{j,n}$  分别为第 1 个、第 2 个、 $\dots$ 、第  $n$  个 Voigt 体中的(单位面积上)弹簧常数和粘性系数,  $k_b$  为弹簧系数,  $\eta_b$  为阻尼系数,  $q$  为桩顶作用荷载,  $H$  为桩长。考虑桩侧土的成层性,将桩土系统从下至上划分为  $m$  层,并依次标识为 1, 2,  $\dots$ ,  $j$ ,  $\dots$ ,  $m$  层,各层厚度分别为  $l_1, l_2, \dots, l_j, \dots, l_m$ , 各层顶面深度分别为  $h_1, h_2, \dots, h_j, \dots, h_m$ , 每层内桩身材料为均质,截面尺寸相同。各层内土为均质,土模型采用广义 Voigt 模型,该模型由  $n$  个 Voigt 体串联构成。

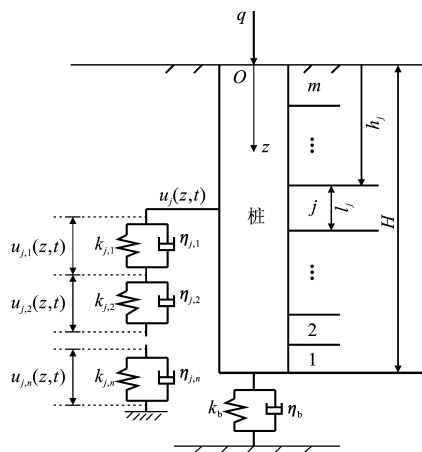


图 1 计算模型

Fig. 1 Calculation Model

设第  $j$  桩土层内桩身某处  $z$ 、某时刻  $t$  的位移为  $u_j(z, t)$ ,  $1 \leq j \leq m$ , 桩侧土对该处桩身侧面单位面积侧摩阻力为  $f_j(z, t)$ 。利用 Laplace 变换技术, 可以求得桩侧土对该处桩身侧面单位面积上作用力  $f_j(z, t)$  的象函数(频域表达式)为

$$F_j(z, s) = U_j(z, s) \left( \sum_{y=1}^n \frac{1}{k_{j,y} + \eta_{j,y}s} \right)^{-1} \quad (1)$$

式中:  $F_j(z, s)$ ,  $U_j(z, s)$  分别为  $f_j(z, t)$ ,  $u_j(z, t)$  的 Laplace 变换式;  $s$  为复参量。

## 1.2 耦合条件

耦合条件包括:

(1) 桩体为有限长度等截面的均质杆件, 桩身材料为各向同性弹性体。

(2) 桩侧土为纵向成层土, 其对桩的作用可以用桩土接触面上的广义 Voigt 模型来模拟。

(3) 桩端土对桩的作用为分布式粘弹性支承。

(4) 桩顶荷载沿桩身的轴线方向均布于桩顶。

## 2 桩土系统静力平衡方程建立及求解

### 2.1 静力平衡方程的建立

考虑桩身微单元体的静力平衡, 可以得到桩身的基本平衡方程为

$$E_p A_p \frac{\partial^2 u_j(z, t)}{\partial z^2} - C_p f_j(z, t) = 0 \quad j=1, 2, \dots, m \quad (2)$$

式中:  $E_p$ ,  $A_p$ ,  $C_p$  分别为桩的弹性模量、截面面积和周长。

桩顶及桩端处的边界条件为

$$E_p A_p \frac{\partial u_m(z, t)}{\partial z} \Big|_{z=0} = q \quad (3)$$

$$\left[ E_p \frac{\partial u_1(z, t)}{\partial z} + k_b u_1(z, t) + \eta_b \frac{\partial u_1(z, t)}{\partial t} \right] \Big|_{z=H} = 0 \quad (4)$$

式中:  $k_b$ ,  $\eta_b$  可分别根据 Lysmer 等<sup>[26]</sup>得到的模拟公式计算, 即  $k_b = \frac{4G_{bs}r_p}{(1-\nu)}$ ,  $\eta_b = \frac{3 \cdot 4G_{bs}r_p^2}{V_{bs}(1-\nu)}$ , 其中  $G_{bs} = \rho_{bs} V_{bs}^2$ ,  $G_{bs}$ ,  $V_{bs}$ ,  $\rho_{bs}$ ,  $\nu$  分别为桩端土的剪切模量、剪切波速、密度和泊松比。

