

高堆石坝水力耦合模型及工程应用

陈益峰^{1,2}, 胡冉^{1,2}, 周嵩^{1,2}, 周伟^{1,2}, 周创兵^{1,2}

(1. 武汉大学水资源与水电工程科学国家重点实验室, 湖北 武汉 430072; 2. 武汉大学水工岩石力学教育部重点实验室, 湖北 武汉 430072)

摘要: 建立了高面板堆石坝非线性变形与非稳定渗流的水力耦合模型。该模型分别采用邓肯 E-B 模型和抛物 Signorini 型变分不等方法模拟堆石体的非线性应力变形过程和非稳定渗流过程, 并通过修正的 Kozeny-Carman 模型表征堆石体的渗透特性对变形和围压的依赖关系。在面板渗透系数反演分析的基础上, 应用上述模型对水布垭面板堆石坝进行了渗流-变形耦合分析。通过对数值模拟结果与实测数据的对比分析, 表明因面板的绝对防渗作用, 堆石体中的水力耦合效应并不显著, 且上述模型可在一定程度上揭示堆石坝的渗流及变形发展趋势; 但因忽略了流变、湿化、室内试验参数的尺寸效应以及非饱和渗流等, 上述模型也存在较为突出的局限性。研究成果对于高面板堆石坝的水力耦合分析具有一定指导意义。

关键词: 面板堆石坝; 水力耦合; 非稳定渗流; 非线性变形; 数值模拟

中图分类号: TV641 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2011)09-1340-08

作者简介: 陈益峰(1974-), 男, 福建漳平人, 武汉大学教授、博士生导师, 从事岩土多场耦合、渗流及边坡稳定性分析研究。E-mail: csyfchen@whu.edu.cn。

Coupled hydromechanical model for high concrete-faced rockfill dams and its application

CHEN Yi-feng^{1,2}, HU Ran^{1,2}, ZHOU Song^{1,2}, ZHOU Wei^{1,2}, ZHOU Chuang-bing^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Water Resources and Hydropower Engineering Science, Wuhan University, Wuhan 430072, China; 2. Key

Laboratory of Rock Mechanics in Hydraulic Structural Engineering (Wuhan University), Ministry of Education, Wuhan 430072, China)

Abstract: A coupled hydromechanical (HM) model is established for performance assessment of concrete-faced rockfill dams (CFRD). The non-linear elastic deformation of the rockfills is described by means of the Duncan-Chang's E-B model, and the non-steady seepage flow behavior is modelled by use of the newly-developed parabolic variational inequality formulation of Signorini's type. The Kozeny-Carman equation is calibrated to characterize the dependence of permeability of the rockfills on deformation by taking into account the effect of confining pressure. On the basis of back calculation of the permeability of the face slabs, the proposed model is employed to capture the coupled seepage flow and deformation behaviors of Shuibuya CFRD. Comparison of model predictions and in-situ measurements shows that the coupled HM effects in the rockfills are not remarkable due to the high seepage-proof performance of the face slabs, and the present model has an acceptable performance for describing the seepage and deformation behaviors. The limitations of the model are also demonstrated by examining the modeling errors, such as the negligence of the creep effect, wetting effect and size effect of the laboratory parameters of the rockfills, and the negligence of the unsaturated effect of seepage flow in the rockfills as well.

Key words: concrete-faced rockfill dam; coupled hydromechanical analysis; non-steady seepage flow; non-linear deformation; numerical modeling

0 引言

面板堆石坝因其造价低廉、基础适应能力强、施工简单、抗震性能优越等优点, 在国内外大型水利水电工程中得到了迅速发展和广泛应用, 除已建的当前世界上最高的水布垭面板堆石坝之外, 在建和拟建的

200 m 级及以上的高面板堆石坝也日益增多。堆石坝及其填筑材料的变形特性、强度特性和动力特性^[1-6]以及堆石坝的设计、施工和防渗技术^[7-8]等也因此得到了空前广泛的研究。

一般情况下, 面板堆石坝因混凝土面板与填筑材料的渗透性相差悬殊, 面板对大坝防渗起绝对主导作用, 坝体中填筑材料的水力耦合效应并不显著。然而, 水力耦合是包括堆石体在内的岩土体中存在的普遍现象, 尤其是当面板在施工期或运行期出现裂缝等缺陷时, 面板的防渗性能降低, 堆石体中的水力耦合效应可能趋于显著。因此, 采用水力耦合的观点研究高面板堆石坝的变形和渗流特征, 也具有较好的理论意义和应用价值。

堆石体的渗透特性与应力或变形的依赖关系是研究高堆石坝水力耦合特性的关键, 目前这方面的研究还不多见。其研究方法主要有两类: 一是通过试验直接建立堆石体渗透系数与应力之间的经验模型, 如Gangi的幂函数模型^[9]、Louis的负指数模型^[10]等; 二是将堆石体视为多孔介质, 采用Kozeny-Carman方程^[11]表征其渗透系数与孔隙率之间的关系, 尽管该模型无法反映围压对堆石体渗透特性的影响, 但可通过对堆石体应力变形的细观模拟^[6]予以修正。

本文通过建立堆石体非线性变形与非稳定渗流的水力耦合模型, 研究高面板堆石坝的水力耦合过程。其中, 堆石体的变形采用邓肯-张非线性弹性模型^[12]描述, 面板与垫层的接触效应采用Desai薄层单元模型^[13]模拟; 堆石坝的非稳定渗流采用最近提出的抛物Signorini型变分不等式方法^[14]求解。堆石体的水力耦合机制采用考虑围压效应的修正Kozeny-Carman方程表征, 并与Gangi模型进行了对比分析。结合水布垭面板堆石坝水力耦合分析, 反演了面板在出现施工期裂缝并进行工程处理之后的综合渗透特性, 分析了水布垭面板堆石坝在施工期和运行期的变形和渗流变化规律, 并讨论了上述水力耦合模型的局限性。

