

岩样单轴压缩轴向及侧向变形耗散能量 及稳定性分析

王学滨

(辽宁工程技术大学 力学与工程科学系, 辽宁 阜新 123000)

摘要:首先从能量的角度分析了单轴压缩岩石试件轴向及侧向塑性变形的耗散能量及其联系。根据梯度塑性理论, 局部化带的尺寸由特征长度确定, 得到了单轴压缩岩样由于剪切局部化而引起的轴向及侧向塑性变形所耗散能量的解析解。研究表明: 剪切带消耗的能量等于侧向及轴向塑性变形消耗的能量的总和; 轴向塑性变形消耗的能量与侧向塑性变形消耗的能量成正比, 其比例系数与剪切带倾角有关; 轴向塑性变形消耗的能量要大于侧向塑性变形消耗的能量; 当流动应力为 0 时, 剪切带消耗的能量达到最大值; 轴向外力对试件做功等于侧向及轴向塑性变形消耗的能量的总和; 增加剪切带倾角, 侧向塑性变形消耗的能量占剪切带消耗的能量比例增加。然后分析了单轴压缩岩石试件轴向及侧向变形的不稳定性。将剪切带及带外弹性岩石所受到的剪应力分解为水平及垂直剪应力, 剪切带的塑性剪切变形也分解为水平及垂直变形。建立了水平剪力与侧向塑性变形及垂直剪力与轴向塑性变形的理论关系。水平剪力与侧向塑性变形曲线的斜率等于垂直剪力与轴向塑性变形曲线的斜率。由于这些关系依赖于结构尺寸, 因此, 不能被看作本构关系。将剪切带视为“试件”, 将带外弹性体看作“试验机”。根据刚度理论, 可以得到“试件”-“试验机”系统在水平及垂直两个方向上的失稳判据, 结果表明, 二者是相同的。失稳判据不仅和岩石材料的自身特性有关, 还和岩石试件的结构尺寸相关。

关键词: 岩石力学; 梯度塑性理论; 局部化; 剪切带倾角; 轴向塑性变形; 侧向塑性变形; 耗散能量; 稳定性

中图分类号: TU 451

文献标识码: A

文章编号: 1000-6915(2005)05-0846-08

DISSIPATED ENERGIES AND STABILITIES OF AXIAL AND LATERAL DEFORMATIONS OF ROCK SPECIMENS IN UNIAXIAL COMPRESSION

WANG Xue-bin

(Department of Mechanics and Engineering Sciences, Liaoning Technical University, Fuxin 123000, China)

Abstract: Firstly, the dissipated energies induced by axial and lateral plastic deformations of rock specimens under uniaxial compression and the relation between them are analysed. Based on gradient-dependent plasticity in which the thickness of shear band is determined by characteristic length of rock, analytical solutions of dissipated energies in axial and lateral directions of rock specimens in uniaxial compression are derived, respectively. The presented theoretical results show that dissipated energy consumed by shear band is composed of two parts, axial and lateral dissipated energies. Dissipated energy due to axial plastic deformation is proportional to that of lateral plastic deformation and the proportional coefficient is dependent on inclination angle of shear band. According to the actual measured value of shear band inclination, the dissipated energy of axial plastic deformation is greater than that of lateral plastic deformation. As flow compressive stress approaches zero, the dissipated energy by shear band, the dissipated energies of axial and lateral plastic deformations attain their maxima. Bigger inclination angle

收稿日期: 2003-10-27; **修回日期:** 2003-12-24

基金项目: 国家自然科学基金青年基金项目(50309004)

作者简介: 王学滨(1975-), 男, 1998年毕业于辽宁工程技术大学机械学院机械设计专业, 现为博士研究生、讲师, 主要从事岩石力学理论与岩土工程数值计算方面的研究工作。E-mail: wxbbb@263.net.

of shear band leads to bigger dissipated energy of lateral plastic deformation and smaller dissipated energy of lateral plastic deformation. Secondly, shear instabilities of axial and lateral deformations of rock specimens in uniaxial compression are investigated. Shear stress between shear band and elastic rock outside the band is decomposed to horizontal and vertical shear stresses. Similarly, plastic shear deformation of shear band is divided into axial and lateral deformations. Relation between the horizontal shear stress and lateral plastic deformation and relation between the vertical shear stress and axial plastic deformation are presented, respectively. It is shown that the slope of horizontal shear stress-lateral plastic deformation curve is equal to that of vertical shear stress-axial plastic deformation curve. The two curves are dependent on the structural size, therefore, the slope cannot be taken as a constitutive parameter of rock materials. Based on theory of stiffness, instability criterions of specimens composed of shear band and elastic rock outside the band in the axial and lateral directions are proposed analytically. The two criterions are identical, which depend on constitutive relation of rock materials and structural size of rock specimens.