相邻桩微单元分界面( $z=h_j$ )两侧的桩身位移和截面力满足如下连续条件

$$\left. \begin{aligned} u_j(z, t) &= u_{j+1}(z, t) \\ E_p A_p \frac{\partial u_j(z, t)}{\partial z} &= E_p A_p \frac{\partial u_{j+1}(z, t)}{\partial z} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

桩土系统的初始条件为

$$\left. \begin{aligned} u_j(z, t) \Big|_{t=0} &= 0 \\ \frac{\partial u_j(z, t)}{\partial t} \Big|_{t=0} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

### 2.2 静力平衡方程的求解

对于第  $j$  段桩单元, 结合初始条件方程式(6), 对方程式(2)两边同时进行 Laplace 变换, 并利用方程式(1)进行整理, 可以得到下列方程

$$E_p A_p \frac{\partial^2 U_j(z, s)}{\partial z^2} = C_p \left( \sum_{y=1}^n \frac{1}{k_{j,y} + \eta_{j,y}s} \right)^{-1} U_j(z, s) \quad (7)$$

式中:  $U_j(z, s) = \int_{-\infty}^{+\infty} u_j(z, t) e^{-st} dt$ 。

量纲一的特征值  $\lambda_j$  取值为

$$\lambda_j = \sqrt{-\frac{C_p}{E_p A_p} \left( \sum_{y=1}^n \frac{1}{k_{j,y} + \eta_{j,y}s} \right)^{-1}} \quad (8)$$

由此可得方程式(7)的解为

$$U_j(z, s) = D_{1j} \cos(\lambda_j z) + D_{2j} \sin(\lambda_j z) \quad (9)$$

式中:  $D_{1j}$ ,  $D_{2j}$  均为由边界条件确定的待定系数。

结合阻抗函数的定义(力除以位移), 容易得到第 1 段桩微元段顶部截面处桩位移阻抗函数  $Z_1(s)$  的解析表达式为

$$Z_1(s) = -E_p A_p \frac{\partial U_1(z, s)}{\partial z} \Big|_{z=h_1} / U_1(z, s) \Big|_{z=h_1} = -\frac{E_p A_p \bar{\lambda}_1}{H} \tan(\bar{l}_1 \bar{\lambda}_1 - \varphi_1) \quad (10)$$

式中:  $\bar{\lambda}_1 = \lambda_1 H$ ;  $\bar{l}_1 = \frac{l_1}{H}$ ;  $\tan(\varphi_1) = \frac{Z_0(s)H}{E_p \bar{\lambda}_1}$ ;  $Z_0(s) = k_b + \eta_b s$ 。

根据相邻桩土层分界面两侧的桩身位移和截面力连续条件, 可得相邻截面阻抗相等。利用阻抗函数递推方法, 容易得到第  $j$  段桩土层顶部桩截面的位移阻抗函数  $Z_j(s)$  为

$$Z_j(s) = E_p A_p \frac{\partial U_j(z, s)}{\partial z} \Big|_{z=h_j} / U_j(z, s) \Big|_{z=h_j} = -\frac{E_p A_p \bar{\lambda}_j}{H} \tan(\bar{l}_j \bar{\lambda}_j - \varphi_j) \quad (11)$$

式中:  $\bar{\lambda}_j = \lambda_j H$ ;  $\bar{l}_j = \frac{l_j}{H}$ ;  $\tan(\varphi_j) = \frac{Z_{j-1}(s)H}{E_p \bar{\lambda}_j}$ 。

进一步递推, 可以得到桩顶的位移阻抗函数  $Z_m(s)$  为

$$Z_m(s) = -E_p A_p \frac{\partial U_m(z, s)}{\partial z} \Big|_{z=h_m} / U_m(z, s) \Big|_{z=h_m} = -\frac{E_p A_p \bar{\lambda}_m}{H} \tan(\bar{l}_m \bar{\lambda}_m - \varphi_m) \quad (12)$$

式中:  $\bar{\lambda}_m = \lambda_m H$ ,  $\bar{l}_m = \frac{l_m}{H}$ ,  $\tan(\varphi_m) = \frac{Z_{m-1}(s)H}{E_p \bar{\lambda}_m}$ 。

由桩顶阻抗可以得到桩顶的位移传递函数  $G_v(s)$  为

$$G_v(s) = \frac{1}{Z_m(s)} = -\frac{H}{E_p A_p \bar{\lambda}_m \tan(\bar{l}_m \bar{\lambda}_m - \varphi_m)} \quad (13)$$

令  $s = i\omega$ ,  $\omega$  为角频率, 可以得到桩顶位移频率响应  $H_u(\omega)$  为

$$H_u(\omega) = -\frac{H}{E_p A_p \bar{\lambda}_m} \cot(\bar{l}_m \bar{\lambda}_m - \varphi_m) \quad (14)$$

