

覆水液化场地群桩-土动力相互作用 p - y 曲线特性研究

兰 天¹, 李雨润¹, 闫志晓¹, 王永志²

(1. 河北工业大学 土木与交通学院, 天津 300401; 2. 中国地震局工程力学研究所 地震工程与工程振动重点实验室, 黑龙江 哈尔滨 150080)

摘要: 强震引发的场地液化是造成桥梁震害的重要原因, 由于现有研究主要集中在无上覆水的普通场地, 忽略上覆水存在对桩土相互作用的影响, 因此, 采取离心机振动台试验结合数值模型的方法, 通过 p - y 曲线特征分析覆水液化场地群桩-土动力相互作用规律。研究表明: (1) 强震作用下, 覆水场地桩周土刚度更大, 呈现出一定的抗液化性; (2) 有无覆水存在的场地液化过程相似, 桩周土刚度呈现先减小后增大的趋势, 覆水场地液化土体在超静孔压比稳定后, 桩周土刚度恢复更慢; (3) 随着上覆水深度的增加, 土体的初始刚度不断增大, p - y 曲线滞回圈包围面积减小, 不利于振动能量的耗散; (4) 当输入振动幅值较小时, 上覆水会降低桩周土的刚度, 放大超静孔压比; 当振动幅值较大时, 上覆水会增加桩周土的刚度, 减小超静孔压比。研究成果为合理评价覆水液化场地桥梁桩土动力相互作用规律提供理论参考。

关键词: 土力学; 覆水液化场地; 群桩; p - y 曲线; 离心机试验; 数值模拟

中图分类号: TU 43

文献标识码: A

文章编号: 1000-6915(2025)02-0505-14

Study on p - y curve characteristics of pile group soil dynamic interaction in overlaying water liquefied sites

LAN Tian¹, LI Yurun¹, YAN Zhixiao¹, WANG Yongzhi²

(1. College of Civil Engineering and Transportation, Hebei University of Technology, Tianjin 300401, China; 2. Key Laboratory of Earthquake Engineering and Engineering Vibration, Institute of Engineering Mechanics, China Earthquake Administration, Harbin, Heilongjiang 150080, China)

Abstract: Site liquefaction induced by significant seismic events constitutes a critical factor contributing to the structural damage observed in pile-supported bridge systems. Existing literature predominantly addresses typical sites that lack overlying water, thereby neglecting the implications of such water on pile-soil interaction dynamics. This investigation employs a centrifugal shaking table test, supplemented by numerical modeling, to elucidate the dynamic interaction characteristics between piles and soil within overlying water-liquefied contexts, utilizing p - y curves for analytical characterization. The results indicate that: (1) under substantial seismic loading, the soil stiffness surrounding piles in water-covered sites exhibits an increase, thereby demonstrating a degree of resilience to liquefaction; (2) the liquefaction processes in sites, regardless of the presence of overlying water, exhibit comparable characteristics, with the soil stiffness around piles initially diminishing before ultimately recovering;

收稿日期: 2024-04-29; **修回日期:** 2024-08-05

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52278340); 河北省自然科学基金资助项目(E2023202028); 河北省研究生创新资助项目(CXZZSS202409)

Supported by the National Natural Science Foundation of China(Grant No. 52278340), National Natural Science Foundation of Hebei Province(Grant No. E2023202028) and Postgraduate Innovation Training Funding Project in Hebei Province(Grant No. CXZZSS202409)

作者简介: 兰 天(1999-), 女, 2021年毕业于北京建筑大学土木工程专业, 现为硕士研究生, 主要从事土动力及桩基抗震方面的研究工作。E-mail: 3044604208@qq.com。通讯作者: 李雨润(1978-), 男, 博士, 现任教授、博士生导师。E-mail: iemlyr7888@hebut.edu.cn

DOI: 10.3724/1000-6915.jrme.2024.0301

however, recovery in soil stiffness within water-covered liquefied sites occurs at a nominally slower rate subsequent to the stabilization of the excess pore pressure ratio; (3) an increase in overlying water depth corresponds to an elevation in the initial stiffness of the soil matrix while concurrently reducing the enclosed area of the hysteresis loop of the p - y curve, which adversely affects the dissipation of vibrational energy; (4) at lower amplitudes of input vibration, the presence of overlying water reduces the stiffness of the soil surrounding the pile, thereby amplifying the excess pore pressure ratio; conversely, at higher vibration amplitudes, overlying water increases the soil stiffness around the pile and diminishes the excess pore pressure ratio. The findings of this study provide crucial theoretical insights for the comprehensive evaluation of pile-soil dynamic interaction mechanisms in bridges situated within water-influenced liquefaction zones.

Key words: soil mechanics; overlaying water liquefied sites; group piles; p - y curve; centrifuge test; numerical simulation

1 引言

随着国家重大工程的建设不断推进,沿海港口地区涌现出大量新建项目,包括跨江跨海大桥和海上采油平台等。在这些工程中,桩基础由于其良好的抗震性能、较小的沉降量及高承载力等优点,得到了广泛应用。桥梁工程的桩基大多位于含有饱和砂土层的覆水环境中,这使其在地震作用下极易遭受严重破坏。历次震害调查结果表明^[1],强震引发的场地液化是造成桩基桥梁结构震害的重要原因。因此,开展覆水饱和砂土地场的土-群桩-桥梁结构相互作用及其动力响应特征的研究,已成为桥梁抗震减灾领域的紧迫需求,有助于解决该特殊场地桩基破坏的问题。

目前,桩-土相互作用的动力响应特征研究主要依赖于振动台试验及数值模拟。汪刚等^[2]设计了桩-土-上部结构的动力相互作用振动台试验,分析了输入地震动后运动相互作用与惯性相互作用之间的关系。李雨润等^[3]通过大型土工离心机振动台试验探究了饱和砂土地基中直桩与斜桩的侧向动力响应规律。袁炳祥等^[4]开展的室内模型试验则考察了土体相对密实度、粒径及水平荷载幅值等因素对单桩基础特性的影响。S. Banerjee 和 F. Lee^[5]基于离心机试验发现,上部结构荷载对桩-土相互作用有显著影响。J. Zhang 等^[6]为研究液化场地桩身的弯矩动力响应规律,设计并进行了一系列饱和砂土地场的直桩和斜桩离心机试验。A. Ebeido 等^[7]利用振动台试验研究了液化土层的厚度、场地倾斜角度及桩体材料对液化侧扩场地桩基础动力响应规律的影响。X. Liu 等^[8]通过离心试验,探讨了在水平与垂直双向振动下液化场地的桩-土相互作用,试验证实了动态垂直总应力增量主要由过量孔隙水压

力承担。苏雷等^[9]使用 FLAC^{3D} 软件创建了液化场地桩基础的试验模型,并通过和试验结果的对比如验证了数值模型的有效性。S. Y. Kwon 和 M. Yoo^[10]则建立了液化场地桩-土-结构数值模型,探讨了循环荷载作用下不同深度土体的超静孔隙水压力变化。江辉等^[11]建立深水高桩承台群桩基础的数值模型,以模拟不同水深下的动力响应规律。孔德森等^[12]研究了斜直交替群桩-土-结构的高低承台数值模型,对承台形式等对地震作用下斜直交替群桩的动力响应特征的影响进行了探讨。

在众多分析方法中,动力 p - y 曲线因其参数易得、计算方便而受到广泛应用,能够有效反映试验中动力响应特性与桩土相互作用的机制^[13],李雨润等^[14]对比研究了不同地震波输入下,非液化土和液化土中,直斜群桩基础 p - y 滞回曲线的规律。J. S. Rajeswari 和 R. Sarkar^[15]观察了不同角度和长细比的单桩在液化土层中 p - y 曲线的形状。A. Vakili 等^[16]针对群桩的 p - y 曲线,研究了桩间距、布置方式、侧向荷载角度等因素对群桩效应和群桩系数 p 乘因子的影响。崔杰等^[17]研究了液化微倾场地倾斜角度、桩径、地震作用幅值等因素对饱和砂土动力 p - y 曲线特性的影响。

由于群桩-土相互作用机制比较复杂,现有研究主要集中于无上覆水的普通液化场地,研究内容主要包含不同因素对群桩桩身弯矩动力响应规律的影响以及对应 p - y 曲线的特征变化。已经取得的主要研究成果大多忽视上覆水对桩-土相互作用的影响,对于上覆水如何影响液化场地桩土相互作用尚不明确。为准确评价覆水液化场地的桩-土动力相互作用关系,本文基于大型离心机振动台试验,建立了覆水液化场地-群桩-上部结构的有限差分数值模型,并深入研究了覆水液化场地桩土的动力 p - y 曲线特性。这些研究成果将为评价覆水饱和砂土场

地中桥梁桩基础的抗震性能以及桥梁的抗震设计提供理论支持和参考。

2 试验简介

2.1 试验设备

试验采用中国地震局工程力学研究所超重力灾害演变试验室的 DCIEM - 40 - 300 土工离心机, 如图 1 所示。该大型土工离心系统及配套水平单向振动台的核心性能指标如表 1, 2 所示。为了能更好地模拟原型场地的自由场边界且最大程度减少模型箱的边界约束效应, 采用王永志等^[18]推荐的剪切模型箱。试验模型箱尺寸为 1.20 m(长)×0.50 m(宽)×0.65 m(高), 水平单向振动台及配套剪切模型箱如图 2 所示。



