

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20211111010

端承桩-土动力相互作用的频域子结构分析方法^{*}

张小玲, 徐英铎, 王丕光, 吴洁琼

(北京工业大学城市与工程安全减灾教育部重点实验室, 北京 100124)

摘要: 对动力荷载作用下桩-土相互作用问题, 将桩和结构等效为一维杆、土体假定为黏弹性介质, 提出了一种桩-土动力相互作用的频域子结构分析方法。首先, 基于连续介质力学方法, 通过引入势函数对土体振动方程进行解耦, 根据边界条件推导桩周土体位移和应力的表达式, 并结合桩-土耦合连续性条件推导出均质土体中水平抗力表达式。之后, 基于有限元方法将桩和结构采用梁单元离散, 进一步通过有限元离散得到土体水平抗力与桩位移之间的动力刚度矩阵, 并将其与桩和结构的动力刚度矩阵耦合形成耦合有限元方程, 从而建立了结构-桩-土体系动力响应的频域子结构模型。最后, 通过 Abaqus 软件中的三维有限元模型对该方法进行了验证; 利用提出的模型分析了土体动力刚度、土体阻尼和土体模型等对结构动力响应的影响, 并分析了地震动一致和非一致激励对结构地震响应的影响。

关键词: 桩-土相互作用; 频域子结构; 动力刚度; 动力响应; 地震

中图分类号: TU435 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2023)04-0701-11

A Frequency Domain Substructure Analysis Model for Dynamic Interaction between End Bearing Piles and Soil

ZHANG Xiaoling, XU Yingduo, WANG Piguang, WU Jieqiong

(Key Laboratory of Urban Security and Disaster Engineering, Ministry of Education, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China)

Abstract: In order to solve the problem of pile-soil interaction under dynamic loads, a frequency domain substructure analysis method was proposed based on the assumption that the pile and structure were equivalent to one-dimensional rods and the soil was assumed to be a viscoelastic medium. Firstly, based on the continuum mechanics method, the soil governing equation was decoupled by introducing the potential function. The expressions of displacement and stress of the soil around the pile were derived from the boundary conditions, and the expressions of horizontal resistance in the homogeneous soil were derived from the pile-soil coupling continuity conditions. Then, the pile and structure were discretized using beam elements and a dynamic-stiffness matrix between the soil resistance and the structural displacement was obtained through finite element discretization. The dynamic-stiffness matrix was further combined with the finite element model of the pile and the structure to form the coupled finite element equation. Thus, the frequency domain substructure model for the dynamic re-

^{*} 收稿日期: 2021-08-20; 修回日期: 2021-11-24

基金项目: 国家自然科学基金项目(52078010, 52078016, 51808061)资助

作者简介: 张小玲(1980—), 女, 教授, 博导, 博士。主要从事土动力学方面的研究。E-mail: zhangxiaoling31@163.com

通讯作者: 王丕光(1985—), 男, 教授, 硕导, 博士。主要从事桥梁结构抗震领域的研究。E-mail: wangpiguang1985@126.com

sponse of the structure-pile-soil system was established. Finally, the method was verified by the three-dimensional finite element model in ABAQUS software. The proposed model was used to analyze the effects of soil dynamic stiffness, soil damping and soil model on the dynamic response of the structure, and the effects of uniform and non-uniform ground motion excitation on the seismic response of the structure.

Keywords: pile-soil interaction; frequency domain substructure; dynamic stiffness; dynamic response; earthquake

0 引言

改革开放以来,随着国民经济的快速发展,高层建筑、大跨度桥梁、海洋平台及核电站等重大工程的相继兴建,实际工程中桩基经常会受到地震作用,波浪往复荷载、风荷载、交通荷载、机器动荷载及人工激振等动力荷载作用。因此,研究桩-土动力相互作用的规律性,提高桩基结构设计的安全性和可靠性是当前工程界与学术界急需解决的问题。

桩-土动力相互作用的研究方法种类繁多,主要可分为试验研究和理论分析两类。但是迄今为止,依然主要集中于数值分析和解析方法。随着数值理论和计算机能力的发展,数值方法因此成为工程领域中最高效的工具之一。数值仿真技术可以精细化地建立土-基础-上部结构的整体模型,从而直接计算系统动力特性及其时程响应。研究桩-土动力相互作用的数值方法主要包括整体结构法以及子结构法等。整体法可以考虑多种复杂因素如分层介质、各向异性体和非线性材料等。陈清军等^[1]基于随机振动理论,运用整体法对土-桩-结构相互作用体系和群桩基础进行了随机地震反应分析。王浩等^[2]基于Penzien模型,用有限元方法研究了不同地震动输入情况下土-桩-结构相互作用对大跨度CFST拱桥地震响应的影响;整体有限元模型更适用于复杂的结构形式和场地条件,在处理不规则的场问题及非线性问题上,具有显著的优越性,且所得到的解具有较好的稳定性以及收敛性^[3]。但总体来说,基于数值解的整体法分析精度受制于离散模型的单元数量及其类型,且计算成本较高。

解析方法是研究桩-土动力相互作用的又一重要方法。在早期桩基振动理论研究过程中,动力Winkler模型主要用以分析桩基在简谐荷载作用下的稳态振动特性,即频域解。M. H. El Naggar等^[4-6]

利用动力Winkler模型,分别求解得到了桩基竖向、水平振动的频域解。Y. C. Han等^[7-8]利用边界层模型推导得到了径向不均匀土层的阻抗,并以此为基础研究了桩基的竖向振动特性;郑长杰等^[9]从基桩三维理论出发,提出了桩-土系统瞬态振动的三维计算模型,推导得到了单桩在低应变瞬态荷载作用下动力响应的解析解。栾鲁宝等^[10]基于粘弹性土体的波动方程,利用三维连续介质理论,推导了考虑轴力作用的桩基谐和水平振动响应解析解。X. M. Ding等^[11]考虑了由于轴向荷载存在而引起的二阶效应,推导了管桩的动力响应,得到了桩身位移、内力和复阻抗的解析解。章敏等^[12]考虑土体的三相特性,从多孔介质波动方程出发,求解了非饱和土中单桩的水平振动问题。余俊等^[13]基于Biot动力固结方程,研究了端承桩在饱和土体中的水平振动问题。栾鲁宝^[14]建立了群桩竖向和水平动力计算矩阵,结合桩-土系统边界条件推导了任意竖向或水平动荷载作用下的群桩动力响应解析解,分析了桩基半径对群桩动力响应的影 响。H. L. Liu等^[15]和C. J. Zheng等^[16]基于Kelvin-Voigt模型,考虑了桩底饱和多孔土的影响,得到了分层饱和土中摩擦型桩的动力复刚度解析解。S. Xiao等^[17-18]以此为基础,基于Biot固结理论,先后研究了均质以及成层饱和土中端承桩、摩擦桩和缺陷桩的竖向振动特性;吴君涛^[19]建立了缺陷桩-虚土桩-桩周成层土模型,并通过积分变换方法,求解了桩周成层场地振动响应频域解析解以及时域半解析解;不难发现,对于规则结构解析方法具有高效的优越性,但现有研究大多局限于等截面结构,很少考虑上部结构,对变截面结构、异形桩等相对复杂的结构体系,解析方法显然难以奏效。且少见用解析方法对地震作用和波浪荷载下的动力响应进行研究。

