

DOI: 10.11779/CJGE201701002

堆石料的湿化变形模型

迟世春，周雄雄

(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. 大连理工大学建设工程学部水利工程学院工程抗震研究所, 辽宁 大连 116024)

摘要: 堆石料的湿化变形严重影响心墙堆石坝初蓄水时的安全。通过分析堆石料单线法湿化试验数据发现, 堆石料的湿化应力水平与湿化轴向应变成双曲线关系, 但也有学者认为是指数函数关系, 通过比较发现双曲线关系表述更佳。分析大量单线法试验数据发现, 湿化过程中体积应变增量与轴向应变增量的比值保持不变。由此并根据非线性弹性理论, 提出了一个堆石料的湿化本构模型, 给出了湿化割线模量与湿化泊松比的表达式。与改进的沈珠江湿化模型比较, 该湿化模型与试验数据拟合的更好。研究显示, 采用传统 Prandtl-Reuss 流动法则计算得到的湿化应变在高湿化应力水平下偏小。

关键词: 堆石料; 湿化变形模型; 湿化应力水平; Prandtl-Reuss 流动法则

中图分类号: TV641 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2017)01-0048-08

作者简介: 迟世春(1964-), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事土石坝工程研究工作。E-mail: schchi@dlut.edu.cn。

Slaking deformation model for rockfill materials

CHI Shi-chun, ZHOU Xiong-xiong

(1. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 2. Institute of Earthquake Engineering, School of Hydraulic Engineering, Faculty of Infrastructure Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: The safety of core wall type rockfill dams during reservoir impounding is greatly affected by the slaking deformation of upstream shell materials. The slaking deformation of the rockfill materials is analyzed using the triaxial slaking tests, in which the specimens with natural water content are compressed to various deviatoric stress levels, and then saturated by water flow from the bottom while the stress condition remains unchanged. The results show that there is a hyperbolic relationship between the slaking axial strain and the stress level before slaking for rockfill materials. Compared with the exponential function expression for the relationship between the slaking axial strain and the stress level, the hyperbolic expression is more suitable. Plenty of test data show that the ratio between the volumetric strain increment and the axial strain increment remains constant during sample saturating. Based on the above experimental findings, a simple model is proposed for predicting the deformation of rockfill materials induced by slaking, in which, the slaking secant modulus and the slaking Poisson's ratio are expressed. Compared with the modified Shen Zhu-jiang's slaking deformation model, the curves calculated by the proposed model are more in good agreement with the experimental data. And the research shows that the slaking deformation calculated by traditional Prandtl-Reuss flow rule is smaller than the model numerical value under the high slaking stress level.

Key words: rockfill material; slaking deformation model; slaking stress level; Prandtl-Reuss flow rule

0 引言

堆石料的湿化变形是指堆石料在一定的应力状态下浸水产生的变形。其原因是部分颗粒浸水软化破碎以及浸水润滑颗粒接触, 从而触发颗粒受力的不平衡, 引起颗粒重排、调整并逐渐恢复平衡, 从而使堆石体中应力重分布并产生变形。心墙堆石坝初次蓄水过程中由上游堆石产生的湿陷变形往往对大坝的安全运行产生影响, 轻者会在坝顶产生湿陷裂缝, 重者会造成坝肩等重要部位产生深度裂缝, 甚至形成渗漏通道,

威胁坝体安全^[1]。因此, 堆石料的浸水湿化变形研究非常重要。

目前, 堆石料浸水湿化变形多通过单线法三轴湿化试验测量湿化轴向应变与体积应变, 拟合二者的表达式。单线法三轴湿化试验是指在维持试样三轴应力条件的前提下对试样浸水饱和, 期间发生的变形为湿

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51179024, 51379029)

收稿日期: 2015-10-25

化变形。在计算土石坝湿化变形时, 利用上述拟合表达式计算湿化体积应变和剪切应变, 将湿化剪切应变按 Mises 准则分解成 6 个应变分量, 体积应变则平均分配到 3 个正应变上, 形成湿化应变分量, 并据此计算等效结点力, 作用到坝体得到湿化变形。目前处理方法的实质是假设堆石料的湿化变形属塑性变形, 剪切塑性流动满足 Mises 准则。这种方法的问题不仅在于湿化体积应变和湿化剪切应变的形成上, 而且还在于 6 个湿化应变分量的分配上。为解决上述问题, 需要进一步研究堆石料湿化表述的新方法, 以提高土石坝湿化变形分析的可靠性。

本文在全面分析前人三轴湿化试验成果的基础上, 总结湿化变形的变化规律, 给出较完善的湿化轴向变形的表达式。分析大量实验数据发现, 湿化体应变增量与湿化轴向应变增量的比值在湿化过程中保持不变。当前土石坝应力变形分析多采用非线性弹性模型, 为便于与土石坝变形计算衔接, 对湿化过程也采用非线性弹性分析方法, 认为湿化变形为材料模量降低所致。结合前人湿化变形的试验成果, 推导了湿化割线模量及湿化泊松比的表达式, 得到了湿化泊松比为与湿化应力水平有关的常数。与试验数据对比发现, 本文提出的湿化模型优于改进的沈珠江湿化模型。最后, 利用本文提出的模型计算出湿化应变, 与利用传统的 Prandtl-Reuss 流动法则将湿化体变和湿化剪变变换的 6 个分量比较, 发现使用 Prandtl-Reuss 准则会使湿化应变绝对值在高湿化应力水平下偏小。

1 堆石料三轴湿化变形的规律

1.1 湿化轴向应变表述方式

目前湿化轴向应变多采用双曲线和指数函数表达, 认为湿化应变主要受围压和湿化应力水平的影响。本文通过对比发现, 采用双曲线比采用指数函数能更好拟合试验成果, 并且参数的物理意义明确。

