

文章编号:1673-2049(2011)01-0042-07

# 饱和土中挤土桩竖向振动简化计算模型

李 强<sup>1</sup>, 王奎华<sup>2</sup>, 张智卿<sup>3</sup>

(1. 浙江海洋学院 土木工程系, 浙江 舟山 316004; 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. 浙江树人大学 城建学院, 浙江 杭州 310015)

**摘要:**根据挤土分区模型,建立了饱和土中考虑孔压消散的桩侧非均质挤土区桩竖向振动简化计算模型;通过分离变量方法,得到了桩竖向振动频域解析解和时域半解析解,分析了挤土区对桩竖向振动特性的影响。数值计算结果表明:挤土区当量半径和桩周孔压增量比越小,桩周土对桩的约束作用越强;挤土区的存在使桩土间的相互作用减弱,采用均质土完全粘结模型过高地估计了土对桩的约束能力,实际工程中尽早开展挤土桩小应变反射波检测有利于获得较大的测试深度。

**关键词:**岩土工程;桩土相互作用;竖向振动;饱和土;孔压;挤土桩

中图分类号:TU473.12

文献标志码:A

## Simplified Calculation Model for Vertical Vibration of Compaction Pile in Saturated Soil

LI Qiang<sup>1</sup>, WANG Kui-hua<sup>2</sup>, ZHANG Zhi-qing<sup>3</sup>

(1. Department of Civil Engineering, Zhejiang Ocean University, Zhoushan 316004, Zhejiang, China;  
2. MOE Key Laboratory of Soft Soils and Geoenvironmental Engineering, Zhejiang University,  
Hangzhou 310058, Zhejiang, China; 3. School of Urban Planning, Zhejiang Shuren  
University, Hangzhou 310015, Zhejiang, China)

**Abstract:** A simplified calculation model for vertical vibration of compaction pile considering the inhomogeneous compaction zone of soil in the vicinity of the pile disturbed by pile driving was established. An analytical solution was deduced in frequency domain by means of variable separating method and then a semi-analytical solution in time domain was obtained using numerical convolution method. Numerical calculation results from the frequency domain and time domain indicate that the equivalent radius of compaction zone has major effect on pile dynamic response, as well as the ratio of exceeding pore pressure. It can also be concluded that the actual interaction of pile and soil will be weakened due to the compaction zone caused by pile driving, a fact can be deduced that the interaction of pile and soil is overestimated under the ideal undisturbed model. The presented model can reflect the interaction of pile and soil better than the perfect contact model. Small strain reflected wave test of compaction pile can be conducted as soon as possible in order to obtain greater depth of pile test in practical engineering.

**Key words:** geotechnical engineering; interaction of pile and soil; vertical vibration; saturated soil; pore pressure; compaction pile

收稿日期:2010-11-13

基金项目:国家自然科学基金项目(50879077);浙江省科技厅优先主题重点项目(2007C13065);  
浙江省交通运输厅科技计划项目(2009H21)

作者简介:李 强(1972-),男,安徽淮南人,副教授,工学博士,E-mail:qiangli001@tom.com。

## 0 引 言

沉桩施工时会发生挤土作用,导致土中产生超静孔隙水压力,工后孔压会逐渐消散,桩周土强度逐渐恢复。触变恢复现象的存在会对桩土动力相互作用产生了很大的影响,《建筑基桩检测技术规范》(JGJ 106—2003)<sup>[1]</sup>中规定了基桩承载力检测的休止时间,主要就是考虑了触变性的影响。分区土对桩振动影响的研究由来已久,Novak 等<sup>[2]</sup>提出了薄层单元法,建立了桩侧扰动分区桩振动简化模型,Veletsos 等<sup>[3]</sup>在此基础上进一步研究了非均质地基中基础的竖向和扭转振动,Yang 等<sup>[4]</sup>采用径向环形分区递推方法求解了径向非均质土的竖向振动特性,这些解可以反映桩的分区特性,但分区边界存在反射会影响模型计算结果的准确性,Han 等<sup>[5]</sup>、周铁桥等<sup>[6]</sup>通过建立扰动分区剪切模量连续变化的桩振动模型较好地解决了分区边界反射。上述桩土动力相互作用模型均是在单相介质条件下得出的,而土是复杂的三相介质,孔隙水的存在对沉桩振动有很大的影响,Nogami 等<sup>[7]</sup>考虑了桩振动引起的孔压与桩土接触面的关系,建立了无厚度接触单元模型,采用递归方法分析了考虑孔压变化的桩竖向振动特性。Zeng 等<sup>[8]</sup>通过边界积分方程求解了饱和土中弹性杆件的竖向荷载传递,得到了较为严格的饱和土中半空间中桩振动的半解析解,但其求解方法必须满足桩土完全粘结条件。李强等<sup>[9-10]</sup>采用分离变量法,得到了饱和有限厚度土层中完全粘结和非完全粘结条件下的桩竖向振动的解析解,但其解是在桩周土均质各向同性的条件下得出的,没有考虑沉桩过程中桩周土挤土区的影响。

本文中笔者考虑沉桩形成的桩侧挤土区,认为桩侧受挤土扰动产生的孔压升高,工后孔压逐渐消散引起桩侧剪应力逐渐恢复,据此建立桩侧存在非均质挤土区时的桩竖向振动计算模型,研究挤土区对桩振动的影响,该模型具有重要的理论和实际应用价值。

