

DOI: 10.11779/CJGE201406019

土塞效应对管桩纵向动力特性的影响研究

吴文兵^{1,2}, 蒋国盛¹, 王奎华², 谢帮华¹, 黄生根¹

(1. 中国地质大学(武汉)工程学院, 湖北 武汉 430074; 2. 浙江大学滨海和城市岩土工程研究中心, 浙江 杭州 310058)

摘要: 基于附加质量法, 研究考虑土塞效应时成层地基中管桩的纵向振动问题。首先, 根据桩侧土、桩端土的成层性, 将桩土系统沿纵向划分为有限个微元段, 并采用虚土桩法和附加质量法建立了桩土系统的纵向振动控制方程。然后, 运用 Laplace 变换技术和阻抗函数递推法, 推导得到了考虑土塞效应时管桩纵向振动的桩顶速度频域响应解析解和半正弦脉冲激振力作用下相应的桩顶速度时域响应半解析解。最后, 分析了附加质量法中 Voigt 模型参数的敏感性区间, 讨论了土塞效应对管桩纵向动力特性的影响规律, 并通过模型试验验证了所提理论解的合理性。结果表明: ①当附加质量法中的 Voigt 模型参数逐渐增大时, 土塞与管桩之间的相互影响将逐渐增强; ②在桩顶速度时域响应曲线上, 土塞顶部界面位置处会出现类似扩颈桩段的反向反射信号; ③由于土塞的存在, 填充土塞桩段的综合波速会小于管桩材料的一维弹性纵波波速, 且土塞高度越高, 填充土塞桩段的综合波速越小。

关键词: 管桩; 土塞效应; 附加质量法; 动力特性; 纵波波速; 虚土桩法

中图分类号: TU435 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2014)06-1129-13

作者简介: 吴文兵(1988-), 男, 江西鄱阳人, 博士, 讲师, 主要从事桩基动力学理论研究方面的工作。E-mail: zjuwwb1126@163.com。

Influence of soil plug effect on vertical dynamic response of pipe piles

WU Wen-bing^{1,2}, JIANG Guo-sheng¹, WANG Kui-hua², XIE Bang-hua¹, HUANG Sheng-gen¹

(1. Engineering Faculty, China University of Geosciences, Wuhan 430074, China; 2. Research Center of Coastal and Urban Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China)

Abstract: Based on the additional mass method, the vertical vibration of pipe piles embedded in layered soils is theoretically studied by taking into account the soil plug effect. Firstly, allowing for the stratification of pile surrounding soil and pile end soil, the pile-soil system is divided into finite segments. By means of the fictitious soil pile method and the additional mass method, the vertical dynamic governing equations for pile-soil system are established. Then, by virtue of the Laplace transform technique and the impedance function transfer method, the analytical solution of velocity response at pile head in frequency domain is derived, and the corresponding semi-analytical solution of velocity response at pile head in time domain is also obtained when there is vertical half-sine pulse excitation force acting on the pile head. Finally, the sensibility intervals of the parameters of Voigt model in additional mass method are analyzed, and the influence of soil plug effect on the vertical dynamic response of pipe pile is also investigated. The rationality of the proposed theoretical solution is validated by means of model tests. The results show that: (1) with the increase of parameters of Voigt model, the interaction of pile and soil will be strengthened; (2) as shown in the time-domain curves of velocity response at pile head, there are reverse reflection signals at the upper surface of soil plug. It looks like there are expanding neck pile segments at the upper surface of soil plug; (3) due to the presence of soil plugs, the integrated velocity of the pile section filling soil plug is less than the elastic longitudinal wave velocity of pipe pile, and the higher the height of soil plug is, the smaller the integrated velocity of the pile section filling soil plug is.

Key words: pipe pile; soil plug effect; additional mass method; dynamic response; longitudinal wave velocity; fictitious soil pile method

0 引言

与闭口管桩相比, 在成桩过程中, 开口管桩内会有一定高度的土塞, 且管桩的直径越大, 桩内土塞高

基金项目: 国家自然科学基金青年项目(51309207); 中国博士后科学基金特别项目(2013T60759); 中国博士后科学基金面上项目(2012M521495)

收稿日期: 2013-09-18

度就越大^[1]。国内外很多学者针对土塞对管桩承载特性及可打入性的影响进行了深入的研究^[2-9]。然而,迄今为止,土塞对管桩动静特性的影响机理仍没有量化的结论。

管桩动力特性研究的目的是为管桩基础抗震与减震设计、管桩动态测试方法及管桩可打入性分析提供理论依据,近年来国内外学者在上述三方面开展了许多研究。在管桩基础抗震与减震设计方面, Yongkyu 等^[10]采用模型试验研究了地震荷载作用下土塞运动及管桩阻抗变化的规律;石振明等^[11]系统地阐述了管桩进行竖向/水平-回转耦合强迫振动和扭转自由振动等动力特性测试的原理和计算方法;张振拴等^[12]采用振动台开展了不同地震波作用下管桩-土-上部结构耦合振动的模型试验,详细分析了管桩桩身产生的应力、应变、弯矩及位移沿桩身分布的规律;同时,刘春原等^[13]通过振动台试验详细研究了地震作用下预应力管桩的抗震性能,并给出了提高预应力管桩延性设计水平的依据。在管桩动态测试方面,现有研究工作主要从两个方向开展:第一个方向是研究低应变反射波法检测时管桩因其特有的结构形式可能带来的特殊现象,如陈凡等^[14]率先利用有限元对低应变反射波法检测时预应力管桩的尺寸效应开展了系统研究,提出了计算不同点激励速度峰值时间差的关系式,并从振型的角度解释了管桩顶面不同测点处高频干扰随加载脉冲变宽时的衰减现象。随后,黄大治等^[15]、费康等^[16]、卢志堂等^[17]、郑长杰等^[18]利用有限元和有限差分等数值计算方法、解析方法对 PCC 桩、PHC 桩在低应变反射波法检测时的三维效应及其对管桩桩身缺陷判断的影响进行了进一步研究。第二个方向是研究管桩动态测试方法的基本理论,丁选明等^[19]率先探讨了采用低应变反射波法来进行大直径现浇薄壁管桩完整性检测的适应性,分析了平截面假定、桩头三维效应对完整桩和缺陷桩测试结果的影响。在此基础上,刘汉龙等^[20]、丁选明等^[21-23]采用分离变量法和常数变易法得到了低应变瞬态集中荷载作用下现浇大直径薄壁管桩桩顶动力频域响应和时域响应的解析解,并进一步明确了 PCC 桩低应变反射波法检测时速度波的形成机制。近年来,刘林超等^[24]基于 Novak 平面应变模型研究了饱和土中管桩的纵向振动问题, Lu 等^[25]采用弹性动力学有限积分技术深入探索了低应变反射波法检测时管桩的动力响应规律,时猛^[26]利用有限差分数值方法探索了高应变动力测试时预应力管桩竖向承载力的计算问题。在管桩可打入性分析方面,现有的研究进展主要体现在管桩打入过程中的土塞与管桩动力相互作用模型,具体可分为 4 大类:①把土塞的重量等量地折算成相应桩段的重量^[27],该模型仅考虑

了土塞重量对管桩可打入性的影响,而忽略了土塞与管桩内壁的动力相互作用,是一个非常简化的模型;②将管桩端部以上 10 倍桩径范围内的桩段按闭口桩设计^[28-29],该类模型人为地假定桩端土塞闭塞效应情况,忽略了实际工况中不同桩型土塞闭塞效应差异较大的事实;③假定土塞对管桩内壁的作用为由弹簧和阻尼器并联的 Voigt 体^[5, 28, 30],该类模型考虑土塞与管桩内壁的相互作用,却忽视了土塞重量对管桩可打入性的影响;④“桩中桩”土塞模型^[31-33],该模型假定土塞由一系列质点和弹簧组成,土节点和桩节点之间有摩擦作用力,所以该模型在打桩分析时,可以引进土塞和桩之间的相互作用,但该模型忽略了土塞对应力波在桩身中传播的阻尼作用,有待进一步改进。

由以上分析可以看出,尽管关于动荷载作用下管桩动力特性的研究已经十分丰富,但由于土塞与管桩动力相互作用的复杂特性,土塞效应对管桩的动力响应机理仍不清楚,如土体阻尼对管桩与土塞动力相互作用的影响规律如何仍不得而知等。鉴于此,本文拟提出附加质量法来考虑土塞与管桩的动力相互作用,以期通过理论分析深入研究土塞效应对管桩动力特性的影响规律。

1 数学模型

1.1 计算简图

本文研究的是基于附加质量法的管桩纵向振动问题。附加质量法的基本思想为:对管桩沿纵向划分的每一个微元段,将微元段内土塞的质量与管桩质量通过分布式 Voigt 模型连接在一起,进而得到考虑土塞效应的管桩振动平衡方程,然后采用积分变换及阻抗函数递推法进行求解。桩土系统耦合振动模型如图 1 所示,在此,采用笔者提出的虚土桩模型^[34]来模拟桩端土对桩的支承作用。根据桩侧土、桩端土的成层性,将虚土桩-土系统、管桩-土系统共分为 m 段,其中虚土桩-土系统共 k 层,管桩-土系统共 n 层,自桩身底部开始依次编号为 1, 2, …, j , …, m 段,各段厚度分别为 $l_1, l_2, \dots, l_j, \dots, l_m$,各段顶部深度分别为 $h_1, h_2, \dots, h_j, \dots, h_m$ 。管桩外半径和内半径分别为 r_1, r_2 ,管桩长度为 H ,管桩内土塞高度为 H_1 ,桩端土总厚度为 H_2 。第 j 微元段的管桩桩侧土体对管桩的侧摩阻力为 f_j^1 ,对应的土塞质量为 m_j^s ,土塞与管桩接触面上的分布式 Voigt 模型的弹簧系数和阻尼系数分别为 k_j 和 η_j 。

