

# 桩内单孔管波法检测理论及其应用

付鹏程<sup>1,2</sup>, 吴君涛<sup>1,2,\*</sup>, 易恩泽<sup>1,2</sup>, 王奎华<sup>1,2</sup>, 朱旭峰<sup>3</sup>, 赵竹占<sup>4</sup>

(1. 浙江大学 建筑工程学院, 浙江 杭州 310058; 2. 浙江大学 平衡建筑研究中心, 浙江 杭州 310063; 3. 杭州西南检测技术股份有限公司, 浙江 杭州 310015; 4. 浙江省地球物理技术应用研究有限公司, 浙江 杭州 310005)

**摘要:** 近年来, 一种单孔管波法可以通过竖向激振作用下桩内声测管中的水压响应时深规律来判断桩身完整性, 但是该方法的检测理论尚不完善。因此, 本文拟提出一种桩周土-桩-测管内流体耦合振动模型, 结合桩身三维振动控制方程以及 Biot 流体位移势函数控制方程, 求解得出测管中不同深度处的水压响应表达式。本文解得桩身振动响应与退化工况下的已有解几乎一致。基于验证后的解析解, 开展测管中水压传播机理的研究。通过水压响应波列图, 可观察到管中水压以两种波速进行传播, 管中的水压响应是应力波沿桩身传播与管波在测管内传播共同作用的结果。对不同工况下的土-桩-测管系统进行参数分析, 研究水压响应的影响因素。结合现场试验结果, 证明了单孔管波法进行桩基完整性检测的合理性与有效性。本文研究结论能为单孔管波法检测技术的推广应用提供工程指导以及理论依据。

**关键词:** 桩基础; 单孔管波法; 动力响应; 解析解; 斯通利波

**中图分类号:** TU 473    **文献标志码:** A

**作者简介:** 付鹏程(2001—), 男, 主要从事桩基动力理论研究及测试技术开发工作。E-mail: fpengc@163.com。

## Theoretical and Practical Application of Tube Seismic Method for Pile Integrity Testing

FU Pengcheng<sup>1,2</sup>, WU Juntao<sup>1,2,\*</sup>, YI Enze<sup>1,2</sup>, WANG Kuihua<sup>1,2</sup>, ZHU Xufeng<sup>3</sup>, ZHAO Zhuzhan<sup>4</sup>

(1. College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou, Zhejiang 310058, China; 2. Center for Balance Architecture, Zhejiang University, Hangzhou, Zhejiang 310063, China; 3. Hangzhou Southwest Testing Technology Corp, Hangzhou, Zhejiang 310015, China; 4. Zhejiang Geophysics Technology Application Research Institute Co., Ltd., Hangzhou, Zhejiang 310005, China)

**Abstract:** In recent years, a tube seismic method has been proposed to assess pile integrity by analyzing the water pressure response at different depths within the tube under vertical excitation. However, the theoretical framework for this method remains underdeveloped. Therefore, this paper aims to propose a coupled vibration model between the pile surrounding soil, pile, and fluid in-tube. By combining the three-dimensional vibration governing equations of the pile with Biot's fluid potential function, the expression for the water pressure response at different depths is derived. The dynamic response of the pile obtained in this study is nearly identical to the existing solutions under degenerated conditions. Based on the verified analytical solution, this study investigates the water pressure propagation mechanism in the tube. It can be observed that the water pressure in the tube propagates at two different speeds, which results from the combined effects of both stress wave propagation along the pile body and Stoneley wave propagation within the tube. Parametric analysis of the soil-pile-fluid in tube system under different conditions is conducted to investigate the factors influencing the water pressure response. The field test results demonstrated the feasibility of the tube seismic method and provided theoretical support for the application in the pile integrity test.

**Key words:** pile foundation; tube seismic method; dynamic response; analytic solution; Stoneley wave

## 0 引言

桩基质量的好坏直接影响其承载能力与稳定性, 关系到整个工程的安全。因此, 对于桩基础完整性的检测尤为重要<sup>[1]</sup>。常用的桩基无损检测方法包括低应变反射波法、声波透射法以及旁孔透射波法<sup>[2-6]</sup>等。其中, 低应变反射波法具有准备工作简单、操

作便捷的技术优势; 声波透射法能够判断桩身缺陷程度及其位置, 且检测不受桩周土体性质的影响; 旁孔透射法则能够检测既有建筑下的桩基服役情况。然而, 在检测超长大直径桩基完整性时, 上述方法均存在不足之处。低应变反射波法由于其激振

基金项目: 浙江省自然科学基金探索项目(LTGG24E080001); 国家自然科学基金资助项目(52108349; 52178358)

收稿日期: 2025-01-06

\*通信作者 (E-mail: wujuntao31@126.com)

能量较低, 超长大直径桩中难以看到桩底反射信号<sup>[3,7]</sup>; 声波透射法则需要在桩基施工过程中预埋声测管, 且在施工过程中往往遇到声测管倾斜或堵管等状况, 直接影响声波透射法测试工作的开展以及检测结果的分析判定<sup>[4,8]</sup>; 旁孔透射波法则需在桩周场地土中提前设置钻孔, 时间及经济成本较高, 不利于展开大面积普查, 并且测试结果受桩周土体的影响, 无法直观反映桩身信息<sup>[9,10]</sup>。

近年来, 一种单孔管波检测方法已经在实际工程中得到了运用, 并取得了较好的检测结果。该方法使用测锤在待测桩桩顶施加竖向激振, 在桩身预埋声测管中借助水听器接收激振作用下的动态水压信号。通过分析测得水压响应波列图中的波形、幅值以及波速等参数, 反演得到不同深度下桩身截面的完整力学信息。与传统基桩完整性检测方法相比, 单孔管波法具有以下优势: 首先, 声测管内管波沿桩长传播时的能量衰减小<sup>[5,11]</sup>, 并且桩身完整性判别不依赖桩底反射波信号, 因此与低应变反射波法相比, 单孔管波法可用于深长桩基的完整性检测; 其次, 该方法检测时仅需要一根完整未堵塞的声测管即可, 尤其是当部分声测管堵塞导致无法进行声波透射法检测时, 可利用单根未堵塞声测管开展单孔管波法检测; 此外, 单孔管波法能够反映完整桩身截面的力学特性, 而声波透射法只能检测声测管围成区域内的混凝土质量情况; 最后, 由于声测管预埋在桩身内部, 因此与旁孔透射波法相比, 该方法不需要额外在土体中设置钻孔, 并且测得水压响应波列图几乎不受桩周土体干扰, 更有利于桩身质量的判断。尽管该方法存在诸多检测优势且已经在实际工程中得到了有效应用, 但是基桩声测管中的水压响应规律仍不清楚, 相关检测理论已明显落后于工程实际需求。