1 面板堆石坝水力耦合模型

1.1 变形过程

堆石体在准静态条件下的平衡方程为

$$\nabla \cdot \sigma + f = 0. \quad (1)$$

式中 σ 为 Cauchy 应力张量(以拉为正), f 为体积力向量, 可表示为

$$f = [(1-n)\rho_s + n\rho_w]g. \quad (2)$$

式中 ρ_s , ρ_w 分别为堆石体颗粒和水的密度; n 为孔隙率; g 为重力加速度向量。上式中, $(1-n)\rho_s$ 实质上表征了堆石体的干密度 ρ_d , 它与堆石料的孔隙率密切

相关, 是反映堆石料压实效果的一个控制性参数。

饱和条件下, 堆石体的有效应力原理可表示为

$$\sigma = \sigma' - \alpha p \delta. \quad (3)$$

式中 σ' 为有效应力张量; p 为孔隙水压力(以压为正); δ 为 Kronecker delta 张量; α 为 Biot 系数, 当不计堆石料颗粒的压缩性时, $\alpha=1$ 。

堆石体应力应变关系的增量形式可表示为

$$\sigma' = D : \dot{\epsilon}. \quad (4)$$

式中, D 为四阶切线弹性张量, $\dot{\epsilon}$ 为应变张量。

在小变形假设条件下, 将几何方程连同式(3)、(4)代入式(1)中, 可得

$$\nabla \cdot \left[D : \nabla \left(\frac{\partial u}{\partial t} \right) - \alpha \frac{\partial p}{\partial t} \delta \right] + \frac{\partial f}{\partial t} = 0. \quad (5)$$

式(5)还应满足如下定解条件:

$$\begin{cases} u|_{t=t_0} = u_0 (\Omega \text{ 内}), \\ u = \bar{u} (\text{ 在 } \Gamma_u \text{ 上}), \\ t \equiv \sigma n = \bar{t} (\text{ 在 } \Gamma_t \text{ 上}). \end{cases} \quad (6)$$

式中, u_0 为初始位移场, \bar{u} 为位移边界 Γ_u 上的给定位移, \bar{t} 为应力边界 Γ_t 上的面荷载。

1.2 渗流过程

堆石体因孔隙率大、渗透性强, 其毛细效应对堆石体中的水分迁移和变形影响不大。因此, 堆石坝中的渗流问题属于有自由面的无压非稳定渗流问题, 其在区域 Ω 上的渗流仅在自由面 Γ_f 以下的湿区 Ω_w 中运动。当自由面 Γ_f 确定时, 湿区 Ω_w 也就随之确定。然而, 自由面 Γ_f 在实际问题中一般事先未知且随时间变化。通过将 Darcy 定律重新定义为如下形式, 可将湿区 Ω_w 上的非稳定渗流问题转化为全域 Ω 上的一个新的初边值问题:

$$v = -k \nabla \phi + v_0, \quad (7)$$

式中, v 为渗流速度, v_0 为初流速, k 为二阶渗透张量, $\phi = z + p/(\rho_w g)$ 为总水头, z 为垂直坐标分量, g 为重力加速度。初流速 v_0 的引入是为了消除干区 Ω_d 上的虚假渗流场, 其表达式为

$$v_0 = H(\phi - z)k \nabla \phi. \quad (8)$$

式中, $H(\phi - z)$ 为 Heaviside 函数

$$H(\phi - z) = \begin{cases} 0 & \text{if } \phi \geq z (\Omega_w \text{ 内}), \\ 1 & \text{if } \phi < z (\Omega_d \text{ 内}). \end{cases} \quad (9)$$

在小变形假设下, 当不考虑堆石料颗粒的压缩性时, 全域 Ω ($\Omega_w \cup \Omega_d$) 上的水流连续性方程可表示为^[14]

$$[1 - H(\phi - z)]\rho_w \left(\frac{\partial \epsilon_v}{\partial t} + S_w \frac{\partial \phi}{\partial t} \right) + \nabla \cdot (\rho_w v) = 0 (\Omega \text{ 内}). \quad (10)$$

式中 $S_w = \rho_w g n \beta$, β 为水的压缩性系数, n 为孔隙率; ϵ_v 为堆石体的体积应变。式中左端第一项表示在自由

基金项目: 国家自然科学基金杰出青年基金项目(50725931); 国家自然科学基金项目(51079107); 教育部新世纪优秀人才支持计划项目(NCET-09-0610)

收稿日期: 2010-07-03

面变动过程中, 因岩土体压缩和水的膨胀而导致湿区 Ω_w 中单位体积岩土体释放或吸入的水量。

式(10)应满足如下初始条件:

$$\phi(x, y, z, t)|_{t=t_0} = \phi_0(x, y, z) \quad (\Omega \text{ 内}) \quad , \quad (11)$$

和下列边界条件:

(1) 水头边界条件

$$\phi(t) = \bar{\phi}(t) \quad (\Gamma_\phi \text{ 上}) \quad , \quad (12)$$

式中, $\bar{\phi}$ 为水头边界 Γ_ϕ 上的已知水头。

(2) 流量边界条件

$$q_n(t) = -n \cdot \mathbf{n} \cdot \mathbf{q}(t) = q \mathbf{q}_n \mathbf{F} \cdot \mathbf{B} \mathbf{C} \quad , \quad (13)$$

式中, q 为流量边界 Γ_q 上的已知流量, n 为边界上的单位外法线向量。对隔水边界, $q=0$ 。

(3) 溢出面 Signorini 型互补边界条件^[14]

$$\begin{cases} \phi(t) \leq z, q_n(t) \leq 0, \\ (\phi(t) - z)q_n(t) = 0, \end{cases} \quad (\Gamma_s \text{ 上}) \quad (14)$$

