

DOI:10.3876/j.issn.1000-1980.2025.01.015

海上风机大直径嵌岩单桩非线性动力特性

贺 瑞¹, 金 煜¹, 吉 吉², 国 振³

(1. 河海大学港口海岸与近海工程学院, 江苏 南京 210098; 2. 镇江第三中学, 江苏 镇江 212002;
3. 浙江大学建筑工程学院, 浙江 杭州 310058)

摘要: 以海上风机大直径嵌岩单桩为研究对象, 在有限元数值模拟中引入土体非线性黏弹性本构模型与岩体损伤模型分析桩周土体、岩体刚度随应变衰减的特性。结果表明: 考虑上部动荷载作用下的桩-土-岩非线性动力相互作用时, 桩底嵌岩能有效提高单桩抵抗变形能力, 桩周土体变形量随岩体风化程度增加而增大、随嵌岩深度增加而减小; 动荷载相对幅值(动荷载幅值和静力承载力的比值)对单桩动刚度的影响最大, 岩体风化程度、单桩嵌岩深度的影响次之; 岩体最大损伤常出现在土岩交界面附近, 岩体强风化情况下桩底也可能出现轻微损伤; 同静载情况相比, 动荷载惯性效应会放大岩体损伤量。

关键词: 大直径嵌岩单桩; 黏弹性本构模型; 岩体损伤模型; 桩土动力相互作用; 海上风机

中图分类号: TU431 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-1980(2025)01-0121-10

Nonlinear dynamic characteristics of large diameter rock-socketed monopile for offshore wind turbine

HE Rui¹, JIN Yu¹, JI Ji², GUO Zhen³

(1. College of Harbour, Coastal and Offshore Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China;

2. Zhenjiang No. 3 Middle School, Zhenjiang 212002, China;

3. College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China)

Abstract: Taking the large-diameter rock-socketed monopile as for offshore wind turbine the research object, the nonlinear viscoelastic constitutive model of the soil and the damage model of the rock mass are introduced into the finite element model to describe the stiffness attenuation of the soil and the rock with strain. The specific conclusions are as follows: when considering the nonlinear dynamic interaction of pile-soil-rock under the action of dynamic loading from the pile top, the rock embedded at the bottom of the pile can effectively improve the deformation resistance of the pile, and the deformation of the pile increases with the degree of weathering of the rock, and decreases with the increase in the embedded rock depth. The relative magnitude of the dynamic load (the ratio of the magnitude of the dynamic load to the static load-bearing capacity) has the greatest influence on the dynamic stiffness of monopile, followed by the degree of weathering of the rock and the rock-socketed depth. Maximum damage to the rock often occurs in the vicinity of the soil-rock interface, and minor damage near the bottom of the pile can occur for the strong weathered rock case; the inertial effect of the dynamic load increases the amount of damage to the rock compared to the static load case.

Key words: large-diameter rock-socketed monopile; viscoelastic constitutive model; rock mass damage model; pile-soil dynamic interaction; offshore wind turbine

我国海上风电项目主要分布在江苏、福建、广东等海域, 部分海域具有土体覆盖层厚度小, 基岩埋深浅及风化程度变化大等特点^[1], 导致单桩基础必须嵌岩。目前, 学者们对土质海床中单桩基础的动刚度^[1-4]、承载特性^[5-15]以及地震响应^[16-23]等问题进行了广泛而深刻的研究, 但对岩基海床中的大直径嵌岩单桩的静动力特性研究甚少^[24]。且受试验耗费、破坏性试验可行性等多重因素的制约, 也很少有系统完整的试桩资料和实测资料。针对嵌岩单桩的研究大多集中在钢筋混凝土桩与小直径钢管桩的承载特性(主要为竖向承载

基金项目: 国家自然科学基金项目(51879097, 52271272)

作者简介: 贺瑞(1987—), 男, 教授, 博士, 主要从事海洋工程桩-土动力相互作用研究。E-mail: herui@hhu.edu.cn

引用本文: 贺瑞, 金煜, 吉吉, 等. 海上风机大直径嵌岩单桩非线性动力特性[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2025, 53(1): 121-130.

HE Rui, JIN Yu, JI Ji, et al. Nonlinear dynamic characteristics of large diameter rock-socketed monopile for offshore wind turbine[J]. Journal of Hohai University(Natural Sciences), 2025, 53(1): 121-130.

特性)与荷载传递特性^[25-27],针对大直径嵌岩钢管桩基础的研究也局限于静力荷载^[28-31]或小比尺模型试验^[32-35],原位试验则主要集中于静载试验^[36-38],对大直径单桩的振动安全鲜有报道。海上风机处于海洋复杂的动力环境下,在服役期内受到风、浪、流、地震、撞击等多种动力荷载的作用,而对嵌岩单桩在大幅值动力荷载作用下的非线性动刚度、动阻尼、桩身动力响应等与土体非线性及岩石损伤关系的了解甚少,因此亟须开展动力荷载作用下嵌岩单桩的非线性动力特性研究。本文利用 Davidenkov 模型描述土体的非线性动力特性,利用混凝土损伤塑性(concrete damaged plasticity,CDP)模型描述岩体的非线性损伤行为,并通过有限元-无限元耦合研究桩-土-岩非线性动力相互作用。

1 有限元模型

1.1 土体非线性黏弹性本构模型

土体黏弹性模型适用于动荷载分析,它概念明确,参数简单,模型参数由真实试验结果归纳得出,现广泛应用于土工结构的动力特性研究^[37-40]。本文通过子程序将基于 Davidenkov 模型骨架曲线的土体动力本构模型嵌入到 ABAQUS 软件中,Davidenkov 模型骨架曲线与加卸载条件下土体应力-应变关系参见文献[41]。

1.2 岩体损伤本构模型

CDP 模型是依据 Lubliner 等^[42]提出的连续介质损伤塑性模型发展而来,适用于脆性材料在循环加载和动态加载条件下的力学响应分析。它考虑了材料拉压损伤引起的强度退化,材料的屈服主要由拉伸等效塑性应变和压缩等效塑性应变控制。本文通过耦合统计损伤理论和连续介质力学理论建立模拟岩石受外荷载屈服后发生变形破坏过程的损伤本构模型,在确定损伤因子随应变发展的关系后,可结合 CDP 模型描述岩体受力屈服后软化的特性。

1.3 有限元模型设置

本文通过采用抗弯刚度及质量相等的等效实心桩模拟大直径钢管桩提高非线性计算的收敛性。单桩桩顶刚度定义如图 1 所示:①初始刚度(K_0)为土体在小应变线弹性阶段的桩顶初始弹性刚度;②等效刚度(K_1)为特定幅值的循环荷载作用一个周期时结构滞回曲线顶点割线刚度, K_1 随着循环周期发生变化;③卸载刚度(K_2)为一个循环周期过程中由初始加载转为卸载过程的滞回曲线的切线刚度。在下文计算中, K_1 、 K_2 均采用无量纲化数值 $\bar{K}_1$ 、 $\bar{K}_2$ 。

