

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2021.036



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



# 基于 $\beta$ -屈服函数的炭质泥页岩统一硬化模型

崔凯, 胡斌, 崔阿能, 马利遥, 刘杨, 祝鑫

(武汉科技大学资源与环境工程学院; 冶金矿产资源高效利用与造块湖北省重点实验室,  
武汉 430081)

**摘要:** 炭质泥页岩普遍存在于中国西南地区矿山高边坡的软弱夹层中, 在雨水浸润作用下容易发生劣化, 进而对矿山高边坡的稳定性产生不利影响。在复杂加载条件下, 炭质泥页岩会发生弹性破坏, 表现出应变软化和剪胀等特点。将炭质泥页岩视作超固结黏土, 基于  $\beta$ -屈服函数建立了相应的修正统一硬化模型。与修正剑桥模型的应力-剪胀方程相比, 该模型能够更为准确地描述炭质泥页岩的剪胀特性。此外, 借助  $\beta$ -屈服函数, 该模型能考虑屈服面几何形状对模型计算结果的影响, 从而提高模型的计算精度。将模型计算结果与炭质泥页岩等材料的排水三轴压缩试验结果进行对比发现, 拟合效果较好, 表明模型能准确描述炭质泥页岩的力学特性。

**关键词:** 炭质泥页岩; 超固结黏土;  $\beta$ -屈服函数; 统一硬化模型

中图分类号: TU45

文献标志码: A

文章编号: 2096-6717(2023)01-0089-08

## Unified hardening model of carbonaceous shale based on $\beta$ -yield function

CUI Kai, HU Bin, CUI Aneng, MA Liyao, LIU Yang, ZHU Xin

(School of Resources and Environmental Engineering; Hubei Key Laboratory for Efficient Utilization and Agglomeration of Metallurgic Mineral Resources, Wuhan University of Science and Technology, Wuhan 430081, P. R. China)

**Abstract:** The carbonaceous shale is widely distributed in the weak intercalated layer of high mine slopes in southwest China, the stability of which would be affected by the rain infiltration induced delegation of the carbonaceous shale. Carbonaceous shale can be regarded as a typical elasto-plastic material as ductile failure can be observed under complex loading conditions, which is similar with the over-consolidated clays. This paper developed a modified unified hardening model for carbonaceous shale to account for the strain-softening and

收稿日期: 2020-12-07

基金项目: 国家自然科学基金(41672317、U1802243); 湖北省技术创新专项(2017ACA184); 武科大重大科技项目培育类创新团队(2018TDX01)

作者简介: 崔凯(1987-), 男, 博士生, 主要从事地下空间稳定与安全、露天高边坡稳定性研究, E-mail: cuikai1987@wust.edu.cn。

胡斌(通信作者), 男, 教授, 博士生导师, E-mail: hbin74@wust.edu.cn。

Received: 2020-12-07

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (No. 41672317, U1802243); Hubei Province Technical Innovation Special Projects (No. 2017ACA184); Major Science and Technology Projects of WUST Cultivate Innovation Teams (No. 2018TDX01)

**Author brief:** CUI Kai (1985-), PhD candidate, main research interests: stability and safety of underground space, stability of high slope, E-mail: cuikai1987@wust.edu.cn.

HU Bin (corresponding author), professor, doctoral supervisor, E-mail: hbin74@wust.edu.cn.

dilatancy features. Besides, a  $\beta$ -yield function was adopted to better capture the negative dilatancy deformation. Moreover, the proposed model is able to account for the effect of the shape of yield locus on the model predictions, and the model performance can be then improved. Model predictions were compared with the drained triaxial test results of carbonaceous shales, from which a well-agreement was achieved, and consequently the model's performance was verified.

**Keywords:** carbonaceous mud shale; over-consolidated clays;  $\beta$ -yield function; unified hardening mode

在中国中南、西南地区,如云南、四川、贵州、广西等省存在大范围的含缓倾软弱夹层(岩层和夹层倾角小于 $25^\circ$ )的二叠系石灰岩地层<sup>[1-3]</sup>,该地层拥有丰富的优质石灰石矿产资源,是中国大量基础设施建设的重要建材来源。如图1所示,这些含缓倾软弱夹层通常由炭质泥页岩组成,具有抗剪强度小且容易在外部因素(人为扰动或环境)作用下发生劣化等特点,因此,含缓倾软弱夹层被视作矿山高边坡的薄弱带<sup>[4-5]</sup>。深入探究炭质泥页岩的力学特性并建立相应的本构关系,对于含缓倾软弱夹层的矿山高边坡的稳定性分析具有重要意义。

