

DOI: 10.11779/CJGE202006001

# 强震作用下面板堆石坝跨尺度面板开裂演化分析

孔宪京<sup>1, 2</sup>, 屈永倩<sup>\*1, 2</sup>, 邹德高<sup>1, 2</sup>, 陈楷<sup>1, 2</sup>, 刘京茂<sup>1, 2</sup>

(1. 大连理工大学海岸与近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116024; 2. 大连理工大学水利工程学院, 辽宁 大连 116024)

**摘 要:** 准确定位面板薄弱区域、定量评价面板破坏程度对面板坝抗震安全评价至关重要。联合非完全点对点界面和四分树网格生成技术, 实现了面板坝面板与垫层接触作用的两级跨尺度精细化建模; 引入混凝土黏聚力模型并联合筑坝材料广义塑性模型、状态相关的弹塑性接触面模型考虑材料强非线性和破坏过程, 建立了强震作用下面板动力弹塑性跨尺度开裂演化分析方法, 并研发了显式地震波动分析框架下的 SBFEM-FEM 耦合计算软件。以 200 m 级面板坝为例进行了面板动力破坏数值分析, 并分别考虑了面板配筋率、竖向地震和坝前水深的影响。结果表明: 十分直观地再现面板坝防冲面板的动力开裂演化过程, 有助于定位面板局部薄弱区域、定量评价面板破坏程度以及评估抗震措施加固效果, 为混凝土面板抗震优化设计和极限抗震能力评估提供技术支持。可拓展用于其它混凝土防冲结构破坏计算, 且可容易地扩展至三维分析应用。

**关键词:** 强震作用; 面板堆石坝; 开裂演化; 黏聚力模型; 弹塑性分析; 跨尺度

中图分类号: TV64

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2020)06-0989-08

**作者简介:** 孔宪京(1952—), 男, 博士, 教授, 主要从事高土石坝抗震和岩土地震工程方面的研究。E-mail: kongxj@dlut.edu.cn。

## Cross-scale crack evolution analysis for face slab in concrete faced rockfill dams under strong earthquake

KONG Xian-jing<sup>1, 2</sup>, QU Yong-qian<sup>\*1, 2</sup>, ZOU De-gao<sup>1, 2</sup>, CHEN Kai<sup>1, 2</sup>, LIU Jing-mao<sup>1, 2</sup>

(1. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 2. School of

Hydraulic Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

**Abstract:** It is crucially important for seismic safety evaluation of high concrete faced rockfill dams (CFRDs) to accurately locate the weak area of the panel and to quantitatively assess the damage of the face slab. In this study, the cross-scale model for CFRD is established using the interface element with asymmetric nodes and Quadtree for refined simulation of slab and cushion interaction. The cohesive zone model for concrete, the generalized plastic model for rockfill and the state-dependent elasto-plastic interface model are combined and used to describe the strong nonlinearity and failure process. On the above basis, the cross-scale crack evolution analysis method under strong earthquake is established and the coupled SBFEM-FEM analysis software is developed in the explicit earthquake wave motion input method frame. The dynamic failure analyses of slabs are performed for a 200-m-high CFRD considering the reinforcement ratio, vertical earthquake and water level of reservoir. The results indicate that the developed method can visually represent the seismic cracking evolution, conveniently locate weak areas of face slab, quantitatively determine the damage severity, and evaluate the aseismic measures. The research results may provide an effective method for the aseismic design and assessment of ultimate aseismic capacity of concrete slab. The proposed method can be extended to the failure analyses of other concrete structures and three-dimensional investigation and application easily.

**Key words:** strong earthquake; CFRD; cracking evolution; cohesive zone model; elasto-plastic analysis; cross-scale

## 0 引 言

面板坝由于具有适应不同的坝址条件、结构简单、就地取材、便于施工等优点, 已成为高坝建设中的常用坝型<sup>[1]</sup>。这些高坝大多位于地震频繁且烈度较高西部地区, 其中不少位于Ⅶ度以上的地震区<sup>[2]</sup>。抗震安

全是大坝全生命周期所面临的重大挑战。面板坝的最

**基金项目:** 国家自然科学基金项目 (U1965206, 51779034); 中央高校基本科研业务费资助项目 (DUT19ZD216); 华能集团科技项目 (HNKJ18-H25)

**收稿日期:** 2019-09-19

**\*通信作者** (E-mail: quyongqian@mail.dlut.edu.cn)

主要防渗结构是位于上游的混凝土面板,其安全性和完整性是保证整个大坝正常运行的首要条件。在面板坝中,面板的破坏不仅与自身材料特性有关,还受到土体和接触面的影响<sup>[3]</sup>。相比于单纯的混凝土结构,面板破坏分析的难度更大。因此开展弹塑性的面板动力开裂演化分析,发展能精准定位和定量评价面板破坏的分析方法,对于高面板坝的极限抗震能力评估和抗震设计具有重要意义。

目前对面板进行抗震分析时,大都采用线弹性模型,其结果会出现大范围的超应力区域,无法准确定位面板的破损位置,无法定量评价面板的破坏程度,难以评价混凝土面板堆石坝的抗震能力。实际上混凝土属于准脆性材料,随着荷载的增加,将发生损伤开裂,表现出刚度退化和应变软化的特性。近年来,已有部分学者采用非线性模型模拟面板混凝土。Qu等<sup>[4]</sup>, Xu等<sup>[5]</sup>和 Dakoulas<sup>[6]</sup>采用塑性损伤模型<sup>[7]</sup>对面板进行了模拟。但该模型采用抽象的损伤因子表征破坏程度,难以直接描述裂缝的开裂和扩展过程。同时该模型的损伤因子是标量,一个方向发生损伤后,其他两个方向的刚度和承载力也会退化。Arici<sup>[8]</sup>采用固定裂缝模型对 Cokal 面板坝进行了二维分析,借助于其他方法估算了面板的震后裂缝宽度。Cen等<sup>[9]</sup>采用损伤模型研究了面板材料随机性的影响,但结果只给出了面板损伤范围,没有定量评价损伤程度。