相比于整体结构法,子结构方法可以对每个子结构采用最适合的分析方法,且可得到有意义的中

间结果,从而有助于加深对土-结构动力相互作用效应机理的阐释,也有助于检验结果的精度。

乔宏等^[20]运用子结构方法,将模型分解为车-桥系统和桩-土系统两个子系统,分析了桩土相互作用对车桥耦合系统动力响应的影响。刘晶波等^[21-22]基于人工边界子结构,提出了一种地震动输入的新方法。此方法先对土-结构有限元模型中由包含人工边界节点的单元组成的子结构施加自由场位移时程,然后进行动力分析,直接得到等效载荷,最后将等效输入地震载荷施加于土-结构模型的人工边界节点上,以达到简化地震荷载求解过程的目的。王晓静等^[23]针对水-轴对称柱体动力相互作用问题,提出了一种地震作用下水-结构相互作用的时域子结构分析方法。利用比例边界有限元推导了截断边界处无限域水体的动力刚度方程。先将水体内域有限元方程和人工边界处的动水压力进行耦合,得到结构表面的动水压力方程,再将结构的有限元方程与动水压力方程耦合,得到此系统的时域有限元方程。本文正是借鉴此方法,基于连续介质理论,用半数值半解析方法研究线弹性单相土体中端承桩的水平振动响应。用解析方法求出均质土体中水平抗力表达式。之后,基于有限元方法将桩和结构采用梁单元离散,进一步通过有限元离散得到土体水平抗力与桩位移之间的动力刚度矩阵,并将其与桩和结构的动力刚度矩阵耦合形成耦合有限元方程,从而建立了结构-桩-土体系动力响应的频域子结构模型。该研究可为风机等的优化设计、抗震设计提供有效的理论指导。

1 基本假定及方程的建立

1.1 计算简图与基本假定

本文主要针对桩基顶部集中荷载和受地震作用两种情况进行研究。计算简图如图1所示,桩长为 h ,桩径为 $2r_0$ 。桩垂直于半空间表面,所采用的柱坐标系 (r, θ, z) 的 z 轴与基桩轴线重合。

本文在建立方程时采用了以下假定:

(1) 桩为线弹性、圆柱形均质杆,按一维杆件处理。桩底简化为固定支座,桩顶自由。

(2) 桩周土为各向同性黏弹性土,忽略其剪切变形及转动惯性。

(3) 桩、土、基岩体系接触良好,接触面不发生

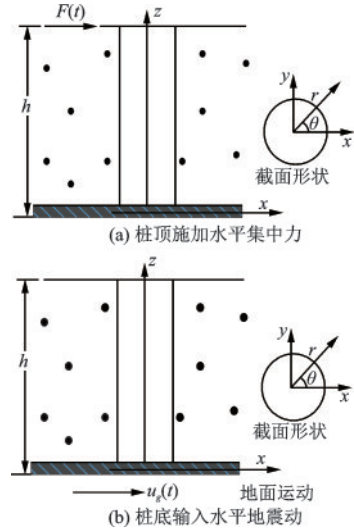


图1 计算模型示意

Fig.1 Computational model

开裂或者相对滑移。

(4) 忽略桩-土接触面竖向摩擦力。

1.2 振动方程的建立及边界条件

1.2.1 土体振动方程

根据弹性动力学基本方程,圆柱坐标系中黏弹性土体控制方程可表示为:

$$\begin{cases} (\lambda + 2\mu) \frac{\partial \Delta}{\partial r} - \frac{2}{r} \mu \frac{\partial \omega_z}{\partial \theta} = -\rho \omega^2 u - \mu \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \\ (\lambda + 2\mu) \frac{\partial \Delta}{r \partial \theta} + 2\mu \frac{\partial \omega_z}{\partial r} = -\rho \omega^2 v - \mu \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \end{cases} \quad (1)$$

其中,

$$\Delta = \frac{1}{r} \frac{\partial(ru)}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial v}{\partial \theta}, \omega_z = \frac{1}{2r} \left[\frac{\partial(rv)}{\partial r} - \frac{\partial u}{\partial \theta} \right] \quad (2)$$

式中, ω 为荷载的圆频率; u 和 v 分别为桩周土的径向和环向位移; ρ 、 ν 分别为桩周土密度和泊松比; λ 和 μ 为复拉梅常数。

1.2.2 边界条件

在本文桩土动力相互作用的计算模型中,桩周土边界条件为:

$$\left. \frac{\partial u(r, \theta, z)}{\partial z} \right|_{z=H} = 0 \quad (3)$$

$$u(r, \theta, z)|_{z=0} = v(r, \theta, z)|_{z=0} = 0 \quad (4)$$

桩周土与桩的连续性条件为:

$$u(r, \theta, z)|_{r=r_0} = U(z) \cos \theta \quad (5)$$

$$v(r, \theta, z)|_{r=r_0} = -U(z) \sin \theta$$

式中, $U(z)$ 为桩身水平位移。

2 水平抗力系数的解析解

根据 T. Nogami 等^[24]的研究,土体作用在桩面的抗力为:

$$P(z) = \sum_{n=1}^{\infty} \alpha_n U_n z_n \quad (6)$$

式中, U_n 表示与 z 无关的模态幅值; α_n 表示水平抗力系数; $z_n = \sin(h_n z)$ 是土层的垂直模态函数。

由于土体与桩之间的理想接触,桩的频域位移可表示为:

$$U(z) = \sum_{n=1}^{\infty} U_n \sin h_n z \quad (7)$$

由上式可得:

$$U_n = \frac{2}{h} \int_0^h U z_n dz \quad (8)$$

将分离变量法应用于土体的位移,可以将与深度有关的问题分解为:

$$u = \sum_{n=1}^{\infty} u_n(r, \theta) \sin(h_n z), v = \sum_{n=1}^{\infty} v_n(r, \theta) \sin(h_n z) \quad (9)$$

$$\Delta = \sum_{n=1}^{\infty} \Delta_n \sin(h_n z), \omega_z = \sum_{n=1}^{\infty} \omega_{zn} \sin(h_n z) \quad (10)$$

因为桩顶自由表面无应力,即:

$$\left. \frac{\partial u(r, \theta, z)}{\partial z} \right|_{z=H} = 0, \text{ 可得 } h_n = \frac{\pi(2n-1)}{2H}, n=1, 2, 3, \dots$$

