

土体动力反应分析方法的研究

李宏儒, 胡再强, 陈存礼, 谢定义

(西安理工大学 水电学院, 陕西 西安 710048)

【摘要】 【目的】比较土体动力反应分析方法的优劣,并指出其研究发展的方向。【方法】以动力固结理论和瞬态动力学理论为基础,将物态本构模型引入到动力反应与动力固结相耦合、静应力和动应力变化相耦合、孔压的产生、扩散与消散相耦合的瞬态动力固结方程中,以砂土路基作为数值分析对象,比较了物态本构模型、孔压模型和等效粘弹性分析孔压特性和残余变形特性的差异。【结果】基于孔压模型的等效粘弹性土体动力反应分析是一个平均过程,体现不出某一时刻土体的实际性态,而基于物态本构模型的瞬态动力反应分析反映了孔压的瞬态变化的波动,体现了土体任意时刻的真实性态。【结论】以动力固结和瞬态动力学理论为基础的反应地震过程中,土体物态变化的动力反应分析方法将动力反应与动力固结耦合在一起,能够真正地反映实际土体的真实性态,是一种有发展前景的科学方法。

【关键词】 动力反应;非线性;孔压模型;有效应力物态本构关系;瞬态理论

【中图分类号】 TU435

【文献标识码】 A

【文章编号】 1671-9387(2010)09-0199-08

Study on dynamic response analysis method of soils

LI Hong-ru, HU Zai-qiang, CHEN Cun-li, XIE Ding-yi

(Water Resources and Hydraulic Power Institute of Xi'an University of Technology, Xi'an, Shaanxi 710048, China)

Abstract: 【Objective】 This study compared the dynamic response analysis method of soils, and pointed out the direction of the research development. 【Method】 The governing equation on the basis of transient dynamic theory was established, by drawing into it the effective stress and physical states dynamic constitutive relationship and coupling the dynamic response and dynamic consolidation, static stress and dynamic stress, pore water pressure generation, pore water pressure diffusion, dissipation with each other so as to simulate the true process of stress-strain response of soil mass. The physical states, pore water and equivalent viscosity elasticity constitutive relationship analysing pore water pressure and remainder distortion characteristic difference were compared. 【Result】 Dynamic response analysis method of soils based on pore water model reflected average process, not representing actual speciality of soils at any time, but analysis method of the transient dynamic response showed pore water pressure transient wave, representing soils actual speciality. 【Conclusion】 The dynamic response analysis method, on the basis of dynamic consolidation and transient dynamic theory, coupling with the dynamic response and dynamic consolidation, true imaging soils actual speciality, has a bright prospect for development.

Key words: dynamic response; non-linear; pore water pressure model; effective stress and physics state dynamic constitutive relationship; transient theory

饱和砂土动力特性研究的目的是对土体动力反应及动力稳定性作出分析和判断,这是一个理论与

* 【收稿日期】 2010-05-25

【基金项目】 国家自然科学基金项目(50778152)

【作者简介】 李宏儒(1972—),男,陕西扶风人,讲师,博士,主要从事岩土力学数值仿真研究。E-mail: lhrbj2008@126.com

实际逐渐接近,并可摆脱被迫采用各种简化假定的不足。动力作用下土体应力应变的真实过程,一般是在动力作用前,土体在各种力作用下的固结过程已经完成,土体的应力状态为固结静应力状态。当它受到动力作用时,动力作用与土体的静应力状态相结合,将在土体内产生一定的附加动应力,引起土骨架的振动与该振动相应的变形(压缩、回胀、剪缩、剪胀或弹性变形),甚至局部的破坏^[1]。如果土体处于饱和状态,在上述过程中,伴随着土体的变形,将发生孔隙水压力的增长与消散,甚至局部液化。这些变形、破坏、孔压长消以及液化不断地改变着土体的基本性质,也使土体中的静应力状态不断地进行调整或重分布,而不断地改变着每一个后续时刻土体发生变形的初始应力状态和初始土性特征,使变形、破坏、孔压以及液化不断地在变化中积累。当这些积累在某一时刻达到足以导致土体发生整体破坏的塑性区、液化区时,土体即失去自身的稳定性,发生土体的动力失稳。如果土体在动力作用过程中并未出现整体的破坏失稳,在动力作用后,土体中的孔隙水压力仍然要继续扩散、消散,使土体进一步产生固结变形。由此可见,动力作用下的土体应力应变反应过程,是一个动力反应与动力固结耦合的瞬态波动过程。显然,在土体动力反应分析中要全面地反映上述复杂的真实过程不是一件容易的事,其有赖于多种学科的发展,要经历一个相当漫长的由简到繁、由实用到理论、由较片面到更全面的过程。基于孔压模型的总应力分析方法有效应力分析方法及孔压先长后消、长消耦合的分析方法,其在各个分析时段,都仅反映了一个平均的过程,不能体现土体在各个地震瞬间实际的压缩、回胀、剪缩、剪胀或弹性变形性态,这是以前土体动力反应分析无法克服的缺点,其同时也存在孔压模型和土的动本构模型匹配合适与否的问题。基于物态本构模型的瞬态动力反应分析方法,抛弃了孔压模型,而是直接联立求解应力平衡方程和渗流连续方程,让动力反应与动力固结相耦合,从而得到其每个时刻的真实孔压,并反映每个时刻土体的实际性态,不失为一种先进的动力反应分析方法。本研究采用具有代表性的基于孔压模型的等效粘弹性土体动力反应分析方法与基于物态本构模型的瞬态动力反应分析方法,分析孔压特性和残余变形特性的差异,比较不同土体动力反应分析方法的优劣,以期能为土体动力反应分析提供参考。