针对于混凝土的断裂行为,黏聚力模型是当前常用的方法之一。黏聚力模型的概念最早由 Barenblatt<sup>[10]</sup>和 Dugdale<sup>[11]</sup>提出,随后 Hillerborg等<sup>[7]</sup>对其进行的扩展并用于混凝土的开裂模拟。该模型认为在裂纹尖端存在一个微小的黏聚力区,以黏聚力抵抗界面间的相对分离。在开裂过程中,界面上的应力为开裂位移的函数,从而避免了线弹性断裂力学中的裂纹尖端应力奇异性问题<sup>[12]</sup>。黏聚力模型基于弹塑性断裂力学,可解决裂纹尖端较大范围屈服的问题。该模型可以高效简便地在各种数值计算方法中实现<sup>[13-14]</sup>。目前黏聚力模型已在混凝土受拉断裂模拟中得到了较多的应用,并以应用于混凝土坝中<sup>[12, 14]</sup>。但在面板堆石坝领域的研究及应用尚属空白。

在面板坝中存在不同尺度的结构。面板厚度为厘米级,然而高面板坝的堆石体可达百米甚至千米级,两者尺寸相差悬殊。研究表明,进行面板破坏分析时,为保证计算精度,需对其进行精细的网格剖分<sup>[15]</sup>;若坝体进行相同尺度的网格离散,200 m级的高坝就将产生千万甚至上亿级自由度<sup>[16]</sup>,计算量是难以承受。实际上坝体的应力变形梯度较为平缓,不需要如此精细的网格剖分即可满足精度要求。因此建立面板坝的

跨尺度分析模型是平衡计算精度和效率的有效方法。周墨臻等<sup>[17]</sup>基于非线性接触力学的方法,实现了疏密网格过渡,采用子结构法研究了面板挤压破坏。笔者等采用非线性多边形比例边界有限元方法实现了堆石体内部的跨尺度连接<sup>[16, 18-20]</sup>;采用非对称节点接触面单元和无网格技术分别实现了面板和堆石之间的跨尺度界面连接<sup>[15, 21-22]</sup>。

## 1 黏聚力模型

黏聚力模型建立在弹塑性断裂力学的基础之上,该模型假设在裂纹尖端处存在一个断裂过程区,在此区域内可以采用黏聚力-位移的本构关系来描述裂缝发生后的界面力学特性。采用黏聚力模型模拟开裂时,在裂缝可能发生和扩展的部位布置界面单元,界面单元与周围的实体单元相连,见图1。在加载的初始阶段,界面单元保持线性行为,随着加载的进行,界面单元的应力达到起裂准则,界面单元的刚度逐渐下降,承载能力降低,当刚度降低到0时,界面单元失效,新的裂缝面出现。

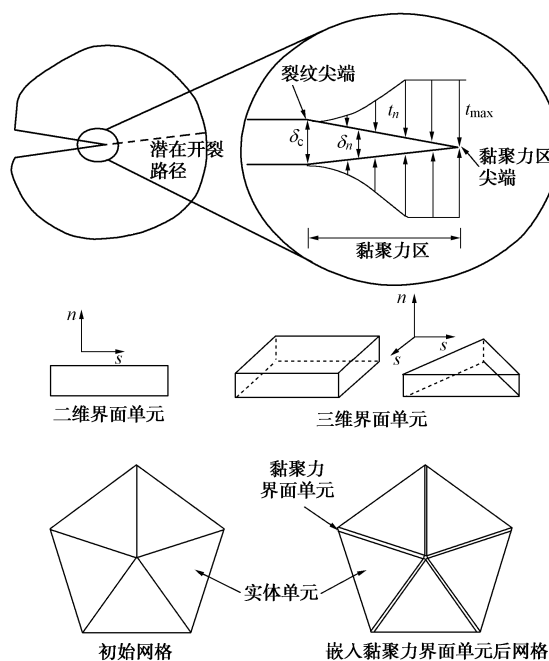


图1 黏聚力模型和界面单元

Fig. 1 Cohesive zone model and interface elements

弹性阶段,单元的位移和应力的关系为

$$\mathbf{t} = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_n & k_{ns} \\ k_{ns} & k_s \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \end{Bmatrix} = \mathbf{K} \boldsymbol{\delta} \quad (1)$$

式中,  $\mathbf{t}$  为应力向量,  $t_n$ ,  $t_s$  分别为裂缝面法向和切向应力,  $\delta_n$ ,  $\delta_s$  分别为裂缝面法向和切向位移,  $\boldsymbol{\delta}$  为位移向量,  $\mathbf{K}$  为单元的刚度矩阵。在通常的数值模拟中,一般不考虑界面法向和切向之间的相互作用,即取对

角线外数值为零。

单元出现损伤后, 刚度会发生退化。定义损伤变量  $d$  来表征刚度退化程度, 损伤后的刚度为

$$\left. \begin{aligned} k_n &= (1-d)k_{n0} \\ k_s &= (1-d)k_{s0} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

损伤变量  $d$  为有效位移  $\delta_m$  函数:

$$d = \frac{\delta_f(\delta_{\max} - \delta_0)}{\delta_{\max}(\delta_f - \delta_0)} \quad (3)$$

$$\delta_m = \sqrt{\langle \delta_n \rangle^2 + \delta_s^2} \quad (4)$$

$$\langle \delta_n \rangle = (\delta_n + |\delta_n|)/2 \quad (5)$$

式中,  $\delta_0$  为起裂位移,  $\delta_{\max}$  为加载历史中的最大有效位移,  $\delta_f$  为完全破坏时的有效位移。因此, 黏聚力模型的位移和应力关系为

$$\mathbf{t} = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \end{Bmatrix} = (1-d)\mathbf{K} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \end{Bmatrix} + d\mathbf{K} \begin{Bmatrix} -\delta_n \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (5)$$

