

DOI: 10.11830/ISSN.1000-5013.201803012



考虑刚度劣化影响的岩石峰后 应变软化模型

杨哲豪, 俞缙, 涂兵雄, 刘士雨, 周建烽, 蔡燕燕

(华侨大学 福建省隧道与城市地下空间工程技术研究中心, 福建 厦门 361021)

摘要: 为反映刚度劣化对峰后力学行为的影响,提出描述刚度劣化程度的新参数,即刚度劣化指数.将峰后黏聚力和峰后内摩擦角假设成塑性剪切应变的函数,基于广义莫尔库仑准则,建立岩石峰后应变软化模型.利用北山花岗岩试验数据对模型进行验证.结果表明:模拟结果与试验数据规律吻合度较高,建立的峰后应变软化模型较为合理,为岩石峰后软化过程的模拟提供新的方法.

关键词: 刚度劣化; 黏聚力; 内摩擦角; 塑性应变; 应变软化

中图分类号: TU 452

文献标志码: A

文章编号: 1000-5013(2018)05-0664-05

Post-Peak Strain Softening Model of Rock Considering Stiffness Degradation Effect

YANG Zhehao, YU Jin, TU Bingxiong,
LIU Shiyu, ZHOU Jianfeng, CAI Yanyan

(Fujian Research Center for Tunneling and Urban Underground Space Engineering,
Huaqiao University, Xiamen 361021, China)

Abstract: In order to reflect the effect of stiffness degradation on the post-peak mechanical behavior, a new parameter describing the degree of stiffness degradation, the stiffness degradation index was proposed. Assuming that the post-peak cohesion and the post-peak internal friction angle are functions of the plastic shear strain, the post-peak strain softening model of rock is established based on generalized Mohr-Coulomb criterion. Beishan granite test data is used to verify the model. The results show that the simulation result are in good agreement with the experimental data, indicating the reasonableness of the established post-peak strain softening model, a new method for the simulation of post-peak softening of rocks is presented.

Keywords: stiffness degradation; cohesion; friction angle; plastic strain; strain softening

由于岩石峰后存在应变软化现象,围岩体结构变形演化过程中会突然失去稳定性,造成如地震、岩爆等重大地质灾害.尤其在困难地层中,岩石峰后应变软化导致围岩体挤压性大变形,进而诱发全断面岩石掘进机(TBM)掘进卡机灾害^[1-2].因此,深入研究岩石的峰后应变软化行为,对于指导岩体工程设计和施工具有很大的意义.陆银龙等^[3]提出以广义黏聚力和广义内摩擦角为状态参数的岩石峰后应变软化模型.张帆等^[4]通过分析花岗岩强度参数与峰后应变软化参量之间的关系,建立花岗岩峰后应变软

收稿日期: 2018-03-29

通信作者: 俞缙(1978-),男,教授,博士,主要从事岩土力学与地下工程的研究. E-mail:bugyu0717@163.com.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51679093, 51774147);福建省自然科学基金资助项目(2017J01094);福建省高校新世纪优秀人才支持计划项目(2015年度);福建省高校杰出青年科研人才培育计划项目(2016年度);华侨大学研究生科研创新能力培育计划项目(17013086042)

化模型. 孙闯等^[5]提出峰后软化模量的概念, 并构建受围压和剪胀角影响的岩石峰后应变软化模型. 上述模型均假设岩石峰后的卸载过程是线弹性的. 然而, 由大量的循环加卸载试验结果可知: 岩石在峰后存在显著的刚度劣化现象^[6-9], 刚度劣化现象与峰后卸载过程是线弹性的假设不符, 导致基于此假设而得出的结论与实际情况产生偏离. 本文基于岩石三轴循环加卸载试验数据建立岩石峰后应变软化模型.