(1) 双曲线函数表示的湿化轴向应变

李广信^[2]和张少宏等^[3]进行了堆石料的湿化试验, 认为湿化轴向应变与湿化前试样的偏应力满足双曲线关系:

$$(\sigma_1 - \sigma_3) = \frac{\Delta\epsilon_a^w}{m + n\Delta\epsilon_a^w} , \quad (1)$$

式中, $(\sigma_1 - \sigma_3)$ 为湿化前与湿化过程中试样承受的偏应力, $\Delta\epsilon_a^w$ 为湿化轴向应变, m , n 为试验参数。

图 1 为张少宏等^[3]单线法湿化试验结果。由图可知偏应力与湿化轴变曲线随围压的变化明显。

为了与其他学者的研究成果做对比, 将式(1)中的湿化偏应力变为湿化应力水平, 则其双曲线关系仍

成立, 即

$$S_L = \frac{\Delta\epsilon_a^w}{a + b\Delta\epsilon_a^w} , \quad (2)$$

式中, a , b 为试验参数, $S_L = (\sigma_1 - \sigma_3)/(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ 为湿化应力水平, $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ 为风干样的剪切强度。

但上式存在一个突出的问题, 湿化应力水平为零时, 湿化轴变为零, 即双曲线过原点, 这与现实情况不符。因此将式(2)修改为

$$S_L = \frac{\Delta\epsilon_a^w - \Delta\epsilon_{a0}^w}{a + b(\Delta\epsilon_a^w - \Delta\epsilon_{a0}^w)} , \quad (3)$$

其中, $\Delta\epsilon_{a0}^w$ 为各向等压湿化轴应变。前人的研究表明, 它与围压满足幂函数关系^[2, 4]:

$$\Delta\epsilon_{a0}^w = \frac{1}{K_0} \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^m , \quad (4)$$

式中, p_a 为一个标准大气压, K_0 , m 为参数。

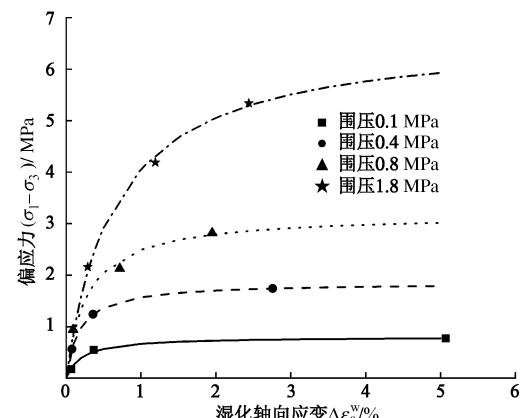


图 1 偏应力与湿化轴变的双曲线关系

Fig. 1 Hyperbolic relationship between deviatoric stress and slaking axial strain

为了避免试验数据的局限性, 本文再采用魏松等^[5]对粗粒料进行的湿化试验的数据进行分析, 湿化应力水平与湿化轴向应变的双曲线关系如图 2 所示。可知, 曲线与试验值拟合较好, 在湿化应力水平小于 0.85 时湿化轴向应变受围压的影响较小, 当湿化应力水平大于 0.85 后影响变大。

将式(3)中对湿化轴向应变差 $(\Delta\epsilon_a^w - \Delta\epsilon_{a0}^w)$ 求导:

$$\frac{dS_L}{d(\Delta\epsilon_a^w - \Delta\epsilon_{a0}^w)} = \frac{a}{[a + b(\Delta\epsilon_a^w - \Delta\epsilon_{a0}^w)]^2} , \quad (5)$$

求其在湿化轴向应变差趋近于 0 时的极限值,

$$\lim_{(\Delta\epsilon_a^w - \Delta\epsilon_{a0}^w) \rightarrow 0} \frac{dS_L}{d(\Delta\epsilon_a^w - \Delta\epsilon_{a0}^w)} = \frac{1}{a} , \quad (6)$$

由此可以看出, 参数 a 表示曲线初始斜率的倒数。

令式(3)中的 $(\Delta\epsilon_a^w - \Delta\epsilon_{a0}^w) \rightarrow \infty$, 则

$$(S_L)_{\text{ult}} = 1/b \quad , \quad (7)$$

式中, $(S_L)_{\text{ult}}$ 表示湿化时应力水平的极限值, 此值显然为 1。图 3 给出了参数 a , b 随围压的变化关系, 由图 3 可以看出参数 b 随围压的增大有所减小, 但所有取值都在 1 附近, 故取 $b=1$ 。

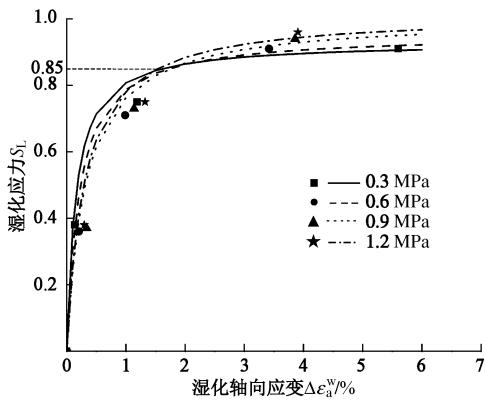


图 2 魏松等关于湿化轴变差与湿化应力水平的双曲线关系

Fig. 2 Hyperbolic relationship between slaking axial strain difference and slaking stress level in Wei Song's tests