根据 Fourier 变换的性质, 由方程式 (14) 可以求得单位荷载条件下时域位移响应  $\mu(t)$  为

$$\mu(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} H_u(i\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (15)$$

由卷积定理, 桩顶在荷载  $q$  作用下的沉降  $u(t)$  (为了与工程中表述习惯一致, 后续分析中统一用  $S$  表示) 为

$$u(t) = Q(\omega) * \mu(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} Q(\omega) H_u(i\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (16)$$

式中:  $Q(\omega)$  为  $q$  的 Fourier 变换式。

加载方式如图 2 所示, 荷载  $f(t)$  的表达式为

$$f(t) = \begin{cases} \frac{q}{T_1} t & t \leq T_1 \\ q & T_1 < t \leq T_2 \end{cases} \quad (17)$$

式中:  $T_1$  为加载稳定初始时间;  $T_2$  为加载中止时间。

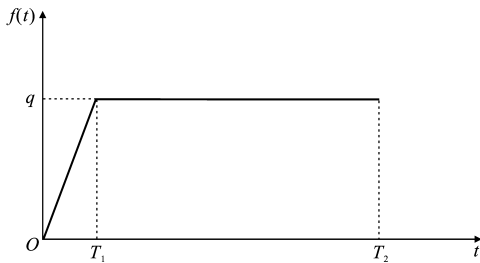


图 2 加载方式

Fig. 2 Loading Mode

根据 Fourier 变换的相关性质, 荷载  $f(t)$  在频域的 Fourier 变换表达式为

$$Q(\omega) = -\frac{q}{i\omega T_1} [T_1 e^{-i\omega T_1} + \frac{1}{i\omega} (e^{-i\omega T_1} - 1)] - \frac{q}{i\omega} (e^{-i\omega T_2} - e^{-i\omega T_1}) \quad (18)$$

### 3 桩土参数对单桩沉降性状的影响

为了便于实际分析及应用, 采用 Novak 等<sup>[27]</sup>提出的 3 个 Voigt 体串联的一维模型近似地代替广义 Voigt 模型 (图 3), 相关参数  $k_1, k_2, k_3, \eta_1, \eta_2, \eta_3$  的建议取值分别为

$$\left. \begin{aligned} k_1 &= 3.518 G_s, \eta_1 = 113.097 G_s r_p / v_s \\ k_2 &= 3.581 G_s, \eta_2 = 25.133 G_s r_p / v_s \\ k_3 &= 5.529 G_s, \eta_3 = 8.362 G_s r_p / v_s \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

式中:  $G_s, v_s$  分别为桩侧土的剪切模量和剪切波速。

式 (19) 中的模型参数是单位轴向长度上的数值, 必须进行转换才能得到本文中所需要的参数, 具体转换关系为

$$\left. \begin{aligned} \hat{k}_{j,1} &= \frac{k_{j,1}}{2\pi r_p}, \hat{\eta}_{j,1} = \frac{\eta_{j,1}}{2\pi r_p} \\ \hat{k}_{j,2} &= \frac{k_{j,2}}{2\pi r_p}, \hat{\eta}_{j,2} = \frac{\eta_{j,2}}{2\pi r_p} \\ \hat{k}_{j,3} &= \frac{k_{j,3}}{2\pi r_p}, \hat{\eta}_{j,3} = \frac{\eta_{j,3}}{2\pi r_p} \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

尽管本文中得到了成层广义 Voigt 地基中单桩沉降的半解析解, 但为了突出研究土参数和桩身设计参数对单桩沉降时间性状的影响, 下面分析中桩侧土取为单层土, 对于成层土中桩的情况, 只需要根据实际情况将桩侧土取为成层土即可。

