

DOI:10.11918/202012130

不同场地考虑土-结构相互作用的井塔地震反应

韩流涛^{1,2,3}, 苏幼坡^{2,3}, 葛楠^{2,3}

(1. 华北理工大学 矿业工程学院, 河北 唐山 063210; 2. 河北省地震工程研究中心, 河北 唐山 063210;
3. 华北理工大学 建筑工程学院, 河北 唐山 063210)

摘要:为研究Ⅱ、Ⅲ类场地下土与结构(井塔和井筒)相互作用对井塔抗震分析的影响,采用理论分析和数值分析两种方法,系统研究不考虑土-结构相互作用、Ⅱ类及Ⅲ类场地下考虑土-结构相互作用对井塔地震动力反应的影响,提出并建立体系在时域内的理论运动方程,利用 MATLAB 语言编制 Runge-Kutta 法的求解程序,结合有限元软件建立体系的数值分析模型。以某钢筋混凝土剪力墙结构井塔为例,得出Ⅱ、Ⅲ类场地下考虑体系相互作用对井塔地震反应的影响规律。结果表明:建立的理论分析模型与数值分析模型吻合较好,对应理论解与数值解的最大差值为 9.8%,验证了彼此的准确性;Ⅱ、Ⅲ类场地下 3 条地震波地震反应平均放大系数分别为 1.8、2.4 倍。工程设计中,Ⅱ、Ⅲ类场地下应该考虑土-结构相互作用对井塔抗震分析的影响,并且土体越软,土-结构相互作用对井塔抗震分析的影响越大。

关键词:井塔;场地;土-结构相互作用;地震反应;时域;放大系数

中图分类号:TD21 文献标志码:A 文章编号:0367-6234(2022)08-0135-08

Seismic response of shaft tower considering soil-structure interaction in different sites

HAN Liutao^{1,2,3}, SU Youpo^{2,3}, GE Nan^{2,3}

(1. College of Mining Engineering, North China University of Science and Technology, Tangshan 063210, Hebei, China;
2. Earthquake Engineering Research Center of Hebei Province, Tangshan 063210, Hebei, China; 3. College of Civil and Architectural Engineering, North China University of Science and Technology, Tangshan 063210, Hebei, China)

Abstract: In view of the relationship between the soil-structure interaction (shaft tower and well bore) and the seismic analysis of shaft tower in Ⅱ and Ⅲ sites, the influence on the seismic response of shaft tower with or without considering the soil-structure interaction in Ⅱ and Ⅲ sites was systematically studied by means of theoretical analysis and numerical analysis. The theoretical equation of motion in time domain was proposed and established, and the solution was presented with Runge-Kutta method and programmed using MATLAB language. Combined with finite element software, the numerical analysis model of the system was established. Taking the shaft tower of a reinforced concrete shear wall structure as an example, the influence on the seismic response of the shaft tower was obtained considering the system interaction under the conditions of Ⅱ and Ⅲ sites. Results show that the theoretical analysis model was in good agreement with the numerical analysis model, and the maximum difference between the theoretical solution and the numerical solution was 9.8%, which verifies the accuracy of the two models. The average amplification factors of the seismic response of three seismic waves under the conditions of Ⅱ and Ⅲ sites were 1.8 and 2.4 times respectively. In engineering design, the influence of soil-structure interaction on the seismic analysis of shaft towers should be considered under the conditions of Ⅱ and Ⅲ sites; the softer the soil is, the greater the influence of soil-structure interaction on the seismic analysis of the shaft tower is.

Keywords: shaft tower; site; soil-structure interaction; seismic response; time domain; amplification factor

矿山井塔结构体系一般由井塔和井筒组成。GB 50191—2012^[1]第 11.2.24 条规定:“井塔采用固接于井筒上的井颈基础,抗震计算时,宜计及井塔、井筒和土的相互作用”。然而,工程设计中,往

往是将井塔、井筒和地基分别进行考虑,忽略了土与井塔-井筒相互作用对井塔抗震分析的影响,因此,进行土与结构(井塔和井筒)相互作用对井塔抗震分析影响的研究尤为重要。

目前,关于土与井塔-井筒相互作用问题的研究还特别少。王依群等^[2]依据波动理论和子结构方法,采用 Novak 阻抗函数来模拟土-井筒的相互作用,将土-井筒-井塔相互作用的实际受力状态简化为层状土-混凝土井筒-井塔相互作用的结构体系,

收稿日期:2020-12-25

基金项目:国家自然科学基金(51578029)

作者简介:韩流涛(1989—),男,博士研究生;

苏幼坡(1956—),男,教授,博士生导师

通信作者:苏幼坡, suyoupo@126.com

并以固接于井筒井壁上的井塔(剪力墙结构形式)为例,就第一振型与工程实测数据进行分析对比,结果基本吻合。查晓礼^[3]采用 ANSYS 有限元软件模拟了竖向荷载作用下筏板厚度对井塔-桩筏基础-地基-井壁体系沉降变形、应力变化的影响,结果表明,筏板厚度对桩筏基础的整体沉降变形影响不明显,随着筏板厚度的增加,桩承担的荷载将会减小。

综合国内外研究现状,一方面,仅有极少数学者^[4]对土-井筒-井塔体系相互作用的问题进行了研究,并且现有的分析方法中没有直接建立体系时域内的运动方程;另一方面,现有研究并未系统分析不同场地考虑相互作用对井塔地震反应的影响。基于此,采用理论分析和数值分析两种方法,结合东北某钢筋混凝土剪力墙结构井塔体系,建立了土-井筒-井塔体系在时域内的理论运动方程和数值分析模型,研究了不同场地(Ⅱ、Ⅲ类)下土-井筒-井塔体系的地震反应,评估了土与井塔-井筒相互作用对井塔抗震分析的影响,得出土与井塔-井筒相互作用对井塔地震反应的影响规律,为工程设计提供合理的理论依据和设计建议。

