

DOI: 10.11779/CJGE20230758

混凝土面板与堆石料接触面模型及其应用

傅中志^{1,2}, 王立安¹, 陈锦祎¹, 张意江^{1,2}

(1. 南京水利科学研究院, 江苏 南京 210029; 2. 水利部水库大坝安全重点实验室, 江苏 南京 210024)

摘要: 混凝土面板是面板坝防渗安全的生命线, 其应力变形特性主要取决于坝体堆石料的应力变形特性及面板与堆石料之间的接触特性。在面板坝的应力变形计算中, 通常采用接触面模型模拟面板与堆石料之间的荷载传递机制, 因此接触面模型是否合理, 直接影响到面板应力变形计算结果的可靠性。分析了传统双曲线接触面模型存在的不足, 提出了一个考虑双向剪切耦合效应, 且符合强度准则和标架无差异原则的接触面本构模型, 该模型参数少, 数值实现方便, 可以定性地模拟出实际面板坝工程中出现的混凝土挤压破坏区域。

关键词: 混凝土面板坝; 接触面; 本构模型; 应力变形

中图分类号: TV641 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2024)11-2305-09

作者简介: 傅中志(1984—), 男, 博士, 高级工程师, 主要从事岩土与土石坝工程方面的科学研究与技术咨询工作。

E-mail: fu_zhongzhi@yahoo.com.

Constitutive model for interface between concrete slab and rockfill and its application

FU Zhongzhi^{1,2}, WANG Li'an¹, CHEN Jinyi¹, ZHANG Yijiang^{1,2}

(1. Nanjing Hydraulic Research Institute, Nanjing 210024, China; 2. Key Laboratory of Reservoir and Dam Safety, Ministry of Water Resources, Nanjing 210024, China)

Abstract: Concrete slabs play a crucial role in the seepage controlling system of concrete-faced dams. The stress and deformation behavior of concrete slabs mainly depends on the stress-strain properties of their supporting rockfill materials and the contact behavior of the interfaces between slabs and damming rockfill materials. The interface models are commonly used, in stress and deformation analyses of concrete-faced dams, to reflect the load-transferring mechanism between the concrete slabs and the rockfill materials. Therefore, the reliability of the calculated results depends on the rationality of the interface model used. In this study, the deficiency of the traditional hyperbolic interface model is shown, and a new interface model is proposed. The new model can consider the coupling effects between two shearing directions, and the requirements of shear strength criterion and frame-independence are satisfied. The model uses only a few parameters and is easy to implement in finite element analyses. It is shown by a case study that the compressive failure zones occur in real projects can be simulated by the proposed model, at least in a qualitative manner.

Key words: concrete-faced dam; interface; constitutive model; stress and deformation

0 引言

混凝土面板坝是以堆石料或砂砾石料为主要筑坝材料, 以钢筋混凝土面板及其分缝止水作为防渗结构的高土石坝坝型^[1]。2000年以来, 国内外面板坝进入200 m级特高坝时代, 巴西于2006年建成最大坝高202 m的Campos Novos面板坝^[2]; 老挝于2005年建成Nam Ngum 3水电站, 其面板坝高度达到220 m^[3]; 马来西亚于2009年建成Bakun面板坝, 最大坝高205 m^[4]; 中国则相继建成了天生桥一级、洪家渡、三板溪、水布垭、江坪河、猴子岩等一系列200 m级高混

凝土面板坝^[5]。

混凝土面板是面板坝防渗体系的关键防线, 其应力变形特性是影响大坝安全的关键。作为弹性薄板结构, 面板上作用的法向水压力使其与垫层料之间产生相对位移, 从而产生沿接触面的切向摩擦力。显然, 面板应力变形主要受控于支撑其工作的堆石料在水压力作用下的应力变形特性及面板与堆石料之间的摩擦

基金项目: 国家自然科学基金项目(52222906, U21A20158); 国家重点研发计划项目(2021YFC3090101)

收稿日期: 2023-08-09

接触特性。目前,堆石料的本构模型研究取得大量成果,已能够比较全面地考虑其剪胀剪缩^[6-7]、颗粒破碎^[8]、湿化流变^[9]等复杂特性。

接触面模型研究同样长期受到关注,20世纪60年代,Goodman等^[10]就针对裂隙岩体问题提出无厚度接触面单元,成为解决复杂接触问题的基本方法;70年代初期,Wayne等^[11]提出了模拟土体与混凝土接触面剪应力与剪切位移关系的双曲线模型,并广泛应用于岩土工程^[12]。近年来,接触面模型研究主要集中在模拟单调和循环荷载作用下接触面法向膨胀、峰后软化等复杂行为^[13-17],这类模型的本质是模拟接触面附近土体强剪切带的应力变形特性^[18]。

值得指出的是,上述接触面模型大多基于平面应变剪切试验建立,即假定剪应力和相对剪切位移是沿固定方向。实际面板坝工程大多修建于V形河谷,三维效应比较显著,面板与垫层之间接触应力和相对位移量值与方向的变化远较平面应变条件复杂。Evgin等^[19]曾开展接触面双向剪切试验,发现两个剪切方向耦合效应显著。本文简要介绍了双曲线接触面模型及其三维形式;提出了三维条件下接触面模型应满足的条件;提出了一个考虑双向剪切特性的接触面模型,并以水布堰面板坝为例,展示了接触面模型在面板坝应力变形计算中的应用。

1 双曲线接触面剪切模型

Wayne等^[11]假定恒定法向应力 σ_n 条件下,接触面相对剪切位移 u 和平均剪应力 τ 之间符合双曲线关系,如图1所示,即

$$\tau = \frac{u}{(1/G_0) + (u/\tau_\infty)} \quad (1)$$

式中: G_0 、 τ_∞ 分别为初始剪切模量和剪应力渐进值(图1),

$$\left. \begin{aligned} G_0 &= \lim_{u \rightarrow 0} \left(\frac{\tau}{u} \right) \\ \tau_\infty &= \lim_{u \rightarrow \infty} \tau \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

