

DOI: 10.11779/CJGE201508010

# 超高面板堆石坝面板挤压破坏机理及数值模拟方法研究

周墨臻<sup>1</sup>, 张丙印<sup>1</sup>, 张宗亮<sup>2</sup>, 冯业林<sup>2</sup>

(1. 清华大学水沙科学与水利水电工程国家重点实验室, 北京 100084; 2. 中国电建集团昆明勘测设计研究院有限公司, 云南 昆明 650051)

**摘要:** 面板挤压破坏是影响超高面板堆石坝安全的核心问题。总结分析了国内外数座典型超高面板堆石坝工程中发生的面板挤压破坏现象及特征。论述了面板纵缝转动接触挤压效应的发生机制, 认为由坝体变形所导致的面板转动挤压和位移挤压是导致面板发生挤压破坏的本质原因。基于非线性接触力学的方法, 自主开发了可描述面板坝复杂多体接触特性的计算方法和三维有限元计算程序系统。使用局部子结构模型对面板纵缝的转动接触挤压效应进行了分析。计算结果表明, 转动挤压和位移挤压均可在纵缝两侧面板表面部位引发严重的应力集中, 可从量值上解释面板发生挤压破坏时面板中部挤压应变实测值和计算值仍远低于混凝土极限抗压应变的现象。

**关键词:** 超高面板堆石坝; 混凝土面板; 挤压破坏; 转动接触挤压效应; 非线性接触

中图分类号: TV641.43 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2015)08-1426-07

作者简介: 周墨臻(1987-), 男, 博士研究生, 主要从事岩土工程研究。E-mail: 550847598@qq.com。

## Mechanisms and simulation methods for extrusion damage of concrete faces of high concrete-faced rockfill dams

ZHOU Mo-zhen<sup>1</sup>, ZHANG Bing-yin<sup>1</sup>, ZHANG Zong-liang<sup>2</sup>, FENG Ye-lin<sup>2</sup>

(1. State Key Laboratory of Hydroscience and Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China; 2. Power China Kunming

Engineering Corporation Limited, Kunming 650051, China)

**Abstract:** One of the key safety problems of high concrete-faced rockfill dams (CFRD) is the extrusion damage of the concrete faces. Based on analyzing several examples of high CFRD projects, the common features of extrusion damage of concrete slabs are summarized. The rotary contact-based extrusion, consisting of rotary extrusion and translational extrusion caused by the deformation of dams, is considered as the mechanism of extrusion contact between rotary slabs and the essential reason of extrusion damage of concrete slabs. Three-dimensional finite element numerical software on the basis of nonlinear contact theory is developed to solve the multi-body contact problem in CFRD. The numerical results of a submodel show that both the rotary extrusion and translational extrusion can cause severe local stress concentration on the surface of concrete slabs along the vertical joints, and that the phenomenon, which both the observed and numerical compressive strains at the middle position of the slabs are far below the ultimate value when extrusion damage occurs, can be explained reasonably by the stress concentration factor.

**Key words:** high concrete-faced rockfill dam; concrete slab; extrusion damage; rotary contact-based extrusion; nonlinear contact

## 0 引言

随着中国西部水电开发进程的加快, 一大批超高面板堆石坝正在规划设计之中。对于这些重大水利水电工程, 充分保证其安全性是进行工程建设的前提。在面板堆石坝的结构中, 面板是大坝防渗的主体结构, 其重要性毋庸置疑。但是, 近年来国内外超高面板堆石坝的工程实践表明, 面板结构性破损问题已成为了影响超高面板堆石坝安全的核心问题, 数目众多坝高超过 150 m 的已建面板堆石坝发生了面板沿纵缝的挤压破坏问题<sup>[1]</sup>。目前, 针对面板发生挤压破坏机理的

认识尚不深入, 尤其是还缺乏合理的数值模拟方法, 这对后续超高面板坝的设计、施工方案优化及工程安全评价等方面带来了较大的困难。因而, 进一步深入探讨面板发生挤压破坏的机理, 发展能合理描述超高面板堆石坝面板接触挤压作用的数值算法具有重要的理论意义和工程应用价值。

本文总结分析了实际超高面板堆石坝工程中发生

---

基金项目: 国家自然科学基金项目(51479099, 51179092); 国家重点实验室项目(2013-KY-4)

收稿日期: 2014-10-16

面板挤压破坏的现象及特征, 在总结已有成果和认识的基础上, 提出面板纵缝的转动接触挤压效应是导致面板发生挤压破坏的本质原因。基于非线性接触力学的方法, 发展了可描述面板坝复杂多体接触特性的计算方法和三维有限元计算程序。使用局部子结构模型对面板纵缝的转动接触挤压效应进行了分析, 论证了面板发生挤压破坏的主要原因及影响因素。

## 1 面板挤压破坏现象及特征

天生桥一级面板堆石坝是中国建成的第一座超高面板堆石坝, 最大坝高 178 m, 坝长 1104 m, 共有混凝土面板 69 块。自 2001 年建成以来, 大坝已安全运行 13 年。在 2003 年 7 月, 发现大坝面板 L3/L4 分缝处混凝土发生挤压破坏<sup>[2-3]</sup>, L4 面板上破损范围从防浪墙底部向下延伸至水面, 局部面板钢筋露出, 破损部位平均宽度 1 m, 最大宽度 1.58 m; 水下面板破损最宽达 3.5 m, 并有 0.5~0.9 m 宽、厚约 5 cm 的破碎带。该坝后续又在 2004 年、2005 年、2008 年、2009 年、2011 年、2012 年相继发现面板的局部挤压破坏, 主要集中在面板中部偏左岸侧的 L3/L4 及 L8/L9 面板处。图 1 为天生桥坝面板挤压破坏的典型形态。