1 基于刚度劣化指数的岩石峰后应变软化模型

1.1 刚度劣化的概念及刚度劣化指数

三轴循环加卸载条件下岩石典型应力(σ_1)-应变(ϵ_1)曲线, 如图 1 所示. 由图 1 可知: 在各个围压(σ_3)下, 峰后卸载路径的斜率并不相同^[10-12], 应力水平较高时, 卸载路径的斜率较大; 应力水平较低时, 卸载路径的斜率较小. 这种在峰后阶段卸载路径斜率的变化现象称为刚度劣化. 考虑刚度劣化效应十分重要, 因为弹性模量的降低将使应变软化阶段弹性应变和变形发生改变, 进而影响峰后应力-应变曲线的斜率及稳定性^[13].

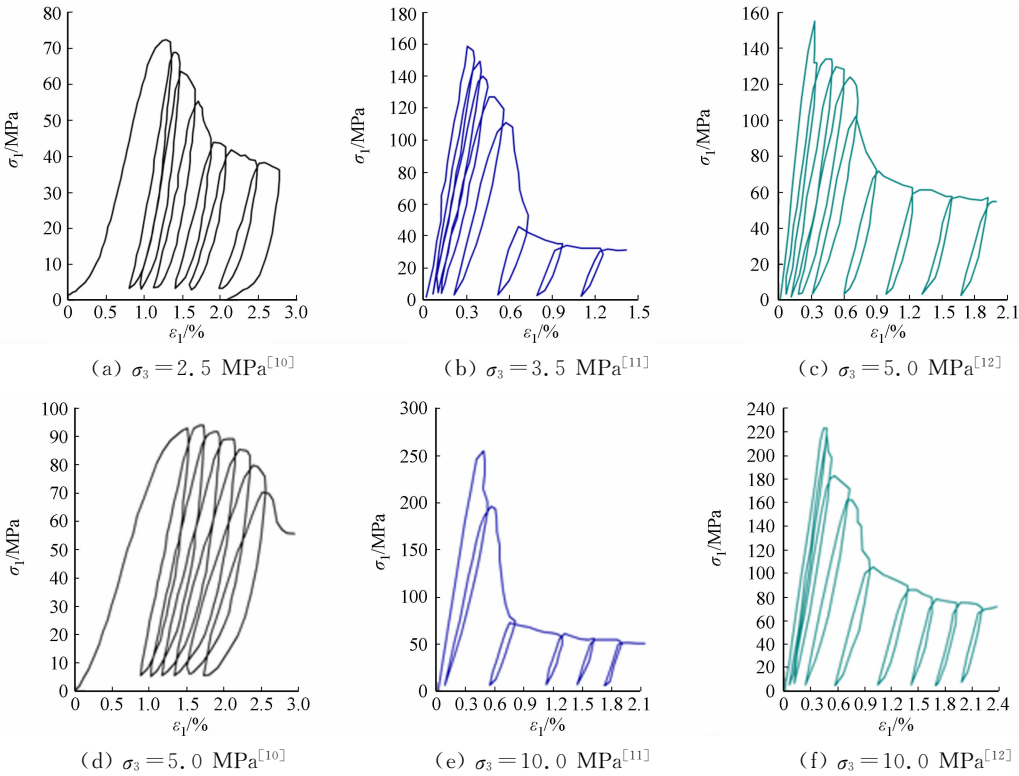


图 1 三轴循环加卸载条件下岩石典型应力-应变曲线

Fig. 1 Typical stress-strain curves of rock under triaxial cyclic loading-unloading conditions

将岩石三轴循环加卸载应力-应变曲线的外包络线进行简化, 如图 2 所示. 图 2 中: σ_c 为峰值应力; E_0 为弹性模量; σ_r 为残余应力; ϵ_1^{res} 为进入残余阶段时的轴向应变; $\epsilon_1^{peak,c}$ 为峰前弹性最大轴向应变; BF 和 $B'F'$ 为三轴循环加卸载应力-应变曲线峰后应变软化阶段的卸载路径; AC 为峰后应变软化阶段; E_s 为峰后应变软化阶段卸载路径 ($BF, B'F'$) 的斜率. 由图 2 可知: 在固定围压的作用下, 岩石在达到 σ_c 之前处于弹性变形阶段 (OA), 随后进入应变软化阶段 (AC), 应力值随应变的增加呈非线性减小; 应力值降低到 σ_r 后, 进入残余变形阶段 (CD), 进入残余变形阶段时的 ϵ_1^{res} ; 简化曲线 $OACD$ 是岩石单调加载全程应力-应变简化曲线^[14]. 岩石峰后刚度 E_s 的计算式可表示为