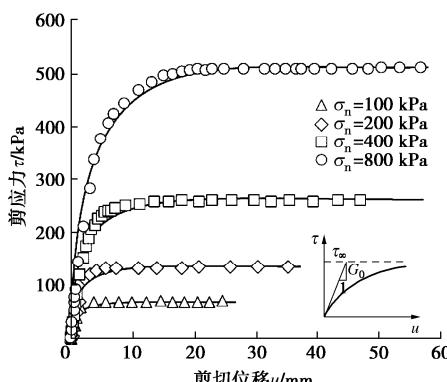


图1 堆石料与混凝土接触面试验结果

Fig. 1 Test results of rockfill-concrete interface

式(1)两侧对剪切位移 u 求导可得接触面切线剪切模量 G_t ,即

$$G_t = \frac{d\tau}{du} = \left(1 - \frac{\tau}{\tau_\infty} \right)^2 G_0 = \left(1 - R_f \frac{\tau}{\tau_f} \right)^2 G_0 \quad (3)$$

式中: R_f 为破坏比, $R_f = \tau_f/\tau_\infty$; 初始剪切模量 G_0 与接触面法向应力 σ_n 有关,

$$G_0 = k \cdot \gamma_w \cdot \left(\frac{\sigma_n}{p_a} \right)^n \quad (4)$$

式中: γ_w 为水的重度; p_a 为大气压力; k, n 为参数。

式(3)中, τ_f 为给定法向应力时接触面的破坏剪应力,一般采用Coulomb破坏准则,即

$$\tau_f = c + \sigma_n \cdot \tan \delta \quad (5)$$

式中: c, δ 分别为接触面的黏聚力和内摩擦角。

式(3)~(5)给出了单一向剪切时接触面剪切模量表达式,对于双向剪切问题,需对其进行扩展。目前,最常用的扩展表达式为^[12, 20]

$$\left. \begin{aligned} G_{zx} &= \left(1 - R_f \frac{|\tau_{zx}|}{c + \sigma_z \tan \delta} \right)^2 \cdot k \cdot \gamma_w \cdot \left(\frac{\sigma_z}{p_a} \right)^n, \\ G_{zy} &= \left(1 - R_f \frac{|\tau_{zy}|}{c + \sigma_z \tan \delta} \right)^2 \cdot k \cdot \gamma_w \cdot \left(\frac{\sigma_z}{p_a} \right)^n. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

式中: τ_{zx}, τ_{zy} 为接触面两个正交方向的剪应力; σ_z 为接触面法向应力; x, y 分别为接触面的两个切向坐标, z 为接触面法向坐标。这样,接触面的应力-相对位移关系式可以表示为

$$\begin{bmatrix} \frac{d\tau_{zx}}{du_x} \\ \frac{d\tau_{zy}}{du_y} \\ \frac{d\sigma_z}{du_z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G_{zx} & 0 & 0 \\ 0 & G_{zy} & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} du_x \\ du_y \\ du_z \end{bmatrix} \quad (7)$$

式中: u_x, u_y, u_z 分别为接触面的两个切向相对位移和法向相对位移; G_{zx}, G_{zy} 为接触面的剪切模量; K_{zz} 为法向接触模量,接触面处于压紧状态时取一高值,使接触面两侧材料近似满足不可嵌入条件;接触面处于拉开状态时取一低值,使接触面两侧材料可以相互独立变形^[12, 20]。

式(6)是式(3)的实用性推广,当沿 x, y 方向的剪应力达到破坏标准时,剪切模量趋近于零;当其中任意方向剪切位移为零时,另一方向剪应力-相对位移关系退化至式(3)。从式(7)可以看出,上述三维接触面模型的两个切线方向是相互独立的,不存在相互影响;接触面法向对切向的影响则通过剪切模量中法向应力体现。

2 三维接触面剪切模型基本要求

接触面单元的应力位移关系一般在正交局部坐标

系中建立, 现设整体坐标系为 XYZ , 接触面单元局部坐标系为 xyz , 如图 2 所示。下面分析说明接触面单元模型应满足的基本要求。

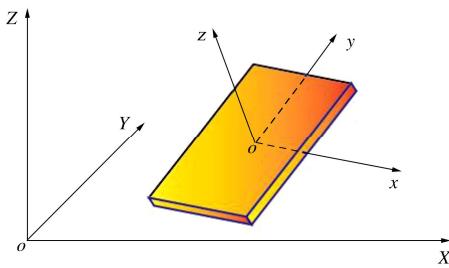


图 2 接触面单元分析的整体和局部坐标系

Fig. 2 Global and local coordinate system for interface element analysis

2.1 破坏准则

接触面双向剪切试验结果表明^[19], 其峰值强度与应力路径无关, 且在 (τ_{zx}, τ_{zy}) 平面上, 破坏包线近似为圆形, 其半径与法向应力 σ_z 成正比。因此, 在三维应力空间中, 接触面单元的破坏面是一个圆锥面, 锥面顶角为 2δ , 如图 3 所示。这一破坏准则要求, 当应力状态点位于破坏面并进一步增大剪切位移时, 其各向剪切模量应趋近于零, 即

$$G_{zx} \left(\frac{\sqrt{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2}}{c + \sigma_n \tan \delta} = 1 \right) = G_{zy} \left(\frac{\sqrt{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2}}{c + \sigma_n \tan \delta} = 1 \right) \rightarrow 0 \quad (8)$$

显然, 式 (6) 并不满足式 (8) 的条件。在式 (6) 中, 当且仅当其各向剪应力分别达到破坏标准时, 该方向的剪切模量趋近于零。因此, 在应力空间中, 其破坏面是顶面为正方形的锥面, 故式 (6) 高估了接触面的抗剪强度。

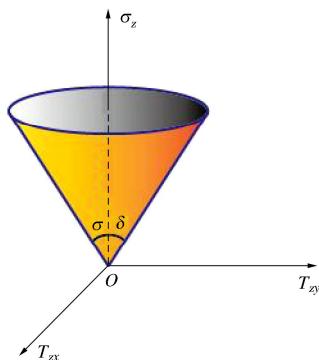


图 3 应力空间中接触面单元破坏面

Fig. 3 Failure surface of interface in stress space

2.2 剪切耦合效应

接触面受双向剪切荷载作用时, 两个剪切方向的耦合效应已由试验证实^[19], 这种剪切耦合效应可通过简单的力学分析加以说明, 如图 4 所示。设想一接触

面受恒定法向应力作用, 现对该接触面施加 x 方向剪应力至应力状态 A , 该过程不产生 y 向相对位移; 然后保持 x 向剪应力不变, 持续增加 y 向剪应力, 直至应力状态达到破坏面上 B 点。达到 B 点后, y 向剪应力将不再继续增加, 但相对位移将持续增加。显然, 应力状态 B 点处产生的塑性位移不可能仅有 y 向分量, 必然还存在 x 向分量, 接触面塑性滑移方向应与剪应力合力方向一致。 y 向剪应力施加过程是一个连续过程, 接触面的位移响应是连续的, 因此不可能在 B 点处突然出现 x 向位移增量。也就是说, 即使保持 x 向剪应力不变, 连续施加 y 向剪应力的过程中, x 向位移增量应贯穿整个 y 向加载过程 (应力路径 AB)。如前所述, 式 (6), (7) 给出的传统模型无法反映上述剪切耦合效应。

