

岩体裂隙渗流-劈裂-损伤耦合模型及应用

赵延林^{1,2,3}, 曹平⁴, 马文豪¹, 唐劲舟¹, 万文^{1,3}, 王卫军^{1,3}

- (1. 湖南科技大学 能源与安全工程学院, 湖南 湘潭, 411201;
2. 中国矿业大学 煤炭资源与安全开采国家重点实验室, 江苏 徐州, 221008;
3. 湖南科技大学 煤矿安全开采技术湖南省重点实验室, 湖南 湘潭, 411201;
4. 中南大学 资源与安全工程学院, 湖南 长沙, 410083)

摘要: 基于岩体裂隙渗流-劈裂-损伤耦合效应是引起岩体工程高压突水、水力劈裂等地质灾害的重要原因, 研究高水压下岩体裂隙的劈裂损伤机理和各向异性渗流特性, 建立岩体裂隙渗流-劈裂-损伤耦合理论模型。将损伤应力场和渗流场作为2个子系统, 采用间接耦方法构建岩体裂隙渗流-劈裂-损伤耦合数值模型。将模型应用于山西省长治市潞安王庄矿3号煤4309工作面高压注水软化顶煤工程, 对高压注水下煤岩体的渗流-劈裂-损伤耦合响应规律进行研究。研究表明: 所建模型反映了渗透压对岩体柔度张量的贡献和翼形裂纹扩展对裂隙岩体渗透张量演化的贡献; 在高渗透压条件下, 煤岩的应力场会发生很大变化, 甚至可能改变煤岩应力拉压状态; 高渗透压改变了煤岩裂纹结构, 导致煤岩破裂是高压注水软化顶煤的基本原因; 潞安王庄矿3号煤4309工作面的合理注水压力为7 MPa左右, 这在现场注水现场试验中得到证实。

关键词: 岩石力学; 高水压; 耦合分析; 煤层注水; 合理注水压力

中图分类号: TU45

文献标志码: A

文章编号: 1672-7207(2017)03-0794-10

Coupling model of seepage-splitting-damage of rock mass fractures and its application

ZHAO Yanlin^{1,2,3}, CAO Ping⁴, MA Wenhao¹, TANG Jingzhou¹, WAN Wen^{1,3}, WANG Wenjun^{1,3}

- (1. School of Energy and Safety Engineering, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201, China;
2. State Key Laboratory of Coal Resources and Safety Mining, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221008, China;
3. Hunan Provincial Key Laboratory of Safe Mining Techniques of Coal Mines, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201, China;
4. School of Resources and Safety Engineering, Central South University, Changsha 410083, China)

Abstract: Considering that the coupling effect of seepage-splitting-damage of rock mass fractures is the key reason of geological hazard, such as high pressure water burst of rock engineering, hydraulic fracturing, and so on, the splitting damage mechanism of rock mass fractures and anisotropic seepage characteristics under high water pressure were

收稿日期: 2016-03-15; 修回日期: 2016-05-22

基金项目(Foundation item): 国家自然科学基金资助项目(51274097, 51434006); 湖南省自然科学基金资助项目(2015JJ2067); 湖南省教育厅科研项目(13A020); 中国矿业大学煤炭资源与安全开采国家重点实验室开放基金资助项目(13KF03) (Projects(51274097, 51434006) supported by the National Natural Science Foundation of China; Project (2015JJ2067) supported by the Natural Science Foundation of Hunan Province; Project(13A020) supported by the Scientific Research Fund of Education Department of Hunan Province; Project (13KF03) supported by the Open Projects of State Key Laboratory of Coal Resources and Safe Mining, China University of Mining and Technology)

通信作者: 赵延林, 博士副教授, 博士, 从事岩体渗流力学研究; E-mail: yanlin_8@tom.com

studied. The coupling theory model for seepage-splitting-damage of rock mass fractures under high water pressure was established, in which the contribution of seepage pressure to flexibility tensor of rock mass and the contribution of wing crack extension to permeability tensor evolution could be reflected. Taking damage stress field and seepage field as two subsystems, indirect coupling method was adopted to establish numerical model of splitting-damage-seepage of rock mass fractures. The model was applied in high pressure injection water to soft top coal in Coal 3 of No 4309 workface in Wangzhuang Mine of Lu'an Coal Mining Group, coupling response between seepage and damage mechanism under high water pressure was studied. The results show that under the high water pressure, the stress field of coal changes sharply, even the state of tensile and pressure in coal is changed. The coal fractures structures changed by high permeable pressure give rise to coal fracture, which is the basic mechanism of high pressure injection water to soft top coal. Through coupling analysis, the rational water injection pressure for Coal 3 of No 4309 workface in Wangzhuang Mine is about 7 MPa, and this result is testified by field test.

Key words: rock mechanics; high water pressure; coupling analysis; coal seam water infusion; rational water injection pressure

高水压下岩体工程具有非线性渗流、非线性损伤演化特性, 目前已成为岩石力学的研究热点^[1]。低水头渗流环境下不会导致岩体裂纹起裂、扩展, 通过等效方法求得裂隙岩体的渗透张量后, 用有效应力原理的流固耦合方程可得到岩体的渗流行为而导致的应力响应, 这也是目前裂隙岩体流固耦合的方要研究方向^[2-3]。而传统的渗流-应力耦合理论无法解释高水压下裂隙岩体的渗流、力学行为。在高渗透水压与应力共同作用下, 岩体裂纹尖端应力强度因子增大, 裂纹尖端往往发生拉应力集中, 导致微裂纹网络从原生裂纹尖端萌生、发展, 裂纹网络增大、分叉, 直至突发破坏。在高水压和工程荷载共同作用下, 应力场发生变化, 裂隙水压促使裂纹张开度增加, 加剧了岩体裂纹的起裂、扩展、贯通, 导致岩体渐进失稳破坏。在这一过程中, 渗流导致岩体强度劣化损伤, 为渗流损伤; 另一方面, 岩体应力改变和岩体裂纹损伤扩展导致裂隙岩体的渗透特性发生变化, 将改变渗流场分布。高水压下岩体的劈裂-损伤-渗流之间的耦合效应是岩体工程高压突水、水力劈裂等地质灾害的重要原因。近 30 a 来, 考虑岩体损伤、破坏对渗流的影响越来越引起水力学研究者的重视。杨延毅等^[4-6]从连续损伤力学出发建立了裂隙岩体渗流场-损伤场耦合模型; 杨天鸿等^[7]基于统计损伤力学理论建立了岩体渗流-应力-损伤耦合模型, 并开展了系统的渗流破坏突水机理研究; ZHAO 等^[8-9]探讨了高水压下岩体裂纹的断裂机理并构建了高水压下岩体裂纹不同贯通模式。高水压下伴随岩体次生裂纹的萌生、扩展, 岩体的非线性渗流规律及渗透张量的时空演化十分复杂。SOULEY 等^[10-11]通过研究发现水力劈裂过程中岩体裂纹损伤扩展而导致渗透系数发生改变, 并提出了标量型渗透

