

DOI: 10.11779/CJGE202103013

# 一维场地地震反应非线性有效应力分析法及其验证

王彦臻<sup>1, 2</sup>, 赵丁凤<sup>3</sup>, 陈国兴<sup>1, 2</sup>, 梁珂<sup>1, 2</sup>

(1. 南京工业大学岩土工程研究所, 江苏 南京 210009; 2. 江苏省土木工程防震技术研究中心, 江苏 南京 210009;  
3. 中交上海航道勘察设计研究院有限公司, 上海 200120)

**摘要:** 液化所致的土体软化会影响地震运动规律, 需进行有效应力分析以确定可液化场地的设计地震动参数。本文提出一种弱耦合形式的场地反应有效应力分析法。此方法将土的非线性滞回模型与剪切-体积应变耦合的孔压增量模型相结合, 建立了循环加载过程中循环刚度退化与超静孔隙水压力增长的耦合关系; 基于 ABAQUS 显式求解器开发了相应的材料子程序。该方法被用于模拟日本强震台阵非液化和液化场地的地震反应分析, 在不同深度的水平地震动模拟和记录之间显示出很好的一致性: 计算与记录的非液化场地井下台阵的地表峰值加速度仅相差 2.6% (弱震) 和 11.8% (中强震); 计算与记录的液化场地井下台阵在设置强地震仪深度处的土层峰值加速度的差异均在 5% 以内, 且计算与记录的非液化和液化场地的谱加速度曲线吻合度较好。对比专业软件 DEEPSOIL V6.0 计算的强震台阵液化场地地震反应的结果, 本文方法能更好地模拟高频地震波在多层液化土层中的传播以及液化土层的非线性放大与滤波效应。

**关键词:** 场地反应; 地震; 液化; 有效应力分析; 非线性滞回模型; 孔压增量模型

中图分类号: TU411 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2021)03-0502-09

作者简介: 王彦臻(1990—), 男, 博士研究生, 主要从事城市地下结构抗震研究。E-mail: soledadwang@163.com。

## A new nonlinear effective stress method for one-dimensional seismic site response analysis and its validation

WANG Yan-zhen<sup>1, 2</sup>, ZHAO Ding-feng<sup>3</sup>, CHEN Guo-xing<sup>1, 2</sup>, LIANG Ke<sup>1, 2</sup>

(1. Institute of Geotechnical Engineering, Nanjing Tech University, Nanjing 210009, China; 2. Civil Engineering & Earthquake Disaster Prevention Center of Jiangsu Province, Nanjing 210009, China; 3. Shanghai Waterway Engineering Design and Consulting Co., Ltd., Shanghai 200120, China)

**Abstract:** Given modification of earthquake motions due to liquefaction-induced soil softening, the effective stress analysis should be conducted to develop the site-specific design ground motion parameters at liquefiable sites. A loosely coupled nonlinear effective stress method for the site response analysis is proposed. In this method, the nonlinear hysteresis model for soils is incorporated with an excess pore water pressure generation model characterized by cyclic shear-volume strain coupling, which establishes the coupling relationship between the degradation of cyclic stiffness and the generation of excess pore water pressure associated with earthquake events. The material subroutine in ABAQUS/Explicit platform is developed. The method is then used to simulate the seismic response of the downhole array non-liquefied and liquefied sites in Japan. The results show a good consistency between the simulations and the recordings at different depths: (1) The difference between the simulated and the recorded peak ground accelerations for the non-liquefied site is only 2.6% (weak motion) and 11.8% (moderate motion). (2) The difference between the simulated and recorded peak accelerations at different depths for the liquefied site is less than 5%. (3) The simulated and recorded spectral acceleration curves of the non-liquefied and liquefied sites are in good agreement. Compared with the responses of a downhole array multilayer liquefied site calculated by DEEPSOIL V6.0, those of the proposed method show a better agreement with the seismic recordings at different depths.

**Key words:** site response; earthquake; liquefaction; effective stress analysis; nonlinear hysteresis model; excess pore water pressure generation model

## 0 引 言

地震波在场地中传播时, 岩土体呈非线性特征。地震波的传播会引起可液化土层超静孔隙水压力(简

基金项目: 国家自然科学基金项目(51978334); 国家重点研发计划项目(2018YFC1504301)

收稿日期: 2020-05-08

\*通信作者(E-mail: gxc6307@163.com)

称孔压)快速增长,从而导致土体的刚度退化、强度降低,乃至液化。土壤液化会引起建筑(结构)物的沉降、倾斜、失稳、大变形等严重震害,造成严重的财产损失并威胁人的生命安全。因此,建立可液化场地地震反应分析的有效应力分析方法是必要的。

强地震动作用下,饱和土体随着残余孔压的累积增长,土颗粒间的接触逐步弱化,抗剪强度逐步降低或完全损失,土体呈现出不同程度的弱化或液化。场地地震反应的有效应力分析可以有效地描述这一渐变演化过程。弱耦合的非线性有效应力分析法是在总应力分析方法的基础上,以孔压作为土体强度和刚度的衰退参数以预测土体的动力学行为变化,计算相对简便,目前已有广泛的研究与应用。Liyathirana 等<sup>[1-2]</sup>将 Hardin-Drnevich 模型弱耦合 Seed 等提出的孔压增长模型,模拟振动台试验,对比不同数值软件的计算结果,验证了其提出的弱耦合有效应力方法的有效性;随后,对 1995 年日本阪神地震 Port Island 井下台阵钻孔剖面进行数值模拟,计算较好地重现了实测的加速度强震记录。一维场地反应分析专业软件 DEEPSOIL V6.0<sup>[3]</sup>采用 MKZ (Matasovic-Konder-Zelasko) 非线性本构模型弱耦合 Dobry 等提出的孔压模型,可用于可液化场地非线性地震反应的有效应力分析。Olson 等<sup>[4]</sup>采用 GQ/H 土骨架代替 MKZ 模型的 Matasovic 土骨架曲线,使用 DEEPSOIL V6.1,通过大量的一维土柱模型研究了场地液化的触发规律,认为 DEEPSOIL V6.1 可有效地模拟液化场地的地震反应。朱彤等<sup>[5]</sup>将有效应力分析法应用于可液化场地盾构隧道地震反应分析中,研究表明:土层中孔压增长会对隧道结构造成挤压,使得结构的受力和变形产生差异。