Key words: rock mechanics; gradient-dependent plasticity; localization; inclination angle of shear band; axial plastic deformation; lateral plastic deformation; dissipated energy; instability

1 引言

应变软化阶段岩石的变形特征影响着岩石结构的稳定性^[1-8]。深入研究应变软化阶段岩石的变形特征对水利工程、土木工程、矿山开采、石油开采及地震地质领域中大量自然灾害(岩爆、地震、滑坡、煤和瓦斯突出及井眼崩裂坍塌等)的机理分析及预防都有重要意义。

到目前为止,在理论方面,关于岩样轴向及侧向变形特征的研究还很不彻底,尤其是在应变软化阶段;对于岩样轴向及侧向变形的许多问题还没有形成统一的观点和结论。由于研究岩样轴向变形及侧向变形特征不仅有助于完善现有的岩石力学基本理论框架,也有着重要的工程应用背景,因而,非常有必要对此问题开展系统的研究工作。

在以往研究的基础上^[5-11],利用图 1 中适用于岩样单轴压缩剪切破坏分析的力学模型,本文从能量的角度较深入地分析了轴向及侧向塑性变形的耗散能量及其联系。

2 外力功与剪切带耗散能量的关系

2.1 剪切带塑性剪切变形需要消耗的能量

由于剪切带内部塑性应变分布规律的不均匀性,定义等效(或平均)塑性剪应变 $\bar{\gamma}^p$ 为

$$\bar{\gamma}^p = \frac{2}{w} \int_0^{w/2} \gamma^p dy = \frac{\tau_c - \tau}{c} \quad (1)$$

式中: $w = 2\pi l$ 为剪切带宽度,仅与岩石材料的特征长度 l 有关^[5-8]; y 为坐标,其坐标原点取在剪

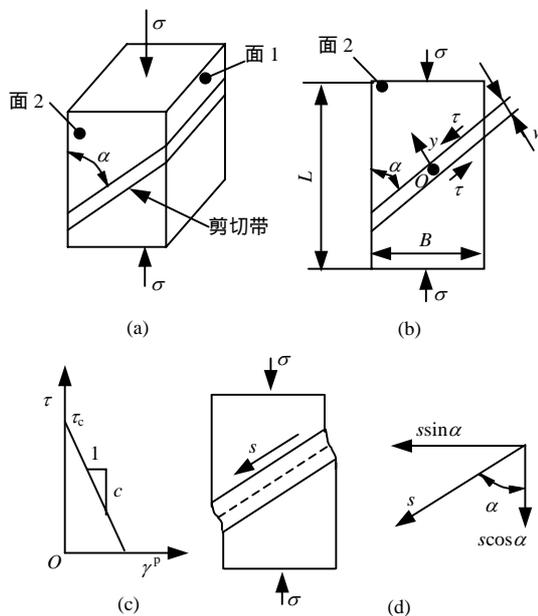


图 1 岩样单轴压缩剪切破坏、软化的本构关系及剪切位移
Fig.1 Specimens in uniaxial compression subjected to shear failure and softening constitutive relation as well as shear displacement

切带中心(见图 1(b)); $c = G\lambda/(G + \lambda)$ ^[5-8]为软化模量(见图 1(c)),其中 G 为剪切模量, λ 为剪切软化模量; τ_c 为抗剪强度; τ 为峰值强度后的剪切应力; γ^p 为剪切带内部的不均匀的塑性剪切应变,由文[7]的式(2)确定。由于剪切带产生了塑性剪切变形,由此需要消耗的能量可以表示为

$$V = \frac{A_0 w}{\sin \alpha} \int \tau d\bar{\gamma}^p = -\frac{A_0 w}{c \sin \alpha} \int_{\tau_c}^{\tau} \tau d\tau = \frac{A_0 w}{2c \sin \alpha} (\tau_c^2 - \tau^2) \quad (2)$$

式中: A_0 为试件的横截面面积, α 为剪切带倾角,

$A_0 w / \sin \alpha$ 为剪切带的体积, $A_0 / \sin \alpha$ 为剪切带的面积。

在应变软化阶段, 试件可以被划分为两部分, 即剪切带和带外的弹性体。弹性区域不消耗能量。剪切带内部弹性变形也不需要消耗能量。剪切带由于要发生塑性剪切变形, 因此要消耗一定的能量。再根据 $\tau = 0.5\sigma \sin 2\alpha$ 及 $\tau_c = 0.5\sigma_c \sin 2\alpha$ [5-8] 容易得到

$$V = \frac{A_0 w \sin \alpha \cos^2 \alpha (\sigma_c^2 - \sigma^2)}{2c} \quad (3)$$