图 1 天生桥一级面板坝的面板挤压破坏形态

Fig. 1 Extrusion damage of concrete slabs in TSQ-1 CFRD

水布垭面板堆石坝最大坝高 233 m, 是目前世界上已建成的最高面板堆石坝。据文献[4]报道, 该坝于 2007 年 7 月发现分别在 R3, R9, R10, R11 面板垂直缝两侧有表面脱皮和起壳现象共计 47 处。之后, 又分别在 2009 年, 2011 年和 2012 年发现在 R4, R5, R9 等面板的垂直缝两侧表面出现起壳现象, 见图 2 (a) 所示。

近年来, 国外建成的一批高混凝土面板堆石坝工程在竣工蓄水运行后, 也出现了和天生桥一级面板坝及水布垭面板坝类似的发生在河床段面板顶部的挤压破坏问题。图 2 (b)~(d) 为部分实例<sup>[5-7]</sup>, 分别为非洲莱索托的默霍尔坝 (Mohale)、巴西的巴拉格兰德坝 (Barra Grande) 和巴西的肯帕诺沃坝 (Campos Novos)。

总结这些国内外超高面板堆石坝所发生的面板挤

压破坏现象, 发现具有如下的典型共有特征: ①都发生在河谷部位的压性纵缝区, 通常位于河谷中央两侧附近的纵缝上; ②均开始发生在面板的顶部部位; ③都发生在纵缝两侧附近一个相对较窄的宽度之内; ④通常发生或首先发生在面板的表层。上述实例是超高面板堆石坝最普遍发生的一类面板挤压破坏, 本文主要针对这类挤压破坏展开研究分析工作。

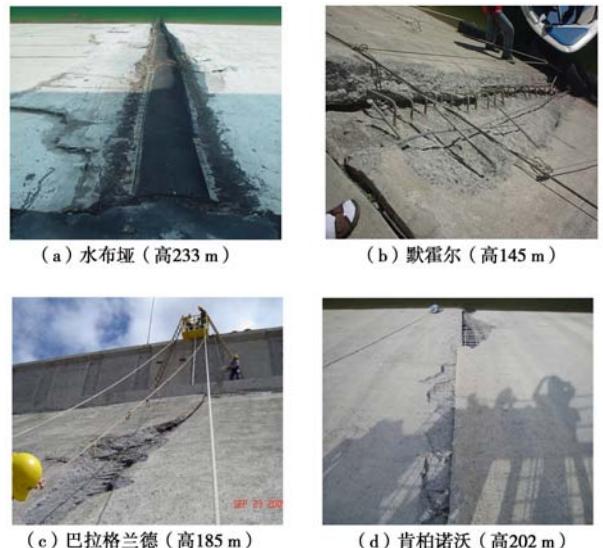


图 2 其他国内外面板挤压破坏实例

Fig. 2 Extrusion damage of concrete slabs in other CFRD projects

混凝土面板是堆石体上的薄板结构, 其应力变形性状直接取决于下卧堆石体的变形特性。在坝轴线方向, 由于两岸堆石体发生指向河谷中心向的位移, 从而导致河床中部的面板不可避免的产生轴向挤压, 这是人们已经认识到的规律。但是, 根据试验成果, 在长期荷载作用下, 混凝土的极限压应变一般可达  $3000 \times 10^{-6}$  量级<sup>[8]</sup>。而对于高面板堆石坝, 根据实测或有限元计算的面板轴向最大挤压应变一般处于  $400 \times 10^{-6} \sim 1000 \times 10^{-6}$  量级, 因此即使考虑面板顶部相对不利的受力条件, 面板轴向抗压也应是安全的。

图 3 以天生桥一级面板坝为例, 给出了 2003 年 7 月 (对应面板首次发生挤压破坏) 面板挤压应力的有限元计算结果。图中黑色加粗线示意了面板实际发生挤压破坏的位置及范围。

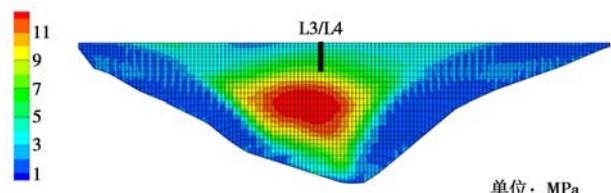


图 3 面板轴向挤压应力分布

Fig. 3 Distribution of axial stress of face slabs

由图 3 可见, 尽管挤压破坏发生在计算最大挤压

应力的横剖面上,但却并未首先发生在计算最大挤压应力处,且计算最大挤压应力为 12 MPa,换算为挤压应变仅约为  $400 \times 10^{-6}$ 。这说明在目前有关面板挤压应力和挤压破坏的计算分析方法中,尚存在重大的未知缺陷需要继续进行深入的探讨。

## 2 面板纵缝的转动接触挤压效应

针对面板发生挤压破坏的问题,众多国内外学者取得了许多富有成效的研究成果<sup>[1-11]</sup>。其中,针对实测或计算最大挤压应变远低于混凝土极限抗压应变的现象,也有多位国内学者<sup>[8-9]</sup>指出纵缝顶部的挤压应力集中现象应是导致面板发生挤压破坏的主要原因。基于上述成果和认识,本文继续进行了有关面板挤压破坏发生机理和计算方法的研究工作。

