DOI：10.11779/CJGE202012020

基于对数动骨架考虑可逆孔压的有效应力本构研究

董 青[1]，周正华[1]，苏 杰[1]，李小军[*2]，郝 冰[1]，李远东[1]
（1. 南京工业大学交通运输工程学院，江苏 南京 210009；2. 北京工业大学建筑工程学院，北京 100124）

摘 要：在对含饱和砂土场地进行地震反应分析时，等效线性化方法难以模拟饱和砂土的孔压变化，且适用的有效应力本构也相对较少，相关本构的模拟结果亦缺乏与实际饱和砂土场地观测台阵地震动记录的对比验证。从一维饱和砂土场地时域非线性地震反应分析出发，基于对数动骨架曲线时域非线性土体动本构和陈龙伟孔压增长模型，并考虑可逆超静孔隙水压力，得到了可用于饱和砂土场地地震液化反应分析的时域非线性有效应力本构。这一本构能合理的模拟饱和砂土层在地震动作用下的孔压波动变化，以及孔压增长引起的土体软化现象，其孔压模拟结果更符合实际孔压发展过程。通过自行编制的一维土层地震反应分析程序 Soilresp1D，实现了可液化场地动力反应分析。含饱和松砂场地地震反应分析本构数值模拟结果与基于丰万玲孔压增长模型的有效应力本构的时域分析结果和实际观测场地地震动记录对比表明，提出的基于对数动骨架曲线并考虑可逆超静孔隙水压力的有效应力本构是可行的且结果合理。此外，通过对含饱和砂土层场地地震反应分析，揭示了液化对场地地表加速度峰值和反应谱及饱和砂土层抗剪强度的影响特征。

关键词：对数骨架曲线；可逆孔压；有效应力；液化；应力－应变关系
中图分类号：TU43 **文献标识码**：A **文章编号**：1000－4548(2020)12－2322－08
作者简介：董 青(1992—)，女，博士研究生，主要从事岩土力学研究。E-mail：2458810997@qq.com。

Constitutive model for effective stress based on logarithmic skeleton curve considering reversible pore pressure

DONG Qing[1], ZHOU Zheng-hua[1], SU Jie[1], LI Xiao-jun[2], HAO Bing[1], LI Yuan-dong[1]
(1. College of Transportation Science & Engineering, Nanjing Tech University, Nanjing 210009, China; 2. College of Architecture and Civil Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China)

Abstract: The equivalent linearization method which is often used for seismic response analysis is difficult to simulate the variation of the pore pressure of saturated sandy soil, and there are few constitutive models. Almost the existing constitutive models for effective stress have not been verified by the observed records of strong motion in actual liquefiable sites. A time-domain nonlinear constitutive model for effective stress which is used in the time-domain one-dimensional nonlinear seismic response analysis of liquefiable sites with saturated sand is obtained based on the logarithmic dynamic skeleton curve, Chen long-wei's hole pressure growth model and reversible overstatic pore water pressure. The constitutive model can reasonably simulate the variation of pore pressure of saturated sand layer under the action of strong motion and the softening characteristics of soils caused by the increase of pore pressure, and is also embedded in the program Soilresp1D to realize the dynamic response analysis of liquefiable soil layer sites. It can be seen from the comparison among the simulated results of liquefiable site with saturated sand by the proposed time-domain nonlinear constitutive model for effective stress of and those by Feng Wan-ling's pore pressure growth model and the strong ground motion records of the actual liquefiable sites that the constitutive model for effective stress based on the logarithmic dynamic skeleton curve and the reversible overstatic pore water pressure is feasible, and the numerical simulated results are reasonable. In addition, by the seismic response of the site with saturated sand layers, the effects of liquefaction on the peak and the response spectra of ground acceleration and shear strength of the saturated sand layers are analyzed, and the characteristics of influence are discussed.

Key words: logarithmic skeleton curve; reversible pore pressure; effective stress; liquefaction; stress-strain relationship

0 引 言

在对含饱和砂土层场地地震反应研究中，孔隙水压力上升引起的砂土液化是一种典型的地震灾害现

基金项目：国家自然科学基金项目（U1839202）；国家重点研发计划项目（2017YFC1500400）
收稿日期：2020－03－09
*通信作者（E-mail:beerli@vip.sina.com）

象。饱和砂土动力有效应力本构关系是否能真实的表征饱和砂土的物理力学特性，对场地地震液化反应模拟的准确性至关重要，因此可液化土层的动力响应模拟成为国内外学者的研究热点。合适的饱和砂土动力有效应力本构不仅仅需要模拟液化过程中土体的软化现象，还需要对液化过程中的土体应力应变关系的变化细节进行描述。