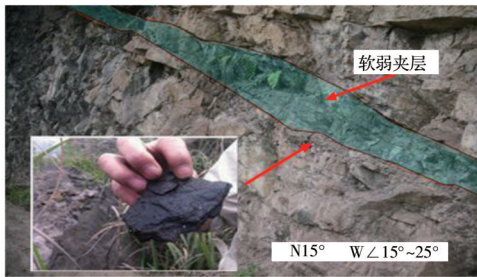


图1 矿山高边坡中含炭质泥页岩的软弱夹层

Fig. 1 Weak intercalation of carbonaceous shale in the high slope of the mine

在复杂加载条件下,炭质泥页岩类似于超固结黏土,会发生弹塑性破坏,其应力-应变曲线具有应变软化的特点,并且伴随着剪胀现象的发生<sup>[6-7]</sup>。为此,有学者<sup>[8]</sup>建议将炭质泥页岩等强度较小的软岩视作超固结比很大的黏土,并采用临界状态土力学的理论框架来描述其常规力学特性。宋丽等<sup>[9]</sup>建立了软岩的三维统一弹黏塑性本构模型,该模型对于日本石川县能登半岛端部的硅藻质泥岩在不同围压和加载速率等条件下的不排水三轴压缩试验结果具有较好的描述效果。熊勇林等<sup>[10]</sup>同时考虑了围压和温度对软岩残余强度的影响,建立了软岩的热弹黏塑性模型。炭质泥页岩另一个显著的力学特性是具有流变性,在保持荷载强度不变的情况下,增加加载时间将导致额外的体积变形<sup>[11]</sup>。范庆忠等<sup>[12]</sup>提出了软岩的非线性蠕变模型,齐明山<sup>[13]</sup>则系

统地研究了大变形软岩流变性状及其在隧道工程结构中的应用。在所有临界状态本构关系中,修正剑桥模型<sup>[14]</sup>在岩土工程中应用最广泛,然而其只适用于正常固结黏土力学特性的描述,在描述炭质泥页岩等超固结黏土时具有明显的局限性。例如,修正剑桥模型计算得到的超固结黏土的不排水抗剪强度明显偏大,且应力-应变曲线为一条不光滑的曲线。另一方面,修正剑桥模型的剪胀方程在描述某些特定类型土的试验结果时存在一定的偏差,同时,无法考虑超固结比和温度等因素对土的剪胀特性的影响<sup>[10,15]</sup>。为了克服上述不足,Yamakawa等<sup>[16]</sup>提出了下加载面的力学概念,在加载的任意过程中,假定土体当前应力点始终位于下加载面上,发生弹塑性体积变形,物理意义明确,能连续平滑地刻画超固结土的弹塑性应力-应变关系。Yao等<sup>[17-19]</sup>定义了统一硬化参量,建立了适用于超固结重塑土的统一硬化(Unified hardening, UH)模型并取得了成功。统一硬化模型能够较好地描述超固结黏土的应变软化和剪胀特性;同时,在加载过程中,当土体由超固结状态转变为正常固结状态时,统一硬化模型能够计算得到光滑连续的应力-应变曲线。

笔者将炭质泥页岩视作超固结黏土,并且基于 $\beta$ -屈服函数建立了能够描述其应变软化和剪胀等复杂力学行为的修正统一硬化模型。通过将模型计算结果与炭质泥页岩和太古石的排水三轴压缩试验结果进行对比分析,验证了模型的合理性。

## 1 修正统一硬化模型

假定软岩的体积变形以压为正,其中,有效应力 $p$ 、剪应力 $q$ 和剪应力比 $\eta$ 分别定义为

$$p = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (1)$$

$$q = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (2)$$

$$\eta = q/p \quad (3)$$

式中: $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ 和 $\sigma_3$ 为主应力。

### 1.1 $\beta$ -屈服函数

在三轴压缩条件下,修正剑桥模型的塑性功增量  $dW_{in}$  可以表示为

$$dW_{in} = p d\epsilon_v^p + q d\epsilon_s^p = p \sqrt{(d\epsilon_v^p)^2 + (M d\epsilon_s^p)^2} \quad (4)$$

式中:  $d\epsilon_v^p$  和  $d\epsilon_s^p$  分别为塑性体积应变增量和塑性剪切应变增量;  $M$  为临界状态应力比。

根据上述能量耗散方程,可以分别得到修正剑桥模型的剪胀方程和塑性势。

$$d = \frac{M^2 - \eta^2}{2\eta} \quad (5)$$

$$g = q^2 + M^2 p(p - p_c) = 0 \quad (6)$$

式中:  $d$  为剪胀因子,可以定义为  $d = d\epsilon_v^p / d\epsilon_s^p$ ;  $p_c$  为前期固结应力。由于修正剑桥模型采用相关联的流动法则,式(6)同样可以用于描述土的屈服面。

