

爆炸地震波荷载下饱和砂土液化有效应力法分析

国胜兵¹, 潘越峰^{1, 2}, 王明洋², 钱七虎²

(1. 第二炮兵工程设计研究院, 北京 100011; 2. 解放军理工大学 工程兵工程学院, 江苏 南京 210007)

摘要: 基于有效应力动力分析法, 采用 Byrne 体变孔压模型, 运用二维显式有限差分程序 FLAC 对饱和砂土分别在单点、两点(微差)和多点(微差)爆炸地震波荷载作用下进行有效应力法分析, 分别考虑了水平、微倾以及斜坡场地 3 种工况, 数值模拟结果表明, 少量参数的体变模型在进行液化分析时具有简单实用等特点, 并且不同场地的砂土特性不尽相同。

关键词: 土力学; 爆炸地震波; 饱和砂土; 数值模拟

中图分类号: TU 435

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 6915(2005)增 2 - 5705 - 07

ANALYSIS OF EFFECTIVE STRESS METHOD FOR SATURATED SANDY SOIL UNDER EXPLOSION SEISMIC WAVE LOADINGS

GUO Sheng-bing¹, PAN Yue-feng^{1, 2}, WANG Ming-yang², QIAN Qi-hu²

(1. *Engineering Design and Institute of Second Artillery, Beijing 100011, China;*

2. *Engineering Institute of Engineering Corps, PLA University of Science and Technology, Nanjing 210007, China*)

Abstract: Liquefaction in saturated sandy soil can also be caused by explosive loadings. Compared with the investigation of seismic liquefaction, the study of explosive liquefaction is still in testing and its theoretic study is also primary and obvious. It is still unreported about the study of explosive liquefaction using effective stress models all over the world. In fact, because of its few parameters, sample and practical, the effective stress models are widely used. According to effective stress dynamic analysis method, Byrne's volume strain model is used to simulate the effective stress analysis of saturated soil under single-point, two-point and multi-point explosion seismic waves, respectively, with FLAC code which is a two-dimensional explicit program. Three kinds of fields are considered, such as the level, little-obliquity, and slope ground. The results of numerical simulation indicate that it is simple and practical to analyze liquefaction using volume strain model with few parameters, and the characteristics of saturated sandy soil are different with fields. For some depths of calculated soil, it has little effect on liquefaction with small angle while its effect can not be ignored after exceeding a certain degree. So the characteristic of liquefaction in saturated sandy soil is widely varied with different obliquity while the other conditions are the same. The graphs of isoline states after simulating can be presented with the effective stress and pore water pressure in dams under dynamic loadings while the effective stress analysis of dams are performed under explosion loadings.

Key words: soil mechanics; explosion seismic waves; saturated sandy soil; numerical simulating

1 引言

饱和砂土动力液化的研究方法从最初的经验法

(野外试验)、总应力法(液化判别)、有效应力法(孔压模式)发展到弹塑性模型(有效应力类本构模型)。与总应力法相比,有效应力法能直观地得到孔压的动态响应;而与弹塑性模型相比,其又具有参

收稿日期: 2004 - 09 - 06; **修回日期:** 2005 - 01 - 07

作者简介: 国胜兵(1975 -), 男, 博士, 2004 年毕业于解放军理工大学工程兵工程学院人防(国防)工程系防护工程专业, 现任工程师, 主要从事饱和砂土动力特性以及工程防护方面的研究工作。E-mail: xiangyanxia@126.com。

数简单、易计算等特点。因此基于有效应力法分析饱和和砂土在动荷作用下的液化响应仍具有一定的理论和实践意义。

动荷作用下土中孔隙水压力的确定是基于有效应力动力分析法研究饱和和砂土液化问题的核心课题之一。依据对不同条件下孔隙水压力变化机理的深入了解和充分认识，到目前为止，国内外学者提出的孔压计算模式多达 60 多个^[1, 2]。就目前已有动孔压模式所采取的计算途径而言，大体上可分为以下类型：应力孔压模型^[3~5]、应变孔压模型^[6~8]；有效应力孔压模型^[9]、瞬态孔压模型^[10]；内时孔压模型^[11]、能量孔压模型^[12, 13]等。

第一类应力、应变孔压模型构造简单，参数便于测定，所以在土体动力反应有效应力分析中应用广泛。第二类有效应力、瞬态孔压模型还需进一步研究，计算模型的参数太复杂且少数参数无物理意义。第三类内时、能量孔压模型思路新颖，但存在如内时孔压模型的内时变量的合理选取问题。

