

DOI: 10.11779/CJGE201801015

# 考虑多尺度结构的贯通节理岩体损伤摩擦耦合模型

刘 武

(1. 合肥工业大学土木水利工程学院, 安徽 合肥 230009; 2. 武汉大学水工岩石力学教育部重点实验室, 湖北 武汉 430072)

**摘 要:** 基于贯通节理岩体结构的多尺度特征, 采用两步均匀化方法, 给出了节理岩体在复杂荷载作用下的自由能表达式, 建立了节理岩体损伤摩擦耦合本构模型。模型可同时考虑岩块损伤扩展、微裂纹滑移剪胀、法向刚度恢复, 节理面多阶凸起体滑移磨损、剪胀演化以及节理与岩块相互作用等特征, 较好地反映岩体内部微裂纹、节理等不同尺度微结构变化对其力学特性的影响。采用 Lac du Bonnet 花岗岩三轴压缩试验、花岗岩节理剪切试验以及不同节理倾角与不同围压下 Martinsburg 板岩三轴压缩强度试验等成果对模型进行了验证, 模型预测值与实测值相当吻合, 论证了模型的准确性。

**关键词:** 贯通节理岩体; 多尺度结构; 两步均匀化方法; 损伤摩擦耦合

中图分类号: TU452

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2018)01-0147-08

**作者简介:** 刘 武(1988-), 男, 博士, 讲师, 主要从事裂隙岩体水力耦合分析方面的研究工作。E-mail: liuwu168@163.com。

## Coupled damage and friction model for persistent fractured rocks considering multi-scale structures

LIU Wu

(1. School of Civil Engineering, Hefei University of Technology, Hefei 230009, China; 2. Key Laboratory of Rock Mechanics in Hydraulic Structural Engineering of Ministry of Education, Wuhan University, Wuhan 430072, China)

**Abstract:** A coupled damage and friction constitutive model for persistent jointed rocks based on a two-step homogenization technique is proposed considering the influences of anisotropic damage growth of intact rocks, mobilized dilatancy behavior of microcracks, recovery of normal stiffness due to normal closure of closed microcracks, mobilized degradation of multi-order asperities of joints, shear dilatancy of joints, and interaction between joints and rocks. The effects of multi-scale structures (i.e., joint and microcracks) on the deformation characteristics of fractured rocks are better addressed by the proposed model. The existing laboratory triaxial compression tests on crystalline rocks, shear tests on joint specimens, together with triaxial compressive strength tests on Martinsburg slate under different confining pressures and joint configurations, are used to validate the proposed model. The good agreements between the model predictions and the test results demonstrate the accuracy of the proposed model.

**Key words:** persistent jointed rock; multi-scale structure; two-step homogenization technique; damage-friction coupling

## 0 引 言

节理岩体是由众多成因不一、规模不等、产状各异的不连续面和由这些不连续面切割形成的形状各异、块度不等的岩块共同组成的地质体。岩块的宏观力学特性取决于岩石中矿物的颗粒组成、空间排列方式以及矿物晶面、微孔洞、微裂纹、层理、劈理、片理等细观结构特征; 类似地, 层面、节理、裂隙、断层等各级结构面的宏观力学特性也受控于结构面的粗糙度、起伏度、张开度以及充填状况等细观结构特征。岩块和结构面的宏观力学特性以及结构面的产状、间距、延展性等空间发育特征则进一步决定了节理岩体

在表征单元体积(REV)尺度上的力学响应。因此, 节理岩体的宏观力学特性在很大程度上取决于岩体的结构特征, 而岩体结构的多尺度特征也决定了岩体的力学响应具有多尺度性质。

节理岩体力学特性的研究包括岩块、结构面及岩体3个尺度。在岩块尺度, 其宏观力学特性研究主要采用损伤力学分析方法, 从宏观和细观两个尺度出发,

基金项目: 中央高校基本科研业务费专项资金项目(JZ2015HGBZ0480); 武汉大学水工岩石力学教育部重点实验室开放基金项目(RMHSE1503)

收稿日期: 2016-10-24

岩石损伤模型可分为连续损伤力学模型与细观损伤力学模型<sup>[1-4]</sup>。在结构面尺度,其宏观力学特性研究从结构面变形试验成果出发,主要采用增量方法和弹塑性理论方法建立结构面本构关系<sup>[5-7]</sup>;此外,一些学者通过考虑结构面粗糙度的尺度效应,建立了考虑结构面多阶粗糙度对其力学特性影响的本构关系<sup>[8-9]</sup>。在岩体尺度,其宏观力学特性研究主要考虑结构面对其变形特性的影响,根据结构面的发育特征,建立了节理岩体等效弹塑性模型与损伤力学模型<sup>[10-12]</sup>。上述节理岩体模型较好地反映了宏观尺度不连续面对岩体力学特性的影响,然而却未能同时考虑岩块内部微裂纹的损伤扩展,无法综合反映岩体多尺度结构特征对其力学特性的影响。开展综合考虑节理岩体多尺度结构特征的理论模型研究,有利于把握不同尺度微结构变化对宏观力学特性的影响,理论上更为完备,具有重要的理论价值与实践意义<sup>[13]</sup>。

本文根据贯通节理岩体结构的多尺度特征,综合考虑岩块损伤扩展、微裂纹滑移剪胀、法向刚度恢复以及节理面多阶凸起体滑移磨损、剪胀演化,采用两步均匀化方法,推导节理岩体在复杂荷载作用下自由焓表达式,建立贯通节理岩体多尺度本构模型,并进一步根据节理岩体的各向异性强度特征,提出采用微结构张量和加载方向表示岩块损伤扩展抵抗力的方法来考虑节理与岩块相互作用特征,最后采用室内试验数据<sup>[9,14-15]</sup>对模型进行验证。

## 1 损伤-摩擦耦合模型

考虑一表征单元体积为  $\Omega$  的节理岩体,其在宏观尺度上由岩块(区域  $\Omega_0 = \Omega \setminus \Theta$ )和节理( $\Theta = \bigcup_i \Theta_i$ )组成,其中节理在该尺度下可概化为平面,如图 1 所示。在较小的尺度(岩块尺度或节理尺度)下,岩块由基质和随机分布的微裂纹组成,节理则由两个粗糙起伏面包络构成,且具有一定隙宽。岩块中微裂纹的尺寸一般为毫米尺度,与材料颗粒尺寸较为接近,而节理面尺寸则较大,其延展长度一般为几厘米至几十米。

