

DOI: 10.11779/CJGE20230468

# 液化场地板桩挡土墙抗震性能及地震风险分析

邱志坚, 张雨欣, 古 泉

(厦门大学建筑与土木工程学院, 福建 厦门 361005)

**摘要:** 地震极易诱发饱和砂土液化及土体侧向大变形, 导致滨水区板桩挡土墙倾斜过大、甚至破坏。为了研究砂土液化对板桩挡土墙抗震性能及地震风险的影响, 采用一种新型的多屈服面弹塑性本构模拟饱和砂土地震液化特性, 考虑孔隙水与土颗粒的动力耦合效应, 建立液化场地板桩挡土墙试验的有限元分析模型。通过拟合 Ottawa 砂抗液化强度曲线和板桩挡土墙离心机试验数据, 验证了饱和砂土本构和有限元分析模型的准确性。基于试验验证后的计算模型, 选取了 100 条地震动记录作为模型输入, 考虑地震不确定性因素对板桩挡土墙抗震性能的影响, 从有效性、相关性、实用性和效益性等 4 个方面综合评价了 8 个常用的地震动强度指标, 并选择累积绝对速度(CAV)作为最优地震动强度参数。根据非线性动力响应分析结果, 构建了液化场地板桩挡土墙结构的易损性曲线和地震风险曲线, 在概率理论框架下分析了土体渗透率对板桩挡土墙结构地震风险的影响。通过引入地震风险分析方法, 可有效评估液化场地板桩挡土墙的抗震性能, 为类似的板桩结构抗震设防提供借鉴和参考。

**关键词:** 砂土液化; 本构模型; 板桩挡土墙; 地震风险分析; 渗透率

中图分类号: TU432 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2025)12-2613-09

作者简介: 邱志坚(1991—), 男, 博士, 主要从事饱和砂土液化本构模拟和岩土地震工程等方面研究工作。E-mail: ZhijianQiu@Xmu.edu.cn。

## Seismic performance and seismic risk assessment of sheet-pile retaining wall subjected to liquefaction

QIU Zhijian<sup>1</sup>, ZHANG Yuxin<sup>1</sup>, GU Quan<sup>1</sup>

(1. Department of Civil Engineering, School of Architecture and Civil Engineering, Xiamen University, Xiamen 361005, China)

**Abstract:** Earthquakes may trigger liquefaction in saturated sand, causing significant lateral deformations and posing a risk to retaining walls, especially in waterfront areas. To systematically investigate the impact of sand liquefaction on the seismic performance and risk of sheet-pile retaining walls, this study employs a novel multi-yield surface elasto-plastic constitutive model to simulate the liquefaction characteristics of saturated sandy soils during earthquakes. The dynamic coupling effect between pore water and soil particles is systematically considered, and a finite element model for a sheet-pile retaining wall test established is based on a centrifuge test configuration. The accuracy and effectiveness of the soil constitutive model and the finite element model are validated by matching the liquefaction strength curve of the Ottawa sand and centrifuge test results. A total of 100 ground motion records are selected as the base input to develop seismic fragility curves and seismic risk curves of the calibrated sheet-pile retaining wall model subjected to liquefaction-induced lateral spreading. In addition, the Cumulative Absolute Velocity (CAV) is identified as the optimal seismic intensity parameter based on the effectiveness, correlation, practicality, and proficiency. Ultimately, the influence of soil permeability on the seismic performance and seismic risk of the sheet-pile retaining wall is analyzed. Overall, the research outcome provides meaningful insights into the seismic design and mitigation measures of equivalent sheet-pile retaining structures in liquefiable sites.

**Key words:** sand liquefaction; constitutive model; sheet-pile retaining wall; seismic risk assessment; permeability

## 0 引言

板桩挡土墙因其结构简单、工程造价低、施工方

便、用料省、对复杂地质条件适应性较强等优点, 在国内外河道、滨海地区护岸工程中都得到了广泛的应

基金项目: 国家自然科学基金项目(52208371); 福建省自然科学基金项目(2022J05002) This work was supported by National Natural Science Foundation of China (Grant No. 52208371), and the Fujian Provincial Natural Science Foundation (Grant No. 2022J05002).

收稿日期(Received): 2023-05-29 修回日期(Revised): 2025-05-13 接受日期(Accepted): 2025-05-29 网络出版日期(Online): 2025-05-30

用<sup>[1-5]</sup>。由于板桩是薄壁结构, 抗弯能力有限, 在地震荷载作用下容易导致墙体屈服甚至破坏。如 1995 年日本神户 Hyogo-Ken 地震中<sup>[6]</sup>, 地震诱发饱和砂土液化, 导致板桩结构遭受严重破坏、钢板桩倾斜严重、挡土墙开裂沉陷等。中国是一个地震多发的国家, 河流、滨海地区广泛存在粉细砂, 在这种复杂的岸线条件下, 饱和砂质地基容易出现液化, 导致土体抗剪强度丧失并产生侧向流动, 造成板桩结构地震破坏。因此, 研究饱和砂质地基地震液化, 对于板桩挡土墙结构的抗震设防, 减轻液化场地板桩结构震害具有重要意义。

目前, 围绕板桩结构的抗震性能, 已有一些研究者开展了相关工作。刘永绣等<sup>[7-8]</sup>提出遮帘式和卸荷式深水板桩结构, 并结合某深水泊位板桩的优化设计, 进行了离心模型试验研究。蔡正银等<sup>[9]</sup>对遮帘式板桩各构件之间土压力的相互影响进行了离心机试验, 证实了遮帘桩可有效减小前墙所受到的土压力。崔冠辰等<sup>[10]</sup>研究了遮帘桩与前墙的距离及遮帘桩刚度对板桩结构变形的影响。刘文平等<sup>[11]</sup>对板桩结构进行三维数值模拟, 分析了水压力对前墙的影响。谭慧明等<sup>[12]</sup>对分离卸荷式板桩码头的地震反应进行数值模拟, 探究了不同峰值加速度下板桩墙、桩基及锚碇墙的弯矩情况。司海宝等<sup>[13]</sup>探讨了板桩结构与地基土体之间的相互作用、墙体变形、拉杆拉力变化及前墙土压力分布规律。蒋建平等<sup>[14]</sup>研究了加速度峰值对板桩弯矩、板桩剪力及拉杆拉力的影响规律。Finn 等<sup>[15]</sup>进行了板桩码头非线性动力反应研究, 分析了板桩挡土墙后侧饱和回填土的地震响应。Motamed 等<sup>[16]</sup>采用 1g 振动台试验对板桩挡土墙进行试验研究, 探析了土体液化对板桩结构变形的影响。总体而言, 板桩挡土墙的抗震性能研究成果较多, 但针对砂土液化引起的灾害研究相对较少。因此, 深入研究砂土液化及其震害对于保证板桩挡土墙结构的地震安全至关重要。