## 1 挤土桩竖向振动的简化模型

某饱和土层,初始静剪切模量为  $\mu_s$ ,不排水抗剪强度为  $C_u$ ,动剪切模量为  $\mu$ ,由于挤土作用在桩侧形成挤土区,挤土区半径为  $r_s$ ,挤土区的动剪切模量为  $\mu_1$ ,成桩完成后随着孔压消散,桩周土剪切模量逐步恢复,本文中假定恢复为原有的剪切模量水平。挤土区之外为未扰动区,按饱和弹性介质理论来描

述,桩为弹性、圆形均质杆,按一维杆件处理,桩土竖向振动模型见图 1。图 1 中  $r$  为离圆柱形扩张孔(桩)中心的距离, $z$  为竖向坐标。计算模型中不考虑桩沉入过程的影响,只研究某一时刻饱和土中桩竖向振动的动力响应。本文中所研究的对象为非端承桩,底部简化为 Winkler 弹性支承,其中桩底支承系数为  $k_b$ ,土层底部支承系数为  $k_s$ ,桩土接触面完全粘结。桩长  $H$ ,半径  $r_0$ ,桩顶激振力  $P$ ,桩周土对桩身单位侧摩阻力为  $f_z$ ,桩与土的密度和弹性模量分别为  $\rho_b$ 、 $E_b$  和  $\rho$ 、 $E_s$ 。

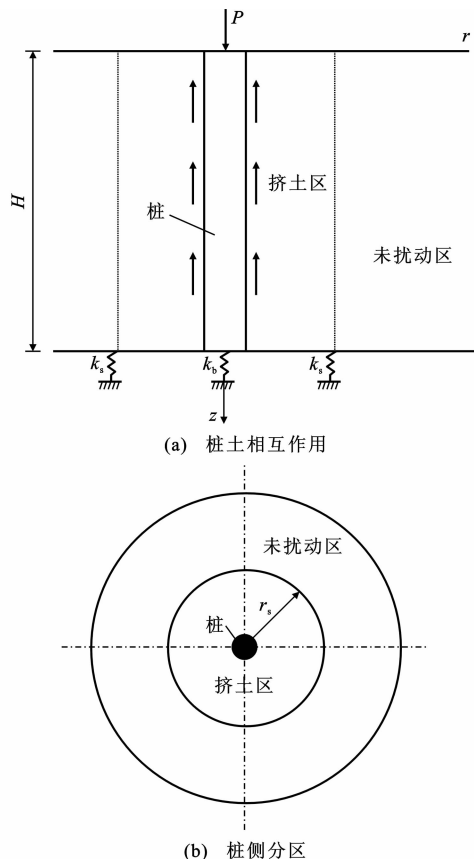


图 1 挤土桩竖向振动模型

Fig. 1 Vertical Vibration Model of Compaction Pile

## 2 挤土桩竖向振动问题的求解

### 2.1 挤土区

挤土区受力情况复杂,严格的解析较难处理,参数的取值也很困难,故作简化处理。按圆孔扩张理论可得挤土区孔隙水压力增量  $\Delta u$ <sup>[11]</sup>为

$$\Delta u = \left( \frac{\sqrt{6}}{3}a + \ln \frac{\mu_s}{C_u} \right) C_u - 2C_u \ln \frac{r}{r_0} \quad (1)$$

式中: $a$  为 Henkel 孔隙压力系数,  $a = (3A - 1)/\sqrt{2}$ ,  $A$  为 Skempton 孔压系数。

Martin 等<sup>[12]</sup>的研究表明,土层的动剪切模量与

有效应力相关,它们之间存在如下关系

$$\mu_1/\mu = \sqrt{\sigma'_{c1}/\sigma'_c} \quad (2)$$

式中: $\sigma'_{c1}$ 为沉桩挤土扰动后的有效应力; $\sigma'_c$ 为孔压消散完毕后的最终有效应力,这里假定最终有效应力为均布应力。

设成桩挤土后的总应力在孔压消散过程中保持不变,则有

$$\beta = \mu_1/\mu = \sqrt{1 - \Delta u/\sigma'_c} = \frac{\sqrt{1 - p_{r0} + p_{r0} \ln \bar{r}/\ln \bar{r}_s}}{\quad} \quad (3)$$

式中: $\beta$ 为剪应力比; $\bar{r}_s$ 为挤土区当量半径, $\bar{r}_s = r_s/r_0$ , $p_{r0}$ 为桩周孔压增量比, $p_{r0} = (\frac{\sqrt{6}}{3}a + \ln \frac{\mu_s}{C_u})C_u/\sigma'_c$ ; $\bar{r} = r/r_0$ 。

假设桩周挤土区为同心圆柱,忽略振动作用下桩周挤土区土体的质量,并按平面应变条件考虑挤土区的应力状态,则有

$$\frac{\partial(\bar{r}\bar{\tau}_{rz1})}{\partial\bar{r}} = 0 \quad (4)$$

$$\bar{\tau}_{rz1} = \beta(1 + iD) \frac{\partial\bar{u}_{z1}}{\partial\bar{r}} \quad (5)$$

式中: $\bar{\tau}_{rz1} = \tau_{rz1}/\mu$ , $\tau_{rz1}$ 为挤土区的剪应力; $\bar{u}_{z1} = u_{z1}/r_0$ , $u_{z1}$ 为挤土区的竖向位移; $D$ 为挤压区域土的滞回阻尼比; $i = \sqrt{-1}$ 。

