

基于堆石体二元介质模型的面板坝数值计算

米占宽, 李国英, 陈生水, 陈铁林
(南京水利科学研究院, 江苏 南京 210024)

摘要: 对于高面板堆石坝而言, 在高应力场作用下堆石颗粒破碎明显, 从而导致坝体变形率增加, 因此在数值计算中必须考虑颗粒破碎的影响, 传统的堆石体本构模型由于不能合理反映颗粒破碎的影响, 导致计算变形与实测变形差别较大。天生桥面板堆石坝为我国已建工程中同类坝型的第一座 200 m 级高坝, 具有丰富的原型观测资料, 在基于考虑堆石体颗粒破碎的二元介质模型的基础上, 采用平面有限元分析坝体的应力变形性状, 并与实测结果进行了对比分析, 结果表明: 考虑颗粒破碎后, 坝料的剪胀量将会减小, 剪缩量相应增大, 建议模型的计算结果定性上更加精确, 定量上也更为合理, 可以更好地反映面板坝尤其是高面板坝的应力变形特性。

关键词: 岩石力学; 面板坝; 堆石体; 二元介质; 颗粒破碎; 本构模型

中图分类号: TU 45 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000 - 6915(2008)增 1 - 2772 - 07

NUMERICAL CALCULATION OF CFRD BASED ON BINARY MEDIUM MODEL OF ROCKFILL

MI Zhankuan, LI Guoying, CHEN Shengshui, CHEN Tielin
(Nanjing Hydraulic Research Institute, Nanjing, Jiangsu 210024, China)

Abstract: For high concrete faced rockfill dam, the grain crushing is so large in high stress field which may increase the deformation rate of dam body that it should be considered in numerical calculation. Because the traditional constitutive model for rockfill material can not reasonably reflect the effects of grain crushing, the calculation deformation of dam body is much different from its measured deformation. Tianshengqiao CFRD (concrete faced rockfill dam) is the first 200 m class high dam which has abound observation date in the similar of type built dam in China. Based on binary medium model considering grain crushing of rockfill material, the stress-strain behavior of dam body is analyzed by planar finite element method(FEM). Because the dilatancy quantity of dam materials will decrease and their corresponding shrinkage quantity will increase when the grain crushing is considered in numerical calculation, the calculation results of the suggested model is more accurate in qualitative analysis and more reasonable in quantitative analysis. It could be better to be used simulate stress-strain behavior of CFRD, especially high CFRD.

Key words: rock mechanics; concrete faced rockfill dam(CFRD); rockfill; binary medium; grain crushing; constitutive model

1 引言

20 世纪 50 年代之前, 混凝土面板堆石坝一般

采用抛填式堆石技术, 由于施工难度较大且大都不成功, 在 50 年代以后, 在世界上已不建造这种坝了。20 世纪 60 年代末期, 由于引入了振动碾薄层碾压技术, 提高了坝体堆石的碾压密度, 减少了坝体变

收稿日期: 2007 - 01 - 23; **修回日期:** 2007 - 02 - 23

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50379028); 水利部“948”计划技术创新与转化项目(CT200520); 清华大学水沙科学与水利水电工程国家重点实验室开放基金资助项目(Sklhse - 2006 - C - 02)

作者简介: 米占宽(1973 -), 男, 1996 年毕业于中国地质大学(武汉)水文地质与工程地质专业, 现为博士研究生, 主要从事岩土工程试验和数值计算方面的研究工作。E-mail: zkmi@nhri.cn

形和面板裂缝, 如澳大利亚于 1971 年建成的 110 m 的 Cethana 混凝土面板堆石坝, 竖向变形仅为坝高的 0.1%, 面板没有产生裂缝, 取得很大成功, 后来各国相继应用此项技术修建了一些高坝, 如哥伦比亚 148m 高的 Salvajina 坝、巴西 160 m 高的 Foz do Areia 坝^[1], 上述表明 100 m 级的混凝土面板堆石坝的技术经验趋于成熟。但是由于墨西哥 187 m 高的 Aguamilpa 坝、巴西的 Xingo 坝和中国 178 m 高的天生桥一级坝建成后出现的面板结构性裂缝等问题, 说明对 100 m 级高坝积累的经验不一定适应 200 m 级高坝的建设^[2], 为此我国将 200 m 级混凝土面板堆石坝关键技术问题列为“九五”国家重点科技攻关项目及国家自然科学基金重点课题。

