

DOI: 10.11779/CJGE201706002

岩石三维弹塑性损伤本构模型研究

杜修力¹, 黄景琦^{*1, 2}, 金 润¹, 赵 密¹

(1. 北京工业大学城市与工程安全减灾教育部重点实验室, 北京 100124; 2. 清华大学土木系, 北京 100084)

摘要: 基于应变等效假设和真实应力概念的弹塑性损伤理论, 在真实应力空间内, 结合非线性统一强度模型, 以广义塑性剪应变为硬化参数, 并同时考虑应力水平对硬化速率的影响, 建立了无损状态下岩石材料的弹塑性表达式; 在名义应力空间内建立考虑围压对损伤速率影响的损伤演化方程, 从而建立了岩石材料的三维弹塑性损伤本构模型。本构模型中各物理参数意义明确, 与材料试验结果的对比表明, 所建立的三维弹塑性损伤本构模型可较好地描述岩石材料在多轴受力情况下的变形与强度特性, 为岩体工程的复杂非线性受力分析提供理论依据。

关键词: 岩石材料; 本构模型; 非线性统一强度模型; 弹塑性; 损伤力学

中图分类号: TU452 文献标示码: A 文章编号: 1000-4548(2017)06-0978-08

作者简介: 杜修力(1962-), 男, 长江学者特聘教授, 博士生导师, 主要从事地震工程方面研究。E-mail: duxili@bjut.edu.cn。

Three-dimension elastic-plastic damage constitutive model for intact rock

DU Xiu-li, HUANG Jing-qi, JIN Liu, ZHAO Mi

(1. The Key Laboratory of Urban Security and Disaster Engineering, Ministry of Education, Beijing University of Technology, Beijing

100124, China; 2. Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: Based on the concept of true stress and the strain equivalence hypothesis, a three-dimension elastic-plastic damage constitutive model for rock is established. Combining the nonlinear unified strength model as the yield function and the equivalent plastic shear strain as the hardening parameter considering the effect of stress level, the formulation of elastic-plastic behavior of rock is deduced in the true stress space. As in the normal stress space, the damage evaluation law is given by considering the effect of confining pressure. The present theoretical results and the test data are compared. It is indicated that the proposed constitutive model describes the strength and deformation behaviors and the strain softening behaviors of rock. Furthermore, the model can be employed to simulate rock engineering structures under multi-dimensional nonlinear stress, providing a basic reference for structural design and analysis.

Key words: intact rock; constitutive model; nonlinear unified strength model; elastic-plastic behavior; mechanical damage

0 引言

岩石作为工程上最为常见的地质材料, 其在复杂应力状态下的强度与变形性质是进行岩体工程设计与分析的基本问题。在数值分析工作中, 岩石材料本构模型的选择直接影响数值计算结果的准确性和可靠性。因此, 建立能够反映岩石材料在多轴应力状态下的力学本构模型具有重要的理论意义及工程实际意义。

岩石材料在三维应力状态下的变形特性非常复杂, 表现为不可恢复变形、应变软化、刚度退化、中主应力效应、静水压力效应等^[1]。在建立本构模型时, 必须考虑这些特性的影响, 才能正确地反映和应用岩石材料的力学性能。目前, 基于不同的理论框架, 如塑性理论、损伤理论等, 众多学者建立了不同的本构

模型来描述岩石材料在复杂应力条件下的强度和变形规律。单一的采用以处理不可逆变形为主要任务的塑性理论或以处理力学性能退化为主要任务的损伤理论都不能很好地描述岩石材料复杂的力学特性^[2]。近年来, 将塑性理论与损伤理论相结合的塑性损伤理论为岩石、混凝土等工程材料本构模型的建立提供了新的理论框架。在现有的文献中, 塑性与损伤相结合的方法主要有两种: 一种基于名义应力空间的塑性表达方法, 如 Lubliner 等^[3]、Imran 等^[4]、房敬年等^[5]模型; 另一种基于应变等效假设和真实应力概念, 在真实应

基金项目: 国家重点基础研究发展计划 (“973”计划) 项目
(2015CB057902); 国家自然科学基金创新研究群体项目 (51421005)

收稿日期: 2016-03-17

*通讯作者 (E-mail: huangjingqi11@163.com)

力空间内建立塑性表达式, 名义应力空间内建立损伤演化规律, 如 Ju^[6]、李杰等^[7]、杨强等^[8]模型。Grassl 等^[9]通过局部唯一性条件的论证指出: 建立在名义应力空间内的塑性损伤模型, 由于损伤的发育要求塑性模量恒为正, 因此只能处理强化问题; 而建立在真实应力空间的塑性损伤模型其损伤部分和塑性部分可完全解耦, 极大地方便了弹塑性损伤模型的建立。

在岩石损伤演化方程的建立方面, 许多学者基于不同的损伤内变量建了各自不同的模型。Simo 等^[10-11]以损伤内变量来表示其对材料弹性性质的影响来模拟软化现象, 但这种方法不能表示岩石或混凝土在压缩状态下的非线性体积膨胀等性质; Faria 等^[12]、Cieckli 等^[13]、Wu 等^[14]、Voyiadjis 等^[15]采用能量释放率和损伤硬化函数分别表示岩石材料拉、压屈服机制的不同; Chiarelli 等^[16]认为材料的损伤演化受拉伸变形控制, 因此采用拉伸变形来表征损伤函数的能量释放率; Jason 等^[17]以加权的形式同时考虑拉、压损伤来反映拉、压损伤机理的不同; 针对 Shao 等^[18]提出微裂隙发展所带来的材料体积膨胀是材料损伤发展的诱因, Salari 等^[19]用弹性体积应变和塑性体积应变表征能量释放率, 以此描述岩石的损伤演变和强度软化, 取得了较好的模拟效果; 袁小平等^[20]基于 Drucker-Prager 准则, 以体积应变作为内变量来描述岩石材料的损伤演化规律。总的来说, 目前损伤软化模型中考虑围压水平对损伤演化速率的影响还并不多见。但从已有的试验结果上可以看出, 岩石材料强度与变形性质受围岩应力水平的影响较大, 尤其对岩石峰后软化行为的影响最为明显。在低围压情况下, 岩石更多地表现出弹脆性性质, 随围压增加, 岩石峰后强度逐渐增加, 材料表现出向延性材料发展的趋势, 当围压较高时, 岩石峰后强度基本不降低, 近似为理想塑性材料^[21]。因此在建立岩石材料弹塑性损伤模型中有必要考虑围压对损伤演化的影响。