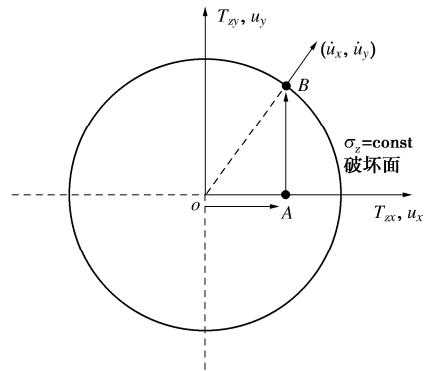


图 4 接触面双向剪切耦合效应示意图

Fig. 4 Coupling effects in two-way shearing

2.3 标架无差异原则

连续介质力学中, 有所谓的标架无差异原则, 即材料的应力应变关系是其固有属性, 不应受到所选取坐标系的影响^[21]。接触面单元同样应符合标架无差异原则, 即接触面的剪应力-相对位移关系与所选取的两个切向坐标的方向无关。为说明该原则对接触面剪切模量矩阵的要求, 考虑两个不同的切向坐标系 xy 和 $x'y'$, 两坐标系具有相同的法向 z , $x'y'$ 坐标系是由 xy 坐标系逆时针旋转 θ 角度后得到的, 如图 5 所示。

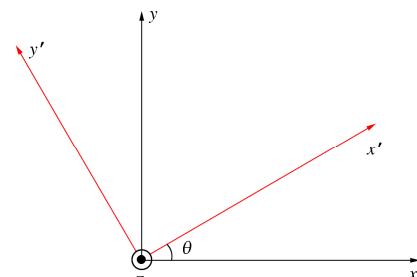


图 5 接触面切向坐标系旋转示意图

Fig. 5 Rotation of tangential directions

现设 xy 坐标系中, 接触面应力位移关系可表示为

$$\left. \begin{aligned} d\tau &= \mathbf{G} \cdot d\mathbf{u}, \\ \left(\begin{array}{c} d\tau_{zx} \\ d\tau_{zy} \end{array} \right) &= \left[\begin{array}{cc} G_{xx} & G_{xy} \\ G_{yx} & G_{yy} \end{array} \right] \left(\begin{array}{c} du_x \\ du_y \end{array} \right) \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

类似地, xy' 坐标系中, 接触面的应力位移关系可以表示为

$$\left. \begin{aligned} d\tau' &= \mathbf{G}' \cdot d\mathbf{u}', \\ \left(\begin{array}{c} d\tau'_{zx} \\ d\tau'_{zy} \end{array} \right) &= \left[\begin{array}{cc} G'_{xx} & G'_{xy} \\ G'_{yx} & G'_{yy} \end{array} \right] \left(\begin{array}{c} du'_x \\ du'_y \end{array} \right) \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

式(9), (10)中: \mathbf{G} , \mathbf{G}' 分别为两坐标系中的剪切模量矩阵。若记

$$\mathbf{R} = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix}, \quad (11)$$

则

$$\left. \begin{aligned} d\tau' &= \mathbf{R} \cdot d\tau, \\ d\mathbf{u}' &= \mathbf{R} \cdot d\mathbf{u} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

将式(12)代入式(10), 并将其与式(9)对比可知, 两局部坐标系中剪切模量矩阵应满足下面的关系:

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{G} &= \mathbf{R}^T \cdot \mathbf{G}' \cdot \mathbf{R}, \\ \mathbf{G}' &= \mathbf{R} \cdot \mathbf{G} \cdot \mathbf{R}^T \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

显然式(6), (7)给出的剪切模量矩阵一般情况下并不符合式(13)中的转换关系, 即其应力位移关系受到局部坐标系选择的影响。

为更清楚地说明上述问题, 设一接触面受到恒定法向应力 $\sigma_z = 500$ kPa 作用, 其后沿 x 向施加剪应力至 $\tau_{zx} = 400$ kPa。现采用式(6)分别在 xy 坐标系和 xy' 坐标系中研究其位移路径, 相关参数如表 1 所示^[20]。

表 1 堆石料-混凝土接触面计算参数

Table 1 Parameters of rockfill-concrete interface

R_f	k	n	c/kPa	$\delta/^\circ$
0.90	6000	0.85	0.0	41.5

图 6 中给出了 θ 为 0° (xy 坐标系), 30° , 60° 情况下接触面的应力位移关系和应力路径, 在 xy 坐标系中考察该问题时, 接触面沿 x 向位移达到 9.37 mm; 但在 θ 为 30° , 60° 的局部坐标系中计算时, x 向位移仅 5.18 mm, 可见式(6)高估了接触面剪切模量。更不合理之处在于, 该案例仅沿 x 向施加荷载, 但在 θ 为 30° , 60° 的局部坐标系中计算时, 会产生 y 向剪切位移。该案例清楚地表明, 式(6), (7)预测的应力位移关系和位移路径与局部坐标系选择有关, 违背了标架无差异原则。

3 接触面的双向剪切弹塑性模型

根据前文分析, 面板坝计算常用的接触面模型存在高估剪切强度、不能考虑剪切耦合效应以及违反标架无差异原则等不足, 势必影响面板应力计算结果的

可靠性。为解决上述问题, 本文在弹塑性理论框架下, 构建一个新的接触面模型。

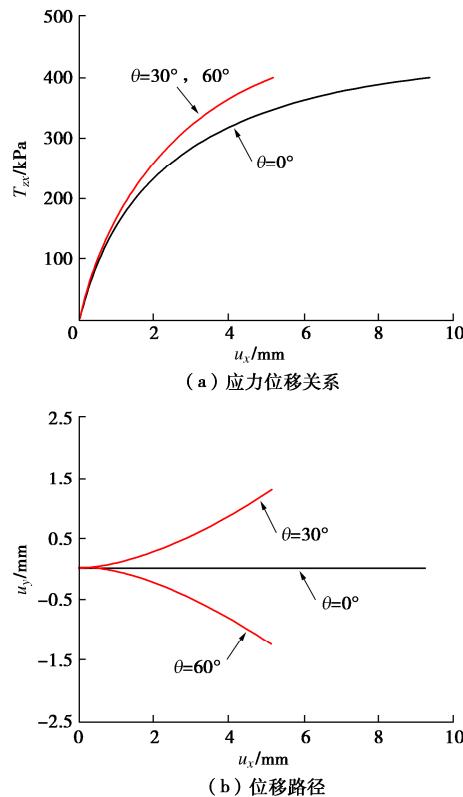


图 6 不同局部坐标系下接触面应力位移关系与位移路径

Fig. 6 Stress-displacement relations and displacement paths under different local coordinate systems

