

# 双重孔隙介质的抗剪强度及弹塑性有限元分析

张玉军<sup>1</sup>, 张维庆<sup>2</sup>

(1. 中国科学院武汉岩土力学研究所 岩土力学与工程国家重点实验室, 湖北 武汉 430071; 2. 中铁隧道勘测设计院有限公司, 天津 300133)

**摘要:**考虑裂隙的连通率、间距、孔隙基质和裂隙材料在表征单元(REV)中的体积分数,认为双重孔隙介质的黏聚力 $c_N$ 及内摩擦角 $\varphi_N$ 是随方向变化的,从而进一步完善相应的确定方法,并证明所建立的 $c_N$ , $\varphi_N$ 计算式是合理的。在独自开发的二维弹塑性有限元程序中引入求得的 $c_N$ , $\varphi_N$ ,针对一个断面为矩形的地下洞室,拟定岩体中裂隙的连通率及间距不同的2种情况,进行数值模拟,考察围岩中的变形、应力和塑性区的分布与变化。所得结果显示:随着岩体裂隙连通率的增加,岩体的破碎程度变严重,黏聚力和内摩擦角下降,围岩中位移增大,主应力等值线发生明显变化,塑性区加速扩展,并且位移、应力和塑性区的分布由对称变为不对称,围岩的各向异性表现越发显著;而随着裂隙间距的变大,围岩的动态与裂隙连通率增加时正好相反。

**关键词:**岩石力学;双重孔隙介质;黏聚力;内摩擦角;弹塑性;有限元分析

**中图分类号:** TU 452

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1000-6915(2015)增1-3037-08

## SHEARING STRENGTH AND ELASTO-PLASTIC FEM ANALYSES FOR DUAL POROSITY MEDIA

ZHANG Yujun<sup>1</sup>, ZHANG Weiqing<sup>2</sup>

(1. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan, Hubei 430071, China; 2. China Railway Tunnel Survey and Design Institute Co., Ltd., Tianjin 300133, China)

**Abstract:** Considering the connectivity rate and spacing of fractures, volume fractions of pore matrix and fracture material in a representative element volume, a method of determining the cohesion  $c_N$  and internal friction angle  $\varphi_N$  which vary with direction in a dual porosity medium was suggested, and the equations established for calculating the values of  $c_N$  and  $\varphi_N$  were proved to be reasonable. Introducing the method solving  $c_N$  and  $\varphi_N$  values into the elasto-plastic finite element method(FEM) code, the computations were carried out for a rectangular underground cave for two cases with different connectivity rates and spacing of fractures in a rock mass, and the stresses, displacements and plastic zones in the surrounding rock mass were analyzed and compared with each other. The results show: with the increase of fracture connectivity rate, the cohesion and internal friction angle of the rock mass decrease, the displacements in surrounding rock mass grow, the principal stress contours change obviously, the plastic zones accelerate development, and the distributions of displacements, stresses and plastic zones change from symmetric ones to asymmetric ones, as well as the anisotropy of surrounding rock mass displays more significantly; but with the increase of fracture spacing, the dynamic state of surrounding is just the reverse of what in the case of increasing fracture connectivity rate.

**Key words:** rock mechanics; dual porosity medium; cohesion; internal friction angle; elasto-plasticity; FEM analysis

**收稿日期:** 2014-03-06; **修回日期:** 2014-06-10

**基金项目:** 国家重点基础研究发展计划(973)项目(2010CB732101); 国家自然科学基金资助项目(51379201)

**作者简介:** 张玉军(1956-),男,1982年毕业于西南交通大学隧道与地下工程专业,现任研究员,主要从事岩石力学与工程方面的研究工作。E-mail: yjzhang@whrsm.ac.cn

**DOI:** 10.13722/j.cnki.jrme.2014.0247

# 1 引言

目前,在水利水电、石油开采、地热利用、核废物深埋处置及 CO<sub>2</sub> 地质封闭等工程领域,一般可将遍有节理的岩体看作为是具有双重孔隙-裂隙的材料。根据不同的地质环境,如温度场、渗流场、应力场及浓度场(如核素迁移)的组合存在,可建立对应的多场耦合模型。而对于其中的应力平衡方程,按一定的方式将基质和裂隙组合后,可得到一种新的介质,其可体现裂隙的组数、间距、方向、连通率、刚度与基质的弹性模量、泊松比等对本构关系的影响<sup>[1-2]</sup>。在上述提到的多场耦合应用工程领域中,存在着确定围岩的承载能力及工程体稳定性的问题,而这取决于如何正确地使用围岩进入塑性区的判别准则。到目前为止,国内外学界对双重孔隙介质在弹性条件下的多场耦合情况研究较多,虽然也有些探讨涉及到材料中的损伤、塑性及破坏现象,但要么是只考虑水-力耦合的裂隙岩体<sup>[3-9]</sup>,要么是仅涉及热-水-力(-化学)耦合的孔隙介质<sup>[10-14]</sup>,即使将岩体作为双重介质也无视基质和裂隙对岩体强度的不同“贡献”<sup>[15]</sup>,所以现有用于双重孔隙介质的屈服准则还是较为粗略的。随着研究的深入,需要发展和建立更为科学、合理的双重孔隙介质的强度准则。

有鉴于此,笔者将遍有节理岩体看成是一种由孔隙基质和裂隙材料混合而成的复合介质,其中因裂隙的开度(包括影响带)、连通率、间距和组数的存在从而使孔隙基质和裂隙材料占有各自的体积分数。将孔隙基质和裂隙材料分别具有的强度对复合介质总体强度的“贡献”与其体积分数相联系,完善了张玉军等<sup>[16]</sup>提出的确定双重孔隙-裂隙介质表征单元任一平面上的黏聚力及内摩擦角的方法,并将相关计算式引入笔者所研制的二维弹塑性有限元程序中。针对一个围岩中赋存着 2 组产状和开度一定的裂隙的矩形地下洞室,就以下 2 种情况:(1)裂隙的间距为常数,但其连通率变化;(2)裂隙的连通率为 1,但其间距取不同的值,计算了围岩中的应力、位移及塑性区,并进行分析与对比,得出了相应的认识。