1 土体动力反应分析的方法

土体动力反应分析常用的方法主要有基于总应力类动本构模型分析法、孔压先长后消的有效应力分析法和孔压长消耦合的有效应力分析法^[2-3]。其主要是根据计算体系、计算前提、计算循环和计算目的等差异划分的。

1.1 基于总应力类动本构模型的分析方法

因等效粘弹性模型给出了动应力幅与动应变幅全量之间的关系,因此可用全量理论;而动力的非线性模型给出了相对于荷载反向点的应力应变非线性关系,则可用增量理论。在计算过程中,先计算静应力场(常采用 Duncan-Chang 本构模型),再将地震视为垂直向上传递的水平剪切波,并将全时程等效为一定幅值(地震最大加速度的 65%)、一定震次(与地震震级相联系)的等幅循环荷载,由土体基岩边界输入,并由初始采用的模量和阻尼比分时步开始动力反应计算,在全时程内按平均动剪应变(各时步最大值的 65%)下对应的模量和阻尼比进行迭代,至每次迭代采用的初始值与计算值间误差满足允许的相对误差时,就可得到地震全程引起的平均动剪应变和平均动剪应力场。然后,将此动剪应力场与按静应力场和动三轴试验确定的关系计算得出的抗液化剪应力(对应于地震的等效震次)场进行比较。最后将前者大于后者的单元作为液化单元,由其确定出液化区范围(对每次迭代中出现液化的单元,继续迭代计算时应取接近于零的模量值)。有时,为了得到液化发展的过程,也可不对动力过程作等效处理,而是采用一个选定的地震波输入,并将其分为若干时段,将地震全时程对应的等效震次分配给各个时段,得到各时段的等效震次后,在各时段内按时步计算的基础上进行迭代,对比地震剪应力与抗液化剪应力,即可得到动力全过程各时段液化的发展特性。

1.2 孔压先长后消的有效应力分析方法

为了考虑分析过程中孔压的扩散和消散,在进行动力计算时可将地震时程划分为若干时段,再依次在各时段内,按分时步计算得到的平均动应变所对应的模量和规定的检验标准进行迭代,得到时段末的动剪应变场和动剪应力场。再取用一个孔压模型,计算出这一时段末的增长孔隙水压力,将此增长孔隙水压力和上一时段静力固结结束时消散后的孔隙水压力之和,作为这一时段消散孔隙水压力的起始值,引入 Biot 静力固结的理论计算孔压的消散,

得到时段末的孔隙水压力,并将其作为下一时段计算时的初始(残余)孔压,其与下一时段计算的新增孔压共同参与静力固结消散,如此计算到地震结束,则可以得到一个将孔压长消过程简化为先增长(动力下)后消散(静力下)的有效应力分析方法。此时,应用有消散得到的孔压所对应的有效应力来修正模量作为下一时段计算的初始值,或用消散得到的孔压来判断时段末发生液化的可能性。此方法对实际可能出现的渗流影响进行了考虑,使其在早期的程序中得以实现,不能不视为是一个进步。

1.3 孔压长消耦合的有效应力分析方法

如果将孔压直接引入动力固结理论的动力平衡方程,将其和含有孔压的渗流连续方程一起求解,即可得到任意点的动应力、动应变和动孔压的变化过程,或得到任意时刻的动应力场、动应变场和动孔压场的场分布。动力固结理论方程的求解,一般仍用实际选定的地震不规则波,并且按时段迭代进行(也可按时步迭代进行)。此法得到的孔压实际上包括了应力孔压、结构孔压和传递孔压。在这种方程的建立和求解时,除初始的残余孔压外,有的研究者还引入平均孔压模型,或者引入瞬态孔压模型。Zienkiewics 等^[3]、徐志英等^[4-5]、盛虞等^[6]先后发展了一维到三维问题有孔压消散的有效应力分析方法。关飞等^[7]在将上述动力反应与动力渗流相耦合方面作出了新的尝试,但在动力微分方程中考虑孔压时仍然沿用了以往在动力反应与动力固结计算时的方法,再次计入了由孔压模型得到的动孔压,导致其与动力渗流固结体变引起的孔压之间出现矛盾。虽然,瞬态孔压模型在这一点上似乎有其一致性,但它们都在概念上有着共同的缺陷,因为不同时刻的动孔压理应完全由渗流连续方程反映的规律所决定。在建立动力平衡方程中,也有考虑阻尼项和未考虑阻尼项的差别。从滞回阻尼的角度而言,如采用骨干曲线的本构方程,阻尼可由阻尼比反映,如采用跟踪滞回曲线的方法,则不再考虑滞回阻尼的影响;但如果动力的速率效应不可忽略时,二者均仍有粘滞阻尼的影响,它与变形速率成正比,阻尼项仍以考虑为宜。在采用本构模型上,理应用瞬态型的、跟踪滞回曲线的有效应力型本构模型。采用平均的、甚至是有效应力型的本构模型也只是一种简化的近似。在应用瞬态型的本构模型时,有效应力物态本构模型具有能够从机理上揭示土性变化过程的优越性。应力矢量本构模型在考虑主应力轴旋转以及剪缩剪胀性方面是一种崭新的方法。非线性粘弹性本构模