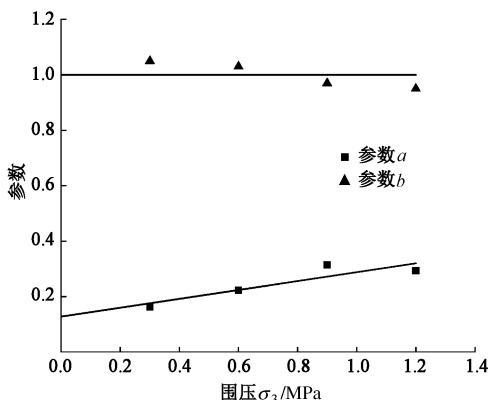


图 3 考虑各向等压湿化后参数随围压的变化

Fig. 3 Variation of parameters with confining pressure considering isotropic slaking

图 3 亦可以得出参数 a 与围压满足线性关系, 即

$$a = K_1 \left(\frac{\sigma_3}{P_a} \right) + A \quad , \quad (8)$$

式中, K_1 , A 为试验参数。

由式 (3)、(4)、(8) 可得, 湿化轴向应变为

$$\Delta \varepsilon_a^w = \frac{\left[K_1 \left(\frac{\sigma_3}{P_a} \right) + A \right] S_L}{1 - S_L} + \frac{1}{K_0} \left(\frac{\sigma_3}{P_a} \right)^m \quad . \quad (9)$$

(2) 指数函数表示的湿化轴向应变

程展林等^[6]通过实验发现湿化轴向应变是与湿化应力水平有关的指数函数:

$$\Delta \varepsilon_a^w = c e^{d S_L} \quad , \quad (10)$$

式中, e 为自然指数, c , d 为参数。

从式 (10) 可知, 指数部分体现了湿化应力水平的影响, 参数 c 则表示各向等压湿化时的湿化轴向应变, 将其视为一个常数无法准确地表示各向等压湿化时围压的影响, 所以将式 (4) 引入得

$$\Delta \varepsilon_a^w = c (\sigma_3 / P_a)^n e^{d S_L} \quad . \quad (11)$$

同样采用魏松的试验数据, 湿化应力水平与湿化轴向应变的幂函数关系如图 4 所示。可以看出, 曲线在湿化应力水平小于 0.8 时与试验值拟合较好, 当湿化应力达到 0.9 以上时偏离较大。

式 (9)、(11) 分别利用双曲线和指数函数关系给出了同时考虑围压和湿化应力水平影响的湿化轴向应变的表达式。从其与试验数据的拟合情况来看, 利用双曲线函数是更加准确的, 而且与指数函数相比较, 它的参数物理意义更加明确。

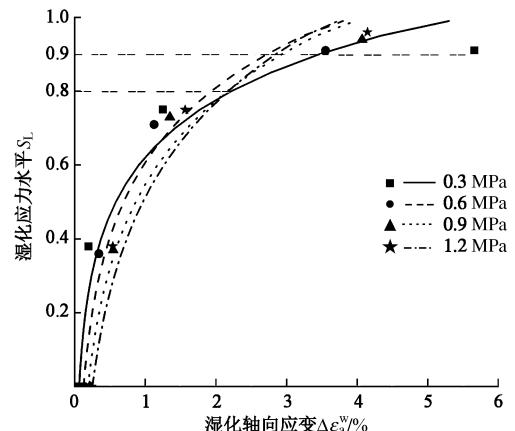


图 4 魏松等关于湿化轴变与湿化应力水平的指数函数关系

Fig. 4 Exponential function relationship between slaking axial strain and stress level in Wei Song's tests

1.2 湿化体变与湿化轴变的关系

文献[4, 7~12]进行了大量堆石料单线法湿化试验, 部分湿化应变关系曲线见图 5。分析图中体变与轴变的曲线, 可以发现体变与轴变的关系在湿化过程中保持为直线, 且直线的斜率则随着湿化应力水平的增大而减小。

本文仅以朱俊高等^[7]的数据为例, 根据最小二乘法拟合湿化过程中湿化轴变与体变的线性关系 $\varepsilon_v^w = k \varepsilon_a^w + b$, 得到的结果如表 1 所示, 可见线性拟合标准差在 0.1 以内, 二者的满足较好的线性关系。所以, 湿化过程中湿化体变与轴变的增量的比值 k 为常数, 而且 k 随湿化应力水平的增大而减小。