## 2 双重孔隙介质的总体强度

图 1 为双重孔隙介质岩体表征单元 representative

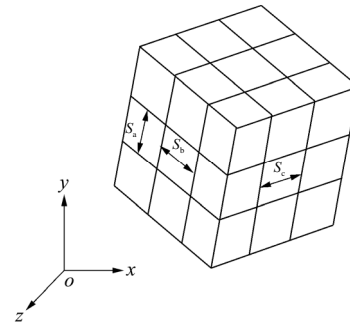


图 1 双重孔隙介质岩体表征单元  
Fig.1 REV of dual porosity rock mass

elementary volume(REV)示意。REV 的体积为 1,其中发育有  $m$  组裂隙,每组裂隙的条数为  $n$ ,可得

$$r_R + r_J = r_R + \sum_{k=1}^m r_{Jk} = 1 \tag{1}$$

$$\frac{V_R}{V_Z} = r_R, \quad \frac{V_J}{V_Z} = r_J \tag{2}$$

$$V_J = \sum_{k=1}^m V_{Jk} = \sum_{k=1}^m \sum_{i=1}^n V_{Jki} l_{ki} \tag{3}$$

$$V_R + V_J = V_Z \tag{4}$$

式中: $r_R$ ,  $r_J$  和  $r_{Jk}$  分别为岩体孔隙基质、总裂隙及第  $k$  组裂隙的体积与表征单元体积之比(即体积分数); $V_Z$ ,  $V_R$ ,  $V_J$ ,  $V_{Jk}$  依次为表征岩体单元、该单元中孔隙基质、总的裂隙及第  $k$  组裂隙的体积; $V_{Jki}$ ,  $l_{ki}$  分别为第  $k$  组、第  $i$  条裂隙(包括强度影响带)连通时的体积及该条裂隙的连通率(其值为 0~1)。如果第  $k$  组裂隙中单条裂隙的体积、间距和连通率均分别为  $V_k$ ,  $S_k$  及  $l_k$ ,则表征单元中该组裂隙的条数为  $n=1/S_k$ ,从而该组裂隙的体积为  $V_{Jk} = nV_k l_k$ ,本文中称这样的裂隙组为均匀裂隙组<sup>[16]</sup>。

对于裂隙的强度影响带,目前还没有查找到相关的已发表研究成果。这里引用华若丹<sup>[17]</sup>提出的预测断层强度降低带宽度的经验性公式:

$$B_s = 8H + 2.09 \tag{5}$$

式中: $B_s$  为断层及其强度降低带的总宽度, $H$  为断层的开距。

本文暂用式(5)的函数形式作为确定裂隙体积的计算依据,但笔者取  $B_s = 5H$ 。故有

$$V_{Ji} = V_{Ji1} + V_{Ji2} = 6V_{Ji1} \tag{6}$$

式中: $V_{Ji1}$ ,  $V_{Ji2}$  分别为表征单元中单条裂隙及其强度降低带的体积。

考虑到裂隙的连通率,则第  $k$  组均匀裂隙的黏

聚力及内摩擦角可表示为

$$c_{jk} = c_R (1 - l_k) + c_{jk} l_k \quad (7a)$$

$$\varphi_{jk} = \varphi_R (1 - l_k) + \varphi_{jk} l_k \quad (7b)$$

式中： $c_R, \varphi_R$  分别为岩体孔隙基质的黏聚力和内摩擦角； $c_{jk}, \varphi_{jk}$  分别为连通裂隙的黏聚力和内摩擦角。

由于双重介质岩体呈现出力学性质各向异性的特点<sup>[18]</sup>，本文将裂隙的黏聚力及内摩擦角处理成矢量，即二者具有大小及方向，并且可以沿不同方向分解<sup>[16]</sup>，因而对第  $k$  组均匀裂隙给出：

$$c_{jk} \cos \alpha_i = c_{ix}, c_{jk} \cos \beta_i = c_{iy}, c_{jk} \cos \gamma_i = c_{iz} \quad (8a)$$

$$\varphi_{jk} \cos \alpha_i = \varphi_{ix}, \varphi_{jk} \cos \beta_i = \varphi_{iy}, \varphi_{jk} \cos \gamma_i = \varphi_{iz} \quad (8b)$$

式中： $\alpha_i, \beta_i, \gamma_i$  依次为裂隙面法线与坐标轴  $x, y, z$  夹角的余弦； $c_{ix}, c_{iy}, c_{iz}$  和  $\varphi_{ix}, \varphi_{iy}, \varphi_{iz}$  分别为  $c_{jk}, \varphi_{jk}$  在三个坐标轴方向的分量。

从而得到：

$$r_R c_R + \sum_{k=1}^m r_{jk} c_{jK} = c_K \quad (K = x, y, z) \quad (9a)$$

$$r_R \varphi_R + \sum_{k=1}^m r_{jk} \varphi_{jK} = \varphi_K \quad (K = x, y, z) \quad (9b)$$

式中： $c_K, \varphi_K$  分别为双重孔隙介质岩体在  $K$  轴方向的黏聚力和内摩擦角。

因此双重孔隙介质岩体表征单元中任一平面上有

$$c_N = t^2 c_x + p^2 c_y + q^2 c_z \quad (10a)$$

$$\varphi_N = t^2 \varphi_x + p^2 \varphi_y + q^2 \varphi_z \quad (10b)$$

式中： $c_N, \varphi_N$  分别为所在平面上的黏聚力和内摩擦角； $t, p, q$  为该平面法线的方向余弦<sup>[16]</sup>。

### 3 双重孔隙介质强度值的各向异性

将岩体表征单元简化为平面中的问题，设其为  $x-y$  平面，则式(10a)和(10b)中  $q = 0$ ，该式变为

$$c_N = t^2 c_x + p^2 c_y \quad (11a)$$

$$\varphi_N = t^2 \varphi_x + p^2 \varphi_y \quad (11b)$$

如图 2 所示，对于一种板岩试件，P. B. Attewell 和 M. R. Sandford<sup>[19]</sup>通过改变试件层面与最大主应力  $\sigma_1$  方向的夹角  $\beta$ ，以及常规三轴压缩应力加载试验，得到了在不同  $\beta$  角时试件的黏聚力  $c$ ，内摩擦