目前国内外学者对于桩-土耦合振动理论展开了长足的研究, 并取得了丰富的研究成果<sup>[12-16]</sup>。在桩-土纵向耦合振动方面, 吴君涛等<sup>[19]</sup>通过阻抗传递的方法, 求解了变截面阻抗桩的竖向振动响应解析解, 但在解析推导过程中, 桩基础被简化为一维弹性杆件。然而在大直径桩的前提下, 三维桩模型与一维弹性杆模型计算得出的桩顶动刚度有明显的不同<sup>[17]</sup>。Zheng 等<sup>[18]</sup>从基桩三维理论出发, 忽略桩土径向位移, 得到考虑应力波径向传播的桩身竖向振动响应解析解。在此基础上, 孟坤等<sup>[19]</sup>进一步建立大直径虚土桩模型, 考虑桩底土波动效应的对桩基振动响应的影响。在桩-土横向耦合振动方面, Ai 等<sup>[20]</sup>使用边界元法求解了水平荷载作用下成层土中的桩身位移响应。Wu 等<sup>[21]</sup>考虑施工时的土体扰动,

基于 Timoshenko 梁模型求解得到非饱和土体中的桩身水平振动响应解析解。但是, 既有研究理论均针对桩基自身振动, 尚未考虑满水声测管与桩身的耦合动力作用, 因而无法指导单孔管波法测试。

基于上述, 为了填补单孔管波法测试理论空白, 本文拟提出一种桩周土-桩-测管内流体耦合振动模型。首先, 考虑大直径桩振动的三维效应, 结合桩周土体平面应变模型, 求解桩身任意位置处的振动响应; 其次, 将声测管内的流体简化为一维水柱, 基于流体位移势函数<sup>[22]</sup>, 计算得到考虑声测管侧壁径向应力输入的管内动态水压响应; 最后, 通过参数分析, 探究水压响应规律的影响因素, 并与某一工程实测数据进行对比验证。研究结论进一步证明了单孔管波法测试的可靠性与合理性, 理论成果可以为新方法的现场测试提供技术指导。

## 1 计算模型以及定解问题

### 1.1 桩周土-桩-测管内流体耦合振动简化模型

本节将介绍粘弹性土层中弹性支承桩受竖向激振作用时, 桩内声测管中孔压响应的简化计算方法, 计算简图如图 1 所示。

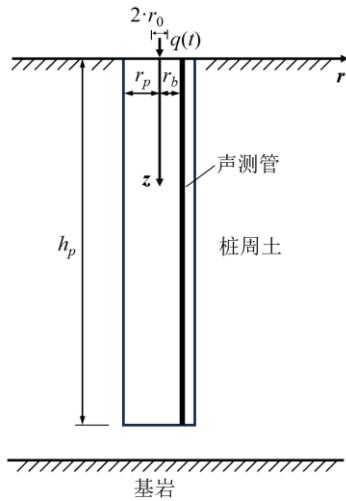


图 1 桩周土-桩-测管内流体耦合振动计算简图

Fig. 1 Schematic of the coupling vibration between the pile surrounding soil, pile, and fluid in-tube

图中, 桩长为  $h_p$ , 桩径为  $r_p$ , 声测管距桩身轴线距离为  $r_b$ , 桩顶集中力作用半径为  $r_0$ 。考虑中心轴对称问题, 并引入如下假设:

- (1) 桩身为圆柱形的弹性材料, 可视为忽略径向位移的三维杆件, 底部为弹性支承;
- (2) 桩周土为均质且各向同性的粘弹性介质;
- (3) 声测管中的水视为一维不可压缩流体, 测管顶部自由, 底部流体的竖向位移与桩底位移一致;
- (4) 桩与土在接触面上无相对滑动, 即满足力平衡与位移协调条件;

(5) 桩与水在接触面上无竖向剪应力作用, 即测管内的水压由桩身径向应力引起;

(6) 桩顶受竖向均布集中力  $q=Qe^{st}$  作用, 其中  $s$  是 Laplace 域内的复变量,  $t$  是时间变量;

(7) 桩、土以及管中水的振动均满足小变形条件, 且在桩顶动荷载作用下作小变形谐和振动。

## 1.2 桩-土耦合振动控制方程及其求解

### (1) 桩周土与桩底土模型

本文采用平面应变模型<sup>[12]</sup>考虑桩周土与桩的相互作用, 假设桩周土纵向振动时的位移函数为  $u_s$ , 则周围土层的纵向振动平衡方程为:

$$\frac{\partial^2 u_s}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_s}{\partial r} = \frac{\rho_s}{(1+iD_s)G_s} \frac{\partial^2 u_s}{\partial t^2} \quad (1)$$

式中:  $\rho_s$ ,  $G_s$ ,  $D_s$  分别为桩周土密度、剪切模量以及滞回阻尼。对上式两边同时进行 Laplace 变换, 整理后有:

$$\frac{d^2 U_s}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dU_s}{dr} - \beta_s^2 U_s = 0 \quad (2)$$

式中:  $s = \beta + i\omega$  为复变量,  $\beta$  为正实数,  $i$  为虚数单位,  $\omega$  为 Laplace 域内的频率;  $\beta_s = s/v_s^*$ , 其中  $v_s^* = [(1+iD_s)G_s/\rho_s]^{1/2}$  为考虑土体滞回阻尼的剪切波速。

考虑第二类虚宗量 Bessel 函数的特性以及桩周土无穷远处土体位移为 0 的边界条件, 由弹性理论求解式 (2) 可得不同径向位置处土体竖向剪切刚度  $k_s(r)$  为:

$$k_s(r) = (1+iD_s)G_s \beta_s \frac{K_1(\beta_s r)}{K_0(\beta_s r)} \quad (3)$$

式中:  $K_0(\cdot)$  与  $K_1(\cdot)$  分别为零阶和一阶第二类虚宗量 Bessel 函数。

对于桩底土, 采用 Randolph<sup>[13]</sup>给出的阻抗经验公式, 即:

$$Z_0 = \frac{4G_s}{\pi(1-\mu_s)r} + \frac{3.2G_s}{\pi(1-\mu_s)v_s} \cdot i \quad (4)$$

式中:  $\mu_s$  为土体泊松比,  $v_s = (G_s/\rho_s)^{1/2}$  为土体剪切波速。

### (2) 桩身振动响应求解

为得到桩身不同深度处的径向应力, 需建立考虑三维效应的桩身振动控制方程。采用吴君涛等<sup>[23]</sup>的计算模型并忽略桩身径向位移, 则桩身质点振动的平衡微分方程在 Laplace 域可写为:

$$\begin{aligned} (\lambda_p + 2G_p) \frac{\partial^2 U_p}{\partial z^2} + G_p \left( \frac{1}{r} \frac{\partial U_p}{\partial r} + \frac{\partial^2 U_p}{\partial r^2} \right) \\ = s^2 \rho_p U_p \end{aligned} \quad (5)$$

式中:  $\lambda_p$ ,  $G_p$  为桩身材料的拉梅常数;  $\rho_p$  为桩身材

料密度;  $U_p(r, z, \omega)$  为 Laplace 域内的桩身质点位移函数;  $s = \beta + i\omega$  为复变量。使用分离变量法进行求解, 考虑到 Bessel 函数的性质以及  $r = 0$  时桩身质点位移应为有限值, 可得桩身振动响应的通解为:

$$U_p = I_0 \left( \frac{\xi}{v_{ps}} r \right) \left[ A \cos \left( \frac{\zeta}{v_{pp}} z \right) + B \sin \left( \frac{\zeta}{v_{pp}} z \right) \right] \quad (6)$$