基于应变等效假设和真实应力概念的损伤力学理论, 在真实应力空间内, 结合非线性统一强度模型^[22], 以广义的塑性剪应变为硬化参数, 建立无损状态下岩石材料的弹塑性表达式; 在名义应力空间内建立考虑围压对损伤速率影响的损伤演化方程, 从而建立岩石材料的三维弹塑性损伤模型。本构模型与经典岩石多轴试验结果进行对比和验证, 进而为岩体工程的复杂非线性受力分析提供理论依据。

1 非线性统一强度理论

相对于单一强度理论, 如 Mohr-Coulomb 准则、Drucker-Prager 准则等, 统一的强度理论可通过参数

变化调节材料剪切破坏面的位置, 从而适用于多种材料的破坏强度。目前建立的统一强度理论有双剪统一强度理论^[23]、广义非线性强度理论^[24]和非线性统一强度理论^[22]等。杜修力等^[22]提出的非线性统一强度理论认为, 普通应力空间的应力强度点通过应力空间变换到 β 应力空间后, 材料的抗剪强度为 β 应力空间八面体面上正应力的函数。即普通应力空间强度点 σ_i ($i=1, 2, 3$) 变换为 β 应力空间内强度点 $\hat{\sigma}_i^\beta = (\sigma_i + \sigma_o)^\beta$, 其中 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 为普通应力空间的 3 个主应力。非线性统一强度理论的表达式为

$$f(\sigma_{ij}) = q_\beta - M_\beta p_\beta \quad , \quad (1)$$

式中, p_β 为 β 应力空间内的平均应力或静水压力, q_β 为 β 应力空间内的广义剪应力, 表达式为

$$p_\beta = \frac{\hat{\sigma}_1^\beta + \hat{\sigma}_2^\beta + \hat{\sigma}_3^\beta}{3} \quad , \quad (2)$$

$$q_\beta = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\hat{\sigma}_1^\beta - \hat{\sigma}_2^\beta)^2 + (\hat{\sigma}_2^\beta - \hat{\sigma}_3^\beta)^2 + (\hat{\sigma}_1^\beta - \hat{\sigma}_3^\beta)^2} \quad , \quad (3)$$

$$\hat{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij} + \sigma_o \delta_{ij} \quad . \quad (4)$$

式中 β 为反映材料三轴拉压强度比的参数; σ_o 为材料的黏聚强度; M_β 为破坏应力比, 可由三轴压缩内摩擦角 φ_c 表示为^[22]

$$M_\beta = 3 \frac{(1 + \sin \varphi_c)^\beta - (1 - \sin \varphi_c)^\beta}{(1 + \sin \varphi_c)^\beta + 2(1 - \sin \varphi_c)^\beta} \quad . \quad (5)$$

在 β 应力空间内, 非线性统一强度理论的强度面为圆锥面, 与一般应力空间中的 Drucker-Prager 强度理论的强度面相同。在普通主应力空间的偏平面上, 非线性统一强度理论的强度曲线连续光滑, 介于 D-P 圆和 M-N 曲线之间, 可合理反映土、岩石等工程材料的三维强度特性。

非线性统一强度准则中的 3 个材料参数分别为 σ_o 、 β 和 φ_c 。 σ_o 可通过三轴压缩强度在 $p-q$ 平面内拟合的强度线的反向延长线与 p 轴的交点确定, 如图 1 (a) 所示。也可近似由两个三轴压缩强度直接求解, 如图 1 (b) 所示, 求解公式为

$$\sigma_o = \frac{q_1 p_2 - q_2 p_1}{q_2 - q_1} \quad . \quad (6)$$

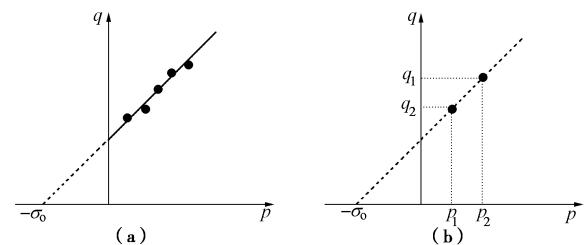


图 1 σ_o 求解示意图

Fig. 1 Illustration for calculating σ_o

单轴抗压强度为三轴压缩条件, 将 $(f_c, 0, 0)$

代入式(1)中, 化简可求得

$$\varphi_c = \arcsin\left(\frac{f_c}{f_c + 2\sigma_0}\right) \quad . \quad (7)$$

单轴抗拉强度为三轴拉伸条件, 将 $(0, 0, f_t)$ 代入式(1)中, 化简可求得

$$\frac{-(f_t + \sigma_0)^\beta + \sigma_0^\beta}{(f_t + \sigma_0)^\beta + 2\sigma_0^\beta} = \frac{(1 + \sin \varphi_c)^\beta - (1 - \sin \varphi_c)^\beta}{(1 + \sin \varphi_c)^\beta + 2(1 - \sin \varphi_c)^\beta} \quad . \quad (8)$$