在描述超固结黏土的剪胀特性时,修正剑桥模型的剪胀方程具有一定的局限性,即低应力条件下该剪胀方程预测的剪胀因子  $d$  明显小于土的实测值。此外,由该剪胀方程得到的屈服函数假定土的物理屈服面具有椭圆形几何形状,与部分土的试验结果不符。

为了克服上述不足,首先将修正剑桥模型的剪胀方程改写为

$$d = \frac{M^2 - \eta^2}{\beta\eta} \quad (7)$$

式中:  $\beta$  为材料参数。令  $\beta=2$ ,式(7)将直接退化为修正剑桥模型的剪胀方程。

如图 2 所示,与修正剑桥模型的剪胀方程相比,该剪胀方程能够较好地描述太古石的试验结果<sup>[7]</sup>,尤其是在低应力水平条件下。

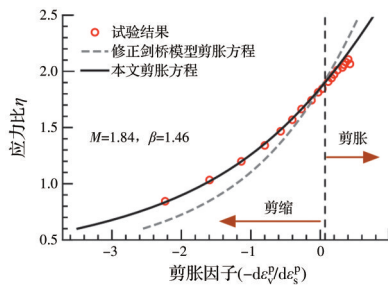


图 2 炭质泥页岩剪胀曲线

Fig. 2 Dilatancy curve of carbonaceous mud shale

通常可以根据剪胀方程得到塑性势并确定土的塑性应变率,在  $p$ - $q$  应力空间,塑性势具有式(8)所示积分表达式<sup>[14]</sup>。

$$\int_{p_c}^p \frac{dp}{p} + \int_0^\eta \frac{d\eta}{\eta + d} = 0 \quad (8)$$

将式(7)代入式(8)并假定相关联流动法则,可得到式(9)所示的 $\beta$ -屈服函数。

$$f = \ln\left(\frac{p}{p_c}\right) + \frac{\beta}{2\beta - 2} \ln\left[\frac{M^2 + (\beta - 1)\eta^2}{M^2}\right] = 0 \quad (9)$$

为了便于探究材料参数  $\beta$  对屈服面几何形状的影响,可以将 $\beta$ -屈服函数改写为

$$q = \frac{Mp}{\sqrt{\beta - 1}} \sqrt{\left(\frac{p_c}{p}\right)^{2 - 2/\beta} - 1} \quad (10)$$

根据式(10),当  $\beta=2$  时,可以得到修正剑桥模型的屈服函数。

材料参数  $\beta$  对屈服面几何形状的影响结果图 3 所示。由图 3 可以看出,增大参数  $\beta$  将导致计算得到的屈服面出现明显收缩,其弹性区间会随之减小。

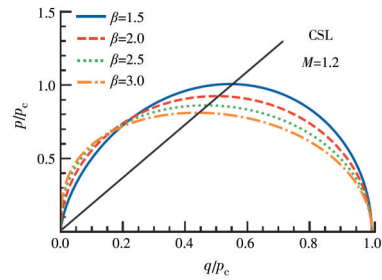


图 3 参数  $\beta$  对屈服面几何形状的影响

Fig. 3 The influence of parameter  $\beta$  on the geometry of the yield surface

$\beta$ -屈服函数关于有效平均主应力  $p$  和剪应力  $q$  的偏导数分别为

$$\frac{\partial f}{\partial p} = \frac{1}{p} \frac{M^2 - \eta^2}{M^2 + (\beta - 1)\eta^2} \quad (11)$$

$$\frac{\partial f}{\partial q} = \frac{1}{p} \frac{\beta\eta^2}{M^2 + (\beta - 1)\eta^2} \quad (12)$$

将式(11)、式(12)代入相关联的流动法则中,可以计算得到炭质泥页岩在剪切过程中的塑性应变率。

### 1.2 相似因子

炭质泥页岩具有相对较好的连续性,其变形特征与典型的弹塑性材料类似,即在围压很小的情况下表现为脆性破坏,而随着围压的增大,将逐渐转变为延性破坏<sup>[7]</sup>。

在加载的初始阶段,炭质泥页岩的应力-应变曲线具有线性增长的特点,此时试样仅发生弹性变

形。进一步加载将导致试样内部的胶结作用逐渐破坏并形成微裂纹,这些微裂纹的发展和贯通将导致试样发生屈服,其应力-应变曲线的非线性变化特点也将逐渐增强,表现为应变硬化。在达到峰值强度后,试样的剪应力会逐渐减小,其应力-应变曲线表现为应变软化。