受地质作用模式和形成历史影响,岩体中天然节理往往成组出现,宏观尺度下节理界面上的应力连续性应得到保证,可严格地表示为<sup>[10]</sup>

$$\Sigma = \Sigma^R = \Sigma^J, \quad (1)$$

式中,  $\Sigma$ ,  $\Sigma^R$  和  $\Sigma^J$  分别为节理岩体、岩块和节理中作用的宏观应力。

以岩体结构的多尺度特征为基础,根据其应力状态,采用两步均匀化方法建立节理岩体本构模型,如图 1 所示。首先在岩块与节理尺度,考虑岩块与节理的细观特征,对含微裂纹的岩块与粗糙起伏的节理面

进行第一步均匀化,得到岩块与节理的宏观应力应变或变形关系,其可较好地对实验室尺度下岩块与节理的变形特征进行描述。经第一步均匀化过程后,粗糙起伏节理被概化为平面。然后在第一步均匀化过程的基础上,根据节理岩体中节理的发育特征,在宏观 RVE 尺度对由岩块与节理构成的节理岩体进行第二步均匀化,获得宏观尺度下岩体的应力应变关系。采用两步均匀化方法建立的节理岩体本构模型可较好地考虑岩块与节理在细观尺度下的结构特征以及节理在宏观尺度的发育特征,岩体内部节理、微裂纹等不同尺度结构对节理岩体变形特性的影响均得到较好反映。

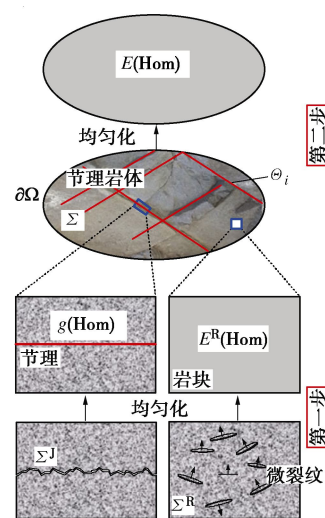


图 1 节理岩体两步均匀化

Fig. 1 Two-step homogenization of fractured rocks

### 1.1 细观尺度均匀化

在岩块尺度,假设岩块基质为各向同性线弹性,微裂纹为钱币状,根据 Zhu 等<sup>[2]</sup>基于 Eshelby 夹杂问题基本解均匀化过程给出的含裂纹材料自由能表达式,采用 Legendre-Fenchel 变换<sup>[3]</sup>,可得采用 MT 方法的含任意方向微裂纹分布的岩块的自由焓表达式为

$$W^{R*} = \frac{1}{2} \Sigma : S^s : \Sigma + \Sigma : E^c - \frac{1}{8\pi} \int_{S^2} \left( \frac{H_0}{\omega} \beta^2(n) + \frac{H_1}{\omega} \gamma(n) \cdot \gamma(n) \right) dS, \quad (2)$$

其中,

$$E^c = \frac{1}{4\pi} \int_{S^2} \beta(n) n \otimes n + \gamma(n) \otimes n dS. \quad (3)$$

式中  $E^c$  为微裂纹产生的宏观应变,  $S^s$  为岩石基质的弹性柔度张量,可通过对含微孔隙结构的岩石基质预先采用均匀化方法得到<sup>[16]</sup>,  $S^2$  为单位球面,  $S^2 = \{n | n = 1\}$ ,  $n$  为单位法向量,  $\beta$ ,  $\gamma$  分别为表征裂纹张开和滑移的内变量<sup>[1]</sup>,  $H_0 = 3E^s / \{16[1 - (v^s)^2]\}$ ,  $H_1 = H_0(1 - v^s/2)$ , 其中  $E^s$ ,  $v^s$  分别

为岩块基质的弹性模量与泊松比;  $\omega$  为岩石损伤内变量,  $\omega = \mathcal{N}a^3$ ,  $\mathcal{N}$  为裂纹密度, 即单位体积上的裂纹数量,  $a$  为微裂纹平均半径;  $\otimes$  表示 2 个向量并矢积的对称分量。

根据式 (2) 可知, 岩块宏观应变  $\mathbf{E}^R$  的表达式为

$$\mathbf{E}^R = \mathcal{S}^s : \boldsymbol{\Sigma} + \frac{1}{4\pi} \int_{S^2} \beta(\mathbf{n}) \mathbf{n} \otimes \mathbf{n} + \gamma(\mathbf{n}) \otimes \mathbf{n} dS \quad (4)$$

内变量  $\omega$ 、 $\beta$  和  $\gamma$  的演化根据其对应的共轭热力学力  $F^\omega$ 、 $F^\beta$  和  $F^\gamma$  确定<sup>[2]</sup>。当裂纹呈张开状态时,  $F^\beta = 0$ ,  $F^\gamma = 0$ , 裂纹法向与切向内变量可直接由  $F^\beta$  和  $F^\gamma$  表达式确定<sup>[1]</sup>。当裂纹呈闭合状态时,  $F^\beta(\mathbf{n}) \leq 0$ , 裂纹的法向压缩闭合变形采用双曲线模型描述,  $\beta = -F^\beta \beta_0 / (k_0 \beta_0 - F^\beta)$ , 其中  $\beta_0$ ,  $k_0$  分别为裂纹最大闭合量与初始法向刚度; 裂纹的滑移剪胀变形则通过关联的 Mohr-Coulomb 准则模拟,  $F = |F^\gamma| + F^\beta \tan \phi_c$ , 其中  $\phi_c$  为裂纹的内摩擦角。为较好模拟岩石全应力-应变过程, 反映峰后的应变软化特征, 裂纹损伤演化准则采用 Zhu 等<sup>[17]</sup>建议的先增后减的数学形式描述:

$$f(F^\omega, \omega) = F^\omega - V(\omega) = F^\omega - V(\omega_c) \frac{2\omega/\omega_c}{1 + (\omega/\omega_c)^2} \quad (5)$$

式中,  $V(\omega)$  为裂纹损伤扩展抵抗力,  $\omega_c$  为损伤演化的临界值, 在临界值时  $V(\omega_c)$  取最大值。  $V(\omega_c)$  的表达式将在第 2 节中详细介绍。

