

# 饱和土中大直径缺陷桩振动特性研究

王奎华<sup>1,2</sup>, 肖 偲<sup>1,2</sup>, 吴君涛<sup>1,2</sup>, 高 柳<sup>1,2</sup>

(1. 浙江大学 滨海与城市岩土工程研究中心, 浙江 杭州 310058; 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)

**摘要:** 为了研究成层饱和土中带缺陷的大直径灌注桩的振动特性, 首先基于饱和多孔介质理论和平面应变理论建立饱和土中考虑施工效应影响的桩土纵向振动模型, 利用剪切刚度传递方法得到桩周土体对桩身的竖向作用; 然后考虑桩身横向惯性效应, 结合边界条件, 利用阻抗函数传递方法得到桩顶复阻抗, 利用傅里叶逆变换得到桩顶速度时域响应; 接着通过与已有理论解和工程实测曲线进行拟合对比, 证明本文解的合理性; 最后对桩身缺陷特性、桩周土体性质等参数进行分析, 结果显示: 缺陷的大小、长度和位置、桩身横向惯性效应以及桩周土性质都会对低应变完整性检测结果产生较大影响。

**关键词:** 桩基础; 缺陷桩; 成层饱和土; 施工效应; 横向惯性效应; 低应变完整性检测

**中图分类号:** TU 47

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1000 - 6915(2018)07 - 1722 - 09

## Dynamic characteristics of defective large diameter piles in saturated soil

WANG Kuihua<sup>1,2</sup>, XIAO Si<sup>1,2</sup>, WU Juntao<sup>1,2</sup>, GAO Liu<sup>1,2</sup>

(1. Research Center of Coastal and Urban Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou, Zhejiang 310058, China;  
2. MOE Key Laboratory of Soft Soils and Geoenvironmental Engineering, Zhejiang University, Hangzhou, Zhejiang 310058, China)

**Abstract:** In this paper, the dynamic characteristics of defective large diameter piles cast-in-place in saturated soil are investigated. Firstly, the frictional forces of the soil acting on the pile shaft according to the Biot's theory of porous elastic medium considering the construction disturbance are obtained by using the complex stiffness transfer method. Then, the dynamic impedance and velocity response of the pile top are obtained considering the transverse inertia effect and combining the boundary conditions. Afterwards, the reliability of the obtained solution is verified by fitting the existing solution to the measured curve. Finally, a parametric study is conducted to give insight to the sensitivity of dynamic characteristics in low-strain integrity testing on defective piles.

**Key words:** pile foundation; defective piles; layered saturated soil; construction disturbance effect; converse initial effect; low-strain integrity testing

## 1 引言

在沿海地区, 地基土大多为饱和软黏土, 承载能力和结构性较差, 因而大直径钻孔灌注桩由于其承载力高、桩基沉降小而被广泛用于沿海地区的桥

梁、港口以及风力发电场等建筑设施。近几十年来, 高广运等<sup>[1-4]</sup>对大直径灌注桩的承载力和沉降特性进行了大量的理论和试验研究, 得到了很多有用的结论。而实际上, 大直径灌注桩不仅仅承受静力荷载的作用, 同时也会承受不同性质的动力作用; 另一方面, 在对成桩后的桩基进行无损检测时, 低应

**收稿日期:** 2017 - 12 - 09; **修回日期:** 2018 - 03 - 15

**基金项目:** 国家自然科学基金面上项目(51579217, 51779217)

Supported by the National Natural Science Foundation of China(Grant Nos. 51579217 and 51779217)

**作者简介:** 王奎华(1965 -), 男, 博士, 1988年毕业于中国地质大学水文地质专业, 现任教授, 主要从事岩土工程基础理论方面的教学与研究工作。E-mail: zdwkh0618@zju.edu.cn。通讯作者: 肖 偲(1991 -), 男, 现为博士研究生, 主要从事桩基动力学和土工测试方面的研究工作。E-mail: xiaosi\_508@zju.edu.cn

**DOI:** 10.13722/j.cnki.jrme.2017.1587

变动态测试法仍然是最简单有效的手段，因此，对饱和土中大直径灌注桩的动力特性研究也非常重要。

近年来，饱和土中桩基动力学的研究成果为桩基动力设计和低应变无损检测提供了指导作用。

M. A. Biot<sup>[5-6]</sup>提出了应力波在多孔弹性介质中传播的计算模型，在此基础上，李强等<sup>[7]</sup>考虑桩周饱和土的三维效应，研究了饱和土中单桩的竖向振动特性。而实际上，一般来说桩周饱和土体并不是均质的，存在纵向和径向的分层，而使用三维模型无法对成层饱和土进行精确求解。Y. Cai 等<sup>[8-9]</sup>提出将饱和土分为两部分：桩底的无限半空间土体和桩侧的一系列薄层，刘林超和杨骁<sup>[10]</sup>使用薄层法研究了成层土中端承桩的竖向振动问题，并且证明了该模型可以满足工程需要。另一方面，为满足承载力和沉降要求，钻孔灌注桩直径往往较大，其竖向振动特性也与细长桩不同。李强等<sup>[11-12]</sup>采用 Rayleigh-Love 杆模型来进行修正，研究了饱和土中大直径桩的竖向振动特性。S. Lv 等<sup>[13]</sup>也用此模型研究了考虑横向惯性效应的缺陷桩振动特性，表明横向惯性效应对缺陷桩振动特性的影响与完整桩有明显不同。此外，大直径钻孔灌注桩在施工时由于泥浆渗透，会导致桩周土体性质增强，引起桩周土体的径向非均质性。王奎华等<sup>[14-15]</sup>研究了施工效应引起的径向非均质土中桩基的动力响应问题，提出了一些基本结论。

在上述理论的基础上，本文利用 Biot 饱和多孔介质理论和薄层法，研究了成层土饱和中大直径变截面钻孔灌注桩的振动特性，同时考虑到施工对桩周土体的影响，得到桩顶频域响应的解析解和时域响应的半解析解，通过参数分析，得到了一些重要结论，提出了在饱和土中大直径缺陷桩低应变完整性检测时应注意的问题。

## 2 桩土计算模型和基本假设

桩土计算模型如图 1 所示，桩土系统根据桩身和土层性质被分为  $n$  层，从桩底到桩顶分别编号为  $1, 2, \dots, n$ ； $l_k$  和  $r_k$  分别为第  $k$  个桩段的长度和半径； $h_k$  为第  $k$  个桩段顶部到桩顶的距离； $P(t)$  为作用在桩顶的简谐激振荷载；采用 Voigt 模型来模拟桩底土体对桩底的竖向作用，弹簧和阻尼系数分别为  $k_b$  和  $c_b$ ，2 个系数的取值根据 J. Lysmer 和 F. E. Richart Jr<sup>[16]</sup>提出的公式计算：

