

DOI: 10.11779/CJGE20240664

高内压作用下混凝土衬砌渗流-应力-开裂分析

金俊超^{1,2}, 景来红^{1,2}, 宋志宇^{*1,2}, 苏 凯³, 杨风威^{1,2}, 刘光昆^{1,2}

(1. 黄河勘测规划设计研究院有限公司, 河南 郑州 450003; 2. 水利部黄河流域水治理与水安全重点实验室(筹), 河南 郑州 450003;

3. 水资源工程与调度全国重点实验室(武汉大学), 湖北 武汉 430072)

摘 要: 高内压作用下衬砌混凝土开裂引发的内水外渗问题, 是当前压力隧洞运行中频繁遇到的困难之一。引入黏聚单元模拟裂缝的非连续拓展, 改进软件 ABAQUS 内置接触模拟衬砌-围岩交界面, 研究建立了高压隧洞混凝土衬砌渗流-应力-开裂分析方法。进一步, 对物理模型试验及工程监测数据进行了仿真模拟, 并探讨了连续/非连续分析方法各自的特点。结果表明: 混凝土衬砌在高内水压下, 不可避免发生开裂, 且裂缝分布呈现少而疏的特征; 在裂缝处形成稳定渗流通道后, 衬砌内外壁渗透压差迅速下降, 围岩成为承担水荷载的主体; 钢筋应力在整个加载过程中表现出缓慢增大—增加—急剧下降—维持较小值的变化历程。连续介质分析模型与非连续分析方法的计算结果整体规律一致, 但在需要精确描述裂缝非连续拓展过程时, 须采用渗流-应力-开裂非连续分析方法, 连续介质分析方法无法模拟上述特征。

关键词: 高压隧洞; 混凝土衬砌; 黏聚单元; 裂缝拓展; 内水外渗

中图分类号: TU452

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2025)12-2517-11

作者简介: 金俊超(1992—), 男, 博士后, 主要从事岩土工程数值计算方面的研究工作。E-mail: jinjunchao@whu.edu.cn。

Seepage-stress-cracking analysis of concrete lining under high internal pressure

JIN Junchao^{1,2}, JING Laihong^{1,2}, SONG Zhiyu^{1,2}, SU Kai³, YANG Fengwei^{1,2}, LIU Guangkun^{1,2}

(1. Yellow River Engineering Consulting Co. Ltd., Zhengzhou 450003, China; 2. Key Laboratory of Water Management and Water

Security for Yellow River Basin, Ministry of Water Resources(under construction), Zhengzhou 450003, China; 3. State Key

Laboratory of Water Resources Engineering and Management, Wuhan University, Wuhan 430072, China)

Abstract: Internal water leakage induced by concrete lining cracking under high internal pressure is a frequent challenge in the operation of pressure tunnels. This paper develops a novel seepage-stress-cracking analysis method of concrete lining under high internal pressure. The cohesive element is adopted to model the discontinuous propagation of cracks within the lining. Additionally, the built-in contact simulation in the software ABAQUS is improved to represent the interface between the lining and surrounding rock. Furthermore, the model is validated by comparison with physical model experiment and engineering monitoring data. Finally, compared with the results of the traditional continuum method, a systematic analysis of the characteristics of the continuum/discontinuous analysis methods is carried out. The results indicate that under high internal pressure, cracking in the concrete lining is inevitable, and the cracks is distributed in a sparse and infrequent pattern. Once stable seepage channels form at the cracks, the pressure difference between the inner and outer walls of the lining decreases rapidly, with the surrounding rock becoming the main body bearing of the hydraulic load. The steel reinforcement stress exhibits a progression of slowly increasing, rapidly rising, sharply descending, and then maintaining a low value throughout the loading process. The overall trends from the continuous analysis model and the discontinuous analysis method are consistent; however, when precise description of the crack propagation process is required, the seepage-stress-cracking discontinuous analysis method must be used, as the continuous medium analysis method cannot simulate the above characteristics.

Key words: high pressure tunnel; concrete lining; cohesive element; crack expansion; leakage

基金项目: 中国博士后科学基金项目(2022M721299); 河南省科技攻关(232102320339); 中国水力发电工程学会青托项目(CSHE-YESS-2024018) This work was supported by China Postdoctoral Science Foundation (Grant No. 2022M721299), Henan Province Natural Science Foundation (Grant No. 232102320339) and Young Elite Support Scheme of China Society for Hydropower Engineering (Grant No. CSHE-YESS-2024018).

收稿日期(Received): 2024-07-10 **修回日期(Revised):** 2025-03-25 **接受日期(Accepted):** 2025-03-28 **网络出版日期(Online):** 2025-03-29

***通信作者** (E-mail: songzhy@yrec.cn)

0 引言

相较于钢衬、钢衬钢筋混凝土等结构,由于可模性好、取材方便、造价经济等优势,混凝土衬砌在水工隧洞中得到了大量使用。然而,在高内水压力作用下,混凝土衬砌将不可避免地发生开裂引发内水外渗,导致围岩处于高渗压和高水力梯度不利运行环境中,严重威胁工程安全^[1-2]。

近年来,高压隧洞衬砌水力劈裂模拟引起越来越多学者的关注。Zhou 等^[3]采用等效耦合分析方法,对水工隧洞内水外渗条件下的衬砌钢筋应力和围岩应力状态进行了计算分析。Bian 等^[4],邓建等^[5]提出了在内水压作用下混凝土衬砌裂缝宽度估算公式,建立了高压管道内水外渗与混凝土衬砌裂缝宽度相互影响的有限元分析方法。Dadashi 等^[6],Zhang 等^[7],Wu 等^[8],苏凯等^[9]建立衬砌混凝土渗透系数随损伤演化模型,分析了充水加压过程中渗流场、应力场及损伤场的耦合作用过程。但是上述研究将衬砌开裂过程等效为单元损伤演化,并不能直观反映裂缝形态及非连续拓展特征。

非连续力学模型,被越来越多的应用到准脆性材料的断裂模拟,如 XFEM 方法、界面单元、黏聚单元等,其中黏聚单元不仅可以反映材料断裂导致的位移非连续特征,同时可兼顾裂缝内部的水体流动特性^[10-11]。胡云进等^[12]引入黏聚单元描述衬砌开裂,建立了压力隧洞内水外渗的渗流-应力-开裂分析模型。陈国龙等^[13]基于黏聚单元力学参数的随机赋值理论,建立压力隧洞衬砌内水外渗下的随机水力劈裂模型。周利等^[14]引入黏聚单元模拟衬砌裂缝、衬砌-围岩交界面,提出了水工隧洞混凝土衬砌水压致裂算法。

上述工作^[12-14]提供了十分有价值的研究思路,但文中未对黏聚单元刚度参数确定问题进行明确说明,缺乏与室内试验及工程监测数据的验证,更欠缺与传统连续介质模型结果系统对比,严重影响了研究成果的有效性及推广性。另外,内水压力作用下衬砌开裂后,将表现出与围岩有条件联合承载特性^[3,8],而现有的研究成果尚不能完全解决该问题,关于衬砌-围岩联合承载模拟方法也存在进一步研究的必要性。

本文首先对黏聚单元特性进行介绍,并提出黏聚单元刚度参数的建议取值方法。然后,改进 ABAQUS 内置接触模拟,准确表征衬砌-围岩交界面。基于间接耦合求解,实现高压隧洞混凝土衬砌渗流-应力-开裂分析。通过对物理模型试验及工程监测数据进行数值仿真,检验所建方法的正确性。最后,与传统连续介质模型结果进行比较,分析不同方法的特点。