2 堆石料湿化模型及其验证

2.1 湿化割线模量与湿化泊松比

目前, 在土石坝应力变形的分析中多采用增量型

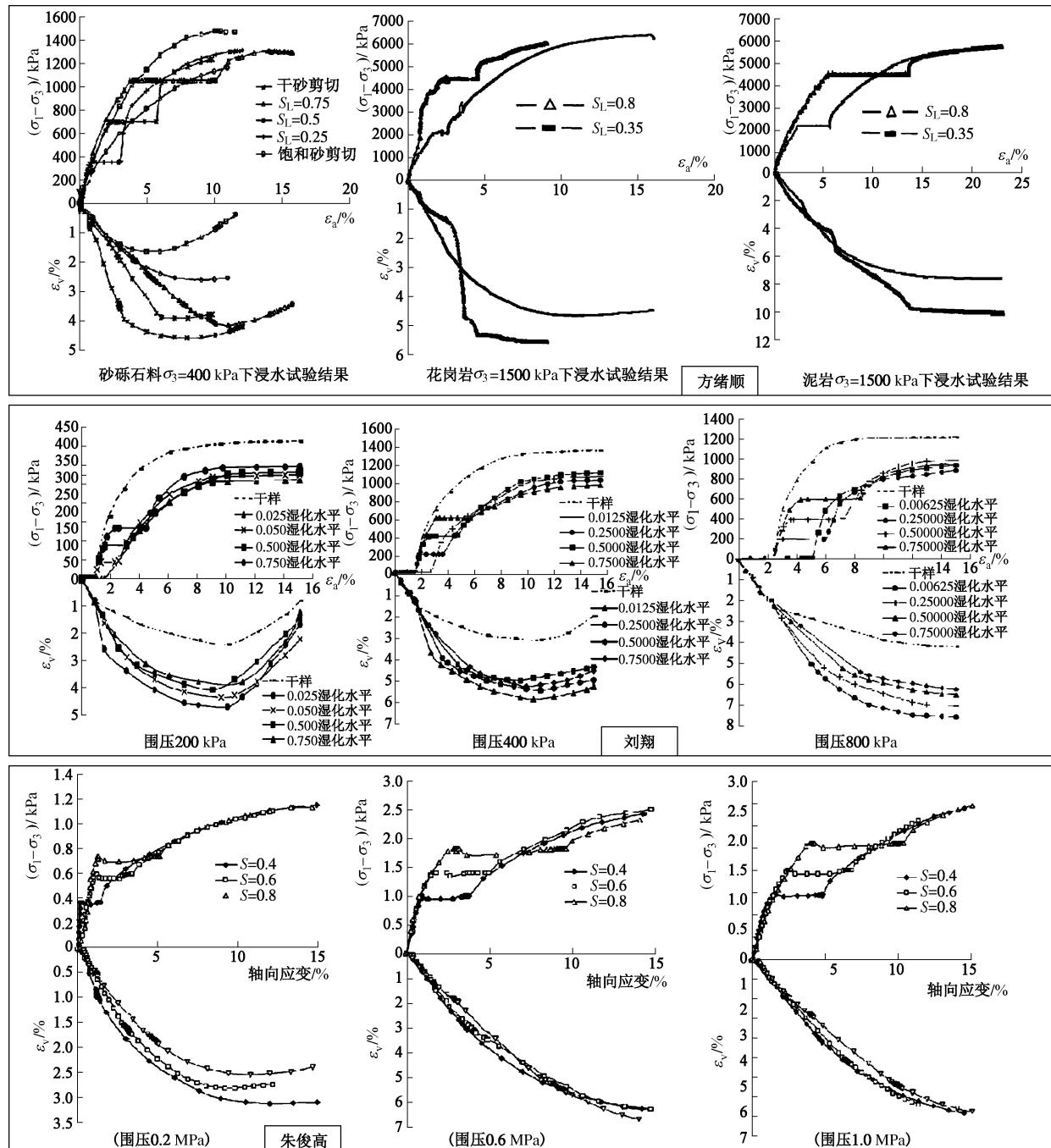


图 5 湿化试验数据结果图

Fig. 5 Results of slaking test data

表 1 朱俊高湿化试验数据拟合

Table 1 Fitting of Zhu Junqiao's slaking triaxial test data

σ_3 / MPa	S_L	k	b	标准差 σ
0.2	0.4	0.825	-0.048	0.014
	0.6	0.515	0.002	0.056
	0.8	0.354	0.170	0.012
0.6	0.4	0.871	-0.082	0.067
	0.6	0.707	0.170	0.091
	0.8	0.569	0.209	0.086
1.0	0.4	0.879	0.064	0.041
	0.6	0.827	0.203	0.044
	0.8	0.604	0.393	0.053

注: 标准差为 $\sigma = \sqrt{\sum (\text{拟合值} - \text{试验值})^2 / \text{数据组数}}$ 。

非线性计算方法。而其湿化变形分析则将湿化应变视为塑性应变, 采用传统的 Prandtl-Reuss 流动法则, 将湿化剪切应变和体应变转换成 6 个分量应变, 再用初应变法计算变形。湿化变形计算与静力应力变形计算在理论方法上并不一致, 需要单独计算与分析。

本文则尝试采用非线性弹性理论来处理堆石料的湿化变形, 认为湿化变形由割线模量降低引起。材料割线模量降低即材料变软会引起材料内部受力变形关系的调整, 导致湿化变形。如图 6 所示, 假设湿化过程中任意微小时段内割线模量降低了 dE , 即割线模量从 E 变为 $E - dE$ 。根据广义胡克定律, 在三轴湿化

条件下, 此时段内的湿化轴向应变增量 $d\varepsilon_a^w$ 和湿化体变增量 $d\varepsilon_v^w$ 为

$$d\varepsilon_a^w = \varepsilon'_a - \varepsilon_a = \frac{dE\sigma_1}{E(E-dE)} - 2\nu_s \frac{dE\sigma_3}{E(E-dE)}, \quad (12)$$

$$\begin{aligned} d\varepsilon_v^w &= d\varepsilon_a^w + 2d\varepsilon_r^w \\ &= \left[\frac{dE\sigma_1}{E(E-dE)} - 2\nu_s \frac{dE\sigma_3}{E(E-dE)} \right] + \\ &\quad 2 \left[\frac{dE\sigma_3}{E(E-dE)} - \nu_s \frac{dE(\sigma_1 + \sigma_3)}{E(E-dE)} \right] \\ &= \frac{(1-2\nu_s)(1+2R)}{(1-2\nu_s R)} d\varepsilon_a^w, \end{aligned} \quad (13)$$

式中, ε_a 与 ε'_a 分别为模量变化前后的轴向应变, $d\varepsilon_r^w$ 为此时段内湿化径向应变, ν_s 为此微小时段内的泊松比, R 为主应力比 σ_3/σ_1 。

