

DOI: 10.20040/j.cnki.1000-7709.2023.20230162

深部硬岩开挖损伤区时效行为的中间主应力效应研究

郁培阳¹, 丁秀丽¹, 潘鹏志², 黄书岭¹

(1. 长江水利委员会长江科学院水利部岩土力学与工程重点实验室, 湖北 武汉 430010;
2. 中国科学院武汉岩土力学研究所岩土力学与工程国家重点实验室, 湖北 武汉 430071)

摘要: 为探究中间主应力对深部硬岩开挖损伤区时效行为的影响, 基于 Perzyna 弹粘塑性理论和应变能理论及考虑中间主应力的三维屈服准则, 建立了硬岩蠕变全过程的粘塑性损伤耦合本构模型, 并将其嵌入到工程岩体破裂过程分析软件(CASRock)中, 通过比较模拟结果与试验结果, 验证了模型和程序的有效性。进一步模拟了锦屏地下实验室二期工程^{#1}实验室的时效行为, 并探究了不同中间主应力作用下硬岩开挖损伤区的时效破裂过程, 发现硬岩的时效破裂行为表现出明显的中间主应力区间效应; 通过总粘塑性应变与中间主应力的等时曲线簇发现中间主应力的区间效应受时间影响; 开挖损伤区的存在能促进其内部围岩时效破裂发展, 从而扩大塑性区的范围。

关键词: 中间主应力; 粘塑性损伤耦合蠕变模型; 时效破裂; 开挖损伤区; 长期强度

中图分类号: TV554; TU45

文献标志码: A

文章编号: 1000-7709(2023)08-0170-05

1 引言

岩体工程的开挖将改变洞室围岩的物理力学特性, 从而形成开挖损伤区(EDZ)。现场监测结果表明, 深部工程开挖损伤区内硬岩往往表现出明显的时效行为^[1]。此外, 深部工程通常赋存于高地应力环境中, 表现出显著的真三向应力现象($\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3$)^[2]。因此, 有必要系统研究处于真三向应力条件下开挖损伤区内围岩的时效破裂行为。在 σ_1 、 σ_3 不变的情况下, 随着 σ_2 的增加, 三个主应力方向上的时效变形逐渐减小^[3], 而有关中间主应力对硬岩时变破裂机理的影响仍有待研究。受室内试验时间及现场试验监测的限制, 通常采用数值方法研究硬岩时效破裂行为, 而寻找合适的岩石蠕变本构模型来描述岩石的变形破坏与时间之间的演化规律就成为关键。本文以中间主应力作用下深部硬岩开挖损伤区时效破裂问题为研究对象, 基于 Perzyna 弹粘塑性理论^[4]和应变能理论及考虑中间主应力的三维屈服准则构建

粘塑性损伤耦合本构模型, 并将其嵌入到工程岩体破裂过程细胞自动机分析软件 CASRock 中, 通过与试验结果对比验证模型的合理性, 进而对锦屏地下实验室二期工程^{#1}实验室的时效行为进行模拟, 探究中间主应力对硬岩洞室长期稳定性的影响。

2 弹粘塑性损伤耦合模型

2.1 基本方程

对于弹粘塑性问题, 可将总应变 ϵ 分为弹性应变 ϵ_e 和粘塑性应变 ϵ_{vp} , 为此总应力率 $\dot{\sigma}$ 可由弹性应变率 $\dot{\epsilon}_e$ ^[5]表示:

$$\dot{\sigma} = \mathbf{D}(\epsilon_p)(\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_{vp}) \quad (1)$$

式中, ϵ_p 为等效塑性应变; $\mathbf{D}(\epsilon_p)$ 为与等效塑性应变 ϵ_p 相关的弹性矩阵, 该矩阵与等效塑性应变 ϵ_p 的关系根据具体情况确定。

采用相关联的粘塑性流动法则, 其表达式^[6]为:
$$\dot{\epsilon}_{vp} = \gamma_0 [k + (1 - k)e^{-bt}] \langle \phi(F) \rangle \partial F / \partial \sigma \quad (2)$$