挤土区内侧为桩土接触面,外侧为挤土区与未扰动区界面,假设这 2 个界面处的竖向位移、剪应力连续,则有

$$\bar{u}_{z1}|_{\bar{r}=1} = \bar{w}_b \quad (6)$$

$$\bar{u}_{z1}|_{\bar{r}=\bar{r}_s} = \bar{u}_z|_{\bar{r}=\bar{r}_s} \quad (7)$$

$$\bar{\tau}_{rz1}|_{\bar{r}=\bar{r}_s} = \bar{\tau}_{rz}|_{\bar{r}=\bar{r}_s} \quad (8)$$

$$\bar{\tau}_{rz1}|_{\bar{r}=1} = -f/(2\pi r_0 \mu) \quad (9)$$

式中: $\bar{w}_b = w_b/r_0$ , $w_b$ 为桩身位移; $\bar{u}_z = u_z/r_0$ , $u_z$ 为未扰动区的竖向位移; $\bar{\tau}_{rz} = \tau_{rz}/\mu$ , $\tau_{rz}$ 为未扰动区的剪应力; $f$ 为频率。

由式(4)~(7)可解得挤土区内、外侧边界处的剪应力 $\bar{\tau}_{rz1}$ 为

$$\bar{\tau}_{rz1}|_{\bar{r}=1} = \frac{(1+iD)p_{r0}}{2(1-\sqrt{1-p_{r0}})\ln\bar{r}_s} (\bar{u}_z|_{\bar{r}=\bar{r}_s} - \bar{w}_b) \quad (10)$$

$$\bar{\tau}_{rz1}|_{\bar{r}=\bar{r}_s} = \frac{(1+iD)p_{r0}}{2\bar{r}_s(1-\sqrt{1-p_{r0}})\ln\bar{r}_s} (\bar{u}_z|_{\bar{r}=\bar{r}_s} - \bar{w}_b) \quad (11)$$

## 2.2 未扰动区

未扰动区按 Biot 饱和双相介质理论分析,其动力固结方程<sup>[13]</sup>为

$$\mu_0 \nabla^2 u + (\lambda_c + \mu_0) \nabla \nabla \cdot u + \alpha M \nabla \nabla \cdot w = \rho \ddot{u} + \rho_f \ddot{w} \quad (12)$$

$$\alpha M \nabla \nabla \cdot u + M \nabla \nabla \cdot w = \rho_f \ddot{u} + m \ddot{w} + b \dot{w} \quad (13)$$

式中: $\mu_0$ 为土骨架的 Lamé 常数; $\nabla^2$ 为拉氏算子; $u$ 、 $w$ 分别为固相位移和液相相对于固相的位移; $m = \rho_f/\varphi$ , $\rho_f$ 为流体密度, $\varphi$ 为饱和土孔隙率; $b$ 为土骨架与孔隙流体的粘性耦合系数, $b = \eta/k$ , $\eta$ 为流体粘滞系数, $k$ 为渗透性系数; $\rho = (1-\varphi)\rho_s + \varphi\rho_f$ , $\rho_s$ 为土颗粒密度; $\lambda_c = \lambda + \alpha^2 M$ , $\lambda$ 为土骨架的 Lamé 常数, $\alpha$ 、 $M$ 分别为用来表征土颗粒和流体压缩性的常数, $\alpha = 1 - K_b/K_s$ , $M = K_s^2/(K_d - K_b)$ , $K_d = K_s[1 + \varphi(K_s/K_f - 1)]$ , $K_s$ 、 $K_f$ 、 $K_b$ 分别为土体的固体颗粒、流体及土骨架的体积压缩模量。

饱和土层满足下述边界条件:

(1)自由表面正应力 $\sigma_z$ 为 0,即 $\sigma_z(r,0)=0$ 。

(2)土层底部为弹性支承, $E_s \pi r_0^2 \frac{\partial u_z}{\partial z}(r,H) + k_s u_z(r,H) = 0$ 。

(3)未扰动区和挤土区接触面受涂抹作用,完全不透水, $w_r(r_s,z)=0$ , $w_r$ 为液相径向位移。

(4)孔壁固相径向位移为 0,即 $u_r(r_s,z)=0$ 。

(5)水平方向无穷远处的位移、应力均为 0,即 $u(+\infty,z)=0$ , $\tau(+\infty,z)=0$ 。

参照弹性支承桩求解方法,由边界条件和底部弹性支承条件,可以得到桩侧剪应力 $\bar{\tau}_{rz}$ 和土层竖向位移 $\bar{u}_z$ ,即

$$\bar{\tau}_{rz}|_{\bar{r}=\bar{r}_s} = \sum_{n=1}^{+\infty} \eta'_{1n} C_{1n} \cosh(h_n z) \quad (14)$$

$$\bar{u}_z|_{\bar{r}=\bar{r}_s} = \sum_{n=1}^{+\infty} \eta'_{2n} C_{1n} \cosh(h_n z) \quad (15)$$

$$h_n = h_{1n} = g_{1n} = \frac{(2n-1)\pi i}{2\theta}$$

$$\eta'_{1n} = 2(1 + \frac{h_{1n}^2}{h_n^2}) \frac{\lambda_1 - \lambda_2}{\lambda_2 - \lambda_5} g_{1n} h_n K_1(g_{1n} \bar{r}_s)$$