在节理尺度, 根据节理粗糙度的分形特征, 节理壁面可概化为一阶、二阶甚至更高阶的凸起体。已有大量研究表明, 二阶凸起体对节理变形特征影响较大<sup>[9]</sup>。一阶凸起体的尺寸较大一般为厘米尺度一米尺度, 二阶凸起体的尺寸则较小一般为毫米尺度一厘米尺度。本文在此采用 Lee 等<sup>[9]</sup>建议的方法, 引入等效起伏角  $\alpha$  考虑节理多阶粗糙度的影响, 其中  $\alpha$  定义为一阶与二阶凸起体的角度  $\alpha_1$  与  $\alpha_2$  之和, 如图 2 所示。

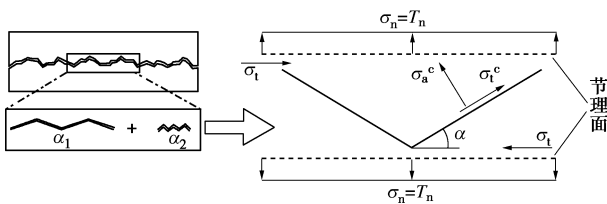


图 2 节理锯齿状模型

Fig. 2 Saw-tooth model for joint

通过均匀化, 将两个粗糙起伏面上的应力与变形平均到概化的节理平面上, 节理粗糙度对滑移剪胀变形特性的影响则通过等效起伏角描述, 节理应力变形关系可表示为

$$\mathbf{T} = \mathbf{K}^e : \mathbf{g}^e = \mathbf{K}^e : (\mathbf{g} - \mathbf{g}^p) \quad (6)$$

式中  $\mathbf{g}$ ,  $\mathbf{g}^e$ ,  $\mathbf{g}^p$  分别为节理的总位移、弹性位移及塑性位移矢量;  $\mathbf{T}$  为节理面作用力矢量,  $\mathbf{T} = \boldsymbol{\Sigma} \cdot \mathbf{n}_j$ ;  $\mathbf{K}^e$  为节理的刚度矩阵,  $\mathbf{K}^e = k_{js0}(\boldsymbol{\delta} - \mathbf{n}_j \otimes \mathbf{n}_j) + K_n \mathbf{n}_j \otimes \mathbf{n}_j$ , 其中  $\mathbf{n}_j$  为节理的单位法向量,  $\boldsymbol{\delta}$  为二阶单位张量,  $k_{js0}$  为节理的切向刚度,  $K_n$  为节理的法向刚度, 其与节理面法向应力  $T_n$  之间满足如下关系:

$$K_n = \frac{k_{jn0} b_0 - T_n}{b_0} \quad (7)$$

式中,  $k_{jn0}$  为节理的初始法向刚度,  $b_0$  为节理的初始开度。

塑性位移  $\mathbf{g}^p$  的演化通过塑性流动法则确定。采用锯齿状模型, 将摩擦滑移过程中的屈服函数和塑性势函数建立在如图 2 所示的凸起面上, 其起伏角为等效起伏角  $\alpha$ 。图中  $\sigma_n = T_n$  为节理面宏观法向应力,  $\sigma_t = \boldsymbol{\Sigma} \cdot \mathbf{n}_j \cdot (\boldsymbol{\delta} - \mathbf{n}_j \otimes \mathbf{n}_j)$  为宏观剪切应力,  $\sigma_n^c$  与  $\sigma_t^c$  为凸起面上的法向应力和剪切应力。令节理沿凸起面摩擦滑移的过程中满足非关联的 Mohr-Coulomb 准则, 根据凸起体上的应力平衡条件<sup>[7]</sup>, 可得滑动屈服函数  $F_J$  和势函数  $Q$  分别为

$$\begin{cases} F_J(\sigma_n, \sigma_t) = |\sigma_n \sin \alpha + (\sigma_t - c_j) \cos \alpha| + \tan \phi_j [\sigma_n \cos \alpha - (\sigma_t - c_j) \sin \alpha], \\ Q(\sigma_t) = |\sigma_n \sin \alpha + \sigma_t \cos \alpha|, \end{cases} \quad (8)$$

式中,  $\phi_j$  为节理面的基本摩擦角,  $c_j$  为节理面的黏聚力参数。

节理面在滑动摩擦的过程中凸起体发生碾磨、啃断, 同时会形成碎屑物质, 为反映其对节理面剪切特性的影响, 将等效起伏角  $\alpha$  定义为剪切塑性功  $W_t^p = \int \sigma_t d\mathbf{g}_t^p$  的函数:

$$\alpha = \alpha_1 \exp(-\varpi_{j1} W_t^p) + \alpha_2 \exp(-\varpi_{j2} W_t^p) \quad (9)$$

式中,  $\varpi_{j1}$ ,  $\varpi_{j2}$  分别为一阶、二阶凸起体的起伏角磨损系数。

考虑到二阶凸起体可能先于一阶凸起体发生剪切磨损或二者同时发生剪切磨损<sup>[8-9]</sup>, 这将会对节理的峰后剪切特性产生影响, 为此引入参数  $\eta (0 < \eta \leq 1)$  考虑其影响, 当  $\eta \geq \exp(-\varpi_{j2} W_t^p)$  时, 一阶凸起体才发生剪切磨损。  $\eta = 1$  时, 一阶凸起体和二阶凸起体同时发生剪切磨损; 当  $\eta \rightarrow 0$  时, 二阶凸起体完全磨损后, 一阶凸起体才开始产生剪切磨损。

## 1.2 宏观尺度均匀化

在岩体尺度, 设节理岩体包含  $q$  组节理, 为方便物理量之间的换算, 在节理岩体上建立整体坐标系  $OX_1X_2X_3$  (任意建立, 仅需满足右手法则), 并在每组节理上建立局部坐标系  $ox_1^{J'}x_2^{J'}x_3^{J'}$  ( $J = 1, \dots, q$ ), 上标 “ $J'$ ” 为该物理量在  $ox_1^{J'}x_2^{J'}x_3^{J'}$  坐标系下度量, 其中局