可以看出,在复杂应力条件下,炭质泥页岩的应力-应变曲线变化特点与超固结黏土十分类似,均表现为应变硬化和应变软化。为此,将炭质泥页岩视作超固结黏土,并且定义其超固结比OCR为抗剪强度 $f_c$ 与围压 $p_{ic}$ 之间的比值,即 $OCR=f_c/p_{ic}$ 。

参考姚仰平等<sup>[19]</sup>提出的适用于超固结黏土的统一硬化模型,假定在任意加载过程中炭质泥页岩当前的应力状态点 $A(p, q)$ 始终位于下加载面上,其参考应力状态点 $B(\bar{p}, \bar{q})$ 则位于参考屈服面上,如图4所示。

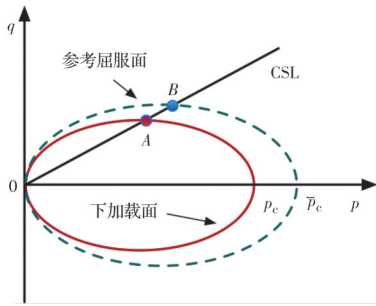


图4 下加载面和参考屈服面力学示意图

Fig. 4 Schematic diagram of the mechanics of lower loading surface and reference yield surface

在 $p$ - $q$ 平面,下加载面和参考屈服面之间具有几何相似性,两者之间的相对位置关系可以采用相似因子 $\mathcal{R}$ 进行描述, $\mathcal{R}$ 的定义为

$$\mathcal{R} = \frac{\bar{p}}{p} = \frac{\bar{q}}{q}, \quad 0 < \mathcal{R} \leq 1 \quad (13)$$

根据式(13),当 $\mathcal{R} = 1$ 时,下加载面会与参考屈服面重合,此时炭质泥页岩处于正常固结状态。 $\mathcal{R}$ 与OCR具有类似的物理意义,均可以用于描述炭质泥页岩的超固结性。对于三轴压缩试验,剪切伊始,不同围压条件下炭质泥页岩的初始相似因子 $\mathcal{R}_0$ 为

$$\mathcal{R}_0 = \frac{p_{ic}}{f_c} \quad (14)$$

采用本文提出的 $\beta$ -屈服函数,参考应力状态点 $B(\bar{p}, \bar{q})$ 所在的参考屈服面可以表示为

$$\bar{f} = \ln\left(\frac{\bar{p}}{\bar{p}_{c0}}\right) + \frac{\beta}{2\beta-2} \ln\left[\frac{M^2 + (\beta-1)\eta^2}{M^2}\right] - \frac{1}{c_p} \epsilon_v^p = 0 \quad (15)$$

当应力状态点位于参考屈服面上时,炭质泥页岩将处于正常固结状态,因此,类似于修正剑桥模型,可以采用体积硬化法则来描述硬化参量 $p_0$ - $p_c$ 的演化规律。

$$d\bar{p}_c = \frac{1}{c_p} \bar{p}_c d\epsilon_v^p \quad (16)$$

式中: $c_p = (\lambda - \kappa)/(1 + e_0)$ ,其中, $\lambda, \kappa$ 分别为炭质泥页岩的压缩模量和回弹模量; $e_0$ 为炭质泥页岩的初始孔隙比。

将式(16)代入式(15)中,可以得到

$$\bar{f} = \ln\left(\frac{\bar{p}}{\bar{p}_{c0}}\right) + \frac{\beta}{2\beta-2} \ln\left[\frac{M^2 + (\beta-1)\eta^2}{M^2}\right] - \frac{1}{c_p} \epsilon_v^p = 0 \quad (17)$$

式中: $\bar{p}_{c0}$ 为初始参考屈服面与 $p$ 轴的交点。

整理式(17),可以得到任意加载时刻有效平均主应力 $\bar{p}$ 的表示式

$$\bar{p} = \bar{p}_{c0} \left[ \frac{M^2 + (\beta-1)\eta^2}{M^2} \right]^{\frac{2\beta-2}{\beta}} \exp\left(\frac{1}{c_p} \epsilon_v^p\right) \quad (18)$$

根据相似因子 $\mathcal{R}$ 的定义,可以进一步得到 $\mathcal{R}$ 的表达式

$$\mathcal{R} = \frac{p}{\bar{p}_{c0}} \left[ \frac{M^2 + (\beta-1)\eta^2}{M^2} \right]^{\frac{\beta}{2\beta-2}} \exp\left(-\frac{1}{c_p} \epsilon_v^p\right) \quad (19)$$

