

DOI: 10.11779/CJGE201903006

数字化施工下高心墙堆石坝结构性态精细数值模拟研究

刘东海，陈 辉

(天津大学水利工程仿真与安全国家重点实验室，天津 300354)

摘要：为考虑实际施工质量对堆石坝结构性态的影响，提出了数字化施工下高心墙堆石坝结构性态精细数值模拟分析方法。首先，基于数字化施工技术估计得到了大坝任意位置处的坝料压实质量。其次，通过室内试验，建立了坝料压实质量与力学模型参数的回归关系模型，从而实现大坝任意位置处模型参数的空间估计。在此基础上，通过程序开发，实现了任意单元计算模型参数的精细赋值。最后，采用精细有限元模型实现了高心墙堆石坝应力变形的数值模拟，并采用精细扩展有限元模型实现了心墙蓄水期可能水力劈裂的预测模拟。计算结果显示该方法可以更好地反映大坝施工过程的变形情况，提高了计算的准确性。该方法充分考虑了大坝实际施工质量下坝料力学参数在空间上的差异性，克服了传统方法采用同分区相同坝料力学参数而导致的计算精度不足的弊端。

关键词：心墙堆石坝；数字化施工；参数空间估计；精细模拟；扩展有限元；心墙劈裂

中图分类号：TV641 文献标识码：A 文章编号：1000-4548(2019)03-0448-09

作者简介：刘东海(1974-)，男，教授，博士生导师，主要从事水利水电工程数字化施工、大坝施工质量评估与安全分析方面的研究。E-mail: liudh@tju.edu.cn。

Refined numerical simulation of structural behaviors for high core wall rockfill dams based on construction digitization

LIU Dong-hai, CHEN Hui

(State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300354, China)

Abstract: In order to consider the impact of actual construction quality on the structural behaviors for high core wall rockfill dams, a refined numerical simulation method for analyzing the structural behaviors of rockfill dams based on construction digitization is proposed. Firstly, the construction quality at any location of the dam is estimated by utilizing the construction digitization technologies. Secondly, the regression models between dam compaction quality and the model parameters are established using the samples of laboratory tests. Then the spatial estimation of model parameters at any dam location is achieved. On this basis, these parameters of each element are assigned by program development. Finally, the refined finite element simulation is proposed for analyzing the stress and deformation of high core wall rockfill dams. And the refined extended-finite-element simulation is presented for predicting the potential hydraulic fractures of high core wall. The calculated results show that the proposed method represents the structural behaviors more objectively and accurately, and it fully considers the spatial differences in mechanical model parameters resulting from the spatial difference in actual construction quality, thus representing an improvement in accuracy from the conventional methods which typically assign the same parameter values to the elements of the same dam zone.

Key words: core wall rockfill dam; construction digitization; spatial parameter estimation; refined simulation; extended finite element method; hydraulic fracture of core wall

0 引言

高堆石坝施工期的结构性态(即大坝的应力变形、拱效应、心墙裂缝情况等)与大坝运行安全密切相关，而实际施工质量、坝料特性等是影响堆石坝结构性态的重要因素。据统计，在中国由于大坝施工质量缺陷而直接引发坝体破坏的占总比例的 25% 左右。如青海沟后面板堆石坝因为坝体施工分层明显，产生水力劈

裂，导致漏水溃坝^[1]。由此可见，施工质量隐患已成为堆石坝结构性态安全隐患及其恶化发展、进而造成堆石坝事故产生的一个重要原因之一。因此，如何基于实际的施工质量、坝料特性等，精确地分析和评估大坝

基金项目：国家自然科学基金创新群体研究项目（51621092）；国家自然科学基金面上项目（51479132, 51679164）

收稿日期：2018-01-29

结构性态, 是保证高堆石坝服役安全所需解决的重要科学问题。

采用有限元计算大坝应力变形等是分析堆石坝结构性态的重要手段。如殷宗泽^[2], 苏怀智等^[3]、陈生水等^[4]分别采用不同的堆石坝本构模型, 对堆石坝的应力变形等结构性态进行了数值模拟研究。此外, 近年来随着断裂力学理论的发展, 基于断裂力学的水力劈裂分析方法也得到了不少学者的研究使用。如李全明等^[5]采用弥散裂缝理论描述某黏土心墙坝水力劈裂的发展过程。然而, 现有的数值模拟研究基本都假设同一分区坝料力学特性完全相同, 即在空间上采用相同的力学模型参数。由于大坝实际施工质量在空间上存在差异性, 这种差异性会导致坝体力学参数在空间分布上的不同, 所以同分区采用一致的设计参数会给计算带来误差。因此, 为了更能反映客观实际, 研究考虑实际大坝施工压实质量影响下的堆石坝结构性态精细模拟方法是十分必要的。

近年来, 钟登华院士研制开发的数字大坝技术^[6-8], 不仅可实现对碾压遍数、行车速度、压实厚度和激振力状态等碾压参数的实时监控, 而且可实时监控堆石坝料场料源、坝料运输与加水、坝体填筑等全过程, 并动态采集质量、进度和安全监测等信息, 用以全面评价施工质量与坝体性态^[7-9]。图1为堆石坝数字化施工技术实施的原理图。刘东海等^[10-11]基于数字大坝系统实时监控得到的碾压参数, 构建了大坝任意位置处的压实质量空间估计模型。此外, 陈辉等^[12]通过坝料室内土工试验得到坝料的密度或孔隙率与其力学特性存在密切关系的结论。

因此, 利用数字大坝技术可以得到堆石坝任意位置处的压实质量。在此基础上, 可以建立坝料压实质量与力学参数的定量关系, 进而实现堆石坝坝料力学

参数的空间估计。进一步地, 利用估计的空间坝料力学参数完成大坝数值模拟分析中任意单元模型参数的赋值, 最终可以进行堆石坝结构性态的精细数值模拟。

1 数字化施工下堆石坝压实质量空间估计方法

已有研究表明碾压参数(压实厚度、碾压遍数、行车速度、激振力)、料性参数与堆石坝施工质量(即坝料干密度)之间存在密切的相关关系^[10], 因此, 将实时监控到的碾压遍数、压实厚度、含水率和级配作为回归模型的自变量, 可建立形如式(1)所示的坝料干密度多元回归模型:

$$\rho = f(n, h, w, v, p, J) \quad , \quad (1)$$

式中, ρ 为干密度, $f(\cdot)$ 为回归函数, p 为颗粒级配, n 为碾压遍数, h 为压实厚度, w 为含水率, v 为行车速度, J 为激振力。