式中:  $I_0(\cdot)$  为零阶第一类虚宗量贝塞尔函数;  $v_{ps}$ ,  $v_{pp}$  分别表示桩身剪切波以及纵波波速;  $\xi$ ,  $\zeta$  与复变量  $s$  之间满足如下关系式:  $\xi^2 = \zeta^2 + s^2$ ;  $A$ ,  $B$  为待定系数, 需要结合边界条件求得。

考虑桩土接触面上无相对位移且剪应力互等的边界条件, 有:

$$G_p \frac{\partial U_p}{\partial r} + k_s U_p \Big|_{r=r_p} = 0 \quad (7)$$

将桩身质点振动通解表达式代入, 整理后可得:

$$\frac{\xi}{v_{ps}} \frac{I_1 \left( \frac{\xi}{v_{ps}} r_p \right)}{I_0 \left( \frac{\xi}{v_{ps}} r_p \right)} + \beta_s \frac{G_s K_1(\beta_s r_p)}{G_p K_0(\beta_s r_p)} = 0 \quad (8)$$

式 (8) 为关于  $\xi$  的超越方程, 利用计算机编程求解可以得到无穷多个根<sup>[23,24]</sup>。此时桩身位移可以表示为:

$$U_p = \sum_n I_0 \left( \frac{\xi_n}{v_{ps}} r \right) \left[ A_n \cos \left( \frac{\zeta_n}{v_{pp}} z \right) + B_n \sin \left( \frac{\zeta_n}{v_{pp}} z \right) \right] \quad (9)$$

考虑桩顶受到集中激振力作用, 桩底受弹性支承阻抗, 可列桩身两端边界条件为:

$$\begin{aligned} \int_0^{r_0} r \cdot (\lambda_p + 2G_p) \frac{\partial U_p}{\partial z} \Big|_{z=0} dr \\ = - \int_0^{r_0} r \cdot Q(s) dr \end{aligned} \quad (10a)$$

$$(\lambda_p + 2G_p) \frac{\partial U_p}{\partial z} + Z_0 U_p \Big|_{z=h_p} = 0 \quad (10b)$$

式中:  $r_0$  表示桩顶集中激振力的作用半径。将桩身振动表达式 (9) 代入上述边界条件, 结合式 (8) 利用 Bessel 函数的正交性进行解耦<sup>[23,24]</sup>, 桩身振动响应在 Laplace 域内可完全求解:

$$U_p = \sum_n B_n I_0 \left( \frac{\xi_n}{v_{ps}} r \right) \left[ \alpha_n \cos \left( \frac{\zeta_n}{v_{pp}} z \right) + \sin \left( \frac{\zeta_n}{v_{pp}} z \right) \right] \quad (11)$$

式中:  $\alpha_n$  以及  $B_n$  的表达式详见附录。

在忽略径向位移的条件下, 桩身任意一点处的

径向应力可表示为<sup>[25]</sup>:

$$\sigma_{pr} = \lambda_p \frac{\partial U_p}{\partial z} \quad (12)$$

则在  $r_b$  位置处, 管中流体受到来自桩内侧壁的径向应力为:

$$F_p(z, s) = \sigma_{pr} \Big|_{r=r_b} = \lambda_p \sum_n B_n \frac{\zeta_n}{v_{pp}} I_0 \left( \frac{\zeta_n}{v_{ps}} r_b \right) \cdot \left[ \cos \left( \frac{\zeta_n}{v_{pp}} z \right) - \alpha_n \sin \left( \frac{\zeta_n}{v_{pp}} z \right) \right] \quad (13)$$

### 1.3 测管中水压响应控制方程及求解

引入流体位移势函数<sup>[22]</sup>, 在考虑桩内侧壁径向应力输入时, Laplace 域内流体控制方程可以写为:

$$\frac{d^2 \varphi_f}{dz^2} + \left( \frac{\eta}{v_c} \right)^2 \varphi_f = - \frac{F_p}{\rho_f v_c^2} \quad (14)$$

式中:  $\varphi_f$  为流体位移势函数;  $\eta = (-s^2)^{1/2}$ ;  $\rho_f$  为管中流体密度;  $v_c$  为考虑管壁介质横波速度  $v_{ps}$  以及管内流体纵波速度  $v_w$  的管波波速表达式, 可写为<sup>[11]</sup>:

$$v_c = \sqrt{\frac{v_w}{1 + \frac{\rho_f v_w^2}{\rho_p v_{ps}^2}}} \quad (15)$$

Laplace 域内管中流体各深度处的竖向位移以及孔压响应可以表示为<sup>[22]</sup>:

$$U_w = \frac{\partial \varphi_f}{\partial z} \quad (16)$$

$$P_f = \rho_f \eta^2 \varphi_f \quad (17)$$

式 (14) 的解可以写为通解与特解之和, 即:

$$\varphi_f = \varphi_{fg} + \varphi_{fs} \quad (18)$$

其中,  $\varphi_{fg}$  可以表示为:

$$\varphi_{fg} = \sum_n \left[ M_n \cos \left( \frac{\eta}{v_c} z \right) + N_n \sin \left( \frac{\eta}{v_c} z \right) \right] \quad (19)$$

式中:  $M_n$ ,  $N_n$  为待定系数。特解  $\varphi_{fs}$  可设其形式为:

$$\varphi_{fs} = \sum_n P_n \left[ \cos \left( \frac{\zeta_n}{v_{pp}} z \right) - \alpha_n \sin \left( \frac{\zeta_n}{v_{pp}} z \right) \right] \quad (20)$$

式中:  $P_n$  为待定系数, 可通过将式 (20) 代回流体控制方程求解得到, 具体表达式详见附录。值得注意的是, 为实现测管中流体位移势函数方程的求解, 在计算时仅取桩身第一阶振动模态进行计算, 忽略了桩身响应沿径向的变化以及桩身入射波与反射波之间的高频干扰<sup>[2]</sup>。考虑到圣维南 (Saint Venant) 原理, 从远离桩顶激振点的某一深度开始, 桩身截面上的各质点的应力状态将基本一致<sup>[24]</sup>。因此, 对于深长桩基的单孔管波法检测而言, 本文的简化假设是合理且可以接受的。

联立管中流体在桩顶处的孔压梯度为零以及在

桩底处竖向位移与桩底相同的边界条件:

$$\left. \frac{\partial P_f}{\partial z} \right|_{z=0} = 0 \quad (21a)$$

$$\left. U_w \right|_{z=h_p} = \left. U_p \right|_{z=h_p} \quad (21b)$$

将管中流体的解的表达式代入上述边界条件, 计算可得待定系数  $M_n$  与  $N_n$ , 详见附录。至此, 管中流体的位移势函数表达式求解完毕, 孔压响应则可通过式(17)得到。所有复数域解析解经过 Laplace 逆变换即可得到时域内相应的半解析解。

