

DOI: 10.11779/CJGE201804016

基于附加质量模型的管桩扭转振动研究

刘浩¹, 蒋国盛¹, 梅国雄^{1,2,3}, 梁荣柱¹, 吴文兵^{*1,2,3}

(1. 中国地质大学工程学院岩土钻掘与防护教育部工程研究中心, 湖北 武汉 430074; 2. 广西大学土木建筑工程学院广西防灾减灾与工程安全重点实验室, 广西 南宁 530004; 3. 广西大学工程防灾与结构安全教育部重点实验室, 广西 南宁 530004)

摘要: 基于附加质量模型研究了管桩的扭转振动特性, 为管桩的无损检测、动力基础设计和抗震设计提供了新的理论依据。首先, 推导出管桩桩顶复刚度和速度频域响应解析解及半正弦脉冲激振力作用下桩顶速度时域响应半解析解; 然后将该解与经典的平面应变解进行对比, 验证本文解的合理性; 最后分析土塞高度和土塞与管桩之间的阻尼作用对管桩扭转振动特性的影响。分析表明: 土塞高度和土塞与管桩之间的阻尼作用是影响管桩扭转复刚度的重要因素; 随着土塞高度的增加和土塞与管桩之间阻尼作用的增强, 填充土塞段管桩的扭转综合波速会逐渐减小。

关键词: 管桩; 扭转振动; 土塞效应; 附加质量模型; 动力特性

中图分类号: TU435

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2018)04-0716-10

作者简介: 刘浩 (1989-), 男, 博士研究生, 主要从事桩基动力学理论研究工作。E-mail: liuhao370@163.com。

Torsional dynamic response of pipe piles based on additional mass model

LIU Hao¹, JIANG Guo-sheng¹, MEI Guo-xiong^{1,2,3}, LIANG Rong-zhu¹, WU Wen-bing^{1,2,3}

(1. Engineering Research Center of Rock-Soil Drilling & Excavation and Protection, Ministry of Education, Faculty of Engineering, China

University of Geosciences, Wuhan 430074, China; 2. Guangxi Key Laboratory of Disaster Prevention and Structural Safety, College of

Civil Engineering and Architecture, Guangxi University, Nanning 530004, China; 3. Key Laboratory of Disaster Prevention and Structural

Safety, Ministry of Education, Guangxi University, Nanning 530004, China)

Abstract: The torsional dynamic response of pipe piles is investigated based on the additional mass model. It can provide a new theoretical basis for non-destructive integrity testing of pipe piles, design of dynamic foundation and earthquake-resistant design. First, the analytical solutions for complex stiffness and velocity response in the frequency domain and the corresponding quasi-analytical solutions for velocity response in the time domain at pile head are derived. Then, the rationality and accuracy of the solutions are verified by comparing the dynamic behaviors of the pipe piles calculated by the additional mass model with those based on the plane strain model. Finally, the influences of the soil plug height and the damping effect between soil plugs and pipe piles on the torsional dynamic response of pipe piles are analyzed. The results show that the soil plug height and the damping effect between soil plugs and pipe piles have an important influence on the torsional complex stiffness of pipe piles. The test torsional velocity of pipe pile decreases as the soil plug height and the damping effect between soil plugs and pipe piles increase.

Key words: pipe pile; torsional vibration; soil plug effect; additional mass model; dynamic characteristic

0 引言

现代建筑物经常承受由风、波浪或机械振动引起的扭转荷载, 建立完善的桩基扭转振动理论可以为桩的抗震设计、动力基础设计和无损检测提供理论依据。随着施工技术的发展, 管桩以其适应性强、承载力高、较为经济等优点在各种建筑基础中得到了广泛应用。近年来, 国内外学者对桩的扭转振动理论开展了大量研究, 然而这些研究主要集中在实心桩领域^[1-4], 现有文献中关于管桩扭转振动理论的研究相对较少。在管桩扭转动力特性方面, 石振明等^[5]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, 并通过扭转自由振动的方式测试了某 PHC 管桩的扭转动刚度和动阻尼。郑长杰等^[6]将桩侧土和土塞假设为均匀黏弹性

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51309207, 51678547); 中国博士后科学基金面上项目 (2016M600711); 中央高校基本科研业务费专项资金摇篮计划项目 (CUGL150411); 岩土钻掘与防护教育部工程研究中心开放基金项目 (201402)

收稿日期: 2016-12-27

*通讯作者 (E-mail: zjuwbb1126@163.com)

体,得到了均匀黏弹性地基中 PCC 管桩扭转振动响应频域解析解。靳建明等^[7]利用弹性动力学理论和 Biot 动力固结理论,研究了埋置在饱和土中的管桩扭转振动问题。

在管桩完整性检测方面,目前常用的是低应变反射波法。近年来,以经典纵波理论为基础,国内外学者对管桩动态检测理论进行了深入的研究。陈凡等^[8]在不考虑桩侧土和土塞的情况下,利用有限元法研究了预应力管桩低应变反射波法测试时的尺寸效应,提出了计算不同点激励速度峰值时间差的关系式。费康等^[9]通过有限元积分研究了 PCC 桩在低应变检测中的三维效应。丁选明等^[10]将土体对桩的作用简化为 Winkler 模型,建立了管桩三维波动方程,求解得到了有限长大直径管桩纵向振动时域解析解;郑长杰等^[11]将土塞和桩侧土模拟为一系列无限薄的薄层,求得了埋置在黏弹性土中薄壁管桩的纵向振动解析解。以经典纵波理论为基础的应力波反射法以其简便性和高效性而被广泛应用,但由于纵波波速较快,该方法对桩身的浅部缺陷和小缺陷不敏感,存在较大的检测盲区。针对传统低应变反射波法存在的不足,刘东甲等^[12]从理论上研究了扭转波测试基桩质量的可行性。扭转波相比于纵波的传播速度慢,在小缺陷的反射处容易产生叠加,因而对于浅部小缺陷更有优势;由于扭转波的变形方向与纵波完全不同,因此其对横向裂缝更加敏感。王雪峰^[13]初步证明了基桩完整性纵波扭转波综合分析法的可行性。鲍树峰等^[14]通过现场试验进一步验证了扭转波在基桩质量检测中的优势。利用扭转波在桩身完整性检测方面的特殊优势,吕述辉等^[15]提出了虚拟隔离单桩法检测既有结构物下高承台桩完整性的方法,为既有结构物下桩基无损检测提供了新的思路。在桩基低应变检测过程中,桩身测试波速是影响检测精度的重要因素,吴文兵等^[16]通过试验发现,随着土塞高度的增大,纵向应力波在桩身传播的速度逐渐降低。虽然现有的研究取得了大量成果,然而土塞对管桩扭转波测试波速的影响仍有待研究。

与实心桩相比,管桩与土的动力相互作用更加复杂,土塞的存在不仅可以改变管桩的动刚度和动阻尼,同时对管桩的共振频率和共振峰幅值也有重要影响。现有研究主要集中在管桩打入过程中的土塞与管桩的动态相互作用,然而在桩基动态检测、动力基础设计和结构物抗震防震设计关注的低应变领域,管桩与土塞的动态相互作用模型还相对较少,现有的计算模型主要有两种:第一种为 Winkler 模型^[10],该模型应用较为方便,然而并没有考虑土塞质量的影响和波在土塞中的传播;第二种模型假设土塞为连续的弹性或者

