

DOI: 10.11779/CJGE201607014

# 考虑围压依存性的软岩结构性下加载面模型

张升<sup>1,2</sup>, 李海潮<sup>\*1</sup>, 滕继东<sup>1,2</sup>, 盛岱超<sup>1,2</sup>

(1. 中南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410075; 2. 高速铁路建造技术国家工程实验室, 湖南 长沙 410075)

**摘要:** 软岩具有典型的弹塑性变形特点, 同时由于其内部的胶结作用具有较强的结构性, 因此将软岩视作结构性超固结黏土。软岩残余强度随围压变化是软岩峰后力学特性的一个显著特性, 在实际工程中具有显著的意义。通过对孔隙比之差的概念进行扩展, 使之能够同时考虑软岩的结构性与超固结性, 并且给出合理的发展式。通过引入结构性下加载面的概念, 在剑桥模型的基础上建立起软岩的结构性下加载面模型。该模型能够反映围压对软岩结构性破坏速率的影响, 最终导致不同围压下软岩达到残余强度变形阶段时所保留的残余结构性存在差异, 使得软岩的残余强度随围压变化。将理论计算结果与软岩的三轴压缩排水试验结果进行对比分析, 结果表明该模型能够较好的描述软岩的应变硬化和软化特性及体积变形剪胀特性, 同时能较好的描述软岩的残余强度随围压变化这一力学特性, 并给出合理解释。

**关键词:** 软岩; 结构性; 下加载面; 孔隙比之差; 本构模型; 残余强度

中图分类号: TU411

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2016)07-1269-08

**作者简介:** 张升(1979-), 男, 湖南邵阳人, 博士, 副教授, 硕士生导师, 主要从事岩土工程数值模拟、岩土材料本构特性等方面的研究与教学工作。E-mail: zhsh1230@126.com。

## Structured subloading yield surface model for soft rock considering confining pressure

ZHANG Sheng<sup>1,2</sup>, LI Hai-chao<sup>1</sup>, TENG Ji-dong<sup>1,2</sup>, SHENG Dai-chao<sup>1,2</sup>

(1. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China; 2. National Engineering Laboratory for High Speed Railway Construction, Changsha 410075, China)

**Abstract:** Generally soft rock behavior is characterized by elasto-plastic deformation with heavily inherent cementation, which can be regarded as structured overconsolidated soils. The residual shear strength of the soft rock will be influenced by confining pressure which is significant during the practice. The concept of the difference of void ratio is extended in order to contain the overconsolidation ratio and the structural parameter. A reasonable development equation for the structural void difference is given. By introducing the concept of structured subloading yield surface, the structured subloading Cam-clay model for soft rock is proposed. In the proposed model the confining pressure will influence the structural damage ratio, and the residual structural parameter will be different under various confining pressures. By comparing the drained triaxial test results of the soft rock with the theoretical calculations, it is shown that the model can describe accurately the stress-strain relationships and the deformation features of the soft rock. Moreover, the phenomenon that the residual strength of the soft rock changes with confining pressure can be explained reasonably by the proposed model.

**Key words:** soft rock; structure; subloading yield surface; difference of void ratio; constitutive model; residual shear strength

## 0 引言

软岩在自然界中广泛分布, 具有典型的弹塑性变形特征。在低围压下软岩主要表现为脆性破坏, 随着围压增大, 其逐渐转变为塑性破坏<sup>[1]</sup>。软岩峰后力学特性对于实际工程应用具有显著的意义, 很多学者对此展开了深入的探究, 并且取得了一系列的成果。

郭富利等<sup>[2]</sup>指出软岩隧道的围岩实际处于峰后变形阶段, 探究围压对岩石残余强度和峰后体积变化的影响规律对于软岩隧道工程的设计与施工有着非常重

要的意义。Joseph<sup>[3]</sup>假定岩石残余强度是关于围压的二次函数, Adachi 等<sup>[4]</sup>则建议采用指数形式对此加以描述。周辉等<sup>[5]</sup>认为围压对岩石残余强度的影响主要表现为在峰后变形阶段岩石的黏聚力会急剧减小, 且其减小程度随围压变化。朱建明等<sup>[6]</sup>基于 Lade-Duncan

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(“973”计划)项目(2014CB047001); 国家自然科学基金项目(51508578)

收稿日期: 2015-08-25

\*通讯作者

和 SMP 两种强度准则得到岩石残余强度和围压的统一表达式。

另一方面,如何给出合理的软岩力学模型也一直是人们关注的一个问题。由于软岩具有较好的连续性,且其力学特性与重固结黏土相似,因此有学者试图基于土临界状态模型对软岩的力学特性加以描述。在 Oka 等<sup>[7]</sup>所建立的软岩弹黏塑性模型中,软岩的应变硬化和软化特性及时间依存性均能够得到较好的描述。张锋等<sup>[8-9]</sup>基于下载面的力学概念建立起软岩的弹黏塑性模型,取得了极大的成功。张升等<sup>[10-11]</sup>引入温度引起的等效应力的概念建立起考虑温度影响的软岩弹黏塑性模型。廖红建等<sup>[12]</sup>在修正剑桥模型基础上引入等效时间线的概念合理地描述了硅藻质软岩的蠕变特性。Fu 等<sup>[13]</sup>通过实验和理论分析深入的探究了各向异性对软岩力学特性的影响。Zhu 等<sup>[14]</sup>指出软岩具有较强的结构性,并且软岩的结构性对于其力学特性具有显著的影响,进而引入上加载面的力学概念<sup>[15]</sup>建立起软岩的上下加载面弹黏塑性模型。