国家“九五”科技攻关针对 233 m 高的水布垭面板堆石坝开展了广泛深入的科学研究和计算分析, 以寻求适用于 200 m 级高混凝土面板堆石坝应力变形规律研究的理论和方法, 研究工作采用不同数学模型对 200 m 级面板坝施工、蓄水全过程进行仿真计算, 并在基于沈珠江提出的三参数流变模型的基础上分析了坝体的应力变形^[3]。应该指出, 自从沈珠江和左元明^[4]1988 年对堆石体进行流变试验, 并于 1994 提出堆石体的流变模型以来^[5, 6], 堆石体的流变变形特性引起了学术界和工程界的重视^[2, 7, 8]。但至目前为止, 对堆石体流变的研究尚停留在沈珠江院士提出的三参数流变模型基础上, 堆石体的流变在宏观上表现为: 高接触应力 - 破碎和颗粒重新排列 - 应力释放、调整和转移的循环过程, 在这种反复过程中堆石体体变的增量逐渐减小最后趋于相对静止, 直至不再发生破碎; 在这个过程中, 堆石在应力作用下基本上只有颗粒重新排列过程, 慢慢趋近于较高的密实度和较小的孔隙比, 因此这个阶段的变形量较小而且比较平稳, 所需时间较长。从堆石体的流变机制可以看出, 颗粒破碎是因, 流变是果。因此合理的本构模型应该能反映堆石体的颗粒破碎现象, 其实早在 2000 年, 沈珠江^[9]就曾提出了一个堆砌体模型, 用以描述结构性黏土的破坏过程, 这一模型把变形过程中的结构性土看作不同大小土块的集合体, 总的变形将由土块的弹性变形、土块之间滑动引起的塑性变形和土块破碎引起的损伤变形三部分组成。2003 年, 沈珠江^[10]在对损伤力学进行改造的基础上, 建立了一门新的岩土非线性分析理论 - 岩土破损力学, 并提出一个

二元介质模型, 该模型把结构性岩土材料抽象成由胶结强的胶结块和无胶结的软弱带组成的二元结构体, 变形过程中胶结块逐步破损并向软弱带转化。

对于堆石体而言, 其变形一般都伴随着堆石体的颗粒破碎, 尤其对于高堆石坝而言, 在填筑期, 随着坝体填筑高度的增大, 在高围压和剪切应力下, 坝体下部堆石体的颗粒破碎将非常明显, 在蓄水期的高水头下, 面板底部的垫层料和过渡料也将发生明显的颗粒破碎。但迄今为止, 对颗粒破碎的研究大都停留在对颗粒破碎现象、颗粒破碎的影响因素以及颗粒破碎对堆石体强度和剪胀特性的影响等^[11~14]。梁军等^[15]曾对堆石体的蠕变机制与颗粒破碎的特性进行了分析。迟世春和贾宇峰^[16]根据 Rowe 最小能比原理, 推导得到破碎修正的屈服函数微分方程, 与原始 Rowe 剪胀模型相比, 该模型具有低剪胀性的优点, 但该模型只定性上反映了颗粒破碎的影响。如果将堆石体看成结构体和破损带组成的二元介质, 那么就可以在岩土破损力学二元介质模型的基础上建立考虑颗粒破碎的堆石体本构模型, 作者^[17]在上述思路的基础上建立了上述模型, 并通过一个大型三轴剪切试验的算例表明, 考虑颗粒破碎计算的应力 - 应变曲线与试验结果更加吻合, 尤其是体变曲线, 考虑颗粒破碎后, 计算得到的低围压下的剪胀性明显降低, 与试验曲线的吻合也更好, 说明了建议的模型具有较好的实用性。

天生桥面板堆石坝为我国已建工程中同类坝型的第一座 200 m 级高坝, 具有相当丰富的原型观测资料, 它的成功完建和蓄水运行, 为我国高面板坝建设提供了很多宝贵的经验。本文将通过天生桥一级面板坝的数值分析, 比较分析考虑颗粒破碎与不考虑颗粒破碎两种情况下坝体的应力变形特性, 以期对土石坝的数值分析提供一种新的方法。

2 堆石体二元介质模型

2.1 堆石体二元介质模型的概念

考虑颗粒破碎的堆石体本构模型将堆石体看成结构体和破损带组成的二元介质。对结构体而言, 其变形过程具有脆性性质, 因此可以假定结构体是理想脆弹性体, 即在应力状态达到破坏强度之前其变形特性是线弹性的, 达到破坏强度之后立即转化为破损带; 对破损带而言, 其变形过程具有弹塑性

性质，可以采用“南水”双屈服面弹塑性模型^[18]来模拟，以反映堆石体材料的非线性、压硬性、剪胀性和应力引起的各向异性4个方面的力学特性。

2.2 二元介质模型的应力应变关系

按双参数均匀化理论，其体积应变和偏应变的增量表达式^[19]为

$$\left. \begin{aligned} \Delta\varepsilon_v &= (1 - \Delta\lambda_v)\Delta\varepsilon_{v1} + \Delta\lambda_v\Delta\varepsilon_{v2} \\ \{\Delta e\} &= (1 - \Delta\lambda_s)\{\Delta e\}_1 + \Delta\lambda_s\{\Delta e\}_2 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中： $\Delta\varepsilon_{v1}$ ， $\Delta\varepsilon_{v2}$ 和 $\{\Delta e\}_1$ ， $\{\Delta e\}_2$ 分别为弹脆性元和弹塑性元的体积应变增量和偏应变增量； $\Delta\lambda_v$ ， $\Delta\lambda_s$ 分别为体积破损率增量和面积破损率增量。

