

非均匀应力场瓦斯抽采钻孔扰动煤体变形破坏特征

徐 超^{1,2}, 秦亮亮², 王 凯^{1,2}, 吴世敏², 张 荣³, 郭海军^{1,2}, 舒龙勇⁴

(1. 中国矿业大学(北京) 共生能源精准开采北京市重点实验室, 北京 100083; 2. 中国矿业大学(北京) 应急管理与安全工程学院, 北京 100083; 3. 中国民航大学 安全科学与工程学院, 天津 300300; 4. 煤炭科学技术研究院有限公司 安全分院, 北京 100013)

摘 要: 深部松软低透煤层瓦斯抽采钻孔周围煤体变形破坏特征影响着煤层瓦斯预抽效果。基于非均匀应力场条件, 构建了钻孔扰动煤体的力学模型, 推导了钻孔扰动煤体破碎区、塑性区、弹性区的应力、应变及位移的解析解, 分析了侧压系数、载荷条件、黏聚力及扩孔行为等因素对扰动煤体“三区”分布的影响规律, 并通过工程实例验证了理论模型的可靠性。研究表明: 在非均匀应力场条件下, 扰动煤体塑性区、破碎区呈椭圆形分布, 随着侧压系数的增大, 扰动煤体塑性区、破碎区的上、下两翼的长度也越来越大, 较小应力方向的塑性区、破碎区半径大于较大应力方向两区的半径; 煤体塑性区、破碎区的半径均随着垂向载荷的增大而增大, 随着初始黏聚力、残余黏聚力的增大而减小, 垂向载荷对其形状产生的影响可以忽略不计; 当钻孔直径由 0.1 m 扩孔为 0.5 m 时, 距钻孔中心 0~1.0 m 的煤体产生强扰动作用, 1.0~4.6 m 的煤体产生弱扰动作用, 4.6 m 之后的煤体几乎无影响; 通过古汉山煤矿 16032 底抽巷水力扩孔现场实例, 观察到扩孔段扰动煤体的破坏程度较高, 基于出煤量反推出扩孔直径为 1.5 m, 进而分别通过理论计算与数值模拟获得钻-扩孔煤体变形破坏特征, 2 者吻合度较高, 从而验证理论模型的可靠性。

关键词: 非均匀应力; 弹塑性分析; 扩孔; 扰动煤体; 侧压系数

中图分类号: TD712

文献标志码: A

文章编号: 0253-9993(2023)04-1538-13

Deformation and failure characteristics of gas drainage drilling-reaming coal mass in non-uniform stress field

XU Chao^{1,2}, QIN Liangliang², WANG Kai^{1,2}, WU Shimin², ZHANG Rong³, GUO Haijun^{1,2}, SHU Longyong⁴

(1. Beijing Key Laboratory of Accurate Mining of Co-associated Energy, China University of Mining and Technology-Beijing, Beijing 100083, China; 2. School of Emergency Management and Safety Engineering, China University of Mining and Technology-Beijing, Beijing 100083, China; 3. Faculty of Safety Science and Engineering, Civil Aviation University of China, Tianjin 300300, China; 4. Mine Safety Technology Branch, China Coal Research Institute, Beijing 100013, China)

Abstract: The deformation and failure characteristics of coal around gas drainage boreholes in deep soft and low permeability coal seams affect coal seam gas pre-drainage. Based on the condition of non-uniform stress field, the mechanical model of borehole disturbed coal mass was developed, the analytical solutions of stress, strain and displacement in the damaged zone, plastic zone and elastic zone of borehole disturbed coal mass were deduced, the influence law of factors such as lateral pressure coefficient, load condition, cohesion and hole expanding behavior on the “three zone” distribution

收稿日期: 2022-05-04 修回日期: 2022-10-16 责任编辑: 王晓珍 DOI: 10.13225/j.cnki.jccs.WS22.0655

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (51974321, 52130409); 国家自然科学基金创新研究群体资助项目 (52121003)

作者简介: 徐 超 (1988—), 男, 山东泰安人, 副教授, 博士。E-mail: xuchao@cumtb.edu.cn

通讯作者: 张 荣 (1988—), 男, 河北怀安人, 讲师, 博士。E-mail: cumtzhangrong@126.com

引用格式: 徐超, 秦亮亮, 王凯, 等. 非均匀应力场瓦斯抽采钻孔扰动煤体变形破坏特征[J]. 煤炭学报, 2023, 48(4): 1538-1550.

XU Chao, QIN Liangliang, WANG Kai, et al. Deformation and failure characteristics of gas drainage drilling-reaming coal mass in non-uniform stress field[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(4): 1538-1550.



移动阅读

of disturbed coal mass were analyzed, and the reliability of the theoretical model was verified through engineering examples. The results show that under the condition of non-uniform stress field, the plastic zone and damaged zone of disturbed coal mass are elliptical distribution. With the increase of lateral pressure coefficient, the length of the upper and lower wings of the plastic zone and damaged zone of disturbed coal mass becomes larger and larger, and the radius of the plastic zone and damaged zone in the direction of smaller stress is greater than the radius of the two zones in the direction of large stress. The radius of plastic zone and damaged zone of coal mass increases with the increase of vertical load, and decreases with the increase of initial cohesion and residual cohesion. The influence of vertical load on its shape can be ignored. When the borehole diameter is expanded from 0.1 m to 0.5 m, the coal mass 0–1.0 m away from the borehole center produces a strong disturbance, the coal mass 1.0–4.6 m produces a weak disturbance, and the coal mass after 4.6 m has almost no influence. Through the field example of No.16032 bottom pumping roadway hydraulic reaming in the Guhan-shan coal mine, it is observed that the disturbed coal mass in the reaming section has a high degree of damage. Based on the coal output, the reaming diameter is deduced to be 1.5 m, and then the deformation and damage characteristics of drilling reaming coal mass are obtained through theoretical calculation and numerical simulation respectively. The two are in good agreement, so as to verify the reliability of the theoretical model.