虽然第一类模式的孔压模型是一种粗略估算孔压的方法，但是具有简单实用等特点，因此本文基于这类模型中的由 Finn 体变孔压模型^[6]改进得到的 Byrne 体变孔压模型^[14]，进行爆炸地震波作用下饱和和砂土动力液化分析。

2 Byrne 体变孔压模型

文[6]注意到不可恢复的体积应变和剪应变与侧限压力无关。根据饱和和砂土在不排水条件下孔隙水压力的增量与在排水条件下体积应变的增量之间的关系，得到试样在没有体积变化情况下周期剪切一周所引起的孔隙水压力增量。Finn 体变模型需要 4 个参数($c_1 \sim c_4$)来确定体积应变，利用曲线拟合的方式确定这些参数很复杂而且耗时。因此，基于上述思想，文[14]提出了一个 2 个参数的简化孔压计算模型，即

$$\frac{\Delta \epsilon_{vd}}{\gamma} = c_1 \exp \left[-c_2 \left(\frac{\epsilon_{vd}}{\gamma} \right) \right] \quad (1)$$

式中： $\Delta \epsilon_{vd}$ 为周期剪切一周所引起的体积应变，与累积的体积应变 ϵ_{vd} 和剪应变 γ 有关；参数 c_1 表示 $\Delta \epsilon_{vd} - \gamma$ 曲线中 $\epsilon_v = 0$ 时的斜率；参数 c_2 控制积聚的体积随循环周数变化的形状。

通常情况下，可定义 $c_2 = 0.4/c_1$ 。这样，式(1)中就只包含 1 个参数。当然 c_1 和 c_2 也可以根据实际

情况选取。研究表明， c_1 可以由相对密度 D_r 而得

$$c_1 = 7\ 600 D_r^{-2.5} \quad (2)$$

试验研究进一步表明，相对密度 D_r 可以由标准贯入试验锤击数 $(N_1)_{60}$ 根据经验关系得到

$$D_r = 15(N_1)_{60}^{0.5} \quad (3)$$

将式(3)代入到式(2)，有

$$c_1 = 8.7(N_1)_{60}^{-1.25} \quad (4)$$

3 水平场地爆炸液化模拟

将基于孔压模型来计算孔隙水压力的有效应力分析法应用于爆炸地震波作用下饱和和砂土的动力液化问题较少见到相关研究或文章。因此，本文拟借助 Byrne 模型来模拟饱和和砂土在水平爆炸地震波作用下液化分析以及相关的沉降分析。爆炸地震波荷载分为单点爆炸地震波、两点(微差)爆炸地震波和多点(微差)爆炸地震波 3 种波动荷载。

土体特性采用 Mohr-Coulomb 模型描述，其表达式为

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \sin \varphi + c \cos \varphi \quad (5)$$

式中： σ_1, σ_3 分别为最大和最小主应力； c, φ 分别为土的粘聚力和内摩擦角。

试样为饱和砂土，所以 $c=0$ ，物理参数见表 1。孔压计算模型采用 Byrne 体变孔压模型，模型参数见表 2。土样尺寸为 50 m×20 m，有限差分网格如图 1 所示。模拟结果为试样中点处的时程曲线。

表 1 试样的物理参数

Table 1 Physico-parameters for sample

密度 ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	体积模量 /Pa	剪切模量 /Pa	内摩擦角 ($^\circ$)	孔隙水体积 模量/Pa
1 700	3×10^8	5×10^7	33	2×10^9

表 2 Byrne 模型参数^[14]

Table 2 Parameters for model^[14]

$(N_1)_{60}$	c_2
8	$0.4/c_1$

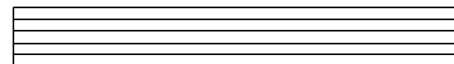


图 1 有限差分网格

Fig.1 FDM meshes

为了判别所研究的土体是否液化，一般直接应用土体有效应力是否为“0”这个判据。也有研究者根据超孔隙水压力与初始有效应力之比 PPR (pore water pressure ratio)来判断土体是否液化， PPR 的表达式为