$\Delta\varepsilon_{v1}$ ， $\{\Delta e\}_1$ 采用脆性元模拟，可表示为

$$\left. \begin{aligned} \Delta\varepsilon_{v1} &= \Delta\sigma_{m1}/K_1 \\ \{\Delta e\}_1 &= \{\Delta s\}_1/(2G_1) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$\Delta\varepsilon_{v2}$ ， $\{\Delta e\}_2$ 采用弹塑性元模拟，其本构模型采用“南水”采用双屈服面模型，可表示为

$$\left. \begin{aligned} \Delta\varepsilon_{v2} &= \Delta\sigma_{m2}/K_2 + \sum_{i=1}^2 A_i \{n_i\} \Delta f_i \\ \{\Delta e\}_2 &= \{\Delta s\}_2/(2G_2) + \sum_{i=1}^2 A_i \{n_i\} \Delta f_i \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

其中，

$$\Delta f_i = \left\{ \frac{\partial f_i}{\partial \sigma} \right\} \Delta \sigma \quad (i = 1, 2)$$

式(2)，(3)中： K_1 ， K_2 和 G_1 ， G_2 分别为结构体和破损带的体积模量和剪切模量； $A_i(i = 1, 2)$ 为塑性系数； $\{n_i\}(i = 1, 2)$ 为塑性应变增量的方向，可表示为

$$\{n_i\} = \left\{ \frac{\partial Q_i}{\partial \sigma} \right\} / \sqrt{\left\{ \frac{\partial Q_i}{\partial \sigma} \right\}^T \left\{ \frac{\partial Q_i}{\partial \sigma} \right\}} \quad (4)$$

式中： Q_i 为塑性等势面。

$f_i(i = 1, 2)$ 为“南水”双屈服面模型的两个屈服面，表示为

$$\left. \begin{aligned} f_1 &= p^2 + r^2 q^2 \\ f_2 &= q^s / p \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

式中： r ， s 为模型参数，对堆石料均可以取2， p ， q 分别为球应力和广义剪应力，表示为

$$\left. \begin{aligned} p &= \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \\ q &= \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

采用相关联的正交流动法则后，式(3)可表达为

$$\left. \begin{aligned} \Delta\varepsilon_{v2} &= \Delta\sigma_{m2}/K_2 + \\ &\sum_{i=1}^2 A_i' \frac{\partial f_i}{\partial \sigma_{m2}} \left(\frac{\partial f_i}{\partial \sigma_{m2}} \Delta\sigma_{m2} + \left\{ \frac{\partial f_i}{\partial \{s\}_2} \right\}^T \Delta\{s\}_2 \right) \\ \{\Delta e\}_2 &= \{\Delta s\}_2/2G_2 + \\ &\sum_{i=1}^2 A_i' \frac{\partial f_i}{\partial s_2} \left(\frac{\partial f_i}{\partial \sigma_{m2}} \Delta\sigma_{m2} + \left\{ \frac{\partial f_i}{\partial \{s\}_2} \right\}^T \Delta\{s\}_2 \right) \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

其中，

$$A_i' = A_i / \sqrt{\left\{ \frac{\partial f_i}{\partial \sigma} \right\}^T \left\{ \frac{\partial f_i}{\partial \sigma} \right\}}$$

2.3 破损参数与颗粒破碎率之间的关系

仿照塑性理论中屈服面即为等硬化参数面的假设，采用“南水”双屈服面中 f_1 作为帽盖型破损面来描述围压作用下体积破损率的增长规律， f_2 作为Mohr-Coulomb型破损面来描述面积破损率的增长规律。本文同样只把破损面(屈服面)作为弹脆性元破损的边界，在受力过程中，如果堆石体所受的应力超过破损面，则弹脆性元逐渐破损，转化为弹塑性元，弹塑性元所占的破损率逐渐增大。根据非均质材料的均匀化理论，破损参数为破损带的应力分担率，其值在0~1之间变化。由此可见，破损参数与颗粒破碎率成正比关系：

$$\left. \begin{aligned} \lambda_v &\propto B_M f_1(\{\sigma\}_1) \\ \lambda_s &\propto B_M f_2(\{\sigma\}_1) \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