选择一个合理的土体动力非线性本构模型是液化土层地震动模拟计算分析的前提，以双曲模型为主的土体弹塑性动力本构模型广泛应用于土层的地震反应分析中。基于 Masing 法则[1]的双曲模型是国内外常用的基于骨架曲线的土体动力非线性本构，Rasenblueth[2]和 Newmark[3]考虑到可能出现应力值超过土体极限应力值的不合理现象，扩展了 Masing 法则。赵丁凤等[4]在 Davidenkov 本构模型基础上，提出代替“扩展 Masing 法则”的修正加载准则，解决了该准则在程序实现中需要记录大量数据的问题。为使应力应变关系符合阻尼比试验结果，王志良等[5]提出了“阻尼比退化系数”对 Masing 关系进行了修正。李小军在王志良模型的基础上提出“基于骨架曲线修正”[6]处理的“动态骨架曲线”[7]的概念，给出了能考虑土体试验特性且形式简单的一维土体动力本构关系。等效线性化是土层一维地震反应分析中常采用的方法，但该方法是平均滞回曲线意义上的线性方法，无法体现土体的塑性变形，且难以考虑孔压上升对饱和砂土层剪切强度的影响。笔者在李小军模型的基础上提出了以对数函数为骨架曲线[8]，可拟合阻尼比、刚度比试验曲线的土层时域非线性地震反应分析方法，并开发了相应的一维地震反应计算程序。该方法得到的本构模型滞回圈较宽，能更好的体现土体的非线性和塑性特性。国内外专家学者根据循环三轴或剪切试验提出了不同的孔压增长模型，如以 seed[9]为代表的根据孔压比和振次比关系提出的孔压增长公式和 Ishibash 等[10]根据孔压比与动应力及振次的关系确定的孔压增长模型，但是这些模型不能用于不均等固结土体的孔压增长计算，且不适用于不等幅荷载情况下的孔压计算。孙锐等[11]、陈龙伟等[12]在 seed 模型基础上提出了适用于水平场地的不均等固结饱和砂土孔压发展增量计算模型。付海清等[13]以加速度、埋深、砂土密实度等现场参数为基本指标，构建直接适用于水平场地饱和砂土孔压增量模型。上述孔压模型只能模拟在应力循环作用下的孔压增长，无法反映应力卸载条件下的实际孔压值的减小。实际孔压模型由不可逆孔压项和可逆孔压项组成，文中所用的孔压计算模型是在陈龙伟的不可逆孔压增量的基础上，加入笔者提出的可逆孔压模型，两者结合得到的可体现孔压波动的新型孔压模型。该模型能较好的模拟应力循环作用下饱和砂土的实际孔压变化情况。

此外，孙锐[14]通过高精度动三轴的试验结果发现砂土循环最大剪切模量 $G_{\max,N}$、极限剪应力 $\tau_{\mathrm{ult},N}$ 和孔压比的关系与砂土类型和相对密度无关，且可以描述成统一的线性关系。基于此，本文提出了以对数动骨架曲线本构土层时域非线性地震反应分析方法为基础，结合能计入可逆超静孔隙水压的孔压计算模型，通过饱和砂土的有效应力对其剪切模量和抗剪强度进行修正，得到可模拟含饱和砂土场地液化地震反应的土层时域非线性有效应力本构。

在自行编制的土层地震反应分析程序 Soilresp1D 的基础上，加入基于对数动骨架曲线并考虑可逆超静孔隙水压力的有效应力本构，实现了可液化场地动力反应分析。通过对含饱和松砂层场地数值分析，并与基于不同孔压增长模型的有效应力本构的时域分析结果和实际地震动观测记录对比表明，本文提出的基于对数动骨架曲线并考虑可逆超静孔隙水压的孔压计算模型的有效应力本构的模拟结果较为合理，与实际地震动记录相符，且反映了液化对场地地表加速度峰值、反应谱及饱和砂土层抗剪强度的影响规律。

1　有效应力分析方法

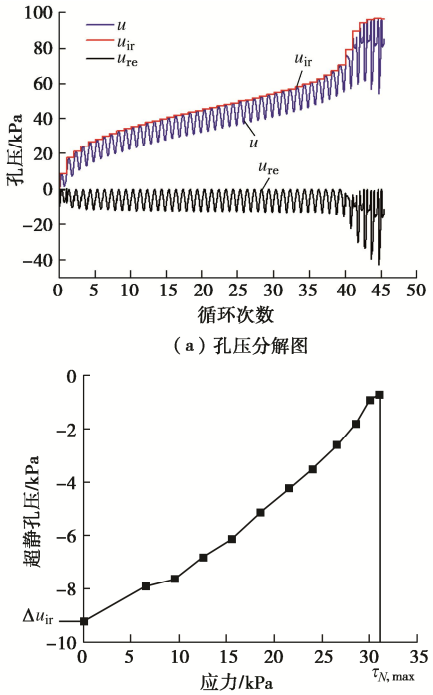
1.1　考虑可逆超静孔隙水压的孔压计算模型

含饱和砂土场地地震反应模拟结果是否能反映饱和砂土液化对场地地震反应的影响取决于合理的孔压计算模型，这一模型应能真实模拟饱和砂土层在每一应力循环后的孔压值。

常用的孔压模型只能反映孔压在应力循环加载作用下的增长，无法体现应力卸载时孔压的减小，如图 1（a）中的红线所示，而饱和砂土不排水循环三轴试验实测孔压值如图 1（a）中的蓝线所示。据此可将饱和砂土不排水循环三轴试验实测孔压值分为可逆孔压 u_{re}（图 1（a）黑线）和不可逆孔压 u_{ir}（图 1（a）红线），如此可知，不可逆孔压 u_{ir} 随着循环次数的增加单调增长，本文将依据陈龙伟[12]提出的适用于水平成层场地的不均等固结饱和砂土的孔压发展增量计算模型表示，这一模型是通过振动台和振动离心机土层液化试验得到的，能真实反映实际水平成层场地在水平剪切地震动作用下的土体单元水平往返剪切力，孔压发展增量计算模型：

$$\left.\begin{aligned}&u_{\mathrm{ir},0}^{*}=0\ ,\\&U_{\mathrm{ir},N}=\frac{\Delta u_{\mathrm{ir},N}^{*}}{1-u_{\mathrm{ir},N-1}^{*}}=\frac{c_{1,0}}{\sqrt{N_{\mathrm{ep}}}}\left(\frac{\tau_N}{\bar{\sigma}_{N-1}}\right)^{A_{4,0}}\cdot\\&\left[1-c_{1,a}(K_{\mathrm{c}}-1)^{C_{1,b}}\right]\quad(N=1,2,3,\cdots)\ ,\\&u_{\mathrm{ir},N}^{*}=u_{\mathrm{ir},N-1}^{*}+U_{\mathrm{ir},N}(1-u_{\mathrm{ir},N-1}^{*})\ ,\\&N_{\mathrm{ep}}=\sum_{i=1}^{N}\left[\frac{\tau_i}{\tau_N}\right]^{\alpha}\ 。\end{aligned}\right\}\tag{1}$$