1 土-井筒-井塔体系的理论分析模型

井筒采用 Winkler^[5-6]地基梁模型,井筒构造及简化模型示意图如图 1, G_i 为第 i 层地基土的剪切模量, ρ_i 为第 i 层地基土的密度, k_{xx} 、 $k_{\varphi\varphi}$ 、 c_{xx} 和 $c_{\varphi\varphi}$ 为井筒顶部运动的阻抗函数, u_0 、 \dot{u}_0 、 \ddot{u}_0 为井筒顶端质点水平位移、速度及加速度, φ_0 、 $\dot{\varphi}_0$ 、 $\ddot{\varphi}_0$ 分别为井筒顶端质点摆动的角位移、角速度及角加速度。采用如下的基本假定^[7]: 1) 土体由一系列较薄的、互相独立的、水平向无限延伸的、具有黏滞型材料阻尼的线性黏弹性层组成; 2) 同一土层内, 土的性质一样, 不同土层土的性质可以不同; 3) 井筒为铅直的变截面圆柱厚壳体, 井筒与土压紧, 彼此不脱离联系; 4) 在水平面内土体处于平面应变状态, 即不考虑井筒及土的水平振动引起土体的竖向位移。

井塔采用 Penzien^[8-9]集中质量模型, 井塔计算简化模型见图 2, m_i 为第 i 层塔的等效质量, u_i 、 \dot{u}_i 、 \ddot{u}_i 分别为第 i 层塔的位置、速度及加速度, k_i 为第 i 层塔的等效刚度系数, c_i 为第 i 层塔的等效阻尼系数(采用瑞利阻尼), m_0 为井塔在地面的等效质量, h_i 为 m_i 到井筒顶端质点 m_0 的高度。

综上,以 Winkler 地基梁模型和 Penzien 集中质量模型为基础,采用弹簧和阻尼器模拟土-井筒之间的相互作用,土层采用水平向无限延伸的边界条件,建立考虑土与井塔-井筒相互作用的理论分析模型。

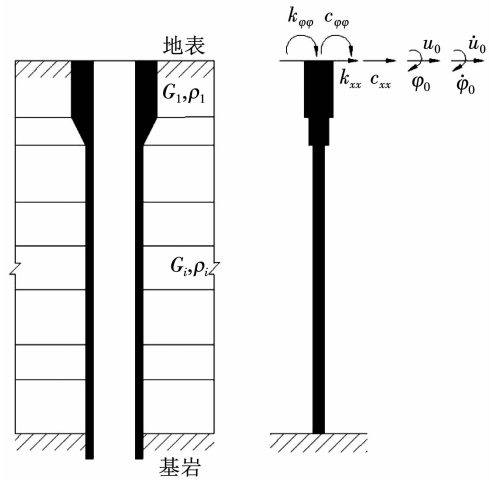


图 1 井筒构造及简化模型示意

Fig. 1 Schematic diagram of well bore and its simplified model

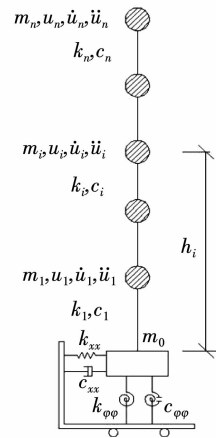


图 2 井塔计算简化模型

Fig. 2 Simplified calculation model for shaft tower

2 体系运动方程的建立

根据三维波动理论,对井筒周围的地基土进行运动分析,然后采用传递矩阵法将各个土层内的井筒单元联系起来,求得井筒顶部运动的阻抗函数,再建立土-井筒-井塔体系的运动方程。

2.1 井筒侧土的运动分析

在基本假定的基础上,在井筒顶部质点作用水平方向的平动及垂直方向的转动时,根据波动理论,在 z 位置井筒微元段 dz 发生单位位移时,井筒侧土产生的横向动反力幅值 $p(z)$ ^[10-12] 为

$$p(z) = \pi G a_0^2 T dz = G [S_{u1}(a_0, \nu, D) + i S_{\varphi 2}(a_0, \nu, D)] dz \quad (1)$$

式中

$$T = \frac{4K_1(b_0^*)K_1(a_0^*) + a_0^*K_1(b_0^*)K_0(a_0^*) + b_0^*K_0(b_0^*)K_1(a_0^*)}{b_0^*K_0(b_0^*)K_1(a_0^*) + a_0^*K_1(b_0^*)K_0(a_0^*) + b_0^*a_0^*K_0(b_0^*)K_1(a_0^*)},$$

$$a_0^* = \frac{a_0 i}{\sqrt{1 + iD}}, a_0 = \frac{r_0 \omega}{v_s}, v_s = \sqrt{\frac{G}{\rho_s}}, b_0^* = \frac{1}{\eta_1} a_0^*,$$

$$\eta_1 = \sqrt{\frac{2(1-\nu)}{1-2\nu}}, D = \frac{\lambda_2^* + 2G_2^*}{\lambda_1^* + 2G_1^*}$$

λ_1^* 、 G_1^* 、 λ_2^* 、 G_2^* 均为描述土黏性参数的 Lamé 常数; G 为地基土的剪切模量, Pa; i 为虚数单位; ρ_s 为土的密度, kg/m^3 ; ω 为激振频率, Hz; v_s 为剪切波的传播速度, m/s ; ν 为地基土泊松比; r_0 为圆形井筒半径, m; S_{u1} 、 S_{u2} 分别为土的无量纲复刚度的实部及虚部; $K_0(z)$ 和 $K_1(z)$ 分别为 0 阶和 1 阶第二类修正 Bessel 函数; $D = 0.1$ 。

2.2 地基土-井筒体系的总体复刚度

地基土参数及井筒截面沿深度是变化的, 因此, 需要按照地基土的分层及井筒截面的变化情况将井筒划分为若干段(单元), 首先将井筒分段, 然后在每一个井筒的分段内将土体划分为若干个性质的土层, 每一个井筒单元水平方向自由振动运动方程为^[7]

$$\mu \frac{\partial^2 u(z,t)}{\partial t^2} + c \frac{\partial u(z,t)}{\partial t} + G(S_{u1} + iS_{u2})u(z,t) + N_{st} \frac{\partial^2 u(z,t)}{\partial z^2} + EI \frac{\partial^4 u(z,t)}{\partial z^4} = 0 \quad (2)$$

式中: μ 为单元长度井筒质量 ($\mu = \rho_c A$), kg ; ρ_c 为井

$$\begin{pmatrix} u(z) \\ \varphi(z) \\ H(z) \\ M(z) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \text{ch } \beta z & \text{sh } \beta z & \cos \eta z & \sin \eta z \\ \beta \text{sh } \beta z & \beta \text{ch } \beta z & -\eta \sin \eta z & \eta \cos \eta z \\ -EI\beta^3 \text{sh } \beta z & -EI\beta^3 \text{ch } \beta z & -EI\eta^3 \sin \eta z & EI\eta^3 \cos \eta z \\ EI\beta^2 \text{ch } \beta z & EI\beta^2 \text{sh } \beta z & -EI\eta^2 \cos \eta z & -EI\eta^2 \sin \eta z \end{pmatrix} \begin{pmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \end{pmatrix} \quad (5)$$