已知湿化过程中湿化体变与轴变增量的比值 k 为常数, 由式 (13) 可得

$$k = \frac{d\varepsilon_v^w}{d\varepsilon_a^w} = \frac{(1-2\nu_s)(1+2R)}{(1-2\nu_s R)}, \quad (14)$$

试样的湿化过程中应力状态不变, 即 R 也为常数, 根据式 (14) 可知, 湿化过程的泊松比 ν_s 为常数, 且

$$\nu_s = \frac{1+2R-k}{2+4R-2Rk}, \quad (15)$$

因此, 在应力状态不变的情况下湿化, 堆石料湿化体变与轴变增量的比值为常数意味着湿化过程中泊松比为常数。

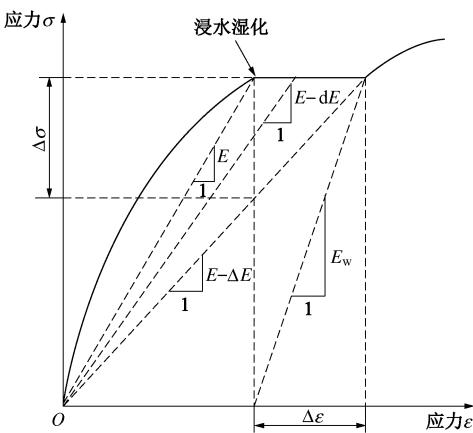


图 6 湿化过程模量变化示意图

Fig. 6 Sketch map of variation of modulus during slaking

根据魏松^[13]、方绪顺^[14]和左永振等^[11]的试验数据, 计算其湿化泊松比 ν_s , 将其与湿化应力水平绘制于图 7 中, 可见二者大致呈线性关系, 即

$$\nu_s = c + dS_L, \quad (16)$$

式中, c , d 为参数, 利用最小二乘法拟合试验数据, 可得其值。整理各围压下泊松比与应力水平的关系可

见, 湿化泊松比与应力水平成直线关系, 与围压无关。

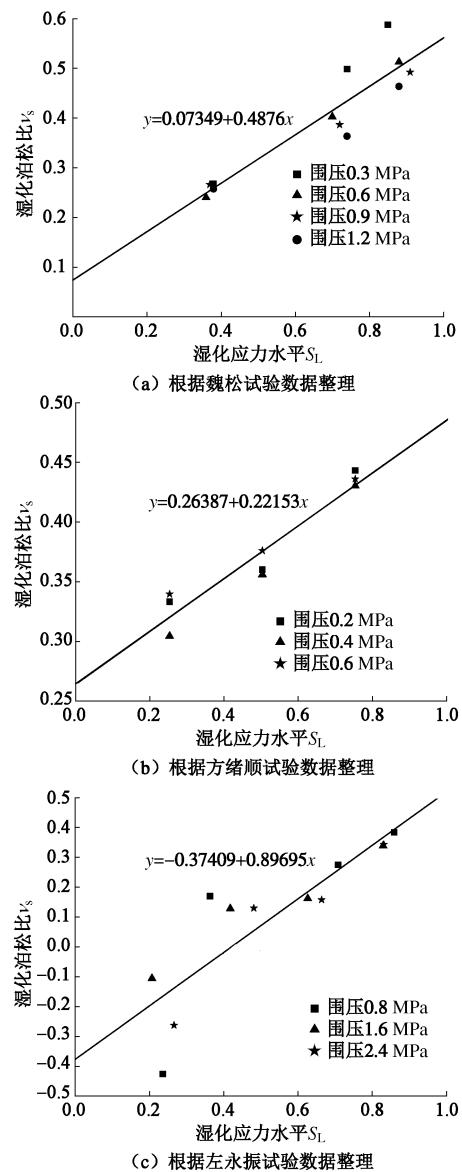


图 7 湿化泊松比与湿化应力水平的关系

Fig. 7 Relationship between slaking Poisson's ratio and slaking stress level

令湿化过程中模量降低总量 $\Delta E = n dE$ ($n \rightarrow \infty$), 则整个湿化过程中的总湿化轴向应变为

$$\begin{aligned} \Delta\varepsilon_a^w &= \sum d\varepsilon_a^w = \left[\frac{\sigma_1 dE}{EE_1} - 2\nu_s \frac{\sigma_3 dE}{EE_1} \right] + \left[\frac{\sigma_1 dE}{EE_2} - 2\nu_s \frac{\sigma_3 dE}{EE_2} \right] + \cdots + \\ &\quad \left[\frac{\sigma_1 dE}{EE_n} - 2\nu_s \frac{\sigma_3 dE}{EE_n} \right] = (\sigma_1 dE - 2\nu_s \sigma_3 dE) \left[\left(\frac{1}{EE_1} + \frac{1}{EE_2} \right) + \cdots + \frac{1}{EE_n} \right], \end{aligned} \quad (17)$$

式中, $E_i = E - idE$, $i = 1, 2, \dots, n$, 因为

$$\begin{aligned} \left(\frac{1}{EE_1} + \frac{1}{EE_2} \right) + \cdots + \frac{1}{EE_n} &= \left(\frac{2}{EE_2} + \frac{1}{EE_3} \right) + \cdots + \frac{1}{EE_n} \\ &= \left(\frac{k}{EE_k} + \frac{1}{EE_{k+1}} \right) + \cdots + \frac{1}{EE_n} = \frac{n}{EE_n}. \end{aligned}$$

故

$$\begin{aligned}\Delta\varepsilon_a^w &= (\sigma_1 dE - 2\nu_s \sigma_3 dE) \frac{n}{EE_n} \\ &= \frac{\sigma_1 \Delta E}{E(E - \Delta E)} - 2\nu_s \frac{\sigma_3 \Delta E}{E(E - \Delta E)} .\end{aligned}\quad (18)$$