式中 $u_{\mathrm{ir},0}^{*}$ 为初始不可逆孔压比；$\Delta u_{\mathrm{ir},N}^{*}=\Delta u_{\mathrm{ir},N}/\bar{\sigma}_0$，$\Delta u_{\mathrm{ir},N}$ 为第 N 次应力循环中的不可逆孔压的孔压增量；$\bar{\sigma}_0$ 为初始有效围应力；$\Delta u_{\mathrm{ir},N-1}^{*}=\Delta u_{\mathrm{ir},N-1}/\bar{\sigma}_0$，$u_{\mathrm{ir},N-1}$ 为第 N-1 个应力循环中的不可逆孔压；$c_{1,0}$，$c_{1,a}$，$c_{1,b}$，$A_{4,0}$ 为试验参数，与土的密实程度有关；K_{c} 为固结比；N_{ep} 为等效应力作用次数，τ_i 为第 i 次循环剪应力幅值（$1\leqslant i\leqslant N$）；τ_N 为第 N 次循环剪应力幅值，α 为材料参数。式中相关参数取值详见文献[12]，在此不再赘述。



（a）孔压分解图

（b）可逆孔压分量与应力关系

图 1 饱和砂土不排水循环三轴试验过程中孔压变化

Fig. 1 Variation of pore pressure of saturated sand by undrained cyclic triaxial tests

由图 1（a）可知，可逆孔压 u_{re} 是非正的，对于每一循环加载过程，逐渐增大至零，随卸载逐渐减小，反向加载时，可逆孔压亦逐渐增大。根据如图 1（b）所示的饱和砂土不排水循环三轴试验数据分析可得，每一应力循环的可逆孔压与该循环的应力呈线性关系，且每一循环的可逆孔压初始值为 $-\Delta u_{\mathrm{ir}}$。可逆孔压 $u_{\mathrm{re},N}$ 定义为

$$u_{\mathrm{re},N}=\frac{\Delta u_{\mathrm{ir}}}{\tau_{N,\max}}(\tau-\tau_{N,\max})\quad 。\tag{2}$$

在对饱和砂土层进行时域非线性地震反应有效应力分析时，根据上述两式即可得到循环应力作用下饱和砂土的实际孔压值（图 1（a）中的 u 线）。

1.2 基于孔压的剪切模量和抗剪强度修正方法

饱和砂土层每一循环的最大剪切模量和抗剪强度受这一循环孔压变化的影响显著，最大剪切模量和抗剪强度随着孔压比的上升不断减小。为考虑在循环荷载作用下孔压的上升对土体软化过程的影响，则每经过一次应力循环需对砂土的最大剪切模量和抗剪强度进行修正。孙锐等[14]通过拟合高精度动三轴的试验数据发现饱和砂土最大剪切模量 $G_{\max,N}$、极限剪应力 $\tau_{\mathrm{ult},N}$ 和孔压比的关系几乎不受砂土类型和相对密实度的影响，且能简单描述成统一的线性关系，其具体函数表达式为

$$\left.\begin{aligned}&G_{\max,N}=G_{\max,0}(1-U_N)\ ,\\&\tau_{\mathrm{ult},N}=\tau_{\mathrm{ult},0}(1-U_N)\ ,\end{aligned}\right\}\tag{3}$$

式中，$G_{\max,N}$，$\tau_{\mathrm{ult},N}$ 分别为 N-1 次应力循环后砂土的最大剪切模量和极限剪应力，$U_N=u_N/\bar{\sigma}_0$。

1.3 基于对数动骨架曲线含饱和砂土层场地时域非线性本构有效应力分析方法

在文献[8]提出的基于对数动骨架曲线时域非线性土体动本构基础上，考虑可逆超静孔隙水压的孔压计算模型及剪切模量和抗剪强度随孔压变化的修正关系，提出了一种新的有效应力本构：

