

# 基于裂缝扩展的堆石料流变细观模型

邵 磊, 迟世春, 王振兴

(大连理工大学建设工程学部, 辽宁 大连 116024)

**摘要:** 根据堆石颗粒破碎具有时间效应的特点来研究堆石料的流变性质。首先建立了基于亚临界裂缝扩展的堆石流变细观模型; 其次研究流变数值试验的模拟方法, 确定合理的颗粒破碎模式, 根据两步循环判定法的思想计算宏观时间, 并编写了相应的颗粒流程序; 最后结合室内流变试验, 开展单轴压缩条件下数值流变试验, 拟合室内流变试验曲线, 确定细观参数。计算表明: 数值试验与室内试验流变曲线发展趋势基本一致; 颗粒破碎模式对结果有一定的影响, 越接近块体实际情况, 模拟结果越好; 流变的大小主要由瞬时颗粒破碎决定; 流变的长期性由微裂缝扩展导致的延时颗粒破碎造成。

**关键词:** 亚临界裂缝扩展; 堆石料; 流变; 颗粒流

**中图分类号:** TU43      **文献标识码:** A      **文章编号:** 1000-4548(2013)01-0066-10

**作者简介:** 邵 磊(1983-), 男, 河北张家口人, 博士研究生, 主要从事土石坝数值计算和细观力学模拟研究。E-mail: sl-fly@163.com。

## Rheological model for rockfill based on sub-critical crack expansion theory

SHAO Lei, CHI Shi-chun, WANG Zhen-xing

(Faculty of Infrastructure Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

**Abstract:** The rheological properties of rockfill are studied based on the time-dependent behaviors of particle breakage. Firstly, a microscopic rheological model for rockfill is established based on the theory of sub-critical expansion of cracks. Secondly, the reasonable crushing modes of particles are analyzed. Macro-time is calculated by means of the method of the two-step circulation decision, and the relevant programs of particle flow are compiled. Finally, a series of numerical tests are carried out in order to simulate the uniaxial numerical rheological tests based on the selected micro-parameters. The simulated results are partially compared with the laboratory experiments, and good agreement is achieved. The results and analysis show that the modes of particle breakage have influence on the simulated results, that is, the closer to the real particles, the better the simulated results. The magnitude of rheological deformation is mainly dependent upon the breakage of instantaneous particles, which is caused by the larger contact forces. The rheology results from the delayed breakage of particles induced by the extension of microscopic cracks.

**Key words:** sub-critical crack expansion; rockfill; rheology; particle flow

## 0 引言

多座已建成的堆石坝的监测资料充分显示, 堆石坝的后期变形可持续几年、十几年甚至更长, 而且有些坝的后期变形较大, 如天生桥大坝蓄水2 a后沉降达到最大坝高的1.9%<sup>[1]</sup>; 巴西阿里亚坝实测的最大沉降量达到坝高的2.36%<sup>[1]</sup>; 土耳其Ataturk心墙堆石坝竣工后坝顶沉降达2.5 m, 坝体最大沉降达7 m<sup>[2]</sup>。如此大的后期变形, 高土石坝结构难以承受。这是因为作为主要筑坝材料的堆石体流变引起坝体内部应力分布不均, 恶化了心墙及面板的应力和变形特性, 导致心墙发生水力劈裂和面板产生裂缝, 进而影响大坝运行甚

至会危及坝体安全。随着西部大开发及南水北调等重大工程的实施。中国西部地区有一大批在建和拟建的土石坝工程, 大坝高度也有了长足的发展, 其中多座已达300 m级, 如两河口(288 m)、古水(305 m)、双江口(310 m)、其宗(350 m)等等。可以预见, 随着坝高的增加, 堆石坝后期变形引起的上述问题将更加严重。尤其是堆石体流变导致混凝土面板的开裂, 愈来愈引发坝工界的重视。

因此, 近年来很多学者对堆石料流变变形特性及机理进行了深入探讨<sup>[3-12]</sup>。堆石体粒径大, 空隙多, 颗粒间排水自由, 粒间接触形式以及颗粒组成物质也不同。在荷载作用下, 堆石体除了瞬时发生的变形外, 堆石体内的块石还会随时间发生破碎和重新排列, 进而引起堆石体继续发生变形<sup>[5]</sup>。梁军等认为, 在外载的作用下, 由于骨架应力的重新分布导致粗大颗粒棱角或者软弱颗粒少量的破碎、细化, 堆石颗粒的空间排列与接触方式进一步得以调整, 细颗粒填充空隙, 是其发生流变的重要因素<sup>[7]</sup>。但目前还没有见到堆石颗粒破碎和重排随如此长时间变化的合理解释。王海俊等研究了干湿循环对堆石料长期变形的影响, 指出堆石长期变形是由于天气、温度、湿度等现场因素引起的颗粒接触点风化所致<sup>[11]</sup>。程展林等还指出堆石料的流变是颗粒聚合体组构调整过程, 与颗粒聚合体的尺度有关, 应开展堆石料的组构研究<sup>[10]</sup>。周伟等定义了堆石体的组构张量, 认为堆石体组构张量与应力、应变张量密切相关<sup>[12]</sup>。总之, 堆石体的后期变形机理还不清楚, 现有认识还不能合理解释观察到的各种后期变形现象。

在岩石断裂力学理论中, 岩石是含有微缺陷和不连续节理面的材料, 在外部荷载与外部环境的共同作用下, 微缺陷会逐渐发展形成微裂缝。微裂缝的发展受外部环境(主要是相对湿度和应力条件)、应力强度因子及其断裂韧度控制。当应力强度因子小于断裂韧度时裂缝随着时间进行扩展的现象被称为亚临界裂纹扩展, 在多种材料中都曾观察到, 如岩石<sup>[13]</sup>、水泥<sup>[14]</sup>、矿石<sup>[15]</sup>等。同时, 在一系列的岩石强度试验中观察到的岩石颗粒的破碎现象进一步证实了岩块的破裂是由于应力腐蚀机制作用下引起裂缝的扩展所致<sup>[16-20]</sup>。根据上述原理, Oldecop等<sup>[19]</sup>提出了堆石材料在压缩条件下颗粒破碎的理论模型。该模型基于如下假定: 在压缩的第一个阶段(各向同性压缩或者一维压缩条件), 堆石体的变形主要是由于颗粒的位置调整和重新排列, 包括颗粒间的相互错动和滑动; 随着压缩的进行, 堆石体内部空隙率减小, 配位数增加, 颗粒间由于相互挤密和咬合, 进而阻隔相互运动, 直到发生颗粒破碎。这个假设被多位学者的试验结果证实<sup>[18, 21-22]</sup>。根据上述原理, Oldecop等<sup>[20]</sup>研究了堆石料的流变特性及机理, 推导了考虑流变的堆石料压缩系数, 但没有进行堆石颗粒裂缝慢速扩展—破碎—重排的定量研究。