图 1 DCIEM - 40 - 300 离心机试验设备

Fig.1 DCIEM - 40 - 300 geotechnical centrifuge test equipment

表 1 DCIEM - 30 - 400 大型土工离心系统核心性能指标

Table 1 Core performance indicators of DCIEM - 30 - 400 centrifugal system

主体旋转有 效半径/m	最大静力离 心加速度/g	最大动力离 心加速度/g	最大挂载 质量/kg	吊篮有效容 积/(m×m×m)	动态 数采 通道
5	100	50	3 000	1.5×1.3×1.6	168

表 2 水平单向振动台核心性能指标

Table 2 Core performance indicators of vibration table

台面有 效尺寸/ (m×m)	幅范围/ cm	最大振 动加速 度	最大震 动速度/ (m·s ⁻¹)	吊篮有效 容积/ (m×m×m)	振动频 率范围/ Hz	最大振 动负载/ kg
1.6×0.8	±0.1	30 g	1	1.5×1.3×1.6	10~100	1 500



图 2 剪切模型箱设备

Fig.2 Shear model box equipment

2.2 试验模型

试验地基原型位于包含饱和砂层的河滩场地。群桩 - 上部结构原型为多跨连续梁桥, 其群桩基础穿越厚度为 14.75 m 的饱和砂层, 并嵌入底部持力层。原型桥梁的上部桥板结构质量为 563.6 t, 基础承台质量为 198.4 t, 桥墩的高度为 10 m, 抗弯刚度为 1 995.8 MN·m²。此外, C30 混凝土制成的群桩基础实际桩长为 25 m, 桩径为 1 m, 弹性模量为 3×10⁴ MPa。根据桩基设计规范以及 Buckingham π 理论, 在兼顾模型箱实际尺寸的基础上, 最终确定了相似比为 1:50。试验中所涉及的物理参数及其对应的相似比如表 3 所示。

表 3 离心机振动台试验相似比

Table 3 Centrifuge shaker test similarity

参数	比例(模型/原型)	参数	比例(模型/原型)
加速度	N	单位重量	N
长度	$1/N$	力	$1/N^2$
面积	$1/N^2$	弯矩	$1/N^3$
体积	$1/N^3$	抗弯刚度	$1/N^4$
应力	1	振动时间	$1/N$
应变	1	液体黏滞系数	N
质量	$1/N^3$	振动速度	1
密度	1	频率	N

在表 3 相似比的基础上设计试验模型。饱和砂土地基模型总体深度 345 mm, 分上下两层, 上部细砂层 295 mm, 底部中粗砂持力层 50 mm。细砂土详细物理力学参数如表 4 所示, 对应粒径分布如图 3 所示。

表 4 细砂土参数

Table 4 Fine sand parameters

土颗粒 相对密 度 G_s	限制粒 径 D_{60} / mm	不均 匀系 数 C_u	曲率 系数 C_c	最大孔 隙比 e_{max}	最小孔 隙比 e_{min}	峰值内 摩擦角 $\varphi_p / (^\circ)$	极限状态 内摩擦角 $\varphi_{cs} / (^\circ)$
2.642	0.18	1.7	0.96	0.943	0.603	36	30

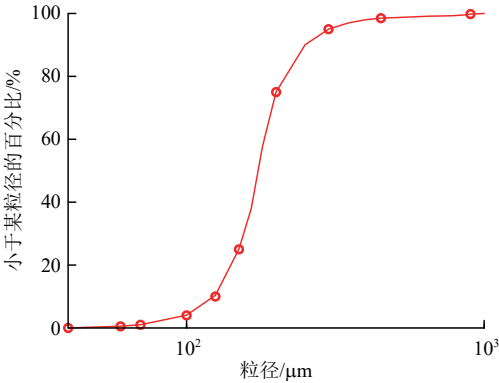


图 3 细砂粒径分布图

Fig.3 Fine sand particle size distribution map

结合砂雨法与真空饱和法制备地基模型。模型箱底层浇筑 5 cm 的中粗砂作为持力层，其余土层均采用细砂。为了保持砂土相对密度在约 50%，需控制每次浇砂的落砂高度在 50 cm 以内。考虑到离心加速度的增加会导致水的黏滞系数上升，因此在经过相似比运算后，选择黏滞系数为 50 cst 的甲基纤维素替代纯水进行试验。通过真空饱和法，使甲基纤维素从剪切模型箱底部缓慢渗入，直至干砂地基达到饱和状态，从而完成饱和砂土地基的制备。

群桩基础模型采用 2×2 的对称布置。考虑到桩身抗弯刚度的相似性，选取壁厚为 2 mm 的 6061 铝合金空心管作为桩身模型；斜桩的倾角设定为 10°，并按振动方向进行单向对称布置。承台和桥墩则分别由实心铝块和铝柱构成；上部结构则简化为集中质量块，采用实心钢块进行表示。各结构部件的详细参数如表 5 所示，具体试验模型的示意图如图 4 所示。

表 5 试验原型与模型参数

Table 5 Test prototype and model parameters

结构部件	参数/单位	参数值		
		原型	模型	相似比
墩柱	抗弯刚度/(MN·m ²)	17 138.1	0.002 742 1	50 ⁴
	高度/m	10	0.2	50
	直径/m	1.5	0.03	50
承台	质量/kg	198 375	1.587	50 ³
	尺寸/m	7×7×1.5	0.14×0.14×0.03	50
桩	长度/m	25	0.500	50
	直径/m	1	0.020	50
	抗弯刚度/(MN·m ²)	1 995.8	0.000 319	50 ⁴

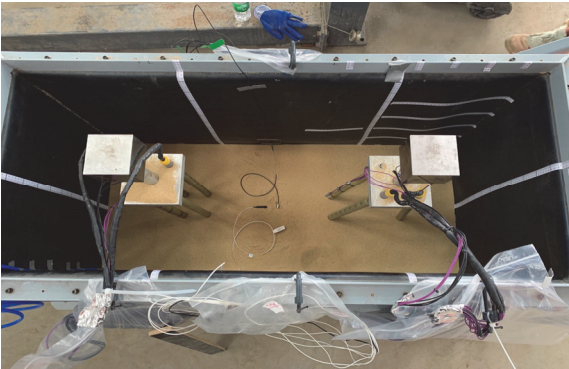


图 4 试验模型图

Fig.4 Test model

2.3 传感器布置

主要布置加速度传感器，超静孔隙水压力传感

器以及桩身应变片 3 种传感器。加速度传感器布设于承台、质量块以及不同深度的土层中，5 个超静孔隙水压力传感器按深度布置在对应土层中，监测对应深度土层孔隙水压力的增长情况。应变片沿桩身等间距对称布置，监测不同时刻的桩身应变。此外，所有埋设在土层中的传感器均进行了防水处理。传感器具体布置情况如图 5 所示。

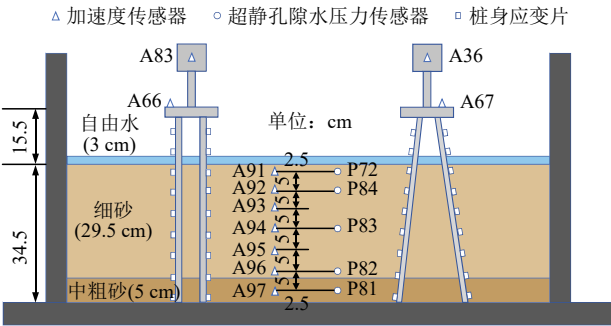


图 5 传感器布置图

Fig.5 Sensor layout diagram

2.4 试验工况

试验选择输入 EL-Centro 地震波，该地震波原始峰值加速度为 0.349 g，强震持续时间长达 26 s，主导周期为 0.58 s。具体地震动时程曲线如图 6 所示。

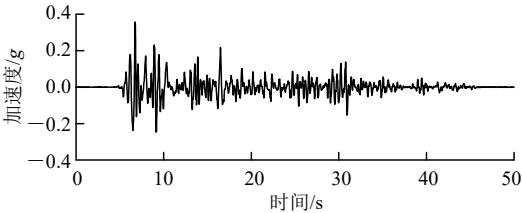


图 6 0.3 g EL-centro 波加速度时程

Fig.6 Acceleration time history of the 0.3 g EL-centro wave

共进行 5 组试验，前 4 组试验均为无水工况，第 1 组输入扫频波，2~4 组分别输入不同峰值加速度的 EL-centro 波，第 5 组试验为上覆水工况，输入 0.3 g 的 EL-centro 波；工况 4，5 形成对照试验，具体试验工况如表 6 所示。

表 6 试验工况

Table 6 Test conditions

工况	波形	有无上覆水	地震动峰值/g
1	扫频	无	0.01
2	EL-centro	无	0.05
3	EL-centro	无	0.10
4	EL-centro	无	0.30
5	EL-centro	有	0.30

3 覆水场地桩-土 p - y 曲线特性分析

限于篇幅,后文只针对直群桩的 p - y 曲线规律进行研究,不讨论斜群桩。在上述离心机试验的基础上得到了 0.3 g EL-centro 地震波作用下 2 种工况的直群桩动力响应数据,以试验数据为基础,根据梁的基本理论绘制 p - y 曲线,进而对比 2 种工况下动力 p - y 曲线的特性差异。绘图流程如图 7 所示。