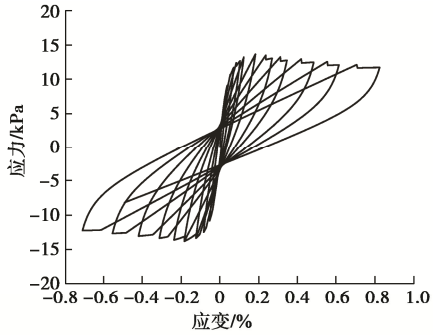
$$\left.\begin{aligned}&\tau(\gamma)=\begin{cases}K(\gamma_0)\cdot\left[(\gamma-\gamma_{\mathrm{c}})/\left(a+b'\cdot\left|\dfrac{\gamma-\gamma_{\mathrm{c}}}{2}\right|\right)-\dfrac{\pm\tau_{\mathrm{m}}-\tau_{\mathrm{c}}}{\pm\gamma_{\mathrm{m}}-\gamma_{\mathrm{c}}}\cdot\right.\\\left.(\gamma-\gamma_{\mathrm{c}})\right]+\dfrac{\pm\tau_{\mathrm{m}}-\tau_{\mathrm{c}}}{\pm\gamma_{\mathrm{m}}-\gamma_{\mathrm{c}}}\cdot(\gamma-\gamma_{\mathrm{c}})+\tau_c\quad(|\gamma|\leqslant\gamma_{\mathrm{m}})\ ,\\\dfrac{\pm\ln(1\pm b\gamma/a)}{b}\quad(|\gamma|\geqslant\gamma_{\mathrm{m}})\ ,\end{cases}\\&K(\gamma_0)=\frac{\pi b\gamma_0^2}{2(a_1+b_1\gamma_0)\left[(2a+b\gamma_0)-2b\gamma_0/\ln(1+b\gamma_0/a)\right]}\ ,\\&G_{\max,N}=1/a=G_{\max,0}(1-(u_{\mathrm{re},N}+u_{\mathrm{ir},N-1})/\bar{\sigma}_0)\ ,\\&\tau_{\mathrm{ult},N}=1/b=\tau_{\mathrm{ult},0}(1-(u_{\mathrm{re},N}+u_{\mathrm{ir},N-1})/\bar{\sigma}_0)\ ,\end{aligned}\right\}\tag{4}$$

式中，相关参数的物理含义及其取值详见文献[8]及前文相关定义，在此不再赘述。

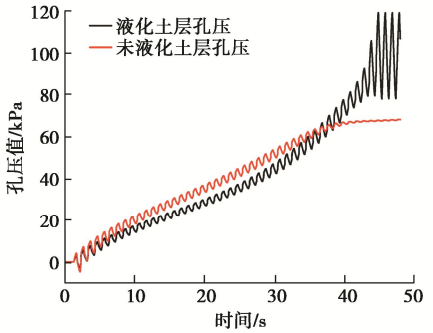
基于文献[8]中的式（18），（19），（21）结合式（4）所表述的有效应力本构，可形成一种基于对数动骨架曲线时域非线性土体动本构并考虑可逆超静孔隙水压力的含饱和砂土场地时域非线性地震反应分析方法，这一方法可以计算不均等固结条件下的水平成层场地

在不等幅的地震荷载作用下的孔压变化情况，且可模拟饱和砂土液化过程中的砂土剪切模量和抗剪强度软化特征。将这一方法引入笔者研发的土层场地时域非线性动力反应分析程序 Soilresp1D，实现了含饱和砂土场地时域非线性地震反应分析。

图 2 为依据本文有效应力分析方法得到的饱和松砂土体试验模型等幅循环荷载作用下的应力应变曲线及孔压变化，数值模拟中当孔压比达到 1 时，砂土层发生液化，且液化后土层的剪切模量取 0.0125 G_{max} [15]。由图可知本文有效应力本构所反映的应力应变关系合理，能实现在动荷载作用下孔压上升引起的饱和砂土剪切模量和抗剪强度软化特征。



（a）应力应变曲线



（b）孔压增长曲线

图 2 基于本文本构模拟试验模型中饱和砂土的动力反应

Fig. 2 Stress-strain curves and simulated results of variation of pore pressure based on constitutive model for effective stress

2　可液化土层场地非线性地震反应对比分析

利用本文方法，对含饱和松砂层场地和实际观测台阵场地进行地震液化反应分析，并通过基于丰万玲孔压增长模型的有效应力本构的计算结果和实际地震动观测记录对比分析，验证了基于对数动骨架曲线并考虑可逆超静孔隙水压力的孔压模型的有效应力本构的合理性。同时，讨论了饱和砂土层液化对场地地表加速度峰值、反应谱及饱和砂土体剪切模量的影响。

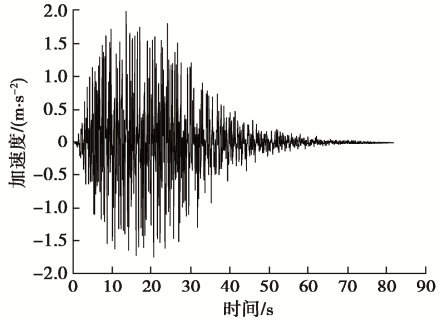
2.1　基于不同孔压模型的有效应力本构计算结果对比

数值分析中输入图 3（a）所示时长 82 s、峰值加速度 2 m/s^2、离散时间步距为 0.02 s 的地震动时程。按照时域非线性分析稳定性的要求并结合地震动截止频率（15 Hz）确定数值模拟时间步距为 0.0025 s，为实现数值分析将输入地震动时程通过插值成离散散步距为 0.0025 s。计算场地模型包含黏土层、饱和砂土层和下伏基岩，总厚 32 m，各岩土层模型计算参数见表 1。根据石兆吉给出的液化判别式得到的该计算模型中砂土的液化临界剪切波速为 267.1 m/s[16]，各砂土层的实测剪切波速均小于该值，所以该模拟场地为液化场地。按照土层时域动力反应分析方法精度要求确定了沿场地深度的离散步距 Δz 为 1 m，如此将计算模型划分成 32 层，其中层 7～层 9 为饱和砂土层。在对模型进行动力反应计算时，每一次应力循环后（应力两次过零线）需对 $G_{max,N}$ 和 $\tau_{ult,N}$ 修正，当饱和砂土层发生液化后土层参数保持不变。数值模拟结果如图 3（b）～（d）、图 4 所示，图 3（b）～（e）为本文方法分析结果和基于丰万玲孔压增长模型的有效应力本构分析结果，图 4 为本文方法分析得到的含饱和砂土场地模型在地震动作用下液化和未液化砂土层的应力应变曲线。