部坐标系的建立要保证  $x_1'$  和  $x_2'$  轴在节理面内, 而  $x_3'$  轴指向节理面法向方向, 并满足右手法则。此时, 物理量在两个坐标系间的二阶转换张量为

$$l_{ij}' = e_i' \cdot e_j, \quad (10)$$

式中,  $e_i$  ( $i=1, 2, 3$ ),  $e_i'$  ( $i=1, 2, 3$ ) 分别为整体坐标轴和局部坐标轴的单位向量。

由散度定理可得, 第  $J$  组节理产生的宏观应变  $E^J$  可表示为<sup>[11]</sup>

$$E^J = E^{J_e} + E^{J_p} = \frac{S^J}{|\Omega|} \mathbf{g} \otimes \mathbf{n}^J = \frac{S^J}{|\Omega|} (\mathbf{g}^e + \mathbf{g}^p) \otimes \mathbf{n}^J, \quad (11)$$

式中,  $E^J$ ,  $E^{J_e}$ ,  $E^{J_p}$  分别为节理产生的宏观总应变、弹性应变与塑性应变,  $S^J$  为第  $J$  组节理面的面积,  $\mathbf{n}^J$  为第  $J$  组节理面的单位法向量。

由式 (11) 可知第  $J$  组节理的自由焓可表示为

$$\begin{aligned} W^{J*} &= \int_{\Sigma} E^J : d\mathbf{\Sigma} = \frac{S^J}{|\Omega|} \int_{\Sigma} (\mathbf{g}^e + \mathbf{g}^p) \otimes \mathbf{n}^J : d\mathbf{\Sigma} \\ &= \frac{S^J}{|\Omega|} \left[ \frac{|\mathbf{T}_t^J|^2}{2k_{js0}} - k_{jn0} b_0^2 \ln(k_{jn0} b_0 - T_n^J) - b_0 T_n^J + \mathbf{g}^p \otimes \mathbf{n}^J : \mathbf{\Sigma} \right], \end{aligned} \quad (12)$$

式中,  $T_n^J = \mathbf{n}^J \cdot \mathbf{\Sigma} \cdot \mathbf{n}^J$  和  $\mathbf{T}_t^J = \mathbf{\Sigma} \cdot \mathbf{n}^J \cdot (\boldsymbol{\delta} - \mathbf{n}^J \otimes \mathbf{n}^J)$  为第  $J$  组节理的节理面法向应力和切向应力。

根据能量的可叠加性, 由式 (2) 与式 (12) 可得节理岩体在复杂荷载作用下的自由焓  $W^*$  表达式为

$$\begin{aligned} W^* &= \frac{1}{2} \mathbf{\Sigma} : \mathbf{S}^s : \mathbf{\Sigma} + \mathbf{\Sigma} : \frac{1}{4\pi} \int_{S^2} \beta(\mathbf{n}) \mathbf{n} \otimes \mathbf{n} + \gamma(\mathbf{n}) \otimes \mathbf{n} dS - \\ &\quad \frac{1}{8\pi} \int_{S^2} \left[ \frac{H_0}{\omega} \beta^2(\mathbf{n}) + \frac{H_1}{\omega} \gamma(\mathbf{n}) \cdot \gamma(\mathbf{n}) \right] dS + \\ &\quad \sum_{J=1}^q \frac{S^J}{|\Omega|} \left[ \frac{|\mathbf{T}_t^J|^2}{2k_{js0}} - k_{jn0} b_0^2 \ln(k_{jn0} b_0 - T_n^J) - b_0 T_n^J + \mathbf{g}^p \otimes \mathbf{n}^J : \mathbf{\Sigma} \right]. \end{aligned} \quad (13)$$

### 1.3 本构方程

通过对节理岩体的自由焓关于  $\mathbf{\Sigma}$  求导, 可得节理岩体的本构方程:

$$\begin{aligned} \mathbf{E} &= \mathbf{S}^s : \mathbf{\Sigma} + \frac{1}{4\pi} \int_{S^2} \beta(\mathbf{n}) \mathbf{n} \otimes \mathbf{n} + \gamma(\mathbf{n}) \otimes \mathbf{n} dS + \\ &\quad \sum_{J=1}^q \frac{S^J}{|\Omega|} \left[ \left( \frac{\mathbf{T}_t^J}{k_{js0}} + \frac{b_0 T_n^J \mathbf{n}^J}{k_{jn0} b_0 - T_n^J} \right) \otimes \mathbf{n}^J + \mathbf{n}^J \otimes \mathbf{g}^p \right]. \end{aligned} \quad (14)$$

由式 (14) 可知, 节理岩体的应变由岩块基质、微裂纹与节理产生的应变组成, 其中非弹性应变包括微裂纹产生的应变与节理产生的宏观塑性应变。根据式 (14) 也可将节理岩体的宏观应力表示为宏观应变的函数:

$$\mathbf{\Sigma} = \mathbb{C}^{RJ} : (\mathbf{E} - \mathbf{E}^e - \mathbf{E}^p), \quad (15)$$

其中,

$$\mathbb{C}^{RJ} = \left[ \mathbf{S}^s + \sum_{J=1}^q \frac{S^J}{|\Omega|} \mathbf{n}^J \otimes (\mathbf{K}^e)^{-1} \otimes \mathbf{n}^J \right]^{-1}.$$

式中  $\mathbb{C}^{RJ}$  为节理岩体的等效弹性刚度张量;  $\mathbf{E}^p$  为节理产生的宏观塑性应变,  $\mathbf{E}^p = \sum_{J=1}^q \frac{S^J}{|\Omega|} \mathbf{n}^J \otimes \mathbf{g}^p$ ;  $\mathbf{K}^e$  为节理的刚度矩阵在整体坐标系下的度量。

## 2 节理与岩块相互作用

节理与岩块之间的相互作用对微裂纹萌生、扩展与形核过程影响甚大<sup>[18-19]</sup>, 目前大量数值模拟方法被用于模拟微裂纹的萌生扩展机制<sup>[20]</sup>, 但由于其复杂性在理论分析模型中表征节理与岩块相互作用却非常困难。在节理岩体本构模型中, 节理与岩块的相互作用常被忽略, 从而导致节理岩体的各向异性特征难以准确表征。例如, 对含单组节理的节理岩体, 其表现出某种程度的成层现象, 强度与层状岩体相似, 破坏模拟主要分为沿着软弱面的滑移破坏和未沿着软弱面滑移的破坏, 后者其强度由岩块与节理共同决定, 随节理倾角发生变化, 不是一个固定值<sup>[21]</sup>。为较好地描述节理岩体的各向异性强度特征, 考虑节理与岩块相互作用, 本文引入微结构张量描述节理面对岩块微裂纹损伤扩展的影响。

