李红有,罗翔,王雨,等.考虑桩身三维效应的海洋桩基竖向振动特性研究[J].地震工程学报,2027,49(1):31-40.DOI:10.20000/j.1000-0844.20250530002

Li Hongyou, Luo Xiang, Wang Yu, et al. Vertical vibration characteristics of marine piles considering three-dimensional pile effects [J]. China Earthquake Engineering Journal, 2027, 49(1): 31-40. DOI: 10.20000/j.1000-0844.20250530002

考虑桩身三维效应的海洋桩基竖向振动特性研究

李红有[1], 罗 翔[1], 王 雨[1], 周全智[1], 曹淑刚[1], 刘 伟[1], 宋永山[2]

(1. 龙源(北京)新能源工程设计研究院有限公司,北京 100034;
2. 河海大学 港口海岸与近海工程学院,江苏 南京 210024)

摘要:考虑桩身三维效应及桩-海水-海床相互作用,建立理论模型,研究竖向荷载作用下埋置于黏弹性地基中海洋桩基的动力响应特性。将桩简化为考虑三维效应的轴对称均质弹性圆柱体,建立其控制方程;海水假定为无黏性可压缩流体,海床视为黏弹性介质,分别构建其控制方程。采用分离变量法求解控制方程,并结合桩与海水、海床的连续边界条件及桩身边界条件,推导桩身动力响应的解析解。通过与退化的一维桩-土相互作用模型及桩-水-土有限元模型对比,验证所提模型的正确性。与一维模型的对比结果表明,考虑桩身三维效应能够更准确地反映桩与海水、海床的相互作用,揭示更复杂的波传播机制。对于竖向荷载作用下的海洋大直径单桩,由于忽略海水与海床的压力及辐射阻尼,传统的一维杆模型会高估桩顶反射波的波速峰值。

关键词:海洋桩基;竖向振动;桩-水-土相互作用;三维效应

中图分类号:TU473.1 **文献标志码**:A **文章编号**:1000-0844(2027)01-0031-10

DOI:10.20000/j.1000-0844.20250530002

Vertical vibration characteristics of marine piles considering three-dimensional pile effects

Li Hongyou[1], Luo Xiang[1], Wang Yu[1], Zhou Quanzhi[1], Cao Shugang[1], Liu Wei[1], Song Yongshan[2]

(*1. Longyuan(Beijing) New Energy Engineering Design and Research Institute Co., Ltd., Beijing 100034, China;*
2. College of Harbour, Coastal and Offshore Engineering, Hohai University, Nanjing 210024, Jiangsu, China)

Abstract: A theoretical model that takes into account the three-dimensional effect of the pile and pile-seawater-seabed interaction is developed to investigate the dynamic response of a marine pile embedded in a viscoelastic foundation under vertical loading. The pile is treated as a three-dimensional, axisymmetric, homogeneous elastic cylinder, for which the governing equations are formulated. The sea-

收稿日期:2025-05-30

基金项目:国家能源集团科技项目(GJNY-22-13)

第一作者简介:李红有(1978-),男,硕士,正高级工程师,主要从事新能源电力开发方面的工作。E-mail:12088791@ceic.com。

通信作者:宋永山(1995-),女,博士研究生,主要从事桩基动力学方面的研究。E-mail:songyongshan@hhu.edu.cn。

water is assumed to be an inviscid compressible fluid, and the seabed is modeled as a viscoelastic medium, with their governing equations established accordingly. The method of separation of variables is employed to solve the governing equations, and an analytical solution for the dynamic response of the pile is derived by applying the continuity conditions at the pile-seawater and pile-seabed interfaces, along with appropriate boundary conditions on the shaft of the pile. The validity of the proposed model is verified by comparing it with a degenerated one-dimensional pile-soil interaction model and a pile-water-soil finite element model. Compared with the one-dimensional model, the three-dimensional pile model captures the pile-seawater-seabed interaction more accurately and reveals a more complex wave propagation mechanism. For a large-diameter marine pile under vertical loading, neglecting the pressure of the seawater and the radiation damping effects of the seabed, the conventional one-dimensional rod model overestimates the peak velocity of the reflected wave at the pile top.

Keywords: marine pile foundation; vertical vibration; pile-water-soil interaction; three-dimensional effect

0 引言

随着海洋资源的深度开发与利用,海洋工程建设规模持续扩大。作为海洋结构物的关键支撑构件,海洋桩基的动力特性已引起学者的广泛关注[1-5]。相比于陆地桩基,海洋桩基通常具有更大直径,并长期受到波浪荷载、海流冲刷等复杂海洋环境作用,其桩-水-土多场耦合效应更加显著,动力特性也更为复杂。然而,目前针对海洋桩基动力特性的研究仍相对有限。开展竖向荷载作用下大直径海洋单桩的桩-水-土耦合动力响应研究,对于保障海洋桩基工程的安全运营具有重要的理论价值和工程意义[6-7]。

传统 Winkler 地基模型[8]将桩简化为欧拉梁,并采用连续分布的弹簧-阻尼单元模拟桩周土的动力响应。该模型具有参数少、计算效率高的优势,但未能考虑土介质中的波动效应。为更准确地描述土中波动传播特性,Baranov[9]和 Novak[10]提出了平面应变土体模型,将土体简化为相互独立的水平薄层;尽管忽略了竖向应力波的传播,但能够反映波动能量沿径向的扩散。在此基础上,Nogami 等[11]进一步考虑土体三维位移,建立了更完善的桩-土相互作用模型。国内学者阚仁波等[12]考虑土体三维波动效应,系统研究了黏弹性支承桩的竖向动力阻抗特性。随后,余俊等[13]、李强等[14]引入多孔介质理论,将研究范围拓展至饱和土及非饱和土中的桩基动力响应问题[15-17]。然而,上述研究多集中于土体模型的精细化改进,对桩模型普遍采用一维杆件理论进行简化分析,难以准确刻画桩身的径向变形效应。

在桩-土相互作用模型的基础上,针对海洋环境下桩基动力响应的理论研究逐步展开。Sapountzakis 等[18]采用边界元方法研究了部分埋置桩的非线性振动特性,但其模型将海水中的桩段简化为自由段,忽略了海水与桩的动力相互作用。国内相关理论研究亦逐渐开展:任青等[19]、章敏等[20]基于传递矩阵法及三相介质理论,分析了波浪荷载作用下桩基的动力响应规律,并揭示了孔隙水压力对桩基振动特性的影响机制;李强等[21]对竖向荷载作用下海洋高桩的动力特性研究表明,桩基裸露段长度对桩顶动力阻抗具有显著影响。然而,上述研究中的桩模型同样基于一维波动理论,对大直径桩的三维效应考虑不足,未充分考虑海水的动力作用。值得注意的是,付鹏等[22]的研究证实,忽略动水压力作用会显著高估桩基的水平动力刚度,凸显了桩-水相互作用的重要性。近年来,桩-水-土耦合模型的研究多集中在水平动荷载作用下桩的动力响应[23-25],对竖向动荷载作用下桩-水-土相互作用的理论研究仍较缺乏。

