非线性分级荷载下饱和千枚岩的蠕变损伤本构模型研究①

李胜前[1]，李启航[2]
（1.广西工业设计集团有限公司，广西 南宁 530022；2.重庆大学 资源与安全学院，重庆 400044）

摘　要：依据饱和千枚岩三轴分级蠕变试验结果，探讨了孔隙水压力和卸荷应力耦合下，饱和千枚岩蠕变特征随时间的变化规律。结果表明：饱和千枚岩蠕变破坏具有明显的瞬时突变性，为典型的脆性破坏；增大卸荷应力与孔隙水压力会加快饱和千枚岩的蠕变破坏。采用瞬时损伤变量改进 Burgers 模型，引入时效损伤变量建立损伤弹塑性体，将改进的 Burgers 模型与损伤弹塑性体串联，提出了一种考虑开挖卸荷与孔隙水压力耦合影响的岩石蠕变三维损伤本构模型。通过 L-M 最小二乘优化算法对试验结果进行回归分析和参数辨识，发现该模型的理论曲线与饱和千枚岩的衰减、稳态和加速阶段试验曲线十分吻合（R^2>0.9），验证了所提出模型的准确性，该模型可有效描述矿山边坡岩体在开挖卸荷和孔隙水压力长期耦合下的蠕变行为。

关键词：露天边坡；千枚岩；三轴压缩试验；蠕变试验；本构模型；Burgers 模型；损伤变量；弹塑性体；孔隙水压力；开挖卸荷
中图分类号：TD311；TD324　　**文献标志码**：A　　doi：10.3969/j.issn.0253-6099.2025.06.007
文章编号：0253-6099（2025）06-0039-08

Investigation on Damage Constitutive Model of Phyllite Under Nonlinear Step Loading

LI Shengqian[1], LI Qihang[2]
(1. *Guangxi Industrial Design Group Co., Ltd., Nanning* 530022, *Guangxi*, *China*; 2. *School of Resources and Safety Engineering*, *Chongqing University*, *Chongqing* 400044, *China*)

Abstract: Based on a triaxial creep test of saturated phyllite, a time-dependent variation law of creep characteristics of saturated phyllite under the coupling effect of pore water pressure and unloading stress was investigated. The results show that the creep failure of saturated phyllite is a typical brittle failure, characterized by instantaneous application of a force. An increase in unloading stress and pore water pressure can accelerate the creep failure of saturated phyllite. The Burgers model was improved by adopting a variable of instantaneous failure, and an elasto-plastic damage body was established by introducing a variable of time-dependent damage. With the improved Burgers model in serial connection with the elasto-plastic damage body, a three-dimensional damage constitutive model for rock creep was proposed in consideration of the coupling effect of excavation unloading and pore water pressure. After regression analysis and parameter identification with the Levenberg-Marquardt (L-M) algorithm for the test results, it is found that the theoretical stress-strain curve from the proposed model are in good coincidence ($R^2 > 0.9$) with the practical ones for decay, steady-state and acceleration phases of saturated phyllite from the experiments, verifying the accuracy of the model. It is concluded that this model can effectively describe the creep behaviour of mine slope mass under the long-term coupling effect of excavation unloading and pore water pressure.

Key words: open-pit slope; phyllite; triaxial compression test; creep test; constitutive model; Burgers model; damage variable; elasto-plastic body; pore water pressure; excavation unloading

① **收稿日期**：2025-06-03
基金项目：国家自然科学基金（42477142）
作者简介：李胜前（1982—），男，河北昌黎人，高级工程师，主要从事矿山设计研究和安全评价研究。E-mail：274042438@qq.com
通信作者：李启航（1997—），男，山东嘉祥人，博士，主要从事矿山开采、矿山灾害监测预警领域的研究。E-mail：qihangli0325@126.com

随着浅层矿产资源日渐枯竭,大多数露天矿山过渡到地下开采阶段[1-2]。然而,受地下开采荷载扰动以及降雨等因素的影响,露天边坡极易发生流变现象[3]。其中,边坡滑坡是矿山常见的地质灾害之一,通常由地表裂隙、内部扰动产生的裂缝,以及降雨入渗、开挖导致的岩体变形等因素引发[4-5],主要表现为滑动破坏、崩塌破坏和蠕变破坏[6]。因此,在外部环境干扰以及复杂岩体条件下,边坡岩体的长期稳定性是露天转地下开采的重大技术挑战[7]。

工程实践和大量研究表明,高陡岩质边坡及地下工程的失稳破坏与蠕变行为直接相关[8-10]。大量学者利用单轴和三轴试验研究了岩石在不同时期的蠕变破坏特征[11-12]。然而,在实际工程中,岩体稳定性评价需要考虑降雨入渗和开挖卸荷等外部因素影响下的流变力学特性。因此,在不同外部因素耦合下,推导出准确描述岩石流变特性的本构模型已成为岩石流变力学研究的重点。一些学者通过理论推导的方式建立了岩石损伤蠕变本构模型,进而验证试验结果的可靠性[13-17]。然而,现有的经典蠕变模型尚未充分考虑孔隙水压与卸荷应力耦合的损伤演化机制[18-21]。

本文依据千枚岩三轴分级蠕变试验结果,分析千枚岩蠕变特征随时间的变化规律。采用瞬时损伤变量改进 Burgers 模型,引入时效损伤变量建立损伤弹塑性体,提出了一种考虑开挖卸荷与孔隙水压耦合影响的岩石蠕变损伤本构模型。此外,通过 L-M 最小二乘优化算法对试验结果进行回归分析和参数辨识,对不同卸荷应力、孔隙水压力水平下的模型参数给出预测结果。该研究揭示了开挖卸荷与孔隙水压长期耦合作用下露天边坡岩石的流变行为及渐进破坏机理,可为实际工程应用提供理论支撑。

1 三轴分级蠕变试验

1.1 试验方案及过程

室内蠕变试验采用分级加载法进行。分级加载法是在同一个试件上进行多次逐级应力加载,避免了试样间的离散性差异,可以获得更多的试验数据。

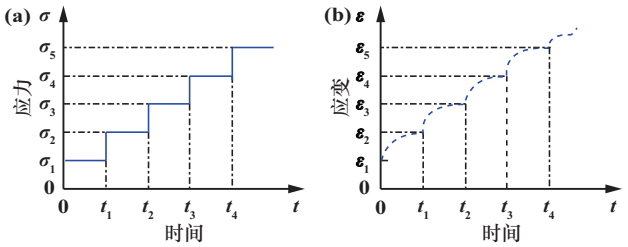
在试验中,首先将千枚岩岩样加工成标准圆柱体并记录初始数据,随后采用真空抽气饱和法,通过抽真空排出岩石内部空气,再注水并恢复常压使水渗入孔隙,最后通过称重计算饱和吸水率,以确认千枚岩达到完全饱水状态。