式中, Γ_s 为潜在溢出边界。

(4) 自由面边界条件

$$\begin{cases} \phi = z, \\ q_n = q_n|_{\Omega_w} - q_n|_{\Omega_d} = -n \cdot (\mu \frac{\partial \phi}{\partial t} e_3), \end{cases} \quad (\Gamma_f \text{ 上}) \quad (15)$$

式中, $\Gamma_f \equiv \{(x, y, z) | z = \phi\}$ 为自由面, 即任一时刻湿区 Ω_w 与干区 Ω_d 的分界面。 μ 为介质的给水度; $e_3 = \{0, 0, 1\}^T$; n 为自由面单位外法线矢量, 由湿区 Ω_w 指向干区 Ω_d 。上式实质上表征了非稳定渗流传播锋面上的 Rankine-Hugoniot 跳跃条件^[15], 即自由面波动范围内岩土体因释放或吸收地下水产生的流量条件。

1.3 堆石体本构关系

堆石体的本构模型主要有弹塑性模型^[4-5]、非线性弹性模型^[1, 16]和流变模型^[1, 17]等。为简单起见, 本文采用邓肯 E-B 非线性弹性模型。该模型参数包括 K , n , c , φ_0 , $\Delta\varphi$, K_{ur} , n_{ur} , R_f , K_b 和 m 。模型的具体形式和参数的物理意义可参阅文献[1, 16]。

对于高面板堆石坝而言, 面板与垫层料因刚度相差悬殊, 其界面特性不容忽视。一般而言, 接触模型和界面模型能够较好地模拟面板和垫层的接触效应。本文采用 Desai 薄层单元模型, 该模型的具体形式可参阅文献[13]。

1.4 堆石体水力耦合机理

堆石料在分层碾压后, 在上部坝料的填筑以及大坝的蓄水过程中, 其应力状态将发生变化, 堆石颗粒发生挤压、研磨, 甚至出现尖端破裂现象, 从而导致堆石料孔隙率和渗透特性发生变化。因此, 堆石料的渗透特性不仅与颗粒级配和初始碾压状态密切相关, 还受到应力状态的影响。

堆石体的渗透特性在本质上受控于其内部连通的

孔隙率或密实度。借助于多孔介质的 Kozeny-Carman 方程^[11], 则堆石体的渗透系数 k 与孔隙率 n 之间的关系可表示为

$$k = k_0 \left(\frac{n}{n_0} \right)^3 \left(\frac{1-n_0}{1-n} \right)^2 \quad . \quad (16)$$

式中, k_0 为堆石料分层碾压后的初始渗透系数, n_0 为初始孔隙率。

在小变形假设条件下, 根据堆石料颗粒的质量守恒方程, 可将堆石体的孔隙率表示为体积应变的负指数函数^[18]

$$n = 1 - (1 - n_0) \exp(-\beta \varepsilon_v) \quad , \quad (17)$$

式中, β 为修正系数。当忽略堆石体颗粒的变形时, $\beta=1$ 。但为了考虑堆石料颗粒变形及尖端破裂等因素对孔隙率的影响, 可根据水布垭堆石料的级配曲线, 采用周伟等^[6]建立的随机散粒体不连续变形模型, 通过数值模拟给出堆石料在不同围压条件下的偏应力-轴向应变和孔隙率-体积应变等关系曲线, 从而得到水布垭堆石料 β 与围压的最佳拟合公式如下^[19]

$$\beta = -0.145 \left(\frac{\sigma'_3}{p_a} \right) + 4.022 \quad . \quad (18)$$

式(16)~(18)即为反映堆石料颗粒变形、尖端破碎和围压效应的修正 Kozeny-Carman 方程。

另一方面, 也可采用基于试验数据拟合的堆石体渗透特性经验模型。例如, Gangi 模型反映了散粒体渗透系数与围压之间的关系, 其表达式如下^[19]

$$k(\sigma') = k_0 [1 + C_0 (\sigma' / B_t)^{2/3}]^4 \quad , \quad (19)$$

式中, σ' 为平均有效应力, C_0 为材料系数, 建议值为 2.0~4.0, k_0 为初始碾压状态下的渗透系数, B_t 为堆石体的切线体积模量, 由邓肯 E-B 模型给出。

当式(19)中的 C_0 取 2 时, 水布垭面板堆石坝主堆石料在常规三轴试验条件下渗透特性的 Gangi 模型预测值和修正 Kozeny-Carman 模型预测值如图 1 所示。从图中可见, 在不同围压条件下, 二者给出的渗透系数随偏应力的变化趋势基本一致, 但修正 Kozeny-Carman 模型对围压更为敏感。因此, 本文采用修正 Kozeny-Carman 模型表征堆石体渗透特性在变形过程中的演化规律。

2 耦合模型的有限元计算方法

在有限元数值求解过程中, 上述堆石坝水力耦合模型存在如下两个非线性特征: 一是堆石体渗透特性和切线变形模量等材料参数对应力或变形的依赖性; 二是在各时刻进行非稳定渗流的溢出点和自由面定位时产生的非线性。对于前者, 可根据堆石坝的实际填筑和蓄水过程, 采用中点增量法^[16]予以解决; 而对于

后者, 可采用带自适应罚 Heaviside 函数的抛物 Signorini 型变分不等式方法^[14]消除渗流溢出点的奇异性和实现对非稳定渗流溢出点和自由面的准确定位。因此, 上述水力耦合模型可方便地采用双场交叉迭代算法予以求解。各场的有限元计算格式可分别参阅文献[16]和文献[14], 这里不予赘述。

上述非稳定渗流与非线性变形耦合模型已集成到多相流 THM 耦合分析程序 THYME3D^[18]中。其中, 双场交叉迭代的收敛准则如下:

$$\|U_{k+1}^{i+1} - U_k^{i+1}\|_2 \leq \varepsilon_1 \|U_k^{i+1} - U_k^i\|_2,$$

且 $\|\phi_{k+1}^{i+1} - \phi_k^{i+1}\|_2 \leq \varepsilon_2 \|\phi_{k+1}^{i+1} - \phi_k^i\|_2$ 。 (20)