然而,上述软岩模型均不能较好地描述软岩残余强度随围压变化这一重要的力学特性,主要原因在于上述模型均假定软岩的残余强度变形阶段为其临界状态,而根据 Roscoe 等<sup>[16]</sup>的观点,材料的临界状态剪应力比为定值,不随外部加载条件发生变化。事实上,由于软岩具有结构性,当其达到残余强度变形状态时依然保留了部分的结构性。

本文充分考虑软岩的结构性对其力学特性的影响,将其视作结构性重固结黏土,通过对 Nakai 等<sup>[17]</sup>提出的孔隙比之差的概念进行扩展,使之能够同时考虑软岩的结构性 and 超固结性,并且给出合理的发展式。通过引入结构性下加载面的概念,在剑桥模型的基础上建立起软岩的结构性下加载面模型。该模型试图从根本上对软岩残余强度随围压变化这一重要的力学特性加以解释,即围压会对软岩结构性破坏速率产生显著的影响,在不同围压下软岩达到残余强度变形阶段时所保留的残余结构性存在差异,从而导致软岩的残余强度随围压变化。

## 1 软岩结构性下加载面模型

### 1.1 结构性下加载面的概念

为了描述应力历史,即超固结性对岩土材料力学特性的影响,Hshiguchi 等<sup>[18]</sup>最早提出了下加载面的力学概念,与之类似的还有 Dafalias<sup>[19]</sup>提出的边界面的力学概念。下加载面经过现有应力点并且和正常固结屈服面几何相似,由此建立的模型具有连续平滑的弹塑性应力应变关系,能够准确描述材料的应变硬化和

软化特性以及体积变形的剪胀特性。同时由于在任意加载水平下材料始终处于屈服状态,相比较传统的弹塑性理论不需要判断在加载的过程中材料是否达到屈服,能够极大地简化模型的应用。

超固结重塑土的  $e - \ln p$  曲线如图 1(a) 所示,由于应力历史的作用,在加载的初始点,即 A 点时材料内部保留了额外的塑性体积变形。图 1(b) 给出了下加载面在  $p - q$  应力空间下的力学示意图,  $p_N$  为当前应力点所在的下加载面与  $p$  轴的交点,  $p_N^*$  为正常固结屈服面与  $p$  轴的交点。孔隙比之差的概念最早由 Nakai 等<sup>[17]</sup>提出,定义为位于正常固结压缩曲线上的 B 点与回弹线上的 A 点之间的孔隙比之差,即由于应力历史作用而产生的额外塑性体积变形。孔隙比之差  $\rho^r$  直接给出了下加载面与正常固结屈服面之间的相对位置及其变化规律,与材料的超固结比 OCR 等价。根据  $\rho^r$  与 OCR 的定义,两者之间的关系可以表示为

$$\rho^r = (\lambda - \kappa) \ln \text{OCR} \quad (1)$$

式中,  $\lambda$  为压缩模量,  $\kappa$  为回弹模量,超固结比  $\text{OCR} = p_N^* / p_N$ 。

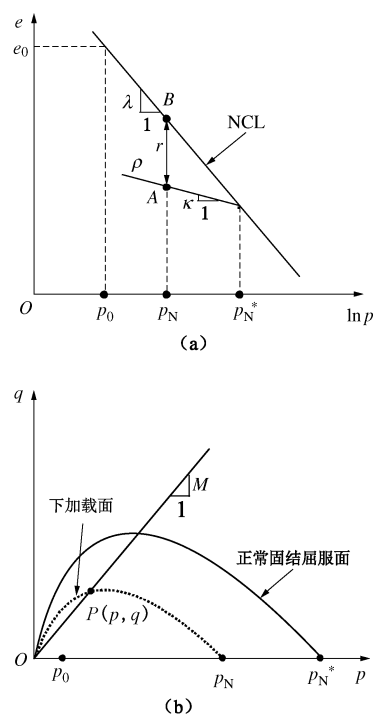


图 1 下加载面概念力学示意图

Fig. 1 Concept of subloading yield surface

由于软岩具有结构性,因此其结构性压缩固结曲线(SCL)应该位于正常固结压缩曲线(NCL)之上,该特性与原状土等结构性岩土材料类似,如图 2(a) 所示。在同向压缩的过程中,随着塑性变形的产生,软岩的结构性逐渐发生破坏,而当软岩沿着回弹线卸载的过程中,由于只发生弹性变形,可以认为软岩的

结构性不变, 因此可以根据 SCL 与 NCL 之间的相对位置确定软岩的结构性的大小。由于将软岩视为具有结构性的超固结黏土, 因此在常规的三轴压缩试验中, 不同围压下的软岩初始加载点分别对应着  $A$ ,  $C$ ,  $E$  和  $J$  点, 并且具有相同的结构性。