针对现有研究的不足,本文建立竖向均布荷载作用下考虑桩身径向变形及桩-水-土相互作用的海洋桩基振动响应解析模型。利用 Laplace 变换及分离变量法将控制方程变换至频域进行求解,获得桩基顶部动刚度的计算结果。通过与已发表的一维模型及有限元模型进行对比,验证模型的准确性,并系统分析一维与三维模型在桩基动力响应计算结果上的差异。在此基础上,进一步探讨海洋环境因素及桩身参数对桩基振动特性的影响。

1　模型建立

本文建立的桩-海水-海床系统模型如图1所示。桩顶施加均布荷载$\sigma^{\mathrm{F}}(t)$，对于理想的半正弦激振力，可表示为$\sigma^{\mathrm{F}}(t)=P_{\max}\mathrm{H}(T-t)\sin[(\pi/T)t]$，其中$P_{\max}$和$T$分别表示激振力的幅值与持续时间，$\mathrm{H}(T-t)$为Heaviside阶跃函数。桩底部为海底基岩，无垂直位移。图1中，以桩顶部中心为坐标原点，水面位于$z=h_1$处，海床床面位于$z=h_2$，桩长为L，海水深度为L_{w}，海床深度为L_{s}，桩半径为r_0。海水对桩的水平方向压力为p_{f}，海床对桩的水平方向应力为σ_{sr}，竖直方向剪应力为τ_{srz}。

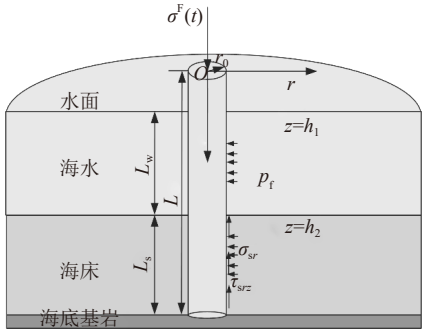


图1　模型示意图

Fig. 1　Schematic diagram of the model

为建立桩-水-土耦合系统的解析求解模型，本研究采用以下基本假设，以合理简化计算过程：

（1）几何特性假设：将桩-水-土耦合体系简化为径向无限延伸的轴对称圆柱体，忽略周向不均匀性对动力响应的影响。

（2）土体本构关系假设：桩周土体采用水平分层均质弹性介质模型，各薄层间力学特性相互独立，仅考虑径向波动能量耗散，忽略土体竖向应力波的传播效应[10]；已有研究表明，该假设对桩顶时程响应的影响较小[26]。

（3）桩体力学行为假设：桩身视为线弹性连续介质，在竖向振动过程中同时产生轴向与径向位移，更符合大直径桩基的实际受力特征。

（4）界面接触条件假设：在小变形条件下，桩-土及桩-水交界面满足位移协调与应力连续条件，不考虑接触面的滑移与分离现象。

1.1　桩控制方程

考虑桩身振动响应的三维效应，在轴对称坐标系下，竖向荷载作用下桩身动力响应的控制方程可以表示为：

$$G_{\mathrm{p}}^{*}\nabla^2\boldsymbol{w}+(\lambda_{\mathrm{p}}^{*}+G_{\mathrm{p}}^{*})\nabla(\nabla\cdot\boldsymbol{w})=\rho_{\mathrm{p}}\ddot{\boldsymbol{w}} \tag{1}$$

式中：$\nabla^2=\partial^2/\partial r^2+\partial/(r\partial r)+\partial/\partial z^2$；$\boldsymbol{w}=[w_r(r,z,t),w_z(r,z,t)]^{\mathrm{T}}$是桩的位移矢量；$\rho_{\mathrm{p}}$是桩密度；$\lambda_{\mathrm{p}}^{*}=\lambda_{\mathrm{p}}(1+2\alpha_{\mathrm{p}}\mathrm{i})$，$G_{\mathrm{p}}^{*}=G_{\mathrm{p}}(1+2\alpha_{\mathrm{p}}\mathrm{i})$是桩的复Lamé常数，复Lamé常数可表示为：$G_{\mathrm{p}}=E_{\mathrm{p}}/2(1+\nu_{\mathrm{p}})$和$\lambda_{\mathrm{p}}=2G_{\mathrm{p}}\nu_{\mathrm{p}}/(1-2\nu_{\mathrm{p}})$，其中$E_{\mathrm{p}}$和$\nu_{\mathrm{p}}$分别是桩的弹性模量和泊松比，$\alpha_{\mathrm{p}}$是桩的滞回阻尼；位移矢量上的$\cdot$表示相对于时间的导数；$\mathrm{i}=\sqrt{-1}$。

1.2　海床控制方程

海床控制方程可以通过平面应变模型来考虑，也称为Baranov-Novak薄层模型[10]：

$$G_{\mathrm{s}}^{*}\nabla^2\boldsymbol{u}+(\lambda_{\mathrm{s}}^{*}+G_{\mathrm{s}}^{*})\nabla(\nabla\cdot\boldsymbol{u})=\rho_{\mathrm{s}}\ddot{\boldsymbol{u}} \tag{2}$$

式中：$\boldsymbol{u}=[u_r(r,t),u_z(r,t)]^{\mathrm{T}}$为海床的位移矢量；$\rho_{\mathrm{s}}$为海床密度；$\lambda_{\mathrm{s}}^{*}=\lambda_{\mathrm{s}}(1+2\alpha_{\mathrm{s}}\mathrm{i})$，$G_{\mathrm{s}}^{*}=G_{\mathrm{s}}(1+2\alpha_{\mathrm{s}}\mathrm{i})$为海床复Lamé常数，其中$\alpha_{\mathrm{s}}$是海床滞回阻尼。海床的Lamé常数可以表示为$G_{\mathrm{s}}=E_{\mathrm{s}}/2(1+\nu_{\mathrm{s}})$和$\lambda_{\mathrm{s}}=2G_{\mathrm{s}}\nu_{\mathrm{s}}/(1-2\nu_{\mathrm{s}})$，其中$E_{\mathrm{s}}$和$\nu_{\mathrm{s}}$分别是海床的弹性模量和泊松比。

1.3　海水控制方程

参考Baranov-Novak薄层法[10]，只考虑海水中波沿水平方向的传播，对于无黏性可压缩海水，其控制方程可用势函数$\varphi(r,t)$表示：

$$\frac{\partial^2\varphi}{\partial r^2}+\frac{\partial\varphi}{r\partial r}=\frac{1}{c_{\mathrm{f}}^2}\ddot{\varphi} \tag{3}$$