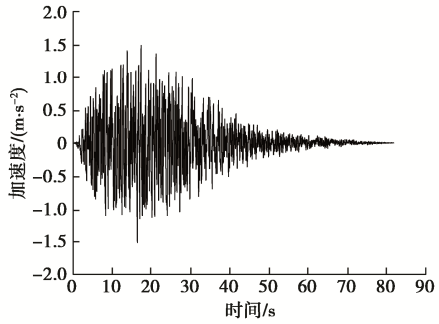
表 1　场地计算模型参数

Table 1 Model parameters for site salulation

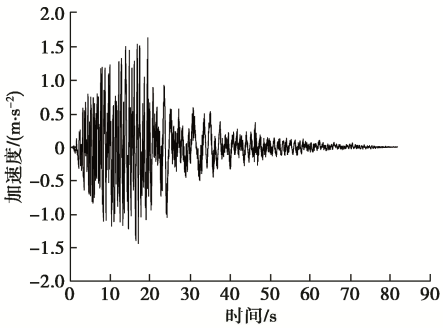
土类	深度 /m	剪切波速 /(m·s^{-1})	密度 /(t·m^{-3})	b/a	a_1 /(10^{-3})	b_1
黏土	6	120.0～142.2	1.95	1160	0.82	5.9
细砂	9	142.2～153.3	1.49	1934	2.24	5.2
黏土	30	153.3～231.0	1.95	1160	0.82	5.9
基岩	32	511.0	2.65			



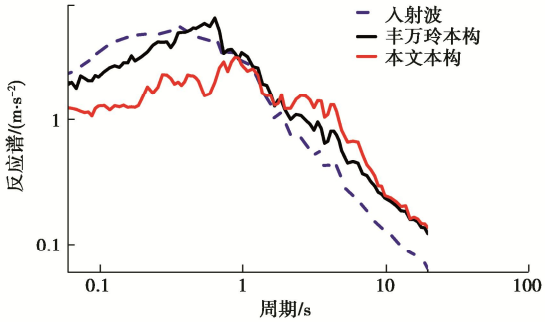
（a）输入地震动加速度时程



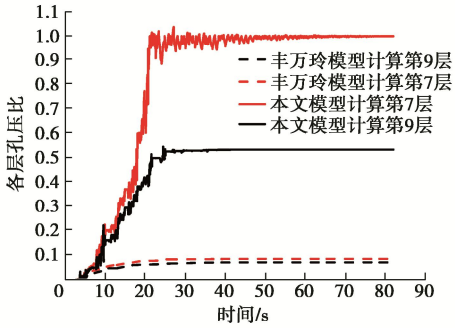
（b）丰万玲有效应力本构模拟的地面加速度时程



（c）本文方法模拟的地面加速度时程



（d）两种本构地面加速度反应谱



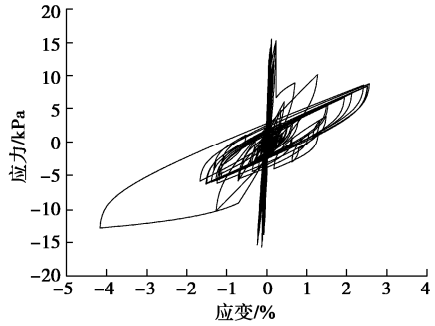
（e）两种应力本构各砂层孔比

图 3 输入地震动时程和两种有效应力本构的场地地震反应

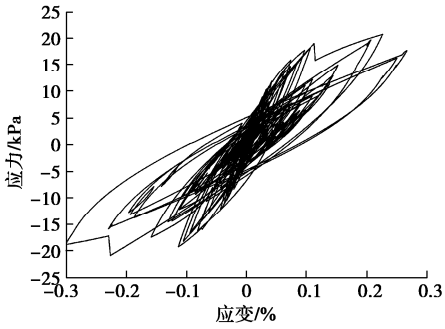
Fig. 3 Time histories of input ground motion and seismic responses of two constitutive models for effective stress

数值模拟结果显示，基于本文分析方法得到的地面加速度峰值为 1.62 m/s^2，基于丰万玲孔压增长模型有效应力本构计算得到的地面加速度峰值为 1.5 m/s^2。根据孙锐对比液化与非液化场地加速度反应谱，可知液化场地减少地震动高频分量但同时对低频分量显著放大[17]。由图 3（d）两种本构地面加速度反应谱,本文本构计算场地在周期为 1 s 内的高频地震反应明显减小，在周期大于 1 s 的地震反应有明显放大，丰万玲本构计算结果则无该现象。根据反应谱对比图判别本文本构计算该模型场地发生液化，丰万玲本构计算该场地未发生液化，该结果与本文孔压计算结果一致。由图 3（b），（c）可以看出，丰万玲有效应力本构分析所得地面加速度时程与入射加速度时程无明显差异，本文分析结果在饱和砂土液化后高频地震动得到了明显的衰减。图 3（e）所示结果显示，丰万玲孔压增长模型分析孔压增长缓慢，最大孔压比仅为 0.1，未发生液化；而本文分析结果表明，层 7 于 16.55 s 孔压比达 1.0，即开始液化，总体表现为孔压比随作用时间逐渐增加，当加速度接近峰值时，上层饱和砂层孔压迅速上升，并发生液化；对于下层饱和砂土，孔压比随作用时间逐渐增加，达 0.54 后，趋于平稳，不难发现其平稳段对应于上层饱和砂土液化阶段；同时可以看出本文方法模拟结果能较真实的反映饱和砂土地震作用下的实际孔压变化特征，即孔压随地震荷载作用有增有减；相比于本文模拟结果，丰万玲有效应力本构虽能描述孔压增长过程，但不能合理的模拟饱和砂土孔压在地震荷载作用下孔压变化特征，未能反映含饱和砂土液化对场地地震反应的影响。