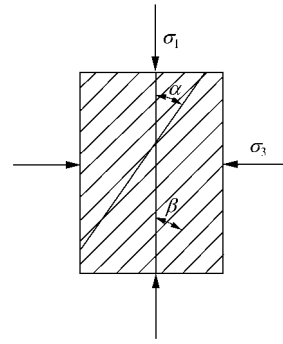


图 2 破坏面和层面与最大主应力  $\sigma_1$  的夹角  $\alpha$  及  $\beta$   
Fig.2 Inclinations  $\alpha, \beta$  of the failure plane and foliated plane with respect to  $\sigma_1$

角  $\varphi$ 。由此给出了如下的  $c, \varphi$  值的拟合关系式：

$$c = c_1 - c_2 \cos 2(\gamma - \beta) \quad (12a)$$

$$\varphi = \varphi_1 - \varphi_2 \cos 2(\delta - \beta) \quad (12b)$$

式中： $c_1, c_2$  及  $\varphi_1, \varphi_2$  为常数； $\gamma, \delta$  为所求  $c, \varphi$  值的面与最大主应力  $\sigma_1$  方向的夹角。

由地质经验可知，层状岩体一般沿着层面方向具有抗剪强度的最小值  $S_{\min}$ ，而在层面的法线方向上具有抗剪强度的最大值  $S_{\max}$ ，其间的抗剪强度  $S$  随着与层面夹角  $\theta$  方向的不同而变化(见图 3)<sup>[19]</sup>。对此作为一种近似处理，笔者提出了如下相应的  $c, \varphi$  值表达式<sup>[20]</sup>：

$$\left. \begin{aligned} c &= \frac{2\theta}{\pi} (c_{\max} - c_{\min}) + c_{\min} \\ \varphi &= \frac{2\theta}{\pi} (\varphi_{\max} - \varphi_{\min}) + \varphi_{\min} \end{aligned} \right\} \left( 0 \leq \theta \leq \frac{\pi}{2} \right) \quad (13)$$

式中： $c_{\min}, \varphi_{\min}$  及  $c_{\max}, \varphi_{\max}$  依次为平行和垂直于岩体层面方向的黏聚力和内摩擦角。

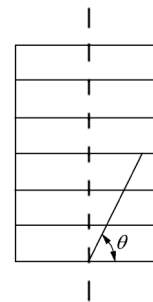


图 3 求  $c, \varphi$  值面的方向与层面的夹角  $\theta$

Fig.3 Inclination  $\theta$  of plane with  $c, \varphi$  concerned with respect to foliated plane

参考张玉军和刘谊平<sup>[21]</sup>的研究数据，令式(12a)和(12b)中  $c_1 = 4.30 \text{ MPa}$ ， $c_2 = 2.28 \text{ MPa}$ ， $\varphi_1 = 39.5^\circ$ ， $\varphi_2 = 11.3^\circ$ ，由此可得式(13)中诸项  $c_{\min} = c_1 - c_2 = 2.20 \text{ MPa}$ ， $c_{\max} = c_1 + c_2 = 6.58 \text{ MPa}$ ， $\varphi_{\min} = \varphi_1 -$

$\varphi_2 = 28.2^\circ$ ,  $\varphi_{\max} = \varphi_1 + \varphi_2 = 50.8^\circ$ .

设双重孔隙介质岩体分别沿着  $x, y$  方向亦具有最小强度值和最大值, 即  $c_x = c_{\min}$ ,  $c_y = c_{\max}$ ,  $\varphi_x = \varphi_{\min}$ ,  $\varphi_y = \varphi_{\max}$ .

现令  $\beta = \pi/2$ , 即岩体层面垂直于最大主应力  $\sigma_1$  的方向, 令式(12a)和(12b), (13)中的  $\gamma, \delta$  及  $\theta$  由  $0$  向  $90$  变化, 并相应地让式(11a)和(11b)中的  $t, p$  在  $0 \sim 1$  之间变动, 所求得的与岩体层面不同夹角方向上的  $c, \varphi$  值见图 4。可知式(11b), (12a)和 12(b) 所得岩体强度各向异性的变化曲线是一致的, 二者和式(13)所得  $c, \varphi$  值随  $\theta$  角增大而上升的趋势亦吻合。此表明, 文中所提出的双重介质表征单元中任一平面上黏聚力  $c_N$  和内摩擦角  $\varphi_N$  值的计算式(10a)和(10b)较为合理<sup>[16]</sup>。

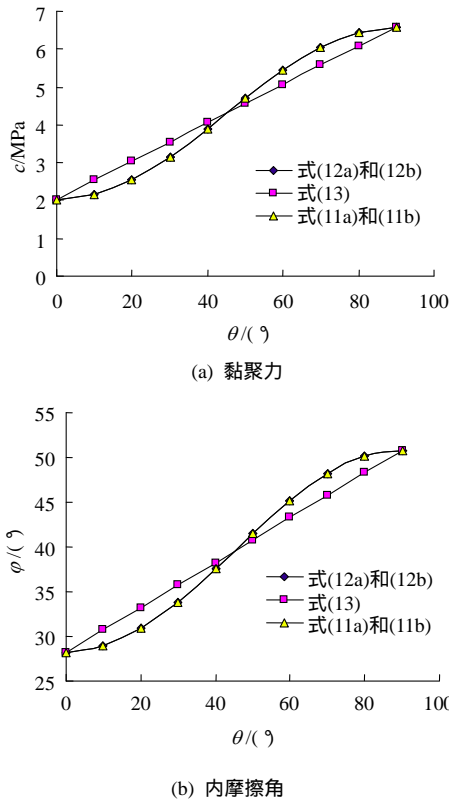


图 4 抗剪强度与  $\theta$  的关系曲线

Fig.4 Relationship curves between shear strength and angle  $\theta$

### 4 双重孔隙介质的弹塑性本构关系

设双重孔隙-裂隙岩体中存在着  $m$  组裂隙, 而在整体坐标系中有<sup>[1]</sup>

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{C}\boldsymbol{\sigma} \tag{14}$$

$$\mathbf{C} = \mathbf{C}_R + \mathbf{C}_J = \mathbf{C}_R + \sum_{i=1}^m \mathbf{C}_{J_i} \tag{15}$$

式中:  $\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{C}$  依次是双重介质总体的应力矢量、