式中 U 为有限元结点的位移向量, ϕ 为水头向量, i 为时间步, k 为 i 时步内的双场交叉迭代步, $\|\cdot\|_2$ 为 2-范数; ε_1 和 ε_2 为指定容许误差, 本文取 $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = 10^{-3}$ 。

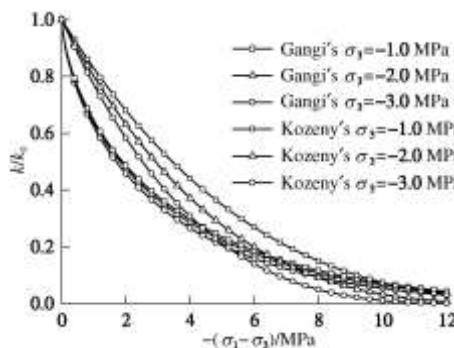


图 1 水布垭面板堆石坝主堆石料渗透特性与应力状态的关系

Fig. 1 Relationship between hydraulic conductivity and stress state of main rockfill materials in Shuibuya CFRD

3 水布垭面板堆石坝水力耦合分析

3.1 水布垭面板堆石坝概况

水布垭水利枢纽位于清江中游河段巴东县境内, 是清江流域梯级开发的龙头电站。水库正常蓄水位 400 m, 总库容 45.8 亿 m³, 装机容量 1860 MW。其混凝土面板堆石坝坝顶高程 409 m, 坝轴线长 660 m, 最大坝高 233 m, 是目前世界上最高的面板堆石坝。大坝防渗工程由混凝土面板、趾板和防渗帷幕等组成。根据填筑材料的不同, 坝体可分为面板、垫层(IIA)、过渡层(IIIA), 主堆石区(IIIB)、次堆石区(IIIC)和下游堆石区(IIID)等 6 个分区, 如图 2 所示。坝址区主要地层为栖霞组灰岩(P_{1q})和茅口组灰岩(P_{1m}), 岩溶较为发育, 并发育有断层、裂隙和层间剪切带等构造形迹。

为了监控大坝在施工期和运行期的变形和渗流状况, 坝体内部埋设了一系列位移计和渗压计。部分位移计和渗压计的埋设位置如图 2 和 3 所示。

3.2 计算模型

根据水布垭面板堆石坝的坝体材料分区、大坝填筑过程以及坝基地质条件, 建立了三维有限元模型。该模型顺河向长 1912 m, 横河向宽 1562 m, 高 966 m。模型采用 8 结点 6 面体等参单元和部分退化的 4 结点棱锥体单元剖分, 其中坝体部分的有限元网格如图 3 所示, 大坝单元数 13405 个, 结点数 13405 个; 坝基部分的单元数 260762 个, 结点数 130000 个。



图 2 水布垭面板堆石坝坝体材料分区

Fig. 2 Rockfill zoning of Shuibuya CFRD

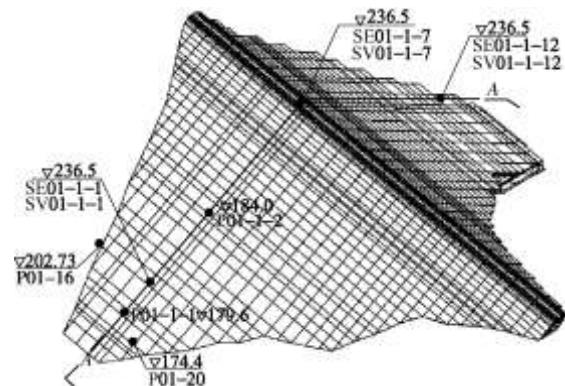


图 3 水布垭面板堆石坝有限元网格

Fig. 3 Finite element mesh for Shuibuya CFRD

3.3 计算参数和边界条件

坝体的施工过程按实际填筑过程模拟, 如图 4 所示。大坝填筑材料的邓肯 E-B 模型参数根据常规三轴试验成果按表 1 取值^[19]。混凝土面板与坝基地层采用线弹性模型模拟, 其中前者的弹模和泊松比分别为 30 GPa 和 0.167, 后者的弹模和泊松比为 5~15 GPa 和 0.25~0.28。

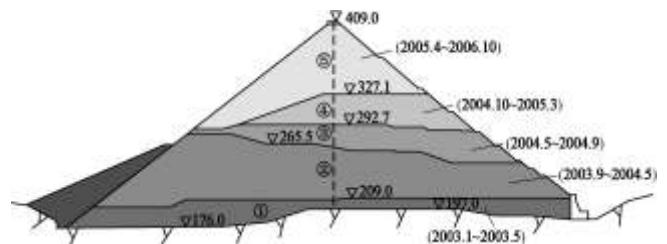


图 4 水布垭面板堆石坝填筑进程

Fig. 4 Construction schedule of Shuibuya CFRD

大坝填筑材料和地层的孔隙率和渗透系数根据地质概化和现场试验成果取值, 如表 2 所示^[19]。初始渗

流场依据水库蓄水前坝址区的水文地质条件经稳定渗流分析得到。非稳定渗流分析的边界条件如下：位于上、下游水位之下的大坝及坝区表面取水头边界，其中上游水位根据水库水位变化过程曲线确定（参见图 11）；下游水位受大坝下游碾压混凝土围堰上的量水堰高程及下游河道水位条件控制，其中量水堰高程为 202.5 m；模型底部边界及侧面边界取隔水边界条件；而模型上表面除上、下游水位淹没区之外的所有边界均取为 Signorini 型互补边界条件。