黏聚力模型的断裂能为图 2 中的曲线面积, 即

$$G = \int_0^{\delta_f} t(\delta) d\delta = \frac{1}{2} t_0 \delta_f \quad (6)$$

式中,  $t_0$  为黏结强度。起裂准则采用名义应力的平方准则:

$$\left( \frac{\langle t_n \rangle}{t_{n0}} \right)^2 + \left( \frac{t_{s1}}{t_{s0}} \right)^2 + \left( \frac{t_{s2}}{t_{s0}} \right)^2 = 1 \quad (7)$$

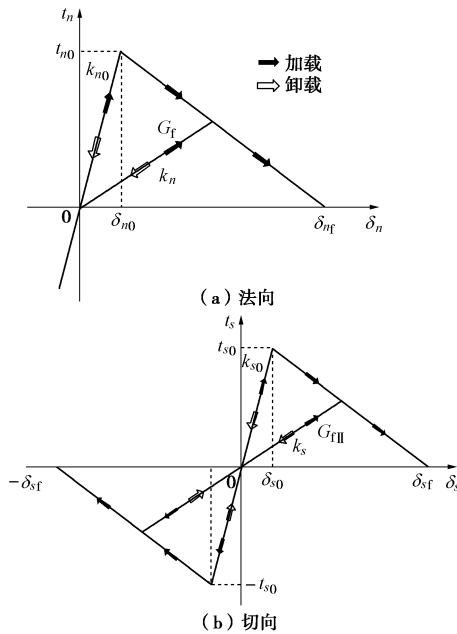


图 2 牵引力和位移关系

Fig. 2 Relationship between traction and displacement

## 2 程序验证

Du 等<sup>[23]</sup>开展了混凝土三点梁的冲击试验, 模型

尺寸的见图 3。梁底部中间有 12.7 mm 的预制缺口, 顶部中间施加冲击荷载。试验中测得的荷载时间曲线 (图 4) 作为本次计算的荷载。试样的密度为 2500 kg/m<sup>3</sup>, 弹模为 34.48 GPa, 泊松比为 0.2, 抗拉强度为 5.24 MPa, 断裂能为 200 N/m<sup>[13]</sup>。模拟时采用显式积分方法求解。

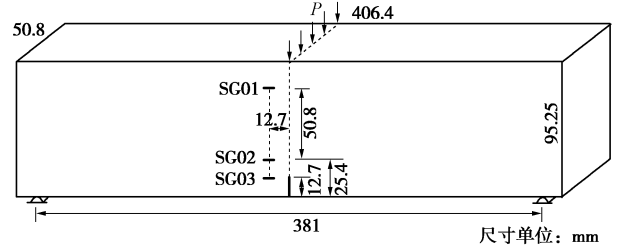


图 3 混凝土梁几何模型

Fig. 3 Geometry of concrete beams

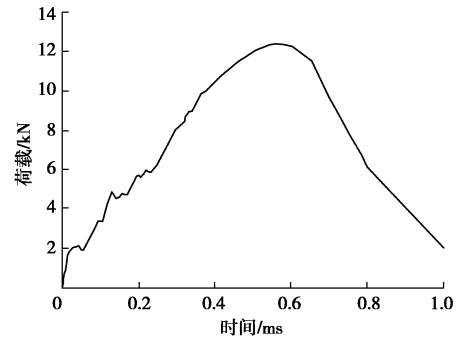


图 4 测得的冲击荷载时间曲线

Fig. 4 Time histories of measured loads

本文计算和试验测得的荷载-位移曲线见图 5, Su 等<sup>[14]</sup>采用 Abaqus 中的黏聚力模型模拟了该试验。可以看出本文的模拟与试验数据更为接近。图 6 为裂纹尖端扩展时程, 本文和 Su 等<sup>[14]</sup>的起裂时间均晚于实测值, 但本文更为接近。图 7 为 3 个测点的应变时程, 可以看出 SG02 和 SG03 测点的模拟结果与实测吻合较好, SG01 点结果有一定差别。本文的模拟结果与试验和文献模拟结果吻合较好, 验证了程序的正确性和精度。