耦合方程。目前, 国内外研究者所建立的岩体渗透系数与岩体损伤的耦合关系基本上是标量式, 而对于与岩体各向异性损伤张量耦合的各向异性渗透张量关系式很少研究。为此, 本文作者对高水压下岩体裂纹的劈裂扩展规律进行探讨, 研究高水压下岩体裂纹的劈裂损伤机理和各向异性渗流特性, 并在此基础上建立高水压下岩体裂隙渗流-劈裂-损伤耦合理论模型与数值模型。将此模型应用于煤层注水工程, 对高压注水的下煤岩体的渗流、损伤力学的耦合响应进行分析。

1 高水压-应力作用下岩体裂纹劈裂扩展

高水压下裂隙水压会加剧岩体翼形裂纹的劈裂扩展。陈红江^[12]通过实验研究发现, 在高水压和应力作用下, 岩石裂纹的扩展破裂方式仍为沿最大主应力方向的翼形扩展。

1.1 高水压下岩体裂纹翼形劈裂

引入有效应力系数 β , 岩体裂纹面上传递的有效法向应力 σ_{ne} 、切向应力 τ_{ne} 和有效剪切应力 τ_{eff} 分别为:

$$\sigma_{ne} = \sigma_n - \beta p = (\sigma_1 \sin^2 \alpha + \sigma_3 \cos^2 \alpha) - \beta p \quad (1)$$

$$\tau_{ne} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cos 2\alpha \quad (2)$$

$$\tau_{eff} = \tau_{ne} - \sigma_n \mu + \beta p \mu \quad (3)$$

式中: α 为裂纹面与最大主应力 σ_1 的夹角; σ_1 和 σ_3 分别为最大、最小主应力; μ 为岩体裂纹面的摩擦因子; p 为渗透压力。若 σ_{ne} 为压应力, 压剪应力场中的断续裂纹在有效剪切驱动力 τ_{eff} 作用下滑移形成翼形

裂纹，则翼形裂纹起裂时尖端应力强度因子为

$$K_I = \frac{2}{\sqrt{3}} \tau_{\text{eff}} \sqrt{\pi a} \quad (4)$$

式中： K_I 为尖端应力强度因子； a 为岩体裂纹迹长。裂纹扩展示意图如图 1 所示。当 $K_I \geq K_{IC}$ 时，翼形裂纹开始起裂，扩展中翼形裂纹尖端应力强度因子 K_I 计算方法在 KEMENY 等^[13] 计算模型中得到修正。考虑裂纹渗透水压 p 产生的附加应力强度因子 $p\sqrt{\pi l}$ ，翼形裂纹尖端应力强度因子为

$$K_I(l) = \frac{2a\tau_{\text{eff}} \cos \alpha}{\sqrt{\pi l}} - \sigma_3 \sqrt{\pi l} + p\sqrt{\pi l} \quad (5)$$

式中： l 为翼形裂纹扩展长度。

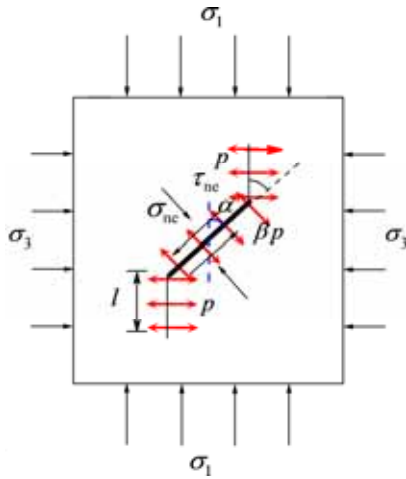


图 1 裂纹扩展示意图

Fig. 1 Sketch of cracks propagation

当断续裂纹传递的有效法向应力 σ_{ne} 为拉应力时，裂纹面分开且滑动摩擦力消失，在拉剪状态下，裂纹尖端应力强度因子为

$$K_I = \frac{3}{2} \sqrt{\pi a} \cos \frac{\theta}{2} \left(\tau_{ne} \sin \theta + \sigma_{ne} \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \quad (6)$$

将式(6)对 θ 求偏导数并令其等于 0，得到裂纹开裂角 θ_0 满足的关系式：

$$2\tau_{ne} \tan^2 \frac{\theta_0}{2} + \frac{3}{2} \sigma_{ne} \tan \frac{\theta_0}{2} - \tau_{ne} = 0 \quad (7)$$

拉剪应力状态下在翼形裂纹起裂方向上的应力强度因子为

$$K_I = \frac{3}{2} \sqrt{\pi a} \cos \frac{\theta_0}{2} \left(\tau_{ne} \sin \theta_0 + \sigma_{ne} \cos^2 \frac{\theta_0}{2} \right) \quad (8)$$

ASHBY 等^[14] 通过实验研究发现拉剪状态下支裂纹起裂后仍趋于最大压应力方向扩展，即当支裂纹形

成后逐渐向垂直于拉应力的方向发展。据文献 [14-15]，当 $K_I \geq K_{IC}$ 时，翼形裂纹在拉剪应力作用下扩展，扩展中翼形裂纹尖端应力强度因子为

$$K_I(l) = \frac{5.18a(\tau_{\text{eff}} \sin \psi + \sigma_3 \cos \psi)}{\sqrt{\pi l}} + 1.12(\sigma_3 + p)\sqrt{\pi l} \quad (9)$$

式中： ψ 为裂纹面与最大主应力的夹角。

考虑裂隙岩体内裂纹之间的相互作用，引入多裂纹之间的相互作用所起的附加应力强度因子 $K_I(\rho)$ 为^[14]

$$K_I(\rho) = \sqrt{2} \sigma_1 \gamma a (l + \gamma a)^2 \rho.$$

$$\left\{ \left[1 - \frac{2(l + \gamma a)^3 \rho \lambda}{\gamma a} \right] \left[1 - \frac{8(l + \gamma a)^3 \rho \lambda}{\gamma a} \right] \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (10)$$

式中： $\gamma = \cos \alpha$ ； ρ 为裂纹面密度， $\rho = 1/s$ ； s 为优势裂纹面的间距平均值； λ 为侧压系数， $\lambda = \sigma_3 / \sigma_1$ 。渗透压作用下裂隙岩体翼形裂纹尖端的应力强度因子 K_I 由 $K_I(l)$ 和 $K_I(\rho)$ 叠加而成，即

$$K_I = K_I(l) + K_I(\rho) \quad (11)$$

结合式(5)~(11)可知：随着翼形裂纹扩展，裂纹尖端应力强度因子 K_I 逐渐减少；当 $K_I \leq K_{IC}$ 时，翼形裂纹停止扩展。由式(11)可计算出形裂纹的扩展长度。