3.1 基本假定

接触面剪切试验所揭示的剪胀剪缩特性本质上是其附近强剪切带内土体的力学行为, 原则上可通过剪切带土体的本构模型模拟。因此, 本文仅限于模拟所谓无厚度接触面单元在压紧状态时的剪切特性, 并采用 2 点基本假定。

(1) 不考虑接触面的剪胀与剪缩, 接触面的法向和切向耦合效应仅通过法向应力对剪切模量的影响体现。

(2) 接触面的剪切位移增量可分解为弹性位移增量和塑性位移增量, 即

$$d\mathbf{u} = d\mathbf{u}^e + d\mathbf{u}^p, \quad \left(\begin{array}{c} du_x \\ du_y \end{array} \right) = \left(\begin{array}{c} du_x^e \\ du_y^e \end{array} \right) + \left(\begin{array}{c} du_x^p \\ du_y^p \end{array} \right). \quad (14)$$

式中: 上标 e , p 分别表示弹性和塑性。下面分别说明弹性和塑性剪切位移的计算方法。

3.2 弹性位移计算

接触面的弹性位移增量采用下式计算:

$$\left(\begin{array}{c} du_x^e \\ du_y^e \end{array} \right) = \left[\begin{array}{cc} \frac{1}{G_e} & 0 \\ 0 & \frac{1}{G_e} \end{array} \right] \left(\begin{array}{c} d\tau_{zx} \\ d\tau_{zy} \end{array} \right). \quad (15)$$

式中: G_e 为接触面弹性剪切模量,

$$G_e = k_e \cdot \gamma_w \cdot \left(\frac{\sigma_n}{p_a} \right)^n \quad (16)$$

式中: k_e 为接触面弹性参数, 可取 $k_e = (2 \sim 3)k$; n 为模量参数, 与式 (4) 中的参数 n 一致。

3.3 塑性位移计算

接触面处于滑动状态时, 其滑动方向应与剪应力合力方向一致。因此, 本文假定塑性位移增量方向始终与剪应力方向一致, 即

$$\begin{pmatrix} du_x^p \\ du_y^p \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{\tau_{zx}}{\sqrt{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2}} \\ \frac{\tau_{zy}}{\sqrt{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2}} \end{pmatrix} du^p = \begin{pmatrix} \frac{\tau_{zx}}{\sqrt{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2}} \\ \frac{\tau_{zy}}{\sqrt{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2}} \end{pmatrix} \frac{1}{G_p} d\tau \quad (17)$$

式中: du^p 为塑性位移增量的合成量; G_p 可称为接触面的塑性剪切模量; $d\tau$ 为剪应力增量的合成量, 即

$$d\tau = d\sqrt{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2} = \left(\frac{\tau_{zx}}{\sqrt{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2}}, \frac{\tau_{zy}}{\sqrt{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2}} \right) \begin{pmatrix} d\tau_{zx} \\ d\tau_{zy} \end{pmatrix} \quad (18)$$

因此式 (17) 可以改写为

$$\begin{pmatrix} du_x^p \\ du_y^p \end{pmatrix} = \frac{1}{G_p} \begin{bmatrix} \frac{\tau_{zx}^2}{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2} & \frac{\tau_{zx}\tau_{zy}}{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2} \\ \frac{\tau_{zy}\tau_{zx}}{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2} & \frac{\tau_{zy}^2}{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} d\tau_{zx} \\ d\tau_{zy} \end{pmatrix} \quad (19)$$

3.4 本构方程

将式 (15), (19) 代入式 (14) 可得柔度形式的接触面本构方程, 即

$$\begin{pmatrix} du_x \\ du_y \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{G_e} + \frac{1}{G_p} \frac{\tau_{zx}^2}{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2} & \frac{1}{G_p} \frac{\tau_{zx}\tau_{zy}}{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2} \\ \frac{1}{G_p} \frac{\tau_{zy}\tau_{zx}}{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2} & \frac{1}{G_e} + \frac{1}{G_p} \frac{\tau_{zy}^2}{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} d\tau_{zx} \\ d\tau_{zy} \end{pmatrix} \quad (20)$$

由式 (20) 可进一步写出劲度形式的接触面本构方程, 这里直接给出式 (9) 中剪切模量矩阵的表达式为

$$G = \begin{bmatrix} G_e & 0 \\ 0 & G_e \end{bmatrix} - \frac{G_e^2}{G_e + G_p} \begin{bmatrix} \frac{\tau_{zx}^2}{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2} & \frac{\tau_{zx}\tau_{zy}}{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2} \\ \frac{\tau_{zy}\tau_{zx}}{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2} & \frac{\tau_{zy}^2}{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2} \end{bmatrix} \quad (21)$$

式中: 右侧第一项满足式 (13); 第二项方括号内可表示为 $\tau \cdot \tau^T / |\tau|^2$, 应用式 (12) 的转换关系可以证实其满足式 (13), 故上述模型满足标架无差异原则。从推导过程可以看出, 本文模型满足该原则的关键是假定弹性剪切模量各向同性, 且塑性位移增量方向与剪应力方向一致。

3.5 塑性模量

完成本构模型构建工作, 尚需给出塑性剪切模量

表达式。为此, 考虑沿一固定方向施加剪切荷载的情形, 即

$$\frac{du_x}{du_y} = \frac{\tau_{zx}}{\tau_{zy}} = \frac{d\tau_{zx}}{d\tau_{zy}} = r \quad (22)$$

式中: r 为比例系数。

将式 (22) 代入式 (20) 可得

$$du \begin{pmatrix} r \\ 1 \end{pmatrix} = \frac{d\tau}{G_e} \begin{pmatrix} r \\ 1 \end{pmatrix} + \frac{d\tau}{G_p} \begin{pmatrix} r \\ 1 \end{pmatrix} \quad (23)$$