令, $\frac{1}{E_w} = \frac{1}{E - \Delta E} - \frac{1}{E}$, 则 $E_w = \frac{E(E - \Delta E)}{\Delta E}$, 式中, E_w 为湿化割线模量, 见图 6。将其代入式(18) 得湿化轴向应变为

$$\Delta\varepsilon_a^w = \frac{\sigma_1}{E_w} - 2\nu_s \frac{\sigma_3}{E_w} , \quad (19)$$

由式(9)、(19) 中湿化轴向应变相等, 可得湿化割线模量为

$$E_w = \frac{(\sigma_1 - 2\nu_s \sigma_3)}{\left[K_1 \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right) + A \right] S_L + \frac{1}{K_0} \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{m_s}} . \quad (20)$$

由以上结论可得, 任意应力条件下湿化应变为

$$\begin{bmatrix} \Delta\varepsilon_x^w \\ \Delta\varepsilon_y^w \\ \Delta\varepsilon_z^w \\ \Delta\gamma_{xy}^w \\ \Delta\gamma_{yz}^w \\ \Delta\gamma_{zx}^w \end{bmatrix} = \frac{1}{E_w} \begin{bmatrix} 1 & -\nu_s & -\nu_s & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_s & 1 & -\nu_s & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_s & -\nu_s & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu_s) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu_s) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu_s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{bmatrix}, \quad (21)$$

上述即为由应力状态计算湿化变形的 $E_w - \nu_s$ 模型。根据三轴湿化试验, 可确定其参数。

在实际计算中, 利用式(21) 计算坝体各单元的湿化应变, 将其作为初应变施加于坝体, 可得到大坝的湿化变形。如此, 可避免当前假设湿化应变服从 Prandtl-Reuss 塑性势函数的问题。

2.2 模型验证

利用魏松^[13]的数据, 将本文 $E_w - \nu_s$ 模型与李国英等^[15]改进后的沈珠江模型计算的湿化轴变与体变结果进行对比, 如图 8 所示。

李国英等^[15]改进后的沈珠江模型计算湿化应变的过程如下。首先, 计算湿化体变和剪变:

$$\Delta\varepsilon_v^w = C_w \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{n_w} , \quad (22)$$

$$\Delta\gamma^w = D_w \frac{S_L}{1 - S_L} , \quad (23)$$

式中, $\Delta\varepsilon_v^w$, $\Delta\gamma^w$ 分别为湿化体变和剪变, C_w , D_w 和 n_w 为参数。然后, 利用 Prandtl-Reuss 流动法则^[16] 计算各方向的应变:

$$\{\Delta\varepsilon\} = \frac{[I]}{3} \Delta\varepsilon_v^w + \frac{\{S\}}{q} \Delta\gamma^w , \quad (24)$$

式中, $\{\Delta\varepsilon\}$ 为应变张量, $\{S\}$ 为偏应力向量, $[I]$ 为前三行对角线为 1 其它都为 0 的二维 6×6 矩阵, q 为广

义剪应力。

两种模型整理的参数见表 2, 3。

表 2 $E_w - \nu_s$ 模型参数

Table 2 Parameters of $E_w - \nu_s$ model

参数	K_0	m_s	K_1	A	c	d
数值	30.726	0.826	0.015	0.328	0.088	0.437

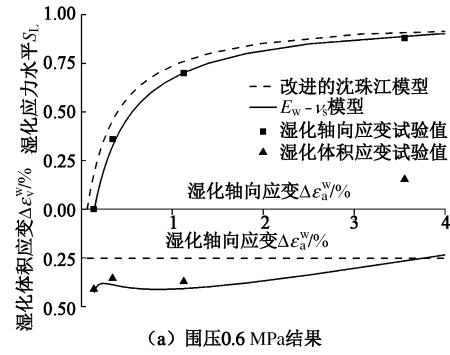
表 3 改进的沈珠江模型参数

Table 3 Parameters of modified Shen Zhujiang's model

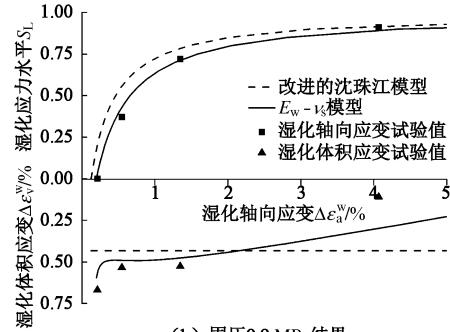
参数	C_w	n_w	D_w
数值	0.024	1.331	0.500

注: 试验数据中 300 kPa 围压下的体积应变为负值, 和其它围压下的数据一同使用时与改进的沈珠江模型冲突, 所以剔除。

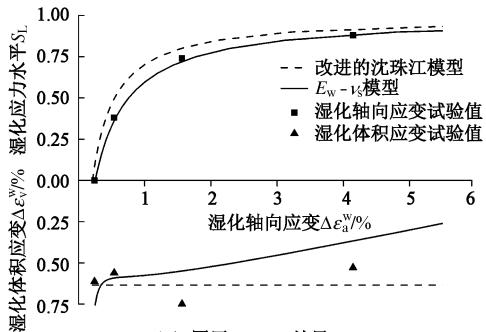
由图 8 可见, $E_w - \nu_s$ 模型能更好地拟合试验数据。从试验数据还可以看出, 湿化体变的预测与试验数据之间的误差较湿化轴变大。



(a) 围压 0.6 MPa 结果



(b) 围压 0.9 MPa 结果



(c) 围压 1.2 MPa 结果

图 8 本文模型及沈珠江模型的模拟结果与实验结果的比较

Fig. 8 Comparison among simulated results by proposed model, Shen Zhujiang's model and test results