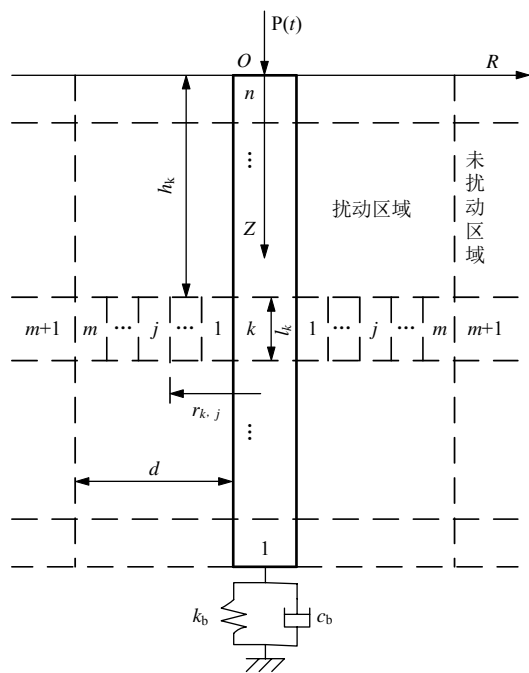


图 1 桩土计算模型

Fig.1 Geometric model for pile and soil

$$\left. \begin{aligned} k_b &= \frac{4G_b r_1}{1-\nu_b} \\ c_b &= \frac{3.4r_1^2 \sqrt{\rho_b G_b}}{1-\nu_b} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中： $G_b$ 、 $\nu_b$  和  $\rho_b$  分别为桩底土的剪切模量、泊松比和密度； $r_1$  为最底端桩段的半径。

在钻孔灌注桩施工时，桩周土体会受到水泥浆渗透，导致剪切模量增加，引起桩周土体的径向不均匀性。在本模型中，桩周土体在径向分为 2 个区域：外圈的半无限未扰动区域和内圈的扰动区域。扰动区域被分为很薄的径向圈层，由内到外分别标号为  $1, 2, \dots, m$ ，未扰动区域标号为  $m+1$ ，每个圈层中的土体视为均质。 $r_{k,j}$  为第  $k$  竖向层第  $j$  个圈层的内半径，表达式为  $r_{k,j} = r_k + (j-1)d/m$ ，其中  $d$  为扰动区域的径向宽度。扰动区域内各圈层的剪切模量为线性变化，未扰动区域和扰动区域最内侧的剪切模量分别用  $V_{so}$  和  $V_{si}$  表示。

本文采用的基本假设如下：

- (1) 桩为变截面黏弹性 Rayleigh-Love 杆，桩底为弹性土层，使用弹簧阻尼器模拟。
- (2) 桩周土体沿竖直方向为一系列无限薄层，忽略薄层之间的竖向应力变化。
- (3) 桩周土体在径向无穷远处位移为 0，初始条件下桩土系统位移为 0。
- (4) 桩身缺陷较小，在各桩段引起的桩周土径

向非均质效果完全一致。

### 3 饱和土体的振动控制方程及求解

根据 Biot 饱和多孔介质理论和 Novak 薄层法，可以得到任意层饱和土体的动力控制方程如下：

$$\left. \begin{aligned} \mu_{k,j}^s \left( \frac{\partial^2 u_{k,j}^s}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_{k,j}^s}{\partial r} \right) - \left[ \rho_{k,j}^s \frac{\partial^2 u_{k,j}^s}{\partial t^2} - \right. \\ \left. S_{k,j} \left( \frac{\partial u_{k,j}^1}{\partial t} - \frac{\partial u_{k,j}^s}{\partial t} \right) \right] = 0 \\ \rho_{k,j}^1 \frac{\partial^2 u_{k,j}^1}{\partial t^2} + S_{k,j} \left( \frac{\partial u_{k,j}^1}{\partial t} - \frac{\partial u_{k,j}^s}{\partial t} \right) = 0 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中： $\mu_{k,j}^s = G_{k,j}^s(1+2i\xi_{k,j})$ ， $G_{k,j}^s$ ， $\xi_{k,j}$  分别为土体的剪切模量和阻尼； $u_{k,j}^s$ ， $u_{k,j}^1$  分别为饱和土中固相和液相的位移； $S_{k,j} = (n_{k,j}^1)^2 \gamma_{k,j} / k_{k,j}$ ， $\gamma_{k,j} = \rho_{k,j}^1 g$ ， $n_{k,j}^1$  为饱和土中水的体积分数， $k_{k,j}$  为饱和土的渗透系数； $\rho_{k,j}^s$ ， $\rho_{k,j}^1$  分别为饱和土中固相和液相的表现密度。

结合系统的初始条件，对式(1)和(2)进行拉普拉斯变换，可得

$$\mu_{k,j}^s \left( \frac{\partial^2 U_{k,j}^s}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial U_{k,j}^s}{\partial r} \right) - [\rho_{k,j}^s s^2 U_{k,j}^s - S_{k,j} s (U_{k,j}^1 - U_{k,j}^s)] = 0 \quad (3)$$

$$\rho_{k,j}^1 s^2 U_{k,j}^1 + S_{k,j} s (U_{k,j}^1 - U_{k,j}^s) = 0 \quad (4)$$

式中： $U_{k,j}^s$ ， $U_{k,j}^1$  分别为  $u_{k,j}^s$  和  $u_{k,j}^1$  对于时间的拉普拉斯变换形式； $s = i\omega$  为拉普拉斯变换因子。将式(4)代入式(3)中可得

$$\mu_{k,j}^s \left( \frac{\partial^2 U_{k,j}^s}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial U_{k,j}^s}{\partial r} \right) - \left[ \rho_{k,j}^s s^2 - \frac{(S_{k,j} s)^2}{\rho_{k,j}^1 s^2 + S_{k,j} s} + S_{k,j} s \right] U_{k,j}^s = 0 \quad (5)$$

对式(5)进行求解，不难得出，桩周土中任意环形内的土体位移为

$$U_{k,j}^s = A_{k,j} K_0(\beta_{k,j} r) + B_{k,j} I_0(\beta_{k,j} r) \quad (6)$$

其中，

$$\beta_{k,j} = \left[ \rho_{k,j}^s s^2 - \frac{(S_{k,j} s)^2}{\rho_{k,j}^1 s^2 + S_{k,j} s} + S_{k,j} s \right]^{1/2} / \mu_{k,j}^s$$

式中： $K_0(\beta_{k,j} r)$ ， $I_0(\beta_{k,j} r)$  分别为第一类和第二类

零阶虚宗量贝塞尔函数； $A_{k,j}$ ， $B_{k,j}$  均为待定常数，可以根据边界条件得到。

土体中的竖向剪切力可以表示为

$$\tau_{k,j} = -\mu_{k,j}^s \beta_{k,j} [A_{k,j} K_1(\beta_{k,j} r) - B_{k,j} I_1(\beta_{k,j} r)] \quad (7)$$