可以看出, $\mathcal{R}$ 与应力水平、应力路径和累积塑性体积应变等状态变量有关,式(19)能够综合反映上述影响因素对下加载面大小变化规律的影响。

### 1.3 统一硬化参量

由于当前应力状态点所在的下加载面几何相似于参考屈服面,因此,其屈服函数可以表示为

$$f = \ln\left(\frac{p}{p_{c0}}\right) + \frac{\beta}{2\beta-2} \ln\left[\frac{M^2 + (\beta-1)\eta^2}{M^2}\right] - \frac{1}{c_p} H = 0 \quad (20)$$

式中,统一硬化参量 $H$ 的定义式为

$$H = \int \Omega d\epsilon_v^p \quad (21)$$

根据Yao等<sup>[18]</sup>的研究, $\Omega$ 可以表示为

$$\Omega = \frac{M_f^4 - \eta^4}{M^4 - \eta^4} \quad (22)$$

式中: $M_f$ 为潜在峰值强度剪应力比。

在统一硬化模型<sup>[17-19]</sup>中, $M_f$ 被认为是关于相似因子 $\mathcal{R}$ 和临界状态剪应力比 $M$ 的函数,满足关系式

$$M_f = 6 \left[ \sqrt{\frac{k}{R} \left( 1 + \frac{k}{R} \right)} - \frac{k}{R} \right] \quad (23)$$

式中,材料参数  $k$  可表示为

$$k = \frac{M^2}{12(3-M)} \quad (24)$$

统一硬化参量  $\Omega$  和剪应力比  $\eta$  之间的关系如图 5 所示,可以看出, $\eta=0$  时, $\Omega=1$ ;  $\eta=M$  时, $\Omega=0$ ;  $\eta=M_f$  时, $\Omega=-\infty$ 。

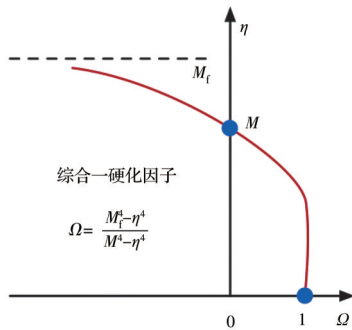


图 5 剪应力比  $\eta$  与统一硬化参数  $\Omega$  的关系曲线

Fig. 5 Relationship curve between shear stress ratio  $\eta$  and unified hardening parameter  $\Omega$

在模型数值实现过程中,需要确定炭质泥页岩的体变模量  $K$  和剪切模量  $G$ ,参考修正剑桥模型,可以采用式(25)计算。

$$K = \frac{(1 + e_0) p}{\kappa}, \quad G = \frac{3}{2} \frac{1 - 2\nu}{1 + \nu} K \quad (25)$$

式中: $\nu$  为泊松比。

## 2 参数试验

在统一硬化模型的基础上,采用了 $\beta$ -屈服函数来描述炭质泥页岩的剪胀特性,由此建立的模型能够合理地描述应变硬化和软化特性,同时考虑了围压对炭质泥页岩力学行为的影响。

模型包含的材料参数为  $M$ 、 $e_0$ 、 $\nu$ 、 $\lambda$ 、 $\kappa$  和  $\beta$ 。其中, $e_0$ 、 $\lambda$ 、 $\kappa$  的具体取值可以通过炭质泥页岩的等向压缩曲线得到,临界状态应力比  $M$  则可以由炭质泥页岩在  $p$ - $q$  平面的临界状态线加以确定。不同类型岩土材料的泊松比  $\nu$  的取值范围通常为 0.2~0.3,可以由特定围压下材料的初始应力-应变曲线得到。

### 2.1 超固结比对模型计算结果的影响

为了初步验证所建立的适用于炭质泥页岩的统一硬化模型的适用性,并且探究初始超固结比对

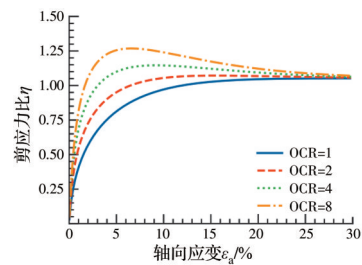
炭质泥页岩力学特性的影响,开展了围压为 200 kPa 的排水三轴压缩数值试验,试样的初始超固结比分别为 1、2、4 和 8,材料参数如表 1 所示。