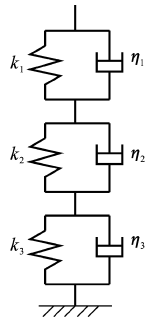


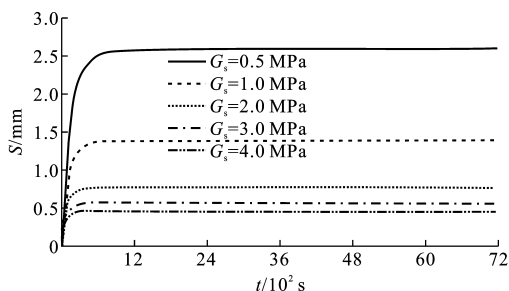
图 3 3 个 Voigt 体串联模型

Fig. 3 Three Voigt Series Model

#### 3.1 土参数对单桩沉降性状的影响

由土力学理论可知, 土体剪切模量是反映土体性质的一个重要指标, 因此, 本文中将分别讨论桩侧土和桩端土剪切模量对单桩沉降性状的影响。分析桩侧土剪切模量对单桩沉降特性的影响时, 所取参数为: 桩顶作用荷载  $q = 400$  kN; 桩长  $H = 20$  m, 桩身截面半径  $r_p = 0.3$  m, 弹性模量  $E_p = 30$  GPa; 桩端土密度  $\rho_{bs} = 2\,000$   $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ , 剪切模量  $G_{bs} = 4$  MPa, 泊松比  $\nu = 0.45$ ; 桩侧土密度  $\rho_s = 1\,800$   $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ , 剪切模量  $G_s$  分别为 0.5, 1, 2, 3, 4 MPa。

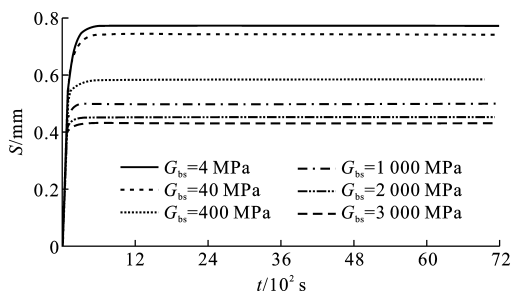
图 4 中给出了同级荷载作用下且其他参数相同时, 桩侧土剪切模量  $G_s$  对  $S-t$  曲线的影响。由图 4 可以看出, 在荷载作用于桩顶之后, 桩顶沉降随着时间的增大而逐渐增大, 当荷载作用一段时间后, 并最终趋于一个稳定值, 在沉降稳定时间之前, 桩顶沉降是一个激增的过程。桩顶沉降稳定时间随着桩侧土剪切模量的增大而变小, 这是因为当剪切模量越大, 土体的粘性系数会越小, 从而使桩顶沉降的稳定时间变小。桩顶沉降稳定值也随着桩侧土剪切模量的

图4 桩侧土剪切模量对  $S-t$  曲线的影响Fig. 4 Influences of Shear Moduli of Soil Surrounding Pile on  $S-t$  Curves

增大而变小,这是因为当剪切模量越大,土体的弹簧系数会越大,从而使桩顶沉降值变小,这与工程上的桩侧土层条件越好,桩顶沉降越小的工程经验相符。反复试算表明,桩顶沉降稳定值变小的幅度会随着桩侧土剪切模量的增大而逐渐减小,并最终不受桩侧土剪切模量的影响。从图4的沉降发展过程及本文中的假设条件可知,在桩顶受到静力荷载以后,荷载通过桩身的侧向剪力传递到土层当中,土体在受力后,经过一定的时间消散外界施加给它的荷载,进而产生一定的沉降,桩顶的沉降性状与桩侧土体性质密切相关。

在进行桩基工程设计时,通常要求将桩端作用在良好土层中,以达到降低桩顶沉降,提高桩身承载力的目的。因此,需要进一步讨论桩端土剪切模量对桩顶沉降性状的影响,所取参数包括:桩顶作用荷载及桩身设计参数取值同前;桩侧土密度  $\rho_s = 1\,800\text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ,剪切模量  $G_s = 2\text{ MPa}$ ;桩端土密度  $\rho_{bs} = 2\,000\text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ,泊松比  $\nu = 0.45$ ,剪切模量  $G_{bs}$  分别为 4,400,1 000,2 000,3 000 MPa。

图5中给出了同级荷载作用下且其他参数相同时,桩端土剪切模量  $G_{bs}$  对  $S-t$  曲线的影响。与图4中得到的规律类似,桩顶沉降在稳定时间之前是一个激增的过程,当到达一定时间后,桩顶沉降趋于稳定。桩顶沉降的稳定时间随着桩端土剪切模量的增大而变小,但变小的幅度较小。沉降稳定值也随着桩端土剪切模量的增大而变小,但当桩端土剪切模量在一定范围内时(如 40 MPa 以内),桩顶沉降稳定值随着桩端土剪切模量的增大而变小,但变小的幅度较小。反复试算表明,当桩端土剪切模量增大到一定值后,桩顶沉降稳定值则不再受桩端土剪切模量变化的影响。因此,在进行桩基工程设计时,必须综合经济和安全等因素考虑,选择合适的土层作为持力层。