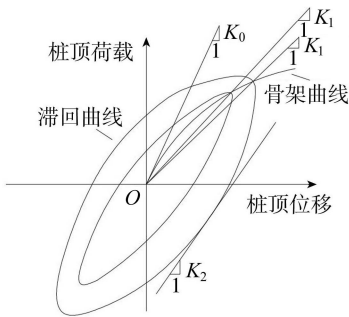


图 1 单桩桩顶刚度定义

Fig. 1 Definition of top stiffness of monopile

以水平动阻抗 $K_h(K_h=k_h+i\omega c_h)$ 为例介绍无量纲方法:

$$\text{Re}K_h = k_h/\mu r \tag{1}$$

其中

$$\begin{aligned} \text{Im}K_h &= \omega c_h/\mu r \\ \mu &= E_s/2(1+\nu) \end{aligned} \tag{2}$$

式中: k_h 为水平动刚度; c_h 为水平辐射阻尼; ω 为简谐荷载频率; μ 为土体剪切模量; r 为单桩半径; E_s 为土体弹性模量。

通过收敛性分析发现,模型中有限元部分土体边界取为单侧 $30D$ (D 为单桩直径)时结果收敛。最终桩-土-岩动相互作用有限元计算模型如图 2 所示,图中 L 为单桩埋深,通过改变 L 来改变长径比 L/D ; M 和 F 分别为桩顶施加的弯矩和水平荷载。

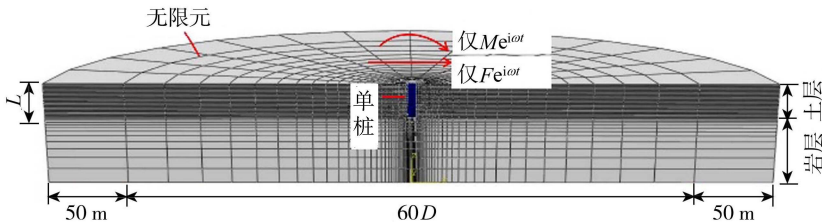


图 2 无限元-有限元耦合的桩-土-岩相互作用模型

Fig. 2 Pile-soil-rock interaction model with infinite element and finite element coupling

对于岩基海床,根据调研文献中岩体单轴抗压试验所得力学参数,拟取内摩擦角 $\varphi = 40.0^\circ$,黏聚力 $c = 25.0 \text{ MPa}$;损伤因子 $\varepsilon_c = 0.003$ 。取上部荷载作用频率为 $0.5、1.5 \text{ Hz}$, $D = 7 \text{ m}$ 。钢管桩物理参数:嵌岩深度 (h_0) 为 $3.5 \sim 14 \text{ m}$ 、密度为 7500 kg/m^3 、泊松比为 0.3 、弹性模量 (E) 为 210 GPa 、 $L/D = 5$ 、 $t/D = 0.02$ (t 为钢管桩壁厚)。桩周土物理参数:密度为 1500 kg/m^3 、泊松比为 0.3 、弹性模量 (E_s) 为 50 MPa 。桩周岩物理参数:密度为 3000 kg/m^3 、泊松比为 0.25 、弹性模量 (E_r) 为 $2.5 \sim 60 \text{ GPa}$ 。

2 结果分析

通过对比不同情况嵌岩单桩的动力响应,分析大直径单桩嵌岩深度与岩体风化强度对桩-土-岩体系响应的影响。

2.1 岩体风化程度对桩-土-岩体系响应的影响

岩体微风化、中风化与强风化条件下对应的 E_r 分别取 $60、25、2.5 \text{ GPa}$,首先对嵌岩单桩的静力承载特性作分析(图 3),此时 $h_0 = 1D, L/D = 5, t/D = 0.02$ 。随着 E_r 从 2.5 GPa 增至 60 GPa ,仅水平荷载作用下单桩的

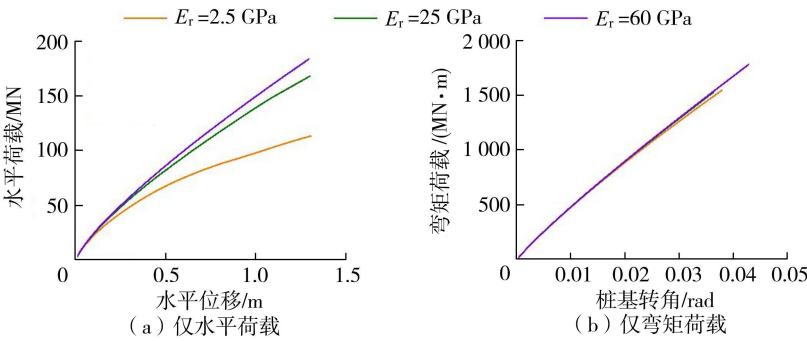


图 3 静力作用下 E_r 对单桩承载力的影响

Fig. 3 Influence of E_r on bearing capacity of monopile under static action

极限承载力增加 37.7% ,而仅弯矩荷载作用下单桩极限承载力变化较小,仅增加 2.6% 。以桩顶作用水平荷载为例(图 4, Z 为深度, Z/r 为无量纲化深度),当单桩达到极限承载状态时(桩身与土壤顶面交界处,即泥面位移达到 $0.1D$ 时),桩身变形随岩体风化程度增加而增大,微风化情况下岩层部分桩身几乎不发生变形,强风化时岩层部分桩身仍出现踢脚现象,表现为刚性桩的特性。

土岩交界面处岩体的变形随着岩体风化强度增加而增大,单桩达到 50% 静力极限承载状态时强风化岩体出现明显损伤破坏(图 5,图中损伤比为损伤体积与原状岩体积之比, Avg 为默认平均阈值),且两种加载模式下损伤出现位置均集中在土岩交界面处;而岩体在微风化与中风化条件下的损伤量十分微小,因此在下文的动力分析中这两种风化程度的岩体将不考虑损伤破坏。确定了单桩静力承载特性后,对体系动力特性进行深入分析时,在不同岩体风化程度下,桩顶均以 50% 的静力极限承载力作为简谐荷载幅值施加的标准,研究在相同荷载水平下的桩-土-岩体系的动力特性。