将式(9)、(10)代入式(1),则控制方程可进一步写为:

$$\begin{cases} (\lambda + 2\mu) \frac{\partial \Delta_n}{\partial r} - \frac{2}{r} \mu \frac{\partial \omega_{zn}}{\partial \theta} = \\ -\rho \omega^2 u_n(r, \theta) + \mu u_n(r, \theta) h_n^2 \\ (\lambda + 2\mu) \frac{\partial \Delta_n}{r \partial \theta} + 2\mu \frac{\partial \omega_{zn}}{\partial r} = \\ -\rho \omega^2 v_n(r, \theta) + \mu v_n(r, \theta) h_n^2 \end{cases} \quad (11)$$

引入势函数使得:

$$u_n = \frac{\partial \phi_n}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \psi_n}{\partial \theta}, v_n = \frac{1}{r} \frac{\partial \phi_n}{\partial \theta} - \frac{\partial \psi_n}{\partial r} \quad (12)$$

$$\Delta_n = \nabla^2 \phi_n, 2\omega_{zn} = -\nabla^2 \psi_n \quad (13)$$

则方程(11)变为:

$$\begin{cases} (\lambda + 2\mu) \nabla^2 \phi_n = [-\rho \omega^2 + \mu h_n^2] \phi_n \\ \mu \nabla^2 \psi_n = [-\rho \omega^2 + \mu h_n^2] \psi_n \end{cases} \quad (14)$$

其中,

$$\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \quad (15)$$

式中,桩-土界面的连续性条件(5)可以改写为:

$$\begin{aligned} u_n(r, \theta, z) \Big|_{r=r_0} &= U_n \cos \theta \\ v_n(r, \theta, z) \Big|_{r=r_0} &= -U_n \sin \theta \end{aligned} \quad (16)$$

引入滞回阻尼比,则上式可写为:

$$\begin{cases} \left\{ 1 + i \frac{1}{\eta^2} [(\eta^2 - 2)D_v + 2D_s] \right\} \nabla^2 \phi_n + \\ \left[\left(\frac{\omega}{v_1} \right)^2 - \frac{1}{\eta^2} (1 + iD_s) h_n^2 \right] \phi_n = 0 \\ (1 + iD_s) \nabla^2 \phi_n + \left[\left(\frac{\omega}{v_s} \right)^2 - (1 + iD_s) h_n^2 \right] \phi_n = 0 \end{cases} \quad (17)$$

式中, $i = \sqrt{-1}$; $\eta = \frac{v_1}{v_B} = \sqrt{(\lambda + 2\mu)/\mu}$; $v_1 = \sqrt{[(\lambda + 2\mu)/\rho]}$ 和 $v_B = \sqrt{\mu/\rho}$ 分别为弹性介质中的纵、横波波速; $D_v = \frac{\lambda'}{\lambda^*}$ 和 $D_s = \frac{\mu'}{\mu^*}$ 为滞回阻尼比, λ^* 和 μ^* 为复拉梅常数的实部, λ' 和 μ' 为复拉梅常数的虚部。

通过分离变量法并求解微分方程可得到:

$$\phi_n = [A_1 K_m(qr) + B_1 I_m(qr)] [A_2 \sin(m\theta) + B_2 \cos(m\theta)] \quad (18)$$

$$\psi_n = [A_3 K_m(sr) + B_3 I_m(sr)] [A_4 \sin(m\theta) + B_4 \cos(m\theta)] \quad (19)$$

其中,

$$s^2 = \frac{(1 + iD_s) h_n^2 - (\omega/v_s)^2}{(1 + iD_s)} \quad (20)$$

$$q^2 = \frac{(1 + iD_s) h_n^2 - (\omega/v_s)^2}{\eta^2 + [(\eta^2 - 2)D_v + 2D_s] i} \quad (21)$$

式中, $I_m(\cdot)$ 和 $K_m(\cdot)$ 分别为阶数为 m 的第一类和第二类修正的贝塞尔函数。

将上述边界条件代入式(12)、(18)、(19),易知 $A_2 = B_4 = 0$,再由模态正交性可知 $m=1$ 。由于考虑了桩对土层的激励作用,无穷远处土体位移、应力和应变趋近于0,可知 $B_1 = B_3 = 0$ 。

把一系列系数简化合并,式(18)、(19)可写为:

$$\phi_n = AK_1(qr) \cos \theta \quad (22)$$

$$\psi_n = BK_1(sr) \sin \theta \quad (23)$$

将式(22)、(23)代入式(12)可得:

$$\begin{aligned} u_n = & \left\{ A \left[-\frac{1}{r} K_1(qr) - qK_0(qr) \right] + \right. \\ & \left. B \frac{1}{r} K_1(sr) \right\} \cos \theta \end{aligned} \quad (24)$$

$$v_n = \left\{ -A \frac{1}{r} K_1(qr) + B \left[\frac{1}{r} K_1(sr) + sK_0(sr) \right] \right\} \sin\theta \quad (25)$$

由应力与位移的关系:

$$\sigma_r = \lambda \left(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{u}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial v}{\partial \theta} \right) + 2\mu \frac{\partial u}{\partial r} \quad (26)$$

$$\tau_{r\theta} = \mu \left(\frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial \theta} + \frac{\partial v}{\partial r} - \frac{v}{r} \right) \quad (27)$$

可得到:

$$\sigma_{rn} = \cos\theta \left\{ \begin{aligned} & A \left[\left(\frac{4\mu}{r^2} + \lambda q^2 + 2\mu q^2 \right) K_1(qr) + \frac{2\mu}{r} qK(qr) \right] + \\ & B \left[-\frac{4\mu}{r^2} K_1(sr) - \frac{2\mu}{r} sK_0(sr) \right] \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

$$\tau_{r\theta n} = \mu \sin\theta \left\{ \begin{aligned} & A \left[\frac{4}{r^2} K_1(qr) + \frac{2q}{r} K_0(qr) \right] + \\ & B \left[-\frac{4}{r^2} K_1(sr) - \frac{2s}{r} K_0(sr) - s^2 K_1(sr) \right] \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

由桩周土与桩的连续性条件可解出系数 A 、 B 分别为:

$$A = \frac{\left[\frac{2}{r} K_1(sr) + sK_0(sr) \right] U_n}{-\frac{q}{r} K_1(sr) K_0(qr) - sK_0(sr) \left[\frac{1}{r} K_1(qr) + qK_0(qr) \right]} \quad (30)$$

$$B = \frac{\left[\frac{2}{r} K_1(qr) + qK_0(qr) \right] U_n}{-\frac{q}{r} K_1(sr) K_0(qr) - sK_0(sr) \left[\frac{1}{r} K_1(qr) + qK_0(qr) \right]} \quad (31)$$