式中： $K_1(\beta_{k,j} r)$  和  $I_1(\beta_{k,j} r)$  分别为第一类和第二类一阶虚宗量贝塞尔函数。

对于外圈未扰动区域：在这个区域中， $j = m+1$ 。根据土体径向无穷远处竖向位移为 0，可以得到  $A_{k,m+1} = 0$ 。根据剪切刚度的定义，可以得到未扰动区域内侧和扰动区域外侧接触面的剪切刚度如下：

$$KK_{k,m+1} = 2\pi r_{k,m+1} \mu_{k,j} \beta_{k,m+1} K_1(\beta_{k,m+1} r_{k,m+1}) / K_0(\beta_{k,m+1} r_{k,m+1}) \quad (8)$$

扰动区域：在这个区域内， $1 \leq j \leq m$ 。同样地，第  $j$  圈层的外侧剪切刚度可以表示为

$$KK_{k,j+1} = 2\pi r_{k,j+1} \beta_{k,j} \mu_{k,j} T_1 \quad (9)$$

其中，

$$T_1 = \frac{A_{k,j} K_1(\beta_{k,j} r_{k,j+1}) - B_{k,j} I_1(\beta_{k,j} r_{k,j+1})}{A_{k,j} K_0(\beta_{k,j} r_{k,j+1}) - B_{k,j} I_0(\beta_{k,j} r_{k,j+1})}$$

由此可得

$$\frac{A_{k,j}}{B_{k,j}} = [2\pi r_{k,j+1} \beta_{k,j} \mu_{k,j} I_1(\beta_{k,j} r_{k,j+1}) + KK_{k,j+1} I_0(\beta_{k,j} r_{k,j+1})] / [2\pi r_{k,j+1} \beta_{k,j} \mu_{k,j} K_1(\beta_{k,j} r_{k,j+1}) - KK_{k,j+1} K_0(\beta_{k,j} r_{k,j+1})] \quad (10)$$

相似地，第  $j$  圈层的内侧剪切刚度可以表示为

$$KK_{k,j} = 2\pi r_{k,j} \beta_{k,j} \mu_{k,j} T_2 \quad (11)$$

其中，

$$T_2 = \frac{A_{k,j} / B_{k,j} K_1(\beta_{k,j} r_{k,j}) - I_1(\beta_{k,j} r_{k,j})}{A_{k,j} / B_{k,j} K_0(\beta_{k,j} r_{k,j}) - I_0(\beta_{k,j} r_{k,j})}$$

根据式(9)~(11)可以得到任意圈层的外侧和内侧的剪切刚度递推关系，由于相邻圈层接触面两侧剪切刚度互等，再根据式(8)，逐层递推，可以得到第  $k$  桩段外侧的剪切刚度  $KK_k = KK_{k,1}$ 。

### 4 桩段的振动控制方程及求解

为了考虑大直径桩在竖向振动中的横向惯性效应，桩段计算时采用 Rayleigh-Love 杆模型。令  $w_k(z, t)$  为第  $k$  桩段的竖向位移，则该桩段的竖向

振动控制方程为

$$E_k A_k \frac{\partial^2 w_k}{\partial z^2} + A_k \delta_k \frac{\partial^3 w_k}{\partial z^2 \partial t} - \rho_k A_k \left( \frac{\partial^2 w_k}{\partial t^2} - v_k^2 r_k^2 \frac{\partial^4 w_k}{\partial z^2 \partial t^2} \right) = 2\pi r_k f_k(z, t) \quad (12)$$

式中： $E_k$ ， $A_k$ ， $\delta_k$ ， $\rho_k$ ， $r_k$ 和 $v_k$ 分别为第 $k$ 桩段的弹性模量、横截面积、阻尼系数、密度、半径和泊松比； $f_k(z, t)$ 为桩侧土对桩身的竖向作用力，可以表示为 $f_k(z, t) = KK_k w_k$ 。

桩顶和桩底的边界条件：

$$\left( E_n A_n \frac{\partial w_n}{\partial z} + \delta_n A_n \frac{\partial^2 w_n}{\partial z \partial t} + \rho_n A_n v_n^2 r_n^2 \frac{\partial^3 w_n}{\partial z \partial t^2} \right) \Big|_{z=0} = -P(t) \quad (13)$$

$$\left[ \left( k_b + c_b \frac{\partial}{\partial t} \right) w_1 + \left( E_1 A_1 + \delta_1 A_1 \frac{\partial}{\partial t} \right) \frac{\partial w_1}{\partial z} + \rho_1 v_1^2 r_1^2 \frac{\partial^3 w_1}{\partial z \partial t^2} \right] \Big|_{z=L} = 0 \quad (14)$$

桩段接触面的连续条件：

$$w_k \Big|_{z=h_k} = w_{k+1} \Big|_{z=h_k} \quad (15)$$

$$\left( E_k A_k \frac{\partial w_k}{\partial z} + \delta_k A_k \frac{\partial^2 w_k}{\partial z \partial t} + \rho_k A_k v_k^2 r_k^2 \frac{\partial^3 w_k}{\partial z \partial t^2} \right) \Big|_{z=h_k} = \left( E_{k+1} A_{k+1} \frac{\partial w_{k+1}}{\partial z} + \delta_{k+1} A_{k+1} \frac{\partial^2 w_{k+1}}{\partial z \partial t} + \rho_{k+1} A_{k+1} v_{k+1}^2 r_{k+1}^2 \frac{\partial^3 w_{k+1}}{\partial z \partial t^2} \right) \Big|_{z=h_k} \quad (16)$$

结合系统初始条件，对式(12)进行拉普拉斯变换，可得

$$V_k^2 \left( 1 + \frac{\delta_k s}{E_k} + \frac{v_k^2 r_k^2 s^2}{V_k^2} \right) \frac{\partial^2 W_k}{\partial z^2} - \left( s^2 + \frac{KK_k}{\rho_k A_k} \right) W_k = 0 \quad (17)$$

式中： $W_k$ 为 $w_k(z, t)$ 对时间的拉普拉斯变换形式， $V_k = \sqrt{E_k / \rho_k}$ 为第 $k$ 桩段的弹性波速， $s = i\omega$ 为拉普拉斯变换因子。

式(17)的解可以表示为

$$W_k(z, s) = C_k \cos(\alpha_k z) + D_k \sin(\alpha_k z) \quad (18)$$

其中，

$$\alpha_k = \frac{1}{V_k} \sqrt{\frac{s^2 + \frac{KK_k}{\rho_k A_k}}{1 + \frac{\delta_k s}{E_k} + \frac{v_k^2 r_k^2 s^2}{V_k^2}}}$$