液化场地板桩挡土墙的地震反应是一个复杂的物理过程, 涉及土体孔压累积、侧向大变形、水-土动力耦合作用等。本文基于液化场地板桩挡土墙试验<sup>[17-19]</sup>, 建立非线性有限元计算模型, 采用新型的多屈服面弹塑性本构模拟砂土地震液化特性<sup>[20]</sup>, 考虑孔隙水与土颗粒的动力耦合效应<sup>[21]</sup>。通过拟合 Ottawa 砂抗液化强度曲线<sup>[22]</sup>和板桩挡土墙离心机试验数据<sup>[17-19]</sup>, 验证了饱和砂土本构和有限元计算模型的准确性。基于试验验证后的模型, 本文构建了板桩挡土墙结构的易损性曲线和地震风险曲线<sup>[22-26]</sup>, 探究液化场地板桩挡土墙结构的地震风险, 并在概率理论框架下分析土体渗透率对板桩挡土墙地震风险的影响。

## 1 饱和砂土液化本构模型

本文采用一种新型的多屈服面弹塑性本构<sup>[20]</sup>模拟饱和砂层的地震液化特性, 包括剪缩、剪胀及液化后土体侧向大变形(图 1)。该模型基于 OpenSees PDMY03 本构模型<sup>[27]</sup>, 采用 Lade-Duncan 破坏准则作为屈服函数<sup>[28]</sup>, 并改进了塑性流动规律, 能较好地模拟砂土的循环流动性和液化后土体大变形积累机制。

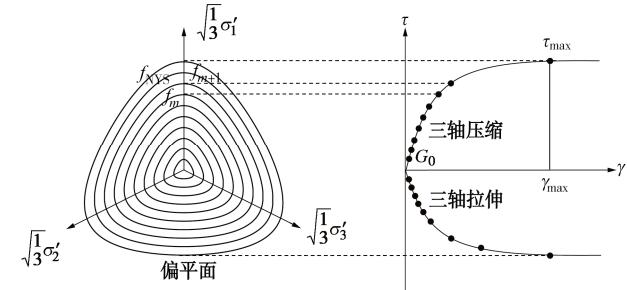


图 1 多屈服面弹塑性本构

Fig. 1 Multi-yield-surface elasto-plastic constitutive model

### 1.1 屈服函数

基于多屈服面塑性理论<sup>[20, 27]</sup>, 该本构的第  $m$  个屈服面定义为

$$f_m = \bar{J}_3 - \frac{1}{3}(\eta_m I_1) \bar{J}_2 + a_1(\eta_m I_1)^3 \quad (1)$$

式中:  $\eta_m$  为屈服面的大小, 满足  $0 < \eta_m < 1$ ;  $I_1$  为球应力; 参数  $a_1$  与摩擦角相关;  $\bar{J}_2$  和  $\bar{J}_3$  分别为第二和第三偏差应力不变量。本构模型的骨架曲线(即剪切应力  $\tau$ -应变  $\gamma$  关系)定义为

$$\tau = \frac{G\gamma}{1 + \gamma/\gamma_r} \quad (2)$$

式中:  $G = G_0(p'/p'_r)^d$  为剪切模量,  $G_0$  为小应变剪切模量,  $p'_r$  为参考有效围压;  $p'$  为有效围压;  $d$  为剪切模量随有效围压  $p'$  变化的系数; 参考剪切应变  $\gamma_r = \gamma_{\max} \tau_{\max} / (G\gamma_{\max} - \tau_{\max})$ , 其中  $\tau_{\max}$  为对应于剪切应变  $\gamma_{\max}$  的剪切强度(图 1)。

### 1.2 流动法则

模型采用非关联流动法则<sup>[20, 27]</sup>, 即塑性势函数与屈服函数不同。塑性势面( $\mathbf{P}$ )和屈服面外法线( $\mathbf{Q}$ )可以分解为球应力( $\mathbf{P}''$  和  $\mathbf{Q}''$ )和偏应力( $\mathbf{P}'$  和  $\mathbf{Q}'$ ), 即  $\mathbf{P} = \mathbf{P}'' + \mathbf{P}''\boldsymbol{\delta}$  和  $\mathbf{Q} = \mathbf{Q}' + \mathbf{Q}''\boldsymbol{\delta}$ 。模型偏应力定义为关联(即  $\mathbf{P}' = \mathbf{Q}'$ ), 而球应力定义为非关联(即  $\mathbf{P}'' \neq \mathbf{Q}''$ )。根据屈服函数(式(1)), 屈服面  $f_m$  的外法线为

$$\mathbf{Q} = \frac{\partial f_m}{\partial \boldsymbol{\sigma}} / \sqrt{\frac{\partial f_m}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \frac{\partial f_m}{\partial \boldsymbol{\sigma}}} \quad (3)$$

基于上一时步的应力状态( $p'_i$ ,  $\mathbf{s}_i$ ), 当前时步的偏应力  $\mathbf{s}_{i+1}$  和有效围压  $p'_{i+1}$  更新为

$$p'_{i+1} = p'_i + 3BP''L \quad , \quad (4)$$

$$s_{i+1} = s_i - 2GQ'L \quad . \quad (5)$$

式中:  $B$  为体积模量;  $L$  为塑性加载函数<sup>[27-28]</sup>。

### 1.3 砂土液化特性

为准确模拟饱和砂土液化特性及有效围压变化, 需在式(4)中合理定义  $P''$ 。如图 2 所示, 当剪应力位于相变面(PT)下方时, 剪缩法则<sup>[20]</sup>定义为

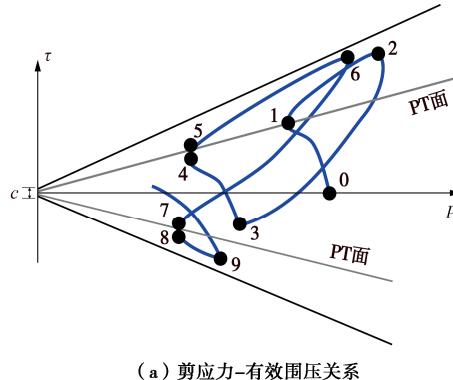
$$P'' = (c_1 + c_2 \gamma_c) (p'/p_a)^{c_3} (c_4 \eta_{OCT})^{c_5} \quad . \quad (6)$$

式中:  $c_1 \sim c_5$  为剪缩系数;  $\gamma_c$  为剪胀阶段所累积的塑性应变 (即图 2 中所有的  $\Delta\gamma_c$  进行累加);  $p_a$  为大气压强;  $\eta_{OCT}$  为八面体剪应力比。在本模型中, 相变面 (图 2) 假定为固定不变的<sup>[20, 27]</sup>。

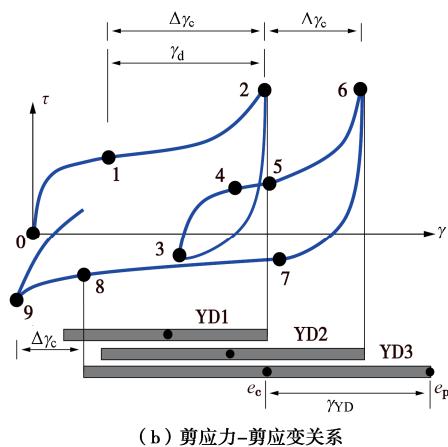
当剪应力位于 PT 面上方时, 剪胀法则<sup>[20]</sup>定义为

$$P'' = (d_1 + \gamma_d^{d_2}) (p'/p_a)^{-d_3} (\eta_{OCT})^{d_4} \quad . \quad (7)$$