总应力法计算地震反应时,土的非线性本构模型应能表征地震动作用的非等幅不规则变化的特点。大崎顺彦等<sup>[6]</sup>进行了土单元的不规则加卸载试验,试验表明:不规则加卸载时土骨架本构曲线转向后指向历史最值点更接近实验结果。据此,赵丁凤等<sup>[7]</sup>考虑不规则加卸载时土的应力-应变滞回曲线在转向后沿当前转向点指向历史最值点,并最终回到骨架曲线上,构建了不规则加卸载的 Non-Masing 准则与 Davidenkov 非线性骨架曲线相结合的 DCZ (Davidenkov-Chen-Zhao) 非线性本构模型。该本构模型已成功地应用于大尺度海床场地、海底隧道、地下结构的非线性地震反应分析<sup>[8-11]</sup>。陈国兴等<sup>[12]</sup>采用 MKZ 模型的 Matasovic 骨架曲线耦合赵丁凤等<sup>[7]</sup>等提出的不规则加卸载准则,构建土的应力-应变滞回曲线,分析了岛礁场地的非线性地震反应。土骨架的刚度退化和强度损失主要是由于土骨架的塑性变形引起累积残余孔压所致<sup>[13]</sup>,陈国兴等<sup>[10]</sup>基于 Martin 和 Byrne 的孔压增

量模型,引入产生孔压所需的门槛剪应变 $\gamma_w$ 概念,提出了剪切-体积应变耦合的孔压模型,并通过验证性试验和引自文献的独立试验数据验证了该模型预测孔压发展的能力。

本文将 DCZ 模型与陈国兴等<sup>[14]</sup>建立的剪切-体积应变耦合孔压增量模型相结合,建立了一种新的一维场地非线性地震反应的有效应力分析法;通过对日本井下台阵 KSRH10 非液化场地和 Port Island 液化场地地震反应的计算结果与地震记录的对比,验证了本文提出弱耦合有效应力分析法的有效性;同时,通过与 DEEPSOIL V6.0 计算的 Port Island 液化场地地震反应计算结果的对比,进一步佐证了本文方法的可行性。

## 1 非线性有效应力分析法

### 1.1 DCZ 本构模型

赵丁凤等<sup>[7]</sup>基于 Davidenkov 骨架曲线,参照“扩展 Masing”法则和 Pyke 提出的“ $n$ 倍法”构造应力-应变滞回曲线的基本概念,提出了构建 DCZ 非线性本构模型应力-应变滞回曲线的方法:在非等幅不规则循环加、卸载作用下,滞回曲线转向后始终沿当前转向点指向历史最值点,并最终回到骨架曲线上。DCZ 模型的数学描述如下:

(1) 初始骨架曲线采用 Davidenkov 骨架曲线:

$$\tau = G \cdot \gamma = G_{\max} \cdot \gamma \cdot [1 - H(\gamma)] \quad (1)$$

式中

$$H(\gamma) = \left\{ \frac{(\gamma/\gamma_r)^{2B}}{1 + (\gamma/\gamma_r)^{2B}} \right\}^A \quad (2)$$

(2) 若应变反转,则应变路径遵从式(3)的曲线,从当前应变反向点指向上一个应变极值点

$$\tau - \tau_c = G_{\max} \cdot (\gamma - \gamma_c) \cdot \left[ 1 - H \left( \frac{|\gamma - \gamma_c|}{2n} \right) \right] \quad (3)$$

式中

$$(2n_c \gamma_r)^{2B} = (\gamma_{ex} \pm \gamma_c)^{2B} \cdot \left( \frac{1-R}{R} \right) \quad (4)$$

$$R = \left( 1 - \frac{\tau_{ex} \pm \tau_c}{G_{\max} \cdot (\gamma_{ex} \pm \gamma_c)} \right)^{\frac{1}{A}} \quad (5)$$

(3) 不规则加载—卸载—再加载应变路径与骨架曲线重叠时,后续应变路径继续沿骨架曲线移动至下一个应变反转点。

式中: $\tau$ 和 $\gamma$ 分别为剪应力和剪应变; $G_{\max}$ 为初始剪切模量; $\gamma_r$ 为参考剪应变; $A$ 和 $B$ 为土性相关的无量纲常数; $n_c$ 为滞回圈比例系数; $\tau_c$ 和 $\gamma_c$ 为当前加载—卸载反转点的剪应力和剪应变; $\tau_{ex}$ 和 $\gamma_{ex}$ 为历史最大剪应力和剪应变;不规则加载—卸载期间,滞回圈

向上弯曲时“±”取正、向下弯曲时取负。图1为DCZ模型描述的应力-应变关系曲线示意图。

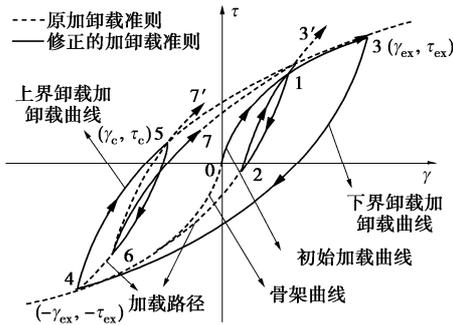


图1 DCZ模型描述的应力-应变关系曲线示意图  
Fig. 1 Shear stress-strain curves of soils under irregular loading-unloading-reloading

### 1.2 剪切-体应变耦合的孔压增量模型

DCZ本构模型的初始骨架曲线由初始最大剪切模量  $G_{max}$  和参考剪应变  $\gamma_r$  确定。因此，引入孔压作为土体刚度衰退的参数，考虑孔压增长引起刚度衰退影响的瞬态剪切模量参数可按式(6)，(7)计算<sup>[15-16]</sup>：

$$G_{max}^t = G_{max} \cdot (1 - u_e / \sigma'_{v0})^{a_3} \quad (6)$$

$$\gamma_r^t = a_1 \cdot (\sigma'_{v0} / \sigma'_{ref})^{a_2} \cdot (1 - u_e / \sigma'_{v0})^{a_3} \quad (7)$$

式中  $G_{max}^t$  和  $\gamma_r^t$  分别为应变反转时滞回圈的切线剪切模量和参考剪应变； $u_e$  为累积孔压； $\sigma'_{v0}$  为初始有效上覆压力； $\sigma'_{ref}$  为参考上覆压力，取  $\sigma'_{ref} = 180 \text{ kPa}$ ； $a_1$ ， $a_2$ ， $a_3$  是与土性有关的拟合参数。其中， $G_{max}^t$  和  $\gamma_r^t$  计算过程中涉及的  $u_e$  由每循环半周的孔压增量  $\Delta u_e$  累加而得。DCZ本构模型耦合孔压增量模型的应力-应变关系如图2所示。

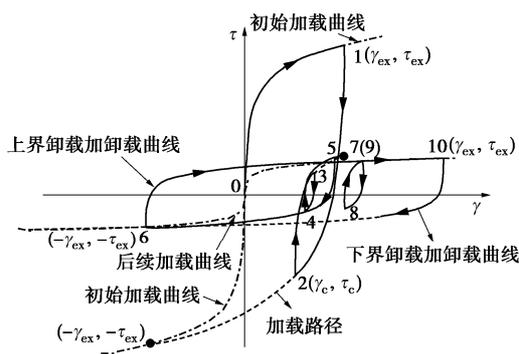


图2 有效应力分析法应力-应变关系曲线示意图  
Fig. 2 Shear stress-strain curves under irregular loading-unloading-reloading for effective stress method