## 2 算例分析

### 2.1 解的合理性验证

考虑到国内外尚没有测管内水压响应解析解的相关研究, 为了验证本文解的合理性, 将本文解退化为桩身振动解与既有解析解进行对比。拟采用半正弦形式激振力模拟桩顶均布荷载, 即:

$$q(t) = \begin{cases} q_{\max} \sin \left( \frac{\pi}{T} t \right) & (0 < t \leq T) \\ 0 & (t > T) \end{cases} \quad (22)$$

式中:  $T$  是脉冲宽度,  $q_{\max}$  为桩顶激振力幅值。为便于结果比较, 在后续分析中若如无特殊说明, 计算参数按如下取值:

$$h_p = 10\text{m}, r_p = 0.5\text{m}, \rho_f = 1000\text{kg/m}^3, v_w = 1450\text{m/s},$$

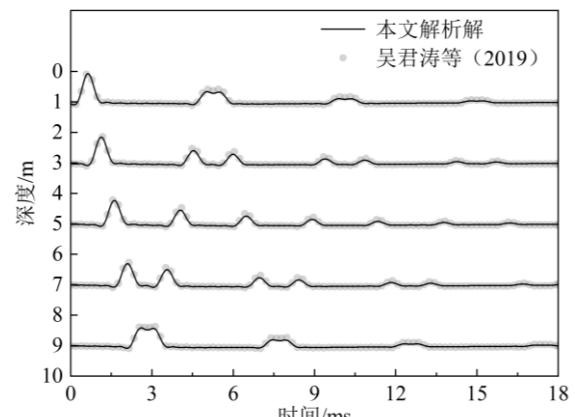
$$E_p = 40\text{GPa}, \rho_p = 2500\text{kg/m}^3, \mu_p = 0.15,$$

$$E_s = 80\text{MPa}, \rho_s = 1800\text{kg/m}^3, \mu_s = 0.30,$$

$$T = 2\text{ms}, r_0 = 0.02\text{m}, t^* = t \frac{v_{pp}}{h_p}, v_p^* = v_p \frac{E_p r_p^2}{q_{\max} v_{pp} r_0^2},$$

$$\sigma_{pr}^* = \sigma_{pr} \frac{E_p \rho_p r_p^2}{q_{\max} v_{pp} \lambda_p r_0^2}, p_f^* = p_f \frac{E_p \rho_p r_p^2}{q_{\max} v_{pp} \lambda_p r_0^2}$$

式中:  $\mu_p$  为桩身材料的泊松比。将本文计算结果与吴君涛等<sup>[23]</sup>在等截面桩以及桩顶均布激振力退化工况下的计算结果进行对比, 不同位置处桩身竖向位移与径向应力对比结果如图 2 所示:



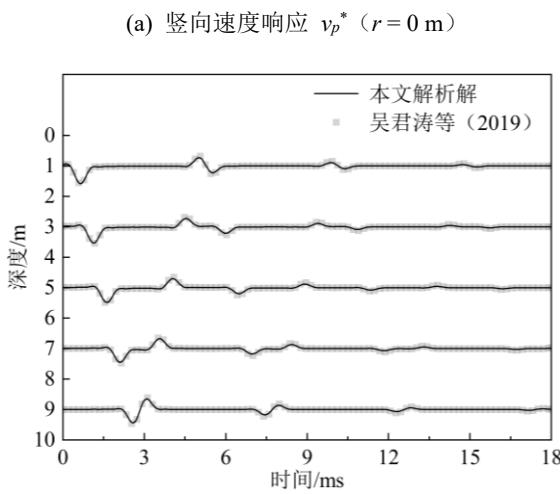


图 2 不同深度处桩身竖向速度与径向应力响应对比

Fig. 2 Comparison of vertical velocity and radial stress response of pile at different depths

从图中可以看到,不同深度以及径向位置处,由本文解与既有解析解计算得到的桩身振动几乎完全一致,在一定程度上证明了本文解的合理性。在本文第3节中,将进一步将水压响应计算结果与实际工程测试数据进行对比,以验证本文解的准确性与可靠性。

## 2.2 管中水压响应参数分析

基于验证后的模型,开展桩周土-大直径桩-管中流体耦合模型的参数分析,以研究声测管中水压响应的影响因素。考虑到本文研究对象为大直径深长基桩,因此后续分析中的桩身长度取为50m。为便于不同工况下的波列图对比,图3展示了标准工况下的管中水压时深响应曲线,即竖向采样间距取为0.5m,且除桩长外其余参数均与2.1节一致。以各水压计算深度作为基线,将各层水压响应曲线与相应基线围成区域填充为黑色,用于观察管中水压沿深度方向随时间的变化规律。

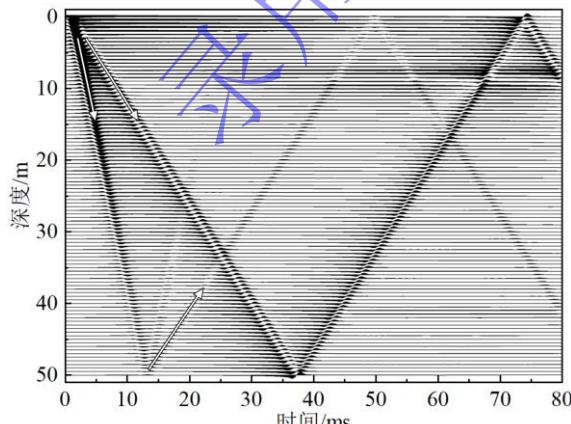
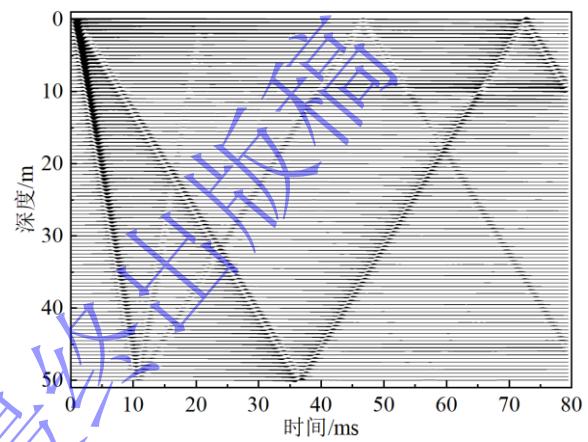


图 3 标准工况下的管中水压响应波列图

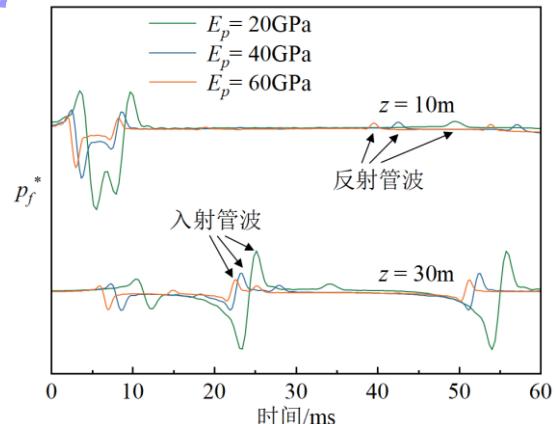
Fig. 3 Wave figure of fluid pressure in the tube under

standard condition

从图3可以看出,管中水压以两种波速从测管顶向测管底传播。经过试算,较陡曲线斜率约为4110m/s,对应三维桩模型的纵波波速;较缓曲线斜率约为1370m/s,对应考虑管壁介质剪切模量的斯通利波(Stoneley wave),即管波波速<sup>[11,26]</sup>。桩身应力波在传播过程中受到桩周土侧摩阻力作用,响应幅值出现明显衰减,而本文计算模型忽略了管内流体与管壁间的摩擦损耗,因此在传播过程中幅值没有明显变化。管中的水压响应是应力波沿桩身传播与管波在测管内传播共同作用的结果。