式中, γ_0 为初始粘塑性流动系数; k 、 b 为依赖于

收稿日期: 2023-02-09, **修回日期:** 2023-03-24

基金项目: 云南省重大科技专项计划项目(202002AF080003); 中央级公益性科研院所基本科研业务费项目(CKSF2021457/YT)

作者简介: 郁培阳(1992-), 男, 博士, 研究方向为深部硬岩时效破裂机理, E-mail: yupeiyang18@mails.ucas.ac.cn

通讯作者: 潘鹏志(1976-), 男, 博士、研究员、博导, 研究方向为工程岩体破坏机理与模拟方法, E-mail: pzp@whrsm.ac.cn

岩体物理力学性质和环境因素的参数,可通过室内岩石试验或现场试验数据反演来确定; F 为等效应力。

函数 $\phi(F)$ 取为指数形式,具体为:

$$\phi(F) = e^{M[(F-F_0)/F_0]^{-1}} \quad (3)$$

式中, M 为任意指定的常数; F_0 为等效屈服应力。

2.2 屈服准则

引入 Mogi-Coulomb 屈服准则描述中间主应力对岩石塑性变形的影响,将 Mogi-Coulomb 屈服准则转化为与 Mohr-Coulomb 屈服准则相同的表达形式。主应力可由应力不变量表示:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{Bmatrix} = \frac{2\sqrt{J_2}}{\sqrt{3}} \begin{Bmatrix} \sin(\theta + 2\pi/3) \\ \sin\theta \\ \sin(\theta + 4\pi/3) \end{Bmatrix} + \frac{J_1}{3} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (4)$$

其中 $J_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$
 $J_2 = [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] / 6$

最后,将式(4)代入 Mogi-Coulomb 屈服准则得到:

$$\frac{1}{3}J_1 \sin\varphi(\epsilon_p) + \sqrt{J_2} \left[\frac{\sqrt{3}}{2} - \frac{1}{\sqrt{3}} \sin\theta \sin\varphi(\epsilon_p) \right] = c(\epsilon_p) \cos\varphi(\epsilon_p) \quad (5)$$

式中, $c(\epsilon_p)$ 、 $\varphi(\epsilon_p)$ 均为与塑性应变相关参数,与塑性应变的关系根据具体情况确定。

2.3 时效损伤演化

假定硬岩在进入加速蠕变阶段后才发生损伤,同时将应变能作为内变量来描述其在蠕变过程中的损伤演化规律^[6]。

破裂过程中岩石的应变能 U 为:

$$U = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \quad (6)$$

构建了一种基于应变能的岩石细观单元强度损伤演化方程^[7],其表达为:

$$\sigma = \sigma_0(1 - D) \quad (7)$$

其中 $D = \begin{cases} 0 & U < U_0 \\ \frac{U - U_0}{\alpha U_0} & U_0 \leq U < (1 + \alpha)U_0 \\ 1 & U \geq (1 + \alpha)U_0 \end{cases}$

式中, σ 为单元强度; σ_0 为单元初始强度; D 为损伤变量,当 $D=0$ 时在蠕变过程中不会发生损伤, $D=1$ 对应于蠕变失效的材料,因此 $0 < D < 1$ 对应于在蠕变过程中具有不同程度损伤的材料; U_0 为时效损伤开始时的临界应变能; α 为与材料和蠕变有关的参数($\alpha > 0$)。