通过式(8)可求得 β 。

2 岩石材料三维弹塑性损伤本构模型

根据连续损伤力学理论, 在外荷载作用下, 岩石材料内部的微缺陷, 如微裂隙、微空洞等, 可用损伤变量描述。图2表述了应变等效原理及损伤力学中真实应力的概念。

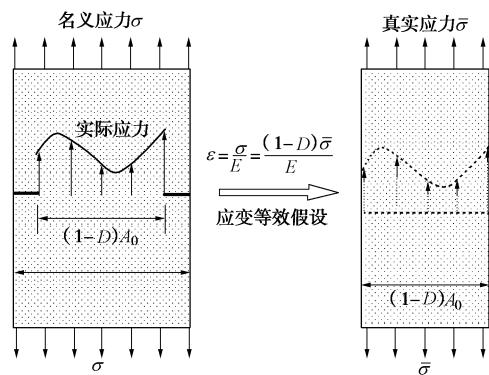


图2 一维连续损伤模型

Fig. 2 Damage model in 1-D

在三维应力空间内, 名义应力(柯西应力)与真实应力的关系可以表示为

$$\sigma_{ij} = (1-D)\bar{\sigma}_{ij} \quad , \quad (9)$$

式中, σ_{ij} 为名义应力, $\bar{\sigma}_{ij}$ 为真实应力, 表示岩石材料净截面上的平均应力, D 为损伤变量, 各向同性损伤时为标量, 各向异性损伤时为张量。根据应变等效假设, 在真实应力空间内, 真实应力与应变的关系可以表示为

$$\bar{\sigma}_{ij} = D_{ijkl}^e \varepsilon_{ij}^e = D_{ijkl}^e (\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^p) \quad . \quad (10)$$

式中 D_{ijkl}^e 为弹性刚度矩阵; ε_{ij}^e 为弹性应变; ε_{ij} 为总应变; ε_{ij}^p 为塑性应变。

基于应变等效假设和真实应力概念的损伤力学理论, 名义应力空间的塑性损伤模型其损伤部分和塑性部分可完全解耦。在真实应力空间中, 可由经典塑性理论求解塑性应变 ε_{ij}^p , 进而由式(10)求解真实应力 $\bar{\sigma}_{ij}$; 在名义应力空间内求解损伤变量 D , 最终通过式(9)求解名义应力 σ_{ij} 。

2.1 真实应力空间的弹塑性描述

(1) 屈服函数

非线性统一强度准则具有连续光滑的强度面, 强度面具有连续的偏导数, 因此, 可作为屈服函数用于建立岩石材料的弹塑性本构模型。屈服函数的表达式为

$$f(\sigma_{ij}, \kappa) = q_\beta - \kappa M_\beta p_\beta \quad , \quad (11)$$

式中, κ 为硬化参数, 详见下文所述。

(2) 塑性势函数

模型采用非关联流动法则, 塑性势函数与屈服函数形式相同, 表达式为

$$g(\sigma_{ij}, \kappa) = q_\beta - \kappa M_g p_\beta \quad , \quad (12)$$

式中, M_g 为材料参数, 可由剪胀角 ψ 表示:

$$M_g = 3 \frac{(1 + \sin \psi)^\beta - (1 - \sin \psi)^\beta}{(1 + \sin \psi)^\beta + 2(1 - \sin \psi)^\beta} \quad . \quad (13)$$

(3) 硬化规律

模型硬化规律采用各向同性硬化, 以等效塑性剪应变作为硬化变量, 硬化参数 κ 为等效塑性剪应变的函数:

$$\kappa = \kappa(\gamma^p) \quad , \quad (14)$$

式中, 等效塑性剪应变 γ^p 的表达式为

$$\gamma^p = \sqrt{\frac{2}{3} d\epsilon_{ij}^p d\epsilon_{ij}^p} = \sqrt{\frac{2}{3} \left(\varepsilon_{ij}^p - \frac{1}{3} \varepsilon_v^p \delta_{ij} \right) \left(\varepsilon_{ij}^p - \frac{1}{3} \varepsilon_v^p \delta_{ij} \right)} \quad . \quad (15)$$

对于等 p 加载情况, 认为塑性剪应变峰值与偏应力路径无关, 具有相同的塑性剪应变峰值。如图3所示, 在同一偏平面上, 通过路径 AB 和 CD 到达强度面时具有相同的塑性剪应变峰值。因此, 对于等 p 加载情况, 建立如下硬化规律:

$$\kappa = \kappa(\gamma^p) = \begin{cases} a_o + (1-a_o) \left(1 - \left(1 - \frac{\gamma_p}{\gamma_{pf}} \right)^3 \right) & (\kappa < 1) \\ 1 & (\kappa \geq 1) \end{cases} \quad , \quad (16)$$

式中, a_o 为初始塑性硬化的阈值, γ_{pf} 为当前静水压力 p 下所对应的峰值塑性剪应变。

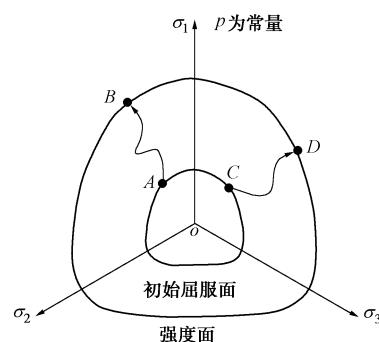


图3 同一偏平面上硬化规律

Fig. 3 Evolution of hardening route on deviatoric plane

对于等 p 加载条件下的塑性剪应变峰值 γ_{pf} , 不同

的静水压力情况对应不同的 γ_{pf} , 假设不同静水压力的塑性剪应变峰值按线性分布, 如图4所示。对于三向拉伸状态, 岩石材料不存在剪切变形, 此时的塑性剪应变峰值为零。对于某一参考静水压力 p_r 的塑性剪应变为 A , 则峰值塑性剪应变与静水压力 p 的关系可求得为