型一般只考虑动剪应力的作用(固定的固结应力状态下,如果有孔隙水压力的发展,只需对平均固结应力作出相应的修正,代入求解剪切模量的关系式即可)。虽然当它在应用曼辛二倍法的基础上,再引入考虑随动坐标内强度逐周不断衰化概念的方法,比简单地再引入一些附加准则(上骨干曲线、上大圈、上小圈等)的方法更为合理,但它们仍然无法考虑法向动应力的影响,也无法得到残余应变的累积发展与变化。因此,在应用动力固结理论的完整框架时,不同的本构模型仍会得到不同的计算结果,选用合理正确的本构模型就成了问题的关键所在。

2 孔压模型和物态本构模型计算方法的对比分析

虽然在以往的土体动力反应中,考虑了孔压的增长和消散,也利用了耦合的理论,但增长的孔压是引进孔压模型计算得到的,而不是用应力方程和渗流方程耦合求解得到的,所以无法得到增长瞬态的孔压^[8]。利用瞬态理论,结合物态本构模型计算不需要引进孔压模型,孔压直接用有应力方程和渗流方程耦合求解得到,是实际土体的真实瞬态孔压,同时还可求出各个时刻的残余孔压。本研究采用孔压模型计算残余孔压方法和物态本构模型的瞬态动力反应分析法求解孔压,并进行了对比分析。

2.1 孔压模型计算残余孔压方法

孔压模型计算残余孔压方法的基本思路,是将整个动力作用过程分成若干时段,对每个时段的动力按 Wilson- θ 法进行迭代分析,计算结束后还需按公式(1)和公式(4)计算该时段内各单元孔隙压力和残余变形的增量,并将其转化成初应变或初应力后按 Biot 固结理论进行静力计算,得出结点位移、单元应变和有效应力的变换。通过如此一个时段一个时段的计算,最终得到整个过程中动力应力应变及有效应力(孔隙压力)和残余变形的发展过程。动力过程结束后,可以继续静力计算以得到振动孔隙压力的消散过程^[8]。

完全饱和土在不排水条件下孔隙水压力增量的计算公式为:

$$\Delta u = K_u \Delta v, \quad (1)$$

$$K_u = k_u (\sigma_e)^{1/2}, \quad (2)$$

$$\sigma_e = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)_s + c \cdot \cot \varphi, \quad (3)$$

$$\Delta v = c_1 \gamma_d^2 \exp(-c_3 R_s^2) \frac{1}{1 + N_e}, \quad (4)$$

$$\gamma_d = \frac{2}{3} \sqrt{(\epsilon_X - \epsilon_Y)_d^2 + (\epsilon_Y - \epsilon_Z)_d^2 + (\epsilon_Z - \epsilon_X)_d^2} + \frac{3}{2} (\gamma_{XY}^2 + \gamma_{YZ}^2 + \gamma_{ZX}^2)_d, \quad (5)$$

$$\Delta\gamma = c_4 (\gamma_d)^{c_5} R_s^2 \frac{1}{1 + N_e}, \quad (6)$$

$$R_s = \frac{\tau_s}{\sigma_e \sin \varphi}. \quad (7)$$

式中: Δu 为孔压增量; Δv 为体变增量; k_u 为卸荷时土的体积回弹模量; c 为土的凝聚力; φ 为土的内摩擦角; $\Delta\gamma$ 为剪应变增量; σ_1 为大主应力; σ_2 为中主应力; σ_3 为小主应力; s 代表静应力场; d 代表动应力场; γ_d 为动剪应变; R_s 为静应力水平; N_e 为等效振次; ϵ_X 为 X 方向的主应变; ϵ_Y 为 Y 方向的主应变; ϵ_Z 为 Z 方向的主应变; γ_{XY} 为 XY 面上的剪应变; γ_{YZ} 为 YZ 面上的剪应变; γ_{ZX} 为 ZX 面上的剪应变; τ_s 为静应力场时的剪应力; c_1 、 c_2 、 c_3 、 c_4 和 c_5 均为动力计算参数。

2.2 物态本构模型的瞬态动力反应分析

在物态本构模型上,除跟踪滞回曲线,应用瞬态型的有效应力关系外,在动力过程中再揭示和应用物态变化的概念,通过对土体的复杂应力状态下出现压缩、回胀、剪缩和简单弹性剪切等物态变化时应力变化关系的系统揭示和应用,可以既计算土体在动力作用下应力变化和变形的累积过程,可以同时揭示应力和应变发生变化的机理^[9-10]。该方法摆脱了一个十分难以准确确定的孔压模型,孔压直接由方程求解得到,具有应用上的简易性,其不仅使孔压的长和消、动力渗流与动力固结相耦合,而且使动力固结与动力反应相耦合。