本文认为,面板堆石坝是一个由坝体和多块面板所共同构成的复杂多体系统,存在面板-坝体及面板-面板间等复杂的相互作用和影响。已有基于连续介质力学的分析方法无法合理描述和模拟这种复杂的多体接触特性。为进一步深入研究面板发生挤压破坏的机理,首先对图 4 所示意的面板变形特性进行了详细分析。如图 4 示,混凝土面板在浇筑初期处于同一个平面之上,每块面板表面的法向均平行于顺河向方向,纵缝两侧的面板处于全断面接触状态。这种全断面接触状态也是在面板坝设计计算或一般有限元计算中所采用的状态。

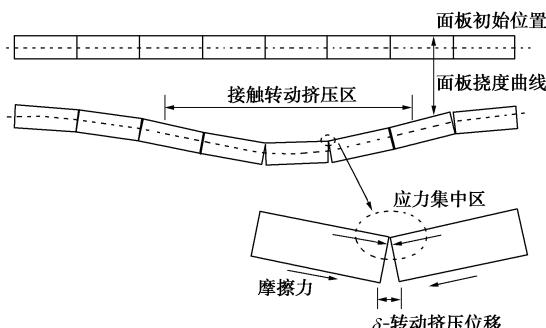


图 4 面板变形特性示意图

Fig. 4 Deformation characteristics of slabs

在面板浇筑之后,由于库水压力等荷载的作用,面板随坝体发生变形。在某个高程平面上会形成图 4 所示的面板挠度曲线,最大挠度一般发生在河谷的中央部位。为了适应该挠度变形曲线,面板在发生平行移动的同时,还需发生一定的转动。其中,河谷左侧面板的法向向右转,河谷右侧面板的法向向左转。由于各面板转动方向和大小的不同,会使得面板在纵缝处不再处于全断面接触的状态。在河谷中央部位,发生转动后的面板仅在纵缝的顶部位置发生接触,而在两侧岸坡部位,面板在纵缝顶部则处于张开的状态。

在图 4 中,详细分析了河谷部位面板纵缝对应发生的情景。由图 4 可见,由于面板具有一定的厚度,当面板发生转动时,会发生仅在面板上表面处局部接触而下部发生脱开的情况。这种面板下部的脱开需要克服面板与垫层料或挤压墙间摩擦力约束才能达到,从而会在纵缝的上表面产生强烈的挤压作用。本文称这种接触挤压为转动挤压。

由面板转动在纵缝底部所产生的脱开量记为转动挤压位移  $\delta$ 。显然,转动挤压位移  $\delta$  与面板的转动角度和厚度的大小有关,而面板在纵缝处的转角大小则主要取决于面板的挠度变形。对厚度为 0.5 m 的面板,当在接缝处发生 1° 的转角时,对应的转动挤压位移可达  $\delta = 8.73$  mm。再考虑到面板上表面部位的局部接触应力集中,可见,这种转动挤压会造成面板在纵缝上表面处发生非常强烈的挤压作用。

此外,河谷中央部位的面板在发生转动后,纵缝两侧的混凝土面板仅会在上表面发生局部接触。在这种状况下,当再发生坝轴向位移时,接缝处面板表面的应力集中现象也会放大面板所受到的轴向挤压作用,本文称这种接触挤压为位移挤压。位移挤压的大小主要取决于坝体在坝轴向的位移大小。

综上分析,本文认为,面板纵缝处存在的转动接触挤压效应是造成超高面板堆石坝发生前述的面板挤压破坏现象的本质原因。本文这里所谓的转动接触挤压效应包括转动挤压和位移挤压两个方面的作用,前者主要取决于面板挠度变形的发展,后者则主要和坝体在坝轴向的位移相关。由于坝体后期变形的最大值多发生在河谷中央的坝顶部位,因此在该部位容易首先发生面板的挤压破坏是合乎规律的。

面板纵缝转动接触挤压效应的内在核心是面板局部接触状态变化所引起的应力集中效应,反映的是面板堆石坝体系内多体相互作用的一种后果。

## 3 基于非线性接触力学的数值算法

目前,国内外在面板堆石坝应力变形有限元数值计算方面,常用接触面单元法和双节点分离缝单元法来模拟坝体-面板及面板-面板间的接触特性。研究成果表明<sup>[12]</sup>,这些基于连续介质力学的接触面单元法对大规模位移不连续等现象的描述能力相对较弱。面板的挤压破坏是涉及多体接触和复杂相互作用的问题,显然使用这些常规的接触面单元法通常无法得到正确的模拟计算结果。为此,基于点对面<sup>[13]</sup>的接触界面离散形式,发展了基于非线性接触力学的数值算法,自主编制了三维有限元计算程序系统,可用于分析包括面板纵缝转动接触挤压效应在内的复杂多体接触问

题。以下简要介绍相关的理论及数值算法。

### 3.1 多体接触问题的描述

如图 5 所示, 对发生有限变形的区域  $\Omega$ , 将初始位形和当前位形分别记为  $X$  和  $x = \varphi(X, t)$ , 则位移  $u(X, t) = x(X, t) - X$ 。将从点  $P^s$  及其主面投影点  $P^m$  的当前位形分别记为  $x^s$  和  $x^m$ ,  $P^m$  在主面上的外法向记为  $n$ , 并以  $\tau$  表示切向滑动方向。图 5 示意了点对面形式的常用投影方法, 法向间隙量定义为  $g = n \cdot (x^s - x^m)$ , 以脱开为正而贯穿为负。