在 Pietruszczak 等<sup>[22]</sup>研究工作的基础上, 通过引入一个微结构张量描述节理岩体的各向异性特征, 进而将岩块微裂纹损伤扩展抵抗力表示成微结构张量与应力的函数:

$$V(\omega_e) = V_0 [1 + A_y l_i l_j + b_1 (A_y l_i l_j)^2]^\xi, \quad (16)$$

式中,  $A_y$  为微结构张量的偏量,  $V_0$ ,  $b_1$ ,  $\xi$  为参数,  $l_i$  为广义加载向量, 其表达式为<sup>[23]</sup>

$$l_i^2 = \frac{\text{tr}(\mathbf{N}^{(i)} \mathbf{\Sigma}^2)}{\text{tr}(\mathbf{\Sigma}^2)}, \quad \mathbf{N}^{(i)} = \mathbf{e}^{(i)} \otimes \mathbf{e}^{(i)}, \quad (17)$$

式中,  $\mathbf{N}^{(i)}$  ( $i=1, 2, 3$ ) 为二阶张量, 为微结构张量的主 3 价基。

当节理岩体中含单一方向节理发育时,  $A_1 = A_2 = -0.5 A_3$  ( $\mathbf{e}^{(3)}$  为节理面法向方向;  $\mathbf{e}^{(1)}$ ,  $\mathbf{e}^{(2)}$  均在节理面内), 则有

$$A_y l_i l_j = A_1 (1 - 3l_3^2), \quad l_3^2 = \frac{\text{tr}(\mathbf{n}_j \otimes \mathbf{n}_j \mathbf{\Sigma}^2)}{\text{tr}(\mathbf{\Sigma}^2)}, \quad (18)$$

式中,  $\mathbf{n}_j$  为节理的单位法向量。

将式 (18) 代入式 (16), 可得

$$V(\omega_e) = V_0 \{1 + A_1 (1 - 3l_3^2) + b_1 [A_1 (1 - 3l_3^2)]^2\}^\xi. \quad (19)$$

式 (19) 表明, 含单一方向节理发育的节理岩体中岩块微裂纹的损伤扩展强度与节理法向方向、荷载方向密切相关。微裂纹的损伤扩展可能同时受微裂纹产状的影响, 考虑其复杂性, 在本文研究中未考虑该

影响。

### 3 模型验证与应用

复杂应力路径下岩块中微裂纹可能在任意方向扩展, 且不同方向的微裂纹具有不同的开闭状态, 进行数值模拟时, 对式(14)中单位球面上的积分可采用33点高斯积分<sup>[24]</sup>进行求解:

$$\mathbf{E} = \mathbf{S}^s : \boldsymbol{\Sigma} + \sum_{i=1}^m w^i (\beta^i \mathbf{n}^i \otimes \mathbf{n}^i + \gamma^i \mathbf{s}^i \otimes \mathbf{n}^i) + \sum_{j=1}^q \frac{S^j}{|\Omega|} \{[(\mathbf{n}^j \cdot \boldsymbol{\Sigma}) \cdot (\mathbf{K}^e)^{-1}] \mathbf{s}^j \otimes \mathbf{n}^j + \mathbf{n}^j \otimes \mathbf{g}^p\}, \quad (20)$$

式中,  $m$  为高斯积分点,  $w^i$  和  $\mathbf{n}^i$  分别为第  $i$  族裂纹的权重与单位法向量。

基于预测-校正算法<sup>[3, 17]</sup>, 式(20)通过采用增量形式考虑每组微裂纹与每组节理的影响进行数值实现, 其主要分为弹性预测和应力校正两步。在弹性预测阶段, 假设应变增量是弹性的, 进而初步计算宏观弹性预测应力; 在应力校正阶段, 则采用宏观弹性预测应力分析内变量  $\omega$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$  和  $\mathbf{g}^p$  的演化, 计算每组微裂纹的宏观应变增量与每组节理的塑性应变增量, 然后由式(15)对宏观应力进行校正。

#### 3.1 Lac du Bonnet 花岗岩力学试验模拟

在岩块尺度, 采用 Lac du Bonnet 花岗岩三轴压缩试验成果<sup>[14]</sup>对本文提出的模型进行验证, 试验围压为 10 MPa。模型参数取值如下:  $E^s = 68.0$  GPa,  $\nu^s = 0.21$ ,  $\phi_c = 46.4^\circ$ ,  $\omega_c = 6.0$ ; 初始损伤  $\omega_0 = 0.01$ ,  $k_0 = 10$  GPa,  $\beta_0 = 5 \times 10^{-4}$ ,  $V(\omega_c) = 0.055$  MPa。其中,  $E^s$ ,  $\nu^s$ ,  $\omega_0$ ,  $k_0$ ,  $\beta_0$  等参数直接摘自 Chen 等<sup>[14]</sup>的研究成果, 其余参数通过对试验数据的最佳曲线拟合确定。

图3给出了三轴压缩过程中 Lac du Bonnet 花岗岩应力-应变曲线试验成果与模型预测结果的对比, 同时还给出了试样加载过程中平均损伤密度与裂纹法向变形的变化特征, 其中平均损伤密度定义为  $\bar{\omega} = \frac{1}{4\pi} \int_{S^2} \omega dS$ , 裂纹法向变形  $\bar{\beta} = \frac{1}{4\pi} \int_{S^2} \beta dS$  ( $\beta$  从初始值  $\beta_0$  开始演化)。由图可见, 模型较好地刻画了脆性岩石的应力-应变关系, 反映了初始微裂纹压密段、弹性段、损伤萌生与扩展阶段以及峰后软化阶段等应力-应变特征, 描述了岩石的强度特征。Lac du Bonnet 花岗岩三轴压缩强度的试验值 (322 MPa) 与预测值 (324 MPa) 相当吻合。

#### 3.2 节理剪切试验模拟

在节理尺度, 采用 Lee 等<sup>[9]</sup>开展的花岗岩节理 (GH7) 剪切力学试验成果对本文提出的模型进行验证, 试验节理法向应力为 3 MPa。在数值模拟过程中, 假定一阶、二阶凸起体同时发生磨损, 即  $\eta=1$ , 各参