(a)  $E_p = 60$  GPa 时水压响应波列图



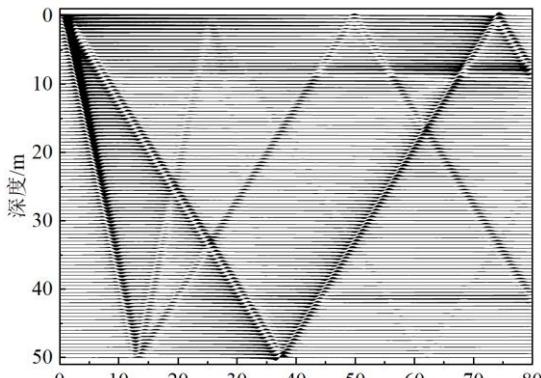
(b) 不同桩身弹性模量下水压响应曲线

图 4 桩身弹性模量对管中流体水压传播规律的影响

Fig. 4 Effect of the elastic modulus of the pile on the propagation of fluid pressure in the tube

图4展示了桩身弹性模量为60GPa时的波列图以及特定深度处的水压响应曲线,研究了桩身弹性模量对管中流体水压传播规律的影响。对比图3与图4(a)的首波到达时间可知,桩身三维纵波波速随桩身弹性模量的增大而增大。图4(b)具体展示在深度为10m与30m处,桩身弹性模量分别为20GPa、40GPa与60GPa时测管内的水压响应,可见桩身弹性模量的增加不但使管中水压首波响应提前,同时

减小了桩身入射纵波以及测管内入射管波引起的水压响应幅值。对比 10m 与 30m 处的水压首波幅值, 在 10m 深度时不同桩身弹性模量下的入射纵波响应幅值有较大差异, 但在 30m 处的纵波响应幅值趋近相同, 这是因为当桩身完整且桩周土均质时, 桩身首波峰值在深度方向按照指数形式进行衰减, 这与谭婕等<sup>[24]</sup>的研究结论一致。



(a)  $E_s = 40$  MPa 时水压响应波列图

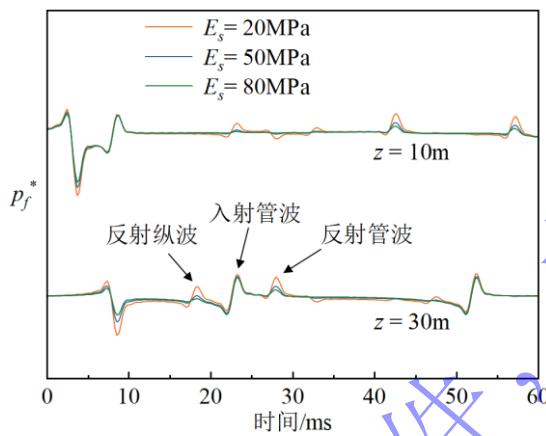
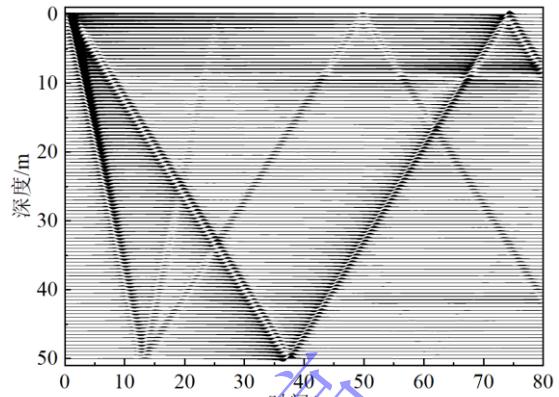


图 5 桩周土弹性模量对管中流体水压传播规律的影响  
Fig. 5 Effect of the elastic modulus of the surrounding soil on the propagation of fluid pressure in the tube

图 5 研究了桩周土弹性模量对测管中水压响应的影响。对比图 3 与图 5(a)的水压响应幅值可知, 桩周土刚度越大, 对桩身振动的抑制作用越明显, 在波列图中反应为测管中水压响应幅值降低。从图 5(b)中可以看出, 由入射与反射纵波引起的水压响应随桩周土弹性模量的增大而减少, 但由入射管波引起的管中水压幅值几乎不受桩周土体弹性模量的影响。观察不同时刻下 30m 深度处的水压响应, 在 28ms 左右的反射管波响应幅值随桩周土弹性模量的增大而减小, 但在 53ms 左右的管波响应幅值不随桩周土弹性模量而变化。这是因为第一道反射管波是由桩身入射纵波激发产生, 其幅值大小取决于入射纵波的能量大小; 而第二道反射管波是入射管

波在管底反射产生, 并且由于计算模型忽略了测管内流体振动损耗, 因此第二道反射波的幅值几乎与 23ms 左右的入射管波幅值一致。



(a)  $r_p = 0.6$  m 时水压响应波列图

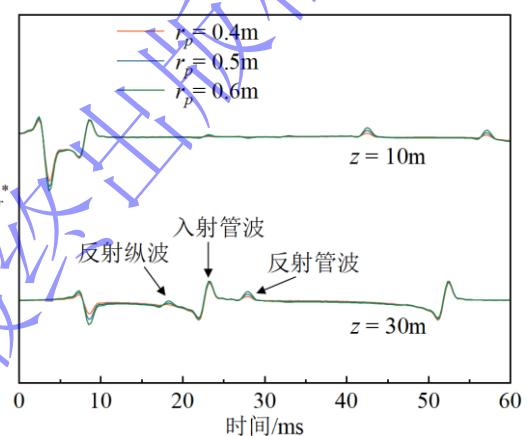


图 6 桩身长径比对管中流体水压传播规律的影响  
Fig. 6 Effect of the length to radius ratio of the pile on the propagation of fluid pressure in the tube

图 6 展示了桩身长径比对管中流体水压传播规律的影响, 其中桩长取为 50m 不变, 通过调整桩径改变桩身长径比的大小。由图 6(b)可知, 桩径越大, 即桩身越“粗”时, 桩身纵波响应有所增大, 这与吴君涛等<sup>[10]</sup>的研究结论一致。入射管波引起的水压响应幅值几乎不受桩身长径比的影响, 这可能是因为模型仅取一阶振动模态进行计算, 忽略了桩身响应沿径向的变化。图 7 研究了激振能量大小对测试结果的影响。图例中  $k_Q$  表示激振幅值系数,  $k_Q = 1$  对应式 (22) 中的标准激振力  $q(t)$ ,  $k_Q = 0.5$  和  $k_Q = 1.5$  分别对应 0.5 倍和 1.5 倍标准激振力大小。从图 7 中  $z = 10$  m 和  $z = 30$  m 处的水压响应曲线可以看到, 激振力的大小仅影响测管内水压响应的幅值, 不会改变水压响应时间以及响应曲线的波形特征。因此, 在桩土刚度比较小和桩身尺寸较大的测试条件下, 应使用重锤施加桩顶竖向激振, 使水听器能够接收到水压动力响应从而达到桩基检测的目的。