本文基于上述亚临界裂缝扩展理论, 建立筑坝堆石料的细观流变模型, 编写相应的颗粒流程序, 进行数值模拟, 并结合室内流变试验进行对比。

## 1 基于裂缝扩展的堆石流变细观模型

### 1.1 基本假设

Cundall和Strack于1979年首次将离散单元法应用于颗粒集合体受力变形的细观研究, 发现颗粒体系的一个重要受力特征是: 在遭受外部荷载作用后, 颗粒间分布着众多粗细不一的网状力链, 形成了颗粒体系内部力与力矩的传递途径, 如图1所示。处于粗力链内的颗粒在其接触处顺着力链方向受到较大的集中力作用, 其余位于较细力链内的颗粒仅仅受到很小的力, 起到支撑和稳固粗力链的作用。根据上述原理, 结合颗粒流方法中基本粒子为圆球体的假设, 抽象出粒子的典型受力情况, 即圆球体颗粒受到沿径向的对称点荷载作用, 如图2所示。

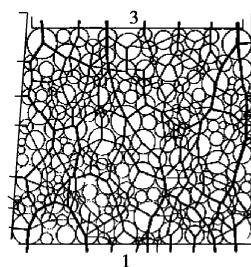


图1 力链分布

Fig. 1 Force chains

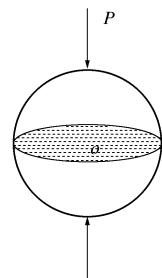


图2 数值颗粒模型

Fig. 2 Numerical model

选取一个堆石体单元, 假设单元内堆石颗粒含有初始裂缝, 受到对称点荷载的作用, 如图3, 4所示。单元在压力和水的共同作用下, 堆石颗粒内部裂缝的尖端处发生应力腐蚀, 在应力腐蚀的作用下裂缝按照一定的速度扩展, 扩展一定的时间后便可能发生颗粒破裂, 破裂颗粒引起颗粒体内部进行位置调整和重排列, 最终会引起宏观变形的变化。由于裂缝扩展的时间效应, 使得颗粒持续破碎, 颗粒体系内部不断发生结构的变化, 导致堆石体单元变形具有长期性。因此认为, 堆石体的宏观变形过程由应力腐蚀现象控制。

裂缝的扩展主要是由于裂缝的尖端处发生应力腐蚀, 故而需要深入研究堆石体的应力腐蚀机制, 在此

基础上建立堆石流变的细观模型。选取圆球体粒子代表堆石颗粒，颗粒中心预含一条初始半径为  $a_i$  的理想裂缝，颗粒半径  $R$ ，受到一对对称的点荷载  $P$  作用，裂缝面上受到垂直于面的拉应力，如图5所示。

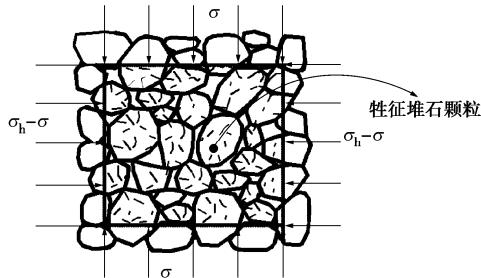


图 3 堆石体典型单元

Fig. 3 Rockfill element

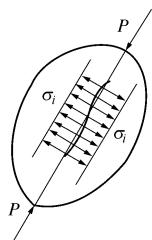


图 4 初始裂缝

Fig. 4 Original crack

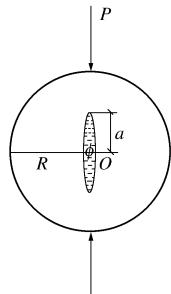


图 5 受力分析

Fig. 5 Force analysis

## 1.2 应力强度因子

亚临界裂缝扩展理论中，裂缝的扩展主要受到应力强度因子控制。Broek 由线弹性断裂力学得到裂缝尖端的应力强度因子为<sup>[23]</sup>

$$K_i = \beta_i \sigma_i^* \sqrt{\pi a_i} \quad , \quad (1)$$

式中  $a_i$  是初始裂缝的半长度。无量纲参数  $\beta_i$  反映颗粒形状、裂缝位置、荷载方向及作用点等影响，在裂缝扩展的过程中，由于颗粒体本身几何性质变化不大， $\beta_i$  可以取为常数； $\sigma_i^*$  是颗粒未发生断裂条件下裂缝面上的平均拉应力，计算中通常取为颗粒在径向受压条

件下的劈拉强度，可根据立方体或圆柱体混凝土试件的劈裂抗强度试验确定。基本原理是：在试件的中心平面内，作用均匀分布的压力，使外力作用的竖向平面内产生近似均布的拉应力，该拉应力可由弹性理论计算出来。

Tada 等<sup>[24]</sup>给出了  $\beta_i$  的经验公式为

$$\beta_i = \frac{1}{1-\alpha} (1 - 0.4964\alpha + 1.5582\alpha^2 - 3.1818\alpha^3 + 10.0962\alpha^4 - 20.7782\alpha^5) \quad , \quad (2)$$

式中， $\alpha = 2a_i/R$ ， $R$  为颗粒半径。

本文采取的基本粒子是圆球体，曲嘉<sup>[25]</sup>给出了半径为  $R$  的圆球体混凝土试样的劈拉强度公式为

$$\sigma_i^* = (0.496 - 0.194\mu + 0.092\mu^2) \frac{P}{\pi R^2} \quad , \quad (3)$$

式中， $\mu$  为试样的泊松比。

通过式(1)~(3)，可以求出含有初始裂缝  $i$ （初始半长度为  $a_i$ ）的圆球颗粒在对称点荷载  $P$  作用下裂缝尖端的应力强度因子  $K_i$ 。

## 1.3 应力腐蚀机制

应力腐蚀被广泛认为是裂纹扩展的主要原因和控制机制。Speidel<sup>[26]</sup>定义应力腐蚀为：在长时间应力作用下，外部环境诱导的亚临界裂缝扩展。应力腐蚀试验给出了恒定湿度（RH）条件下裂缝扩展速度  $V$  和应力强度因子  $K_i$  的关系曲线。在该曲线中，有两个特殊值需要特别注意：起裂韧度  $K_0$  与断裂韧度  $K_c$ ，分别是发生应力腐蚀的界限值和裂缝扩展突变的界限值。微裂缝的发展受外部环境（主要是相对湿度和应力条件）、应力强度因子及其断裂韧度控制，同时裂缝尖端的应力状态会加剧颗粒试样和充满水的裂纹之间的腐蚀反应。在长时间或循环加载条件下，当裂缝尖端的应力强度因子小于其起裂韧度时，微裂缝不发展；当应力强度因子大于起裂韧度且小于断裂韧度时，裂缝以极慢的速度扩展；当应力强度因子接近或超过断裂韧度时，裂缝的扩展速度发生突变，颗粒迅速破裂。

## 1.4 裂缝扩展速度

Charles 等<sup>[27]</sup>给出了当  $K_0 \leq K_i \leq K_c$  时裂缝的扩展速度  $V$  的经验公式：

$$V = V_0 \left( \frac{K}{K_c} \right)^n \quad , \quad (4)$$

式中，参数  $V_0$  和  $n$  是材料属性，可通过拟合该材料的应力腐蚀曲线来确定。Atkinson<sup>[28]</sup>搜集和整理了大量岩石材料的应力腐蚀试验数据 ( $V_0 = 0.1$  m/s)，如图6 所示。Alonso 等<sup>[29]</sup>示出了材料参数  $n$  和相对湿度 RH 的关系，如图7 所示。