1 混凝土衬砌渗流-应力-开裂分析方法

1.1 黏聚单元刚度参数确定问题分析

黏聚单元假设在真实裂纹尖端前存在一个断裂过程区,该区域在断裂过程中发生能量耗散^[10-11]。本文采用软件 ABAQUS 内置的双线性牵引-脱离模型,如图 1 所示,其将准脆性材料断裂过程概化为弹性阶段—软化阶段—剥离阶段。

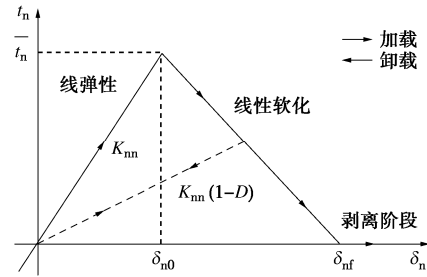


图 1 黏聚单元本构关系

Fig. 1 Constitutive relationship of cohesive element

黏聚单元应力与相对位移的弹性本构关系为

$$\begin{bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} & K_{nt} \\ K_{ns} & K_{ss} & K_{st} \\ K_{nt} & K_{st} & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中： t_n , t_s , t_t 分别为法向和切向的应力； K_{nn} 为法向刚度； K_{ss} , K_{tt} 为切向刚度，不考虑各方向间耦合作用，令 $K_{ij}(i \neq j) = 0$ ； δ_n 为相对法向位移， δ_s , δ_t 为相对切向位移。

以二次名义应力准则作为初始损伤准则，当各方向名义应力比的平方和等于 1 时，表示材料开始出现损伤：

$$\left(\frac{\langle t_n \rangle}{\bar{t}_n} \right)^2 + \left(\frac{t_s}{\bar{t}_s} \right)^2 + \left(\frac{t_t}{\bar{t}_t} \right)^2 = 1 \quad (2)$$

式中： \bar{t}_n , \bar{t}_s , \bar{t}_t 分别为法向、切向允许最大应力。

损伤系数 D 为有效相对位移 δ_m 的函数：

$$D = \frac{\delta_{nf}(\delta_{n,\max} - \delta_{n0})}{\delta_{n,\max}(\delta_{nf} - \delta_{n0})} \quad (3)$$

式中： $\delta_{n,\max}$ 为在加载过程中最大有效相对位移； δ_{n0} 和 δ_{nf} 分别为损伤起始和完全破坏时有效相对位移。相应的牵引力为

$$\left. \begin{aligned} t_n &= \begin{cases} (1-D)\bar{t}_n & (\bar{t}_n \geq 0) \\ \bar{t}_n & (\bar{t}_n < 0) \end{cases} \\ t_s &= (1-D)\bar{t}_s \\ t_t &= (1-D)\bar{t}_t \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

黏聚力单元内部液体流动分为沿着间隙方向的

切向流动和垂直间隙方向的法向流动, 如图 2 所示, 其中 p_i 为中表面的压力, p_t 和 p_b 分别为上下表面的压力。

切向液体流动渗透系数 K_t 可根据立方定律确定:

$$K_t = \frac{d^3}{12\mu} \quad (5)$$

式中: μ 为运动黏滞系数; d 为接缝张开量。

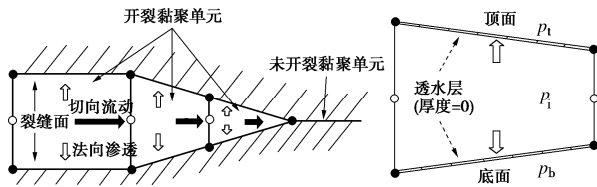


图 2 黏聚单元渗流特征

Fig. 2 Seepage characteristics of cohesive element

法向液体流动可以通过定义黏聚单元上下表面的渗透系数实现:

$$\begin{cases} q_t = c_t(p_i - p_t), \\ q_b = c_b(p_i - p_b). \end{cases} \quad (6)$$

式中: q_t 和 q_b 分别为穿过黏聚单元上下表面的流体速率; c_t 和 c_b 分别为上下表面的渗透系数。

在进行衬砌混凝土水压致裂分析过程中, 参数确定是基础。根据 Gong 等^[1]敏感性分析结果, 刚度参数、强度参数和断裂参数对黏聚单元开裂影响显著。其中, 强度参数 $\bar{\sigma}_n$, $\bar{\sigma}_s$, $\bar{\sigma}_t$ 可根据混凝土应力-应变试验曲线确定, 断裂失效位移 δ_{nr} 可按常规混凝土取值为 0.05 mm。渗透参数可依据立方定律, 参考开裂混凝土试验结果确定。但是刚度参数, 目前确定过程仍不明晰。

为此, 结合理论分析和数值算例, 对黏聚单元刚度取值方法进行说明。由于在衬砌开裂前, 衬砌和围岩均遵循线弹性本构关系, 因此可以将衬砌环向承受拉应力, 视为弹性串联体系进行理论分析。取半环衬砌进行分析, 并将其受拉应力作用特征概化为杆件受拉, 见图 3。

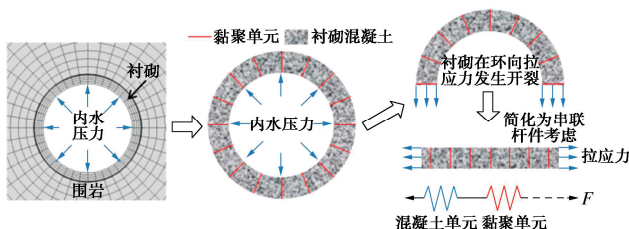


图 3 衬砌开裂前黏聚单元与混凝土联合承载概化

Fig. 3 Generalization of combined bearing of cohesive element and concrete before lining cracking

杆件中混凝土单元弹性模量和数量分别取 E_1 和 n_1 , 黏聚单元弹性模量和数量分别取 E_2 和 n_2 , 根据串

联应变相等原理, 可以得到:

$$\begin{cases} F = F_1 + F_2, \\ F_1 = n_1 E_1 \varepsilon, \\ F_2 = n_2 E_2 \varepsilon. \end{cases} \quad (7)$$

式中: F_1 和 F_2 分别为混凝土单元和黏聚单元所分担的总荷载。

进一步, 得到黏聚单元所受拉应力为

$$\begin{cases} F_2 = \sum_i^{n_2} F_{2i}, \\ F_{2i} = E_2 \varepsilon = \frac{F \cdot E_2}{n_1 E_1 + n_2 E_2} = \frac{F}{n_1 \frac{E_1}{E_2} + n_2}. \end{cases} \quad (8)$$

式中: F_{2i} 为单个黏聚单元分担的荷载。

分析式 (8) 可以发现, 在混凝土参数保持不变的情况下, 黏聚单元弹模越大, 其承受的荷载 F_{2i} 越大, 也就越迅速达到峰值强度, 发生损伤开裂; 黏聚单元组数越多, 其对应的荷载 F_{2i} 越小, 对应于开裂时机变晚。

图 4, 5 给出了数值算例模型和仿真结果。隧洞内径 8.4 m, 衬砌厚 0.6 m, 于衬砌上径向均匀插入黏聚单元。衬砌混凝土采用 C25, 弹模为 28 GPa, 泊松比为 0.167。围岩弹模为 8 GPa, 泊松比为 0.25。黏聚单元抗拉强度取 1.78 MPa。在衬砌内壁施加面力荷载, 模拟隧洞充水加压工况。