1.2 各有关耦合条件

(1)土层上表面为自由边界,无正应力和剪应力,虚土桩底部为刚性支承。

(2) 任意段桩-土接触面上, 桩侧土体动应力通过剪切复刚度传递给桩, 而土塞以附加质量的方式通过分布式 Voigt 模型与管桩连接在一起, 且振动开始时土塞位移及速度为零。

(3) 任意段虚土桩-土接触面上, 土体动应力通过剪切复刚度传递给虚土桩。

(4) 桩端与虚土桩顶交界面以及虚土桩、桩各段交界面之间完全连续接触。

(5) 桩土体系振动为小变形, 因此可以假定土塞在随管桩的振动过程中满足平截面假定, 即每一个微元段内土塞各点的位移一致。

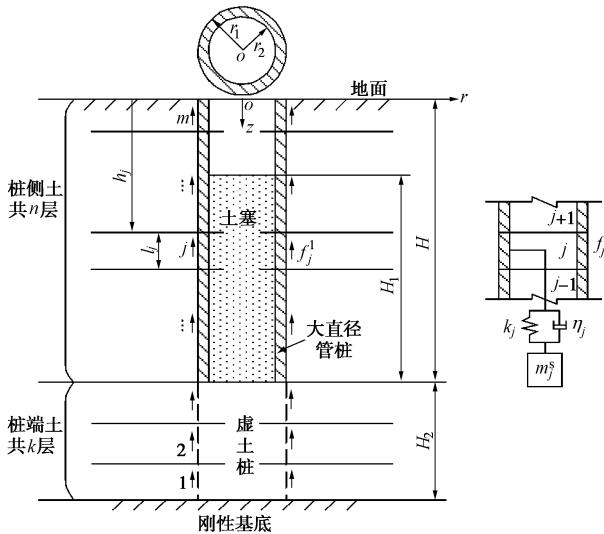


图 1 桩土系统相互作用模型

Fig. 1 Interaction model of pile-soil system

2 桩土耦合振动方程及求解

2.1 土体纵向振动方程及求解

根据 Novak 等^[35]提出的土体纵向振动时的平面应变模型, 可分别得到管桩(虚土桩)桩侧土体的纵向振动平衡方程为

$$r^2 \frac{d^2 W_j^1(r)}{dr^2} + r \frac{d W_j^1(r)}{dr} - (\beta_j^1)^2 r^2 W_j^1(r) = 0 \quad (j=1, 2, \dots, m). \quad (1)$$

式中 $\beta_j^1 = \frac{i\omega}{v_j^1 \sqrt{1+iD_j^1}}$, v_j^1 为第 j 层桩侧土体剪切波速, 且满足 $v_j^1 = \sqrt{G_j^1 / \rho_j}$; ρ_j , G_j^1 , D_j^1 分别为第 j 层桩侧土体质量密度、切变模量和材料阻尼; ω 为振动圆频率, 且 $\omega = 2\pi f$, f 为常规意义上的频率; $i = \sqrt{-1}$ 为虚数单位。

求解方程(1)可得到第 j 层桩侧土体内任意一点土体的位移为

$$W_j^1(r) = a_j^1 K_0(\beta_j^1 r) + b_j^1 I_0(\beta_j^1 r) \quad (j=1, 2, \dots, m), \quad (2)$$

式中, $I_0(\cdot)$ 和 $K_0(\cdot)$ 分别为零阶第一类和第二类虚宗量

Bessel 函数, a_j^1 和 b_j^1 是由边界条件决定的复常数。由水平无穷远处土体位移应力衰减为 0, 可得 $b_j^1 = 0$ 。

根据弹性力学知识, 可得第 j 层桩侧土体内任意一点的竖向剪切应力为

$$\tau_j^1(r) = G_j^{1*} \frac{dW_j^1(r)}{dr} = -G_j^{1*} a_j^1 \beta_j^1 K_1(\beta_j^1 r) \quad (j=1, 2, \dots, m), \quad (3)$$

式中, $G_j^{1*} = G_j^1(1+iD_j^1)$ 。

桩-桩侧土接触面上单位长度方向的土竖向剪切复刚度为

$$K_j^1 = \frac{-2\pi r_1 \tau_j^1(r_1)}{W_j^1(r_1)} \\ = 2\pi r_1 G_j^{1*} \beta_j^1 K_1(\beta_j^1 r_1) / K_0(\beta_j^1 r_1) \quad (j=1, 2, \dots, m), \quad (4)$$

式中, $K_1(\cdot)$ 是一阶第二类虚宗量 Bessel 函数。

2.2 管桩纵向振动方程建立及求解

假定第 j ($j=k+1, k+2, \dots, m$) 段管桩及土塞的纵向振动位移分别用 $u_j^p(z, t)$, $u_j^s(z, t)$ 表示, 结合桩-桩侧土接触面上单位长度方向的土竖向剪切复刚度 K_j^1 , 可分别建立管桩及土塞的纵向振动控制方程为土塞:

$$m_j^s \frac{d^2 u_j^s(z, t)}{dt^2} - 2\pi r_2 k_j [u_j^p(z, t) - u_j^s(z, t)] - \\ 2\pi r_2 \eta_j \frac{d[u_j^p(z, t) - u_j^s(z, t)]}{dt} = 0 \quad (j=k+1, k+2, \dots, m), \quad (5)$$

式中, m_j^s 为第 j 段土塞的单位长度质量。

管桩:

$$E_j^p A_2 \frac{\partial^2 u_j^p(z, t)}{\partial z^2} + \delta_j^p A_2 \frac{\partial^3 u_j^p(z, t)}{\partial t \partial z^2} - \rho_j^p A_2 \frac{\partial^2 u_j^p(z, t)}{\partial t^2} - \\ K_j^1 u_j^p(z, t) - 2\pi r_2 k_j [u_j^p(z, t) - u_j^s(z, t)] - \\ 2\pi r_2 \eta_j \frac{\partial[u_j^p(z, t) - u_j^s(z, t)]}{\partial t} = 0 \quad (j=k+1, k+2, \dots, m), \quad (6)$$

式中, $E_j^p = \rho_j^p (V_j^p)^2$, $A_2 = \pi(r_1^2 - r_2^2)$, ρ_j^p , V_j^p , δ_j^p 分别为第 j ($j=k+1, k+2, \dots, m$) 段管桩的弹性模量、截面面积、密度、纵波波速及桩材料黏性阻尼系数, K_j^1 可根据式(4)得到。对于没有土塞的管桩段, 分析时取土塞附加质量为零即可。在此, 需要说明两点: 一是虚土桩的弹性模量、密度、纵波波速和桩材料黏弹性阻尼系数可按桩端土的参数选取, 虚土桩截面面积为 $A_1 = \pi r_1^2$; 二是桩土系统振动频率通常处在低频范围, 且桩的长径比通常大于 10, 因此采用一维杆件模型的式(6)是具有足够精度的。

桩顶及虚土桩底部的边界条件为

$$\left[E_m^p A_2 \frac{\partial u_m^p(z, t)}{\partial z} + \delta_m^p A_2 \frac{\partial^2 u_m^p(z, t)}{\partial t \partial z} \right]_{z=0} = -q(t), \quad (7)$$

$$u_i^p(z, t) \Big|_{z=h_1+l_1} = 0 \quad , \quad (8)$$

式中, $q(t)$ 为桩顶激振力。

相邻虚土桩桩段分界面两侧的桩身位移和截面力满足连续条件, 即

$$\left. \begin{aligned} u_j^p(z, t) \Big|_{z=h_j} &= u_{j+1}^p(z, t) \Big|_{z=h_j}, \\ [E_j^p A_1 \frac{\partial u_j^p(z, t)}{\partial z} + \delta_j^p A_1 \frac{\partial^2 u_j^p(z, t)}{\partial z \partial t}] \Big|_{z=h_j} \\ &= [E_{j+1}^p A_1 \frac{\partial u_{j+1}^p(z, t)}{\partial z} + \delta_{j+1}^p A_1 \frac{\partial^2 u_{j+1}^p(z, t)}{\partial z \partial t}] \Big|_{z=h_j} \quad (j=1, 2, \dots, k), \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

式中, $A_i = \pi r_i^2$ 为虚土桩的截面面积。

相邻管桩桩段分界面两侧的桩身位移和截面力满足连续条件, 即

$$\left. \begin{aligned} u_j^p(z, t) \Big|_{z=h_j} &= u_{j+1}^p(z, t) \Big|_{z=h_j}, \\ [E_j^p A_2 \frac{\partial u_j^p(z, t)}{\partial z} + \delta_j^p A_2 \frac{\partial^2 u_j^p(z, t)}{\partial z \partial t}] \Big|_{z=h_j} \\ &= [E_{j+1}^p A_2 \frac{\partial u_{j+1}^p(z, t)}{\partial z} + \delta_{j+1}^p A_2 \frac{\partial^2 u_{j+1}^p(z, t)}{\partial z \partial t}] \Big|_{z=h_j} \quad (j=k+1, k+2, \dots, m). \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