陈国兴等<sup>[14]</sup>等提出的剪切-体应变耦合孔压增量模型可用于预测可液化土的超静孔隙水压力的增长。引入体积模量  $E_r$ ，可建立体应变增量  $\Delta \epsilon_{vd}$  和孔压增量  $\Delta u_e$  的关系如下：

$$\Delta u_e = E_r \cdot \Delta \epsilon_{vd} \quad (8)$$

循环加载下可液化土的剪切-体积应变增量耦合为

$$\frac{\Delta \epsilon_{vd}}{(\gamma_a - \gamma_{th})^{C_3}} = C_1 \exp\left(-C_2 \frac{\epsilon_{vd}}{(\gamma_a - \gamma_{th})^{C_3}}\right) \quad (9)$$

体应变  $\epsilon_{vd}$  与孔压比  $r_u$  的关联方程为

$$r_u = m \ln(n \epsilon_{vd} + 1) \quad (10)$$

式中  $\Delta u_e$  和  $\Delta \epsilon_{vd}$  分别为不排水和排水循环加载三轴试验中施加应变幅值  $\gamma_a$  的一个循环引起的孔压和体应变增量； $C_1$ ， $C_2$ ， $C_3$ ， $m$  和  $n$  为与土性相关的无量纲常数； $\gamma_{th}$  为门槛剪应变，定义为不排水循环加载三轴试验中的循环应变幅值  $\gamma_a$ ，当低于该值时不会产生孔压，对砂类土，可取  $\gamma_{th} = 0.01\% \sim 0.03\%$ ；对不排水循环加载三轴试验， $r_u$  定义为累积孔压  $u_e$  与初始有效固结应力  $\sigma'_{v0}$  之比；对于一维场地反应计算，定义为计算的  $u_e$  与  $\sigma'_{v0}$  之比。

微分式(10)，可得体积模量  $E_r$  的表达式：

$$E_r = 100 \cdot \sigma'_{v0} \cdot m \cdot n \cdot \exp(-r_u / m) \quad (11)$$

## 2 场地反应分析方法的实现

非线性总应力分析与孔压增量模型子程序(VUMAT)基于ABAQUS/Explicit开发，可根据场地地震反应的计算要求，选择是否激活孔压计算模块，进行总应力或有效应力分析。现简述如下：

(1) 场地地震反应计算之前，通过ABAQUS/Implicit模块进行计算域的自重应力场平衡分析，获得初始有效应力场，并作为初始应力场传入ABAQUS/Explicit模块。

(2) 场地地震反应的非线性有效应力分析：ABAQUS/Explicit传入试探应变开始计算。首先，VUMAT子程序根据传入的初始有效应力场数据，对本构模型的骨架曲线初始化；之后，VUMAT子程序获取ABAQUS/Explicit主程序中计算出的柯西应变增量，计算等效剪应变增量，籍此判断土单元积分点的加卸载状态。加载时：更新等效剪应变，并判断其是否超出历史最值点，如未超出应变历史的最值点，则根据滞回曲线表达式更新时变剪切模量；如超出应变历史的最值点，则将最值点处张量的状态变量清零后更新，再根据骨架曲线表达式更新时变剪切模量。卸载时：VUMAT与孔压模块交互，重构土体骨架曲线；卸载时首先更新应变转向点处的应变张量及等效剪应变，并考虑孔压的增长。此时，等效剪应变若大于门槛剪应变，则根据孔压增长模型计算孔压，更新剪切模量及参考剪应变，重构骨架曲线；若应变转向点在新的骨架曲线上，需更新应变历史最值点的状态，并由新的骨架曲线计算时变剪切模量；若应变转向点不在骨架曲线上，则由滞回曲线表达式更新时变剪切模量。获取时变剪切模量后，VUMAT子程序将计算各

应力分量, 并返回主程序求解下一增量步平衡方程。子程序的具体实现流程如图 3 所示。

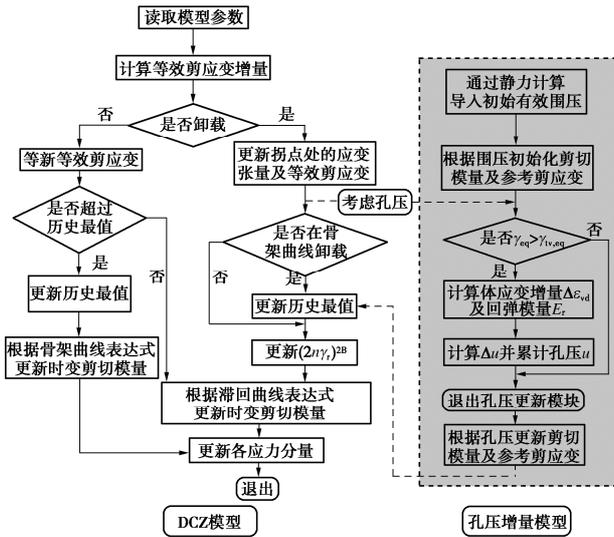


图 3 土体非线性滞回模型和孔压增量模型的耦合子程序流程  
Fig. 3 Subroutine flow of conjunction of the nonlinear hysteresis model and excess pore water pressure generation model for soils

ABAQUS/Explicit 的显式并行计算采用中心差分算法, 依据每个时间增量开始时的平衡条件, 计算每个时间增量结束时的位移解。运动方程的解可表示为

$$\ddot{\mathbf{u}}^{(i)} = \mathbf{M}^{-1}(\mathbf{F}^{(i)} - \mathbf{I}^{(i)}), \quad (12)$$

式中,  $\mathbf{M}$  为集总质量矩阵,  $\mathbf{F}$  为施加的载荷向量,  $\mathbf{I}$  为内力向量, 上标  $i$  为显式动力计算的增量步。为了获得有效的稳定解, ABAQUS/Explicit 计算采用的时间步长  $\Delta t$  一般应小于  $10^{-5}$ 。

为了提高计算效率, 采用减缩 4 节点平面应变单元 (CPE4R) 建立土柱模型, 单元尺寸约  $1\text{ m} \times 1\text{ m}$ 。采用加—卸载准则表征土的应力—应变滞回特征时, 小应变状态下的阻尼几乎为 0, 与实际不符。此时, 可引入小应变阻尼  $\lambda_0$ , 以综合反映小应变水平下土体的材料阻尼和散射阻尼,  $\lambda_0$  可取为  $1.5\% \sim 5.0\%$ <sup>[17-18]</sup>。