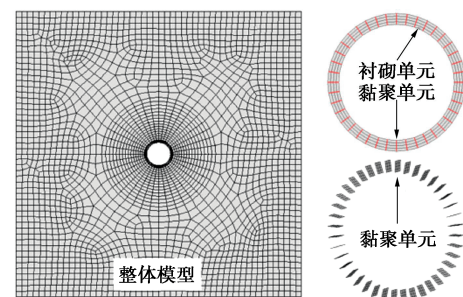


图 4 圆形隧洞计算模型

Fig. 4 Numerical model of circular tunnel

对于 4 组黏聚单元 (弹模 28 GPa) 的情况, 黏聚单元在内压 0.85 MPa 时发生开裂。对于 8 组黏聚单元 (弹模 28 GPa) 的情况, 黏聚单元在内压 0.95 MPa 时发生开裂。对于遍布黏聚单元 (弹模 28 GPa) 的情况, 在内压 1.0 MPa 下无损伤发生; 对于遍布黏聚单元 (弹模 2800 GPa) 的情况, 黏聚单元在内压 0.84 MPa 时发生开裂。

显然, 黏聚单元刚度及组数影响着衬砌启裂及拓展过程。在计算分析中, 应根据衬砌开裂位置插入黏聚单元, 然后基于衬砌启裂水头率定黏聚单元刚度参数。简单将衬砌黏聚单元刚度取值为混凝土强度的 10^7 倍^[14], 很可能造成较大计算误差。

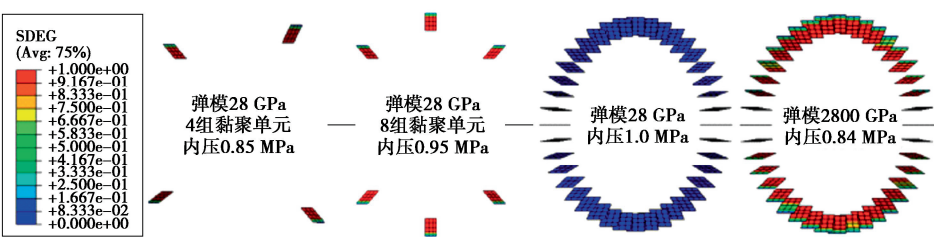


图5 不同弹模取值下黏聚单元开裂特征对比

Fig. 5 Comparison of cracking characteristics of cohesive element under different elastic modulus values

1.2 改进 ABAQUS 内置接触模拟衬砌-围岩交界面

大量实践表明^[1-6],在衬砌开裂前,由于混凝土渗透系数远小于围岩渗透系数,因此衬砌承担更大的内水压力,此时衬砌与围岩紧密贴合,共同抵御内水压力。随着内水压力增大,鉴于混凝土耐压不耐拉的特性,衬砌会发生开裂。开裂后内水外渗,衬砌所承受的水荷载迅速下降,围岩承担更多的水荷载,导致衬砌与围岩在交界面发生位移不连续,局部脱离形成空隙,内水充填至空隙。

因此,模拟衬砌与围岩交界面的单元既要能反映衬砌与围岩脱离前后的渗流场特征,在应力场计算时也要能描述衬砌与围岩有条件的联合承载。软件 ABAQUS 内置了绑定、硬接触和软接触等模拟功能^[15-16],但如表 1 所示,其在模拟衬砌-围岩交界面的渗流场和应力场特征时仍存在缺陷。

表 1 不同接触方式模拟衬砌-围岩交界面存在的缺陷

Table 1 Defects in simulating interface between lining and surrounding rock by different contact modes

	绑定	硬接触	软接触
定义	假定两个接触面始终紧密结合,协调变形	假定两个接触面只有在压紧状态时才能传递法向应力	通过定义间隙-法向应力数据,可模拟具备抗拉能力的法向力学行为
应力场	无法描述高内水压下衬砌与围岩脱离	可以描述高内水压下衬砌与围岩脱离	可以描述高内水压下衬砌与围岩脱离
渗流场	无法反映衬砌与围岩脱离后空隙充水	无法反映衬砌与围岩脱离后空隙充水	无法反映衬砌与围岩脱离后空隙充水

针对上述存在的不足,本文提出了一种新的衬砌-围岩交界面模拟方法。在原有衬砌-围岩交界面设置一层薄层,利用 ABAQUS 内置接触模拟衬砌-围岩联合承载,根据衬砌-围岩脱离状态调整薄层单元渗透特征,见图 6。

(1)在衬砌与围岩交界部位,设置一层薄层单元,单元长宽比控制在 0.01~0.1 以满足计算精度要求。

(2)薄层单元与衬砌单元间定义接触,模拟衬砌与围岩联合承载或脱离行为。

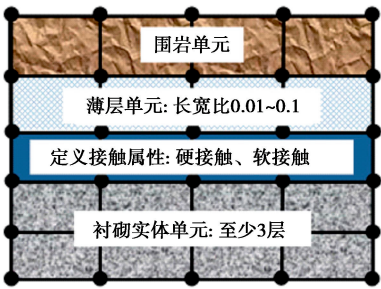


图 6 改进衬砌-围岩交界面模拟方法

Fig. 6 Improved lining-surrounding rock interface simulation method

(3)薄层单元渗透系数,根据衬砌-围岩是否脱离进行调整。若衬砌与围岩紧密贴合,薄层单元渗透系数取围岩渗透系数;若衬砌与围岩脱离,薄层单元渗透系数取围岩渗透系数的 1000 倍,用于模拟衬砌与围岩脱离后内部空隙充水:

$$k_{\text{夹层}} = \begin{cases} k_{\text{围岩}} & (\text{衬砌-围岩不脱离}) \\ 1000k_{\text{围岩}} & (\text{衬砌-围岩脱离}) \end{cases} \quad (9)$$

式中: $k_{\text{夹层}}$ 和 $k_{\text{围岩}}$ 分别为夹层单元和围岩渗透系数。

(4)计算过程中传输接触面张开部位薄层单元编号,动态调整描述衬砌-围岩脱离及空隙充水现象。

仍以前文图 4 中计算模型为例,进一步给出改进接触模拟方法与硬接触模拟效果对比。从图 7 中可以看到,对于硬接触,在不同接触张开状态下,衬砌渗透压分布始终不变,内外壁最大压差为 0.71 MPa。而改进接触模拟方法,在衬砌与围岩发生部分脱离后,内外壁最大压差降为 0.68 MPa,相差了 4.2%。上述结果证实,衬砌与围岩局部脱离形成空隙,内水充填至空隙会引起衬砌渗流场变化,而改进接触模拟方法可正确描述这一特征。

1.3 渗流-应力-开裂数值求解

基于间接耦合求解,研究建立高压隧洞混凝土衬砌渗流-应力-开裂分析方法,计算流程见图 8。

(1)建立包含黏聚单元的数值计算模型

a)综合运用解析解、数值解、实际观测等方法,确定混凝土衬砌裂缝分布位置及启裂水头。

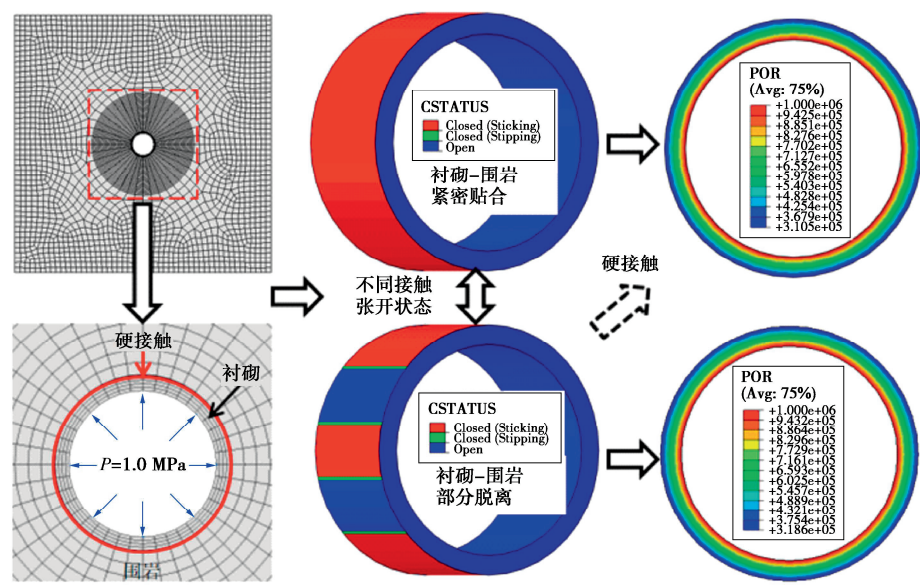


图 7 改进接触模拟方法与硬接触模拟结果对比

Fig. 7 Seepage pressure distribution of lining under different hard contact openings

b) 通过界面操作在可能开裂位置插入黏聚单元, 来反映缝隙位移非连续特征与内部压力水体流动特性。

$$[F_s] = - \iiint \gamma_w [N]^T \left[\frac{\partial H}{\partial x} \frac{\partial H}{\partial y} \frac{\partial H}{\partial z} \right]^T d\Omega \quad (10)$$