3 Prandtl-Reuss 流动法则的检验

当前计算湿化变形的方法实质是假设湿化变形都为塑性变形，湿化剪切应变服从 Mises 流动法则，而湿化体变则平均分配在 3 个应力轴方向，即为式(24)所示传统的 Prandtl-Reuss 流动法则。然而，在塑性理论中两种流动法则都不包含塑性体变成分，所以使用传统的 Prandtl-Reuss 流动法则计算各方向的湿化变形的可靠性有待检验。根据广义胡克定律，利用本文模型中的湿化剪切模量和湿化泊松比，可以得到湿化体变和剪变为

$$\Delta\varepsilon_v^w = p / K_w , \quad (25)$$

$$\Delta\gamma^w = q / 3G_w , \quad (26)$$

式中， p 为平均主应力， $K_w = E_w / 3(1 - 2\nu_s)$ ，为湿化体积模量， $G_w = E_w / 2(1 + \nu_s)$ ，为湿化剪切模量。

将上述体变和剪变代入式(24)，可计算出各个方向的湿化应变，将其与直接利用本文模型式(31)计算得到的湿化轴向和径向应变对比，如图 9 所示。

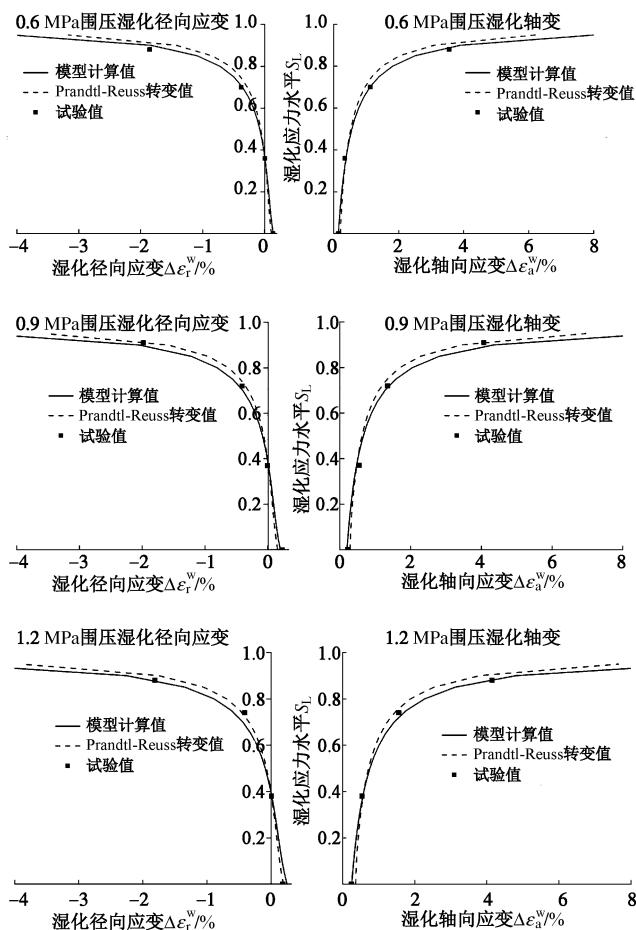


图 9 本文模型直接计算湿化轴向与径向结果和 Prandtl-Reuss 流动得到的结果比较

Fig. 9 Comparison between simulated curves by proposed model and Prandtl-Reuss flow rules

可以看出，使用传统的 Prandtl-Reuss 流动法则得到的湿化应变的绝对值在高应力水平下比模型值偏小。只有在应力水平小于 0.8 时，二者较为接近，此时可使用传统的 Prandtl-Reuss 流动法则计算湿化应变。因此，对面板堆石坝而言，渗流通过面板及止水缝后，在上游堆石体内几乎垂直降落，这部分堆石体的应力水平较低，利用现行方法计算其湿化变形对面板的影响是可行的。心墙堆石坝则不同，上游浸水区有些部位的应力水平较高，此时湿化变形的计算值可能有一定误差，且现行方法的计算值偏小，容易对心墙上游堆石坝湿化变形引起坝体裂缝发生漏判。此时，应当采用本文提出的 $E_w - \nu_s$ 模型计算湿化变形更为合理。

4 结论与建议

本文通过总结和探索堆石料三轴试验的湿化变形的规律，基于非线性弹性理论，采用模量降低的手段推导出了一种新的湿化变形模型，即割线模量 E_w 及泊松比 ν_s 模型。并利用本文模型检验了 Prandtl-Reuss 流动法则。给出的结论和建议如下：

(1) 湿化轴向应变和湿化应力水平之间满足很好的双曲线关系，它比用指数函数关系表述更加合理，而且参数意义明确。

(2) 湿化体变现行计算方法存在较大的误差。本文通过分析现有试验数据发现，在湿化试验中湿化体变与湿化轴变的比值近似为常数，由此推导得到了湿化过程中的泊松比也应为常数的结论。进而提出了堆石料湿化变形的湿化割线模量 E_w 及泊松比 ν_s 模型。与改进的沈珠江模型比较，发现本文模型与试验数据的拟合效果更好。

(3) 利用本文模型对当前湿化变形计算中的 Prandtl-Reuss 流动法则进行检验，发现在湿化体变和剪变分配时，使用传统的 Prandtl-Reuss 流动法则得到的湿化应变的绝对值在高应力水平下偏小。因此建议在心墙堆石坝湿化计算时弃用现行方法，改用本文提出的割线模量与泊松比模型。