Key words: non-uniform stress; elastoplastic analysis; reaming; disturbed coal mass; side pressure coefficient

煤炭一直是我国的主导能源,2021年我国煤炭消费量占一次能源消费总量的56%^[1-4]。随着我国社会经济对煤炭资源需求量的增加,浅部煤炭资源逐渐枯竭,深部开采将成为煤炭行业的开采常态^[5-8]。深部煤层赋存区域往往具有复杂构造,煤体承受较高且非均匀应力,同时深部煤层具有高瓦斯压力、低渗透性等特性,导致煤岩瓦斯动力灾害日益严重^[9-10]。煤层瓦斯预抽是有效防治煤与瓦斯突出的区域性措施之一^[11],在煤层内施工瓦斯抽采钻孔,一方面可以形成瓦斯流动的优势通道,另一方面也可以对扰动煤体产生卸压增透作用,最终达到消除煤层突出危险性的目的^[12]。但是,由于深部煤层松软、透气性差,若通过普通钻孔抽采达到煤层消突的目的,需要延长抽采时间或减小钻孔间距,导致瓦斯抽采效率低下且成本过高。

为提高煤层透气性、保证煤层瓦斯抽采效果,松软低透煤层常采用水力冲孔、水力造穴、机械造穴等人工扩大孔径的方法^[13-14],达到煤层卸压增透的目的。抽采钻孔扩孔后,原始应力状态会随之发生变化,向孔洞释放出积聚的弹性能从而使煤体卸压,造成扰动煤体的损伤变形程度加深,原始裂隙开度变大,并产生新的裂隙通道,使煤层透气性得到提高^[15]。钻孔扩孔可以显著提高瓦斯抽采效率与抽采量,降低经济成本,有效治理瓦斯灾害。因此,深入研究钻孔施工后特别是扩孔后扰动煤体的应力演化和变形破坏特征,对于指导煤层瓦斯预抽钻孔设计具有重要意义。

国内外学者针对钻孔围岩应力与变形破坏规律开展了大量研究。马念杰等^[12]理论推导了抽采钻孔增透圈半径的解析解,并阐述了其在实际现场中的具体应用。TEZUKA等^[16]通过真三轴压缩试验,提出

了多种钻孔稳定性模型,并依此开展了钻孔围岩稳定性的相关研究。赵阳升等^[17]通过实验研究和理论分析得出了钻孔围岩在高温、高压条件下发生塑性变形的规律及破坏的临界条件。王振等^[18]提出了钻孔扰动煤体稳定性的力学模型,并依此分析了钻孔扰动煤体的变形及破坏规律。尹光志等^[19]通过试验分析了中间主应力对钻孔围岩塑性区的影响规律。姚向荣等^[20]、浑宝矩等^[21]利用FLAC^{3D}软件,研究了钻孔的应力以及变形破坏特征。蔺海晓等^[22]运用UDEC软件,模拟分析了钻孔周围的应力场及应力场对于不同侧压系数的敏感性。苏高鹏^[23]采用理论分析与COMSOL数值模拟研究抽采钻孔的应力分布与卸压范围。

也有学者针对钻孔扩孔后的卸压增透规律及瓦斯抽采效果开展研究。ZHANG等^[24]通过理论分析、数值模拟和现场试验,得出了水力冲孔后煤层的应力演化和渗透率变化规律。王恩元等^[25]通过现场监测,获得了水力冲孔对地应力的影响以及瓦斯渗流场的演化规律。王凯等^[26]、KONG等^[27]采用现场试验与数值模拟的方法,得到了水力冲孔对煤层的卸压增透效果的影响规律。王峰等^[28]现场实测了瓦斯压力,分析了水力冲孔对煤层的卸压增透与瓦斯抽采效果的影响。秦贵成等^[29]得到了钻孔有效抽采半径时变规律及水力造穴对有效抽采半径的增强作用。王俊铭等^[30]阐述了钻孔扩孔之后串孔原因,模拟得出了扩孔后煤体的应力、变形、渗透率的演化规律。程斌等^[31]分析了空气动力造穴原理,以实验为基础,通过模拟验证了原理的正确性。王亮等^[14]采用COMSOL分析不同扩孔半径与间距对瓦斯抽采的影响,并依据结果在现场进行验证。

综上,以往的研究均假设瓦斯抽采钻孔为均匀应力场条件,偏离实际情况;多侧重于数值模拟和现场应用,对扰动煤体应力与变形规律的理论研究较少;多聚焦于普通孔径钻孔,较少研究扩孔对煤体变形破坏特征的影响。因此,笔者考虑地应力场的非均匀性,构建钻孔扰动煤体的力学模型,推导钻孔扰动煤体破碎区、塑性区、弹性区的应力、应变及位移解析解,分析侧压系数、载荷条件、黏聚力及扩孔行为等因素对扰动煤体变形破坏特征的影响规律,进而以古汉山矿水力扩孔试验为工程背景,通过现场试验与数值模拟得到水力扩孔后煤体变形破坏规律,验证理论模型的可靠性。

1 钻孔扰动煤体的弹塑性分析

施工瓦斯抽采钻孔后,会使煤体的原始应力平衡状态发生变化,导致其发生变形、位移甚至破坏,从而形成以钻孔为圆心逐渐向四周蔓延的破碎区、塑性区、弹性区“三区”^[32]。在非均匀应力场的条件下,以弹塑性力学为基础,推导出钻孔扰动煤体“三区”的应力、应变以及位移解析解。

1.1 钻孔扰动煤体的力学模型

图 1 扰动煤体力学模型中, σ 为应力; ε 为应变; θ 为水平方位角。半径为 R_0 的钻孔在煤体中施工,受到的垂直和水平应力分别为 p_0 和 λp_0 ,其中 λ 为侧压系数,表示水平与垂直应力的比值,图中应力箭头的粗细和方向代表应力的不同。破碎区、塑性区、弹性区的半径分别表示为 R_b 、 R_s 、 R_e 。由煤体的力学模型曲线可知,当扰动煤体未达到峰值强度前,将煤体视为弹性状态;当煤体达到峰值强度后开始进入理想塑性软化状态,该状态的煤体满足塑性屈服条件,

处于该状态煤体的变形受破碎区的制约;当塑性应变满足一定条件时,煤体开始进入破碎状态,该状态的煤体处于残余强度阶段^[33]。

钻孔施工过程中极坐标下扰动煤体的 σ_θ 与 σ_r 服从的平衡微分方程为

$$\frac{d\sigma_r^i}{dr} + \frac{\sigma_r^i - \sigma_\theta^i}{r} = 0 \quad (1)$$

式中, σ_r^i 、 σ_θ^i 分别为钻孔扰动煤体在不同区域的径向应力和切向应力,MPa; r 为扰动煤体某点距钻孔中心的距离,m;在弹性区、塑性区及破碎区*i*分别用e、s、b代替,下同。

选用 Mohr-Coulomb 准则来判断煤体是否出现塑性破坏,该准则^[34]可表示为

$$f = \sigma_\theta^i - M\sigma_r^i - S_i = 0 \quad (2)$$

式中, $M = \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi}$; $S_i = \frac{2C_i \cos \varphi}{1 - \sin \varphi}$, φ 为煤体的内摩擦角,°; C_i 为煤体的黏聚力,MPa。