1.2 岩体多裂纹体劈裂贯通

通过对岩体裂纹进行统计和分级，研究主要岩体裂纹组在高水压、应力作用下的力学和渗流耦合响应。岩体多裂纹体劈裂贯通见图 2。

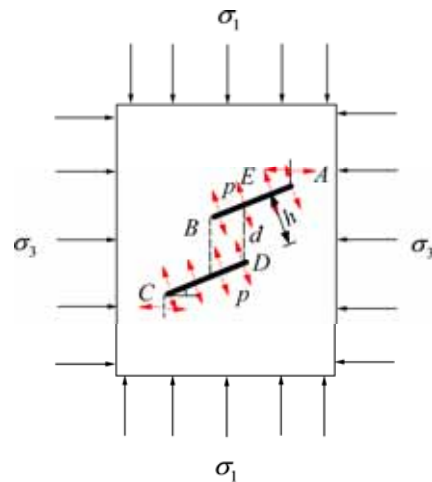


图 2 岩体多裂纹体劈裂贯通

Fig. 2 Splitting transfixion of multiple cracks in rock mass

对于图 2 中的 2 条节理, 当节理 CD 产生劈裂裂纹, 据式(5)或式(8)计算得到的翼形裂纹长度 l 大于 d 时, 翼形裂纹与原生裂纹搭接, 此时, 翼形裂纹尖端应力集中状态被释放, 翼形裂纹停止扩展, 原生裂纹和翼形裂纹形成新的裂隙网络。对于岩体多裂纹劈裂贯通有如下判据:

$$\begin{cases} l_a = l, & \text{当 } l \leq h/\cos\alpha \text{ 时} \\ l_a = h/\cos\alpha, & \text{当 } l > h/\cos\alpha \text{ 时} \end{cases} \quad (12)$$

式中: l_a 为翼形裂纹实际扩展长度; h 为裂纹组间距。

2 岩体裂隙渗流-劈裂-损伤耦合方程

2.1 劈裂岩体渗透张量演化

岩体裂纹在应力场和渗流场共同作用下发生劈裂、扩展、贯通而导致岩体裂隙结构发生改变, 进而对岩体渗透张量产生较大影响。

2 组节理扩展而没有相互贯通的等效裂纹体如图 3 所示。劈裂裂纹和原生裂纹组成等效裂纹体即图 3 中的 $A'B'$ 和 $C'D'$ 。考虑岩体裂纹扩展的等效裂纹体, 岩体各向异性渗透张量为

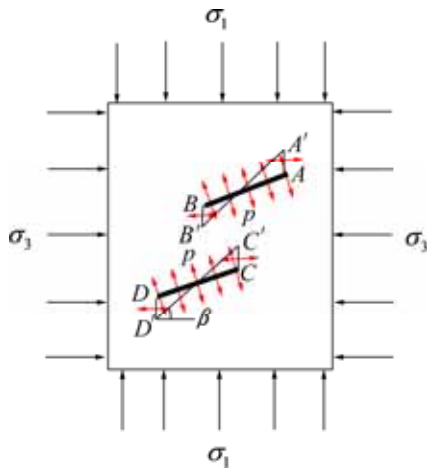


图 3 劈裂裂纹未贯通时的等效裂纹体

Fig. 3 Equivalent crack bodies of splitting cracks with no transfixion

$$k_{ij} = \sum_{k=1}^n \frac{g(b^{(k)} + \Delta b^{(k)})^3}{12\nu C^{(k)}} \pi d^{(k)2} \beta^{(k)} \rho_v^{(k)} (\delta_{ij} - n_i^{(k)} n_j^{(k)}) \quad (13)$$

其中:

$$\Delta b^{(k)} = -b^{(k)} \left[1 - \exp\left(-\frac{\sigma_n^{(k)} - \beta^{(k)} p}{k_n^{(k)}}\right) \right] \quad (14)$$

$$d^{(k)} = 2\sqrt{a^{(k)2} + l^{(k)2} + 2a^{(k)}l^{(k)} \cos\alpha^{(k)}} \quad (15)$$

k_{ij} 为渗透张量; g 为重力加速度; ν 为运动黏滞系数; $b^{(k)}$ 为第 k 组裂纹初始张开度; $\Delta b^{(k)}$ 为第 k 组裂纹张开度的变化量; $d^{(k)}$ 为第 k 组劈裂裂纹和原生裂纹组成的等效裂纹体长度; $\beta^{(k)}$ 为第 k 组裂纹的连通率; $\rho_v^{(k)}$ 为第 k 组裂纹体密度; $C^{(k)}$ 为第 k 组裂纹面的粗糙度修正系数; n_i 和 n_j 为劈裂裂纹和原生裂纹组成的等效裂纹体的法向余弦; $\sigma_n^{(k)}$ 和 $k_n^{(k)}$ 分别为第 k 组裂纹的法向应力和法向刚度; p 为裂隙渗透压; $a^{(k)}$ 为第 k 组裂纹的迹长; $l^{(k)}$ 为第 k 组裂纹翼形扩展长度; $\alpha^{(k)}$ 为第 k 组裂纹与最大应力 σ_1 的夹角。

对于 2 组节理扩展贯通破坏的情况, 其渗透张量变化较复杂, 其扩展后的裂纹见图 2。对于 2 组节理贯通, 其等效裂纹体对渗透张量的影响可以看作在 2 组原生裂纹体之间增加了 2 组劈裂裂纹, 其渗透张量可以表达为

$$k_{ij} = \sum_{k=1}^n \frac{g b^{(k)3}}{12\nu C^{(k)}} \pi a^{(k)2} \beta^{(k)} \rho_v^{(k)} (\delta_{ij} - n_i^{i(k)} n_j^{i(k)}) + \sum_{k=1}^n \frac{g b^{(k)3}}{12\nu} \pi \left(\frac{h}{\cos\alpha}\right)^{(k)2} \rho_v^{(k)} (\delta_{ij} - n_i^{(k)} n_j^{(k)}) \quad (16)$$

式中: $n_i^{i(k)}$ 和 $n_j^{i(k)}$ 分别为第 k 组原生裂纹的法向余弦; $n_i^{(k)}$ 和 $n_j^{(k)}$ 为第 k 组劈裂裂纹的法向余弦。

由于高压水导致岩体水力劈裂, 这种劈裂结构体现在翼形裂纹的扩展上。翼形裂纹的扩展将导致岩体渗透性能提高, 增强岩体的渗透性。岩体渗透性提高又将对岩体渗流场的产生较大影响, 在高压水作用下, 岩体的渗流和劈裂是相互耦合的。

2.2 岩体损伤演化二维模型

裂隙岩体的初始等效损伤柔度张量为^[4-6]

$$C_{ijkl}^{0-d} = C_{ijkl}^0 + C_{ijkl}^d = \frac{1+\nu_0}{E_0} \delta_{ik} \delta_{jl} - \frac{\nu_0}{E_0} \delta_{ij} \delta_{kl} + \sum_{i=1}^n [G_i]^T [\Delta G] [G_i] \quad (17)$$