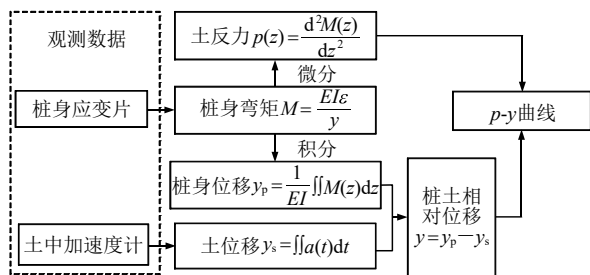


图 7 p - y 曲线绘制流程

Fig.7 p - y curve drawing process

用应变片和加速度计采集到的数据绘制 p - y 曲线,直群桩桩身采样应变片共 14 枚,为了减小计算误差等间距布置,选取其中一侧的 7 枚应变片以及对应同一深度处的加速度计数据进行分析处理。为了方便表达,后文所用到的深度参数均为按照相似比折算后的原型尺寸。7 枚应变片对应深度分别为:1, 3.5, 6, 8.5, 11, 13.5, 16 m。本节主要通过对比试验,研究有无覆水 2 种工况下直群桩 p - y 曲线规律。

3.1 桩土侧向作用力计算

由于应变片对电信号的波动很敏感,常常显示高频噪声,所以在计算试验弯矩之前,需要对应应变片读取的电信号进行处理,巴特沃斯滤波器具有最平坦的幅度滤波器,可以使用带通四度的巴特沃斯滤波器对原始数据进行滤波以消除应变片读数中的噪声^[19]。带通设置在 0.25~8.0 Hz 范围执行,以确保没有地震信号丢失且消除所有高频噪声。

基于线弹性假设以及胡克定律,应变与曲率成正比,并与距中性轴的距离呈线性变化。应变与曲率的关系计算式为

$$\varepsilon = \frac{y}{\rho} \quad (1)$$

式中: ε 为应变; y 为截面上任意一点到中性轴的距离,这里直接代入桩的半径; ρ 为曲率半径。假设梁处于纯弯曲状态,不发生扭转,那么根据弯曲

梁的基本理论,变形后弯矩与曲率的关系可以表达为

$$M = \frac{EI_z}{\rho} \quad (2)$$

式中: M 为截面弯矩, E 为弹性模量, I_z 为中性轴惯性矩。合并式(1), (2), 可以得到弯矩与应变的关系^[20]:

$$M = \varepsilon \frac{EI_z}{y} \quad (3)$$

桩-土相互作用力和桩身挠度可以分别通过弯矩求导和积分得到。拟合不同深度处的离散弯矩值得到弯矩与深度的关系。考虑到拟合曲线的精度对拟合结果的影响,采用三次多项式函数得到连续曲线^[21]。桩在一定深度 z 处的弯矩 $M(z)$ 可表示为

$$M(z) = a_1 z^3 + a_2 z^2 + a_3 z + a_4 \quad (4)$$

式中: z 为土层深度; a_1, a_2, a_3, a_4 分别为对应的拟合参数。根据经典弹性基础梁理论,可得桩土侧向作用力 $p(z)$ 为

$$p(z) = \frac{dM^2(z)}{dz^2} \quad (5)$$

3.2 相对位移计算

桩侧位移可以由弯矩的二重积分得到,积分后产生两个新的参数,引入桩端固定位移转角为 0 的边界条件即可求解函数^[22]:

$$y = \frac{1}{EI} \iint M(z) dz \quad (6)$$

式中: y 为桩侧位移, EI 为桩身抗弯刚度。计算桩土相对位移的过程中,需首先确定侧向土位移,此项可通过对加速度函数进行数值积分获得。在处理加速度计的读数时,需采用与应变片相同的处理方法,即使用带通四度巴特沃斯滤波器对原始数据进行滤波,以有效去除读数中的高频噪声成分。进而通过计算桩侧位移与土侧位移之间的差值,可以得到桩土的相对水平位移。

基于上述理论框架,能够在任意时刻计算桩土相互作用力及桩土相对水平位移。鉴于试验数据量较大,依据上述理论原理,设计了相应的 MATLAB 程序,结合该程序的运算结果,最终可绘制出桩土相互作用的 p - y 曲线,以直观展示土体与桩基之间的相互作用关系。

3.3 覆水场地桩-土动力 p - y 曲线规律研究

在 4, 5 两种工况下,土层深度分别为 3.5 和 16 m 时的 p - y 曲线如图 8 所示。

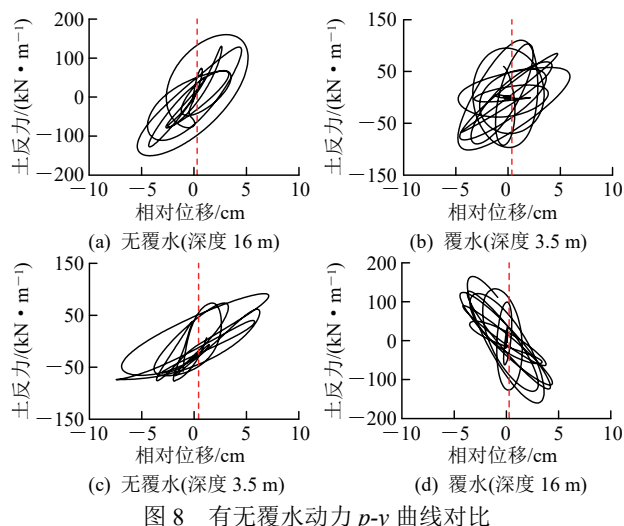


图 8 有无覆水动力 p - y 曲线对比
Fig.8 Comparison of dynamic p - y curves with or without overlying water

可以直观看到,随着土层深度的增加, p - y 曲线滞回圈面积增大,群桩能量的耗散以及桩周土的刚度都发生了显著增加,该结果与 J. Zhang 等^[16]的研究结论相一致,侧面印证试验结果的可靠性。对比图 8(a)和(b)可以发现,当土层深度为 3.5 m 时,覆水场地桩侧土反力的峰值明显较高,而桩土相对位移的峰值则相对较小。对比之下,随着土层深度增加至 16 m,桩土相对位移的峰值在 2 种工况下的差异显著减小。同时,图 8(c)和(d)显示,覆水工况下的桩侧土反力峰值依然高于无覆水工况。

上述曲线特性表明,覆水对桩土相互作用的影响要结合土层深度进行具体分析,唐亮等^[23]的研究显示,孔压比是影响桩土相互作用的重要因素之一,因此可以推测,这种由土层深度变化带来的差异可能与超静孔压比息息相关。

超静孔压比的定义为:某一采样点上,上覆土体的有效应力与动孔隙水压力之间的比值。其中,动孔隙水压力可以表示为孔压传感器采集的总孔隙水压力减去该点处的静孔隙水压力。输入地震动的某一时刻,若超静孔压比达到或超过 1.0,意味着土体的动孔隙水压力大于或等于上覆有效应力,此时土体可能发生液化现象。液化现象会导致土体失去强度并产生一定的流动性,进而使桩土相对位移增大。图 9 展示了在 3.5 和 16 m 深度处,4, 5 两种工况下的超静孔压比时程曲线。

图 9(a)显示,在深度为 3.5 m 处,土体的超静孔压比逐渐上升并最终稳定在 1.0 附近,表明该处发生了液化现象。而在深度 16 m 处,超静孔压比峰值大约为 0.4,并未发生液化。这表示不同埋深的

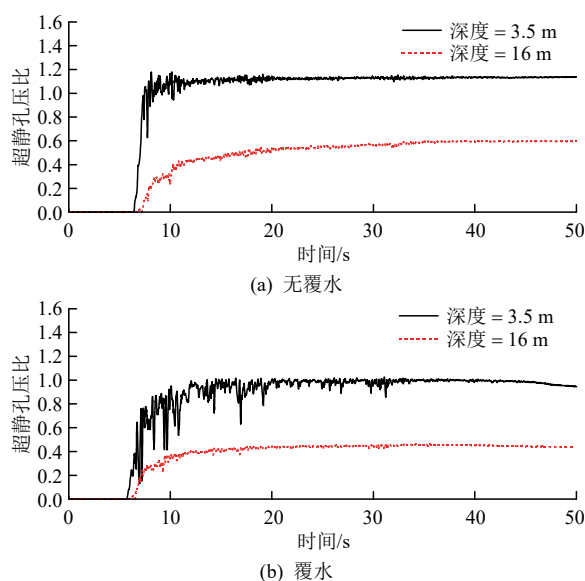


图 9 不同深度超静孔压比时程曲线
Fig.9 Time history curves of excess pore pressure ratio at different depths

土体在地震动作用下对液化的响应存在显著差异,这可能是导致桩土相互作用发生变化的本质原因。

对于浅层土而言,对比图 9 可知,在覆水工况下,超静孔压比达到稳定的时间相对较长,且峰值更低。这一现象表明,覆水在一定程度上抑制了地基土超静孔压比的增加,亦会显著影响液化场地的动态 p - y 曲线,进而导致桩土相对位移数值的明显减小。此外,桩侧土反力之所以会增大,主要是由于上覆水的存在影响了试验模型的振动幅值。

闫志晓等^[24]的研究表明,在地基-土-桥梁结构体系中,上覆自由水的存在会使直群桩基础试验模型的振动幅值整体增加约 20%,这种振动幅值的增加直接会导致桩侧土反力数值的上升。对于深层地基土而言,超静孔压比始终保持在 1 以下,并未发生液化。这表明,上覆水主要是以附加质量的形式影响深层土体。虽然附加质量的增加确实能减小深层地基土的桩土相对位移,但因为附加质量在结构总体重量中所占比例相对较低,因此与浅层地基土相比,覆水对深层地基土的桩土相对位移减小的效果并不显著。