### 3 非线性总应力分析方法验证

Régnier 等<sup>[19]</sup>对日本 K-NET 和 KiK-net 强震台网的 688 个台站钻孔资料进行筛选, 认为 KiK-net 台网井下台阵 KSRH10 场地基本满足一维水平成层场地的假定条件。本文基于 Régnier 等给出的 KSRH10 钻孔场地资料, 进行土柱模型的场地非线性地震反应总应力分析。该钻孔剖面主要由黏性土构成, 含有低剪切波速土层的深厚沉积土, 强震记录仪位于井下-225 m 处, 地下水位位于-2.4 m; KSRH10 场地的波速资料见图 4 (a), 各土层的  $G/G_{\max} - \gamma$  和  $\lambda - \gamma$  曲线见图 4 (b)。

选取-225 m 处井下地震记录作为基岩的输入地震动, 地震动的详细信息见表 1。因预定义的剪切模量折减和阻尼比增长曲线存在不确定性, 本文引用了

Régnier 等<sup>[19]</sup>计算 KSRH10 场地反应的曲线。

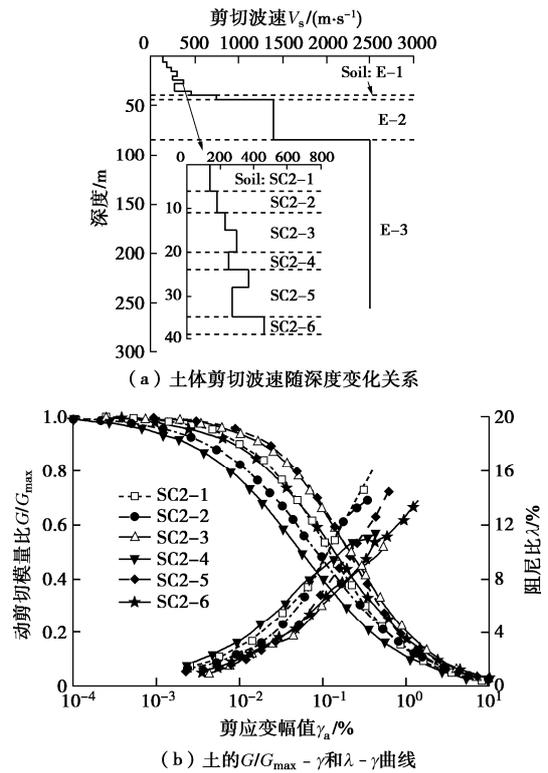


图 4 KSRH10 场地的钻孔资料

Fig. 4 Downhole array profile at KSRH10 site

表 1 KSRH10 场地计算所选取的地震动信息

Table 1 Characteristics of selected earthquake events at KSRH10 site

工况	地震记录编号	震级 $M_w$	钻孔深度 /m	震中距 /km	NS 向	
					PBA /g	PGA /g
KS-1	KSRH100309291137	6.5	43	105	6	50
KS-2	KSRH100411290332	7.1	48	32	68	364

注: PBA 为基岩峰值加速度 (Peak bedrock acceleration); PGA 为地表峰值加速度 (Peak ground acceleration)。

KSRH10 场地地震反应的数值模拟与地震记录的对比结果见图 5。可以发现: 数值模拟与记录的地表峰值加速度 (PGA) 有较好的吻合度。PBA = 0.006g 的 KS-1 弱震作用时 (图 5(a)), 数值模拟的地表 PGA = 0.051g, 记录的地表 PGA = 0.050g, 两者仅相差 2.6%; 地表加速度反应的时程曲线的形状总体上相近, 峰值加速度出现的时刻仅相差 0.61 s。计算的近地表土层最大峰值剪应变  $\gamma_{\max} = 1.25 \times 10^{-4}$ , 土体已呈现出弱非线性特征; 对比模拟与记录的地表加速度反应谱, 二者的谱形相近, 卓越周期均出现在 0.25 s 处, 模拟的谱加速度值稍大于记录的谱加速度值, 较好地再现了短周期 0.10~0.20 s 的谱形, 但低估了长周期 0.36~0.70 s 内的谱值; 可认为 DCZ 模型能充分捕获地震波中的高频成分, 大致模拟整个钻孔各土层的强度衰减。PBA=0.068g 的 KS-2 中强震作用时 (图 5(b)),

模拟计算的地表  $PGA=0.321g$ ，记录的地表  $PGA = 0.364g$ ，两者相差 11.8%，地表加速度时程的形状也相近，峰值加速度出现时刻仅相差 0.04 s；计算的表层土最大峰值剪应变  $\gamma_{max} = 1.23 \times 10^{-3}$ ，土体已呈现出明显的非线性及滞回特性；模拟与记录的地表加速度反应谱的谱形相近，卓越周期均出现在 0.22 s 处，较好地再现了周期 0.17~0.45 s 的谱形，但低估了短周期 0.10~0.17 s 及中长周期 0.45~0.85 s 的谱值。对比弱震、中强震基岩地震动输入的计算结果发现，弱震时计算的地表峰值加速度稍微大于记录值，而中强震时计算的地表峰值加速度小于记录值，可能是由于本构模型材料的非线性特性曲线与实际的不完全吻合，导致不同频率的地震波在土层中传播时引起的放大和滤波效应与地震波在现场的实际传播情况不完全一样所致。

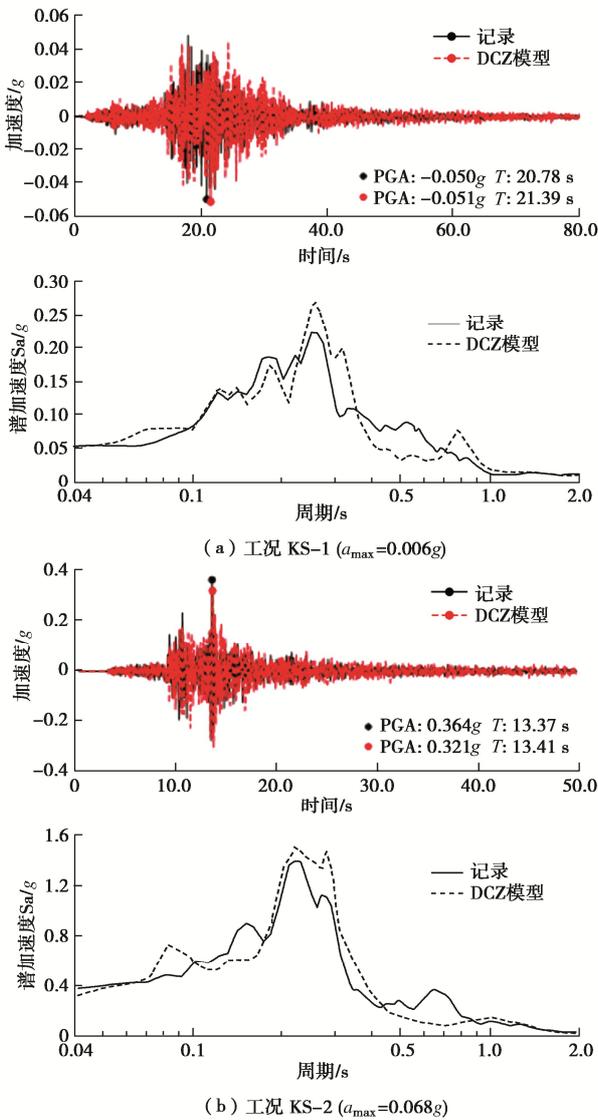


图 5 NS 分量数值与井上记录结果的对比

Fig. 5 Comparison between calculated and recorded site responses under NS components of ground motion records