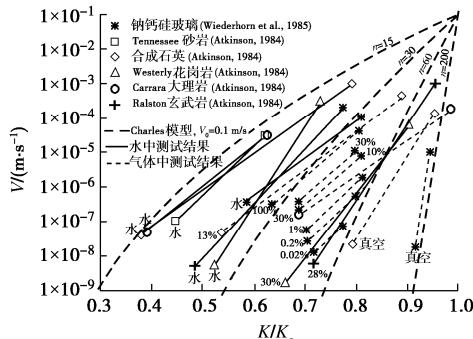


图 6 多种岩石的应力腐蚀试验结果

Fig. 6 Experimental data of stress corrosion from different materials

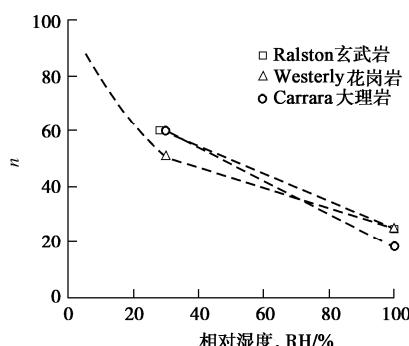


图 7 材料参数 n 和 RH 的关系

Fig. 7 Relationship between material parameters  $n$  and RH

### 1.5 裂纹扩展至颗粒破碎的时间

接下来考虑某一颗粒内部的一个裂纹  $i$  的传播过程。假定：①施加的应力状态和相对湿度  $RH$  保持恒定；②在裂纹的扩展过程中，颗粒本身的几何构造不发生明显的变化（即  $\beta_i$ ,  $\sigma_i^*$ ,  $RH$  保持不变）。设从初始加荷直至裂纹破裂所经历的时间为  $t_b$ 。Oldecop 等<sup>[20]</sup>推导出  $t_b$  的表达式为

$$t_b = \frac{1}{A_i} \frac{2}{n-2} a_{0i}^{-(n/2-1)} = \frac{2}{n-2} \frac{a_{0i}}{V_{0i}} , \quad (5)$$

式中,  $V_{0i} = V_0 (\beta_i \sigma_i^* \sqrt{\pi a_{0i}} / K_c)^n$ ,  $V_{0i}$  为初始裂纹半长度  $a_{0i}$  的扩展速度。

式(5)说明了对于单个裂纹来讲, 它从初始受荷到发生颗粒破碎的时间  $t_b$  与初始半长度  $a_i$  之间存在一

一对对应关系。从初始加荷到颗粒破碎的时间  $t_b$  和颗粒本身的尺寸无关；初始裂纹越长,  $t_b$  越短。

### 1.6 断裂韧度与起裂韧度

裂缝扩展模型建立以后, 就需要确定相应颗粒材料的起裂韧度和断裂韧度。二者是材料的力学性能指标, 通常通过对试样进行室内试验测得, 研究的重点是 I型裂纹。

很多学者采用多种方法对硬岩进行了大量的断裂韧度测试, 但是由于试样制备及测试过程存在很多困难, 仅有极少数的软岩测出其断裂韧度。一些学者给出了一些典型地壳岩石的 I 型裂纹的断裂韧度, 如沉积岩的断裂韧度  $K_c = 1 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ <sup>[28]</sup>。

有学者就断裂韧度和起裂韧度的关系进行过研究。如徐世烺<sup>[30]</sup>在提出了混凝土断裂破坏的双K准则时, 给出了混凝土试样的起裂韧度与断裂韧度的关系曲线, 并指出当初始裂纹长度和试件宽度的比值在 0.3~0.8 之间变化时, 起裂韧度与断裂韧度的比值基本保持不变。黄达海<sup>[31]</sup>通过对不同混凝土试件的统计分析发现: 起裂韧度与断裂韧度并不是两个独立的材料参数, 其比值在 0.35~0.5 之间。Atkinson<sup>[28]</sup>根据图 6 所示应力腐蚀曲线, 指出对于岩石可取:  $K_0 = 0.3K_c$ 。

### 1.7 破碎模式

堆石是基于孔隙介质并含有多裂隙和多种缺陷结构的散粒体材料, 其抗拉强度远小于抗剪和抗压强度。由图 4, 5 给出的堆石颗粒典型受力图, 认为颗粒的主要受力方式是对称点荷载作用, 其破碎机理是拉破坏。曲嘉<sup>[25]</sup>进行了混凝土圆球状试样的点荷载试验, 试验条件同巴西圆盘劈裂试验。试验得到试样的破碎过程为: 首先圆球中心沿加载面出现裂缝, 而后裂缝沿中心面逐渐扩展, 直至发生贯通断裂, 断裂后的颗粒形态如图 8 (a) 所示。Tsoungui 等<sup>[32]</sup>针对圆球状石膏试样进行了径向压缩试验, 试样的破坏形态如图 8 (b) 所示。Alonso 等<sup>[29]</sup>对砂岩颗粒进行了湿度控制的径向压缩试验, 石块的粒径范围为 20~30 mm, 图 8 (c) 示出了试验后的破碎颗粒的形态, 这和圆球状试样的试验结果类似。