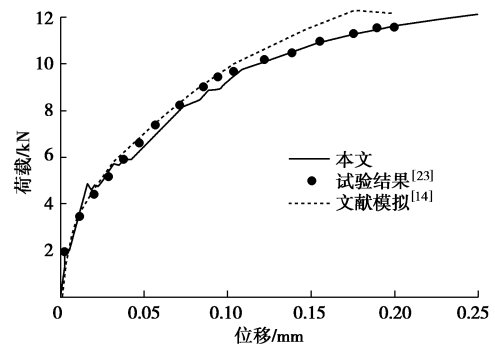


图 5 加载点的荷载位移曲线

Fig. 5 Relationship between load and displacement at loading point

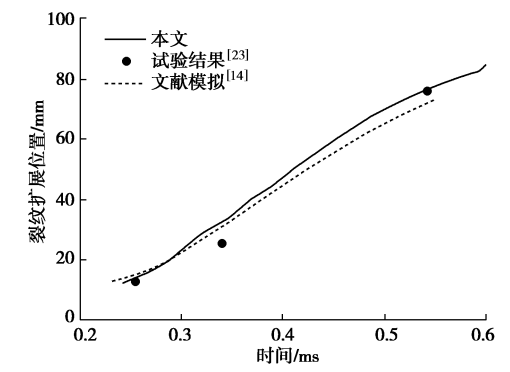


图 6 裂纹尖端扩展

Fig. 6 Time histories of crack extension

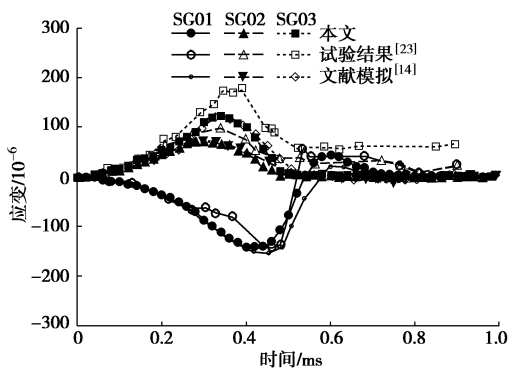


图 7 测点应变时程

Fig. 7 Time histories of strain at observing points

3 面板堆石坝模型

3.1 计算模型

采用 195 m 的二维均质面板坝为计算模型，见图 8。上游坡度为 1：1.4，下游坡度为 1：1.6，坝顶宽度 16 m，基岩深度 115 m，侧边基岩宽度为 300 m。坝顶部分面板厚 0.5 m，底部厚 1.2 m。坝体分 26 步填筑，蓄水 190 m，分为 30 步。为保证计算精度，面板进行了精细的网格剖分，厚度方向网格剖分为两层，顺坡向网格尺寸不大于 0.5 m，均为四节点等参单元。沿坡向高程预设了黏聚力界面单元。同时考虑到显式计算时间步长很小，计算量巨大，为提高计算效率，采用了非对称节点接触面单元<sup>[16, 22]</sup>和非线性比例边界有限元<sup>[17, 19-21]</sup>建立了跨尺度模型。首先采用四分树技术对堆石区和基岩进行网格离散，采用非线性比例边界有限元方法模拟产生的多边形单元。本文的目的在于研究面板的地震开裂，因此对面板及附近区域进行了单独的网格剖分，以保证网格的质量。将四分树剖分后的堆石区上游侧节点向左拖拉，生成了均为四边形的垫层区，随后垂直拖拉生成均为矩形网格的面板单元。为进一步增加面板网格精度，采用非对称节点接触面单元对面板网格进行加密。

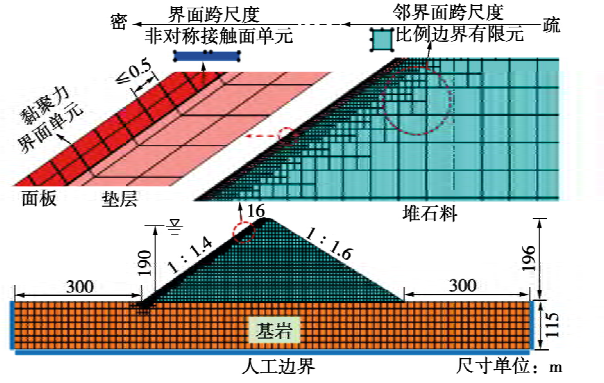


图 8 面板堆石坝跨尺度分析模型

Fig. 8 Cross-scale model for CFRDs

3.2 材料参数

采用广义塑性模型<sup>[24-25]</sup>模拟垫层和堆石料，广义塑性接触面模型<sup>[26]</sup>模拟面板和垫层间接触面。

堆石体和垫层为某面板坝的大三轴试验结果，堆石料广义塑性模型参数： $G_0=1021$ ， $K_0=1362$ ， $M_g=1.7$ ， $M_f=1.53$ ， $\alpha_f=0.11$ ， $\alpha_g=0.11$ ， $H_0=650$ ， $H_{U0}=1300$ ， $m_s=0.44$ ， $m_v=0.44$ ， $m_l=0.5$ ， $m_u=0.5$ ， $r_d=110$ ， $\gamma_{DM}=50$ ， $\gamma_u=5$ ， $\beta_0=30$ ， $\beta_l=0.025$ 。

垫层料广义塑性模型参数： $G_0=965$ ， $K_0=1288$ ， $M_g=1.68$ ， $M_f=1.3$ ， $\alpha_f=0.10$ ， $\alpha_g=0.4$ ， $H_0=550$ ， $H_{U0}=1100$ ， $m_s=0.23$ ， $m_v=0.23$ ， $m_l=0.45$ ， $m_u=0.45$ ， $r_d=110$ ， $\gamma_{DM}=50$ ， $\gamma_u=5$ ， $\beta_0=20$ ， $\beta_l=0.02$ 。

面板与垫层之间接触面材料参数<sup>[16]</sup>： $k_n=31$  GPa， $k_s=13.25$ ， $C=3.48$ ， $G=325$  N/m， $\lambda=0.091$ ， $a=224$  kPa<sup>0.5</sup>， $b=0.06$ ， $c=3.0$ ， $a=0.65$ ， $r_d=0.2$ ， $k_m=0.6$ ， $M_f=0.65$ ， $k=0.5$ ， $H_0=850$ ， $f_h=2$ ， $t=0.1$  m。

黏聚力模型参数<sup>[5]</sup>： $k_n=31$  GPa， $k_s=13.25$  GPa， $C=3.48$  MPa， $G=325$  N/m。面板和坝体下卧基岩采用线弹性模型，参数见表 1。钢筋网在面板厚度方向设置为双层，顺坡向配筋率为 0.6%，弹性模量  $E=200$  GPa，屈服强度  $f_y=400$  MPa。钢筋沿面板厚度方向设置三层弹簧，通过与混凝土共用节点实现相互作用。根据配筋率计算钢筋面积，确定相应的刚度和强度，按照权重分配到 3 层弹簧上。中间层权重为 1/2，两侧权重为 1/4。

表 1 面板和基岩线弹性模型参数

Table 1 Parameters of slab and bedrock			
名称	$E/\text{GPa}$	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$\nu$
面板	31	2500	0.17
基岩	10	2400	0.25