对于按土层及井筒分层产生的一个井筒单元 i , 其长度为 h_i , 上端点 ($z = 0$) 编号 i , 对应的位移及内力为 $[u_i, \varphi_i, H_i, M_i]^T$, 下端点 ($z = h_i$) 编号 $i + 1$, 对应的位移及内力为 $[u_{i+1}, \varphi_{i+1}, H_{i+1}, M_{i+1}]^T$, 且 $\lambda = \lambda_i, \beta = \beta_i, \delta = \delta_i, \eta = \eta_i$, 将坐标原点 ($z = 0$) 取在 $i - 1$ 点, 则将 $z = 0, z = h_i$ 分别代入式(5), 联立消去 C_1, C_2, C_3 和 C_4 得

$$[t_i^H] = \begin{bmatrix} \frac{\eta_i^2 \text{ch } \lambda_i + \beta_i^2 \cos \delta_i}{\eta_i^2 + \beta_i^2} & \frac{\eta_i^3 \text{sh } \lambda_i + \beta_i^3 \sin \delta_i}{\beta_i \eta_i (\eta_i^2 + \beta_i^2)} & \frac{\beta_i \sin \delta_i - \eta_i \text{sh } \lambda_i}{EI\beta_i \eta_i (\eta_i^2 + \beta_i^2)} & \frac{\text{ch } \lambda_i - \cos \delta_i}{EI(\eta_i^2 + \beta_i^2)} \\ \frac{\beta_i \eta_i^2 \text{sh } \lambda_i - \beta_i^2 \eta_i \sin \delta_i}{\eta_i^2 + \beta_i^2} & \frac{\eta_i^2 \text{ch } \lambda_i + \beta_i^2 \cos \delta_i}{\eta_i^2 + \beta_i^2} & \frac{\cos \delta_i - \text{ch } \lambda_i}{EI(\eta_i^2 + \beta_i^2)} & \frac{\beta_i \text{sh } \lambda_i + \eta_i \sin \delta_i}{EI(\eta_i^2 + \beta_i^2)} \\ -\frac{EI\beta_i^3 \eta_i^2 \text{sh } \lambda_i + EI\beta_i^2 \eta_i^3 \sin \delta_i}{\eta_i^2 + \beta_i^2} & \frac{EI\beta_i^2 \eta_i^2 \cos \delta_i - EI\beta_i^2 \eta_i^2 \text{ch } \lambda_i}{\eta_i^2 + \beta_i^2} & \frac{\beta_i^2 \text{ch } \lambda_i + \eta_i^2 \cos \delta_i}{\eta_i^2 + \beta_i^2} & \frac{\eta_i^3 \sin \delta_i - \beta_i^3 \text{sh } \lambda_i}{\eta_i^2 + \beta_i^2} \\ \frac{EI\beta_i^2 \eta_i^2 \text{ch } \lambda_i - EI\beta_i^2 \eta_i^2 \cos \delta_i}{\eta_i^2 + \beta_i^2} & \frac{EI\beta_i \eta_i^2 \text{sh } \lambda_i - EI\beta_i^2 \eta_i \sin \delta_i}{\eta_i^2 + \beta_i^2} & -\frac{\beta_i \text{sh } \lambda_i + \eta_i \sin \delta_i}{\eta_i^2 + \beta_i^2} & \frac{\beta_i^2 \text{ch } \lambda_i + \eta_i^2 \cos \delta_i}{\eta_i^2 + \beta_i^2} \end{bmatrix} \quad (7)$$

式(6)中, $[t_i^H]$ 代表了 $[u_i, \varphi_i, H_i, M_i]^T$ 与 $[u_{i+1}, \varphi_{i+1}, H_{i+1}, M_{i+1}]^T$ 之间的传递关系, 称为井筒

筒密度, kg/m^3 ; A 为井筒面积, m^2 ; c 为井筒等效阻尼系数, $\text{N} \cdot \text{s}/\text{m}$; N_{st} 为井筒受到的静轴向力, N ; EI 为井筒弯曲刚度, $\text{N} \cdot \text{m}^2$ 。

设 $u(z, t) = u(z) e^{i\omega t}$, $u(z)$ 为井筒元件 dz 在高度 z 处的水平位移幅值, 代入式(2)可得

$$u(z) = C_1 \text{ch } \frac{\lambda}{h} z + C_2 \text{sh } \frac{\lambda}{h} z + C_3 \cos \frac{\delta}{h} z + C_4 \sin \frac{\delta}{h} z \quad (3)$$

式中: h 为井筒单元长度, m; C_1, C_2, C_3 和 C_4 均为待定常数; λ, δ 均为考虑井筒轴向静压力 N_{st} 时特征方程的特征值:

$$\lambda, \delta = \frac{\pi}{\sqrt{2}} \left\{ \mp \frac{N_{st}}{N_E} + \sqrt{\left(\frac{N_{st}}{N_E}\right)^2 - \frac{4EI}{N_E^2} [GS_{u1} - \mu\omega^2 + i(c\omega + GS_{u2})]} \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (4)$$

式中 $N_E = \frac{\pi^2 EI}{h^2}, N_0$

设 $\beta = \lambda/h, \eta = \delta/h$, 则有 $\lambda = \beta h, \delta = \eta h$ 。

根据井筒变形与内力之间的关系, 截面剪力 $H(z) = -EIu'''(z), \text{N}$; 截面弯矩 $M(z) = EIu''(z), \text{N} \cdot \text{m}$; 则井筒截面水平位移 $u(z)$ 、转角 $\varphi(z)$ 、剪力 $H(z)$ 及弯矩 $M(z)$ 分别为

$$\begin{pmatrix} u_{i+1} \\ \varphi_{i+1} \\ H_{i+1} \\ M_{i+1} \end{pmatrix} = [t_i^H] \begin{pmatrix} u_i \\ \varphi_i \\ H_i \\ M_i \end{pmatrix} \quad (6)$$