$$E_s = \chi^{post} E_0. \tag{1}$$

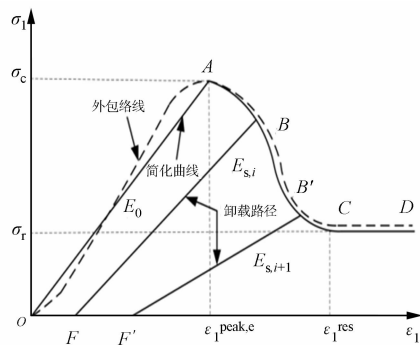


图 2 外包络线简化曲线

Fig. 2 Simplified envelope curve

式(1)中: χ^{post} 为刚度劣化指数.由式(1)可知:刚度劣化指数 χ^{post} 为岩石峰后刚度 E_s 与弹性模量 E_0 的比值,当刚度劣化指数 χ^{post} 取1时, $E_s=E_0$,即退化为不考虑峰后刚度劣化的结果^[3].

定义峰后相对应变变量 $\Delta\epsilon^{\text{post}}=(\epsilon_1-\epsilon_1^{\text{peak,e}})/\epsilon_1^{\text{peak,e}}$,其中, ϵ_1 为轴向应变.文献[11]中,北山花岗岩在不同围压条件下,刚度劣化指数与峰后相对应变变量的关系,如图3所示.由图3可知:不论围压大小,岩石的刚度劣化指数均随峰后相对应变变量的增大而减小,且减小的速度越来越慢;围压越大,刚度劣化指数减小的速度越慢,劣化效果越不明显.因此,假设在峰后应变软化阶段(AC),刚度劣化指数受围压和轴向应变的影响,其计算式为

$$\chi^{\text{post}}=\exp(-\omega\Delta\epsilon^{\text{post}}).$$

(2)

式(2)中: ω 为只与围压有关的拟合参数.

由式(2)可知,不同围压下刚度劣化指数 χ^{post} 的拟合曲线(图3).

对文献[11]中的室内三轴循环加卸载试验数据进行分析,拟合参数与围压,如图4所示.图4中: σ_3 为围压.由图4可知: ω 与 σ_3 两者之间近似服从指数关系.对试验数据进行指数拟合,在不同围压条件下 ω 的表达式为

$$\omega=2.128\,34\cdot\exp(-0.030\,37\sigma_3).$$

(3)

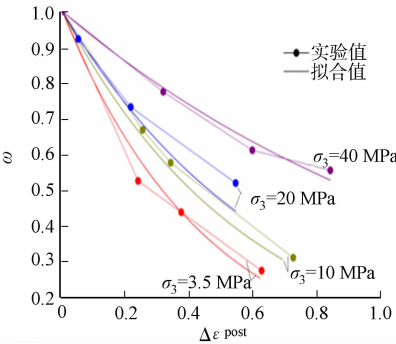


图3 刚度与峰后相对应变量的关系
Fig. 3 Relationship between stiffness and post-peak strain

北山花岗岩三轴循环加卸载试验数据,如表1所示.利用文献[12]中北山花岗岩三轴循环加卸载试验数据进行分析,首先,利用式(3)对不同围压下的 ω 值进行预测.再将表1中的数据代入式(1),(2)中进行计算,得出 ω 值.北山花岗岩 ω 预测值与数据计算值对比,如图5所示.由图5可知:文献[12]中试验数据的 ω 与 σ_3 的变化曲线与通过式(3)计算得出的预测值吻合度较高,说明利用式(3)计算 ω 值较为合理.

1.2 塑性参数

为表征岩石强度的降低与塑性变形的关系,采用塑性剪切应变作为模型的塑性参数 η ,其计算公式^[15]为

$$\eta=\gamma_p=\epsilon_1^p-\epsilon_3^p.$$

(4)

式(4)中: γ_p 为塑性剪切应变; ϵ_1^p 为轴向塑性应变; ϵ_3^p 为环向塑性应变.