2.4 三维细观粘弹塑性细胞自动机模拟系统

将考虑中间主应力影响的三维粘弹塑性损伤耦合本构模型嵌入到工程岩体破裂过程细胞自动

机分析软件(CASRock)^[8]中,其计算流程图见图 1。

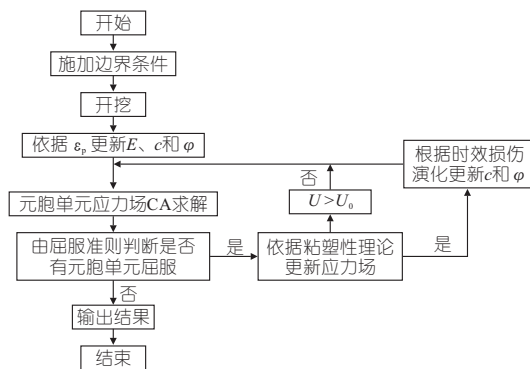


图 1 计算流程图

Fig. 1 Calculation flow chart

3 模型验证

为了检验模型的正确性,模拟文献[3]中间主应力下大理岩的真三轴蠕变试验结果。数值模型采用三维矩形模型,尺寸为 100 mm × 50 mm × 50 mm,模型由 2 000 个单元组成(图 2(a))。在模拟过程中,试样在 X、Y、Z 三个方向上均布恒定荷载,且试样受垂直方向位移约束,对试样分别施加两组恒定边界应力,第一组为 $\sigma_1 = 225$ MPa、 $\sigma_2 = 5$ MPa、 $\sigma_3 = 5$ MPa;第二组为 $\sigma_1 = 225$ MPa、 $\sigma_2 = 30$ MPa、 $\sigma_3 = 5$ MPa。相关模型参数见表 1。图 2(b)为大理岩蠕变模拟结果。由图 2(b)可看出,模型模拟的数值结果与试验结果吻合较好,进而验证了模型的正确性。

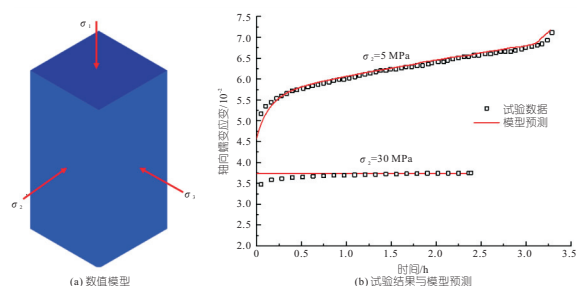


图 2 模型验证

Fig. 2 Model verification

表 1 模型参数

Tab. 1 Model parameters

相关参数	单位	数值	相关参数	单位	数值
弹性模量 E	GPa	53	初始流动系数 γ_0	d	0.5
泊松比 ν		0.25	M		1
粘聚力 c	MPa	49.50	k		0.25
内摩擦角 φ	(°)	39.52	b		5
均质度 m		6	U_0	J/m ³	3.6×10^6
随机种子数 s		18	α		0.5

对中间主应力影响下硬岩的时效变形进行数值研究,其中 σ_1 取 300 MPa、 σ_3 取 5 MPa,发现随中间主应力的增加,硬岩的时效破裂时间呈先增

加后减少的趋势(图 3),表明中间主应力在一定范围内能抑制岩石的时效破裂进程,而当超出这个范围则促进破裂进程,即中间主应力区间效应;此外,长期强度也表现出明显的中间主应力区间效应。综上所述,硬岩时效破裂时间随中间主应力增加呈先增加后减少的趋势主要与硬岩长期强度的中间主应力区间效应有关。

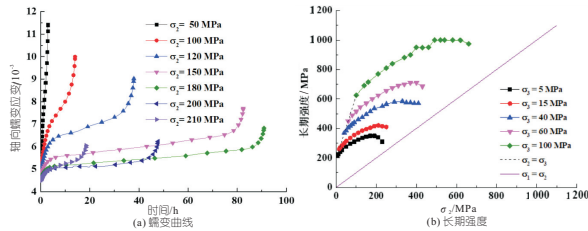


图 3 不同中间主应力条件下硬岩的蠕变曲线和长期强度
Fig. 3 Creep strain curves and long-term strength of hard rock under different intermediate principal stress