综上所述，DCZ 模型在模拟弱震—中强震和低频—高频地震动的非线性场地反应分析时，能充分地捕获高频成分并模拟地震波传播的放大和滤波效应，表现出令人满意的性能，具有较好的适用性。

#### 4 非线性有效应力分析法验证

选取 1995 年阪神地震中 Port Island 井下台阵液化场地<sup>[21-22]</sup>作为验证场地。Port Island 井下台阵剖面的基本信息如图 6 所示。图中标示了强震记录仪所在位置的高度，分别为 0, -16, -32, -83 m。钻孔场地主要由砂砾土组成，0~18 m 范围内为回填土，主要由风化花岗岩填料构成，井下台阵剖面中夹有两层黏性土；地下水水位标高-3 m，地下水水位以上为非饱和砂砾土；非饱和砂砾土层与黏性土层均为不可液化土层。

深度 /m	土类	土层剖面	P波 $V_p/(m \cdot s^{-1})$	S波 $V_s/(m \cdot s^{-1})$	密度 $\rho/(kg \cdot m^{-3})$
▽ 3/m	Gravel 1	0 m	260	170	2000
	Gravel 2		260	170	2000
	Gravel 3		350	170	2000
10	Gravel 4		780	210	2000
20	Gravelly sand 1	-16 m	1480	210	2000
	Alluvial clay		1180	180	1700
30	Sand 1	-32 m	1350	245	2000
40	Sand/Gravelly sand		1530	305	2200
50					
60	Sand 2		1610	350	2200
70	Stiff alluvial clay		1610	303	1800
80					
	Gravelly sand 2	-83 m	2000	320	2200

图 6 Port Island 地震台站场地土层基本信息

Fig. 6 Downhole array profile at Port Island

表 2 DCZ 模型和 Chen 等孔压模型的参数

Table 2 Parameters of DCZ model and excess pore water pressure generation model by Chen et al

土类	层底深度 /m	DCZ 模型				Chen 等孔压模型					
		<i>A</i>	<i>B</i>	$\gamma_r / 10^{-4}$	<i>a</i> <sub>3</sub>	<i>C</i> <sub>1</sub>	<i>C</i> <sub>2</sub>	<i>C</i> <sub>3</sub>	$\gamma_{th}$	<i>m</i>	<i>n</i>
Gravel 1	3.0	0.89	0.46	8.2	0.5	—	—	—	—	—	—
Gravel 2	6.0	0.89	0.46	8.7	0.5	1.193	0.134	1.25	0.02%	0.43	25.34
Gravel 3	9.0	0.89	0.46	8.7	0.5	1.193	0.134	1.25	0.02%	0.43	25.34
Gravel 4	16.6	0.89	0.46	9.7	0.5	1.193	0.134	1.25	0.02%	0.43	25.34
Gravelly sand 1	23.0	1.04	0.52	9.0	0.5	0.733	0.191	1.17	0.02%	0.48	16.58
Alluvial clay	31.0	1.30	0.60	13.6	0.5	—	—	—	—	—	—
Sand 1	37.0	1.07	0.50	15.6	0.5	0.654	0.214	1.07	0.02%	0.45	15.55
Sand/Gravelly sand	54.0	1.07	0.50	26.5	0.5	0.602	0.216	1.05	0.02%	0.45	15.55
Sand 2	65.0	1.07	0.56	18.6	0.5	—	—	—	—	—	—
Stiff alluvial clay	83.0	1.30	0.63	22.0	0.5	—	—	—	—	—	—
Gravelly sand 2	87.0	1.07	0.59	25.0	0.5	—	—	—	—	—	—

由于缺乏 Port Island 井下台阵场地各土层的动力特性参数, 参考文献[20~22]的相关数据, 预设本文提出的场地地震反应非线性有效应力分析法的相关参数的先验值, 通过试错法进行数值计算, 使计算结果与实际强震记录的差异尽可能地小, 据此, 反演给出的本文方法的 DCZ 模型与孔压模型的参数如表 2 所示, 各土的层  $G/G_{max} - \gamma$  和  $\lambda - \gamma$  曲线绘如图 7 所示。

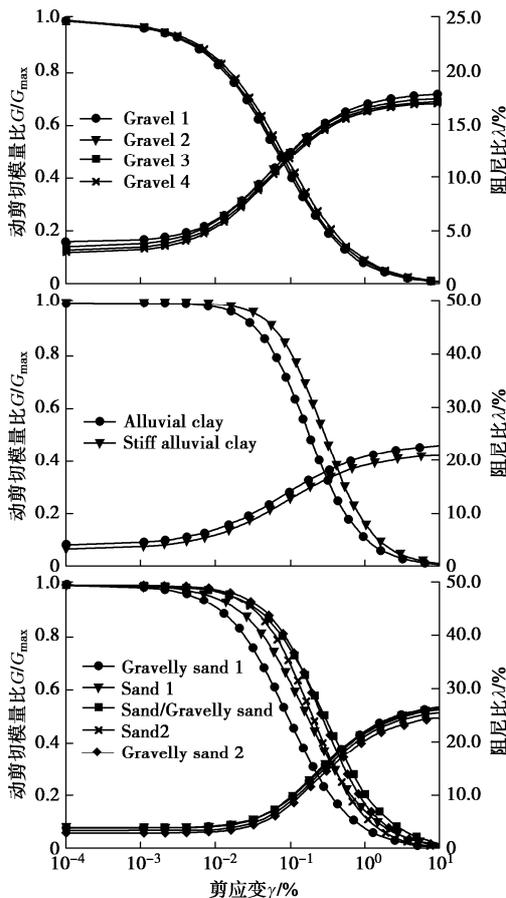


图 7 Port Island 台阵场地的  $G/G_{max} - \gamma$  和  $\lambda - \gamma$  曲线

Fig. 7  $G/G_{max} - \gamma$  and  $\lambda - \gamma$  curves of soils at Port Island site