采用多场耦合微机控制电液伺服岩石三轴试验设备对饱和千枚岩试件开展了不同卸荷系数和孔隙水压力分级升轴压的三轴压缩蠕变试验,加载方案如表 1 所示,应力路径及应变路径示意图见图 1。

表 1 千枚岩三轴蠕变试验方案

Table 1 Triaxial creep tests of phyllite

试验编号	开挖类型	孔隙水压力 P/MPa	初始围压 σ_3/MPa	初始轴压 σ_1/MPa
SZ-1	无开挖扰动	0.5	4.0	4.8
SZ-2		1.0	4.0	4.8
SZ-3		1.5	4.0	4.8
SZ-4	有开挖扰动	0.5	1.6	9.6
SZ-5		1.0	1.6	9.6
SZ-6		1.5	1.6	9.6



(a) 应力路径;(b) 应变路径

图 1 应力路径及应变路径示意图

Fig. 1 Stress path and strain path

三轴压缩试验得到了饱和千枚岩的偏应力-应变曲线(见图 2),主要分为弹性变形阶段、塑性变形阶段和应变软化阶段。饱和千枚岩试件的短期峰值强度 σ_p 为 57 MPa,在试验过程中保持围压恒定,轴向荷载设置为 $0.30\sigma_p$(一级)、$0.45\sigma_p$(二级)、$0.60\sigma_p$(三级)、$0.75\sigma_p$(四级)、$0.90\sigma_p$(五级)5 个等级。

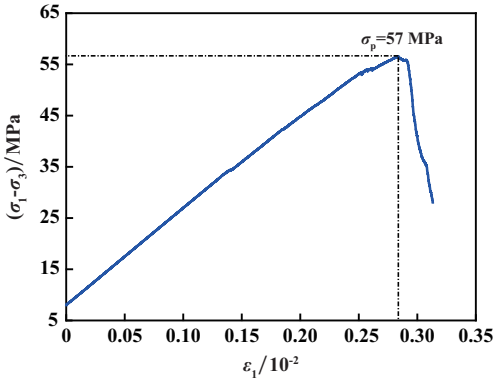


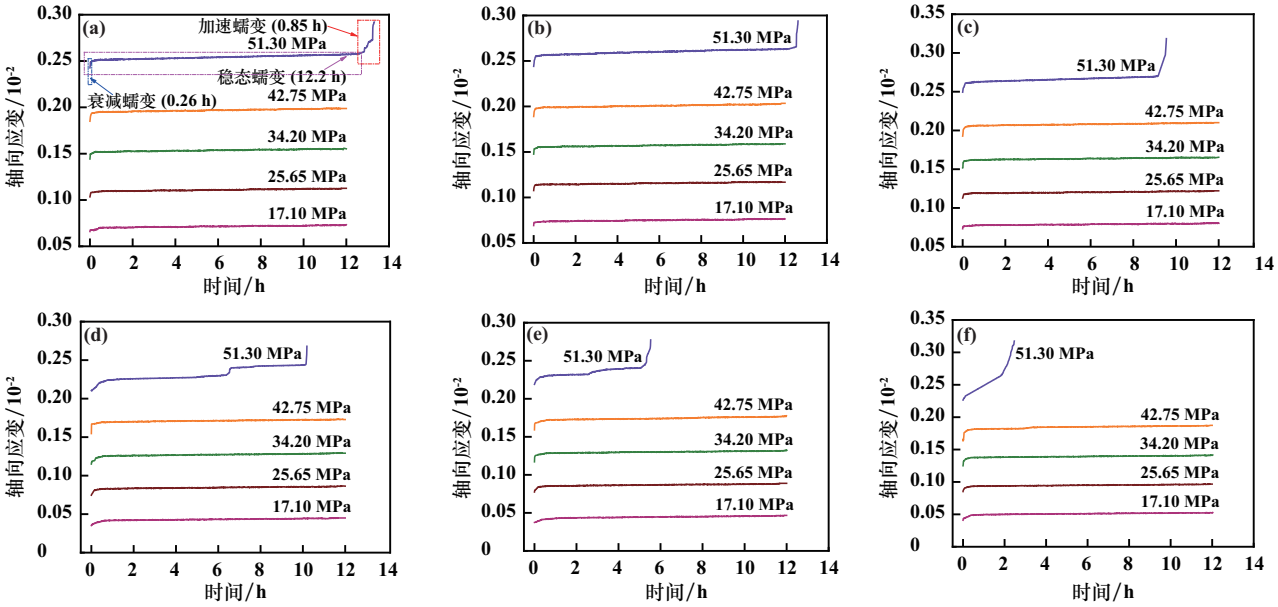
图 2 饱和千枚岩的偏应力-应变曲线

Fig. 2 Deviatoric stress-strain curve of saturated phyllite

1.2 蠕变试验结果

基于 Boltzmann 叠加原理,得到了不同偏应力下饱和千枚岩轴向应变与时间的关系曲线,如图 3 所示。随着轴向载荷水平提高,饱和千枚岩衰减蠕变阶段持

续时间延长,稳态蠕变阶段曲线的斜率增大,即蠕变速率越高。在第 5 级载荷水平下,蠕变曲线表现出稳态蠕变阶段向加速蠕变阶段过渡不明显、加速变形持续时间短的特点,试样由稳态蠕变阶段进入加速蠕变阶段后迅速失效,破坏具有明显的瞬时突变性。因此,认为千枚岩为典型的脆性岩体。千枚岩等各向异性岩层在有开挖扰动工程中表现出应力重分布、岩体结构损伤及稳定性下降,而在无开挖扰动工程中表现为维持原岩应力或局部应力微调,岩土原生结构基本保留。此外,试样加速蠕变曲线表现为瞬时凸起状,这说明在高应力作用下千枚岩内部裂隙的非稳定扩展、贯通是在短时间内完成的。当 P = 1.5 MPa 时,相较于无开挖扰动条件,开挖扰动下试样的加速变形阶段更为迅速。



(a) SZ-1; (b) SZ-2; (c) SZ-3; (d) SZ-4; (e) SZ-5; (f) SZ-6

图 3　不同偏应力下饱和千枚岩轴向应变与时间的关系曲线

Fig. 3　Axial strain versus time curves of saturated phyllite under different stresses