式中： $C_k$ 和 $D_k$ 为待定常数，可以根据边界条件确定。

结合边界条件式(15)和(16)，可得到第 $k$ 桩段顶部的位移阻抗函数：

$$Z_k = -\alpha_k (E_k A_k + A_k \delta_k s) \tan(\alpha_k l_k - \varphi_k) - \rho_k A_k v_k^2 r_k^2 s^2 \alpha_k^2 \quad (19)$$

其中，

$$\varphi_k = \arctan \frac{Z_{k-1} + \rho_k A_k v_k^2 r_k^2 s^2 \alpha_k^2}{\alpha_k (E_k A_k + A_k \delta_k s)} \quad (k = 1, 2, 3) \quad (20)$$

令 $Z_0$ 为桩底阻抗， $Z_0$ 可由桩底边界条件得到。利用阻抗函数递推方法，可以得到桩顶的位移阻抗函数，进一步可以写为

$$Z_n = \text{Re}(Z_n) + i \text{Im}(Z_n) \quad (21)$$

式中： $\text{Re}(Z_n)$ ， $\text{Im}(Z_n)$ 分别为动刚度和动阻尼，表现了桩土系统承受竖向位移和振动的能力。

桩顶的速度导纳函数可以表示为

$$H_v(i\omega) = \frac{S}{Z_n} \quad (22)$$

当一个半正弦激振力 $P(t) = P_{\max} \sin(\omega_0 t)$  ( $0 \leq t \leq \pi / \omega_0$ ) 作用于桩顶时，利用傅里叶逆变换(IFT)，可以得到桩顶的速度时域响应：

$$V(t) = \text{IFT} \left[ H_v(i\omega) P_{\max} \omega_0 \frac{1 + e^{-\pi s / \omega_0}}{\omega_0^2 + s^2} \right] \quad (23)$$

## 5 与其他解的对比

接下来对本文解的合理性进行简单的验证，理论上来说，本文的解可以适用于桩周土纵向任意分层的情况，只需将对应参数取实际值即可。为了方便后续分析，桩身根据其半径特征分为3段，假设桩周土纵向均质。除非特殊声明，桩土系统的主要参数取值如下： $\rho_s = 2300 \text{ kg/m}^3$ ， $\rho_1 = 1000 \text{ kg/m}^3$ ， $n_1 = 0.45$ ， $V_{s0} = 150 \text{ m/s}$ ， $L = 20 \text{ m}$ ， $E_1 = E_2 = E_3 = 30 \text{ GPa}$ ， $\rho_1 = \rho_2 = \rho_3 = 2500 \text{ kg/m}^3$ ， $\delta_1 = \delta_2 = \delta_3 = 0.001$ ， $v_1 = v_2 = v_3 = 0.25$ ， $k = 6 \times 10^{-7} \text{ m/s}$ ， $\xi = 0.05$ ， $g = 10 \text{ m/s}^2$ ， $\omega_0 = 4000 \text{ rad/s}$ 。

在本文解中，如果取 $V_{s0} = V_{si}$ ， $r_1 = r_2 = r_3$ ， $v_1 = v_2 = v_3 = 0$ ，本文可以退化为饱和土中等截面单桩振动模型，如图2所示，本文退化解与刘林超和杨骁<sup>[10]</sup>中的解进行对比，结果显示两者几乎完全一致。可以说明，本文解是合理的。

为了进一步验证解的合理性和实用性，本文参

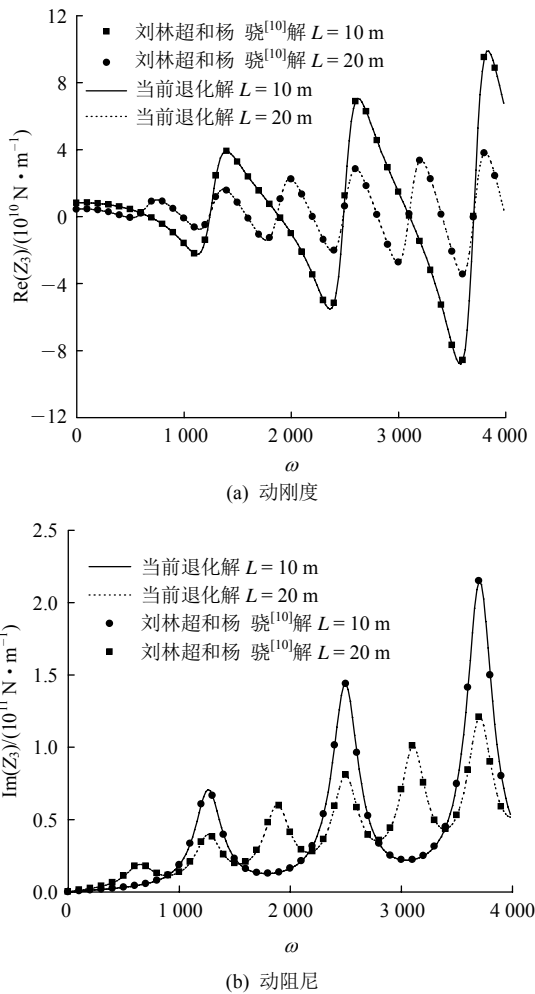


图2 桩顶复刚度退化解对比

Fig.2 Comparison of dynamic impedance

照已有文献中的工程实例，对其中的实测曲线进行了拟合。图3为实测曲线<sup>[17]</sup>与本文拟合解的曲线对比情况。该工程实例为浙江沿海某地区一直径0.5 m，桩长为10 m的预制摩擦桩，该桩在4.5~5.0 m处设置了一个扩颈，扩颈直径为0.7 m；在7.0~8.0 m处设置了一个缩颈，缩颈直径为0.3 m；桩的纵波波速约为4 384 m/s，桩身密度为2 500 kg/m<sup>3</sup>；桩周