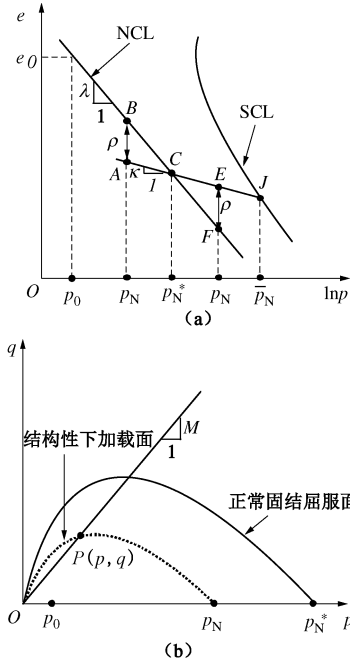


图2 结构性下加载面概念力学示意图

Fig. 2 Concept of structured subloading yield surface

不同围压下软岩的超固结比 OCR 可以表示为

$$\text{OCR} = \bar{p}_N / p_N \quad (2)$$

对于软岩等结构性岩土材料, 通常只能间接的给出其结构性表征量<sup>[20]</sup>。考虑到软岩沿着回弹线卸载仅发生弹性变形, 结构性保持不变, 本文根据软岩的结构性压缩曲线和正常固结压缩曲线的相对位置, 简单的定义其结构性状态参量  $B$  为

$$B = p_N^* / \bar{p}_N \quad (3)$$

式中,  $\bar{p}_N$  为软岩前期固结应力, 位于其结构性固结压缩曲线上,  $p_N^*$  为软岩回弹曲线与正常固结压缩曲线的交点对应的应力值,  $0 < B \leq 1$ , 与土的灵敏度具有相同的物理意义。

结合式 (1) ~ (3) 可以对孔隙比之差  $\rho^r$  的概念进行扩展, 使之能够统一描述软岩的超固结性和结构性, 定义  $\rho$  为结构性孔隙比之差, 有

$$\rho = (\lambda - \kappa) \ln \left( \frac{p_N^*}{p_N} \right) = (\lambda - \kappa) \ln(\text{OCR} \cdot B) \quad (4)$$

当  $B=1$  时, 式 (4) 将退化为式 (1), 与 Nakai 最初给出的空隙比之差的定义保持一致。与此同时, 结合下加载面的力学概念, 在  $p-q$  空间可以自然地得到软岩的结构性下加载面, 如图 2 (b) 所示。软岩结构性下加载面与正常固结屈服面之间的相对位置由结构

性孔隙比之差  $\rho$  给出, 即由软岩的结构性性和超固结性共同决定。结构性下加载面最大的优势在于能够同时考虑软岩超固结性和结构性的影响, 由此所建立的模型为双屈服面模型, 不需要额外地引入上加载面来考虑软岩结构性对其力学特性的影响。

## 1.2 模型主体

由于结构性下加载面与正常固结屈服面具有几何相似性, 根据剑桥模型, 当前应力点所在的结构性下加载面的数学表达式为

$$f_s = \ln \frac{\sigma_m}{\sigma_{m0}} + \frac{\sqrt{3}}{M} \frac{\sqrt{J_2}}{\sigma_m} - \frac{1}{C_p} \left( \varepsilon_v^p - \frac{\rho}{1+e_0} \right) = 0 \quad (5)$$

式中,  $\sigma_m$  为平均应力  $\sigma_m = \sigma_{ij} \delta_{ij} / 3$ ,  $\delta_{ij}$  为克罗内克张量),  $e_0$  为参考应力  $\sigma_{m0}$  所对应的孔隙比,  $J_2$  为偏应力张量  $s_{ij}$  ( $s_{ij} = \sigma_{ij} - I_1 \delta_{ij} / 3$ ,  $I_1$  为该应力张量的第一不变量),  $M$  为临界状态剪应力比,  $\varepsilon_v^p$  为塑性体积变形,  $C_p = (\lambda - \kappa) / (1 + e_0)$ 。

采用相关联的流动法则, 塑性体积应变增量可以表示为

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_{ij}^p &= \Lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \\ d\varepsilon_v^p &= \Lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ii}} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

根据协调方程的要求, 即  $df = 0$ :

$$df = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \sigma_{ij} - \frac{1}{C_p} \left( d\varepsilon_v^p - \frac{d\rho}{1+e_0} \right) = 0 \quad (7)$$

式中,

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} = \left( \frac{1}{\sigma_m} - \frac{\sqrt{3}}{M^*} \cdot \frac{\sqrt{J_2}}{\sigma_m^2} \right) \frac{\delta_{ij}}{3} + \frac{\sqrt{3}}{M^*} \cdot \frac{s_{ij}}{2\sqrt{J_2}} \cdot \frac{1}{\sigma_m} \quad (8a)$$

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ii}} = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \cdot \delta_{ij} = \frac{1}{\sigma_m} - \frac{\sqrt{3}}{M^*} \cdot \frac{\sqrt{J_2}}{\sigma_m^2} \quad (8b)$$

结构性孔隙比之差  $\rho$  的发展式的合理选取对于本文所建立的模型的准确性具有重要意义, 需要综合考虑超固结性和结构性的影响。针对不考虑结构性的孔隙比之差  $\rho^r$ , 张锋<sup>[1]</sup>指出  $d\rho^r$  与当前的  $\rho^r$  和  $\sigma_m$  相关, 并且与  $\Lambda$  呈正比,  $\rho^r$  的发展式如下所示:

$$-\frac{1}{1+e_0} d\rho = \frac{\alpha \rho^{r^2}}{\sigma_m} \cdot \Lambda \quad (9)$$