岩石的轴向、环向弹性应变^[16]可表示为

$$\epsilon_1^e=(\sigma_1-2\mu\sigma_3)/E_s,\quad\epsilon_3^e=[-\mu\sigma_1+(1-\mu)\sigma_3]/E_s.$$

(5)

式(5)中: ϵ_1^e 为轴向弹性应变; ϵ_3^e 为环向弹性应变; μ 为泊松比(假定为定值); E_s 为峰后刚度.

岩石的轴向、环向塑性应变^[2]可表示为

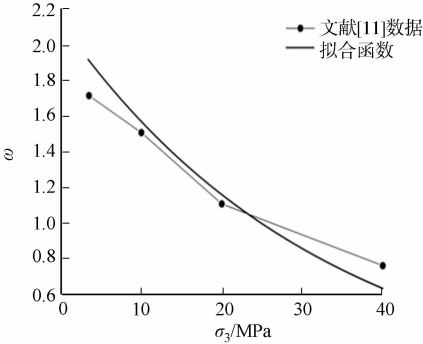


图4 拟合参数与围压的关系
Fig. 4 Relationship between fitting coefficients and confining pressure

表1 北山花岗岩三轴循环加卸载试验数据
Tab. 1 Test data of Beishan granite under triaxial cyclic loading-unloading conditions

σ_3/MPa	$\epsilon_1^{\text{peak,e}}/\%$	E_0/GPa	$\Delta\epsilon^{\text{post}}$	E_s/GPa	ω
2	0.27	40.36	0.037	41.23	1.94
			0.107	30.31	
			0.270	24.50	
5	0.32	47.95	0.063	40.17	1.83
			0.250	26.89	
			0.560	20.70	
10	0.49	60.73	0.051	49.72	1.51
			0.384	27.23	
			0.922	23.14	

$$\epsilon_1^p = \epsilon_1 - \epsilon_1^e, \quad \epsilon_3^p = \epsilon_3 - \epsilon_3^e. \tag{6}$$

塑性剪切应变可以表示为

$$\gamma^p = \left(\epsilon_1 - \frac{\sigma_1 - 2\mu\sigma_3}{E_s} \right) - \left(\epsilon_3 - \frac{\mu\sigma_1 + (1-\mu)\sigma_3}{E_s} \right). \tag{7}$$

1.3 岩石峰后应变软化模型

假设岩石在峰后应变软化阶段的任意点处的应力状态均处于强度破坏临界状态, 并满足广义莫尔库仑准则. 对于峰后不同的塑性剪切应变, 莫尔库仑强度包络线不同. 每条莫尔库仑强度包络线包含一组峰后黏聚力和峰后内摩擦角值. 因此, 不同的塑性剪切应变分别与一组峰后黏聚力和峰后内摩擦角相对应. 故在应变软化阶段广义莫尔库仑准则表达式为

$$\sigma_1 = a + b\sigma_3. \tag{8}$$

式(8)中: $a = \frac{2c_p(\gamma^p)\cos\varphi_p(\gamma^p)}{1-\sin\varphi_p(\gamma^p)}$, c_p 为峰后黏聚力; $b =$

$\frac{1+\sin\varphi_p(\gamma^p)}{1-\sin\varphi_p(\gamma^p)}$, φ_p 为峰后内摩擦角.

假设式(8)中的峰后黏聚力和峰后内摩擦角与塑性参数 η 的关系表示为

$$\lambda(\eta) = \begin{cases} \lambda^{\text{peak}} - \frac{\lambda^{\text{peak}} - \lambda^{\text{res}}}{\eta^*} \eta, & 0 < \eta < \eta^*; \\ \lambda^{\text{res}}, & \eta \geq \eta^*. \end{cases} \tag{9}$$

式(9)中: λ^{peak} 为参数峰值; λ^{res} 为参数残余值; η^* 为岩石由应变软化阶段转入残余变形阶段的极限塑性参数值. λ 可替代为式(8)中的峰后黏聚力 c_p 和峰后内摩擦角 φ_p , η^* 可由式(7)计算得出. 由式(8)可知: 广义莫尔库仑准则中, σ_1 与 σ_3 呈线性关系. 分别对在不同围压下峰值强度处与残余强度处的 σ_1 和 σ_3 进行一元回归分析, 即可求得参数峰值和参数残余值.