式中：c_{f}为海水中波传播的速度。海水水平方向速度v_{fr}及水压力p_{f}可以表示为$v_{\mathrm{fr}}=\partial\varphi/\partial r$和$p_{\mathrm{f}}=-\rho_{\mathrm{f}}\dot{\varphi}$，其中$\rho_{\mathrm{f}}$为海水密度。

1.4　边界条件

为求解桩、海水、海床相互作用模型的解析解，需满足一些边界条件：

（1）海水层需满足的边界条件：

$$\varphi\big|_{r\to\infty}=0,\ p_{\mathrm{f}}\big|_{z=h_1}=0 \tag{4}$$

（2）桩顶面及底面边界条件：

$$\sigma_{\mathrm{pz}}\big|_{z=0}=-\sigma^{\mathrm{F}}(t),\ 0\leqslant r\leqslant r_0;$$
$$w_z\big|_{z=L}=0,\ 0\leqslant r\leqslant r_0 \tag{5}$$

式中：σ_{pz}是桩的垂直方向应力。

（3）假设桩水界面无滑移，桩水界面（$r=r_0$）的边界条件为：

$$v_{\mathrm{fr}}=\dot{w}_r,\ \tau_{\mathrm{prz}}=0,\ p_{\mathrm{f}}=-\sigma_{\mathrm{pr}},\ h_1\leqslant z\leqslant h_2 \tag{6}$$

式中：τ_{prz}是桩身剪切应力；σ_{pr}是桩身径向应力。

（4）同样假设桩土界面无滑移，桩-土界面（$r=r_0$）的边界条件为：

$$u_r=w_r,\ u_z=w_z,\ \tau_{srz}=\tau_{prz},\ \sigma_{pr}=\sigma_{sr},\ h_2\leqslant z\leqslant L \tag{7}$$

（5）海床需满足的边界条件为：

$$u_{r,z}\big|_{r\to\infty}=0,\ u_z\big|_{z=L}=0 \tag{8}$$

（6）初始边界条件为：

$$\begin{aligned}&\varphi\big|_{t=0}=u_r\big|_{t=0}=u_z\big|_{t=0}=w_r\big|_{t=0}=w_z\big|_{t=0}=0,\\&\dot{\varphi}\big|_{t=0}=\dot{u}_r\big|_{t=0}=\dot{u}_z\big|_{t=0}=\dot{w}_r\big|_{t=0}=\dot{w}_z\big|_{t=0}=0\end{aligned} \tag{9}$$

2 方程求解

2.1 桩身控制方程的求解

本节采用Laplace变换，将时域内的控制方程转换至频域求解。所应用的一维Laplace正变换与逆变换可表示为：

$$\bar{f}(s)=\int_0^{\infty}\mathrm{e}^{-st}f(t)\mathrm{d}t,\ f(t)=\frac{1}{2\pi\mathrm{i}}\int_{\sigma-\mathrm{i}\infty}^{\sigma+\mathrm{i}\infty}\bar{f}(s)\mathrm{e}^{st}\mathrm{d}s \tag{10}$$

考虑初始边界条件[式(9)]，对桩的控制方程实施Laplace变换后，式(1)可转换为：

$$G_p^*\nabla^2\bar{\boldsymbol{w}}+(\lambda_p^*+G_p^*)\nabla(\nabla\bullet\bar{\boldsymbol{w}})=\rho_p s^2\bar{\boldsymbol{w}} \tag{11}$$

式中："-"表示频域中的值；$s=\mathrm{i}\omega$，ω为圆频率。

采用亥姆霍兹分解和变量分离法，可得式(11)的通解形式。基于叠加原理，将桩顶的非齐次边界条件分解为一个特解$\bar{w}_z^*$与相应的齐次边界条件：

$$\sigma_{pz}\big|_{z=0}=0,\ r_0\leqslant r\leqslant r_1 \tag{12}$$

将通解代入式(12)，并结合边界条件[式(5)]，可得桩身位移的通解表达式：

$$\begin{aligned}\bar{w}_r=\sum_{n=1}^{\infty}[&B_{1n}\eta_{pn}I_1(\eta_{pn}r)-\\&B_{2n}\beta_{pn}\xi_{pn}I_1(\xi_{pn}r)]\sin(\beta_{pn}z)\end{aligned} \tag{13}$$

$$\begin{aligned}\bar{w}_z=\sum_{n=1}^{\infty}[&B_{1n}\beta_{pn}I_0(\eta_{pn}r)-\\&B_{2n}\xi_{pn}^2I_0(\xi_{pn}r)]\cos(\beta_{pn}z)+\bar{w}_z^*\end{aligned} \tag{14}$$

其中：B_{1n}、B_{2n}均为未知系数；

$$\eta_{pn}=\sqrt{\beta_{pn}^2+\rho_p s^2/(\lambda_p^*+2G_p^*)},$$

$$\xi_{pn}=\sqrt{\beta_{pn}^2+\rho_p s^2/G_p^*},$$

$$\beta_{pn}=(2n-1)\pi/(2L),\ n=1,2,3,\ldots。$$

将$\bar{w}_z^*$代入式(11)，可得：

$$\frac{\mathrm{d}^2\bar{w}_z^*(z)}{\mathrm{d}z^2}+\gamma^2\bar{w}_z^*(z)=0 \tag{15}$$

式中：$\gamma=\sqrt{-\rho_p s^2/(\lambda_p^*+2G_p^*)}$。

求解式(15)并结合边界条件[式(5)]，$\bar{w}_z^*$可以表示为：

$$\bar{w}_z^*=E_1\cos(\gamma z)+E_2\sin(\gamma z) \tag{16}$$

其中：$E_1=-\bar{\sigma}^{\mathrm{F}}/[(\lambda_p^*+2G_p^*)\gamma]$，

$E_2=-[\sin(\gamma L)/\cos(\gamma L)]E_1$。

2.2 海床控制方程求解

同理，考虑初始边界条件[式(9)]，对海床控制方程实施Laplace变换后，式(2)可以转换为：

$$G_s^*\nabla^2\bar{\boldsymbol{u}}+(\lambda_s^*+G_s^*)\nabla(\nabla\bullet\bar{\boldsymbol{u}})=\rho_s s^2\bar{\boldsymbol{u}} \tag{17}$$

求解式(17)并结合边界条件[式(8)]，可得海床位移的通解形式为：

$$\bar{u}_r=A_1K_1(\eta_s r),\ \ \bar{u}_z=A_2K_0(\xi_s r) \tag{18}$$

式中：A_1、A_2均为未知系数；$\eta_s=\sqrt{\rho_s s^2/(\lambda_s^*+2G_s^*)}$，$\xi_s=\sqrt{\rho_s s^2/G_s^*}$。