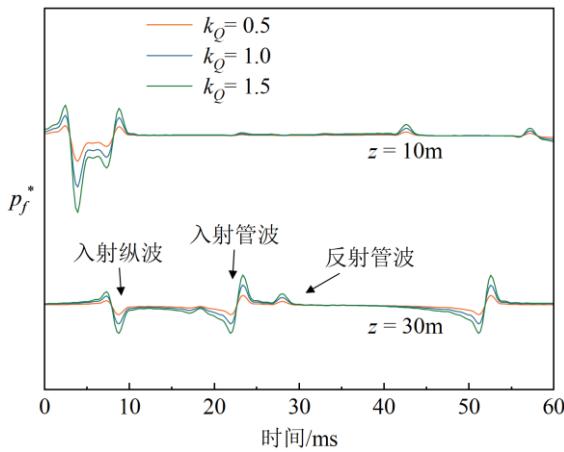


图 7 桩顶激振能量对管中流体水压传播规律的影响

Fig. 7 Effect of the external excitation forces on the propagation of fluid pressure in the tube

### 3 现场试验

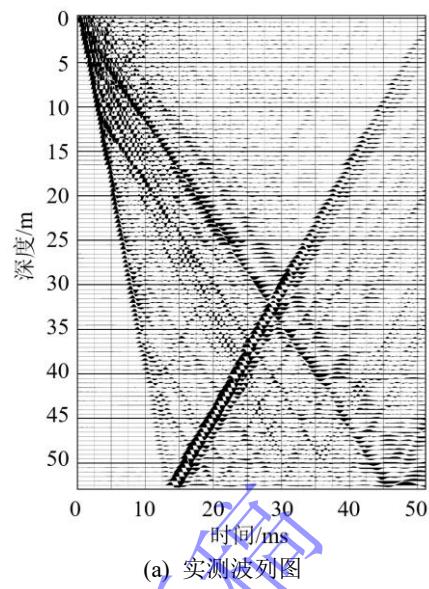
基于上述理论分析, 对浙江嘉兴某国道改建工程的部分桩基进行现场试验, 进一步探究单孔管波法的可行性以及所提出检测理论的合理性。现场测试情况如图 8 所示:



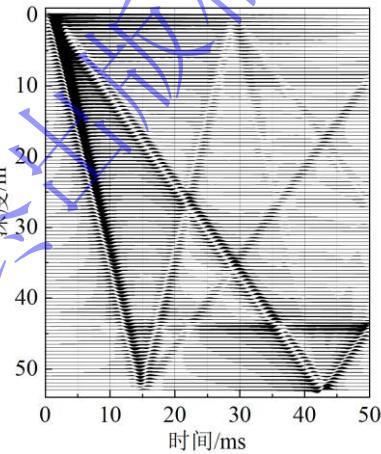
图 8 现场单孔管波法检测图片

Fig. 8 Field image of tube seismic method

试验中采用数字工程地震仪、多通道水听器以及测锤作为单孔管波法的测试设备。在本次检测中, 水听器串联数量为 6 个, 相邻水听器之间的间距为 0.5m。测试开始时, 首先向桩内测管注满水, 并将串联式水听传感器下放至管底; 随后使用测锤在桩顶进行敲击, 敲击点位于桩顶截面中心处。敲击过程中, 应尽量保持水听器静止, 以避免接收到因位移引起的杂波, 影响信号判断。当地震仪完整接收到 6 个水听器采集的孔压响应信号后, 向上提升水听传感器  $6 \times 0.5\text{m} = 3\text{m}$ , 然后重复进行测锤激振和信号采集的过程, 直到串联式水听器到达桩顶。最后, 使用数据处理软件对不同深度范围内的孔压响应信号进行后处理和拼接。



(a) 实测波列图



(b) 解析计算结果

图 9 3-3 号桩解析计算结果与实测结果对比

Fig. 9 Comparison of analytical solution and measured results for Pile 3-3

图 9(a)和(b)分别展示了 3-3 号桩单孔管波法实测及解析计算得到的波列图。根据现场资料知, 3-3 桩设计桩长为 53m, 桩径 1.3m, 桩身材质为 C35 混凝土, 桩底持力层为粉砂。采用相同参数进行解析计算, 并取桩身弹性模量、密度以及泊松比分别为 31.5GPa, 2400kg/m<sup>3</sup> 以及 0.2。从图 9(a)可以看出, 测管内水压响应以两种速率从管顶向下传播, 经试算, 波速约为 3650m/s 以及 1300m/s, 分别对应于桩身三维纵波波速以及管波波速。图 9(b)展示了本文计算模型求解得到的测管内水压响应波列图, 经计算水压传播速度分别为 3533m/s 以及 1262m/s, 均略小于实测图中的传播速度, 这可能是因为桩身混凝土实际弹性模量高于 31.5GPa 导致的。值得注意的是, 与图 9(a)相比, 图 9(b)在管底处还可以观察到以桩身纵波波速向上传播的水压响应, 这反映了桩身应力波在桩底反射后向上传播的过程。此外, 实测图中由管底向上传播的水压响应幅值比解析计

算得到的响应更加明显,这可能是因为本文计算模型将管中流体简化为一维水柱,计算流体受力时仅考虑测管位置中心点处的桩身径向应力。实际上,管中流体受到管侧壁沿各方向传来的应力,本文计算假设忽略了这一“聚焦”作用,使得管波水压响应的计算结果偏小。但总体而言,本文的计算结果已有效地提取出了单孔管波法检测结果中的关键特征,即分别以三维纵波波速和管波波速向下传播的入射波时深响应规律,以及以管波波速向上传播的反射波时深响应规律,且入射及反射波的起振及峰值位置均拟合良好。基于入射纵波波峰位置拟合直线与反射管波波峰位置拟合直线的交点位于桩底这一结论,还可以使用单孔管波法对桩内声测管未到底的大直径基桩进行桩长检测。