$$\eta'_{2n} = 2h_n K_0(g_{1n} \bar{r}_s) -$$

$$\frac{2(\lambda_1 - \lambda_5) g_{1n} h_n K_1(g_{1n} \bar{r}_s) K_0(g_{2n} \bar{r}_s)}{(\lambda_2 - \lambda_5) g_{2n} K_1(g_{2n} \bar{r}_s)}$$

$$\frac{2(\lambda_1 - \lambda_2) g_{1n} h_{1n} K_1(g_{1n} \bar{r}_s) K_0(h_{1n} \bar{r}_s)}{(\lambda_2 - \lambda_5) h_n K_1(h_{1n} \bar{r}_s)}$$

$$g_{1n}^2 + h_n^2 = \beta_1^2, g_{2n}^2 + h_n^2 = \beta_2^2, h_{1n}^2 + h_n^2 = \gamma^2$$

$$\lambda_i = \frac{-\alpha M^* \beta_i^2 + \rho^* \delta^2}{M^* \beta_i^2 - (m^* \delta^2 + b^* \delta)}$$

$$\lambda_5 = -\frac{\rho^* \delta^2}{m^* \delta^2 + b^* \delta}$$

$$M^* = M/\mu$$

$$\rho^* = \rho_f/\rho$$

$$\delta = \sqrt{\rho/\mu} s r_0$$

$$m^* = m/\rho$$

$$b^* = br_0/\sqrt{\rho\mu}$$

$$\beta_i^2 = \frac{d_1 \pm \sqrt{d_1^2 - 4d_2}}{2}$$

$$\gamma^2 = \frac{-\rho^{*2}\delta^4 + (m^*\delta^2 + b^*\delta)\delta^2}{m^*\delta^2 + b^*\delta}$$

$$d_1 = [(\lambda_c^* + 2)(m^*\delta^2 + b^*\delta) + M^*\delta^2 - 2\alpha\rho^* \cdot M^*\delta^2]/(\lambda^* + 2)M^*$$

$$d_2 = \frac{(m^* - \rho^{*2})\delta^4 + b^*\delta^3}{(\lambda^* + 2)M^*}$$

$$\lambda_c^* = \lambda^* + \alpha^2 M^*$$

$$\lambda^* = \lambda/\mu$$

式中:  $K_1(gr)$ 、 $K_0(gr)$  分别为第 1 类和第 2 类虚宗量 Bessel 函数;  $s$  为时间的拉氏变换量;  $C_{1n}$  为待定系数;  $\theta$  为桩的长径比,  $\theta = H/r_0$ ;  $n = 1, 2, 3, \dots$ ;  $i = 1, 2$ 。

$h_n$  满足超越方程, 即

$$h_n \sinh(h_n \theta) + k_s^* \cosh(h_n \theta) = 0 \quad (16)$$

式中:  $k_s^*$  为量纲为 1 的土层底部的反力系数,  $k_s^* = k_s r_0 / E_s$ 。

### 2.3 桩振动分析

设桩初始状态为静止, 则桩在拉氏变换域的竖向振动控制方程为

$$\frac{d^2 \bar{w}_b}{dz^2} - \frac{\rho_b^* \delta^2}{E_b^*} \bar{w}_b = -\frac{2}{E_b^*} \bar{\tau}_{zr1} \Big|_{\bar{z}=1} \quad (17)$$

$$\left( \frac{d \bar{w}_b}{d \bar{z}} + k_b^* \bar{w}_b \right) \Big|_{\bar{z}=\theta} = 0, \frac{d \bar{w}_b}{d \bar{z}} \Big|_{\bar{z}=\theta} = \bar{P}^* \quad (18)$$

式中:  $E_b^* = E_b/\mu$ ;  $\rho_b^* = \rho_b/\rho$ ;  $k_b^* = k_b/(E_b \pi r_0)$ ;  $\bar{P}^* = \bar{P}/(\mu \pi r_0^2)$ ,  $\bar{P}$  为桩顶激振力平均值。

桩土间满足完全接触条件, 即

$$\bar{u}_{z1}(r_0, z) = \bar{w}_b \quad (19)$$

桩土耦合振动利用桩土界面、挤土区与未扰动区界面耦合条件及桩的边界条件求解, 利用正交函数特性可解得  $\bar{w}_b$  为

$$\bar{w}_b = A_1 e^{\kappa z} + B_1 e^{-\kappa z} + \sum_{n=1}^{+\infty} \frac{-(1+iD)p_{r0}\eta'_{2n}C_{1n}}{E_b^*(h_n^2 - \kappa^2)(1 - \sqrt{1-p_{r0}})\ln \bar{r}_s} \cdot \cosh(h_n z) \quad (20)$$

$$\kappa^2 = \frac{\rho_b^* \delta^2}{E_b^*} + \frac{(1+iD)p_{r0}}{E_b^*(1 - \sqrt{1-p_{r0}})\ln \bar{r}_s}$$

$$C_{1n} = A_1 E_n + B_1 F_n$$

$$A_1 = \left\{ \frac{\bar{P}^*}{E_b^* \kappa} [(k_b^* - \kappa) e^{-\kappa \theta} + \right.$$