2.1.1 岩体风化程度对桩顶动刚度的影响

图 6 为循环荷载幅值达到静力极限承载力的 50% 时,荷载作用频率 (f) 与岩体风化程度对桩顶的荷载-位移滞回曲线的影响。由图 6 可知:频率对嵌岩单桩桩顶刚度影响与土质海床相似,当荷载作用频率从 0.5 Hz 增加至 1 Hz ,桩顶水平动刚度降低 5.1% ,摇摆动刚度降低不到 1% ;当荷载频率从 1 Hz 增至 5 Hz ,水平动刚度降低 15.7% ,摇摆动刚度降低 4.2% 。当桩顶仅作用动水平荷载时,相同荷载水平 (50% 承载力) 下,桩顶荷载幅值降低 27.3% ,桩顶水平动刚度增加 15.9% ;当桩顶仅作用动弯矩荷载时,桩顶荷载幅值降低 2.6% ,桩顶摇摆动刚度基本保持不变。

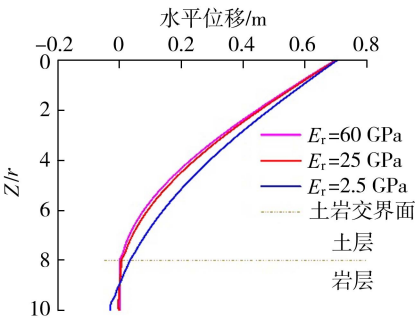


图 4 水平荷载作用下 E_r 对桩身变形的影响

Fig. 4 Influence of E_r on pile deformation under horizontal load

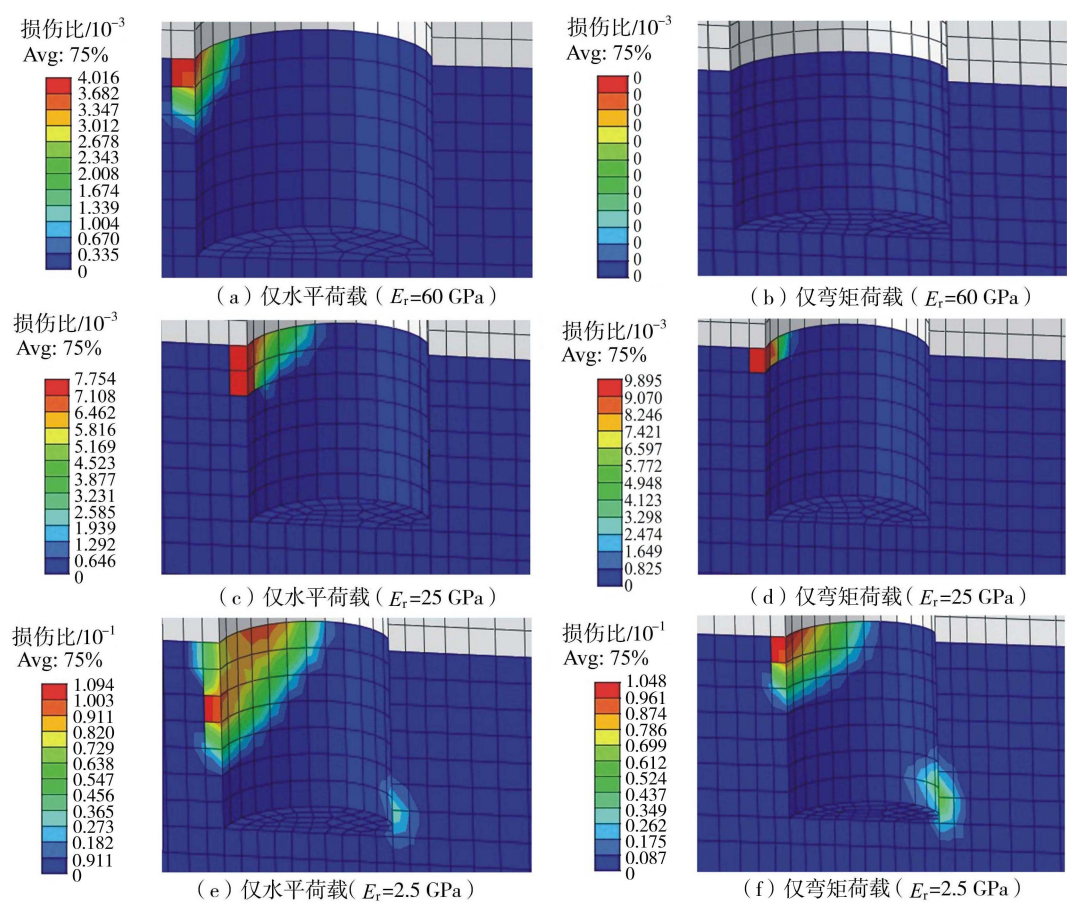


图 5 单桩承受 50% 的静力极限荷载时岩体损伤比分布云图

Fig. 5 Cloud diagram of rock mass damage distribution when monopile bears 50% ultimate bearing capacity

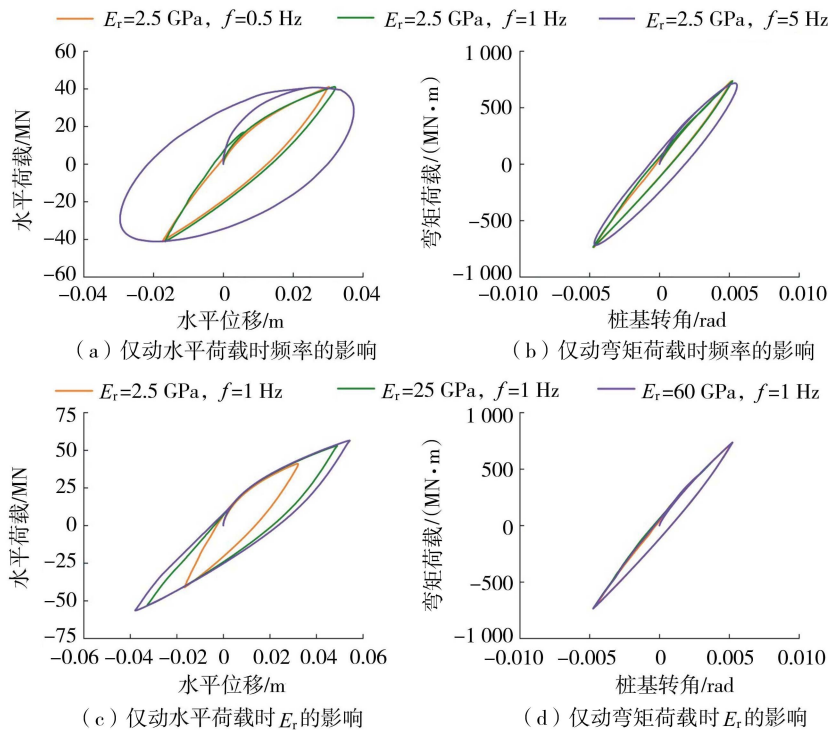


图 6 荷载作用频率和 E_r 对桩顶滞回曲线的影响

Fig. 6 Effect of loading frequency and E_r on hysteretic curve of pile head

与土质海床中(桩身无嵌岩的情况)单桩桩顶作用的动荷载幅值达到静力极限承载力的 50%时得到的桩顶动刚度数值相比,岩体在强风化条件下($E_r = 2.5\text{ GPa}$)的桩顶水平动刚度增加 58.6%,摇摆动刚度增加 69.6%,故桩底嵌入弹模大的介质能有效提高单桩抵抗变形能力,具体无量纲化结果见表 1、表 2。高频荷载作用时桩顶动阻尼比数值较大,但岩体风化程度对桩顶动阻尼影响较小(表 3)。