上述内容分析了上覆水存在对桩土相互作用的影响并解释了 2 种工况下,动力响应特性差异产生的原因,强调在针对覆水液化场地进行评估时,要充分考虑土体深度对超静孔压比及动力 p - y 曲线特征的影响。接下来会划分时间段,从整个液化过程的角度对覆水造成的影响进行深入分析,以观察不同时间段内液化覆水场地 p - y 曲线的变化规律。

超静孔压比是判断液化程度的重要参数,因此依据孔压比大小划分时间段,共选取3个时间段:第1个时间段为7.18~7.56 s(孔压比约为0.5),第2个时间段为7.89~8.27 s(孔压比约为0.8);第3个时间段为15.12~15.50 s(孔压比约为1)。图10展示了在不同时间段内,液化场地在有无覆水2种工况下竖向桩群的动力 p - y 曲线,以3.5 m深度处土体为例。

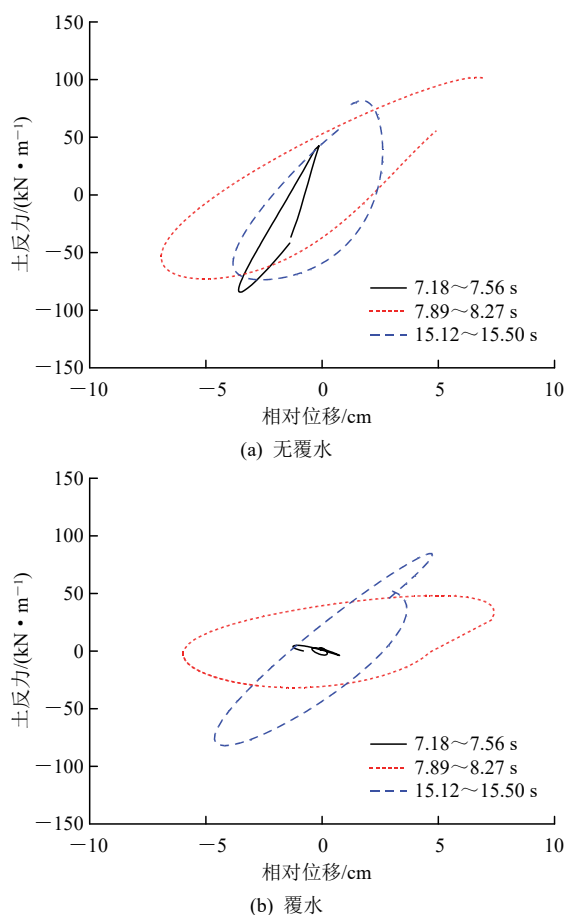


图10 不同孔压比下液化场地动力 p - y 曲线对比

Fig.10 Comparison of dynamic p - y curves of liquefaction ground under different pore pressure ratios

因为 EL-centro 波频率变化范围大,对应周期不断变化,所以部分时间段内截取的 p - y 曲线滞回环并不完整。 p - y 曲线滞回环呈现出关于原点对称的椭圆形,将该椭圆形近似长轴的顶点与原点相连可以得到一条连线,该连线的斜率可以一定程度上反应出桩周土侧向刚度的大小,斜率越大对应桩周土的刚度也越大^[25]。

孔压比上升初始阶段,即对应图像7.18~7.56 s,直群桩的土反力和相对位移较小,相比之下覆水场地的土反力和桩土相对位移更小。在7.89~8.27 s时间段内,2种场地的桩侧土反力和相对位移均有

了显著的增长,但是整体来看桩周土的侧向刚度均有所下降,土体发生软化现象,证明在孔压比达到0.8附近时土体已经出现了液化的趋势。对比有无覆水2种工况得到覆水场地的土反力和相对位移较之无覆水场地更小,滞回圈的面积也更小,不利于震动能量的耗散。在孔压比稳定阶段,即对应图像15.12~15.50 s时间段,对比上一时间段,桩周土的刚度明显有所增加,对比来看覆水场地的刚度恢复情况较差,稳定阶段的桩周土刚度明显小于无覆水场地,推测是由于覆水增加了桩周土围压,阻碍了土体剪应变的增大,导致无法产生足够大的可逆剪应变,让土体从0有效应力状态恢复到非0有效应力状态^[26],延迟了桩周土体刚度的恢复。

综上所述,在0.3 g EL-centro 地震波作用下对比有无覆水2种工况,整体来看,上覆水的存在会导致超静孔压比峰值减小,桩周土反力增大的同时桩土相对位移变小,具体表现为覆水场地桩周土刚度变大,呈现出一定的抗液化性;从整个液化过程看,覆水场地饱和砂土在液化时与无覆水场地液化过程相似,即液化初始阶段由于孔隙水压力不断上升,导致桩周土刚度减小,随着超静孔压比逐渐稳定至1.0,桩周土刚度部分恢复,桩周土刚度整体呈现出先减小后增大的趋势。然而,覆水场地由于静水压力的存在,导致超静孔压比稳定阶段桩周土刚度恢复更慢。

4 数值模型建立

4.1 建立数值模型

为了进一步探讨振动强度和上覆水深度对覆水液化场地动力 p - y 曲线规律的影响,基于上述大型离心机振动台试验,运用 FLAC^{3D} 软件建立饱和砂土地地上部结构-承台-直斜群桩有限差分数值模型。模型的长、宽、高分别为60, 25, 17.25 m。模型中饱和土体,承台以及上部质量块均为实体单元,采用桩结构单元 Pile^[27-28]模拟直斜群桩。H. Jiang 等^[29]认为可以由刚性运动引起的附加质量来近似获得桥墩的流体动压力,并提出了可以用于计算群桩桩周水动压力的简化公式,本文基于简化公式,采用附加水质量法考虑振动作用下的动水效应对直群桩的影响^[30]。土体、承台和桩的具体参数如表7~9所示。

表 7 土体模型参数
Table 7 Parameters of soil

密度 $\rho /(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	孔隙比 e	渗透率 $k/(\text{m}^2 \cdot \text{Pa} \cdot \text{s}^{-1})$
1 580	0.69	1.065×10^{-6}

表 8 承台模型参数
Table 8 Parameters of cap model

弹性模量 E/GPa	剪切模量 G/GPa	泊松比 ν	密度 $\rho /(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$
68.9	26.5	0.3	2 800

表 9 桩单元模型参数
Table 9 Parameters of pile element model

弹性模量 E/GPa	泊松比 ν	密度 $\rho /(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	截面积 A/m^2	极惯性矩 J/m^4
68.9	0.3	2 800	1.4919×10^{-1}	3.374×10^{-2}

桩单元与土层实体单元之间的连接保持程序默认，承台与上部结构物质量块采用单元结构定义 link 固定连接，桩结构单元与上部结构采取绑定连接以满足刚性连接要求。采用规则的六面体划分网格，在平行于振动方向的边界面上建立垂直于该面的边界约束；剩余 2 个边界面则建立对应节点的水平自由度捆绑约束，从而使位于同一高度上且与振动方向垂直的 2 个侧面边界产生一致的水平向位移，模拟试验中层状剪切土箱的土体剪切。顶面设置为自由排水，四周及底部边界设置为不排水。通过对输入地震波的加速度谱进行分析，确定中心频率，得到模型的瑞利阻尼比 3%。建好的模型如图 11 所示。饱和砂土本构模型采用由王 睿等^[26, 31]提出的液化砂土大变形本构模型，具体参数采用邹佑学等^[32]给出的建议值，如表 10 所示。

4.2 数值模型检验

(1) 加速度时程及加速度反应谱对比

图 12 选取了埋深 6 m 处土体，承台以及上部结构 3 个位置的加速度时程曲线及加速度反应谱，将试验结果与模拟结果进行对比，验证数值模型的有效性。如图 12(a)所示，5~10 s 内，模拟计算得到的埋深 6 m 处土体的加速度幅值略小于试验值，

但总体上土体加速度峰值的试验值与计算值相差不大。观察对应加速度反应谱可知，反应谱在低频段表现出较高的加速度响应，随着频率的增加，加速度逐渐减小。在中频段，谱的响应相对平稳，显示出一定的波动。模拟结果和试验结果在低频段的响应相对接近，但在中频段和高频段存在一定的差异，模拟结果在高频段的响应略低于试验结果。

如图 12(b)所示，直群桩承台加速度时程曲线试验值与计算值的整体变化趋势基本一致，说明该模型可以很好地反应液化场地桩的动力响应情况。对于加速度反应谱，随着频率的增加，加速度响应逐渐先增后减，尤其在高频段表现出明显的下降趋势。模拟结果和试验结果在低频段的响应差异较小，模拟结果在高频段的响应同样略低于试验结果。

如图 12(c)所示，震动开始时，上部结构加速度的试验值与计算值吻合度较高，幅值相差不大；震动后期，上部结构加速度的试验值与计算值吻合度较低，试验值略大于计算值，但均在合理范围内。对加速度反应谱而言，低频段反应谱加速度相对较高，中频段加速度响应逐渐减小，显示出一定的波动，高频段加速度响应显著下降，模拟结果与试验结果在低频段的响应相对接近，但在中频段和高频段存在一定差异，模拟结果在高频段的响应略微低于试验结果，但其误差也在可以接受的范围内。