$$\left. \sum_{n=1}^{+\infty} \frac{-(1+iD)p_{r0}\eta'_{2n}F_n G_n}{E_b^*(h_n^2 - \kappa^2)(1 - \sqrt{1-p_{r0}})\ln \bar{r}_s} \right\} /$$

$$[(k_b^* + \kappa) e^{\kappa \theta} + (k_b^* - \kappa) e^{-\kappa \theta} +$$

$$\sum_{n=1}^{+\infty} \frac{-(1+iD)p_{r0}\eta'_{2n}(E_n + F_n)G_n}{E_b^*(h_n^2 - \kappa^2)(1 - \sqrt{1-p_{r0}})\ln \bar{r}_s}]$$

$$B_1 = - \left\{ \frac{\bar{P}^*}{E_b^* \kappa} [(k_b^* + \kappa) e^{-\kappa \theta} + \right.$$

$$\left. \sum_{n=1}^{+\infty} \frac{-(1+iD)p_{r0}\eta'_{2n}E_n G_n}{E_b^*(h_n^2 - \kappa^2)(1 - \sqrt{1-p_{r0}})\ln \bar{r}_s} \right\} /$$

$$[(k_b^* + \kappa) e^{\kappa \theta} + (k_b^* - \kappa) e^{-\kappa \theta} +$$

$$\sum_{n=1}^{+\infty} \frac{-(1+iD)p_{r0}\eta'_{2n}(E_n + F_n)G_n}{E_b^*(h_n^2 - \kappa^2)(1 - \sqrt{1-p_{r0}})\ln \bar{r}_s}]$$

$$E_n = \left[ \frac{e^{(\kappa+h_n)\theta} - 1}{2(\kappa + h_n)} + \frac{e^{(\kappa-h_n)\theta} - 1}{2(\kappa - h_n)} \right] / \left\{ [\eta'_{2n} + \frac{(1+iD)p_{r0}\eta'_{2n}}{E_b^*(h_n^2 - \kappa^2)(1 - \sqrt{1-p_{r0}})\ln \bar{r}_s} - \frac{2(1 - \sqrt{1-p_{r0}})\bar{r}_s \ln \bar{r}_s \cdot \eta'_{1n}}{(1+iD)p_{r0}}] \left[ \frac{\theta}{2} + \frac{\sinh(2h_n\theta)}{4h_n} \right] \right\}$$

$$F_n = - \left[ \frac{e^{-(\kappa-h_n)\theta} - 1}{2(\kappa - h_n)} + \frac{e^{-(\kappa+h_n)\theta} - 1}{2(\kappa + h_n)} \right] / \left\{ [\eta'_{2n} + \frac{(1+iD)p_{r0}\eta'_{2n}}{E_b^*(h_n^2 - \kappa^2)(1 - \sqrt{1-p_{r0}})\ln \bar{r}_s} - \frac{2(1 - \sqrt{1-p_{r0}})\bar{r}_s \ln \bar{r}_s \cdot \eta'_{1n}}{(1+iD)p_{r0}}] \left[ \frac{\theta}{2} + \frac{\sinh(2h_n\theta)}{4h_n} \right] \right\}$$

$$\left. \frac{(1+iD)p_{r0}\eta'_{2n}}{E_b^*(h_n^2 - \kappa^2)(1 - \sqrt{1-p_{r0}})\ln \bar{r}_s} - \frac{2(1 - \sqrt{1-p_{r0}})\bar{r}_s \ln \bar{r}_s \cdot \eta'_{1n}}{(1+iD)p_{r0}} \right] \left[ \frac{\theta}{2} + \frac{\sinh(2h_n\theta)}{4h_n} \right] \right\}$$

$$G_n = h_n \sinh(h_n \theta) + k_b^* \cosh(h_n \theta)$$

令  $s = i\omega$  ( $\omega$  为圆频率), 求得桩顶复动刚度  $k_d$  为

$$k_d = \{A_1[1 + \sum_{n=1}^{+\infty} \frac{-(1+iD)p_{r0}\eta'_{2n}E_n}{E_b^*(h_n^2 - \kappa^2)(1 - \sqrt{1-p_{r0}})\ln \bar{r}_s}] + B_1[1 + \sum_{n=1}^{+\infty} \frac{-(1+iD)p_{r0}\eta'_{2n}F_n}{E_b^*(h_n^2 - \kappa^2)(1 - \sqrt{1-p_{r0}})\ln \bar{r}_s}]\}^{-1} \quad (21)$$

导纳  $|H_v(i\omega)|$  为

$$|H_v(i\omega)| = |1/k_d| \quad (22)$$

当桩顶作用半正弦瞬态力时, 采用傅里叶逆变换可得到桩顶速度时域响应  $V(t)$  为

$$V(t) = F[H_v(i\omega)P_{\max}\omega \frac{1 + e^{-\pi s/\omega}}{\omega^2 + s^2}] \quad (23)$$

式中:  $F(\cdot)$  为傅里叶逆变换函数;  $t$  为时间。

## 3 数值计算与分析

依据第 2 节中的推导得到的频域解析解和时域半解析解进行数值计算, 计算中所用到的量纲一的参数如无特别说明均可按下列取值:  $\lambda^* = 9.00$ ,

$M^* = 57.75, \rho^* = 0.52, m^* = 1.15, \alpha = 0.98, b^* = 1.337.50, E_b^* = 499.82, \rho_b^* = 1.29, \theta = 40, k_b^* = 1.0, k_s^* = 1.0, \bar{r}_s = \sqrt{2}, p_{r0} = 0.6, D = 0.02$ 。