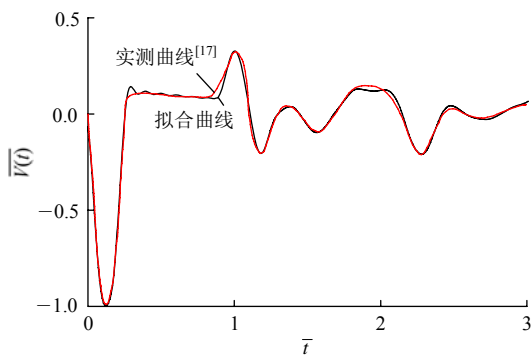


图3 本文解与实测曲线拟合结果

Fig.3 Results of fitting a theoretical curve to a measured curve

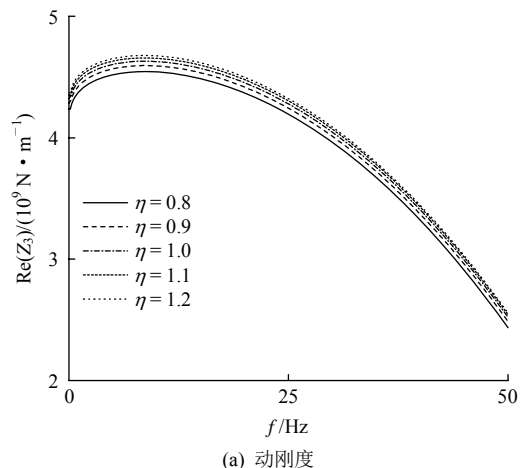
土密度和剪切波速分别为1 700 kg/m<sup>3</sup>和120 m/s。本文对该桩的低应变测试曲线进行了数值拟合，经过多次反演，拟合所需的桩身参数如下：扩颈埋置深度、扩颈长度和直径分别为4.46，0.48和0.67 m，缩颈埋置深度、缩颈长度和直径分别为7.05，0.98和0.31 m。可以看到，数值拟合的结果与实际数据基本符合，进一步验证了本文解的可靠性和适用性。

### 6 参数分析

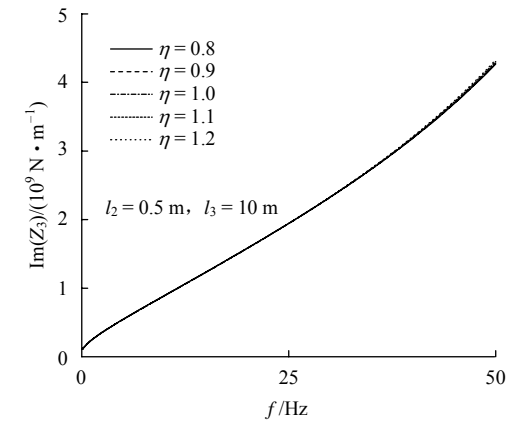
在钻孔灌注桩施工过程中，桩身的扩颈和缩颈是经常会出现的问题。在工程检测中，通常使用低应变法对桩身的完整性进行检测，其原理是通过低应变测试仪得到桩顶的速度时域曲线，观察反射曲线的特性，对缺陷的性质、大小和深度进行判断。本文在理论计算的基础上，对影响低应变反射曲线的相关因素进行参数分析，包括缺陷的大小、长度和位置，以及桩身泊松比、饱和土中水的体积分数、桩周土硬化程度和硬化范围。

假设第二段桩为缺陷段，令  $r_1 = r_3 = 0.8 \text{ m}$ ； $\eta = r_2 / r_1$ ；其中  $\eta > 1$ ， $\eta = 1$ 和 $\eta < 1$ 分别为第二段桩为扩颈、等截面和缩颈。 $l_2$ 和 $l_3$ 分别为缺陷段的长度和缺陷顶部距离桩顶的长度即埋置深度。

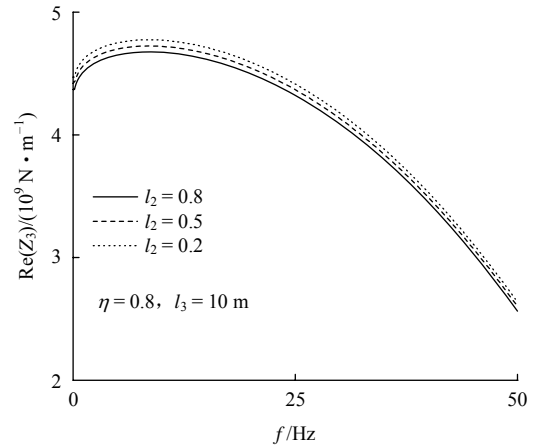
图4(a)和(b)表示缺陷段的半径大小对桩顶阻抗的影响。可以看到，随着缺陷段半径逐渐增大，桩顶动刚度和动阻尼随之增大，但是动阻尼对其的敏感度明显小于动刚度。图4(c)和(d)分别表示了扩颈和缩颈程度对桩顶速度时域曲线的影响。由于扩颈和缩颈，桩身相应位置产生了与入射信号反向和同向的反射信号，此外，以往研究表明，考虑桩身竖向振动的横向惯性效应时，桩底反射信号会有减弱和延迟现象，且随着泊松比的增加更加明显。从本