式中: σ_c 为单轴抗压强度, σ 为应变软化阶段的试件承载能力。

在图 2 中, 梯形 $OPQR$ 所围面积为单位体积的塑性剪切应变能 V' (塑性剪切应变能密度)。

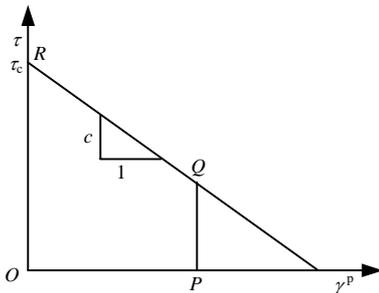


图 2 单位体积塑性剪切应变能
Fig.2 Plastic shear strain energy density

2.2 轴向压力(外力)所作的功

考虑到能量守恒, 外力 σ 对试件所作的功应该等于试件内部应变能。作者将外力所作的功再划分为两部分, 即弹性功和塑性功 W 。而且, 弹性功全部转化为试件内部的弹性应变能; 塑性功全部转化为试件内部的耗散能(或塑性应变能) V , 即

$$W = V \quad (4)$$

在图 3 中, 梯形 $OPQR$ 所围的面积为单位体积的外力功 W' , 随着流动应力 σ 的降低, 其值增加。图 3 中, E 为弹性模量, λ' 为单轴压缩条件下全程应力-应变曲线软化段斜率的绝对值, 它不是岩石材料的本构关系 [6], 可以称这一参数为压缩软化模量。因此, 有

$$W' = V' \quad (5)$$

应当指出, 计算塑性剪切应变能所需要的体积是剪切带的体积, 而计算外力功所需要的体积是岩样的体积。

3 侧向及轴向塑性变形的耗散能量

3.1 剪力的分解

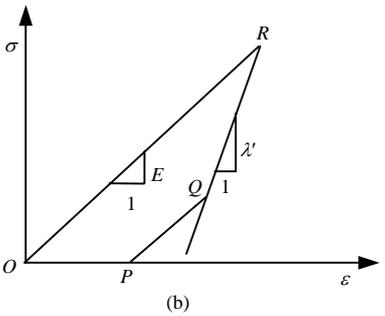
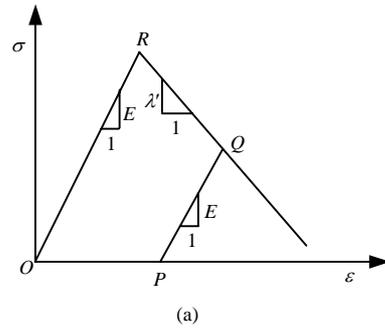


图 3 试件单轴压缩完全应力-应变曲线的两种类型
Fig.3 Two kinds of complete stress-strain curves in uniaxial compression of rock specimens

在应变软化阶段, 剪切带所消耗的总能量由式(3)~(5)确定。那么, 由于剪切带的塑性剪切变形而引起的岩样侧向塑性变形消耗的能量是多少呢? 由于剪切带的塑性剪切变形而引起的岩样轴向塑性变形消耗的能量是多少呢? 二者之间的关系如何? 二者与剪切带消耗的能量或外力做功的关系怎样? 本文这部分将探讨这些问题。

将剪切带与带外弹性体交界处的剪力 $Q = A_0 \tau / \sin \alpha$ 分解为水平方向的分力 $Q_x = A_0 \tau$ 和垂直方向的分力 $Q_y = A_0 \tau \tan \alpha$, 见图 4。根据 $\tau = 0.5\sigma \sin 2\alpha$ 及 $\tau_c = 0.5\sigma_c \sin 2\alpha$, 可以得到

$$Q_x = \frac{\sigma A_0}{2} \sin 2\alpha \quad (6)$$

$$Q_y = \frac{\sigma A_0 \sin 2\alpha}{2 \tan \alpha} \quad (7)$$

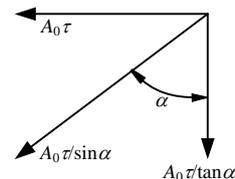


图 4 剪力及其分解
Fig.4 Shear force and its decomposition

设式(6), (7)的最大值分别为 Q_x^c 和 Q_y^c , 因此有

$$Q_x^c = \frac{\sigma_c A_0}{2} \sin 2\alpha \quad (8)$$

$$Q_y^c = \frac{\sigma_c A_0 \sin 2\alpha}{2 \tan \alpha} \quad (9)$$

3.2 岩样侧向塑性变形消耗的能量

本文认为，塑性侧向位移根源于剪切带的切向的剪切滑移在水平方向的分量。剪切带切向的剪切滑移为 $\bar{\gamma}^p w$ ，因此塑性侧向位移可以表示为

$$u_s = \frac{\sigma_c - \sigma}{c} w \sin^2 \alpha \cos \alpha \quad (10)$$

塑性侧向位移的最大值 u_s^m 为

$$u_s^m = \frac{\sigma_c}{c} w \sin^2 \alpha \cos \alpha \quad (11)$$

从式(6)中解出 σ 代入式(10)，可以得到

$$Q_x = \frac{A_0 \sin 2\alpha}{2} \left(\sigma_c - \frac{c u_s}{w \sin^2 \alpha \cos \alpha} \right) \quad (12)$$