3.3 地震动输入

地震动输入采用某面板坝工程的规范谱地震波，顺河向地震峰值加速度为 0.4g，竖向地震加速度峰值取为顺河向的 2/3。地震波加速度时程见图 9。计算中地震波时长为 20.00 s。地震动输入采用基于人工边界

和等效荷载的波动输入方法<sup>[27-28]</sup>, 以考虑大坝和地基的相互作用。

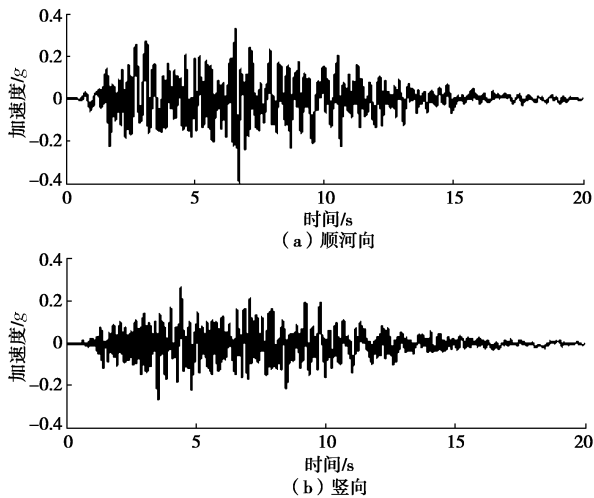


图9 地震动加速度时程  
Fig. 9 Acceleration histories of input ground motion

## 4 计算结果

### 4.1 面板开裂演化分析

对面板进行了考虑破坏（黏聚力模型+线弹性模型）和不考虑破坏（线弹性模型）两种工况的对比分析，计算中只施加水平向地震动。

图10为地震过程中面板的裂缝位置和最大裂缝宽度。面板在 $0.70H$ 处（ $H$ 为坝高）出现开裂破坏，面板迎水面的最大裂缝宽度为10.8 mm，背水面最大裂缝宽度为11.3 mm，裂缝贯穿面板。本文计算的面板破坏模式很好地反映了混凝土这类准脆性材料的窄带破坏的特性，重要的是可精准定位破坏位置且采用裂缝宽度对破坏程度进行直观定量的评价。

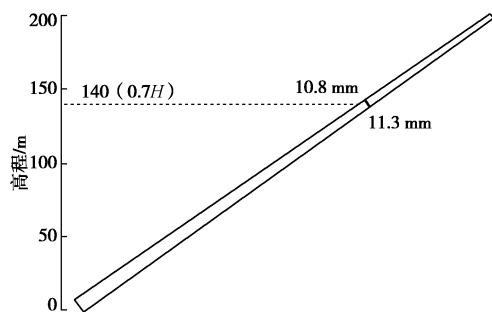


图10 地震过程中裂缝位置和最大宽度

Fig. 10 Location and maximum width of crack during earthquake

图11为两种工况计算面板迎水面开裂单元的位移、法向应力、刚度退化因子和此处的钢筋应力。混凝土在2.72 s时进入软化阶段。软化前，黏聚力接触面处于弹性状态，与线弹性模型计算结果一致。软化后，线弹性模型计算的面板应力超过了抗拉强度，而黏聚力模型则表现出刚度退化和应变软化特性，应力降低。随着地震动的增强和坝体变形的累

积，混凝土的损伤程度逐渐加重。到7.42 s时，混凝土刚度退化因子达到1.0，混凝土开裂且刚度和抗拉能力丧失；钢筋达到屈服强度但仍可承担拉应力，限制的裂缝的发展。因此黏聚力模型的顺坡向应力 $\sigma_n \leq 0$ ，不能承担拉应力但仍可受压；而线弹性模型的结果则多次超过抗拉强度。面板裂缝宽度在11.36 s时达到最大值10.8 mm。后期地震动减弱，裂缝宽度降低，由于坝体存在残余变形，因此震后裂缝并不完全闭合，存在0.3 mm的残余裂缝。面板的震后残余裂缝分布见图12。

图11第一张图为开裂处的钢筋轴向应力。采用黏聚力模型时，混凝土损伤开裂后表现出刚度和强度的退化和丧失，变形增加，钢筋强度和韧性得到了充分的发挥，起到了限制裂缝宽度的作用，可用于评价抗震加固措施效果。而线弹性模型无法描述混凝土损伤及应变软化特性，混凝土的模量远大于截面上所配钢筋刚度（混凝土模量 $E_c = 31$  GPa，钢筋模量 $E_s = 1.2$  GPa），钢筋的强度和韧性无法发挥作用。因此线弹性模型无法验证面板配筋等抗震措施的加固效果。

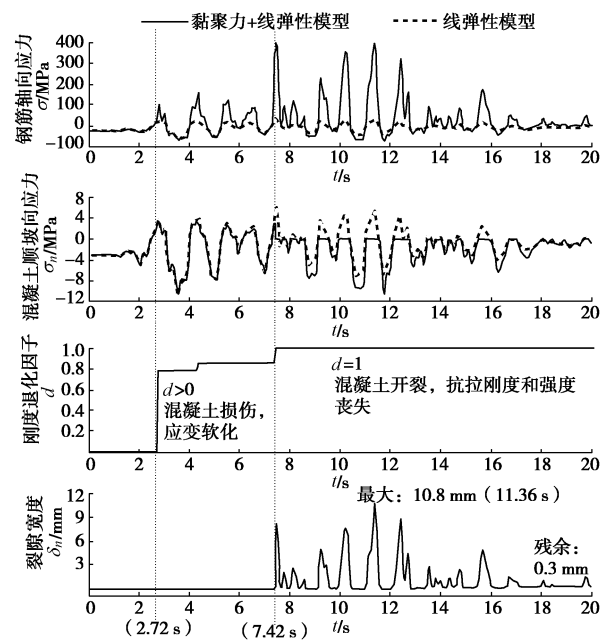


图11 面板迎水面开裂单元的裂缝宽度、刚度退化因子、混凝土顺坡向应力和钢筋应力时程

Fig. 11 Time histories of axial stress of steel, concrete stress along slope, degeneration factor, and crack width of at upstream side during earthquake