式中: ν_0 为岩体的泊松比; E_0 为无损岩体弹性模量; $[G_i]^T$ 和 $[\Delta G]$ 见文献[16]。

在二维状态下, 当岩体裂纹发生翼形扩展而产生的非弹性损伤应变增量为^[16]:

$$\begin{pmatrix} d\varepsilon_{11}^m \\ d\varepsilon_{33}^m \end{pmatrix} = \rho_s a^2 \begin{pmatrix} \sin 2\alpha \\ -\sin 2\alpha \end{pmatrix} d\bar{b}_2 + \rho_s a^2 \begin{pmatrix} 0 \\ -\cos\alpha \end{pmatrix} \cdot \left(L d\bar{b}_2 + \frac{4(1-\nu_0^2)}{E_0} \tau_{\text{eff}} dL \right) + \rho_s a^2 \frac{8(1-\nu_0^2)}{E_0} \begin{pmatrix} 0 \\ \sigma_3 \end{pmatrix} L dL \quad (18)$$

$$\bar{b}_2 = \frac{\pi(1-\nu_0^2)}{E_0}(\tau_{\text{eff}} - \sigma_3 L \cos \alpha) \quad (19)$$

在全局坐标系下非弹性损伤应变增量为

$$[d\varepsilon] = [A]^T [C]^T [d\varepsilon_0] \quad (20)$$

式中: $[A]$ 和 $[C]$ 分别为坐标转换矩阵^[16]。

$$[d\varepsilon_0] = [d\varepsilon_{11}^m \quad d\varepsilon_{33}^m \quad 0] \quad (21)$$

岩体裂纹扩展产生的损伤演化柔度张量为 $[C_{ijkl}^{ad}]$, 则 $[C_{ijkl}^{ad}]$ 可由下式得到:

$$C_{ijkl}^{ad} = d\varepsilon_{ij} \sigma_{kl}^{-1} \quad (22)$$

综合考虑初始损伤及裂纹扩展产生损伤演化柔度张量, 得到渗透压作用下裂隙岩体损伤演化方程:

$$C_{ijkl}^{o-ad} = C_{ijkl}^o + C_{ijkl}^d + C_{ijkl}^{ad} \quad (23)$$

式中: C_{ijkl}^o 为无损岩体的弹性柔度张量; C_{ijkl}^d 为裂隙岩体的初始损伤柔度张量; C_{ijkl}^{ad} 为考虑渗透压裂纹扩展产生的损伤柔度张量演化。

2.3 岩体裂纹损伤演化三维模型

假定岩体裂纹为币形裂纹, 如图 4 所示。其裂纹扩展机理与二维情况的相同, 裂纹扩展在最大主应力 σ_1 和最小主应力 σ_3 平面内。

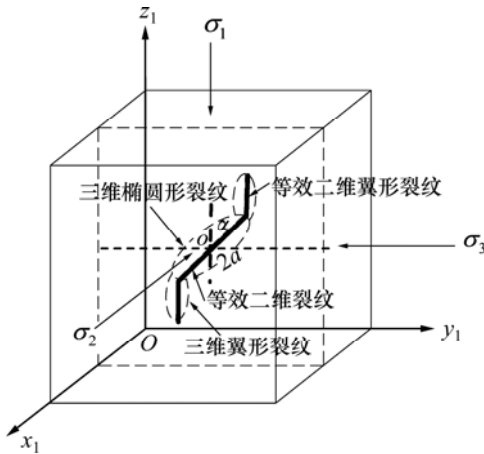


图 4 三维币形裂纹体等效为二维平面裂纹

Fig. 4 Taking three-dimension penny-shaped crack body as two-dimension crack

在 $\sigma_1 - \sigma_3$ 平面内过三维币形裂纹的中心作一平面, 则该平面与币形裂纹的交线为三维币形裂纹等效的二维平面裂纹。用空间解析几何求解 $\sigma_1 - \sigma_3$ 平面和币形裂纹的交线, 得三维币形裂纹面等效为二维裂纹。假定得到等效二维裂纹的长度 $2a$ 及与最大主应力平面夹角 α , 则可将三维裂纹面等效为迹长为 a 与最大主应力平面夹角为 α 的二维裂纹, 可采用二维分析方

法研究三维裂纹面的损伤扩展^[17]。

三维裂纹面在主应力 $x_1 y_1 z_1$ 坐标系下非弹性损伤应变增量为

$$[d\varepsilon_0] = [d\varepsilon_{11}^m \quad 0 \quad d\varepsilon_{33}^m \quad 0 \quad 0 \quad 0] \quad (24)$$

三维裂纹面在全局坐标系 xyz 坐标系下非弹性损伤应变增量为

$$[d\varepsilon] = [d\varepsilon_{11} \quad d\varepsilon_{22} \quad d\varepsilon_{33} \quad d\nu_{13} \quad d\nu_{12} \quad d\nu_{23}] = [A']^T [C']^T [d\varepsilon_0] \quad (25)$$

式中: $[A']$ 和 $[C']$ 分别为主应力局部坐标系 $x_1 y_1 z_1$ 和全局坐标系 xyz 之间的转换矩阵^[16]。据式(24)~(25), 可推导出三维情况下的考虑岩体初始损伤和损伤演化, 含水裂隙岩体损伤力学本构方程为

$$\varepsilon_{ijkl} = C_{ijkl}^{o-ad} \sigma_{kl} + C_{ijkl}^{o-ad} \delta_{kl} p \quad (26)$$

$$C_{ijkl}^{o-ad} = C_{ijkl}^o + C_{ijkl}^d + C_{ijkl}^{ad} = \frac{1+\nu_0}{E_0} \delta_{ik} \delta_{jl} - \frac{\nu_0}{E_0} \delta_{ij} \delta_{kl} + \sum_{m=1}^n [G_m]^T [\Delta G] [G_m] + d\varepsilon_{ij} \sigma_{kl}^{-1} \quad (27)$$