数取值如下:  $k_{js0} = 2.64$  MPa/mm;  $\phi_j = 34.6^\circ$ ;  $\alpha_1 = 17^\circ$ ;  $\alpha_2 = 8.4^\circ$ ;  $\varpi_{j1} = 0.034$  m/kN;  $\varpi_{j2} = 0.19$  m/kN。其中参数  $\phi_j$  和  $\alpha_1$  摘自 Lee 等<sup>[9]</sup>的研究成果,  $\alpha_1$  为采用较大采样间隔测量的平均起伏角的渐进值, 其他参数通过对实验数据的最佳曲线拟合确定。

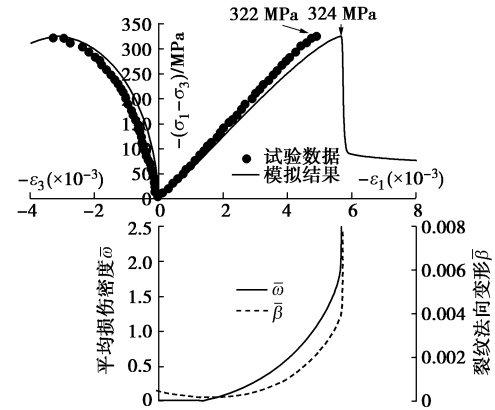


图3 Lac du Bonnet 花岗岩三轴压缩试验数值模拟

Fig. 3 Numerical simulation of triaxial tests on Lac du Bonnet granite

图4给出了花岗岩节理剪切应力-剪切位移与法向位移-剪切位移曲线试验成果与模型预测结果的对比。由图可见, 节理在峰值强度前剪切应力与剪切位移呈线性关系, 达到峰值剪切应力后, 随着节理剪切磨损, 其剪切强度逐渐较小, 剪切应力逐渐降低, 模型较好地描述了节理的峰后软化与剪胀特性, 预测值与实测值相当接近, 吻合较好。

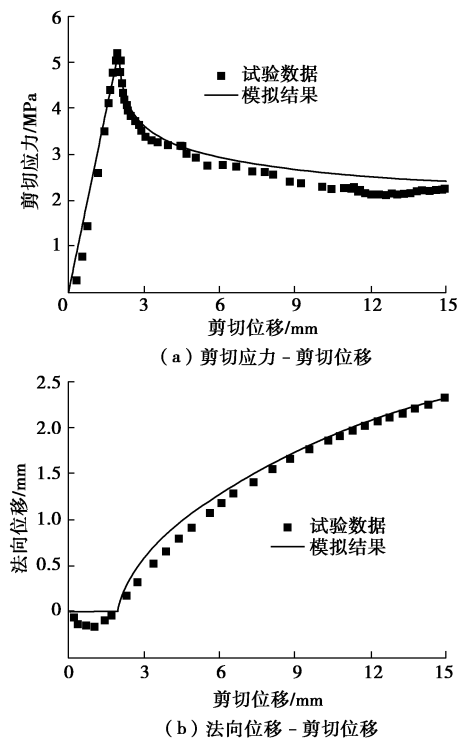


图4 花岗岩节理剪切试验数值模拟

Fig. 4 Numerical simulation of shear tests on granite joints

### 3.3 板岩强度试验模拟

采用 Donath<sup>[15]</sup>开展的 Martinsburg 板岩强度试验成果验证本文提出的模型对横观各向同性岩体各向异性强度的预测能力。由于缺乏应力应变实测资料,大部分与岩体变形相关的参数根据经验选取:  $\beta_0=0.002$ ,  $\phi_c=30^\circ$ ,  $\varpi_j=0.03$ ,  $E^s=44.8$  GPa,  $\nu^s=0.28$ ,  $\omega_0=0.01$ ,  $\omega_c=3.5$ ,  $k_0=10$  GPa,  $k_{j_{s0}}=k_{j_{n0}}=200$  GPa/m,  $b_0=0.02$  mm, 节理平均间距  $s_f=\frac{|\Omega|}{S^j}=50$  mm。其他参数则通过对试验数据最佳拟合确定:  $A_1=0.25$ ,  $\xi=6.5$ ,  $b_1=4.5$ ,  $c_j=3.35$  MPa,  $\alpha=\varphi_j=15^\circ$  (节理的抗剪强度只与  $\alpha$  和  $\varphi_j$  之和相关); 围压为 3.5, 35, 50, 100 MPa 时,  $V_0$  分别为 0.006, 0.012, 0.018, 0.034 MPa。

图 5 给出了围压为 3.5 MPa 时不同倾角节理岩体的应力-应变曲线, 由图可知, 节理岩体的应力-应变曲线与节理倾角  $\theta$  密切相关, 9 种曲线各不相同。其中  $\theta=0^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $20^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $75^\circ$ ,  $85^\circ$ ,  $90^\circ$  时, 曲线具有明显的峰值强度, 峰后发生应力跌落;  $\theta=45^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $75^\circ$  时, 岩体强度受节理面抗剪强度控制, 峰后随着凸起体磨损, 应力逐渐减小。

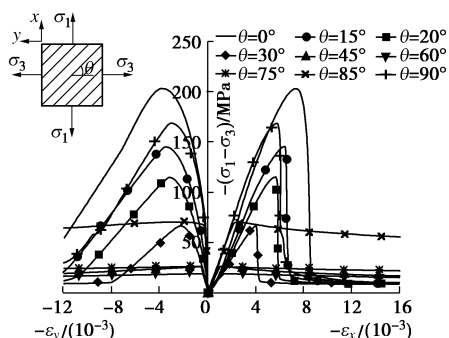


图 5 含不同倾角节理岩体的应力应变曲线

Fig. 5 Stress-strain curves of fractured rocks with different joint inclinations

不同围压下板岩强度试验结果与模型预测值对比如图 6 所示, 图中虚线为不考虑节理与岩块相互作用时的模拟结果。由图可知, 不同围压下 Martinsburg 板岩的强度随节理倾角增大呈先减后增的“U”型变化趋势, 且板岩强度均在  $\theta=0^\circ$  时取最大值, 在  $\theta=60^\circ$  时取最小值, 模型预测值与试验数据相当吻合, 较好地论证了本文提出的考虑节理与岩块相互作用方法的可行性。