### 3.1 桩振动模型对比

文献[9]中建立了完全粘结条件下的饱和土中桩竖向振动的解析解,下面通过数值计算,对比验证本文饱和土中挤土桩振动计算模型的合理性。

图2为饱和土中2种桩振动模型桩顶的频域动刚度曲线、速度幅频曲线对比,其中,  $\bar{f} = 2\pi r_0 f / \omega_g$ ,  $\omega_g$  为一端弹性支承一端自由振动桩的固有频率,满足  $\omega_g / c = k_b^* \cot(\omega_g \theta / c)$ ,  $c$  为桩身纵波波速。为方便起见,图2(a)中的动刚度曲线做了归一化,取纵轴为复动刚度的实部与静刚度之比  $\text{Re}(k_d) / k_{d0}$ , 静刚度  $k_{d0}$  取频率为0时对应的刚度值。

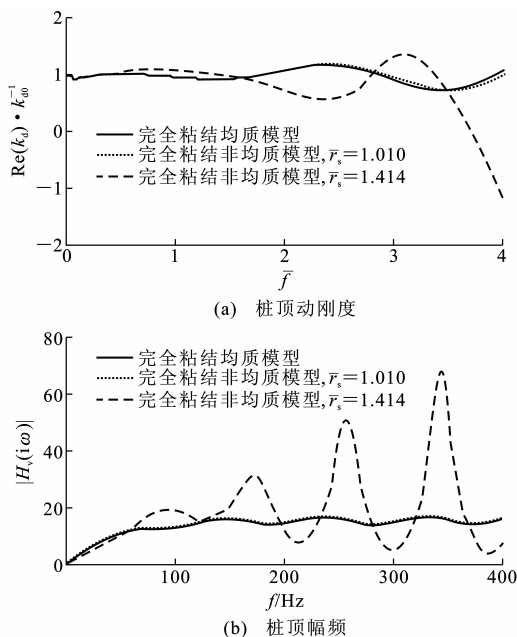


图2 桩振动模型的频域响应对比

Fig. 2 Comparisons of Frequency Domain Responses of Pile Vibration Model

由图2可见,当存在挤土区时(挤土区当量半径  $\bar{r}_s = 1.414$ ),考虑桩侧挤土区的桩竖向振动的桩顶动刚度和速度幅频曲线的共振振幅远大于均质无分区情况,且分区模型的导纳峰值随频率增大而增大,这些现象说明完全粘结均质模型过高估计了土体对桩的约束作用;而若将当量半径设为很小( $\bar{r}_s = 1.010$ ),相当于不存在挤土区时,两者的动刚度和速度幅频完全吻合。因此本文模型可以近似退化为完全粘结均质土模型,而在挤土桩动力分析中,采用完全粘结均质模型偏于不安全。

### 3.2 挤土区参数对桩振动的影响

下面通过数值计算分析桩周孔压增量比、挤土

区当量半径和滞回阻尼比对桩基动力响应的影响。

#### 3.2.1 桩周孔压增量比

由图3可见,桩周孔压增量比对动刚度和导纳曲线有着明显的影响,随着孔压增量比减小,导纳幅频曲线峰值逐渐减小,动刚度共振振幅也略有降低。上述现象可解释为:桩周孔压增量比越小,土层对桩的约束作用越强,因此桩土体系共振峰值降低。

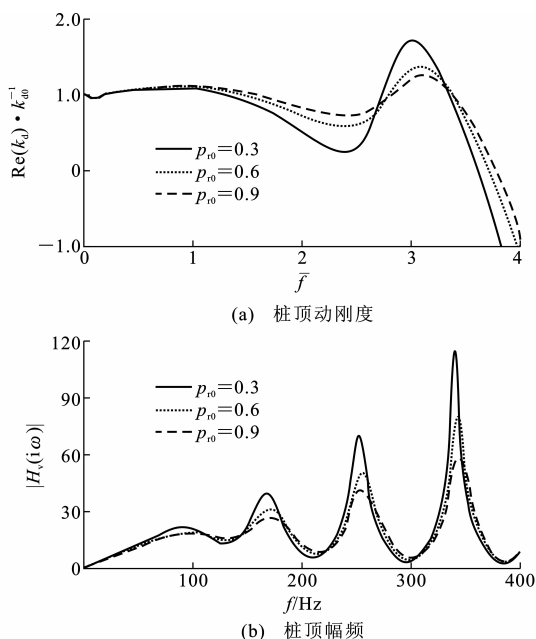


图3 桩周孔压增量比对桩顶频域响应的影响

Fig. 3 Effects of Ratios of Exceeding Pore Pressure Around Piles on Frequency Domain Response of Top Pile

#### 3.2.2 挤土区当量半径

由图4可见,桩侧挤土区当量半径对桩振动有明显的影响。随着挤土区当量半径增大,导纳共振峰值迅速增大;当量半径越大,低频下动刚度越小,但在接近动刚度第1阶共振峰值时,当量半径越大,共振峰值越大。这些现象也可理解为:当挤土区当量半径从大变小时,相当于桩周孔压逐渐消散的过程,桩周土强度逐渐恢复,对桩的约束作用越来越强,因而振动越来越弱。