水布垭面板堆石坝的填筑过程始于 2003 年 3 月，水库蓄水始于 2006 年 10 月。因此，水力耦合分析的时间段取 2003 年 3 月 1 日至 2008 年 5 月 11 日，时间步长取 7 d。

表 1 邓肯 E-B 模型参数

Table 1 Parameters for Duncan-Chang E-B model

材料类型	ρ_d /(kg m ⁻³)	K	n	K_b	m	R_f	c	φ (°)	$\Delta\varphi$ (°)	K_{ur}	n_{ur}
主堆石	2300	1100	0.35	550	0.1	0.82	0	52	8.5	2200	0.35
次堆石	2100	850	0.25	450	0.05	0.84	0	50	8.4	1700	0.25
下游堆石	2300	1100	0.35	550	0.1	0.82	0	52	8.5	2200	0.35
垫层料	2250	1200	0.45	750	0.2	0.78	0	56	10.5	2400	0.45
过渡料	2200	1000	0.4	400	0.15	0.85	0	54	8.6	2000	0.15

表 2 坝体材料及岩层的初始孔隙率及初始渗透系数

Table 2 Initial porosity and hydraulic conductivity of dam materials and rock foundation

材料类型	初始孔隙率	初始渗透系数/(cm s ⁻¹)
垫层料	0.197	1.00×10^{-2}
过渡料	0.205	1.00×10^{-2}
主堆石	0.216	1.30×10^{-1}
次堆石	0.216	4.30×10^{-1}
下游堆石	0.160	3.40×10^{-1}
灌浆帷幕	—	1.00×10^{-5}
岩层	—	$k_{ }=3.64 \times 10^{-4}$ $k_{\perp}=7.29 \times 10^{-5}$

注：表中 $k_{||}$ 表示平行层面的渗透系数， k_{\perp} 表示垂直层面的渗透系数。

3.4 混凝土面板渗透特性反馈分析

水布垭面板堆石坝在建设期间，因施工程序、温度应力、干缩以及养护等方面的原因，面板出现了一系列以水平方向为主的裂缝。由于裂缝未贯穿，且工程上采取了化学灌浆等有效处理措施，因此自大坝蓄水以来的现场监测资料表明裂缝对大坝的防渗及安全运行影响不大。然而，裂缝的出现毕竟在一定程度上降低了面板的防渗性能，可能导致坝体内的渗流场产生相应的变化。因此，有必要基于坝体内的孔压和坝后量水堰的流量监测数据，采用本文建立的非稳定渗流分析方法，对面板在产生裂缝并进行工程处理后的

综合渗透特性进行反馈分析。

在反馈分析中，大坝填筑材料及岩层的渗透系数按表 2 取值。通过改变面板的渗透系数并进行非稳定渗流有限元分析，对坝体中 P01-1-1~P01-1-4 等 4 支渗透计的渗压和坝后量水堰的流量监测过程曲线进行最佳拟合，可得面板的综合渗透系数为 $k=2.4 \times 10^{-7}$ cm/s [20]。与初始设计取值 1.0×10^{-9} cm/s 相比，面板在出现裂缝后的渗透特性提高了近 2 个数量级。尽管如此，面板的渗透性仍然远低于大坝填料的渗透性，面板对大坝防渗仍起绝对主导作用，这也是确保大坝安全运行的根本原因。

3.5 水力耦合计算结果分析

(1) 变形分析

根据水力耦合计算结果，坝体最大剖面在 2008 年 4 月（即水库蓄水 1.5 a 后）的沉降变形如图 5 所示。最大沉降计算值为 202 cm，为坝高的 0.87%，比当时的最大沉降实测值 247 cm 小 18.2%。大坝第一主应力如图 6 所示，第一和第三主应力最大值分别为 3.80 MPa 和 1.07 MPa。大坝在填筑及蓄水过程中主堆石料的渗透特性演化过程如图 7 所示。由图 7 和图 1 可知，在这种应力条件下，堆石体因应力状态变化导致的渗透系数变化在 1~2 个数量级之内，且变化后的堆石体渗透性仍然远大于防渗面板的渗透性。因此，堆石体的应力-渗透耦合特性总体上并不显著。