4 模型应用

4.1 锦屏地下实验室二期工程#1 实验室长期稳定性分析

4.1.1 工程概况

锦屏地下实验室二期工程位于锦屏交通洞 A 洞南侧,最大埋深约为 2 400 m。实验室总体方案采用 4 洞 9 室的错开型布置形式,其中#1 实验室所在区域围岩为相对完整 II 类岩体,且其岩性相对单一,为三迭系中统白山组(T2b)大理岩。#1 实验室从 2015 年 3 月 9 日开始开挖直至 2015 年 8 月 2 日完成,开挖后天然裂隙开始张开,同时在钻孔内部水平方向出现多条裂隙,由 2015 年 9 月 17 日的钻孔摄像结果可推测在 2015 年 8 月 2 日开挖结束后,围岩内部的裂隙仍在发展,进而导致钻孔内部出现岩块剥落,表明#1 实验室在运营期间出现时效破裂现象,且由各测点位移随时间的演化趋势也表现出一定的时效性^[9]。

4.1.2 计算分析初始条件及模型参数

参考锦屏地下实验室#1 实验室断面形式所建立数值模型,模型尺寸为 100 m×100 m×30 m(长×宽×深),且洞室尺寸为 14 m×14 m。依

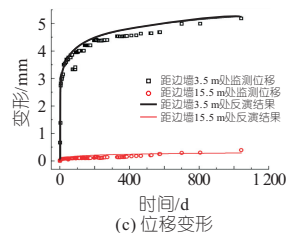
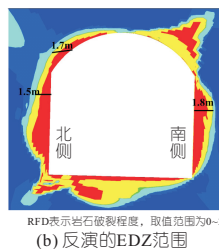
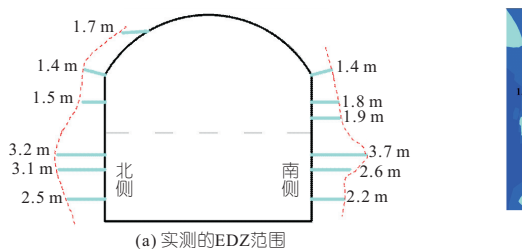


图 4 监测结果与模拟结果对比

Fig. 4 Comparison between monitoring results and simulation results

据现场地应力实测数据及其主应力与数值模型坐标系之间的相对关系,得出数值模型中初始应力场,即 σ_x 为 47.37 MPa, σ_y 为 67.32 MPa, σ_z 为 47.37 MPa, τ_{zx} 为 21.83 MPa。数值计算过程中,首先洞室开挖形成开挖损伤区,之后蠕变分析。注意在开挖损伤区形成后,其内部岩石的力学参数(E, c, φ)随塑性内变量 $\bar{\epsilon}_p$ 演化,其演化函数^[10]为:

$$M(\bar{\epsilon}_p) = f(\bar{\epsilon}_p) \quad (8)$$

$$f(\bar{\epsilon}_p) = \begin{cases} M_0 + \frac{M_r - M_0}{\epsilon_M^p} \bar{\epsilon}_p & 0 \leq \bar{\epsilon}_p \leq \epsilon_M^p \\ M_r & \bar{\epsilon}_p > \epsilon_M^p \end{cases} \quad (9)$$

式中, ϵ_M^p 为当岩石完全劣化后的极限塑性应变; M_0, M_r 分别为力学参数(E, c, φ)的初始值、残余值。

模型参数确定采用基于现场监测变形信息的反演分析方法,参数取值见表 2。图 4 为现场监测的 EDZ 范围与数值计算开挖后 EDZ 的范围对比及多点位移计 DSP-01-M 监测结果与数值计算结果对比。

表 2 模型相关参数

Tab. 2 Model relative parameters

相关参数	单位	数值	相关参数	单位	数值
初始弹性模量 E	GPa	35	初始流动系数 γ_0	d	2.6×10^{-6}
泊松比 ν		0.25	M		1
初始粘聚力 c	MPa	33.5	k		0.2
初始内摩擦角 φ (°)		16.5	b		0.1
残余弹性模量 E	GPa	10	U_0	J/m ³	1.0×10^{10}
残余粘聚力 c	MPa	5.0	α		2
残余内摩擦角 φ (°)		39.52			