表 1 数值试样的材料参数

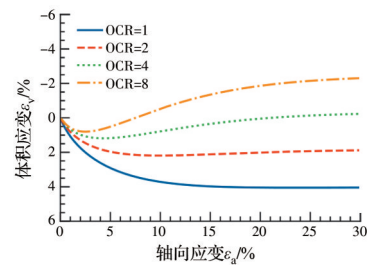
Table 1 Material parameters of carbonaceous mud shale

numerical samples					
$e_0$	$\nu$	$M$	$\lambda$	$\kappa$	$\beta$
0.69	0.25	0.83	0.095	0.023	1.8

模型计算结果如图 6 所示。由图 6 可以看出,随着初始超固结比逐渐增大,试样的应力-应变曲线表现出明显的应变软化特性,同时,其体积变形将逐渐由剪缩变为剪胀。



(a) 应力-应变曲线



(b) 体积变形曲线

图 6 初始超固结比对炭质泥页岩排水三轴压缩试验结果的影响

Fig. 6 Influence of initial over-consolidation ratio on the results of drainage triaxial compression test of carbonaceous shale

### 2.2 材料参数 $\beta$ 对模型计算结果的影响

为了更好地描述炭质泥页岩的剪胀特性,对修正剑桥模型进行了适当的修正,并由此得到 $\beta$ -屈服函数。在上述参数试验的基础上,分别令 $\beta$ 为 1.5、2、2.5 和 3,计算得到超固结比为 8 的试样的三轴压缩排水试验结果,其中,加载围压为 200 kPa。

根据图 7,增大 $\beta$ 的取值会导致试样的峰值强度逐渐增大,其对应的轴向影响则会相应减小。此

外,随着 $\beta$ 的逐渐增大,试样的最终体积剪胀量也将随之增大。

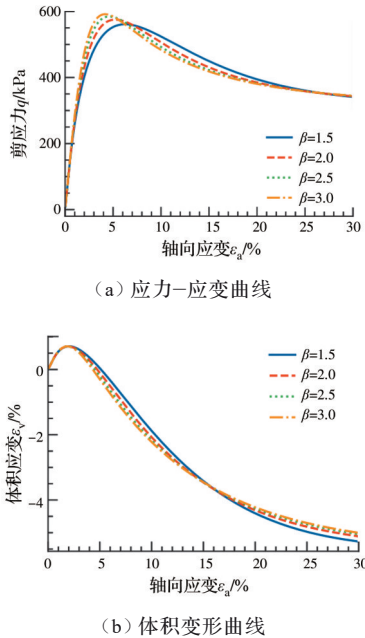


图7 参数 $\beta$ 对炭质泥页岩排水三轴压缩试验结果的影响  
 Fig. 7 Effect of parameter  $\beta$  on the results of drainage triaxial compression test of carbonaceous mud shale

### 3 模型验证

#### 3.1 炭质泥页岩

为了进一步验证模型的适用性,采用该模型对炭质泥页岩<sup>[20]</sup>的三轴压缩试验结果进行计算,材料参数如表2所示。假定该炭质泥页岩的前期固结应力为50 MPa,当围压分别为100、200、300、400 kPa时,其初始超固结比分别为500、250、165、125。

表2 炭质泥页岩模型参数

Table 2 Model parameters of carbonaceous mud shale					
$e_0$	$\nu$	$M$	$\lambda$	$\kappa$	$\beta$
1.21	0.25	2.82	0.006	0.002 1	1.8

在不同围压下,试样的应力-应变曲线试验结果和模型计算结果如图8(a)所示。对比结果表明,该模型能够较好地描述炭质泥页岩的强度和变形特点,尤其是达到峰值强度后的应力-应变曲线,此时炭质泥页岩表现出明显的应变软化特性。不过,在低围压条件下,模型计算得到的峰值强度明显小

于试验结果,峰值强度对应的轴向应变也明显偏大,可以调整部分材料参数的取值来进一步提高模型的计算精度。

图8(b)给出了模型计算得到的炭质泥页岩的剪胀曲线,可以看出,在加载的初始阶段,试样会发生剪缩变形,而进一步加载将导致试样发生剪胀破坏。

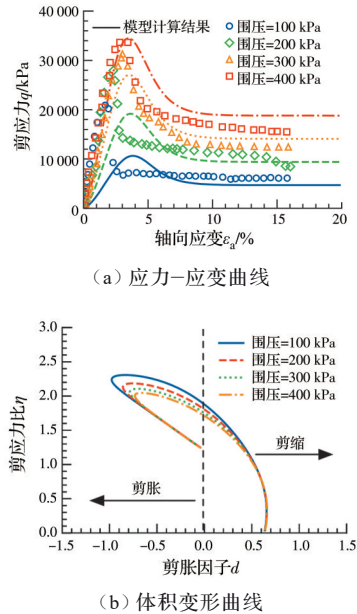


图8 不同围压条件下炭质泥页岩排水三轴压缩试验结果与模型计算结果对比  
 Fig. 8 Comparison of the results of triaxial compression test and model calculation of carbonaceous shale under different confining pressures