此外，由图 4 可以看出，层 7 饱和砂土层在液化前应变较小，土体剪切模量较大，应力应变曲线较陡，液化后应变增大，剪切模量减小，应力应变曲线迅速变缓。层 9 饱和砂土层孔压比未达 1.0，未发生液化，其应变较小，剪切模量的折减较为缓慢。



（a）第7层液化层应力应变曲线



（b）第9层未液化层应力应变曲线

图 4 本文方法模拟液化与未液化饱和砂土层应力－应变关系曲线

Fig. 4 Simulated results of stress-strain relationship curves between liquefied and unliquefied saturated sand

综上所述，本文方法能再现饱和砂土层在强地震作用下孔压变化特征，能反映液化饱和砂土层的减震效应和高频地震动的衰减特征。

2.2 Fire Station 场地模型计算结果与实测结果对比

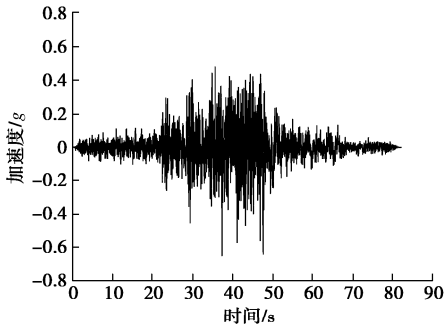
本文以加州 Corralitos 地区的 Fire Station 场地影响观测台阵的场地资料为基础，建立了含饱和砂土层

场地地震液化反应分析模型，以地表下 102 m 基岩处实测加速度时程为作用地震动，加速度时程如图 5（a）所示，其峰值加速度为 0.75*g*。按照一维土层场地时域非线性计算精度和稳定性要求确定了各土层离散步距和计算时间步距，采用本文方法模拟得到了场地地表加速度反应，并与实际地表观测记录对比，验证了本文方法数值模拟的可靠性。分析模型厚度为 102 m，由松细砂、中密砂及黏土组成，图 5（b）给出了模型剪切波速随深度变化趋势，模型相关参数如表 2 所示。同样根据石兆吉给出的液化判别式得到该实际场地模型上层厚度为 26 m 细砂的液化临界剪切波速为 371.7 m/s，上层细砂的实测剪切波速均小于该值，该场地为液化场地。

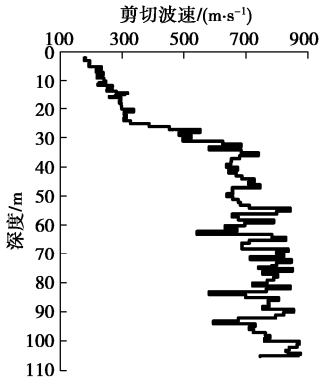
表 2 场地计算模型参数

Table 2 Model parameters for site calculation

土类	层厚 /m	深度 /m	密度 /(t·m^{-3})	b/a	a_1 /(10^{-3})	b_1
松细砂	26	26	1.92	1711	7.18	3.717
黏土	12	38	1.68	1527	3.73	4.331
松细砂	22	60	1.92	1051	8.36	4.245
中密砂	40	100	1.68	709	10.53	4.081
基岩	2		1.92			



（a）实测基岩地震动加速度时程

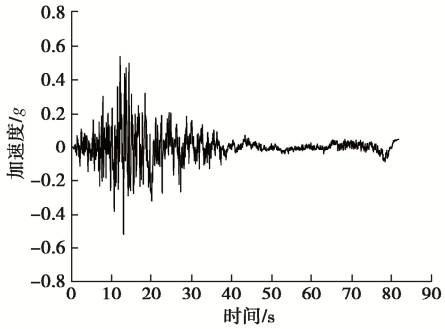


（b）模型剪切波速随深度的变化

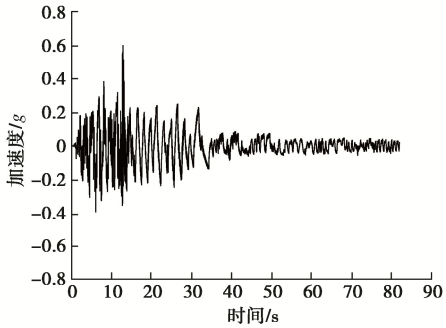
图 5 实测基岩地震动加速度时程和场地剪切波速随深度的变化

Fig. 5 Time histories of measured bedrock acceleration and variation of shear wave velocity with depth