3 渗流-劈裂-损伤耦合有限元分析

3.1 岩体弹塑性损伤有限元格式

在进行弹塑性损伤有限元计算时, 采用 Mohr-Coulomb 屈服准则。对于每个单元, 有

$$[k]\{u\}^e = \{F\}^e \quad (28)$$

式中: $\{F\}^e$ 为单元的等效结点力; $\{u\}^e$ 为单元结点位移列阵; $[k]$ 为单元刚度矩阵,

$$[k]^e = \int_{\Omega^e} [B]^T [D]_{\text{epd}} [B] d\Omega^e \quad (29)$$

$$[D]_{\text{epd}} = [D]_{\text{ed}} - [D]_{\text{p}} \quad (30)$$

$[D]_{\text{ed}}$ 为弹性损伤矩阵 $[D]_{\text{ed}} = [C_{ijkl}^{o-ad}]^{-1}$; $[C_{ijkl}^{o-ad}]$ 由式(23)得到; $[D]_{\text{p}}$ 为塑性矩阵。

$$\{F\}^e = \gamma_w \int_{\Omega^e} [N]^T [B] \{h\} d\Omega^e \quad (31)$$

式中: γ_w 为水的重度; h_i 为节点水头; $[N]$ 为插值基函数; $[B]$ 为几何矩阵。

3.2 渗流方程的有限元格式

$$[T]\{P\} + [S] \frac{\partial P}{\partial t} + \{H\} = 0 \quad (32)$$

式中: $[T]$ 为渗透矩阵; $[S]$ 为贮水矩阵; $\{H\}$ 为列向量。

单元渗透矩阵 $[T]_e$ 、单元贮水矩阵 $[S]_e$ 和单元列向量 $\{H\}_e$ 分别为:

$$[T]_e = \int_{\Omega} [B]^T [K] [B] = [J]^T [B]^T \begin{bmatrix} K_x & 0 & 0 \\ 0 & K_y & 0 \\ 0 & 0 & K_z \end{bmatrix} [J] [B] d\Omega \quad (33)$$

$$[S]_e = \int_{\Omega^c} \phi \beta N_i N_j d\Omega \quad (34)$$

$$[H]_e = \int_{\Gamma^c} g N_i d\Gamma \quad (35)$$

3.3 求解策略

裂隙岩体渗流-劈裂-损伤耦合模型中, 岩体水力劈裂导致岩体渗透张量改变; 岩体渗流导致水力劈裂, 体现在高水压由原生裂纹流入劈裂裂纹, 劈裂裂纹进一步扩展、贯通导致岩体损伤演化, 高水压下裂隙岩体的劈裂和渗流耦合作用。

裂隙岩体渗流-劈裂-损伤耦合模型中渗流场对损伤场的耦合效应不仅体现在渗透压梯度作为节点荷载以体力形式作用在节点上, 而且体现在渗透压对裂隙岩体刚度矩阵的削弱上。损伤应力场对渗流场的耦合作用体现在岩体的渗透张量是应力、翼形裂纹扩展长度和裂纹张开度的函数。

在耦合系统中, 将岩体损伤应力场和渗流场作为 2 个独立的子系统, 具有耦合效应的参数值在各子系统相互随渗流时步传递耦合求解。对渗流时间域的离散采取变时步差分格式。利用 Fortran95 开发高水压下岩体裂隙劈裂-损伤-渗流耦合有限元分析程序 SDS.for, 设计框图见图 5。

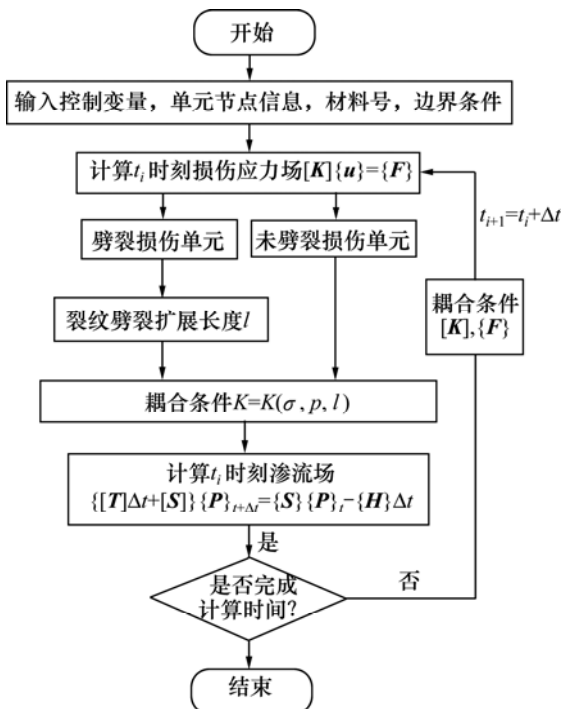


图 5 耦合计算流程

Fig. 5 Coupling calculation flowchart

4 高压注水致裂软化煤层的渗流-劈裂-损伤耦合分析

4.1 工程建模

煤层高压注水致裂软化煤层由于具有软化效果好、消耗费用低以及能利于生产环境等优点在多个矿区被采用。研究煤层水力致裂软化的流固耦合机理无论对理解顶煤弱化基本原理还是对于工程应用都具有重要意义^[18-20]。

对潞安王庄矿 3 号煤 4309 工作面进行高压注水致裂软化顶煤的工业试验。该煤层位于沁水煤田中部, 属于上石炭二叠太原组煤系, 平均厚度为 6.3 m。4309 工作面东为 4311 工作面, 西为 4307 工作面, 均为已采区。采深为 150~250 m, 煤层平均厚为 6.02 m, 倾角为 5°~7°。煤岩中主要分布 2 组裂隙, 裂隙组 1 的产状为 243.47°∠58°, 裂隙组 2 的产状为 273.82°∠41°。根据工作面巷布置条件及工作面倾斜长度, 将钻孔布置在距顶煤 1.5 m 处。考虑煤层倾向及钻杆的下沉率, 原则上钻孔平行顶煤, 沿煤层倾向向下。针对 4309 工作面的高注水工程, 建立图 6 所示的耦合计算模型, 注水孔间距为 15 m。耦合分析模型的 $x \times y \times z = 60 \text{ m} \times 30 \text{ m} \times 6 \text{ m}$, 耦合单元数为 114 184 个。在模型的四周加应力边界条件, 其中 x 方向上施加 $\sigma_{xx} = 3.0 \text{ MPa}$, y 方向上施加 $\sigma_{yy} = 3.0 \text{ MPa}$, z 方向上施加 $\sigma_{zz} = 3.7 \text{ MPa}$ 。计算参数由煤岩的岩石力学实验得到, 裂纹组分布的产状参数和力学统计参数算见表 1, 煤体力学计算参数见表 2。

由煤岩体的渗透实验得到该煤体渗透系数的流固耦合方程为

$$K = 2.42 \times 10^{-9} \exp(-0.102 8\theta + 0.146 7p) \quad (36)$$

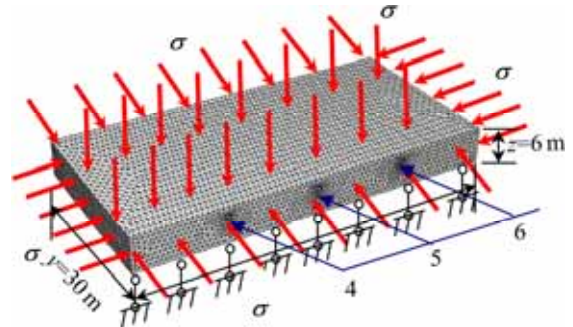


图 6 高压注水致裂软化煤层耦合计算模型

Fig. 6 Coupling model of soft coal seam by high water pressure

表 1 裂纹组的产状参数和力学统计参数

Table 1 Occurrence and mechanical parameters of discontinuous cracks sets

编号	间距/ m	迹长/ m	断距/ m	初始 裂宽/ mm	摩擦 因数	连通 率	法向刚度/ (GPa·m ⁻¹)
裂隙组1	0.4	0.5	1.5	0.02	0.6	0.6	7.5
裂隙组2	0.4	1.0	2.0	0.04	0.5	0.7	6.0