### 3.4 参数 $\omega_c$ , $V(\omega_c)$ , $\eta$ 和 $A_1$ 的敏感性分析

为确定参数  $\omega_c$ ,  $V(\omega_c)$ ,  $\eta$  和  $A_1$  取值对数值模拟结果的影响, 在上述模拟基础上开展敏感性分析。图 7 比较了  $\omega_c=1.0$ , 6.0 与 15.0 和  $V(\omega_c)=0.03$ , 0.055 与 0.08 MPa 时 Lac du Bonnet 花岗岩的模拟结果。可以

看出,  $\omega_c$  越大时, 应力达到峰值点的累加损伤就越大, 从而导致非弹性应变越大 (即应力峰值点对应的轴向和侧向应变越大)。由图 7 (b) 可知, 岩块三轴压缩强度受控于参数  $V(\omega_c)$ ,  $V(\omega_c)$  越大, 峰值强度与应变越大。如前所述, 通过定义  $V(\omega_c)$  为节理岩体微结构张量和加载方向的函数, 模型可较好地描述节理岩体的各向异性强度特征。

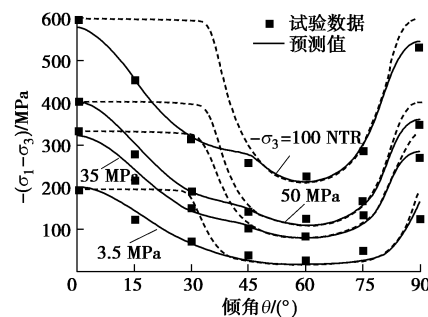


图 6 Martinsburg 板岩各向异性强度预测

Fig. 6 Predictions of anisotropy strength of Martinsburg slate

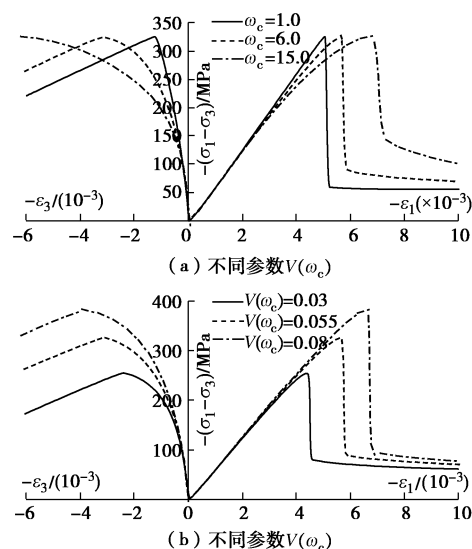


图 7 参数  $\omega_c$  和  $V(\omega_c)$  的敏感性分析

Fig. 7 Sensibility analysis of parameters  $\omega_c$  and  $V(\omega_c)$

图 8 给出了  $\eta=0.01$ , 0.1, 0.5, 1.0 时花岗岩节理的模拟结果。由图可知, 参数  $\eta$  对节理峰后软化过程与剪胀特性影响甚大。 $\eta$  越大, 一阶凸起体越早发生剪切磨损, 峰后节理剪切强度弱化越迅速, 节理峰后剪胀变形则越小。大量工程实践表明节理的峰后剪胀特性对节理岩体的渗透特性影响巨大, 因此准确表征一阶凸起体、二阶凸起体的峰后磨损过程很有必要。

图 9 给出了  $A_1=0$ , 0.2, 0.25, 0.3 时 35 MPa 围压下板岩强度的模拟结果。可以看出, 表征岩体各向异性程度的参数  $A_1$  对岩体的各向异性强度特征影响甚大。 $A_1$  越大, 岩体在未沿着软弱节理面发生滑移破坏的模式下的强度越大, 反之  $A_1$  越小, 岩体则越接近各

向同性强度特征。

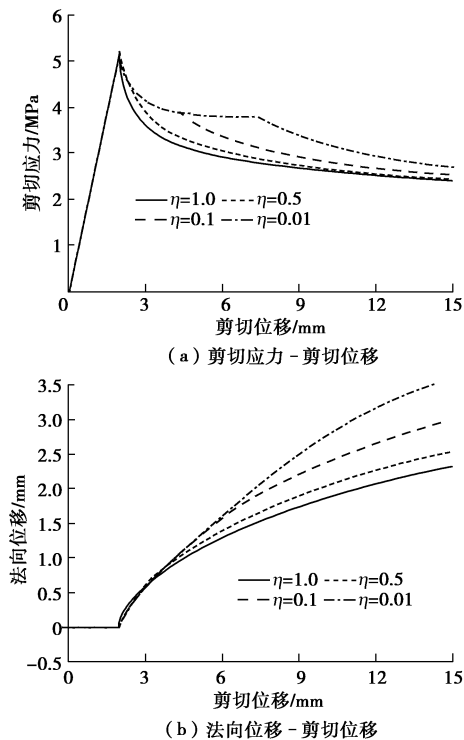


图8 参数  $\eta$  的敏感性分析

Fig. 8 Sensibility analysis of parameter  $\eta$

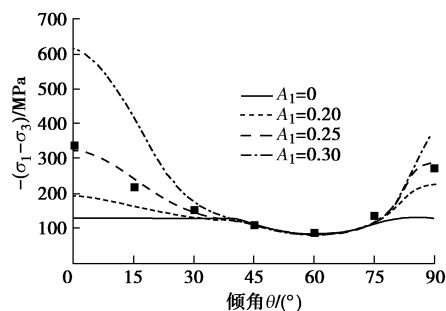


图9 参数  $A_1$  的敏感性分析

Fig. 9 Sensibility analysis of parameter  $A_1$

## 4 结 论

本文根据岩体结构的多尺度特征,采用细观力学方法,建立了贯通节理岩体损伤摩擦耦合模型,并采用室内试验数据对模型进行了验证。

(1) 综合考虑微裂纹扩展、法向刚度恢复、滑动剪胀以及节理多阶凸起体的滑动磨损等细观力学机制,节理岩体模型较好地反映了岩体内部不同尺度微结构(节理、微裂纹等)对其力学性质的影响。

(2) 通过对 Lac du Bonnet 花岗岩力学试验、岩石节理剪切试验和 Martinsburg 板岩强度试验成果进行模拟可知,本文提出的考虑节理与岩块相互作用的方法是可行性,模型可较好地反映岩块与节理的非线性变形特征以及岩体的各向异性强度特征。