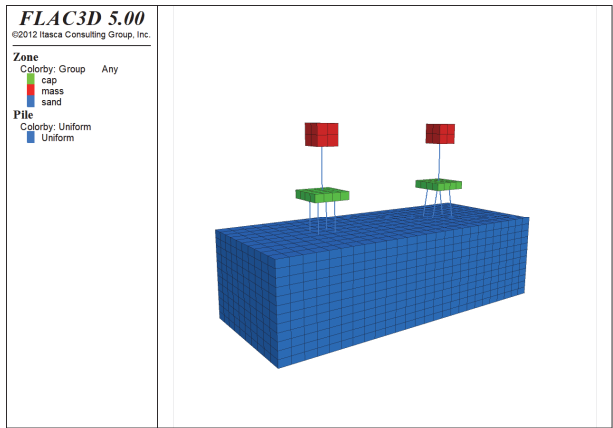


图 11 建立数值模型

Fig.11 establish numerical model

表 10 土体本构模型参数
Table 10 Parameters of soil constitutive model

剪切模量 G_0	回弹模量 k	塑性模量 h	临界状态剪应力比 M	可逆性剪胀产生率 $d_{re,1}$	可逆性剪胀释放率 $d_{re,2}$	不可逆性剪胀释放率 d_{ir}	不可逆性剪胀率衰减 a	参考剪应变 $\gamma_{d,r}$	塑性模量状态 n^p	可逆性剪胀状态 n^d	临界状态 e_0
225	0.008	1.8	1.35	0.4	30	0.75	20	0.05	1.1	7.8	0.934

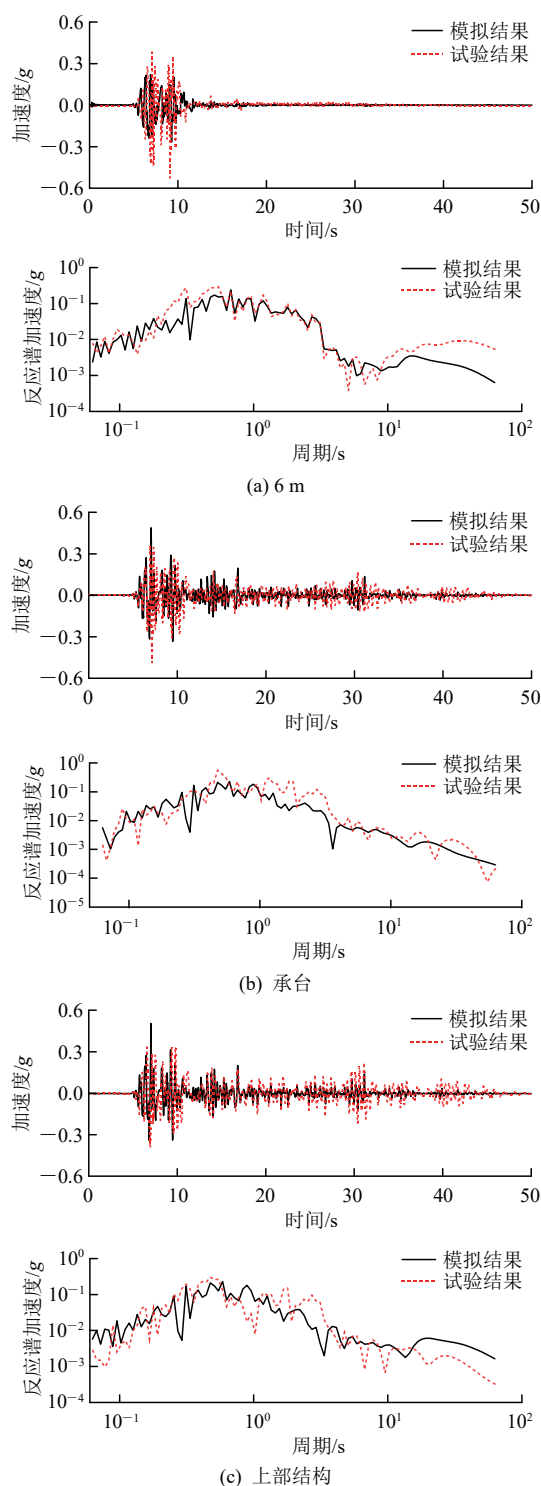


图 12 加速度试验值与计算值对比

Fig.12 Comparison of the experimental and calculated acceleration values

(2) 超静孔压比时程对比

图 13 对比了试验与模拟深度分别为 8.5 与 13.5 m 处土体的超静孔压比时程曲线。

总体来看, 试验与数值模拟两者的时程曲线增长趋势大致相同: 超静孔压比在 5 s 后开始迅速上升, 直至达到峰值后趋于平稳。模拟时程曲线达到

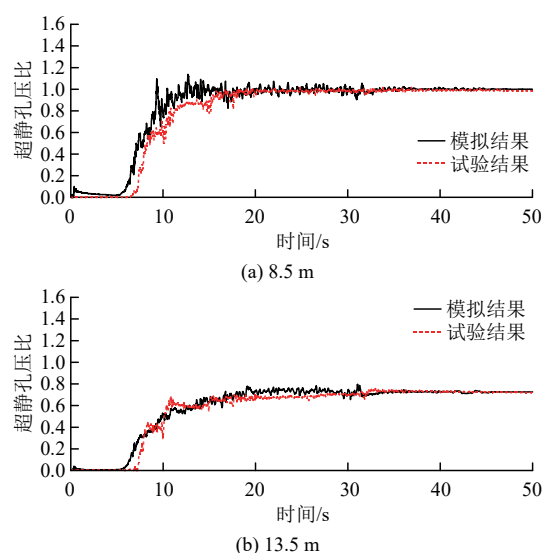


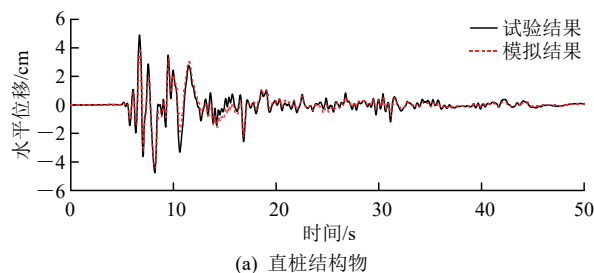
图 13 超静孔压比试验值与计算值对比

Fig.13 Comparison between the experimental value and the calculated value of excess pore pressure ratio

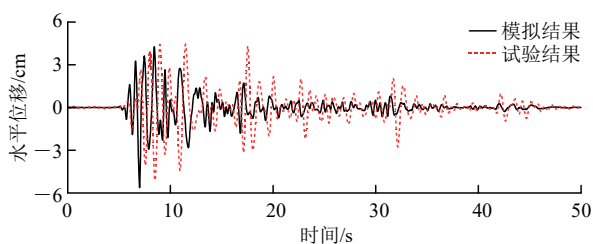
超静孔压比峰值所需的时间更短, 试验超静孔压比时程出现稍微滞后模拟时程的特征。试验得到 8.5 和 13.5 m 深度处的超静孔压比峰值约为 1 和 0.7, 对比试验与模拟结果, 两者的超静孔压比峰值基本一致。可见对于超静孔压比时程曲线而言, 数值模拟结果与试验结果相互吻合。

(3) 水平位移时程对比

图 14 为直斜群桩上部结构物水平位移时程曲线。如图 14(a)所示, 离心机试验得出直群桩上部结构物最大水平位移为 4.7 cm, 开始振动 7 s 左右出现峰值, 对比之下, 数值模拟得出水平位移峰值为 4.5 cm, 出现在 7 s 附近, 两者趋势吻合。对于图 14(b), 试验斜群桩上部结构物最大位移为 5.5 cm, 开始振动 9 s 左右出现峰值而数值模拟最大位移为 5.8 m, 最大值在 6 s 附近出现。整体来看, 直群桩上部结构物水平位移的模拟计算值与试验值吻合较好, 而对斜群桩上部结构物水平位移来说模拟值比试验值偏小, 出现这一现象可能是由于在制作饱和地基过程中砂土不够均匀而在数值模拟的土体实体单元材料具有均质的统一性。



(a) 直桩结构物



(b) 斜桩结构物

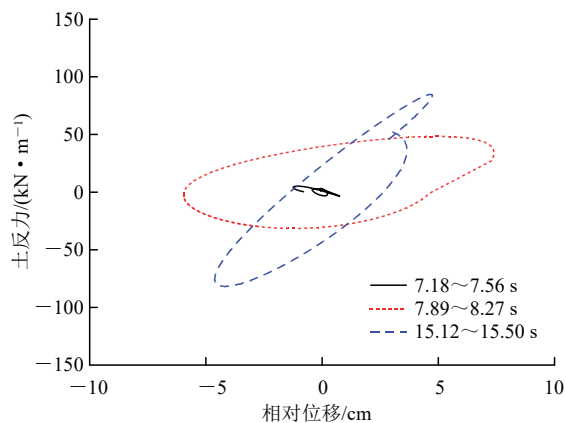
图 14 水平位移试验值与计算值对比

Fig.14 Comparison of horizontal displacement test values and calculated values

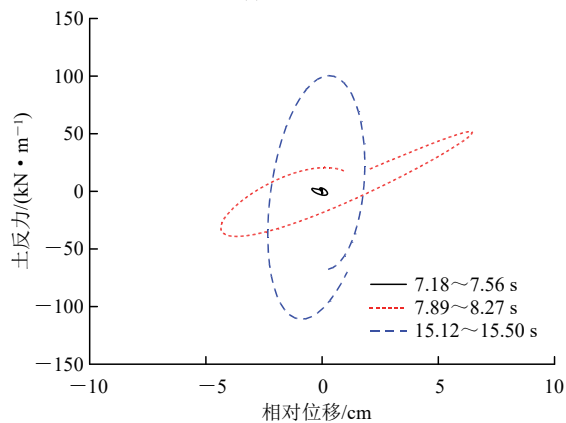
(4) 动力 p - y 曲线对比

图 15 为深度 3.5 m 处, 1.5 m 覆水工况下的 p - y 曲线。主要对比了 7.18~7.56, 7.89~8.27 以及 15.12~15.50 s 三个时间段内试验和模拟的动力 p - y 曲线滞回环。