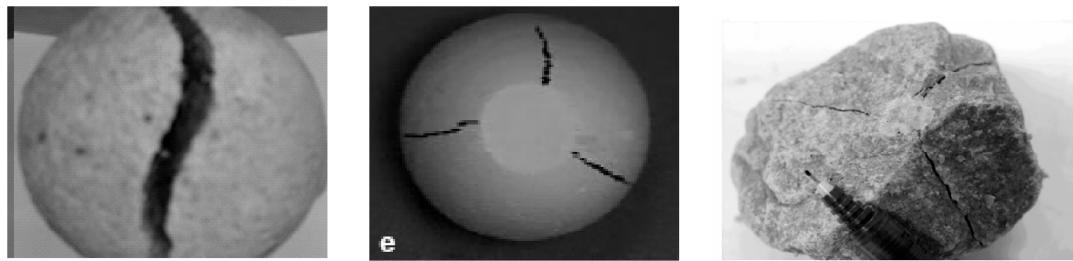


图 8 颗粒破碎模式

Fig. 8 Breakage modes of particles

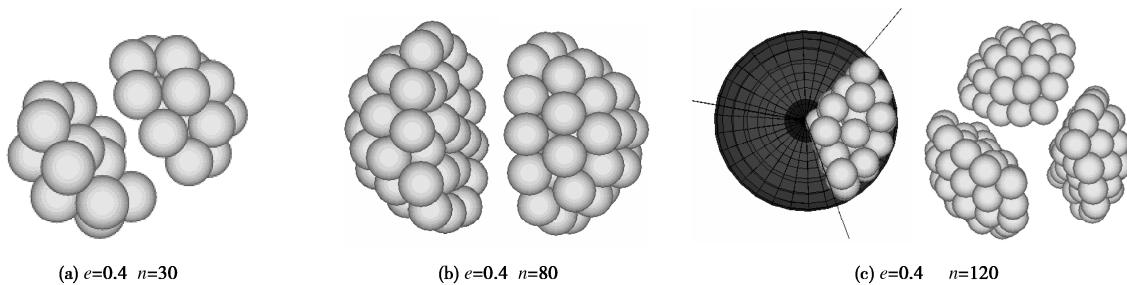


图 9 数值颗粒破碎模式

Fig. 9 Breakage modes of numerical particles

表 1 程序设计思想及流程

Table 1 Idea and process of program design

1. 生成数值试样：生成满足一定级配的颗粒集合作体 $N$ ；假设每个颗粒内部均包含一条初始裂缝，长度在( $a_{0\min}$ , $a_{0\max}$ )之间随机分布，计入裂缝初始长度 $a_0$ 数组；颗粒体在未破碎前无大变形。	
2. 伺服机制：数值试验过程中，建立伺服控制系统，保持试样的应力状态满足试验要求。	
3. 参量监测与输出系统：包括宏观应变 - 时间曲线、各颗粒及颗粒集合作体的细观参量等。	
4. 固结过程：通过伺服控制，使数值试样达到指定的初始应力状态，试样内部颗粒达到稳定状态(不平衡力小于 $10^6$ N)。	
5. 计时系统：施加到试验指定初始应力状态后开始进行试验。建立宏观整体时间坐标系统 $T$ ，开始宏观时间计时；同时建立每个颗粒的细观局部时间坐标系统 $t$ ，各颗粒局部时间开始计时。	
6. 数值试验开始(两步循环判定法)。	
1) 颗粒体系信息初始化：设置 $T = 0$ 。	
2) 颗粒信息初始化：设置 $t = 0$ 。	
3) 进入颗粒流程序循环步 $k$ ( $k = 1, 2, 3, L$ )。	
3.1) 进入循环 I ( $i = 1, 2, L, N$ )。	
3.1.1) 计算该时刻所有颗粒受到的点荷载 $P_i$ 及其初始应力强度因子 $K_{0i}$ ( $i = 1, N$ )。	
3.1.2) 依次比较所有颗粒的 $K_{0i}$ 与 $K_0$ , $K_c$ 的关系：	
① 若 $K_{0i} < K_c$ ，该颗粒 $i$ 的裂缝不扩展；	
② 若 $K_{0i} > K_c$ ，该颗粒 $i$ 的裂缝会突变，计入破裂颗粒数组 $\{C_1\}$ ；	
③ 若 $K_c < K_{0i} < K_0$ ，该颗粒 $i$ 的裂缝以某一速度扩展，计算裂缝发生扩展的颗粒个数 $l$ ，颗粒信息计入破裂颗粒数组 $\{C_2\}$ ，同时计算相应颗粒的裂缝扩展的速度 $V_i$ 及扩展至断裂的时间 $t_i^b$ 。将 $V_i$ 计入裂缝扩展速度数组 $\{V\}$ ， $t_i^b$ 计入扩展至断裂的时间数组 $\{t^b\}$ 。	
3.1) 循环 I 结束。	
3.2) 颗粒破碎判定阶段 I (进入判断)。	
3.2.1) 当破裂颗粒数组 $\{C_1\} \neq 0$ ，即有颗粒发生瞬断，则该数组内颗粒直接按照预置的破裂模式破裂成若干小颗粒，小颗粒分配新ID，计入破裂颗粒数组 $\{C\}$ ；转入4.2.4)。	
3.2.2) 当破裂颗粒数组 $\{C_1\} = 0$ ，且 $\{C_2\} = 0$ ，即所有颗粒的应力强度因子均小于起裂韧度，不发生颗粒破碎；转入4.2.4)。	
3.2.3) 当破裂颗粒数组 $\{C_1\} = 0$ ，且 $C_2 \neq 0$ ，即有颗粒的应力强度因子大于起裂韧度小于断裂韧度， $\{t^b\}$ 数组进行排序，得到最小值 $t_{j\min}^b$ ，即选出最快破碎的颗粒 $j$ 。转入5)。(注意：选出最快破碎的颗粒，但并未立刻让该颗粒破碎，这是由于该循环步得到的 $t_{j\min}^b$ 应进行合理性判断。详见下文说明4)。	
3.2) 颗粒破碎判定阶段 I 结束。	
4) 进入颗粒流程序循环步 $k+1$ 。	
4.1) 进入循环 I ( $i = 1, 2, L, N$ )。	
4.1.1) 计算该时刻所有颗粒受到的点荷载 $P_i$ 及其初始应力强度因子 $K_{0i}$ ( $i = 1, N$ )。	
4.1.2) 依次比较所有颗粒的 $K_{0i}$ 与 $K_0$ , $K_c$ 的关系：	
① 若 $K_{0i} < K_c$ ，该颗粒 $i$ 的裂缝不扩展；	
② 若 $K_{0i} > K_c$ ，该颗粒 $i$ 的裂缝会突变，计入破裂颗粒数组 $\{C'_1\}$ ；	