4.1.3 模拟结果分析

图 5 为#1 实验室洞室塑性应变(E_p stn)随时间的演化特征。由图 5 可知,在开挖完成后的第 10 d,洞室周边出现了塑性区;之后塑性区范围向拱顶、底板及北侧下边墙方向扩展,且北侧墙角处出现塑性应变集中区域;开挖半年后,塑性区向南侧上边墙方向扩展;开挖 1 年后,洞室塑性区继续发生扩展,且北侧墙角处的塑性变形更明显;开挖 2~5 年,洞室塑性区范围扩展相对放缓;开挖 5~10 年,洞室塑性区范围几乎不再发生变化,且北侧墙角处的塑性变形几乎不再增长。

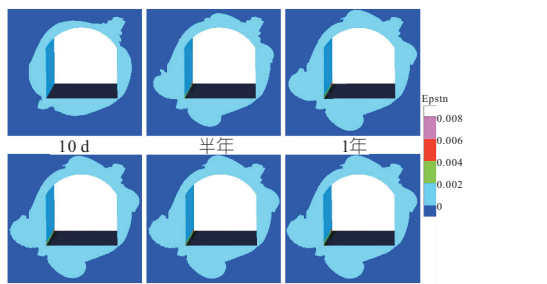


图 5 洞室周边塑性区分布特征

Fig. 5 Distribution characteristics of plastic zone around tunnel

4.2 中间主应力影响下开挖损伤区硬岩时效破裂行为

考虑两种应力条件下形成的开挖损伤区:①在 $\sigma_x = 60 \text{ MPa}$ 、 $\sigma_y = 15 \text{ MPa}$ 、 $\sigma_z = 15 \text{ MPa}$ 条件下开挖形成的损伤区(简称 EDZ1);②在 $\sigma_x = 60 \text{ MPa}$ 、 $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$ 、 $\sigma_z = 15 \text{ MPa}$ 条件下开挖形成的损伤区(简称 EDZ2)。

洞室顶底板收敛变形、关键点局部能量释放率(LERR)和开挖损伤区 EDZ1 内围岩总的粘塑性应变随中间主应力的增大均呈先减小后增大的趋势(图 6)。此外,由等时曲线簇(图 6(d))可看出,在前 3 d 内总粘塑性应变随中间主应力增加

而逐渐减小,在 3~7 d 内总粘塑性应变在中间主应力为 30、45 MPa 条件下基本保持不变,而当时间超过 7 d 后,总粘塑性应变随中间主应力的增加呈先减小后增大的趋势。分析表明,开挖损伤区 EDZ1 在中间主应力的作用下表现出显著的中间主应力区间效应,同时通过等时曲线簇发现中间主应力的区间效应受时间影响,具体来说当时效时间较短时,中间主应力表现出抑制塑性区发展的特点,而在时效时间较长时,一定程度中间主应力才能促进塑性区的发展。此外,开挖损伤区 EDZ2 内围岩在中间主应力作用下也表现出与 EDZ1 相同的情况。

图 7 为不同中间主应力作用下开挖损伤区 EDZ1、EDZ2 塑性区范围。由图 7 可知,以顶板上塑性区为例,发现在中间主应力为 15 MPa 条件下,EDZ1 塑性区范围要小于 EDZ2,由此说明开挖损伤区的存在能促进硬岩时效破裂,从而扩大损伤区范围,此外,在中间主应力为 30、45 MPa 条件下,开挖损伤区 EDZ1、EDZ2 的时效过程中塑性区的发展程度基本相同,表明在一定条件下中间主应力对后续时效过程中塑性区的影响程度要远大于开挖损伤区。