通过上述干密度多元回归模型公式, 根据数字化施工技术得到的任意位置处的碾压参数以及通过试坑试验获取的 p 和 w , 即可回归得到大坝任意位置的压实质量。为实现堆石坝结构性态精细模拟, 需要定义虚拟的“大坝网格”。每个“大坝网格”上密度或孔隙率的详细确定方法可参见文献[12]。

2 压实质量与邓肯-张模型参数关系建立

邓肯-张 E-B 模型因其计算准确、参数获取简单等优点在堆石坝结构性态分析中应用最为广泛^[13], 因此选取邓肯-张模型为结构性态计算的本构模型。

坝料压实质量对坝料力学参数会有重要的影响。

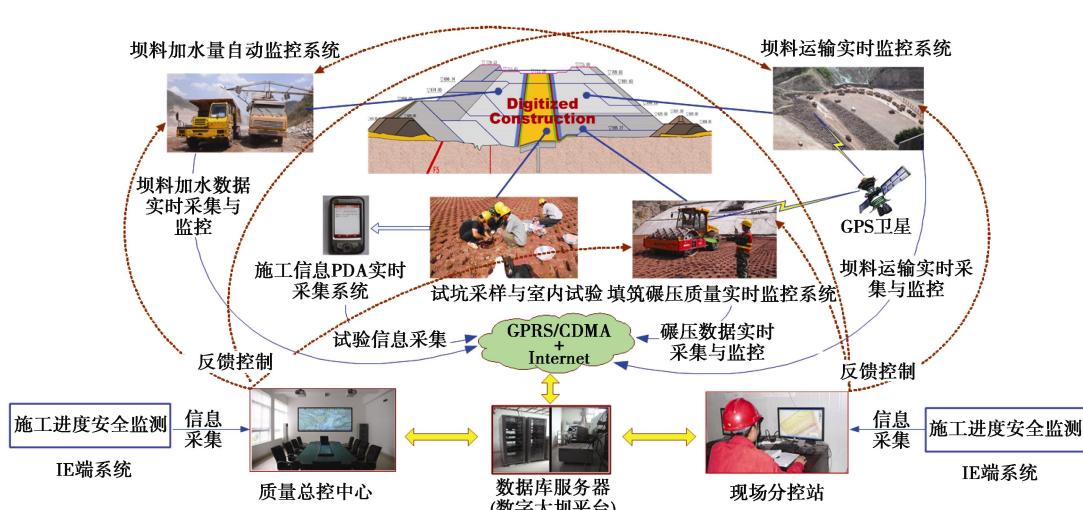


图1 堆石坝数字化施工技术实施的原理图

Fig. 1 Schematic diagram of construction digitization technologies

文献[12]通过三轴试验得出在坝料岩性等一致的条件下, 压实质量与邓肯-张模型参数呈显著的相关关系。因此, 通过对不同干密度下的坝料试样做若干组三轴试验, 便可建立二者的回归模型关系式:

$$\begin{cases} X^T = [K, n, R_f, \varphi_0, \Delta\varphi, K_b, m]^T, \\ Y^T = [f_1(\rho), f_2(\rho), f_3(\rho), f_4(\rho), f_5(\rho), f_6(\rho), f_7(\rho)]^T, \\ X^T = Y^T. \end{cases} \quad (2)$$

式中, ρ 为干密度; $f_i(\rho)$ 分别是邓肯-张 E-B 模型各个参数与坝料干密度的回归函数, $i=1, 2, \dots, 7$ 。 R_f 为破坏比; K 为弹性模量数; n 为弹性模量指数; K_b 为体积模量数; m 为体积模量指数; φ_0 为围压为一个标准大气压时的摩擦角; $\Delta\varphi$ 为围压相当于标准大气压增大 10 倍时摩擦角的递减量。

3 压实质量与断裂力学参数关系建立

3.1 裂纹开裂数学模型

王俊杰^[14]通过砾质黏土心墙混合料的断裂试验验证了大坝心墙材料的断裂破坏主要表现为脆性材料的断裂特性。当堆石坝心墙的主应力达到土体的抗拉强度时, 会发生堆石坝心墙的拉伸(劈裂)破坏。即抗拉破坏判定准则可以作为心墙发生水力劈裂破坏的断裂准则。为了精确描述裂纹的扩展情况, 需要引入断裂能的概念, 即为了使裂纹扩展单位面积, 外力必须提供的能量, 用 G_f 表示。同时, 李宗利等^[15]通过试验证明出对于工程中宽度大于 0.02 m 的裂缝, 偏安全地可以认为裂缝内水压为全水头。因此在进行大坝水力劈裂数值模拟时, 可将裂缝内的水压力保守地取为裂纹起始端同高程下的静水压力。利用上述研究基础, 土石坝心墙的水力劈裂问题便可通过扩展有限元方法 (extended finite element method, XFEM) 进行数值模拟。

扩展有限元方法是近年来发展起来的用于计算裂纹开裂问题的重要数学模拟方法^[16]。该方法克服了传统有限元法在裂纹扩展以后需要重新划分网格等缺点, 从而可以高精度地模拟裂纹的发展趋势。该方法中, 通过附加函数加强传统有限元来逼近模拟裂纹的扩展。位移逼近函数可表示为

$$u = \sum_{i \in I} u_i N_i + \sum_{j \in J} b_j N_j H(x) + \sum_{k \in K_1} N_k \left[\sum_{l=1}^4 c_k^{l1} F_l^1(x) \right] + \sum_{k \in K_2} N_k \left[\sum_{l=1}^4 c_k^{l2} F_l^2(x) \right]. \quad (3)$$

式中 I 为所有节点的集合; J 为裂纹完全贯穿单元节点的集合; K_1 和 K_2 分别为第 1 裂尖和第 2 个裂尖所在单元节点的集合; u_i 为节点 i 位移向量的连续部