图5 桩端土剪切模量对  $S-t$  曲线的影响Fig. 5 Influences of Shear Moduli of Soil Under Pile on  $S-t$  Curves

### 3.2 桩身设计参数对单桩沉降性状的影响

在进行桩基工程设计时,要求选择合理的桩长、桩径及桩身混凝土强度等级,从而最大限度地满足桩基工程的安全性、合理性和经济性的要求。因此,本文将分别讨论长径比及桩身混凝土强度等级对单桩沉降性状的影响。分析长径比对单桩沉降性状的影响时,所取参数为:桩顶作用荷载  $q = 400\text{ kN}$ ;桩端土密度  $\rho_{bs} = 2\,000\text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ,剪切模量  $G_{bs} = 4\text{ MPa}$ ,泊松比  $\nu = 0.45$ ;桩侧土密度  $\rho_s = 1\,800\text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ,剪切模量  $G_s = 2\text{ MPa}$ ;桩身混凝土弹性模量  $E_p = 30\text{ GPa}$ ,为了将变量归一化,统一取桩长  $H = 20\text{ m}$ ,变化桩身截面半径来  $r_p$  反映长径比的变化,桩身截面半径  $r_p$  分别为 0.2,0.3,0.4,0.5,0.6 m。

图6中给出了同级荷载作用下且其他参数相同时,桩身截面半径  $r_b$  对  $S-t$  曲线的影响。由图6可以看出,在荷载作用于桩顶之后,桩顶沉降随着时间逐渐增大,当荷载作用一段时间后,并最终趋于一个稳定值,在沉降稳定时间之前,桩顶沉降是一个激增的过程。桩顶沉降的稳定时间基本不受桩身截面半径变化的影响,但桩顶沉降稳定值随着桩身截面半径的增大而变小,但变小的幅度会逐渐减小。反复试算表明,当桩身截面半径增大到一定值之后,桩顶沉降稳定值基本不受桩身截面半径的影响。这说明,在一定范围内,对于相同长度的桩,可以通过增大桩身截面面积来降低基桩的沉降,但当桩身截面面积增大到一定值后,则不能简单的通过增大桩身截面面积来降低基桩的沉降,需要综合考虑桩长及桩侧土性质来合理设计。

分析桩身混凝土强度等级对单桩沉降性状的影响时,桩身截面半径  $r_p = 0.3\text{ m}$ ,桩身混凝土强度等级根据《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2002)<sup>[28]</sup>中的规定,参考混凝土强度等级与混凝土弹性模量对应表1选取,其余参数取值同前。

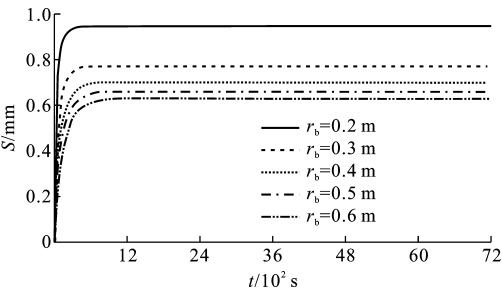


图 6 桩身截面半径对  $S-t$  曲线的影响

Fig. 6 Influences of Section Radius of Pile on  $S-t$  Curves

表 1 混凝土强度等级与混凝土弹性模量对应表

Tab. 1 Comparison Table of Elastic Moduli and Strength Grades of Concrete

混凝土强度等级	C20	C30	C50	C60	C80
混凝土弹性模量/GPa	25.5	30.0	34.5	36.0	38.0

图 7 中给出了同级荷载作用下且其他参数相同时,桩身混凝土弹性模量  $E_p$  对  $S-t$  曲线的影响。由图 7 可以看出,在荷载作用于桩顶之后,桩顶沉降随着时间逐渐增大,当荷载作用一段时间后,并最终趋于一个稳定值,在稳定时间之前,桩顶沉降是一个激增的过程。桩顶沉降的稳定时间基本不受桩身混凝土弹性模量变化的影响,但桩顶沉降稳定值随着桩身混凝土弹性模量的增大而变小,但变小的幅度会逐渐减小。反复试算表明,当桩身混凝土弹性模量增大到一定值之后,桩顶沉降稳定值基本不受桩身混凝土弹性模量的影响。这说明,在一定范围内,对于相同设计参数的桩,可以通过提高桩身混凝土强度等级来降低基桩的沉降,但当桩身混凝土强度等级超过一定值后,虽然可以通过增大桩身混凝土弹性模量来提高桩基承载力,但对降低基桩的沉降影响不大。