表 1 E_r 改变条件下桩顶无量纲水平动刚度

f/Hz	桩顶无量纲水平卸载刚度				桩顶无量纲水平等效刚度			
	$E_r = 60\text{ GPa}$	$E_r = 25\text{ GPa}$	$E_r = 2.5\text{ GPa}$	无嵌岩	$E_r = 60\text{ GPa}$	$E_r = 25\text{ GPa}$	$E_r = 2.5\text{ GPa}$	无嵌岩
0.5	14.16	13.59	16.46	6.93	13.49	13.29	15.54	6.00
1.0	13.53	13.11	15.83	6.43	12.74	12.34	14.74	5.82
5.0	11.65	10.99	14.42	5.35	10.66	9.47	11.43	5.27

表 2 E_r 改变条件下桩顶无量纲摇摆动刚度

f/Hz	桩顶无量纲摇摆卸载刚度				桩顶无量纲摇摆等效刚度			
	$E_r = 60\text{ GPa}$	$E_r = 25\text{ GPa}$	$E_r = 2.5\text{ GPa}$	无嵌岩	$E_r = 60\text{ GPa}$	$E_r = 25\text{ GPa}$	$E_r = 2.5\text{ GPa}$	无嵌岩
0.5	135.66	132.76	134.72	42.27	133.04	131.92	131.64	38.48
1.0	131.92	131.45	133.65	39.94	131.17	128.84	130.61	38.19
5.0	128.28	127.72	129.12	38.78	126.41	124.83	124.08	36.73

表 3 桩顶动阻尼比

荷载条件	桩顶动阻尼比					
	$f=0.5\text{ Hz}$	$f=1.0\text{ Hz}$	$f=5.0\text{ Hz}$	$E_r = 2.5\text{ GPa}$	$E_r = 25\text{ GPa}$	$E_r = 60\text{ GPa}$
$F_0 = 50\%F_{\text{ult}}$	0.1024	0.1161	0.3995	0.1166	0.1169	0.1208
$M_0 = 50\%M_{\text{ult}}$	0.0471	0.0513	0.1186	0.0500	0.0512	0.0490

注: F_0 、 M_0 分别为动水平荷载幅值和动弯矩荷载幅值, F_{ult} 、 M_{ult} 分别为水平荷载极限承载力和弯矩荷载极限承载力。

2.1.2 不同岩体风化程度下桩周岩土变形规律

由图 7 可知,在相同荷载水平(幅值为 50% 静力极限承载力的动荷载)下,仅动水平荷载作用下 1D 深度处土体的滞回曲线均随着岩体弹性模量的增加而更加饱满。仅动弯矩荷载作用下, E_r 改变时土体滞回曲线相差不大。

在进行动力分析时,只针对强风化情况下的岩体本构模型采用损伤模型,图 8 表现了 $E_r = 2.5\text{ GPa}$,桩顶施加幅值 50% 极限承载力的动循环荷载时,岩体损伤发展分布。当桩顶仅作用水平荷载时,损伤比最大位置出现在土岩交界面略靠下的位置,并向桩底发展;当桩顶仅作用动弯矩荷载时,最大损伤出现的位置在土岩交界面并从桩侧逐渐向内贯通,桩底轻微损伤。与静荷载作用下岩体损伤量与损伤发展范围相比,桩岩动力相互作用放大了

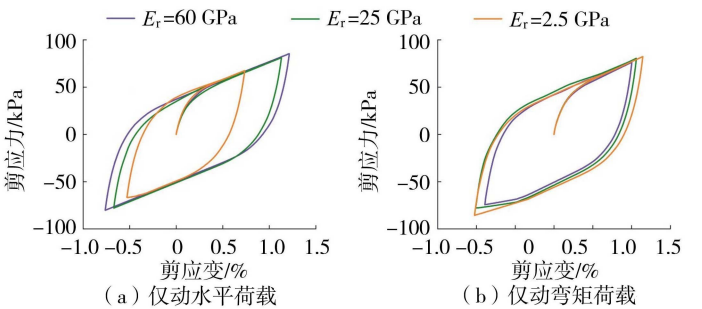


图 7 $Z = 1D$ 处 E_r 对土体应力-应变滞回曲线形态的影响
Fig. 7 Effect of E_r on stress-strain hysteretic curve of soil at $Z=1D$

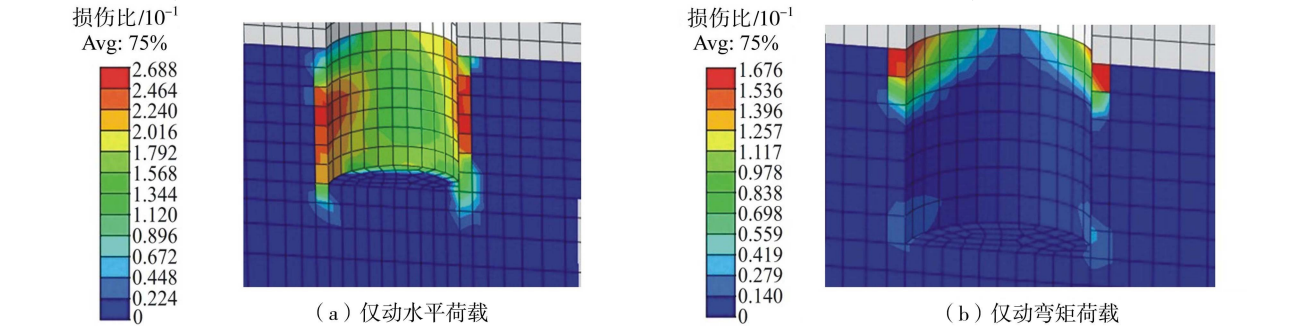


图 8 单桩承受动荷载时岩体损伤比分布云图

Fig. 8 Cloud diagram of rock mass damage distribution when monopile bears dynamic load