式中:  $d_1 \sim d_4$  为剪胀系数;  $\gamma_d$  为单个剪胀阶段所累积的塑性应变 (图 2 中 1—2, 5—6 和 8—9 阶段)。



(a) 剪应力-有效围压关系



(b) 剪应力-剪应变关系

图 2 砂土本构模型示意图

Fig. 2 Illustration of sand constitutive model

随着剪缩与剪胀的交替作用, 颗粒间有效应力逐渐减小, 饱和砂土发生液化。当剪应力位于 PT 面上时 (即剪缩-剪胀转变阶段, 图 2 中 4—5, 7—8 阶段), 土体将出现液化后剪应变的累积。在此阶段, 剪应力和有效围压变化均很小, 可以假定  $P'' = 0$  进行计算<sup>[27]</sup>, 并在累积剪应变  $\gamma$  超出应变空间之前一直保持这个假设 (图 2)。应变空间<sup>[20, 27]</sup>的大小可定义为

$$\gamma_{YD} = \left( \frac{p'_{\max} - p'_n}{p'_{\max}} \right)^{0.25} \left[ y_1 (\eta_{OCT})^{y_2} \int_0^t \Delta\gamma_c + y_3 \text{oct}(e - e_p) \right] \quad . \quad (8)$$

式中:  $y_1 \sim y_3$  为液化后大变形系数;  $p'_{\max}$  为加载过程中经历的最大有效围压;  $p'_n$  为进入转变阶段时的有效围压;  $\Delta\gamma_c$  为所有剪胀阶段累积的剪应变 (如图 2 中的 1—2, 5—6 和 8—9 阶段);  $\text{oct}(e - e_p)$  为取非负值 (即  $\langle a \rangle = \max(a, 0)$ );  $\text{oct}(e - e_p)$  定义了  $e - e_p$  张量的八面体剪应变, 其中  $e$  为偏应变张量,  $e_p$  为卸载点处的偏应变张量 (如图 2 中的点 2, 6, 8)。

### 1.4 硬化法则

模型采用随动硬化法则模拟循环加载条件下砂土的滞回效应<sup>[20, 27]</sup>。当出现卸载时, 应力点  $s$  内所有的屈服面  $f_1, f_2, \dots, f_{m-1}$  将发生移动, 并与当前应力点  $s$  相切 (图 3)。

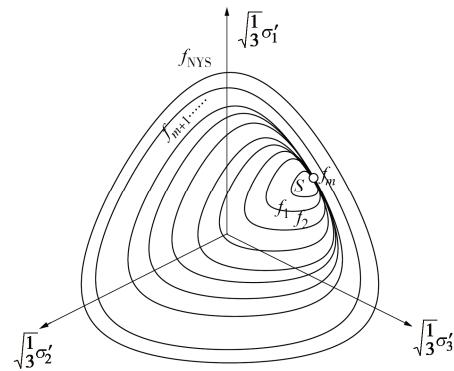


图 3 随动硬化法则

Fig. 3 Kinematic hardening rule

### 1.5 本构模型参数标定

本文采用饱和 Ottawa 砂不排水循环三轴试验<sup>[22]</sup>, 对饱和砂土本构进行参数标定 (表 1)。Ottawa 砂的相对密实度为  $D_r=65\%$ , 初始有效固结围压为 100 kPa, 渗透率为  $k=1.1 \times 10^{-4} \text{ m/s}$ <sup>[22]</sup>。为了保证数值计算的稳定性, 有效围压  $p'=0$  时的剪切强度  $c$  (图 2) 设定为 0.1 kPa<sup>[20, 27]</sup>。

表 1 砂土本构模型参数

Table 1 Sand model parameters

模型参数	参数取值
参考围压 $p'_r/\text{kPa}$	101
密度 $\rho/(\text{t} \cdot \text{m}^{-3})$	2.04
摩擦角 $\phi/(\text{°})$ , 相位角 $\phi_{PT}/(\text{°})$	40, 26
剪切模量 $G_0/\text{MPa}$	60
泊松比 $\nu$	0.4
刚度系数 $d$	0.5
最大剪应变 $\gamma_{\max}$	0.1
剪缩系数 $c_1, c_2, c_3, c_4, c_5$	0.15, 100, 0.1, 2, 1.1
剪胀系数 $d_1, d_2, d_3, d_4$	0.15, 3, 0.3, 2
大变形系数 $y_1, y_2, y_3$	1, 0.3, 3
有效围压 $p'=0$ 时的剪切强度 $c/\text{kPa}$	0.1

图 4 展示了不同循环应力比 (CSR) 作用下, 饱和 Ottawa 砂液化所需的振次。通过对模拟和试验的抗液化强度曲线可知, 本构模型能较好地拟合试验数据, 即随着循环应力比的减小, 所需振次均出现增加。图 4 对比了  $CSR = 0.2$  的数值模拟和试验偏应力-轴向应变关系。由图可知, 模拟的应力-应变曲线与试验结果接近, 表明了新型砂土本构模型的准确性和有效性。

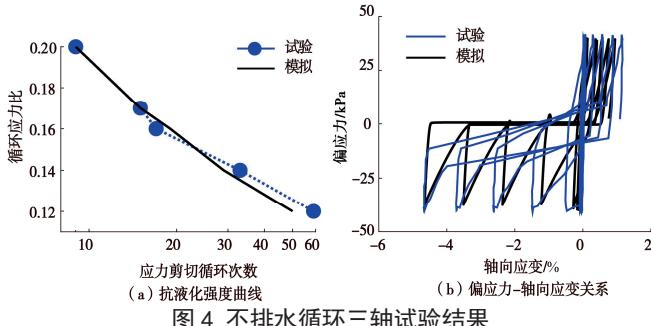


图 4 不排水循环三轴试验结果

Fig. 4 Results of undrained cyclic stress-controlled triaxial test

## 2 板桩挡土墙离心机试验数值模拟

图 5 展示了液化场地板桩挡土墙离心机试验<sup>[17-19]</sup>。模型总长为 20 m, 挡土墙后侧的可液化土层厚度为 4 m, 长度为 13 m。挡土墙前侧的液化层厚度为 1 m, 长度为 7 m。上覆可液化土层为 Ottawa 砂, 相对密实度为  $D_r = 65\%$ 。液化土层下方为 1 m 厚的密砂, 相对密实度为  $D_r = 90\%$ 。钢板桩宽为 0.1 m, 总长为 4.5 m, 桩尖位于密砂层的中部。