2.3 海水控制方程求解

同理，考虑初始边界条件[式(9)]，对海床实施Laplace变换后，式(3)可转换为：

$$\frac{\partial^2\bar{\varphi}}{\partial r^2}+\frac{\partial\bar{\varphi}}{r\partial r}-\frac{s^2}{c_f^2}\bar{\varphi}=0 \tag{19}$$

求解式(19)并结合边界条件[式(4)]，可得海水势函数通解形式为：

$$\bar{\varphi}=A_3K_0(\zeta_j r) \tag{20}$$

式中：A_3是未知系数；$\zeta_j=\sqrt{s^2/c_f^2}$。

2.4 未知数求解

考虑到桩、海水与海床的连续性，依据边界条件[式(6)和(7)]，并利用三角函数的正交性，可建立如下方程组以确定未知系数：

$$\int_{h_1}^{h_2}\frac{-\partial\bar{\varphi}(r_0,z)}{\partial rs}\cos(\beta_{pn}z)\mathrm{d}z=\int_{h_1}^{h_2}\bar{w}_r(r_0,z)\cos(\beta_{pn}z)\mathrm{d}z \tag{21}$$

$$\int_{h_2}^{L}\bar{u}_r(r_0,z)\sin(\beta_{pn}z)\mathrm{d}z=\int_{h_2}^{L}\bar{w}_r(r_0,z)\sin(\beta_{pn}z)\mathrm{d}z \tag{22}$$

$$\int_{h_2}^{L}\bar{u}_z(r_0,z)\cos(\beta_{pn}z)\mathrm{d}z=\int_{h_2}^{L}\bar{w}_z(r_0,z)\cos(\beta_{pn}z)\mathrm{d}z \tag{23}$$

$$\int_{h_2}^{L}\bar{\tau}_{srz}(r_0,z)\cos(\beta_{pn}z)\mathrm{d}z=\int_{0}^{L}\bar{\tau}_{prz}(r_0,z)\cos(\beta_{pn}z)\mathrm{d}z \tag{24}$$

$$\int_{h_1}^{h_2}s\rho_f\bar{\varphi}(r_0,z)\sin(\beta_{pn}z)\mathrm{d}z+\int_{h_2}^{L}\bar{\sigma}_{sr}(r_0,z)\sin(\beta_{pn}z)\mathrm{d}z=$$

$$\int_0^L \bar{\sigma}_{pr}(r_0,z)\sin(\beta_{pn}z)\mathrm{d}z \qquad (25)$$

求解非齐次方程组(21)～(25)，可确定全部未知数，进而得到频域内的桩身位移表达式[式(13)]。通过快速傅里叶逆变换，可将频域结果转换到时域，从而获得桩基的动力响应时程曲线。在此基础上，桩顶的复刚度可定义为：

$$k_p^* = \frac{\sigma^F}{w_z|_{z=0}} = k_p + \mathrm{i}c_p \qquad (26)$$

式中：k_p、c_p分别为桩顶的动态刚度和阻尼。桩身在时域内的速度响应可表示为$v_z = \partial w_z/\partial t$。

3　模型验证

与现有理论相比，本文建立的轴对称三维桩身动力响应解析模型同时考虑了桩体的径向与轴向位移，并能表征海水与海床在水平方向上的位移及应力，从而提高了对桩身动力响应的预测精度。桩顶施加的分布荷载可通过桩帽或横截面尺寸与桩顶相等的落锤实现。为验证模型的正确性，将本文模型计算结果分别与Novak[10]的桩-土相互作用解析模型及包含桩-水-土相互作用的有限元模型进行对比分析，以探讨桩身三维效应对桩-土相互作用及桩-水-土耦合系统动力响应的影响。

3.1　解析模型验证

将桩-水-土相互作用模型退化为完全埋置于土体中的桩-土相互作用模型，并与已发表的Novak解析模型所计算的桩身动力响应结果进行对比。根据Novak[10]的平面应变模型，桩被假设为一维杆，土层被简化为一系列相互独立的水平薄层。模型的计算参数如表1所列。本节对比的计算结果为桩顶中心($r=0$ m, $z=0$ m)的无量纲动力阻抗与无量纲阻尼$k'_p = k_p^*/(E_pL)$，横坐标为无量纲频率$\omega_1 = \omega L\sqrt{\rho_p/E_p}$。

表1　桩-土模型计算参数

Table 1　Calculation parameters of the pile-soil model

材料	E/MPa	ρ_p/(kg/m^3)	υ	L/m
桩	40×10^3	2 500	0.15	10
土	100	1 600	0.4	10

图2对比了桩径为0.5 m时，Novak模型[10]与本文模型在频域内计算的桩顶动力阻抗与阻尼。两种模型的计算结果基本一致，验证了本文模型的合理性。随着桩径增大，如图3所示(桩径增大至1.0 m)，两模型在高频段的差异逐渐显现，本文三维桩模型所得桩顶动力阻抗与动态阻尼均低于Novak一维杆模型的结果。产生该差异的主要原因是：三维桩模型的模态振动更为复杂，导致系统能量分布

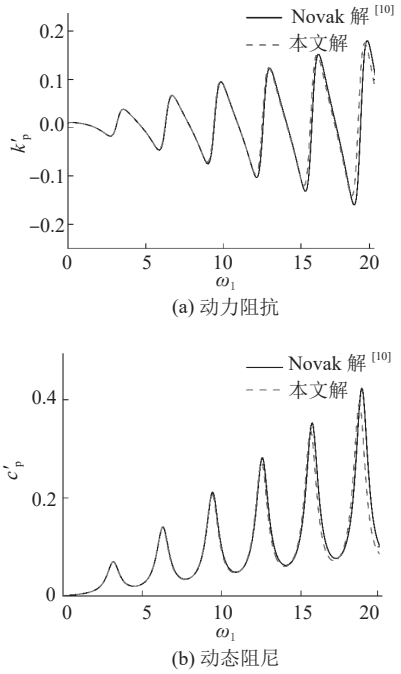


图2　本文解与Novak解[10]对比($r_0=0.5$ m)

Fig. 2　Comparison between the proposed solution and Novak's solution [10] ($r_0=0.5$ m)

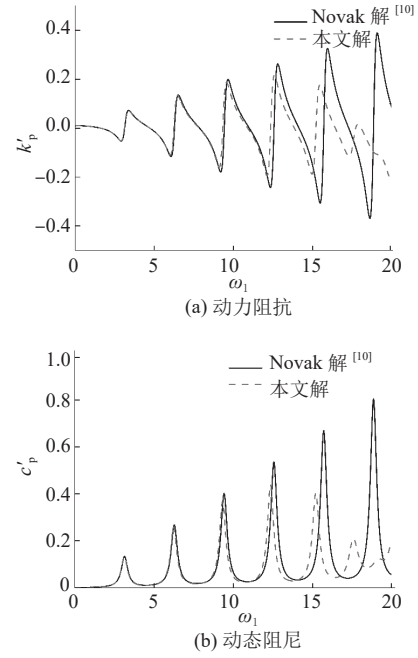


图3　本文解与Novak解[10]对比($r_0=1.0$ m)