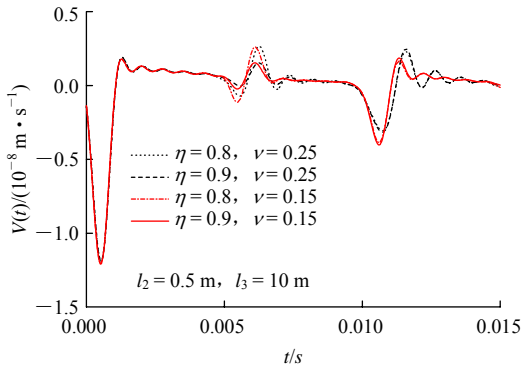
(a) 动刚度



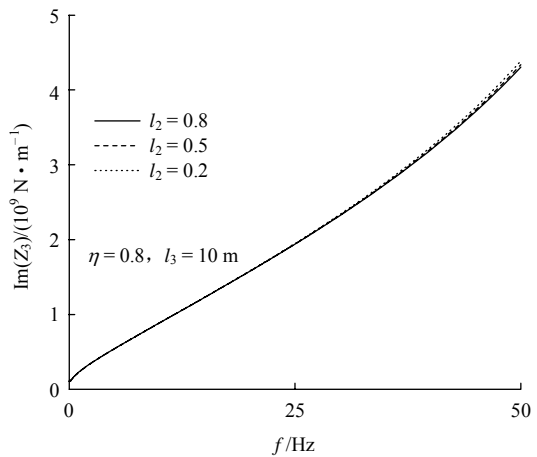
(b) 动阻尼



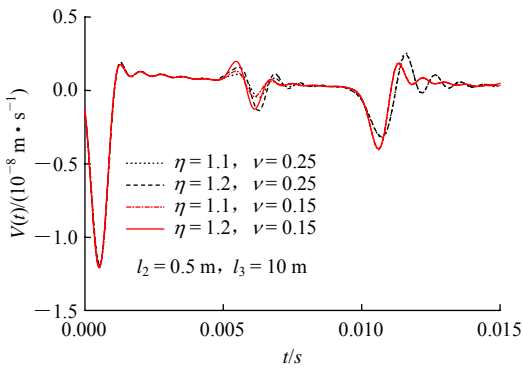
(a) 动刚度



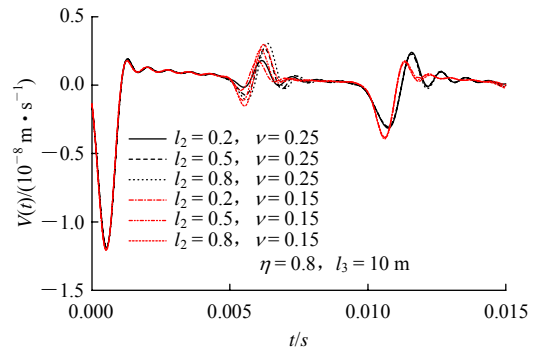
(c) 缩颈时桩顶时域响应



(b) 动阻尼



(d) 扩颈时桩顶时域响应



(c) 桩顶时域响应

图 4 缺陷大小对桩顶动力响应的影响

Fig.4 Effect of radius of the defect on dynamic response of pile top

图 5 缩颈长度对桩顶动力响应的影响

Fig.5 Effect of length of the neck on dynamic response of pile top

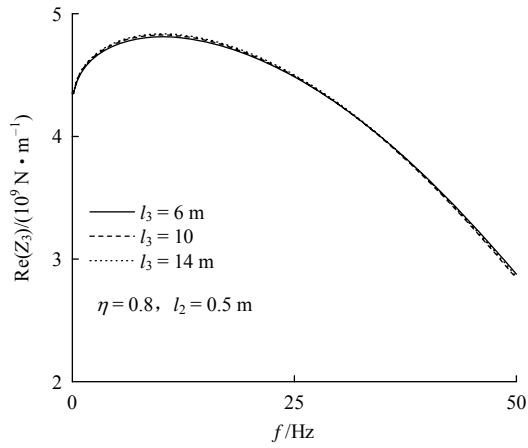
文中可以看到，对于缺陷处的反射信号，同样具备这种横向惯性效应。进一步可以发现，随着桩段缺陷程度的增加，这种横向惯性效应影响更加明显。

对于地基承载力和稳定性来说，桩身缩颈带来的危害远大于扩颈，而桩基完整性检测时，也对缩颈的振动特性更加重视。因此，接下来的内容将重点分析各个参数对缩颈桩振动特性的影响。

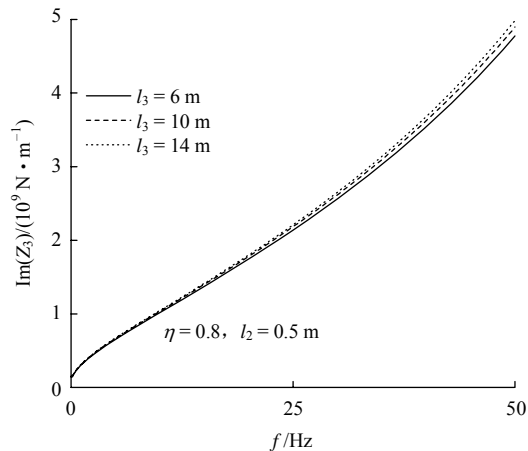
如图 5(a)和(b)所示，随着缩颈缺陷的长度增加，桩顶动刚度和动阻尼都会随之减小。图 5(c)表示了桩身泊松比变化时，缩颈缺陷长度对桩顶速度时

域曲线的影响。可以看到，随着缺陷长度增加，缺陷处反射信号的峰值增大、信号到达时间延迟，而随着泊松比增大，不同缺陷长度引起的延迟差会逐渐减小。可以说明，在缺陷埋置深度相同时，缺陷反射信号峰值的位置跟缺陷长度有关，并不是正好出现在变截面处，这对低应变测试中能否精确判断缺陷的位置有重要作用，而泊松比的增大会降低这一判断误差。

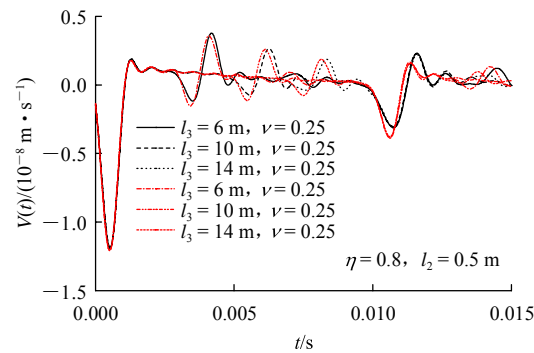
图 6(a)和(b)分别表示了缩颈缺陷埋置深度对桩顶复阻抗的影响。在缺陷大小和长度一样时, 缺陷埋置深度越浅, 在低频范围内, 桩顶动刚度和动阻尼越小, 意味着桩基基础在受到静载或低频动力荷载时承载能力减弱, 因此在工程中, 对于桩身浅部缺陷应尤为重视。从图 6(c)可以看到, 随着缺陷埋深增加, 缺陷处反射信号的峰值逐渐减小, 而横向惯性效应导致的信号延迟逐渐增大, 即在低应变检测时, 由于横向惯性效应引起的判断误差会逐渐增加。