式中,  $\alpha$  为材料参数, 决定的  $\rho^r$  发展速率, 即超固结比的变化速率。

尽管本文对孔隙比之差的概念  $\rho^r$  进行了拓展, 使其能够同时考虑结构性的影响, 但就本质而言并无明显差异, 因此在确定  $\rho$  的发展式时可以采取类似的形式, 即

$$-\frac{1}{1+e_0} d\rho = g(\sigma_m, B, \text{OCR}) \Lambda \quad (10)$$

式中,  $g(\sigma_m, B, \text{OCR})$  是状态变量  $\sigma_m$ ,  $B$  和 OCR 的函数, 其表达式与软岩残余剪应力比随围压变化这一重要力学现象密切相关, 在后面将给出详细的论述。将式 (7) ~ (9) 代入式 (6) 中可得

$$\Lambda = \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}}{h_{ps}/C_p}, \quad (11)$$

式中,

$$h_{ps} = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ii}} + g(\sigma_m, B, \text{OCR}) \quad (12)$$

考虑结构性下负面剑桥模型的加载准则为

$$\|d\varepsilon_{ij}^{ps}\| > 0 \text{ 如果 } \Lambda > 0 \text{ 且 } \begin{cases} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} > 0 \text{ (硬化)} \\ \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} < 0 \text{ (软化)} \end{cases}, \quad (13a)$$

$$\|d\varepsilon_{ij}^{ps}\| = 0 \quad (\Lambda \leq 0 \text{ 弹性}) \quad (13b)$$

该模型为典型的双屈服面模型, 具有物理意义明确, 形式简单等优点。

### 1.3 结构性孔隙比之差 $\rho$ 的发展式

假定软岩结构性的破坏由塑性变形产生, 且为不可逆过程。在外力的作用下软岩的结构性发生渐进性破坏, 当其达到残余强度变形阶段时依然保留了部分的结构性, 为了便于论述, 定义其为残余结构性  $B_u$ 。由于此时软岩的结构性破坏速率很小, 因此在试验中可以观察到相对稳定的残余强度变形阶段, 显然软岩的残余强度变形阶段剪应力比, 即  $M_f = (q/p')_{\text{ultimate}}$  大于其临界状态剪应力比  $M$ 。当变形充分发生后, 软岩的结构性将完全破坏并最终达到其真实的临界状态, 发生不定向的塑性流动变形, 此时  $M_f = M$ 。软岩残余剪应力比随围压变化, 根据 Adachi 等<sup>[4]</sup>的建议, 采用指数形式对其加以描述, 即

$$M_f = \alpha_R (\sigma_{m0}/p_0)^{\beta_R}, \quad (14)$$

式中,  $p_0$  为参考应力, 用于参量的无量纲化。 $\sigma_{m0}$  为初始围压,  $\alpha_R$ ,  $\beta_R$  是与围压完全无关的常量。

为了验证式 (14) 的适用性, 采用其对软岩的试验结果<sup>[4, 8, 13]</sup>进行处理, 结果如图 3 所示。可以看出, 式 (14) 能够较好地给出软岩的残余强度剪应力比  $M_f$  随初始围压的变化规律。

进一步, 可以得到软岩残余结构性  $B_u$  随初始围压变化规律。如图 4 所示, 当软岩达到残余强度变形阶段, 即  $B$  点时, 其超固结性完全消散掉, 并且依然保留了部分的结构性,  $A$  点为其在正常固结屈服面上所对应的点。根据式 (4), 此时结构性孔隙比之差为负值, 即结构性下加载面位于正常固结屈服面之外。根据结构性状态变量  $B$  的定义, 软岩的残余结构性  $B_u$  为

$$B_u = p_N^*/p_N, \quad (15)$$

式中,  $p_N^*$  和  $p_N$  分别为残余强度变形阶段结构性下加载面和正常固结屈服面与  $p$  轴的交点。

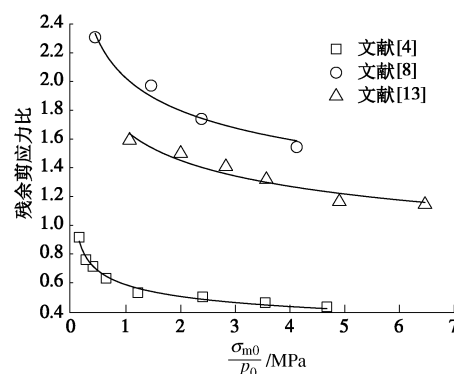


图 3 软岩残余强度剪应力比随初始围压变化规律

Fig. 3 Relationship between ultimate shear strength ratio and initial confining pressure

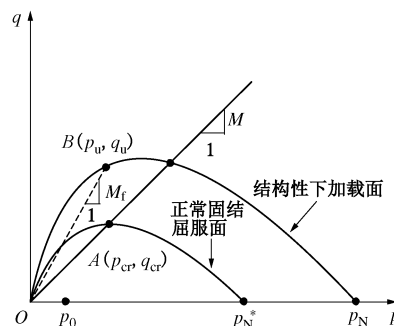


图 4 软岩残余结构性的确定方法

Fig. 4 Method for determining residual structured parameter

由剑桥模型屈服函数, 在任意加载时刻正常固结屈服面与  $p$  轴的交点为

$$p_N = p \cdot \exp\left(\frac{1}{M} \frac{q}{p}\right) \quad (16)$$

根据式 (16) 和几何相似性, 可以得到残余结构性  $B_u$  关于残余强度剪应力比  $M_f$  的关系式, 即

$$B_u = \exp\left(1 - \frac{M_f}{M}\right) \quad (17)$$

事实上, 式 (17) 并不唯一, 当采用不同的屈服函数时其将随之发生变化, 这是本文模型的一个主要不足之处。然而, 式 (17) 从某种程度上证明了临界状态剪应力比为材料固有属性, 不随外部加载条件发生变化这一重要结论。类似于水泥土<sup>[23]</sup>、冻土<sup>[24]</sup>等结构性岩土材料, 可以认为由试验结果观察得到临界状态剪应力比不唯一的根本原因在于没有考虑材料的残余结构性, 为类似问题的探究提供一种新的思路。