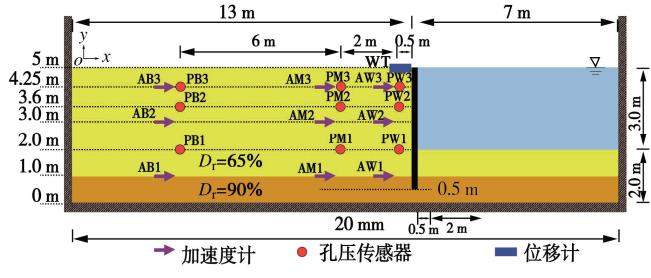


图 5 离心机试验示意图

Fig. 5 Schematic diagram of centrifuge test

离心机试验模型放置于刚性的容器, 共有 3 列传感器记录钢板桩后侧可液化砂层的加速度 (AB1~AB3, AM1~AM3, AW1~AW3) 和孔隙水压力 (PB1~PB3, PM1~PM3, PW1~PW3)。另有一个位移传感器 (WT) 观测桩顶的侧向位移。底部激励由 1 Hz 主频率的正弦波组成, 最大加速度接近  $0.2g$ , 如图 6 所示。

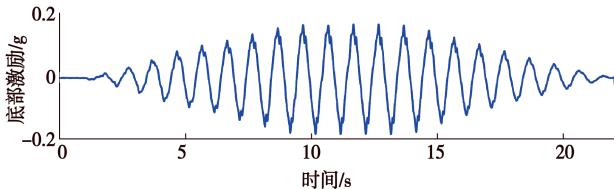


图 6 底部激励

Fig. 6 Base excitation

### 2.1 有限元模型

基于上述离心机试验 (图 5) 和 OpenSees<sup>[29]</sup>计算平台, 本文建立了二维非线性有限元模型 (图 7), 并采用四节点平面应变单元 (quadUP) 和土颗粒-水完全耦合  $u-p$  公式模拟饱和土体位移和孔压, 其中  $u$  为孔压,  $p$  为土体有效围压。上覆可液化土层的模型参数见表 1。底部密砂  $D_r=90\%$  的参数假定为  $\rho = 2.2$  t/m<sup>3</sup>,  $\phi = 46^\circ$ ,  $c_1 = 0.015$ ,  $c_2 = 200$ ,  $c_4 = 1.5$ ,  $d_1 = 0.55$ ,  $d_2 = 3$ ,  $d_4 = 1.5$ ,  $y_2 = 3$ ,  $y_3 = 0$ , 其余参数与上覆土层相同 (表 1)。钢板桩处理为弹性梁-柱单元 (elasticBeam Column), 弹性模量为 200 GPa。桩和土体单元平面外尺寸均为 1 m, 两者采用 equalDOF 约束进行连接<sup>[29]</sup>。

非线性动力反应分析采用 Krylov 算法和 Newmark 积分方法, 积分参数为  $\gamma = 0.6$  和  $\beta = 0.30$ 。收敛准则基于能量增量, 允许误差为  $10^{-5}$ 。由于土体非线性剪切应力-应变滞回线会产生较大的阻尼效应, 本文采用一个较小的黏性阻尼来保证数值求解的稳定性 (即与初始刚度<sup>[29]</sup>相关的阻尼系数  $\alpha_k = 0.001$ )。

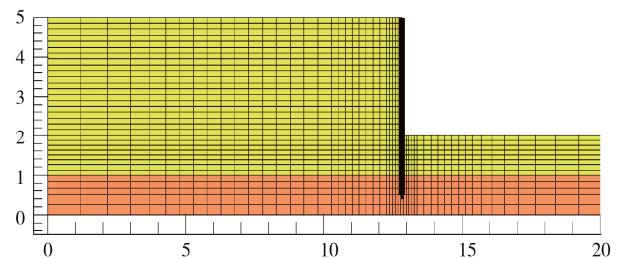


图 7 有限元模型

Fig. 7 Finite element model

### 2.2 试验与模拟结果

图 8 对比了板桩后侧可液化土层超孔压时程曲线。由图可知, 数值模拟结果与实测加速度几乎一致。此外, 在浅层位置 (如 AB3, AM3, AW3), 模拟结果与实测数据均出现了加速度尖峰。这是由于浅层土体围压小, 易产生剪胀, 因此加速度“尖峰”在浅层土体中较为明显。

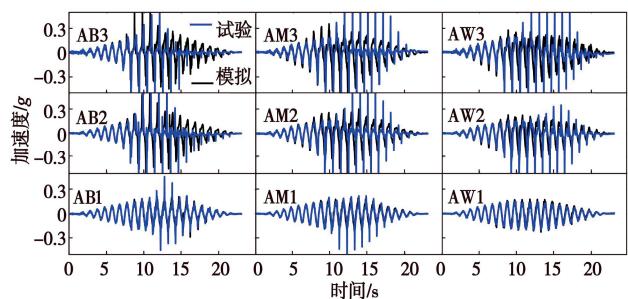


图 8 加速度时程

Fig. 8 Acceleration time history

图 9 对比了板桩后侧超静孔隙水压时程曲线。总体而言, 模拟结果与观测数据接近。由于砂土排水性能较差(即渗透率较低), 受剪时超孔压会逐渐累积, 并于第 7 秒达到峰值。随后, 超孔压突然下降, 产生了与加速度“尖峰”一致的向下“尖峰”。出现向下“尖峰”的主要原因是土体发生剪胀作用, 吸收了孔隙水, 导致孔压迅速下降。

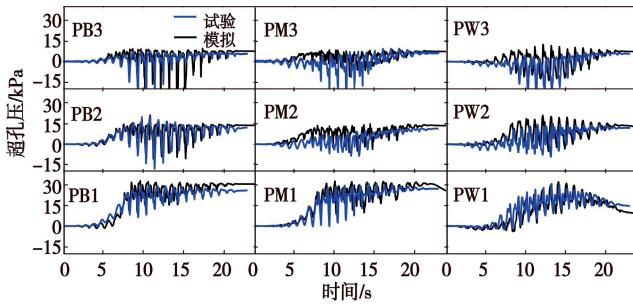


图 9 超孔压时程

Fig. 9 Excess pore pressure time history

图 10 给出了数值模拟和试验的桩顶位移时程曲线。由于土体超孔压的累积和有效应力的下降, 桩顶侧向位移在 7 s 时开始逐渐增大。在震动结束时, 计算的残余桩顶位移与实测值吻合, 表明了新型砂土本构和非线性有限元计算模型的准确性和可靠性。

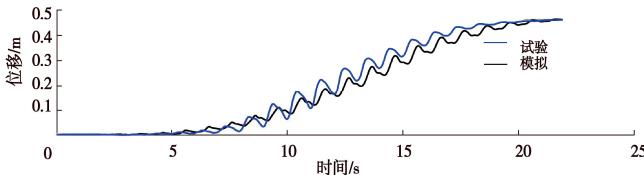


图 10 桩顶侧向位移时程

Fig. 10 Pile head lateral displacement time history

### 3 地震风险分析

地震风险分析涵盖结构易损性和地震危险性<sup>[23-26]</sup>, 能较全面地反映液化场地板桩挡土墙的抗震性能。易损性分析需要基于合适的有限元模型、选取符合条件的地震波、采用线性回归法建立概率地震需求模型(PSDM)<sup>[30]</sup>, 表达式为

$$\ln(S_D) = \ln(a) + b \ln(\text{IM}) \quad (9)$$

式中:  $S_D$  为地震需求;  $a$  和  $b$  为线性回归的两个参数。通过预先定义极限状态  $S_c$ , 可计算出地震动强度  $\text{IM}$  作用下结构的损伤超越概率  $P(S_D \geq S_c | \text{IM})$ :

$$P(S_D \geq S_c | \text{IM}) = \Phi \left[ \frac{\ln(S_D) - \ln(S_c)}{\sqrt{\beta_{D/\text{IM}}^2 + \beta_c^2}} \right] \quad (10)$$