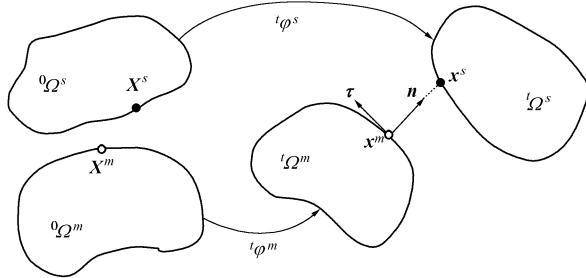


图 5 物体间的相互接触

Fig. 5 Contact between two objects

将 Neumann 边界和 Dirichlet 边界分别记为  $\Gamma^N$  和  $\Gamma^D$ , 则边值问题可写为

$$\left. \begin{array}{l} \operatorname{div}(\sigma) + b = \mathbf{0} \quad (\text{in } \Omega), \\ \sigma n^N = \hat{t} \quad (\text{on } \Gamma^N), \\ u = \hat{u} \quad (\text{on } \Gamma^D), \end{array} \right\} \quad (1)$$

式中,  $\sigma$  为应力张量,  $b$  为体力,  $n^N$  和  $\hat{t}$  分别为 Neumann 边界的外法向和给定面力,  $\hat{u}$  为 Dirichlet 边界的给定位移约束。接触边界  $\Gamma^C$  的 KKT 条件<sup>[14]</sup>为

$$\begin{aligned} \text{法向: } & g \geq 0, p_n \leq 0, p_n g = 0, \\ \text{切向: } & \begin{cases} \beta \geq 0, \omega \leq 0, \omega \beta = 0, \\ \omega := \|t_\tau\| - \mu |p_n|, \bar{v}_\tau + \beta t_\tau = \mathbf{0}, \end{cases} \quad (2) \end{aligned}$$

式中,  $p_n$  为法向接触压力的大小,  $\omega$  和  $\beta$  为中间参数,  $t_\tau$  为切向摩擦力,  $\mu$  为摩擦系数,  $\bar{v}_\tau$  为切向相对运动速率。法向 KKT 条件统一描述了不可贯穿条件和法向压力条件, 切向 KKT 条件统一描述了库伦定律中的粘结条件和摩擦运动学条件。

鉴于一般有限元理论对 Neumann 边界和 Dirichlet 边界的处理均有介绍, 本文不作讨论。使用拉氏乘子法处理接触边界, 相应的约束变分原理为<sup>[15]</sup>

$$\left. \begin{array}{l} \delta \Pi(u, \lambda) = \delta \Pi^{\text{int,ext}}(u) + \delta \Pi^C(u, \lambda), \\ \delta \Pi^C = \delta \Pi_u^C + \delta \Pi_\lambda^C, \\ \delta \Pi_u^C = \int_{\Gamma^C} \lambda \cdot (\delta u^s - \delta u^m) d\Gamma, \end{array} \right\} \quad (3)$$

式中,  $\delta \Pi^{\text{int,ext}}$  为常规内力和外力的虚功变分,  $\lambda$  为拉氏乘子,  $\delta \Pi^C$  为接触边界的泛函变分,  $\delta \Pi_u^C$  为接触力的虚功变分,  $\delta \Pi_\lambda^C$  为接触约束的泛函变分, 其具体表达将在本文 3.3 节详细讨论。

### 3.2 空间离散

在包括  $n$  个节点的离散空间中, 对节点列向量  $\mathbf{l}$ , 本文约定  $\mathbf{l}$  表示列向量:

$$\mathbf{l} = \begin{bmatrix} \mathbf{l}_1^T & \mathbf{l}_2^T & \cdots & \mathbf{l}_n^T \end{bmatrix}^T. \quad (4)$$

位移空间和拉氏乘子空间的离散形式分别记为

$$\mathbf{u} \approx \mathbf{u}^h = \mathbf{N} \mathbf{d}, \lambda \approx \lambda^h = \boldsymbol{\psi} \mathbf{z}, \quad (5)$$

式中,  $\mathbf{d}$  为离散的位移向量,  $\mathbf{z}$  为离散的拉氏乘子向量, 试探函数矩阵  $\mathbf{N}$  和  $\boldsymbol{\psi}$  为

$$\left. \begin{array}{l} \mathbf{N} = \begin{bmatrix} \mathbf{N}_1 \mathbf{I}_3 & \mathbf{N}_2 \mathbf{I}_3 & \cdots & \mathbf{N}_{n_N} \mathbf{I}_3 \end{bmatrix}, \\ \boldsymbol{\psi} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\psi}_1 \mathbf{I}_3 & \boldsymbol{\psi}_2 \mathbf{I}_3 & \cdots & \boldsymbol{\psi}_{n_\psi} \mathbf{I}_3 \end{bmatrix}, \end{array} \right\} \quad (6)$$