即

$$\frac{1}{G_t} = \frac{du}{d\tau} = \frac{1}{G_e} + \frac{1}{G_p} \quad (24)$$

因此

$$G_p = \left(\frac{1}{G_t} - \frac{1}{G_e} \right)^{-1} = \frac{G_e \cdot G_t}{G_e - G_t} \quad (25)$$

注意式 (25) 中切线剪切模量仍采用式 (3) 的基本形式, 但将其扩展为二维剪切情形, 即

$$G_t = \left(1 - R_f \frac{\sqrt{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2}}{c + \sigma_z \tan \delta} \right)^2 \cdot k \cdot \gamma_w \cdot \left(\frac{\sigma_z}{p_a} \right)^n \quad (26)$$

显然, 无论剪应力分量如何, 只要当其合成量满足破坏准则时, 切线剪切模量趋近于零 ($R_f = 1$ 时), 因此塑性模量也趋近于零, 微小的应力增量即可引起很大的塑性位移。

3.6 加卸载准则

弹塑性模型的加卸载准则一般由屈服函数规定, 但本文未定义屈服函数, 故需补充加卸载准则。记接触面最大历史剪应力为 τ_{\max} , 规定若接触面应力和位移增量同时满足下述条件

$$\left. \begin{array}{l} \sqrt{\tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2} \geq \tau_{\max} \\ \tau_{zx} du_x + \tau_{zy} du_y \geq 0 \end{array} \right\} \quad (27)$$

则接触面处于加载状态, 剪切模量矩阵由式 (21) 给出; 否则, 接触面处于卸载状态, 剪切模量矩阵仅含式 (21) 右端第一项。式 (27) 实际上规定: 在剪切应力 (τ_{zx}, τ_{zy}) 平面上, 若当前剪切应力状态点位于历史最大剪应力包线上, 且剪切位移增量方向与剪应力合力方向夹锐角, 则接触面处于加载状态; 否则, 按卸载处理。

3.7 模型验证

采用弹塑性理论, 将传统平面应变接触面模型扩展至双向剪切情形, 使其满足三维破坏准则和标架无差异原则, 并能够考虑两个剪切方向的相互影响。除增加弹性剪切模量参数 k_e 外, 未增加其它参数, 且所有参数仍可通过恒定法向应力的单向剪切试验确定; k_e 可按经验取 $(2 \sim 3)k$ 。这里, 首先采用 Evgin 等^[19] 的

双向剪切试验对该模型进行验证。

Evgin 等针对密砂与粗糙钢板面开展了恒定法向应力的双向剪切试验, 试验时首先施加法向应力至 $\sigma_z = 100 \text{ kPa}$; 然后分别施加 τ_{zy} 至 0, 20, 40, 60 kPa; 其后保持 τ_{zy} 恒定, 以位移控制方式施加 τ_{zx} 直至接触面发生剪切破坏。图 7 中给出了试验的应力路径和 x 向剪应力和位移关系, 可以看出密砂与粗糙钢板接触面具有明显的峰后软化效应, 但本文切线模量表达式 (26) 无法反映软化现象, 故此处模拟接触面的峰值强度特性, 表 2 列出了根据试验结果确定的模型参数, 图 7 中曲线是应用表中参数模拟试验的结果, 可以看出本文模型较好地反映了沿接触面一个切向施加剪应力后, 另一切向剪切强度的降低。

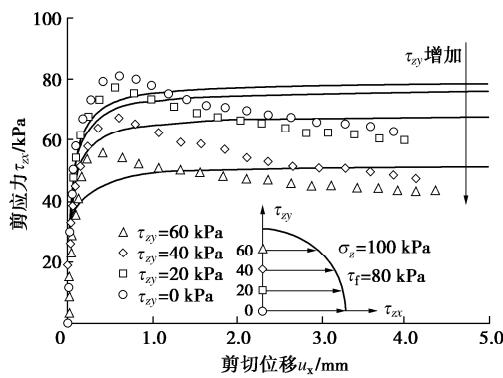


图 7 接触面双向剪切试验结果^[19]

Fig. 7 Two-way shear results of interface^[19]

表 2 砂-钢板接触面计算参数

Table 2 Parameters of sand-steel interface

R_f	$k/10^3$	$k_e/10^3$	n	c/kPa	$\delta/(\text{°})$
1.0	150	300	1.0	0.0	38.7

图 8 对比了上述试验和模型计算得到的位移路径, 其中不同形状点是试验结果; 曲线是模拟结果。尽管模型计算的应力位移曲线与试验结果存在差异, 但模型计算的位移路径与试验结果是相当相符的。由于接触面施加 x 向剪切位移后, 很快达到峰值强度(图 7), 其后进入软化阶段, 故无论是 x 向剪切位移, 还是 y 向剪切位移, 均以塑性滑移占主导。因此, 图 8 中模拟结果与试验结果相符实际上表明, 本文采用的塑性流动准则式 (17) 是可以接受的。

为进一步对比本文模型与传统模型(即式 (6), (7))的差异, 这里运用表 1 中所列参数研究两个模型模拟等位移比剪切时的应力路径。假定接触面法向应力为 1 MPa, 沿 7 个不同的位移路径施加剪切位移至 10 mm, 如图 9 (a) 所示; 运用两种模型计算的接触面剪应力路径绘制于图 9 (b) 中。本文模型计算结果显示, x 向和 y 向剪切位移等比例增加时, 两个方向剪应力 τ_{zx} 和 τ_{zy} 也等比例增加, 应力路径与位移路

径方向一致, 最终应力状态点落入一圆弧上, 即最终剪应力合力相等; 传统模型因其两个方向剪切模量的不同步变化(式 6), 计算的剪应力路径明显偏离等应力比路径, 最终应力状态点甚至落入强度包线之外, 这显然是不合理的。

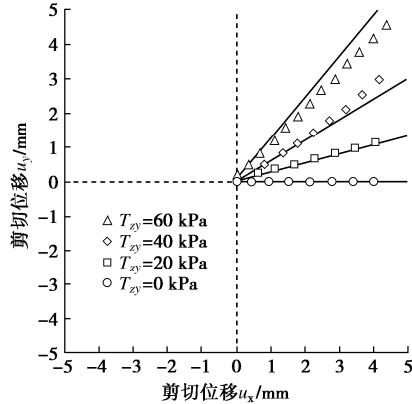


图 8 接触面双向剪切试验的位移路径^[19]