应变矢量及柔度矩阵;  $\mathbf{C}_J, \mathbf{C}_R$  分别为裂隙材料和孔隙基质在总体柔度矩阵中相应的“组分贡献”;  $\mathbf{C}_{J_i}$  是第  $i$  组裂隙的柔度矩阵<sup>[1]</sup>。

对于平面应变问题, 有

$$\mathbf{C}_R = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} 1 - \mu^2 & -\mu(1 + \mu) & 0 \\ -\mu(1 + \mu) & 1 - \mu^2 & 0 \\ 0 & 0 & 2(1 + \mu) \end{bmatrix} \tag{16}$$

$$\mathbf{C}_{J_i} = \mathbf{L}_i \mathbf{C}'_{J_i} \mathbf{L}_i^T \tag{17}$$

$$\mathbf{C}'_{J_i} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & l_i / (K_{ni} S_i) & 0 \\ 0 & 0 & l_i / (K_{si} S_i) \end{bmatrix} \tag{18}$$

$$\mathbf{L}_i = \begin{bmatrix} \cos^2 \theta_i & \sin^2 \theta_i & -2 \sin \theta_i \cos \theta_i \\ \sin^2 \theta_i & \cos^2 \theta_i & 2 \sin \theta_i \cos \theta_i \\ \sin \theta_i \cos \theta_i & -\sin \theta_i \cos \theta_i & \cos^2 \theta_i - \sin^2 \theta_i \end{bmatrix} \tag{19}$$

式中:  $\mu, E$  分别为孔隙基质的泊松比、弹性模量;  $\mathbf{C}'_{J_i}$  为局部坐标系中裂隙介质的柔度矩阵;  $\mathbf{L}_i$  为坐标变换矩阵;  $K_{si}, K_{ni}, S_i, l_i$  依次为裂隙介质的切向刚度、法向刚度、间距及连通率;  $\theta_i$  为裂隙面法线和整体坐标系中  $Y$  轴之间的夹角<sup>[1]</sup>。

而柔度矩阵与弹性矩阵有如下的关系:

$$\mathbf{D}_e = \mathbf{C}^{-1} \tag{20}$$

进行弹塑性计算时, 有

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}_{ep} \boldsymbol{\varepsilon} \tag{21}$$

$$\mathbf{D}_{ep} = \mathbf{D}_e - \mathbf{D}_p \tag{22}$$

$$\mathbf{D}_p = \frac{\mathbf{D}_e \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}}^T \mathbf{D}_e}{A + \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}}^T \mathbf{D}_e \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}}} \tag{23}$$

式中:  $\mathbf{D}_p, F$  分别为塑性矩阵和屈服函数, 本文使用的是 Drucker-Prager 等准则;  $A$  为与塑性应变有关的硬化参数, 在本计算中令  $A = 0$ 。

进行弹塑性有限元计算, 有关的方法可参见张玉军和唐仪兴<sup>[20]</sup>的研究。

### 5 算例

设定一平面岩体计算域位于  $x-y$  坐标系中, 其左、右侧面的水平位移被约束、底面的垂直位移被约束, 顶面(地表)的位移可自由发展, 其矩形的尺寸为  $100 \text{ m} \times 100 \text{ m}$ 。一个  $20 \text{ m} \times 20 \text{ m}$  的矩形坑道位于计算域的中部, 地表到洞室中心的深度为  $50 \text{ m}$ ,

洞室是全断面一次开挖成形，计算时仅考虑岩体自重作为初始应力场。在岩体中赋存有倾角分别为  $20^\circ$  和  $70^\circ$  (裂隙面与水平面的夹角) 的 2 组裂隙，裂隙的开度均是 1.0 cm(取其强度降低带宽度为 5.0 cm)。取岩体的孔隙基质及二组裂隙的黏聚力和内摩擦角依次为： $c_R = 87.0$  kPa， $\varphi_R = 36.8^\circ$ ； $c_1 = 13.5$  kPa， $\varphi_1 = 0.0^\circ$ ； $c_2 = 61.5$  kPa， $\varphi_2 = 20.8^\circ$ 。并假定表征单元的体积为  $1\text{ m}^3$ 。

岩体孔隙基质的弹性模量和泊松比分别为  $E = 4\ 200.0$  MPa， $\mu = 0.33$ ，二组裂隙的法向刚度和切向刚度分别为： $k_{n1} = 2\ 500.0$  MPa/m， $k_{s1} = 1\ 500.0$  MPa/m， $k_{n2} = 1\ 500.0$  MPa/m、 $k_{s2} = 550.0$  MPa/m。

各情况的裂隙连通率、间距、孔隙基质和总裂隙的体积与表征单元体积之比、双重介质岩体在  $x$ 、 $y$  轴方向的黏聚力和内摩擦角见表 1。

表 1 各情况的几何及强度参数

Table 1 Parameters of geometry and strength for the computation cases

情况	裂隙连通率	裂隙间距/m	$r_R$	$r_f$	$c_x/\text{kPa}$	$c_y/\text{kPa}$	$\varphi_x/(^\circ)$	$\varphi_y/(^\circ)$
1-1	0.0	0.3	1.00	0.00	87.00	87.0	36.8	36.8
1-2	0.2	0.3	0.92	0.08	83.90	84.1	35.4	35.5
1-3	0.5	0.3	0.80	0.20	76.80	78.3	32.1	32.8
1-4	0.7	0.3	0.72	0.28	70.63	73.4	29.1	30.4
1-5	1.0	0.3	0.60	0.40	58.90	64.6	23.5	26.0
2-1	1.0	0.5	0.76	0.24	70.10	73.5	28.8	30.3
2-2	1.0	0.7	0.83	0.17	75.00	77.5	31.1	32.1
2-3	1.0	1.0	0.88	0.20	78.60	80.3	32.8	33.5

有限元网格中有 2 500 个四边形单元，2 601 个节点，使用 Drucker-Prager 屈服准则，进行弹塑性计算，所得结果如下。

(1) 情况 1(裂隙连通率的影响)

对于裂隙的间距为常数(0.3 m)而其连通率改变的情况，图 5~7 为计算域中位移矢量、主应力等值线、塑性区的分布状态；取分别位于左、右边墙及底板和顶拱的中点作为特征点，表 2 中可见这些特征点的位移值、主应力值及塑性区面积。