容易看出，式(12)描述了 $Q_x - u_s$ 的线性关系，见图 5 所示。在图 5 中，梯形 $OPQR$ 所围的面积即为岩样侧向塑性变形所消耗的能量，设为 V_x ：

$$V_x = \frac{1}{2} Q_x^c u_s^m - \frac{Q_x}{2} (u_s^m - u_s) \quad (13)$$

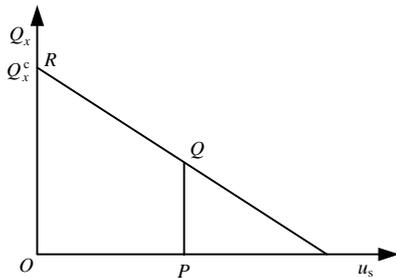


图 5 水平剪力与侧向塑性变形的关系

Fig.5 Relation between horizontal shear force and lateral plastic deformation

将 Q_x^c ， u_s^m ， Q_x 及 u_s 代入式(13)，可以得到

$$V_x = \frac{\sigma_c^2 - \sigma^2}{4c} A_0 w \sin 2\alpha \sin^2 \alpha \cos \alpha \quad (14)$$

3.3 岩样轴向塑性变形消耗的能量

塑性轴向位移根源于剪切带的切向的剪切滑移在竖直方向的分量^[5]。因此，塑性轴向位移为

$$\delta_s = \frac{\sigma_c - \sigma}{c} w \sin \alpha \cos^2 \alpha \quad (15)$$

塑性轴向位移的最大值 δ_s^m 为

$$\delta_s^m = \frac{\sigma_c}{c} w \sin \alpha \cos^2 \alpha \quad (16)$$

从式(7)中解出 σ 代入式(16)，可以得到

$$Q_y = \frac{A_0 \sin 2\alpha}{2 \tan \alpha} \left(\sigma_c - \frac{c \delta_s}{w \sin \alpha \cos^2 \alpha} \right) \quad (17)$$

容易看出，式(17)描述了 $Q_y - \delta_s$ 的线性关系，见图 6 所示。在图 6 中，梯形 $OPQR$ 所围的面积即为岩样轴向塑性变形所消耗的能量，设为 V_y ，有

$$V_y = \frac{1}{2} Q_y^c \delta_s^m - \frac{Q_y}{2} (\delta_s^m - \delta_s) \quad (18)$$

将 Q_y^c ， δ_s^m ， Q_y 及 δ_s 代入式(18)，可以得到

$$V_y = \frac{\sigma_c^2 - \sigma^2}{4c} \frac{\sin 2\alpha}{\tan \alpha} A_0 w \sin \alpha \cos^2 \alpha \quad (19)$$

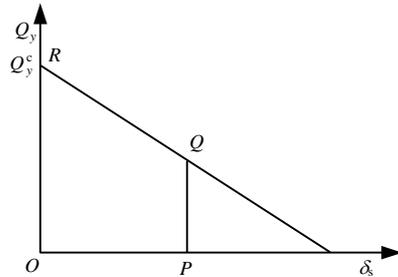


图 6 垂直剪力与侧向塑性变形的关系

Fig.6 Relation between perpendicular shear force and lateral plastic deformation

3.4 侧向、轴向塑性变形消耗的能量关系

将式(14)除以式(19)，可以得到

$$\frac{V_x}{V_y} = \tan^2 \alpha \quad (20)$$

将式(14)加上式(19)，可以得到

$$V_x + V_y = \frac{\sigma_c^2 - \sigma^2}{4c} A_0 w \sin 2\alpha \cos \alpha = V = W \quad (21)$$

由此可见，式(21)与式(3)完全相同。

4 对侧向及轴向耗散能量的讨论

从式(20)，(21)可以看出：

(1) 剪切带消耗的能量等于侧向及轴向塑性变形消耗的能量的总和。

(2) 侧向塑性变形消耗的能量与轴向塑性变形消耗的能量成正比，其比例系数为 $\tan^2 \alpha$ 。

(3) 由于 $\alpha < 45^\circ$ ，因此，轴向塑性变形消耗的能量要大于侧向塑性变形消耗的能量。

(4) 当 $\sigma = 0$ 时，剪切带消耗的能量达到最大值，轴向塑性变形消耗的能量与侧向塑性变形消耗的能量都达到最大值。

(5) 增加 α ， $\tan^2 \alpha$ 增加，因此，侧向塑性变形消耗的能量占剪切带消耗的能量比例增加；而轴向塑性变形消耗的能量占剪切带消耗的能量比

例将减小。

由式(20)可见，若在应变软化阶段剪切带倾角保持不变，那么，轴向塑性变形消耗的能量与侧向塑性变形消耗的能量之比恒为常量。实际上，剪切带倾角可能随流动压缩应力的降低而有所改变，因此，从这一角度来讲，在软化过程中，轴向塑性变形消耗的能量与侧向塑性变形消耗的能量之比并非严格为常量。