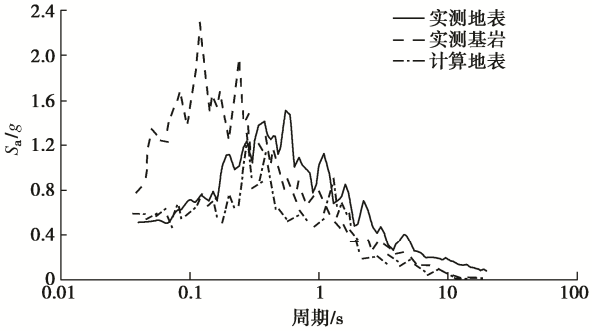
由表 2 可以看出，分析模型覆盖土层主要为砂和黏土，浅层砂土为饱和松细砂。图 6（a），（b）所示实测和计算所得的地表加速度时程均显示 10s 左右地震动达到峰值，土层发生液化，该结果与图 6（d）所示计算孔压比一致，验证了本文计算方法的可靠性与有效性。图 6（d）所示不同深度饱和砂土层孔压比表明，浅层饱和松细砂层孔压比随时间快速增加，且埋深越浅发生液化越快，而下层饱和松细砂层孔压增长较为缓慢，未发生液化。由此可知本文有效应力本构模型能真实反映饱和砂土层液化特征，亦表明地表下 20～30 m 深度内的饱和砂土能产生液化，这一结果的可信性得到了 2011 年新西兰 Mw6.3 地震中发现 20～30 m 深度内饱和砂土产生液化现象的证实[18]。图 6（c）所示为地表与基岩加速度反应谱，根据孙锐提出的液化场地地表反应谱特征，可知实测地表与计算地表反应谱均显示该场地发生液化。在约 0.3 s 周期内，计算地表加速度反应谱相对基岩加速度反应谱明显减小，与实测地表加速度反应谱相近，变化趋势相似。



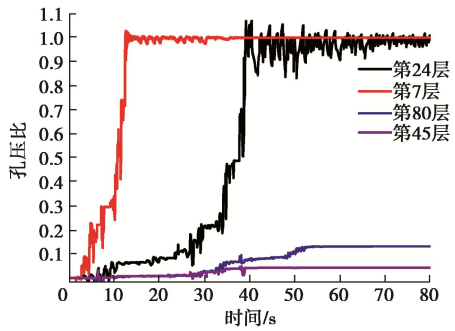
（a）实测地表地震动加速度时程



（b）计算地表地震动加速度时程



（c）数值模拟和实测地表加速度反应谱



（d）不同深度砂土层孔压比

图 6 数值模拟结果与观测结果

Fig. 6 Simulated and observed results

由此不难看出，饱和砂土层液化对短周期地震动具有明显的减震效应，本文方法模拟结果可信，能模拟饱和砂土层孔压变化规律和液化对地表加速度峰值及反应谱的影响特征。

3 结 论

从对数骨架曲线出发并考虑可逆超静孔隙水压的孔压模型，结合每一加载循环饱和砂土体的剪切模量、抗剪强度修正方法，提出了一种基于对数动骨架曲线时域非线性土体动本构并考虑可逆超静孔隙水压力的含饱和砂土场地时域非线性地震反应分析方法。通过典型算例验证了本文方法的可行性和模拟结果的合理性，得到以下 4 点结论。

（1）基于饱和砂土不排水循环三轴试验结果，提出了考虑可逆超静孔隙水压的孔压计算模型，该模型不仅能模拟应力循环加载作用下孔压的增长，还能体现应力卸载时孔压的减小。

（2）数值模拟结果对比分析表明，本文方法能再现饱和砂土层在强地震作用下孔压变化特征，能反映液化饱和砂土层的减震效应和高频地震动的衰减特征。

（3）场地影响观测台阵 Fire Station 分析模型数值结果显示，本文有效应力本构模型能真实反映饱和砂土层液化特征，分析方法是可行的，且结果可信。

（4）饱和砂土液化对地震动峰值加速度与加速度反应谱等地表地震动参数，以及饱和砂土体剪切模量和抗剪强度具有显著影响。

参考文献：

[1] MASING G. Intrinsic stresses and solidification in the brass[C]// Proceedings of Second International Congress of Applied Mechanics, 1926, Zurich. (in Germany)

[2] ROSENBLUETH, E. On a kind of hysteretic damping[J]. Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE, 1964, **90**(4): 37 – 47.

[3] NEWMARK N M, ROSENBLUETH E. Fundarnentais of Earthquake Engineering[M]. EngiewoodCliffs: Prentice-Hall, 1971: 163 – 192.

[4] 赵丁凤, 阮 滨, 陈国兴. 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. (ZAO Ding-feng, RUAN Bing, CHEN Guo-xing. Validation of the modified irregular loading-reloading 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))

[5] 王志良, 韩清宇. 黏弹塑性土层地震反应的波动分析法[J]. 地震工程与工程学报, 1981, **1**(1): 117 – 137. (WANG Zhi-liang, HAN Qing-yu. Analysis of wave propagation for the site seismic response, using the visco-elastoplasticmodel[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 1981, **1**(1): 117 – 137. (in Chinese))

[6] 李小军. 土的动力本构关系的一种简单函数表达式[J]. 岩土工程学报, 1992, **14**(5): 90 – 94. (LI Xiao-jun. A simple functional formula of dynamic constitutive models of saturated soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1992, **14**(5): 90 – 94. (in Chinese))

[7] 李小军, 廖振鹏, 张克绪. 考虑阻尼拟合的动态骨架曲线函数式[J]. 地震工程与工程振动, 1994, **14**(1): 30 – 35. (LI Xiao-jun, LIAO Zheng-peng, ZHANG Ke-xu. A functional formula of dynamic skeleton curve taking account of damping effect[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 1994, **14**(1): 30 – 35. (in Chinese))

[8] 董 青, 苏 杰, 周正华. 基于对数骨架曲线的时域本构及其应用[J]. 岩土工程学报, 2020, **42**(8): 1491 – 1498. (DONG Qing, SU Jie, ZHOU Zheng-hua. The time domain constitutive based on logarithmic skeleton curve and its application in seismic response calculation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, **42**(8): 1491 – 1498. (in Chinese))

[9] SEED H B. Pore-Water Pressure Changes during Soil Liquefaction[J]. Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE, 1976, **102**(5): 323 – 345.