#### 3.2.3 滞回阻尼比

由图5可见,滞回阻尼比增大,导纳共振峰值略有增大,动刚度和幅频略有增大,但影响极小。

## 4 工程应用

下面通过基桩时域反射波曲线分析本文模型的工程应用情况。图6为在不同的挤土区当量半径和不同的桩周孔压增量比条件下挤土区模型和完全粘结均质模型的桩振动时域反射对比,其中,  $\bar{t}$  为时间

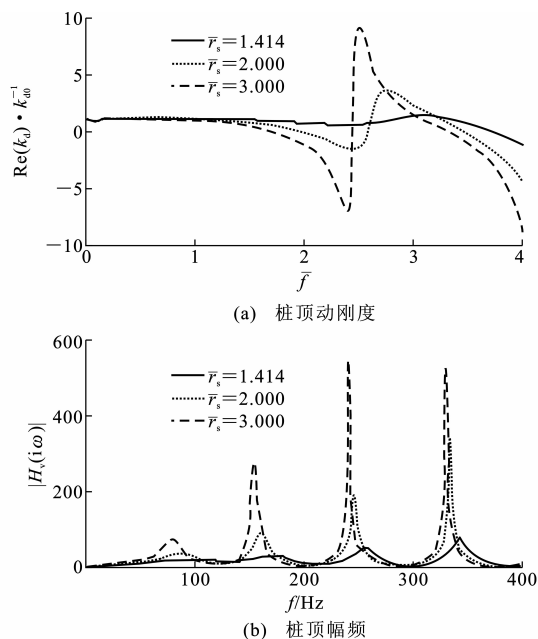


图 4 挤土区当量半径对桩顶频域响应的影响  
Fig. 4 Effects of Equivalent Radius of Compaction Zone on Frequency Domain Response of Top Pile

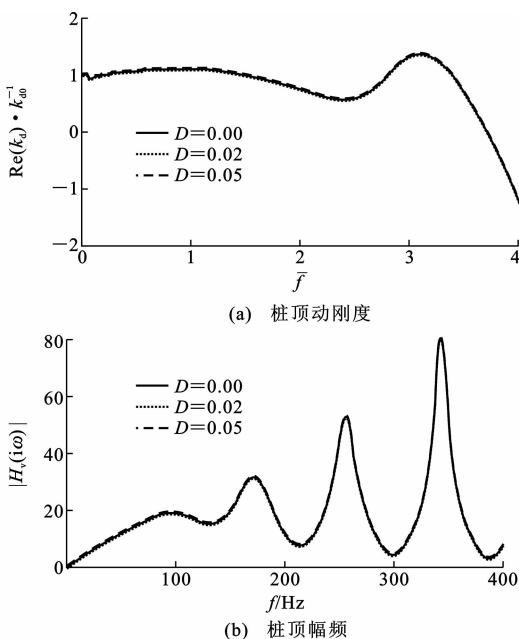


图 5 滞回阻尼比对桩顶频域响应的影响  
Fig. 5 Effects of Hysteretic Damping Ratio on Frequency Domain Response of Top Pile

当量。由图6(a)可见,挤土区当量半径对桩振动时域反射有很大影响,在桩周孔压增量比相同的情况下,当量半径越大,桩底时域反射越强烈,当量半径极小( $\bar{r}_s=1.010$ )时,相当于未出现挤土区,桩底时域反射峰值与完全粘结均质土模型基本一致。由图6(b)可见,桩周孔压增量比越小,桩底反射越弱,但

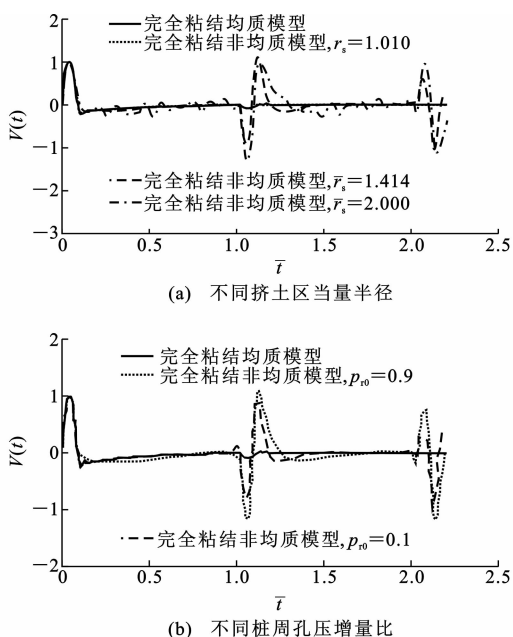


图 6 本文解的基桩时域反射对比  
Fig. 6 Comparisons of Time Domain Reflection of Foundation Piles in Present Paper Solution

相对来说,其作用不如挤土区当量半径明显。在实际工程中,成桩后因存在静置恢复的特性,桩周孔压会逐渐消散,桩周土强度会逐渐恢复,相当于挤土区当量半径和桩周孔压比都在逐渐减小,因此在进行基桩小应变检测时,为获得清晰的桩底反射,测桩应考虑提早进行,这样可以获得较大的测试深度。这与基桩静载试验要等到桩周强度基本恢复才进行测试是有所区别的。

## 5 结 语

(1)挤土造成桩侧土体孔压升高,随着工后孔压消散,桩侧土剪切模量逐步恢复提高,通过建立饱和土中桩竖向振动简化模型,采用解析方法,得到了桩竖向振动频域解析解和时域半解析解。计算结果表明,采用完全粘结均质模型过高地估计了土体对桩的约束能力。