Fig. 3　Comparison between the proposed solution and Novak's solution[10] ($r_0=1.0$ m)

更分散，辐射阻尼更强，从而使更多能量通过土体向外辐射，表现出较低的整体阻抗和阻尼。相比之下，一维杆模型仅考虑桩身轴向波动，忽略了横向惯性效应与剪切变形，因而高估了能量耗散和轴向刚度。

3.2 有限元模型验证

将桩-水-土相互作用模型与有限元模型进行对比验证，计算参数如表2所列。桩总长为25 m，其暴露于空气中的自由段为5 m，埋入土中10 m，浸入海水中长度为10 m。桩顶施加半正弦激振荷载 $\sigma^{\mathrm{F}}(t)=1\times10^{5}H(0.001-t)\sin(\pi/0.001t)$。利用有限元软件建立桩半径 $r_0=1$ m 的轴对称有限元模型。桩与土体底部设为固定约束，周围土体与海水径向延伸至 $20r_0$，并采用完美匹配层边界条件以消除反射波影响。模型采用实体单元，划分为四边形网格（轴对称模型），网格尺寸不超过 $\lambda_{\min}/6$，其中 $\lambda_{\min}$ 为土体、海水或桩中最小波长。

表2 桩-水-土模型计算参数

Table 2 Calculation parameters of the pile-water-soil model

参数	E_{p}/GPa	ρ_{p}/(kg/m^3)	υ_{p}	L/m
桩	40	2 500	0.15	25
参数	c_{f}/(m/s)	ρ_{f}/(kg/m^3)		L_{w}/m
水	1 500	1 000		10
参数	E_{s}/MPa	ρ_{s}/kg/m^3	υ_{s}	L_{s}/m
土	100	1 600	0.4	10

一维模型（基于一维波动理论）、本文提出的三维模型（考虑桩身三维波动效应）及有限元模型的计算结果对比如图4所示。三者计算的桩顶中心（$r=0$ m，$z=0$ m）竖向速度响应时程曲线（图4）表明，初始桩顶竖向速度峰值基本一致；但在反射波波速峰值方面，一维模型明显高于三维模型。这是由于一维杆模型仅考虑桩轴向应力波传播，忽略了横向惯性、弯曲和剪切变形，导致能量集中于轴向，从而高估了反射波速峰值。此外，受波速差异、频散效应和桩-水-土耦合在时域的叠加影响，本文三维模型与有限元模型均观测到波速峰值后的高频干涉现象。在实际工程的基桩检测中，此类高频干涉可能引起信号混叠，降低缺陷识别精度，可采用高频信号抑制方法予以解决[27]。

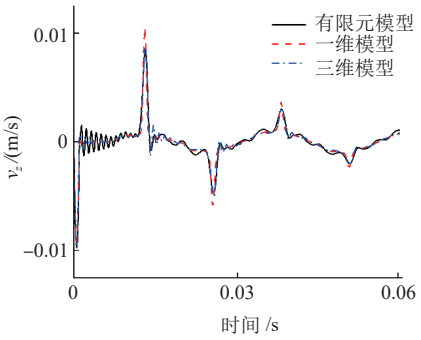


图4 三种模型计算的桩顶中心竖向速度时程曲线对比

Fig. 4 Comparison of vertical velocity time-history curves at the pile top center computed by three models

4 参数分析

基于所建立的桩-水-土系统三维桩模型，开展参数敏感性分析，探讨竖向荷载作用下三维桩的振动特性。模型基本参数同第3.2节，桩半径取2 m，以突出三维效应对大直径单桩的影响。该模型可有效模拟桩-海水-海床的相互作用，并通过桩顶动力响应反映海水深度及海床冲刷深度的变化，为海洋桩基的冲刷监测提供理论支撑。

研究首先分析海水深度及海床冲刷（海床面下移）对桩身动力响应的影响；在此基础上，进一步探讨桩径、桩身弹性模量、泊松比及密度等关键参数对桩基振动特性的影响规律。

4.1 海水深度

三维海洋桩基模型的建立，使得海水深度对桩基动力响应的影响得以体现。在一维模型中，海水不产生剪应力，其力学作用与空气段相似，桩身常被简化为自由段；而在实际工程中，海水产生的径向压力会对桩身动力响应产生显著影响。在保持海床深度不变的条件下，桩三维模型与一维模型在不同海水深度下的桩顶竖向速度时程曲线如图5所示。由图5(a)可见，随着海水深度增加，系统阻尼增大，桩身竖向速度峰值略有减小，其中桩顶 z 方向反射波波速峰值减小尤为明显。一维模型对此变化完全无法捕捉，这表明在大直径桩设计中，忽略海水深度会导致桩顶动力响应预测出现偏差。由于海水主要产生径向压力，当考虑桩身径向变形时，水深变化对径向速度响应的影响更为显著。图6展示了距桩顶2 m、5 m处的 r 方向速度时程曲线。结果表明，桩身水平方向速度峰值随海水深度增加而明显减小；水深由5 m增至10 m时，峰值减小幅度约为4%。

此外，为探讨该模型在海洋桩基冲刷深度预测

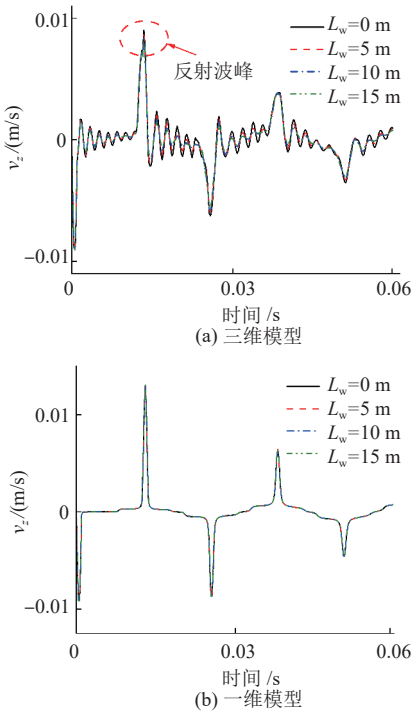


图 5　水深对桩顶竖向速度时程响应的影响

Fig. 5　Effect of water depth on the vertical velocity time-history response at the pile top