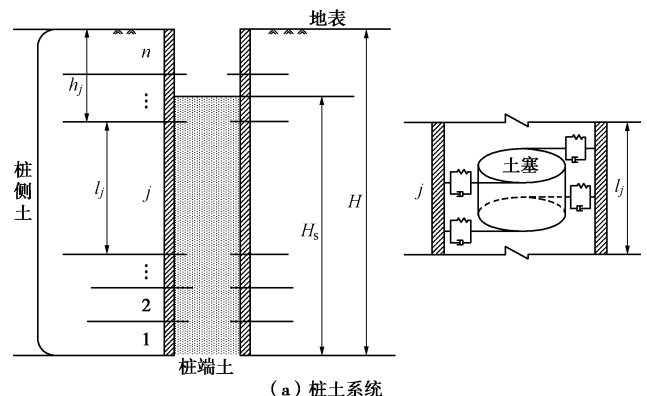
黏弹性体^[11],通过弹性动力学的相关理论计算土塞对管桩的作用力,该模型考虑了波在土塞中的传播,然而并没有考虑土塞与管桩之间振动的相位差,同样也没有考虑土塞质量对管桩的影响。相对于桩侧土的半无限空间,土塞被桩身环绕在密闭的空间中,土塞与管桩的相互作用也更加紧密。因此,土塞惯性效应对管桩扭转振动特性的影响不可忽略。

为研究土塞对管桩动力特性的影响,本文将附加质量模型^[16]推广到管桩的扭转振动研究,并重点讨论土塞的惯性效应和土塞与管桩之间的阻尼效应对桩顶复刚度和速度响应曲线的影响。附加质量模型的基本思路是将土塞沿桩身纵向方向划分成微单元体,每个微单元体通过分布式 Voigt 模型与管桩内壁连接在一起。这种模型不仅可以考虑管桩与土塞的振动相位差,还可以考虑土塞质量、土塞与管桩之间的阻尼效应对管桩扭转振动特性的影响。桩侧土采用平面应变模型,通过 Laplace 变换技术和阻抗函数递推法,推导得到了桩顶复刚度和速度频域响应解析解;然后利用傅立叶逆变换求得了半正弦脉冲激励力作用下桩顶速度时域响应半解析解。

1 数学模型和基本假设

1.1 计算模型

桩土系统耦合振动计算模型如图 1 所示,根据桩侧土、土塞的成层性,将桩土系统共划分为 n 层,自桩端开始依次编号为 $1, 2, \dots, j, \dots, n$ 段,其中第 j 层桩土系统的厚度为 l_j ,顶部深度为 h_j 。管桩外内半径分别为 r_1 和 r_2 ,管桩长度为 H ,管桩内土塞高度为 H_s 。管桩与土塞的动态相互作用采用附加质量模型模拟,第 j 微元段桩侧土体对管桩的侧摩阻力为 $f_j^s(z, t)$,对应的土塞质量为 m_j^s ,土塞与管桩接触面上分布式 Voigt 模型的弹簧系数和阻尼系数分别为 k_j 和 c_j 。当微单元段内不存在土塞时,则取 $m_j^s=0$ 。桩底土对管桩的支撑作用简化为线性弹簧 k_b 和阻尼器 c_b 。



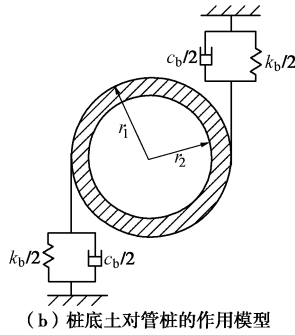


图 1 桩土动力相互作用计算模型

Fig. 1 Computational model for pile-soil dynamic interaction

1.2 基本假设

本文在建立方程时采用以下假设条件:

(1) 桩侧土和土塞为层状、均质、各向同性、黏弹性体,土层上表面为自由边界,无正应力和剪应力,桩端土为均质各向同性黏弹性半无限空间。

(2) 桩土系统扭转振动时,桩侧土只发生切向位移,径向位移和纵向位移忽略不计。

(3) 桩土系统振动为小变形,桩与桩侧土紧密接触,管桩与桩侧土接触界面上应力和位移连续。

(4) 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管桩,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。

2 桩土耦合振动方程及求解

2.1 土体扭转振动方程及求解

根据 El Naggar 等^[17]提出的土体扭转振动平面应变模型,可得到管桩桩侧土的扭转振动方程为

$$r^2 \frac{\partial^2 u_j^{s1}(z, r, t)}{\partial r^2} + r \frac{\partial u_j^{s1}(z, r, t)}{\partial r} - (\beta_j^2 r^2 + 1) u_j^{s1}(z, r, t) = 0 \quad (j=1, 2, \dots, n), \quad (1)$$

式中, $\beta_j = \frac{i \cdot \omega}{v_j^{s1} \sqrt{1 + i D_j^{s1}}}$, $u_j^{s1}(z, r, t)$, v_j^{s1} 和 D_j^{s1} 分别表示第 j 层桩侧土体的切向位移, 剪切波速和材料阻尼系数; 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的切向位移为

$$u_j^{s1}(z, r, t) = A_j K_1(\beta_j r) + B_j I_1(\beta_j r), \quad (2)$$

式中, $I_1(\cdot)$ 和 $K_1(\cdot)$ 分别为一阶第一类和第二类虚宗量 Bessel 函数, A_j 和 B_j 是由边界条件确定的复常数。由于桩侧土体的位移和应力在水平无穷远处趋近于 0, 可得 $B_j = 0$ 。

根据弹性动力学原理, 第 j 层桩侧土体内任意一点的切向剪应力可表示为

$$\tau_j^{s1}(z, r, t) = A_j G_j^{s1} (1 + i \cdot D_j^{s1}) \left[\frac{\partial u_j^{s1}(z, r, t)}{\partial r} - \frac{u_j^{s1}(z, r, t)}{r} \right] = -A_j G_j^{s1} (1 + i \cdot D_j^{s1}) \beta_j K_2(\beta_j r_j), \quad (3)$$

式中, G_j^{s1} 为第 j 层桩侧土的动剪切模量, $G_j^{s1} = \rho_j^{s1} (v_j^{s1})^2$, ρ_j^{s1} 为第 j 层桩侧土的密度; $K_2(\cdot)$ 为二阶第二类虚宗量 Bessel 函数。

第 j 层桩侧土单位面积上的切向复刚度为

$$k_j^{s1} = -\frac{\tau_j^{s1}(z, r, t)}{u_j^{s1}(z, r, t)} = G_j^{s1} (1 + i \cdot D_j^{s1}) \beta_j \frac{K_2(\beta_j r_j)}{K_1(\beta_j r_j)}, \quad (4)$$

式中, $K_1(\cdot)$ 为一阶第二类虚宗量 Bessel 函数。

第 j 层桩侧土作用在管桩外侧的单位面积摩阻力可表示为

$$f_j^{s1}(z, t) = k_j^{s1} \cdot r_1 \cdot \varphi_j^p(z, t), \quad (5)$$

式中, $\varphi_j^p(z, t)$ 表示第 j ($j=1, 2, \dots, n$) 段管桩的扭转角。

2.2 管桩扭转振动方程及求解

假定第 j 段管桩及土塞的扭转角分别用 $\varphi_j^p(z, t)$ 和 $\varphi_j^{s2}(z, t)$ 表示, 分别建立管桩和土塞的扭转振动控制方程如下:

管桩

$$G_j^p I_{pj}^p \frac{\partial^2 \varphi_j^p(z, t)}{\partial z^2} + \delta_j^p \frac{\partial^3 \varphi_j^p(z, t)}{\partial z^2 \partial t} - 2\pi r_1^2 f_j^{s1}(z, t) - \left\{ k_j \left[\varphi_j^p(z, t) - \varphi_j^{s2}(z, t) \right] + \frac{\partial \left[\varphi_j^p(z, t) - \varphi_j^{s2}(z, t) \right]}{\partial t} c_j \right\} \cdot 2\pi r_2^3 = \rho_j^p I_{pj}^p \frac{\partial^2 \varphi_j^p(z, t)}{\partial t^2}, \quad (6)$$

式中, G_j^p , ρ_j^p , δ_j^p 和 $I_{pj}^p = \frac{1}{2} \pi (r_1^4 - r_2^4)$ 分别表示第 j 段管桩的动剪切模量、密度、材料黏性阻尼系数和极惯性矩; $G_j^p = \rho_j^p (v_{sj}^p)^2$, v_{sj}^p 为第 j 段管桩的剪切波速。

土塞

$$\left\{ k_j \left[\varphi_j^p(z, t) - \varphi_j^{s2}(z, t) \right] + \frac{\partial \left[\varphi_j^p(z, t) - \varphi_j^{s2}(z, t) \right]}{\partial t} c_j \right\} \cdot 2\pi r_2^3 = \rho_j^{s2} I_{pj}^{s2} \frac{\partial^2 \varphi_j^{s2}(z, t)}{\partial t^2}, \quad (7)$$

式中, ρ_j^{s2} 和 $I_{pj}^{s2} = \frac{1}{2} \pi r_2^4$ 分别表示第 j 段土塞的密度和极惯性矩。

管桩顶部和底部的边界条件分别为

$$\left[G_n^p I_{pn}^p \frac{\partial \varphi_n^p(z, t)}{\partial z} + \delta_n^p \frac{\partial^2 \varphi_n^p(z, t)}{\partial z \partial t} \right]_{z=0} = -q(t), \quad (8)$$

$$\left[G_1^p I_{p1}^p \frac{\partial \varphi_1^p(z, t)}{\partial z} + \delta_1^p \frac{\partial^2 \varphi_1^p(z, t)}{\partial z \partial t} + k_b \varphi_1^p(z, t) + c_b \frac{\partial \varphi_1^p(z, t)}{\partial t} \right]_{z=H} = 0, \quad (9)$$

式中, $q(t)$ 为作用于桩顶的激振力。Veletsos 等^[18]将黏弹性半无限空间对其表面扭转振动刚性圆盘的支撑作用简化为线性弹簧和阻尼器, 并得到了简化的线性弹簧 k_0 和线性阻尼 c_0 为

$$\left. \begin{aligned} k_0 &= (32/9)\rho_0^s(v_0^s)^2r_0^3, \\ c_0 &= (\pi/2)\rho_0^sv_0^sr_0^4. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

式中 ρ_0^s , v_0^s 分别为土体密度和剪切波速; r_0 为刚性圆盘半径, 在本文的分析中, 桩端土对管桩的支撑作用参考 Veletsos 模型, 设 $r_0=r_1$ 。将 Veletsos 的计算结果转换为分布式形式, 可得桩底土对管桩作用的弹簧系数和线性阻尼系数为

$$\left. \begin{aligned} k_b &= \frac{(r_1^4 - r_2^4)}{r_1^4}k_0 = \frac{32(r_1^4 - r_2^4)}{9r_1}\rho_0^s(v_0^s)^2, \\ c_b &= \frac{(r_1^4 - r_2^4)}{r_1^4}c_0 = \frac{\pi}{2}(r_1^4 - r_2^4)\rho_0^sv_0^s. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

相邻管桩桩段分界面两侧的桩身位移和应力满足连续条件, 即

$$\left. \begin{aligned} \phi_j^p(z, t)|_{z=h_j} &= \phi_{j+1}^p(z, t)|_{z=h_j}, \\ \left[G_j^p I_{pj}^p \frac{\partial \phi_j^p(z, t)}{\partial z} + \delta_j^p \frac{\partial^2 \phi_j^p(z, t)}{\partial z \partial t} \right]_{z=h_j} &= \left[G_{j+1}^p I_{p(j+1)}^p \frac{\partial \phi_{j+1}^p(z, t)}{\partial z} + \delta_{j+1}^p \frac{\partial^2 \phi_{j+1}^p(z, t)}{\partial z \partial t} \right]_{z=h_j} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

桩的初始条件为

$$\left. \begin{aligned} \phi_j^p(z, t)|_{t=0} &= 0, \\ \left[G_j^p I_{pj}^p \frac{\partial \phi_j^p(z, t)}{\partial z} + \delta_j^p \frac{\partial^2 \phi_j^p(z, t)}{\partial z \partial t} \right]_{t=0} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

土塞的初始条件为

$$\left. \begin{aligned} \phi_j^{s2}(z, t)|_{t=0} &= 0, \\ \left[G_j^{s2} I_{pj}^{s2} \frac{\partial \phi_j^{s2}(z, t)}{\partial z} + \delta_j^{s2} \frac{\partial^2 \phi_j^{s2}(z, t)}{\partial z \partial t} \right]_{t=0} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

令 $\phi_j^p(z, s)$, $\phi_j^{s2}(z, s)$ 分别为 $\phi_j^p(z, t)$, $\phi_j^{s2}(z, t)$ 关于时间 t 的 Laplace 变换式, 结合初始条件, 对式 (6) 两侧进行 Laplace 变换, 并简化可得

$$\begin{aligned} G_j^p I_{pj}^p \frac{\partial^2 \phi_j^p(z, s)}{\partial z^2} + \delta_j^p \cdot s \frac{\partial^2 \phi_j^p(z, s)}{\partial z^2} - \\ 2\pi r_1^3 \cdot k_j^{s1} \phi_j^p(z, s) - s^2 \rho_j^p I_{pj}^p \phi_j^p(z, s) \cdot \\ [\phi_j^p(z, s) - \phi_j^{s2}(z, s)](k_j + s \cdot c_j) \cdot 2\pi r_2^3 = 0, \end{aligned} \quad (15)$$

结合初始条件, 对式 (7) 两侧进行 Laplace 变换, 并简化可得

$$\phi_j^{s2}(z, s) = \frac{\phi_j^p(z, s) \cdot (k_j + s \cdot c_j) \cdot 2\pi r_2^3}{(k_j + s \cdot c_j) \cdot 2\pi r_2^3 + s^2 \rho_j^{s2} I_{pj}^{s2}}. \quad (16)$$

由式 (16) 可知, 管桩扭转角与土塞扭转角之间存在一个相位差, 即表明在小变形情况下管桩与土塞也存在相对运动, 即管桩与土塞的振动是异步的。

将式 (16) 代入式 (15) 可得

$$(G_j^p I_{pj}^p + \delta_j^p \cdot s) \frac{\partial^2 \phi_j^p(z, s)}{\partial z^2} - \phi_j^p(z, s)(s^2 \rho_j^p I_{pj}^p + 2\pi r_1^3 \cdot k_j^{s1} + K_j^{s2}) = 0, \quad (17)$$

式中, K_j^{s2} 代表土塞与管桩的相互作用系数, 可表示为

$$K_j^{s2} = \frac{(k_j + s \cdot c_j) \cdot 2\pi r_2^3 \cdot s^2 \rho_j^{s2} I_{pj}^{s2}}{(k_j + s \cdot c_j) \cdot 2\pi r_2^3 + s^2 \rho_j^{s2} I_{pj}^{s2}}. \quad (18)$$

式 (17) 的解为

$$\phi_j^p(z, s) = a_{1j} \cos\left(\bar{\lambda}_j \cdot \frac{z}{l_j}\right) + a_{2j} \sin\left(\bar{\lambda}_j \cdot \frac{z}{l_j}\right), \quad (19)$$