当煤体处于塑性区时,由于裂隙的发育与生成贯通导致其黏聚力逐渐减小到残余值,而内摩擦角却几乎不发生变化,黏聚力的降低是造成该区域内煤体强度降低的主要原因^[35]。当应力超过峰值强度,煤体进入峰后软化阶段。在此阶段,煤体的黏聚力从 C_0 逐渐减小到残余值 C_b ,其值由煤体的残余强度所决定。假设在应变软化阶段黏聚力随应变呈线性减小,黏聚力在各个区内可以表示为

$$\begin{cases} C=C_0, & r \geq R_s \\ C=C_0 - K_c(\varepsilon_\theta^s - \varepsilon_\theta^{R_s}), & R_s \geq r \geq R_b \\ C=C_b, & R_0 \leq r \leq R_b \end{cases} \quad (3)$$

式中, C 为黏聚力,MPa; C_0 为初始黏聚力,MPa; C_b 为残余黏聚力,MPa; K_c 为塑性区黏聚力的软化系数,MPa; $\varepsilon_\theta^{R_s}$ 为煤体在弹性区与塑性区边界上的切向应变; ε_θ^i 为煤体在不同区域的切向应变。

1.2 弹性区的应力和应变

非均匀应力场可以分解为 2 种应力状态,如图 2 所示。

在状态 I 下,钻孔煤体承受 $0.5(1+\lambda)p_0$ 的均匀压力,则弹性区域的应力^[36]可以写为

$$\begin{cases} \sigma_\theta = 0.5(1+\lambda)p_0 \left(1 + \frac{R_s^2}{r^2} \right) - \sigma_r^R \frac{R_s^2}{r^2} \\ \sigma_r = 0.5(1+\lambda)p_0 \left(1 - \frac{R_s^2}{r^2} \right) + \sigma_r^R \frac{R_s^2}{r^2} \end{cases} \quad (4)$$

式中, σ_r^R 为塑性区和弹性区交界面处的径向应力。

在状态 II 下,钻孔煤体受 $0.5(1-\lambda)p_0$ 的水平拉应力和 $0.5(1-\lambda)p_0$ 的垂直压应力,当 $r=R_0$ 时, $\sigma_r = \tau_{r\theta} = 0$,当 $r=R_e$ 时, $\sigma_x = -0.5(1-\lambda)p_0$, $\sigma_y = 0.5(1-\lambda)p_0$, 笛卡

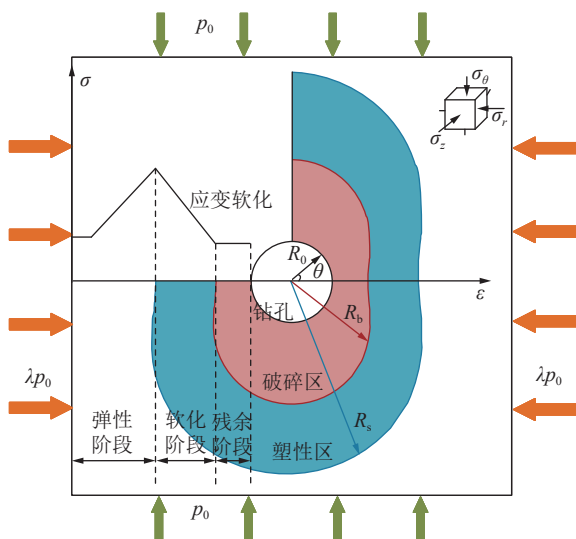


图 1 扰动煤体力学模型
Fig.1 Disturbed coal mechanics model

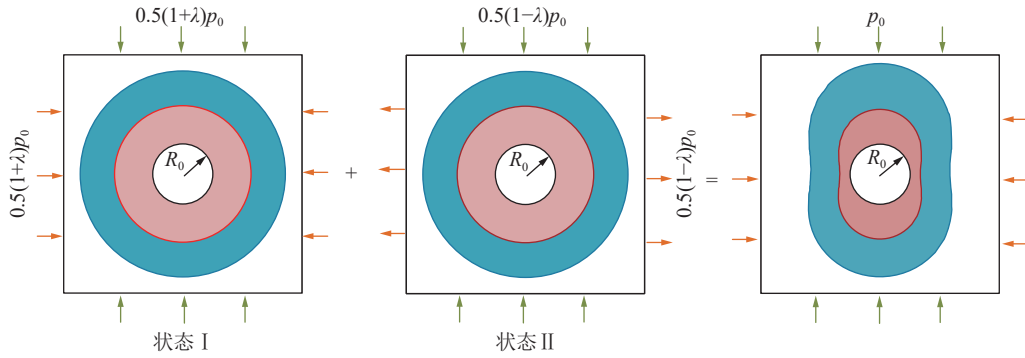


图2 非均匀应力场分解模型

Fig.2 Decomposition model of non-uniform stress field

尔坐标系下的剪切应力 $\tau_{xy} = 0$, 当 $r = R_s$ 时, 通过坐标变换可得出

$$\begin{cases} \sigma_r = -0.5(1-\lambda)p_0 \cos 2\alpha \\ \tau_{r\theta} = 0.5(1-\lambda)p_0 \sin 2\alpha \end{cases} \quad (5)$$

式中, $\tau_{r\theta}$ 为剪切应力, MPa; $\alpha = \pi/2 - \theta$ 。

构建应力函数并积分求得状态 II 的应力^[37]为

$$\begin{cases} \sigma_r^e = 0.5(1+\lambda)p_0 \left(1 - \frac{R_s^2}{r^2}\right) + \sigma_r^{R_s} \frac{R_s^2}{r^2} - 0.5(1-\lambda)p_0 \left(1 - 4\frac{R_s^2}{r^2} + 3\frac{R_s^4}{r^4}\right) \cos 2\theta \\ \sigma_\theta^e = 0.5(1+\lambda)p_0 \left(1 + \frac{R_s^2}{r^2}\right) - \sigma_r^{R_s} \frac{R_s^2}{r^2} + 0.5(1-\lambda)p_0 \left(1 + 3\frac{R_s^4}{r^4}\right) \cos 2\theta \end{cases} \quad (7)$$

在钻孔扰动煤体的弹塑性交界面处不仅服从 Mohr-Coulomb 屈服准则, 也存在 $\sigma_r^e = \sigma_r^{R_s}|_{r=R_s}$, $\sigma_\theta^e = (1+\lambda)p_0 - \sigma_r^{R_s} + 2(1-\lambda)p_0 \cos 2\theta$, 将式 (7) 代入式 (2) 中, 则 $\sigma_r^{R_s}$ 可表示为

$$\sigma_r^{R_s} = \frac{(1+\lambda)p_0 + 2(1-\lambda)p_0 \cos 2\theta - S_c}{M+1} \quad (8)$$