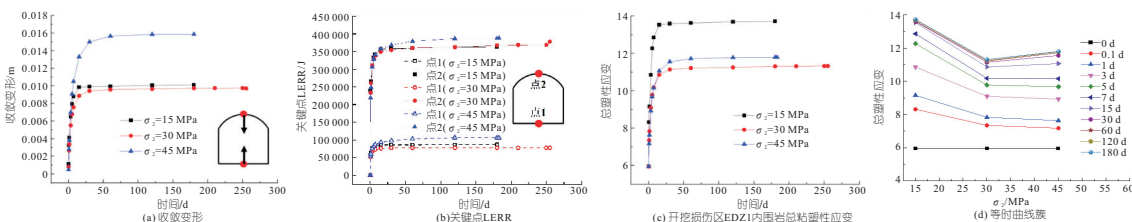


图 6 不同中间主应力作用下洞室顶底板收敛变形、关键点局部能量释放率(LERR)和塑性应变特征

Fig. 6 Convergent deformation of roof and floor, local energy release rate (LERR) of key point and viscoplastic strain

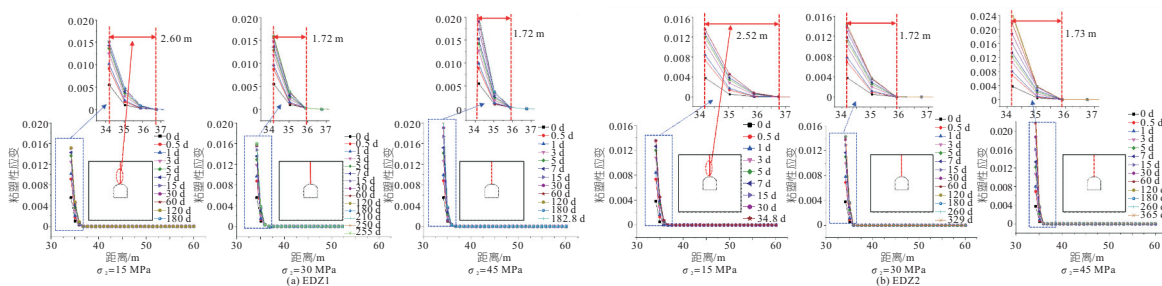


图 7 不同中间主应力作用下开挖损伤区的范围

Fig. 7 Scope of excavation damage zone under different intermediate principal stress

5 结论

a. 在 Perzyna 弹粘塑性理论的基础上,引入基于应变能理论的岩石细观单元强度损伤模型,同时考虑中间主应力影响,构建了粘塑性损伤耦合本构模型,并通过对室内试验结果的重现验证

了模型的正确性与合理性。

b. 通过模拟不同中间主应力作用下硬岩时效破裂过程,发现随中间主应力的增加,硬岩的时效破裂时间呈先增加后减少的趋势,即中间主应力区间效应,同时硬岩的长期强度亦表现出这一效应。

c. 硬岩开挖损伤区的时效行为表现出显著的中间主应力区间效应,当时效时间较短时,中间主

应力表现出抑制塑性区发展的特点,而在时效时间较长时,一定程度中间主应力才能促进塑性区的发展。此外,开挖损伤区的存在能促进其内部围岩时效破裂发展,从而扩大塑性区范围。

参考文献:

[1] 陈静. 硬岩时效变形和破坏机制及其工程行为分析[D]. 北京: 中国科学院大学, 2013.

[2] 苏国韶, 胡诗红, 蒋剑青, 等. 不同中间主应力下花岗岩失稳过程的微震信号演化特征[J]. 水电能源科学, 2023, 41(1): 142-146.

[3] ZHAO J, FENG X T, ZHANG X W, et al. Time-dependent behaviour and modeling of Jinping marble under true triaxial compression [J]. International journal of rock mechanics and mining sciences, 2018, 110: 218-230.

[4] 沈才华, 张兵, 王文武. 一种基于应变能理论的黏弹塑性蠕变本构模型[J]. 岩土力学, 2014, 35(12):

3430-3436.

[5] OWEN D R J, HINTON E. Finite elements in plasticity: theory and practice[M]. Pineridge Press, Swansea, 1980.

[6] 姜鹏, 潘鹏志, 赵善坤, 等. 基于应变能的岩石黏弹塑性损伤耦合蠕变本构模型及应用[J]. 煤炭学报, 2018, 43(11): 2967-2979.