		③ 若 $K_0 < K_{0i} < K_c$ , 该颗粒 $i$ 的裂缝以某一速度扩展, 计算裂缝发生扩展的颗粒个数 $l$ , 颗粒信息计入破裂颗粒数组 $\{C'_2\}$ , 同时计算扩展至断裂的时间 $t_{i+1}^b$ 。将 $t_{i+1}^b$ 计入扩展至断裂的时间数组 $\{t'^b\}$ 。
	4.1) 循环 I 结束。	
	4.2) 颗粒破碎阶段 I (进入判断)。	
	4.2.1) ① 当破裂颗粒数组 $\{C'_1\} \neq 0$ , 即有颗粒发生瞬断, 则该数组内颗粒直接按照预置的破裂模式破裂成若干小颗粒, 小颗粒分配新ID, 计入破裂颗粒数组 $\{C\}$ ; ② 说明第 $k$ 步循环之前的颗粒体处于一种应力和位置调整过程, $t_{j\min}^b$ 不符合实际, 因而不计入宏观时间, 即颗粒 $j$ 不破碎, 此时宏观时间的增长为 $t^b = \text{timestep}$ ; ③ 转入4.2.4)。	
	4.2.2) ④ 当破裂颗粒数组 $\{C'_1\} = 0$ , 且 $\{C'_2\} = 0$ , 即所有颗粒的应力强度因子均小于起裂韧度, 裂缝不扩展, 颗粒不破碎; ⑤ 说明第 $k$ 步得到的处于压临界的颗粒 $j$ 裂缝扩展直至发生破碎, 这样才能引起第 $k+1$ 步循环颗粒体进行应力和位置调整。而在裂缝扩展的过程中, 由于外部环境不变, 且颗粒体体系稳定, 故而不发生形变, 即该步循环得到的 $t_{j\min}^b$ 应累计计入宏观时间, 即颗粒 $j$ 破碎, 此时宏观时间的增长为 $t^b = t_{j\min}^b$ ; ⑥ 颗粒直接按照预置的破裂模式破裂成若干小颗粒, 小颗粒分配新ID, 计入破裂颗粒数组 $\{C\}$ 。记录 $\{C\}$ 数组内总个数 $N'$ ; ⑦ 转入4.2.4)。	
	4.2.3) 当破裂颗粒数组 $\{C'_1\} = 0$ , 且 $\{C'_2\} \neq 0$ , 即有颗粒的应力强度因子大于起裂韧度小于断裂韧度, $\{t'^b\}$ 数组进行排序, 得到最小值 $t_j'^b$ , 对应破碎颗粒 $j+1$ 。进入判定: ⑧ 当 $t_j'^b > t_j^b$ 时, 第 $k$ 循环步颗粒 $j$ 先经过 $t_j^b$ 时间发生破碎, 即该步循环得到的 $t_{j\min}^b$ 应累计计入宏观时间, 颗粒 $j$ 破碎, 此时宏观时间的增长为 $t^b = t_{j\min}^b$ ; 颗粒直接按照预置的破裂模式破裂成若干小颗粒, 小颗粒分配新ID, 计入破裂颗粒数组 $\{C\}$ 。记录 $\{C\}$ 数组内总个数 $N'$ ; 转入4.2.4); ⑨ 当 $t_j'^b \leq t_j^b$ 时, 宏观时间和颗粒流程序时步冲突, 因而设定颗粒 $j$ 不破碎, 此时宏观时间的增长为 $t^b = \text{timestep}$ 。转入4.2.4)。	
	4.2.4) 清空数组 $\{C_1\}$ ;	
	5) 颗粒体系信息更新得到新的总颗粒个数 $N = N + N'$ 。	
	6) 进入循环 II ( $i=1, N$ ), (注意是新的 $N$ )。	
	6.1) 更新初始裂缝长度 $a_0$ :	
	6.1.1) $V$ 数组中的所有裂缝均执行: 扩展速度乘以 $t^b$ , 作为下一次循环计算的各颗粒新的初始裂缝长度。这些颗粒对应的ID号不变。清空 $V$ 数组。	
	6.1.2) 未发生破裂的颗粒, ID号不变, 裂缝初始长度不变。	
	6.1.3) 破裂后的小颗粒, 破裂颗粒数组 $\{C\}$ 内调用ID信息, 设置初始裂缝。根据预置破裂模式(例如破裂成2个等直径小球, 半径为原小球的一半), 在 $(0.5a_{0\min}, 0.5a_{0\max})$ 之间随机赋予初始长度值。	
	7) 循环 II 结束。	
	8) 更新宏观时间: $T = T + t^b$ , 记录该时刻对应的宏观应变。清空破裂颗粒数组 $\{C\}$ 。	
	9) 程序终止条件判断。	
	9.1) $T <$ 室内流变试验时间, 转入 2), 将当前时刻设为新的初始时刻;	
	9.2) $T \geq$ 室内流变试验时间, 结束数值试验。	

影响。

(3) 关于某循环步求得的裂缝  $i$  扩展至断裂的最短时间  $t_{i\min}^b$ 。设第  $i$  步循环得到的最短时间为  $t_{i\min}^b$ , 第  $i+1$  步循环得到的最短时间为  $t_{i+1\min}^b$ 。

$$t^b = \frac{2}{n-2} \frac{K_c^n}{V_0 (\beta_i \sigma_i^* \sqrt{\pi})^n a_{0i}^{n/2-1}} \quad (6)$$

由于分母中  $n$  较大,  $a_{0i}$  很小, 因此  $t_{i\min}^b$  有较大的离散性, 甚至有时候会出现奇异值。例如出现  $t_{i\min}^b \geq 10^8$  s 的情况, 在如此长的时间内, 颗粒不发生破碎的可能性是比较小的。因为在这段时间内, 实际上外部环境的改变必然会改变堆石体的受力状态。所以, 当计算得到的  $t_{i\min}^b$  值较大时, 这些值是不符合实际情况的, 这里并非是  $t_{i\min}^b$  的值计算错误, 而是尽可能地考

## 2 堆石料室内流变试验的细观模拟

### 2.1 模拟室内流变试验的颗粒流程序设计思想

(1) 颗粒破碎是逐渐发生的过程。应力强度因子大于断裂韧度导致的断裂, 简称为瞬断(瞬时断裂); 因裂缝扩展导致的断裂, 简称为延断(延时断裂)。一般来讲, 颗粒体内部结构性的调整, 都是颗粒由受力大的部位向受力小的部位转移, 因此假设在不考虑延断的情况下, 若某时间段(某一循环步内)无瞬断发生, 则颗粒体不再破碎。

(2) 数值试验过程中, 每个循环步流变增量很小, 假定在颗粒体内部各裂纹的扩展与断裂互不影响, 即裂缝  $i$  的扩展与断裂对其他裂缝的  $\sigma_i$ ,  $\beta_i$  没有

虑实际情况，有助于本文的模拟工作将来能应用于实际工程。因此，本文设置 $t_i^b$ 的取值极限是10 d( $8.64 \times 10^5$  s)。

(4) 两步循环判定思想的提出。若每当某循环步判断得到 $t_j^b$ ，便设置该颗粒破碎，同时累加计入宏观时间，则会导致宏观时间与细观时间(循环时步)之间出现矛盾。因为颗粒流程序每执行一个循环步，程序都会自动计算出该循环步的时步长，记为timestep。当 $t_j^b \geq$  timestep时，宏观计时为 $t_j^b$ 的累积，即会出现宏观时间走了 $t_j^b$ 的时间，而数值试样的变形仅仅是进行了历时timestep的一步循环，这一步的循环不能代表 $t_j^b$ 时间段内的变形量。因此某一循环步得到的 $t_j^b$ 是否应累计计入宏观时间，应进行合理性判断。方法是采用两步循环法来判断，即第一步循环求得 $t_j^b$ 的值，通过第二步循环求出的 $t_{j+1}^b$ 进行校核。满足两步循环判定条件的该循环步计算得到的破碎时间累计计入宏观时间。

## 2.2 堆石料室内流变试验

本文进行了轴压400 kPa下的单轴流变试验。试验用料取自大连某石料厂，岩性为石灰石，岩性新鲜，质地坚硬，棱角较为明显。试验级配参考糯扎渡、龙马等多个工程堆石料的级配，如表2所示。试样尺寸Φ600 mm×H300 mm，干密度1.98 g/cm<sup>3</sup>，孔隙比0.34，不均匀系数7.65，曲率系数1.21。试验从轴压50 kPa开始，按增量比为1进行加载，每级荷载稳定1 h，直至加载到要求荷载(400 kPa)之后保持轴向压力不变，持续5 d。

表2 试验前后各粒组含量

Table 2 Partical size distribution

试验状态	轴压/kPa	粒组含量/%				
		60~40 mm	40~20 mm	20~10 mm	10~5 mm	<5 mm
试验前	—	20	27	23	16	14
试验后	400	19.45	27.14	21.89	16.52	15