桩的初始条件为

$$\left. \begin{aligned} u_j^p(z, t) \Big|_{t=0} &= 0 \\ \frac{\partial u_j^p(z, t)}{\partial t} \Big|_{t=0} &= 0 \quad (j=1, 2, \dots, m) \end{aligned} \right\} \quad . \quad (11)$$

土塞的初始条件为

$$\left. \begin{aligned} u_j^s(z, t) \Big|_{t=0} &= 0 \\ \frac{\partial u_j^s(z, t)}{\partial t} \Big|_{t=0} &= 0 \quad (j=k+1, k+2, \dots, m) \end{aligned} \right\} \quad . \quad (12)$$

根据文献[34]提出的虚土桩法, 可以求得虚土桩桩顶复阻抗 Z_k^p 。将 Z_k^p 转换为分布式支承刚度并作为管桩桩端支承刚度代入到管桩的边界条件, 得

$$Z_d = \frac{A_2}{A_1} Z_k^p \quad . \quad (13)$$

令 $U_j^p(z, s)$ 、 $U_j^s(z, s)$ 分别为 $u_j^p(z, t)$ 、 $u_j^s(z, t)$ 关于时间 t 的 Laplace 变换式, 结合初始条件, 对式(5)两边进行 Laplace 变换, 并化简可得

$$U_j^s(z, s) = \frac{2\pi r_2(k_j + \eta_j \cdot s)}{m_j^s s^2 + 2\pi r_2(k_j + \eta_j \cdot s)} \cdot U_j^p(z, s) \quad (j=k+1, k+2, \dots, m) \quad , \quad (14)$$

由式(14)可以看出, 土塞位移和管桩位移是有区别的, 即体现了小变形条件下管桩与土塞间的相对运动, 这表明管桩和土塞的振动是异步的。

结合初始条件, 对式(6)两边进行 Laplace 变换, 并化简可得

$$\begin{aligned} E_j^p A_2 \frac{\partial^2 U_j^p(z, s)}{\partial z^2} + \delta_j^p A_2 \cdot s \frac{\partial^2 U_j^p(z, s)}{\partial z^2} - \rho_j^p A_2 s^2 U_j^p(z, s) - \\ K_j^1 U_j^p(z, s) - 2\pi r_2(k_j + \eta_j \cdot s)[U_j^p(z, s) - U_j^s(z, s)] = 0 \\ (j=k+1, k+2, \dots, m) \quad . \end{aligned} \quad (15)$$

将式(14)代入式(15), 并化简可得

$$(V_j^p)^2 (1 + \frac{\delta_j^p}{E_j^p} s) \frac{\partial^2 U_j^p(z, s)}{\partial z^2} - (s^2 + \frac{K_j^1 + K_j^s}{\rho_j^p A_2}) U_j^p(z, s) = 0 \\ (j=k+1, k+2, \dots, m) \quad , \quad (16)$$

式中,

$$K_j^s = \frac{2\pi r_2(k_j + \eta_j \cdot s) m_j^s s^2}{m_j^s s^2 + 2\pi r_2(k_j + \eta_j \cdot s)} \quad . \quad (17)$$

式(16)的解为

$$U_j^p(z, s) = c_j^p \cos(\bar{\lambda}_j z / l_j) + d_j^p \sin(\bar{\lambda}_j z / l_j) \\ (j=k+1, k+2, \dots, m) \quad , \quad (18)$$

式中,

$$\bar{\lambda}_j = \sqrt{-\frac{\left(s^2 + \frac{K_j^1 + K_j^s}{\rho_j^p A_2}\right) t_j^2}{1 + \frac{\delta_j^p}{E_j^p} s}} \quad (j=k+1, k+2, \dots, m)$$

为无量纲特征值, c_j^p 、 d_j^p 为可由边界条件确定的复常数。 $t_j = l_j / V_j^p$ 为弹性纵波在第 j 段管桩桩身内传播所需的时间。

基于文献[34]给出的阻抗函数递推方法, 可以得到管桩桩顶复阻抗为

$$Z_m^p \Big|_{z=h_m=0} = \frac{-\left[E_m^p A_2 \frac{\partial U_m^p(z, s)}{\partial z} + \delta_m^p A_2 \frac{\partial^2 U_m^p(z, s)}{\partial z^2}\right] \Big|_{z=0}}{U_m^p(z, s) \Big|_{z=0}} \\ = -\frac{\rho_m^p A_2 V_m^p}{t_m} Z_m^{p'} \quad , \quad (19)$$

式中, $Z_m^{p'}$ 为无量纲桩顶位移阻抗函数, 且满足

$$Z_m^{p'} = (1 + \frac{\delta_m^p}{E_m^p} s) \bar{\lambda}_m \tan(\bar{\lambda}_m - \phi_m) \quad , \quad (20)$$

其中, $\phi_m = \arctan \frac{Z_{m-1} t_m}{\rho_m^p A_2 V_m^p \bar{\lambda}_m \left(1 + \frac{\delta_m^p}{E_m^p} s\right)}$, Z_{m-1} 可以根据阻抗函数递推特性结合式(13)得到。

进一步, 可得到桩顶速度传递函数为

$$H_u = \frac{s}{Z_m^p} \\ = -\frac{s \cdot t_m}{\rho_m^p A_2 V_m^p \left(1 + \frac{\delta_m^p}{E_m^p} s\right) \bar{\lambda}_m \tan(\bar{\lambda}_m - \phi_m)} \quad . \quad (21)$$

在式(21)中令 $s = i\omega$, 可得桩顶速度频域响应函数为

$$H_v = -\frac{1}{\rho_m^p A_2 V_m^p} H'_v \quad , \quad (22)$$

式中,

$$H'_v = \frac{i\bar{\omega}\bar{t}_m}{(1 + \frac{\delta_m^p}{E_m^p T_c} i\bar{\omega}) \bar{\lambda}_m \tan(\bar{\lambda}_m - \phi_m)} \quad , \quad (23)$$

式中, $\bar{\omega} = T_c \omega$, $\bar{t}_m = t_m / T_c$ 为无量纲频率和第 m 段桩身无量纲传递时间, T_c 为弹性纵波在管桩桩身中传播所用的总时间。

当桩顶受到半正弦脉冲激振力时, 如 $q(t) = Q_{\max} \sin \frac{\pi t}{T}$ (其中, $t \in (0, T)$, T 为脉冲宽度), 则可得桩顶速度时域响应半解析解表达式为

$$V(t) = \frac{Q_{\max}}{\rho_m^p A_2 V_m^p} V'_v \quad , \quad (24)$$

其中, V'_v 为桩顶无量纲速度时域响应, 表达式为

$$V'_v = -\frac{1}{2} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{i\bar{\omega}\bar{t}_m}{(1 + \frac{\delta_m^p}{E_m^p T_c} i\bar{\omega}) \bar{\lambda}_m \tan(\bar{\lambda}_m - \phi_m)} \frac{\bar{T}}{\pi^2 - \bar{T}^2 \bar{\omega}^2} (1 + e^{-i\bar{\omega}\bar{T}}) e^{i\bar{\omega}\bar{t}_m} d\bar{\omega} \quad , \quad (25)$$

式中, $\bar{T} = T / T_c$, $\bar{t} = t / T_c$, $\bar{\delta}_j^p = \delta_j^p / (E_j^p T_c)$ 分别为无量纲脉冲宽度、无量纲时间因子和第 j 段管桩 (虚土桩) 无量纲黏性系数。

3 Voigt 模型参数敏感性分析

对于管桩内部土塞, 由于其边界条件与桩侧土的边界条件不一致, 土塞与管桩连接的 Voigt 模型参数不能简单地按照桩侧土与桩接触面的动态 Winkler 模型参数选取。因此, 下文首先从理论解自身的函数性质出发去初步讨论土塞与管桩连接的 Voigt 模型参数的敏感性区间。

由推导过程可知, 土塞对管桩的作用主要体现在式 (17) 所表达的系数 K_j^s 上, 将式 (17) 变形为

$$K_j^s = \rho_j^s \pi r_2^2 s^2 - \frac{(\rho_j^s \pi r_2^2 s^2)^2}{\rho_j^s \pi r_2^2 s^2 + 2\pi r_2 (k_j + \eta_j \cdot s)} \quad . \quad (26)$$

式 (26) 中含有以下几类参数: 材料特征参数 ρ_j^s 、几何状态参数 r_2 、与频率相关的积分变换常数 s 、Voigt 模型参数 k_j 和 η_j , 这几类参数中, ρ_j^s , r_2 均可以通过现场量测确定, s 可以根据激振力的频率确定。因此, 对于某一实际工况, 从式 (26) 可以看出, K_j^s 是分别关于 Voigt 模型弹簧系数 k_j 及黏性系数 η_j 的双曲线函数, 且有如下 2 个特点: ①当 $k_j \rightarrow 0$ 且 $\eta_j \rightarrow 0$ 时, $K_j^s = 0$, 此时土塞不参与管桩的振动; ②当 $k_j \rightarrow \infty$ 或 $\eta_j \rightarrow \infty$ 时, $K_j^s = \rho_j^s \pi r_2^2 s^2$, 此时土塞质量作为管桩质量的一部分参与管桩的振动。