岩体的损伤变形响应,土岩交界面与桩底都应在工程设计中重点关注。

2.2 嵌岩深度对桩-土-岩体系响应的影响

分析嵌岩深度对单桩受力特性影响时, E_r 取 25 GPa。由图 9 可知,随着 h_0 从 0.5D 增至 2D,单桩水平极限承载力增加 93.3%;力矩承载力相对变化较小,增加 11.2%。结合第 2.1 节岩体风化程度改变条件下单桩承载力的计算结果,可推断出两种加载模式下水平荷载对嵌岩单桩的影响更大。

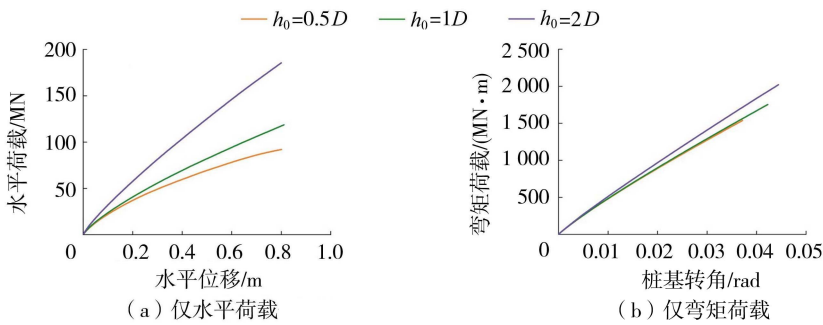


图 9 静力作用下 h_0 对单桩承载力的影响

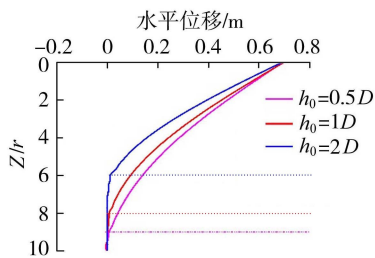
Fig. 9 Influence of h_0 on bearing capacity of monopile under static load

由图 10 可知,水平静荷载作用下,当单桩受力达到极限承载状态时, h_0 增加,桩身变形减小,与泥面距离越远减小幅度越大。据图 11,当 $h_0=0.5D$,单桩受力达到静力极限承载力的 50%时,岩体损伤破坏发展程度较大,须在动力分析中加以考虑。

2.2.1 不同嵌岩深度对桩顶动刚度的影响

由图 12 可知,相同荷载水平(50%静力极限承载力)下,两种加载模式对应的桩顶水平动刚度与摇摆动刚度对嵌岩部分岩层厚度变化的敏感度差异较大,且与嵌岩桩静力承载特性表现出来的规律基本一致。

当桩顶仅作用水平荷载时,在荷载幅值取为 50%静力极限



注:水平虚线为不同嵌岩深度下土岩界面

图 10 h_0 对水平静荷载作用下桩身变形的影响

Fig. 10 Influence of changing h_0 on pile deformation under horizontal load

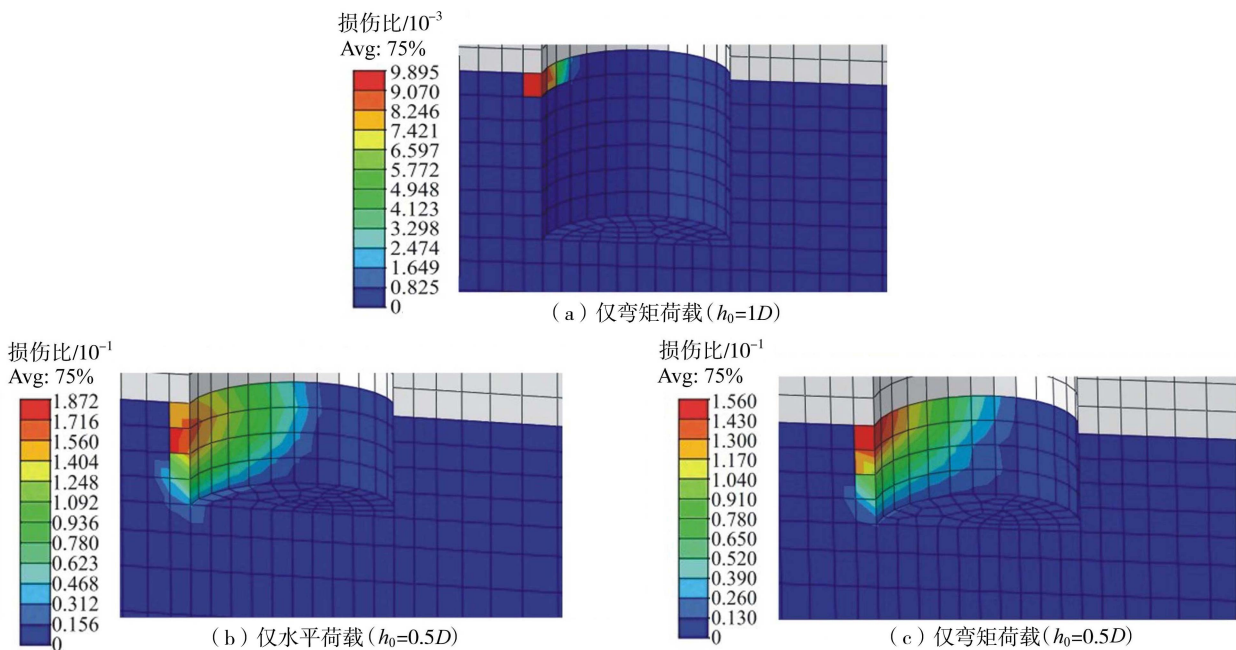


图 11 不同嵌岩深度单桩承受 50%静力极限荷载时岩体损伤比分布云图

Fig. 11 Cloud diagram of rock mass damage distribution when monopile with different rock-socketed depth bears 50% ultimate bearing capacity

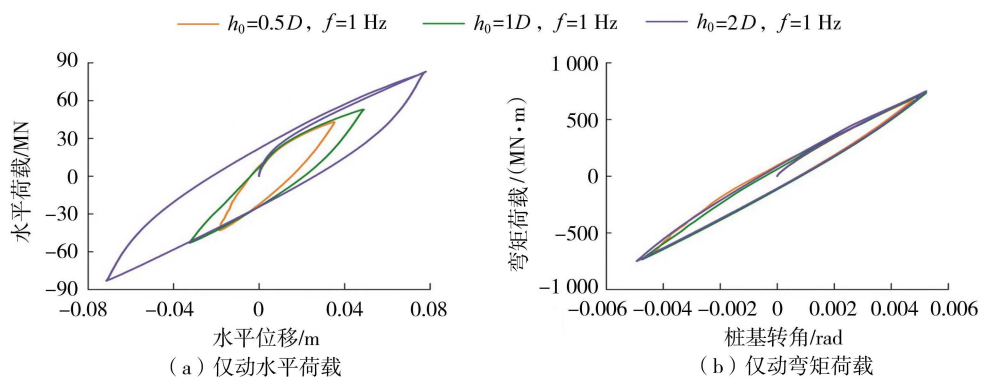


图 12 h_0 对桩顶滞回曲线的影响

Fig. 12 Influence of h_0 on hysteretic curve of pile top

承载力的条件下,频率为 1 Hz 时,嵌岩深度从 0.5*D* 增至 2*D*,荷载幅值增加 48.2%(图 9),水平动刚度减小 43.8%(表 4);当桩顶仅作用弯矩荷载时,荷载幅值增加 10.0%(图 9),摇摆动刚度减小 2.7%(表 5)。因此,荷载幅值增大对嵌岩单桩刚度的影响程度较单桩嵌入岩层深度增加带来的影响更大,且增加嵌岩深度能有效提高单桩抵抗水平荷载作用下变形的能力。