强震仪记录的各深度 NS 分量地震动时程曲线及加速度反应谱见图 8<sup>[21]</sup>。大量现场现象<sup>[20]</sup>表明 Port

Island 场地近地表土层发生了液化现象, 如喷砂、地面裂缝、侧向流动等, 地震动记录也佐证了此现象, -16, -32, -83 m 处记录的加速度峰值均超出了 0.53g, 地表 0 m 处记录的加速度峰值为 0.341g; 加速度反应谱在 -16, -32, -83 m 处的主要频率成分未发生较大改变, 而在 0 m 处加速度反应谱主频部分较其他深度明显向中长周期方向偏移。地震波在经过可液化土层后, 峰值加速度明显减小, 可认为表层松散回填土层液化后对高频波动的过滤效果加强, 而加速度反应峰值对高频成分更加敏感, 造成地震波在传播过程中的突然衰减。

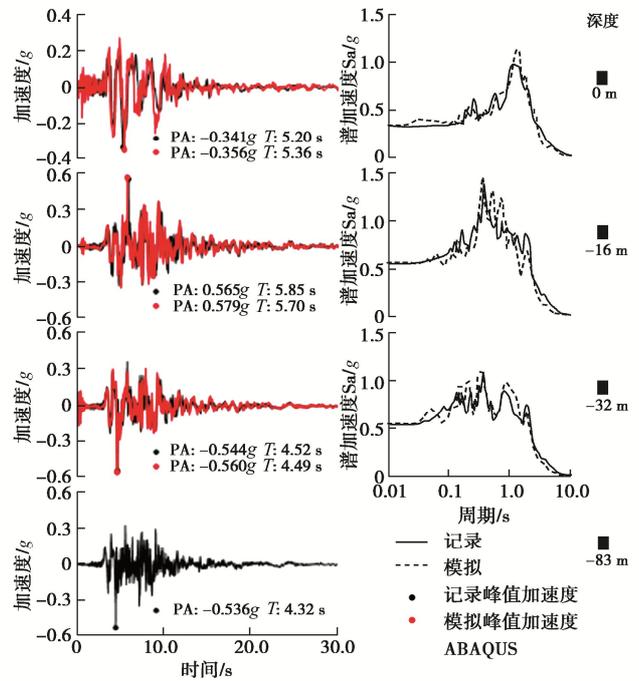


图 8 记录和模拟的 Port Island 地震台站场地加速度和谱加速度(5%阻尼比)反应的对比

Fig. 8 Comparison between recorded and simulated acceleration time-histories and 5% damped spectral accelerations at Port Island seismic array site

选取-83 m 处 NS 分量加速度记录作为输入地震动。ABAQUS 土层模型计算给出的加速度时程与谱加速度如图 8 所示。0, -16, -32 m 处的峰值加速度分别为-0.356g, 0.579g, -0.560g, 与记录的峰值加速度-0.341g, 0.565g, -0.544g 相差均在 5%以内; 计算给出的各深度处时程曲线与强震记录的吻合度相当高, 较好地再现了各深度处的加速度时程, 计算与记录的峰值加速度出现的时差依次仅为 0.16, 0.15, 0.03 s; 对比计算与记录的 0, -16, -32 m 处的加速度反应谱曲线, 发现两者的谱形及卓越周期相当一致, 基本再现了周期 0.1~1.1 s 的强震记录的谱加速度曲线; 周期大于 1.1 s 部分, 计算的加速度反应谱曲线稍微低于强震记录的值, 可能是由于 DCZ 模型与孔压增量模型耦合的非线性有效应力分析与显式求解器的结合的时程分析法更易捕捉高频率地震动成分, 对低频率地震动的滤波效应更为显著导致。

图 9 为 ABAQUS 计算给出的 Port Island 场地深度-3, -16, -32 m 处的孔压比  $r_u$  时程曲线。可以看出, 仅表层 0~18 m 范围内两观测点土层  $r_u=1.0$ , 完全液化, 发生时间分别为 6.69, 8.18 s, 在数值计算的加速度反应的峰值加速度出现之后发生, 与实际相符; 计算的-32 m 处土层的  $r_u=0.73$ 。这与 Cubrinovski 等<sup>[23]</sup>的结果一致, 其范围为 60%~85%。

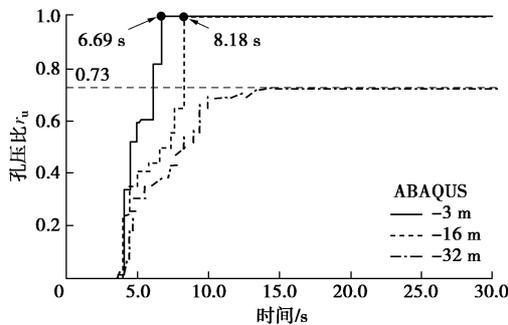


图 9 ABAQUS 模拟 Port Island 台阵场地孔压比时程  $r_u$   
Fig. 9 Time histories of excess pore pressure ratio simulated by ABAQUS at Port Island seismic array site

表 3 Matasovic 骨架曲线与 MRDF 方程以及 Dobry 孔压模型的系数

Table 3 Parameters of the Matasovic backbone curve and MRDF formulation and the Dobry's pore-pressure generation model

土类	层底深度/m	Matasovic 骨架曲线			MRDF 方程			Dobry 孔压模型						
		$\beta$	$s$	$\gamma/10^{-4}$	$P_1$	$P_2$	$P_3$	$r_u$	$f$	$p$	$F$	$s$	$\gamma_{th}/\%$	$\nu$
Gravel 1	3.0	1.350	0.45	10.8	0.980	0.218	2.10	—	—	—	—	—	—	—
Gravel 2	6.0	1.245	0.45	9.6	0.984	0.224	2.35	0.99	1	8.0	1.330	1.7	0.005	2
Gravel 3	9.0	1.245	0.45	9.6	0.984	0.224	2.45	0.99	1	5.0	1.705	1.7	0.025	1
Gravel 4	16.6	1.350	0.45	12.8	0.984	0.224	2.55	0.99	1	6.0	0.958	1.7	0.005	2
Gravelly sand 1	23.0	1.425	0.53	19.8	0.940	0.000	0.45	0.99	1	3.0	0.845	1.7	0.015	1
Alluvial clay	31.0	1.230	0.66	34.7	1.000	0.360	3.25	—	—	—	—	—	—	—
Sand 1	37.0	1.275	0.51	30.0	0.920	0.000	0.45	0.80	1	3.5	0.813	1.7	0.015	1
Sand/Gravelly sand	54.0	1.020	0.51	33.8	0.880	0.000	0.45	0.70	1	5.0	0.537	1.7	0.015	1
Sand 2	65.0	1.185	0.57	29.9	0.808	0.000	0.45	—	—	—	—	—	—	—
Stiff alluvial clay	83.0	0.900	0.65	34.2	0.998	0.400	2.55	—	—	—	—	—	—	—
Gravelly sand 2	87.0	1.060	0.60	32.2	0.742	0.000	0.45	—	—	—	—	—	—	—