(2)分析了挤土区参数对桩竖向振动特性的影响,数值计算结果表明,挤土区桩周孔压增量比、挤土区当量半径对桩竖向振动有较明显的影响,挤土区滞回阻尼比对桩振动的影响微弱。

(3)挤土桩竖向振动模型可以在一定程度上反映工后增长对桩土相互作用的影响,该模型对于基桩小应变检测也具有一定的指导意义。

## 参考文献:

## References:

- [1] JGJ 106—2003, 建筑基桩检测技术规范[S].  
JGJ 106—2003, Technical Code for Testing of Building Foundation Piles[S].
- [2] NOVAK M, NOGAMI T, ABOUL-ELLA F. Dynamic Soil Reactions for Plane Strain Case[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1978, 104(4): 953-959.
- [3] VELETOS A S, DOTSON K W. Impedance of Soil Layer with Disturbed Boundary Zone[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1986, 112(3): 363-368.
- [4] YANG D Y, WANG K H, ZHANG Z Q, et al. Vertical Dynamic Response of Pile in a Radially Heterogeneous Soil Layer[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2009, 33(8): 1039-1054.
- [5] HAN Y C, SABIN G C W. Impedances for Radially Inhomogeneous Viscoelastic Soil Media[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1995, 121(9): 939-947.
- [6] 周铁桥, 王奎华, 谢康和, 等. 轴对称径向非均质土中桩的纵向振动特性分析[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(6): 720-725.  
ZHOU Tie-qiao, WANG Kui-hua, XIE Kang-he, et al. Vertical Vibration Analysis of Piles in Radial Heterogeneous Soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27(6): 720-725.
- [7] NOGAMI T, REN F, CHEN J W, et al. Vertical Vibration of Pile in Vibration-induced Excess Pore Pressure Field[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1997, 123(5): 422-429.
- [8] ZENG X, RAJAPAKSE R K N D. Dynamic Axial Load Transfer from Elastic Bar to Poroelastic Medium[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1999, 125(9): 1048-1055.
- [9] 李强, 王奎华, 谢康和. 饱和土中端承桩纵向振动特性研究[J]. 力学学报, 2004, 36(4): 435-442.  
LI Qiang, WANG Kui-hua, XIE Kang-he. Vertical Vibration of an End Bearing Pile Embedded in Saturated Soil[J]. Acta Mechanica Sinica, 2004, 36(4): 435-442.
- [10] 李强. 饱和土中端承桩非完全黏结下的竖向振动特性[J]. 水利学报, 2007, 38(3): 349-354.  
LI Qiang. Vertical Vibration of Piles Embedded in Saturated Soil Considering the Imperfect Contact[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2007, 38(3): 349-354.
- [11] 白冰, 徐建平, 周健. 饱和软粘土地基沉桩过程中桩土挤压应力及超孔压计算[J]. 重庆交通学院学报, 2000, 19(3): 1-3, 7.  
BAI Bing, XU Jian-ping, ZHOU Jian. Study on Squeezing Effect Against Soil and Pore Pressure by Pile Pushing in Saturated Soft Clay Foundation[J]. Journal of Chongqing Jiaotong Institute, 2000, 19(3): 1-3, 7.
- [12] MARTIN P P, SEED H B. Simplified Procedure for Effective Stress Analysis of Ground Response[J]. Journal of Geotechnical Engineering Division, 1979, 105(6): 739-758.
- [13] BIOT M A. Theory of Propagation of Elastic Waves in a Fluid-saturated Porous Solid I: Low-frequency Range[J]. The Journal of the Acoustical Society of America, 1956, 28(2): 168-178.
- (上接第 5 页)
- ZHOU Li-na. Finite Element Analysis on Racking Performance of Tall Wood Shear Walls[D]. Shanghai: Tongji University, 2008.
- [7] ASTM, Standard Test Method for Determining Bending Yield Moment of Nails. Designation F 1575[S].
- [8] 马志林, 史庆轩, 王伟. 钢筋混凝土联肢剪力墙弹塑性分析[J]. 建筑科学与工程学报, 2010, 27(1): 60-64.  
MA Zhi-lin, SHI Qing-xuan, WANG Wei. Elastoplastic Analysis of Reinforced Concrete Coupled Shear Walls[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2010, 27(1): 60-64.
- [9] 陈以一, 王拓. 半组合结构压弯构件滞回试验的有限元模拟[J]. 建筑科学与工程学报, 2010, 27(3): 109-114.
- CHEN Yi-yi, WANG Tuo. Finite Element Simulation on Hysteretic Experiment of Partially Encased Composite Structures Subjected to Combined Compression and Bending Members[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2010, 27(3): 109-114.
- [10] 蒋路, 陈以一, 王伟栋. 带缝钢板剪力墙弹性抗侧刚度及简化模型研究[J]. 建筑科学与工程学报, 2010, 27(3): 115-120.  
JIANG Lu, CHEN Yi-yi, WANG Wei-dong. Research on Elastic Lateral Stiffness and Simplified Model of Steel Plate Shear Wall with Slits[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2010, 27(3): 115-120.
- [11] GB 50005—2003, 木结构设计规范[S].  
GB 50005—2003, Code for Design of Timber Structures[S].