将式 (14) 代入式 (17) 中有

$$B_u = \exp\left(1 - \frac{\alpha_R (\sigma_{m0}/p_0)^{\beta_R}}{M}\right) \quad (18)$$

根据 Yamakawa 等<sup>[25]</sup>和 Huang 等<sup>[26]</sup>的建议, 考虑软岩的残余结构性, 可以给出软岩的结构性破坏规律:

$$dB = -\beta \ln \frac{B}{B_u} d\varepsilon_d^p, \quad (19)$$

式中,  $\beta$  为材料参数, 控制结构性状态参量  $B$  的破坏速率,  $\varepsilon_d^p$  为等效塑性变形, 具体表达式为

$$d\varepsilon_d^p = \sqrt{(1-R)(d\varepsilon_v^p)^2 + R(d\varepsilon_s^p)^2}, \quad (20)$$

其中,  $\varepsilon_v^p$  为塑性体积变形,  $\varepsilon_s^p$  为塑性剪切变形,  $R$  为加权系数。当  $R=1$  时, 软岩结构性的破坏由塑性剪切变形产生, 当  $R=0$  时, 软岩结构性的破坏完全由塑性体积变形产生, 通常  $R$  取 0.5。

根据式 (19), 当  $B=B_u$  时, 软岩结构性破坏速率为 0, 处于残余强度变形阶段。由于现有试验条件的限制, 软岩内部的胶结作用很难完全破坏并达到其真实的临界状态, 而且在工程实践中, 软岩的残余强度更为人们所关注, 因此可以假定软岩达到残余强度变形阶段时其结构性不发生进一步的破坏。式 (19) 进一步表明, 在低围压下, 岩石结构性破坏速率较小, 主要发生脆性破坏。随着围压的增大, 岩石的结构性破坏速率明显增大, 表现为延性破坏, 该结论与试验结果保持一致。

至此, 可以得到结构性孔隙比之差  $\rho$  较为合理的发展式, 即

$$d\rho = -(1+e_0) \frac{\alpha [\rho - (\lambda - \kappa) \ln B]^2}{\sigma_m} \cdot \Lambda - (\lambda - \kappa) \frac{\beta}{\sigma_m} \ln \frac{B}{B_u} \cdot \Lambda. \quad (21)$$

根据式 (21), 软岩结构性孔隙比之差的发展式由超固结比和结构性两部分的影响共同组成, 其主要作用在于描述结构性下加载面和正常固结屈服面两者之间相对位置的变化规律, 图 5 直观地给出了在加载过程中由于超固结和结构性的破坏, 软岩结构性孔隙比之差  $\rho$  的变化规律示意图。

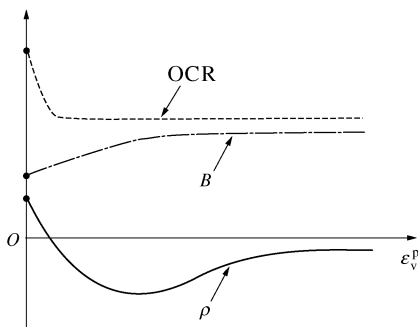


图 5 结构性孔隙比之差  $\rho$  变化规律示意图

Fig. 5 Evolution sketch of structured void ratio difference  $\rho$

1.4 模型参数试验

为了探究本文模型中所引入的参数对软岩应力应

变曲线的影响, 有必要开展相应的参数试验 (表 1)。在这里主要探究软岩超固结性和结构性破坏速率以及软岩残余结构性对软岩力学特性的影响, 即  $\alpha$ ,  $\beta$  和  $B_u$  对给定围压下软岩应力应变曲线的影响, 结果分别如图 6~8 所示。

表 1 软岩力学参数

Table 1 Mechanical parameters of soft rock

$\nu$	$e_0$	$\lambda$	$\kappa$	$M$	$\sigma_{m0}/\text{MPa}$	OCR
0.3	0.72	0.095	0.0082	1.275	0.5	16.0

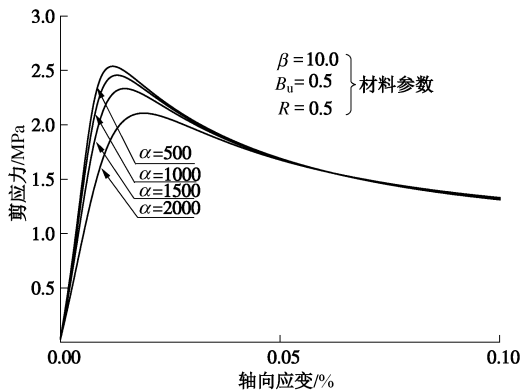


图 6 给定围压下材料参数  $\alpha$  对软岩应力应变曲线的影响

Fig. 6 The influence of parameter  $\alpha$  on the stress-strain curve of rock at specified confining pressure