式中,  $n_N$  和  $n_\psi$  分别为位移离散空间和拉氏乘子离散空间的节点数,  $\mathbf{I}_3$  表示 3 阶单位矩阵。

将主面和从面的节点集合分别记为  $M$  和  $S$ , 其余节点的集合记为  $R$ , 并将式 (3)、(5) 代入  $\delta \Pi = 0$ , 注意到  $\delta \mathbf{d}$  的任意性, 可得到下方程组<sup>[16]</sup>:

$$\left[ \begin{array}{c|c} \mathbf{K} & \begin{matrix} \mathbf{0} \\ -\mathbf{H}_M^T \\ \mathbf{H}_S^T \end{matrix} \\ \hline \mathbf{0} & * \end{array} \right] \begin{bmatrix} \mathbf{d}_R \\ \mathbf{d}_M \\ \mathbf{d}_S \\ \mathbf{z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{F}_R^{\text{ext}} \\ \mathbf{F}_M^{\text{ext}} \\ \mathbf{F}_S^{\text{ext}} \\ * \end{bmatrix}, \quad (7)$$

式中, 系数矩阵  $\mathbf{K}$  和外力  $\mathbf{F}^{\text{ext}}$  由  $\delta \Pi^{\text{int,ext}} / \delta \mathbf{d}$  确定, \* 为待确定的接触约束, 矩阵  $\mathbf{H}$  为

$$\mathbf{H}_M = \int_{\Gamma^C} \boldsymbol{\psi}^T \mathbf{N}_M d\Gamma, \mathbf{H}_S = \int_{\Gamma^C} \boldsymbol{\psi}^T \mathbf{N}_S d\Gamma, \quad (8)$$

暂时忽略接触约束, 并定义接触力  $\mathbf{F}^C$  为

$$\mathbf{F}_M^C = \mathbf{H}_M^T \mathbf{z}, \mathbf{F}_S^C = -\mathbf{H}_S^T \mathbf{z}, \quad (9)$$

则式 (7) 的增量形式为

$$\mathbf{K} \cdot \Delta \mathbf{d} = \mathbf{r}, \mathbf{r} = \mathbf{F}^{\text{ext}} - \mathbf{F}^{\text{int}} + \mathbf{F}^C, \quad (10)$$

式中,  $\mathbf{r}$  为以等效节点力表达的残差。

本文使用有限元法离散位移空间, 则位移空间的离散形式可通过使用等参元而表达为

$$\mathbf{x} \approx \mathbf{x}^h = \sum_{k=1}^{n^e} N_k|_{\mathbf{x}^h} \mathbf{x}_k, \mathbf{u} \approx \mathbf{u}^h = \sum_{k=1}^{n^e} N_k|_{\mathbf{x}^h} \mathbf{d}_k, \quad (11)$$

式中,  $n^e$  为单元的节点数,  $N_k$  为单元形函数在当前近似位形  $\mathbf{x}^h$  处的取值,  $k$  为节点在单元内的局部编号。

### 3.3 接触约束的离散格式

法向接触约束的泛函变分为

$$\begin{aligned} \delta \Pi_{\lambda_n}^C & \approx \{\delta \Pi_{\lambda_n}^C\}^h = \sum_{j=1}^{n_\psi} \delta z_j^n \int_{\Gamma^C} \boldsymbol{\psi}_j g d\Gamma \\ & = \sum_{j=1}^{n_\psi} \delta z_j^n \left[ \int_{\Gamma^C} \boldsymbol{\psi}_j \mathbf{n}^T (\mathbf{N}_S \mathbf{x}_S^h - \mathbf{N}_M \mathbf{x}_M^h) d\Gamma \right]. \end{aligned} \quad (12)$$

对本文所采用的点对面形式, 取式 (8) 中的矩阵  $\mathbf{H}_S$  为单位阵, 则法向接触约束的离散形式为

$$\mathbf{n}_j \cdot \left( \mathbf{x}_j^h - \sum_{l=1}^{n_m^e} N_l|_{\mathbf{x}_j^m} \mathbf{x}_l^h \right) = \hat{g}_j \quad (\forall \{j \in S\}), \quad (13)$$

式中,  $n_m^e$  表示主面单元的节点数,  $\hat{g}$  为从点法向间隙量的给定位移约束,  $N_l$  为主面单元形函数在投影点  $\mathbf{x}^m$  处的取值。由  $N_l$  构成的矩阵  $\mathbf{H}_M$  为

$$\{\mathbf{H}_M\}_{[j,l]} = N_l|_{\mathbf{x}_j^m} \mathbf{I}_3, \quad \forall \{j \in S, l \in M\}. \quad (14)$$

将从点集合  $S$  进一步细分为粘结点集合  $T$  和滑动点集合  $L$  ( $T \cap L = \emptyset, T \cup L = S$ )。对黏结和滑动的从点, 切向接触约束分别为位移约束和库伦定律。注意到  $\Delta\mathbf{x}^h = \Delta\mathbf{d}$ , 忽略除位移增量之外的其他因素, 可将增量接触约束的离散形式写为

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{n}_j \cdot \left( \Delta\mathbf{d}_j - \sum_{l=1}^{n_m^e} N_l|_{\mathbf{x}_j^m} \Delta\mathbf{d}_l \right) &= \Delta\hat{g}_j \quad (\forall \{j \in S\}), \\ \{\boldsymbol{\tau}_i\}_j \cdot \left( \Delta\mathbf{d}_j - \sum_{l=1}^{n_m^e} N_l|_{\mathbf{x}_j^m} \Delta\mathbf{d}_l \right) &= \mathbf{0} \quad (\forall \{j \in T\}), \\ \{t_{\tau_i}^h\}_j = -\mu \{p_n^h\}_j \{\boldsymbol{\tau}_i\}_j \cdot \bar{\boldsymbol{\tau}}_i / \|\bar{\boldsymbol{\tau}}_i\| & \quad (\forall \{j \in L\}), \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