式中:  $\Phi[\cdot]$  为标准正态分布函数;  $\beta_{D/\text{IM}}$  为地震需求离散程度;  $\beta_c$  表示  $S_c$  的离散程度。

地震风险  $H_{\text{LS}}$  表示结构损伤发生时的年均超越概

率<sup>[26]</sup>,

$$H_{\text{LS}} = k_0 \left( \frac{a}{S_c} \right)^{\frac{1}{b}} \exp \left[ \frac{1}{2} k^2 \left( \frac{\beta_{D/\text{IM}}^2 + \beta_c^2}{b^2} \right) \right] \quad (11)$$

式中:  $k_0$ ,  $k$  为与地震动强度有关的参数<sup>[26]</sup>,

$$k = \frac{\ln(v_{\text{DBE}} / v_{\text{MCE}})}{\ln(\text{IM}_{\text{MCE}} / \text{IM}_{\text{DBE}})} \quad , \quad (12)$$

$$\ln(k_0) = \ln[v_{\text{DBE}} (\text{IM}_{\text{DBE}})^k] \quad . \quad (13)$$

式中:  $v_{\text{DBE}}$  和  $v_{\text{MCE}}$  为板桩挡土墙场地中震和大震的年均超越概率;  $\text{IM}_{\text{DBE}}$  和  $\text{IM}_{\text{MCE}}$  为相应的地震动强度。

#### 3.1 地震波的选取

为充分考虑地震不确定性因素对板桩挡土墙结构抗震性能的影响, 本文从美国太平洋地震工程研究中心(PEER NGA)的数据库中选择了 100 条地震动记录进行非线性动力时程分析, 包含了 20 个近断层地震动(震中距  $R < 15 \text{ km}$ , 即图 11 中的 Near)和 80 个远场地震动( $R > 15 \text{ km}$ )。如图 11 所示, 所选地震动覆盖较广, 矩震级  $M_w$  介于 5.8~7.2, 震中距  $R$  介于 0~60 km, 对板桩挡土墙场地具备一定的适用性。

根据震中距  $R$  和矩震级  $M_w$  的相对大小, 本文将地震动记录分为 5 组高、低矩震级(LM、SM)和大、小震中距(LR, SR), 以及近断层地震动(Near), 如图 11 所示。其中, 高矩震级、大震中距(LMLR), 高矩震级、小震中距(LMSR), 低矩震级、大震中距(SMLR)和低矩震级、小震中距(SMSR)均为 20 条。

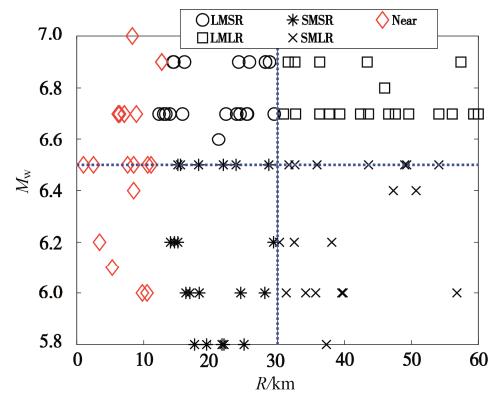


图 11 地震动记录

Fig. 11 Ground motion records

#### 3.2 最优地震动强度指标

合理的 IM 可以有效降低 PSDM 的不确定性, 能更好反映地震动特性对地震损伤指标  $S_D$  的影响。选择最优的 IM 需要综合评价其相关性、有效性、实用性、效益性等<sup>[31-34]</sup>, 以保证 IM 的可信度。为确定最优的 IM, 本文评估了 8 个常用的 IM(表 2), 分别为 PGA, PGV, PGD, CAV, CAV<sub>5</sub>, CAD, IA 和 SED。

(1) 相关性(拟合优度  $R^2$ )体现了地震需求  $S_D$  与线性回归模型之间的拟合程度。通常  $R^2$  的取值范围

为 0~1, 数值越接近 1 表明相关性越好。

表 2 地震度强度指标

Table 2 Seismic intensity index

地震动强度指标 IM	定义
峰值加速度 PGA/g	$\max[a(t)]$ , $a(t)$ 为加速度时程
峰值速度 PGV/(m·s <sup>-1</sup> )	$\max[v(t)]$ , $v(t)$ 为速度时程
峰值位移 PGD/m	$\max[D(t)]$ , $D(t)$ 为位移时程
累积绝对速度	$\int_0^{T_D}  a(t)  dt$ , $T_D$ 为震动时长
CAV/(m·s <sup>-1</sup> )	
超越 0.05 m/s <sup>2</sup> 的累积	$\int_0^{T_D} \langle \chi \rangle  a(t)  dt$
绝对速度 CAV <sub>s</sub> /(m·s <sup>-1</sup> )	$\langle \chi \rangle = \begin{cases} 1 & ( a(t)  \geq 0.05 \text{ m/s}^2) \\ 0 & ( a(t)  < 0.05 \text{ m/s}^2) \end{cases}$
累积绝对位移 CAD/m	$\int_0^{T_D}  v(t)  dt$
Arias 强度 IA	$(\pi/2g) \int_0^{T_D}  a^2(t)  dt$
能量密度 SED	$\int_0^{T_D}  v^2(t)  dt$

(2) 有效性( $\beta_{D/IM}$ )体现了地震需求  $S_D$  的离散程度。越小的  $\beta_{D/IM}$  表示 PSDM 的不确定性越小, IM 就越有效, 保证了概率地震需求计算的精度。

(3) 实用性( $b$ )体现了 IM 与地震需求  $S_D$  之间是否存在直接相关性。较小的  $b$  值表示 IM 的实用性较低。如果一个地震指标不实用, 则地震需求  $S_D$  与该 IM 之间没有直接依赖关系。

(4) 效益性( $\beta_{D/IM}/b$ )综合考虑了有效性和实用性这两个地震动强度指标。一般  $\beta_{D/IM}/b$  的值越小, 相应 IM 的效益性越高。

图 12 统计了 8 个地震动强度 IM 的相关性、有效性、实用性和效益性。由图可知, 采用 CAV 作为 IM 是最有效( $\beta_{D/IM}$  小)、最实用( $b$  小)、最有效益性( $\beta_{D/IM}/b$ ), 且给出的相关性( $R^2$ )最高。因此, 本文选用 CAV 作为地震动强度参数, 并展开后续的板桩挡土墙结构地震风险分析。图 13 建立了概率地震需求模型, 即残余桩顶位移在对数坐标系中的线性拟合, 可以看出  $\ln(CAV)$  与  $\ln(S_D)$  具有较强的相关性。