从计算结果可知，当裂隙的间距为常数而其连通率由小变大时，洞室周边的位移亦逐渐增加。相应于裂隙连通率从 0(情况 1-1)上升到 1(情况 1-5)，坑道周边 4 个特征点位移的绝对值为：底板中点 3.17~7.27 mm，顶拱中点 0.90~1.44 mm，左边墙中点 0.80~2.55 mm，右边墙中点 0.80~2.40

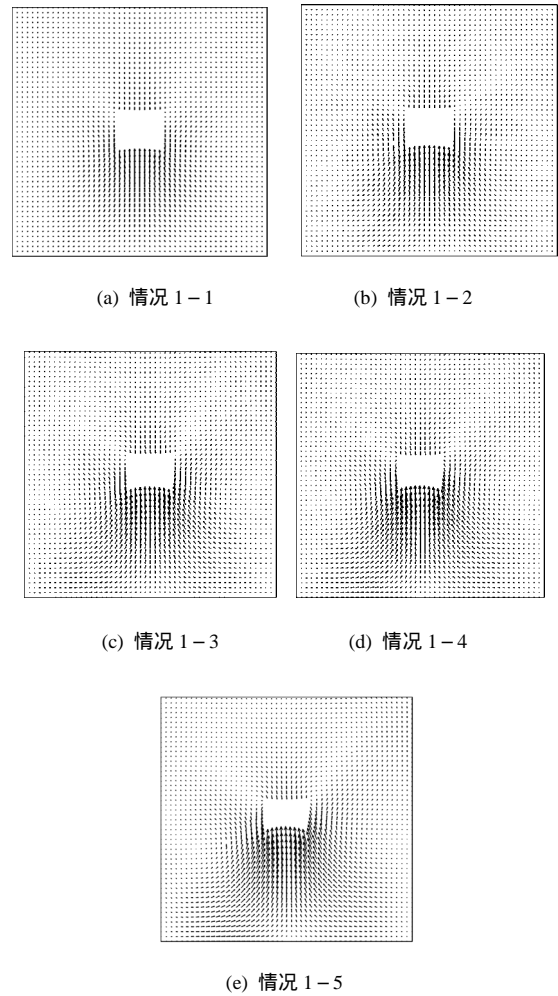
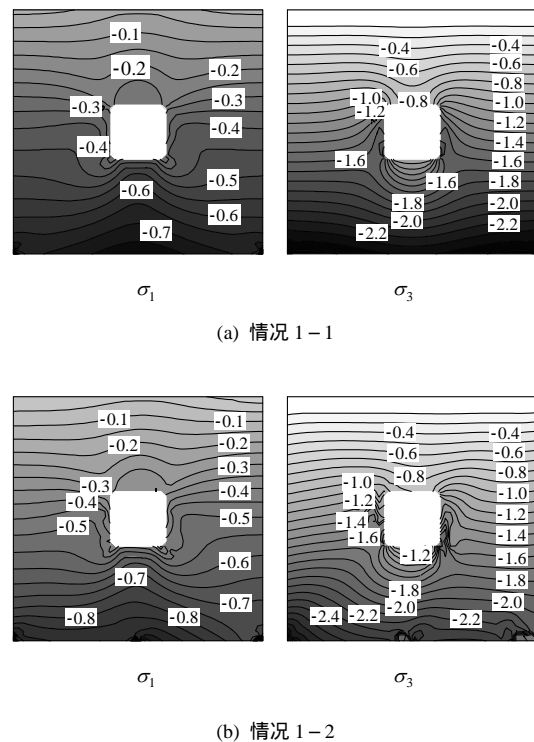


图 5 情况 1 岩体位移矢量  
Fig.5 Displacement vectors for case 1



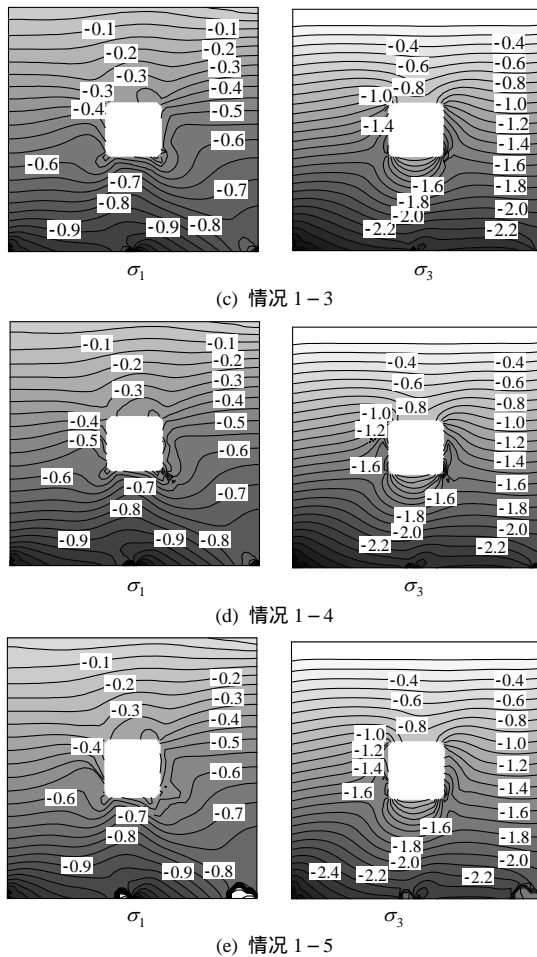


图6 情况1岩体主应力等值线(单位:MPa)  
Fig.6 Principal stress contours for case 1(unit:MPa)