表 4 h_0 改变条件下桩顶水平动刚度

f/Hz	桩顶无量纲水平卸载刚度			桩顶无量纲水平等效刚度		
	$h_0 = 0.5D$	$h_0 = 1D$	$h_0 = 2D$	$h_0 = 0.5D$	$h_0 = 1D$	$h_0 = 2D$
0.5	18.86	13.59	12.59	16.22	13.29	11.79
1.0	17.66	13.11	10.95	15.13	12.34	10.66
5.0	15.18	10.99	10.15	13.37	9.47	8.80

表 5 h_0 改变条件下桩顶摇摆动刚度

f/Hz	桩顶无量纲摇摆卸载刚度			桩顶无量纲摇摆等效刚度		
	$h_0 = 0.5D$	$h_0 = 1D$	$h_0 = 2D$	$h_0 = 0.5D$	$h_0 = 1D$	$h_0 = 2D$
0.5	134.34	131.92	136.21	132.48	131.92	134.34
1.0	130.43	128.84	133.50	129.40	128.84	132.45
5.0	123.52	124.83	128.90	120.35	124.83	125.67

h_0 从 0.5*D* 增加到 2*D*,仅施加动水平荷载或动弯矩荷载时,动阻尼比都呈现先减小后增大的趋势(表 6)。 h_0 从 0.5*D* 增加到 1*D*,仅作用动水平荷载时动阻尼比减小了 5.0%,仅作用动弯矩荷载时减小了 19.9%;从 1*D* 增加到 2*D*,仅作用动水平荷载时动阻尼比增加了 9.3%,仅作用动弯矩荷载时增加了 5.3%。

2.2.2 不同嵌岩深度下桩周岩土变形规律

仅动水平荷载作用下土体变形随 h_0 的增加而增加,当 h_0 从 0.5*D* 增加到 2*D*,桩顶处土体动应变幅值增加 43.0%,动应力幅值增加 24.1%; h_0 较大($h_0 \geq 1D$)时,土岩交界面以上 0.5*r* 深度处土体应力应变幅值迅速减小到 0,而后土体出现与荷载作用方向相反的变形, h_0 较小时土体应力应变幅值在土岩交界面逐渐减小到 0。动弯矩荷载作用下,桩身上半部分的土体动应力应变幅值随 h_0 的增加而增加,接近嵌岩段后的分布规律相反,但 3*r* 深度以上相差不大。当嵌岩深度较大时,土体的变形在土岩交界面以上 2*r* 深度处降幅明显,嵌岩深度较小时两种荷载模式作用下土体应力应变分布都更均匀。

由图 13 可知,随着 h_0 增加,上覆土层深度减小,单位长度上的土体发挥抵抗单桩变形的效应越强,导致土体强度特性迅速衰减,上部桩身的振动能量耗散更快,因此 h_0 较大时的滞回圈形状发展为平行四边形。这与线弹性模型下体系的振动特性表现出一定差异,主要原因在于岩土抵抗变形的能力在大应变下会大幅减弱。桩顶受水平荷载时土体的变形对单桩嵌岩深度的变化更敏感。

表 6 h_0 变化条件下桩顶动阻尼比

Table 6 Dynamic damping value of pile top under changing h_0

荷载条件	桩顶动阻尼比		
	$h_0 = 0.5D$	$h_0 = 1D$	$h_0 = 2D$
$F_0 = 50\%F_{ult}$	0.123 2	0.117 1	0.128 6
$M_0 = 50\%M_{ult}$	0.065 8	0.052 7	0.056 2

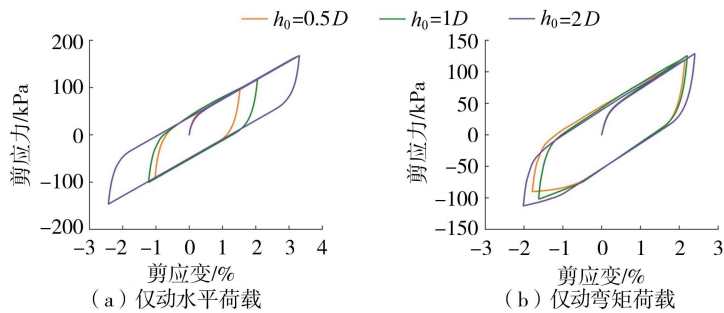


图 13 $Z=0$ 处嵌岩深度对土体应力应变滞回曲线形态的影响

Fig. 13 Influence of rock-socketed depth h_0 on stress-strain hysteretic curve of soil at $Z=0$

根据静力作用下岩体损伤分布的特性,在 $h_0=0.5D$ 情况下单桩体系的动力计算中采用岩体损伤本构。由图 14 可知,在桩顶仅施加动水平荷载时,损伤从桩侧贯通至整个桩岩接触面;当桩顶仅施加动弯矩荷载时,桩侧岩体损伤较大,两种加载模式下土岩交界面处的岩体损伤均需密切关注。

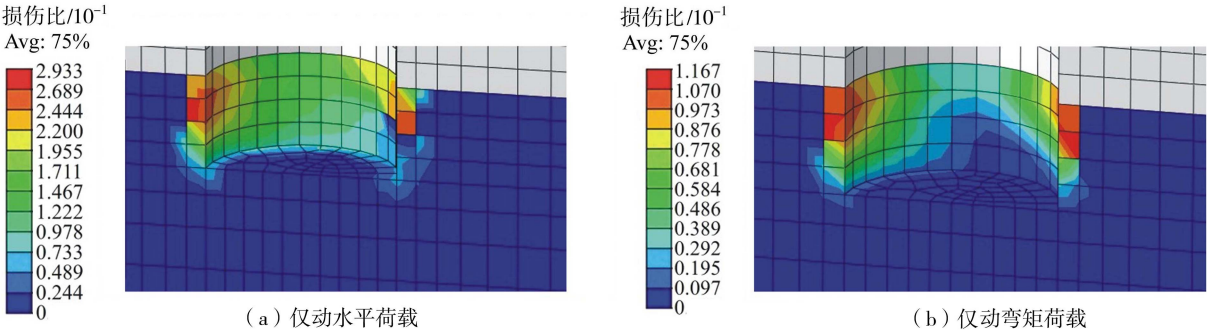


图 14 $h_0=0.5D$ 时单桩动荷载作用下岩体损伤比分布云图

Fig. 14 Cloud diagram of rock mass damage distribution of monopile under dynamic load with $h_0=0.5D$