注: 表中各参数的物理含义的解释, 详见文献[3]的 DEEPSOIL V6.0 使用手册。

### 5 进一步的比较与讨论

采用软件 DEEPSOIL V6.0<sup>[3]</sup>进行 Port Island 井下台阵液化场地地震反应的非线性有效应力分析, 以进一步检验本文提出的场地地震反应非线性有效应力分析方法的有效性。MKZ 非线性本构模型采用 Matasovic 骨架曲线和 MRDF 方程构建应力-应变滞回圈; 孔压增长模型为 Dobry 模型。其中, MKZ 本构模型的相关参数依据图 7 的  $G/G_{max} - \gamma$  和  $\lambda - \gamma$  曲线最佳拟合确定, Dobry 孔压模型模型由试算确定; 确定原则是使数值计算给出的 Port Island 井下台阵场地的地震加速度反应(峰值加速度、时程、谱加速度)与实际强震记录的吻合度最高。具体数值列于表 3。

图 10 给出了 DEEPSOIL V6.0 计算的 Port Island 井下台阵场地-3, -16, -32 m 处的孔压比  $r_u$  时程曲线。可以看出, 在-3, -16 m 处两个观测点的土层已完全液化, 液化发生时间分别为 7.52, 8.71 s, 本文方法计算的液化发生时间分别为 6.69, 8.18 s, 两者相当吻合。而在土层-32 m 处的观测点, DEEPSOIL V6.0 计算的孔压比为 0.69, 本文方法计算的孔压比为 0.73, 两者也相对接近。

DEEPSOIL V6.0 计算的 Port Island 井下台阵场地的加速度时程及 5%阻尼比的谱加速度与强震记录的对比结果如图 11 所示: 0, -16, -32 m 处的峰值加速度分别为-0.381g, 0.461g 和-0.443g, 与强震记录的峰值加速度-0.341g, 0.565g 和-0.560g 相比, 分别相差 11.7%, 18.4%和 20.9%。DEEPSOIL V6.0 计算的-16, -32 m 处的时程曲线、5%阻尼比的谱加速度与强震记录的吻合度较高; 计算的 0 m 处的时程曲线、5%阻尼比的谱加速度与强震记录的吻合度相对较差。总体上, 计算的-16, -32 m 处的短周期的谱加速度值明显小于强震记录的谱加速度值。但对地表谱加速度值, 计算值大于强震记录值, 呈现出整体放大的现象。

综上, 基于 DEEPSOIL V6.0 的场地反应非线性有效应力分析方法, 未能充分反映高频地震波的传播特征, 计算的峰值加速度与强震记录的差异较大; 也未能充分模拟浅层液化土层的非线性地震反应特征, 计算值与强震记录的差异显著。

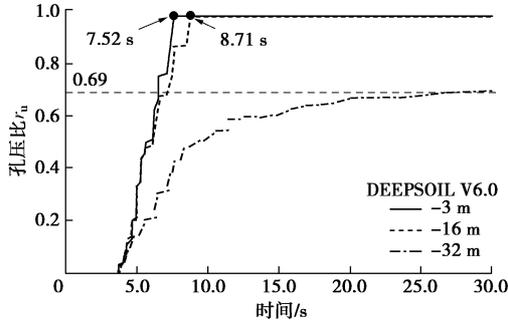


图 10 DEEPSOIL V6.0 计算的 Port Island 井下台阵场地的孔压比时程  $r_u$

Fig. 10 Time histories of excess pore-pressure ratios simulated by DEEPSOIL V6.0 at Port Island seismic array site

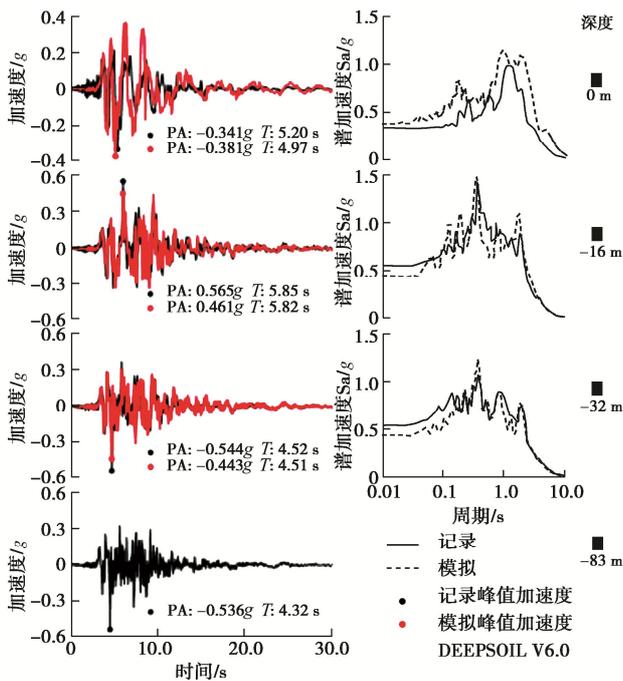


图 11 DEEPSOIL V6.0 计算的 Port Island 井下台站场地的加速度和谱加速度(5%阻尼比)反应与实际记录的对比

Fig. 11 Comparison between acceleration time-histories and 5% damped spectral accelerations simulated by DEEPSOIL V6.0 and records at Port Island seismic array site

比较图 8 和图 11 可知, 与 DEEPSOIL V6.0 的计算结果相比, 本文方法计算的 Port Island 井下台阵液化场地 0, -3, -16, -32 m 处的加速度反应与强震记录的吻合度更高, 尤其是本文方法能更好地模拟高频地震波在液化土层中的传播, 也能更好地模拟浅层液化土层的非线性地震反应特征。

## 6 结 论

本文提出了一种新的一维场地非线性地震反应有效应力分析方法。该方法耦合了 DCZ 非线性滞回模型与剪切-体应变耦合孔压增量模型, 主要结论如下:

(1) 通过与 KiK-net 井下台阵 KSRH10 非液化场地地震记录的对比, 本文方法可以较好地模拟弱震-中强震水平的地震波在场地内的传播。

(2) 通过与 Port Island 井下台阵液化场地强震记录的对比, 本文方法能很好地模拟地震波传播通过多层液化场地的放大和滤波效应, 很好地再现了井下台阵在强震仪深度处的水平向强震记录。