进一步得到土层的水平抗力为:

$$P_n = - \int_0^{2\pi} (\sigma_{rn} \cos\theta - \tau_{r\theta n} \sin\theta) r_0 d\theta = \alpha_n U_n \quad (32)$$

式中, α_n 为水平抗力系数。

3 结构-桩-土体系的子结构方法模型

桩基支撑结构在荷载作用下的动力响应问题, 可以用有限元方法来求解。结构-桩-土体系的有限

元方程可表示为:

$$\begin{bmatrix} S_I & S_{IB} \\ S_{BI} & S_B \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_I \\ U_B \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ -P_B \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} F_I \\ F_B \end{Bmatrix} \quad (33)$$

$$\begin{bmatrix} S_I & S_{IB} \\ S_{BI} & S_B \end{bmatrix} = -\omega^2 \begin{bmatrix} M_I & 0 \\ 0 & M_B \end{bmatrix} + i\omega \begin{bmatrix} C_I & C_{IB} \\ C_{BI} & C_B \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K_I & K_{IB} \\ K_{BI} & K_B \end{bmatrix} \quad (34)$$

式中, 下标 B 表示埋在土中的圆柱体的节点, 下标 I 表示空气中圆柱体的节点; 变量上方的点表示对时间求导数; M 、 C 、 K 分别为集中质量、阻尼、刚度矩阵; F 为作用在桩和结构上的离散力矢量; P_B 为土体作用在桩上的离散水平抗力矢量, 可以写作:

$$P_B = \int_0^h N^T P dz \quad (35)$$

式中, 上标 T 表示矩阵转置; P 为作用于桩面的土抗力。

桩的横向位移和土层的空间模态可以分别近似为:

$$U = NU_B \quad (36)$$

$$z_n = N\Phi_n \quad (37)$$

式中, N 为横向位移自由度的形函数的一个行向量; Φ_n 为 n 阶模态值组成的行向量。

将式(36)、(37)代入式(8)可得模态幅值为:

$$U_n = \frac{2}{h} \Phi_n^T \int_0^h N^T N dz U = \frac{2}{h} \Phi_n^T W U \quad (38)$$

将式(37)、(38)代入式(9), 并将其结果代入式(35)可得:

$$P_B = S_B^\infty U_B \quad (39)$$

$$S_B^\infty = W \left[\frac{2}{h} \sum_{n=1}^N a_n F_n F_n^T \right] W \quad (40)$$

式中, N 是用于计算的空间模态数。

将式(40)代入式(33)可得:

$$\begin{bmatrix} S_I & S_{IB} \\ S_{BI} & S_B + S_B^\infty \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_I \\ U_B \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_I \\ F_B \end{Bmatrix} \quad (41)$$

在水平地震荷载作用下, 作用在桩和结构上的离散力矢量可以表示为:

$$\begin{Bmatrix} F_I \\ F_B \end{Bmatrix} = - \begin{bmatrix} M_I & 0 \\ 0 & M_B \end{bmatrix} I A_g \quad (42)$$

式中, A_g 为地面运动的加速度时程。

通过傅里叶反变换可以得到桩和结构在时域内的位移, 其表达式为:

$$u = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} U e^{i\omega t} d\omega \quad (43)$$

4 验证及应用

4.1 验证

为了验证本文的合理性,采用如图1所示的桩-土相互作用模型对本文方法进行验证。通过有限元软件Abaqus建立的三维桩-土相互作用模型的桩体和土体参数为:桩径 $r_0=2\text{ m}$,桩身高度 $h=30\text{ m}$,桩的弹性模量、密度和阻尼比分别为: $E_p=210\text{ Pa}$, $\rho_p=2\ 500\text{ kg/m}^3$, $\xi_p=0.05$;土体的剪切模量、密度和泊松比分别为: $G=100\text{ MPa}$, $\rho=2\ 000\text{ kg/m}^3$, $\nu=0.3$;土体底部固定,四个截断边界采用滚轴边界条件。荷载持时为 $T=0.2\text{ s}$ 。将结构的顶部位移作为参考量。先验证图1(a)所示的桩土模型,其中桩顶集中力为图2所示的脉冲荷载, $A_p=10^9\text{ N}$ 。再验证图1(b)中的桩-土模型,采用图2所示的脉冲位移时程,作用在土体和桩体底部, $A_p=1\text{ m}$ 。图3为本文方法与Abaqus三维有限元计算得到的桩顶水平位移。结果表明,该方法与Abaqus三维有限元分析结果吻合较好。

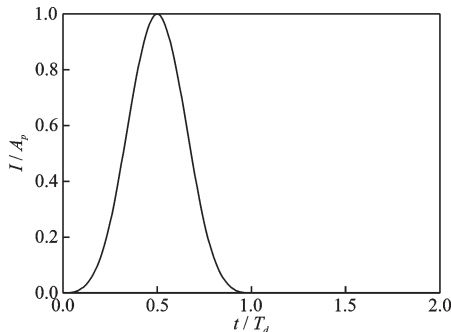


图2 脉冲位移时程

Fig.2 Time history of impulse

4.2 应用分析

4.2.1 土体静力刚度与动力刚度的比较

以模型1为例,取桩长 $h=50\text{ m}$,分别计算了土体采用静力刚度和动力刚度时,桩-土相互作用系统的动力响应,图4分析了不同荷载持时和土体剪切模量时土体采用静力刚度和动力刚度对应动力响应的差异性。由图可以看出:高频脉冲荷载作用下,土体采用静力刚度得到的桩动力响应与动力刚度情况相差较大。随着脉冲持时和土体剪切模量的增大,二者逐渐接近。在水平荷载激励下,桩的位移响应随着土的弹性模量减小而增大。引入无量纲系数 $R_{u1} = u_{sm}/u_{dm}$,其中 u_{sm} 表示静力刚度下结构位移响

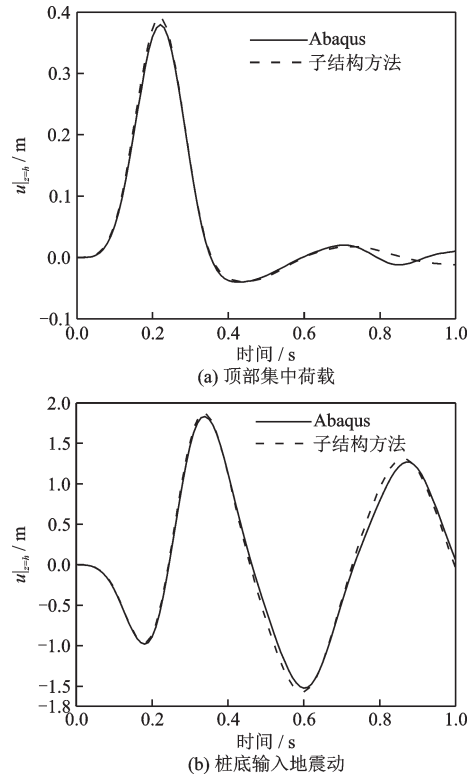


图3 本文解与Abaqus三维有限元结果的比较

Fig.3 Comparisons of the solution in this paper with the 3D FEM results in Abaqus