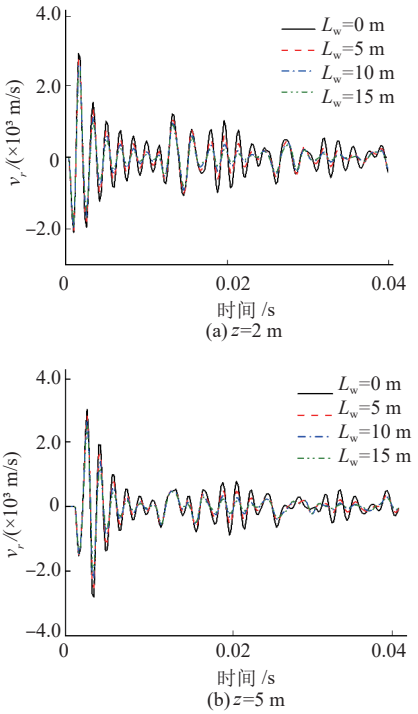


图 6　水深对桩身径向速度时程响应的影响

Fig. 6　Effect of water depth on the radial velocity time-history response of the pile shaft

中的应用，进一步分析了海床面下移（即海床深度减小）对桩顶部竖向振动响应及桩身水平振动响应的影响。如图 7 所示，相比桩身水平方向速度响应，海床面下移对桩顶竖向振动响应的影响更为显著。随着海床面下移，桩顶反射波峰值明显增大。这是由于在竖向荷载作用下，海床剪应力是影响桩身动力响应的主要因素，因此桩身水平振动响应的变化幅度相对较小。相比之下，桩顶竖向反射波对海床面下移更为敏感。基于此，在实际工程中可利用本文模型建立项目专属的 v_z-冲刷深度标定曲线，通过定期采集振动数据反演冲刷发展状态，进而为海洋桩基的安全评估与维护提供量化依据。

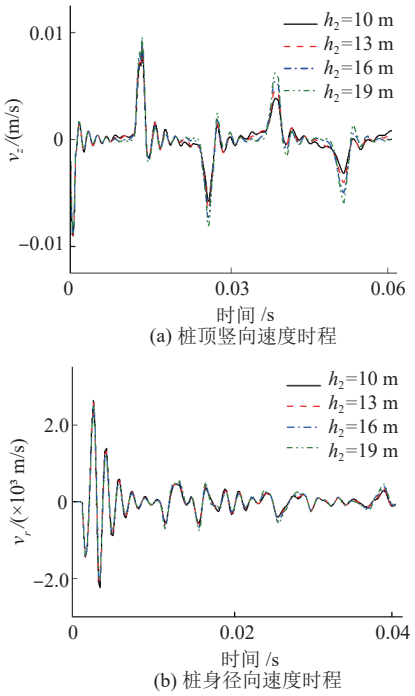


图 7　海床面位置对桩动力时程响应的影响

Fig. 7　Effect of seabed surface position on the dynamic time-history response of the pile

4.2　桩径

图 8 给出了桩径分别为 0.5、1.0、2.0 和 3.0 m 时，三维模型及一维模型计算的桩顶竖向速度响应时程曲线。结果表明，在施加相同应力水平的冲击荷载下，不同桩径对应的初始波速变化较小，但桩径对反射波峰值的影响十分显著。随着桩径增大，一维杆模型计算得到的反射波峰值增幅远高于三维模型，且波峰更加尖锐。在一维模型中，波动能量全部集中于轴向传播，不存在侧向能量耗散，因此呈现出更高、更窄的峰值；而在三维模型中，由于考虑了波动频散效应及海水-海床的辐射阻尼，反射波峰值更为平缓。此外，当桩径增至 3.0 m 时，桩身

与海水、海床的接触面积增大，海水与海床提供的阻尼作用增强，三维模型计算的反射波峰值进一步下降。这说明，对于大直径桩，一维模型无法准确描述波动传播特性，可能显著高估反射波峰值，导致计算误差增大。

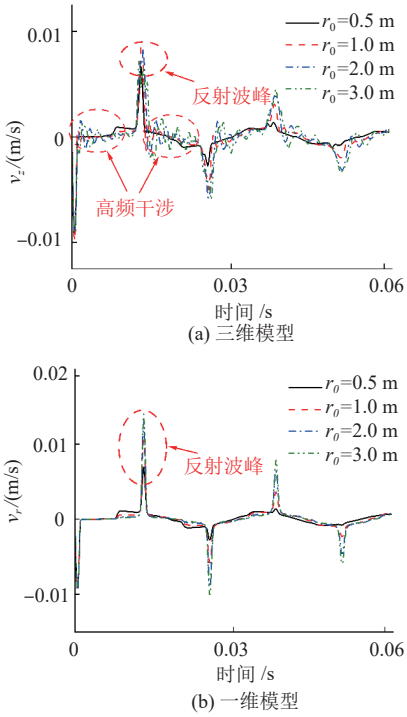


图 8 桩径对桩顶竖向速度时程响应的影响

Fig. 8 Effect of pile radius on the vertical velocity time-history response at the pile top

4.3 桩身弹性模量

图 9 给出了桩身弹性模量分别为 5、20、40 和 60 GPa 时，三维模型与一维模型计算的桩顶竖向速度动力响应。两种模型对初始波速峰值的预测基本一致。在反射波特征方面，随着桩身弹性模量增大，桩身刚性增强，三维模型中的三维效应逐渐减弱，使得两种模型对反射波的预测结果趋于一致。此外，桩弹性模量还影响应力波的传播时间。桩内应力波的传播速度 c_p 与弹性模量呈正相关关系（$c_p=\sqrt{E_p(1-\nu_p)/[\rho_p(1+\nu_p)(1-2\nu_p)]}$），即弹性模量越大，波速越快，反射波到达时间相应提前。

4.4 桩身泊松比

如图 10 所示，本节探讨了桩身泊松比对桩顶竖向动力响应的影响。一维模型基于一维波动方程，未考虑泊松效应；而在实际工程中，泊松比的变化会显著影响桩身的三维效应。由图 10(a)可见，随

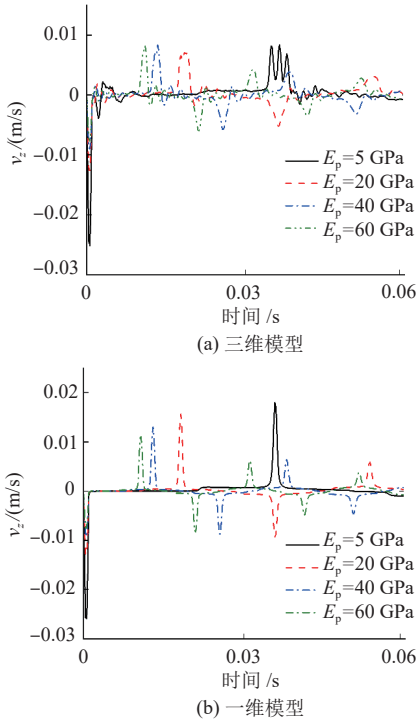


图 9 桩弹性模量对桩顶竖向速度时程响应的影响

Fig. 9 Effect of pile elastic modulus on the vertical velocity time-history response at the pile top