式中

单元 h_i 的传递矩阵。根据式(6), 从井筒底部 ($i = n$) 开始有如下的递推关系:

$$\begin{pmatrix} u_n \\ \varphi_n \\ H_n \\ M_n \end{pmatrix} = [t_{n-1}^H] \begin{pmatrix} u_{n-1} \\ \varphi_{n-1} \\ H_{n-1} \\ M_{n-1} \end{pmatrix} = [t_{n-1}^H][t_{n-2}^H] \begin{pmatrix} u_{n-2} \\ \varphi_{n-2} \\ H_{n-2} \\ M_{n-2} \end{pmatrix} = \dots = [t_{n-1}^H][t_{n-2}^H][t_{n-3}^H] \dots [t_2^H][t_1^H][t_0^H] \begin{pmatrix} u_0 \\ \varphi_0 \\ H_0 \\ M_0 \end{pmatrix} = [T^H] \begin{pmatrix} u_0 \\ \varphi_0 \\ H_0 \\ M_0 \end{pmatrix} \quad (8)$$

式中： $[u_n, \varphi_n, H_n, M_n]^T$ 、 $[u_0, \varphi_0, H_0, M_0]^T$ 分别为井筒底端和顶端的水平位移、转角、剪力和弯矩，井筒整体传递函数 $[T^H] = [t_{n-1}^H][t_{n-2}^H][t_{n-3}^H] \dots [t_2^H][t_1^H][t_0^H]$ 为从井筒底端到井筒顶端变形与内力的传递关系。

2.3 井筒顶部运动阻抗系数

将式(8)写成

$$\begin{pmatrix} u_n \\ \varphi_n \\ H_n \\ M_n \end{pmatrix} = [T^H] \begin{pmatrix} u_0 \\ \varphi_0 \\ H_0 \\ M_0 \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} [T_{11}^H] & [T_{12}^H] \\ [T_{21}^H] & [T_{22}^H] \end{bmatrix} \begin{pmatrix} u_0 \\ \varphi_0 \\ H_0 \\ M_0 \end{pmatrix} \quad (9)$$

将式(9)按分块矩阵式展开，并根据井筒底端边界条件 $u_n = 0, \varphi_n = 0$ ，得

$$\begin{pmatrix} H_0 \\ M_0 \end{pmatrix} = -[T_{12}^H]^{-1}[T_{11}^H] \begin{pmatrix} u_0 \\ \varphi_0 \end{pmatrix} \quad (10)$$

可得井筒顶部位移与反力关系为

$$\begin{pmatrix} H_0 \\ M_0 \end{pmatrix} = -[K^H]_{2 \times 2} \begin{pmatrix} u_0 \\ \varphi_0 \end{pmatrix} \quad (11)$$

令

$$[K^H] = \begin{bmatrix} K_{HH} & K_{H\varphi} \\ K_{\varphi H} & K_{\varphi\varphi} \end{bmatrix} \quad (12)$$

式(12)对比式(11)去掉负号是因为井筒顶端内力和外力的方向相反，则井筒顶部运动的阻抗系数 $k_{xx}, k_{x\varphi}, k_{\varphi x}, k_{\varphi\varphi}, c_{xx}, c_{x\varphi}, c_{\varphi x}$ 和 $c_{\varphi\varphi}$ 可按下式计算^[13]：

$$\begin{cases} k_{xx} = \text{real}(K_{HH}), c_{xx} = 1/\omega \times \text{imag}(K_{HH}) \\ k_{x\varphi} = \text{real}(K_{H\varphi}), c_{x\varphi} = 1/\omega \times \text{imag}(K_{H\varphi}) \\ k_{\varphi x} = \text{real}(K_{\varphi H}), c_{\varphi x} = 1/\omega \times \text{imag}(K_{\varphi H}) \\ k_{\varphi\varphi} = \text{real}(K_{\varphi\varphi}), c_{\varphi\varphi} = 1/\omega \times \text{imag}(K_{\varphi\varphi}) \end{cases} \quad (13)$$

2.4 体系的运动分析

采用子结构分析方法^[14]，将上部井塔结构离散简化为多质点体系，考虑土与结构的相互作用时，井塔结构传递下来的底部剪力和倾覆力矩作用在井筒上，在不考虑竖向地震作用时，井筒顶端运动可简化为水平滑移 u_0 和转动 φ_0 来表示^[13]。综上，根据结构动力学理论，考虑土-结构相互作用，建立了土-井筒-井塔结构体系在时域内的理论运动方程。

井塔结构各质点的动力平衡简化方程为

$$[M](\{\ddot{\mathbf{u}}\} + \{\mathbf{h}\}\ddot{\varphi}_0 + \{\ddot{\mathbf{u}}_0\} + \{\ddot{\mathbf{u}}_g\}) + [C]\{\dot{\mathbf{u}}\} + [K]\{\mathbf{u}\} = \{\mathbf{0}\} \quad (14)$$

式中： $[M]$ 为井塔的质量矩阵，kg； $[K]$ 为井塔的刚度矩阵，N/m； $[C]$ 为井塔的阻尼矩阵，N·s/m； $\{\mathbf{u}\}$

为离散后井塔各质点的位移向量，m； $\{\dot{\mathbf{u}}\}$ 为离散后井塔各质点的速度向量，m/s； $\{\ddot{\mathbf{u}}\}$ 为离散后井塔各质点的加速度向量，m/s²。其中

$$[M] = \text{diag}(m_1, m_2, \dots, m_n)$$

$$[K] = \begin{bmatrix} k_1 & -k_1 & 0 & & 0 \\ -k_1 & k_1+k_2 & -k_2 & & \\ 0 & -k_2 & k_2+k_3 & & \\ & & & \ddots & \\ & & & & k_{n-2}+k_{n-1} & -k_{n-1} \\ 0 & & & & -k_{n-1} & k_{n-1}+k_n \end{bmatrix}$$

$[C]$ 采用 Rayleigh 阻尼，用 $[M]$ 和 $[K]$ 表示为

$$[C] = a_1[M] + a_2[K]$$

$$\begin{pmatrix} a_1 \\ a_2 \end{pmatrix} = \frac{2\omega_i\omega_j}{\omega_j^2 - \omega_i^2} \begin{pmatrix} \omega_j & -\omega_i \\ -\frac{1}{\omega_j} & \frac{1}{\omega_i} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \zeta_i \\ \zeta_j \end{pmatrix}$$