2　饱和千枚岩蠕变损伤变量

2.1　瞬时损伤变量

岩石存在一个损伤应力阈值,当施加载荷超过应力阈值后,岩石内部会产生新的裂纹。关于加载产生的瞬时损伤,以往研究较少。依据蠕变试验结果,在相同卸荷应力条件下,饱和千枚岩的瞬时弹性模量随着应力水平和孔隙水压增大逐渐减小,也就是说应力水平和孔隙水压的增大增加了饱和千枚岩瞬时弹性模量的损伤程度。文献[22]通过岩石三轴压缩试验发现不同载荷水平下,岩石在加载瞬间产生的损伤变量初始值不为 0。因此,本文采用瞬时弹性模量定义饱和千枚岩的瞬时损伤 D_S:

$$D_S(\sigma,P) = 1 - \frac{E_S(\sigma,P)}{E_{S0}} \tag{1}$$

式中:E_{S0}为初始无损状态下的瞬时弹性模量;$E_S(\sigma,P)$为应力 σ 和孔隙水压力 P 的瞬时弹性模量。在应力持续作用下,考虑瞬时损伤变量与应力水平和孔隙水压有关。一般来说,岩石在低应力载荷下基本不存在瞬时损伤,因此,重点考虑应力水平高于损伤应力阈值时的瞬时损伤变量。基于蠕变试验数据,饱和千枚岩的长期强度均在第 4 级蠕变载荷附近,且岩石在第 4 级蠕变载荷下裂纹数量开始显著增大,故取第 3 级应力水平下孔隙水压力为 0.5 MPa 时试样的瞬时弹性模量为初始值。表 2 列出了在不同卸荷程度和孔隙水压下的饱和千枚岩在第 4 级和第 5 级载荷下的瞬时损伤变量。随着卸荷程度和孔隙水压增加,饱和千枚岩微裂纹由剪切裂纹主导逐渐转变为拉伸裂纹主导。在高应力水平下,开挖卸荷行为和孔隙水压的耦合作用促进了饱和千枚岩拉伸裂纹的形成和扩展,揭示了饱和千枚岩卸荷应力和孔隙水压力耦合损伤的机理。

2.2　孔隙水压-应力耦合时效损伤变量

岩石的蠕变损伤存在明显的时间效应,本文结合有效应力原理和 Drucker-Prager(D-P)屈服准则探究孔隙水压和卸荷应力对岩石时效损伤的影响。

表2 饱和千枚岩瞬时损伤变量

Table 2 Variable of instantaneous failure for saturated phyllite

σ_3/MPa	P/MPa	偏应力/MPa	瞬时弹性模量/MPa	瞬时损伤变量
4.0	0.5	42.75	22.32	0.05
		51.30	20.48	0.13
4.0	1.0	42.75	21.86	0.07
		51.30	20.37	0.14
4.0	1.5	42.75	21.44	0.09
		51.30	19.93	0.15
1.6	0.5	42.75	22.05	0.04
		51.30	20.19	0.12
1.6	1.0	42.75	21.42	0.07
		51.30	19.41	0.16
1.6	1.5	42.75	20.85	0.09
		51.30	18.77	0.18

岩石由固体颗粒、液体和气体组成,水饱和时可视为仅存在固体颗粒和水。当饱和岩石难以排水时,在应力作用下会产生孔隙水压,影响岩石的强度。岩石孔隙结构中的水(孔隙水压)和介质骨架(有效应力)共同承担了岩石受到的外部荷载,孔隙水压的存在减小了岩样实际所受的等效应力。为了方便运算,将压应力和压应变方向定义为正值,则岩石的有效应力 σ' 为:

$$\sigma' = \sigma - \beta P \tag{2}$$

式中:σ 为岩石的真实应力,MPa;β 为 Biot 系数,取值0~1,本次计算取1。

在三维应力状态下,岩石的有效应力 $\tilde{\sigma}_{ij}$ 可表示为:

$$\tilde{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij} - \beta P \delta_{ij} \tag{3}$$

式中:δ_{ij} 为 Kronecker 函数,当 $i = j = 1$ 时,$\delta_{ij} = 1$。

考虑孔隙水压作用的 D-P 屈服准则(记为 F'_Y)可表示为:

$$F'_Y = \sqrt{J'} - \alpha' \times I' - k' \tag{4}$$

式中:J' 为有效应力偏量第二不变量;I' 为有效应力张量第一不变量;α' 和 k' 为材料参数。这些模型参数分别为:

$$\begin{cases} \sqrt{J'} = \dfrac{\sigma'_1 - \sigma'_3}{\sqrt{3}} \\ I' = \sigma'_1 + 2\sigma'_3 \\ \alpha' = \dfrac{\sin\varphi_w}{\sqrt{3(3 + \sin^2\varphi_w)}} \\ k' = \dfrac{3c_w \times \cos\varphi_w}{\sqrt{3(3 + \sin^2\varphi_w)}} \end{cases} \tag{5}$$

式中:φ_w 为饱和千枚岩的内摩擦角;c_w 为饱和千枚岩的黏聚力。

联立式(3)~(5)可获得考虑孔隙水压与应力作用的 D-P 屈服准则:

$$F'_Y = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sqrt{3}} - \alpha'(\sigma_1 + 2\sigma_3 - 3\beta P) - k' \tag{6}$$

通常来讲,岩石的时效损伤体现为屈服后,即当饱和千枚岩承受的蠕变载荷超过其长期强度时,蠕变损伤逐渐累积。为了体现损伤随时间的变化关系,引入 Kachanov 提出的损伤速率模型:

$$\frac{\mathrm{d}D_t}{\mathrm{d}t} = \frac{T\langle F\rangle^r}{(1 - D_t)^n} \tag{7}$$

式中:D_t 为时效损伤变量;T、r 和 n 均为模型的材料参数;F 为准则函数,与岩石的屈服强度有关。

$$F = \frac{F_S}{F_0} \tag{8}$$

式中:F_S 为屈服函数;F_0 为压力敏感性系数,$F_0 > 0$。

将式(6)中的 D-P 屈服函数 F'_Y 替代式(8)中的 F_S,即构建了考虑孔隙水压和卸荷应力耦合作用的时效损伤率:

$$\frac{\mathrm{d}D_t}{\mathrm{d}t} = \frac{T\left(\dfrac{F'_Y}{F_0}\right)^r}{(1 - D_t)^n} \tag{9}$$

积分可得,考虑孔隙水压与卸荷应力耦合的时效损伤变量为:

$$D_t = 1 - \left[1 - T(r + 1)\left(\frac{F'_Y}{F_0}\right)^n t\right]^m \tag{10}$$

式中 $m = 1/(r+1)$。

研究表明,时效损伤仅在应力 σ 大于等于岩石长期强度 σ_{LTS} 时发生。定义控制岩石蠕变损伤演化的方程为:

$$D_t = \begin{cases} 0 & \sigma < \sigma_{\mathrm{LTS}} \\ 1 - \left[1 - T(r + 1)\left(\dfrac{F'_Y}{F_0}\right)^n t\right]^m & \sigma \geqslant \sigma_{\mathrm{LTS}} \end{cases} \tag{11}$$