式中: x, y, z 为坐标轴方向; γ_w 为水的重度; $[F_s]$ 为等效节点荷载; H 为单元总水头; $[N]$ 为单元插值函数; Ω 为单元积分域。

b) 进行应力场计算, 其中衬砌混凝土采用线弹性本构模型, 黏聚单元采用双线性牵引-脱离模型, 以黏聚单元损伤开裂表征衬砌裂缝拓展。

c) 动态调整薄层单元及黏聚单元渗透系数, 其中薄层单元渗透系数根据衬砌是否与围岩脱离, 基于式 (9) 进行更新。而黏聚单元需获取裂缝张开量, 进而基于式 (5) 更新切向渗透系数。

遗憾的是, 软件 ABAQUS 不具备直接输出黏聚单元裂缝张开量的功能, 为此首先需将位移计算结果从整体坐标系转化到局部柱坐标系下, 此时黏聚单元裂缝张开量就等于黏聚单元在局部柱坐标系下单元上下表面的相对位移, 进而可利用节点坐标输出获取裂缝张开量, 如图 9 所示。

d) 反复迭代, 直至相邻两次渗流场水头变化率小于 1%, 认为隧洞渗流场稳定。

(3) 基于启裂水头参数标定黏聚单元刚度。

a) 比较计算确定的启裂水头, 与前文确定的启裂水头。

b) 如果二者差异不大, 持续进行加压计算, 直至结束。

c) 如果二者差异明显, 则需要调整黏聚单元刚度参数, 重新代入模型进行计算。

(4) 加压计算完成, 输出计算结果。

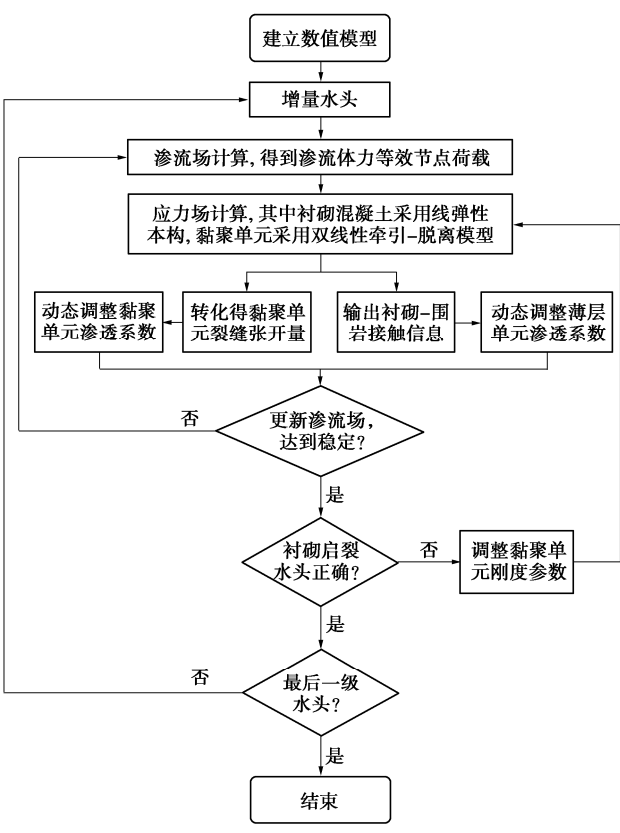


图 8 渗流-应力-开裂分析流程

Fig. 8 Flowchart of seepage-stress-cracking analysis

(2) 进行渗流-应力-开裂求解

a) 进行渗流场计算, 按照下式将渗透体力换算为等效节点荷载:

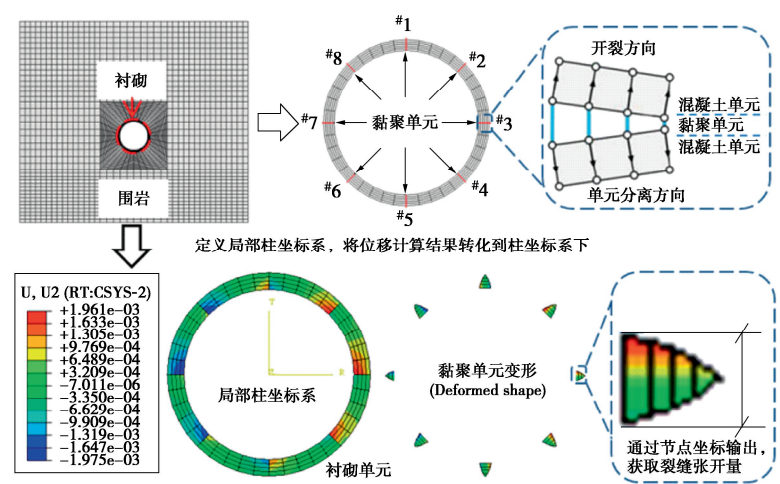


图 9 黏聚单元裂缝张开量获取方法

Fig. 9 Acquisition method of crack opening amount of cohesive element

2 仿真验证

2.1 圆形隧洞充水加压物理模型试验模拟

(1) 计算模型

本节引用 Xu 等^[17]开展的圆形隧洞充水加压物理模型试验数据, 对所建方法进行验证。图 10 为隧洞计算模型, 尺寸与物理模型一致, 6.5 m(长度方向)×5.7 m(竖直方向)。衬砌部位网格加密, 沿径向方向划分 5 层网格。钢筋采用 T3D2 杆单元模拟, 采用嵌入式将其耦合至衬砌单元内。根据文献[12~14], 在衬砌 0°, 45°, 90°, 135°, 180°, 225°, 270°, 315° 等 8 个方位插入黏聚单元。计算参数见表 2。

表 2 计算参数

Table 2 Calculation parameters

材料	弹模/GPa	泊松比	渗透系数/(m·s ⁻¹)
衬砌	25.5	0.167	5×10 ⁻¹⁰
钢筋	206.0	0.300	—
围岩	17.5	0.167	5.25×10 ⁻⁸
黏聚单元	25500.0	—	—