分; b_j 为节点 j 与阶跃函数相关的节点加强自由度; c_k^{l1} 和 c_k^{l2} 分别为两个裂尖处于弹性渐进裂纹函数有关的节点加强自由度; N_i , N_j 和 N_k 分别为节点 i , j 和 k 的形函数; $F_l^1(x)$, $F_l^2(x)$ ($l=1, \dots, 4$) 为裂纹尖端应力裂尖函数; $H(x)$ 为间断阶跃函数, 用来表示非连续位移。

裂纹尖端位移场可以用裂尖函数 $F_j(r, \theta)$ 表达, 即

$$\{F_j(r, \theta)\}_{j=1}^4 = \left[\sqrt{r} \sin \frac{\theta}{2}, \sqrt{r} \cos \frac{\theta}{2}, \sqrt{r} \sin \theta \sin \frac{\theta}{2}, \sqrt{r} \sin \theta \cos \frac{\theta}{2} \right], \quad (4)$$

式中, (r, θ) 为以裂纹尖端为坐标原点、裂纹外切线为极轴的局部坐标系, r, θ 为裂尖处的局部极坐标。

其中在 4 个分值函数中, $\sqrt{r} \sin \frac{\theta}{2}$ 反映了沿裂纹表面的间断性, 其他 3 个函数是为了改善裂尖附近解的奇异性。

位移模式构造后, 由虚功原理得到其支配方程如下所示:

$$Ku = F, \quad (5)$$

式中, K 为整体刚度矩阵, u 为节点位移列向量, F 为整体荷载列阵, 由单元荷载列阵集合而成。

3.2 裂纹开裂模型算例验证

采用意大利都灵大学结构材料实验室提供的重力坝断裂试验模型对裂纹开裂数学模型进行验证^[17]。试验模型的几何尺寸如图 2 所示(单位: mm)。该模型预制裂纹的长度为 150 mm。试验时作用于上游面的总推力为 2000 kN, 用于近似模拟水压力, 且分配成 4 个集中荷载, 具体分配比如图 2 所示。材料的弹性模量为 35.7 GPa, 泊松比为 0.1, 断裂能为 184 N/m, 抗拉强度为 3.6 MPa, 密度为 2400 kg/m³。为了尽可能准确地描述裂纹的发展趋势, 扩展有限元模型采用密集规整的结构化网格。

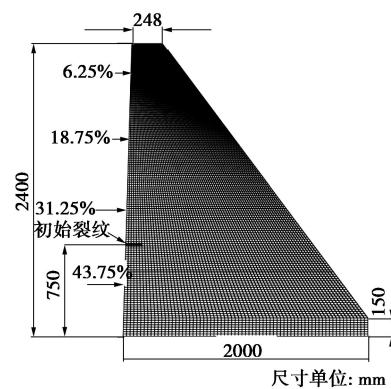


图 2 重力坝断裂试验模型

Fig. 2 Test model for fracture of gravity dam

在水平推力和自重荷载的作用下, 重力坝模型沿初始裂纹继续扩展开裂。输出模型裂纹开裂状态 (STATUSXFEM) 云图 (其中, 红色代表单元完全开裂, 蓝色代表完全没有开裂), 如图 3 (a) 所示。可见, 扩展有限元方法可以使得裂纹沿着任意方向扩展, 可以较为准确地解决具有初始裂纹的劈裂问题。同时, 将计算结果与试验结果的裂纹中心线扩展路径绘制在图 3 (b) 中。可见, 数值模拟结果与模型试验裂纹扩展路径吻合度较高, 从而证明方法的合理性与可行性。

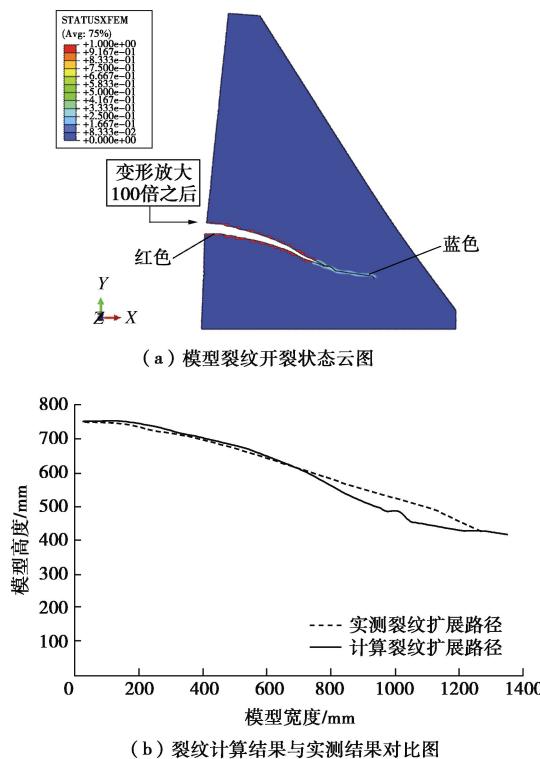


图 3 模型裂纹扩展情况

Fig. 3 Crack propagation of model

3.3 压实质量与心墙水力劈裂参数关系建立方法

坝料的压实质量对坝料断裂参数 (抗拉强度、断裂能等) 会有重要的影响。通过对不同干密度下的心墙坝料试样做多组单轴拉伸试验可以建立坝料压实质量与抗拉强度的回归关系。裂缝的扩展过程就是损伤过程区在土体中的延伸和发展的过程, 而断裂能是衡量断裂区域内土体抵抗裂缝扩展能力的重要指标。基于单轴拉伸试验得到的应力位移曲线, 可以计算坝料的抗拉强度与断裂能。最终可以建立如下所示的回归关系式:

$$\begin{cases} f_t = F_1(\rho), \\ G_f = F_2(\rho). \end{cases} \quad (6)$$

式中 f_t 为抗拉强度; G_f 为断裂能; $F_1(\rho)$, $F_2(\rho)$ 分别是坝料抗拉强度、断裂能与干密度的回归函数。

4 高心墙堆石坝结构性态精细模拟方法

4.1 模型参数的空间估计

为了使得有限元或扩展有限元计算更充分地反映实际大坝施工质量情况, 提高结构性态分析的计算精度, 采用一个有限元或扩展有限元单元对应一组反映实际压实质量的力学参数的方法。首先通过第 1 节获取堆石坝任意“大坝网格”处的压实质量, 进而利用第 2 节和第 3 节中的回归公式估计出任意“大坝网格”对应的模型参数。具体步骤如下:

(1) 建立有限元和扩展有限元计算模型 (建模时的坐标与施工仓面的坐标体系保持一致), 并完成网格划分。其中, 有限元模型和扩展有限元模型网格划分保持完全一致。扩展有限元模型需指定心墙区为裂纹扩展区域, 并假设初始裂纹位置与长度。输出坝体全部单元号 E ($E=1,2,3\cdots n$, n 为单元个数) 及相应单元对应的节点号 N ($N=1,2,3\cdots m$, m 为节点个数); 对单元号 E 与对应该单元的节点坐标 (x_N, y_N, z_N) 进行双重循环, 求出并输出任意单元 t 中心位置处坐标 (x_t, y_t, z_t) (其中, $t=1,2,3\cdots n$)。

(2) 令 $M_t = [x_t/a]$, $N_t = [y_t/a]$, $Q_t = [(z_t - z_0)/h]$, 那么该单元 t 所对应的“大坝网格”编号为 (M_t, N_t, Q_t) 。利用第 1 节方法获取任意单元 t 对应的干密度 ρ_t 与孔隙率 e_t 。

(3) 利用第 2 节回归公式计算得到任意单元 t 对应的邓肯-张模型参数 $(K_{t,n}, n_t, R_{ft}, \varphi_{0t}, \Delta\varphi_t, K_{bt}, m_t)$ 。

(4) 利用第 3.3 节回归公式计算得到任意单元 t 对应的断裂力学参数 (抗拉强度 f_t , 断裂能 G_{ft})。

4.2 模型参数批量赋值方法

数值计算软件 Abaqus 可通过全程序化的命令流进行计算分析, 故可采用该软件进行大坝有限元或扩展有限元计算模型材料参数的单元赋值。赋值的过程采用自主开发 Fortran 程序 (fuzhi.for) 来实现, 具体步骤如下:

(1) 定义单元集合 F_E 。读入单元号 E , 按照软件计算需求的格式循环读入, 实现一个计算单元对应一个单元集合, 将结果输出到文本文件 1.txt。

(2) 定义单元材料截面属性。对任意单元集合 F_E 指定相应材料属性名称 M_E 。按照软件计算要求的格式进行循环赋值, 实现一个单元集合对应一种材料截面属性, 将结果输出到文本文件 2.txt。

(3) 定义邓肯-张模型材料特性。读取 4.1 节获得的任意单元的密度 ρ_t 以及单元对应的邓肯-张 $E-B$ 模型参数 K_t , n_t , R_{ft} , φ_{0t} , $\Delta\varphi_t$, K_{bt} , m_t , $K_{ur,t}$, p_a (K_{ur}

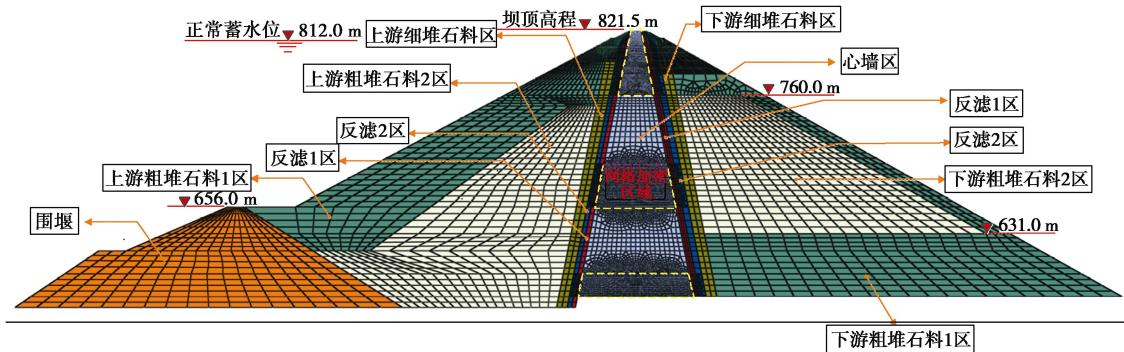


图 4 大坝最大横断面分区与网格剖分图 (桩号 0+300 剖面)

Fig. 4 Meshing of maximum cross section of dam

为回弹模量, 取 $K_{ur} = 2K$; p_a 为大气压)。对材料名称 M_E 、密度值 ρ_i 以及邓肯-张参数进行三重嵌套循环, 实现单元邓肯-张模型参数的赋值, 将结果写入文件 3.txt。将文本文件 1.txt、2.txt 与 3.txt 进行合并, 即完成对每个单元的力学参数的批量自动赋值。

(4) 定义扩展有限元模型材料特性。读取第 4.1 节获得的任意单元的密度 ρ_i 以及单元对应的断裂参数。同理, 对 M_E , ρ_i 以及坝料弹性参数和断裂参数进行三重程序嵌套循环, 将循环结果写入文件 4.txt。将文本文件 1.txt、2.txt 与 4.txt 进行合并, 即完成对每个单元断裂力学参数的批量自动赋值。这里, 弹性参数定义为大坝施工完成后的应力状态对应下的弹性模量与泊松比。即有限元模拟大坝施工完成后, 提取每个单元的应力, 代入邓肯-张模型, 求得每个单元对应的弹性模量、泊松比, 作为水力劈裂计算心墙区材料的弹性参数。

4.3 高心墙坝应力变形及水力劈裂精细计算

(1) 对有限元模型施加边界条件, 约束坝体底部的位移。

(2) 划分计算过程的荷载步 L_i ($i=1, 2, 3 \cdots T$, T 为荷载步的个数)。

(3) 为每个荷载步定义各自的单元集合 LS_i , LS_i 由 4.2 节中定义的含有施工质量信息的单元集合 F_E 组成。

(4) 利用有限元软件的单元生死功能 (利用 *MODEL CHANGE 命令来实现), 逐一激活相应的堆石体单元集合 LS_i , 并施加相应的重力荷载。

(5) 将命令流文件提交至计算软件, 并调用二次开发的邓肯-张 $E-B$ 模型 Fortran 子程序, 开始计算。

(6) 计算完成后, 提取应力变形计算结果。将计算结果与实测变形结果进行对比, 验证计算结果的准确性。从而完成大坝施工期结构性态 (应力变形、拱效应等) 精细模拟。