实际工程中, k_j , η_j 取值应该介于上述 2 种情况之间, 而 k_j , η_j 取值的不同势必会对管桩与土塞的耦合振动特性产生显著影响。下面, 针对不同工况通过数值反演初步讨论 Voigt 模型参数的敏感性区间。

工况一: 针对不同 Laplace 变换常数, 不同管桩内径时的 Voigt 模型参数敏感性区间分析: s 分别为 1, 5, 10, 土塞密度 $\rho_j^s = 1800 \text{ kg/m}^3$, 管桩内径 r_2 分别为 0.3, 0.5, 0.7 m。

图 2~4 反映了不同 Laplace 变换常数及管桩内径时的 Voigt 模型参数对系数 K_j^s 的影响规律。由图 2~4 可以看出, 系数 K_j^s 随着管桩内径的增大而增大。由图 2~4 还可以看出, 随着管桩内径的增大, Voigt 模型的弹簧系数对系数 K_j^s 的敏感性区间逐渐增大, 且随着 s 的增大, 弹簧系数的敏感性区间也逐渐增大, 且增幅较大; Voigt 模型的黏性系数对系数 K_j^s 的敏感性区间基本不受管桩内径的影响, 但随着 s 的增大, 黏性系数的敏感性区间会逐渐增大, 但增幅较弹性常数的工况要小。

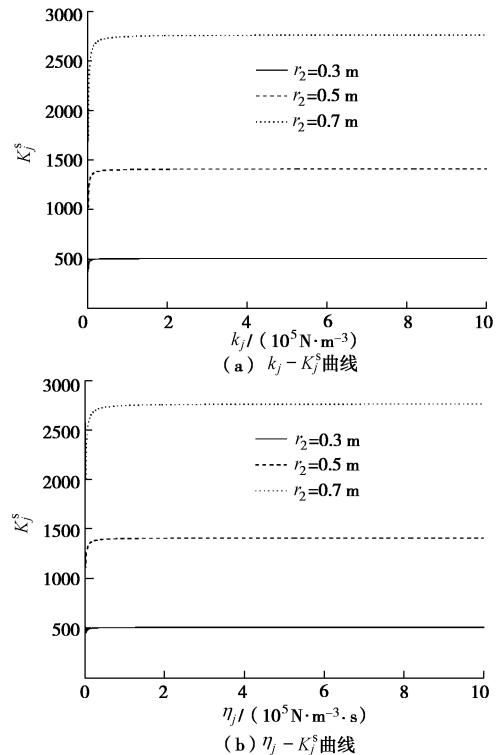


图 2 $s=1$, 不同管桩内径时的 Voigt 模型参数敏感性区间分析

Fig. 2 Analysis of sensibility interval of Voigt model when $s=1$ for different inner radii of pipe pile

工况二: 针对不同 Laplace 变换常数, 不同土塞密度时的 Voigt 模型参数敏感性区间分析: s 分别为 1, 5, 10, 管桩内径 $r_2 = 0.5 \text{ m}$, 土塞密度 ρ_j^s 分别为 $1600, 1800, 2000 \text{ kg/m}^3$ 。

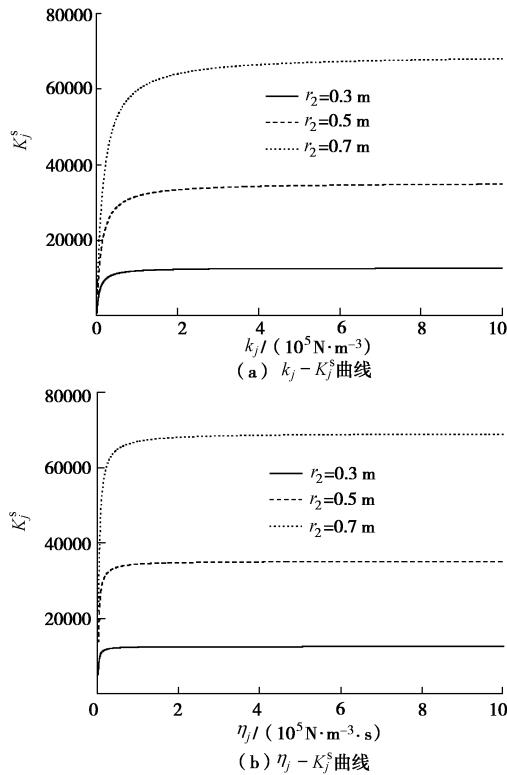


图 3 $s=5$, 不同管桩内径时的 Voigt 模型参数敏感性区间分析

Fig. 3 Analysis of sensibility interval of Voigt model when $s=5$ for different inner radii of pipe pile

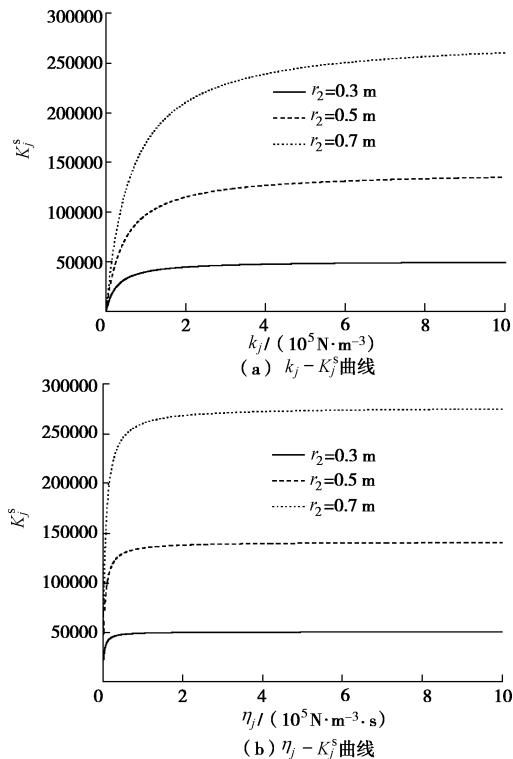


图 4 $s=10$, 不同管桩内径时的 Voigt 模型参数敏感性区间分析

Fig. 4 Analysis of sensibility interval of Voigt model when $s=10$ for different inner radii of pipe pile

图 5~7 反映了不同 Laplace 变换常数及土塞密度时的 Voigt 模型参数对系数 K_j^s 的影响规律。由图 5~7 可以看出, 系数 K_j^s 随着土塞密度的增大而增大。Voigt 模型的弹簧系数及黏性系数对系数 K_j^s 的敏感性区间基本不受土塞密度的影响, 但随着 s 的增大, 弹簧系数及黏性系数的敏感性区间均有一定程度的增大。

综合上述分析结果可以看出: ①Voigt 模型弹簧系数 k_j 的敏感性区间主要受管桩内径、Laplace 变换常数 s 的影响; ②Voigt 模型黏性系数 η_j 的敏感性区间主要受 Laplace 变换常数 s 的影响; ③Voigt 模型弹簧系数 k_j 的敏感性区间为 $0\sim9\times10^5\text{ N}\cdot\text{m}^{-3}$, Voigt 模型黏性系数 η_j 的敏感性区间为 $0\sim3\times10^5\text{ N}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s}$ 。

在获取 Voigt 模型参数的敏感性区间后, 以混凝土管桩为例, 进一步在敏感性区间内分别讨论 2 个模型参数对管桩动力特性的影响, 并与 Voigt 模型参数参考桩-桩侧土动态 Winkler 模型参数取值时的计算结果进行对比分析。管桩计算参数为: 桩长为 15 m, 外直径为 1.2 m, 壁厚为 0.12 m, 密度为 2500 kg/m^3 , 弹性纵波波速为 4000 m/s; 土层取为 2 层, 第 1 层为桩端土, 第 2 层为桩侧土, 其中桩端土计算参数为: 厚度为 3 倍管桩外直径, 密度为 2000 kg/m^3 , 剪切波速为 220 m/s, 泊松比为 0.35; 桩侧土及土塞计算参

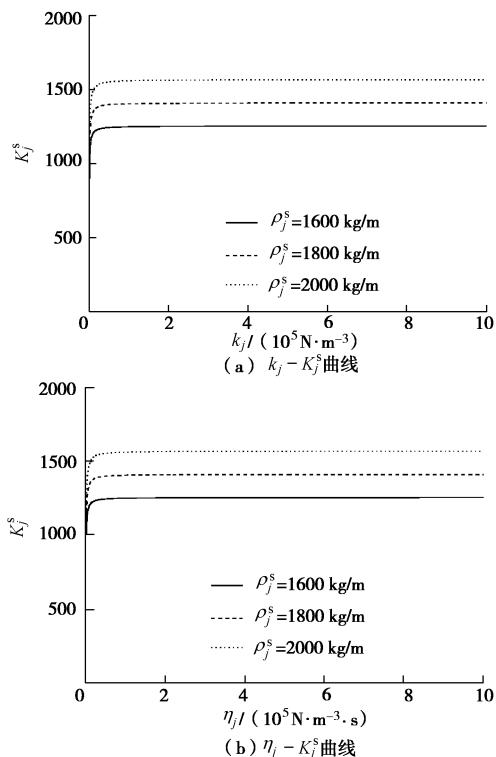


图 5 $s=1$, 不同土塞密度时的 Voigt 模型参数敏感性区间分析

Fig. 5 Analysis of sensibility interval of Voigt model when $s=1$ for different densities of soil plug