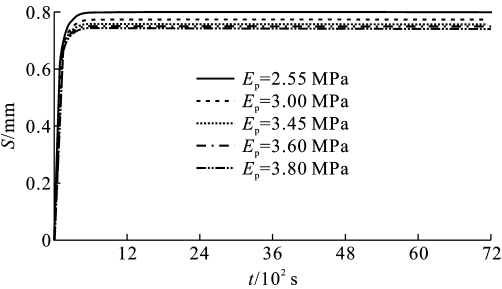


图 7 桩身混凝土弹性模量对  $S-t$  曲线的影响

Fig. 7 Influences of Elastic Moduli of Concrete of Pile on  $S-t$  Curves

4 工程实例分析

图 8 为浙江绍兴某电厂 1 根预应力混凝土管桩

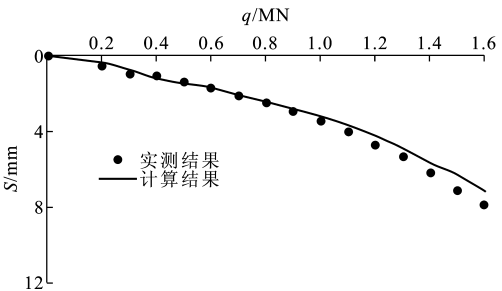


图 8 T1 试桩实测结果与计算结果  $q-S$  曲线对比

Fig. 8 Comparisons of Measured Results and Calculation Result of  $q-S$  Curves for T1 Testing Pile

试桩(桩号为 T1)的静载测试曲线和利用本文解的计算曲线对比。T1 试桩桩长为 15 m,外径为 400 mm,管厚度为 95 mm,桩身混凝土强度等级 C60,为闭口桩,T1 试桩最大试验荷载为 1 600 kN,试验时分 15 级加载,第 1 级加载 200 kN,往后每级递增 100 kN,采用慢速维持荷载法进行试验。场地土质情况为:①地表至地表以下 2.5 m 左右为填土,主要成分为粉土,填入时间超过 9 年,剪切波速取为  $100 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ,密度  $1 800 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ;②地表以下 2.5~10.4 m 为粉土,稍密至中密,剪切波速取为  $105 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ,密度  $1 900 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ;③地表以下 10.4~15 m 及桩端土均为粉砂,中密,含云母,夹粉土,剪切波速取为  $120 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ,密度  $2 000 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ 。从图 8 可知,在最初的几级荷载(图 8 中的 900 kN 之前)来看,实测结果与计算结果吻合较好,说明了本文中的假设和求解过程在一定程度上能满足工程应用的要求。但当荷载大于 900 kN 之后,桩土系统呈现出一定的塑性变形,从而导致计算结果小于实测结果,其中同级荷载下的实测值与计算值的差值就是对应荷载下的桩土系统的塑性变形。由对比分析结果可以说明,本文中的研究结果适合于在实际工程中分析桩基受荷初期的沉降性状,尤其可供桩基础的初步设计参考。

5 结 语

(1)通过分析可知,在荷载作用于桩顶之初,桩顶沉降会随着时间的增加而快速变大,当荷载作用一段时间后,桩顶沉降最终趋于一个稳定值。结果表明,在静力荷载作用下,桩基沉降的时间效应十分明显,需要进行更深入细致的研究。

(2)桩顶沉降稳定时间随着桩侧土和桩端土剪切模量的增大而变小,这说明土体性状较好的桩侧土层和桩端土层能使桩基更快达到最终沉降。桩顶

沉降稳定值随着桩侧土和桩端土剪切模量的增大而变小,但变小的幅度都会越来越小,且当桩侧土和桩端土剪切模量增大到一定值之后,桩顶沉降不再受到影响。这说明在进行桩基工程设计时,应选择安全合理且经济的土层,而不一定要选择最好的桩侧土层和桩端土层。

(3)桩顶沉降稳定时间基本不受桩的长径比和桩身混凝土弹性模量的影响,这说明在相同参数情况下,增大桩身截面面积或提高桩身混凝土强度等级都不能使桩基更快达到最终沉降。桩顶沉降稳定值随着桩身截面面积和桩身混凝土弹性模量的增大而变小,但变小的幅度都会越来越小。这说明在进行桩基工程设计时,应选择安全合理且经济的桩身设计参数,而不是桩身截面面积越大越好,也不是桩身混凝土强度等级越高越好。

(4)通过工程桩实测数据与计算结果的对比可以看出,利用本文解可以比较合理地计算出工程桩在受荷初期的沉降值,当荷载大到足以使桩土系统出现塑性变形时,本文计算的沉降值会偏小。因此,需要进一步研究可以考虑土体塑性破坏及固结效应时的土体模型,从而结合本文求解思路,得到一个可以计算成层地基中桩基受荷初期和桩基长期受荷时的沉降计算方法。