图13为混凝土损伤前后和开裂后的面板顺坡向静动叠加应力。开裂前，黏聚力模型处于弹性状态，两种模型的计算结果一致。损伤后，黏聚力模型表现出应变软化特性，混凝土应力小于其抗拉强度；而线弹性模型结果则超过抗拉强度。混凝土开裂后，刚度和强度丧失，黏聚力模型结果表现出应力释放和重分

布特性, 改善了周围的高应力状态。线弹性模型结果则大大超过了混凝土强度, 且存在大范围的超拉应力区域, 无法精准定位面板的薄弱位置。

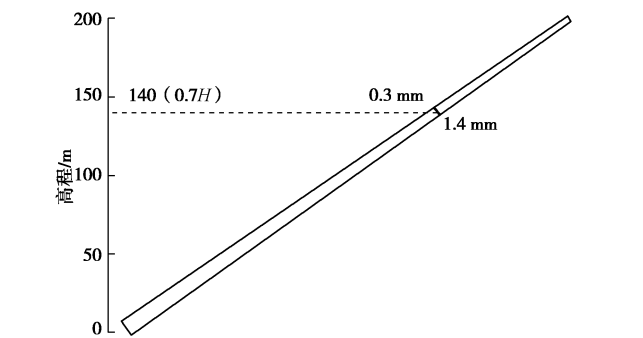


图 12 面板震后残余裂缝

Fig. 12 Residual crack after earthquake

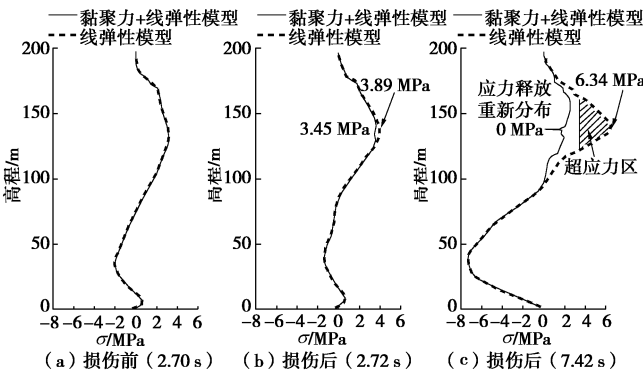


图 13 面板顺坡向静动叠加应力

Fig. 13 Stresses along slope of face slab at certain time

本文方法可精细地模拟地震过程中面板的开裂演化过程, 可以反映地震后裂缝减弱现象, 精准定位面板的开裂区域, 直观定量地评价面板的破坏程度。

4.2 配筋率的影响

由上节分析可知, 本文方法可用于验证和评价面板配筋等抗震措施。为研究配筋率对面板拉伸破坏的影响, 本节额外计算了顺坡向配筋率分别为 0.3%和 0.9%的工况。其结果见表 2。可以看出随着配筋率的增加, 面板裂缝逐渐减少; 配筋率增大到 0.9%时, 最大裂缝宽度仅为 0.1 mm。因此在面板的地震易损局区域可提高配筋率以降低或避免面板的动力拉伸开裂, 提高面板的抗震能力。

表 2 配筋率对面板动力开裂的影响

Table 2 Influences of reinforcement ratio on crack width		
配筋率 /%	地震中最大裂缝宽度 /mm	震后残余裂缝宽度 /mm
0.3	15.0	1.7
0.6	11.3	1.4
0.9	0.1	0.0

4.3 竖向地震的影响

规范<sup>[29]</sup>要求对于设计烈度为Ⅷ和Ⅸ的土石坝应同时计入水平向和竖向地震作用, 其加速度代表值可取为水平向的 2/3。考虑竖向地震后的面板裂缝位置、

开裂时刻及震中最大裂缝宽度见图 14。增加竖向地震后, 大坝的动力反应增强, 面板初始损伤时刻提前, 且在 0.68H 和 0.76H 处发生破坏, 最大单个裂缝宽度增加至 20.0 mm, 破损加重。

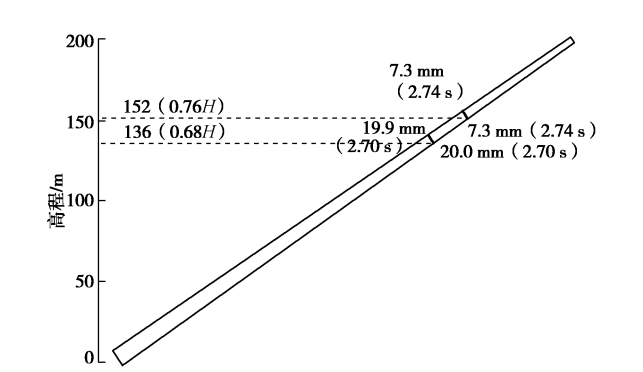


图 14 考虑竖向地震后, 面板的开裂位置, 损伤时刻和最大裂缝宽度

Fig. 14 Crack location, initial cracking moment and maximum crack width of concrete face slab considering vertical earthquake

震后面板残余裂缝及坝体变形残余变形分别见图 15, 16。可以看出, 考虑竖向地震后面板的残余裂缝宽度变化不大, 这是因为坝体的顺河向和竖向残余变形均增加, 水平向残余变形会使面板残余裂缝增大, 而竖向残余变形会增加面板的顺坡向压应力, 使面板的残余裂缝宽度降低。