(7) 将大坝施工完成后的应力分布作为水力劈裂

计算分析的初始应力场, 并设置相应的初始裂纹, 从而分析蓄水诱发堆石坝心墙水力劈裂的可能性。

5 工程实例分析

某心墙堆石坝的最大坝高为 261.5 m, 坝顶高程为 824.1 m。上游坝坡的坡比为 1:1.9, 下游坝坡的坡比为 1:1.8。图 4 为大坝最大监测横断面 (0+300) 分区情况以及有限元 (或扩展有限元) 网格剖分图。为了尽可能准确地描述心墙在发生水力劈裂时裂纹的扩展趋势, 在心墙的上、中和下 3 个黄色虚线区域内设置网格加密区域。

5.1 大坝实际压实质量空间估计

为了既能满足计算精度的要求, 同时减小计算量, 对大坝最大监测横断面的主要分区 (心墙区、上下游粗堆石料区以及上游围堰区) 进行参数精细化估计与赋值, 而次要分区 (细堆石料区、反滤区) 的压实质量则取为设计值。

心墙区压实质量 (干密度) 空间估计: 以心墙区试坑点检测的干密度、级配、含水率以及数字大坝系统监测到的该点处的碾压遍数、碾压速度、铺层厚度和激振力为样本, 根据式(1)可建立多元回归模型^[10]:

$$\rho = [b_0 + b_1 \cdot n + b_2 \cdot h + b_3 \cdot h^2 + (v, v^2, v^3) \cdot (b_4, b_5, b_6)^T + b_7 \cdot J + b_8 \cdot w + b_9 \cdot p_1^2 + b_{10} \cdot p_2^2 + b_{11} \cdot p_3^2 + b_{12} \cdot p_4^2] \times \rho_{dmax}, \quad (7)$$

式中, ρ 的单位为 g/cm^3 , b_i 为回归模型系数 (其中, $i=0, \dots, 12$), b_i 依次取值为 0.5781, 0.0052, -0.0783, 0.0243, -0.2880, 0.7460, -0.5153, 0.0474, 0.1720, 0.0941, -0.0207, 0.1669, 0.1689。 p_1 为粒径小于 0.075 mm 的百分比含量, p_2 为粒径大于 0.075 mm 小于 5 mm 的百分比含量, p_3 为粒径大于 5 mm 小于 20 mm 的百分比含量, p_4 为粒径大于 20 mm 的百分比含量。 ρ_{dmax} 为标准最大干密度。

经检验, 回归模型决定系数 R^2 为 0.7603, 估计值最大相对误差为 0.683%, 模型可以较好地估计压实质

量。

同样地, 其他分区压实质量也可根据式(1)建立多元回归模型。限于篇幅, 本文不再赘述。

利用上述回归公式按照4.1节方法可以得到任意有限元网格的干密度。典型剖面压实质量(干密度)分布如图5所示。为了更直观地显示压实质量分布规律, 隐藏有限元模型网格线。由图5可知, 虽然在大坝建设过程中采用了先进的施工质量控制技术, 但实际施工过程中施工质量仍然存在着明显的空间差异性。

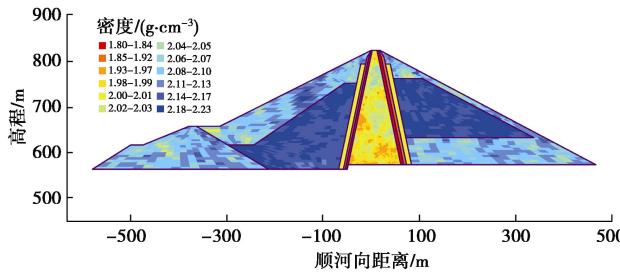


图5 实际施工情况下的干密度分布

Fig. 5 Distribution of dry density under actual construction

5.2 大坝压实质量与模型参数的关系建立

文献[12]通过9组不同压实质量下的大型三轴试验得到了压实质量与邓肯-张模型参数之间的回归关系。同时, 已得出邓肯-张模型参数与压实质量之间具有强相关性的结论。因此, 为了节省人力、物力, 在回归精度不受较大影响的前提下, 可以适当减少三轴试验的组数。利用试验获得的坝料试样的邓肯-张模型参数数据, 即可回归得到坝料干密度与各个参数之间的关系式。因为篇幅限制, 仅将心墙区的弹性模量数K的回归关系图展示如下。由图6可知, 邓肯-张模型参数与压实质量之间存在着较强的依赖关系。

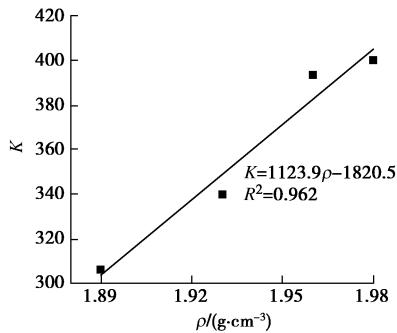


图6 邓肯-张模型参数K与压实质量之间的回归模型

Fig. 6 Regression models between parameter K and compaction quality

对不同干密度的心墙坝料试样做单轴拉伸试验, 即可以建立心墙料干密度与抗拉强度和断裂能之间的回归关系^[18], 如图7所示。由图可知, 随着干密度的增大, 土料的抗拉强度以及断裂能均随之增大。这说明断裂参数与压实质量之间同样存在着较强的依赖关