式中： λ_v ， λ_s 分别为体积破损率和面积破损率，其增量即为式(1)中的破损参数增量 $\Delta\lambda_v$ ， $\Delta\lambda_s$ 。为使破损参数在0~1之间变化，仿照塑性应变增量可通过硬化规律、正交流动法则和屈服函数计算的方法，破损参数增量可表示为

$$\left. \begin{aligned} \Delta\lambda_v &= \frac{\Delta B_M \left\{ \frac{\partial f_1}{\partial \{\sigma\}_1} \right\}^T \left\{ \frac{\partial f_1}{\partial \{\sigma\}_1} \right\}}{\sqrt{\left\{ \frac{\partial f_1}{\partial \{\sigma\}_1} \right\}^T \left\{ \frac{\partial f_1}{\partial \{\sigma\}_1} \right\}}} \\ \Delta\lambda_s &= \frac{\Delta B_M \left\{ \frac{\partial f_2}{\partial \{\sigma\}_1} \right\}^T \left\{ \frac{\partial f_2}{\partial \{\sigma\}_1} \right\}}{\sqrt{\left\{ \frac{\partial f_2}{\partial \{\sigma\}_1} \right\}^T \left\{ \frac{\partial f_2}{\partial \{\sigma\}_1} \right\}}} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

式中: B_M 为颗粒破碎率。

2.4 颗粒破碎率的计算模式

对于内部结构未知的结构性黏土或者砂性土而言, 结构参数的确定唯一可行的办法是先假定不同的演化规律再通过实测应力应变曲线与试验应力应变曲线的比较而间接测定^[19]。而对于堆石体材料而言, 其颗粒破碎率可通过试验前后的筛分试验测定, 作者^[17]曾建议采用如下的指数型衰减函数来定义相对颗粒破碎率 B_M :

$$B_M = 1 - \exp\{-[a\sigma_3/(Pa) + bq/(Pa)]\} \quad (10)$$

式中: a, b 均为拟合参数; q 为广义剪应力, 在三轴压缩试验条件下表达为 $q = \sigma_1 - \sigma_3$ 。

上式定义的相对颗粒破碎率 B_M 也是在 0~1 之间变化, 当堆石颗粒间接触应力小于其强度时, $B_M = 0$, 当应力无穷大时, $B_M = 1$ 。

3 天生桥面板坝数值分析

3.1 工程简介

天生桥一级水电站混凝土面板堆石坝, 最大坝高 178 m, 坝体填筑材料分为垫层料 IIA、过渡料 IIIA、主堆石料 IIIB、次堆石料 IIIC 和下游堆石料 IIID(见图 1), 其岩性 IIA, IIIA, IIIB 和 IIID 为灰岩, IIIC 为砂泥岩。大坝自 1996 年 2 月开始填筑, 于 1999 年 3 月坝体填筑完毕, 5 月 1 日完成全部面板浇筑, 8 月蓄水至 768 m 高程, 并于 2000 年 9 月第一次蓄水至正常蓄水位 780 m。天生桥面板坝施工历时 3 a, 坝体在纵、横两个方向都按施工渡汛要求设置了临时剖面, 填筑次序比较复杂。根据渡汛标准、堆石体填筑强度、面板施工以及蓄水发电等条件, 大坝填筑施工次序和蓄水过程大致可分为 8 个阶段^[21](见图 2)。

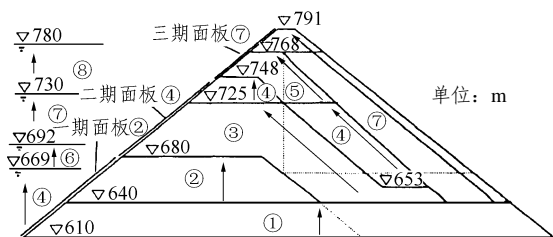


图 1 典型剖面
Fig.1 Typical profile

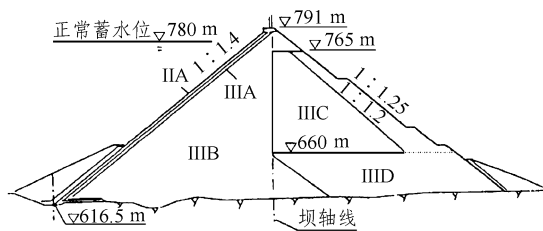


图 2 大坝填筑及蓄水过程^[21]
Fig.2 Dam fill and reservoir filling procedures^[21]

3.2 以往研究成果

在大坝设计期间, 根据拟定的计算参数和规划的填筑过程, 南京水利科学研究院、中国水利水电科学研究院、河海大学、成都科技大学等单位分别进行了有限元应力-应变分析。南京水利科学研究院采用 E-B 模型预估蓄水期沉降值为 160 cm, 采用双屈服面模型得到蓄水期最大沉降值 124 cm, 采用部分屈服面模型得到蓄水期最大沉降值为 162 cm; 中国水利水电科学研究院采用扩充后的 FEDAM 程序, 按平面应变进行有限元分析, 预估蓄水期最大沉降值 242 cm; 河海大学采用 E-B 模型预估蓄水期沉降值为 174 cm; 成都科技大学采用 K-G 模型得出蓄水期最大沉降值 205 cm; 1999 年清华大学用清华 K-G 计算模型, 采用试验确定的灰岩及砂泥岩堆石料的计算参数, 得出蓄水期最大沉降值为 171.4 cm^[20]。