通常来讲,由于高应力加载作用,岩石进入蠕变前已存在一定的初始损伤,即蠕变起始阶段损伤变量不为0。而式(11)中,当 $t = 0$ 时,$D_t = 0$,显然不符合需求。因此,将瞬时损伤变量与时效损伤变量耦合:

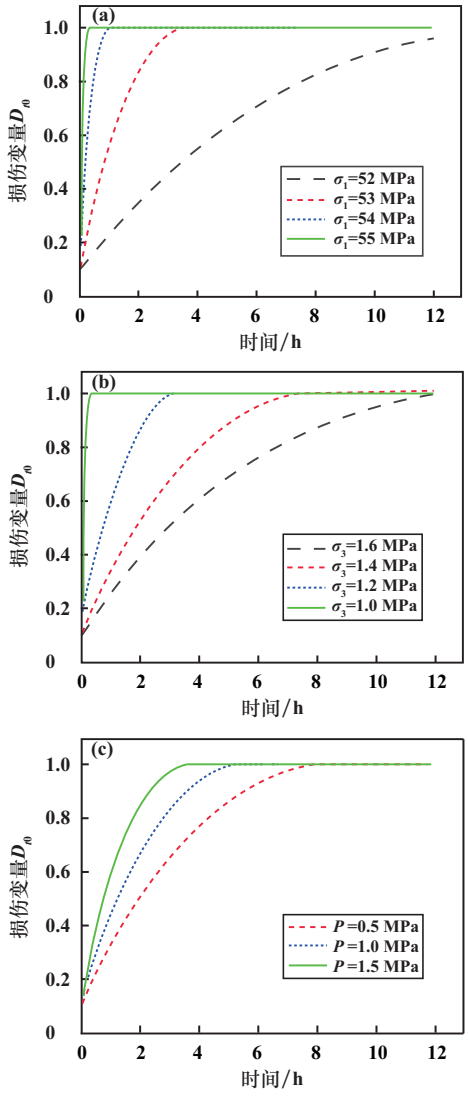
$$D_{t0} = \begin{cases} 0 & \sigma < \sigma_{\mathrm{LTS}} \\ D_t + D_S - D_t D_S & \sigma \geqslant \sigma_{\mathrm{LTS}} \end{cases} \tag{12}$$

联立式(1)、(11)和(12)可得到考虑初始损伤的孔隙水压-卸荷应力耦合时效损伤变量 D_{t0}:

$$D_{t0} = \begin{cases} 0 & \sigma < \sigma_{\mathrm{LTS}} \\ 1 - (1 - D_S)\left[(1 - T(r + 1)\left(\dfrac{F'_Y}{F_0}\right)^n t\right]^m & \sigma \geqslant \sigma_{\mathrm{LTS}} \end{cases} \tag{13}$$

为验证时效损伤变量的准确性,探讨了孔隙水压

和应力对时效损伤变量的影响。模型参数设置 $T=0.15$,$r=12$,$n=-0.6$,$F_0=3.8$ 和 $D_S=0.1$。图 4(a)为轴压 52、53、54 和 55 MPa 情况下损伤变量 D_{t0} 随时间的变化。$t=0$ 时,模型存在初始损伤;随着轴向应力增加,模型损伤速率增大,模型在更短时间内达到损伤极限值。图 4(b)为围压 1.0、1.2、1.4 和1.6 MPa情况下损伤变量 D_{t0} 随时间的变化。围压越小,模型损伤速率越大;相较于高围压,低围压下模型在更短时间内达到损伤极限。图 4(c)为孔隙水压0.5、1.0 和 1.5 MPa 情况下损伤变量 D_{t0} 随时间的变化。随着孔隙水压增大,模型损伤速率增大,模型在更短时间内达到损伤极限。研究表明,本文所建立的模型得到的时效损伤变量具有一定客观规律,可以使用该时效损伤模型建立后续蠕变损伤本构模型。



(a) 轴压的影响;(b) 围压的影响;(c) 孔隙水压的影响

图 4　应力及孔隙水压对时效损伤变量的影响

Fig. 4　Influences of stress and pore water pressure on variables of aging and damage

3　三维蠕变损伤本构模型

采用元件组合模型构建饱和千枚岩的蠕变损伤本构模型。首先,采用 2.1 节的瞬时损伤变量 D_S 改进 Burgers 模型。其次,引入 2.2 节的孔隙水压-卸荷应力时效损伤变量构建损伤弹塑性体。最后,将改进的 Burgers 模型与损伤弹塑性体串联,建立考虑开挖卸荷与孔隙水压耦合影响的蠕变损伤本构模型,如图 5 所示。当 $\sigma<\sigma_{LTS}$ 时,摩擦片开关断开,蠕变损伤本构模型退化为 Burgers 模型。当 $\sigma\geqslant\sigma_{LTS}$ 时,摩擦片开关闭合,损伤弹塑性体开始工作。图 6 为不同应力水平下蠕变损伤本构模型的蠕变曲线。岩石总应变 ε 为:

$$\varepsilon=\varepsilon_B+\varepsilon_{ep}=\varepsilon_e+\varepsilon_v+\varepsilon_{ve}+\varepsilon_{ep} \tag{14}$$

式中:ε_B 是改进 Burgers 模型产生的应变;ε_e 是瞬时弹性元件产生的应变;ε_v 是黏性元件产生的应变;ε_{ve} 是黏弹性元件产生的应变;ε_{ep} 是弹塑性体产生的应变。

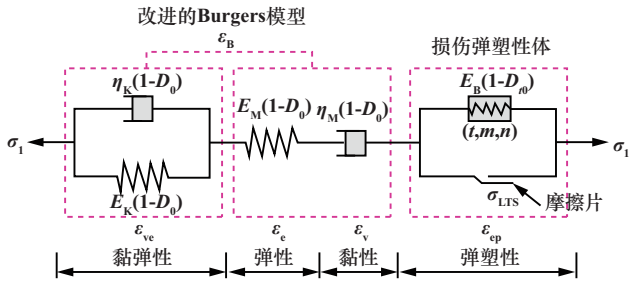


图 5　饱和千枚岩非线性蠕变损伤本构模型

Fig. 5 Nonlinear creep damage model of saturated phyllite

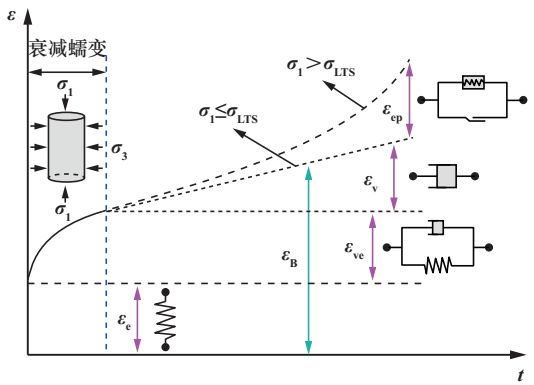


图 6　不同应力水平下蠕变损伤本构模型的蠕变曲线

Fig. 6　Creep strain versus time curve by creep damage constitutive model

三维蠕变模型的推导,首先应满足以下 3 个条件:饱和千枚岩体积蠕变对整体蠕变影响不大;饱和千枚岩为各向同性材料;蠕变期间泊松比保持不变。

在三维应力状态下,根据元件模型的串并联关系,模型的应力和应变分量满足以下关系:

$$\begin{cases}\sigma_{ij}=\sigma_{ij}^{\mathrm{B}}+\sigma_{ij}^{\mathrm{ep}}=\sigma_{ij}^{\mathrm{e}}+\sigma_{ij}^{\mathrm{v}}+\sigma_{ij}^{\mathrm{ve}}+\sigma_{ij}^{\mathrm{ep}}\\ \varepsilon_{ij}=\varepsilon_{ij}^{\mathrm{B}}+\varepsilon_{ij}^{\mathrm{ep}}=\varepsilon_{ij}^{\mathrm{e}}+\varepsilon_{ij}^{\mathrm{v}}+\varepsilon_{ij}^{\mathrm{ve}}+\varepsilon_{ij}^{\mathrm{ep}}\end{cases} \tag{15}$$

式(15)中模型的应力和应变分量符号名称与式(14)中的相同。

饱和千枚岩在三维应力状态下内部任一点的应力张量 σ_{ij} 可分为球应力张量 $\delta_{ij}\sigma_m$ 和偏应力张量 S_{ij}。饱和千枚岩内部任一点的应变张量 ε_{ij} 可分为球应变张量 $\delta_{ij}\varepsilon_m$ 和偏应变张量 e_{ij}。依据上述关系可得：

$$\begin{cases}\sigma_{ij}=\delta_{ij}\sigma_m+S_{ij}\\ \varepsilon_{ij}=\delta_{ij}\varepsilon_m+e_{ij}\end{cases} \tag{16}$$

通常来说，瞬时应变主要由球应力张量引起，蠕变应变由偏应力张量引起。

假设饱和千枚岩在发生蠕变破坏前服从广义胡克定律，则在三维应力状态下岩石的应力与应变关系为：

$$\begin{cases}S_{ij}=2Ge_{ij}\\ \sigma_m=3K\varepsilon_m\end{cases} \tag{17}$$

式中：K 为体积模量，GPa；G 为剪切模量，GPa。

因此，在三维应力条件下，改进的 Burgers 模型为：

$$\varepsilon_{ij}^{\mathrm{B}}(t)=\frac{\tilde{\sigma}_{ij}}{3K(1-D_S)}+\frac{\tilde{\sigma}_{ij}}{2G_1(1-D_S)}+\frac{\tilde{\sigma}_{ij}}{2\eta_1(1-D_S)}t+\frac{\tilde{\sigma}_{ij}}{2G_2(1-D_S)}\times\left[1-\exp\left(-\frac{G_2}{\eta_2}t\right)\right] \tag{18}$$

式中：G_1 和 G_2 分别是 Maxwell 体和 Kelvin 体的剪切模量，GPa；η_1 和 η_2 分别是 Maxwell 体和 Kelvin 体的黏度系数，GPa·h。

对于损伤弹塑性体，考虑三维应力状态下的塑性流动规律，三维蠕变方程为：

$$\varepsilon_{ij}^{\mathrm{ep}}=\frac{\left\langle\Phi\left(\frac{F}{F_*}\right)\right\rangle}{G_{\mathrm{ep}}(1-D_{t0})}\times\frac{\partial H}{\partial\tilde{\sigma}_{ij}} \tag{19}$$

其中：

$$\left\langle\Phi\left(\frac{F}{F_*}\right)\right\rangle=\begin{cases}\Phi\left(\frac{F}{F_*}\right) & F\geqslant 0\\ 0 & F<0\end{cases} \tag{20}$$

$$\Phi\left(\frac{F}{F_0}\right)=\left(\frac{F}{F_0}\right)^y \tag{21}$$

式中：F 为屈服函数；F_* 为屈服函数初始值，通常取 1；H 为塑性函数，采用相关流动准则，$H=F$；G_{ep} 为受损弹性元件的剪切模量，GPa；y 为试验常数，通常取 1。

三维弹塑性模型的转换包含屈服函数和塑性势函数的转换，选取 D-P 屈服准则，根据线性叠加原理，由式(15)~(21)可得三维应力状态下饱和千枚岩的蠕变损伤本构模型如下。

当 $F<0$ 时，有：

$$\varepsilon_{ij}(t)=\frac{\delta_{ij}\sigma_m-\lambda P\delta_{ij}}{3K(1-D_S)}+\frac{S_{ij}-\lambda P\delta_{ij}}{2G_1(1-D_S)}+\frac{S_{ij}-\lambda P\delta_{ij}}{2\eta_1(1-D_S)}t+\frac{S_{ij}-\lambda P\delta_{ij}}{2G_2(1-D_S)}\times\left[1-\exp\left(-\frac{G_2}{\eta_2}t\right)\right] \tag{22}$$

当 $F\geqslant 0$ 时，有：

$$\varepsilon_{ij}(t)=\frac{\delta_{ij}\sigma_m-\lambda P\delta_{ij}}{3K(1-D_S)}+\frac{S_{ij}-\lambda P\delta_{ij}}{2G_1(1-D_S)}+\frac{S_{ij}-\lambda P\delta_{ij}}{2\eta_1(1-D_S)}t+\frac{S_{ij}-\lambda P\delta_{ij}}{2G_2(1-D_S)}\times\left[1-\exp\left(-\frac{G_2}{\eta_2}t\right)\right]+\frac{\left[1-T(r+1)\times\left(\frac{F_Y}{F_0}\right)^n t\right]^{-m}}{G_{\mathrm{ep}}(1-D_S)}\times F\frac{\partial F}{\partial\tilde{\sigma}_{ij}} \tag{23}$$