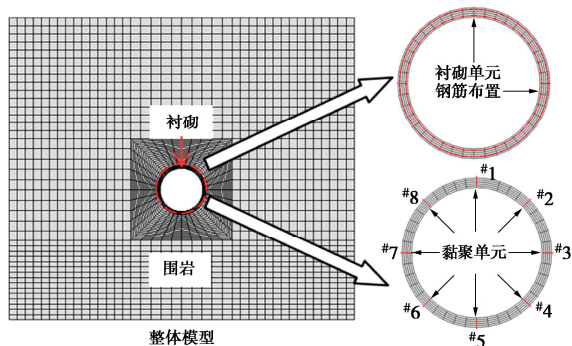


图 10 圆形隧洞计算模型

Fig. 10 Numerical model of circular tunnel

(2) 与试验监测数据对比

从图 11 中可以发现, 当内压达到 1.4 MPa 时, 90° (#3)及 270° (#7) 方位的黏聚单元损伤因子为 1, 对应于衬砌出现贯通裂缝。随着内压最终增至 1.7 MPa, 衬砌在 135° (#4)和 315° (#8)方位也形成贯通裂缝。对于试验结果, 其观测到的裂缝分别位于 45°, 90°, 225°, 270° 方位附近, 共 4 条裂缝。

本文预测的裂缝条数与观测结果一致, 预测的裂缝分布位置与试验结果存在一定差异, 但均发生在易开裂的部位, 这证明了计算方法的有效性。存在差异可能是因为混凝土衬砌作为非均质材料, 其在浇筑过程中内部存在微小空隙, 导致衬砌开裂存在一定的随机性。而本文在计算过程中将其视为均质材料, 与试验条件存在一定差异。

图 12 给出了衬砌渗透压分布演化, 可以看到当内压 1.3 MPa 时, 由于无裂缝产生, 主要由衬砌承担水荷载。在内压 1.4 MPa 时, 由于在 90° (#3)及 270° (#7) 方位开裂形成稳定渗流通道, 裂缝处渗透压差显著下降。在内压 1.7 MPa 时, 衬砌在 135° (#4)和 315° (#8) 出现新的渗流通道, 整体渗透压差下降, 围岩变成承担水荷载的主体。这与围岩渗压计数值发生明显变化的监测事实相符, 证明所建方法可较好反映内水外渗过程。

由图 13 可知, 在内压小于 1.3 MPa 时, 钢筋和衬协同变形, 应力近乎线性增加。当内压达到 1.3 MPa 后, 衬砌开始出现损伤, 钢筋应力增加速率变大。内压达到 1.7 MPa 时, 衬砌开裂, 钢筋应力突增。开裂后衬砌透水性增加, 承担的水压力减小, 裂缝处钢筋应力出现跌落。仿真结果与监测数据变化趋势有较好的一致性, 再次验证了本文模型模拟压力隧洞水力劈裂的可靠性。

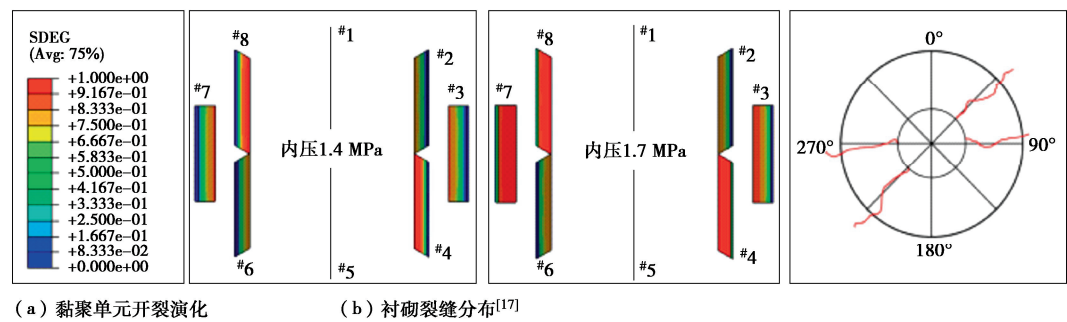


图 11 黏聚单元开裂演化与监测数据对比

Fig. 11 Cracking of cohesive element and monitoring data

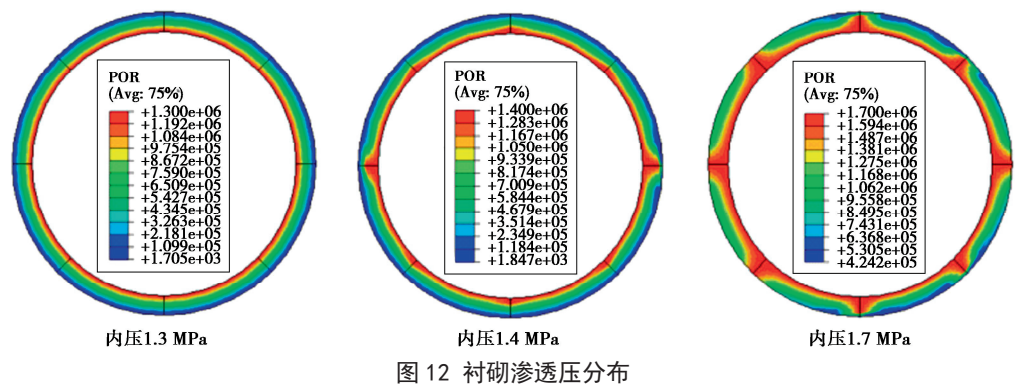


图 12 衬砌渗透压分布

Fig. 12 Distribution of pore pressure in lining

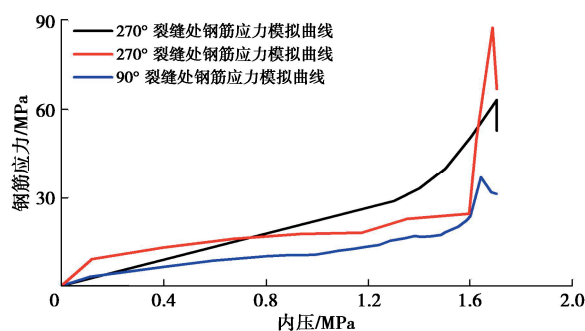


图 13 裂缝处钢筋应力演化

Fig. 13 Stress evolution of steel bar at cracks

2.2 CCS 电站高压隧洞充水加压工程监测仿真

(1) 工程概况

CCS 水电站位于厄瓜多尔 COCA 河上,是中国公司承建的“一带一路”重要工程。根据内外水压力不同的分布条件,电站引水压力隧洞高程 990 m 以上采用 $f_c=32$ MPa 的混凝土衬砌,高程 865~990 m 间采用 $f_c=40$ MPa 的衬砌,高程 865 m 以下采用 $f_c=50$ MPa 的衬砌。

(2) 计算模型及参数

以下平段为研究对象,对充水加压过程进行模拟。隧洞内径 5.8 m,衬砌厚 0.6 m,内压为 6 MPa,外压 1.3 MPa。衬砌混凝土为 C30,配筋为 $\Phi 26@100$ 。图 14 为压力隧洞计算模型,计算模型总体尺寸为 40 m (长度方向) \times 40 m (竖直方向),超过了 5 倍洞径,深度方向取 1 m。衬砌部位网格加密,沿径向方向划

分 5 层网格。根据工程经验,在衬砌 0°, 45°, 90°, 135°, 180°, 225°, 270°, 315° 等 8 个方位插入黏聚单元^[12-14]。计算参数见表 3。

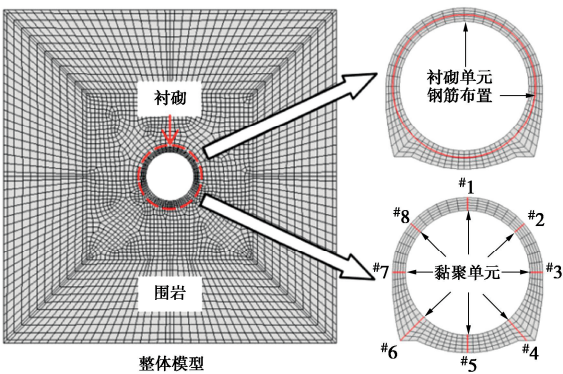


图 14 压力隧洞计算模型

Fig. 14 Numerical model of pressure tunnel

表 3 计算参数

Table 3 Calculation parameters

材料	弹模/GPa	泊松比	渗透系数/(m·s ⁻¹)
衬砌	28	0.167	1×10^{-9}
钢筋	206	0.300	
围岩	14	0.230	1×10^{-7}
黏聚单元	28000	—	—