本研究根据物态本构模型^[11],建立的增量形式

$$\begin{Bmatrix} d\sigma_X \\ d\sigma_Y \\ d\sigma_Z \\ d\tau_{XY} \\ d\tau_{YZ} \\ d\tau_{ZX} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K + \frac{4}{3}G_r & K - \frac{2}{3}G_r & K - \frac{2}{3}G_r & 0 & 0 & 0 \\ K - \frac{2}{3}G_r & K + \frac{4}{3}G_r & K - \frac{2}{3}G_r & 0 & 0 & 0 \\ K - \frac{2}{3}G_r & K - \frac{2}{3}G_r & K + \frac{4}{3}G_r & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & G_r & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_r & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G_r \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\epsilon_X \\ d\epsilon_Y \\ d\epsilon_Z \\ d\gamma_{XY} \\ d\gamma_{YZ} \\ d\gamma_{ZX} \end{Bmatrix}. \quad (13)$$

具体计算方法是:(1)在开始计算时,根据震前静力计算所得到的初始应力场,计算出各单元的球应力 p 和剪应力 q 。对此应力状态,按应力特性域准则分别通过剪应力 q 和球应力 p 判定各单元在应力空间中的应力域,再计算出初始时步的初始剪切模量 G_0 和体积模量 K_0 。

(2)根据土性参数计算动力固结的刚度矩阵 $[K]$ 、质量矩阵 $[M]$ 和阻尼矩阵 $[C]$,形成等效动力

的物态本构关系可表示为:

$$\left. \begin{aligned} de_{ij} &= \frac{dS_{ij}}{2G_r}, \\ de_v &= d\epsilon_{vp} + d\epsilon_{vq} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

其可改写为:

$$d\epsilon_v = \frac{\partial f}{\partial p} dp + \frac{\partial f}{\partial q} dq = \frac{dp}{K_{pm}} + \frac{dq}{K_{qn}}, \quad (9)$$

$$d\epsilon_{ij} = \frac{dS_{ij}}{2G_r} + \delta_{ij} \frac{dp}{3K}. \quad (10)$$

其中:

$$\frac{1}{K} = \frac{1}{K_{pm}} + \frac{1}{K_{qn}} \cdot \frac{dq}{dp}, \quad (11)$$

$$G = \frac{dq}{3d\epsilon_{sq}} = \frac{dq_r}{3d\epsilon_{sq,r}}. \quad (12)$$

其中: S_{ij} 为应力张量; G_r 为反向剪切模量; p 为球应力; q 为剪应力; ϵ_{sq} 为剪应力 q 作用下剪应变; $\epsilon_{sq,r}$ 为反向剪切时剪应力作用的下剪应变; K_{pm} 、 K_{qn} 为 m 物态和 n 物态时,球应力 p 和剪应力 q 作用下的体积模量; δ_{ij} 为克罗内克符号; q_r 为反向剪切时的偏应力; $m=C, S$, 即 K_{pm} 由压缩 C 和回胀 S 两种物态分别确定; $n=C1, C2, C3, P$, K_{qn} 亦可按 q 作用下的不同物态分别确定; G_r 由以荷载反向点为原点的随动坐标系内的偏应力 q_r 与偏应变 $\epsilon_{s,r}$ 关系的双曲线确定。由于任意一点的切线剪切模量为 G , 故有 $G = G_r$ 。增量应力~应变关系的矩阵形式为 $\{d\sigma\} = [D]\{d\epsilon\}$, 即:

刚度矩阵 $[K]$, 同时计算系统的基频。由输入的地震加速度时程曲线所确定的各时步地震加速度, 计算由地震引起的地震荷载增量。将上一时刻末孔压所引起的孔压荷载、地震荷载增量以及由质量、阻尼所引起的荷载增量叠加在一起, 形成本时步的等效动力固结荷载增量矩阵 $\{\Delta \bar{F}\}$ 。

(3)用 Wilson- θ 法求解动力固结增量方程组, 得到该时刻各单元节点的位移增量和孔压增量

$$\{\Delta\delta_i^{t\sim t+\Delta t}\}=\{\Delta u_i^{t\sim t+\Delta t}\ \Delta v_i^{t\sim t+\Delta t}\ \Delta w_i^{t\sim t+\Delta t}\ \Delta p_i^{t\sim t+\Delta t}\}^T。$$

根据该时刻的位移场,求出各单元的应变和应力,再计算出相应的球应力 p 和剪应力 q 。由此应力状态先按加卸荷准则分别判定 p 和 q 的加载或卸载状态,再对剪应力 q 和球应力 p 分别按应力特性域准则来判定各单元在应力空间中的应力域。

(4)根据液化判定准则,判定各单元是否液化。若某单元出现液化,则取该单元的剪切模量 $G=50$ kPa。由摩尔-库仑强度破坏准则,判定各单元的应力是否超过状态边界面,如果超过,则进行向状态边界面的应力修正计算^[11]。