应的最大值, u_{dm} 表示动力刚度下位移响应的最大值。图5为 R_{u1} 随土体参数和脉冲持时的变化规律,由图可以看出:荷载频率越高、土体越软、桩径越大、土体密度越大,动力刚度对动力响应的影响越大。

4.2.2 土体阻尼对桩动力响应的影响

图6分别是土体采用动力刚度时,模型1和模型2动力响应与土体阻尼比的关系。由此可见:集中力作用下桩的动力响应受土体阻尼影响很小,可以忽略不计。而在地震作用下,桩顶的相对位移随土体阻尼比的增大而减小。

图7所示散点图表示未考虑散射场内土体材料阻尼时,所求动力响应的误差。不难看出,材料阻尼对动力响应的影响很小。

4.2.3 不同桩土相互作用模型比较

在桩土相互作用模型中,比较常见的一种是二维模型,即采用平面应变假设,假设桩体无限长。该模型可以较为合理的体现系统的内部相互作用力,只适用于刚性柱体在无限介质中的情况,而对于大多数有限深度的刚性基础或者弹性桩体等则不能给出符合实际的解答。

图8给出了桩身半径 $r_0=3\text{ m}$,脉冲持时 $T=0.4\text{ s}$,土体的剪切模量为 $G=50\text{ MPa}$ 时,集中力和地震荷载作用下桩顶位移的时程曲线,包括本文解与Y.

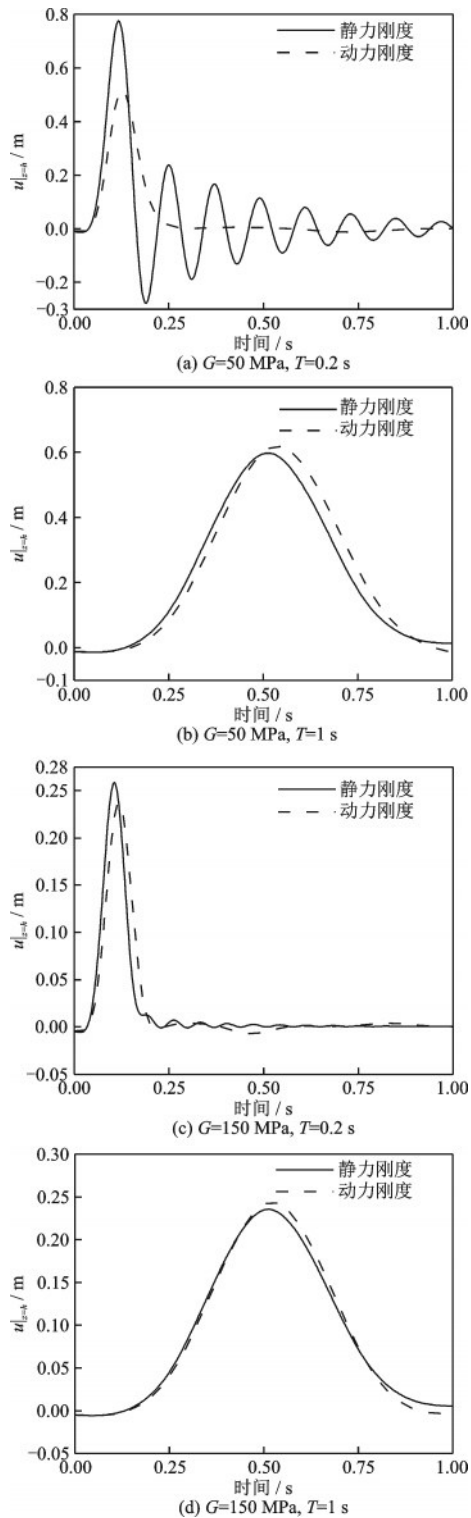


图4 土体采用静力刚度和动力刚度时对应的桩顶位移
Fig.4 Pile top displacement corresponding to static stiffness and dynamic stiffness of soil

C. Han 等^[7]二维模型对应结果。从图中可以看出，二维和三维模型对应的时程曲线存在误差。且荷载频率越高，二者的误差越大。引入无量纲系数 $R_{u2} = u_{2m} / u_{3m}$ ，其中 u_{3m} 表示三维模型对应结构位移

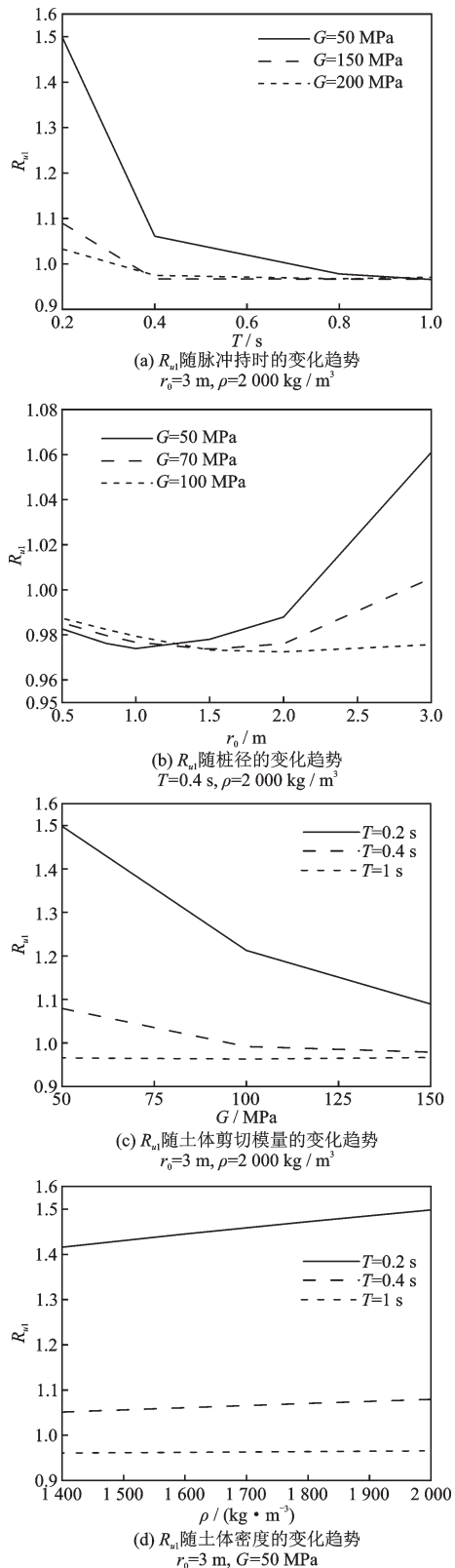
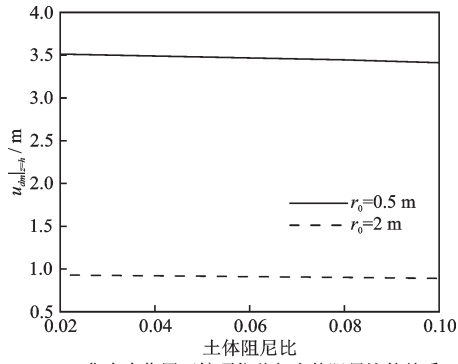
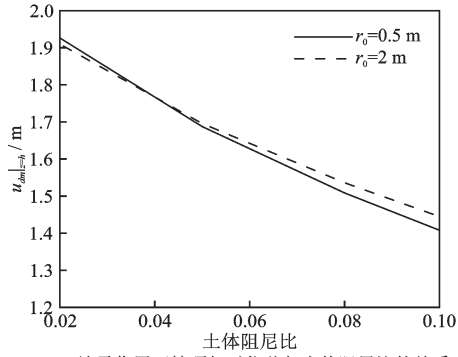