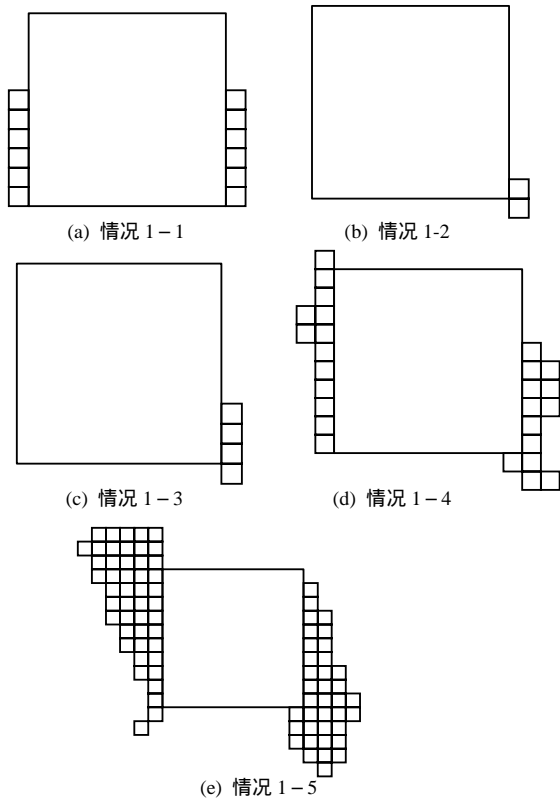


图7 情况1岩体塑性区  
Fig.7 Plastic zones for case 1

表2 洞室周边特征点的计算值  
Table 2 Computation values at special points on drift boundary

情况	位置	水平位移 $U_x/mm$	垂直位移 $U_y/mm$	主应力 $(\sigma_1/\sigma_3)/MPa$	塑性区 面积/ $m^2$
1-1	底板中点	0.00	3.17	-0.41/ -1.02	48
	左墙中点	0.01	0.80	-0.32/ -1.60	
	右墙中点	-0.01	0.80	-0.32/ -1.60	
1-2	顶板中点	0.00	-0.90	-0.26/ -0.84	8
	底板中点	-0.03	4.00	-0.48/ -1.03	
	左墙中点	0.11	1.11	-0.41/ -1.71	
1-3	右墙中点	-0.17	1.10	-0.41/ -1.70	16
	顶板中点	0.01	-1.03	-0.32/ -0.85	
	底板中点	-0.21	5.24	-0.48/ -1.03	
1-4	左墙中点	0.07	1.39	-0.39/ -1.57	104
	右墙中点	-0.19	1.57	-0.38/ -1.51	
	顶板中点	0.12	-1.30	-0.32/ -0.85	
1-5	底板中点	-0.23	5.99	-0.53/ -1.05	336
	左墙中点	0.11	1.99	-0.47/ -1.61	
	右墙中点	-0.50	1.53	-0.42/ -1.48	
2-1	顶板中点	0.10	-1.36	-0.37/ -0.87	84
	底板中点	-0.39	7.26	-0.53/ -1.05	
	左墙中点	0.29	2.53	-0.42/ -1.41	
2-2	右墙中点	-0.80	2.26	-0.45/ -1.60	64
	顶板中点	0.14	-1.43	-0.34/ -0.93	
	底板中点	-0.33	7.16	-0.53/ -1.05	
2-3	左墙中点	0.16	2.40	-0.42/ -1.48	40
	右墙中点	-0.62	2.01	-0.47/ -1.62	
	顶板中点	0.11	-1.53	-0.36/ -0.87	
2-4	底板中点	-0.10	4.90	-0.52/ -1.04	64
	左墙中点	0.18	1.43	-0.45/ -1.68	
	右墙中点	-0.33	1.38	-0.44/ -1.66	
2-5	顶板中点	0.04	-1.19	-0.35/ -0.86	40
	底板中点	-0.06	4.39	-0.50/ -1.04	
	左墙中点	0.14	1.25	-0.43/ -1.69	
2-6	右墙中点	-0.24	1.22	-0.43/ -1.68	40
	顶板中点	0.02	-1.10	-0.34/ -0.85	

mm;而洞周主应力的量值也有一定波动,其中相对于裂隙连通率0和1,4个特征点的最大/最小主应力值为:底板中点-0.41/-1.02,-0.53/-1.05MPa,顶拱中点-0.26/-0.84,-0.34/-0.93MPa,左边墙中点-0.32/-1.60,-0.42/-1.41MPa,右边墙中点-0.32/-1.60,-0.45/-1.60MPa。对应于裂隙连通率由0变为0.2,塑性区面积由48m<sup>2</sup>下降到8m<sup>2</sup>,这是围岩的本构关系发生变化后(由单一介质转为双重介质)其中应力有明显调整的缘故;这之后随着裂隙连通率的持续升高,塑性区面积加速增长,到裂隙连通率为1时,塑性区面积达到336m<sup>2</sup>。在裂隙连通率的增长过程中,围岩中位移、主应力和塑性区的分布也由关于洞室中心竖轴对称而变得愈加不对称,这反映了围岩由各向同性体变为各向异性体,并且各向异性越发强烈的演化趋势。