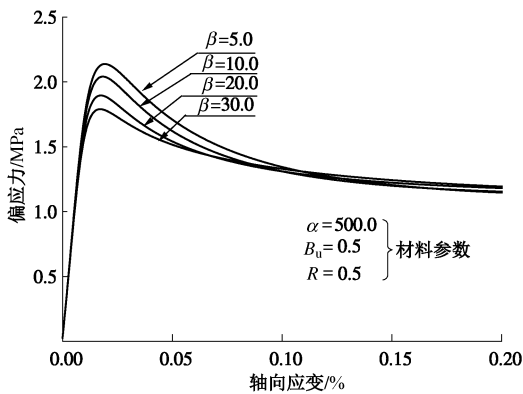


图 7 给定围压下材料参数  $\beta$  对软岩应力应变曲线的影响

Fig. 7 Influence of parameter  $\beta$  on stress-strain curve of rock under specified confining pressure

由图 6 可以看出, 随着  $\alpha$  增大, 软岩的峰值强度逐渐减小, 峰值强度所对应轴向应变逐渐增大, 由脆性破坏逐渐转变为延性破坏,  $\alpha$  的取值对软岩残余强度变形阶段几乎没有影响。由图 7 可以看出, 随着  $\beta$  增大, 软岩结构性破坏速率增大, 其峰值强度逐渐减小。图 8 表明人为地增大软岩的残余结构性  $B_u$ , 其应力应变曲线有整体上移的趋势, 峰值强度和残余强度均有不同程度的增大, 该计算结果间接的与试验观察得到的软岩残余强度随围压变化这一现象保持一致。

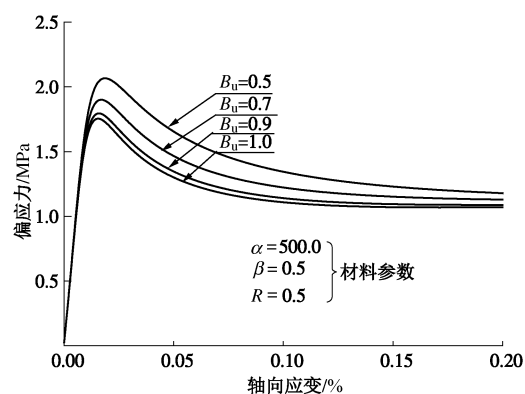


图8 给定围压下残余结构性  $B_u$  对软岩应力应变曲线的影响

Fig. 8 Influence of residual structured parameter  $B_u$  on stress-strain curve of rock under specified confining pressure

## 2 模型验证

为了进一步验证本文模型的准确性, 对 Adachi 等<sup>[4]</sup>针对太古石开展的三轴压缩排水试验数据进行拟合, 太古石的模型参数见表2, 3。

表2 太古石的力学参数

Table 2 Mechanical parameters of soft sedimentary rock

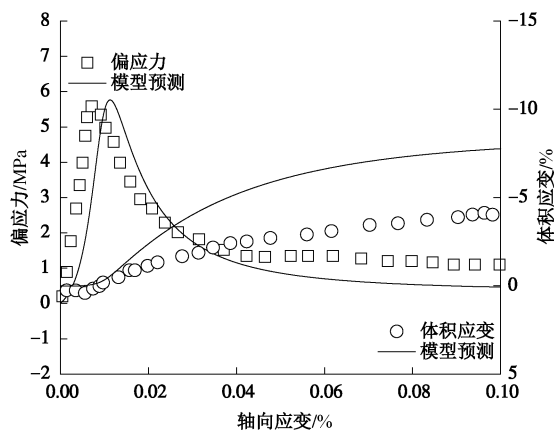
$\nu$	$e_0$	$\lambda$	$\kappa$	$M$	$\bar{p}_N$ /MPa	$B_0$
0.3	0.75	0.0585	0.0078	1.68	22.0	0.65

表3 太古石的材料参数

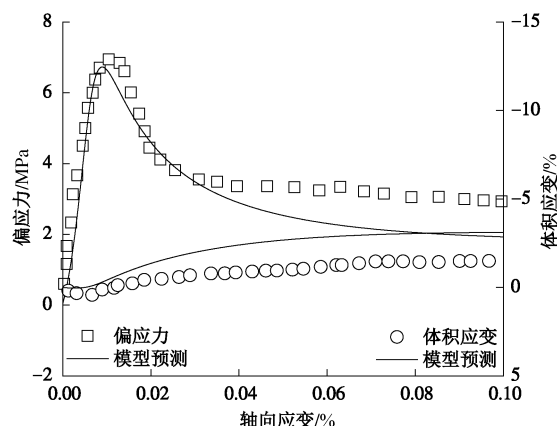
Table 3 Material parameters of soft sedimentary rock

$\alpha$	$\beta$	$\alpha_R$	$\beta_R$	$R$
1350	3.78	1.53	-0.17	0.5

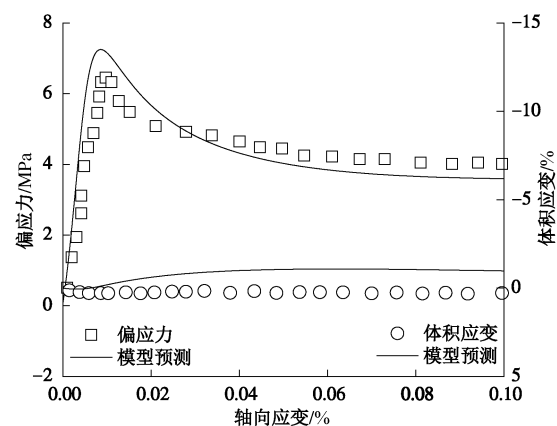
图9给出了太古石三轴压缩排水试验结果和计算结果之间的对比, 可以看出, 本文模型能够准确描述不同围压下, 软岩三轴压缩排水试验应力应变曲线和体积变形规律。不同围压下软岩结构性状态参量  $B$  随轴向应变的变化规律如图10所示, 可以看出随着围压