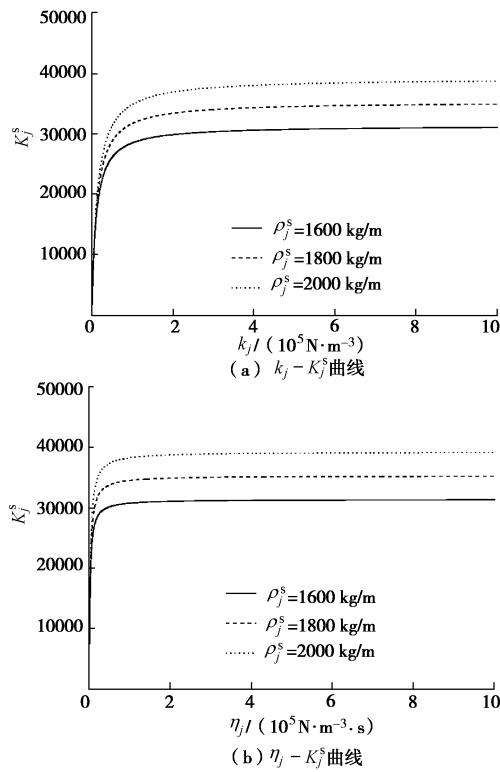


图 6 $s=5$, 不同土塞密度时的 Voigt 模型参数敏感性区间分析

Fig. 6 Analysis of sensibility interval of Voigt model when $s=5$ for different densities of soil plug

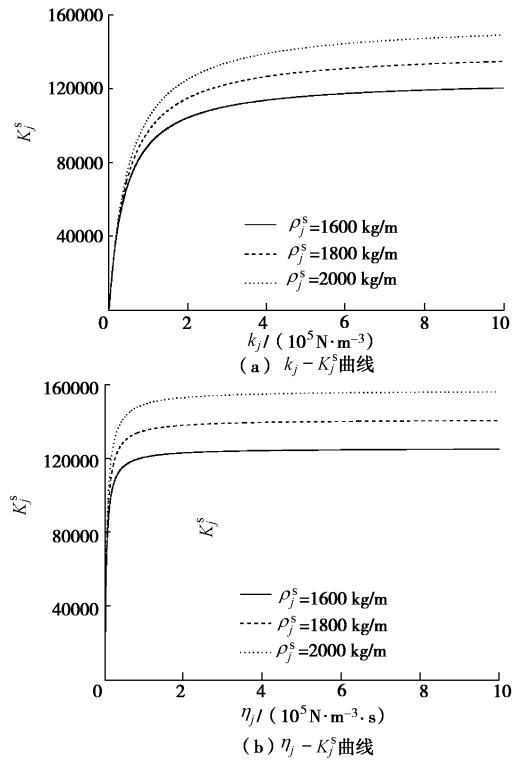


图 7 $s=10$, 不同土塞密度时的 Voigt 模型参数敏感性区间分析

Fig. 7 Analysis of sensibility interval of Voigt model when $s=10$ for different densities of soil plug

数为: 密度为 1800 kg/m^3 , 剪切波速为 120 m/s , 土塞高度为 5 m 。桩侧土动态 Winkler 模型参数参考 Randolph 等^[36]提出的经验公式 $k_j = 2.75 G_j^2 / (2\pi r_2)$, $\eta_j = G_j^2 / v_j^2$ 计算, 其中 G_j^2 , v_j^2 分别为对应土塞微元段的剪切模量和剪切波速。

图 8 反映了当 Voigt 模型黏性系数取为 0 时弹簧系数对桩顶速度响应的影响。由桩顶速度频域响应曲线可以看出, 当 Voigt 模型弹簧系数在较小范围内(如本例 $k_2 \leq 100000 \text{ N} \cdot \text{m}^{-3}$)变化时, 随着弹簧系数的增大, 速度频域响应曲线共振峰的幅值会逐渐减小, 共振频率基本不变, 但当 Voigt 模型弹簧系数在较大范围内变化时, 随着弹簧系数的增大, 速度频域响应曲线共振峰的幅值会进一步减小, 且共振频率也会出现提前现象。当弹簧系数参考 Randolph 等^[3]经验公式取值时, 速度频域响应曲线存在大峰夹小峰的复杂特征。由桩顶速度时域响应曲线可以看出, 随着 Voigt 模型弹簧系数的增大, 速度时域响应曲线的桩尖一次同向反射信号的幅值会逐渐减小, 且反射信号会逐渐出现后移现象, 同时, 在土塞顶部对应的界面上, 随着弹性常数的增大, 逐渐出现类似扩颈现象的反向反射信号, 且弹簧系数越大, 反向反射信号幅值越大。当进一步增大 Voigt 模型弹簧系数时, 如参考桩侧土动态 Winkler 模型参数取值时, 上述动力变化幅度会进一步变大。

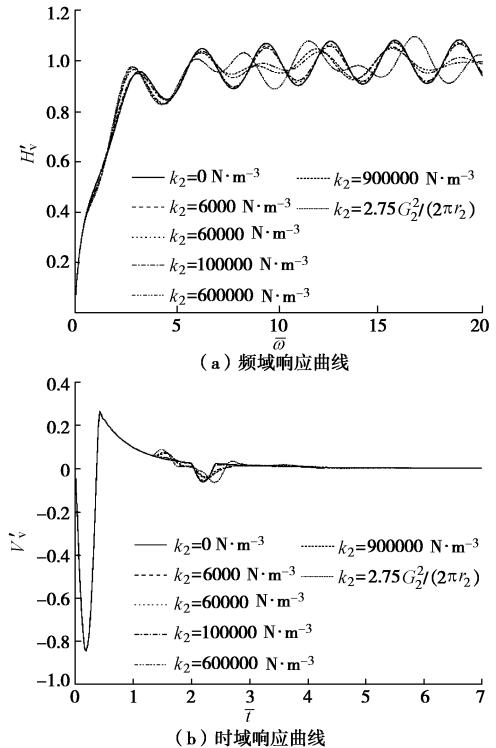


图 8 Voigt 模型弹簧系数对桩顶速度响应的影响

Fig. 8 Influence of spring parameter of Voigt model on velocity response at pile head

图9反映了当Voigt模型弹簧系数取为0时黏性系数对桩顶速度响应的影响。由桩顶速度频域响应曲线可以看出,随着黏性系数的增大,速度响应曲线共振峰的幅值会逐渐减小,但共振频率基本不变。由桩顶速度时域响应曲线可以看出,随着黏性系数的增大,桩尖一次同向反射信号的幅值会逐渐减小,且在土塞顶面到桩端之间的曲线段,曲线会出现上抬现象,且黏性系数越大,上抬现象越明显。

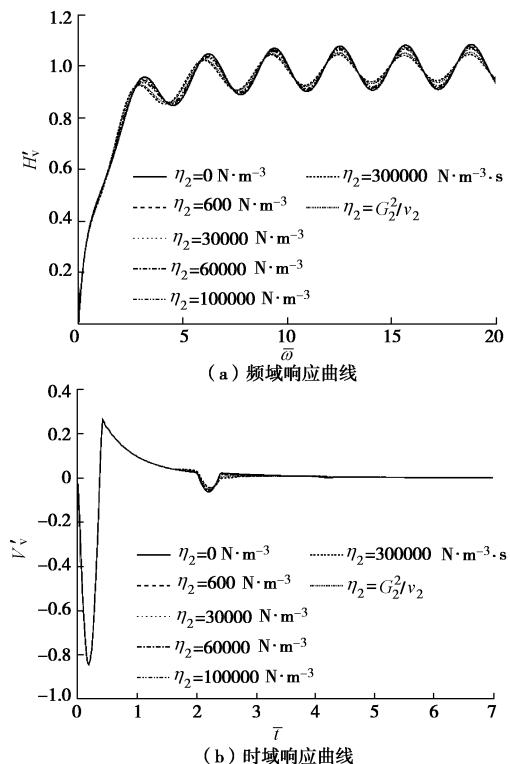


图9 Voigt模型黏性系数对桩顶速度响应的影响

Fig. 9 Influence of damping parameter of Voigt model on velocity response at pile head

综合图8,9的分析结果可以看出,土塞与管桩连接的Voigt模型的弹簧系数同时影响桩顶速度频域响应曲线共振峰的幅值及共振频率,也会影响桩顶速度时域响应曲线桩尖一次同向反射信号的幅值和土塞顶部的界面反射信号。土塞与管桩连接的Voigt模型黏性系数主要影响桩顶速度频域响应曲线共振峰的幅值及时域响应曲线桩尖一次同向反射信号的幅值。且由此可以得出一个初步结论:当Voigt模型参数逐渐增大时,土塞与管桩之间的动力相互作用将逐渐增强。

4 土塞效应对管桩动力特性的影响

在讨论土塞效应对管桩动力特性的影响时,如不做特别说明,土塞与管桩连接的分布式Voigt模型的弹簧系数和黏性系数分别为 600000 N/m^3 , $300000\text{ N}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s}$ 。