Fig. 8 Displacement paths in two-way shear^[19]

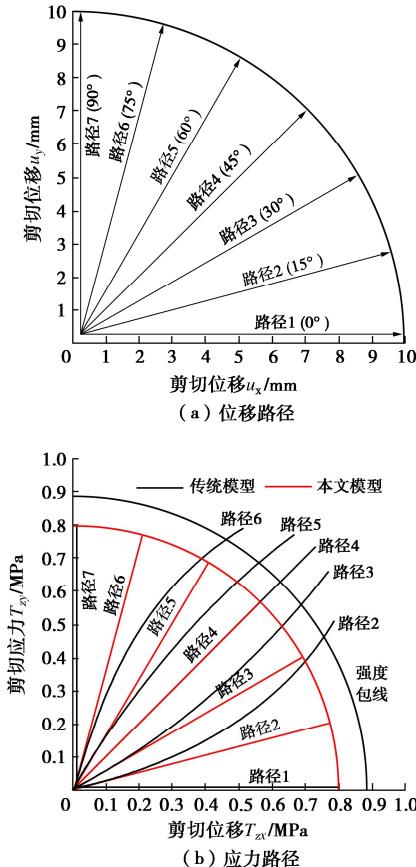


图 9 等位移比剪切应力路径

Fig. 9 Stress paths in constant direction shear

4 接触面模型的运用

前文所述接触面模型仅涉及两个剪切方向, 实际运用时仍需补充接触面法向本构关系。最简单的处理

方式是按照 Goodman 等^[10]的方法, 根据接触面压紧或张开状态, 分别对法向模量赋不同量级的值。本节以水布垭面板坝为例, 将本文模型运用于面板位移与应力计算。

4.1 工程概况

水布垭面板坝最大坝高 233 m, 是中国已建最高面板坝^[22]。大坝从上游至下游主要有 5 个材料分区, 即垫层区 (2A)、过渡区 (3A)、主堆石区 (3B)、次堆石区 (3C) 以及下游堆石区 (3D), 如图 10 所示。实际施工时, 大坝分 4 期填筑; 面板分 3 期浇筑。计算模拟时对上述施工过程进行适当简化: ①堆石料按图 10 所示 4 个分期填筑; ②从底至顶一次浇筑面板至 405 m 高程; ③水库水位由 176 m 逐渐提升至 400 m 高程; ④水库在 400 m 水位条件下运行 5 a。

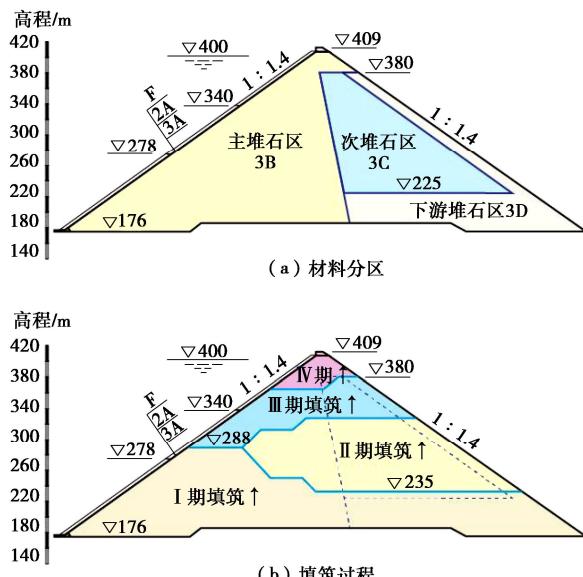


图 10 大坝材料分区与填筑过程

Fig. 10 Dam material zones and filling processes

4.2 模型与参数

根据坝体施工过程和面板分缝情况建立了大坝三维有限元模型, 如图 11 所示。面板和垫层料之间设置接触面单元; 面板和趾板之间设置周边缝单元; 面板和面板之间设置垂直缝单元。接触面单元参数如表 1

表 3 筑坝堆石料“南水”模型参数^[22]

Table 3 ‘Nanshui’ constitutive model parameters of damming rockfill materials^[22]

材料	$\rho/(g \cdot cm^{-3})$	$\varphi_0/(^\circ)$	$\Delta\varphi/(^\circ)$	R_f	k	n	$c_d/\%$	n_d	R_d
2A,3A,3B,3D	2.20	54.7	10.4	0.81	994	0.33	0.29	0.84	0.72
3C	2.20	51.3	10.4	0.83	602	0.25	0.28	0.98	0.75

表 4 筑坝堆石料流变模型参数^[23]

Table 4 Creep model parameters of damming rockfill materials^[23]

材料	$t_0/\text{月}$	$c_1/\%$	n_1	$c_2/\%$	n_2	$c_3/\%$	n_3	n_4
2A,3A,3B,3D	5.5	0.160	0.45	0.006	0.88	0.032	0.66	0.50
3C	5.5	0.180	0.43	0.007	0.90	0.035	0.55	0.50

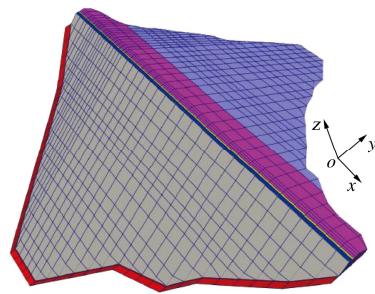


图 11 大坝的三维有限元网格

Fig. 11 Finite element mesh of dam

所列, 并取 $k_e = 2k$; 缝单元采用文献[12]中的模型与参数。模型的左右岸截断边界设置坝轴向 (x 向) 位移约束; 坝体与建基面接触的结点设置为三向约束。

堆石料采用“南水”双屈服面弹塑性本构模型^[7], 并考虑流变影响^[23], 其中垫层料、过渡料、主堆石料、下游堆石料采用相同参数; 次堆石料采用另一组参数, 如表 3, 4 所列。