$$PPR = \frac{u}{\sigma'_0} \times 100 (\%) \quad (6)$$

式中： u 为超孔隙水压力， σ'_0 为初始有效应力。

由式(6)可以看出， PPR 为一个无量纲的标量。

3.1 单点爆炸地震波

本节模拟采用的输入荷载为实测爆炸地震波速度时程数据，如图 2 所示。

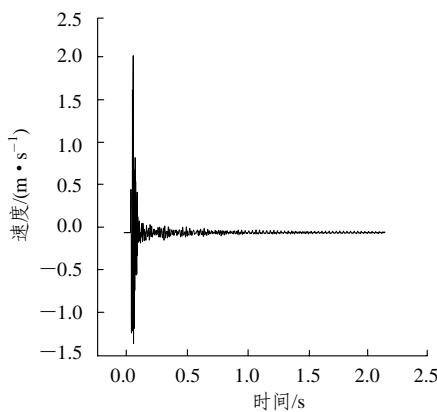


图 2 输入单点爆炸地震波速度时程

Fig.2 Time-history of velocity of pore single-point explosion seismic waves

从模拟结果来看，孔隙水压力和超孔隙水压力都是在短时间内迅速上升，如图 3, 4(a)所示。不考虑渗流的情况下，在随后的时间内都保持不变。由于模拟时在计算中加入了瑞利阻尼，所以曲线在一定程度上进行了“光滑”。

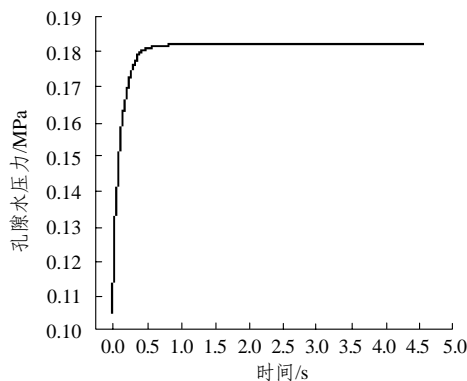
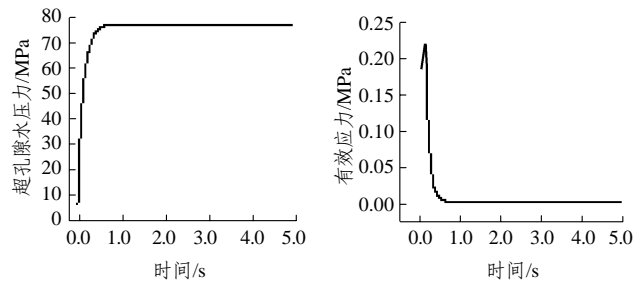


图 3 孔隙水压力时程

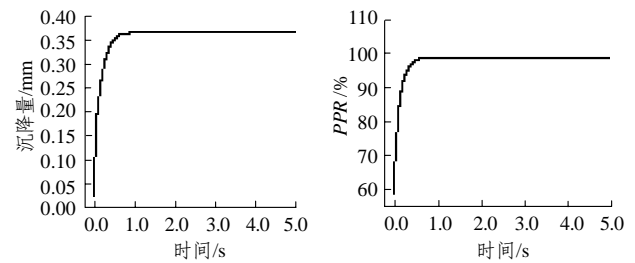
Fig.3 Time-history of pore pressure

来看，有效应力在刚开始段是上升的，上升到某一值后，再急剧下降，虽然有效应力上升段非常小，与下降段相比可忽略不计，但这也说明饱和砂土在爆炸地震波这种高频高幅值短时荷载作用下，荷载的频率对其还有一定的影响。土骨架在高频荷载作用下，刚开始土颗粒还来不及进行错动或移动，因此外荷载主要是由土骨架来承担，土体表现为有效应力增大。但是，在有效应力增大到某一值后，这也是在饱和砂土经历一定时间历程之后了，土颗粒已经开始错动或移动了，土体就表现为有效应力降低，随着荷载持时的增加，土颗粒错动或移动完成得越来越充分，使得土体最后处于完全液化状态，也就是达到有效应力等于 0，完全由孔隙水来承担外荷载的状态。由于不考虑土体的渗流固结，因此有效应力不会恢复，孔隙水压力也不会下降，而是一直保持液化状态。



(a) 超孔隙水压力时程式

(b) 有效应力时程



(c) 表面沉降时程

(d) PPR 时程

图 4 参量的时程模拟结果

Fig.4 Results of time-history of variable after simulation

土体地表沉降时程曲线(图 4(c))表明，土体在外荷载作用下，随着土颗粒不断填充孔隙，孔隙水不断被“挤出”，地表就表现为沉降量不断增加，直至土体达到完全液化状态，这时土颗粒填充孔隙的过程已经完成，土颗粒错动或移动发生量非常小或者已经结束，同样是由于不考虑渗流固结，因此土体地表沉降量达到某一最大值后保持不变。