将式 (7) 代入平面应变的本构方程^[38]中, 即可求得弹性区钻孔煤体的径向和切向应变为

$$\begin{cases} \varepsilon_r^e = \frac{1+\nu}{E} \left\{ 0.5(1+\lambda)p_0 \left[(1-2\nu) - \frac{R_s^2}{r^2} \right] + \sigma_r^{R_s} \frac{R_s^2}{r^2} - 0.5(1-\lambda)p_0 \left[1 - 4(1-\nu) \frac{R_s^2}{r^2} + 3\frac{R_s^4}{r^4} \right] \cos 2\theta \right\} \\ \varepsilon_\theta^e = \frac{1+\nu}{E} \left\{ 0.5(1+\lambda)p_0 \left[(1-2\nu) + \frac{R_s^2}{r^2} \right] - \sigma_r^{R_s} \frac{R_s^2}{r^2} + 0.5(1-\lambda)p_0 \left[1 - 4\nu \frac{R_s^2}{r^2} + 3\frac{R_s^4}{r^4} \right] \cos 2\theta \right\} \end{cases} \quad (9)$$

式中, ν 为煤体的泊松比; E 为煤体的弹性模量, MPa; ε_r^e 为煤体在不同区域的径向应变。

将式 (9) 代入几何方程^[33]中, 经计算求得扰动煤体在弹性区的位移为

$$u_e = \frac{1+\nu}{E} \left\{ 0.5(1+\lambda)p_0 \left[(1-2\nu)r + \frac{R_s^2}{r} \right] - \sigma_r^{R_s} \frac{R_s^2}{r} + 0.5(1-\lambda)p_0 r \left(1 - 4\nu \frac{R_s^2}{r^2} + 3\frac{R_s^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \right\} \quad (10)$$

1.3 塑性区的应力和应变

当 $r = R_s$ 时, 钻孔煤体存在的应力边界条件为: $\sigma_r = \sigma_r^{R_s}$, 将式 (2) 代入式 (1) 经积分计算可得塑性区的应力可以表示为

$$\begin{cases} \sigma_r^s = \left(\sigma_r^{R_s} + \frac{S_s}{M-1} \right) \left(\frac{r}{R_s} \right)^{M-1} - \frac{S_s}{M-1} \\ \sigma_\theta^s = M \left(\sigma_r^{R_s} + \frac{S_s}{M-1} \right) \left(\frac{r}{R_s} \right)^{M-1} - \frac{S_s}{M-1} \end{cases} \quad (11)$$

由弹塑性理论得^[38], 钻孔煤体在塑性区的应变由 2 部分构成: 一部分是弹性应变, 另一部分是塑性应变, 不考虑钻孔施工后应力重分布对塑性区内弹性应变的影响, 将塑性区中弹性应变部分视为定值处理, 则其数值为弹塑性边界处弹性区的应变, 即 $\varepsilon_r^{se} = \varepsilon_r^e|_{r=R_s}$, $\varepsilon_\theta^{se} = \varepsilon_\theta^e|_{r=R_s}$, 且在弹性区和塑性区的边界上, 存在 $u_s = u_e|_{r=R_s}$, 结合煤体扩容模型与几何方程并积分可得塑性区的位移为

$$u_s = QR_s^{\beta_s+1} r^{-\beta_s} \quad (12)$$

式中, ε_r^{se} 为塑性区中的径向弹性应变变量; ε_θ^{se} 为塑性区

中的切向弹性应变; u_i 为扰动煤体在不同区域的位移, m ; β_s 为塑性区煤体的扩容系数, $\beta_s = \frac{1 + \sin \psi_i}{1 - \sin \psi_i}$, ψ_i 为各区剪胀角; $Q = (1 + \nu)[(1 + \lambda)p_0(1 - \nu) - \sigma_r^R + 2(1 - \lambda) \times p_0(1 - \nu) \cos 2\theta]/E$ 。

将式 (12) 代入几何方程中, 塑性区的应变经计算得

$$\begin{cases} \varepsilon_r^s = -\beta_s Q R_s^{\beta_s+1} r^{-\beta_s-1} \\ \varepsilon_\theta^s = Q R_s^{\beta_s+1} r^{-\beta_s-1} \end{cases} \quad (13)$$

1.4 破碎区的应力和应变

当 $r = R_0$ 时, 扰动煤体的应力边界条件为 $\sigma_r = 0$, 将其代入式 (11), 计算得到破碎区应力为

$$\begin{cases} \sigma_r^b = \frac{S_b}{M-1} \left[\left(\frac{r}{R_0} \right)^{M-1} - 1 \right] \\ \sigma_\theta^b = \frac{M}{M-1} \left[\left(\frac{r}{R_0} \right)^{M-1} - 1 \right] S_b + S_b \end{cases} \quad (14)$$

扰动煤体破碎区应变分为弹性应变和塑性应变, 且破碎区的弹性应变等于塑性区的应变, 即 $\varepsilon_r^{be} = \varepsilon_r^s|_{r=R_b}$, $\varepsilon_\theta^{be} = \varepsilon_\theta^s|_{r=R_b}$, 同塑性区计算方法相似, 当 $r = R_b$ 时, 位移的边界条件为 $u_b = u_b^R = u_s$, 得

$$u_b = Q R_s^{\beta_s+1} r^{-\beta_s} R_b^{\beta_s} \quad (15)$$

式中, ε_r^{be} 为破碎区中的径向弹性应变; ε_θ^{be} 为破碎区中

$$\begin{cases} R_s = R_0 \left[\frac{\sigma_r^R (M-1)}{S_b} + 1 \right]^{\frac{1}{M-1}} \\ R_b = R_0 \left[\frac{S_b}{S_b - (1-M)\sigma_r^R} \right]^{\frac{1}{1-M}} \left[\frac{\frac{(\beta_s+1)u_c^R}{R_s} - \varepsilon_r^R - \beta_s \varepsilon_\theta^R}{\frac{(\beta_s+1)(C_b-C_0)}{-K_c} - \varepsilon_r^R + \varepsilon_\theta^R} \right]^{\frac{1}{\beta_s+1}} \end{cases} \quad (19)$$