式中： ω_i, ω_j 为第 i 阶和第 j 阶振型自振频率， ζ_i, ζ_j 分别为第 i 阶和第 j 阶振型阻尼比。

$$\{\mathbf{u}\} = [u_1, u_2, \dots, u_n]^T, \{\dot{\mathbf{u}}\} = [\dot{u}_1, \dot{u}_2, \dots, \dot{u}_n]^T,$$

$$\{\ddot{\mathbf{u}}\} = [\ddot{u}_1, \ddot{u}_2, \dots, \ddot{u}_n]^T, \{\mathbf{h}\} = [h_1, h_2, \dots, h_n]^T,$$

$$\{\ddot{\mathbf{u}}_0\} = [\ddot{u}_0, \ddot{u}_0, \dots, \ddot{u}_0]^T, \{\ddot{\mathbf{u}}_g\} = [\ddot{u}_g, \ddot{u}_g, \dots, \ddot{u}_g]^T$$

井筒顶端质点水平运动方程为

$$\sum_{i=1}^n m_i(\ddot{u}_i + h_i\ddot{\varphi}_0 + \ddot{u}_0 + \ddot{u}_g) + m_0(\ddot{u}_0 + \ddot{u}_g) + H_0(t) = 0 \quad (15)$$

井筒顶端质点摆动的运动方程为

$$\sum_{i=1}^n m_i h_i(\ddot{u}_i + h_i\ddot{\varphi}_0 + \ddot{u}_0 + \ddot{u}_g) + M_0(t) = 0 \quad (16)$$

$$\begin{cases} H_0(t) = c_{xx}\dot{u}_0 + c_{\varphi x}\dot{\varphi}_0 + k_{xx}u_0 + k_{\varphi x}\varphi_0 \\ M_0(t) = c_{x\varphi}\dot{u}_0 + c_{\varphi\varphi}\dot{\varphi}_0 + k_{x\varphi}u_0 + k_{\varphi\varphi}\varphi_0 \end{cases} \quad (17)$$

将式(17)分别代入式(15)和(16)得

$$\sum_{i=1}^N m_i(\ddot{u}_i + h_i\ddot{\varphi}_0 + \ddot{u}_0 + \ddot{u}_g) + m_0(\ddot{u}_0 + \ddot{u}_g) + c_{xx}\dot{u}_0 + c_{\varphi x}\dot{\varphi}_0 + k_{xx}u_0 + k_{\varphi x}\varphi_0 = 0 \quad (18)$$

$$\sum_{i=1}^N m_i h_i(\ddot{u}_i + h_i\ddot{\varphi}_0 + \ddot{u}_0 + \ddot{u}_g) + c_{x\varphi}\dot{u}_0 + c_{\varphi\varphi}\dot{\varphi}_0 + k_{x\varphi}u_0 + k_{\varphi\varphi}\varphi_0 = 0 \quad (19)$$

联立式(14)、(18)和(19)，共有 $n+2$ 个方程，采用 MATLAB 语言编制了 Runge-Kutta 法的求解程序，可解出 $n+2$ 个未知函数 $(u_1, u_2, \dots, u_n, u_0, \varphi_0)$ 。

3 体系的数值分析模型

数值分析采用有限元软件,土的本构模型为各向同性线弹性模型,土体建模采用三维实体单元,井筒和井塔采用一维梁单元,土-井筒完全耦合,结合三维自由场边界,建立不考虑土-结构相互作用的模型(即纯井塔模型,见图 3(c))、II 类场地地下考虑土与井塔-井筒相互作用的数值分析模型(见图 3)及 III 类场地地下考虑土与井塔-井筒相互作用的数值分析模型(见图 4)。图 3 中土体尺寸为 32 m × 32 m × 60 m,图 4 中土体尺寸为 32 m × 32 m × 54 m,网格尺寸见图中标示,沿土层深度方向网格尺寸控制在 1 m 左右。

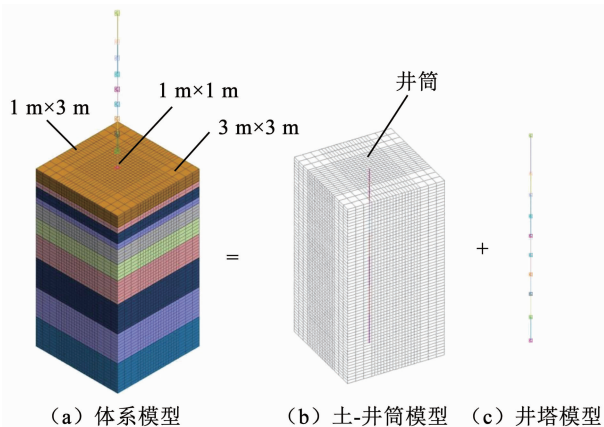


图 3 II 类场地地下考虑土与井塔-井筒相互作用的数值分析模型

Fig. 3 Numerical analysis model considering soil-shaft tower-well bore interaction in II site

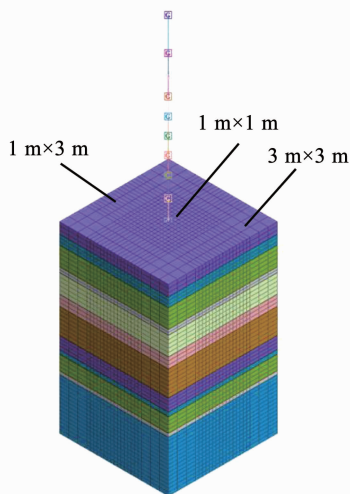


图 4 III 类场地地下考虑土与井塔-井筒相互作用的数值分析模型

Fig. 4 Numerical analysis model considering soil-shaft tower-well bore interaction in III site

4 实例及其结果分析

为考察不同场地土-结构相互作用对井塔地震反应分析的影响,以东北某 9 层钢筋混凝土剪力

墙结构井塔(见图 1~4)为工程背景,采用理论分析和数值分析两种方法,各选取 3 条地震波,分别研究不考虑土-结构相互作用、II 类场地地下考虑土-结构相互作用(模型见图 3)及 III 类场地地下考虑土-结构相互作用(模型见图 4)对井塔抗震分析的影响。井塔采用固接于井筒的连接形式,设防烈度为 8 度,在地表处输入设计基本地震加速度值 0.2g。

4.1 地震波

选取 El Centro、Taft 和宁河-天津共 3 条具有典型代表的地震波,在水平方向单向输入地震动,地震波时间间隔、时长及适合场地条件见表 1,3 条地震波反应谱与 II 类场地(第 2 组)、III 类场地(第 2 组)的规范谱对比见图 5。

表 1 地震波信息

Tab. 1 Information of seismic waves

地震波	适合场地条件	原始记录地震波			分析选取地震波		
		$\Delta t_0/s$	t_0/s	t_{max}/s	$\Delta t_1/s$	t_i/s	t_1/s
El Centro	II、III	0.02	53.74	2.12	0.02	0~20	20
Taft	III	0.02	54.36	9.10	0.02	0~20	20
宁河-天津	III、IV	0.01	19.19	7.58	0.01	5~15	10