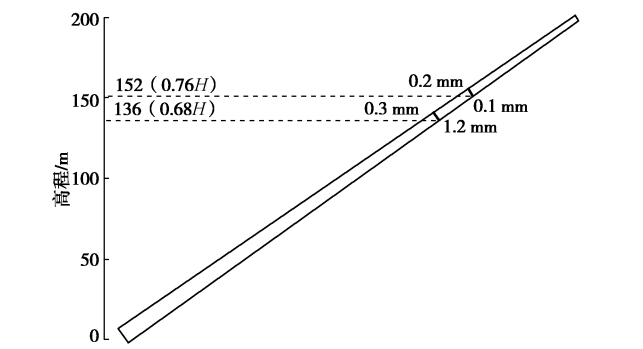


图 15 考虑竖向地震后, 面板残余裂缝分布

Fig. 15 Distribution of residual crack considering vertical earthquake

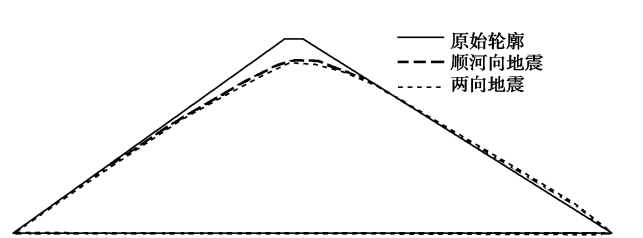


图 16 坝体震后变形轮廓 (放大 50 倍)

Fig. 16 Residual deformations of dam (magnified 50 times)

4.4 坝前水位的影响

在正常蓄水位的基础上, 分别将坝前水位降低

20, 50 m 后的面板破损情况列于表 3。可以看出坝前水位降低后, 地震过程中面板的最大裂缝宽度和残余裂缝宽度均降低。这是因为水位降低后, 面板与垫层间的法向压应力降低, 摩擦作用减弱, 坝体的变形对面板的影响变弱。高水位时裂缝宽度较大, 且水头较高, 渗透压力较大。从拉裂角度来说, 高水位为面板抗震安全设计和评价的不利工况。

表 3 坝前水深对面板动力开裂的影响

Table 3 Influences of water level on crack width		
坝前水深 /m	地震中最大裂缝宽度/mm	震后残余裂缝宽度/mm
190	20.0	1.2
170	0.1	0.0
140	0.0	0.0

5 结 论

- (1) 本文方法可直观地描述地震中裂缝的开裂演化及震后的闭合过程, 定位面板的局部薄弱区域, 定量的评价面板的破坏程度, 为大坝的极限抗震能力评估和面板抗震设计提供了技术支持。
- (2) 本文方法可描述混凝土开裂后的软化特性, 能反映面板配筋的强度和韧性, 评价不同配筋率的加固效果。结果表明, 在面板的地震易损区域局部提高配筋率可大幅度降低裂缝宽度, 提高面板的抗震性能。
- (3) 考虑竖向地震后, 在地震过程中面板损伤时刻提前, 破损部位增多, 最大裂缝宽度增加, 破损程度加重; 但由于震后坝体的水平向和竖向残余变形均增大, 面板残余裂缝宽度变化不大。
- (4) 坝前水位增加后, 面板与垫层间的法向压应力变大, 摩擦作用增强, 坝体的变形对面板的影响增加, 面板的最大裂缝宽度和残余裂缝宽度均增大, 破坏程度加重, 且水头增加, 渗透压力较大。从拉裂角度来说, 高水位为面板抗震安全设计和评价的不利工况。
- (5) 本文方法可用于其它混凝土防渗结构(混凝土防渗墙、连接板、高趾墙等)的破坏计算。同时容易扩展至三维, 且避免了标量损伤的问题, 即一个方向出现损伤后, 另外两个方向的刚度和承载力也会丧失。为后续开展面板坝防渗面板三维动力破坏分析提供技术支撑。

参考文献:

[1] 孔宪京, 邹德高, 刘京茂. 高土石坝抗震安全评价与抗震措施研究进展[J]. 水力发电学报, 2016, **35**(7): 1 - 14. (KONG Xian-jing, ZOU De-gao, LIU Jing-mao. Developments in seismic safety evaluation methods and aseismic measures for high rockfill dams[J]. Journal of Hydroelectric Engineering,

2016, **35**(7): 1 - 14. (in Chinese))

[2] 陈生水, 阎志坤, 傅中志, 等. 特高面板砂砾石坝结构安全性论证[J]. 岩土工程学报, 2017, **39**(11): 1949 - 1958. (CHEN Sheng-shui, YAN Zhi-kun, FU Zhong-zhi, et al. Evaluation of safety performance of extremely high slab-faced gravel dams[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, **39**(11): 1949 - 1958. (in Chinese))

[3] 刘京茂, 孔宪京, 邹德高. 接触面模型对面板与垫层间接触变形及面板应力的影响[J]. 岩土工程学报, 2015, **37**(4): 700 - 710. (LIU Jing-mao, KONG Xian-jing, ZOU De-gao. Effects of interface models on deformation of interface between slab and cushion layer and slab stress of concrete faced rock fill dam[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, **37**(4):700 - 710. (in Chinese))

[4] QU Yong-qian, ZOU De-gao, KONG Xian-jing, et al. Seismic damage performance of the steel fiber reinforced face slab in the concrete-faced rockfill dam[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2019, **119**: 320 - 330.

[5] XU Bin, ZOU De-gao, KONG Xian-jing, et al. Dynamic damage evaluation on the slabs of the concrete faced rockfill dam with the plastic-damage model[J]. Computers and Geotechnics, 2015, **65**: 258 - 265.

[6] DAKOULAS P. Longitudinal vibrations of tall concrete faced rockfill dams in narrow canyons[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2012, **41**: 44 - 58.