综上, 钻孔扰动煤体的变形破坏与煤体的物理力学参数以及所处应力环境息息相关。

2 钻孔扰动煤体变形破坏影响因素分析

根据上述理论推导结果, 定量分析侧压系数、载荷条件、黏聚力及扩孔行为等因素对扰动煤体“三区”分布的影响规律。根据文献 [39], 取煤体的泊松比 $\nu = 0.3$, 弹性模量 $E = 1050$ MPa, 内摩擦角 $\varphi = 30^\circ$, $K_c = 430$ MPa, 剪胀角 $\psi = 10^\circ$, 普通瓦斯抽采钻孔半径 $R_0 = 0.050$ m, 扩孔半径 $R_1 = 0.250$ m。由于侧压系数 $\lambda < 1$ 时, 钻孔扰动煤体的塑性区、破碎区与 $1/\lambda$ 时塑性区、破碎区旋转 90° 相同, 故笔者只分析侧压系数 $\lambda > 1$ 的情况。同时理论计算分析的煤体为均质各向同性, 因此煤体塑性区、破碎区具有对称性, 故只分析第一象限各区半径数据。

的切向弹性应变; u_b^R 为塑性区和破碎区之间交界面处的位移, m ; β_b 为破碎区煤体的扩容系数。

将式 (15) 代入几何方程, 破碎区的应变经计算得

$$\begin{cases} \varepsilon_r^b = -\beta_b R_s^{\beta_b+1} r^{-\beta_b-1} R_b^{\beta_b-\beta_s} \\ \varepsilon_\theta^b = Q R_s^{\beta_s+1} r^{-\beta_b-1} R_b^{\beta_b-\beta_s} \end{cases} \quad (16)$$

1.5 塑性区和破碎区的半径

在塑性区和破碎区的边界处, 有 $C_s = C_b|_{r=R_b}$, 则存在一种临界状态使得塑性区的径向应力等于破碎区的径向应力, 即 $\sigma_r^s = \sigma_r^b|_{r=R_b}$, 因此可以将式 (11)、(13) 联立得塑性区与钻孔半径之比的公式:

$$\frac{R_s}{R_0} = \left[\frac{\sigma_r^R (M-1)}{S_b} + 1 \right]^{\frac{1}{M-1}} \quad (17)$$

在塑性区和破碎区的边界处, $C_s = C_b|_{r=R_b}$, 则存在一种临界状态使得塑性区的径向应变等于破碎区的径向应变, 即 $\varepsilon_r^s = \varepsilon_r^b|_{r=R_b}$, 因此可以将式 (3) 与式 (16) 联立并积分可得塑性区与破碎区半径之比的公式

$$\frac{R_s}{R_b} = \left[\frac{\frac{(\beta_s+1)(C_b-C_0)}{K_c} - \varepsilon_r^R + \varepsilon_\theta^R}{\frac{(\beta_s+1)u_c^R}{R_s} - \varepsilon_r^R - \beta_s \varepsilon_\theta^R} \right]^{\frac{1}{\beta_s+1}} \quad (18)$$

将式 (18) 代入式 (17) 可得塑性区和破碎区半径分别为

2.1 侧压系数的影响分析

设定钻孔扰动煤体的垂向载荷 $p_0 = 10$ MPa, 初始黏聚力 $C_0 = 3$ MPa, 残余黏聚力 $C_b = 0.6$ MPa, 侧压系数 λ 分别为 1.0、1.2、1.4、1.6, 根据式 (19) 计算钻孔扰动煤体塑性区、破碎区的分布特征, 结果如图 3 所示。

分析图 3 可知, 侧压系数为 1.0 时, 塑性区、破碎区形态都为圆形, 当侧压系数为 1.2 时, 塑性区、破碎区尺寸明显增加, 且形状为椭圆形, 当侧压系数为 1.4、1.6 时, 钻孔扰动煤体的两帮 ($\theta = 0^\circ$ 、 180°) 出现明显的向内部凹陷, 破坏程度最大的部位在顶部及底部 ($\theta = 90^\circ$ 、 270°), 且随着侧压系数的增大, 塑性区、破碎区的上、下两翼的长度明显越来越大。在非均匀应力条件下, 塑性区、破碎区最大尺寸发生在顶部为较小应力一侧, 较小应力方向的塑性区、破碎区尺寸大于

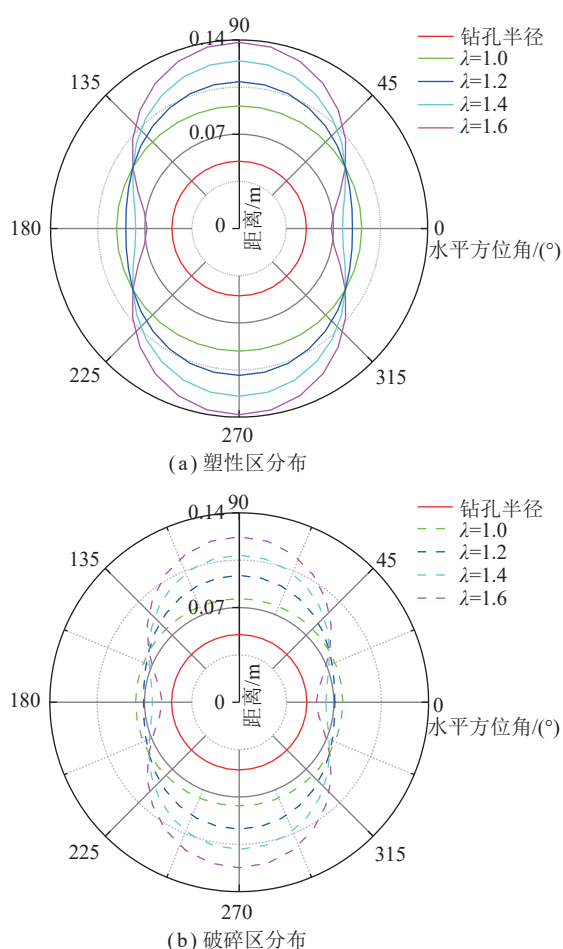


图3 不同侧压系数条件下扰动煤体塑性区、破碎区分布特征

Fig.3 Distribution characteristics of plastic zone and damaged zone of disturbed coal under different lateral pressure coefficients
较大应力方向的塑性区、破碎区的尺寸。