上述 4 家单位计算的蓄水期最大沉降值在 124~242 cm 范围内, 而竣工期和蓄水期实测的最大沉降值已经分别达到 332, 338 cm^[3], 根据坝体填筑质量检测结果, 除 IIIB, IIID 区达不到规范要求的 90% 合格率外, 其余均满足规范要求。经监理单位评定, 坝体填筑质量总体合格。由此可见, 在设计 and 施工强度指标没有明显变化的前提下, 实测最大沉降值为计算值的 1.4~2.7 倍。为使计算结果与实测值较为接近, 目前常用的方法有两种: 第一是根据实测变形资料, 反馈坝料的计算参数^[21], 但对于试验料强度指标和填筑料强度指标没有明显差别的情况下, 该方法反馈得到的坝料参数与试验参数往往偏离较多, 不符合材料固有的力学性质; 第二是根据实测变形资料反馈分析坝料的流变参数^[5, 6, 22]或者是通过试验测定坝料的流变参数^[2, 7, 8], 然后在数值计算中基于沈珠江三参数流变模型^[2, 5, 6]或其改进的六参数流变模型^[8]的基础上通过初应变法考虑堆石体的流变特性。第二种方法反映了堆石体的基

本力学特性，是近年来研究的热点，但前面已经提到，在外荷的作用下，细化破碎的堆石颗粒滑移充填孔隙是发生流变的重要原因，堆石颗粒的破碎可分为对应于主压缩变形的颗粒破碎和伴随流变变形的颗粒破碎，颗粒破碎引起级配的细微改变，从而形成后期变形^[15]。因此可以说，颗粒破碎是因，流变是果。对于高达 178 m 的天生桥一级水电站混凝土面板堆石坝来说，河谷最大剖面坝体的大主应力达到 2.94 MPa，小主应力达到 0.78 MPa^[21]，因此对于以灰岩作为堆石料的主要填筑料来看，颗粒破碎量尤其是坝体下部的颗粒破碎量必然较大，由于设计计算期间没有考虑这种影响，使得计算变形值远小于实测值。本文将在基于堆石体二元介质模型的基础上分析颗粒破碎对坝体应力变形特性的影响。

3.3 计算参数

结构体采用的理想弹脆性模型参数结合岩石抗压试验确定，破损带采用的“南水”双屈服面模型参数^[18]由室内大型三轴试验整理求得，由于缺乏天生桥灰岩料和砂泥岩料的颗粒破碎率试验资料，式(10)中的参数 *a*, *b* 参考 Bakun 砂岩堆石料和吉林台水电站砂砾堆石料的颗粒破碎试验资料类比确定，最后采用的计算参数见表 1 所示。对混凝土面板，仍按线弹性模型考虑，弹性模量 *E* = 18.6 GPa，

泊松比 $\nu = 0.18$ 。

3.4 计算结果及分析

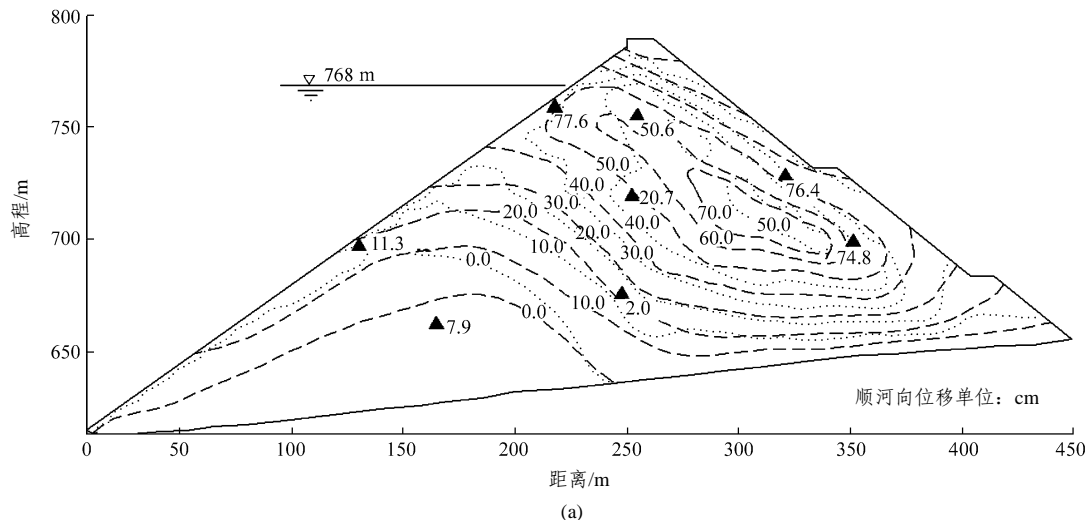
根据二元介质模型的概念，修改了相应的总应力法计算程序，并全面模拟了大坝的施工和蓄水工序。图 3 给出了采用平面有限元分析方法计算得到的最大剖面 0+630 在 1999 年 8 月蓄水至 768 m 高程时坝体的顺河向位移、沉降和面板变形分布，为便于比较，图中分别绘出了实测变形、不考虑颗粒破碎和考虑颗粒破碎的变形计算结果。图中顺河向位移实测资料引自赵魁芝等^[22]的研究成果，沉降和面板变形实测资料引自高莲士等^[21]的研究成果。