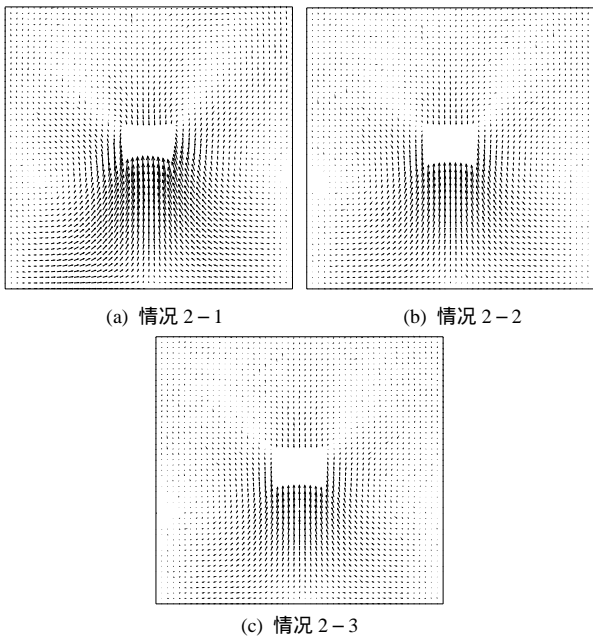


图 8 情况 2 岩体位移矢量

Fig.8 Displacement vectors for case 2

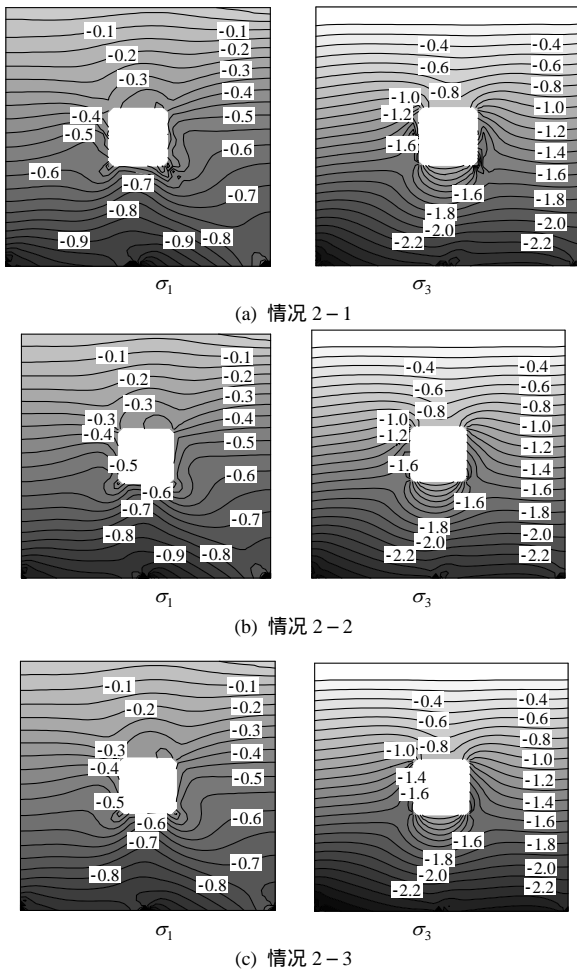


图 9 情况 2 岩体主应力等值线(单位：MPa)

Fig.9 Principal stress contours for case 2(unit：MPa)

(2) 情况 2(裂隙间距的影响)

对于完全连通的裂隙其间距改变的情况，图 8 ~

10 为计算域中位移矢量、主应力等值线、塑性区的分布状态，表 2 中亦可见坑道周边 4 个特征点的位移值、主应力值及塑性区面积。

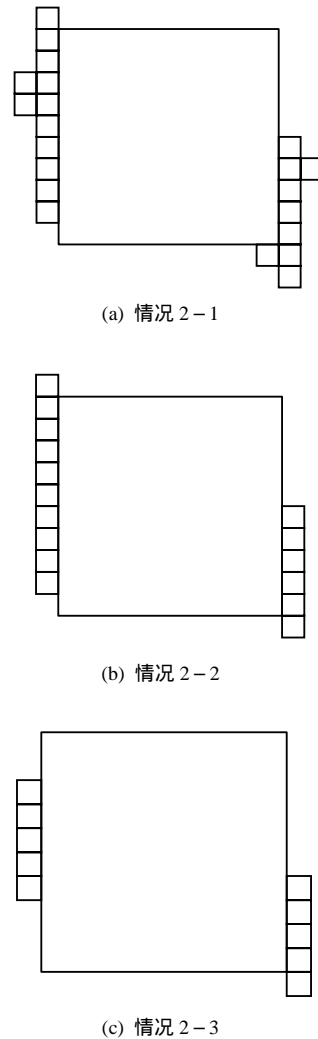


图 10 情况 2 岩体塑性区

Fig.10 Plastic zones for case 2

从计算结果可知，对于完全连通的裂隙当其间距由小变大时，洞室周边的位移亦逐渐减小。相应于裂隙间距从 0.3 m(情况 1-5)上升到 1.0 m(情况 2-3)，坑道周边 4 个特征点位移的绝对值为：底板中点 7.27 ~ 4.39 mm，顶拱中点 1.44 ~ 1.10 mm，左边墙中点 2.55 ~ 1.26 mm，右边墙中点 2.40 ~ 1.24 mm；而洞周主应力的量值也有一定波动，其中相对于裂隙间距 0.5 和 1.0 m，4 个特征点的最大/最小主应力值为：底板中点 -0.53/ -1.05，-0.50/ -1.04 MPa，顶拱中点 -0.34/ -0.93，-0.34/ -0.85 MPa，左边墙中点 -0.42/ -1.41，-0.43/ -1.69 MPa，右边墙中点 -0.45/ -1.60，-0.43/ -1.68 MPa。在裂隙间距的增长过程中，围岩中位移、主应力和塑性区的分布也由关于洞室中心竖轴明显不对称而变得较为对称，这亦

反映了围岩由各向异性体向各向同性体的演化趋势。

## 6 结 论

针对双重孔隙-裂隙介质岩体,基于莫尔-库仑准则,计入裂隙的连通率、间距、孔隙基质和裂隙材料在三维表征单元(REV)中的体积分数,进一步完善了笔者提出的确定该种表征单元中任一平面上黏聚力 $c_N$ 及内摩擦角 $\varphi_N$ 的方法<sup>[16]</sup>;针对一个具有一定埋深的矩形地下洞室,使用引入了所建求黏聚力及内摩擦角计算式的二维弹塑性有限元程序,进行数值模拟。所得结果表明:在裂隙间距不变的情况下,因岩体的破碎程度、其黏聚力和内摩擦角分别随裂隙连通率的增加而变得严重和趋于降低,导致围岩的位移上升、应力状态调整、塑性区扩展(呈加速变化),并且三者的分布由对称变为不对称,围岩的各向异性表现越发显著;而裂隙连通率不变的情况下,随着其间距的变大,岩体的完整性改善,围岩的位移、应力状态、塑性区均朝着有利于围岩稳定的方向发展,围岩的动态渐趋于各向同性体。