从图4可以得出,在0°、20°时,随着侧压系数的增加,塑性区及破碎区半径不断变小,且降幅大致相同。在40°、60°、90°时,随着侧压系数的增加,塑性区

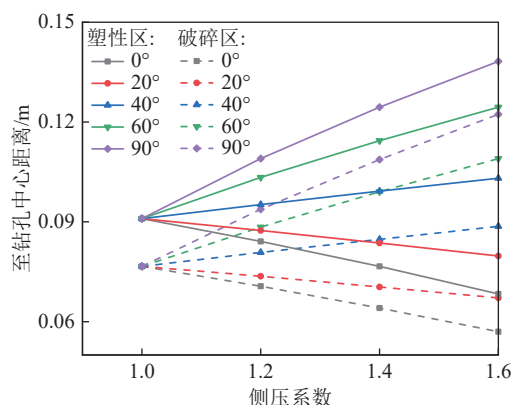


图4 塑性区、破碎区半径随侧压系数变化曲线

Fig.4 Variation curves of radius of plastic zone and damaged zone with lateral pressure coefficient

及破碎区半径不断增加,且增幅也大致相同。

通过上述的分析可知,在非均匀应力条件下,侧压系数 λ 对于钻孔扰动煤体塑性区、破碎区的半径和分布形状都有明显的影响,当垂向载荷保持不变时,钻孔扰动煤体帮部的塑性区、破碎区半径与水平应力的大小反相关,顶部的塑性区、破碎区半径与水平应力的大小正相关。

2.2 载荷条件的影响分析

设定钻孔扰动煤体的侧压系数 $\lambda = 1.2$,初始黏聚力 $C_0 = 3$ MPa,残余黏聚力 $C_b = 0.6$ MPa,垂向载荷 p_0 分别为10、12、14、16、18、20 MPa,计算钻孔扰动煤体塑性区、破碎区的分布特征,结果如图5所示。

从图5可以看出,随着垂向载荷的增加,塑性区、破碎区的半径有了明显的增加,但在不同载荷条件下塑性区和破碎区的形态都为椭圆形。说明侧压系数为定值时,扰动煤体形成的塑性区、破碎区形状基本确定,垂向载荷的变化只对塑性区、破碎区的半径产生影响,对其形状的影响可以忽略不计。

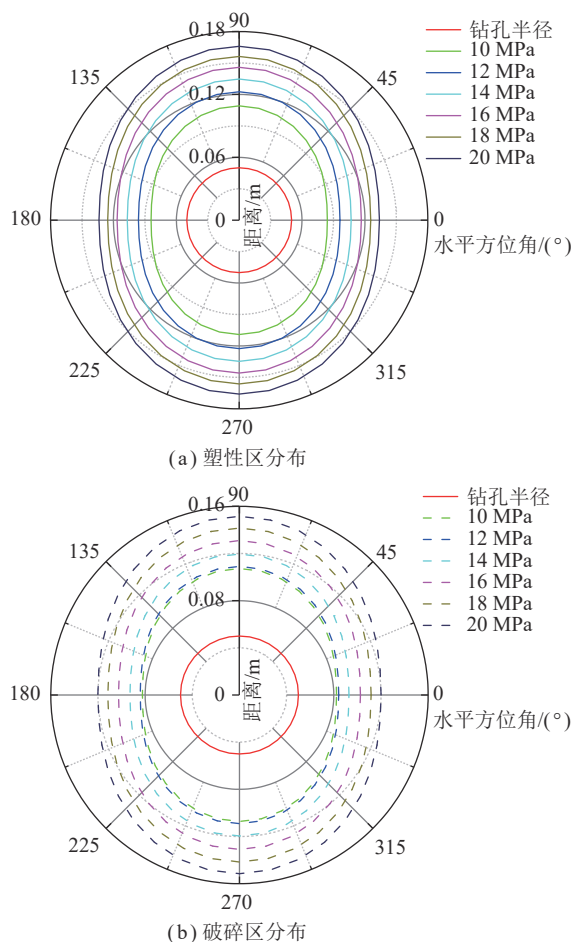


图5 不同载荷条件下扰动煤体塑性区、破碎区分布特征

Fig.5 Distribution characteristics of plastic zone and damaged zone of disturbed coal under different loading conditions

从图6可以得出,随着垂向载荷的增加,扰动煤体的塑性区及破碎区半径不断变大,且随着垂向载荷的增加,其塑性区、破碎区尺寸的增大梯度随着角度的增大而增大,呈正相关关系。在不同垂向载荷的条件下,90°的塑性区及破碎区半径最大,0°最小。

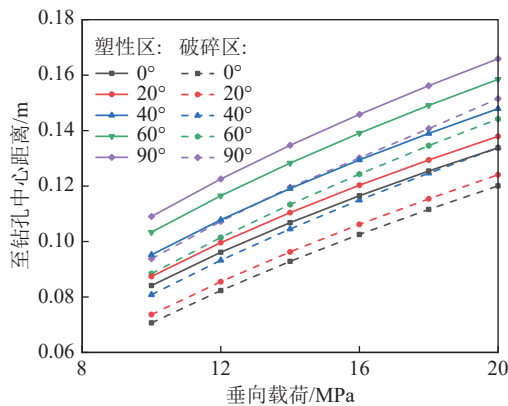


图6 塑性区、破碎区半径随垂向载荷变化曲线

Fig.6 Variation curves of radius of plastic zone and damaged zone with vertical load

2.3 黏聚力的影响分析

设定钻孔扰动煤体的侧压系数 $\lambda = 1.2$,垂向载荷 $p_0 = 10$ MPa,计算不同初始黏聚力 C_0 、残余黏聚力 C_b 情况下瓦斯抽采钻孔扰动煤体塑性区、破碎区的分布特征,图7为角度 $\theta = 90^\circ$ 时塑性区、破碎区的半径情况。

由图7(a)可知,初始黏聚力 C_0 从0.8 MPa增长到6 MPa,破碎区半径 R_b 从0.122 48 m减小到0.058 46 m,降幅为52.27%;塑性区半径从0.126 7 m减小到0.075 08 m,降幅为40.74%。由图7(b)可知,随着残余黏聚力 C_b 的增大塑性区半径、破碎区半径反而减小,且降幅逐渐降低,最终趋于稳定。残余黏聚力 C_b 从0.4 MPa增长到2.4 MPa,破碎区半径从0.109 46 m减小到0.066 67 m,降幅为39.09%;塑性区半径从0.128 76 m减小到0.069 62 m,降幅为45.93%。

由上述分析可知,提高初始黏聚力 C_0 、残余黏聚力 C_b 对减小塑性区、破碎区半径具有比较明显的效果,尤其是对于残余强度较小的破碎煤体,防止钻孔塌孔,这与工程中通过注浆加固提高巷道煤体残余强度的方式的原理相同。

2.4 扩孔行为的影响分析

施工不同孔径的抽采钻孔会对周围煤体产生不同强度的扰动作用,本节设定钻孔扰动煤体的侧压系数 $\lambda = 1.2$,垂向载荷 $p_0 = 10$ MPa,初始黏聚力 $C_0 = 3$ MPa,残余黏聚力 $C_b = 0.6$ MPa,分析瓦斯抽采钻孔半径从 $R_0 = 0.050$ m扩孔至 $R_1 = 0.25$ m时扰动煤体三