$$\gamma_{pf} = A \frac{p + \sigma_o}{p_r + \sigma_o} \quad (17)$$

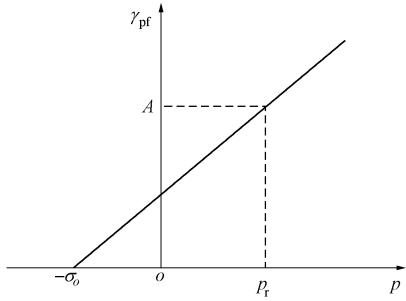


图4 峰值塑性剪应变与静水压力 p 之间关系

Fig. 4 Relationship between peak plastic shear strain and p

图5中给出了硬化参数随峰值塑性应变 γ_{pf} 及初始塑性硬化阈值 a_0 的变化规律。从图5中可以看出, 峰值塑性剪应变越大, 代表静水压力越大, 此时塑性硬化速率越慢, 表明静水压力越大材料的塑性变形能力越强; 初始塑性硬化阈值 a_0 越大, 塑性硬化速率越慢。塑性硬化阈值 a_0 可通过单轴压缩条件下弹性极限应力与峰值应力比值获得; A 控制着应力-应变曲线上升段的形状, 可通过应力-应变曲线上升段的形状确定。

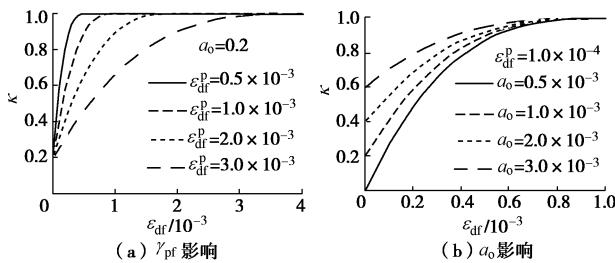


图5 硬化参数随峰值塑性应变 γ_{pf} 及初始塑性硬化阈值 a_0 的变化规律

Fig. 5 Influence of γ_{pf} and a_0 on hardening parameters κ

岩石材料在受力变形过程中, 其应力路径往往较为复杂, 如图6所示, 很难保证整个加载过程中保持静水压力 p 不变, 等 p 加载的情况只为一种特殊的应力路径。对于一般应力路径下的塑性硬化规律可做如下推导:

对式(16)求导, 得

$$d\kappa = \begin{cases} 3(1-a_o) \frac{\left(1-\frac{\gamma_p}{\gamma_{pf}}\right)^2}{\gamma_{pf}} d\gamma_p & (\kappa < 1) \\ 0 & (\kappa \geq 1) \end{cases} \quad (18)$$

联立式(16)、(18), 得

$$d\kappa = \begin{cases} 3(1-a_o) \frac{\left(\frac{1-\kappa}{1-a_o}\right)^{\frac{2}{3}}}{\gamma_{pf}} d\gamma_p & (\kappa < 1) \\ 0 & (\kappa \geq 1) \end{cases}, \quad (19)$$

因此, 对于任意应力路径的塑性硬化规律可写为

$$\kappa = \begin{cases} \int d\kappa & (\kappa < 1) \\ 1 & (\kappa \geq 1) \end{cases}. \quad (20)$$

在实际本构模型计算中, 采用式(20)、(19)进行塑性硬化程度的计算。

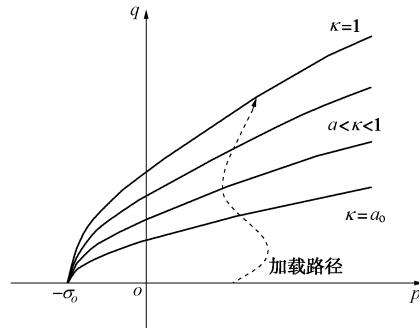


图6 任意加载路径

Fig. 6 Illustration of arbitrary loading path

(4) 弹塑性应力应变关系

基于弹塑性增量理论, 总应变增量 $d\varepsilon_{ij}$ 分解为弹性应变增量 $d\varepsilon_{ij}^e$ 和塑性应变增量 $d\varepsilon_{ij}^p$ 两部分:

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p. \quad (21)$$

弹性应力增量与弹性应变增量由胡克定律确定:

$$d\sigma_{ij} = D_{ijkl}^e d\varepsilon_{kl}^e, \quad (22)$$

式中, D_{ijkl}^e 为弹性刚度矩阵, 由弹性模量 E 和泊松比 ν 表示为

$$D_{ijkl}^e = \frac{E}{2(1+\nu)} (\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk}) + \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \delta_{ij}\delta_{kl}. \quad (23)$$

塑性应变增量根据流动法则确定为

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}}. \quad (24)$$

将式(24)代入式(15)中可得

$$d\gamma^p = \sqrt{\frac{2}{3} \left(\frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} - \frac{1}{3} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kk}} \delta_{ij} \right) \left(\frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} - \frac{1}{3} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kk}} \delta_{ij} \right)} d\lambda. \quad (25)$$

由一致性条件可得

$$df = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} + \frac{\partial f}{\partial \gamma^p} d\gamma^p = 0 . \quad (26)$$

将式(25)代入式(26)中可得

$$d\lambda = \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}}{A} , \quad (27)$$

式中,

$$A = -\frac{\partial f}{\partial \gamma^p} \sqrt{3 \left(\frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} - \frac{1}{3} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kk}} \delta_{ij} \right) \left(\frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} - \frac{1}{3} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kk}} \delta_{ij} \right)} , \quad (28)$$

$$d\sigma_{ij} = D_{ijkl}^e (d\varepsilon_{ij} - d\varepsilon_{ij}^p) . \quad (29)$$