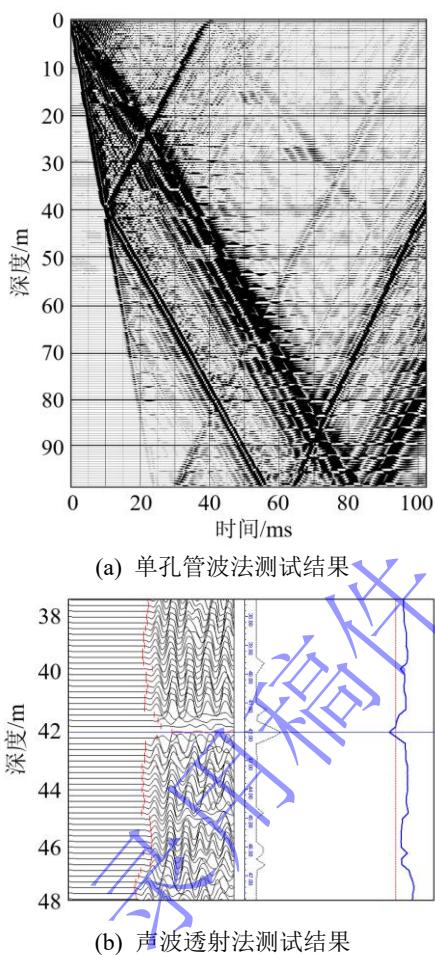


图 10 不同测试方法下 52C-1 号桩检测结果对比

Fig. 10 Comparison of results for Pile 52C-1 under different testing methods

图 10 展示了单孔管波法检测缺陷桩时的波形特征。根据设计资料,52C-1 号桩设计桩长为 104m,桩径 1.5m,桩身材质为 C30 混凝土。对比图 9(a)与图 10(a)的实测结果,可见 52C-1 号桩在约 42m 位置处存在异常的“K”字形反射波。经试算,其中新产生的水压响应在沿桩身向上与向下的传播速率均约

等于管波波速,即 1294m/s。同时,使用声波透射法对桩身完整性进行测试,同样发现在桩深约 42m 位置处出现声速降低的现象。因此,可以认为图 10(a)中的“K”字形异常是由桩身缺陷导致,这进一步拓展了单孔管波法检测范围,并为其实践可行性提供了有力支持。

## 4 小结

(1) 本文基于大直径基桩桩土耦合振动控制方程,通过拉普拉斯变换计算得到桩身任意位置处的竖向位移与径向应力。结合 Biot 流体位移势函数,求解得到桩内测管中流体水压响应解析表达式。

(2) 将本文得到的大直径桩振动响应与已有解在退化工况下的振动响应进行对比验证。结果表明,本文计算结果与现有模型的退化计算结果几乎完全一致。

(3) 基于验证后的解析解,对桩身内水压响应开展参数分析。通过水压响应波列图,观察到桩顶受激振后,测管中水压分别以桩身纵波与管波这两种波速从桩顶向下传播。管中的水压响应是应力波沿桩身传播与管波在测管内传播共同作用的结果。

(4) 由于桩身纵波引起的管中水压响应与桩身弹性模量、桩周土弹性模量以及桩身长径比相关;由管波引起的水压响应受桩身弹性模量影响最大,受桩周土弹性模量以及桩径比的影响较小。桩身弹性模量、桩周土弹性模量以及桩身长径比越小,则测管中水压响应越大。

(5) 基于现有研究结果,开展单孔管波法检测现场试验。对于完整桩,本文解析计算结果与现场实测结果一致性良好;对于缺陷桩,通过单孔管波法可以准确识别桩身缺陷位置。此外,单孔管波法可以用于测管未到底基桩的桩长检测。

## 参考文献:

- [1] 袁 强. 某高层建筑钻孔灌注桩承载力缺陷原因分析及处理方案[J]. 地基处理, 2021, 3(3): 227-230. (YUAN Qiang. Analysis and treatment plans of insufficient bearing capacity of bored pile of a high-rise building in China [J]. Journal of Ground Improvement, 2021, 3(3): 227-230. (in Chinese))
- [2] 郑长杰, 丁选明, 栾鲁宝, 等. 低应变瞬态荷载作用下基桩动力响应解析解[J/OL]. 土木工程学报, 2019, 52(11): 79-85. (ZHENG Changjie, Ding Xuanming, LUAN Lubao, et al. Simplified analytical solution for the dynamic response of piles subjected to low-strain transient loadings [J]. China Civil Engineering Journal, 2019, 52(11): 79-85.

(in Chinese))

- [3] 刘 浩, 吴文兵, 蒋国盛, 等. 土塞效应对管桩低应变测试波速的影响研究[J]. 岩土工程学报, 2019, **41**(2): 383-389. (LIU Hao, WU Wenbing, JIANG Guosheng, et al. Influences of soil plug effect on apparent wave velocity of pipe piles during low-strain integrity [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, **41**(2): 383-389. (in Chinese))
- [4] 魏奎烨, 张宏兵, 宋新江, 等. 声波透射法测桩波形畸变系数计算与分析[J/OL]. 振动. 测试与诊断, 2019, **39**(5): 1098-1102+1139. (WEI Kuiye, ZHANG Hongbing, SONG Xinjiang, et al. Calculation and analysis of waveform distortion coefficient of pile by cross-hole sonic logging [J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2019, **39**(5): 1098-1102+1139. (in Chinese))
- [5] 杨怀玉, 任春山, 赵明龙. 竖向透射法长桩完整性检测新技术研究[J]. 铁道工程学报, 2015, **32**(8): 31-34. (YANG Huaiyu, REN Chunshan, ZHAO Minglong. Research on the vertical logging - a new technology of long pile integrity test [J]. Journal of Railway Engineering Society, 2015, **32**(8): 31-34. (in Chinese))
- [6] FU P, WU J, JIA J, et al. Dynamic response of saturated layered soil around defective piles and its application in engineering testing[J/OL]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2025, **194**: 109391.
- [7] 丁选明, 陈育民, 孔纲强. PCC 桩低应变反射波法检测时速度波形成机制探讨[J/OL]. 岩土力学, 2012, **33**(1): 154-161. (Ding Xuanming, CHEN Yumin, KONG Gangqiang. Formation mechanism of velocity waves in low strain integrity testing of PCC pile [J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, **33**(1): 154-161. (in Chinese))
- [8] 王述红, 张 鑫, 赵振东, 等. 声波透射法检测大直径灌注桩试验研究[J]. 东北大学学报(自然科学版), 2011, **32**(6): 868-870. (WANG Shuhong, ZHANG Xin, ZHAO Zhendong, et al. Study on cross-hole sonic logging detecting pouring piles of large-diameter [J]. Journal of Northeastern University (Natural Science), 2011, **32**(6): 868-870. (in Chinese))
- [9] 吴君涛, 王奎华, 刘 鑫, 等. 缺陷桩周围成层土振动响应解析解及其在旁孔透射波法中的应用[J/OL]. 岩石力学与工程学报, 2019, **38**(1): 203-216. (WU Juntao, WANG Kuihua, LIU Xin, et al. An analytical solution of dynamic responses of multi-layered soil around defect piles and its application in parallel seismic method [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2019, **38**(1): 203-216. (in Chinese))
- [10] 吴君涛, 王奎华, 肖 健, 等. 弹性支承桩周围土振动响应解析解及其波动规律研究[J/OL]. 岩石力学与工程学报, 2018, **37**(10): 2384-2393. (WU Juntao, WANG Kuihua, XIAO Si, et al. An analytical solution of dynamic response of soil around elastic bearing pile [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, **37**(10): 2384-2393. (in Chinese))
- [11] 任春山, 杨怀玉, 王 闯. 管波在基桩完整性检测中的应用研究[J]. 铁道工程学报, 2015, **32**(10): 57-60. (REN Chunshan, YANG Huaiyu, WANG Chuang. Application Analysis of Tube Wave in the Pile Integrity Testing [J]. Journal of Railway Engineering Society, 2015, **32**(10): 57-60. (in Chinese))
- [12] NOVAK M, ABOUL-ELLA F, NOGAMI T. Dynamic Soil Reactions for Plane Strain Case[J]. Journal of the Engineering Mechanics Division, 1978, **104**(4): 953-959.
- [13] RANDOLPH M F, DEEKES A J. Dynamic and static soil models for axial pile response[C]// Proceedings of the 4th International Conference on Application of Stress-Wave Theory to Piles. The Hague, Netherlands: [s. n.], 1992: 3-14.
- [14] WU J T, EL NAGGAR M H, WANG K H. Dynamic Response of Poroelastic Soil Adjacent to an Axially Vibrating Pile[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2024, **150**(11): 04024084.
- [15] 王 洋, 竺明星, 戴国亮, 等. 考虑桩土相对刚度影响的桩基水平循环累积变形特性及预测方法研究[J]. 岩土工程学报, 2022, **44**(S2): 220-225. (WANG Yang, ZHU Mingxing, DAI Guoliang, et al. Characteristics of cumulative deformation and prediction method for pile foundation under cyclic lateral loading considering influences of pile-soil relative stiffness [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2022, **44**(S2): 220-225. (in Chinese))
- [16] 付鹏程, 吴君涛, 易恩泽, 等. 竖向振动基桩周围饱和土动态响应研究[J]. 岩土工程学报: 1-9. (FU Pengcheng, WU Juntao, YI Enze, et al. Analytical study on dynamic response of saturated soil around vertical vibrating foundation pile [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1-9. (in Chinese))
- [17] 杨 骁, 刘 慧, 蔡雪琼. 端承粘弹性桩纵向振动的轴对称解析解[J/OL]. 固体力学学报, 2012, **33**(4): 423-430. (YANG Xiao, LIU Hui, CAI Xueqiong. Axisymmetrical analytical solution for vertical vibration of end-bearing