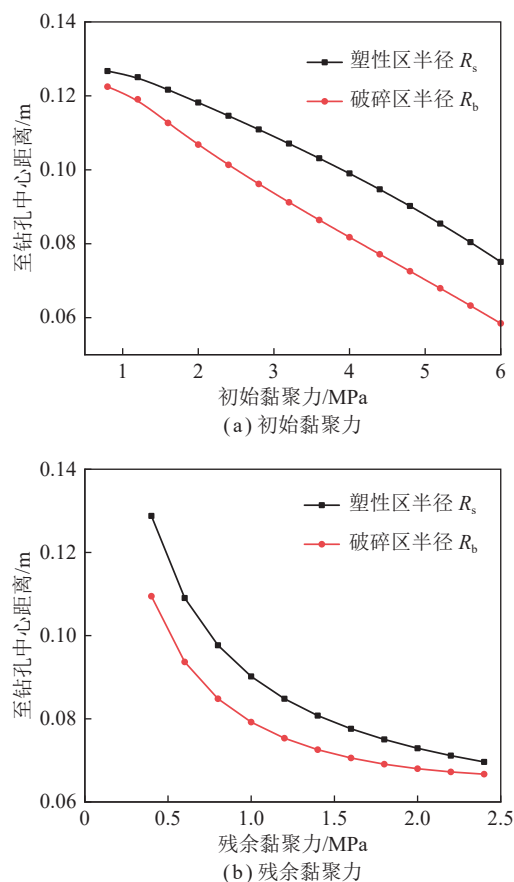


图7 黏聚力对扰动煤体的塑性区、破碎区的影响

Fig.7 Effect of initial cohesion on plastic zone and damaged zone of coal around hole

区的应力及半径情况,结果如图8所示。

由图8(a)可知,由于应力场的非均匀性,扩孔后塑性区及破碎区的整体都呈椭圆形,在 $\theta = 0^\circ$ 时,两者尺寸都为最小,塑性区尺寸为0.421 m,破碎区尺寸为0.346 m;而在 $\theta = 90^\circ$ 时,塑性区尺寸为0.545 m,破碎区尺寸为0.461 m,扩孔后两区半径约是普通钻孔两区半径的5倍。由图8(b)可以得出,扩孔后,峰值切向应力为16.10 MPa,后逐渐减小,最后趋于定值10 MPa,径向应力随距离的增大呈非线性增大,最后趋于稳定值12 MPa。扩孔后应力恢复到原始应力的范围变大了很多。

文献[40]对煤体受到施工的扰动效应开展了理论研究,提出了扰动系数 k 。基于此,充分考虑钻孔原始应力的非均匀性,重新定义了扩孔后对煤体的扰动系数的计算公式:

$$k = \left| \frac{\sigma'_\theta - \sigma'_r}{\sigma_\theta - \sigma_r} \right| \quad (20)$$

其中, σ'_θ 、 σ'_r 为扩孔后扰动煤体的切向应力和径向应力。①当侧压系数 $\lambda \leq 1.0$ 时,在距离瓦斯抽采钻孔中心一定范围内 $k > 1$ 时定义为强扰动, $k < 1$ 时为弱扰动,

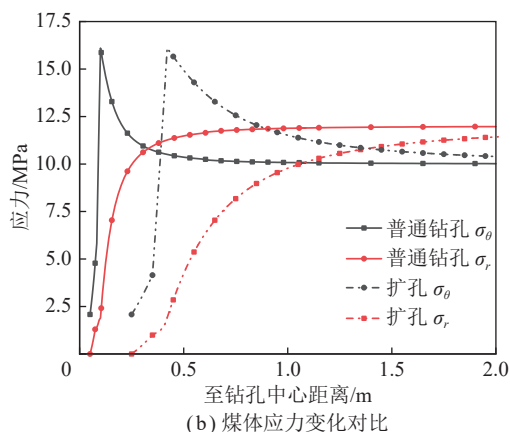
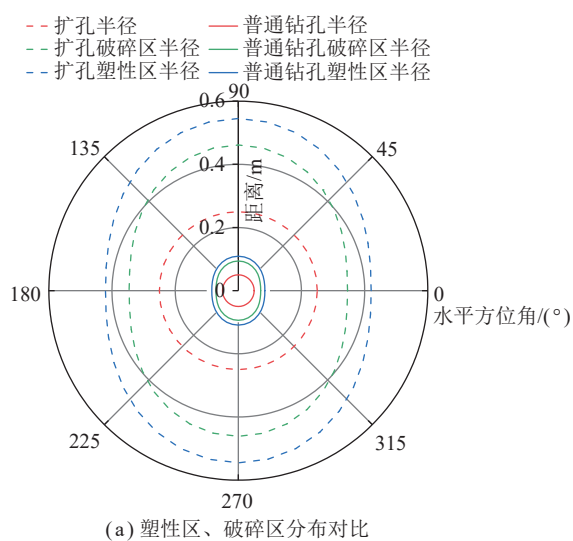


图8 扩孔后煤体三区半径及应力对比情况

Fig.8 Comparison of radius and stress of coal mass in three zones after reaming

当应力基本稳定不变时,为稳定状态;②当侧压系数 $\lambda > 1.0$ 时,在距离瓦斯抽采钻孔中心一定范围内 $k > 1$ 时定义为强扰动, $k < 1$ 时为弱扰动,当 k 第2次等于1时,即应力基本稳定不变时,为稳定状态。

选取 $\theta = 0^\circ$ 时,分析扩孔后对煤体的扰动影响,如图9所示。由于侧压系数 $\lambda > 1.0$,因此选取判据②定义钻孔施工对煤体的扰动影响。距钻孔中心0~1.0 m处 $k > 1$,说明对钻孔扩孔煤体产生强扰动作用;1.0~4.6 m处 $0 < k < 1$,此时处于弱扰动状态,对煤体的影响很小;4.6 m之后 $k \approx 1$,此时煤体应力基本保持不变,处于稳定状态,对煤体几乎无影响。