表 2 煤体力学计算参数

Table 2 Mechanical parameters of coal

弹性模量 E/GPa	泊松比 μ	空隙率 n	黏聚力 c/MPa	内摩擦 角 φ (°)	断裂韧度 K_{IC} / (MPa·m ^{0.5})
3.87	0.25	0.12	1.2	30	0.42

式中： $\Theta = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$ 。体积应力耦合分析中煤岩初始渗透张量为

$$k = \begin{bmatrix} 1.247 \times 10^{-9} & -2.727 \times 10^{-10} & -1.710 \times 10^{-10} \\ -2.727 \times 10^{-10} & 6.226 \times 10^{-9} & -4.165 \times 10^{-11} \\ -1.710 \times 10^{-10} & -4.165 \times 10^{-11} & 2.096 \times 10^{-10} \end{bmatrix} \quad (37)$$

为研究合理的注水压力，选取 4, 5, 6 和 7 MPa 这 4 种不同的注水压力，同时对 3 个注水孔注水，研究不同注水压力下煤岩体的水力劈裂损伤。下面以注水压力 $p=5$ MPa 时 3 个孔同时注水的情况为例，探讨高压作用下煤岩体的渗流-劈裂-损伤耦合响应。在 4 号和 5 号注水孔间连线内选取 10 个监测单元，研究不同位置的耦合响应，计算监测单元位置见图 7。

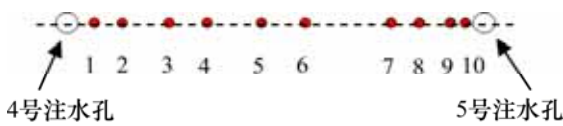


图 7 计算监测单元分布

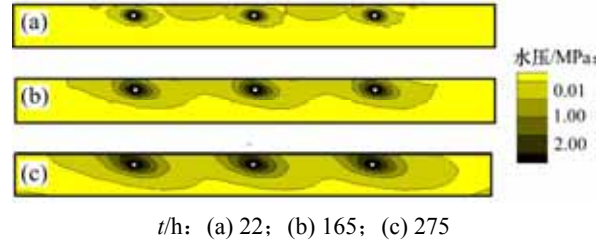
Fig. 7 Distribution of calculation monitoring units

4.2 耦合分析

4.2.1 渗流场分析

图 8 所示为 3 个孔同时注水时，不同时刻的水压分布。从图 8 可以看出：水压力从注水孔向外逐渐衰减，由于煤岩体渗流的各向异性，在注水孔附近水压分布呈近椭圆形分布。注水初期，高水头、高水力梯度封闭在注水孔附近区域，表现为水压等值线在注水孔附近区域高度密集，高水力梯度为高压在煤岩体的渗流提供足够动力；随着时间推移，近注水孔高压

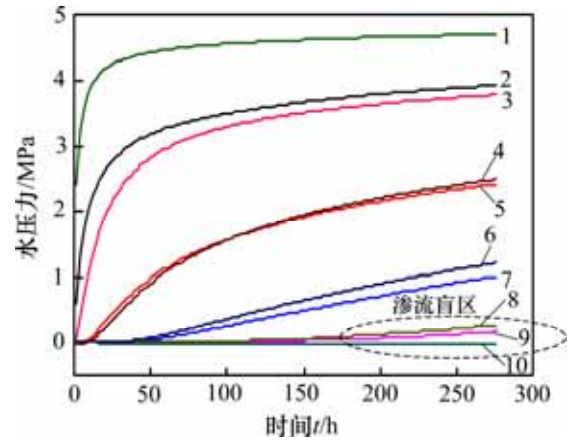
压逐步消散，煤岩体湿润区域不断扩大。当注水时间 $t=275$ h 时，湿润区域为整个计算区域的 84%。图 9 所示为各点水压随时间变化曲线。从图 9 可见：随着注水时间增加，各点水压上升，基本上服从指数规律。离注水孔越近水压越高，远离注水孔水压愈低。



t/h: (a) 22; (b) 165; (c) 275

图 8 不同注水时刻水压分布

Fig. 8 Distribution of water pressure at different injection time



孔单元监测点：1—10 号；2—1 号；3—9 号；4—8 号；5—2 号；6—7 号；8—3 号；9—6 号；10—4 号。

图 9 各单元水压随时间的变化

Fig. 9 Change of water pressure with time

4.2.2 应力场分析

高压下煤岩体渗流-劈裂-损伤耦合作用体现在渗透水力梯度作为渗透体积力施加于应力计算单元上，随着渗流发展，由于各单元水力梯度调整(近注水孔煤岩体内高水力梯度逐渐消散，远注水孔煤岩体内水力梯度逐渐增加)，从而导致煤岩应力场发生改变。

图 10 为不同注水时刻煤岩体的有效体积应力分布。从图 10 可见：随着煤层注水，煤岩体有效体积应力不断减少，并向逐渐拉应力转移(图 10 中压应力为负，拉应力为正)；在注水时间 $t=275$ h 时，注水孔附近 2.0~2.5 m 范围内有效体积应力处于受拉应力状态。图 11 所示为各计算点的有效体积应力随时间的变化规律。从图 11 可以看出：离注水孔越近，有效体积应力越大，压应力愈少；当注水时间 $t>75$ h 时，1 号、

9号、10号单元的有效体积应力全部处于受拉状态, 而2孔连线中部的4号、5号、6号计算单元由于受渗流扰动较少而导致有效体积应力随时间变化不大。

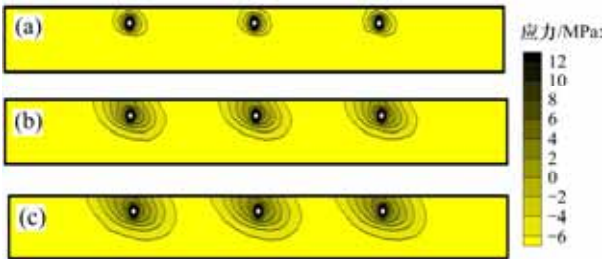
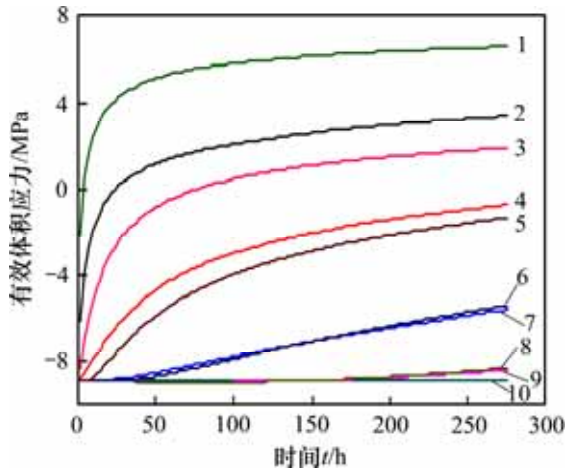