从孔隙水压力比(PPR)曲线来看，由于初始有效应力为一定值，因此，孔隙水压力比随时间的变化特性主要是由孔隙水压力变化来体现。在计算的过

有效应力总体上是快速下降至 0，但是从图 4(b)

程中孔隙水压力值可能大大超过初始有效应力，因此，模型在定义 PPR 时就将其大于 100% 时定义为 100%，以符合液化的定义。

3.2 两点(微差)爆炸地震波

在民用工程爆破中，经常采用多段少装药量微差爆破的方法降低某重要位置点的爆破地震效应。因此，有必要研究饱和和砂土等介质在两点(微差)爆炸地震波荷载作用下的动力特性，包括液化问题。

本节模拟所采用的试样的尺寸、物理参数、模型参数等都同上节，输入的荷载为两点(微差)爆炸地震波荷载，见图 5。

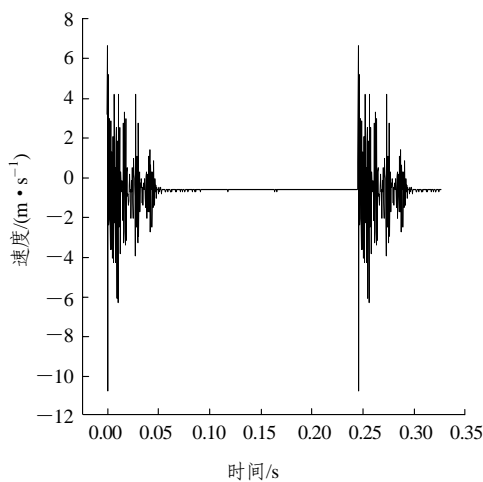


图5 输入两点(微差)爆炸地震波速度时程
Fig.5 Time-history of velocity of two-point explosion seismic waves

从模拟结果来看，两点(微差)爆炸地震波与单点爆炸地震波计算得到的曲线从形式上看差不多，由于输入荷载的幅值和持时不同，因此表现在模拟结果的幅值上有所不同。在不同动载作用下计算得到的孔压响应仅表现为数值上的叠加或减少，表现在到达液化的时间上或长或短。同时计算结果也说明体变孔压计算模型无法反映出荷载波序变化的特性，由于计算中加入了粘性阻尼，在一定程度上“抹平”了荷载频率不同的影响，所以得到的曲线与上节在形式上有惊人的相似，如图 6, 7 所示。

3.3 两点(微差)爆炸地震波

更一般情况下，多点(微差)爆炸发生的概率比两点(微差)爆炸和单点爆炸要大得多。本文模拟所采用的试样的尺寸、物理参数、模型参数等都同上节，只不过外荷载改为多点(微差)爆炸地震波荷载，输入的速度时程如图 8 所示。