若不同高度的试件在单轴压缩条件下，在应变软化过程中，剪切带倾角都相同，那么，也会得到：轴向塑性变形消耗的能量与侧向塑性变形消耗的能量之比恒为常量。而实际上，剪切带倾角也可能存在尺寸效应现象^[9]，由于随着试件高度的增加，倾角 α 会减小，因此，高试件的侧向塑性变形消耗的能量与轴向塑性变形消耗的能量之比将小于矮试件的侧向塑性变形消耗的能量与轴向塑性变形消耗的能量之比。

5 轴向及侧向稳定性分析

5.1 理论分析

上文将剪切带所受到的剪力 Q 分解为水平方向的剪力 Q_x 及垂直方向的剪力 Q_y ；沿剪切带切向的塑性位移也被分解为两部分，分别为轴向塑性位移 δ_s 及侧向塑性位移 u_s 。而且，在应变软化阶段， Q_x 与 u_s 的关系为直线， Q_y 与 δ_s 的关系也为直线。设 Q_x 的最大值为 Q_x^c ， Q_y 的最大值为 Q_y^c ， u_s 的最大值为 u_s^m ， δ_s 的最大值为 δ_s^m 。再设

$$c_x = \frac{Q_x^c}{u_s^m} \tag{22}$$

$$c_y = \frac{Q_y^c}{\delta_s^m} \tag{23}$$

利用式(8)，(9)，(11)，(16)可以得到

$$c_x = c_y = \frac{A_0 c}{w \sin \alpha} \tag{24}$$

这说明，水平剪力与侧向塑性位移曲线的斜率的绝对值等于垂直剪力与轴向塑性位移曲线的斜率的绝对值。当然，水平剪力与侧向塑性位移曲线的斜率也等于垂直剪力与轴向塑性位移曲线的斜率，见图 7。由于 $\alpha < 45^\circ$ ，因此

$$Q_y^c > Q_x^c \tag{25}$$

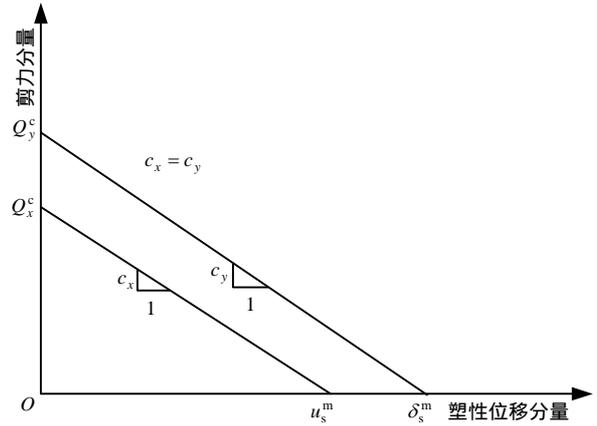


图 7 剪力与塑性变形的关系

Fig.7 Relation between shear force and plastic deformation

$$\delta_s^m > u_s^m \tag{26}$$

所以，垂直剪力与轴向塑性位移曲线在水平剪力与侧向塑性位移曲线的上方。由于 c_x 及 c_y 中既包含岩石材料的本构参数(如 c ， w)，又包含试件的结构尺寸(即 A_0)，还包含剪切带倾角 α ，因此 c_x 和 c_y 并非材料的本构参数。

由于 $A_0 / \sin \alpha$ 为剪切带的面积，因此最大水平剪应力 τ_x^c 及最大垂直剪应力 τ_y^c 分别为

$$\tau_x^c = \frac{Q_x^c \sin \alpha}{A_0} \tag{27}$$

$$\tau_y^c = \frac{Q_y^c \sin \alpha}{A_0} \tag{28}$$

设

$$c'_x = \frac{\tau_x^c}{u_s^m} \tag{29}$$

$$c'_y = \frac{\tau_y^c}{\delta_s^m} \tag{30}$$

因此有

$$c'_x = c'_y = \frac{c}{w} \tag{31}$$

由式(31)可见， c'_x 及 c'_y 中仅包含岩石材料的本构特性，而与岩石试件的结构尺寸无关，是材料的本构关系。

剪应力与塑性变形的关系见图 8，根据刚度理论，可以得到：(1) 参数 c 越大，即剪切弹性模量 G 及剪切降模量 λ 越大，则轴向及侧向塑性变形的越不稳定；(2) 剪切带宽度 w 越小，即岩石材料的内部长度参数 l 越小，则轴向及侧向塑性变形越不稳定。