可以得到初始时间段 7.18~7.56 s, 两者的土反力峰值和相对位移峰值都很小, 对应滞回环的面积也很小; 随着时间推移, 在 7.89~8.27 s, 试验和模拟的等因素对覆水场地桩土相互作用的影响。滞回环面积都发生了显著增大, 引起震动能量的耗散;



(a) 试验值



(b) 模拟值

图 15 不同时间段内 p - y 曲线试验值与计算值对比Fig.15 Comparison of experimental and calculated values of p - y curves in different time periods

最后 15.12~15.50 s, 对比前一时间段, 滞回环斜率明显增大, 桩周土刚度有所恢复。虽然部分时间段内试验及模拟滞回环所对应的峰值土反力和桩土相对位移数值有所差异, 不完全相等, 但是随着时间推移, 土体发生液化前后两者滞回环大小和斜率的变化趋势基本一致, 规律相符, 所以认为数值模型较好地反应了真实试验 p - y 曲线的整体变化特征, 用于研究桩土相互作用是合适的。

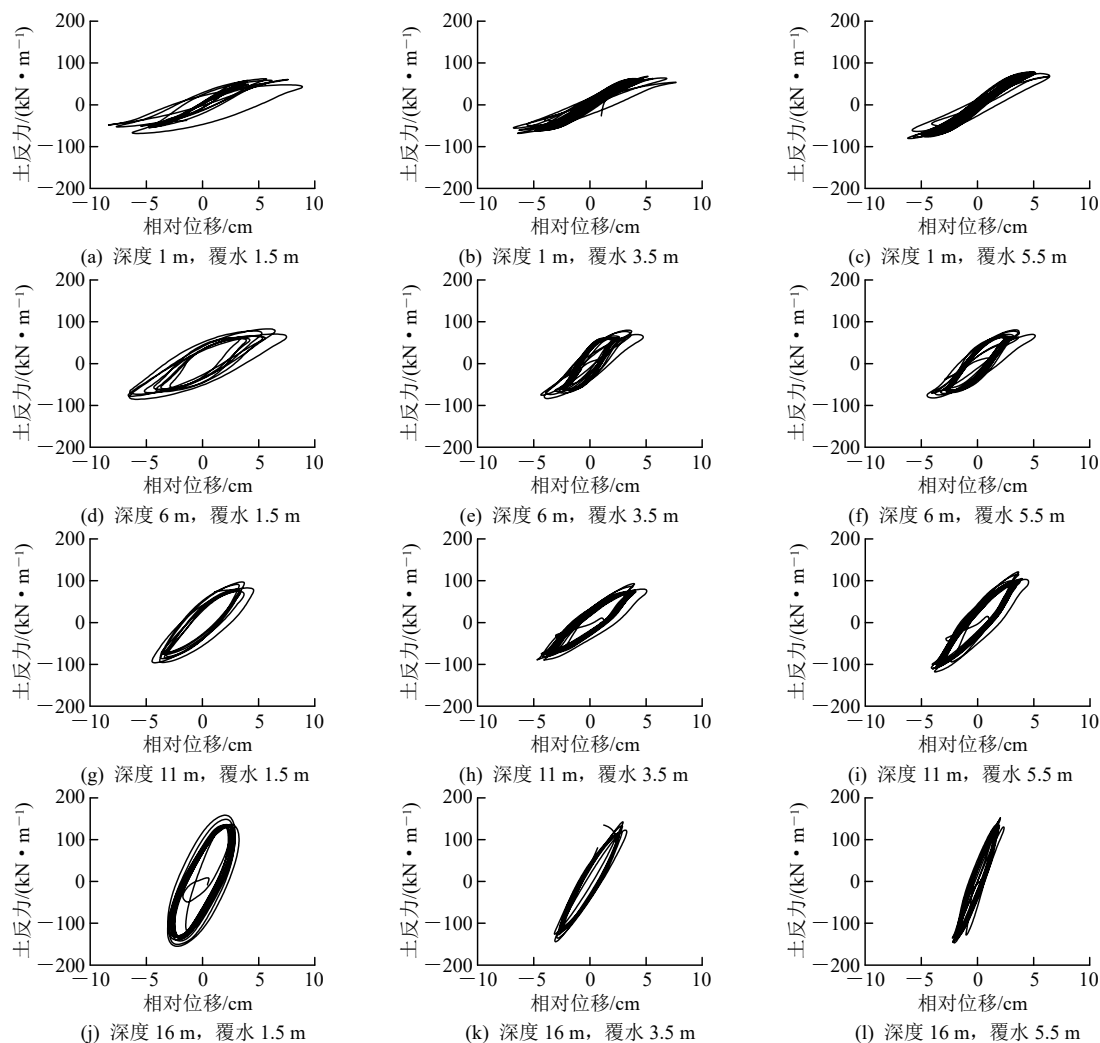
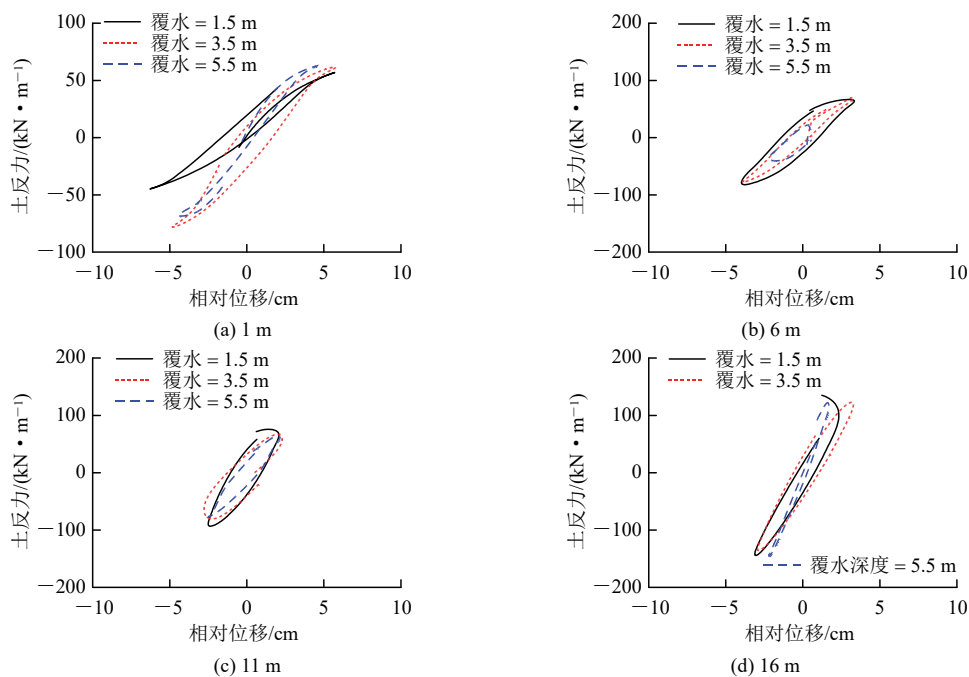
综上所述, 在选取合理的本构模型以及相关参数的前提下, 利用 FLAC^{3D} 建立起覆水液化场地直斜群桩-土-上部结构相互作用有限差分模型, 通过对比模拟和试验结果, 验证了该数值模型的有效性。

5 覆水场地 p - y 曲线影响参数分析

5.1 覆水深度

根据试验结果可以认为上覆水会对桩土相互作用 p - y 曲线的特征产生影响, 本节利用有限差分模型, 进一步探究覆水深度大小对 p - y 曲线特征的影响。考虑到实际的地震波频率成分比较复杂, 在进行覆水场地 p - y 曲线影响参数分析时, 本文选用频率单一的正弦波作为模拟输入波形, 以便更好地描述不同震动强度作用下桩-土动力相互作用规律, 为地震波作用下桩土相互作用分析提供参考。