(3) 与工程监测数据对比

分析图 15, 16 可知,在内压 2.0 MPa 时,黏聚单元损伤因子为 0,此情况下衬砌承担了大部分的水荷

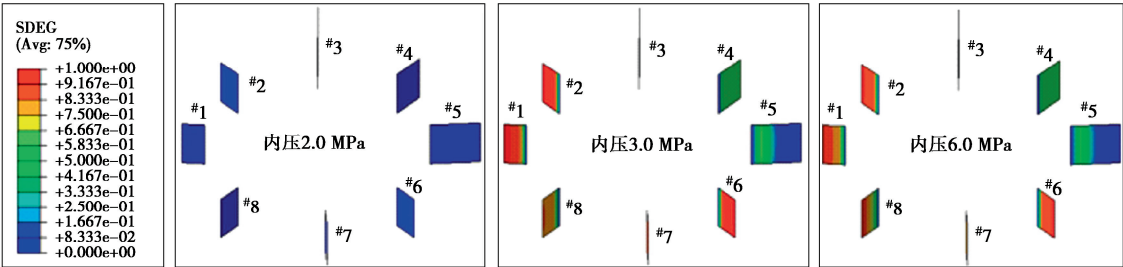


图 15 黏聚单元开裂演化
Fig. 15 Cracking of cohesive element

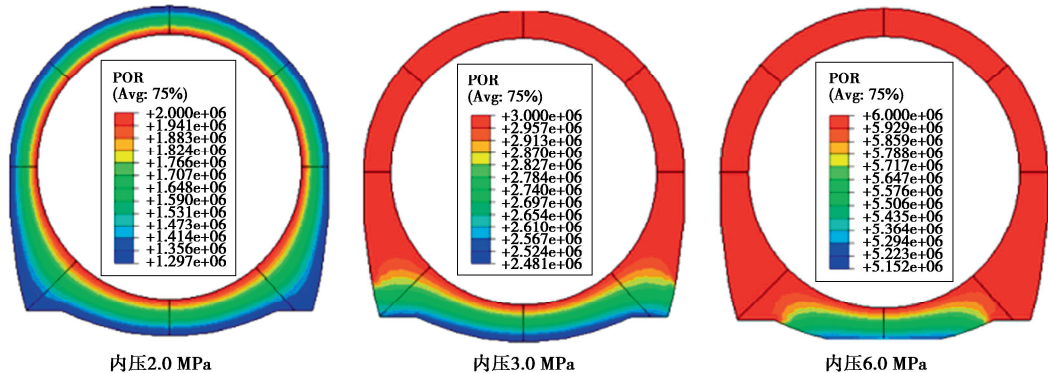


图 16 衬砌渗透压分布
Fig. 16 Distribution of pore pressure in lining

载, 内外渗透压差达到 0.70 MPa。当内压升至 3.0 MPa 后, 0° (#1)、45° (#2)、225° (#6)及 315° (#8)方位的黏聚单元损伤因子为 1, 衬砌出现贯通裂缝, 形成稳定的内外渗通道, 使得衬砌所承担的水荷载迅速下降, 内外渗透压差最大值降为 0.52 MPa。在内压最终达到 6.0 MPa 后, 衬砌也无新增裂缝出现, 内外渗透压差随水压增大而增大, 最大值为 0.85 MPa。

图 17 中监测结果^[18]显示, 在充水至 900 m 水位以后, 水头达到 270 m 以上, 渗压计计数与压力管道中的水位基本平行上升, 此时衬砌处于透水状态, 对应启裂水头为 2.7 MPa, 这与计算确定的启裂水头 3.0 MPa 十分接近。开裂后, 衬砌内外渗透压差明显减小, 为 0.36 MPa, 在模拟结果范围内。

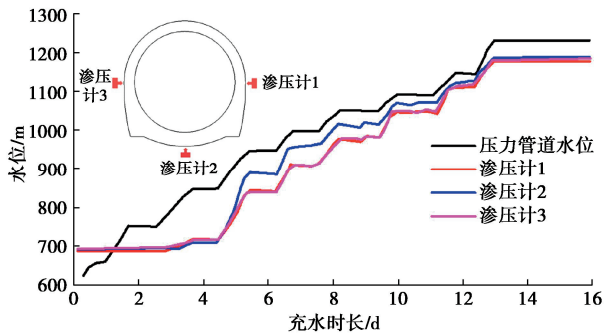


图 17 下平段 0+800 衬砌段渗压计监测成果^[18]
Fig. 17 Monitoring results of seepage pressure gauge for 0+800 lining section of lower flat section^[18]

下平段顶拱混凝土应变计读数显示, 衬砌在充水前处于受压状态, 在充水过程逐步变为拉应力。钢筋计读数显示, 充水前压应力为 71 MPa, 充水后最大拉应力为 220 MPa。计算的钢筋应力在充水前为压应力, 充水过程中压应力逐步减小, 拉应力增大, 直至开裂后应力重分布, 见图 18, 整个计算过程中拉应力最大值为 242.3 MPa, 与监测值接近。

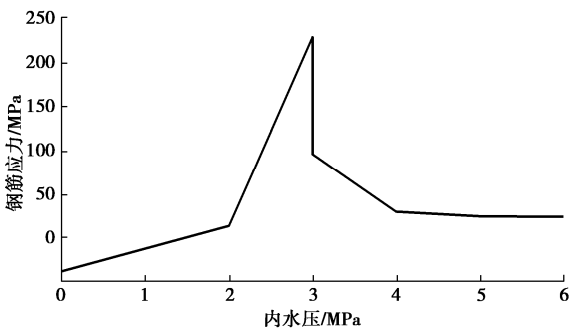


图 18 裂缝处钢筋应力演化
Fig. 18 Stress evolution of steel bar at crack
仿真结果可以正确描述 CCS 电站高压隧洞充水加压过程中衬砌开裂及内外渗机理, 能有效捕捉钢筋应力演化进程, 验证了所建渗流-应力-开裂分析方法的可靠性。

3 不同方法对比分析

前述数值算例分析, 论证了所建渗流-应力-开裂非连续分析方法的可靠性。但是对于连续与非连续方

法, 针对混凝土衬砌水压致裂计算模型, 其计算结果差异影响分析, 迄今未有学者研究。本节进一步采用连续介质分析模型, 以节 2.1 中物理模型试验为研究对象, 给出数值仿真结果, 并与所建非连续分析方法结果对比, 探讨两种方法的异同。

3.1 连续介质分析模型

借鉴文献[7~9]中做法, 采用软件 ABAQUS 内置的塑性损伤模型描述衬砌混凝土力学行为, 以损伤演化等效描述衬砌裂缝拓展 (见图 19)。

将衬砌混凝土视为由损伤相和非损伤相两部分组成, 由此给出渗透系数演化模型^[7-9]:

$$k = (1 - d)k_c + dk_d(1 + \varepsilon_v^p)^3 \quad (11)$$

式中: k_c 为完整混凝土渗透系数; k_d 为损伤相渗透系数; ε_v^p 为单元塑性体积应变; 若单元同时出现拉损伤与压损伤, 分别计算对应状态下的单元渗透系数, k 取较大值。