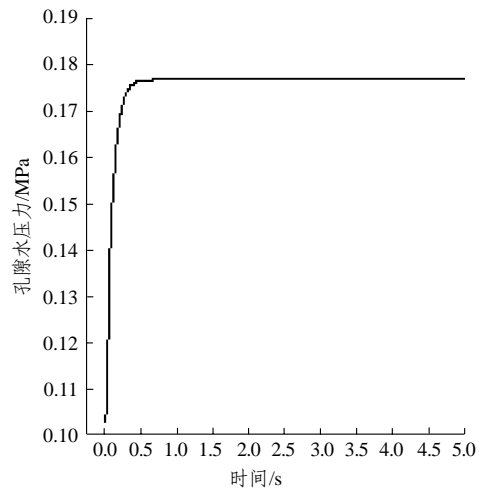


图6 孔隙水压力时程
Fig.6 Time-history of pore water pressure

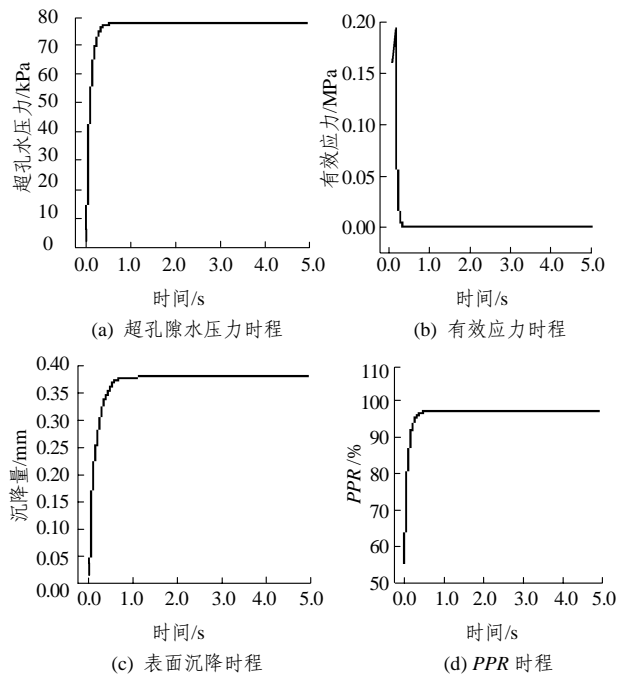


图7 参量的时程模拟结果
Fig.7 Results of time-history of variables after simulation

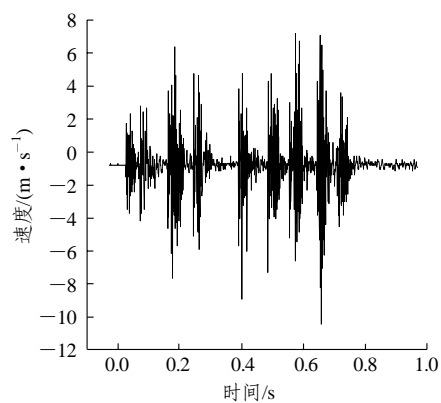


图8 输入多点(微差)爆炸地震波速度时程
Fig.8 Time-history of velocity of multi-point explosion seismic waves

从模拟结果来看，多点(微差)爆炸地震波与两点(微差)爆炸地震波计算得到的曲线很相似，也是因为输入荷载的幅值和持时不同，所以表现为模拟结果的幅值上有所不同，如图 9，10 所示。

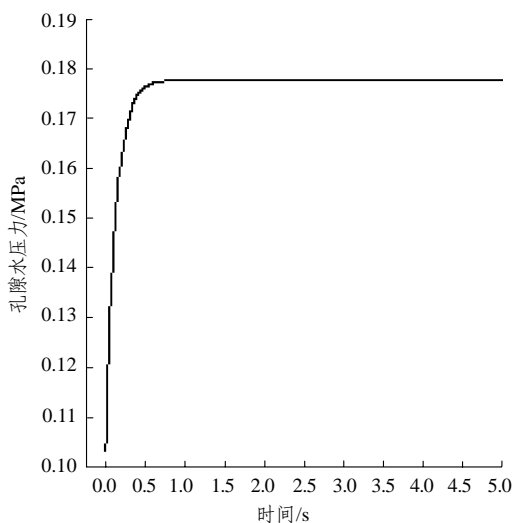


图 9 孔隙水压力时程

Fig.9 Time-history of pore water pressure

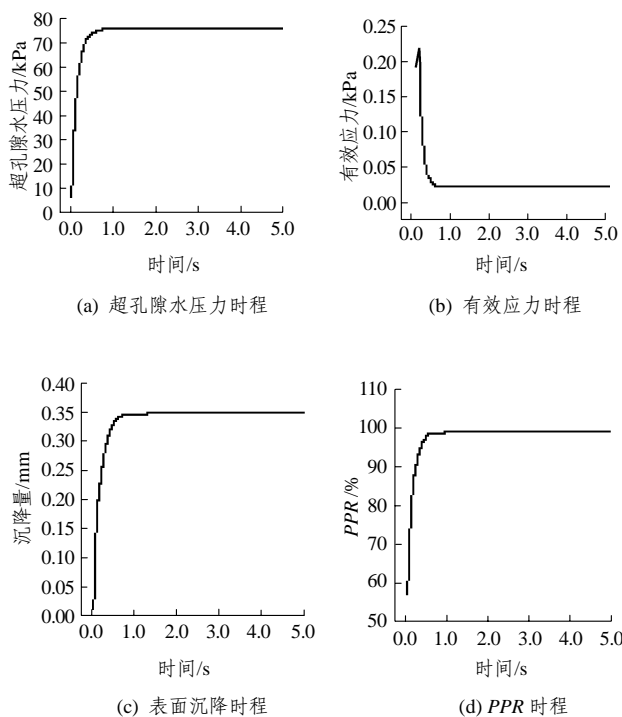


图 10 参量的时程模拟结果

Fig.10 Results of time-history of variables after simulation

4 微倾场地爆炸液化模拟

一般地，由于局限于计算分析软件的分析问题和解决问题的能力，很少研究场地不是完全水平的

情况下土体的动力特性。比如说，场地与水平倾角很小(2°, 6°, 10°等)时，土体动力特性与完全水平(倾角为 0°)时有何不同。岩土分析软件 FLAC 能够考虑当地非完全水平时的情形，如文[15]利用 FLAC 分析了不同倾角场地的土体在地震荷载作用下动力特性，得到了不同倾角对土体的应力路径和应力应变关系都有一定影响的结论。