4.1 土塞性质对管桩动力特性的影响

现有研究成果表明,土塞效应的存在及土塞性质对管桩承载力的发挥有较大的影响,但关于土塞的存在对管桩动力特性影响的研究相对较少,因此,在此以混凝土管桩为例详细讨论土塞密度及剪切波速对桩顶动力响应的影响。首先分析土塞密度对桩顶动力响应的影响,此时土层取为2层,第1层为桩端土,第2层为桩侧土,其中桩端土计算参数为:厚度为5 m,密度为 2000 kg/m^3 ,剪切波速为 220 m/s ,泊松比为0.35;桩侧土计算参数为:密度为 1800 kg/m^3 ,剪切波速为 220 m/s ;管桩计算参数为:桩长为15 m,密度为 2500 kg/m^3 ,弹性纵波波速为 4000 m/s ,管桩外直径1.2 m,厚度分别为0.12 m;土塞计算参数为:剪切波速为 220 m/s ,定义土塞密度与桩侧土密度比为 $\bar{\rho}$,密度比 $\bar{\rho}$ 越小,表明土塞受施工扰动软化效应越大,密度比 $\bar{\rho}$ 越大,表明土塞受施工扰动硬化效应越大。

图10反映了土塞密度对桩顶速度响应的影响。由桩顶速度频域响应曲线可以看出,随着土塞受施工扰动软化程度的增大,速度频域响应曲线共振峰幅值逐渐增大,随着土塞受施工硬化程度的增大,速度频域响应曲线共振峰幅值逐渐减小,但共振频率基本不受土塞施工软化或硬化效应的影响。由桩顶速度时域响应曲线可以看出,随着土塞受施工扰动软化程度的增大,桩尖一次同向反射信号的幅值也逐渐增大,但由于土塞界面引起的反向反射信号的幅值会逐渐减小;相反,随着土塞受施工扰动硬化程度的增大,桩尖一次同向反射信号的幅值会逐渐减小,但由于土塞界面引起的反向反射信号的幅值会逐渐增大。这一现象可由式(17)得到解释,随着土塞密度的增大,系数 K_j^s 也增大,从而导致土塞与管桩的相互作用会越强,进而引起土塞顶部界面的反向反射信号的幅值增大。且随着土塞密度的增大,管桩内土塞阻尼系数越大,从而造成桩尖反射信号幅值的衰减。

分析土塞剪切波速对桩顶动力响应的影响时,桩侧土计算参数为:密度为 1800 kg/m^3 ,剪切波速为 220 m/s ;土塞计算参数为:密度为 1800 kg/m^3 ,定义土塞剪切波速与桩侧土剪切波速比为 \bar{v}_s ,波速比 \bar{v}_s 越小,表明土塞受施工扰动软化效应越大,波速比 \bar{v}_s 越大,表明土塞受施工扰动硬化效应越大。

图11反映了土塞剪切波速对桩顶速度响应的影响。由图11可以看出,小范围内土塞剪切波速的变化对桩顶速度响应的影响基本可忽略。由式(17)可以看出,土塞剪切波速不是影响系数 K_j^s 的主控因素,因此,尽管土塞受施工扰动效应可能会引起土塞剪切波速的变化,但土塞剪切波速的变化基本不会影响桩顶

动力响应。

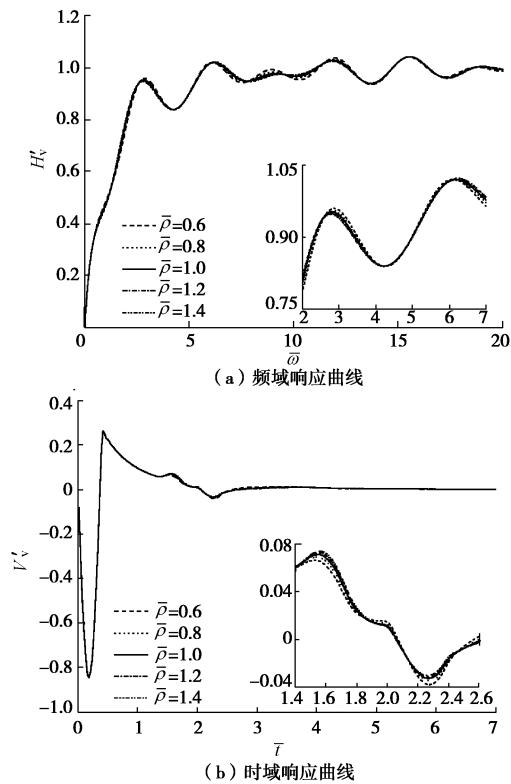


图 10 土塞密度对桩顶速度响应的影响

Fig. 10 Influence of density of soil plug on velocity response at pile head

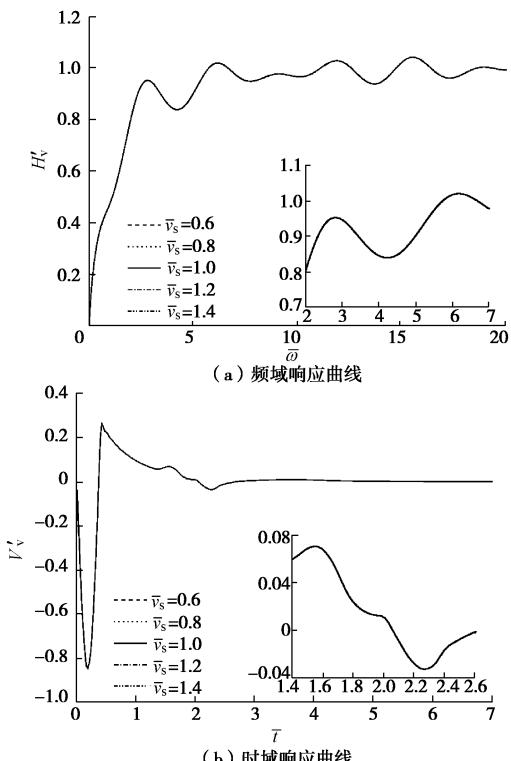


图 11 土塞剪切波速对桩顶速度响应的影响

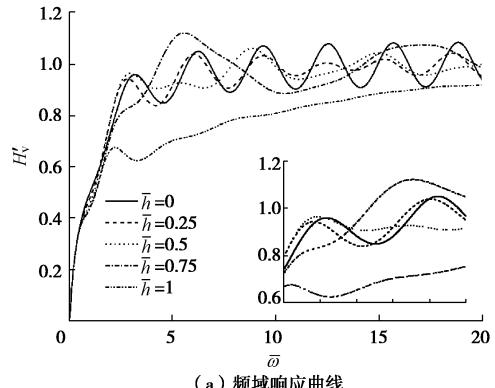
Fig. 11 Influence of shear wave velocity of soil plug on velocity response at pile head

4.2 土塞高度对管桩动力特性的影响

分析土塞高度对管桩桩顶动力响应的影响时, 管桩计算参数为: 桩长为 15 m, 密度为 2500 kg/m³, 弹性纵波波速为 4000 m/s, 管桩外直径为 1.2 m, 厚度分别为 0.12 m; 定义土塞高度与管桩桩长比为 \bar{h} , \bar{h} 越大, 表示土塞高度越高。其余参数与 4.1 节对应的参数一致。

图 12 反映了土塞高度对桩顶速度响应的影响。由桩顶速度频域响应曲线可以看出, 当土塞高度为 0 时, 随着激振频率的增大, 速度频域响应曲线呈现等间距等幅值的振荡现象, 随着土塞高度的增大, 土塞桩顶界面引起的阻抗变化逐渐导致速度频域响应曲线存在大峰夹小峰的复杂特征, 当假定土塞高度充满管桩时, 速度频域响应曲线的高频段随着激振频率的增大而逐渐增大, 且逐渐趋近于一条水平直线, 其值约等于 1。由桩顶速度时域响应曲线可以看出, 随着土塞高度的增大, 由土塞顶部界面引起的类似扩颈的反向反射信号会逐渐出现前移现象, 反向反射信号的位置就是桩顶到土塞顶部的距离, 当假定土塞充满管桩时, 速度时域响应曲线的入射波幅值会减小, 且在入射波和桩尖一次同向反射信号之间出现下压现象。由桩顶速度时域响应曲线还可以看出, 随着土塞高度的逐渐增大, 桩尖一次同向反射信号的幅值逐渐减小, 且同向反射信号会逐渐出现后移现象, 且土塞高度越大, 同向反射信号的后移现象越明显。在排除土塞顶部界面多次反射引起后移现象的可能性后, 桩尖一次同向反射信号的后移现象可能是由于填充土塞桩段的综合波速随着土塞高度的增大而逐渐减小, 从而导致反射信号的后移。

通过多种工况的反复计算表明: 随着土塞高度的增大, 桩尖一次同向反射信号的幅值会出现后移现象。因此, 从理论上可以推断: 填充土塞桩段综合波速会小于管桩材料的一维弹性纵波波速是一个可能存在的客观现象。接下来, 将采用模型试验对这一现象的真实性进行探索。