考虑到脆性材料出现宏观裂缝后, 其渗透特性较开裂前会出现突增现象, 引入突跳因子 ξ 以计算张拉损伤相渗透系数^[7-9]:

$$k_d = \xi k_m, \quad \xi = \begin{cases} 10 & (0 < d \leq 0.1) \\ \frac{1000 - 10}{0.9 - 0.1} d + 10 & (0.1 < d < 0.9) \\ 1000 & (0.9 \leq d \leq 1) \end{cases} \quad (12)$$

式中: 以损伤因子大于 0.90 为阈值判定衬砌开裂, 对

于压剪损伤 $\xi=100$ 。

基于间接耦合求解, 进行渗流-应力-损伤耦合分析。计算流程与图 8 相近, 这里不再具体给出。

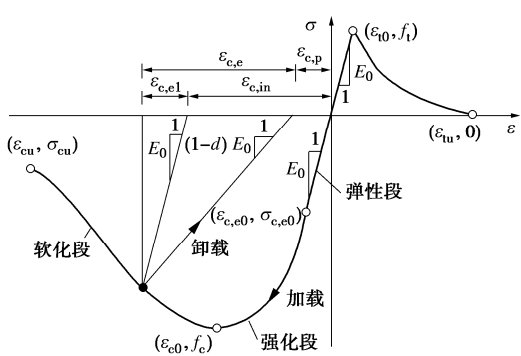


图 19 混凝土单轴应力-应变关系

Fig. 19 Uniaxial stress-strain relationship of concrete

3.2 计算模型及结果

数值计算网格与前文保持一致, 不考虑模型中黏聚单元。

如图 20 所示, 当内压达到 1.4 MPa 时, 在 45°, 135° 方位附近出现裂缝, 其他位置损伤加剧。随着内压增至 1.7 MPa, 最终在 45°, 135°, 225°, 270° 等方位发生裂缝贯通。对比试验结果可以发现, 连续介质分析模型确定的裂缝条数与观测结果一致, 预测的裂缝分布位置与试验结果存在一定差异, 但也均发生在易开裂的部位。

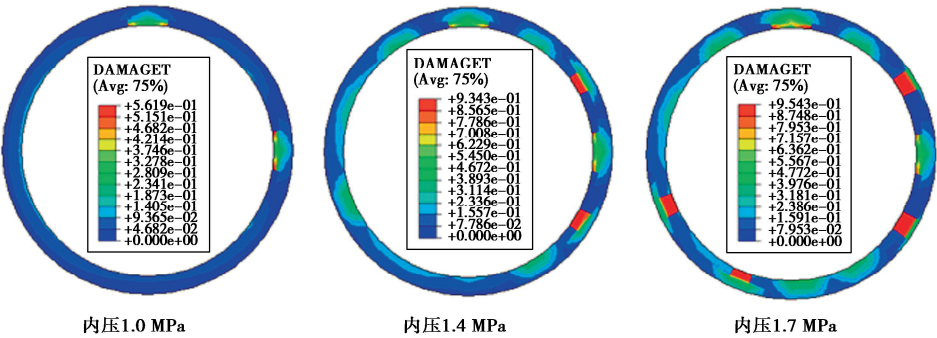


图 20 衬砌损伤分布

Fig. 20 Damage distribution in lining

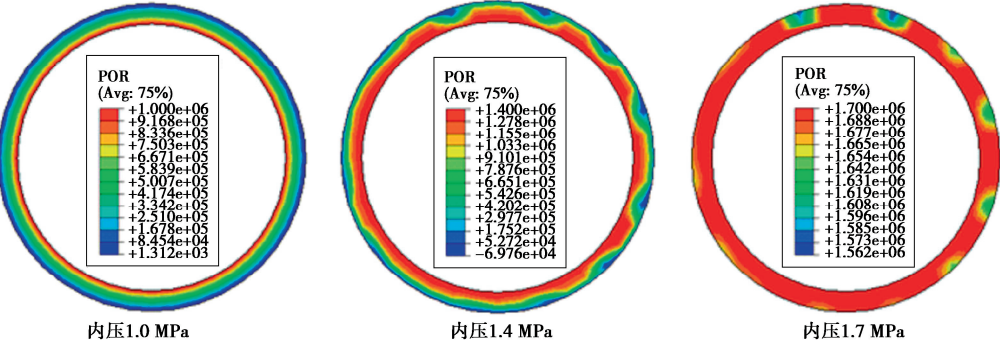


图 21 衬砌渗透压分布

Fig. 21 Distribution of pore pressures in lining

表 4 仿真结果对比
Table 4 Comparison of simulation results

项目	试验结果	连续介质分析模型	非连续分析方法
裂缝分布	4 条裂缝, 分布在 45°, 90°, 225°, 270° 等方位	4 条裂缝, 分布在 90°, 225°, 270°, 315° 等方位	4 条裂缝, 分布在 45°, 135°, 225°, 270° 等方位
内水外渗	衬砌开裂后承载渗透压下降, 内水外渗	衬砌开裂后承载渗透压下降, 内水外渗	衬砌开裂后承载渗透压下降, 内水外渗
钢筋应力	高内水压下钢筋应力始终保持一定范围内, 远小于屈服强度	随着内水压力增大, 钢筋应力表现为缓慢增长—急剧增加—应力骤降, 历史最大拉应力为 63.3 MPa	随着内水压力增大, 钢筋应力表现为缓慢增长—急剧增加—应力骤降—缓慢增加, 历史最大拉应力为 51.6 MPa

衬砌渗透压分布与损伤状态密切相关。在内压 1.4 MPa 时, 衬砌在 45°, 135° 方位裂缝处形成渗流通道, 发生内水外渗。在内压 1.7 MPa 时, 在 90°, 225°, 270°, 315° 等方位形成稳定渗流通道, 其他方位也发生较明显损伤, 整体渗透压差下降, 见图 21。

图 22 给出了裂缝处钢筋应力演化数据, 在内压小于 1.2 MPa 时, 钢筋和衬砌协同变形, 应力近乎线性增加。当衬砌开始损伤, 钢筋应力增加速率变大。内压达到 1.4 MPa 时, 衬砌开裂, 钢筋应力突增。开裂后衬砌透水性增加, 承担的水荷载减小, 钢筋应力发生跌落, 其后随水压增大而缓慢增加。

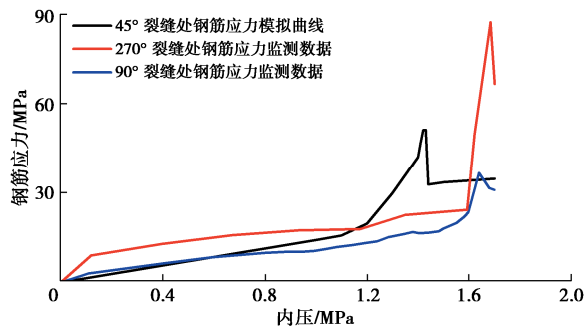


图 22 裂缝处钢筋应力演化

Fig. 22 Stress evolution of steel bar at cracks

3.3 连续/非连续方法对比

从计算结果、参数确定、适用范围等方面, 对高内水压下混凝土衬砌开裂连续/非连续分析方法进行系统比较。

(1) 计算结果

连续介质分析模型与非连续分析方法的计算结果整体规律一致, 但量值上存在一定差异。这是因为两种方法的计算模型和本构模型不一致, 非连续分析模型需在连续介质模型基础上插入黏聚单元, 由黏聚单元开裂模拟衬砌开裂, 而连续介质模型将衬砌开裂过程等效为混凝土损伤。

(2) 参数率定

连续介质模型中衬砌混凝土采用塑性损伤模型, 参数可根据混凝土应力-应变曲线确定。渗流-应力-开裂非连续分析中, 黏聚单元参数较为复杂, 需采用试错法黏聚单元参数进行率定^[11]。