图5 R_{u1} 与土体参数和脉冲时时的关系
Fig.5 The variation of R_{u1} with different soil parameters and pulse periods

响应的最大值， u_{2m} 表示二维模型对应结构位移响应的最大值。



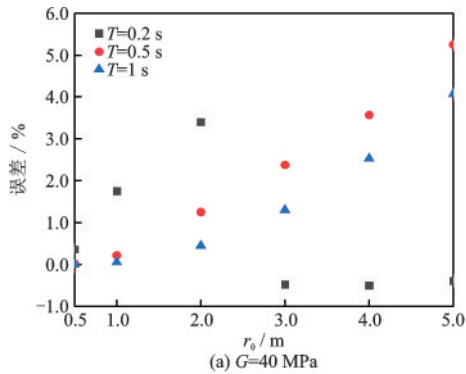
(a) 集中力作用下桩顶位移与土体阻尼比的关系



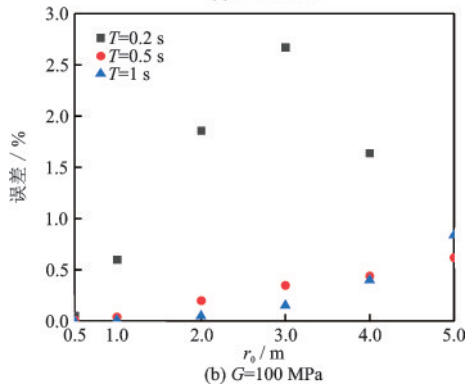
(b) 地震作用下桩顶相对位移与土体阻尼比的关系

图6 不同土体阻尼比的桩顶位移

Fig.6 Displacement of pile top under different soil damping ratios



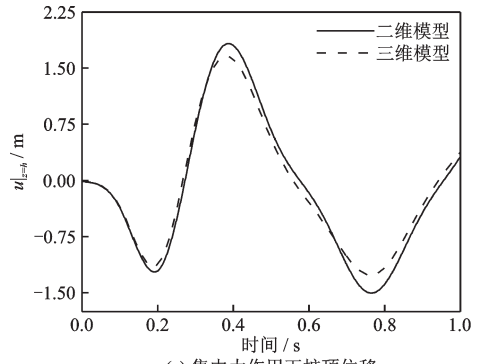
(a) $G=40 \text{ MPa}$



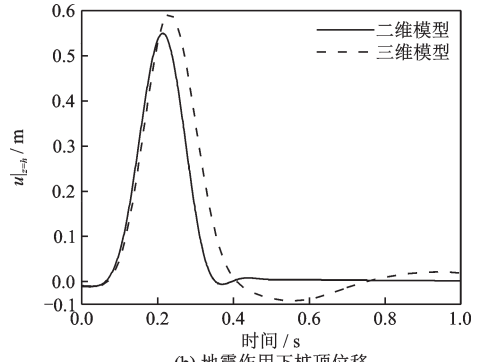
(b) $G=100 \text{ MPa}$

图7 土体材料阻尼的影响

Fig.7 The influence of soil material damping



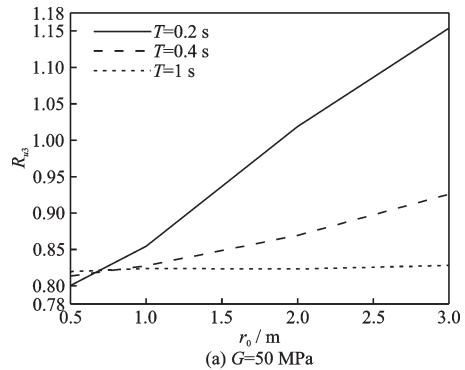
(a) 集中力作用下桩顶位移



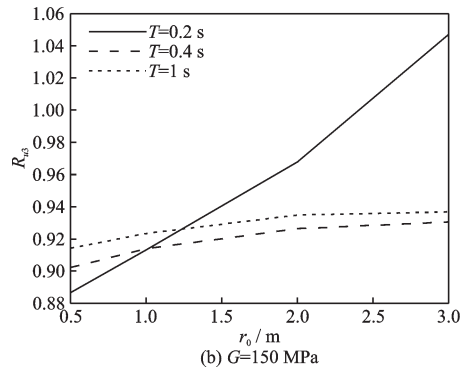
(b) 地震作用下桩顶位移

图8 桩顶位移响应

Fig.8 The displacement of pile top



(a) $G=50 \text{ MPa}$



(b) $G=150 \text{ MPa}$

图9 集中力作用下 R_{u3} 与桩径的关系

Fig.9 Relationship between R_{u3} and pile diameter under concentrated force

图9和图10分别为 R_{u3} 和 R_{u2} 随桩径的变化规律。不难看出:集中力作用下,小直径桩采用二维

模型会低估动力响应,大直径桩采用二维模型会高估动力响应。在地震作用下,桩径较小时两种模型

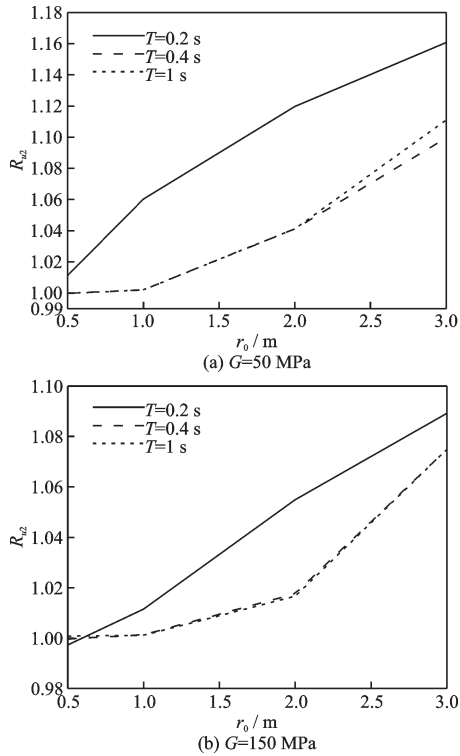


图10 地震作用下 R_{u2} 与桩径的关系

Fig.10 Relationship between R_{u2} and pile diameter under earthquake

的误差较小;而对于大直径桩,采用二维模型会高估桩的动力响应。

4.2.4 一致和非一致地震动输入