参考文献：

- [1] 刘祖德. 土石坝变形计算的若干问题[J]. 岩土工程学报, 1983(1): 1–13. (LIU Zu-de. Some deformation calculation problem of earth and rockfill dam[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1983(1): 1–13. (in Chinese))
- [2] 李广信. 堆石料的湿化试验和数学模型[J]. 岩土工程学报, 1990(5): 58–64. (LI Guang-xin. Rockfill materials' wetting test and mathematical model[J]. Chinese Journal of

- Geotechnical Engineering, 1990(5): 58 - 64. (in Chinese))
- [3] 张少宏, 张爱军, 陈 涛. 堆石料三轴湿化变形特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005(增刊2): 5938 - 5942. (ZHANG Shao-hong, ZHANG Ai-jun, CHEN Tao. Triaxial slacking test research on rock fill deformation feature[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005(S2): 5938 - 5942. (in Chinese))
- [4] 付 江, 方绪顺, 秦桂林, 等. 三轴应力状态下砂砾料浸水变形特性试验研究[J]. 水利与建筑工程学报, 2010(6): 96 - 99. (FU Jiang, FANG Xu-shun, QIN Gui-lin, et al. Test study on wetting deformation of gravel sand under triaxial stress state[J]. Journal of Water Resources and Architectural Engineering, 2010(6): 96 - 99. (in Chinese))
- [5] 魏 松, 朱俊高. 粗粒土料湿化变形三轴试验研究[J]. 岩土力学, 2007(8): 1609 - 1614. (WEI Song, ZHU Jun-gao. Study on wetting behavior of coarse grained soil in triaxial test[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007(8): 1609 - 1614. (in Chinese))
- [6] 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(2): 243 - 247. (CHEN Zhan-lin, ZUO Yong-zhen, DING Hong-shun, et al. Wetting characteristics of coarse-grained materials[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010(2): 243 - 247. (in Chinese))
- [7] 朱俊高, ALSAKRAN Mohamed A, 龚 选, 等. 某板岩粗粒料湿化特性三轴试验研究[J]. 岩土工程学报, 2013(1): 170 - 174. (ZHU Jun-gao, ALSAKRAN Mohamed A, GONG Xuan, et al. Triaxial test on wetting deformation behavior of a slate rockfill material[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013(1): 170 - 174. (in Chinese))
- [8] 傅 华, 韩华强, 赵晓菊. 堆石料湿化变形特性试验研究[J]. 水利与建筑工程学报, 2010(4): 50 - 53. (FU Hua, HAN Hua-qiang, ZHAO Xiao-ju. Experimental study on slacking deformation properties of rockfill[J]. Journal of Water Resources and Architectural Engineering, 2010(4): 50 - 53. (in Chinese))
- [9] 刘 翔, 陈国兴, 孙 田. 花岗岩全风化土湿化变形及强度的试验研究[J]. 岩土力学, 2012(11): 3313 - 3317. (LIU Xiang, CHEN Guo-xing, SUN Tian. Experimental research on wetting deformation and strength of weathered granite[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012(11): 3313 - 3317. (in Chinese))
- [10] 左元明, 沈珠江. 坝壳砂砾料浸水变形特性的测定[J]. 水利水运科学研究, 1989(1): 107 - 113. (ZUO Yuan-ming, SHEN Zhu-jiang. The wetting deformation characteristics of gravel materials[J]. Journal of Nanjing Hydraulic Research Institute, 1989(1): 107 - 113. (in Chinese))
- [11] 左永振, 程展林, 姜景山, 等. 粗粒料湿化变形后的抗剪强度分析[J]. 岩土力学, 2008(增刊 1): 559 - 562. (ZUO Yong-zhen, CHENG Zhan-lin, JIANG Jing-shan. Analysis of shearing strength after wetting deformation of coarse-grained materials[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008(S1): 559 - 562. (in Chinese))
- [12] 左元明, 张文茜, 沈珠江. 小浪底坝石料浸水变形特性研究 [C]// 华东岩土学术大会. 无锡, 1990. (ZUO Yuan-ming, ZHANG Wen-qian, SHEN Zhu-jiang. Wetting deformation characteristics research of Xiao Langdi dam materials[C]// Academic Conference of Geotechnical Engineering. Wuxi, 1990. (in Chinese))
- [13] 魏 松. 粗粒料浸水湿化变形特性试验及其数值模型研究[D]. 南京: 河海大学, 2006. (WEI Song. Study on wetting deformation behaviour and numerical model of coarse-grained materials[D]. Nanjing: Hohai University, 2006. (in Chinese))
- [14] 方绪顺. 砂砾石料浸水变形特性研究及砂砾石坝蓄水变形的数值模拟[D]. 南京: 河海大学, 2005. (FANG Xu-shun. Test study and numerical simulation on wetting deformation of gravel sand[D]. Nanjing: Hohai University, 2005. (in Chinese))
- [15] 李国英, 刘玉年. 砂石料浸水变形三维有限元分析[C]// 第三届全国青年岩土力学与工程会议. 南京, 1998. (LI Guo-ying, LIU Yu-nian. Three-dimensional finite element analysis of the wetting deformation of gravel sand material[C]// The Third Young People's Conference of Geotechnical Mechanics and Engineering. Nanjing, 1998. (in Chinese))
- [16] 李全明, 于玉贞, 张丙印, 等. 黄河公伯峡面板堆石坝三维湿化变形分析[J]. 水力发电学报, 2005(3): 24 - 29. (LI Quan-ming, YU Yu-zhen, ZHANG Bing-yin, et al. Three-dimensional analysis for the wetting deformation of Gongboxia concrete faced rock-fill dam on the Yellow River[J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2005(3): 24 - 29. (in Chinese))