为了便于进行比较，本节进行的数值模拟条件同上节。因此，模型参数以及试样尺寸等条件同上节，在此不再赘述。仅取 4 种倾角(如 0°, 2°, 6°, 10°)进行考虑，模拟结果如图 11 所示。

从模拟结果可以看出，对于土层厚度为 20 m 时，在倾角不大的情况下，其中点处的有效应力、孔隙水压力、超孔隙水压力时程等影响非常小。但从 PPR 时程可以看出，在其他工况相同的情况下，当倾角超过 10°时，土体并没有液化，也就是说 PPR 小于 100%。

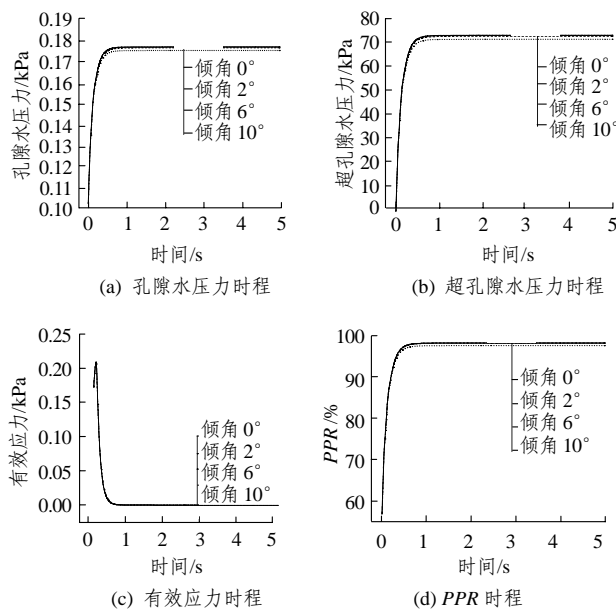


图 11 不同倾角时参量的时程模拟结果

Fig.11 Results of time-history of variables with deferent obliquities after simulation

5 斜坡场地爆炸液化模拟

对于可液化土来说，不同场地形式对于土体在液化后的表现是不一样的。文[16]将液化研究按场地不同分为 2 类：一是水平场地、另一是斜坡场地。由此可见，水平场地则关注土体的沉降，而斜坡场地则要关注是否流滑。因此，有必要对斜坡场地进行爆炸地震波荷载作用下的有效应力分析。

本节将进行一个大坝在爆炸地震波荷载作用下的有效应力分析。大坝具体概况见文[17]。大坝是构筑在岩床冲积覆盖层上，采用水力冲填技术，高为 30 m。坝底宽为 225 m，坝顶宽为 75 m，左右坡度一样，坡度比为 1 : 2.5。该大坝为粘土斜墙砂石混合坝，坝体主要材料为砂料。水位最高处距坝顶 0 m。有限差分网格如图 12 所示。在地震过程中水冲积层的 $(N_1)_{60}$ 值为 13。液化土的平均细颗粒含量为 25%。材料物理参数同前，输入荷载见图 2。模拟得到图 13 为大坝中心处状态量的时程曲线。图 14~16 为大坝等值线状态图。