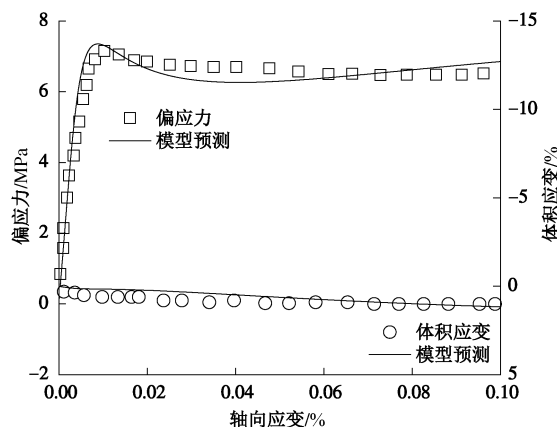
(a) 围压 = 0.1 MPa



(b) 围压 = 0.5 MPa



(c) 围压 = 1.0 MPa



(d) 围压 = 2.0 MPa

图9 太古石的三轴排水压缩试验结果与计算结果对比

Fig. 9 Comparison between results of drained triaxial tests on soft rock and predictions

增大, 太古石结构性破坏速率明显增大, 而达到残余强度变形阶段时残余结构性则逐渐减小。不同围压下太古石残余强度剪应力比试验结果与计算结果如图11所示, 对比结果表明两者之间具有相同的趋势, 即随着围压增大, 太古石的残余剪应力比随初始围压变化, 且逐渐减小, 并最终趋于其临界状态剪应力比。

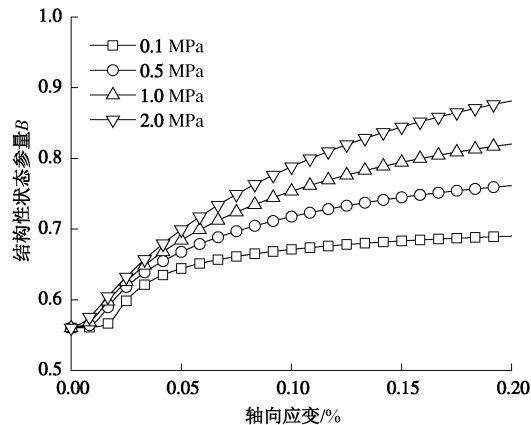
图10 不同围压下太古石的结构状态参量 $B$ 变化规律

Fig. 10 Evolution of structured parameter  $B$  of soft rock under various confining pressures

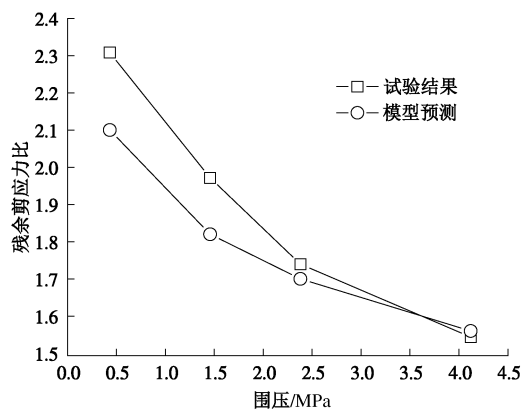


图11 不同围压下太古石残余强度剪应力比试验结果与计算结果对比

Fig. 11 Comparison between test results of residual shear strength ratio of rock and predictions

### 3 结 论

(1)考虑软岩弹塑性变形特征及其内部较强的胶结作用,将软岩视作结构性超固结黏土。

(2)提出了结构性孔隙比之差的力学概念,将软岩的结构性和超固结性进行统一描述,进而在 $p-q$ 空间中引入结构性下加载面,结构性孔隙比之差给出了结构性下加载面和正常固结屈服面两者之间的相对位置。

(3)通过对剑桥模型的理论框架进行扩展,建立起软岩的结构性下加载面模型,该模型为典型的双屈服面模型,具有概念清晰,形式简单等优点。

(4)考虑软岩残余强度变形阶段的残余结构性,建立起其与残余强度剪应力比之间的联系,并由此给出结构性孔隙比之差的发展式。进而从根本上对试验中所观察到的软岩残余剪应力比随初始围压变化这一

重要的力学现象加以解释。

(5)通过将理论计算结果与试验结果进行对比分析,表明该模型能够较好的描述软岩的应力应变曲线和体积变形规律,同时进一步验证了软岩的残余强度剪应力比随初始围压变化的现象与软岩的残余结构性有关这一结论。