式中, $\bar{\lambda}_j = \omega \cdot \sqrt{\frac{s^2 \rho_j^p I_{pj}^p + K_j^{s1} + K_j^{s2}}{(G_j^p I_{pj}^p + \delta_j^p \cdot s) \cdot s^2}} l_j$ 为无量纲的特征值, a_{1j} , a_{2j} 式为由边界条件确定的复常数。

第 1 段管桩桩顶复阻抗可表示为

$$\begin{aligned} Z_{T1}(z, s)|_{z=h_1} &= - \frac{\left[G_1^p I_{11}^p \frac{\partial \phi_1^p(z, s)}{\partial z} + s \cdot \delta_1^p \frac{\partial \phi_1^p(z, s)}{\partial z} \right]_{z=h_1}}{\phi_1^p(z, s)|_{z=h_1}} \\ &= -(G_1^p I_{11}^p + s \cdot \delta_1^p) \frac{\bar{\lambda}_1}{l_1} \tan(\bar{\lambda}_1 - \theta_1), \end{aligned} \quad (20)$$

式中, $\theta_1 = \arctan\left[\frac{Z_{T0}(z, s)}{(G_1^p I_{11}^p + s \cdot \delta_1^p) \bar{\lambda}_1 / l_1}\right]$, $Z_{T0}(z, s)$ 为管桩底部的阻抗, 可利用边界条件 (9) 求得

$$Z_{T0}(z, s) = -(k_b + s \cdot c_b). \quad (21)$$

利用阻抗函数递推方法^[4], 可以得到管桩桩顶复阻抗为

$$\begin{aligned} Z_{Tn}(z, s)|_{z=0} &= - \frac{\left[G_n^p I_{pn}^p \frac{\partial \phi_n^p(z, s)}{\partial z} + s \cdot \delta_n^p \frac{\partial \phi_n^p(z, s)}{\partial z} \right]_{z=0}}{\phi_n^p(z, s)|_{z=0}} \\ &= -(G_n^p I_{pn}^p + s \cdot \delta_n^p) \frac{\bar{\lambda}_n}{l_n} \tan(\bar{\lambda}_n - \theta_n), \end{aligned} \quad (22)$$

式中, $\theta_n = \arctan\left[\frac{Z_{T(n-1)}(z, s)}{(G_n^p I_{pn}^p + s \cdot \delta_n^p) \bar{\lambda}_n / l_n}\right]$, $Z_{T(n-1)}(z, s)$ 可以根据阻抗函数递推特性结合式 (20) 得到。

式 (22) 可进一步表示为实部和虚部形式

$$Z_{Tn}(s) = K_{Tn}(s) + iC_{Tn}(s), \quad (23)$$

式中, $K_{Tn}(s)$, $C_{Tn}(s)$ 分别表示桩顶的扭转动刚度和动阻尼。

桩顶速度传递函数可表示为

$$H_v = \frac{s}{Z_{Tn}} = -\frac{s \cdot l_n}{\bar{\lambda}_n (G_n^p I_n^p + s \cdot \delta_n^p) \tan(\bar{\lambda}_n - \theta_n)}, \quad (24)$$

在式(24)中, 令 $s = i \cdot \omega$, 可得桩顶速度频域响应函数为

$$H_v = -\frac{1}{\rho_n I_{pn}^p v_{sn}^p \left(1 + \frac{s \cdot \delta_n^p}{G_n^p I_n^p} \right)} H'_v, \quad (25)$$

式中,

$$H'_v = \frac{i \bar{\omega} \bar{t}_n}{\bar{\lambda}_n \tan(\bar{\lambda}_n - \theta_n)}, \quad (26)$$

其中, $\bar{\omega} = T_c \omega$, $\bar{t}_n = t_n / T_c$ 分别代表无量纲的频率和第 n 段桩身无量纲传递时间; t_n , T_c 分别表示扭转波在第 n 段桩身传播时间和管桩桩身传播的总时间。

假定桩顶受到半正弦冲击荷载, 其作用力表达式为

$$q(t) = \begin{cases} Q_{\max} \sin(\pi t / T_0) & (0, T_0) \\ 0 & (t \geq T_0) \end{cases}, \quad (27)$$

式中, Q_{\max} , T_0 分别代表扭转激励的幅值和脉冲宽度。令 $Q(\omega)$ 为 $q(t)$ 关于时间 t 的 Laplace 变换式, 利用傅立叶逆变换可求得桩顶速度时域响应半解析表达式为

$$V(t) = \frac{Q_{\max}}{\rho_n I_{pn}^p v_{sn}^p \left(\pi + \frac{s \cdot \delta_n^p}{G_n^p I_n^p} \right)} V'_v, \quad (28)$$

其中, V'_v 为无量纲的速度时域响应, 其表达式为

$$V'_v = -\frac{1}{2} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{i \bar{\omega} \bar{t}_n}{\bar{\lambda}_n \tan(\bar{\lambda}_n - \theta_n)} \cdot \frac{\bar{T}_0}{\pi^2 - \bar{T}_0^2 \bar{\omega}^2} (1 + e^{-i \bar{\omega} \bar{T}_0}) e^{i \bar{\omega} \bar{t}} d\bar{\omega}, \quad (29)$$

式中, $\bar{T}_0 = T_0 / T_c$ 和 $\bar{t} = t / T_c$ 分别表示无量纲脉冲宽度和无量纲时间因子。

3 Voigt 模型参数敏感性分析

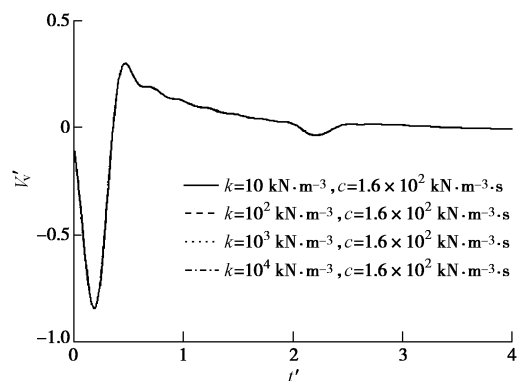
在附加质量模型中, 连接管桩与土塞的 Voigt 模型参数是影响土塞与管桩动态相互作用的关键参数。由于管桩内部土塞的边界条件与桩侧土的边界条件不一致, 土塞与管桩连接的 Voigt 模型参数不能简单的按照桩侧土与桩接触面上的动态 Winkler 模型参数选取。因此, 为确定 Voigt 模型参数取值的敏感性区间, 下面将讨论 Voigt 模型参数对桩顶动力特性的影响。

在本文计算中, 如不作特殊说明, 桩的设计参数为: 桩长为 10 m, 外半径为 0.5 m, 内半径为 0.35 m, 密度为 2500 kg/m³, 剪切波速为 2500 m/s; 假定桩侧土和桩端土为细砂, 桩侧土的参数: 密度为 1800 kg/m³, 剪切波速为 100 m/s; 桩端土的参数: 密度为

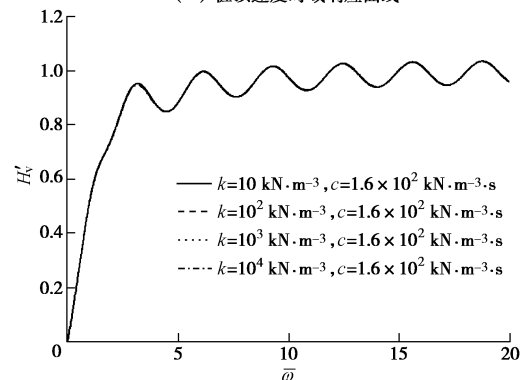
2000 kg/m³, 剪切波速为 120 m/s。在本节的讨论中, 土塞的计算参数: 高度为 10 m, 密度为 1800 kg/m³, 剪切波速为 100 m/s。