在峰值强度前，岩石试件的变形是均匀的压缩

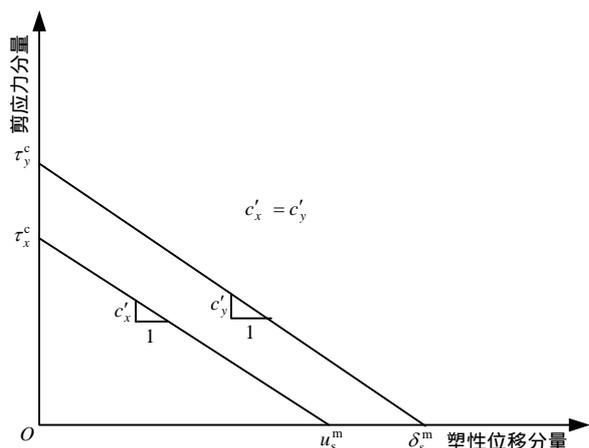


图 8 剪应力与塑性变形的关系

Fig.8 Relation between shear stress and plastic deformation

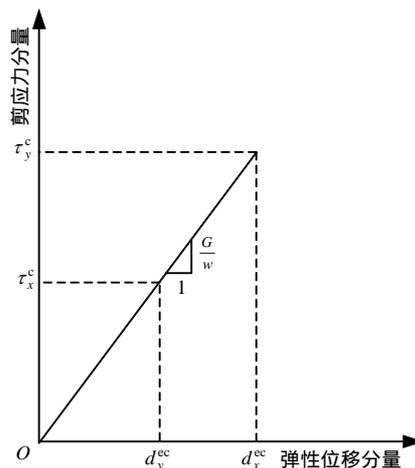


图 9 剪应力与弹性变形的关系

Fig.9 Relation between shear stress and elastic deformation

变形。但为了建立水平剪应力与水平位移的关系及垂直剪应力与垂直位移的关系，这里以将要发生剪切局部化的岩石为研究对象，设其宽度为 w ，即为峰值强度后剪切带的宽度。因此在弹性阶段，宽度为 w 的岩石的上、下面相对错动位移设为 d^e ，根据剪切虎克定律有

$$\tau = \frac{d^e}{w} G \tag{32}$$

可以将式(32)变化为如下的等效形式：

$$\tau \cos \alpha = \frac{d^e \cos \alpha}{w} G \tag{33}$$

$$\tau \sin \alpha = \frac{d^e \sin \alpha}{w} G \tag{34}$$

令 $\tau_x = \tau \sin \alpha$ ， $d_x^e = d^e \sin \alpha$ ， $\tau_y = \tau \cos \alpha$ ， $d_y^e = d^e \cos \alpha$ ， τ_x 和 d_x^e 分别为弹性阶段宽度为 w 的岩石受到的水平剪切应力、水平剪切位移， τ_y 和 d_y^e 分别为垂直剪切应力及垂直剪切位移，因此可以得到

$$\tau_x = \frac{d_x^e}{w} G \tag{35}$$

$$\tau_y = \frac{d_y^e}{w} G \tag{36}$$

由式(35)，(36)可见，在弹性阶段， τ_x 与 d_x^e 关系的斜率和 τ_y 与 d_y^e 关系的斜率是完全相同的，见图 9。其中， τ_x^c 和 τ_y^c 分别为 τ_x 及 τ_y 的最大值， d_x^{ec} 和 d_y^{ec} 分别为 d_x^e 及 d_y^e 的最大值，即当岩石试件处于峰值压应力时所对应的值。由于 $\alpha < 45^\circ$ ，因此

$$d_x^e < d_y^e \tag{37}$$

$$\tau_x < \tau_y \tag{38}$$

设水平及垂直方向总的位移为 d_x 及 d_y ，再考虑到 $c = G\lambda/(G + \lambda)$ ，因此，可以将图 8，9 合并为图 10。

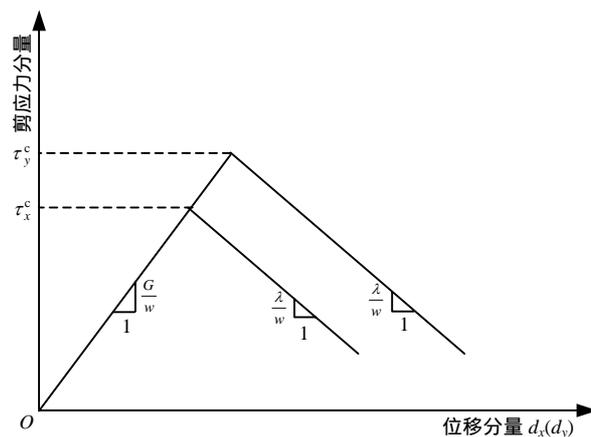


图 10 剪应力与变形的关系

Fig.10 Relation between shear stress and deformation

5.2 剪切带外弹性岩石对稳定性的影响

将岩石试件视为一个系统，其不稳定性不仅取决于剪切带的变形特征，还和带外的弹性岩石有关。实际上，剪切带就相当于通常意义上的“试件”，而带外的弹性岩石将相当于通常意义上的“试验机”。众所周知，试验机的特性要对试件-试验机系统的稳定性有影响，试验机的刚度越低，该系统越容易发生失稳破坏。