[7] YANG S Q, HU B, RANJITH P G, et al. Multi-step loading creep behavior of red sandstone after thermal treatments and a creep damage model[J]. Energies, 2018, 11(1): 212.

[8] 潘鹏志. 岩石破裂过程及其渗流-应力耦合特性研究的弹塑性细胞自动机模型[D]. 武汉: 中国科学院研究生院(武汉岩土力学研究所), 2006.

[9] 李邵军, 郑民总, 邱士利, 等. 中国锦屏地下实验室开挖隧洞岩体特征与长期原位力学响应分析[J]. 清华大学学报: 自然科学版, 2021, 61(8): 842-852.

[10] 潘鹏志, 冯夏庭, 邱士利, 等. 多轴应力对深埋硬岩破裂行为的影响研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(6): 1116-1125.

Intermediate Principal Stress Effect on Time-dependent Behavior of Deep Hard Rock in Excavation Damage Zone

YU Pei-yang¹, DING Xiu-li¹, PAN Peng-zhi², HUANG Shu-ling¹

(1. Key Laboratory of Geotechnical Mechanics and Engineering of the Ministry of Water Resources, Yangtze River Scientific Research Institute, Wuhan 430010, China; 2. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan 430071, China)

Abstract: Based on elasto-viscoplastic theory of Perzyna and strain energy theory and 3D yield criterion considering the effect of intermediate principal stress, a mesoscopic coupled elasto-viscoplastic-damage model is developed in order to explore the intermediate principal stress effect on the time-dependent behavior of deep hard rock in excavation damage zone. The model is implemented in a software for engineering rockmass fracturing process (CASRock). By comparing modeling results with experimental results, the model and the code are validated. Furthermore, the time-dependent behaviour of #1 laboratory of CJPL-II project is simulated, and the time-dependent fracture process of hard rock in excavation damage zones under different intermediate principal stresses are investigated. The results show that the time-dependent fracture behavior of hard rock exhibits an obvious interval effect of intermediate principal stress. It is found that the interval effect of the intermediate principal stress is affected by time through the isochronous curve clusters of the total viscoplastic strain and the intermediate principal stress. Finally, the existence of the excavation damage zone can promote the development of time-dependent fracture of its internal surrounding rock, thereby expanding the scope of the plastic zone.

Key words: intermediate principal stress; elasto-viscoplastic-damage creep model; time-dependent fracture; excavation damage zone; long-term strength

(上接第 203 页)

Erosion Mechanism and Operation Maintenance Management Mode Under Sluice Gate of Tide-sensing Estuary

YANG Pei-jie, PAN Shi-hu, TIAN Li-yong, SI Peng-fei

(Shanghai Water Authority Engineering Research Center on Flood Control and Disaster Reduction, Shanghai Water Engineering Design & Research Institute Co., Ltd., Shanghai 200061, China)

Abstract: In view of the serious problem of scouring under the sluice gate of the Tidal River, taking the Shanghai area as an example, from the perspective of operation and maintenance management, the scouring mechanism under the sluice and the optimization method of operation and maintenance management were explored. Through the flow state analysis and hydraulic jump formula derivation, the variation law among the water level, the critical water depth of the outer river and Froude number in front of hydraulic jump was revealed. The water level solution formula suitable for the operation and maintenance management of the tidal estuary gate was proposed. The results show that the water level of the outer river fluctuates greatly because the tidal estuary sluice is affected by tidal action; When the water level of the outer river is lower than the critical water depth, it should be prohibited to open the gate; When the Froude number in front of the hydraulic jump section of the outer river level is between 4.5 and 9.0, the drainage of the gate can be effectively exerted, and the erosion under the gate can be effectively reduced. The results can provide a reference for the operation and maintenance management of similar tidal estuarine gates.

Key words: tidal estuary sluices; scouring under gate; operational maintenance management; energy dissipation and anti-scour; formula deduction