## 2.3 数值试样

数值试样的制备是模拟工作的关键。堆石形状极不规则，表现为颗粒间咬合作用突出，在采用颗粒流方法进行研究时，若单纯使用圆球颗粒模拟堆石有很多局限。程展林等通过进行玻璃球试样的三轴试验，指出球形颗粒集合体与一般粗粒土的变形特性存在明显的差异，期望通过圆盘或球形颗粒模型的数值分析来反映一般粗粒土的力学特性可能是不合适的<sup>[10]</sup>。故本文采用不规则形状的颗粒簇单元来模拟堆石颗粒。按照晶胞繁衍的方式，采用广度优先算法逐层繁衍颗粒，生成空间随机位置的两两相切圆球组合，通过设置连接键来约束颗粒间发生相对滑动，形成任意形状的颗粒簇单元，每一个颗粒簇单元，代表一个堆石颗

粒。为了进一步的贴合实际情况，对该方法进行如下优化：对于边界球，首先赋予一个随机概率，若随机概率小于指定值，剔除该小球。这样生成的颗粒簇单元之间咬合作用更强，更贴近实际堆石体。部分典型颗粒簇单元如图10所示。

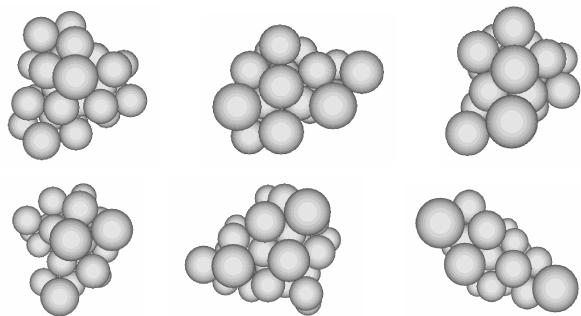


图10 颗粒簇单元

Fig. 10 Typical particles generated for a sample

为了控制计算规模，颗粒簇单元用来模拟较大粒径堆石颗粒，小粒径颗粒则直接采用球单元模拟，如此生成的数值试样是簇单元和球单元的混合体。图9示出的的数值破裂模式，是针对图8所示的室内试验得到的一些单颗粒典型破裂情况而来。对于混合试样，破裂模式可做如下考虑：每一个圆球颗粒均假设含一条初始中心裂缝；簇单元内部的球颗粒可以看作是一个“大”的堆石颗粒的局部，换言之，一个数值堆石颗粒是由若干个子颗粒(圆球)构成，同时也包含若干初始裂缝的颗粒簇单元。本文数值模拟中的颗粒破碎，是建立在圆球颗粒基础上，包括小粒径的球颗粒的破碎和大粒径的簇颗粒的局部破碎。

数值试验和室内试验级配曲线如图11所示，为控制计算规模，去掉极小粒径，适当扩大数值试样的颗粒粒径，保持曲率系数和不均匀系数相似。初始生成的数值试样由7497个圆球颗粒组成，将其中3538个粒径较大的颗粒采用颗粒簇单元代替，其余粒径较小的小球和颗粒簇混合组成堆石体数值试样。整个数值试样共包含小球22876个，试样中的颗粒簇单元如图12所示。

## 2.4 参数选取

力学材料参数有：弹性模量E=7.0 GPa，泊松比 $\mu=0.25$ ，起裂韧度 $K_0=0.3 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ 、断裂韧度 $K_0=1.0 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ ， $V_0=0.1 \text{ m/s}$ 和 $n=14$ (根据相对湿度RH来取值)；几何参数有：颗粒粒径R，裂缝初始半长度 $a_0$ 在 $a_{0\min}$ 与 $a_{0\max}$ 之间随机取值(取 $a_{0\min}=0.01R$ ， $a_{0\max}=0.1R$ )；试样宏观参数：孔隙率 $n_0=0.285$ ，干密度 $\rho_0=1.98 \text{ g/cm}^3$ 。颗粒的细观参数有：颗粒的法向接触刚度 $k_n$ ，切向接触刚度 $k_s$ ，摩擦系数 $\mu$ ；墙的法向

接触刚度  $k_n^w$ , 切向接触刚度  $k_s^w$  等。细观参数直接影响数值试验的结果, 刚度主要影响宏观弹性模量的大小, 对应力应变的峰值强度影响不大, 其比值  $k_n/k_s$  影响宏观泊松比; 摩擦系数  $\mu$  主要影响试样的峰值强度。本文选取的细观参数见表3。

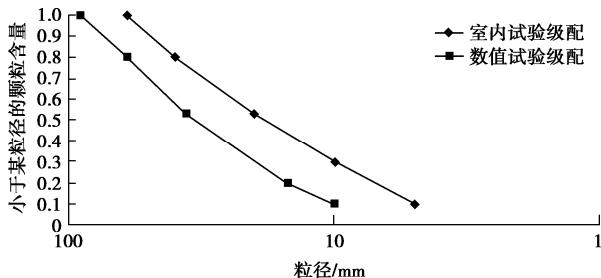


图 11 室内试验及数值试验级配曲线

Fig. 11 Test and numerical curves of particle size distribution

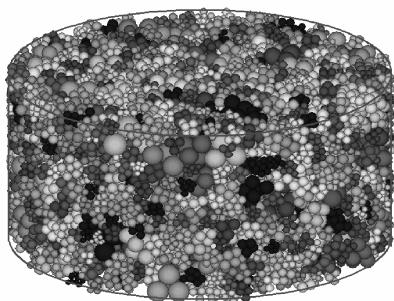


图 12 数值试样中颗粒簇单元

Fig. 12 Clumps of numerical sample

## 2.5 试验结果分析

两种颗粒破碎模式下(球颗粒破裂为2或3份)采用表3细观参数分别在0.4 MPa下进行单轴流变数值试验, 得到应变随时间的发展曲线与室内试验曲线对比如图13所示。

设流变变形的压缩系数  $\lambda = d\varepsilon/dt$ 。由图13可以看出, 数值试验的流变曲线与室内试验曲线相比, 初始压缩系数略偏小, 流变变形的峰值略低, 但发展趋势基本一致。流变变形在初始阶段增幅较大, 之后逐渐趋于稳定。通过比较两种破裂模式下的流变曲线, 发现破裂模式对试验结果及过程有一定影响, 破裂模式1(颗粒破裂为2份)比破裂模式2(颗粒破裂为3份)得到的流变变形偏小, 同时, 初始压缩系数也较低。分

析其原因是: 颗粒破裂后的小颗粒的越多越细, 颗粒相互挤密程度越高, 体积压缩就大。同时也说明了, 如果实际堆石体在发生局部破碎、或者整体破碎、甚至是粉碎性破碎后, 在围压的作用下, 相互挤压得更加密实, 流变变形相应更大。也就是说, 数值模拟过程中, 尽可能的使数值试样接近真实试样, 同时破碎模式考虑的更细, 会得到更好的结果。但目前受计算机硬件的限制, 模拟试样原样还存在困难, 但随着计算机硬件的飞速发展, 这一问题有望得到很好的解决。综合比较数值试验和室内试验轴向应变—时间发展曲线, 认为数值试验基本能够反映该堆石料的宏观蠕变行为, 为接下来探究其流变性质的机理奠定一个很好的基础。