(3) 对比本文方法与 DEEPSOIL V6.0 计算的 Port Island 井下台阵液化场地在强震仪深度处的加速度反应结果表明: 本文方法能更好地模拟高频地震波在多层液化土层中的传播及浅层液化土层的非线性地震反应特征。

(4) 非液化和液化场地的地震反应分析表明, 本文方法可以较好模拟地震波在土层中的传播特征; 该方法所需要的计算参数少、获取简单, 在场地非线性地震反应分析中有较大的应用潜力。

### 参考文献:

- [1] LIYANATHIRANA D S, POULOS H G. Numerical simulation of soil liquefaction due to earthquake loading[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2002, 22(7): 511 - 523.
- [2] LIYANAPATHIRANA D S, POULOS H G. A numerical model for dynamic soil liquefaction analysis[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2002, 22(9/10/11/12): 1007 - 1015.
- [3] HASHASH, Y M A, GROHOLSKI, D R, PHILIPS C A, et al. DEEPSOIL V6.0, User Manual and Tutorial[M]. Urbana: Board of Trustees of University of Illinois at Urbana-Champaign, 2014.
- [4] OLSON S M, MEI X, HASHASH Y M A. Nonlinear site response analysis with pore-water pressure generation for liquefaction triggering evaluation[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2020, 146(2): 04019128.
- [5] 朱 彤, 王 睿, 张建民. 盾构隧道在可液化场地中的地震响应分析[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(增刊 1): 57 - 60. (ZHU Tong, WANG Rui, ZHANG Jian-min. Seismic response analysis of shield tunnels in liquefiable soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, 41(S0): 57 - 60. (in Chinese))

- [6] 大崎順彦, 原昭夫, 清田芳治. 地盤震動解析のための土の動力学的モデルの提案と解析例[C]//第5回日本地震工学シンポジウム, 1978, 東京: 697 - 704. (COHSAKI Y, HARA A, KIYOTA Y. Stress-strain model of soil for seismic analysis[C]// Proceedings of the Fifth Japan Earthquake Engineering Symposium, 1978, Tokyo: 697 - 704. (in Japanese))
- [7] 赵丁凤, 阮滨, 陈国兴, 等. 基于Davidenkov骨架曲线模型的修正不规则加卸载准则与等效剪应变算法及其验证[J]. 岩土工程学报, 2017, **39**(5): 888 - 895. (ZHAO Ding-feng, RUAN Bin, CHEN G X, et al. Validation of modified irregular loading-unloading rules based on Davidenkov skeleton curve and its equivalent shear strain algorithm implemented in ABAQUS[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, **39**(5): 888 - 895. (in Chinese))
- [8] RUAN B, ZHAO K, WANG S Y, et al. Numerical modeling of seismic site effects in a shallow estuarine bay (Suai Bay, Shantou, China)[J]. Engineering Geology, 2019, **260**: 105233.
- [9] MIAO Y, YAO E, RUAN B, et al. Improved hilbert spectral representation method and its application to seismic analysis of shield tunnel subjected to spatially correlated ground motions [J]. Soil Dynamics & Earthquake Engineering, 2018, **111**: 119 - 130.
- [10] 陈国兴, 孙瑞瑞, 赵丁凤, 等. 海底盾构隧道纵向地震反应特征的子模型分析[J]. 岩土工程学报, 2019, **41**(11): 1983 - 1991. (CHEN Guo-xing, SUN Rui-rui, ZHAO Ding-feng, et al. Longitudinal seismic response characteristics of seabed shield tunnels using submodeling analysis[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, **41**(11): 1983 - 1991. (in Chinese))
- [11] 陈少林, 朱学江, 赵宇昕, 等. 考虑土骨架非线性的饱和土-结构相互作用分析[J]. 地震工程与工程振动, 2019, **39**(1): 114 - 126. (CHEN Shao-lin, ZHU Xue-jiang, ZHAO Yu-xin, et al. Analysis of saturated soil-structure interaction considering soil skeleton nonlinearity[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2019, **39**(1): 114 - 126. (in Chinese))
- [12] 陈国兴, 朱翔, 赵丁凤, 等. 珊瑚岛礁场地非线性地震反应特征分析[J]. 岩土工程学报, 2019, **41**(3): 405 - 413. (CHEN Guo-xing, ZHU Xiang, ZHAO Ding-feng, et al. Nonlinear seismic response characteristics of a coral island site[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, **41**(3): 405 - 413. (in Chinese))
- [13] GREEN R A, MITCHELL J K, POLITO C P. An energy-based excess pore pressure generation model for cohesionless soils[C]// Proceedings of the John Booker Memorial Symposium. Rotterdam, 2000, Netherlands.
- [14] CHEN G X, ZHAO D F, CHEN W Y, et al. Excess pore water pressure generation in cyclic undrained testing[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2019, **145**(7): 04019022.
- [15] MATASOVIC N, VUCETIC M. Cyclic characterization of liquefiable sands[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1993, **119**(11): 1085 - 1821.
- [16] HASHASH Y M A, PHILLIPS C, GROHOLSKI D R. Recent advances in non-Linear site response analysis[C]// The Fifth International Conference in Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics, 2010, San Diego.
- [17] CHEN G X, ZHOU Z L, PAN H, et al. The influence of undrained cyclic loading patterns and consolidation states on the deformation features of saturated fine sand over a wide strain range[J]. Engineering Geology, 2016, **204**: 77 - 93.
- [18] TAO Y, RATHJE E. Insights into modeling small-strain site response derived from downhole array data[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2019, **145**(7): 04019023.
- [19] RÉGNIER J, BONILLA, L F, BARD P Y, et al. PRENOLIN: International benchmark on 1D nonlinear site-response analysis—Validation phase exercise[J]. Bulletin of the Seismological Society of America, 2018, **108**(2): 876 - 900.
- [20] KOKUSHO T, SATOH K, MATSUMOTO M. Nonlinear dynamic response of soil ground during 1995 Hyogo-ken nanbu earthquake[J]. Tsuchi-tu-Kiso, 1995, **43**(9): 39 - 43. (in Japanese)
- [21] YANG J, SATO T, LI X S. Nonlinear site effects on strong ground motion at a reclaimed island[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2000, **37**(1): 26 - 39.
- [22] FOERSTER E, MODARESSI H. Nonlinear numerical method for earthquake site response analysis II—case studies[J]. Bulletin of Earthquake Engineering, 2007, **5**(3): 325 - 345.
- [23] CUBRINOVSKI M, ISHIHARA K. Assessment of the Kobe Port Island liquefaction through analytical simulation of the vertical array records[C]// Proceedings of the Special Conference on Great Hanshin-Awaji Earthquake Disasters, Japan Society of Civil Engineers, 1996, Tokyo: 157 - 164.