刘东甲等^[12]利用桩侧土的平面应变模型, 得到扭转振动时桩侧土的 Winkler 参数 k 和 c 的简单实用式, 将 k 和 c 转化为分布式形式可得: $k = 1.5 \rho_j^{s1} (v_j^{s1})^2 / r_j$, $c = \rho_j^{s1} v_j^{s1}$; Voigt 模型参数的上限区间参考刘东甲模型, 将土塞的参数代入上式可得: $k = 7.7 \times 10^4 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3}$, $c = 180 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}$ 。基于附加质量模型, 吴文兵利用 PP-R 管制作的模型桩试验, 反演出管桩纵向振动时 Voigt 模型参数的取值; Voigt 模型参数的下限区间参考吴文兵^[16]的反演参数, 即 $k = 785 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3}$ 和 $c = 160 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}$ 。

本节通过桩顶速度响应和复刚度来研究 Voigt 模型参数对管桩扭转动力特性的影响。首先分析 Voigt 模型参数 k 对桩顶扭转动力特性的影响, 保持黏性阻尼系数 c 不变, 即 $c = 1.6 \times 10^2 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}$; k 分别取 $k = 10, 10^2, 10^3, 10^4 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3}$ 。图 2, 3 分别给出了 Voigt 模型参数 k 对桩顶速度响应和桩顶复刚度的影响, 由图 2, 3 可知, 当 $c = 1.6 \times 10^2 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}$ 时, 弹簧系数在 $10 \sim 10^4 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3}$ 范围内取值时, k 的变化对桩顶扭转动力特性的影响基本上可以忽略。



(a) 桩顶速度时域响应曲线



(b) 桩顶速度导纳曲线

图 2 Voigt 模型参数 k 对桩顶速度响应的影响

Fig. 2 Influences of spring coefficient of distributed Voigt model on torsional velocity response of pipe piles

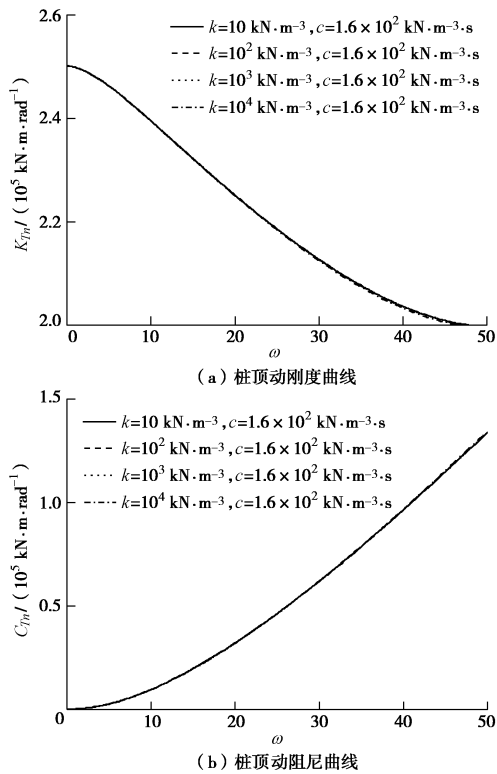
图3 Voigt 模型参数 k 对桩顶复刚度的影响

Fig. 3 Influences of spring coefficient of distributed Voigt model on torsional complex stiffness of pipe piles

接下来讨论 Voigt 模型参数 c 对桩顶扭转动力特性的影响, 保持弹簧系数 k 的取值不变, 即 $k=10^3 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-3}$, 黏性阻尼系数 c 分别设置为 $c=1.5 \times 10^2, 1.6 \times 10^2, 1.7 \times 10^2, 1.8 \times 10^2 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s}$ 。图4, 5 反映了

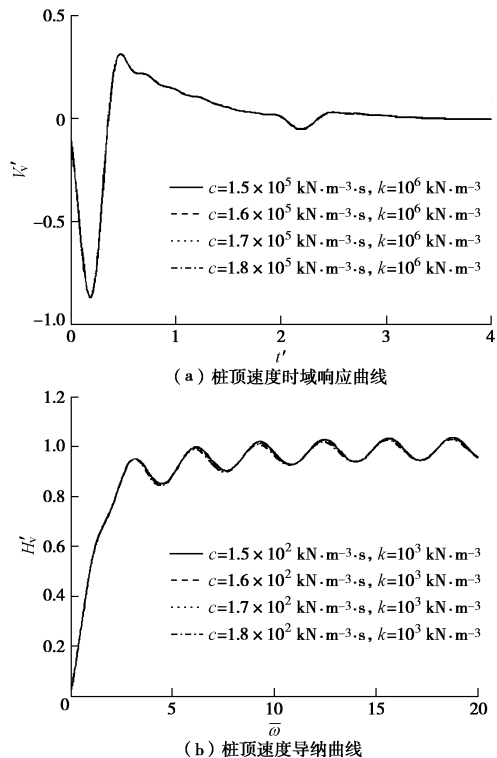
图4 Voigt 模型参数 c 对桩顶速度响应的影响

Fig. 4 Influences of damping coefficient of distributed Voigt model on torsional velocity response of pipe piles

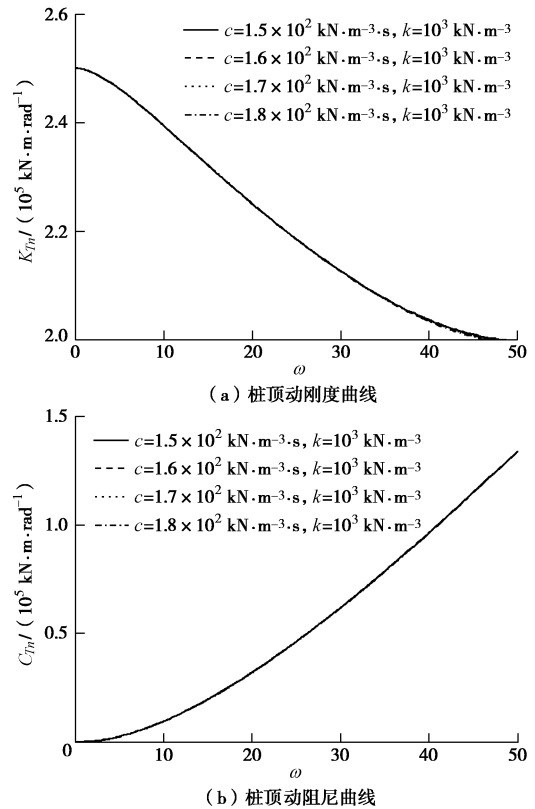
图5 Voigt 模型参数 c 对桩顶复刚度的影响

Fig. 5 Influences of damping coefficient of distributed Voigt model on torsional complex stiffness of pipe piles

Voigt 模型参数 c 对桩顶扭转动力特性的影响, 由图4, 5 可知, 当黏性阻尼系数 c 在 $1.5 \times 10^2 \sim 1.8 \times 10^2 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s}$ 范围内取值时, c 的变化对桩顶扭转动力特性的影响基本上可以忽略。