图 16 为 0.3 g 正弦波作用下不同覆水深度饱和砂土动力 p - y 曲线, 为了证明规律的普适性选取了 1, 6, 11 和 16 m 四种深度。由图 16 可知, 土反力峰值会随着覆水深度的增加有所增大, 土层深度为 6 m 时, 覆水深度为 5.5 m 的土反力峰值较覆水层厚度为 1.5 m 的工况增大了约 14%。此外, 随着场地覆水深度的增加桩土相对位移峰值也随之减小, 对应滞回圈的面积也有所减小, 不利于能量的耗散。为了研究上覆水深度对土体初始刚度^[17]的影响, 选取振动初期孔压比 0~0.8 时间段内的弯矩和位移数据绘制 p - y 曲线, 图 17 给出对应时间段内不同土层深度处 3 种覆水深度的饱和砂土动力 p - y 曲线。可以得到当土层深度较浅时, 增大覆水深度土体的初始刚度也随之增加, 但是随着土深度的增大, 覆水深度对土层初始刚度的影响逐渐变弱, 如图 17(d)所示, 当埋深为 16 m 时 3 种覆水深度桩周土的初始刚度基本一致。分析土体初始刚度的增加是由于覆水深度的增加引起重力在场地垂直方向上增大, 从而使得作用在桩上的土反力增加, 土体变得更加密实, 桩土相对位移更小。

图 16 不同覆水深度动力 p - y 曲线Fig.16 Dynamic p - y curves with different water cover depths图 17 孔压比 0~0.8 阶段对应不同覆水深度场地动力 p - y 曲线Fig.17 Dynamic p - y curves of sites with different water cover depths at the stage of 0 - 0.8 pore pressure ratios

5.2 振动作用幅值

上述有关覆水深度的讨论是基于单一振幅的地震波输入情况,为了更好地探究振动强度对有无覆水条件下桩-土相互作用的影响,本文通过输入峰值加速度分别为 0.05, 0.1 和 0.3 g 的正弦波,分析在不同振动强度作用下桩土动力 p - y 曲线变化规律,如图 18 所示。因为液化主要发生在 5~10 s,所以选取 7.89~8.39 s 时间段进行分析,整体来看,随着正弦波峰值的增大桩土相对位移峰值和土反力峰值也随之增加,滞回圈面积不断增大。对比有无覆水 2 种工况可以发现,覆水场地的滞回圈面积普遍小于无覆水场地,桩土相互作用能量耗散更少。当振动幅值较小时覆水场地的动力 p - y 曲线滞回环斜率更小,然而当外部施加的正弦波幅值较大时覆

水场地的动力 p - y 曲线斜率更大。推测上覆水对桩土的相互作用的影响会根据输入正弦波振幅大小的不同产生相反的效果,即振动幅值较小时降低桩周土的刚度,振动幅值较大时增大桩周土的刚度。

图 19 为有无覆水 2 种工况不同峰值正弦波作用下深度 3.5 m 处土体的超静孔压比时程曲线。整体来看,随着加速度峰值的不断增大超静孔压比上升的起始时间也越来越早,由于较大的振幅引起了土体位移的增大,孔压比稳定后波动的区间也不断变大。对比有无覆水 2 种工况的孔压比变化规律:当正弦波振动幅值分别为 0.05, 0.1 以及 0.3 g 时,覆水场地稳定后的超静孔压比分别为 0.08, 0.41 和 0.78。与之相对,无覆水场地的超静孔压比分别为:0.03, 0.40, 1.02。由此可见,正弦波作用幅值的差异会对有无覆水 2 种工况下的超静孔压比产生不同的影响:当输入振动幅值较小时,上覆自由水的存在会放大同一深度的超静孔压比,振动幅值变大后,覆水会在一定程度上阻碍超静孔压比的发展。

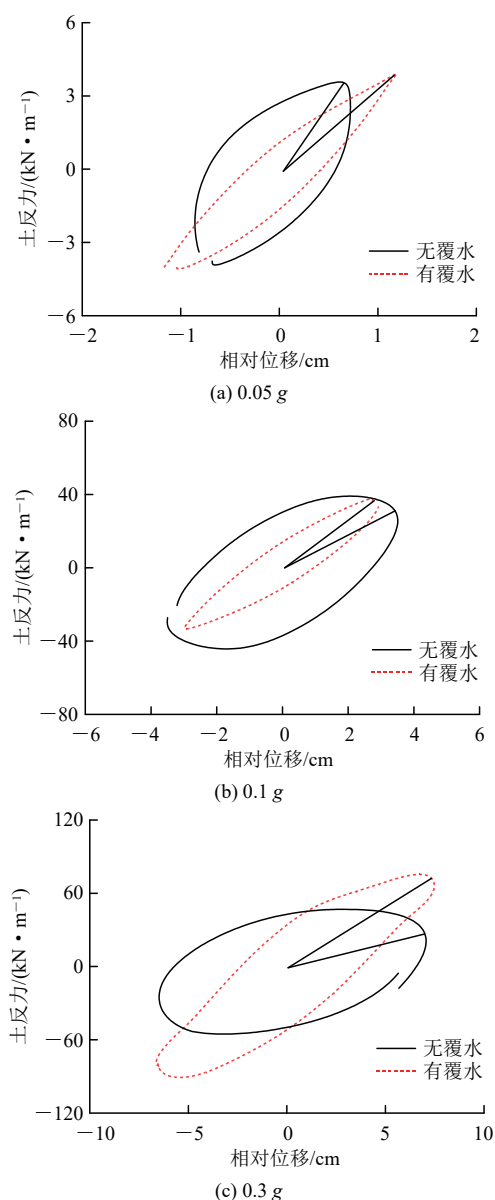


图 18 不同振动振幅动力 p - y 曲线

Fig.18 Dynamic p - y curves with different vibration intensities

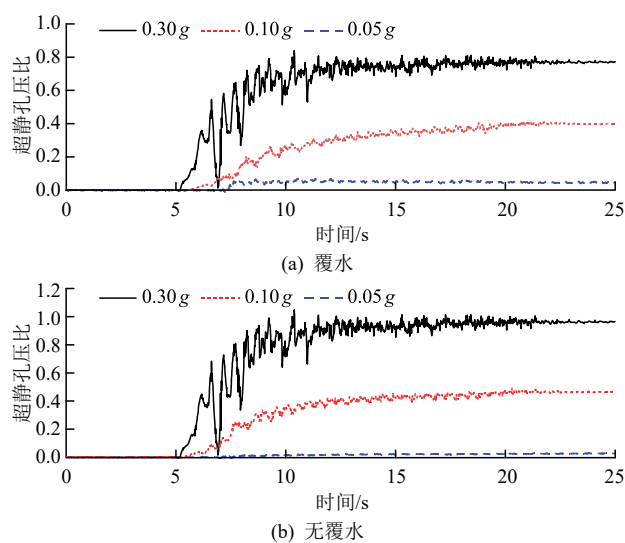


图 19 不同振幅超静孔压比时程曲线

Fig.19 Time history curves of excess pore pressure ratio with different vibration intensities

6 结 论

为了研究覆水液化场地-群桩-上部结构动力相互作用,本文开展了有无覆水条件下饱和砂土地群桩-结构模型离心机振动台试验,结合有限差分数值模拟分析结果,探讨了覆水液化场地桩土动力 p - y 曲线变化规律及其影响因素,得到如下结论:

(1) 在 0.3 g EL-centro 地震波作用下,上覆水的存在导致土体围压增大,超静孔压比峰值减小,桩

周土反力增大的同时桩土相对位移变小。具体表现为:覆水场地桩周土刚度变大,呈现出一定的抗液化性。

(2) 覆水场地饱和砂土在液化时与无覆水场地液化过程相似,即液化初始阶段由于孔隙水压力不断上升,导致桩周土刚度减小,随着超静孔压比逐渐稳定至 1.0,桩周土刚度部分恢复,桩周土刚度整体呈现出先减小后增大的趋势。然而,由于静水压力的存在,导致覆水场地液化土体在超静孔压比稳定后,桩周土刚度恢复更慢。

(3) 覆水的存在使桩土相互作用 p - y 曲线包围面积减小,不利于震动能量的耗散;随着场地覆水深度的增加,桩侧土反力峰值放大,而桩土相对位移峰值则有缩小的趋势;上覆水会增加土体的初始刚度且随覆水深度的增加而增大,覆水深度对初始刚度的影响随着土层深度的增加而减小。

(4) 振动幅值变化会对有无覆水条件下桩土相互作用和土体孔压比产生不同的影响。当振动幅值较小时,上覆自由水会降低桩周土的刚度,放大超静孔压比;当振动幅值较大时,上覆自由水会提高桩周土的刚度,阻碍超静孔压比发展。

参考文献(References):