注: Δt_0 为原始记录地震波的时间间隔, t_0 为原始记录地震波的总时长, t_{max} 为原始记录地震波波峰对应的时刻, Δt_1 为分析选取地震波的时间间隔, t_i 为分析选取地震波的有效时间段, t_1 为分析选取地震波的总时长。

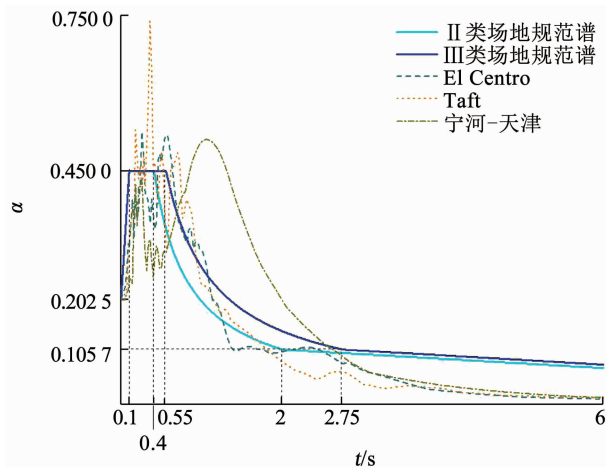


图 5 模拟地震波反应谱与规范谱对比

Fig. 5 Comparison of response spectrum of simulated seismic waves with standard spectrum

4.2 实例参数

4.2.1 场地土参数

本工程选取 II 类和 III 类两类场地的资料,均包括 10 个土层,每层土的性质是常量,不同土层性质不同,仅考虑土层的线性黏弹性参数,每层土的厚度、埋深、密度、泊松比和动剪切模量见表 2。

4.2.2 井筒参数

井筒采用倒锥台式,为钢筋混凝土筒体结构,根据壁厚的不同可以分成 3 段,每段井筒深度、壁厚、外半径、内半径、截面积和惯性矩等参数详见表 3。

表 2 场地土参数

Tab. 2 Parameters of site soil

土层编号	d_1/m		d_2/m		$\rho_i/(kg \cdot m^{-3})$		μ_1		G_d/MPa	
	II	III	II	III	II	III	II	III	II	III
1	4.0	3.2	4.0	3.2	1 920	1 750	0.30	0.25	180	41
2	2.0	9.8	6.0	13.0	1 940	1 830	0.32	0.26	225	47
3	3.5	5.5	9.5	18.5	1 980	1 830	0.32	0.27	260	52
4	2.0	3.1	11.5	21.6	2 000	2 050	0.34	0.30	290	149
5	5.0	7.4	16.5	29.0	2 020	1 870	0.34	0.29	330	66
6	5.5	3.6	22.0	32.6	2 020	2 050	0.36	0.30	360	307
7	8.0	1.2	30.0	33.8	2 040	1 850	0.36	0.27	450	72
8	10.0	4.2	40.0	38.0	2 060	2 050	0.38	0.30	490	313
9	10.0	1.0	50.0	39.0	2 080	1 850	0.38	0.27	530	72
10	10.0	15.0	60.0	54.0	2 100	2 100	0.40	0.29	560	330

注: d_1 为土层厚度, d_2 为土层地面埋深, ρ_i 为第 i 土层的密度, μ_1 为土层泊松比, G_d 为土层动剪切模量。

表 3 井筒参数

Tab. 3 Parameters of well bore

井筒段编号	d_3/m	d_4/m	h_0/m	r_1/m	r_2/m	A_1/m^2	I_1/m^4	$\rho_c/(kg \cdot m^{-3})$	μ_2
1	6.0	6.0	4.50	7.25	2.75	141.4	2 125.0	2 400	0.2
2	5.5	11.5	2.68	5.43	2.75	68.7	635.4	2 400	0.2
3	48.5	60.0	0.85	3.60	2.75	17.0	87.0	2 400	0.2

注: d_3 为井筒每段深度, d_4 为井筒底部埋深, h_0 为井筒壁厚, r_1 为井筒外半径, r_2 为井筒内半径, A_1 为井筒截面积, I_1 为井筒惯性矩, ρ_c 为井筒混凝土 C30 材料的密度, μ_2 为井筒泊松比。

4.2.3 井塔塔体结构参数

井塔为钢筋混凝土剪力墙结构,共 9 层,采用集中质量模型后可等效为 10 个质点,质点标高、质点等效质量及井塔每层的等效截面积等参数详见表 4。

表 4 井塔参数

Tab. 4 Parameters of shaft tower

质点编号	h_i/m	m_i/t	A_3/m^2	E_0/GPa	I_2/m^4
0	0	162.9	8.4	30	196.6
1	6.0	304.1	8.4	30	196.6
2	12.0	281.0	9.5	30	258.0
3	17.0	200.4	5.9	30	182.8
4	22.0	222.2	5.9	30	182.8
5	27.0	228.4	5.9	30	182.8
6	32.0	288.7	5.9	30	182.8
7	37.5	223.3	5.9	30	182.8
8	43.0	551.8	6.0	30	187.0
9	52.8	294.2	8.1	30	433.6

注:质点编号 0 代表第 1 层井塔在地面的等效质点, h_i 为井塔质点 i 的标高, m_i 为井塔质点 i 的等效质量, A_3 为井塔质点等效截面积, E_0 为混凝土材料 C30 的弹性模量, I_2 为井塔惯性矩。

4.3 结果分析

4.3.1 模型的准确性

不考虑土-结构相互作用时,表 5 及图 6 表明,

分别输入 El Centro、Taft 和宁河-天津地震波,理论解与数值解的最大差值分别为第 4 塔层的 3.1%、第 7 塔层的 3.0% 和第 2 塔层的 3.0%,3 条波中的最大差值为 3.1%,差值较小,说明不考虑土-结构相互作用的理论分析模型与数值分析模型吻合较好,为建立不同场地下考虑土-结构相互作用的理论分析模型与数值分析模型打下坚实的基础; II 类场地下考虑土-结构的相互作用时,分别输入 El Centro、Taft 和宁河-天津地震波,理论解与数值解的最大差值分别为第 3 塔层的 9.8%、第 4 塔层的 5.3% 和第 7 塔层的 7.5%,3 条波中的最大差值为 9.8%,差值相对较小,表明 II 类场地下考虑土-结构相互作用的理论分析模型与数值分析模型吻合较好; III 类场地下考虑土-结构相互作用时,分别输入 El Centro、Taft 和宁河-天津地震波,理论解与数值解的最大差值分别为第 5 塔层的 6.1%、第 3 塔层的 8.2% 和第 8 塔层的 8.3%,3 条波中的最大差值为 8.3%,差值相对较小。综上,建立的理论分析模型与数值分析模型吻合较好,验证了彼此的准确性,为研究场地效应对地震反应的影响奠定了基础。