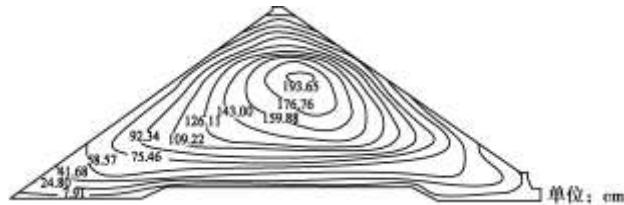


图 5 大坝沉降变形等值线图

Fig. 5 Contours of settlement of dam

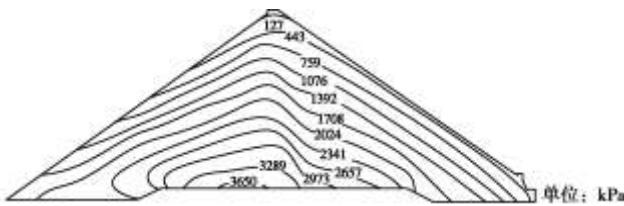


图 6 大坝第一主应力等值线图

Fig. 6 Contours of major principal stress of dam

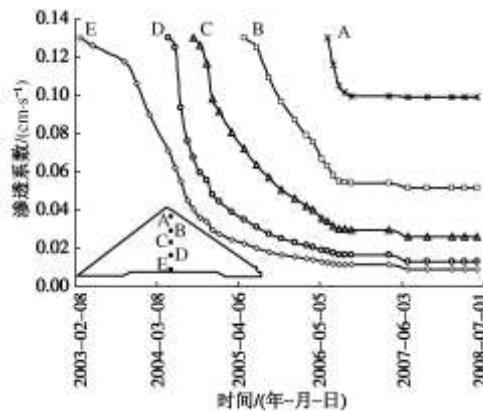


图 7 主堆石料渗透系数变化过程

Fig. 7 Variation of hydraulic conductivity of main rockfill

坝体最大剖面中埋设的 SV01-1-1、SV01-1-7 和 SV01-1-12 等 3 支沉降变形计以及 SE01-1-1、SE01-1-7 和 SE01-1-12 等 3 支水平位移计的实测及计算变形过程曲线如图 8 和 9 所示。从图中可见, 计算变形总体上反映了大坝实际变形趋势, 但沉降变形的计算结果比实测变形偏小, 而水平变形的计算值则大于实测值。通过分析变形计算值与实测值的差值不难发现, 在水库蓄水前, 二者的偏差基本呈线性增长, 表明堆石体的流变效应对大坝变形发展具有显著影响。而在水库蓄水过程中, 沉降变形的偏差进一步增大, 尤其在水库水位上升速率较大的时段, 偏差更为显著; 另一方面, 水平变形的偏差在蓄水过程中则表现出先减小后增大的特征。这表明大坝填筑材料的湿化作用对大坝变形也有较为重要的影响。

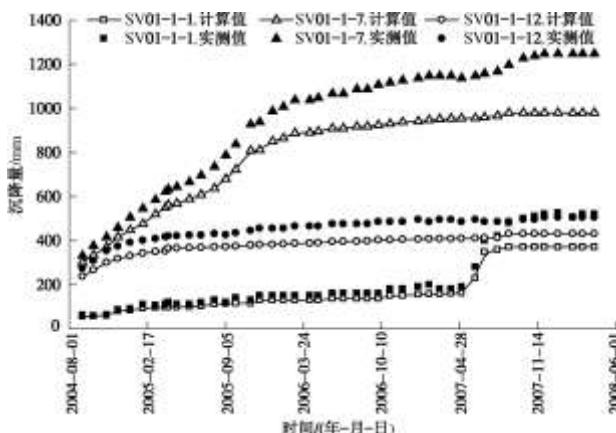


图 8 沉降变形计算值与实测值对比

Fig. 8 Comparison between measured and calculated settlements

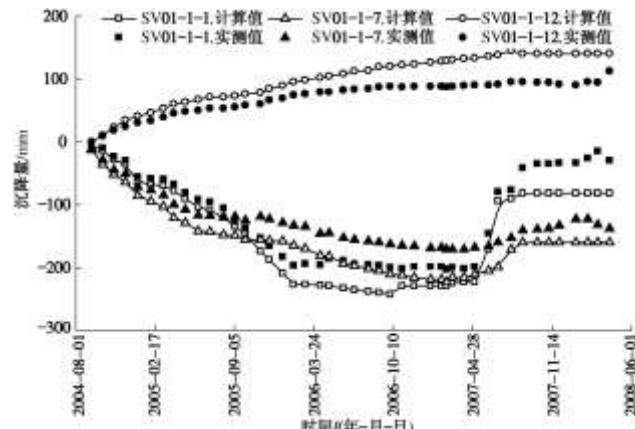


图 9 水平变形计算值与实测值对比

Fig. 9 Comparison between measured and calculated horizontal displacements

在本次数值模拟的终止时刻, 大坝沉降变形的计算值与实测值最大相对偏差达 21.5%。现有研究成果表明^[17], 堆石体的流变效应可对高面板堆石坝沉降变形产生约 13.8% 的贡献。此外, 本文模型还忽略了堆石体的湿化变形以及堆石体力学参数的尺寸效应。上述三方面的原因共同导致了变形计算值与实测值的显著偏差。尽管如此, 本文模型仍然较好地反映了大坝变形的总体发展趋势。

(2) 渗流分析

大坝在蓄水及运行过程中渗流自由面的位置如图 10 所示。从图中可见, 自由面基本沿着面板与垫层之间的界面跌落, 此后在堆石体中的分布则较为低平, 表明堆石坝中的渗流得到有效控制。自由面这一分布特征的正确性可利用渗流折射定律在理论上予以严格证明, 其物理意义是面板与大坝填筑料的渗透特性相差极为悬殊, 即使在考虑耦合效应之后, 二者相差仍然可达 3~5 个数量级, 填筑料难以进入饱和状态^[20]。

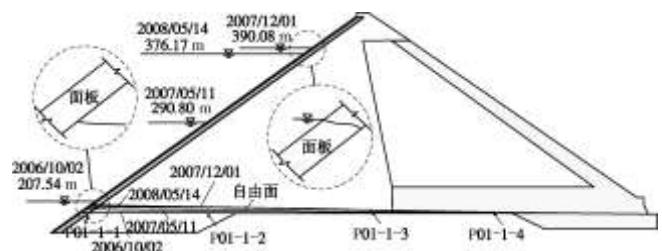


图 10 大坝在蓄水过程中的自由面位置

Fig. 10 Location of free surface in dam during impounding

坝体最大剖面处 4 支渗压计 P01-1-1~P01-1-4 的实测及计算压力水头过程曲线如图 11 所示。表明二者在变化趋势上吻合较好, 这也从另一个侧面论证了图 10 给出的自由面分布特征的正确性。从图 11 还可以看出, 在 2006 年 10 月到 2007 年 2 月期间, 尽管库水位由 205.8 m 升至 254.8 m, 但坝体中的实测及计算压

力头却随库水位的升高而减小。坝体压力水头出现这种“反常”现象的原因与坝基初始渗流场有关。

由于渗压计 P01-1-1~P01-1-4 早在 2003 年 3~4 月即已埋设, 此时由防渗帷幕及面板组成的防渗体系尚未建成。因此, 渗压计的初期读数取决于大坝和基础在防渗体系生效之前建立的水力联系。在防渗体系生效之后, 大坝上、下游之间的水力联系被切断, 水库蓄水对大坝渗流场的影响以及坝体内部初始孔隙水压力的消散均需经历一个较长的过程。大坝孔隙水压力水头在蓄水初期出现的下降现象正是防渗帷幕生效后坝体内部孔隙水消散的结果。至 2007 年 2 月之后, 坝体内部的孔隙水消散基本完成, 库水经防渗体系的渗漏也已到达坝体内部, 实测孔隙水压头开始随之升高。本文模型的计算结果也很好地反映了这一规律。