由以上分析可知, 当 Voigt 模型参数的弹簧系数 k 在 $10 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-3} \sim 10^4 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-3}$ 范围内取值, 黏性阻尼系数 c 在 $1.5 \times 10^2 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s} \sim 1.8 \times 10^2 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s}$ 范围内取值时, Voigt 模型参数的变化对桩顶扭转动力特性的影响很小, 基本上可以忽略。参考刘东甲等^[12]和吴文兵等^[16]的模型参数, 本文在以下的计算中 Voigt 模型参数设置为: $k=10^3 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-3}$, $c=1.6 \times 10^2 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s}$ 。

4 土塞效应对管桩动力特性的影响

4.1 合理性验证

为进一步验证附加质量模型的合理性和计算精度, 将 El Naggar 提出的平面应变模型推广到管桩, 并将不同土塞高度工况下本文解与推广的平面应变解作比较。当采用平面应变模型计算土塞与管桩的相互作用时, 土塞的扭转振动方程及求解与 2.1 节中桩侧土的扭转振动方程及求解类似, 由于土塞中心轴处的土体位移为有限值, 可使式 (2) 中 $A_j=0$, 余下的推到过程与上文推导过程类似, 本节不再展开。定义土

塞高度与管桩长度比为 \bar{h} , \bar{h} 分别设置为: $\bar{h}=0, 0.5, 1.0$; 其中, $\bar{h}=0$ 表示管桩内没有土塞, $\bar{h}=1$ 表示土塞充满整个管桩。其余参数与第3节对应的参数一致。

吴文兵等^[16]通过试验证明, 随着土塞高度的增大, 纵向应力波在桩身传播的速度逐渐降低。尽管扭转波和纵波质点振动的形式不相同, 但扭转波和纵波在桩身传播的波动方程的形式基本上是相似的。因此, 在接下来的分析中, 本文的理论计算结果将会与吴文兵的试验结果作对比验证。

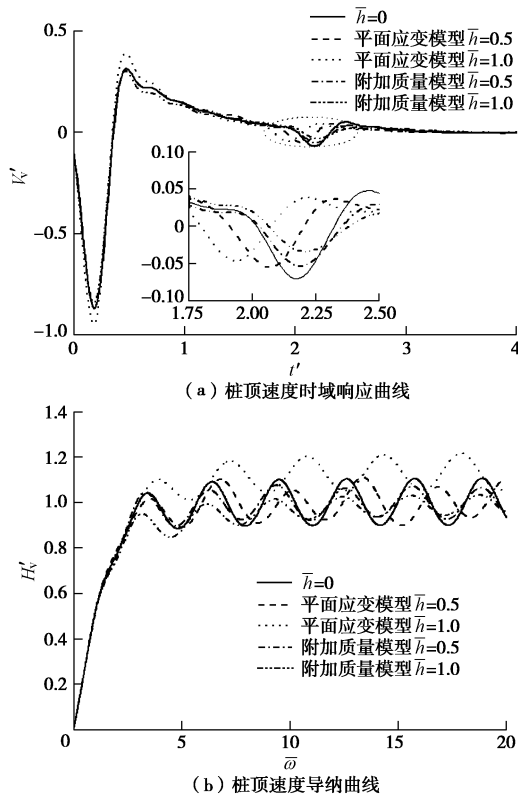


图6 本文解与平面应变解桩顶速度响应的对比

Fig. 6 Influences of two soil plug models on torsional velocity response of pipe piles with different heights of soil plugs

由图6(a)可知, 两种模型得到的桩尖一次反射信号幅值均随着土塞高度的增大而逐渐减小。当采用平面应变模型时, 随着土塞高度的增加, 桩尖一次反射信号到达的时间逐渐提前, 这表明桩身传播的扭转波速随着土塞高度的增大而增大。平面应变模型的计算结果与吴文兵的试验结论相反, 这是由于平面应变模型将土塞以内壁侧摩阻力的方式与管桩产生相互作用, 土塞与管桩保持同相位振动, 土塞作为桩身的一部分参与扭转振动, 因此桩身剪切波速会随着土塞高度的增大而增大。附加质量模型的计算结果表明, 随着土塞高度的增加, 桩尖一次反射信号到达时间逐渐后移, 桩身传播的扭转波速随着土塞高度的增大而逐渐减小。这是因为附加质量模型考虑了土塞与管桩扭

转振动的相位差和土塞与管桩之间的阻尼作用, 因此其计算结果与吴文兵的试验规律较为一致。

由图6(b)可知, 如果采用平面应变模型计算土塞与管桩的相互作用, 当土塞全部充满管桩时, 速度导纳曲线上几何导纳平均值却明显增大, 这种现象在实际检测中不常见, 这是因为平面应变模型没有考虑土塞与管桩之间的振动相位差, 土塞可以理解成桩身的一部分参与振动。当采用附加质量模型计算土塞与管桩的相互作用时, 随着土塞高度的增加, 桩顶速度导纳曲线的共振峰幅值逐渐降低, 几何导纳平均值也逐渐降低。这是由于随着土塞高度的增大, 土塞对管桩的阻尼作用也逐渐增大, 桩身能量耗散能力逐渐增大。

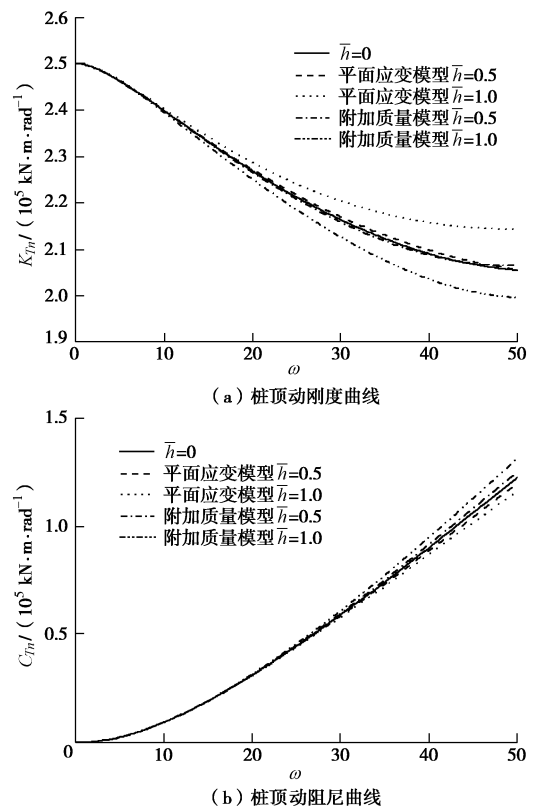


图7 本文解与平面应变解桩顶复刚度的对比

Fig. 7 Influences of two soil plug models on torsional complex stiffness of pipe piles with different heights of soil plugs

图7反映了在动力基础设计关注的低频范围内两种土塞模型对桩顶复刚度的影响。由图7可知, 当频率较低时, 如0~10 Hz, 两种土塞模型对桩顶复刚度的影响差别很小, 土塞高度对桩顶复刚度的影响也比较小。这是因为当频率较低时, 土塞与管桩扭转振动相位差较小, 由此引起的土塞惯性效应和土塞与管桩之间的阻尼效应也相对较小, 因此两种土塞计算模型的差别不大。随着频率的增大, 当采用平面应变模型

计算土塞与管桩的相互作用时, 桩顶动刚度随着土塞高度的增加而逐渐增大, 但动阻尼却随着土塞高度的增大而逐渐减小。动阻尼的异常变化是因为平面应变模型将土塞以内壁侧摩阻力的方式与管桩产生动力相互作用, 忽略了土塞与管桩之间的相对位移和阻尼作用。当采用附加质量模型计算土塞与管桩的相互作用时, 随着土塞高度的增加, 动刚度逐渐减小, 动阻尼逐渐增大。这是由于土塞与管桩之间存在相位差, 振动频率越高, 土塞高度越大, 土塞滞后于管桩的惯性效应和土塞与管桩之间的阻尼作用也越明显。