表 5 理论解与数值解的差值

Tab. 5 Difference between theoretical solution and numerical solution

%

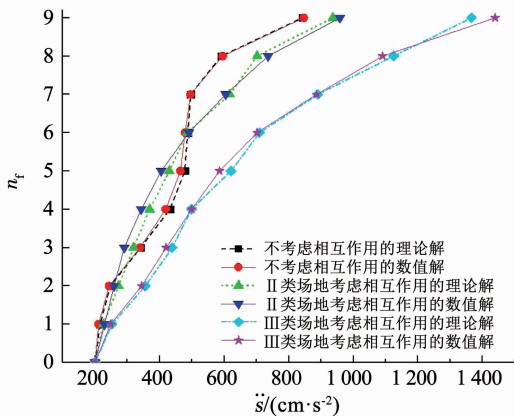
塔层	不考虑土-结构相互作用			II类场地下考虑土-结构相互作用			III类场地下考虑土-结构相互作用		
	El Centro	Taft	宁河-天津	El Centro	Taft	宁河-天津	El Centro	Taft	宁河-天津
1	2.1	-1.8	1.6	-1.7	4.3	5.3	1.8	2.2	4.4
2	1.5	1.1	3.0	5.5	1.4	6.5	3.4	4.4	8.1
3	0.5	2.8	-0.3	9.8	2.9	3.0	4.5	8.2	3.4
4	3.1	1.9	0.4	7.7	5.3	3.5	-0.1	5.0	4.0
5	2.9	0.2	-0.4	6.2	3.3	4.0	6.1	4.6	0.6
6	1.7	2.5	2.9	-1.0	4.2	3.8	1.1	3.3	2.4
7	0.2	3.0	0.2	2.0	1.1	7.5	0.4	-2.5	0.9
8	-0.7	1.6	1.6	-4.6	3.4	1.7	3.1	0.3	8.3
9	-0.4	2.0	2.0	-2.3	-3.3	1.1	-5.1	-3.7	4.9

注:差值为(理论解 - 数值解)/数值解 × 100% 的结果。

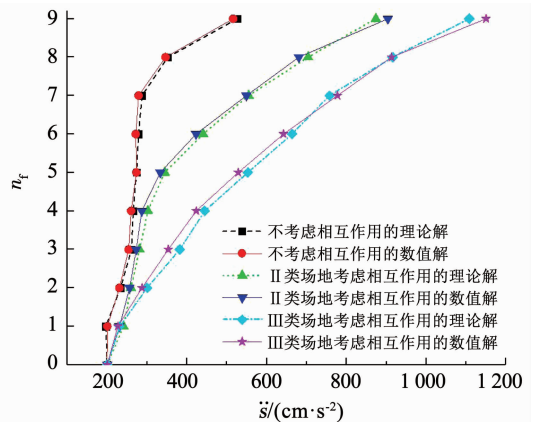
4.3.2 场地效应的影响

II类场地下考虑土-结构的相互作用时,表6及图6表明,输入 El Centro 波,其塔层加速度与不考虑土-结构相互作用理论解及数值解的最大比值均为第7~8塔层的1.2倍。输入 Taft 波,其塔层加速度与不考虑土-结构相互作用理论解、数值解的最大比值分别为第8塔层的2.0倍。第7~8塔层的2.0倍。输入宁河-天津波,其塔层加速度与不考虑土-结构相互作用理论解、数值解的最大比值分别为第7~8塔层的2.2倍、第8塔层的2.2倍。II类场地下,3条地震波理论解的平均放大系数最大值为第7~8塔层的1.8倍。其数值解的平均放大系数最大值为第8塔层的1.8倍。

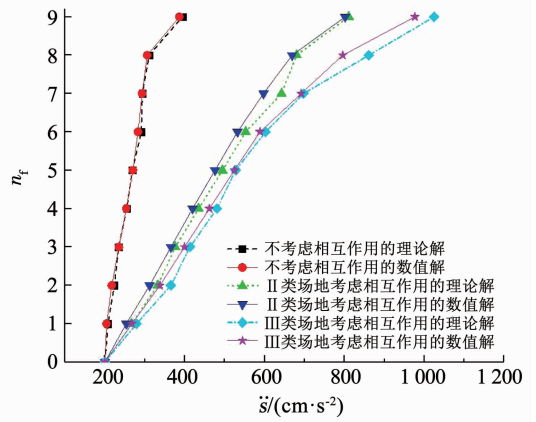
III类场地下考虑土-结构的相互作用时,表6及图6表明,输入 El Centro 波,其塔层加速度与不考虑土-结构相互作用理论解、数值解的最大比值分别为第8塔层的1.9倍、第7~8塔层的1.8倍。输入 Taft 波,其塔层加速度与不考虑土-结构相互作用理论解、数值解的最大比值分别为第7~8塔层的2.6倍。第7塔层的2.8倍。输入宁河-天津波,其塔层加速度与不考虑土-结构相互作用理论解、数值解的最大比值分别为第8塔层的2.8倍、第8塔层的2.6倍。III类场地下,3条地震波理论解和数值解的平均放大系数最大值均为第8塔层的2.4倍。



(a) El Centro波对比



(b) Taft波对比



(c) 宁河-天津波对比

图 6 井塔地震反应分析对比

Fig. 6 Comparison of seismic responses of shaft tower

II、III类场地下,3条地震波平均放大系数最大值分别为1.8倍、2.4倍,这主要是因为:1)不同场地对地震动的强度及频谱特性具有不同的影响,土层作为地震波的传播介质,对基岩输入地震动具有低频放大、高频滤波效应,具体表现为接近场地自振频率的地震波分量被保留且充分放大,远离场地自振频率的地震波分量被过滤掉;2)结构的第一及第二阶自振周期分别为0.55s及0.12s,与场地的卓越周期较接近(II类及III类场地分别为0.22s及0.48s),尤其是III类场地的卓越周期与结构第一阶自振周期接近,会使结构地震响应产生较明显的放大现象。