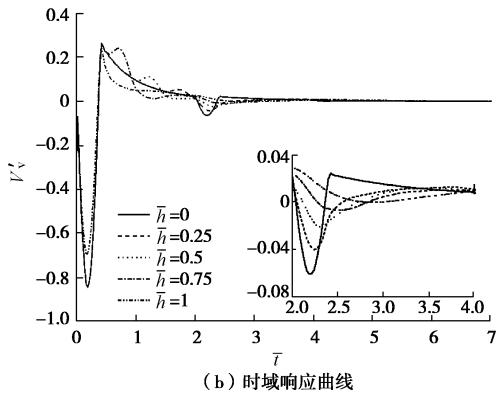


图 12 土塞高度对桩顶速度响应的影响

Fig. 12 Influence of height of soil plug on velocity response at pile head

5 模型试验

本次模型试验拟达到以下 2 个目的：①验证土塞顶部界面是否会引起类似扩颈桩段的反向反射信号；②验证填充土塞桩段综合波速是否存在减小的现象，且是否会随着土塞高度的增大，综合波速会越小。

试验材料：模型桩采用 $\phi 110 \text{ mm}$ 的 PP-R 管，壁厚为 10 mm ，桩长为 2.6 m ，出厂标定密度为 900 kg/m^3 ；土塞采用粉细砂，密度为 1800 kg/m^3 。试验方案：为了研究多种工况下管桩的动力响应规律，分

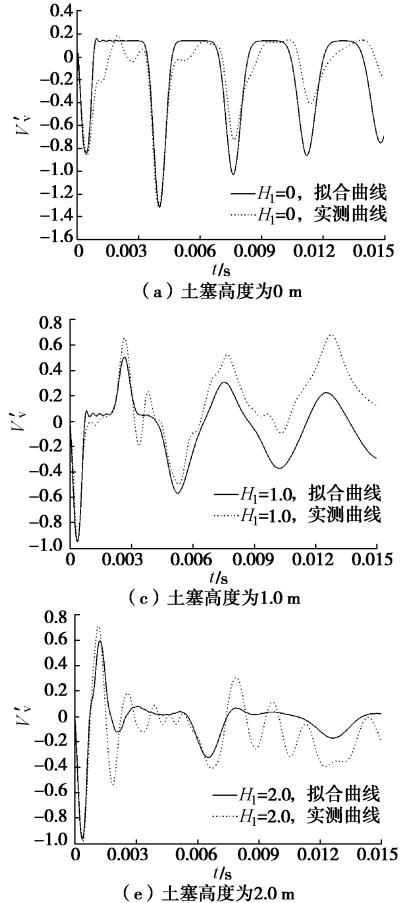


图 14 模型桩桩顶速度时域响应的实测及拟合曲线

Fig. 14 Comparison between measurements and fitting curves of velocity response at pile head

别对不同土塞高度的管桩进行了低应变反射波法试验，具体的土塞高度如图 13 所示。在管桩内填充土塞时，采用分段填充、分段压实的方式，逐步填充到预定高度。

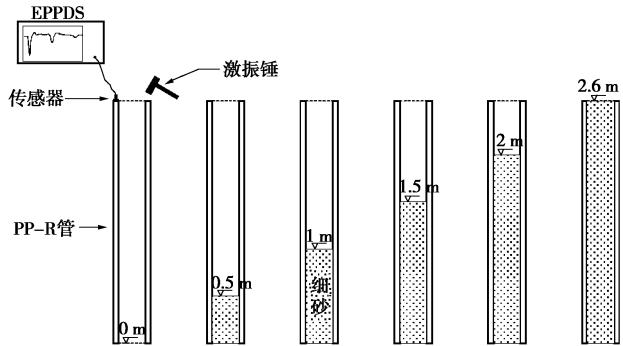
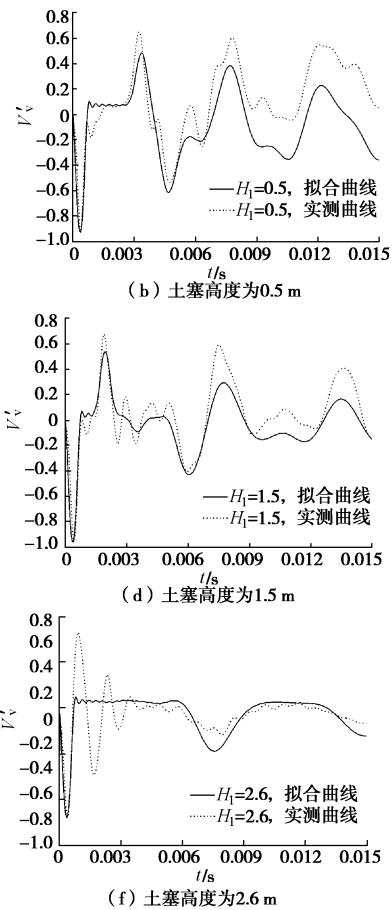


图 13 不同土塞高度的模型试验示意图

Fig. 13 Schematic diagram of model tests of soil plugs with different heights

试验结果处理及拟合分析的思路：

第一步：通过对不填充土塞时的管桩进行低应变反射波法测试，经过多次测试反演出管桩材料的弹性纵波波速为 1400 m/s 。然后，基于附加质量法的理论解，通过保证理论曲线与实测曲线的入射波幅值、桩尖一次同向反射信号幅值相等，经过反复试算，反演



出模型桩桩身黏性阻尼系数为 $29484 \text{ N} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{s}$, 反演得到的无量纲激振力脉冲宽度为 $\bar{T} = 0.37$ 。土塞高度为 0 m 时的实测曲线及模型预测响应的拟合曲线如图 14 (a) 所示。

第二步: 基于填充 0.5 m 土塞时的管桩低应变反射波法测试曲线, 采用第一步反演出的模型参数, 通过反复试算, 反演出土塞与管桩连接的分布式 Voigt 模型的弹簧系数和阻尼系数分别为 $785000 \text{ N} \cdot \text{m}^{-3}$, $153000 \text{ N} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}$ 。土塞高度为 0.5 m 时的实测曲线及模型预测响应的拟合曲线如图 14 (b) 所示。

第三步: 基于第一步和第二步反演出的模型参数, 采用附加质量法的理论解, 分别对填充 1.0, 1.5, 2.0, 2.6 m 土塞时的管桩低应变反射波法测试曲线进行反演拟合分析, 对应的实测曲线及模型预测响应的拟合曲线如图 14 (c) ~14 (f) 所示。

综合图 14 中的 6 种工况下模型桩桩顶速度时域响应的实测曲线及模型预测响应的拟合曲线可以看出, 6 种工况下的模型预测响应与实测曲线变化趋势总体吻合, 这说明基于附加质量法的理论解能大体反映实际工程中管桩及土塞的耦合振动规律。由图 14 的反演结果还可以验证: ①在桩顶速度时域响应曲线上, 土塞顶部界面位置处的确会存在类似扩颈桩段的反向反射信号, 且可通过反向反射信号的位置反算出土塞高度; ②由于土塞的存在, 填充土塞桩段的综合波速会小于管桩材料的一维弹性纵波波速, 且土塞高度越高, 填充土塞桩段的综合波速越小。

6 结 论

本文采用附加质量法建立了考虑土塞效应时管桩振动的定解问题, 通过解析方法分别得到了管桩桩顶频域响应解析解及半正弦脉冲荷载作用下桩顶速度时域响应半解解析解。通过分析计算得出以下 3 点结论。

(1) 分析了土塞与管桩连接的分布式 Voigt 模型参数的敏感性区间, 并讨论了 Voigt 模型参数对桩顶动力响应的影响规律, 结合模型试验, 给出了工程中反演 Voigt 模型参数的方法。

(2) 在桩顶速度时域响应曲线上, 土塞顶部界面位置处会出现类似扩颈桩段的反向反射信号; 由于土塞的存在, 填充土塞桩段的综合波速会小于管桩材料的一维弹性纵波波速, 且土塞高度越高, 填充土塞桩段的综合波速越小。

(3) 将理论解得到的模型预测响应的拟合曲线与模型试验得到的实测曲线进行了拟合对比, 证明了基于附加质量法的理论解可以大体揭示土塞与管桩的耦合振动规律。

参考文献:

- [1] 俞振全. 钢管桩的设计与施工[M]. 北京: 地震出版社, 1993. (YU Zhen-quan. Design and construction of steel pipe pile[M]. Beijing: Seismological Press, 1993. (in Chinese))
- [2] RANDOLPH M F, LEONG E C, HOULSBY G T. One-dimensional analysis of soil plugs in pipe pile[J]. Géotechnique, 1991, 41(4): 587 ~ 598.
- [3] PAIK K H, LEE S R. Behavior of soil plugs in open-ended model piles driven into sands[J]. Marine Georesources and Geotechnology, 1993, 11(4): 353 ~ 373.
- [4] LEHANE B M, GAVIN K G. Base resistance of jacked pile in sand[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2001, 127(6): 473 ~ 480.
- [5] 刘润, 裴瑞花, 闫澍旺. 大直径钢管桩土塞效应的判断和沉桩过程分析[J]. 海洋工程, 2005, 23(2): 71 ~ 76. (LIU Run, ZHUO Rui-hua, YAN Shu-wang. Plug effect on drivability of large-diameter steel piles[J]. The Ocean Engineering, 2005, 23(2): 71 ~ 76. (in Chinese))
- [6] 郑俊杰, 聂重军, 鲁燕儿. 基于土塞效应的柱形孔扩张问题解析解[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(增刊 2): 4004 ~ 4008. (ZHENG Jun-jie, NIE Chong-jun, LU Yan-er. Analytical solutions of cylindrical cavity expansion problems considering plugging effects[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, 25(S2): 4004 ~ 4008. (in Chinese))
- [7] 谢永健, 王怀忠, 朱合华. 软黏土中 PHC 管桩打入过程中土塞效应研究[J]. 岩土力学, 2009, 30(6): 1671 ~ 1675. (XIE Yongjian, WANG Huai-zhong, ZHU He-hua. Soil plugging effect of PHC pipe pile during driving into soft clay[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(6): 1671 ~ 1675. (in Chinese))
- [8] THONGMUNEE S, MATSUMOTO T, KOBAYASHI S, et al. Experimental and numerical studies on push-up load tests for sand plugs in a steel pipe pile[J]. Soils and Foundations, 2011, 51(5): 959 ~ 974.
- [9] LIU Jun-wei, ZHANG Zhong-miao, YU Feng. Effects of soil set-up on capacity of pipe pile[J]. Journal of Zhejiang University (Science A), 2011, 12(8): 637 ~ 644.
- [10] YONGKYU C, MICHAEL W O. Soil plugging and relaxation in pipe pile during earthquake motion[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1997, 123(10): 975 ~ 982.