从图中可以看出，不考虑颗粒破碎计算的变形值要远小于实测变形值，尤其是在坝体底部和中部这些应力较大的区域。而考虑颗粒破碎后，在水荷载和自重作用下，坝料颗粒破碎较为严重，坝料的剪胀性减小，剪缩性增大，坝体的变形明显增大，尤其是面板底部的水平位移增大最为明显。可见考虑颗粒破碎后，计算结果定性上更加精确，定量上与实测值也更为接近。

由于高度达约 120 m 的第 7 阶段的堆石填筑体是在 4 个月内完成的，而且堆石填筑到面板顶部高度后，不到两个月即进行面板浇筑，因此面板竣工后的沉降偏大。本次计算中由于没有建立颗粒破碎

表 1 二元介质模型计算参数
Table 1 Calculation parameters of binary medium model

坝料	$\rho_d / (\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	φ_0	$\Delta\varphi$	<i>K</i>	<i>K_{ur}</i>	<i>n</i>	<i>c_d</i> /%	<i>n_d</i>	<i>R_d</i>	<i>R_f</i>	<i>K₁</i> /MPa	<i>G₁</i> /MPa	<i>a</i> /%	<i>b</i> /%
IIA 垫层料	2.20	50.6	7.0	1 050	2 210	0.354	0.28	0.79	0.67	0.706	1 330	1 000	0.40	0.30
IIIA 过渡料	2.10	52.5	8.0	970	2 000	0.361	0.45	0.70	0.70	0.760	1 228	923	0.42	0.32
IIIB 主堆石	2.10	54.0	13.0	940	1 980	0.350	0.13	1.49	0.75	0.849	1 190	895	0.44	0.34
IIIC 次堆石	2.15	48.0	10.0	500	1 050	0.250	1.40	0.57	0.68	0.727	633	476	0.74	0.56
IIID 下游堆石	2.05	54.0	13.0	720	1 550	0.303	0.28	1.13	0.68	0.798	912	686	0.58	0.44