在三轴分级加载蠕变试验中，轴向方向满足以下关系：

$$\begin{cases}\sigma_1>\sigma_2=\sigma_3\\ \sigma'_m=\dfrac{\sigma_1+2\sigma_3-3P}{3}\\ J'_2=\dfrac{\sigma_1-\sigma_3}{\sqrt{3}}\\ S'_11=\dfrac{2(\sigma_1-\sigma_3)}{3}\\ \dfrac{\partial F}{\partial\sigma_1}=\dfrac{\sqrt{3}-3\alpha'}{3}\\ \sigma_{ij}^{\mathrm{e}}=\sigma_{ij}-aP\delta_{ij}\end{cases} \tag{24}$$

联立式(22)、(23)和(24)可得考虑开挖卸荷与孔隙水压耦合作用下的三维损伤本构模型如下。

当 $F<0$ 时，有：

$$\varepsilon_{ij}(t)=\frac{\sigma_1+2\sigma_3-3P}{9K(1-D_S)}+\frac{\sigma_1-\sigma_3}{3G_1(1-D_S)}+\frac{\sigma_1-\sigma_3}{3\eta_1(1-D_S)}t+\frac{\sigma_1-\sigma_3}{3G_2(1-D_S)}\times\left[1-\exp\left(-\frac{G_2}{\eta_2}t\right)\right] \tag{25}$$

当 $F\geqslant 0$ 时，有：

$$\varepsilon_{ij}(t)=\frac{\sigma_1+2\sigma_3-3P}{9K(1-D_S)}+\frac{\sigma_1-\sigma_3}{3G_1(1-D_S)}+\frac{\sigma_1-\sigma_3}{3\eta_1(1-D_S)}t+\frac{\sigma_1-\sigma_3}{3G_2(1-D_S)}\times\left[1-\exp\left(-\frac{G_2}{\eta_2}t\right)\right]+\frac{(\sqrt{3}-3\alpha')[\sqrt{3}(\sigma_1-\sigma_3)-3\alpha'(\sigma_1+2\sigma_3-3P)-3k']}{9G_{ep}(1-D_S)}\times\left[1-T(r+1)\times\left(\frac{F'_Y}{F_0}\right)^n t\right]^{-m} \tag{26}$$

4　参数识别与模型验证

当 $F<0$ 时,蠕变模型退化为改进的 Burgers 模型,需确定模型参数 K、G_1、G_2、η_1 和 η_2。当 $F\geqslant 0$ 时,损伤弹塑性体激活,需确定模型参数 T、r、F_0、n、G_{ep} 和 m。

参数 K 和 G_1 可由饱和千枚岩的弹性模量和泊松比计算:

$$\begin{cases}K=\dfrac{E}{3(1-2\mu)}\\ G_1=\dfrac{E}{2(1+\mu)}\end{cases} \tag{27}$$

参数 T、r、F_0 和 n 与岩石的受力状态相关,可通过蠕变破坏时间与 D-P 屈服准则之间的函数关系拟合得到:

$$t_f=\frac{1}{T(r+1)\times\left(\dfrac{F'_Y}{F_0}\right)^n} \tag{28}$$

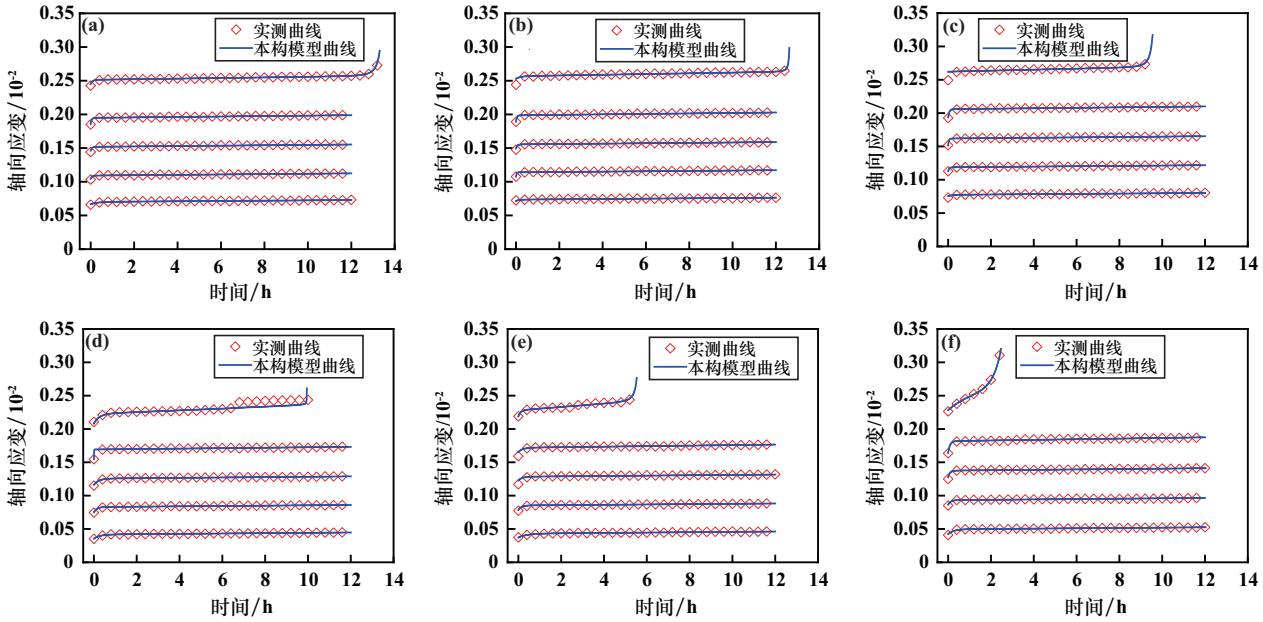
式中 t_f 为蠕变破坏时间,h。通过饱和千枚岩的黏聚力和内摩擦角,计算得到 D-P 屈服准则中 $\alpha'=0.963°$,$k'=19.99$ MPa。

为保证模型计算收敛,采用优化软件 1stOpt,使用 L-M 最小二乘优化算法对图 3 进行回归分析和参数辨识,模型材料参数见表 3。图 7 为损伤本构模型曲线与试验实测曲线的对比结果,表 4 为模型中第 5 级轴向荷载(51.3 MPa)参数的识别结果。

表 3　模型材料参数

Table 3　Parameters of model material

初始围压/MPa	初始轴压/MPa	T	r	n	F_0/MPa
4.0	4.8	0.013	2.54	7.26	3
1.6	9.6	0.012	0.51	8.30	3



(a) SZ-1; (b) SZ-2; (c) SZ-3; (d) SZ-4; (e) SZ-5; (f) SZ-6

图 7　损伤本构模型曲线与试验实测曲线对比结果

Fig. 7　Comparison of curves by creep damage constitutive model and experimental measurement