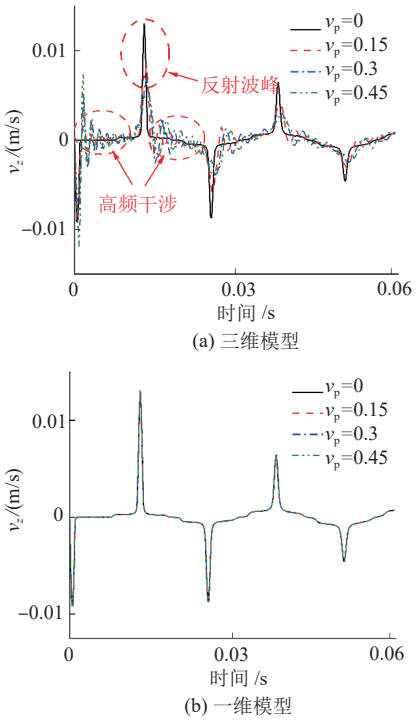


图 10 桩泊松比对桩顶竖向速度时程响应的影响

Fig. 10 Effect of pile Poisson's ratio on the vertical velocity time-history response at the pile top

着泊松比增大，高频干涉现象愈加明显，同时反射波峰值有所减小。高频干涉通常由三维模型的几

何频散效应或桩-土相互作用中的多重反射引起，表现为高频成分在时域内相互叠加，形成复杂的波形振荡。与一维模型因过度简化而无法捕捉多维波动干涉不同，三维模型揭示了更为复杂的波动传播机制。然而，在将该模型应用于基桩检测时，高频干涉可能掩盖缺陷信号，需通过适当的信号处理方法分离有效信息，以提高缺陷识别的准确性。

4.5　桩身密度

图 11 给出了桩身密度分别为 1 500、2 500、3 500 和 4 500 kg/m^3 时，三维模型与一维模型计算的桩顶竖向速度时程曲线。桩身密度主要影响桩顶速度峰值及桩内应力波的传播速度：桩身密度越大，桩顶速度峰值越小，桩内波速越慢。对比一维模型与三维模型可以发现，两者的主要差别仍源于三维效应引起的反射波速峰值及反射波速的峰值宽度，一维模型的反射波峰值更尖锐。

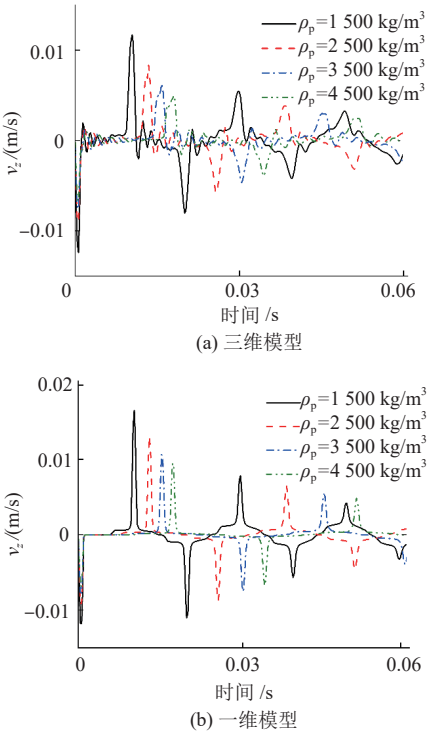


图 11　桩密度对桩顶竖向速度时程响应的影响

Fig. 11　Effect of pile density on the vertical velocity time-history response at the pile top

5　结论

本文考虑桩身三维效应，建立了三维桩-海水-海床相互作用模型，求解了竖向荷载作用下海洋桩基动力响应的解析解，并系统分析了海水深度、海床面位置、桩径、弹性模量、泊松比及密度等参数对桩身动力响应的影响。主要结论如下：

（1）与传统一维杆模型相比，考虑桩身三维效应能够捕捉桩顶竖向动力响应中的高频干涉现象，揭示更为复杂的波动传播机制，从而更准确地描述桩身振动特性。

（2）桩与海水的相互作用对桩身动力响应具有显著影响，尤其在大直径单桩中不容忽视。在竖向荷载作用下，海床剪应力是影响桩身动力响应的主要因素。因此，在开展冲刷深度监测时，可优先关注桩顶或桩身的竖向振动响应，以提高监测精度。

（3）桩径与泊松比对桩身三维效应的影响尤为显著，特别是对于大直径或泊松比较大的海洋桩基，需充分考虑桩身三维效应。数值结果表明，对于半径 3.0 m 的海洋桩基，一维模型对反射波峰值的预测误差可达 75%。

参考文献(References)

[1] He R, Kaynia A M, Zhang J S, et al. Influence of vertical shear stresses due to pile-soil interaction on lateral dynamic responses for offshore monopiles[J]. Marine Structures, 2019, 64: 341-359.

[2] 袁煜晖，贺瑞，朱元张. 水平循环荷载下嵌岩单桩基础受力特性试验研究[J]. 河海大学学报(自然科学版)，2024，52(6)：97-106.
Yuan Yuhui, He Rui, Zhu Yuanzhang. Experimental study on characteristics of rock-socketed monopile under lateral cyclic loads[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2024, 52(6): 97-106.

[3] He R, Xiang Y H, Guo Z. A poroelastic model for near-field underwater noise caused by offshore monopile driving[J]. Journal of Sound and Vibration, 2023, 564: 117878.

[4] 余云燕，候浩胜，孔嘉乐. 单桩式海上风机基频计算方法及参数分析[J]. 地震工程学报，2025，47(2)：281-288.
Yu Yunyan, Hou Haosheng, Kong Jiale. Fundamental frequency calculation method and parameter analysis of monopile offshore wind turbines[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2025, 47(2): 281-288.

[5] 王丕光，刘晶波，赵密. 运行状态下海上单桩风机系统自振频率分析[J]. 地震工程学报，2021，43(3)：704-709.
Wang Piguang, Liu Jingbo, Zhao Mi. Effect of operating state on the natural frequency of an offshore wind turbine founded on monopiles[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2021, 43(3): 704-709.

[6] 孙箭林，刘圆圆，章敏. 非饱和土中摩擦桩的竖向瞬态响应研究[J]. 太原理工大学学报，2025，56(6)：1190-1199.
Sun Jianlin, Liu Yuanyuan, Zhang Min. Transient response of float pile under vertical impact loading in unsaturated soil[J]. Journal of Taiyuan University of Technology, 2025, 56(6): 1190-1199.