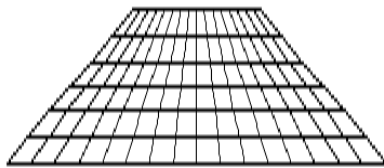


图 12 大坝有限差分网格示意图

Fig.12 Schematic diagram of mesh for the dam analysis

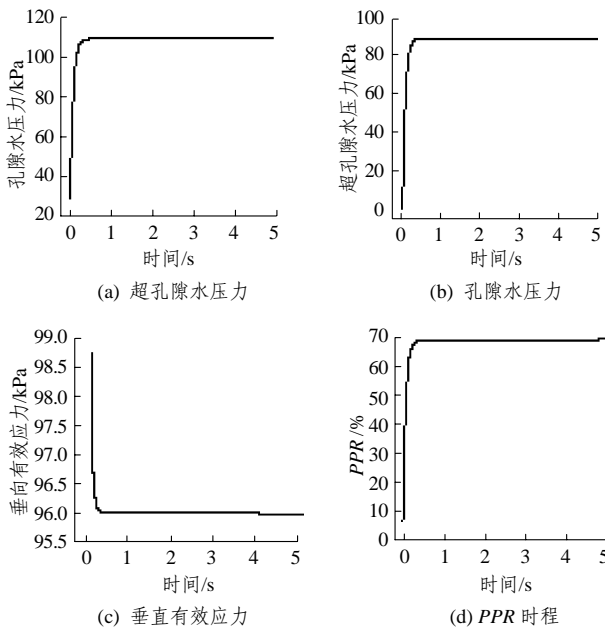


图 13 参量的时程模拟结果

Fig.13 Results of time-history of variables after simulation

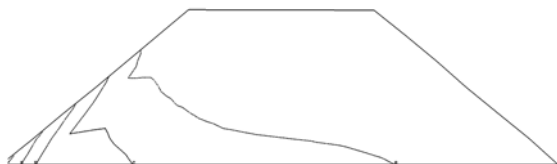


图 14 有效应力等值线

Fig.14 Isoline of effective stress

从图 13 可以看出，孔隙水压力在短时间内上升，然后处于某一恒值，由于在计算过程中采用不

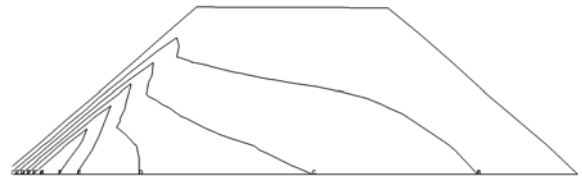


图 15 孔隙水压力等值线

Fig.15 Isoline of pore water pressure

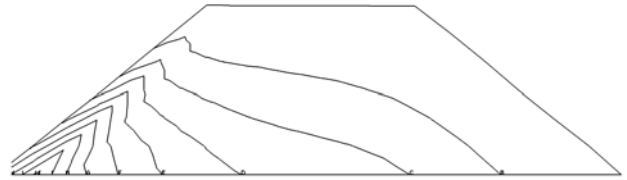


图 16 超孔隙水压力等值线

Fig.16 Isoline of excess pore water pressure

排水条件，所以孔隙水压力并没有消散。从有效应力时程曲线来看，土体的垂直有效应力在爆炸地震波荷载作用下并没有下降至 0，也就是说土体并没有液化，这从 PPR 也可以看出，最终的 PPR 并没有达到 100%。

图 14~16 分别为大坝的有效应力等值线、孔隙水压力等值线和超孔隙水压力等值线。有效应力等值线的间距值为 33 kPa，最大值位于左下角处，为 166 kPa，从坝体右上到坝体左下有效应力依次呈增大趋势。孔隙水压力等值线的间距值为 26.7 kPa，最大值也是位于坝体左下角处，为 160 kPa，孔隙水压力沿大坝左边坡向下依次增大。超孔隙水压力等值线的间距值为 0.1 MPa，最大值也是位于坝体左下角处，为 120 kPa。由此可见，由动载引起的超孔隙水压力相对于土体的有效应力来说不够大，因此并不能使土体产生液化。

从模拟结果来看，采用有效应力模型能够进行斜坡类如大坝等地工构筑物在爆炸地震波荷载作用下的液化分析。虽然土体分析模型采用 Mohr-Coulomb 模型表现土体在动载如爆炸地震波荷载作用下的一些特性时不尽合理，使得在进行模拟分析时极大地简化了土体的影响因素，但是 Byrne 模型来计算孔隙水压力的动力响应，在一定程度上也能大致反映出土体液化的一些特性，如孔隙水压力和有效应力等的动响应。

6 结 语

本文基于 Byrne 应变孔压模型模拟分析了水平场地中土体在不同爆炸地震波荷载(如单点爆炸地

震波、两点和多点(微差)爆炸地震波荷载等)作用下的液化特性, 模拟结果令人满意。

在爆炸地震波荷载作用下微倾场地的土体液化响应模拟结果表明, 当计算土层厚度一定时, 在场地微倾角度不大时, 其影响非常小; 但倾角大于某一角度时, 其影响不能够忽略不计, 因为在其他工况相同而唯独倾角不同时, 土体液化特性差异较大。

对大坝等斜坡类土工构筑物进行爆炸地震波作用下坝体的有效应力分析时, 由给出的等值线状态图可以看出在动载作用之后坝体中有效应力和孔隙水压力的分布态势。

参考文献(References):