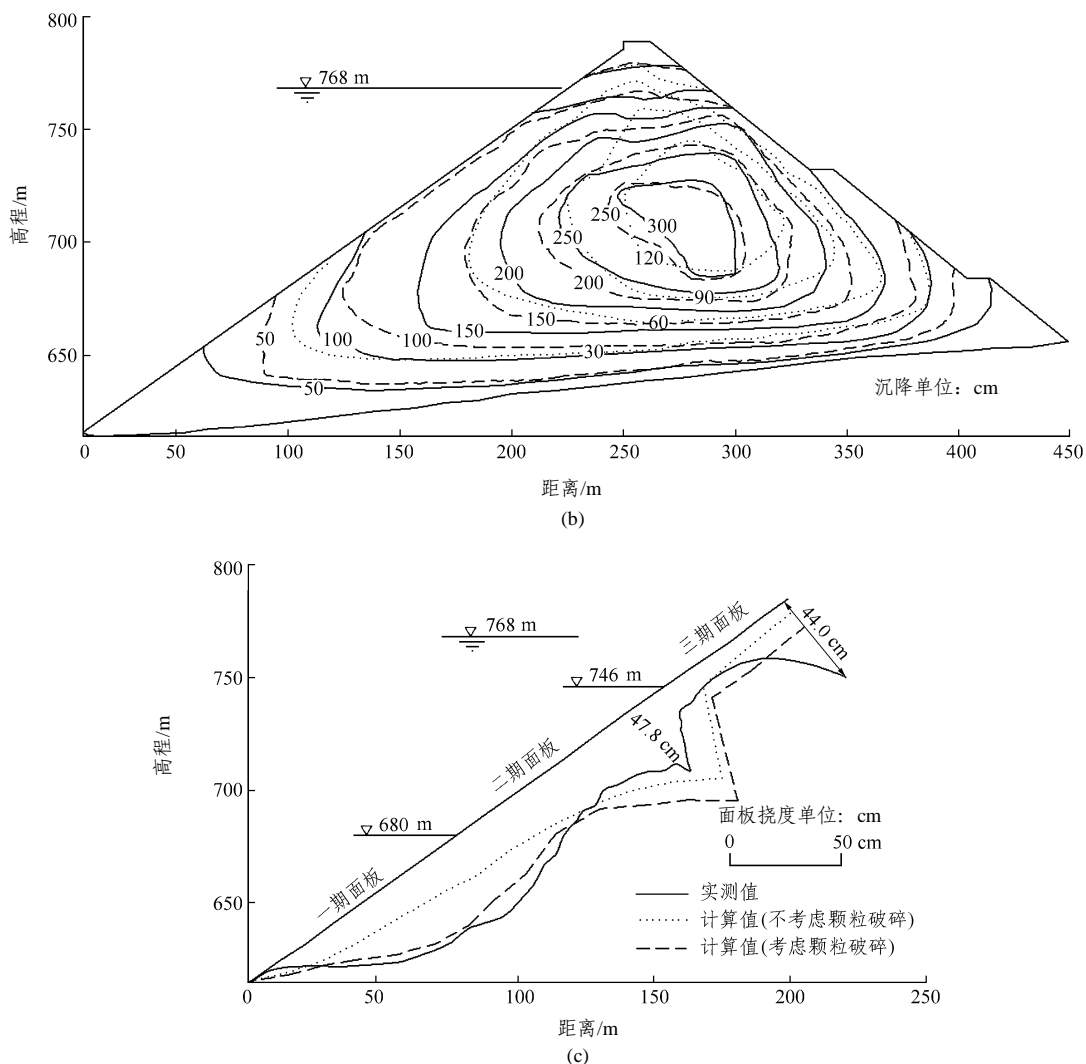


图 3 0+630 剖面变形分布图
 Fig.3 Deformation distribution of section 0+630

率与时间的关系, 因而计算得到的面板顶部挠度值大约只有实测值的一半。

4 结 论

(1) 无论是非线性模型还是弹塑性模型, 都是在连续性假设基础上从宏观的角度描述堆石料的应力应变关系。而实际上, 堆石体是多孔介质材料, 不连续性为其主要特征。因此, 要深刻揭示堆石坝的应力变形规律, 就必须开展堆石材料的微观研究。

(2) 在岩土破坏力学的基础上, 堆石体材料可以抽象为由结构体和破损带构成的二元介质, 前者可用弹脆性元模拟, 后者可用弹塑性元模拟, 在受力过程中当外荷超过堆石颗粒的压应力后, 弹脆性元逐渐破损并转化为弹塑性元。

(3) 将双屈服面作为外力作用下颗粒破损的增长规律, 仿照塑性力学中塑性应变增量的计算方法,

可建立颗粒破碎率和破损参数之间的关系。

(4) 对堆石体而言, 颗粒破碎是因, 流变是果。如果能够建立颗粒破碎率与时间的函数关系, 从而可建立与时间相关的堆石体二元介质模型, 则可以全面取代传统的初应变流变计算方法。

(5) 在高土石坝数值计算中, 为使数值分析结果更符合实际, 应考虑颗粒破碎的影响, 本文建议的堆石体本构模型为高土石坝的数值分析提供了一种新的方法。

参考文献(References):

[1] 顾淦臣, 束一鸣, 沈长松. 土石坝工程经验与创新[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2004.(GU Ganchen, SHU Yiming, SHEN Changsong. Experience and innovation of earth-rockfill dam[M]. Beijing: China Water Power Press, 2004.(in Chinese))

[2] 李昌彩. 水布垭面板堆石坝前期关键技术研究[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2005.(LI Changcai. Research on the prior key