(a) 动刚度



(b) 动阻尼

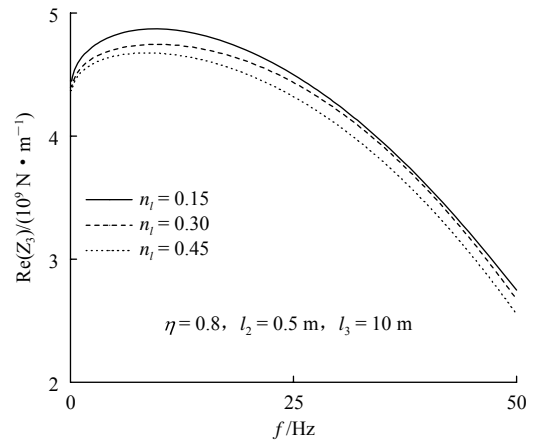


(c) 桩顶时域响应

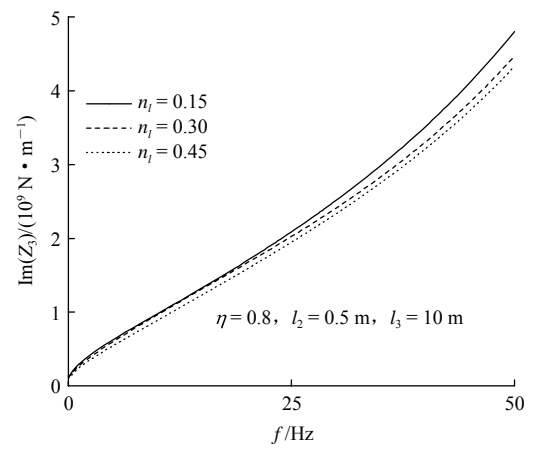
图 6 缩颈埋置深度对桩顶动力响应的影响

Fig.6 Effect of burial depth of the neck on dynamic response of pile top

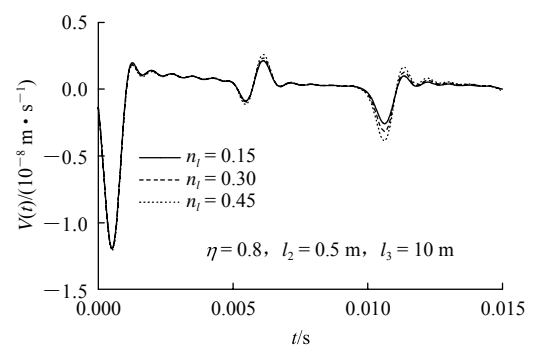
图 7(a)和(b)表示了桩周饱和土中水的体积分数对桩顶复阻抗的影响。可以看到, 随着饱和土中水的体积分数增加, 桩顶动刚度和动阻尼逐渐减小, 原因是水的体积分数增加引起桩周土体的综合密度下降, 强度降低。从图 7(c)可以看到, 随着土中水的体积分数增加, 桩底和缺陷处的反射信号峰值逐渐增大, 表明在桩身处消耗的振动能量减小, 同时也可以看到, 桩周土体水的体积分数并不会影响低应变检测中缺陷位置的判断。



(a) 动刚度



(b) 动阻尼



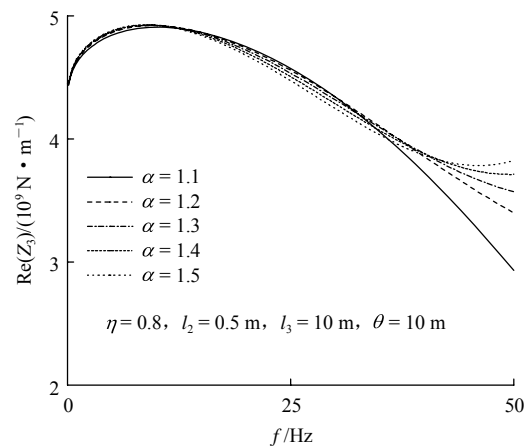
(c) 桩顶时域响应

图 7 水体积分数对桩顶动力响应的影响

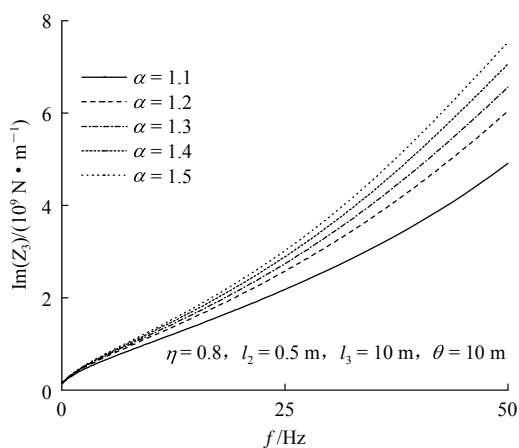
Fig.7 Effect of volume fraction of the water on dynamic response of pile top

大直径钻孔灌注桩在施工时，由于桩周土的渗透性，水泥浆会渗入桩周土体中，使桩周土体的强度增加。一般来说，桩周土体强度的增加会导致桩基承载力增加，关于桩周土增加程度和范围对于桩顶复刚度的影响的研究已有很多，但是关于其对低应变测试中缺陷位置判断的影响尚未不明确，因此令  $\alpha = V_{si} / V_{so}$  为桩周土体的增强程度， $\theta = d / r_1$  为水泥浆渗透影响范围。

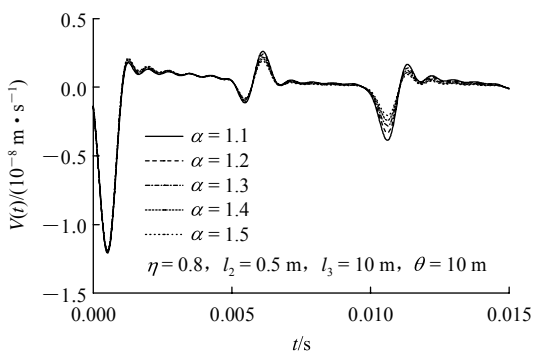
从图 8(a)和(b)可以看到，随着桩周土体增强程度增加，在频率较低时，桩顶动刚度和动阻尼都会



(a) 动刚度



(b) 动阻尼



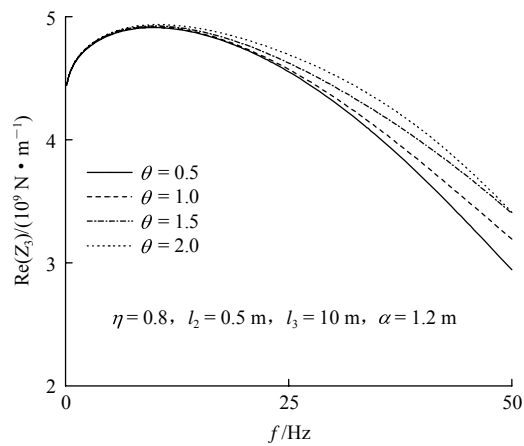
(c) 桩顶时域响应

图 8 桩周土增强程度对桩顶动力响应的影响

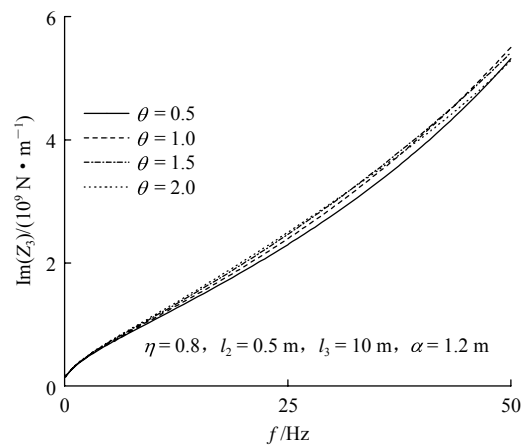
Fig.8 Effect of enhancement degree of the surrounding soil on dynamic response of pile top

逐渐增大。图 8(c)表明，随着桩周土体增强程度增加，桩底和桩身缺陷的反射信号减弱较明显，但是并未发现反射信号位置发生变化，因此，桩周土体的增强并不会影响桩身缺陷位置的判断，但是会影响反射信号的获取和确定。