从图 7 和表 4 可以看出,损伤本构模型曲线与实测曲线吻合程度较高,判定系数均在 0.9 以上。所建立的蠕变损伤本构模型能有效描述低蠕变载荷下岩石的衰减蠕变和稳态蠕变阶段。对于高蠕变载荷下的加速蠕变阶段,损伤本构模型的拟合判定系数在 0.95 以上。结果表明,本文所提出的损伤本构模型能有效描述饱和千枚岩在开挖卸荷应力与孔隙水压长期耦合作用下的蠕变特征,验证了模型的准确性。

表4 模型参数识别结果

Table 4 Identification of model parameters

试验编号	轴向载荷/MPa	K	G_1	G_2	η_1	η_2	G_{ep}	m	R^2
SZ-1	51.3	12.06	10.72	306.02	4 539.69	25.89	96 627	2.900	0.976
SZ-2	51.3	11.99	10.29	504.87	3 669.16	103.53	90 145	1.880	0.940
SZ-3	51.3	11.74	10.62	174.78	2 737.60	15.66	54 370	2.776	0.978
SZ-4	51.3	11.89	12.67	132.19	1 504.10	34.15	1 496	0.601	0.972
SZ-5	51.3	11.43	12.66	216.03	811.76	22.54	18 450	2.655	0.963
SZ-6	51.3	10.06	12.69	73.73	4 176.51	71.45	531	9.800	0.998

5 结论

1）饱和千枚岩的蠕变曲线在前四级应力水平下表现出衰减蠕变和稳态蠕变阶段。在第5级应力水平下，千枚岩的蠕变行为表现出岩石流变学的3个经典阶段：衰减蠕变、稳态蠕变和加速蠕变阶段。蠕变破坏具有明显的瞬时突变性，为典型的脆性破坏。

2）蠕变试验结果表明，在同等孔隙水压力下，开挖卸荷的开展加快了饱和千枚岩蠕变破坏的进程。另一方面，无论是否处于开挖卸荷状态，随着孔隙水压力增大，饱和千枚岩蠕变破坏进程增大。

3）提出了一种考虑孔隙水压力和卸荷应力耦合影响的岩石蠕变损伤本构模型。通过L-M最小二乘优化算法对试验结果进行回归分析和参数辨识，发现蠕变损伤本构模型的理论曲线与试验曲线高度一致，验证了模型的准确性。

参考文献（References）：

[1] 王钟钰，蒋永超，贾若彤，等. 眼前山铁矿露天转地下开采岩体破坏规律研究[J]. 矿冶工程，2025，45(1)：14-20.
WANG Zhongyu，JIANG Yongchao，JIA Ruotong，et al. Failure law of rock masses in transition from open-pit to underground mining in Yanqianshan iron mine[J]. Mining and Metallurgical Engineering，2025，45(1)：14-20.

[2] 姚奇，李小双，李启航. 多变降雨入渗-开挖卸荷耦合下岩体变形特征研究[J]. 中国矿业，2023，32(4)：91-99.
YAO Qi，LI Xiaoshuang，LI Qihang. Study on the deformation characteristics of rock mass under the coupling of variable rainfall infiltration-excavation unloading[J]. China Mining Magazine，2023，32(4)：91-99.

[3] 张艺山，何祥，张妨，等. 露天转地下开采强降雨入渗特征分析及降雨入渗量预测[J]. 矿冶工程，2024，44(6)：23-27.
ZHANG Yishan，HE Xiang，ZHANG Fang，et al. Characteristics analysis and prediction of heavy rainfall infiltration after transition from open-pit to underground mining[J]. Mining and Metallurgical Engineering，2024，44(6)：23-27.

[4] LI Q H，SONG D Q，YUAN C M，et al. An image recognition method for the deformation area of open-pit rock slopes under variable rainfall[J]. Measurement，2022，188：110544.

[5] 王希警，杨溢，付俊，等. 基于块石随机分布模型的土石混合体边坡稳定性研究[J]. 矿冶工程，2025，45(1)：7-13.
WANG Xijing，YANG Yi，FU Jun，et al. Stability analysis for soil-rock slope based on rock random distribution model[J]. Mining and Metallurgical Engineering，2025，45(1)：7-13.

[6] LI Q H，WANG Y M，LI X S，et al. Evolutionary characteristics of the fracture network in rock slopes under the combined influence of rainfall and excavation[J]. Bulletin of Engineering Geology and the Environment，2025，84(1)：47.

[7] 祝经中，朱飞. 某露天矿山高边坡稳定性分析研究[J]. 中国矿业，2024，33(增刊1)：124-127.
ZHU Jingzhong，ZHU Fei. Study on stability of high slope in an open-pit mine[J]. China Mining Magazine，2024，33(S1)：124-127.

[8] 侯迪，许珍，莫至坤，等. 干湿循环条件下岩石蠕变本构模型研究及应用[J]. 人民长江，2023，54(12)：218-224.
HOU Di，XU Zhen，MO Zhikun，et al. Research and application of rock creep constitutive model under different dry-wet cycles[J]. Yangtze River，2023，54(12)：218-224.

[9] 胡斌，李剑飞，李京，等. 基于软弱夹层蠕变特性的边坡长期稳定性分析[J]. 矿冶工程，2023，43(4)：6-11.
HU Bin，LI Jianfei，LI Jing，et al. Analysis of long-term slope stability based on creep characteristics of its weak intercalation[J]. Mining and Metallurgical Engineering，2023，43(4)：6-11.

[10] DELCHIARO M，DELLA SETA M，MARTINO S，et al. The role of long-term preparatory factors in mass rock creep deforming slopes：insights from the Zagros Mts. belt（Iran）[J]. Landslides，2024，21(8)：1735-1755.

[11] 张忠亭，王宏，陶振宇. 岩石蠕变特性研究进展概况[J]. 长江科学院院报，1996，13(增刊1)：1-5.
ZHANG Zhongting，WANG Hong，TAO Zhenyu. Research progress of creep characteristics of rocks[J]. Journal of Yangtze River Scientific Research Institute，1996，13(S1)：1-5.

[12] 熊良宵，汪子华. 中国近20年岩石流变试验与本构模型的研究进展[J]. 地质灾害与环境保护，2018，29(3)：104-112.
XIONG Liangxiao，WANG Zihua. Progress in study on rheological test and rheological model of rock for nearly 20 years in China[J]. Journal of Geological Hazards and Environment Preservation，2018，29(3)：104-112.

[13] MISHRA B，VERMA P. Uniaxial and triaxial single and multistage creep tests on coal-measure shale rocks[J]. International Journal of Coal Geology，2015，137：55-65.

[14] 刘家顺，周妮，左建平，等. 卸围压下弱胶结软岩分数阶蠕变损伤本构模型[J]. 岩土力学，2024，45(10)：2937-2948.
LIU Jiashun，ZHOU Ni，ZUO Jianping，et al. Fractional creep damage constitutive model of weakly cemented soft rock under unloading confining pressure[J]. Rock and Soil Mechanics，2024，45(10)：2937-2948.