系。

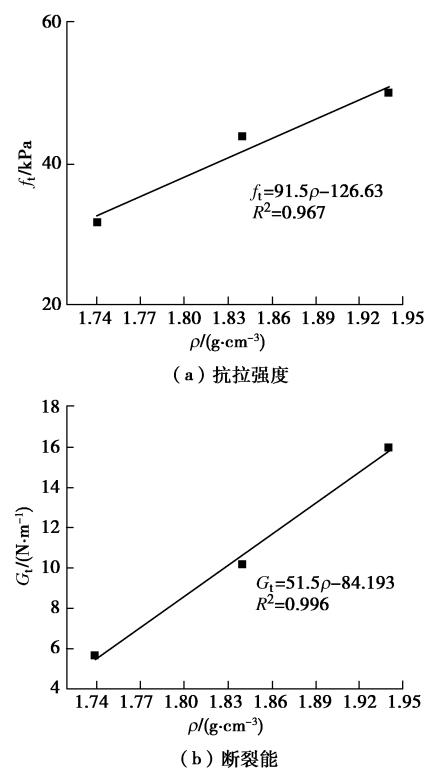


图7 断裂参数与压实质量之间的回归关系

Fig. 7 Regression models between fracture parameters and compaction quality

5.3 模型参数空间估计及赋值

按照4.1节、4.2节步骤对有限元计算模型进行邓肯-张模型参数的空间估计及赋值。代表参数 K_b 的赋值结果如图8所示。可见, 大坝实际压实质量下的邓肯-张模型参数估计值在空间分布上有明显差异性。

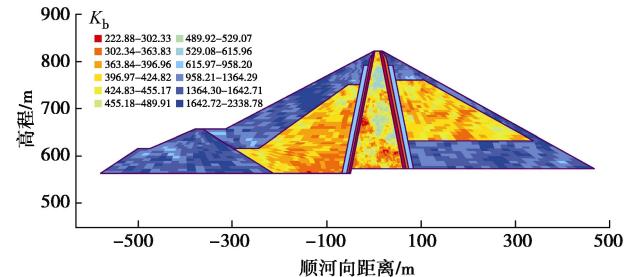


图8 实际压实质量下的大坝邓肯-张模型参数 K_b 分布

Fig. 8 Distribution of Duncan-Chang model parameter K_b under actual compaction quality

统计心墙区的模型参数估计值, 并与设计参数进行对比, 如表1所示。可知, 实际压实质量下的参数估计平均值与设计参数之间存在差别, 其中实际压实质量下的参数(K_b , m)平均值与设计参数相比, 相对差值(即, (均值-设计值)/设计值×100%)在10%以上。同时各个参数的变异系数(即, 标准差/均值×100%)大小均不相同, 说明各个参数之间的离

表 1 心墙区邓肯-张 E-B 模型参数

Table 1 Duncan-Chang E-B model parameters of core wall

模型参数	K	n	R_f	$\varphi_0/^\circ$	$\Delta\varphi/^\circ$	K_b	m
设计值	382.3	0.53	0.76	43.8	13.5	337.3	0.36
实际压实质量下估计平均值	416.1	0.52	0.77	44.3	14.5	417.7	0.31
实际压实质量平均值与设计值的相对差异/%	8.84	-1.89	1.32	1.14	7.41	23.84	-13.89
实际压实质量下估计标准差	25.5	0.01	0.01	0.38	0.69	60.8	0.03
变异系数/%	6.13	1.92	1.30	0.86	4.76	14.56	9.68

散程度存在差异。其中, K_b 的变异系数最大, 达到了 14.56%。

同理, 对扩展有限元计算模型的大坝心墙区进行断裂参数的空间估计及赋值, 赋值结果如图 9 所示。由图可知, 由于施工质量的空间差异性导致心墙区的抗拉强度和断裂能分布存在明显的空间差异性。两参数在空间上的颜色深浅分布存在较为一致的规律。这与二者的取值与压实质量呈正相关关系有关。为了开展心墙水力劈裂的计算, 在心墙的上、中和下部分别设置一条 5 m 长的初始水平裂纹, 如图 9 (a) 所示。

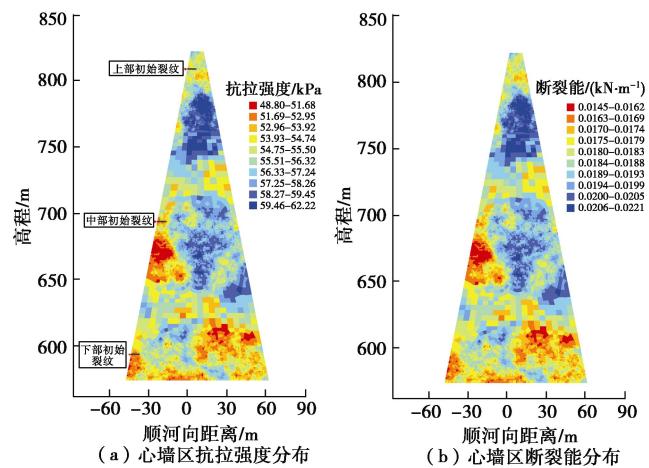


图 9 实际压实质量下的大坝心墙断裂参数分布

Fig. 9 Distribution of fracture parameter at core wall under actual compaction quality

5.4 应力变形计算结果分析

大坝施工完成后并蓄水至正常蓄水位后的竖向位移的分布如图 10 所示。由图可知, 竖向位移等值线分布形状均为近似同心环形。中心处沉降最大, 向四周依次减小。这种沉降分布规律与前人关于心墙坝施工变形的计算结果是基本一致的^[3]。将心墙中心线处代表点沉降实测值与计算值进行对比, 如表 2 所示。可知精细模拟计算结果与实测结果更为一致, 因此基于数字化施工的变形精细数值模拟分析可以提高计算精度。同时, 利用设计参数的计算各个代表点的沉降均大于精细模拟的计算值。这也说明实际现场施工质量控制较好, 施工过程中变形的控制可以满足设计的预期。

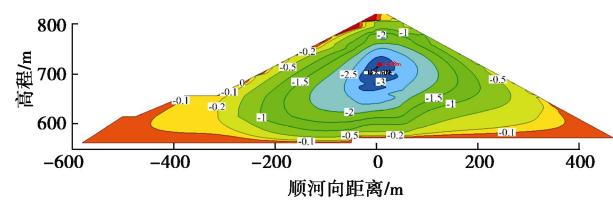


图 10 精细有限元模拟竖向位移云图

Fig. 10 Contours of vertical displacement by refined finite element analysis

表 2 实测值与计算值结果对比

Table 2 Comparison between calculated results and measured data

测点高程/m	实测值/cm	精细模拟值/cm	设计模拟值/cm	精细模拟相位对误差值/%	设计模拟相位对误差值/%
604	85.7	116.0	121.0	35.4	41.2
652	240.0	268.2	289.0	11.8	20.4
670	283.8	295.1	343.3	4.0	21.0
690	308.6	330.1	372.3	7.0	20.6
717	316.2	348.0	396.2	10.1	25.3
736	355.0	341.7	378.4	-3.7	6.6
782	209.5	204.8	229.4	-2.2	9.5
800	141.0	72.0	76.0	-48.9	-46.1