(3) 适用范围

在无需考虑裂缝非连续特征时, 采用连续/非连续介质分析方法均可行, 但在需要精确描述裂缝非连续拓展过程时, 须采用渗流-应力-开裂非连续分析方法, 连续介质分析方法无法模拟上述特征。

4 结 论

(1) 本文研究建立了新的高压隧洞混凝土衬砌渗流-应力-开裂分析方法, 其中, 采用黏聚单元描述衬砌裂缝非连续拓展, 改进 ABAQUS 内置接触模拟衬砌-围岩交界面, 基于间接耦合求解进行数值实现。

(2) 仿真结果显示(表 4), 混凝土衬砌裂缝条数不随内水压力增大而无限增多, 在裂缝贯通形成稳定渗流通道后, 衬砌内外壁渗透压差迅速下降, 围岩成为承担水荷载的主体。钢筋应力的演化与衬砌裂缝拓展紧密相关, 在整个加载过程中表现为缓慢增大—迅速增加—急剧下降—维持较小值。

(3) 与连续介质分析模型对比发现, 两种方法计算结果的整体规律一致, 均可合理描述衬砌裂缝分布特征、水力交互机制及钢筋应力变化等。但在精确描述裂缝非连续拓展过程时, 须采用渗流-应力-开裂非连续分析方法, 连续介质分析方法不具备上述功能。

利益冲突声明/Conflict of Interests: 所有作者声明不存在利益冲突。All authors disclose no relevant conflict of interest.

作者贡献/Authors' Contributions: 金俊超和宋志宇设计研究内容, 景来红提供研究资料, 苏凯和杨风威提供研究指导, 金俊超、景来红、宋志宇、苏凯、杨风威和刘光昆参与论文的写作和修改。所有作者均阅读并同意最终稿件的提交。This study was designed by JIN Junchao and SONG Zhiyu and supervised by SU Kai and YANG Fengwei. Research materials were provided by JING Laihong. The manuscript was drafted and revised by JIN Junchao, JING Laihong, SONG Zhiyu, SU Kai, YANG Fengwei, and LIU Guangkun. All the authors have read the last version of manuscript and consented for submission.

参考文献:

[1] SCHLEISS. Design of pervious pressure tunnels[J].

- International Water Power & Dam Construction, 1986(5): 21-25, 39.
- [2] AHMAD S, NAJI A M, HUSSAIN I, et al. Ground saturation response during first filling of lined pressure tunnels: a case study[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2021, **54**(2): 513-535.
- [3] ZHOU Y F, SU K, WU H G. Hydro-mechanical interaction analysis of high pressure hydraulic tunnel[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2015, **47**: 28-34.
- [4] BIAN K, LIU J, XIAO M, et al. Cause investigation and verification of lining cracking of bifurcation tunnel at Huizhou Pumped Storage Power Station[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2016, **54**: 123-134.
- [5] 邓建, 肖明, 陈俊涛. 高压引水隧洞运行期复杂承载过程数值分析[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2017, **48**(5): 1261-1267. (DENG Jian, XIAO Ming, CHEN Juntao. Numerical analysis for complex bearing process of high pressure diversion tunnel at runtime[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2017, **48**(5): 1261-1267. (in Chinese))
- [6] DADASHI E, NOORZAD A, SHAHRIAR K, et al. Hydro-mechanical interaction analysis of reinforced concrete lining in pressure tunnels[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2017, **69**: 125-132.
- [7] ZHANG W, LIU M, BIAN K, et al. Modelling the hydro-mechanical behaviour of high-pressure tunnel with emphasis on the interaction between lining and rock mass[J]. Computers and Geotechnics, 2021, **139**: 104382.
- [8] WU Hegao, ZHOU Li, SU Kai, et al. Hydro-mechanical interaction of reinforced concrete lining in hydraulic pressure tunnel[J]. Structural Engineering and Mechanics, 2019, **71**(6): 699-712.
- [9] 苏凯, 王博士, 王文超, 等. 水-温作用下水工隧洞钢筋混凝土衬砌开裂特性[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2020, **48**(12): 114-120. (SU Kai, WANG Boshi, WANG Wenchao, et al. Study on cracks of reinforced concrete lining of hydraulic tunnel under the combined action of water pressure and temperature load[J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology (Nature Science Edition), 2020, **48**(12): 114-120. (in Chinese))
- [10] 谢家冲, 黄昕, 金国龙, 等. 局部水力交互下盾构隧道渗流与力学响应研究[J]. 岩土力学, 2023, **44**(4): 1179-1189. (XIE Jiachong, HUANG Xin, JIN Guolong, et al. Seepage characteristics and mechanical response of shield tunnels under localized leakage and exosmosis[J]. Rock and Soil Mechanics, 2023, **44**(4): 1179-1189. (in Chinese))
- [11] GONG C J, CHENG M J, PENG Y C, et al. Seepage propagation simulation of a tunnel gasketed joint using the cohesive zone model[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2024, **147**: 105726.
- [12] 胡云进, 钟振, 黄东军, 等. 压力隧洞衬砌结构型式选择准则[J]. 浙江大学学报(工学版), 2011, **45**(7): 1314-1318. (HU Yunjin, ZHONG Zhen, HUANG Dongjun, et al. Selection criteria for lining structure type of pressure tunnel[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2011, **45**(7): 1314-1318. (in Chinese))
- [13] 陈国龙, 郜会彩, 胡云进. 基于黏结单元力学参数随机赋值的压力隧洞衬砌水力劈裂分析[J]. 工程科学与技术, 2019, **51**(5): 60-67. (CHEN Guolong, GAO Huicai, HU Yunjin. Hydraulic fracturing analysis of pressure tunnel lining based on random assignment of mechanical parameters of cohesive element[J]. Journal of Sichuan University (Engineering Science Edition), 2019, **51**(5): 60-67. (in Chinese))
- [14] 周利, 苏凯, 汪洋, 等. 水工隧洞钢筋混凝土衬砌水压致裂分析方法研究[J]. 水利学报, 2021, **52**(1): 21-33. (ZHOU Li, SU Kai, WANG Yang, et al. Hydraulic fracturing analysis method of reinforced concrete lining in hydraulic tunnel[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2021, **52**(1): 21-33. (in Chinese))
- [15] 金俊超, 余成学, 尚朋阳. 基于 Hoek-Brown 准则的应变软化模型有限元数值实现研究[J]. 工程力学, 2020, **37**(1): 43-52. (JIN Junchao, SHE Chengxue, SHANG Pengyang. A finite element implementation of the strain-softening model based on the hoek-brown criterion[J]. Engineering Mechanics, 2020, **37**(1): 43-52. (in Chinese))
- [16] 金俊超, 景来红, 杨风威, 等. 脆塑性迭代逼近算法的改进[J]. 浙江大学学报(工学版), 2023, **57**(9): 1706-1717. (JIN Junchao, JING Laihong, YANG Fengwei, et al. Improvement of multi-step brittle-plastic approach[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2023, **57**(9): 1706-1717. (in Chinese))
- [17] XU S L, SHEN W. Experimental study on deformation properties of lining structure of hydraulic tunnel[J]. Applied Mechanics and Materials, 2011, **105/106/107**: 1320-1325.
- [18] 黄河勘测规划设计研究院有限公司. 厄瓜多尔 CCS 工程压力管道透水衬砌结构分析和有限元计算研究[R]. 郑州: 黄河勘测规划设计研究院有限公司, 2014. (Yellow River Engineering Consulting Co, Ltd. Permeable Lining Structure Analysis and Finite Element Calculation of Pressure Pipeline of CCS Project in Ecuador[R]. Zhengzhou: Yellow River Engineering Consulting Co, Ltd, 2014. (in Chinese))