联立式(24)、(27)、(29), 求得

$$d\lambda = \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} D_{ijkl}^e}{A + \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} D_{ijkl}^e \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}} d\varepsilon_{ij} . \quad (30)$$

联立式(24)、(29)和(30), 可得应力增量与应变增量之间的关系为

$$d\sigma_{ij} = \left(D_{ijkl}^e \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{kl}} D_{ijkl}^e - \frac{D_{ijkl}^e \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{kl}} D_{ijkl}^e}{A + \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} D_{ijkl}^e \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}} \right) d\varepsilon_{ij} . \quad (31)$$

2.2 名义应力空间的损伤演化方程

损伤采用各向同性损伤模型。考虑岩石损伤软化是由于内部微裂隙发展所导致, 采用塑性体积应变表征岩石损伤变量的演化^[18-20, 25]。对于时刻 t 的岩石损伤变量 D 的演化方程表示如下:

$$D = 1 - \exp(b_1 \varepsilon_d) , \quad (32)$$

式中, b_1 为控制损伤演化速率的参数, ε_d 为定义的等效塑性体应变, 为了考虑围压对损伤演化速率的影响, 等效塑性体应变的定义如下:

$$\varepsilon_d = \int \dot{\varepsilon}_d , \quad (33)$$

$$\text{式中, } \dot{\varepsilon}_d = \begin{cases} 0 & (\kappa < 1) \\ \frac{\dot{\varepsilon}_{pv}}{\left(\frac{\sigma_{33} + |\sigma_{33}|}{P_0} + 1 \right)^{b_2}} & (\kappa \geq 1) \end{cases} , \dot{\varepsilon}_{pv} = \sum_{i=1}^3 \langle -\dot{\varepsilon}_{pi} \rangle ,$$

b_2 为控制围压水平对损伤速率影响程度的参数, σ_{33} 为第三主应力, 以受压为正, 为进行无量纲化, P_0 取 1 MPa。 b_1 和 b_2 共同控制着应力 - 应变曲线的下降段, 可由三轴压缩应力 - 应变曲线下降段的形状进行确定。图 7 中给出了参数 b_1 、 b_2 和围压 σ_{33} 对损伤因子 D 的影响规律。从图 7(a) ~ (c) 中可以看出: b_1 越大, 损伤演化速率越快; b_2 越大, 损伤演化速率越慢;

围压 σ_{33} 越大, 损伤演化速率越慢。

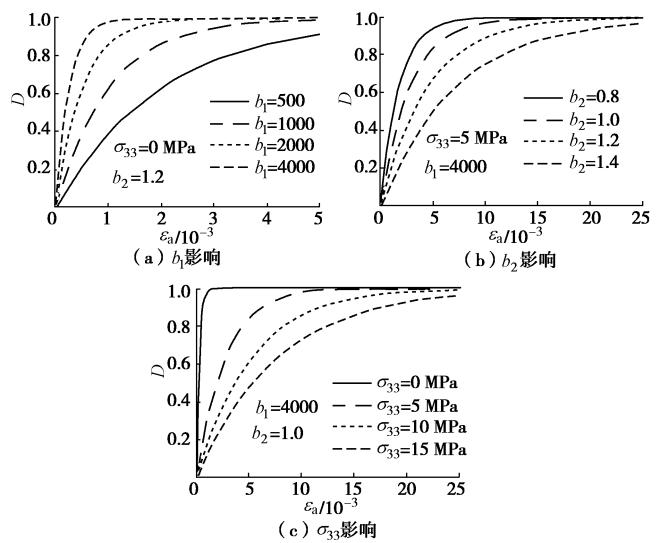


图 7 不同 b_1 , b_2 和围压 σ_{33} 下损伤因子 D 的变化曲线

Fig. 7 Influences of b_1 , b_2 and σ_{33} on damage factor D

3 参数取值方法与算例验证

在基于应变等效假设和真实应力概念而建立的弹塑性损伤模型中, 真实应力空间的塑性模型参数需由无损材料的强度与变形参数确定。本文本构模型中假定材料达到强度峰值前, 材料损伤为零, 为无损材料, 因此真实应力空间内的弹塑性模型参数可由实际材料的试验强度参数和变形参数确定。

所建立的岩石材料三维弹塑性损伤本构模型共有 10 个参数。弹性杨氏模量 E 和泊松比 ν 可通过简单的岩石材料试验获得; 非线性统一强度模型中, 三向拉伸强度 σ_o 、三轴压缩内摩擦角 φ_c 和反映三轴拉压强度比参数 β 可分别通过公式(6)~(8)求解; 塑性势函数中, 剪胀角 ψ 可通过剪切试验获得; 塑性硬化规律中, 初始塑性硬化阈值 a_0 可通过单轴压缩条件下弹性极限应力与峰值应力的比值获得, 参考静水压力 p_f 所对应的峰值塑性剪应变值 A 可通过单轴压缩应力 - 应变曲线的上升段形状确定; 损伤演化规律中, 控制损伤演化速率的参数 b_1 可通过单轴压缩应力 - 应变曲线的下降段形状确定, 控制围压对损伤演化速率影响的参数 b_2 可通过某一围压情况下的真三轴应力 - 应变曲线的下降段形状确定。采用上述建立的本构方程及参数确定方法, 与不同围压条件下岩石材料的三轴压缩试验的应力 - 应变全过程曲线进行对比, 验证本文模型的有效性。

引用 Kawamoto 等^[26]的试验资料, 并经数据处理后确定岩石初始弹性模量 $E=51.62$ GPa, 泊松比 $\nu=0.25$ 。参数 $\beta=0.243$, $\sigma_o=24.7$ MPa, $\varphi_c=46.9$, $\psi=23.5$, $A=0.002$, $a_0=0.9$, $b_1=1500$, $b_2=1.3$ 。图 8 中