## 参考文献(References):

- [1] 张玉军. 遍有节理岩体的双重孔隙介质热-水-应力耦合模型及有限元分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(5): 947-955.(ZHANG Yujun. Coupled thermo-hydro-mechanical model and finite element analyses of dual-porosity fractured medium for ubiquitous-joint rock mass[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(5): 947-955.(in Chinese))
- [2] ELSWORTH D, BAI M. Flow-deformation response of dual-porosity media[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1992, 118(1): 107-124.
- [3] 杨天鸿,唐春安,梁正召,等. 脆性岩石破裂过程损伤与渗流耦合数值模型研究[J]. 力学学报, 2003, 35(5): 533-541.(YANG Tianhong, TANG Chun'an, LIANG Zhengzhao, et al. Study on model of damage and flow coupling in brittle rock failure process[J]. Acta Mechanica Sinica, 2003, 35(5): 533-541.(in Chinese))
- [4] 唐春安,马天辉,李连崇,等. 高放废料地质处置中多场耦合作用下的岩石破裂问题[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(增2): 3 932-3 938.(TANG Chun'an, MA Tianhui, LI Lianchong, et al. Rock failure issues in geological disposal of high-level radioactive wastes under multi-field coupling function[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(Supp.2): 3 932-3 938.(in Chinese))
- [5] 郑少河,朱维申. 裂隙岩体渗流损伤耦合模型的理论分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2001, 20(2): 156-159.(ZHENG Shaohu, ZHU Weishen. Theoretical analysis on a coupled seepage-damage model of fractured rock mass[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2001, 20(2): 156-159.(in Chinese))
- [6] 朱珍德,孙 钧. 裂隙岩体非稳态渗流场与损伤场耦合分析模型[J]. 四川联合大学学报:工程科学版, 1999, 3(4): 73-80.(ZHU Zhende, SUN Jun. Coupling model of unstable seepage field and damaging field of fractured rock mass[J]. Journal of Sichuan Union University: Engineering Science, 1999, 3(4): 73-80.(in Chinese))
- [7] 王 媛,徐志英,速宝玉. 复杂裂隙岩体渗流与应力弹塑性全耦合分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2000, 19(2): 177-181.(WANG Yuan, XU Zhiying, SU Baoyu. Complete coupled analysis of fluid flow and elastoplastic stress in complicated fractured rock masses[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2000, 19(2): 177-181.(in Chinese))
- [8] 盛金昌,速宝玉,王 媛,等. 裂隙岩体渗流-弹塑性应力耦合分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2000, 19(3): 304-309.(SHENG Jinchang, SU Baoyu, WANG Yuan, et al. Coupling analysis of elasto-plastic stress and fluid flow in jointed rock masses[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2000, 19(3): 304-309.(in Chinese))
- [9] 杨延毅,周维垣. 裂隙岩体的渗流-损伤耦合分析模型及其工程应用[J]. 水利学报, 1991, 5: 19-27.(YANG Yanyi, ZHOU Weiyuan. A coupled seepage-damage analysis model for jointed rock masses and its application to rock engineering[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1991, 5: 19-27.(in Chinese))
- [10] 刘泽佳,李锡夔. 非饱和多孔介质中混合元法的化学-热-渗流-力学耦合的本构模拟[J]. 计算力学学报, 2007, 24(4): 397-402.(LIU Zejia, LI Xikui. The coupled chemo-thermo-hydro-mechanical constitutive modeling for the mixed finite element of unsaturated porous media[J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2007, 24(4): 397-402.(in Chinese))
- [11] 刘泽佳,李锡夔,武文华. 多孔介质中化学-热-水力-力学耦合过程本构模型和数值模拟[J]. 岩土工程学报, 2004, 26(6): 797-803.(LIU Zejia, LI Xikui, WU Wenhua. A constitutive model and numerical simulation for coupled chemo-thermo-hydro-mechanical process in porous media[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, 26(6): 797-803.(in Chinese))
- [12] 李荣涛,李锡夔. 高温下混凝土化学塑性-损伤耦合本构模拟及破坏分析[J]. 应用力学学报, 2008, 25(1): 51-56.(LI Rongtao, LI Xikui. Coupled chemo-elastoplastic-damage constitutive model of concrete at high temperature and failure analysis[J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2008, 25(1): 51-56.(in Chinese))
- [13] WU W, LI X, CHARLIER R, et al. A thermo-hydro-mechanical constitutive model and its numerical modelling for unsaturated soils[J]. Computers and Geotechnics, 2004, 31(2): 155-167.
- [14] HUECKEL T, PELLEGRINI R, OLMO C. A constitutive study of thermoelasto-plasticity of deep carbonatic clays[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1998, 22(7): 549-574.
- [15] 黎水泉. 弹脆塑性双重孔隙介质油藏流固耦合数值模拟[博士学位论文][D]. 北京:清华大学, 2000.(LI Shuiquan. Fully coupled numerical simulation of fractured porous media with elasto-brittle-plastic deformation[Ph. D. Thesis][D]. Beijing: Tsinghua University, 2000.(in Chinese))
- [16] 张玉军,杨朝帅,琚晓冬. 一种确定双重孔隙介质黏聚力与内摩擦角的方法及其有限元分析[J]. 中国科学:技术科学, 2014, 44(2): 182-188.(ZHANG Yujun, YANG Chaoshuai, JU Xiaodong. A method for determining cohesion and internal friction angle of dual-pore-fracture medium and the relative FEM analyses[J]. Scientia Sinica Technologia Sciences, 2014, 44(2): 182-188.(in Chinese))
- [17] 华若丹. 利用隐伏断层定量预测公式确定断层的延展范围[J]. 江苏煤炭, 1996, (4): 41-42.(HUA Ruodan. Using quantitative prediction formula for hidden fault to determine the fault extends[J]. Jiangsu coal, 1996, (4): 41-42. (in Chinese))
- [18] ELSWORTH D, MAI M. Flow-deformation response of dual-porosity media[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1992, 118(1): 107-124.
- [19] ATTEWELL P B, SANDFORD M R. Intrinsic shear strength of a brittle, anisotropic rock-I: experimental and mechanical interpretation[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1974, 11(11): 423-430.
- [20] 张玉军,唐仪兴. 考虑层状岩体强度异向性的地下洞室平面有限元分析[J]. 岩土工程学报, 1999, 21(3): 307-310.(ZHANG Yujun, TANG Yixing. 2D FEM analysis for an underground opening considering the strength anisotropy of the layered rock mass[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1999, 21(3): 307-310.(in Chinese))
- [21] 张玉军,刘谊平. 层状岩体抗剪强度的方向性及剪切破坏面的确定[J]. 岩土力学, 2001, 22(3): 254-257.(ZHANG Yujun, LIU Yiping. Anisotropy of shear strength of layered rocks and determination of shear failure plane[J]. Rock and Soil Mechanics, 2001, 22(3): 254-257.(in Chinese))