- [11] 石振明, 陈建峰, 祝龙根. PHC 管桩动力特性试验研究[J]. 岩土力学, 2004, 25(10): 1622 – 1626. (SHI Zhen-ming, CHEN Jian-feng, ZHU Long-gen. Test study on dynamic properties of PHC pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, 25(10): 1622 – 1626. (in Chinese))
- [12] 张振拴, 杨树标, 张 涛, 等. 预应力管桩抗震性能试验研究[J]. 岩土力学, 2012, 33(增刊 1): 79 – 84. (ZHANG Zhen-shuan, YANG Shu-biao, ZHANG Tao, et al. Experimental study of seismic behavior of prestressed pipe pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(S1): 79 – 84. (in Chinese))
- [13] 刘春原, 李光宏, 李 兵. 预应力管桩振动台试验的数值分析[J]. 岩土力学, 2012, 33(增刊 1): 265 – 269. (LIU Chun-yuan, LI Guang-hong, LI Bing. Numerical analysis of shaking table test for prestressed pipe piles[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(S1): 265 – 269. (in Chinese))
- [14] 陈 凡, 罗文章. 预应力管桩低应变反射波法检测时的尺寸效应研究[J]. 岩土工程学报, 2004, 26(3): 353 – 356. (CHEN Fan, LUO Wen-zhang. Dimension effect on low strain integrity testing of prestressed pipe piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, 26(3): 353 – 356. (in Chinese))
- [15] 黄大治, 陈龙珠. 钢筋混凝土管桩反射波法的三维有限元分析[J]. 岩土力学, 2005, 26(5): 803 – 808. (HUANG Da-zhi, CHEN Long-zhu. 3D finite element analysis of reflected waves in concrete pipe pile with defects[J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, 26(5): 803 – 808. (in Chinese))
- [16] 费 康, 刘汉龙, 张 霆. PCC 桩低应变检测中的三维效应[J]. 岩土力学, 2007, 28(6): 1095 – 1102. (FEI Kang, LIU Han-long, ZHANG Ting. Three-dimensional effects in low strain integrity test of PCC pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, 28(6): 1095 – 1102. (in Chinese))
- [17] LU Zhi-tang, LIU Dong-jia, LONG Li-li, et al. 3-D numerical computation for low strain integrity testing of piles[J]. Journal of Hefei University of Technology (Natural Science), 2011, 34(6): 905 – 909.
- [18] 郑长杰, 丁选明, 刘汉龙, 等. 考虑土体三维波动效应的现浇大直径管桩纵向振动响应解析解[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(12): 2247 – 2254. (ZHENG Chang-jie, DING Xuan-ming, LIU Han-long, et al. Analytical solution to vertical vibration of cast-in-place concrete large-diameter pipe piles by considering 3D wave effect of soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(12): 2247 – 2254. (in Chinese))
- [19] 丁选明, 刘汉龙. 现浇薄壁管桩低应变动力检测适应性探讨[J]. 岩土力学, 2006, 27(增刊 2): 784 – 790. (DING Xuan-ming, LIU Han-long. Study on applicability of low strain dynamic testing on cast-in-situ concrete thin-wall pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, 27(S2): 784 – 790. (in Chinese))
- [20] 刘汉龙, 丁选明. 现浇薄壁管桩在低应变瞬态集中荷载作用下的动力响应解析解[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(11): 1611 – 1617. (LIU Han-long, DING Xuan-ming. Analytical solution of dynamic response of cast-in-situ concrete thin-wall pipe piles under transient concentrated load with low strain[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(11): 1611 – 1617. (in Chinese))
- [21] DING Xuan-ming, LIU Han-long, LIU Jin-yuan, et al. Wave propagation in a pipe pile for low-strain integrity testing[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2011, 137(9): 598 – 609.
- [22] 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]. 岩土力学, 2012, 33(1): 155 – 161. (DING Xuan-ming, CHEN Yu-min, KONG Gang-qiang. Formation mechanism of velocity waves in low strain integrity testing of PCC pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(1): 155 – 161. (in Chinese))
- [23] 丁选明, 刘汉龙. 大直径管桩在瞬态集中荷载作用下的振动响应时域解析解[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(6): 1010 – 1017. (DING Xuan-ming, LIU Han-long. Time-domain analytical solution of the vibration response of a large-diameter pipe pile subjected to transient concentrated load[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(6): 1010 – 1017. (in Chinese))
- [24] 刘林超, 闫启方. 饱和土中管桩的纵向振动特性[J]. 水利学报, 2011, 42(3): 366 – 378. (LIU Lin-chao, YAN Qi-fang. Vertical vibration characteristics of pipe pile in saturated soil[J]. SHUILI XUEBAO, 2011, 42(3): 366 – 378. (in Chinese))
- [25] LU Zhi-tang, WANG Zhi-tang, LIU Dong-jia. Study on low-strain integrity testing of pipe-pile using the elastodynamic finite integration technique[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2013, 37(5): 536 – 550.
- [26] 时 猛. 东营市预应力管桩高应变动力检测的竖向承载力计算[D]. 青岛: 中国石油大学(华东), 2008. (SHI Meng. Calculation of vertical bearing capacity of prestressed high

- strength concrete pipe pile by high strain dynamic loading test applied in Dongying City[D]. Qingdao: China University of Petroleum (East China), 2008. (in Chinese)
- [27] 陈 凡. FEIWAPC 特征线桩基波动分析程序[J]. 岩土工程学报, 1990, 2(5): 65 - 75. (CHEN Fan. Wave analysis program of pile based on FEIWAPC feature line[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1991, 2(5): 65 - 75. (in Chinese))
- [28] 陈 波, 闫澍旺, 李家钢. 动力沉桩中土塞作用数值分析[J]. 天津大学学报, 2001, 34(5): 636 - 640. (CHEN Bo, YAN Shu-wang, LI Jia-gang. Numerical analysis of soil plug effect on pile driving[J]. Journal of Tianjin University, 2001, 34(5): 636 - 640. (in Chinese))
- [29] 闫澍旺, 董 伟, 刘 润, 等. 海洋采油平台打桩工程中土塞效应研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(4): 703 - 709. (YAN Shu-wang, DONG Wei, LIU Run, YIN Han-jun, FAN Zhi-xia. Study of influence of soil plug on driving piles of offshore oil drilling platform[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(4): 703 - 709. (in Chinese))
- [30] 李剑强, 周 建. 开口桩中土芯形成、影响因素及判别方法研究[J]. 岩土力学, 2008, 29(2): 449 - 454. (LI Jian-qiang, ZHOU Jian. Effects on soil plugging and plugged mode in open-ended pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(2): 449 - 454. (in Chinese))
- [31] MATSUMOTO T, TAKEI M. Effects of soil plug on behaviour of driven pile piles[J]. Soil and Foundation, 1991, 31(2): 14 - 34.
- [32] HEEREMA E P, JONG A. An advanced wave equation computer program which simulates dynamic plugging through a coupled mass-spring system[C]// International Conference on Numerical Methods in Offshore Piling, London, 1988: 37 - 42.
- [33] YONGKYU C, MICHAEL W O. Soil plugging and relaxation in pipe pile during earthquake motion[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1997, 123(10): 975 - 982.
- [34] 吴文兵, 王奎华, 杨冬英, 等. 成层地基中基于虚土桩模型的桩基纵向振动响应[J]. 中国公路学报, 2012, 25(2): 72 - 80. (WU Wen-bing, WANG Kui-hua, YANG Dong-ying, et al. Longitudinal dynamic response to the pile embedded in layered soil based on fictitious soil pile model[J]. China Journal of Highway and Transport, 2012, 25(2): 72 - 80. (in Chinese))
- [35] NOVAK M, NOGAMI T, ABOUL-ELLA F. Dynamic soil reaction for plane strain case[J]. Journal of the Engineering Mechanical Division, ASCE, 1978, 104(EM4): 953 - 959.
- [36] RANDOLPH M F, DEEKS A J. Dynamic and static soil models for axial pile response[C]// Proceeding of 4th International Symposium on the Application of Stress Wave Theory to Piles. Rotterdam: Balkema, 1992: 3 - 14.