Fig. 8 Comparison of the results of triaxial compression test and model calculation of carbonaceous shale under different confining pressures

#### 3.2 太古石

基于 $\beta$ -屈服函数的统一硬化模型同样能够较好地描述其他不同类型软岩的强度和变形特性。对Adachi等<sup>[21]</sup>的太古石三轴压缩排水试验数据进行计算,材料参数如表3所示。

表3 太古石模型参数

Table 3 Model parameters of soft rock					
$e_0$	$\nu$	$M$	$\lambda$	$\kappa$	$\beta$
1.43	0.25	1.3	0.023 5	0.009	2.56

图9给出了太古石三轴压缩排水试验结果与计算结果之间的对比。可以看出,在不同围压下,该模型能较好地描述太古石三轴压缩排水试验应力-应变曲线和体积变形规律。

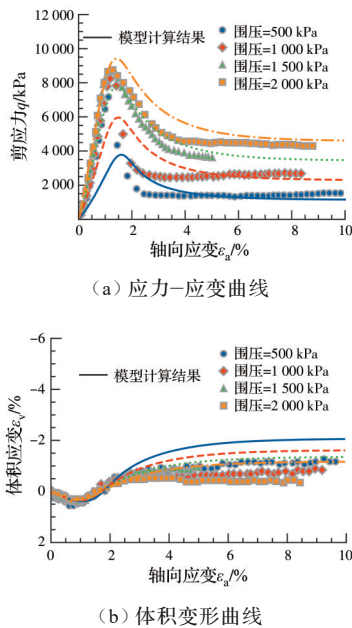


图9 太古石三轴排水压缩试验结果与计算结果的对比  
Fig. 9 Comparison between results of drained triaxial tests and calculation on soft rock

## 4 结论

建立了适用于炭质泥页岩的 $\beta$ -屈服函数统一硬化模型,该模型能较好地描述炭质泥页岩的应变软化和剪胀特性。得到以下主要结论:

1)炭质泥页岩可以被视作超固结黏土,在任意加载时刻,其当前的应力状态点始终位于下加载面上,并且发生弹塑性破坏。

2)该模型能准确地描述炭质泥页岩的剪胀特性,其采用的 $\beta$ -屈服函数能考虑屈服面的几何形状对模型计算结果的影响,从而显著提高模型的计算精度。

3)模型包含的材料参数具有明确的物理意义,能够通过常规的室内试验进行标定,便于实际工程应用。模型计算结果与试验结果进行对比分析表明,模型取得了良好的拟合效果,说明该模型能准确、合理地描述炭质泥页岩的常规力学行为。

该模型的主要不足是无法考虑在复杂应力条件下炭质泥页岩内部胶结作用破坏对其强度和变形特性的影响。在后续研究中,需要同时考虑结构性和超固结性对炭质泥页岩常规力学行为的影响。

## 参考文献

[1] 黄润秋. 20世纪以来中国的大型滑坡及其发生机制[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(3): 433-454.

HUANG R Q. Large-scale landslides and their sliding mechanisms in China since the 20th century [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(3): 433-454. (in Chinese)

[2] 唐楷人. 武隆炭质页岩泥化夹层的流变特性及长期强度研究[D]. 重庆: 重庆交通大学, 2017.

TANG K R. Rheological properties and long-term strength of Wulong's muddled interlayer in carbonaceous shale [D]. Chongqing: Chongqing Jiaotong University, 2017. (in Chinese)

[3] 刘飞. 露采顺层高边坡岩体力学参数反演优化与稳定性研究[D]. 武汉: 中国地质大学, 2015.

LIU F. Study on bedding high slope of open-pit of inversion and optimization of rock mass mechanics parameters and stability [D]. Wuhan: China University of Geosciences, 2015. (in Chinese)

[4] 裴书锋, 冯夏庭, 张建聪, 等. 高边坡坝基柱状节理玄武岩开挖卸荷时效松弛特性[J]. 岩土力学, 2018, 39(10): 3743-3754.

PEI S F, FENG X T, ZHANG J C, et al. Time-dependent relaxation characteristics of columnar jointed basalts in high-slope dam foundation during excavation [J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(10): 3743-3754. (in Chinese)

[5] 陈明, 郭天阳, 卢文波, 等. 爆破开挖对边坡岩体裂纹扩展的扰动机制[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(7): 1307-1314.