在一致地震动激励下,桩土接触面各点的地震动时程与地表完全一致。但实际上地震动受行波效应、局部场地效应和衰减效应的影响,存在空间差异性,这导致不同节点处的激励并非一致激励,采用非一致输入更符合实际地震情况。以模型2为例,桩长取 $h=50\text{ m}$,土体的密度取 $\rho=2000\text{ kg/m}^3$,计算了一致激励与非一致激励条件下,桩-土相互作用系统的动力响应,分析了不同荷载和土体参数时一致与非一致激励时桩地震响应的差异性。引入无量纲系数 $R_{u3}=u_{tm}/u_{ym}$,其中 u_{ym} 表示一致地震激励时结构位移响应的最大值, u_{tm} 表示非一致激励时位移响应的最大值。图11为桩底输入地震动时,一致和非一致激励情况下桩顶水平位移的对比。不难看出,低频下,一致和非一致激励的频响函数基本一致,而随着频率增大,非一致激励的影响增大。

图12为一致与非一致激励时桩的动力响应随脉冲持时、土体剪切模量、土体密度的变化情况。图13为 R_{u3} 随土体参数和脉冲持时的变化规律。从图中可发现如下规律:(1)土体剪切模量越小,非一

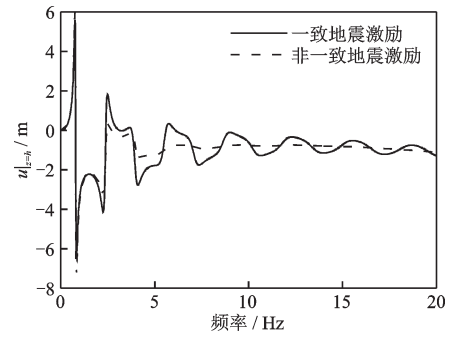


图11 一致和非一致激励时桩顶水平位移的对比

Fig.11 Comparison of horizontal displacement of pile top under uniform and non-uniform excitation

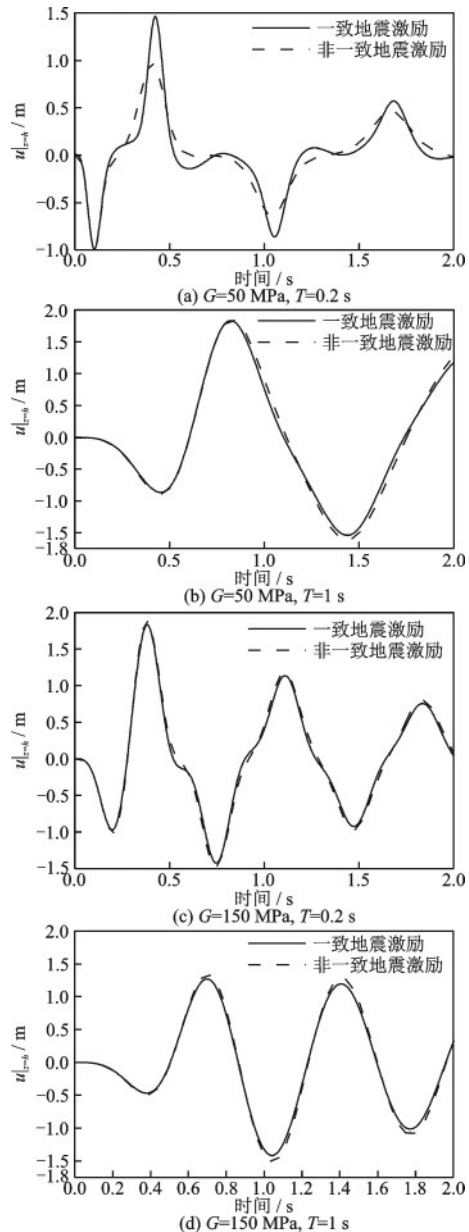


图12 一致和非一致激励地震下桩顶位移

Fig.12 The displacement of pile top under consistent and non-consistent excitation

致激励对动力响应的影响越大。在硬土地地中,一致与非一致激励的误差很小,可以采用一致激励近似计算。(2)非一致激励对大直径桩的位移响应影响很小。

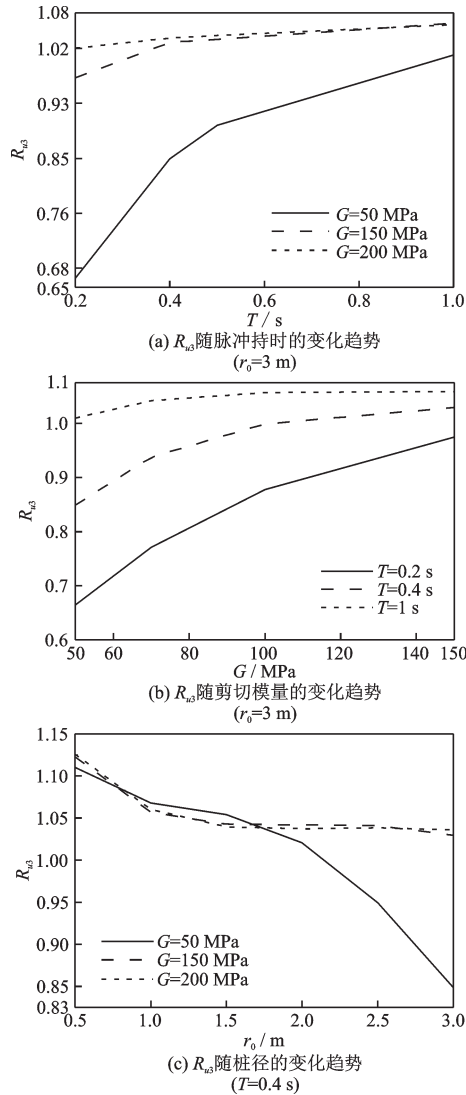


图 13 R_{s3} 与土体参数和脉冲持时的关系

Fig.13 The variation of R_{s3} with different soil parameters and pulse periods

5 结 论

基于频域子结构方法推导了桩顶水平集中荷载及地震作用下黏弹性地基中端承桩振动响应解析解,给出了单桩水平动阻抗表达式,本文方法在保证了精度的同时大大提高了计算效率;同时将本文解与Abaqus数值解进行了对比,验证了本文解的合理性。通过参数分析,得到如下结论:

(1)荷载频率越高,土体越软,桩径越大,动力刚度对动力响应的影响越大。动力荷载作用下,土体黏滞阻尼对结构响应的影响可以忽略,但是地震作用下土体自由场响应中需要考虑土体黏滞阻尼。

(2)集中力作用下,小直径桩采用二维模型会低估桩的动力响应,大直径桩采用二维模型会高估桩的动力响应;在地震作用下,桩径较小时两种模型的误差较小;而对于大直径桩,采用二维模型会高估桩的地震响应。

(3)地震作用下,土体剪切模量越小,荷载频率越高,非一致激励对动力响应的影响越大;硬土地地中,一致与非一致激励的误差很小,可以采用一致激励近似计算。

参考文献:

- [1] 陈清军,朱庆群.土-桩-结构相互作用体系随机地震反应分析[J].力学季刊,2004,25(3):417-423.
Chen Q J, Zhu Q Q. Random seismic response analysis of soil-pile-structure interaction system [J]. Chinese Quarterly of Mechanics, 2004, 25(3): 417-423. (in Chinese)
- [2] 王浩,杨玉冬,李爱群,等.土-桩-结构相互作用对大跨度CFST拱桥地震反应的影响[J].东南大学学报(自然科学版),2005,35(3):433-437.
Wang H, Yang Y D, Li A Q, et al. Influences of soil-pile-structure interaction on seismic response of long span CFST arch bridge [J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2005, 35(3): 433-437. (in Chinese)
- [3] 姜文辉.地震作用下土-结构相互作用的接触面效应研究[D].上海:同济大学,2002.
Jiang W H. Study on the interface effect of soil-structure interaction under earthquake action [D]. Shanghai: Tongji University, 2002. (in Chinese)
- [4] El Naggar M H, Novak M. Nonlinear model for dynamic axial pile response [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1994, 120(2): 308-329.
- [5] El Naggar M H, Novak M. Nonlinear axial interaction in pile dynamics [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1994, 120(4): 678-696.
- [6] El Naggar M H, Novak M. Nonlinear lateral interaction in pile dynamics [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 1995, 14(2): 141-157.
- [7] Han Y C, Sabin G C W. Impedances for radially inhomogeneous viscoelastic soil media [J]. Journal of Engi-

- neering Mechanics, 1995, 121(9):939-947.
- [8] Han Y C. Dynamic vertical response of piles in nonlinear soil [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1997, 123(8): 710-716.
- [9] 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]. 土木工程学报, 2019, 52(11):79-85.
Zheng C J, Ding X M, Luan L B, 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)
- [10] 栾鲁宝, 丁选明, 周仕礼, 等. 考虑竖向荷载的桩基水平振动响应解析解 [J]. 建筑结构, 2015, 45(19): 80-86.
Luan L B, Ding X M, Zhou S L, et al. Analytical solution of lateral vibration response of an axial loaded pile [J]. Building Structure, 2015, 45(19): 80-86. (in Chinese)
- [11] Ding X M, Luan L B, Zheng C J, et al. Influence of the second-order effect of axial load on lateral dynamic response of a pipe pile in saturated soil layer [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2017, 103: 86-94.
- [12] 章敏, 王星华, 冯国瑞. 非饱和土中端承桩水平振动特性研究 [J]. 岩土力学, 2015, 36(2):409-422.
Zhang M, Wang X H, Feng G R. Horizontal vibration of an end-bearing pile in unsaturated soil [J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(2): 409-422. (in Chinese)
- [13] 余俊, 尚守平, 李忠, 等. 饱和土中端承桩水平振动动力响应分析 [J]. 岩土工程学报, 2009, 31(3):408-415.
Yu J, Shang S P, Li Z, et al. Dynamical characteristics of an end bearing pile embedded in saturated soil under horizontal vibration [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 31(3): 408-415. (in Chinese)
- [14] 栾鲁宝. 群桩动力相互作用因子与振动响应解析方法研究 [D]. 重庆: 重庆大学, 2019.
Luan L B. Analytical studies on dynamic interaction factors and vibrating responses of pile groups [D]. Chongqing: Chongqing University, 2019. (in Chinese)
- [15] Liu H L, Zheng C J, Ding X M, et al. Vertical dynamic response of a pipe pile in saturated soil layer [J]. Computers and Geotechnics, 2014, 61: 57-66.
- [16] Zheng C J, Kouretzis G P, Sloan S W, et al. Vertical vibration of an elastic pile embedded in poroelastic soil [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2015, 77: 177-181.
- [17] Xiao S, Hu A F, Wang K H, et al. Dynamic response of a large-diameter pile with variable section in layered saturated soil considering construction disturbance effect [J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2018, 37(3): 339-348.
- [18] Xiao S, Wang K, Gao L, et al. Dynamic characteristics of a large-diameter pile in saturated soil and its application [J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2018, 42(11): 1255-1269.
- [19] 吴君涛. 桩顶及附近激振引起的周围土体动力响应及应用研究 [D]. 杭州: 浙江大学, 2020.
Wu J T. Dynamic response of pile-surrounding soil induced by excitation at/near pile top and its application [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2020. (in Chinese)
- [20] 乔宏, 夏禾, 杜宪亭. 考虑桩土相互作用的车桥耦合动力分析 [J]. 振动与冲击, 2018, 37(3):105-111.
Qiao H, Xia H, Du X T. Dynamic analysis for a train-bridge coupled system considering soil-pile interaction [J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(3): 105-111. (in Chinese)
- [21] 刘晶波, 谭辉, 宝鑫, 等. 土-结构动力相互作用分析中基于人工边界子结构的地震波动输入方法 [J]. 力学学报, 2018, 50(1):32-43.
Liu J B, Tan H, Bao X, et al. The seismic wave input method for soil-structure dynamic interaction analysis based on the substructure of artificial boundaries [J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2018, 50(1): 32-43. (in Chinese)
- [22] Liu J B, Tan H, Bao X, et al. Seismic wave input method for three-dimensional soil-structure dynamic interaction analysis based on the substructure of artificial boundaries [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2019, 18(4): 747-758
- [23] 王晓静, 赵密, 王丕光, 等. 地震作用下水-轴对称柱体相互作用的子结构分析方法 [J]. 工程力学, 2021, 38(2):27-35.
Wang X J, Zhao M, Wang P G, et al. A substructure model for water-axisymmetric cylinder interaction during earthquakes [J]. Engineering Mechanics, 2021, 38(2): 27-35. (in Chinese)
- [24] Nogami T, Novak M. Resistance of soil to a horizontally vibrating pile [J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1977, 5(3): 249-261.

(本文编辑:池营营)