[10] ISHIBASHI M A, SHERIF C. TSUCHIYA. Pore-pressure rise mechanism and soil liquefaction[J]. Soils and Foundations, 1977, **17**(2): 18 – 26.

[11] 孙 锐, 袁晓铭. 非均等固结下饱和砂土孔压增量简化计

算公式[J]. 岩土工程学报, 2005, **27**(9): 1021－1025. (SUN Rui, YUAN Xiao-ming. Simplified incremental formula for estimating pore water pressure of saturated sands underanisotropic consolidation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, **27**(9): 1021－1025. (in Chinese))

[12] 陈龙伟, 袁晓铭, 孙　锐. 适于水平场地孔压发展的增量计算模型[J]. 应用基础与工程科学学报, 2010, **18**(2): 190－198. (CHEN Long-wei, YUAN Xiao-ming, SUN Rui. An incremental pore-water pressure buildup model for horizontal soil strata[J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2010, **18**(2): 190－198. (in Chinese))

[13] 付海清, 袁晓铭, 王　淼. 基于现场液化试验的饱和砂土孔压增量计算模型[J]. 岩土力学, 2018, **39**(5): 1612－1618. (FU Hai-qing, YUAN Xiao-ming, WANG Miao. An incremental model of pore pressure for saturated sand based on in-situ liquefaction test[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, **39**(5): 1612－1618. (in Chinese))

[14] 孙　锐, 李晓飞, 陈龙伟. 孔压增长下双曲线模型参数研究[J]. 振动与冲击, 2018, **37**(7): 1－7. (SUN Rui, LI Xiao-fei, CHEN Long-wei. Effects of increase in pore water pressure on dynamic parameters of hyperbolic model describing stress- strain relation of liquefiable soil[J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, **37**(7): 1－7. (in Chinese))

[15] 丰万玲, 石兆吉. 判别水平土层液化势的孔隙水压力分析方法[J].工程抗震, 1988, **4**: 30－34. (FENG Wang-Ling, SHI Zhao-Ji. Method of pore water pressure analysis for discrimination of liquefaction potential of horizontal layer[J]. Earthquake Resistant Engineering, 1988, **4**: 30－34. (in Chinese))

[16] 石兆吉, 郁寿松. 砂性土剪切波速与液化强度的关系[J]. 世界地震工程, 1991(3): 16－23. (SHI Zhao-Ji, YU Shuo-Song. Sandy soil shear wave velocity and liquefaction strength[J]. Journal of the World Earthquake Engineering, 1991(3): 16－23. (in Chinese))

[17] 孙　锐, 赵倩玉, 袁晓铭. 液化与非液化场地加速度反应谱对比[J]. 岩土力学, 2014, **35**(1): 300－305. (SUN Rui, ZHAO Qian-Yu, YUAN Xiao-ming. Comparison between acceleration response spectra on liquefaction and non-liquefaction sites[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, **35**(1): 300－305. (in Chinese))

[18] 孙　锐, 袁晓铭. 适于不同深度土层液化的剪切波速判别公式[J]. 岩土工程学报, 2019, **41**(3): 440－447. (SUN Rui, YUAN Xiao-ming. Depth-consistent vs-based approach for soil liquefaction evaluation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, **41**(3): 440－447. (in Chinese))

《岩土工程学报》征订启事

《岩土工程学报》创办于 1979 年，是我国水利、土木、力学、建筑、水电、振动等六个全国性学会联合主办的学术性科技期刊。由南京水利科学研究院承办，国内外公开发行。主要刊登土力学、岩石力学领域中能代表当今先进理论和实践水平的科学研究和工程实践成果等。报道新理论、新技术、新仪器、新材料的研究和应用。欢迎国家自然科学基金项目及其他重要项目的研究成果向本刊投稿，倡导和鼓励有实践经验的作者撰稿，并优先刊用这些稿件。主要栏目有黄文熙讲座、综述、论文、短文、工程实录、焦点论坛、讨论和简讯等。

本刊被《中文核心期刊要目总览》连续多年确认为核心期刊，并在建筑类核心期刊中位于前列；本刊被科技部“中国科技论文统计源期刊”（中国科技核心期刊）及“中国科技论文与引文数据库”收录；本刊被中国科学院“中国科学引文数据库”收录；本刊被“中国知网”全文收录及“中国学术期刊综合评价数据库”收录；本刊被“工程索引 Ei Compendex 数据库”和“日本科学技术振兴机构数据库 JST”等国际数据库收录。本刊网址（www.cgejournal.com）全文发布本刊所有刊载文章。

本刊读者对象为土木建筑、水利电力、交通运输、矿山冶金、工程地质等领域中从事岩土工程及相关专业的科研人员、设计人员、施工人员、监理人员和大专院校师生。

本刊为月刊，A4 开，双栏排版，192 页，每月中旬出版，每期定价 40 元，全年定价 480 元。

本刊国际标准刊号 ISSN 1000－4548，国内统一刊号 CN 32－1124/TU，国内发行代号 28－62，国外发行代号 MO 0520。欢迎广大读者在全国各地邮局订购，也可在编辑部订购（不另收邮费）。编辑部订购地址：南京虎踞关 34 号《岩土工程学报》编辑部；邮编：210024；联系电话：025-85829534，85829543，85829553，85829556；传真：025-85829555；E-mail: ge@nhri.cn。

《岩土工程学报》编辑部