[7] 崔春义，孟坤，武亚军，等. 考虑竖向波动效应的径向非均质黏性

阻尼土中管桩纵向振动响应研究[J]. 岩土工程学报, 2018, 40(8): 1433-1443.
Cui Chunyi, Meng Kun, Wu Yajun, et al. Dynamic response of vertical vibration of pipe piles in soils with radial inhomogeneousity and viscous damping considering vertical wave effect[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, 40(8): 1433-1443.

[8] Tajimi H. Dynamic analysis of structure embedded in an elastic stratum[C]//Proceedings of the 4th World Conference on Earthquake Engineering. Santiago de Chile: EERI, 1969: 53-69.

[9] Baranov V A. On the calculation of excited vibrations of an embeded foundation[J]. Problems of Dynamics and Strength, Riga: Riga Polytechnic Institute, 1967(14): 195-209.

[10] Novak M. Dynamic stiffness and damping of piles[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1974, 11(4): 574-598.

[11] Nogami T, Novak M. Soil-pile interaction in vertical vibration [J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1976, 4(3): 277-293.

[12] 阙仁波, 王奎华. 考虑土体三维波动效应时黏性阻尼土中桩的纵向振动特性及其应用研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(2): 381-390.
Que Renbo, Wang Kuihua. Theory on longitudinal vibration of pile in viscous damping soil layer considering three-dimensional wave effect and its applications [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(2): 381-390.

[13] 余俊, 尚守平, 任慧, 等. 饱和土中桩竖向振动响应分析[J]. 工程力学, 2008, 25(10): 187-193.
Yu Jun, Shang Shouping, Ren Hui, et al. Vertical dynamic response of pile in saturated soil[J]. Engineering Mechanics, 2008, 25(10): 187-193.

[14] 李强, 郑辉, 王奎华. 饱和土中摩擦桩竖向振动解析解及应用[J]. 工程力学, 2011, 28(1): 157-162, 170.
Li Qiang, Zheng Hui, Wang Kuihua. Analytical solution and its application of vertical vibration of a friction pile in saturated soil [J]. Engineering Mechanics, 2011, 28(1): 157-162, 170.

[15] 杨骁, 蒋志云. 饱和土层中组合圆柱桩的轴对称竖向振动[J]. 土木工程学报, 2014, 47(10): 96-106.
Yang Xiao, Jiang Zhiyun. Axisymmetric vertical vibration of composite cylindrical pile in saturated soil layer[J]. China Civil Engineering Journal, 2014, 47(10): 96-106

[16] 孟建文, 严福, 李文成. 层状非饱和土中端承桩竖向土体振动响应研究[J]. 科技资讯, 2024, 22(12): 97-99.
Meng Jianwen, Yan Fu, Li Wencheng. Research on the vertical vibration response of the soil mass of end-bearing piles in layered unsaturated soil[J]. Science & Technology Information, 2024, 22(12): 97-99.

[17] 马文杰, 王长丹, 王炳龙, 等. 层状非饱和土中端承桩竖向振动响应的半解析算法[J]. 岩石力学与工程学报, 2023, 42(增刊1): 3767-3777.
Ma Wenjie, Wang Changdan, Wang Binglong, et al. Semi-analytical algorithm for vertical vibration response of end-bearing piles in layered unsaturated soil[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2023, 42(S1): 3767-3777.

[18] Sapountzakis E J, Kampitsis A E. Nonlinear dynamic analysis of Timoshenko beam-columns partially supported on tensionless Winkler foundation[J]. Computers & Structures, 2010, 88(21-22): 1206-1219.

[19] 任青, 黄茂松, 钟锐, 等. 部分埋入群桩的竖向振动特性[J]. 岩土工程学报, 2009, 31(9): 1384-1390.
Ren Qing, Huang Maosong, Zhong Rui, et al. Vertical vibration of partially embedded pile groups[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 31(9): 1384-1390.

[20] 章敏, 王星华, 冯国瑞, 等. 非饱和土中部分埋入桩的竖向振动[J]. 华南理工大学学报(自然科学版), 2015, 43(2): 48-57.
Zhang Min, Wang Xinghua, Feng Guorui, et al. Vertical vibration of partially-embedded pile in unsaturated soil[J]. Journal of South China University of Technology (Natural Science Edition), 2015, 43(2): 48-57.

[21] 李强, 段玮玮, 施骞. 海洋高桩的竖向振动特性与应用[J]. 中国造船, 2012, 53(增刊2): 285-291.
Li Qiang, Duan Weiwei, Shi Qian. Characteristics and applications of vertical vibration of high pile at pile wharf[J]. Shipbuilding of China, 2012, 53(S2): 285-291.

[22] 付鹏, 胡安峰, 李怡君, 等. 海洋高桩基础水平振动特性分析[J]. 振动与冲击, 2019, 38(17): 88-94.
Fu Peng, Hu Anfeng, Li Yijun, et al. Horizontal vibration characteristics of offshore elevated piles[J]. Journal of Vibration and Shock, 2019, 38(17): 88-94.

[23] 郑长杰, 林浩, 曹光伟, 等. 水平动荷载作用下海洋大直径管桩动力响应解析解[J]. 岩土工程学报, 2022, 44(5): 810-819.
Zheng Changjie, Lin Hao, Cao Guangwei, et al. Analytical solution for dynamic response of offshore large-diameter pipe piles subjected to horizontal dynamic loads[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2022, 44(5): 810-819.

[24] 赵密, 黄义铭, 王丕光, 等. 桩顶水平动荷载作用下水-桩-土相互作用的解析解[J]. 岩土工程学报, 2022, 44(5): 907-915.
Zhao Mi, Huang Yiming, Wang Piguang, et al. Analytical solution for water-pile-soil interaction under horizontal dynamic loads on pile head[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2022, 44(5): 907-915.

[25] Feng Y F, Yu Y Y. Frequency domain response of the lateral vibration of offshore defective pipe piles considering pile-soil-water coupling effects[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2025, 194: 109366.

[26] 胡昌斌, 王奎华, 谢康和. 基于平面应变假定基桩振动理论适用性研究[J]. 岩土工程学报, 2003, 25(5): 595-601.
Hu Changbin, Wang Kuihua, Xie Kanghe. Study on theories of axial response of dynamically loaded single piles based on plane strain assumption[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2003, 25(5): 595-601.

[27] 孙熙平, 王元战, 徐满意, 等. 高桩码头基桩完整性检测技术研究综述[J]. 港工技术, 2010, 47(2): 50-53.
Sun Xiping, Wang Yuanzhan, Xu Manyi, et al. Research summary of integrity detection for high-piled wharf pile[J]. Port Engineering Technology, 2010, 47(2): 50-53.

(本文编辑:张向红)