对于混凝土趾板和面板, 采用各向同性线弹性模型模拟, 弹性模量为 $E = 28 \text{ GPa}$; 弹性泊松比为 $\nu = 0.167$ 。

4.3 计算结果分析

图 12, 13 中分别绘制了用本文接触面模型计算的蓄水期和运行期面板轴向位移、法向位移 (挠度)、轴向应力和顺坡向应力等值线分布。水库蓄水至 400 m 高程时, 两岸面板均向河谷中央位移, 因此在河床中部面板中产生轴向挤压应力, 最大值约 12.71 MPa, 两岸坡部位面板则出现轴向拉应力, 最大值约 2.20 MPa; 水压力作用下面板挠度从坝顶至坝底先增大后减小, 最大挠度发生于 1/3 坎高处; 面板顺坡向几乎处于全断面受压状态, 最大压应力为 14.84 MPa。

运行期因坝体堆石料产生流变, 两岸坡部位面板进一步向河床中央挤压, 中部面板轴向压应力显著增大至 35.15 MPa, 峰值区上移至 320 m 高程以上; 因堆石体沉降, 面板挠度峰值区上移至坝顶部位, 最大值达到 84.5 cm, 与实测结果基本接近^[24], 与此同时,

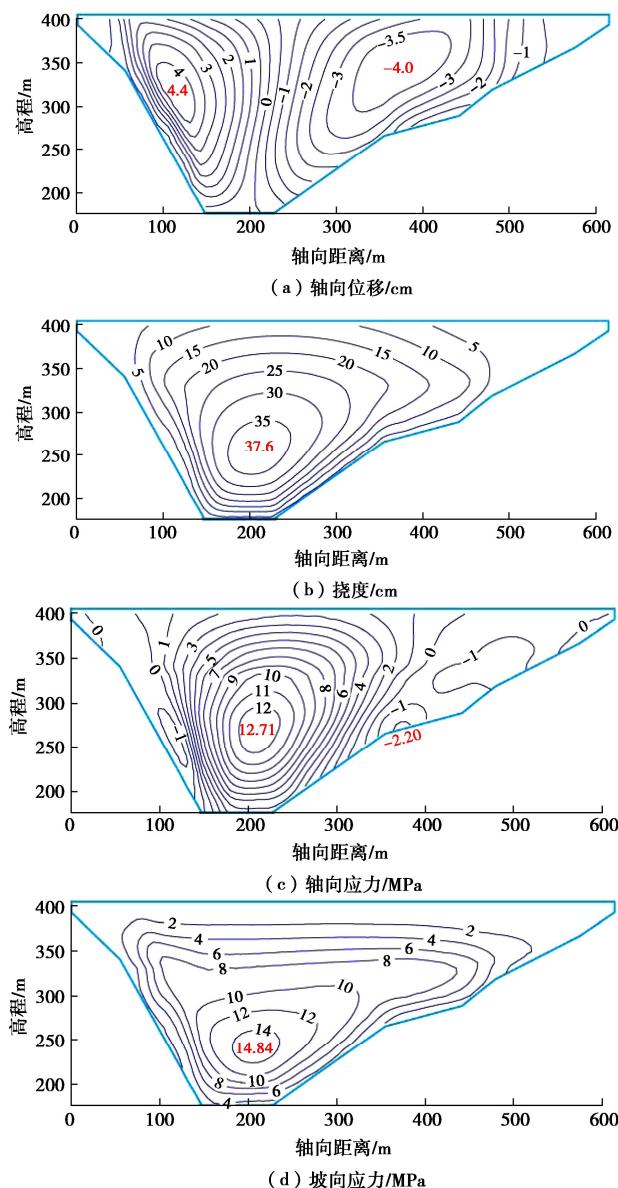


图 12 本文模型计算的蓄水后面板位移和应力分布等值线

Fig. 12 Displacements and stresses of concrete slabs after impounding predicted with proposed model

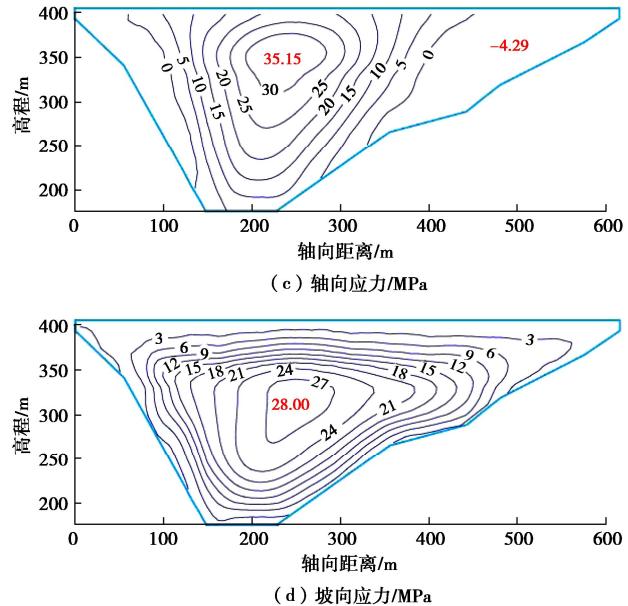
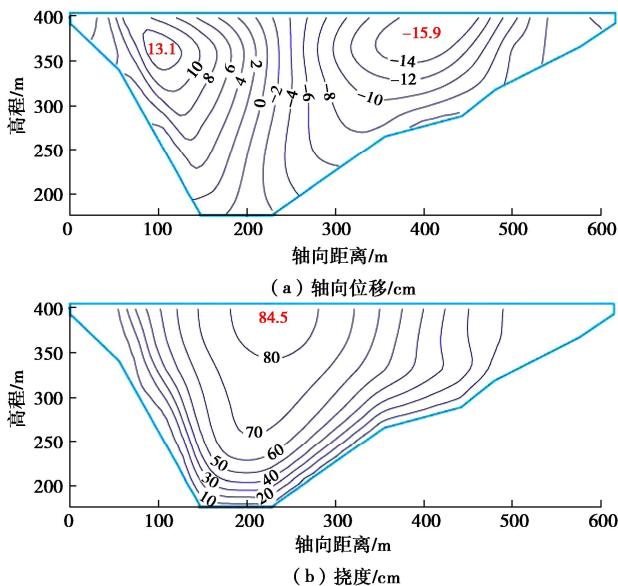


图 13 本文模型计算的运行期面板位移和应力分布等值线

Fig. 13 Displacements and stresses of concrete slabs during operation predicted by proposed model

面板顺坡向压应力也大幅增长至 28.00 MPa。在该案例中, 堆石流变产生的面板坝轴向压应力增幅超过顺坡向压应力增幅。该坝于 2008 年 11 月首次蓄水至正常蓄水位附近, 运行过程中河床中部面板出现垂直缝两侧面板表层混凝土挤压破损, 部位与本文所计算的压应力极值区基本吻合^[24], 表明本文接触面模型较好地反映了堆石坝体与面板之间的荷载传递机制。