- [1] 刘小利,夏涛,刘静,等.2021年青海玛多 $M_w 7.4$ 地震分布式同震地表裂缝特征[J].地震地质,2022,44(2):461-483.(LIU Xiaoli, XIA Tao, LIU Jing, et al. Distributed characteristics of the surface deformations associated with the 2021 $M_w 7.4$ Madoi earthquake[J]. Seismology and Geology, 2022, 44(2): 461-483.(in Chinese))
- [2] 汪刚,景立平,李嘉瑞,等.桩-土-上部结构动力相互作用振动台试验研究[J].岩石力学与工程学报,2021,40(增2):3414-3424.(WANG Gang, JING Liping, LI Jiarui, et al. Shaking table test study on seismic-soil-pile-superstructure-interaction[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2021, 40(Supp.2): 3414-3424.(in Chinese))
- [3] 李雨润,闫志晓,张健.液化场地群桩基础地震反应离心机试验及损伤数值模型研究[J].岩石力学与工程学报,2023,42(1):212-223.(LI Yurun, YAN Zhixiao, ZHANG Jian. Seismic response of pile group foundations in liquefied sites based on centrifuge test and numerical simulation[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2019, 42(1): 212-223.(in Chinese))
- [4] 袁炳祥,李志杰,陈伟杰,等.基于PIV技术与分形理论的桩-土系统水平循环受荷模型试验研究[J].岩石力学与工程学报,2023,42(2):466-482.(YUAN Bingxiang, LI Zhijie, CHEN Weijie, et al. Experimental study on lateral cyclic loading model of pile-soil system based on PIV technique and fractal theory[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2019, 42(2): 466-482.(in Chinese))
- [5] BANERJEE S, LEE F. Centrifuge shaking table tests on a single pile embedded in clay subjected to earthquake excitation[J]. International Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 7(2): 117-123.
- [6] ZHANG J, LI Y R, YAN Z X, et al. Experimental study of vertical and batter pile groups in saturated sand using a centrifuge shaking table[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2022, 21(1): 23-36.
- [7] EBEIDO A, ELGAMAL A, ZAYED M. Large scale liquefaction induced lateral spreading shake table testing at the University of California San Diego[C]// Geo-Congress 2019: Earthquake Engineering and Soil Dynamics. Reston V A: American Society of Civil Engineers, 2019: 22-30.
- [8] LIU X, WANG R, ZHANG J M. Centrifuge shaking table tests on 4×4 pile groups in liquefiable ground[J]. Acta Geotechnica, 2018, 13(6): 5-18.
- [9] 苏雷,赵卓,毕建巍,等.基于FLAC^{3D}液化场地桩基动力反应振动台试验数值分析方法[J].防灾减灾工程学报,2022,42(3):454-463.(SU Lei, ZHAO Zhuo, BI Jianwei, et al. Numerical simulation of shake table test on dynamic response of pile foundation in liquefiable ground using FLAC^{3D}[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2022, 42(3): 454-463.(in Chinese))
- [10] KWON S Y, YOO M. Study on the dynamic soil-pile-structure interactive behavior in liquefiable sand by 3D numerical simulation[J]. Applied Sciences, 2021, 10(8): 2723.
- [11] 江辉,王宝喜,王志刚,等.不同类型地震动下深水高桩承台群桩基础动力响应对比研究[J].建筑结构,2018,48(增2):818-826.(JIANG Hui, WANG Baoxi, WANG Zhigang, et al. Comparative study on dynamic response of deep-water elevated pile-cap foundation excited by different types of earthquake ground motions[J]. Architectural Structure, 2018, 48(Supp.2): 818-826.(in Chinese))
- [12] 孔德森,白翼飞,陈永坡,等.不同承台形式斜直交替群桩-土-结构地震相互作用特性分析[J].防灾减灾工程学报,2020,40(4):509-519.(KONG Sen, BAI Yifei, CHEN Yongpo, et al. Analysis on seismic interaction characteristics of pile-soil-structure of obliquely pile groups with different pile caps[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2020, 40(4): 509-519.(in Chinese))
- [13] 李雨润,刘毅,梁旭华.液化场地-群桩-上部结构动力特性研究综述[J].河北工业大学学报,2024,53(1):74-80.(LI Yurun, LIU Yi, LIANG Xuhua. Review on dynamic characteristics of liquefied site-pile group super structure[J]. Journal of Hebei University of Technology, 2024, 53(1): 74-80.(in Chinese))
- [14] 李雨润,张雨雷,陈张升,等.液化土中对称双斜桩动力反应特征

- 及 p - y 曲线规律试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(1): 239 - 250.(LI Yurun, ZHANG Yulei, CHEN Zhangsheng, et al. Dynamic response and p - y curve of symmetric inclined piles in liquefied soil[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, 37(1): 239 - 250.(in Chinese))
- [15] RAJESWARI J S, SARKAR R. Performance of piles with different batter angles in laterally spreading soil: a probabilistic investigation[J]. Bull Earthquake Engineering, 2020, 18: 6 203 - 6 244.
- [16] VAKILIA, ZOMORODIAN S M A, TOTONCHI A, et al. Laboratory and three-dimensional numerical modeling of laterally loaded pile groups in sandy soils[J]. Iranian Journal of Science and Technology, 2021, 45: 2 623 - 2 636.
- [17] 崔杰, 张征, 唐亮, 等. 液化微倾场地群桩-土动力相互作用 p - y 曲线特性[J]. 地震工程与工程振动, 2021, 41(5): 154 - 164. (CUI Jie, ZHANG Zheng, TANG Liang, et al. p - y curve characteristics of pile groups soil dynamic interaction in mildly inclined liquefiable ground[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2021, 41(5): 154 - 164.(in Chinese))
- [18] 王永志, 王体强, 王海, 等. 我国土工离心机进展与研发关键技术[J]. 地震研究, 2020, 43(3): 592 - 600.(WANG Yongzhi, WANG Tiqiang, WANG Hai, et al. Geotechnical centrifuge progress and key technologies in China[J]. Journal of Seismological Research, 2020, 43(3): 592 - 600.(in Chinese))
- [19] ELSAWY M K, EL NAGGAR, CERATO A B, et al. Data reduction and dynamic p - y curves of helical piles from large-scale shake table tests[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2019, 145(10): 117 - 122.
- [20] JEANJEAN, PHILIPPE. Re-assessment of p - y curves for soft clays from centrifuge testing and finite element modeling[C]// Offshore Technology Conference. Houston, Texas: [s. n.], 2009: OTC - 20158 - MS.
- [21] CHOO Y W, KIM D. Experimental development of the relationship for large-diameter offshore monopiles in sands: Centrifuge tests[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2015, 142(1): 4015058.
- [22] 曹卫平, 夏冰, 赵敏, 等. 砂土中水平受荷斜桩的 p - y 曲线及其应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(3): 743 - 753.(CAO Weiping, XIA Bing, ZHAO Min, et al. p - y curves of laterally loaded batter piles in sand and its application[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, 37(3): 743 - 753.(in Chinese))
- [23] 唐亮, 刘书幸, 凌贤长, 等. 土体液化过程中桩-土动力相互作用 p - y 曲线模型[J]. 自然灾害学报, 2022, 31(2): 156 - 164.(TANG Liang, LIU Shuxing, LING Changxian, et al. Research on p - y curves of soil-pile dynamic interaction in liquefiable ground[J]. journal of natural disasters, 2022, 31(2): 156 - 164.(in Chinese))
- [24] 闫志晓, 李雨润, 王东升, 等. 覆水砂土场地中桥梁群桩基础地震响应离心试验研究[J]. 岩土力学, 2023, 44(3): 861 - 872.(YAN Zhixiao, LI Yurun, WANG Dongsheng, et al. Centrifugal experimental study on seismic response of bridge pile group foundation in overlaying water sandy field[J]. Rock and Soil Mechanics, 2023, 44(3): 861 - 872.(in Chinese))
- [25] 唐亮. 液化场地桩-土动力相互作用 p - y 曲线模型研究[博士学位论文][D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010.(TANG Liang. p - y model of dynamic pile-soil interaction in liquefying ground[Ph. D. Thesis][D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2010.(in Chinese))
- [26] 王睿, 张建民, 王刚. 砂土液化大变形本构模型的三维化及其数值实现[J]. 地震工程学报, 2013, 35(1): 91 - 97.(WANG Rui, ZHANG Jianmin, WANG Gang. Multiaxial formulation and numerical implementation of a constitutive model for the evaluation of large liquefaction-induced deformation[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2013, 35(1): 91 - 97.(in Chinese))
- [27] 孔德森, 陈永坡, 李纯杰, 等. 液化场地斜直交替群桩-土-桥梁结构动力响应特性分析[J]. 山东科技大学学报: 自然科学版, 2014, 3(5): 77 - 82.(KONG Desen, CHEN Yongpo, LI Chunjie, et al. Dynamic characteristics of inclined straight alternating pile group-soil-bridge structure in liquefied ground[J]. Journal of Shandong University of Science and Technology, 2014, 33(5): 77 - 82.(in Chinese))
- [28] 许成顺, 戴金, 豆鹏飞, 等. 液化场地-群桩-上部结构动力相互作用简化分析方法[J]. 地震工程与工程振动, 2020, 40(6): 25 - 35.(XU Chengshun, DAI Jin, DOU Pengfei, et al. Simplified analysis method for dynamic interaction of liquefied site-group pile-superstructure[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2020, 40(6): 25 - 35.(in Chinese))
- [29] JIANG H, WANG B X, BAI X Y, et al. Simplified expression of hydrodynamic pressure on deep water cylindrical bridge piers during earthquakes[J]. Journal of Bridge Engineering, 2017, 22(6): 04017014.
- [30] 李富荣, 陈国兴, 王志华. 考虑水压力影响的单柱式桥墩地震反应分析[J]. 地震工程与工程振动, 2008, 28(2): 114 - 121.(LI Furong, CHEN Guoxing, WANG Zhihua. Seismic responses of single-column pier considering the effects of hydrodynamic pressure[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2008, 28(2): 114 - 121.(in Chinese))
- [31] WANG R, ZHANG J M, WANG G. A unified plasticity model for large post-liquefaction shear deformation of sand[J]. Computers and Geotechnics, 2014, 59: 54 - 66.
- [32] 邹佑学, 王睿, 张建民. 砂土液化大变形模型在 FLAC^{3D} 中的开发与应用[J]. 岩土力学, 2018, 39(4): 1 525 - 1 534.(ZOU Youxue, WANG Rui, ZHANG Jianmin. Implementation of a plasticity model for large post-liquefaction deformation of sand in FLAC^{3D}[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(4): 1 525 - 1 534.(in Chinese))