## 参考文献:

## References:

- [1] 张忠苗. 桩基工程[M]. 北京:中国建筑工业出版社, 2007.  
ZHANG Zhong-miao. Pile Foundation Engineering [M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2007.
- [2] 史佩栋. 桩基工程手册——桩和桩基础手册[M]. 北京:人民交通出版社, 2008.  
SHI Pei-dong. Pile Foundation Engineering Handbook—Pile and Pile Foundation Handbook [M]. Beijing: China Communications Press, 2008.
- [3] 陈锦剑, 王建华, 朱 峰. 软土地区单桩沉降的简化计算方法[J]. 上海交通大学学报, 2006, 40(12): 2126-2129.  
CHEN Jin-jian, WANG Jian-hua, ZHU Feng. A Simplified Calculation for the Settlement of Single Piles in Soft Foundation [J]. Journal of Shanghai Jiaotong University, 2006, 40(12): 2126-2129.
- [4] POULOS H G. Piled Raft Foundations: Design and Applications[J]. Geotechnique, 2001, 51(2): 95-113.
- [5] ROBERTO C, ENRICO C. Settlement Analysis of Pile

- Groups in Layered Soils[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2006, 43(8): 788-801.
- [6] ZHENG J J, ABUSHARAR S W, WANG X Z. Three-dimensional Nonlinear Finite Element Modeling of Composite Foundation Formed by CFG-lime Piles [J]. Computers and Geotechnics, 2008, 35(4): 637-643.
- [7] CHEN Q N, ZHAO M H, ZHOU G H, et al. Bearing Capacity and Mechanical Behavior of CFG Pile Composite Foundation [J]. Journal of Central South University of Technology, 2008, 15(2): 45-49.
- [8] NEJAD F P, JAKSA M B, KAKHI M, et al. Prediction of Pile Settlement Using Artificial Neural Networks Based on Standard Penetration Test Data [J]. Computers and Geotechnics, 2009, 36(7): 1125-1133.
- [9] ZHANG Q Q, ZHANG Z M, HE J Y. A Simplified Approach for Settlement Analysis of Single Pile and Pile Groups Considering Interaction Between Identical Piles in Multilayered Soils [J]. Computers and Geotechnics, 2010, 37(7/8): 969-976.
- [10] 杨光华, 苏卜坤, 乔有梁. 刚性桩复合地基沉降计算方法[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(11): 2193-2200.  
YANG Guang-hua, SU Bu-kun, QIAO You-liang. Method for Calculating Settlement of Rigid-pile Composite Foundation [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(11): 2193-2200.
- [11] 孙林娜, 龚晓南. 散体材料桩复合地基沉降计算方法的研究[J]. 岩土力学, 2008, 29(3): 846-848.  
SUN Lin-na, GONG Xiao-nan. Research on Settlement Calculation Method of Composite Foundation of Discrete Material Piles [J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(3): 846-848.
- [12] 温世清, 刘汉龙, 高玉峰, 等. 现浇混凝土薄壁管桩复合地基沉降简化计算研究[J]. 岩土力学, 2004, 25(10): 1651-1654, 1658.  
WEN Shi-qing, LIU Han-long, GAO Yu-feng, et al. Research on Simplified Calculation of Settlement of Cast-in-situ Concrete Thin-wall Pipe Pile Composite Foundation [J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, 25(10): 1651-1654, 1658.
- [13] 章定文, 刘松玉. 路堤荷载下柔性桩复合地基沉降实用计算方法[J]. 岩土力学, 2007, 28(6): 1133-1138.  
ZHANG Ding-wen, LIU Song-yu. Practical Method for Settlement Calculation of Flexible Columns Composite Foundation Under Embankment [J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, 28(6): 1133-1138.
- [14] 赵明华, 何腊平, 张 玲. 基于荷载传递法的 CFG 桩