由以上分析可知, 附加质量模型可以考虑土塞的惯性效应以及土塞与管桩之间的相位差和阻尼作用, 是一个相对严谨的土塞计算模型。

4.2 土塞与管桩之间的阻尼作用对管桩动力特性的影响

模型试验和理论计算表明, 土塞对管桩的测试波速有重要影响, 随着土塞高度的增大, 桩身的测试波速逐渐降低。由图 2 (a) 可知, Voigt 模型参数的弹簧系数 k 在 $10 \sim 10^4 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3}$ 取值时, k 的变化对桩顶动力特性的影响基本上可以忽略。因此, 土塞与管桩之间的阻尼作用可能是影响管桩动力特性的重要因素。在上文的分析中, Voigt 模型参数 c 对管桩动力特性的影响已经在 c 的敏感区间内进行了详细讨论。本节将在较大的取值范围内讨论 Voigt 模型参数 c 对桩顶动力特性的影响, 通过改变 c 的取值进而研究土塞与管桩之间的阻尼作用对管桩动力特性的影响。在本节计算中, 保持 Voigt 模型参数的弹簧系数 k 的取值不变, 即 $k=10^3 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3}$; 黏性阻尼系数 c 分别设置为: $10, 1.0 \times 10^2, 10 \times 10^3, 1.0 \times 10^4 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}$; $\bar{h}=1$, 即土塞充满管桩; 其余参数与第 3 节对应的参数一致。

由图 8 (a) 可知, 随着土塞与管桩之间阻尼作用的逐渐增强, 桩底一次反射信号到达时间逐渐推迟, 管桩的测试波速也随之降低。由图 8 (a) 与图 2 (a) 对比可知, Voigt 模型参数的弹簧系数 k 对管桩测试波速的影响基本上可以忽略, 土塞与管桩之间的阻尼作用是导致管桩测试波速降低的主要因素。由图 8 (a) 还可以看出, 随着土塞与管桩之间的阻尼作用逐渐增强, 桩底一次反射信号的幅值先减小后逐渐增大。这是因为当 Voigt 模型参数 c 较小时, 例如 $c \leq 10 \times 10^3 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}$, 随着 c 的增大, 土塞与管桩之间的阻尼作用逐渐增强, 桩底一次反射信号的幅值逐渐减小; 当 Voigt 模型参数 c 较大时, 例如 $c \geq 10 \times 10^3 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}$, 随着 c 的进一步增大, 土塞与管桩的连接更加紧密, 土塞与管桩之间的振动相位差逐渐减小, 土塞与管桩

之间的阻尼作用逐渐降低, 因此, 桩底一次反射信号的幅值也随之逐渐增大。由图 8 (b) 可知, 随着 Voigt 模型参数 c 的增大, 速度导纳曲线共振峰幅值逐渐降低; 但当 $c \geq 10 \times 10^3 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}$, 速度导纳曲线共振峰幅值随着 c 的增大而逐渐增大, 这一变化规律与反射波曲线的变化规律类似, 作用机理也基本上相同。图 9 反映了在动力基础设计关注的低频范围内, 土塞与管桩之间的阻尼作用对管桩桩顶扭转复刚度的影响。从图中可以看出, 随着 Voigt 模型参数 c 的增大, 桩顶动刚度逐渐减小, 动阻尼逐渐增大。这一变化规律与图 7 中土塞高度对桩顶复刚度的影响基本上一致, 作用机理也基本上相同。由以上分析可知, 土塞与管桩之间的阻尼作用是影响管桩动力特性的重要因素。

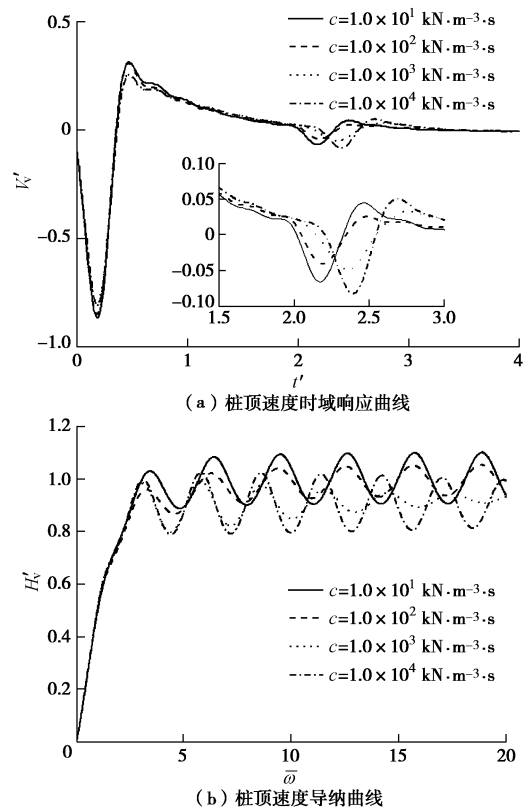
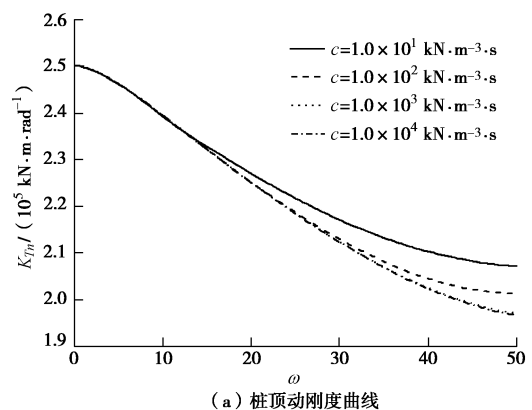


图 8 土塞与管桩之间的阻尼作用对桩顶速度响应的影响

Fig. 8 Influences of damping effect between soil plugs and pipe piles on torsional velocity response of pipe piles



(a) 桩顶动刚度曲线

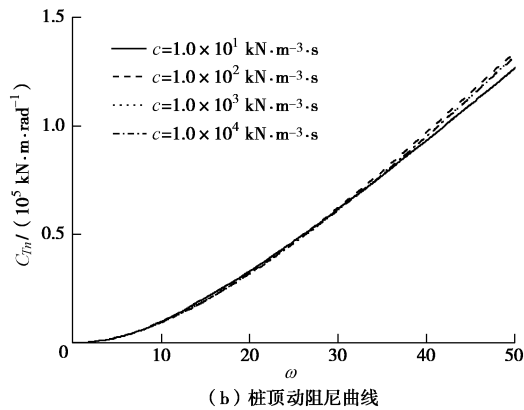


图9 土塞与管桩之间的阻尼作用对桩顶复刚度的影响

Fig. 9 Influences of damping effect between soil plugs and pipe piles on torsional complex stiffness of pipe piles

5 结 论

附加质量模型考虑了土塞与管桩之间的相位差、阻尼作用和土塞质量对管桩扭转动力特性的影响,是一个相对更加严谨的模型。基于附加质量模型,研究了考虑土塞效应的管桩扭转振动特性,为管桩的无损检测、动力基础设计和结构物抗震防震设计提供理论依据,通过分析计算得出以下结论:

(1) 随着土塞高度的增加,桩身传播的扭转波测试波速逐渐降。

(2) 在动力基础设计关注的低频范围内,随着土塞高度的增加,桩顶扭转刚度逐渐减小,动阻尼逐渐增大。

(3) 土塞与管桩之间的阻尼作用是影响管桩动力特性的重要因素。

参考文献:

- [1] NOVAK M, HOWELL J F. Torsional vibration of pile foundation[J]. Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE, 1977, **103**(GT4): 271 - 285.
- [2] WANG G C, GE W, PAN X D, WANG Z. Torsional vibrations of single piles embedded in saturated medium[J]. Computers and Geotechnics, 2008, **35**(1): 11 - 21.
- [3] WU W B, JIANG G S, HUANG S G, LEO C J. Vertical dynamic response of pile embedded in layered transversely isotropic soil [J]. Mathematical Problems in Engineering, 2014(10): 1 - 12.
- [4] WU W B, LIU H, EI NAGGAR M H, MEI G X. Torsional dynamic response of a pile embedded in layered soil based on the fictitious soil pile model[J]. Computers and Geotechnics, 2016, **80**: 190 - 198.
- [5] 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))
- [6] 郑长杰, 丁选明, 刘汉龙, 等. 黏弹性地基中PCC桩扭转振动响应解析方法研究[J]. 岩土力学, 2013, **34**(7): 1943 - 1950. (ZHENG Chang-jie, DING Xuan-ming, LIU Han-long, et al. Analytic method of torsional vibration response of cast-in-place concrete large-diameter pipe pile in viscoelastic soil[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, **34**(7): 1943 - 1950. (in Chinese))
- [7] 靳建明, 张智卿, 吴章土, 等. 饱和土中管桩的扭转振动特性研究[J]. 振动与冲击, 2015, **34**(11): 52 - 57. (JIN Jian-ming, ZHANG Zhi-qing, WU Zhang-tu, et al. Torsional vibration of a pipe pile embedded in a porous-saturated soil[J]. Journal of Vibration and Shock, 2015, **34**(11): 52 - 57. (in Chinese))
- [8] 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))
- [9] 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))
- [10] 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))
- [11] ZHENG C J, LIU H L, KOURETZIS G, et al. Vertical response of a thin-walled pipe pile embedded in viscoelastic soil to a transient point load with application to low-strain integrity testing[J]. Computers and Geotechnics, 2015, **70**: 50 - 59.
- [12] 刘东甲, 刘煜洲, 王杰英. 扭转波应用于低应变动力测桩的理论研究[J]. 岩土工程学报, 2003, **25**(3): 283 - 287.

- (LIU Dong-jia, LIU Yu-zhou, WANG Jie-ying. Theoretical study on torsional wave applied in low strain dynamic testing of piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2003, **25**(3): 283 - 287. (in Chinese))
- [13] 王雪峰. 基桩完整性检测纵波扭剪波综合法研究[D]. 上海: 同济大学, 2003. (WANG Xue-feng. Research on the synthesis analysis method of longitudinal wave and torsional wave in PQT[D]. Shanghai: Tongji University, 2003. (in Chinese))
- [14] 鲍树峰, 张宏, 董志良, 等. 基桩质量纵波扭转波综合分析可行性研究[J]. 中国公路学报, 2012, **25**(6): 108 - 114. (BAO Shu-feng, ZHANG Hong, DONG Zhi-liang, et al. Feasibility research on synthesis analysis method of longitudinal wave and torsional wave in pile[J]. China Journal of Highway and Transport, 2012, **25**(6): 108 - 114. (in Chinese))
- [15] 吕述晖. 单排高桩基础竖向振动理论及应用研究[D]. 杭州, 浙江大学, 2015. (LÜ Shu-hui. Vertical vibration theory of single-row pile group with elevated-cap and its application[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2015. (in Chinese))
- [16] 吴文兵, 蒋国盛, 王奎华, 等. 土塞效应对管桩纵向动力特性的影响研究[J]. 岩土工程学报, 2014, **36**(6): 1129 - 1141. (WU Wen-bing, JIANG Guo-sheng, WANG Kui-hua, et al. Influence of soil plug effect on vertical dynamic response of pipe piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, **36**(6): 1129 - 1141. (in Chinese))
- [17] El NAGGAR M H. Vertical and torsional soil reactions for radially inhomogeneous soil layer[J]. Structural Engineering and Mechanics, 2000, **10**(4): 299 - 312.
- [18] VELETOS A S, DAMODARAN N V V. Torsional vibration of viscolastic foundations[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, 1974, **100**(3): 225 - 246.
-
- (上接第 766 页)
- [15] 毕庆涛, 姜国萍, 丁树云. 含水率对红黏土抗剪强度的影响[J]. 地球与环境, 2005, **33**(增刊): 144 - 147. (BI Qing-tao, JIANG Guo-ping, DING Shu-yun. Water content influence on the shearing strength of red clay[J]. Earth and environment, 2005, **33**(S0): 144 - 147. (in Chinese))
- [16] 肖学沛, 李天斌. 某滑坡炭质软岩抗剪强度受含水率影响分析[J]. 水土保持研究, 2005, **12**(1): 75 - 78. (XIAO Xue-pei, LI Tian-bin. Analysis of shear strength affected by water content of char weak rock in one certain landslide[J]. Research of Soil and Water Conservation, 2005, **12**(1): 75 - 78. (in Chinese))
- [17] 杨永红, 刘淑珍, 王成华. 土壤含水率和植被对浅层滑坡土体抗剪强度的影响[J]. 灾害学, 2006, **21**(2): 50 - 54. (YANG Yong-hong, LIU Shu-zhen, WANG Cheng-hua. Impacts of soil moisture content and vegetation on shear strength of soil in surface landslide[J]. Journal of catastrophology, 2006, **21**(2): 50 - 54. (in Chinese))
- [18] 陈国兴, 谢君斐, 张克绪. 土的动模量和阻尼比的经验估计[J]. 地震工程与工程振动, 1995, **15**(1): 73 - 84. (CHEN Guo-xing, XIE Jun-fei, ZHANG Ke-xu. The empirical evaluation of soil moduli and damping ratio for dynamic analysis[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 1995, **15**(1): 73 - 84. (in Chinese))
- [19] 刘雪珠, 陈国兴, 朱定华, 等. 苏南地区新近沉积土的动剪切模量比与阻尼比试验研究[J]. 自然灾害学报, 2006, **15**(3): 116 - 122. (LIU Xue-zhu, CHEN Guo-xing, ZHU Ding-hua, et al. Dynamic shear modulus ratio and damping ratio of recently deposited soils in southern area of Jiangsu Province experimental study[J]. Journal of Natural Disasters, 2006, **15**(3): 116 - 122. (in Chinese))
- [20] 申权. 土体阻尼测试新方法及其阻尼性能变化规律的研究[D]. 南昌: 南昌航空大学, 2013. (SHEN Quan. The new method to test soil damping and the change law of its damping performance[D]. Nanchang: Nanchang Hangkong University, 2013. (in Chinese))
- [21] 赵淑萍, 朱元林, 何平, 等. 冻土动力学参数测试研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2003, **22**(增刊 2): 2677 - 2681. (ZHAO Shu-ping, ZHU Yuan-lin, HE Ping, et al. Testing study on dynamic mechanics parameters of frozen soil[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, **22**(S2): 2677 - 2681. (in Chinese))
- [22] 张向东, 刘家顺, 兰常玉, 等. 辽西地区冻风积土动力特性试验分析[J]. 中国地质灾害与防治学报, 2011, **22**(2): 135 - 142. (ZHANG Xiang-dong, LIU Jia-shun, LAN Chang-yu, et al. Dynamic test analysis of frozen Aeolian soil under earthquake loading[J]. The Chinese Journal of Geological Hazard and Control, 2011, **22**(2): 135 - 142. (in Chinese))