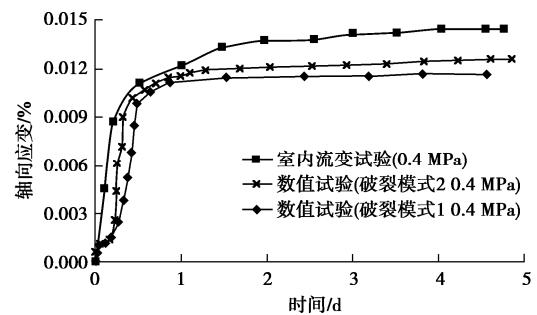


图 13 应变随时间的发展曲线

Fig. 13 Relationship between strain and time

同时, 本文给出了数值流变试验过程中, 颗粒破碎演化过程如图14所示。以工况破裂模式1为例, 给出了裂隙扩展至发生颗粒破碎的最短时间分布图, 如图15所示。

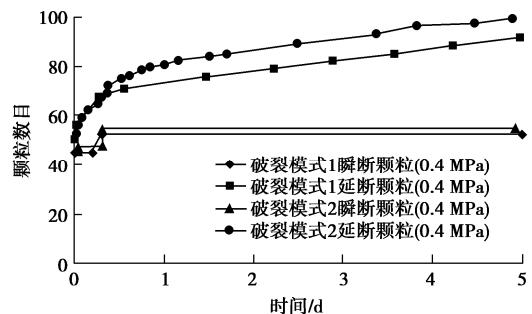


图 14 流变过程中的颗粒破碎情况

Fig. 14 Particle breakage during rheological deformation

表 3 参数汇总表

Table 3 Collection of parameters

$E/\text{GPa}$	$\gamma$	$\rho_0/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$n_0$	$V_0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$n$	$K_0/( \text{MPa}\cdot\text{m}^{\frac{1}{2}} )$
7.0	0.25	1.98	0.285	0.1	14	0.3
$K_c/(\text{MPa}\cdot\text{m}^{\frac{1}{2}})$	$k_n/(10^7\text{N}\cdot\text{m}^{-1})$	$k_s/(10^7\text{N}\cdot\text{m}^{-1})$	$k_n^{w1}/(10^6\text{N}\cdot\text{m}^{-1})$	$k_n^{w2}/(10^7\text{N}\cdot\text{m}^{-1})$	$k_s^{w1} k_s^{w2}/(\text{N}\cdot\text{m}^{-1})$	$\mu$
1.0	8.2	1.64	8.2	8.2	0.0	0.76



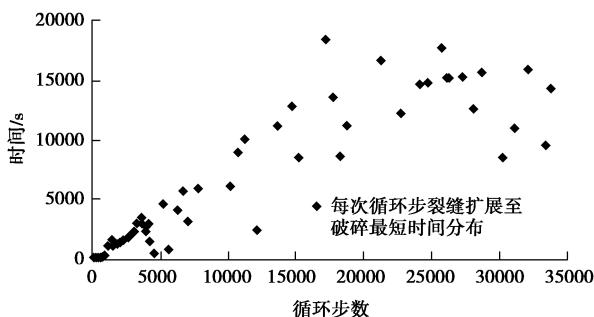


图 15 亚临界裂缝扩展至颗粒破碎的最短时间分布图

Fig. 15 Minimum time of breakage due to crack expansion

由图14, 15可知, 在流变变形的初期, 颗粒破碎主要来源有二: 应力强度因子大于断裂韧度导致的瞬时颗粒破碎; 应力强度因子大于起裂韧度而小于断裂韧度的处于亚临界裂缝扩展导致的延时颗粒破碎, 由于这部分颗粒裂缝扩展至破碎的时间极短, 其实是接近于瞬时断裂。Oldecop等<sup>[20]</sup>曾建立了描述应力腐蚀现象的典型曲线, 该曲线按照扩展速度的大小为3个区域: 慢速扩展区, 稳定速率扩展区, 速率突变区。在速率突变区, 应力强度因子接近断裂韧度, 裂缝扩展速度极快。故而由图14和15综合判断, 在流变前期, 大量颗粒的裂缝尖端的应力强度因子大于或者接近其断裂韧度, 裂缝迅速扩展导致颗粒破碎。这个阶段由于固结已经完成, 故而外力保持恒定。该阶段瞬时颗粒破碎, 是由于固结过程中, 力在颗粒间的传递具有延时效应造成。变形初期大量颗粒破碎过后, 颗粒破碎的发生速率趋缓, 同时流变变形趋于平稳, 但由于部分颗粒处于亚临界裂缝扩展状态, 使得随着时间流逝, 不断有颗粒发生破碎, 但是由于颗粒破碎率很小, 故而试样宏观应变逐渐趋于稳定。此后基本不再发生瞬时破碎, 亚临界裂缝扩展至颗粒破碎的最短时间也相应延长, 过程中不断有颗粒发生延时破碎, 但破碎速率趋缓, 破碎颗粒数量减少。

综上所述, 瞬时破碎的颗粒发生破碎的时间相对集中于流变初期, 瞬时破碎的颗粒数量大量增加, 对应发生较大的变形; 延时破碎的颗粒的增加幅度则小的多, 但几乎伴随着整个试验过程。这说明: 从颗粒破碎的角度解释堆石的流变现象, 瞬时颗粒破碎主要影响流变的大小; 由微裂缝扩展导致的延时颗粒破碎造成流变的长期性。

### 3 结 论

本文提出了基于裂缝扩展的堆石流变细观模型, 并根据两步循环判断的思想, 编写了模拟堆石体室内流变试验的颗粒流程序, 得到以下5点结论。

(1) 通过试验结果比较, 证明了基于裂缝扩展的堆石流变细观模型的正确性与其在颗粒流程序中的适用性。

(2) 数值试验过程中, 破碎模式很重要, 越接近块体实际情况, 模拟结果越好。

(3) 在流变变形发生前期, 变形量大, 主要原因是相对较多的颗粒的裂缝尖端的应力强度因子大于或者接近其断裂韧度引起的颗粒破碎造成的。在初期大量颗粒破碎过后, 发生瞬时断裂和延时断裂的颗粒数量趋少, 但由于处于亚临界状态的颗粒存在, 使得裂缝一直在扩展, 随着时间流逝, 不断有颗粒发生破碎, 但是破碎速率很小, 所以对体变的影响较小。