- 复合地基沉降计算[J]. 岩土力学, 2010, 31(3): 839-844.
- ZHAO Ming-hua, HE La-ping, ZHANG Ling. Settlement Calculation of CFG Pile Composite Foundation Based on Load Transfer Method[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(3): 839-844.
- [15] 翁效林, 王 玮, 张留俊. 拓宽路基荷载下管桩复合地基沉降变形模式[J]. 长安大学学报: 自然科学版, 2012, 32(1): 31-35.
- WENG Xiao-lin, WANG Wei, ZHANG Liu-jun. Deformation Characteristics of Widen Subgrade Settlement with Pipe Pile Treatment [J]. Journal of Chang'an University: Natural Science Edition, 2012, 32(1): 31-35.
- [16] 王春玲, 王爱勤, 吴艳红. 弹性半空间地基上正交异性矩形中厚板的弯曲[J]. 长安大学学报: 自然科学版, 2012, 32(2): 87-90.
- WANG Chun-ling, WANG Ai-qin, WU Yan-hong. Bending of Orthotropic Rectangular Middle Thick Plate on Elastic Half-space Foundation[J]. Journal of Chang'an University: Natural Science Edition, 2012, 32(2): 87-90.
- [17] 孔纲强, 刘汉龙, 丁选明, 等. 现浇 X 形桩复合地基桩土应力比及负摩阻力现场试验[J]. 中国公路学报, 2012, 25(1): 8-12, 20.
- KONG Gang-qiang, LIU Han-long, DING Xuan-ming, et al. Field Test of Pile-soil Stress Ratio and Negative Skin Friction of Composite X-section Cast-in-place Pile Foundation[J]. China Journal of Highway and Transport, 2012, 25(1): 8-12, 20.
- [18] 刘松玉, 易耀林, 杜延军, 等. 变径搅拌桩处理成层软弱地基的现场试验[J]. 中国公路学报, 2012, 25(1): 1-8.
- LIU Song-yu, YI Yao-lin, DU Yan-jun, et al. Field Test on Variable Diameter Deep Mixed Column for Layered Soft Ground Improvement[J]. China Journal of Highway and Transport, 2012, 25(1): 1-8.
- [19] JGJ 94—2008, 建筑桩基技术规范[S].
- JGJ 94—2008, Technical Code for Building Pile Foundations[S].
- [20] 王建华, 陆建飞, 沈为平. 层状地基中考虑固结和流变的垂直单桩的理论分析[J]. 水利学报, 2001(4): 57-61, 67.
- WANG Jian-hua, LU Jian-fei, SHEN Wei-ping. Theoretical Study on Single Pile in Layered Saturated Soil Considering the Consolidation and Rheology[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2001(4): 57-61, 67.
- [21] 张雪松, 屠毓敏, 龚晓南, 等. 软粘土地基中挤土桩沉降时效性分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(19): 3365-3369.
- ZHANG Xue-song, TU Yu-min, GONG Xiao-nan, et al. Time-dependency Analysis of Soil Compaction Pile in Soft Clay Ground[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(19): 3365-3369.
- [22] 赵春彦, 周顺华, 袁建议. 基于一维和三维固结挤土桩沉降时效计算分析[J]. 岩土力学, 2009, 30(9): 2629-2632, 2642.
- ZHAO Chun-yan, ZHOU Shun-hua, YUAN Jian-yi. Calculation and Analysis of Settlement Time-dependency of Soil Compaction Pile Based on One-dimensional and Three-dimensional Consolidations[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(9): 2629-2632, 2642.
- [23] 曾庆有, 周 健, 屈俊童. 考虑应力应变时间效应的桩基长期沉降计算方法[J]. 岩土力学, 2005, 26(8): 1283-1287.
- ZENG Qing-you, ZHOU Jian, QU Jun-tong. Method for Long-term Settlement Prediction of Pile-foundation in Consideration of Time Effect of Stress-strain Relationship[J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, 26(8): 1283-1287.
- [24] 黄 雨, 叶为民, 唐益群, 等. 打入桩荷载-沉降性状的时间效应分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(8): 1710-1713.
- HUANG Yu, YE Wei-min, TANG Yi-qun, et al. Analysis of Time Effect on Load-settlement Behavior of Driven Piles[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, 25(8): 1710-1713.
- [25] 程泽海, 陈云敏, 夏建中. 维持荷载作用下单桩沉降的时间效应[J]. 岩土力学, 2006, 27(9): 1571-1574.
- CHENG Ze-hai, CHEN Yun-min, XIA Jian-zhong. Time Effect of Settlement for Single Pile Under Vertical Sustained Loading[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, 27(9): 1571-1574.
- [26] LYSMER J, RICHART F E. Dynamic Response of Footing to Vertical Load[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundation Division, 1966, 92(1): 65-91.
- [27] NOVAK M, NOGAMI T. Dynamic Soil Reaction for Plane Strain Case[J]. Journal of the Engineering Mechanics Division, 1978, 104(4): 953-959.
- [28] GB 50010—2002, 混凝土结构设计规范[S].
- GB 50010—2002, Code for Design of Concrete Structures[S].