假设带外的弹性岩石在受到剪切应力 τ 时，其剪切位移为 d ，因此有^[7]

$$\tau = kd \tag{39}$$

式中： k 称之为弹性特征线^[7, 12]，其表达式为

$$k = \frac{E}{L} \sin \alpha \cos^2 \alpha \tag{40}$$

式中： E 为弹性模量， L 为试件高度。式(39)可以表示为

$$\tau \sin \alpha = kd \sin \alpha \quad (41)$$

$$\tau \cos \alpha = kd \cos \alpha \quad (42)$$

由于 $\tau_x = \tau \sin \alpha$ ， $\tau_y = \tau \cos \alpha$ ，令 $d_x^t = d \sin \alpha$ ， $d_y^t = d \cos \alpha$ ，因此

$$\tau_x = \frac{E}{L} \sin \alpha \cos^2 \alpha d_x^t \quad (43)$$

$$\tau_y = \frac{E}{L} \sin \alpha \cos^2 \alpha d_y^t \quad (44)$$

根据能量原理或刚度理论^[13-19]，利用式(43)，(44)及图 10，水平及垂直变形的不稳定性条件均为

$$\frac{\lambda}{w} > \frac{E}{L} \sin \alpha \cos^2 \alpha \quad (45)$$

式(45)与文[7]提出的岩石试件系统的剪切破坏失稳破坏是完全相同的。图 11 给出了水平及垂直变形的不稳定性示意图。

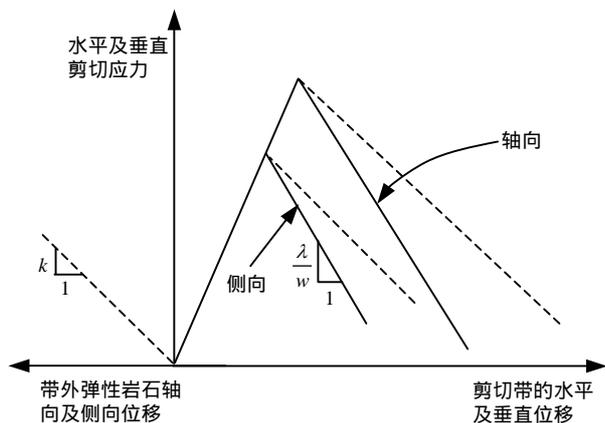


图 11 轴向及侧向变形不稳定性

Fig.11 Schematic of axial and lateral deformation instabilities

6 结 论

(1) 剪切带消耗的能量等于侧向及轴向塑性变形消耗的能量的总和。

(2) 轴向塑性变形消耗的能量与侧向塑性变形消耗的能量成正比，其比例系数与剪切带倾角有关。

(3) 轴向塑性变形消耗的能量要大于侧向塑性变形消耗的能量。

(4) 当流动应力为 0 时，剪切带消耗的能量达到最大值。

(5) 轴向外力对试件做功等于侧向及轴向塑性变形消耗的能量的总和。

(6) 增加剪切带倾角，侧向塑性变形消耗的能量

量占剪切带消耗的能量的比例增加。

(7) 可以将剪切带及带外弹性岩石所受到的剪应力分解为水平及垂直剪应力；剪切带及带外弹性岩石的剪切变形分解为水平及垂直变形，进而研究单轴压缩岩石试件的轴向及侧向变形的不稳定性。

(8) 在峰值强度后，剪切带的剪应力与变形的关系为“试件”的剪切错动的本构关系，剪切带外弹性岩石的剪应力与变形的关系为“试验机”的本构关系。根据能量原理或刚度理论，可以得到“试件”-“试验机”系统的水平及垂直变形的失稳判据。结果表明：水平及垂直变形的失稳判据是相同的。

(9) 水平及垂直变形的失稳判据不仅和岩石材料的自身特性有关，还和岩石试件的结构尺寸相关。

参考文献(References)：

- [1] 殷有泉,张 宏. 断裂带内介质的软化特性和地震的非稳定模型[J]. 地震学报, 1984, 6(2): 135-145.(Yin Youquan, Zhang Hong. The softening behaviour of fault zone medium and an instability model of earthquakes[J]. Acta Seismologica Sinica, 1984, 6(2): 135-145.(in Chinese))
- [2] 沈珠江. 应变软化材料的广义孔隙压力模型[J]. 岩土工程学报, 1997, 19(3): 14-21.(Shen Zhujiang. Generalized pore pressure model for strain softening materials[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1997, 19(3): 14-21.(in Chinese))
- [3] 赵启林, 牛海清, 卓家寿. 应变软化材料的几个基本问题研究进展[J]. 水利水运工程学报, 2001, (3): 73-77.(Zhao Qilin, Niu Haiqing, Zhuo Jiashou. Basic problems of strain-softening material[J]. Hydro-Science and Engineering, 2001, (3): 73-77.(in Chinese))
- [4] 刘西拉, 温 斌. 混凝土单轴拉伸的应变软化行为及描述[J]. 工程力学, 1998, 16(增): 8-18.(Liu Xila, Wen Bin. Strain-softening behavior and description of concrete in uniaxial tension[J]. Engineering Mechanics, 1998, 16(Supp.): 8-18.(in Chinese))
- [5] 王学滨, 潘一山, 杨小彬. 准脆性材料试件应变软化尺度效应理论研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2003, 22(2): 188-191.(Wang Xuebin, Pan Yishan, Yang Xiaobin. Size effect analysis on strain softening quasi-brittle materials considering strain gradient effect[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, 22(2): 188-191.(in Chinese))
- [6] 王学滨, 潘一山, 刘 杰. 关于潘岳讨论的答复[J]. 岩石力学工程学报, 2003, 22(12): 2107-2110.(Wang Xuebin, Pan Yishan, Liu Jie. Answer to Pan Yue's discussion[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, 22(12): 2107-2110.(in Chinese))