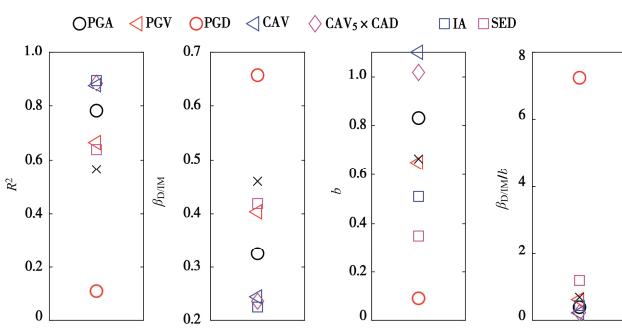


图 12 最优 IM 的选择

Fig. 12 Selection of optimal IM

### 3.3 易损性曲线

本文采用的钢板桩挡土墙结构具有较大的刚度, 因此在分析中假定该结构的响应为弹性。根据国际航

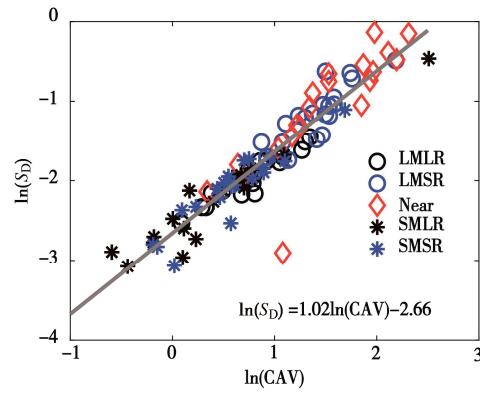


图 13 概率地震需求模型

Fig. 13 Probabilistic seismic demand model

运协会《港口结构抗震设计指南》<sup>[35]</sup>, 即 PIANC 《Harbor Approach Channels-Design Guidelines》, 当板桩挡土墙结构转角超过 3° 时即会出现破坏。基于这一破坏状态, 本文定义损伤指标  $S_C$  为残余桩顶位移 0.24 m = 桩长 4.5 m × tan3°。此外, 由于土体渗透率会影响超孔压累积和液化后剪切大变形<sup>[36]</sup>, 本文进一步探究了不同渗透率对板桩挡土墙结构易损性的影响。除了标定的材料参数(表 1)外, 选取了 3 个更大的渗透率值<sup>[36]</sup>  $k$  分别为  $1.1 \times 10^{-3}$  m/s(砂质砾),  $1.1 \times 10^{-2}$  m/s(粗砾),  $1 \times 10^{-1}$  m/s(砾石)。

采用上述 100 条地震动记录作为有限元模型的底部激励(图 11), 对液化场地板桩挡土墙结构进行非线性动力时程分析, 并得到不同渗透率影响下板桩结构的地震响应。基于有限元计算结果, 本文建立了不同渗透率影响下的概率地震需求模型(图 14)。

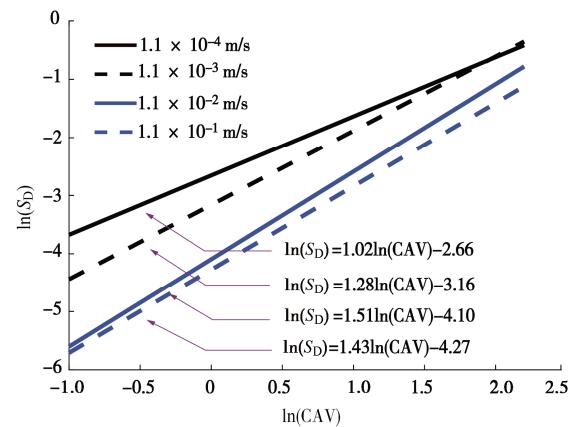


图 14 不同渗透率影响下的概率地震需求模型

Fig. 14 Probabilistic seismic demand model with influences of various permeability coefficients

可以看出, 随着渗透率的增大, 板桩结构的地震需求显著降低, 表明结构抵抗地震破坏的能力更强。最后, 根据式(10)和定义的损伤指标  $S_C$ , 可以得到不同渗透率影响下的板桩结构地震易损性曲线(图 15)。由图可知, 板桩结构的损伤超越概率随 CAV 的增大而增大, 并且受不同渗透率影响的损伤概率增长趋势相似。此外, 随着渗透率的增大, 土层超孔压和

液化后的大变形累积减少<sup>[36]</sup>, 导致板桩顶部残余位移和损伤概率降低。例如, 当  $CAV = 6 \text{ m/s}$  时, 渗透率  $k = 1.1 \times 10^{-4} \text{ m/s}$  对应的损伤概率接近 1, 然而  $k = 1.1 \times 10^{-2} \text{ m/s}$  对应的损伤概率仅为 0.55。

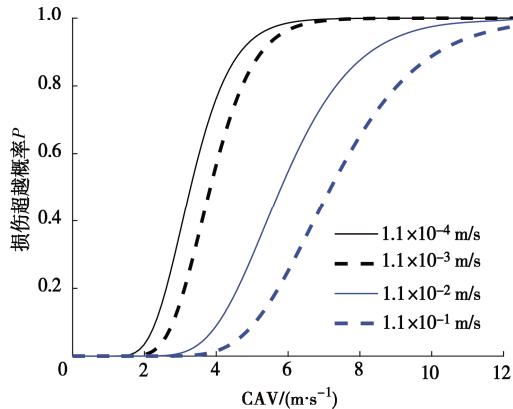


图 15 不同渗透率影响下的易损性曲线

Fig. 15 Seismic fragility curves with influences of various permeability coefficients

### 3.4 地震风险曲线

地震风险体现了板桩挡土墙结构超越某一损伤状态的年均发生概率  $H_{LS}$  (式 (11))。本文假定板桩挡土墙所在场地的地震动设计参数<sup>[37]</sup>为中震  $v_{DBE} = 1/247$ 、 $IM_{DBE} = 0.2g$  和大震  $v_{MCE} = 1/2475$ 、 $IM_{MCE} = 0.38g$ 。根据式 (11), 图 16 比较了不同渗透率影响下的地震风险曲线  $H_{LS}$ 。由图 16 可知, 随着桩顶位移  $S_D$  的增加, 板桩结构的年均超越概率显著减小, 即地震作用下越难出现超越  $S_D$  的情况。此外, 随着渗透率的增大, 板桩挡土墙结构的损伤概率降低, 年均超越概率也随之降低。例如, 在达到预先定义的损伤指标  $S_C = 0.24 \text{ m}$  时,  $k = 1.1 \times 10^{-4} \text{ m/s}$  所对应的年均超越概率分别是  $k$  为  $1.1 \times 10^{-2}$ ,  $1.1 \times 10^{-1} \text{ m/s}$  的 12 倍和 18 倍。综上所述, 针对液化场地板桩挡土墙的地震风险分析, 需考虑土层渗透率的影响 (如土的质地、结构、孔隙、剖面构型等因素)。