大坝施工填筑完成并蓄水至正常蓄水位后水平位移等值线分布如图 11 所示(以指向下游为正)。由图可知, 大坝大部分区域有向下游推移的趋势。这主要因为蓄水的原因, 上游堆石区会受到水的浮力, 而心墙迎水面因受到水压力的作用, 使得大坝有向下游发生变形的趋势。

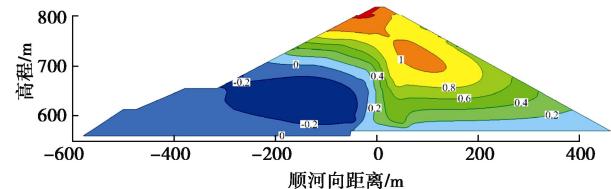
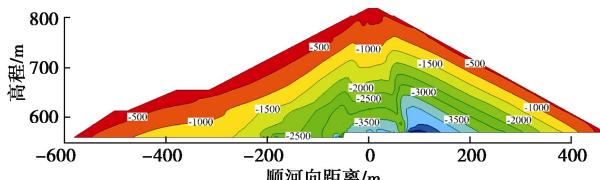


图 11 精细有限元模拟水平位移云图

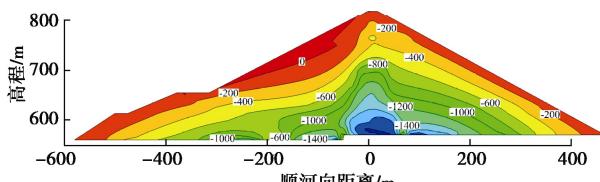
Fig. 11 Contours of horizontal displacement by refined finite element analysis

大坝施工填筑完成并蓄水至正常蓄水位后主应力等值线分布如图 12 所示。图中, 负号代表压应力。由图可知, 在自重作用下, 主应力分布距离坝面越远, 应力值越高。大小主应力上下游分布并不对称, 这是

因为蓄水的原因, 上游堆石区在浮力的作用下应力有所降低。因为心墙的心墙料模量相对坝壳料较低, 心墙区存在非常明显的拱效应。因此, 对大坝做进一步的水力劈裂的风险分析是必要的。同时, 由小主应力云图可知, 除了在坝体上游坝坡坡面处出现了小范围的拉应力区, 大坝心墙各个位置均处于受压状态。



(a) 大主应力云图



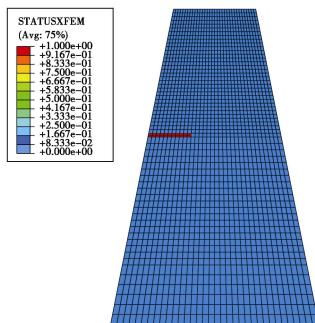
(b) 小主应力云图

图 12 精细有限元模拟应力云图

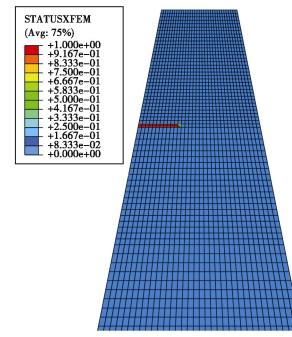
Fig. 12 Contours of stress by refined finite element analysis

5.5 大坝心墙水力劈裂计算分析结果

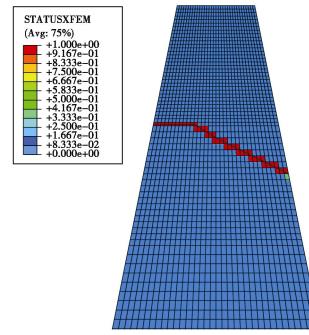
大坝施工填筑完成并蓄水至正常蓄水位后上部裂纹分布如图 13 (a) 所示。在水压力的作用下, 裂纹并没有在初始裂纹的基础上继续向前扩展, 即裂纹的长度仍为初始设置的长度。说明在正常蓄水的情况下, 即使存在初始裂纹, 也不会诱发水力劈裂。为了得到大坝心墙发生水力劈裂的临界条件, 假设水库水位可以升高, 从而提高水压力。当水位超过坝顶 40 m 时, 裂缝会发生扩展, 但是扩展并不能形成贯穿裂纹, 如图 13 (b) 所示。当水位超过坝顶 60 m 时, 上部裂纹最终会贯穿心墙, 如图 13 (c) 所示。由此可见, 大坝的施工质量较好, 应力分布合理, 在正常蓄水运行的情况下, 不会达到水力劈裂的临界条件, 且大坝心墙存在较高的安全裕度。值得注意的是, 在水位超过坝顶 60 m 时, 而中部裂纹和下部裂纹仍未发生扩展。说明大坝上部发生水力劈裂破坏的可能性要高于中下部区域。



(a) 正常蓄水位下上部裂纹 (上部区域放大)



(b) 水位超过坝顶 40 m 时上部裂纹 (上部区域放大)



(c) 水位超过坝顶 60 m 时上部裂纹 (上部区域放大)

图 13 精细扩展有限元模拟裂纹扩展云图

Fig. 13 Crack propagation by refined extended-finite-element analysis

6 结 论

为解决大坝施工中压实质量空间差异性带来的堆石坝结构性态计算误差的问题, 从而提高数值模拟计算的准确性, 提出了数字化施工下高心墙堆石坝结构性态精细模拟方法。依托堆石坝数字化施工技术, 可获得大坝任意位置的压实质量。通过室内试验, 可以建立坝料干密度与邓肯-张模型参数和断裂力学参数的回归关系, 从而实现大坝任意位置处模型参数的空间估计。进而利用程序开发, 实现了一个有限元或扩展有限元单元对应一组符合实际压实质量的材料模型参数的精细赋值。最后, 基于精细有限元模型和精细扩展有限元模型, 实现了高心墙堆石坝施工、蓄水阶段应力变形和蓄水期心墙水力劈裂的精细数值模拟。