- Chinese))
- [7] 王学滨,潘一山,任伟杰. 基于应变梯度理论的岩石试件剪切破坏失稳判据及应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2003, 22(5): 747–750.(Wang Xuebin, Pan Yishan, Ren Weijie. Instability of shear failure and application for rock specimen based on gradient-dependent plasticity[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, 22(5): 747–750.(in Chinese))
- [8] 王学滨,潘一山,马瑾. 剪切带内部应变(率)分析及基于能量准则的失稳判据[J]. 工程力学, 2003, 20(2): 111–115.(Wang Xuebin, Pan Yishan, Ma Jin. Analysis of strain (or the ratio of strain) in the shear band and a criterion on instability based on the energy criterion[J]. Engineering Mechanics, 2003, 20(2): 111–115.(in Chinese))
- [9] 王学滨,潘一山,盛谦等. 岩体假三轴压缩及变形局部化剪切带数值模拟[J]. 岩土力学, 2001, 22(3): 323–326.(Wang Xuebin, Pan Yishan, Sheng Qian, et al. Simulation of triaxial compression and localization of deformation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2001, 22(3): 323–326.(in Chinese))
- [10] 王学滨,马剑,刘杰等. 基于梯度塑性本构理论的岩样侧向变形分析(I): 基本理论及本构参数对侧向变形的影响[J]. 岩土力学, 2004, 25(6): 904–908.(Wang Xuebin, Ma Jian, Liu Jie, et al. Analysis of lateral deformation of rock specimen based on gradient-dependent plasticity(I): basic theory and effect of constitutive parameters on lateral deformation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, 25(6): 904–908.(in Chinese))
- [11] 王学滨,刘杰,王雷等. 基于梯度塑性本构理论的岩样侧向变形分析(II): 尺寸效应及弹性会跳[J]. 岩土力学, 2004, 25(7): 1127–1130.(Wang Xuebin, Liu Jie, Wang Lei, et al. Analysis of lateral deformation of rock specimen based on gradient-dependent plasticity(II): size effect and snap-back[J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, 25(7): 1127–1130.(in Chinese))
- [12] 李宏,朱浮声,王泳嘉等. 岩石统计细观损伤与局部弱化失稳的尺寸效应[J]. 岩石力学与工程学报, 1999, 18(1): 28–32.(Li Hong, Zhu Fusheng, Wang Yongjia, et al. Size effects of statistical meso-damage and local softening instability of rock[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 1999, 18(1): 28–32.(in Chinese))
- [13] 章梦涛. 冲击地压失稳理论及数值模拟[J]. 岩石力学与工程学报, 1987, 6(3): 197–204.(Zhang Mengtao. The instability theory and numerical simulation of rock burst[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 1987, 6(3): 197–204.(in Chinese))
- [14] Salamon M D G. Stability instability and design of pillar working[J]. Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 1970, 7(6): 613–631.
- [15] Hudson J A, Crouch S L, Fairhurst C. Soft, stiff and servo-controlled testing machines: a review with reference to rock failure[J]. Engng. Geol., 1972, 6(3): 155–189.
- [16] 尤明庆. 岩样单轴压缩的失稳破坏和试验机加载性能[J]. 岩土力学, 1998, 19(3): 43–49.(You Mingqing. Instability failure of rock specimen in uniaxial compression and the loading behavior of testing machine[J]. Rock and Soil Mechanics, 1998, 19(3): 43–49.(in Chinese))
- [17] 唐春安,徐小荷. 岩石破裂过程失稳的尖点灾变模型[J]. 岩石力学与工程学报, 1990, 9(2): 100–107.(Tang Chun'an, Xu Xiaohu. A cusp catastrophic model of rock unstable failure[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 1990, 9(2): 100–107.(in Chinese))
- [18] 潘岳. 伺服控制加载原理的能量分析[J]. 岩土工程学报, 1994, 16(4): 75–80.(Pan Yue. Energy analysis of servo-control loading principle[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1994, 16(4): 75–80.(in Chinese))
- [19] 李长洪,蔡美峰,乔兰等. 岩石全应力-应变曲线与岩爆的关系[J]. 北京科技大学学报, 1999, 21(6): 513–515.(Li Changhong, Cai Meifeng, Qiao Lan, et al. Rock complete stress-strain and its relationship to rock burst[J]. Journal of University of Science and Technology Beijing, 1999, 21(6): 513–515.(in Chinese))