3 结 论

嵌岩情况下,桩-土-岩体系水平受荷变形特性主要与桩端岩体的风化程度、荷载幅值和嵌岩深度等因素相关。随着岩体风化程度增加,单桩抵抗水平荷载的能力显著降低,而抵抗力矩的能力变化较小;在强风化情况下,单桩达到 50% 的极限承载状态时岩体进入损伤破坏阶段;岩体风化程度对桩基刚度的影响比荷载幅值的影响程度要弱;强风化情况下,最大损伤出现的位置在土岩交界面附近,并由桩侧逐渐向内贯通,桩底也出现轻微损伤,同静荷载相比,动荷载作用放大了岩体损伤量。

参考文献:

[1] HE Rui, JI Ji, ZHANG Jisheng, et al. Dynamic impedances of offshore rock-socketed monopiles[J]. Journal of Marine Science and Engineering, 2019, 7(5):134.

[2] HE Rui, KAYNIA A M, ZHU Tao. Effect of base shear and moment on lateral dynamic behavior of monopiles[J]. Ocean Engineering, 2021, 228:108957.

[3] HE Rui, KAYNIA A M, ZHANG Jisheng, 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.

[4] 陶文艳,贺瑞,郑金海. 海上风机大直径单桩水平-摇摆耦合振动特性[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2018, 46(3):260-267. (TAO Wenyan, HE Rui, ZHENG Jinhai. Analysis on horizontal-rocking vibrations of monopile supporting wind turbine [J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2018, 46(3):260-267. (in Chinese))

[5] 贺瑞,王海宇,郑金海. MICP 加固对海上风机单桩基础静力特性的影响[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2022, 50(3):65-73. (HE Rui, WANG Haiyu, ZHENG Jinhai. Influence of MICP reinforcement on static properties of monopiles of offshore wind turbine[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2022, 50(3):65-73. (in Chinese))

[6] 郑金海,丁星宇,管大为,等. 循环荷载作用下海上风机单桩基础周围砂土沉降与对流特性[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2020, 48(6):552-561. (ZHENG Jinhai, DING Xingyu, GUAN Dawei, et al. Characteristics of soil subsidence and

- convective motion around offshore windfarm monopile foundations subjected to long-term cyclic loading[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2020, 48(6): 552-561. (in Chinese))
- [7] LIAO Weiming, ZHANG Jianjing, WU Jinbao, et al. Response of flexible monopile in marine clay under cyclic lateral load[J]. Ocean Engineering, 2017, 147: 89-106.
- [8] ACHMUS M, KUO Y S, ABDEL-RAHMAN K. Behavior of monopile foundations under cyclic lateral load[J]. Computers and Geotechnics, 2009, 36(5): 725-735.
- [9] ABADIE C N. Cyclic lateral loading of monopile foundations in cohesionless soils [D]. Oxford: University of Oxford, 2015.
- [10] LIU Run, ZHOU Long, LIAN Jijian, et al. Behavior of monopile foundations for offshore wind farms in sand[J]. Journal of Waterway Port Coastal & Ocean Engineering, 2016, 142(1): 04015010.
- [11] HOKMABADI A S, FAKHER A, FATAHI B. Full scale lateral behaviour of monopiles in granular marine soils[J]. Marine Structures, 2012, 29(1): 198-210.
- [12] QU Liming, DING Xuanming, WU Chongrong, et al. Effects of topography on dynamic responses of single piles under vertical cyclic loading[J]. Journal of Mountain Science, 2020, 17(1): 230-243.
- [13] GOIT C S, SAITOH M. Single pile under vertical vibrations in cohesionless soil[J]. Géotechnique, 2018, 68(10): 893-904.
- [14] LI Qiang, SHU Wenli, CAO Lu, et al. Vertical vibration of a single pile embedded in a frozen saturated soil layer[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2019, 122: 185-195.
- [15] CAO Lu, ZHOU Bin, LI Qiang, et al. Vertically dynamic response of an end-bearing pile embedded in a frozen saturated porous medium under impact loading[J]. Shock and Vibration, 2019, 2019: 8983128.
- [16] NAMDAR A. Nonlinear lateral displacement of the single pile-A seismic analytical investigation [J]. Engineering Failure Analysis, 2021, 127: 105509.
- [17] HOCHI Y, MURONO Y, SAITOH M, et al. Earthquake motion filtering effect by pile foundations considering nonlinearity of soil and piles[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2019, 125: 105748.
- [18] SAEEDI M, DEHESTANI M, SHOOSH PASHA I, et al. Numerical analysis of pile-soil system under seismic liquefaction[J]. Engineering Failure Analysis, 2018, 94: 96-108.
- [19] HE Rui, KAYNIA A M, ZHANG Jisheng, et al. Seismic response of monopiles to vertical excitation in offshore engineering[J]. Ocean Engineering, 2020, 216: 107596.
- [20] HE Rui, KAYNIA A M, ZHANG Jisheng. Lateral free-field responses and kinematic interaction of monopiles to obliquely incident seismic waves in offshore engineering[J]. Computers and Geotechnics, 2021, 132: 103956.
- [21] MO Renjie, CAO Renjing, LIU Minghou, et al. Seismic fragility analysis of monopile offshore wind turbines under different operational conditions[J]. Ocean engineering, 2021, 10(7): 1037.
- [22] FAN K, GAZETAS G, KAYNIA A, et al. Kinematic seismic response of single piles and pile groups[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1991, 117(12): 1860-1879.
- [23] 贺瑞, 朱元张, 张继生, 等. 地震作用下大直径嵌岩单桩动力响应数值分析[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2023, 51(1): 66-76. (HE Rui, ZHU Yuanzhang, ZHANG Jisheng, et al. Numerical analysis of dynamic response of large-diameter rock-socketed monopiles under seismic loads [J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2023, 51(1): 66-76. (in Chinese))
- [24] CHOO Y W, KIM D, PARK J H, et al. Lateral response of large-diameter monopiles for offshore wind turbines from centrifuge model tests[J]. Geotechnical Testing Journal, 2013, 37(1): 107-120.
- [25] RADHAKRISHNAN R, LEUNG C F. Load transfer behavior of rock-socketed piles[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1989, 115(6): 755-768.
- [26] XING Haofeng, WU Jin, LUO Yong. Field tests of large-diameter rock-socketed bored piles based on the self-balanced method and their resulting load bearing characteristics[J]. European Journal of Environmental and Civil Engineering, 2019, 23(12): 1535-1549.
- [27] HALL C G, WANG M C. Behavior of laterally loaded caissons in weak rock[J]. Geotechnical Special Publication, 2000, 15(5): 240-253.
- [28] ZHAO Minghua, CAO Wengui, LIU Qijian, et al. Method of determination of vertical bearing capacity of rock-socketed pile by the settlement of pile top[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, 26(1): 67-71.
- [29] 史佩栋, 梁晋渝. 嵌岩桩竖向承载力的研究[J]. 岩土工程学报, 1994, 16(4): 32-39. (SHI Peidong, LIANG Jinyu. Vertical bearing capacity of rock-socketed piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1994, 16(4): 32-39. (in Chinese))
- [30] 许锡宾, 周亮, 刘涛, 等. 大直径嵌岩桩单桩承载性能的有限元分析[J]. 重庆交通大学学报(自然科学版), 2010, 29(6):