此后, 实测和计算压力水头均随库水位的升高而增大, 且与库水位的变化规律基本一致, 但实测压力水头的变化幅度略大。尤其在 2007 年 6~8 月以及 2008 年 3~5 月期间, 压力水头实测值与计算值的偏差较大, 但最大偏差不超过 2.8 m。从图 11 可见, 在 2007 年 6~8 月期间, 实测压力水头的陡然增大与库水位的快速升高有很好的对应关系, 其原因可能与坝基中局部导水裂隙在高水压作用下产生新的渗流通道有关。

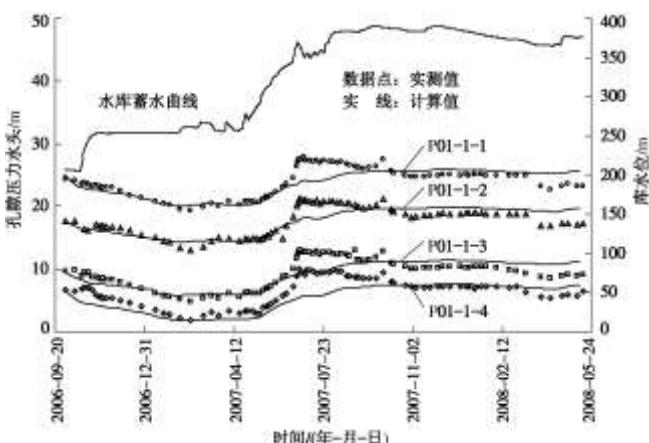


图 11 堆石体孔隙压力水头计算值与实测值对比

Fig. 11 Comparison between measured and calculated pore water pressure heads in rockfills

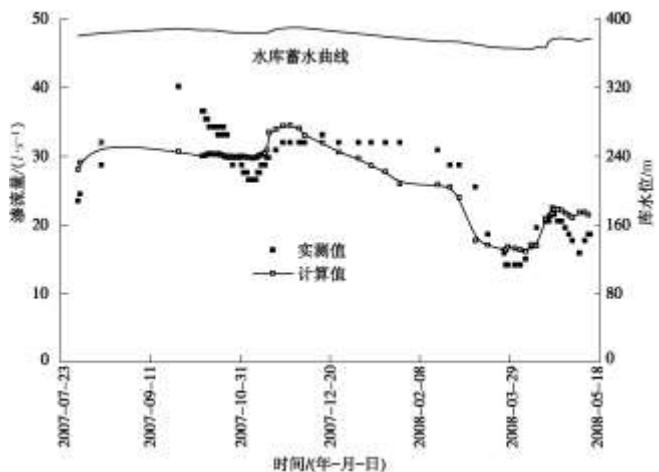


图 12 大坝渗流量计算值与测量值对比

Fig. 12 Comparison between measured and calculated flow rates through dam

坝后量水堰的实测及计算渗流量对比如图 12 所示。从图中可见, 计算渗流量与实测渗流量的变化趋势基本吻合, 且与库水位变化过程具有较好的对应关系。但实测渗流量变化幅度较大, 且与库水位变化过程的对应性较差。尤其在 2007 年 9~10 月以及 2008 年 1~3 月两个时段, 实测渗流量与计算渗流量的差别较为显著, 最大相对误差达 25%。表明在本文的分析模型中, 尚有一些对渗流量具有显著影响的因素没有予以考虑。其中, 降雨的影响以及地质条件的概化可能是最主要的因素。但考虑到实际地质条件以及地下水渗流运动过程的复杂性, 本文模型已较好地反映了大坝的渗流运动规律, 可在实际工程问题中推广应用。

4 结 论

本文通过建立堆石体非稳定渗流与非线性变形的水力耦合模型, 对水布垭面板堆石坝在施工期和运行期的渗流及变形演化规律进行了研究, 取得了如下主要研究成果:

(1) 建立了考虑围压效应的堆石体修正 Kozeny-Carman 模型, 通过与 Gangi 模型进行对比研究, 表明该模型能够较好地反映堆石体的应力状态及变形特征对其渗透特性的影响。

(2) 反演了水布垭面板堆石坝防渗面板的综合渗透特性, 表明面板在出现施工期裂缝并进行工程治理后的渗透系数较初始设计取值提高了约 2 个数量级, 但面板仍然对大坝防渗起绝对主导作用。

(3) 计算分析表明, 邓肯 E-B 模型可较好地反映水布垭面板堆石坝的变形发展趋势, 但由于未考虑大坝填筑材料的流变、湿化以及尺寸效应, 因而计算变形和实测变形在量值上存在较大偏差, 最大相对误差可达 21.5%; 同时, 堆石体因上部填筑和水库蓄水

导致的变形和应力状态调整对其渗透特性的影响在1~2个数量级之内, 堆石体中的水力耦合效应不显著。

(4) 在水库蓄水及运行过程中, 堆石体中的孔隙水压力水头以及大坝的渗流量计算值与实测值的变化趋势基本吻合, 尤其是计算压力水头过程曲线很好地揭示了防渗体系生效之后坝体中孔压的消散过程。但由于忽略了降雨作用并对地质条件进行了简化, 二者存在一定偏差。其中, 压力水头最大偏差达2.8m, 渗流量最大相对偏差达25%。但考虑到地下水渗流运动规律的复杂性以及数学描述的困难性, 本文模型对实际渗流问题仍具有较强的描述能力。

致 谢: 论文作者谨对湖北清江水电开发有限责任公司对本文研究的支持表示感谢!