通过对某高堆石坝工程实例分析得到: 虽然在施工中采用了先进的施工质量控制技术, 但实际施工质量仍会存在明显的空间差异性。施工质量的空间差异性将会导致力学模型参数的空间差异性。计算结果显示采用精细有限元计算模型可以更好地反映大坝施工过程的变形情况, 提高计算的准确性, 从而验证了所提数值模拟方法的可靠性。在精细有限元计算模型基础上的水力劈裂扩展有限元模型是高心墙坝水力劈裂的预测模拟的一种新的数值计算方法。本文方法可为高堆石坝施工过程结构性态分析提供一条精准的途

径。鉴于堆石料力学性质的复杂性,为了寻求更高精度的数值计算模型,未来有必要对堆石湿化作用等内容进一步地研究,从而对计算模型进一步地修正。

参考文献:

- [1] 李君纯. 青海沟后水库溃坝原因分析[J]. 岩土工程学报, 1994, **16**(6): 1 - 14. (LI Jun-chun. Gouhou dam and analysis for causes of the dam failure[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1994, **16**(6): 1 - 14. (in Chinese))
- [2] 殷宗泽. 高土石坝的应力与变形[J]. 岩土工程学报, 2009, **31**(1): 1 - 14. (YIN Zong-ze. Stress and deformation of high earth and rock-fill dams[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, **31**(1): 1 - 14. (in Chinese))
- [3] SU H Z, HU J, WEN Z P. Structure analysis for concrete-faced rockfill dams based on information entropy theory and finite element method[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2012, **36**(8): 1041 - 1055.
- [4] 陈生水, 阎志坤, 傅中志, 等. 特高面板砂砾石坝结构安全性能论证[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, 2009, **39**(11): 1949 - 1958. (in Chinese))
- [5] 李全明, 张丙印, 于玉贞, 等. 土石坝水力劈裂发生过程的有限元数值模拟[J]. 岩土工程学报, 2007, **29**(2): 212 - 217. (LI Quan-ming, ZHANG Bing-yin, YU Yu-zhen, et al. Numerical simulation of the process of hydraulic fracturing in earth and rockfill dams[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, **29**(2): 212 - 217. (in Chinese))
- [6] ZHONG D H, CUI B, LIU D H, et al. Theoretical research on construction quality real-time monitoring and system integration of core rockfill dam[J]. Science in China Series E-Technological Science, 2009, **52**(11): 3406 - 3412.
- [7] 钟登华, 刘东海, 崔博. 高心墙堆石坝碾压质量实时监控技术及应用[J]. 中国科学:技术科学, 2011, **41**(8): 1027 - 1034. (ZHONG Deng-hua, LIU Dong-hai, CUI Bo. Real-time compaction quality monitoring of high core rock-fill dam[J]. Science China—Technological Sciences, 2011, **41**(8): 1027 - 1034. (in Chinese))
- [8] 马洪琪, 钟登华, 张宗亮, 等. 重大水利水电工程施工实时控制关键技术及其工程应用[J]. 中国工程科学, 2011, **13**(12): 20 - 27. (MA Hong-qi, ZHONG Deng-hua, ZHANG Zong-liang, et al. Key technologies of real-time construction control for major hydraulic and hydroelectric projects[J]. Engineering Sciences, 2011, **13**(12): 20 - 27. (in Chinese))
- [9] LIU D H, CUI B, LIU Y G, et al. Automatic control and real-time monitoring system for earth-rock dam material truck watering[J]. Automation in Construction, 2013, **30**: 70 - 80.
- [10] LIU D H, SUN J, ZHONG D H. Compaction quality control of earth-rock dam construction using real-time field operation data[J]. Journal of Construction Engineering and Management, ASCE, 2012, **138**(9): 1085 - 1094.
- [11] LIU D H, LI Z L, LIAN Z H. Compaction quality assessment of earth-rock dam materials using roller-integrated compaction monitoring technology[J]. Automation in Construction, 2014, **44**(8): 234 - 246.
- [12] 陈辉, 刘东海, 戚蓝. 数字化施工下堆石坝模型参数空间估计及赋值[J]. 岩土工程学报, 2018, **40**(2): 278 - 286. (CHEN Hui, LIU Dong-hai, QI Lan. Spatial estimation and assignment of rockfill dam finite element model parameters under digitized construction[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, **40**(2): 278 - 286. (in Chinese))
- [13] DUNCAN J M, CHANG C Y. Nonlinear analysis of stress and strain in soils[J]. Asce Soil Mechanics & Foundation Division Journal 1970, **96**(5): 1629 - 1653.
- [14] 王俊杰. 基于断裂力学的土石坝心墙水力劈裂研究[D]. 南京: 河海大学, 2005. (WANG Jun-jie. Investigation on ability of rock-fill dam core to resist hydraulic fracturing based on fracture mechanics[D]. Nanjing: Hohai University, 2005. (in Chinese))
- [15] 李宗利, 王亚红, 金学洋, 等. 恒定光滑裂缝宽度缝内水压发展过程试验与分析[J]. 水力发电学报, 2011, **30**(3): 169 - 174. (LI Zong-li, WANG Ya-hong, JIN Xue-yang, et al. Experiment and analysis of water pressure development inside smooth fracture with a constant opening[J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2011, **30**(3): 169 - 174. (in Chinese))
- [16] MELENK J M, BABUŠKA I. The partition of unity finite element method: Basic theory and applications[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1996, **139**(1/2/3/4): 289 - 314.
- [17] CARPINTERI A, VALENTE S, FERRARA G, et al. Experimental and numerical fracture modelling of a gravity dam[M]. New York: Marcel Dekker, 1994.
- [18] 李全明. 土石坝水力劈裂的物理机制及数值仿真[M]. 北京: 气象出版社, 2012. (LI Quan-ming. Physical mechanism and numerical simulation of hydraulic fracturing in core of earth-rockfill dam[M]. Beijing: China Meteorological Press, 2012. (in Chinese))