图 10 不同注水时刻有效体积应力演化

Fig. 10 Effective volume stress evolution at different injection time



孔单元监测点: 1—10号; 2—1号; 3—9号; 4—2号; 5—8号; 6—3号; 8—6号; 9—5号; 10—4号。

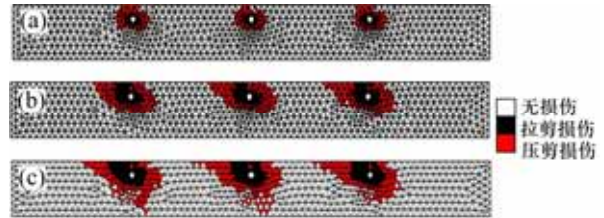
图 11 有效体积应力随时间的变化

Fig. 11 Change of effective volume stress with time

4.2.3 劈裂损伤分析

当注水时间 t 为 22, 165 和 275 h 时, 劈裂损伤区分布见图 12。从图 12 可见: 在高渗透水压的驱动下, 自注水孔向外扩展依次为拉剪损伤区、压剪损伤区; 随注水时间的增加, 煤岩损伤区逐渐增大, 耦合分析得到 $t=275h$ 损伤区占煤岩体的 32%。通过跟踪各计算单元的劈裂裂纹扩展长度得到图 13 所示的各计算单元的劈裂裂纹扩展长度随时间的变化规律。从图 13 可见: 离注水孔越近, 裂纹起裂、扩展、贯通的时间越早, 1号、10号单元离注水孔的距离分别为 0.58 m 和 0.25 m, 这 2 个单元的在注水持续 1.31 h 左右开始起裂, 在 25~27 h 左右劈裂裂纹与原生裂纹贯通而止裂。距注水孔较远的 3号、7号单元在注水持续 249 h

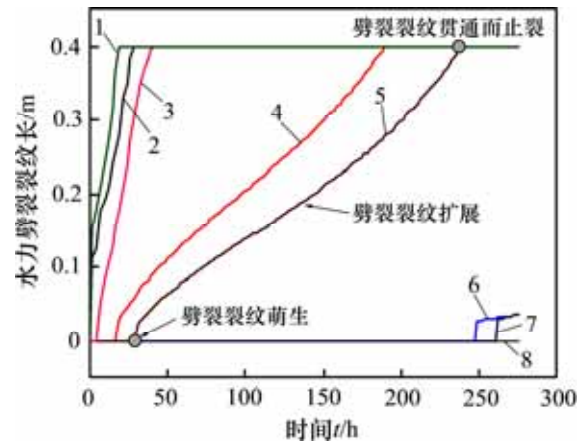
和 263 h 才开始劈裂。而 2 个孔中部的 4号、5号、6号单元在注水孔压力 $p=5$ MPa 下, 在 $t=275$ h 内没有劈裂。



t/h: (a) 22; (b) 165; (c) 275

图 12 不同注水时刻损伤区演化

Fig. 12 Damage area evolution at different injection time



孔单元监测点: 1—10号; 2—1号; 3—9号; 4—2号; 5—8号; 6—3号; 7—7号; 8—4号、5号、6号。

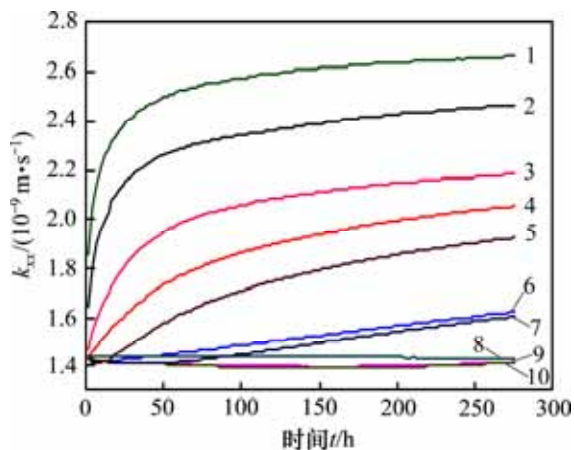
图 13 劈裂裂纹扩展长度随时间的变化规律

Fig. 13 Change of splitting crack extension length with time

与煤岩裂纹变形、劈裂扩展耦合的煤岩体渗透张量随损伤和渗透水压的发展而发生改变。图 14 所示为各计算单元渗透张量中 k_{xx} 项随时间的演化曲线。该曲线与渗流水压的演化曲线相类似。从图 14 可以看出: 随着高压水渗入, 煤岩裂纹发生变形、裂纹劈裂扩展, 煤岩体渗透性将增强。

4.3 合理注水压力分析

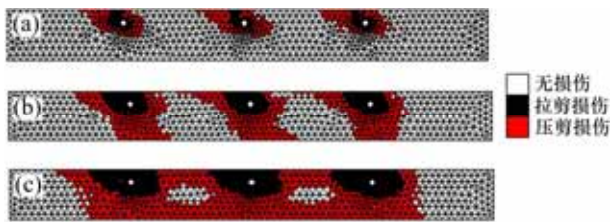
分析 4, 5, 6 和 7 MPa 这 4 种不同注水压力数值模拟实验结果来探讨合理的煤层注水压力。图 15 所示为不同的注水压力下, $t=275$ h 时煤岩体劈裂损伤区的分布。从图 15 可以看出: 随注水压力增加, 煤岩损伤区加大; 当注水压力为 7 MPa 时, 在各注水孔之间煤岩体的 90% 处于劈裂损伤状态, 可以认为注水压力 7 MPa 是合理的注水压力。从耦合分析得到的这一结论在现场试验中得到证实, 在王庄煤矿 3 号煤层注水实验中, 注水压力保持在 6.0~8.3 MPa 之间, 注水致



煤层工作面编号：1—10 号监测点；2—1 号监测点；3—9 号监测点；4—2 号监测点；5—8 号监测点；6—3 号监测点；7—7 号监测点；8—4 号监测点；9—5 号监测点；10—6 号监测点。

图 14 各单元渗透系数 k_{xx} 随时间的变化

Fig. 14 Change of permeable factors k_{xx} with time



注水压力 p/MPa : (a) 4; (b) 6; (c) 7

图 15 不同注水压力下煤岩体劈裂损伤区分布 ($t=275$ h 时)

Fig. 15 Damage area distribution of coal under different water pressures ($t=275$ h)

裂效果十分明显，注水后顶煤实测含水率为 2.71%，顶煤强度降低为 9.5 MPa。采用三刀间隔分段放顶煤回采工艺，顶煤回收率由注水前的 60.2% 提高到 78.9%。可见煤层注水对 4309 工作面中硬煤层的破碎与放落起关键作用。