942-946. (XU Xibin, ZHOU Liang, LIU Tao, et al. Finite element analysis of load-bearing properties of large diameter rock-socketed single pile[J]. Journal of Chongqing Jiaotong University(Natural Sciences), 2010, 29(6): 942-946. (in Chinese))

[31] 邱钰,周琳,刘松玉. 深长大直径嵌岩桩单桩承载性状的有限元分析[J]. 土木工程学报, 2003, 36(10): 95-101. (QIU Yu, ZHOU Lin, LIU Songyu. Analysis for load-bearing characters of single large diameter, long socketed length pile, by finite element method[J]. China Civil Engineering Journal, 2003, 36(10): 95-101. (in Chinese))

[32] 王耀辉,谭国焕,李启光. 模型嵌岩桩试验及数值分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(8): 1691-1697. (WANG Yaohui, TAN Guohuan, LI Qiguang. Test and numerical analysis of model rock-socketed pile[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(8): 1691-1697. (in Chinese))

[33] GUTIÉRREZ-CH J G, SONG G, HERON C M, et al. Centrifuge tests on rock-socketed piles; Effect of socket roughness on shaft resistance[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2021, 147(11): 4021125.

[34] PRAKASH A R, MUTHUKKUMARAN K. Estimation of lateral capacity of rock socketed piles in layered soil-rock profile[J]. International Journal of Geo-Engineering, 2021, 12(1): 1-15.

[35] DAI Guoliang, SALGADO R, GONG Weiming, et al. The effect of sidewall roughness on the shaft resistance of rock-socketed piles [J]. Acta Geotechnica, 2016, 12(2): 1-12.

[36] HALL C, WANG M. Behavior of laterally loaded caissons in weak rock[J]. Geotechnical Special Publication, 2000, 15(5): 240-253.

[37] 庄海洋. 土-地下结构非线性动力相互作用及其大型振动台试验研究[D]. 南京: 南京工业大学, 2006.

[38] GE Qi, XIONG Feng, XIE Lunwu, et al. Dynamic interaction of soil-Structure cluster[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2019, 123: 16-30.

[39] MIAO Yu, ZHONG Yi, RUAN Bin, et al. Seismic response of a subway station in soft soil considering the structure-soil-structure interaction[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2020, 106(1): 103629.

[40] SUN Fuxue, WANG Guobo, PENG Xiangjun, et al. Seismic response study of tunnels running underneath a subway station in parallel[J]. Shock and Vibration, 2020, 4: 1-15.

[41] MARTIN P P, SEED H B. One dimensional dynamic ground response analysis[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1982(7): 935-954.

[42] LUBLINER J, OLIVER J, OLLER S, et al. A Plastic-dam-age model for concrete[J]. International Journal of Solids and Structures, 1989, 25(3): 299-326.

(收稿日期: 2024-03-22 编辑: 刘晓艳)

+++++

(上接第40页)

[22] 谢志高,贾文豪,王霞雨,等. 西江流域极端降水演变规律及其对洪水径流的影响[J]. 水利水电科技进展, 2023, 43(6): 128-136. (XIE Zhigao, JIA Wenhao, WANG Xiayu, et al. Evolution characteristics of extreme rainfall and influence on flood runoff in Xijiang River Basin[J]. Advances in Science and Technology of Water Resources, 2023, 43(6): 128-136. (in Chinese))

[23] 崔嵩,贾朝阳,郭亮,等. 不同海拔梯度下极端气候事件对松花江流域植被 NPP 的影响[J]. 环境科学, 2024, 45(1): 275-286. (CUI Song, JIA Zhaoyang, GUO Liang, et al. Impacts of extreme climate events at different altitudinal gradients on vegetation NPP in Songhua river basin[J]. Environmental Science, 2024, 45(1): 275-286. (in Chinese))

[24] 孔锋,史培军,方建,等. 全球变化背景下极端降水时空格局变化及其影响因素研究进展和展望[J]. 灾害学, 2017, 32(2): 165-174. (KONG Feng, SHI Peijun, FANG Jian, et al. Advances and prospects of spatiotemporal pattern variation of extreme precipitation and its affecting factors under the background of global climate change[J]. Journal of Catastrophology, 2017, 32(2): 165-174. (in Chinese))

[25] 李志刚,娄嘉慧,史冲. 1960—2020 年河南省极端降水时空演变特征[J]. 华北水利水电大学学报(自然科学版), 2024, 45(4): 16-26. (LI Zhigang, LOU Jiahui, SHI Chong. Spatial and temporal evolution characteristics of extreme precipitation in Henan from 1960 to 2020[J]. Journal of North China University of Water Resources and Electric Power (Natural Science Edition), 2024, 45(4): 16-26. (in Chinese))

[26] 陈晓晨,徐影,姚遥. 不同升温阈值下中国地区极端气候事件变化预估[J]. 大气科学, 2015, 39(6): 1123-1135. (CHEN Xiaochen, XU Ying, YAO Yao. Changes in climate extremes over China in a 2°C, 3°C, and 4°C warmer world[J]. Chinese Journal of Atmospheric Sciences, 2015, 39(6): 1123-1135. (in Chinese))

[27] ZHANG Xuebin, ALEXANDER L, HEGERL G C, et al. Indices for monitoring changes in extremes based on daily temperature and precipitation data[J]. WIREs Climate Change, 2011, 2(6): 851-870.

(收稿日期: 2024-03-07 编辑: 刘晓艳)