5 结 论

分析了现有三维接触面模型的不足, 提出了一个模拟混凝土面板与堆石料双向摩擦接触特性的无厚度接触面模型, 该模型与传统模型及同类弹塑性模型相比, 具有 3 个特点。

(1) 满足接触面剪切强度准则和力学响应的标架无差异原则, 且可以反映两个剪切方向的相互影响。满足标架无差异原则, 使该模型实际应用时, 计算结果与局部坐标系选择无关。

(2) 由于未考虑剪切软化等复杂特性, 模型参数仍比较简单, 与传统接触面模型相比, 仅增加一个弹性参数, 只需通过常规的恒定法向应力的接触面剪切试验即可确定全部参数。

(3) 模型的数值实现方便, 只需简单修改传统接触面模型的剪切模量矩阵即可, 且模型模拟结果与实际案例出现的情况定性上相符。

参 考 文 献:

- [1] International Commission on Large Dams. Concrete Face Rockfill Dams, Concepts for Design and Construction[M].

Beijing: China Water Power Press, 2010.

[2] SOBRINHO J A, XAVIER L V, ALBERTONI S C, et al. Performance and concrete face repair at Campos Novos[J]. *Hydropower and Dams*, 2007, **14**(2): 39-42.

[3] YANG Z Y, ZHOU J P, WANG F Q. Technical Progress of High Concrete Face Rockfill Dam. [C]// Proceedings of 2nd International Symposium on Rockfill Dams. Brazil: Rio de Janeiro, 2011.

[4] 贾金生, 鄒能惠, 徐泽平, 等. 高混凝土面板坝安全关键技术研究[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2014. (JIA Jinsheng, LI Nenghui, XU Zeping, et al. Study on Key Technology for the Safety of High CFRDs[M]. Beijing: China Water & Power Press, 2014. (in Chinese))

[5] 徐泽平. 混凝土面板堆石坝关键技术与研究进展[J]. 水力学报, 2019, **50**(1): 62-74. (XU Zeping. Research progresses and key technologies of CFRD construction[J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 2019, **50**(1): 62-74. (in Chinese))

[6] 程展林, 姜景山, 丁红顺, 等. 粗粒土非线性剪胀模型研究[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(3): 460-467. (CHENG Zhanlin, JIANG Jingshan, DING Hongshun, et al. Nonlinear dilatancy model for coarse-grained soils[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2010, **32**(3): 460-467. (in Chinese))

[7] 沈珠江. 理论土力学[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2000. (SHEN Zhujiang. Theoretical Soil Mechanics[M]. Beijing: China Water Power Press, 2000. (in Chinese))

[8] XIAO Y, LIU H L, YANG G, et al. A constitutive model for the state-dependent behaviors of rockfill material considering particle breakage[J]. *Science China Technological Sciences*, 2014, **57**(8): 1636-1646.

[9] FU Z Z, CHEN S S, LIU S H. Hypoplastic constitutive modelling of the wetting induced creep of rockfill materials[J]. *Science China Technological Sciences*, 2012, **55**(7): 2066-2082.

[10] GOODMAN R E, TAYLOR R L, BREKKE T L. A model for the mechanics of jointed rock[J]. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 1968, **94**(3): 637-659.

[11] WAYNE C G, DUNCAN J M. Finite element analyses of retaining wall behavior[J]. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 1971, **97**(12): 1657-1673.

[12] 顾淦臣, 束一鸣, 沈长松. 土石坝工程经验与创新[M]. 北京: 中国电力出版社, 2004. (GU Ganchen, SHU Yiming, SHEN Changsong. Experience and Innovation of Earth and Rock Dam Engineering[M]. Beijing: China Electric Power Press, 2004. (in Chinese))

[13] 刘京茂. 堆石料和接触面弹塑性本构模型及其在面板堆石坝中的应用研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2015. (LIU Jingmao. Elasto-plastic Constitutive Models of Rockfill Material and Soil-structure Interface and Their Applications on Concrete-faced Rockfill Dam[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2015. (in Chinese))

[14] ZHANG G, ZHANG J M. Unified modeling of monotonic and cyclic behavior of interface between structure and gravelly soil[J]. *Soils and Foundations*, 2008, **48**(2): 231-245.

[15] HU L M, PU J L. Testing and modeling of soil-structure interface[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2004, **130**(8): 851-860.

[16] GÓMEZ J E, FLIZ G M, EBELING R M. Extended hyperbolic model for sand-to-concrete interfaces[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2003, **129**(11): 993-1000.

[17] DE GENNARO V, FRANK R. Elasto-plastic analysis of the interface behaviour between granular media and structure[J]. *Computers and Geotechnics*, 2002, **29**(7): 547-572.

[18] GHIONNA V N, MORTARA G. An elastoplastic model for sand-structure interface behaviour[J]. *Geotechnique*, 2002, **52**(1): 41-50.

[19] EVGIN E, FAKHARIAN K. Effect of stress paths on the behaviour of sand-steel interfaces[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1996, **33**(6): 853-865.

[20] XU B, ZOU D G, LIU H B. Three-dimensional simulation of the construction process of the Zipingpu concrete face rockfill dam based on a generalized plasticity model[J]. *Computers and Geotechnics*, 2012, **43**: 143-154.

[21] IRGENS F. Continuum Mechanics[M]. Berlin: Springer, 2008.

[22] 杨启贵. 水布堰面板堆石坝筑坝技术[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2010. (YANG Qigui. Dam Construction Technology of Shuibuya Concrete Faced Rockfill Dam[M]. Beijing: China Water Power Press, 2010. (in Chinese))

[23] FU Z Z, CHEN S S, WEI K M. A generalized plasticity model for the stress-strain and creep behavior of rockfill materials[J]. *Science China Technological Sciences*, 2019, **62**(4): 649-664.

[24] 丁林, 段国学, 徐昆振. 水布堰面板堆石坝面板变形及应力应变监测成果分析[J]. *水电与抽水蓄能*, 2019, **5**(6): 50-57, 86. (DING Lin, DUAN Guoxue, XU Kunzhen. Analysis on monitoring results of deformation, stress and strain of the face slab of Shuibuya CFRD[J]. *Hydropower and Pumped Storage*, 2019, **5**(6): 50-57, 86. (in Chinese))