(5)当各单元在应力空间中的应力域未发生变化时,则取与上一个时步相同的土性参数确定模量 $K、G_r$;如已经发生变化,则对新的应力域重新确定模量 $K、G_r$,作为下一时段第一次计算用的模量,同时计算出新的系统基频。按照上述步骤,逐时步进行计算,直至地震结束,得到地震期的位移场、应力场和孔压场^[12]。

3 应用实例

3.1 有限元模型的建立及计算参数的选取

以砂土路基作为数值分析对象,模型中路基的

砂土层厚度为 43 m,路基高度为 5 m。地下水埋深 3 m。用六面体单元划分的有限元模型如图 1 所示。

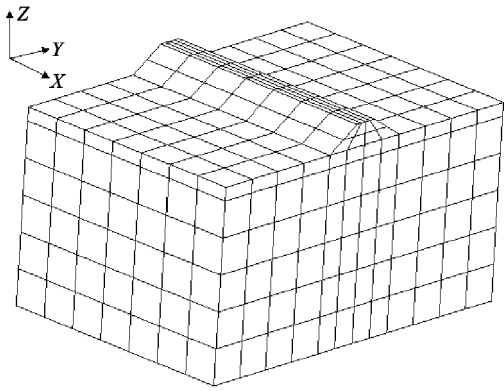


图 1 用六面体单元划分的有限元模型
Fig. 1 FEM mesh model with six face style

静力计算采用南水模型,计算参数见表 1,动力计算分别为物态本构模型(由动力三轴试验确定)和等效粘弹性模型,计算参数分别见表 2 和表 3,输入的加速度为非规则的地震加速度(图 2)。编制的程序前处理和后处理接口于 ANSYS 8.0 商业软件,具有直观、形象、清楚的前后处理功能。本次计算在模型 Y 方向取中间断面进行结果分析。

表 1 南水模型的计算参数

Table 1 Nanshui constitutive calculation parameter					
渗透系数/ ($\times 10^{-3}\text{ cm}\cdot\text{s}^{-1}$) Permeability coefficient	天然密度/ ($\times 10^3\text{ kg}\cdot\text{m}^{-1}$) Natural density	破坏比(R_f) Breakage ratio	粘聚力(c)/kPa Cohesion	内摩擦角(φ)/(°) Angle of internal friction	起始模量(k_1)/kPa Origination modulus
4.62	1.75	0.814	3	30	354
回弹模量(k_{ur})/kPa Rebound modulus	起始模量幂次(n) Origination modulus power	幂次(n_d) Power	体变参数(c_d) Strain parameter	体变幂次(R_d) Strain power	饱和度(S_r)/% Saturation degree
657	0.722	0.38	0.002	0.47	0.962

表 2 物态本构模型的计算参数

物态模型状态参数 Physical states constitutive state parameter				内摩擦角(φ'_d) Angle of internal friction	初剪胀角(φ'_{d0}) Begin shear expand angle	次剪胀角(φ'_{d0}) Hypo-shear expand angle
Ap_{2k}	Ac_{1k}	Ac_{2k}	Ac_{3k}			
0.002	0.000 9	0.001 8	0.004	35	31.5	8

表 3 等效粘弹性模型的计算参数

Table 3 Equivalent viscoelastic constitutive calculation parameter				应变计算参数 Strain calculation parameter				
模量参数(K_2) Modulus parameter	最大阻尼比($\lambda_{\max}$) Max damp ratio	动泊松比(μ) Poisson's ratio	参数(K_1) Parameter	c_1	c_2	c_3	c_4	c_5
1 300	25.0	0.48	6.0	0.002	0.75	0.4	1.1	1.0