式中,  $i$  代表 1 或 2,  $\boldsymbol{\tau}_i$  为切向坐标基,  $t_{\tau_i}^h$  和  $p_n^h$  分别为离散在节点上的切向和法向接触压力。

以上使用拉氏乘子法引入接触约束得到了接触问题的计算格式, 增量方程为式 (10), 接触约束为式 (15)。特别地, 对于可变形体和固定刚性体发生单边无摩擦接触的情形, 接触约束退化为

$$\mathbf{n}_j \cdot \Delta\mathbf{d}_j = \Delta\hat{g}_j, \quad \{t_{\tau_i}^h\}_j = \mathbf{0}, \quad \forall \{j \in S\}. \quad (16)$$

点对面形式自提出以来便在计算接触力学领域内得到了广泛应用, 影响深远。与接触面单元相比, 点对面形式可更好地处理几何非线性, 具有较强的描述位移不连续现象的能力。其次, 点对面形式无需划分接触界面的单元, 允许各接触体各自剖分有限元网格, 具有一定的处理不协调网格的能力, 极大地方便了考虑接触或网格加密的数值计算。

## 4 面板转动接触挤压效应计算分析

使用本文所发展的基于非线性接触力学的计算模拟方法和有限元计算程序系统, 进行了基于子结构计算模型的多体接触分析, 从数值计算的角度进一步论证了面板纵缝的转动接触挤压效应及其影响因素。

### 4.1 计算模型及条件

图 6 示意了子结构计算模型及其边界条件。计算模型包括有两块混凝土面板和垫层料在内的 3 个相互接触的独立物体。面板上表面作用的水压力用均匀法向压力  $p$  近似模拟。在本次计算中取  $p=0.3$  MPa, 即相当于面板中部水头约为 30 m。在垫层料底面的中部位置约束水平位移为零。为模拟图 6 右侧所示的面板转动形态, 在垫层料底部布置一个无切向摩擦的弹性支撑, 在水压作用下可在垫层料中间位置发生较大的法向位移。在需要模拟轴向挤压作用时, 可通过在垫

层料两侧施加挤压位移  $\hat{u}$  实现。

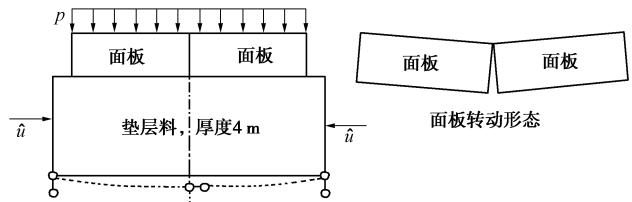


图 6 子计算模型示意图

Fig. 6 Schematic of submodel

图 7 左侧为相应的三维有限元计算网格, 共包括有 57923 个节点, 40833 个单元, 具体模型尺寸也如图中所示。其中, 面板厚度变化按  $0.4+0.0035H$  ( $H$  为高差)。为反映结构的近似平面应变条件, 约束底高程表面的法向位移为零。为了能够描述面板转动接触挤压效应所导致的应力集中现象, 在面板接缝两侧适当加大了网格密度, 在面板厚度方向剖分了 5 层单元。图 7 右侧为面板纵缝附近的局部网格图。

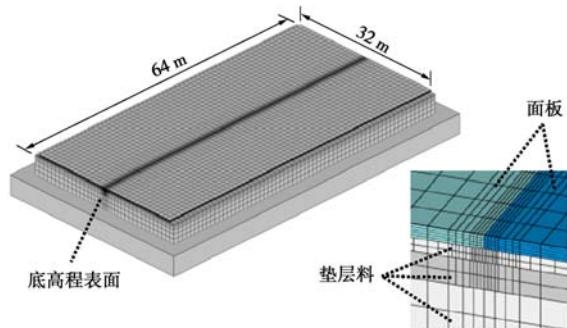


图 7 子计算模型的三维网格

Fig. 7 Mesh of submodel

本计算主要侧重于进行挤压机理的分析, 因此为简化计, 各种材料均按线弹性模型考虑, 垫层料和面板的模量分别为 144 MPa 和 30000 MPa, 泊松比取为 0.2。面板与面板间的摩擦系数取 0.75, 面板与垫层料之间的摩擦系数取 0.7, 物体间的法向接触约束条件均使用拉氏乘子法引入。

分别针对转动挤压和位移挤压两种典型工况进行了计算分析, 下面分别进行介绍。

### 4.2 计算方案 1: 转动挤压

方案 1 主要计算分析转动挤压作用。为此, 在图 6 所示的子结构模型中, 需要施加法向压力  $p$ , 但不施加挤压位移  $\hat{u}$ 。计算中分 10 个加载步施加法向压力,  $\Delta p = 30$  kPa/步。

根据天生桥面板坝原型观测成果, 河谷附近面板接缝处的转动度数约为  $0.14^\circ \sim 0.18^\circ$ 。为了使面板转动度数和天生桥坝的观测成果相当, 通过试算确定了垫层料底部弹性支撑体的模量取值。