5 结论

1) 岩体裂隙渗流-劈裂-损伤耦合模型考虑了岩体裂纹的劈裂损伤和渗流的各向异性耦合作用，体现了渗透压对裂隙岩体柔度张量的贡献和翼形裂纹扩展对裂隙岩体渗透张量演化的贡献。

2) 岩体裂隙渗流-劈裂-损伤耦合的有限元数值分析模型将损伤应力场和渗流场作为这 2 个子系统，

采用间接耦方法，将具有耦合效应的参数在各子系统随渗流时步传递耦合求解。

3) 在高渗透压条件下，煤岩的应力场会发现很大变化，甚至可能改变煤岩应力拉压状态。高渗透压改变了煤岩裂纹结构而导致煤岩破裂，这是高压注水软化顶煤的基本原因。

参考文献:

- [1] ALIREZA B, AGHBANAN, LANRU JING. Hydraulic properties of fractured rock masses with correlated fracture length and aperture[J]. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 2007, 44: 704-719.
- [2] 陈桂义, 张登春, 邹声华, 等. 裂隙水作用下巷道围岩体温度场的数值模拟[J]. 矿业工程研究, 2014, 29(2): 24-28.
CHEN Guiyi, ZHANG Dengchun, ZOU Shenghua, et al. Numerical simulation of temperature field of roadway surrounding rock under the action of fracture water[J]. Mining Engineering Research, 2014, 29(2): 24-28.
- [3] 张天军, 任金虎, 陈占清, 等. 混合破碎岩样渗透特性试验研究[J]. 湖南科技大学学报(自然科学版), 2015, 30(1): 1-5.
ZHANG Tianjun, REN Jinhu, CHEN Zhanqing, et al. Experimental study on the permeability characteristics of mixed broken rock sample[J]. Journal of Hunan University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2015, 30(1): 1-5.
- [4] 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]. Shui Li Xue Bao, 1991, 5: 19-27.
- [5] 朱珍德, 徐卫亚. 裂隙岩体渗流场与损伤场耦合模型研究[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2003, 31(2): 156-160.
ZHU Zhende, XU Weiya. Theoretical study on a coupled seepage-damage model for fissured rock masses[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2003, 31(2): 156-160.
- [6] 郑少河. 裂隙岩体渗流场-损伤场耦合理论及应用[D]. 武汉: 中国科学院武汉岩土力学研究所, 2000: 1-50.
ZHENG Shaohu. Research on coupling theory between seepage and damage of fractured rock mass and its application to engineering[D]. Wuhan: Chinese Academy of Sciences. Institute of Rock and Soil Mechanics, 2000: 1-50.
- [7] 杨天鸿, 徐涛, 刘建新, 等. 应力-损伤-渗流耦合模型及在深部煤层瓦斯卸压实践中的应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(16): 2900-2905.
YANG Tianhong, XU Tao, LIU Jianxin, et al. Coupling model of stress-damage-flow and its application to the investigation of instantaneous seepage mechanism for gas during unloading in

- coal seam with depth[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(16): 2900–2905.
- [8] ZHAO Yanlin, CAO Ping, WANG Weijun, et al. Wing crack model subjected to high hydraulic pressure and far field stresses and its numerical simulation[J]. Journal of Central South University, 2012, 19(2): 578–585.
- [9] 赵延林, 曹平, 林杭, 等. 渗透压作用下压剪岩石裂纹流变断裂贯通机制及破坏准则探讨[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(4): 511–517.
- ZHAO Yanlin, CAO Ping, LIN Hang, et al. Study on fracture mechanism and rheologic fracture failure criterion of compressive-shear rock cracks under saturated pressure[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, 30(4): 511–517.
- [10] SOULEY M, HOMAND F, PEPA S, et al. Damage-induced permeability changes in granite: a case example at the URL in Canada[J]. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 2001, 38(2): 297–310.
- [11] YANG T H, TANG C A, TANG Z Z, et al. Influence of heterogeneity of mechanical properties on hydraulic fracturing in permeable rocks[J]. Rock Mech Rock Engng, 2004, 37(4): 251–275.
- [12] 陈红江. 裂隙岩体应力-损伤-渗流耦合理论、试验及工程应用研究[D]. 长沙: 中南大学资源与安全工程学院, 2010: 1–65.
- CHEN Hongjiang. Research on coupling theory and test of stress-damage- seepage in fractured rock masses and its engineering application[D]. Changsha: Central South University. School of Resources and Safety Engineering, 2010: 1–65.
- [13] KEMENY J M, COOK G W. Crack models for the failure of rocks in compression, constitutive laws for engineering materials: theory and applications[M]. New York: Elsevier, 1987: 879–887.
- [14] ASHBY M F, HALLAM S D. The failure of brittle solids containing small cracks under compressive stress states[J]. Acta Metal, 1986, 34(3): 497–510.
- [15] 李术才, 朱维申. 复杂应力状态下断续节理岩体断裂损伤机理研究及其应用[J]. 岩石力学与工程学报, 1999, 18(2): 142–146.
- LI Shucai, ZHU Weishen. Fracture damage mechanism of discontinuous jointed rockmass under the state of complex stress and its application[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 1999, 18(2): 142–146.
- [16] 赵延林. 裂隙岩体渗流-损伤-断裂耦合理论与工程应用[M]. 徐州: 中国矿业大学出版社, 2012: 10–60.
- ZHAO Yanlin. Seepage-damage-fracture coupling theory in fractured rock mass and its engineering application[M]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2012: 10–60.
- [17] 徐靖南, 朱维申, 白世伟. 压剪应力作用下多裂隙岩体的力学特性-断裂损伤演化方程及试验验证[J]. 岩土力学, 1994, 15(2): 1–12.
- XU Jingnan, ZHU Weishen, BAI Shiwei. Multi-crack rock mass mechanical character under the state of compression-shearing fracture and damage evolution and testing verification[J]. Rock and Soil Mechanics, 1994, 15(2): 1–12.
- [18] 赵阳升. 矿山岩石流体力学[M]. 北京: 煤炭工业出版社, 1994: 1–48.
- ZHAO Yangsheng. Rock fluid mechanics in mine[M]. Beijing: China Coal Industry Publishing House, 1994: 1–48.
- [19] 王亮, 马宗武, 毛小虎. 圆柱体轴向点荷载加载破坏机理[J]. 矿业工程研究, 2015, 30(1): 69–75.
- WANG liang, MA Zongwu, MAO Xiaohu. Research on failure mechanism of cylinder axial load[J]. Mining Engineering Research, 2015, 30(1): 69–75.
- [20] 连会青, 夏向学, 王世东. 采动条件下井壁变形对井筒涌水量的影响[J]. 湖南科技大学学报(自然科学版), 2015, 30(1): 47–58.
- LIAN Huiqing, XIA Xiangxue, WANG Shidong. Impact of wellbore of inflow under boring conditions[J]. Journal of Hunan University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2015, 30(1): 47–58.

(编辑 陈灿华)