- viscoelastic pile [J]. Chinese Journal of Solid Mechanics, 2012, **33**(4): 423-430. (in Chinese))
- [18] ZHENG C, DING X, KOURETZIS G, et al. Three-dimensional propagation of waves in piles during low-strain integrity tests[J]. Géotechnique, 2018, **68**(4): 358-363.
- [19] 孟 坤, 崔春义, 王本龙, 等. 基于三维虚土桩模型的大直径桩纵向振动研究[J/OL]. 湖南大学学报(自然科学版), 2022, **49**(7): 158-167. (MENG Kun, CUI Chunyi, WANG Benlong, et al. Study on vertical vibration of large diameter pile based on three-dimensional fictitious soil pile model [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2022, **49**(7): 158-167. (in Chinese))
- [20] AI Z Y, FENG D L, CHENG Y C. BEM analysis of laterally loaded piles in multi-layered transversely isotropic soils[J]. Engineering Analysis with Boundary Elements, 2013, **37**(7-8): 1095-1106.
- [21] WU W, YANG Z, LIU X, et al. Horizontal dynamic response of pile in unsaturated soil considering its construction disturbance effect[J]. Ocean Engineering, 2022, **245**: 110483.
- [22] BIOT M A. Propagation of Elastic Waves in a Cylindrical Bore Containing a Fluid[J]. Journal of Applied Physics, 1952; **23** (9): 997-1005.
- [23] 吴君涛, 王奎华, 肖 健, 等. 静钻根植工法下变截面管桩纵向振动特性分析[J/OL]. 岩石力学与工程学报, 2018, **37**(4): 1030-1040. (WU Juntao, WANG Kuihua, XIAO Si, et al. Longitudinal vibration characteristics of static drill rooted tubular piles with variable section [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, **37**(4): 1030-1040. (in Chinese))
- [24] 谭婕, 王奎华, 涂 园, 等. 大直径变截面桩速度波衰减特性研究与应用[J/OL]. 岩石力学与工程学报, 2021, **40**(2): 419-431. (TAN Jie, WANG Kuihua, TU Yuan, et al. Velocity wave attenuation characteristics of large-diameter variable section piles and the application [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2021, **40**(2): 419-431. (in Chinese))
- [25] ZENG X, RAJAPAKSE R K N D. Dynamic Axial Load Transfer from Elastic Bar to Poroelastic Medium[J/OL]. Journal of Engineering Mechanics, 1999, **125**(9): 1048-1055.
- [26] WEHNER D, BORGES F, LANDRØ M. Tube-wave monitoring as a method to detect shear modulus changes around boreholes: A case study[J]. Geophysics, 2021, **86**: B193-B207.

## 附录:

附录中将给出部分参数与变量的详细表达式。

$$\alpha_n = \frac{(\lambda_p + 2G_p) \frac{\zeta_n}{v_{pp}} + Z_0 \tan\left(\frac{\zeta_n}{v_{pp}} h_p\right)}{(\lambda_p + 2G_p) \frac{\zeta_n}{v_{pp}} \tan\left(\frac{\zeta_n}{v_{pp}} h_p\right) - Z_0} \quad (A-1)$$

$$B_n = \frac{2r_0 Q(s)}{(\lambda_p + 2G_p) \frac{\zeta_n}{v_{ps}} \frac{\zeta_n}{v_{pp}} r_p^2} \cdot \frac{I_1\left(\frac{\zeta_n}{v_{ps}} r_0\right)}{\left[I_1\left(\frac{\zeta_n}{v_{ps}} r_p\right)^2 - I_0\left(\frac{\zeta_n}{v_{ps}} r_p\right)^2\right]} \quad (A-2)$$

$$P_n = \chi_n B_n \quad (A-3)$$

$$\chi_n = -\frac{\zeta_n}{v_{pp}} I_0\left(\frac{\zeta_n}{v_{ps}} r_b\right) \frac{\lambda_p}{\rho_f v_c^2} \cdot \frac{\left(\frac{\eta}{v_c}\right)^2 - \left(\frac{\zeta_n}{v_{pp}}\right)^2}{\left(\frac{\eta}{v_c}\right)^2} \quad (A-4)$$

$$N_n = \beta_{Nn} B_n \quad (A-5)$$

$$\beta_{Nn} = \alpha_n \chi_n \frac{v_c}{v_{pp}} \frac{\zeta_n}{\eta} \quad (A-6)$$

$$M_n = \beta_{Mn} B_n \quad (A-7)$$

$$\beta_{Mn} = \cot\left(\frac{\eta}{v_c} h_p\right) \beta_{Nn} - \frac{v_c}{\eta} \left[ I_0\left(\frac{\lambda_n}{v_{ps}} r_b\right) + \chi_n \frac{\zeta_n}{v_{pp}} \right] \cdot \frac{\sin\left(\frac{\zeta_n}{v_{pp}} h_p\right) + \alpha_n \cos\left(\frac{\zeta_n}{v_{pp}} h_p\right)}{\sin\left(\frac{\eta}{v_c} h_p\right)} \quad (A-8)$$