[15] HUANG J，CHEN S H，LIU M L，et al. Physical model test and numerical simulation study of cumulative damage to deep tunnel surrounding rock under cyclic blasting load[J]. International Journal of Damage Mechanics，2023，32(2)：161-184.

（下转第54页）

Journal of China University of Mining & Technology, 2021,50(2):248-255.

[8] 张友志,甘德清,薛振林,等. 考虑温度的超细尾砂触变行为研究[J]. 中国矿业, 2019,28(11):113-117.
ZHANG Youzhi, GAN Deqing, XUE Zhenlin, et al. Thixotropic behavior of superfine tailings considering temperature[J]. China Mining Magazine, 2019,28(11):113-117.

[9] XUE Z L, GAN D Q, ZHANG Y Z, et al. Rheological behavior of ultrafine-tailings cemented paste backfill in high-temperature mining conditions[J]. Construction and Building Materials, 2020,253:119212.

[10] 刘树龙,李公成,孙业庚,等. 超细尾砂新型胶凝材料开发及配比优化[J]. 矿业研究与开发, 2020,40(7):86-90.
LIU Shulong, LI Gongcheng, SUN Yegeng, et al. Development and ratio optimization of ultrafine tailings new cementitious materials[J]. Mining Research and Development, 2020,40(7):86-90.

[11] 赵康,何志伟,严雅静,等. 纤维增强超细尾砂充填体微观破坏机制[J]. 岩石力学与工程学报, 2022,41(增刊1):3010-3020.
ZHAO Kang, HE Zhiwei, YAN Yajing, et al. Microscopic failure mechanism of fiber reinforced ultra-fine tailings backfill[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2022,41(S1):3010-3020.

[12] 肖柏林,苗胜军,高谦,等. 冶金渣胶结材料对超细全尾砂固化特性的影响[J]. 中国有色金属学报, 2022,32(4):1152-1163.
XIAO Bolin, MIAO Shengjun, GAO Qian, et al. Effect of metallurgical slag cementitious material on solidification characteristics of ultra-fine tailings backfill[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2022,32(4):1152-1163.

[13] WU A X, RUAN Z E, BÜRGER R, et al. Optimization of flocculation and settling parameters of tailings slurry by response surface methodology[J]. Minerals Engineering, 2020,156:106488.

[14] 刘树龙,王发刚,李公成,等. 基于响应面法的复合充填料浆配比优化及微观结构影响机制[J]. 复合材料学报, 2021,38(8):2724-2736.
LIU Shulong, WANG Fagang, LI Gongcheng, et al. Optimization of mixture ratio and microstructure influence mechanism of composite filling slurry based on response surface method[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2021,38(8):2724-2736.

[15] ZHU L L, JIN Z H, ZHAO Y, et al. Rheological properties of cemented coal gangue backfill based on response surface methodology[J]. Construction and Building Materials, 2021,306:124836.

[16] 尹升华,郝硕,邹龙,等. 基于RSM的胶结充填体强度回归及料浆寻优研究[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2020,51(6):1595-1605.
YIN Shenghua, HAO Shuo, ZOU Long, et al. Research on strength regression and slurry optimization of cemented backfill based on response surface method[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2020,51(6):1595-1605.

引用本文:王丽红,姚银佩. 超细尾砂料浆管道输送阻力影响因素研究及寻优分析[J]. 矿冶工程, 2025,45(6):47-54.
WANG Lihong, YAO Yinpei. Optimization analysis and study of factors influencing the resistance of ultra-fine tailings slurry pipeline transport[J]. Mining and Metallurgical Engineering, 2025,45(6):47-54.

(上接第46页)

[16] 宋战平,王博文,范胜元,等. 考虑时效损伤的硬岩非线性蠕变本构模型研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2024,43(10):2368-2380.
SONG Zhanping, WANG Bowen, FAN Shengyuan, et al. Nonlinear creep intrinsic modeling of hard rock considering aging damage[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2024,43(10):2368-2380.

[17] 刘春,田纪辉,孙海涛,等. 动载荷冲击后页岩蠕变试验及分数阶蠕变本构模型研究[J]. 中国矿业大学学报, 2024,53(4):726-736.
LIU Chun, TIAN Jihui, SUN Haitao, et al. Study on shale creep experiment and fractional creep constitutive model after dynamic load impact[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2024,53(4): 726-736.

[18] SINGH D, NILANKAR K, SINGH H K, et al. Impact of water saturation on physico-mechanical properties of fragile chandpur phyllite at varying foliation angles[J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2024,43(1):2.

[19] LI T B, PENG F, CHEN C, et al. Investigating the creep damage and permeability evolution mechanism of phyllite considering non-Darcy's flow[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2024, 57(10):8483-8498.

[20] 李福林,王猛,张敏,等. 破损/饱水状态对千枚岩力学性质影响的试验研究[J/OL]. 工程力学, 2025:1-12.[2025-03-04].https://Link.cnki.net/urlid/11.2595.O3.20250303.1727.032.
LI Fulin, WANG Meng, ZHANG Min, et al. The influence of damaged and saturated state on the mechanical properties of phyllite by experiments[J/OL]. Engineering Mechanics, 2025:1-12.[2025-03-04].https://Link.cnki.net/urlid/11.2595.O3.20250303.1727.032.

[21] 孙传迪,宋飞,倪勃文,等. 饱和风化千枚岩及泥岩抗剪强度与剪切变形本构模型研究[J/OL]. 土木工程学报, 2025:1-12.[2025-05-15]. https://link.cnki.net/doi/10.15951/j.tmgcxb.24110922.
SUN Chuandi, SONG Fei, NI Bowen, et al. Study on constitutive models of shear strength and shear deformation of saturated weathered phyllite and mudstone[J/OL]. China Civil Engineering Journal, 2025:1-12.[2025-05-15]. https://link.cnki.net/doi/10.15951/j.tmgcxb.24110922.

[22] 杨圣奇,徐鹏. 一种新的岩石非线性流变损伤模型研究[J]. 岩土工程学报, 2014,36(10):1846-1854.
YANG Shengqi, XU Peng. A new nonlinear rheological damage model for rock[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(10):1846-1854.

引用本文:李胜前,李启航. 非线性分级荷载下饱和千枚岩的蠕变损伤本构模型研究[J]. 矿冶工程, 2025,45(6):39-46.
LI Shengqian, LI Qihang. Investigation on damage constitutive model of phyllite under nonlinear step loading[J]. Mining and Metallurgical Engineering, 2025,45(6):39-46.