参考文献:

- [1] 鄢能惠, 孙大伟, 李登华, 等. 300 m 级超高面板堆石坝变形规律的研究[J]. 岩土工程学报, 2009, **31**(2): 155 - 160. (LI Neng-hui, SUN Da-wei, LI Deng-hua, et al. Deformation behavior of 300 m high-concrete face rockfill dams[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, **31**(2): 155 - 160. (in Chinese))
- [2] 陈生水, 韩华强, 傅华. 循环荷载下堆石料应力变形特性研究[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(8): 1151 - 1157. (CHEN Sheng-shui, HAN Hua-qiang, FU Hua. Stress and deformation behaviors of rockfill under cyclic loadings[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, **32**(8): 1151 - 1157. (in Chinese))
- [3] 程展林, 左永振, 丁红顺, 等. 堆石料湿化特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(3): 243 - 247. (CHENG Zhan-lin, ZUO Yong-zhen, DING Hong-shun, et al. Wetting characteristics of coarse-grained materials[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, **32**(3): 243 - 247. (in Chinese))
- [4] 张丙印, 孙国亮, 张宗亮. 堆石料的劣化变形和本构模型[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(1): 98 - 103. (ZHANG Bing-yin, SUN Guo-liang, ZHANG Zong-liang. Degrading deformation of rockfill materials and its constitutive model[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, **32**(1): 98 - 103. (in Chinese))
- [5] 丁树云, 蔡正银, 凌华. 堆石料的强度与变形特性及临界状态研究[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(2): 248 - 252. (DING Shu-yun, CAI Zheng-yin, LING Hua. Strength and deformation characteristics and critical state of rockfill[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, **32**(2): 248 - 252. (in Chinese))
- [6] 周伟, 常晓林, 周创兵, 等. 堆石体应力变形细观模拟的随机散粒体不连续变形模型及其应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, **28**(3): 491 - 499. (ZHOU Wei, CHANG Xiao-lin, ZHOU Chuang-bing, et al. Stochastic granule discontinuous deformation model of rockfill and its application[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, **28**(3): 491 - 499. (in Chinese))
- [7] 杨启贵, 张家发, 熊泽斌, 等. 水布垭混凝土面板堆石坝的渗流控制体系[J]. 水力发电学报, 2010, **29**(3): 164 - 169. (YANG Qi-gui, ZHANG Jia-fa, XIONG Ze-bin, et al. Seepage field control system for Shuibuya concrete faced rock-fill dam[J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2010, **29**(3): 164 - 169. (in Chinese))
- [8] 张宗亮. 超高堆石坝工程设计与技术创新[J]. 岩土工程学报, 2007, **29**(8): 1184 - 1193. (ZHANG Zong-liang. Design and technical innovation of rockfill dam projects[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, **29**(8): 1184 - 1193. (in Chinese))
- [9] GANGI AF. Variation of whole and fractured rock permeability with confining pressure[J]. Int J Rock Mech Min Sci, 1978, **15**: 249 - 57.
- [10] LOUIS C. Rock Hydraulics in rock mechanics[M]. New Work: Wien, 1974.
- [11] HOHENEMSER H, PRAGER W. Über die ansätze der mechanik der isotroper kontinua[J]. J Angew Math Mech, 1932, **12**: 216 - 226.
- [12] DUNCAN J M, CHANG C Y. Nonlinear analysis of stress and strain in soils[J]. J Soil Mech Found Div, ASCE, 1970, **96**(SM5): 1629 - 1653.
- [13] DESAI C S, ZAMAN M M, LIGHTNER J G, et al. Thin-layer element for interfaces and joints[J]. Int J Numer Anal Meth Geomech, 1984, **8**(1): 19 - 43.
- [14] CHEN Y F, HU R, ZHOU C B, et al. A new parabolic variational inequality formulation of Signorini's condition for non-steady seepage problems with complex seepage control systems[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2011, **35**(9): 1034 - 1058.
- [15] COUSSY O. Poromechanics[M]. New York: Wiley, 2004.
- [16] 钱家欢, 殷宗泽. 土工原理与计算[M]. 第二版. 北京: 中国水利水电出版社, 1996: 87 - 90. (QIAN Jia-huan, YIN Zong-ze. Principle and calculation of geotechnical

- engineering[M]. 2nd ed. Beijing: China Water Power Press, 1996: 87 - 90. (in Chinese))
- [17] ZHOU W, CHANG X L, ZHOU C B, et al. Creep analysis of high concrete-faced rockfill dam[J]. Communications in Numerical Methods in Engineering, 2010, **26**(11): 1477 - 1492.
- [18] CHEN Y F, ZHOU C B, JING L. Modeling coupled THM processes of geological porous media with multiphase flow: theory and validation against laboratory and field scale experiments[J]. Comput Geotech, 2009, **36**(8): 1308 - 1329.
- [19] 周创兵, 陈益峰, 毛新莹, 等. 水布垭防渗工程渗流场-应力场耦合分析研究报告[R]. 武汉: 武汉大学, 2009. (ZHOU Chuang-bing, CHEN Yi-feng, MAO Xin-ying, et al. Research report on coupled seepage-flow behaviors of the seepage control system in the Shuibuya Hydropower Project[R]. Wuhan: Wuhan University, 2009. (in Chinese))
- [20] 陈益峰, 周创兵, 毛新莹, 等. 水布垭地下厂房围岩渗控效应数值模拟与评价[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, **29**(2): 308 - 318. (CHEN Yi-feng, ZHOU Chuang-bing, MAO Xin-ying, et al. Numerical simulation and assessment of seepage control effects on surrounding rocks of underground powerhouse on Shuibuya hydropower project[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, **29**(2): 308 - 318. (in Chinese))