- technique of Shuibuya concrete face rockfill dam[M]. Beijing: China Water Power Press, 2005.(in Chinese)
- [3] 关志诚. 混凝土面板堆石坝坝体技术与研究[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2005.(GUAN Zhicheng. Research on the technique of dam construction for concrete face rockfill dam[M]. Beijing: China Water Power Press, 2005.(in Chinese))
- [4] 沈珠江, 左元明. 堆石料的流变特性试验研究[C]// 第六届土力学及基础工程学术会议论文集. 上海: 同济大学出版社, 1991: 443 - 446.(SHEN Zhujiang, ZUO Yuanming. Experimental study on creep behavior of rockfills[C]// Proc. the 6th Soil Mechanics and Foundation Engineering Conference. Shanghai: Tongji University Press, 1991: 443 - 446.(in Chinese))
- [5] 沈珠江. 鲁布革心墙堆石坝变形的反馈分析[J]. 岩土工程学报, 1994, 16(3): 1 - 13.(SHEN Zhujiang. Back analysis of deformation of Lubuge earth core rockfill dam[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1994, 16(3): 1 - 13.(in Chinese))
- [6] 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): 315 - 324.(SHEN Zhujiang, ZHAO Kuizhi. Back analysis of creep deformation of rockfill dams[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1998, (6): 315 - 324.(in Chinese))
- [7] 王勇. 考虑混凝土面板堆石坝流变的静力分析[博士学位论文][D]. 南京: 河海大学, 1998.(WANG Yong. Static analyse on concrete face rockfill dam considering rheology[Ph. D. Thesis][D]. Nanjing: Hohai University, 1998.(in Chinese))
- [8] 米占宽. 高面板坝坝体流变性状研究[硕士学位论文][D]. 南京: 南京水利科学研究所, 2001.(MI Zhankuan. Study on creep behavior of rockfill materials in the high concrete face rockfill dam[M. S. Thesis][D]. Nanjing: Nanjing hydraulic Research Institute, 2001.(in Chinese))
- [9] 沈珠江. 结构性黏土的堆砌体模型[J]. 岩土力学, 2000, 21(1): 1 - 4.(SHEN Zhujiang. A masonry model for structured clays[J]. Rock and Soil Mechanics, 2000, 21(1): 1 - 4.(in Chinese))
- [10] 沈珠江. 岩土破坏力学: 理想脆弹塑性模型[J]. 岩土工程学报, 2003, 25(3): 253 - 257.(SHEN Zhujiang. Breakage mechanics for geological materials: an ideal brittle-elasto-plastic model[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2003, 25(3): 253 - 257.(in Chinese))
- [11] 郭熙灵, 胡辉, 包承钢. 堆石料颗粒破碎对剪胀性及抗剪强度的影响[J]. 岩土工程学报, 1997, 19(3): 83 - 88.(GUO Xiling, HU Hui, BAO Chenggang. Experimental studies of the effects of grain breakage on the dilatancy and shear strength of rock fill[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1997, 19(3): 83 - 88.(in Chinese))
- [12] MARSAL R J. Mechanical Properties of Rockfill[C]// Embankment Dam Engineering, Casagrande Volume, New York: John Wiley and Sons Inc., 1973: 109 - 200.
- [13] 刘汉龙, 秦红玉, 高玉峰, 等. 堆石粗料颗粒破碎试验研究[J]. 岩土力学, 2005, 26(4): 562 - 566.(LIU Hanlong, QIN Hongyu, GAO Yufeng, et al. Experimental study on particle breakage of rockfill and coarse aggregates[J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, 26(4): 562 - 566.(in Chinese))
- [14] 魏松, 朱俊高. 粗粒料三轴湿化颗粒破碎试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(6): 1 252 - 1 258.(WEI Song, ZHU Jungao. Study on wetting breakage of coarse-grained materials in triaxial test[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, 25(6): 1 252 - 1 258.(in Chinese))
- [15] 梁军, 刘汉龙, 高玉峰. 堆石蠕变机制分析与颗粒破碎特性研究[J]. 岩土力学, 2003, 24(3): 479 - 483.(LIANG Jun, LIU Hanlong, GAO Yufeng. Creep mechanism and breakage behaviour of rockfill[J]. Rock and Soil Mechanics, 2003, 24(3): 479 - 483.(in Chinese))
- [16] 迟世春, 贾宇峰. 土颗粒破碎能对罗维膨胀模型模型的修正[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(11): 1 266 - 1 269.(CHI Shichun, JIA Yufeng. Rowe's stress-dilatancy model modified for energy dissipation of particle breakage[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27(11): 1 266 - 1 269.(in Chinese))
- [17] 米占宽, 李国英, 陈铁林. 考虑颗粒破碎的堆石体本构模型[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(12): 1 865 - 1 869.(MI Zhankuan, LI Guoying, CHEN Tielin. Constitutive model for rockfill material considering grain crushing[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(12): 1 865 - 1 869.(in Chinese))
- [18] 朱百里, 沈珠江. 计算土力学[M]. 上海: 上海科学技术出版社, 1990.(ZHU Baili, SHEN Zhujiang. Computation soil mechanics[M]. Shanghai: Shanghai Science and Technology Press, 1990.(in Chinese))
- [19] 沈珠江, 刘恩龙, 陈铁林. 岩土二元介质模型的一般应力应变关系[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(5): 489 - 494.(SHEN Zhujiang, LIU Enlong, CHEN Tielin. Generalized stress-strain relationship of binary medium model for geological materials[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27(5): 489 - 494.(in Chinese))
- [20] 昆明水电勘测设计研究院. 天生桥一级水电站混凝土面板堆石坝安全监测资料反馈分析[R]. 昆明: 昆明水电勘测设计研究院, 2000.(Kunming Hydroelectric Investigation and Design Institute of State Power Corporation. Feedback analysis of field monitoring data of Tianshengqiao CFRD[R]. Kunming: Kunming Hydroelectric Investigation and Design Institute of State Power Corporation, 2000.(in Chinese))
- [21] 高莲士, 宋文晶, 张宗亮, 等. 天生桥面板堆石坝实测变形的三维反馈分析[J]. 水利学报, 2002, (3): 26 - 31.(GAO Lianshi, SONG Wenjing, ZHANG Zongliang, et al. 3D feedback analysis based on the observational deformation of concrete face rockfill dam in Tianshengqiao Project[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2002, (3): 26 - 31.(in Chinese))
- [22] 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]. 水利水电科学研究, 2000, (4): 15 - 19.(ZHAO Kuizhi, LI Guoying, SHEN Zhujiang. Back analysis of field monitoring data of Tianshengqiao CFRD[J]. Hydro-science and Engineering, 2000, (4): 15 - 19.(in Chinese))