给出了本文模型与 Kawamoto 等^[26]试验中不同围压情况下的应力-应变全曲线的对比, 并与曹文贵等^[27]建立的损伤统计软化本构模型进行了对比。

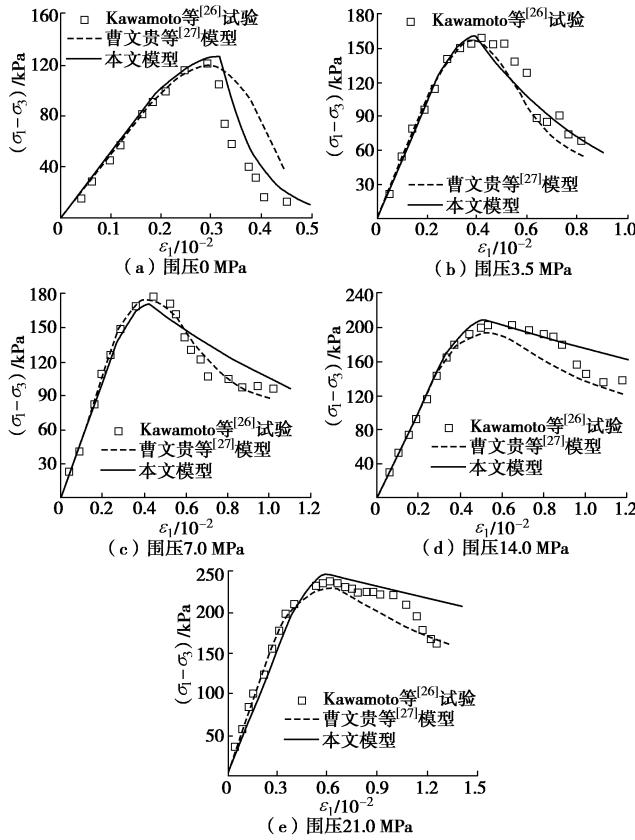


图 8 本文模型与 Kawamoto 等^[26]试验数据对比

Fig. 8 Comparison between present model and test data by Kawamoto et al

另外, 引用林卓英等^[28]的试验资料, 确定的岩石初始弹性模量 $E=25.34$ GPa, 泊松比 $\nu=0.25$ 。参数 $\beta=0.276$, $\sigma_0=47.4$ MPa, $\varphi_c=26.1$, $\psi=13.05$, $A=0.0015$, $a_0=0.8$, $b_1=7600$, $b_2=1.5$ 。图 9 中给出了本文模型与林卓英等^[28]试验中不同围压情况下的应力-应变全曲线的对比, 并同时给出了曹文贵等^[29]建立损伤统计模型的理论曲线。

从图 8, 9 中可以看出, 本文提出的岩石弹塑性损伤模型与岩石材料试验数据吻合较好, 能较好地反映岩石材料在不同应力状态下的力学特性。从单轴压缩试验结果中可以看到, 由于力学损伤的产生与发展, 应力在峰值后出现了较为明显的应力跌落现象, 体现了低围压状态下岩石材料的脆性特征。随围压增加, 本文模型既能较好地反映峰值强度的提高及峰后强度的提高, 又能够较好地反映随围压提高, 岩石逐渐由脆性材料到延性材料过渡的特点。另外, 相对于曹文贵等^[27, 29]建立的单一损伤本构模型, 本文建立的本构模型不但能够反映岩石材料的刚度损伤, 且能够反映岩石材料的塑性变形, 但峰值下降段与试验曲线的吻合

合还不够完好, 需做更进一步的改进。

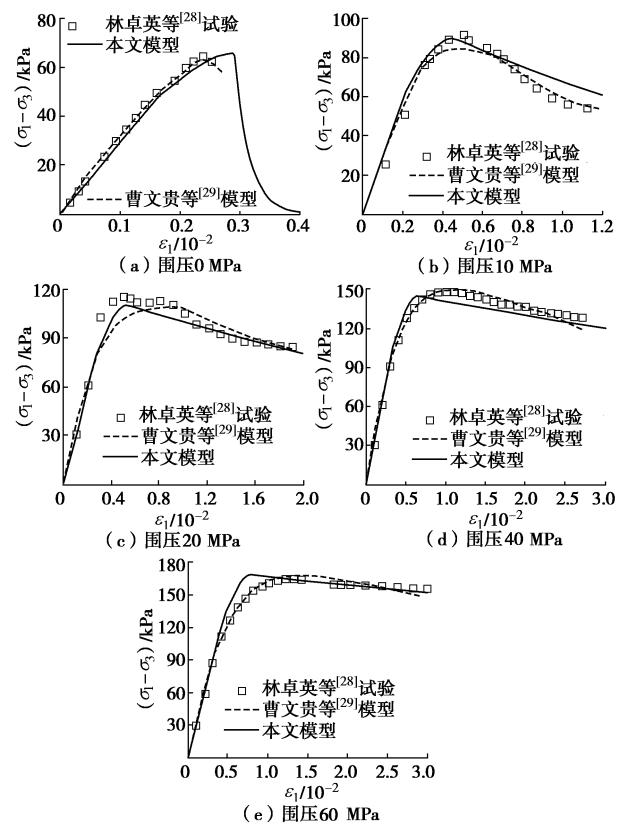


图 9 本文模型与林卓英等^[28]试验数据对比

Fig. 9 Comparison between present model and test data by Lin et al

4 结语

基于应变等效假设和真实应力概念的损伤力学理论, 在真实应力空间内, 结合非线性统一强度模型, 以广义的塑性剪应变为硬化参数, 建立了无损状态下岩石的弹塑性模型; 在名义应力空间内建立考虑围压对损伤速率影响的损伤演化方程, 从而建立了岩石材料的三维弹塑性损伤本构模型, 并以经典试验结果对本文模型进行了校核和验证。

建立的岩石三维弹塑性损伤本构模型可较好地反应岩石材料的三维非线性变形与强度特性、应变软化特性等, 并可考虑不同应力状态下的塑性硬化规律与损伤演化规律, 且模型参数具有明确的物理意义, 为进一步对岩石工程进行多维非线性受力分析提供理论基础。

参考文献:

- [1] 周维垣, 杨强. 岩石力学数值计算方法[M]. 北京: 中国电力出版社, 2005. (ZHOU Wei-yuan, YANG Qiang. Numerical computational methods for rock mechanics[M].)