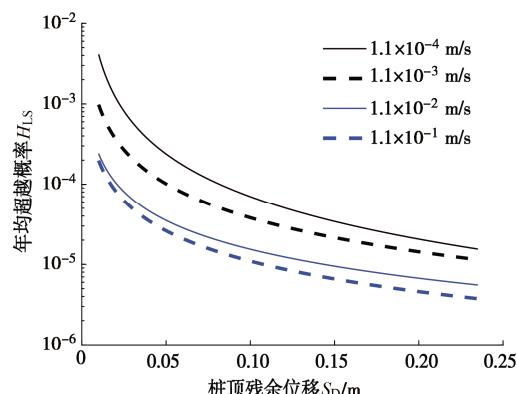


图 16 不同渗透率影响下的地震风险曲线

Fig. 16 Seismic risk curves with influences of various permeability coefficients

## 4 结 论

(1) 新型砂土本构能准确模拟 Ottawa 砂抗液化强度曲线和应力-应变关系。将标定后的本构参数应用于板桩挡土墙离心机试验模拟中, 能合理地预测土体超孔压、加速度以及桩顶的位移时程, 证明了砂土液化本构和有限元分析模型的准确性和有效性。

(2) 通过综合评价地震动强度指标  $IM$  与桩顶残余位移之间的有效性、相关性、实用性和效益性, 表明累积绝对速度 (CAV) 是最优的地震动强度指标。因此, 采用 CAV 作为地震动强度指标  $IM$ , 可以更准确地预测板桩挡土墙的响应和抗震性能, 从而提高相关地震风险分析的准确性和可信度。

(3) 板桩挡土墙结构的损伤概率随 CAV 的增大而增大, 且不同渗透率下的损伤概率增长趋势相似。渗透率的增大会减少饱和砂土超孔压和液化后大变形的积累, 从而导致板桩挡土墙结构的顶部位移减少和损伤概率降低。在  $CAV = 6 \text{ m/s}$  的情况下, 渗透率  $k = 1.1 \times 10^{-4} \text{ m/s}$  对应的损伤概率接近 1, 而  $k = 1.1 \times 10^{-2} \text{ m/s}$  仅达到 0.55。

(4) 地震风险曲线在不同渗透率影响下的变化趋势相似, 而且随着渗透率的增大, 板桩结构的年均超越概率也随之降低。此外, 随着桩顶位移的增加, 板桩的年均超越概率显著减小。当桩顶位移达到损伤指标值  $S_C = 0.24 \text{ m}$  时, 渗透率  $k = 1.1 \times 10^{-4} \text{ m/s}$  所对应的年均超越概率分别是  $1.1 \times 10^{-2}$ ,  $1.1 \times 10^{-1} \text{ m/s}$  的 12 倍, 18 倍。因此, 针对液化场地板桩挡土墙的地震风险分析, 需合理考虑可液化土体渗透率的影响 (如土的质地、结构、孔隙、剖面构型等因素), 以确保对液化风险做出准确和全面的评价。

**利益冲突声明/Conflict of Interests:** 所有作者声明不存在利益冲突。All authors disclose no relevant conflict of interest.

**作者贡献/Authors' Contributions:** 邱志坚执行数值模拟与地震动筛选, 张雨欣负责模型校核与结果整理, 古泉提供技术支持与风险分析辅助。所有作者均阅读并同意最终稿件的提交。The numerical simulations and ground motion selection were performed by QIU Zhijian. The model verification and results organization were carried out by ZHANG Yuxin. Technical support and assistance in seismic risk analysis were provided by GU Quan. All the authors have read the last version of manuscript and consented for submission.

## 参考文献:

- [1] 边超, 于连娜. 地连墙板桩码头结构研究探讨 [J]. 中国水运, 2021(1): 93-95. (BIAN Chao, YU Lianna. Research

- and discussion on the structure of diaphragm wall pile wharf[J]. China Water Transport, 2021(1): 93-95. (in Chinese))
- [2] 蔡正银, 侯 伟. 单锚板桩结构的工作机理研究[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(1): 29-34. (CAI Zhengyin, HOU Wei. Mechanism of sheet-pile structure with a single anchorage[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, 37(1): 29-34. (in Chinese))
- [3] 蔡正银. 板桩结构土压力理论的创新发展[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(2): 201-220. (CAI Zhengyin. Innovation and development of earth pressure theories for sheet-pile structures[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, 42(2): 201-220. (in Chinese))
- [4] 祁泽鹏. 菲律宾某板桩码头抗震设计[J]. 港工技术, 2022, 59(3): 59-62. (QI Zepeng. Seismic design of a sheet pile wharf in Philippines[J]. Port Engineering Technology, 2022, 59(3): 59-62. (in Chinese))
- [5] 姚慧敏. 板桩式挡土墙在渤海新区沿海水利工程中的应用 [J]. 河北水利, 2019(11): 46-47. (YAO Huimin. Application of sheet pile retaining wall in coastal water conservancy project of Bohai New Area[J]. Hebei Water Resources, 2019(11): 46-47. (in Chinese))
- [6] PARK R, BILLINGS I J, CLIFTON G C, et al. The hyogo-Ken Nanbu earthquake (the great hanshin earthquake) of 17 January 1995[J]. Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 1995, 28(1): 1-98.
- [7] 刘永绣. 板桩码头向深水化发展的方案构思和实践: 遮帘式板桩码头新结构的开发[J]. 港工技术, 2005, 42(增刊 1): 12-15. (LIU Yongxiu. Design conception and practice of building sheet pile wharfs in deep waters-development of A new structure of covered type of sheet pile wharf[J]. Port Engineering Technology, 2005, 42(S1): 12-15. (in Chinese))
- [8] 刘永绣, 吴荔丹, 徐光明, 等. 遮帘式板桩码头工作机制[J]. 水利水运工程学报, 2006(2): 8-12. (LIU Yongxiu, WU Lidan, XU Guangming, et al. Working mechanism of sheet pile wharf with barrier piles[J]. Hydro-Science and Engineering, 2006(2): 8-12. (in Chinese))
- [9] 蔡正银, 徐光明, 曾友金, 等. 遮帘式板桩码头土压力离心模型试验研究[J]. 港工技术, 2005(增刊 1): 51-55. (CAI Zhengyin, XU Guangming, ZENG Youjin, et al. Experimental study of centrifugal models to test earth pressure on covered sheet pile wharfs[J]. Port Engineering Technology, 2005(S1): 51-55. (in Chinese))
- [10] 崔冠辰, 蔡正银, 李小梅, 等. 遮帘式板桩码头工作机制初探[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(4): 762-766. (CUI Guanchen, CAI Zhengyin, LI Xiaomei, et al. Preliminary investigation on working mechanism of covered sheet-pile wharfs[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(4): 762-766. (in Chinese))
- [11] 刘文平, 郑颖人, 蔡正银, 等. 遮帘式板桩码头结构有限元分析[J]. 岩土工程学报, 2010, 32(4): 573-577. (LIU Wenping, ZHENG Yingren, CAI Zhengyin, et al. Finite element method for covered sheet pile wharfs[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, 32(4): 573-577. (in Chinese))
- [12] 谭慧明, 梅涛涛, 焦志斌. 地震特性对新型分离卸荷式板桩码头动力响应的影响[J]. 土木工程学报, 2014, 47(增刊 2): 247-253. (TAN Huiming, MEI Taotao, JIAO Zhibin. Influence of seismic characteristics on dynamic response of a new type of separated unloading sheet pile wharf[J]. China Civil Engineering Journal, 2014, 47(S2): 247-253. (in Chinese))
- [13] 司海宝, 蔡正银, 俞 璟. 遮帘式板桩码头结构与土共同作用 3D 数值模拟分析[J]. 土木工程学报, 2012, 45(5): 182-190. (SI Haibao, CAI Zhengyin, YU Jin. 3D Numerical modeling of pile-soil interaction for covered sheet-piled wharf[J]. China Civil Engineering Journal, 2012, 45(5): 182-190. (in Chinese))
- [14] 蒋建平, 刘春林, 蒋宏鸣. 遮帘式板桩码头三维地震动响应[J]. 上海海事大学学报, 2013, 34(1): 28-35. (JIANG Jianping, LIU Chunlin, JIANG Hongming. 3D seismic dynamic response of covered sheet-piled wharf[J]. Journal of Shanghai Maritime University, 2013, 34(1): 28-35. (in Chinese))
- [15] FINN W D L, WU G, YOSHIDA N. Seismic response of sheet pile walls[C]// Proceedings of the 10th World Conference on Earthquake Engineering, Madrid, 1992: 1689-1694.
- [16] MOTAMED R, TOWHATA I. Shaking table model tests on pile groups behind quay walls subjected to lateral spreading[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, 136(3): 477-489.
- [17] KORRE E, ABDOUN T, ZEGHAL M. Effect of soil-structure interaction on sand deposits supported by a sheet-pile wall under liquefied conditions[C]// 10th International Conference on Physical Modelling in Geotechnics, Daejeon, 2022.
- [18] BASU D, PRETELL R, MONTGOMERY J, et al. Investigation of key parameters and issues in simulating