图 8 给出了最后一个加载步面板应力和变形的计算结果。由图 8 (a) 可见, 计算所得面板两侧的法向

位移差约 47 mm, 相当于面板转动度数为 0.17°。图 8 (b) 为沿面板纵缝缝面两侧面板脱开量的计算结果, 可见当面板发生转动后, 纵缝呈上表面局部接触、下部发生脱开的状态, 计算所得最大面板脱开距离约为 0.48 mm。图 8 (c) ~ (d) 为面板缝面接触应力的计算结果, 可见面板在纵缝顶部发生了明显的应力集中, 最大坝轴向挤压应力约为 21.0 MPa。将图中计算所得应力集中的分布区域与图 1 和图 2 中所示的面板发生挤压破坏的分布区域进行对比, 可以发现两者在分布特点上具有高度的相似性。

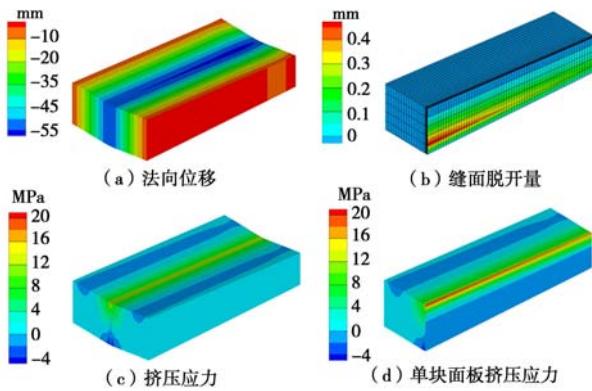


图 8 方案 1 面板应力变形计算结果(面板厚度方向放大 10 倍)

Fig. 8 Numerical results of scenario 1

基于计算方案 1 进行了计算参数的敏感性分析, 研究了不同面板转动度数及法向压力的影响。表 1 为相应的计算结果。其中, 应力集中系数表示计算所得面板最大挤压应力与整块面板中部挤压应力平均值的比值, 其值大小反映了由于接缝处面板局部接触所导致的应力集中程度的大小。

表 1 不同条件计算结果汇总

Table 1 Comparison of maximal axial stresses and stress concentration factors

转动度数 / (°)	法向压力 / MPa	最大挤压应力 / MPa	应力集中系数
0.11	0.3	13.3	3.4
0.17	0.3	18.0	3.6
0.22	0.3	20.9	4.7
0.17	0.5	21.7	4.3
0.17	0.8	24.8	5.8

由表中所示的计算结果可见, 随转动度数和法向压力的增加, 最大挤压应力和应力集中系数也相应增大。在各种计算参数组合情况下, 面板接缝处应力集中系数的值处于 3.4~5.8 之间, 这表明由于面板转动在纵缝处所导致的局部接触现象, 可在面板纵缝两侧表面部位引发严重的应力集中现象。计算结果可从量值解释面板发生挤压破坏时面板中部最大挤压应变实测值与计算值均远低于混凝土极限抗压应变的现象。

#### 4.3 计算方案 2: 位移挤压

方案 2 主要计算分析轴向位移挤压作用。为此, 采用了如图 9 所示的子结构模型。其中, 约束垫层料

下部的法向位移为零, 使面板不发生转动, 以单独研究位移挤压作用的大小。为了模拟面板转动后所导致的局部接触状态, 初始划分网格时使接缝两侧面板下表面张开 2 mm。

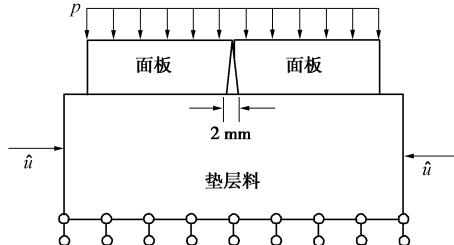


图 9 方案 2 子计算模型示意图

Fig. 9 Submodel of scenario 2

除法向位移外, 方案 2 与方案 1 的计算结果具有类似的分布规律, 限于篇幅这里不再给出。图 10 为方案 2 面板最大挤压应力随挤压位移  $\hat{u}$  的变化过程。由图 10 可见, 最大挤压应力先随挤压位移  $\hat{u}$  的增加而增大, 在挤压位移为 10 mm 时, 最大挤压应力达到其峰值约 25.0 MPa。之后, 由于面板和垫层料接触面上大范围的切向应力达到极限粘结状态而转换为滑动摩擦应力, 使得挤压应力稍有下降, 但变化不大。以上结果的具体数值还与面板和垫层的摩擦系数等很多因素有关, 其变化规律尚需进一步分析探讨。

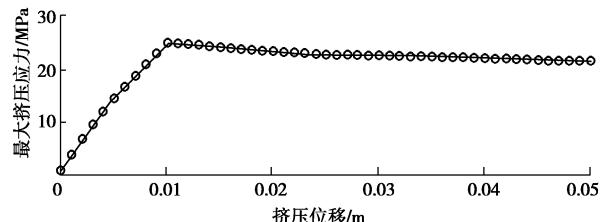


图 10 方案 2 最大挤压应力随挤压位移的变化

Fig. 10 Variation of maximal axial stress with axial deformation in scenario 2

综上计算分析结果表明, 面板转动在纵缝处会使面板发生局部接触的现象, 面板转动过程中的转动挤压及后续的位移挤压均可在纵缝两侧面板表面部位引发严重的应力集中。计算结果证实上述的面板转动接触挤压效应是造成面板发生挤压破坏的主要原因。

## 5 结 论

本文探讨了超高面板堆石坝面板挤压破坏的特征、发生机理和数值模拟方法, 主要取得如下的初步认识和成果:

(1) 总结分析了国内外数座典型超高面板堆石坝工程中发生的面板挤压破坏现象及特征。在总结已有成果和认识的基础上, 论述了面板纵缝转动接触挤压效应的发生机制, 认为由坝体变形所导致的面板转动

挤压和位移挤压是导致面板挤压破坏的本质原因。

(2) 基于非线性接触力学的方法, 自主开发了可描述面板坝复杂多体接触特性的计算方法和三维有限元计算程序系统。

(3) 使用局部子结构模型对面板纵缝的转动接触挤压效应进行了分析。结果表明, 转动挤压和位移挤压均可在纵缝两侧面板表面部位引发严重的应力集中, 可从量值上解释面板发生挤压破坏时面板中部挤压应变实测值和计算值仍远低于混凝土极限抗压应变的现象。

## 参考文献:

- [1] 曹克明, 徐建军. 超高面板坝面板临界挠度探讨和设计改进[J]. 水力发电, 2009, 34(11): 98 – 102. (CAO Ke-ming, XU Jian-jun. Discussions on critical deflection of face slab and its design improvement for super-high CFRD[J]. Water Power, 2009, 34(11): 98 – 102. (in Chinese))
- [2] 郦能惠. 高混凝土面板堆石坝设计理念探讨[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(8): 1143 – 1150. (LI Neng-hui. New concept of design for high concrete face rockfill dams[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(8): 1143 – 1150. (in Chinese))
- [3] 马洪琪, 曹克明. 超高面板坝的关键技术问题[J]. 中国工程科学, 2007, 9(11): 4 – 10. (MA Hong-qi, CAO Ke-ming. Key technology of super-high CFRD[J]. Engineering Sciences, 2007, 9(11): 4 – 10. (in Chinese))
- [4] 罗亮, 陈烨, 仲洪滔. 土工膜在大坝面板挤压破坏临时处理工程中的应用[J]. 大坝与安全, 2013(2): 48 – 51. (LUO Liang, CHEN Ye, ZHONG Hong-tao. Application of geomembrane in temporary treatment of extrusion damage of dam face slab[J]. Dam and Safety, 2013(2): 48 – 51. (in Chinese))
- [5] 郦能惠, 王君利, 米占宽, 等. 高混凝土面板堆石坝变形安全内涵及其工程应用[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(2): 193 – 201. (LI Neng-hui, WANG Jun-li, MI Zhan-kuan, et al. Connotation of deformation safety of high concrete face rockfill dams and its application[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(2): 193 – 201. (in Chinese))
- [6] 徐泽平, 郭晨. 高面板堆石坝面板挤压破坏问题研究[J]. 水力发电, 2007, 33(9): 80 – 84. (XU Ze-ping, GUO Chen. Research on the concrete face slab rupture of high CFRD[J]. Water Power, 2007, 33(9): 81 – 84. (in Chinese))
- [7] 邹德高, 尤华芳, 孔宪京, 等. 接缝简化模型及参数对面板堆石坝面板应力及接缝位移的影响研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(1): 3257 – 3263. (ZOU De-gao, YOU Hua-fang, KONG Xian-jing, et al. Research on joint simplified model and effects of joint parameters on panel stress and joint displacements of faced rockfill dam[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(1): 3257 – 3263. (in Chinese))
- [8] 曹克明, 汪易森, 徐建军, 等. 混凝土面板堆石坝[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2008: 147. (CAO Ke-ming, WANG Yi-seng, XU Jian-jun, et al. Concrete face rockfill dam[M]. Beijing: China Water Power Press, 2008: 147. (in Chinese))
- [9] 郝巨涛, 杜振坤. 高混凝土面板堆石坝面板接缝挤压破坏预防措施研究[J]. 水力发电, 2008, 34(6): 41 – 44. (HAO Ju-tao, DU Zhen-kun. Precaution measures for the spalling failure of the slab joint concrete in high CFRDs[J]. Water Power, 2008, 34(6): 41 – 44. (in Chinese))
- [10] 郦能惠, 杨泽艳. 中国混凝土面板堆石坝的技术进步[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(8): 1361 – 1368. (LI Neng-hui, YANG Ze-yan. Technical advances in concrete face rockfill dams in China[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(8): 1361 – 1368. (in Chinese))
- [11] COOKE J B. Concrete-faced rockfill dam[J]. International Water Power and Dam Construction, 1991, 43(1): 11 – 15.
- [12] 张丙印, 师瑞锋, 王刚. 高面板堆石坝面板脱空问题的接触力学分析[J]. 岩土工程学报, 2003, 25(3): 361 – 364. (ZHANG Bing-yin, SHI Rui-feng, WANG Gang. Contact analysis of separation between concrete slab and cushion layer in high concrete face rock-fill dam[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2003, 25(3): 361 – 364. (in Chinese))
- [13] HALLQUIST J O, GOUDREAU G L, BENSON D J. Sliding interfaces with contact-impact in large-scale Lagrangian computations[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1985, 51(1): 107 – 137.
- [14] POPP A, GITTERLE M, GEE M W, et al. A dual mortar approach for 3D finite deformation contact with consistent linearization[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2010, 83(11): 1428 – 1465.
- [15] 王勣成. 有限单元法[M]. 北京: 清华大学出版社, 2003: 675. (WANG Xu-cheng. Finite element method[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2003: 675. (in Chinese))
- [16] HÜEBER S, WOHLMUTH B I. A primal-dual active set strategy for non-linear multibody contact problems[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2005, 194(27): 3147 – 3166.