- Beijing: China Electric Power Press, 2005. (in Chinese))
- [2] 于海洋, 武建华. 基于无损受力状态的混凝土弹塑性损伤本构模型[J]. 工程力学, 2009, 26(10): 79 - 86. (YU Hai-yan, WU Jian-hua. An elastoplastic damage constitutive model for concrete based on undamaged state[J]. Engineering Mechanics, 2009, 26(10): 79 - 86. (in Chinese))
- [3] LUBLINER J, OLIVER J, OLLER S, et al. A plastic-damage model for concrete[J]. International journal of Solids and Structures, 1989, 25(3): 299 - 326.
- [4] IMRAN I, PANTAZOPOULOU S J. Plasticity model for concrete under triaxial compression[J]. Journal of Engineering Mechanics Division, ASCE, 2001, 127(11): 281 - 290.
- [5] 房敬年, 周 辉, 胡大伟, 等. 岩盐弹塑性损伤耦合模型研究[J]. 岩土力学, 2011, 32(2): 363 - 368. (FANG Jing-nian, ZHOU Hui, HU Da-wei, et al. Coupled elastoplastic-damage model for salt rock[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(2): 363 - 368. (in Chinese))
- [6] JU J W. On energy-based coupled elastoplastic damage theories: constitutive modeling and computational aspects[J]. International Journal of Solids and Structures, 1989, 25(7): 803 - 833.
- [7] 李 杰, 吴建营. 混凝土弹塑性损伤本构模型研究: I 基本公式[J]. 土木工程学报, 2005, 38(9): 14 - 20. (LI Jie, WU Jian-ying. Elastoplastic damage constitutive model for concrete based on damage energy release rates part: I basic formulations[J]. China Civil Engineering Journal, 2005, 38(9): 14 - 20. (in Chinese))
- [8] 杨 强, 陈 新, 周维垣. 岩石材料弹塑性损伤模型及变形局部化分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(21): 3577 - 3583. (YANG Qiang, CHEN Xin, ZHOU Wei-yuan. Elasto-plastic damage model for geomaterials and strain localization analyses[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(21): 3577 - 3583. (in Chinese))
- [9] GRASSL P, JIRASEK M. Damage-plastic model for concrete failure[J]. International Journal of Solids and Structures, 2006, 43(22/23): 7166 - 7196.
- [10] SIMO J C, JU J W. Strain- and stress-based continuum damage models: I formulation[J]. International Journal of Solids and Structures, 1987, 23(7): 821 - 840.
- [11] SIMO J C, JU J W. Strain- and stress-based continuum damage models: II computational aspects[J]. International Journal of Solids and Structures, 1987, 23(7): 841 - 869.
- [12] FARIA R, OLIVER J, CERVERA M. A strain-based plastic viscous-damage model for massive concrete structures[J]. International Journal of Solids and Structures, 1998, 35(14): 1533 - 1558.
- [13] CICEKLI U, VOYIADJIS G Z, RASHID K A A. A plasticity and anisotropic damage model for plain concrete[J]. International Journal of Plasticity, 2007, 23(10/11): 1874 - 1900.
- [14] WU J Y, LI J, FARIA R. An energy release rate-based plastic-damage model for concrete[J]. International Journal of Solids and Structures, 2006, 43(3/4): 583 - 612.
- [15] VOYIADJIS G Z, TAQIEDDIN Z N, KATTAN P I. Anisotropic damage-plasticity model for concrete[J]. International Journal of Plasticity, 2008, 24(10): 1946 - 1965.
- [16] CHIARELLI A S, SHAO J F, HOTEIT N. Modeling of elastoplastic damage behavior of a claystone[J]. International Journal of Plasticity, 2003, 19(1): 23 - 45.
- [17] JASON L, HUERTA A, CABOT G P, et al. An elastic plastic damage formulation for concrete: application to elementary tests and comparison with an isotropic damage mode[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2006, 195(52): 7077 - 7092.
- [18] SHAO J F, CHIARELLI A S, HOTEIT N. Modeling of coupled elastoplastic damage in rock materials[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1998, 35(4/5): 444 - 447.
- [19] SALARI M R, SAEB S, WILLAM K J, et al. A coupled elastoplastic damage model for geomaterials[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2004, 193(27/28/29): 2625 - 2643.
- [20] 袁小平, 刘红岩, 王志乔. 基于 Drucker-Prager 准则的岩石弹塑性损伤本构模型研究[J]. 岩土力学, 2012, 33(4): 1103 - 1108. (YUAN Xiao-ping, LIU Hong-yan, WANG Zhi-qiao. Study of elastoplastic damage constitutive model of rocks based on Drucker-Prager criterion[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(4): 1103 - 1108. (in Chinese))
- [21] 张春会, 赵全胜, 黄 鹏, 等. 考虑围岩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. (ZHANG Chun-hui, ZHAO Quan-sheng, HUANG Li, et al. Post-peak strain softening mechanical model of rock considering confining pressure effect[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(S2): 193 - 197. (in Chinese))
- [22] 杜修力, 马 超, 路德春. 岩土材料的非线性统一强度模型[J]. 力学学报, 2014, 46(3): 389 - 397. (DU Xiu-li, MA Chao, LU De-chun. Nonlinear unified strength model of geomaterials[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2014, 46(3): 389 - 397. (in Chinese))
- [23] 俞茂宏. 岩土类材料的统一强度理论及其应用[J]. 岩土工程学报, 1994, 14(2): 1 - 10. (YU Mao-hong. Unified