CHEN M, GUO T Y, LU W B, et al. Disturbance of blasting excavation on crack growth in rock slope [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(7): 1307-1314. (in Chinese)

[6] 解廷堃, 李二利, 刘如成. 炭质页岩常规三轴试验和本构方程的研究[J]. 露天采矿技术, 2008, 23(6): 7-10, 12.

XIE T F, LI E L, LIU R C. Research on carbonaceous shale general tri-axial test and constitutive equation [J]. Opencast Mining Technology, 2008, 23(6): 7-10, 12. (in Chinese)

[7] 李海潮, 马博, 张升, 等. 基于分数阶热弹塑性理论的软岩力学特性描述[J]. 岩石力学与工程学报, 2020, 39(7): 1311-1320.

LI H C, MA B, ZHANG S, et al. Mechanical behaviors of soft rocks based on the fractional thermal elastic-plastic theory [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2020, 39(7): 1311-1320. (in Chinese)

[8] 张锋. 计算土力学[M]. 北京: 人民交通出版社, 2007.

ZHANG F. Computational soil mechanics [M]. Beijing: China Communications Press, 2007. (in Chinese)

[9] 宋丽, 廖红建, 韩剑. 软岩三维弹黏塑性本构模型[J]. 岩土工程学报, 2009, 31(1): 83-88.

- SONG L, LIAO H J, HAN J. Three-dimensional nonlinear elastic viscoplastic constitutive model of soft rock [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 31(1): 83-88. (in Chinese)
- [10] 熊勇林, 朱合华, 张升, 等. 考虑围压效应的修正软岩热弹黏塑性本构模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2016, 35(2): 225-230.
- XIONG Y L, ZHU H H, ZHANG S, et al. A modified thermo-elasto-viscoplastic constitutive model for soft rock considering the effect of confining stress [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2016, 35(2): 225-230. (in Chinese)
- [11] 陈沅江, 潘长良, 曹平, 等. 软岩流变的一种新力学模型[J]. 岩土力学, 2003, 24(2): 209-214.
- CHEN Y J, PAN C L, CAO P, et al. A new mechanical model for soft rock rheology [J]. Rock and Soil Mechanics, 2003, 24(2): 209-214. (in Chinese)
- [12] 范庆忠, 高延法, 崔希海, 等. 软岩非线性蠕变模型研究[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(4): 505-509.
- FAN Q Z, GAO Y F, CUI X H, et al. Study on nonlinear creep model of soft rock [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(4): 505-509. (in Chinese)
- [13] 齐明山. 大变形软岩流变性状及其在隧道工程结构中的应用研究[D]. 上海: 同济大学, 2006.
- QI M S. Study on rheological properties of soft rock with large deformation and its application in tunnel engineering [D]. Shanghai: Tongji University, 2006. (in Chinese)
- [14] ROSCOE K, BURLAND J. On the generalized stress-strain behavior of "wet" clay [J]. Journal of Terramechanics, 1970, 7(2): 107-108.
- [15] GAO Z W, ZHAO J D, YIN Z Y. Dilatancy relation for overconsolidated clay [J]. International Journal of Geomechanics, 2017, 17(5): 06016035.
- [16] YAMAKAWA Y, HASHIGUCHI K, IKEDA K. Implicit stress-update algorithm for isotropic Cam-clay model based on the subloading surface concept at finite strains [J]. International Journal of Plasticity, 2010, 26(5): 634-658.
- [17] YAO Y P, HOU W, ZHOU A N. UH model: Three-dimensional unified hardening model for overconsolidated clays [J]. Géotechnique, 2009, 59(5): 451-469.
- [18] YAO Y P, GAO Z W, ZHAO J D, et al. Modified UH model: Constitutive modeling of overconsolidated clays based on a parabolic hvorslev envelope [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2012, 138(7): 860-868.
- [19] 姚仰平, 侯伟, 罗汀. 土的统一硬化模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(10): 2135-2151.
- YAO Y P, HOU W, LUO T. Unified hardening model for soils [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(10): 2135-2151. (in Chinese)
- [20] ZENG L, YU H C, GAO Q F, et al. Mechanical behavior and microstructural mechanism of improved disintegrated carbonaceous mudstone [J]. Journal of Central South University, 2020, 27(7): 1992-2002.
- [21] ADACHI T, OGAWA T. Mechanical properties and failure criterion of soft sedimentary rock [J]. Proceedings of the Japan Society of Civil Engineers, 1980 (295): 51-63.

(编辑 王秀玲)