2 算例分析

为验证计算模型的合理性, 对文献[11]中的北山花岗岩试验数据进行整理, 得到参数如表 2 所示.

表 2 北山花岗岩的试验参数
Tab. 2 Test parameters of Beishan granite

σ_3/MPa	E_0/GPa	σ_c/MPa	σ_r/MPa	η_c^*	η_r^*	ω
3.5	63.77	161.19	43.35	0.010 77	0.010 77	1.72
10.0	69.49	255.76	75.31	0.012 96	0.012 96	1.51
20.0	71.40	275.69	106.78	0.010 63	0.010 63	1.11
40.0	68.09	396.61	204.06	0.017 23	0.017 23	0.76

将表 2 中的 σ_c, σ_3 和 σ_r, σ_3 分别代入式(8)中进行一元回归分析, 可计算得 $c_p^{\text{peak}} = 33.74 \text{ MPa}$, $c_p^{\text{res}} = 4.72 \text{ MPa}$, $\varphi_p^{\text{peak}} = 47.28^\circ$, $\varphi_p^{\text{res}} = 35.65^\circ$, 假定泊松比 μ 为定值 0.2.

将上述参数代入到式(1), (2), (3), (7), (8)和(9)中, 即可求得主应力随塑性剪切应变的变化关系. 将文献[11]试验数据中峰后卸载强度点处的 $\sigma_1, \epsilon_1, \epsilon_3, E_s, \sigma_3$ 和 μ 代入式(7)中, 求得卸载强度点所对应的 γ_p , 进而建立北山花岗岩峰后 σ_1 与 γ_p 的对应关系. 不同围压下北山花岗岩峰后主应力随塑性剪切应变的软化曲线与三轴试验实测数据对比图, 如图 6 所示. 由图 6 可知: 当岩石试样进入塑性之后, 根据式(9)的假设关系, 黏聚力和内摩擦角逐渐从峰值降低到残余值, 故 σ_1 随着塑性剪切应变 γ_p 的增加而不断减小.

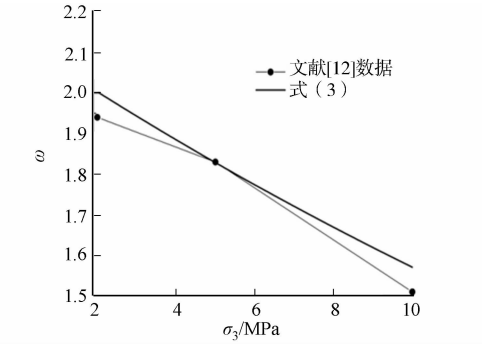


图 5 北山花岗岩 ω 预测值与数据计算值对比
Fig. 5 Comparison between predict value and calculation value of ω for Beishan granite

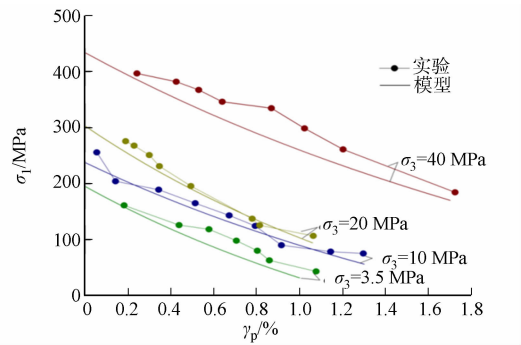


图 6 三轴压缩试验与数值模拟数据对比
Fig. 6 Comparison between triaxial compression data and numerical simulation

不同围压下的模拟曲线变化趋势与试验曲线基本一致,总体来说,模拟曲线与试验曲线吻合度较高,说明提出的模型可以较好地描述不同围压下岩石峰后力学特性.