3.2 计算结果的对比分析

3.2.1 孔压特性 比较图 3 和图 4 可知,在水平地震荷载作用下,孔压模型和物态本构模型计算的孔

压虽在数值上有差别,但分布趋势和变化发展趋势都是一致的。在附加应力作用下,由于其对土体的动力稳定性有利,附加荷载下地基内的孔压增加很

小,不易发生液化,而两侧土体上部附加孔压比较大,完全符合孔压理论。

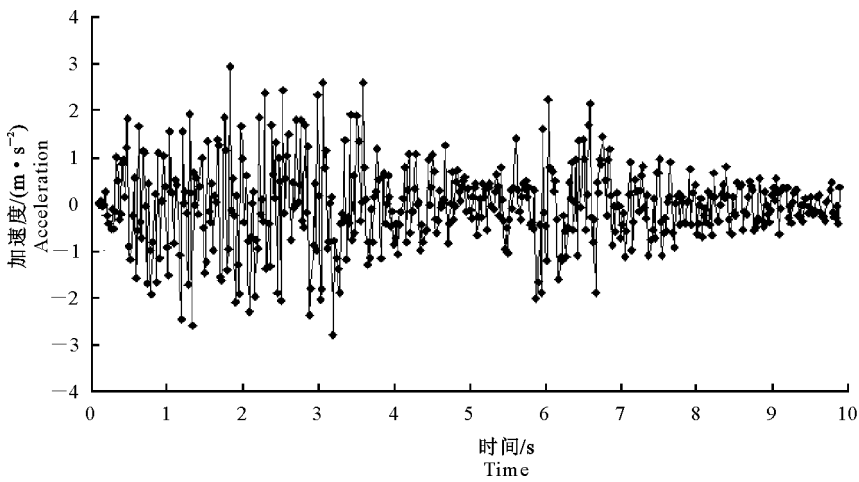


图 2 地震加速度的时程线

Fig. 2 Relation of earthquake acceleration with time

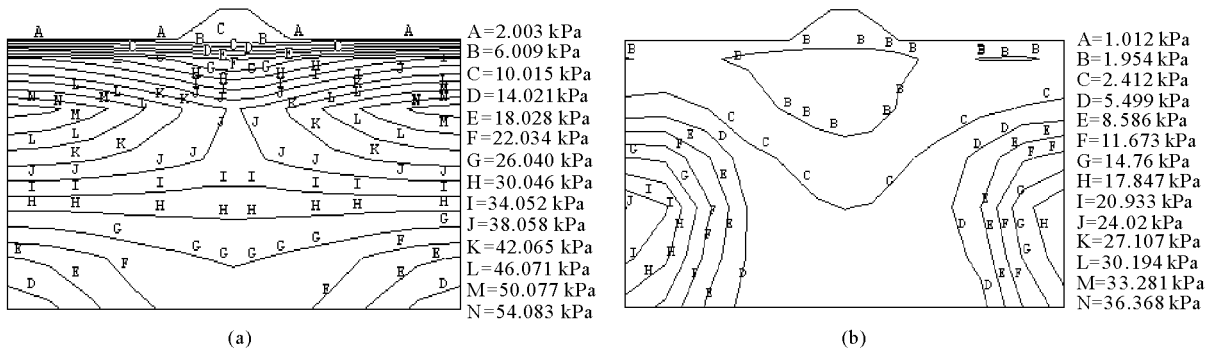


图 3 孔压模型(a)和物态本构模型(b)计算 6 s 时的残余孔压场

Fig. 3 Remains pore water pressure contour map of pore water model (a) and physical states constitutive (b) at 6 s

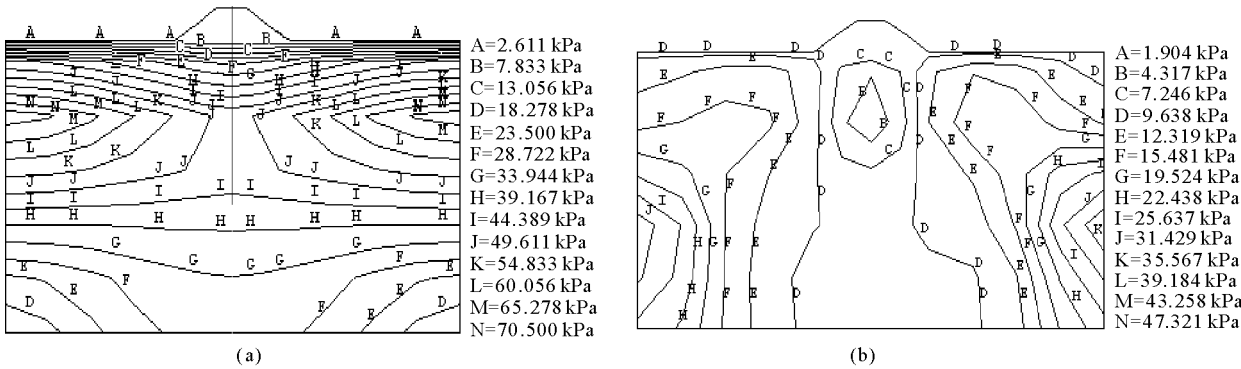


图 4 孔压模型(a)和物态本构模型(b)计算 8 s 时的残余孔压场

Fig. 4 Remains pore water pressure contour map of pore water model (a) and physical constitutive (b) at 8 s

比较图 3b、图 4b 和图 5a 可见,物态本构模型计算的孔压是瞬态过程,其数值表现为时大时小,变化幅度比较大,在某个时刻较残余孔压大,在另一个时刻又较残余孔压小,表现出波动特性,但残余孔压是增大的。孔压模型计算的孔压是平均过程,其变化规律是随地震的持续发展,数值逐渐增大。又由

于模型的对称性,无论是瞬态孔压还是残余孔压,在空间上也表现出对称性。虽然 2 种计算方法在计算值上有差别,这与参数的选取及孔压模型与土的动本构模型的匹配有很大关系,但两者的分布场规律是一致的,其值相差也不是很大。总的来说,孔压模型无法计算瞬态孔压,无法表现出土体内孔压的波