(4) 流变的大小主要由颗粒瞬时破碎决定; 流变的长期性由微裂缝扩展导致的颗粒延时破碎造成。

(5) 颗粒流方法可以用来研究堆石的流变性。这为进一步研究流变的机理开辟了一条新途径。

### 参 考 文 献:

- [1] 杨 键. 天生桥一级水电站面板堆石坝沉降分析[J]. 云南水力发电, 2001, 17(2): 59 - 63. (YANG Jian. Concrete face rockfill dam settlement analysis of the Tianshengqiao hydropower station[J]. Yunnan Water Power, 2001, 17(2): 59 - 63. (in Chinese))
- [2] CETIN H, LAMAN M, ERTUNC A. Settlement and slaking problems in the world's fourth largest rock-fill dam, the Ataturk Dam in Turkey[J]. Engineering Geological, 2000, 56(3): 225 - 242.
- [3] 沈珠江, 左元明. 堆石料的流变特性试验研究[C]// 第6届土力学基础工程学术会议论文集. 上海: 同济大学出版社, 1991: 443 - 446. (SHEN Zhu-jiang, ZUO Yuan-ming. Study of creep test for rockfill[C]// The 6th Soil Mechanic sand Foundation Engineering Academic Conference. Shanghai: Tongji University Press, 1991: 443 - 446. (in Chinese))
- [4] 沈珠江, 赵魁芝. 堆石坝流变变形的反馈分析[J]. 水利学报, 1998, 6(6): 1 - 6. (SHEN Zhu-jiang, ZUO Yuan-ming. Back analysis of creep deformation of rockfill dams[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1998, 6(6): 1 - 6. (in Chinese))
- [5] 王 勇, 殷宗泽. 一个用于面板坝流变分析的堆石料流变模型[J]. 岩土力学, 2000, 21(3): 227 - 230. (WANG Yong, YIN Zong-ze. A rheology model of rockfill used in the rheology analysis of concrete face rockfill dam[J]. Rock and Soil Mechanics, 2000, 21(3): 227 - 230. (in Chinese))
- [6] 赵魁芝, 李国英, 沈珠江. 天生桥混凝土面板堆石坝原型观测资料反馈分析[J]. 水利水运科学研究, 2000(4): 15 - 19. (ZHAO Kui-zhi, LI Guo-ying, SHEN Zhu-jiang. Back analysis of field monitoring data of Tianshengqiao CFRD[J]. Journal of Nanjing Hydraulic Research Institute, 2000(4): 15 - 19. (in Chinese))
- [7] 梁 军, 刘汉龙. 面板坝堆石料的蠕变试验研究[J]. 岩土工

- 程学报, 2002, 24(2): 257 - 259. (LIANG Jun, LIU Han-long. Creep test for rockfill of CFRD[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2002, 24(2): 257 - 259. (in Chinese))
- [8] 李国英, 米占宽, 傅 华, 等. 混凝土面板堆石坝堆石料流变特性试验研究[J]. 岩土力学, 2004, 25(11): 1712 - 1716. (LI Guo-ying, MI Zhan-kuan, FU Hua, et al. Experimental studies on rheological behaviors for rockfill in concrete faced rockfill dam[J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, 25(11): 1712 - 1716. (in Chinese))
- [9] 程展林, 丁红顺. 堆石料蠕变特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2004, 26(4): 473 - 476. (CHENG Zhan-lin, DING Hong-shun. Creep test of rockfill[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, 26(4): 473 - 476. (in Chinese))
- [10] 程展林, 丁红顺, 吴良平. 粗粒土试验研究[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(8): 1151 - 1158. (CHENG Zhan-lin, DING Hong-shun, WU Liang-ping. Experimental study of coarse grained soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(8): 1151 - 1158. (in Chinese))
- [11] 王海俊, 殷宗泽. 堆石料长期变形的室内试验研究[J]. 水利学报, 2007, 38(8): 914 - 919. (WANG Hai-jun, YIN Zong-ze. Experimental study on deformation of rockfill material due to long term cyclic wetting-drying[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2007, 38(8): 914 - 919. (in Chinese))
- [12] 周伟, 胡 颖, 闫生存. 高堆石坝流变机理的组构理论分析方法[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(8): 1274 - 1278. (ZHOU Wei, HU Ying, YAN Sheng-cun. Fabric theory on creep deformation mechanism for high rockfill dams[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(8): 1274 - 1278. (in Chinese))
- [13] KRANZ R L. The effects of confining pressure and stress difference on static fatigue of granite[J]. Journal of Geophysical Research, 1980, 85(B4): 1854 - 1866.
- [14] TAYLOR P C, TAIT R B. Effects of fly ash on fatigue and fracture properties of hardened cement and mortar[J]. Cement and Concrete Composites, 1999, 21(3): 223 - 232.
- [15] SCHOLZ C H. Static fatigue of quartz[J]. Journal of Geophysical Research, 1972, 77(11): 2104 - 2114.
- [16] WILKINS B J S. Slow crack growth and delayed failure of granite[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics, 1980, 17(6): 365 - 369.
- [17] WIEDERHORN S M, FULLER E R, THOMSON R. Micromechanisms of crack growth in ceramics and glasses in corrosive environments[J]. Metal Science and Technology, 1980, 14(9): 450 - 458.
- [18] SOWERS G F, WILLIAMS R C, WALLACE T S. Compressibility of broken rock and settlement of rockfills[C]// Proc 6th International Conference Soil Mechanical Foundation Engineering, Montreal 1965, 2: 561 - 565.
- [19] OLDECOP L A, ALONSO E E. A model for rockfill compressibility[J]. Géotechnique, 2001, 51(2): 127 - 139.
- [20] OLDECOP L A, ALONSO E E. Theoretical investigation of the time-dependent behaviour of rockfill[J]. Géotechnique, 2007, 57(5): 423 - 435.
- [21] MARSAL R J. Mechanical properties of rockfill[M]. New York: John Wiley & Sons Inc, 1973 :109 - 200.
- [22] VEIGA PINTO A A. Previsão do comportamento estrutural de barragens de enrocamento[D]. Lisbon: Laboratório Nacional de Engenharia Civil, 1983. (VEIGA PINTO A A. Prediction of the structural deformation of rockfill dams[D]. Lisbon: National Laboratory of Civil Engineering, 1983. (in French))
- [23] BROEK D. Elementary engineering fracture mechanics[M]. Dordrecht: Martinus Nijhoff , 1986.
- [24] TADA H, PARIS P C, IRWIN G R. The stress analysis of cracks handbook[M]. Saint Louis: Paris Productions, 1985.
- [25] 曲 嘉. 钢纤维混凝土劈拉强度的实验研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2010. (QU Jia. The experimental study on the split strength of SFRC[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2010. (in Chinese))
- [26] SPEIDEL M O. Stress corrosion cracking of aluminum alloys[J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 1975, 6(4): 631 - 651.
- [27] CHARLES R J. Static fatigue of glass[J]. Journal of Applied Physics, 1958, 29(11): 1549 - 1560.
- [28] ATKINSON B K. Subcritical crack growth in geological materials[J]. Journal of Geophysical Research, 1984, 89(6): 4077 - 4114.
- [29] ALONSO E E, OLDECOP L, PINYOL N M. Long term behaviour and size effects of coarse granular media[J]. Mechanics of Natural Solids, 2009: 255 - 281.
- [30] 徐世烺. 混凝土断裂机理[D]. 大连: 大连理工大学, 1988, 4. (XU Shi-lang. The mechanisms of concrete fracture[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 1988, 4. (in Chinese))
- [31] 黄达海, 宋玉普. 混凝土起裂韧度与断裂韧度的关系[J]. 水力发电学报, 2000, 1: 92 - 100. (HUANG Da-hai, SONG Yu-pu. On relationship between initial fracture toughness and fracture toughness of concrete[J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2000, 1: 92 - 100. (in Chinese))
- [32] TSOUNGUI O, VALLET D, CHARMET J C, et al. Size effects in single grain fragmentation[J]. Granular Matter, 1999, 2: 19 - 27.