### 参考文献:

- [1] 张 锋. 计算土力学[M]. 北京: 人民交通出版社, 2007: 31. (ZHANG Feng. Computational soil mechanics[M]. Beijing: China Communications Press, 2007: 31. (in Chinese))
- [2] 郭富利, 张顶立, 苏 洁. 围压和地下水对软岩残余强度及峰后体积变化影响的试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, **28**(增刊 1): 2644 - 2650. (GUO Fu-li, ZHANG Ding-li, SU Jie. Confining pressure and groundwater Experimental study on the influence of the residual strength of soft rock and peak volume change[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, **28**(S1): 2644 - 2650. (in Chinese))
- [3] JOSEPH T G. Estimation of the post-failure stiffness of rock [D]. Alberta: University of Alberta, 2000.
- [4] ADACHI T, OGAWA T. Mechanical properties and failure criteria of soft rock[J]. Proc JSCE, 1980, **295**: 51 - 62.
- [5] 周 辉, 张 凯, 冯夏庭, 等. 脆性大理岩弹塑性耦合力学模型研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, **29**(12): 2398 - 2409. (ZHOU Hui, ZHANG Kai, FENG Xiating, et al. Elastoplastic coupling mechanical model for brittle marble[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, **29**(12): 2398 - 2409. (in Chinese))
- [6] 朱建明, 吴则祥, 张宏涛, 等. 基于 Lade-Duncan 和 SMP 两种强度准则的岩石残余应力研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2012(8): 1715 - 1720. (ZHU Jian-ming, WU Ze-xiang, ZHANG Hong-tao, et al. Study of residual stress of rock based on Lade - Duncan and SMP strength criteria[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012(8): 1715 - 1720. (in Chinese))
- [7] OKA F, KIMOTO S, KOBAYASHI H, et al. Anisotropic behavior of soft sedimentary rock and a constitutive model[J]. Journal of the Japanese Geotechnical Society Soils & Foundation, 2002, **42**(5): 59 - 70.
- [8] ZHANG F, YASHIMA A, YE G L I N, et al. An elastoplastic strain-hardening and strain-softening constitutive model for soft rock considering the influence of intermediate stress[J]. Soils and foundations, 2003, **43**(5): 107 - 117.

- [9] ZHANG F, YASHIMA A, NAKAI T, et al. An elasto-viscoplastic model for soft sedimentary rock based on tij concept and subloading yield surface[J]. *Soils and Foundations*, 2005, **45**(1): 65 - 73.
- [10] ZHANG S, ZHANG F. A thermo-elasto-viscoplastic model for soft sedimentary rock[J]. *Soils and Foundations*, 2009, **49**(4): 583 - 595.
- [11] ZHANG S, LENG W, ZHANG F, et al. A simple thermo-elastoplastic model for geomaterials[J]. *International Journal of Plasticity*, 2012, **34**: 93 - 113.
- [12] 廖红建, 苏立君, 殷建华. 硅藻质软岩的三维弹黏塑性模型分析[J]. *岩土力学*, 2004, **25**(3): 337 - 341. (LIAO Hong-jian, SU Li-jun, YIN Jian-hua. 3-D elastic viscoplastic modeling analysis of a diatomaceous soft rock[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2004, **25**(3): 337 - 341. (in Chinese))
- [13] FU Y, IWATA M, DING W, et al. An elastoplastic model for soft sedimentary rock considering inherent anisotropy and confining-stress dependency[J]. *Soils and Foundations*, 2012, **52**(4): 575 - 589.
- [14] ZHU H, YE B, CAI Y, et al. An elasto-viscoplastic model for soft rock around tunnels considering overconsolidation and structure effects[J]. *Computers and Geotechnics*, 2013, **50**: 6 - 16.
- [15] ASAOKA A, NAKANO M, NODA T. Super loading yield surface concept for the saturated structured soils[M]. Vienna: Springer, 1998.
- [16] ROSCOE K H, SCHOFIELD A N, THURAIRAJAH A. Yielding of clays in states wetter than critical[J]. *Géotechnique*, 1963, **13**: 250 - 255.
- [17] NAKAI T, HINOKIO M. Simple elastoplastic model for normally and over consolidated soil with unified material parameters[J]. *Soils and Foundations*, 2004, **44**: 53 - 70.
- [18] HASHIGUCHI K, UENO M. Elastoplastic constitutive laws of granular material[C]// *Constitutive Equations of Soils*, Pro. 9th Int Conf Soil mech Found Engrg. Tokyo, 1977: 73 - 82.
- [19] DAFALIAS Y F. Bounding surface plasticity. I: Mathematical foundation and hypoplasticity[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 1986.
- [20] BURLAND J B. On the compressibility and shear strength of natural clays[J]. *Géotechnique*, 1990, **40**(40): 327 - 378.
- [21] 谢定义, 齐吉琳. 土结构性及其定量化参数研究的新途径[J]. *岩土工程学报*, 1999, **21**(6): 651 - 656. (XIE Ding-yi, QI Ji-lin. Soil structure characteristics and new approach in research on its quantitative parameter[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1999, **21**(6): 651 - 656. (in Chinese))
- [22] ZHU E Y, YAO Y P. Structured UH model for clays[J]. *Transportation Geotechnics*, 2015, **3**: 68 - 79.
- [23] NGUYEN L D, FATAHI B, KHABBAZ H. A constitutive model for cemented clays capturing cementation degradation[J]. *International Journal of Plasticity*, 2014, **56**: 1 - 18.
- [24] LAI Y, JIN L, CHANG X. Yield criterion and elasto-plastic damage constitutive model for frozen sandy soil[J]. *International Journal of Plasticity*, 2009, **25**(6): 1177-1205.
- [25] 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**: 634 - 658.
- [26] HUANG M, LIU Y, SHENG D. Simulation of yielding and stress-stain behavior of shanghai soft clay[J]. *Computers and Geotechnics*, 2011, **38**: 341 - 353.