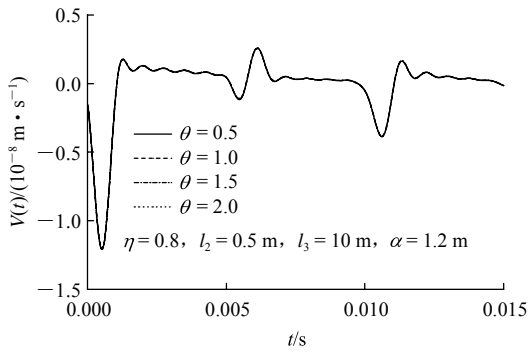
从图 9(a)和(b)可以看到，随着水泥浆渗透范围增大，桩顶动刚度和动阻尼均有较明显的增加，而由图 9(c)可以发现，随着水泥浆渗透范围的变化，桩底和缺陷反射的信号峰值和位置几乎都不受影响，因此水泥浆渗透作用范围对低应变检测缺陷位



(a) 动刚度



(b) 动阻尼



(c) 桩顶时域响应

图 9 桩周土增强范围对桩顶动力响应的影响

Fig.9 Effect of enhancement range of the surrounding soil on dynamic response of pile top



置的判断的影响几乎可以忽略。

## 7 结 论

本文基于 Biot 多孔介质和平面应变理论,利用剪切复刚度传递方法模拟桩周土的径向非均质,利用 Rayleigh-Love 杆模型模拟桩身段的横向惯性效应,得到了成层饱和土中大直径变截面桩的动力响应。针对缺陷桩,通过参数分析得到了以下的结论:

(1) 随着缺陷段的半径、埋置深度和桩周土体增强程度增加和水的体积分数下降,桩顶的复阻抗在低频时逐渐增加,意味着上述参数变化趋势可以提高桩基的承载力和稳定性。

(2) 当缩颈的半径、埋置深度和桩周土体增强程度增加和水的体积分数下降时,桩身缺陷处的反射信号会逐渐减弱。随着缺陷的长度增加,缺陷处的反射信号会逐渐延迟,并不是正好出现在变截面处,这会导致低应变检测判断时引起误差。

(3) 考虑桩身横向惯性效应时,泊松比增加会导致桩底和缺陷的反射信号减弱以及延迟。而缩颈缺陷半径减小或者缩颈长度、埋置深度增大都会导致横向惯性效应更加明显,在低应变检测缺陷判断时更易产生误差,这一点在实际工程中值得注意。

## 参考文献(References):

- [1] 高广运,杨成斌,高盟,等.持力层对大直径扩底灌注桩竖向承载性状的影响[J].岩土工程学报,2012,34(7):1184-1191.(GAO Guangyun, YANG Chengbin, GAO Meng, et al. Influences of bearing stratum on vertical bearing behaviors of large diameter cast-in-place belled piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(7): 1184-1191.(in Chinese))
- [2] 高盟,高广运,顾宝和,等.一种大直径扩底桩的沉降计算实用方法[J].岩土工程学报,2012,34(8):1448-1452.(GAO Meng, GAO Guangyun, GU Baohe, et al. Practical method for settlement calculation of large-diameter belled piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(8): 1448-1452.(in Chinese))
- [3] 朱斌,杨永奎,余振刚,等.海洋高桩基础水平单调及循环加载现场试验[J].岩土工程学报,2012,34(6):1028-1037.(ZHU Bin, YANG Yongyao, YU Zhengang, et al. Field tests on lateral monotonic and cyclic loadings of offshore elevated piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(6): 1028-1037.(in Chinese))
- [4] 赵春风,李俊,邱志雄,等.广东地区大直径超长钻孔灌注桩荷载传递特性试验研究[J].岩石力学与工程学报,2015,34(4):849-855.(ZHAO Chunfeng, LI Jun, QIU Zhixiong, et al. Experimental research on load transfer of large-diameter and super-long bored pile in Guangdong area[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(4): 849-855.(in Chinese))
- [5] BIOT M A. Theory of propagation of elastic waves in a fluid-saturated porous solid. I. Low-frequency range[J]. Journal of the Acoustical Society of America, 2005, 28(2): 179-191.
- [6] BIOT M A. Mechanics of deformation and acoustic propagation in porous media[J]. Journal of Applied Physics, 2004, 33(4): 1482-1498.
- [7] 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 Kuihua, XIE Kanghe. Vertical vibration of an end bearing pile embedded in saturated soil[J]. Acta Mechanica Sinica, 2004, 36(4): 435-442.(in Chinese))
- [8] CAI Y, HU X. Vertical vibrations of a rigid foundation embedded in a poroelastic half space[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2010, 136(3): 390-398.
- [9] ZHENG C, KOURETZIS G P, SLOAN S W, et al. Vertical vibration of an elastic pile embedded in poroelastic soil[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2015, 77(1): 177-181.
- [10] 刘林超,杨晓.基于薄层法的饱和土桩纵向振动研究[J].岩土力学,2010,31(1):92-98.(LIU Linchao, YANG Xiao. Study of longitudinal vibrations of pile in saturated soil based on layer method[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(1): 92-98.(in Chinese))
- [11] 李强,王奎华,谢康和.饱和土中大直径嵌岩桩纵向振动特性研究[J].振动工程学报,2005,18(4):500-505.(LI Qiang, WANG Kuihua, XIE Kanghe. Dynamic response for vertical vibration of large diameter pile in saturated soil[J]. Journal of Vibration Engineering, 2005, 18(4): 500-505.(in Chinese))
- [12] 杨晓,唐洁.成层饱和土中考虑横向惯性的单桩纵向振动[J].岩土力学,2013,34(6):1560-1566.(YANG Xiao, TANG Jie. Vertical vibration of single pile with transversal inertia effect in stratified saturated soil[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, 34(6): 1560-1566.(in Chinese))
- [13] LV S, WANG K, WU W, et al. Longitudinal vibration of a pile embedded in layered soil considering the transverse inertia effect of pile[J]. Computers and Geotechnics, 2014, 62(1): 90-99.
- [14] 王奎华,杨冬英,张智卿.基于复刚度传递多圈层平面应变模型的桩动力响应研究[J].岩石力学与工程学报,2008,27(4):825-831.(WANG Kuihua, YANG Dongying, ZHANG Zhiqing. Study on dynamic response of pile based on complex stiffness transfer model of radial multizone plane strain[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, 27(4): 825-831.(in Chinese))
- [15] 王奎华,杨冬英,张智卿.两种径向多圈层土体平面应变模型的对比[J].浙江大学学报:工学版,2009,43(10):1902-1908.(WANG Kuihua, YANG Dongying, ZHANG Zhiqing. Comparison on two kinds of radial multi-zone plane strain models[J]. Journal of Zhejiang University: Engineering Science, 2009, 43(10): 1902-1908.(in Chinese))
- [16] LYSMER J, RICHART JR F E. Dynamic response of footings to vertical loading[J]. Geotechnical Special Publication, 1966, 92: 1091-1117.
- [17] GAO L, WANG K, WU J, et al. Analytical solution for the dynamic response of a pile with a variable-section interface in low-strain integrity testing[J]. Journal of Sound and Vibration, 2017, 395: 328-340.