[7] HILLERBORG A, MODEER M, PETERSON E. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements[J]. Cement and Concrete Research, 1976, **6**: 773 - 82.

[8] ARICI Y. Investigation of the cracking of CFRD face plates[J]. Computers and Geotechnics, 2011, **38**(7): 905 - 916.

[9] CEN Wei-jun, WEN Lang-sheng, ZHANG Zi-qi, et al. Numerical simulation of seismic damage and cracking of concrete slabs of high concrete face rockfill dams[J]. Water Science and Engineering, 2016, **9**(3): 205 - 211.

[10] BARENBLATT G I. The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture[J]. Advances in Applied Mechanics, 1962(7): 55 - 129.

[11] DUGDALE D S. Yielding of steel sheets containing slits[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1960, **8**(2): 100 - 104.

[12] DAI Qing-li, NG K. 2D cohesive zone modeling of crack development in cementitious digital samples with microstructure characterization[J]. Construction and Building



- Materials, 2014, **54**: 584 – 595.
- [13] PAN Jian-wen, ZHANG Chu-han, XU Yan-jie, et al. A comparative study of the different procedures for seismic cracking analysis of concrete dams[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2011, **31**(11): 1594 – 1606.
- [14] SU Xiang-ting, YANG Zhen-jun, LIU Guo-hua. Finite element modelling of complex 3D static and dynamic crack propagation by embedding cohesive elements in Abaqus[J]. Acta Mechanica Solida Sinica, 2010, **23**(3): 271 – 282.
- [15] QU Yong-qian, ZOU De-gao, KONG Xian-jing, et al. A novel interface element with asymmetric nodes and its application on concrete-faced rockfill dam[J]. Computers and Geotechnics, 2017, **85**: 103 – 116.
- [16] CHEN Kai, ZOU De-gao, KONG Xian-jing, et al. Global concurrent cross-scale nonlinear analysis approach of complex CFRD systems considering dynamic impervious panel-rockfill material-foundation interactions[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2018, **114**: 51 – 68.
- [17] 周墨臻, 张丙印, 张宗亮, 等. 超高面板堆石坝面板挤压破坏机理及数值模拟方法研究[J]. 岩土工程学报, 2015, **37**(8): 1426 – 1432. (ZHOU Mo-zhen, ZHANG Bing-yin, ZHANG Zong-liang, et al. Mechanisms and simulation methods for extrusion damage of concrete faces of high concrete-faced rockfill dams[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, **37**(8): 1426 – 1432. (in Chinese))
- [18] CHEN Kai, ZOU De-gao, KONG Xian-jing, et al. A novel nonlinear solution for the polygon scaled boundary finite element method and its application to geotechnical structures[J]. Computers and Geotechnics, 2017, **82**: 201 – 210.
- [19] CHEN Kai, ZOU De-gao, KONG Xian-jing, et al. An efficient nonlinear octree SBFEM and its application to complicated geotechnical structures[J]. Computers and Geotechnics, 2018, **96**: 226 – 245.
- [20] CHEN Kai, ZOU De-gao, KONG Xian-jing, et al. Elastoplastic fine-scale damage failure analysis of metro structures based on coupled SBFEM-FEM[J]. Computers and Geotechnics, 2019, **108**: 280 – 294.
- [21] QU Yong-qian, ZOU De-gao, KONG Xian-jing, et al. A flexible various-scale approach for soil-structure interaction and its application in seismic damage analysis of the underground structure of nuclear power plants[J]. Science China Technological Sciences, 2018, **61**(7): 1092 – 1106.
- [22] GONG Jin, ZOU De-gao, KONG Xian-jing, et al. An extended meshless method for 3D interface simulating soil-structure interaction with flexibly distributed nodes[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2019, **125**: 1 – 15.
- [23] DU J, YON J H, HAWKINS N M, et al. Fracture process zone for concrete for dynamic loading[J]. ACI Material Journal 1992, **89**(3): 252 – 258.
- [24] PASTOR M, ZIENKIEWICZ O C. A generalized plasticity, hierarchical model for sand under monotonic and cyclic loading[C]// Proceedings of the 2nd International Symposium on Numerical Models in Geomechanics, 1986, Ghent: 131 – 149.
- [25] XU Bin, ZOU De-gao, LIU Hua-bei. Three-dimensional simulation of the construction process of the Zipingpu concrete face rockfill dam based on a generalized plasticity model[J]. Computers and Geotechnics, 2012, **43**: 143 – 154.
- [26] LIU Jing-mao, ZOU De-gao, KONG Xian-jing. A three-dimensional state-dependent model of soil-structure interface for monotonic and cyclic loadings[J]. Computers and Geotechnics, 2014, **61**: 166 – 177.
- [27] 刘晶波, 吕彦东. 结构-地基动力相互作用问题分析的一种直接方法[J]. 土木工程学报, 1998, **31**(3): 55 – 64. (LIU Jing-bo, LÜ Yan-dong. A direct method for analysis of dynamic soil-structure interaction[J]. China Civil Engineering Journal, 1998, **31**(3): 55 – 64. (in Chinese))
- [28] 余翔, 孔宪京, 邹德高, 等. 覆盖层上土石坝非线性动力响应分析的地震波动输入方法[J]. 岩土力学, 2018, **39**(5): 1858 – 1866, 1876. (YU Xiang, KONG Xian-jing, ZOU De-gao, et al. Seismic wave input method for nonlinear dynamic analysis of earth dam built on overburden[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, **39**(5): 1858 – 1866, 1876. (in Chinese))
- [29] 水电工程水工建筑物抗震设计规范: NB 35047—2015[S]. 2015. (Code for Seismic Design of Hydraulic Structures of Hydropower Project: NB 35047 — 2015[S]. 2015. (in Chinese))