- centrifuge model tests of a sheet-pile wall retaining a liquefiable soil deposit[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2022, **156**: 107243.
- [19] PEREZ K, REYES A, TAIEBAT M. Roles of pre- and post-liquefaction stages in dynamic system response of liquefiable sand retained by a sheet-pile wall[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2023, **171**: 107937.
- [20] QIU Z. Computational Modeling of Ground-bridge Seismic Response and Liquefaction Scenarios[D]. San Diego: University of California, San Diego, 2020.
- [21] CHAN A H C. A Unified Finite Element Solution to Static and Dynamic Problems of Geomechanics[D]. Swansea: Swansea University, 1988.
- [22] QIU Z J, ELGAMAL A. Numerical simulations of LEAP centrifuge tests for seismic response of liquefiable sloping ground[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2020, **139**: 106378.
- [23] LUPOI A, FRANCHIN P, SCHOTANUS M. Seismic risk evaluation of RC bridge structures[J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2003, **32**(8): 1275-1290.
- [24] PADGETT J E, DESROCHES R, NILSSON E. Regional seismic risk assessment of bridge network in Charleston, south Carolina[J]. *Journal of Earthquake Engineering*, 2010, **14**(6): 918-933.
- [25] 吕大刚, 刘洋, 于晓辉. 第二代基于性能地震工程中的地震易损性模型及正逆概率风险分析[J]. *工程力学*, 2019, **36**(9): 1-11, 24. (LÜ Dagang, LIU Yang, YU Xiaohui. Seismic fragility models and forward-backward probabilistic risk analysis in second-generation performance-based earthquake engineering[J]. *Engineering Mechanics*, 2019, **36**(9): 1-11, 24. (in Chinese))
- [26] BRADLEY B A, DHAKAL R P, CUBRINOVSKI M, et al. Improved seismic hazard model with application to probabilistic seismic demand analysis[J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2007, **36**(14): 2211-2225.
- [27] KHOSRAVIFAR A, ELGAMAL A, LU J C, et al. A 3D model for earthquake-induced liquefaction triggering and post-liquefaction response[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2018, **110**: 43-52.
- [28] LADE P V, DUNCAN J M. Elastoplastic stress-strain theory for cohesionless soil[J]. *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, 1975, **101**(10): 1037-1053.
- [29] MCKENNA F, SCOTT M H, FENVES G L. Nonlinear finite-element analysis software architecture using object composition[J]. *Journal of Computing in Civil Engineering*, 2010, **24**(1): 95-107.
- [30] CORNELL C A, JALAYER F, HAMBURGER R O, et al. Probabilistic basis for 2000 SAC federal emergency management agency steel moment frame guidelines[J]. *Journal of Structural Engineering*, 2002, **128**(4): 526-533.
- [31] SUN P G, HUANG D R, DU S L. Improving soil liquefaction prediction through an extensive database and innovative ground motion characterization: a case study of Port Island liquefied site[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2023, **165**: 107696.
- [32] PADGETT J E, NIELSON B G, DESROCHES R. Selection of optimal intensity measures in probabilistic seismic demand models of highway bridge portfolios[J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2008, **37**(5): 711-725.
- [33] 蒋家卫, 许成顺, 杜修力, 等. 浅埋地铁车站地下框架结构抗震设计的最优地震动强度指标[J]. *岩土工程学报*, 2023, **45**(2): 318-326. (JIANG Jiawei, XU Chengshun, DU Xiuli, et al. Optimal index of earthquake intensity measures for seismic design of underground frame structure of shallow-buried subway station[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2023, **45**(2): 318-326. (in Chinese))
- [34] 邓晖, 付志旭, 傅冠翔, 等. 超高层混合结构增量动力分析的地震动强度指标[J]. *土木与环境工程学报(中英文)*, 2021, **43**(3): 109-118. (DENG Hui, FU Zhixu, FU Guanxiang, et al. Seismic intensity index for incremental dynamic analysis of super high-rise hybrid structures[J]. *Journal of Civil and Environmental Engineering*, 2021, **43**(3): 109-118. (in Chinese))
- [35] MCBRIDE M, BOLL M, BRIGGS M. Harbour approach channels-design guidelines[C]// PIANC, The World Association for Waterborne Transport Infrastructure, Brussels, 2014.
- [36] HE L C, RAMIREZ J, LU J C, et al. Lateral spreading near deep foundations and influence of soil permeability[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2017, **54**(6): 846-861.
- [37] 万华平, 卫志成, 苏雷, 等. 考虑桩径效应的桥梁结构地震风险分析[J]. *振动与冲击*, 2021, **40**(15): 224-231. (WAN Huaping, WEI Zhicheng, SU Lei, et al. Seismic risk analysis of bridge structure considering pile diameter effect[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2021, **40**(15): 224-231. (in Chinese))