本文提出的节理岩体损伤-摩擦耦合模型可为进一步开展微裂纹损伤扩展与节理滑移磨损剪胀诱使的岩体渗透特性演化的研究提供重要理论基础。

## 参考文献:

- [1] 陈益峰, 李典庆, 荣冠, 等. 脆性岩石损伤与热传导特性的细观力学模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, **30**(10): 1959 - 1969. (CHEN Yi-feng, LI Dian-qing, RONG Guan, et al. A micromechanical model for damage and thermal conductivity of brittle rocks[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, **30**(10): 1959 - 1969. (in Chinese))
- [2] ZHU Q Z, KONDO D, SHAO J F. Micromechanical analysis of coupling between anisotropic damage and friction in quasi brittle materials: Role of the homogenization scheme[J]. International Journal of Solids and Structures, 2008, **45**(5): 1385 - 1405.
- [3] ZHU Q Z, KONDO D, SHAO J F, et al. Micromechanical modelling of anisotropic damage in brittle rocks and application[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2008, **45**(4): 467 - 477.
- [4] 陈益峰, 胡冉, 周创兵, 等. 热-水-力耦合作用下结晶岩渗透特性演化模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, **32**(11): 2185 - 2195. (CHEN Yi-feng, HU Ran, ZHOU Chuang-bing, et al. A micromechanical model for damage and thermal conductivity of brittle rocks[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, **32**(11): 2185 - 2195. (in Chinese))
- [5] 周创兵, 陈益峰, 姜清辉, 等. 岩体结构面 HM 耦合分析的界面层模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, **27**(6): 1081 - 1093. (ZHOU Chuang-bing, CHEN Yi-feng, JIANG Qing-hui, et al. An interfacial layer model for coupled hydromechanical analysis in geological discontinuities[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, **27**(6): 1081 - 1093. (in Chinese))
- [6] BANDIS S C, LUMSDEN A C, BARTON N R. Fundamentals of rock joint deformation[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts, 1983, **20**(6): 249 - 268.
- [7] PLESHA M E. Constitutive models for rock discontinuities with dilatancy and surface degradation[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1987, **11**(4): 345 - 362.
- [8] DONG J J, PAN Y W. A hierarchical model of rough rock joints based on micromechanics[J]. International Journal of



- Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts, 1996, **33**(2): 111 – 123.
- [9] LEE H S, PARK Y J, CHOC T F, et al. Influence of asperity degradation on the mechanical behavior of rough rock joints under cyclic shear loading[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2001, **38**(7): 967 – 980.
- [10] 陈益峰, 周创兵, 盛永清. 应变敏感的裂隙及裂隙岩体水力传导特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, **25**(12): 2441 – 2452. (CHEN Yi-feng, ZHOU Chuang-bing, SHENG Yong-qing. Strain-dependent hydraulic conductivity for single rock fracture and fractured rock mass[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, **25**(12): 2441 – 2452. (in Chinese))
- [11] CAI M, HORII H. A constitutive model of highly jointed rock masses[J]. Mechanics of Materials, 1992, **13**(3): 217 – 246.
- [12] 朱维申, 张强勇. 节理岩体脆弹性断裂损伤模型及其工程应用[J]. 岩石力学与工程学报, 1999, **18**(3): 245 – 249. (ZHU Wei-shen, ZHANG Qiang-yong. Brittle elastic fracture damage constitutive model of jointed rock mass and its application to engineering[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 1999, **18**(3): 245 – 249. (in Chinese))
- [13] 袁小清, 刘红岩, 刘京平. 非贯通裂隙岩体三维复合损伤本构模型[J]. 岩土工程学报, 2016, **38**(1): 91 – 99. (YUAN Xiao-qing, LIU Hong-yan, LIU Jing-ping. 3-D constitutive model for rock masses with non-persistent joints based on compound damage[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, **38**(1): 91 – 99. (in Chinese))
- [14] CHEN Y, HU S, ZHOU C, et al. Micromechanical modeling of anisotropic damage-induced permeability variation in crystalline rocks. Rock Mechanics and Rock Engineering 2014, **47**(5): 1775 – 1791.
- [15] DONATH F A. Strength variation and deformational behavior in anisotropic rock[C]// JUDD W R ed. State of Stress in the Earth's Crust. New York: Elsevier, 1964: 281 – 297.
- [16] DORMIEUX L, KONDO D, Ulm F-J. Microporomechanics[M]. New York: Wiley, 2006.
- [17] ZHU Q Z, SHAO J F. A refined micromechanical damage–friction model with strength prediction for rock-like materials under compression[J]. International Journal of Solids and Structures, 2015, **60**: 75 – 83.
- [18] 李银平, 王元汉, 陈龙珠, 等. 含预制裂纹大理岩的压剪试验分析[J]. 岩土工程学报, 2004, **26**(1): 120 – 124. (LI Yin-ping, WANG Yuan-han, CHEN Long-zhu, et al. Experimental research on pre-existing cracks in marble under compression[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, **26**(1): 120 – 124. (in Chinese))
- [19] ZHANG X P, LIU Q, WU S, et al. Crack coalescence between two non-parallel flaws in rock-like material under uniaxial compression[J]. Engineering Geology, 2015, **199**: 74 – 90.
- [20] WONG R H C, LIN P. Numerical study of stress distribution and crack coalescence mechanisms of a solid containing multiple holes[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2015, **79**: 41 – 54.
- [21] ASADI M, BAGHERIPOUR M H. Modified criteria for sliding and non-sliding failure of anisotropic jointed rocks[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2015, **73**(1): 95 – 101.
- [22] PIETRUSZCZAK S, LYDZBA D, SHAO J F. Modelling of inherent anisotropy in sedimentary rocks[J]. International Journal of Solids and Structures, 2002, **39**(3): 637 – 648.
- [23] PIETRUSZCZAK S, MROZ Z. Formulation of anisotropic failure criteria incorporating a microstructure tensor[J]. Computers and Geotechnics, 2000, **26**(2): 105 – 112.
- [24] BAZANT Z P, OH B H. Efficient numerical integration on the surface of a sphere[J]. ZAMM, 1986, **66**(1): 37 – 49.