- [1] 张建民, 谢定义. 饱和砂土振动孔隙水压力增长的实用算法[J]. 水利学报, 1991, (8): 45 - 50.(Zhang Jianming, Xie Dingyi. Practice calculating method for increasing of vibrated pore water pressure in saturated sandy soil[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1991, (8): 45 - 50.(in Chinese))
- [2] 张建民, 刘公社. 动荷载下饱和和无粘性土孔隙水压力计算模型的分析研究[A]. 见: 第三届全国土动力学学术会议论文集[C]. 上海: 同济大学出版社, 1990. 295 - 302.(Zhang Jianmin, Liu Gongshe. Analysis study of calculating model for pore water pressure in saturated cohesionless soil under dynamic loadings[A]. In: The 3rd China Soil Dynamics Conference[C]. Shanghai: Tongji University Press, 1990. 295 - 302.(in Chinese))
- [3] Seed H B, Philippe D, Martin J L. Pressure changes during soil liquefaction[J]. JGED, ASCE, 1976, 102(GT4): 323 - 346.
- [4] Finn W D L, Lee K W, Martin G R. An effective stress model for liquefaction[J]. JGED, ASCE, 1977, 103(6): 517 - 534.
- [5] 石 桥. 孔隙水压力上升机理与土的液化[A]. 见: 地基与基础译文集(1)[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1979.(Mastouk K. The theory of development of pore water pressure and liquefaction of soil[A]. In: Soil Ground and Foundation(1)[M]. Beijing: China Architecture and Building Press, 1979.(in Chinese))
- [6] Mardin G B, Finn W D L, Seed H B. Fundamentals of liquefaction under cyclic loading[J]. JGED, ASCE, 1975, 101: (GT5): 423 - 438.
- [7] 汪闻韶. 饱和砂土振动孔隙水压力研究[J]. 水利学报, 1962, (2): 37 - 49.(Wang Wenzhao. Study of vibration pore water pressure in saturated sandy soil[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1962, (2): 37 - 49.(in Chinese))
- [8] Lo K Y. The pore pressure strain relationship of normally consolidation undisturbed clays; part1: theoretical consolidations[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1969, 6(1): 1 - 11.
- [9] Ishihara K. Undrained deformation and liquefaction of sand under cyclic stress[J]. Soils and Foundations, 1975, 15(1): 13 - 28.
- [10] 谢定义, 张建民. 周期荷载下饱和砂土瞬态孔隙水压力的变化机理与计算模型[J]. 土木工程学报, 1990, 23(2): 51 - 60.(Xie Dingyi, Zhang Jianmin. The theory and calculated model of instantaneous pore water pressure in saturated sandy soil under cyclic loadings[J]. China Civil Engineering Journal, 1990, 23(2): 51 - 60. (in Chinese))
- [11] Finn W D L, Bhatia S K. Verification of non-linear effective stress model in simple shear[A]. In: Proceedings ASCE Fall Meeting[C]. Florida: Hollywood-by-the Sea, 1980.
- [12] Youd T L. Densification and shear of sand during vibration[J]. ASCE, 1970, 96(SM3): 108 - 121.
- [13] 何广讷, 曹亚林. 饱和和无粘性土动力反应的能量分析原理与方法[J]. 土木工程学报, 1990, 23(3): 2 - 10.(He Guangne, Cao Yalin. Fundamentals and applications of the energy method in soil dynamics[J]. China Civil Engineering Journal, 1990, 23(3): 2 - 10. (in Chinese))
- [14] Byrne P M. A cyclic shear-volume coupling and pore-pressure model for sand[A]. In: Proceedings of Second International Conference on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics[C]. St. Louis, Missouri: Geotechnical Special Rublication, 1991. 47 - 55.
- [15] 李相松, 明海燕, 蔡正银. 流动液化和反复流动的本构模型[A]. 见: 第六届全国土动力学学术会议论文集: 土动力学与岩土地震工程[C]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002. 3 - 18.(Li Xiangsong, Ming Haiyan, Cai Zhengyin. The model of flow liquefaction and cyclic flow[A]. In: The 6th China Soil Dynamics Conference: Soil Dynamics and Earthquake Engineering[C]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2002. 3 - 18.(in Chinese))
- [16] Ishihara K. Liquefaction and flow failure during earthquake[J]. Geotechnique, 1993, 43(3): 351 - 415.
- [17] 王明洋, 国胜兵, 潘 宏. 抗震液化的总应力合成分析方法[J]. 防灾减灾工程学报, 2003, 23(1): 1 - 10.(Wang Mingyang, Guo Shengbing, Pan Hong. Total stress synthesized analysis method for liquefaction under seismic loadings[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2003, 23(1): 1 - 10.(in Chinese))