- strength theory for geomaterials and its applications[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1994, **14**(2): 1 - 10. (in Chinese))
- [24] 路德春, 姚仰平, 邹 博. 广义非线性强度理论体系[J]. 岩土力学, 2007, **28**(10): 2009 - 2016. (LU De-chun, YAO Yang-ping, ZOU Bo. System of generalized nonlinear strength theory[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, **28**(10): 2009 - 2016. (in Chinese))
- [25] SHAO J F, JIA Y, KONDO D, et al. A coupled elastoplastic damage model for semi-brittle materials and extension to unsaturated conditions[J]. Mechanics of Materials, 2006, **38**(3): 218 - 232.
- [26] KAWAMOTO T, ICHIKAWA Y, KYOYA T. Deformation and fracturing behavior of discontinuous rock mass and damage mechanics theory[J]. Internation Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1988, **12**(1): 1-30.
- [27] 曹文贵, 赵 衡, 张 玲, 等. 考虑损伤阈值影响的岩石损伤统计软化本构模型及其参数确定方法[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, **27**(6): 1148 - 1154. (CAO Wen-gui, ZHAO Heng, ZHANG Ling, et al. Damage statistical softening constitutive model for rock considering effect of damage threshold and its parameters determination method[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, **27**(6): 1148 - 1154. (in Chinese))
- [28] 林卓英, 吴玉山, 关玲莉, 等. 岩石在三轴压缩下脆-延性转化的研究[J]. 岩土力学, 1992, **13**(2/3): 45 - 53. (LIN Zhuo-ying, WU Yu-shan, GUAN Ling-li. Research on the brittle-ductile transition property of rocks under tri-axial compression[J]. Rock and Soil Mechanics, 1992, **13**(2/3): 45 - 53. (in Chinese))
- [29] 曹文贵, 张 升, 赵明华. 基于新型损伤定义的岩石损伤统计本构模型探讨[J]. 岩土力学, 2006, **27**(1): 41 - 46. (CAO Wen-gui, ZHANG Sheng, ZHAO Ming-hua. Study on statistical damage constitutive model of rock based on new definition of damage[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, **27**(1): 41 - 46. (in Chinese))

第二届全国非饱和土与特殊土力学及工程学术研讨会

(第三号通知: 会议日程与回执)

主办单位: 中国土木工程学会土力学及岩土工程分会非饱和土与特殊土专业委员会。

承办单位: 兰州理工大学。

会议议题: ①非饱和土与特殊土的基本性质和室内试验新设备; ②非饱和土与特殊土的力学理论; ③非饱和土与特殊土地区的地基处理和基础工程; ④非饱和土与特殊土地区的土工建筑物和高边坡; ⑤非饱和土与特殊土地区的深基坑和地下工程; ⑥非饱和土与特殊土地区的地质灾害/水土流失的机理和防治; ⑦非饱和土与特殊土相关的现场测试新技术、新材料和新工法; ⑧平山造地、高速铁路、高速公路、西气东输、西电东送和生命线工程中的非饱和土与特殊土问题; ⑨非饱和土与特殊土相关的重大岩土工程实录和新经验; ⑩废弃物工程处置的岩土工程屏障设计和分析; ⑪非饱和土与特殊土相关的数值分析方法及工程应用。

会务费用: 正式代表注册费: 900元/人(含餐费、资料费); 学生代表注册费: 450元/人(凭有效学生证件注册, 含餐费、资料费); 家属代表注册费: 450元/人(含餐费); 本次会议为现场报到注册并缴纳注册费, 发票在会议期间领取。

会议时间安排与地点: 7月24日全天: 代表报到(兰州饭店); 7月25日上午开幕式、大会特邀报告(组工大厦); 下午大会报告(兰州饭店); 晚上欢迎晚宴、专委会第三次工作

会议(兰州饭店); 7月26日上午分会场报告(兰州饭店); 下午大会报告、闭幕式(兰州饭店); 7月27日全天工程地质考察(甘肃省)。

酒店交通信息: 会议住宿统一安排在兰州饭店, 属于4星级酒店, 坐落于甘肃省兰州市城关区东岗西路486号。该酒店的房间费详见会议回执。7月份是兰州旅游旺季, 酒店住房十分紧张, 请参会代表务必填好回执表(Word版)于2017年6月15日前通过电子邮件附件的方式发送到会务组邮箱。

另外, 各位代表也可自行预定组工大厦、飞天大酒店、甘肃银行大厦、锦江阳光大酒店等宾馆, 具体信息详请咨询各宾馆。

会议展览: 会议期间举办岩土力学与工程技术展览, 主要包括岩土力学试验仪器、设备、机械、新材料、软件等。热忱欢迎从事岩土工程领域的新材料、新技术、新设备的开发、生产和运用的相关单位踊跃报名参加技术展览。

联系方式: 地址: 兰州市兰工坪路287号, 兰州理工大学土木工程学院, 邮编: 730050; 联系人: 周勇13119308411, 叶帅华13893624445, 周凤玺13919809084, 董建华13919114851; E-mail: Soillut12y@163.com(杨晓宇, 会议回执邮箱); Soillut12m@163.com(马孝瑞, 会议回执邮箱); yeshuaihua@163.com(叶帅华, 会务咨询); yxhui86@126.com(杨校辉, 会务咨询)。

(中国土木工程学会土力学及岩土工程
分会非饱和土与特殊土专业委员会 供稿)