表 6 地震作用放大系数

Tab. 6 Amplification factors of seismic action

塔层	II类场地考虑土-结构相互作用								III类场地考虑土-结构相互作用							
	El Centro		Taft		宁河-天津		3条波平均		El Centro		Taft		宁河-天津		3条波平均	
	理论	数值	理论	数值	理论	数值	理论	数值	理论	数值	理论	数值	理论	数值	理论	数值
1	1.0	1.1	1.2	1.2	1.3	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.1	1.3	1.3	1.2	1.2
2	1.1	1.1	1.1	1.1	1.5	1.4	1.2	1.2	1.4	1.4	1.3	1.2	1.6	1.6	1.5	1.4
3	0.9	0.9	1.1	1.1	1.6	1.6	1.2	1.2	1.3	1.2	1.5	1.4	1.8	1.7	1.5	1.4
4	0.9	0.8	1.1	1.1	1.7	1.7	1.2	1.2	1.2	1.2	1.7	1.6	1.9	1.8	1.6	1.5
5	0.9	0.9	1.3	1.2	1.8	1.8	1.3	1.3	1.3	1.3	2.0	1.9	2.0	1.9	1.8	1.7
6	1.0	1.0	1.6	1.6	1.9	1.9	1.5	1.5	1.5	1.5	2.4	2.4	2.1	2.1	2.0	2.0
7	1.2	1.2	1.9	2.0	2.2	2.0	1.8	1.7	1.8	1.8	2.6	2.8	2.4	2.4	2.3	2.3
8	1.2	1.2	2.0	2.0	2.2	2.2	1.8	1.8	1.9	1.8	2.6	2.6	2.8	2.6	2.4	2.4
9	1.1	1.1	1.7	1.8	2.1	2.1	1.6	1.7	1.6	1.7	2.1	2.2	2.6	2.5	2.1	2.2

注:放大系数为考虑土-结构相互作用某塔层(n_i)的加速度与不考虑相互作用相应塔层的加速度比值;塔层0代表地面。

5 结 论

1) 理论解与数值解的最大差值为 9.8%, 总体吻合较好, 理论解与数值解互相验证了模型的准确性。

2) 考虑土-结相互作用时, II、III类场地地下 3 条地震波对应的平均地震动力反应(塔层加速度)分别放大了 1.8 倍、2.4 倍。

3) 建议在工程设计中, II、III类场地地下考虑土-结构相互作用对井塔动力反应放大的影响。

4) 土-结构相互作用对井塔地震动力反应的影响大小与结构自振周期、输入地震波的强度和频谱特性以及场地土的软弱程度等许多因素有关, 是一个复杂的课题, 有待进行大量且更加深入的研究。

参 考 文 献

- [1] 构筑物抗震设计规范: GB 50191—2012[S]. 北京: 中国计划出版社, 2012
Code for seismic design of special structures: GB 50191—2012[S]. Beijing: China Planning Press, 2012
- [2] 王依群, 何玉敖. 考虑土与结构相互作用的井塔抗震分析[J]. 建筑结构学报, 1989, 10(4): 67
WANG Yiqun, HE Yuao. Earthquake analysis of shaft-tower in consideration of soil-structure interaction [J]. Journal of Building Structures, 1989, 10(4): 67. DOI: 10.14006/j. jzjgxb. 1989. 04. 009
- [3] 查晓礼. 井塔-桩筏基础-地基-井壁的共同作用机理研究[D]. 西安: 西安科技大学, 2008
ZHA Xiaoli. Study on the mechanism of joint load-bearing of various sections in a mine shaft tower system[D]. Xi'an: Xi'an University of Science and Technology, 2008
- [4] 王依群. 考虑土与结构相互作用的井塔抗震分析[D]. 天津: 天津大学, 1986
WANG Yiqun. Earthquake analysis of shaft-tower in consideration of soil-structure interaction[D]. Tianjin: Tianjin University, 1986
- [5] 申金虎. 桩-土-渡槽结构动力作用数值分析[D]. 郑州: 郑州大学, 2013
SHEN Jinhui. Numerical analysis of pile-soil-aqueduct structure under dynamic loads[D]. Zhengzhou: Zhengzhou University, 2013
- [6] ANOYATIS G, LEMNITZER A. Dynamic pile impedances for laterally-loaded piles using improved Tajimi and Winkler formulations [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2017, 92: 279. DOI: 10.1016/j. soildyn. 2016. 09. 020
- [7] NOVAK M. Dynamic stiffness and damping of piles [J]. Canadian Geotechnical Journal, 1974, 11: 574. DOI: 10.1139/T74-059
- [8] 赵雅文. 基于集中质量法高桩码头的地震动力响应[D]. 天津: 天津大学, 2015
ZHAO Yawen. Seismic response of high-piled wharf based on lumped mass model[D]. Tianjin: Tianjin University, 2015
- [9] PENZIEN J, SCHEFFEY C F, PARMELEE R A. Seismic analysis of bridges on long piles [J]. Journal of the Engineering Mechanics Division, 1964, 90(3): 223. DOI: 10.1061/JMCEA3.0000489
- [10] NOGAMI T, NOVAK M. Resistance of soil to a horizontally vibrating pile [J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 1977, 5(3): 249. DOI: 10.1002/eqe. 4290050304
- [11] 孔德森. 桩-土相互作用计算模型及其在桩基结构抗震分析中的应用[D]. 大连: 大连理工大学, 2004
KONG Desen. Study on dynamic computational model of pile-soil interaction and applications in seismic response analysis of pile-supported structures[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2004
- [12] DING Xuanming, ZHENG Changjie, LIU Hanlong, et al. Resistance of inner soil to the horizontal vibration of pipe piles [J]. Journal of Engineering Mechanics, 2017, 143(11): 1. DOI: 10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0001353
- [13] 吴世明. 土动力学[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2000: 271
WU Shiming. Soil dynamics [M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2000: 271
- [14] 林皋, 栾茂田, 陈怀海. 土-结构相互作用对高层建筑非线性地震反应的影响[J]. 土木工程学报, 1993, 26(4): 1
LIN Gao, LUAN Maotian, CHEN Huaihai. Soil-structure interaction effect on the nonlinear seismic response of high-rise buildings [J]. China Civil Engineering Journal, 1993, 26(4): 1. DOI: 10.15951/j. tmgxcb. 1993. 04. 001