动性。

3.2.2 残余变形特性 由图6可见,虽然采用2种理论和2种方法,但计算出来的残余变形在某一时刻是一致的,且其值相差不大,分布场完全符合实际

规律,即路基上部沉降量大,土体两侧沉降量小。这说明基于物态本构模型和瞬态理论的土体动力反应分析方法理论正确、方法合理、结果可信。

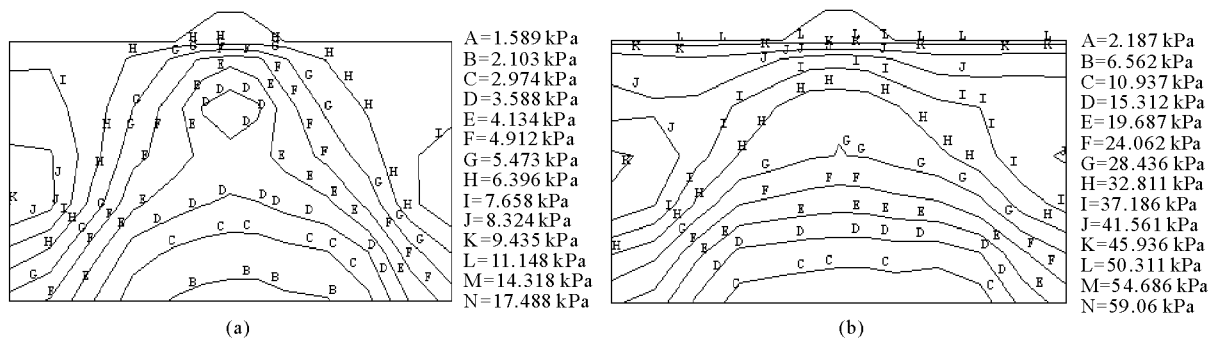


图5 物态本构模型计算6 s(a)和8 s(b)时瞬态孔压场

Fig.5 Transient pore water pressure contour map of physical states constitutive at 6 s (a) and 8 s (b)

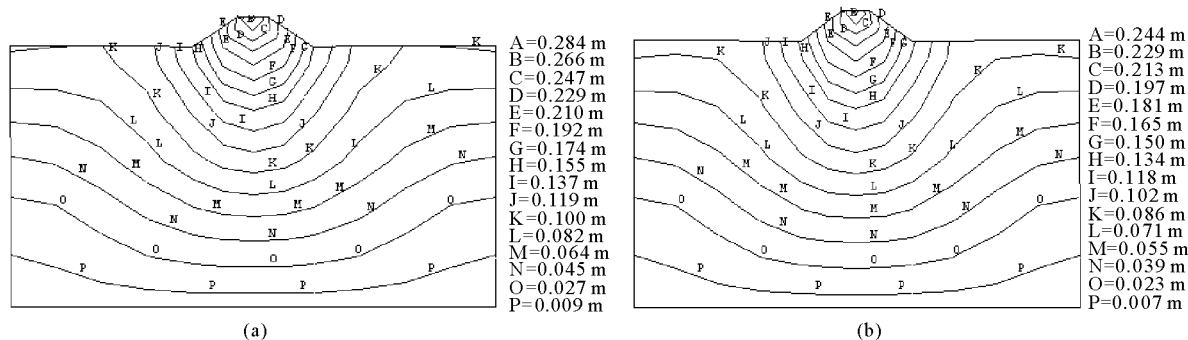


图6 等效粘弹性计算(a)和物态本构模型(b)计算10 s时的竖向位移

Fig.6 Vertical displace contour map of equivalent viscoelastic constitutive (a) and physical states constitutive (b) at 10 s

4 小 结

本研究采用基于物态本构模型和瞬态理论的土体动力反应分析方法和实际工程中常用的等效粘弹性模型与孔压模型配套的计算方法,对路基在地震过程中孔压和残余变形的对比分析说明,这几种方法的结果是一致的,虽然带有孔压模型的土体动力反应分析方法,不能反映土体某一时刻的性态,孔压模型的选用也比较困难,但在工程应用中深受欢迎的原因是其理论清晰,程序非常成熟,也能比较客观地反映土体的实际性质。基于物态本构模型的瞬态理论分析方法,摆脱了孔压模型及以往动力反应与静力固结分两步走的方法,将动力反应与动力固结耦合在一起,孔压的计算不再通过孔压模型,而是直接应用力的平衡方程和渗流连续方程联立求解得到,在理论上更科学合理,在方法上更接近于实际,能够真正地反映实际土体在地震中每一时刻的真实状态,是一种很有发展前景的科学方法。

【参考文献】

- [1] 谢定义.土动力学[M].西安:西安交通大学出版社,1988:77-125.
Xie D Y. Dynamical mechanics of soil [M]. Xi'an: Jiaotong University of Xi'an Publishing Company, 1988: 77-125. (in Chinese)
- [2] 吴兴中,栾茂田,周小光.面板堆石坝动力分析方法比较研究[J].水利学报,2004(3):15-21.
Wu X Z, Luan M T, Zhou X Q. Comparison of computational results of different dynamic analysis methods for concrete faced rock fill dam [J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2004(3): 15-21. (in Chinese)
- [3] Zienkiewicz O C, Chan A H C, Pastor M, et al. Computational geomechanics [M]. England: Library of Congress Cataloging-in-Publication Data, 1999.
- [4] 徐志英,沈珠江.地震液化的有效应力二维动力反应分析[J].华东水利学院学报,1981(3):34-52.
Xu Z Y, Shen Z J. 2-D dynamic analysis of effective stresses of seismic liquefaction [J]. Journal of East China College of Hydraulic Engineering, 1981(3): 34-52. (in Chinese)
- [5] 徐志英,周健.土坝地震孔隙水压力产生、扩散和消散的三维动力分析[J].地震工程和工程震动,1985(4):123-131.