3 结 论

1) 考虑岩石峰后刚度劣化现象,基于广义莫尔库仑准则,以塑性剪切应变作为塑性参数,构建岩石黏聚力、内摩擦角模型.通过理论推导,求出了岩石在应变软化阶段主应力随塑性参数变化的非线性表示方法.

2) 利用北山花岗岩试验数据,模拟岩石在不同围压下应变软化阶段应力随塑性参数的变化曲线,结果表明,在不同围压下数值模拟曲线和试验曲线之间吻合度较高.

3) 岩石峰后应变软化模型是以北山花岗岩试验数据为基础而建立的,模型验证的结论也是通过与北山花岗岩的试验数据对比而得出的.故对于其他岩体的适用性尚需讨论,但其研究方法可作为借鉴.

参考文献:

[1] 张春会,赵全胜,黄鹂,等.考虑围压影响的岩石峰后应变软化力学模型[J].岩土力学,2010,31(增刊2):193-197. DOI:10.16285/j. rsm. 2010. s2. 069.

[2] ZHANG Jianzhi,ZHOU Xiaoping. Time-dependent jamming mechanism for single-shield TBM tunneling in squeezing rock[J]. Tunnelling and Underground Space Technology,2017,69:209-222. DOI:10.1016/j. tust. 2017. 06. 020.

[3] 陆银龙,王连国,杨峰,等.软弱岩石峰后应变软化力学特性研究[J].岩石力学与工程学报,2010,29(3):640-648.

[4] 张帆,盛谦,朱泽奇,等.三峡花岗岩峰后力学特性及应变软化模型研究[J].岩石力学与工程学报,2008(增刊1):2651-2655.

[5] 孙闯,张树光,贾宝新,等.花岗岩峰后力学特性试验与模型研究[J].岩土工程学报,2015,37(5):847-852. DOI:10.11779/CJGE201505010.

[6] FANG Zhi,HARRISON J P. A mechanical degradation index for rock[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences,2001,38(8):1193-1199. DOI:10.1016/S1365-1609(01)00070-3.

[7] LEE Y H,WILLIAM K. Mechanical properties of concrete in uniaxial compression[J]. Materials Journal,1997,94(6):457-471.

[8] LEE J,SALGADO R,CARRARO J A H. Stiffness degradation and shear strength of silty sands[J]. Canadian Geotechnical Journal,2004,41(5):831-843. DOI:10.1139/t04-034.

[9] SHARMA S S,FAHEY M. Degradation of stiffness of cemented calcareous soil in cyclic triaxial tests[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering,2003,129(7):619-629. DOI:10.1061/(ASCE)1090-0241(2003)129:7(619).

[10] 李剑武.不同试验条件下砂岩的力学特性及能量特征研究[D].荆州:三峡大学,2011.

[11] 李鹏飞,赵星光,郭政,等.北山花岗岩在三轴压缩条件下的强度参数演化[J].岩石力学与工程学报,2017,36(7):1599-1610. DOI:10.13722/j. cnki. jrme. 2016. 1412.

[12] 赵星光,李鹏飞,马利科,等.循环加、卸载条件下北山深部花岗岩损伤与扩容特性[J].岩石力学与工程学报,2014,33(9):1740-1748. DOI:10.13722/j. cnki. jrme. 2014. 09. 002.

[13] 王学滨,潘一山,代树红.考虑刚度劣化的剪切带-围岩系统稳定性分析[J].防灾减灾工程学报,2009,29(2):147-153. DOI:10.3969/j. issn. 1672-2132. 2009. 02. 005.

[14] 苏承东,杨圣奇.循环加卸载下岩样变形与强度特征试验[J].河海大学学报(自然科学版),2006(6):667-671. DOI:10.3321/j. issn:1000-1980. 2006. 06. 016.

[15] 崔明.隧洞围岩体力学参数演化规律及工程应用研究[D].北京:北京科技大学,2016.

[16] 夏志皋.塑性力学[M].上海:同济大学出版社,1991.

(责任编辑:陈志贤 英文审校:方德平)