Xu Z Y,Zhou J. Generation,diffusion and dissipation of seismic pore water pressure in earth dam by 3-D dynamic analysis [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration Dec,1985 (4):123-131. (in Chinese)

[6] 盛 虞,卢盛松,姜 朴. 土工建筑物动力固结的耦合振动分析 [J]. 水利学报,1989(12):31-42.

Sheng Y,Lu S S,Jiang P. A coupling analysis method of earth structures considering dynamic consolidation [J]. Journal of Hydraulic Engineering,1989(12):31-42. (in Chinese)

[7] 关 飞,韩国城. 有效应力动力分析方法的探讨 [J]. 地震工程与工程振动,1988(12):54-65.

Guan F,Han G C. On the effective stress method of dynamic analysis [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration Dec,1988(12):54-65. (in Chinese)

[8] 朱百里,沈珠江. 计算土力学 [M]. 上海:上海科学技术出版社,1990:121-142.

Zhu B L,Shen Z J. Computational geomechanics [M]. Shanghai:Shanghai Technology Publishing Company,1990:121-142. (in Chinese)

[9] 谢定义,张建民. 饱和砂土瞬态动力学特性与机理分析 [M]. 西安:陕西科学技术出版社,1995:39-46.

Xie D Y,Zhang J M. Study on transient theory of saturated sand dynamics with applications [M]. Xi'an:Shaanxi Technology Publishing Company,1995:39-46. (in Chinese)

[10] 史宏彦. 土体动力反应的瞬态有效应力分析方法及其计算程序的研究 [D]. 西安:陕西机械学院,1987.

Shi H Y. Method of soil dynamic response analysis on transient effective stress and program [D]. Xi'an:Mechanism Institute of Shaanxi,1987. (in Chinese)

[11] 陈存礼. 饱和砂土体有效应力物态地震反应分析方法的研究 [D]. 西安:西安理工大学,2005.

Chen C L. Research on seismic response analysis approach on effective stress and physical state in saturated sand mass [D]. Xi'an:Xi'an University of Technology,2005. (in Chinese)

[12] 李宏儒,胡再强,陈存礼,等. 基于物态本构模型的土体动力反应分析方法 [J]. 岩土工程学报,2008(4):503-510.

Li H R,Hu Z Q,Chen C L,et al. Approach of soil dynamic response analysis based on physical state constitutive relationship [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering,2008 (4):503-510. (in Chinese)

(上接第 198 页)

[10] 苏 欢,徐智敏,梁克隆. 某深基坑水文地质参数确定与降水方案设计 [J]. 施工技术,2008,37(11):91-93.

Su H,Xu Z M, Liang K L. Determination of hydrology geology parameters and design of ground-water lowing plan [J]. Construction Technology,2008,37(11):91-93. (in Chinese)

[11] 李超志. 西安地铁基坑开挖中地下水的处理技术探讨 [J]. 山西建筑,2008,34(12):118-119.

Li C Z. Processing technic for groundwater control of foundation excavation in Xi'an metro [J]. Shanxi Architecture, 2008,34(12):118-119. (in Chinese)

[12] 刘均红,张保圆,冯 超. 地铁车站深基坑坑内降水方案设计 [J]. 铁道勘察,2009(1):85-87.

Liu J H,Zhang B Y,Feng C. Design of scheme on dewatering inside deep foundation pit at metro station [J]. Railway Investigation and Surveying,2009(1):85-87. (in Chinese)

[13] 但晓华. 西安地铁北客站降水施工技术 [J]. 铁道建筑技术, 2010(12):45-79.

Dan X H. Dewatering construction technology in north station of Xi'an subway [J]. Railway Construction Technology,2010 (12):75-79. (in Chinese)

[14] 韩日美,王彦臻. 西安地铁二号线降水技术总结与探讨 [J]. 陕西建筑,2008(12):60-64.

Han R M,Wang Y Z. Analysis and evaluation on dewatering techniques in Xi'an Line 2 subway construction [J]. Shaanxi Architecture, 2008(12):60-64. (in Chinese)

[15] 熊兴国. 湿陷性黄土地区地铁车站深基坑降水施工技术 [J]. 城市轨道交通研究,2009(3):61-64.

Xiong X G. Dewatering construction technology in deep foundation pit of collapsible loess region [J]. Urban Mass Transit, 2009(3):61-64. (in Chinese)

[16] 谢康和,柳崇敏,应宏伟. 成层土中基坑开挖降水引起的地表沉降分析 [J]. 浙江大学学报:工学版,2002,36(3):239-242.

Xie K H,Liu C M,Ying H W. Analysis of settlement induced by dewatering during excavation in layered soil [J]. Journal of Zhejiang University: Engineering Science, 2002, 36 (3): 239-242. (in Chinese)