3 工程实例验证

以河南古汉山煤矿16032底抽巷向上穿层水力扩孔试验为工程背景,通过现场试验与数值模拟分析扩孔对煤体应力与变形破坏规律的影响,并验证理论模型的可靠性。

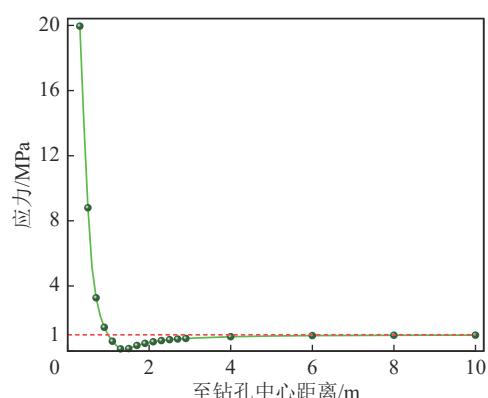


图9 扩孔后对钻孔孔周煤体扰动作用

Fig.9 Disturbance to coal around borehole after reaming

3.1 钻-扩孔形态观测

首先在16032底抽巷施工普通向上穿层钻孔,孔径0.10 m、长4.5 m,进而继续施工水力扩孔,长度为1 m。当煤层钻-扩孔施工结束后,利用YTJ20钻孔探测系统,并结合钻-扩孔设计方案,合理确定探测器长度。在探测仪器放入钻孔过程中,需防止仪器与孔壁煤体发生碰撞,减小损耗,待放入完成后,静等钻孔内水雾完全散去,便于对钻-扩孔形态进行详细的观察。

从图10可以看出,目标煤层经过钻-扩孔作业后,扩孔段孔径明显远大于普通钻孔孔径,且仪器并没有观测到扩孔区域的全部孔壁,说明扩孔段煤体受到高压水力作用后,大量煤渣被水流冲走,煤体破碎十分明显。普通钻孔与扩孔区域的孔径分层断面在图中也被清晰地呈现,还可以观测到扩孔孔壁煤体被破坏程度较高,以至于原生裂隙发育以及新生裂隙的产生。

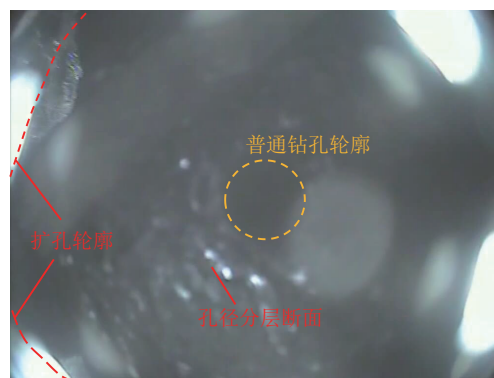


图10 钻-扩孔煤体形态

Fig.10 Coal mass form of drilling reaming

3.2 基于出煤量的钻-扩孔塑性区计算

在钻-扩孔过程中对出煤量进行统计,不仅可以通排渣效果得到煤体破坏效果,还可以通过出煤量反推出水力扩孔的孔径,从而通过理论模型计算普通

钻孔与扩孔所形成的塑性区范围。

对 10 个钻-扩孔的出煤量进行统计,发现每个钻孔的出煤量都是大于 3 t,整体介于 3~7 t,平均出煤量是 4.1 t,出煤率为 0.25~0.88 t/m,平均为 0.48 t/m,见表 1。

表 1 水力扩孔出煤量统计

Table 1 Statistics of coal output from hydraulic reaming

钻孔编号	扩孔长度/m	出煤量/t	出煤率/(t·m ⁻¹)
1	12	3	0.25
2	10	4	0.40
3	8	7	0.88
4	8	3	0.38
5	8	5	0.63
6	6	3	0.50
7	10	3	0.30
8	11	4	0.36
9	6	4	0.67
10	12	5	0.42

水力扩孔的扩孔直径主要是根据出煤量反推,出煤量由 2 个部分组成,分别为普通钻孔部分及扩孔部分。

$$\rho\pi R_1^2 L_0 + \rho\pi R_2^2 L_1 = \gamma(L_0 + L_1) \quad (21)$$

式中, ρ 为出煤密度, 1.52 t/m³; R_1 为普通钻孔半径, 0.05 m; L_0 为普通钻孔长度, 4.5 m; R_2 为扩孔半径, m; L_1 为扩孔长度, 取 1 m; γ 为出煤率, 0.48 t/m。

由式 (21) 得出水力扩孔直径为 1.5 m。由于扩孔直径很大, 所以钻-扩孔施工, 会使钻孔孔周煤体受到扰动作用, 原始应力平衡状态发生变化, 导致煤体发生较大变形破坏。由现场实测, 得到煤层所处应力环境为非均匀应力, 即垂向载荷 17.3 MPa, 水平载荷为

19.2 MPa, 煤体的各项参数为: 初始黏聚力 $C_0 = 0.74$ MPa, 残余黏聚力 $C_b = 0.5$ MPa, 泊松比 $\nu = 0.3$, 内摩擦角 $\varphi = 31^\circ$, 弹性模量 $E = 1\,050$ MPa, 将普通钻孔直径 0.10 m 及扩孔直径 1.50 m 分别代入式 (19) 计算, 得到, 普通钻孔扰动煤体的塑性区直径为 0.31 m, 扩孔后扰动煤体的塑性区直径为 4.72 m。

3.3 钻-扩孔煤体变形破坏特征模拟验证

采用 FLAC^{3D} 数值模拟软件分析瓦斯抽采钻-扩孔煤体应力演化与变形破坏特征规律, 从而验证前文理论模型的可靠性。建立的几何模型如图 11 所示, 模型尺寸为 20 m×20 m×6.5 m ($X \times Y \times Z$), 整个模型分为 2 层, 上面一层为高 5.5 m 的煤层, 下面一层为高 1 m 的底板岩层。煤层倾角为 0° , 钻-扩孔在煤层的正中央位置, 普通钻孔段长度为 4.5 m, 直径为 0.10 m, 扩孔段长度为 1 m, 直径为 1.5 m。本次模拟所处的应力环境为非均匀应力, 在模型上部施加 17.3 MPa 的垂直均布载荷, 四周施加 19.2 MPa 的水平均布载荷, 下部为固定载荷边界。以摩尔库伦准则为破坏准则, 其中模型相关参数详见表 2。

将位于图 11 模型中间的切面 AA' 作为研究面, 软件中的最大主应力为切向应力, 最小主应力为径向应力, 在模型中将应力数据进行输出, 得到图 12。

从图 12 可以看出, 普通钻孔孔周煤体受到扰动的范围很小, 而扩孔段的煤体出现了较大范围的应力扰动, 其中径向应力变化最为明显, 出现了远大于扩孔直径的卸压范围, 卸压幅度最大的区域为普通钻孔与扩孔的交界面处。切向应力云图中, 在钻孔孔周首先形成一定范围的卸压区, 且卸压范围同样比较大,

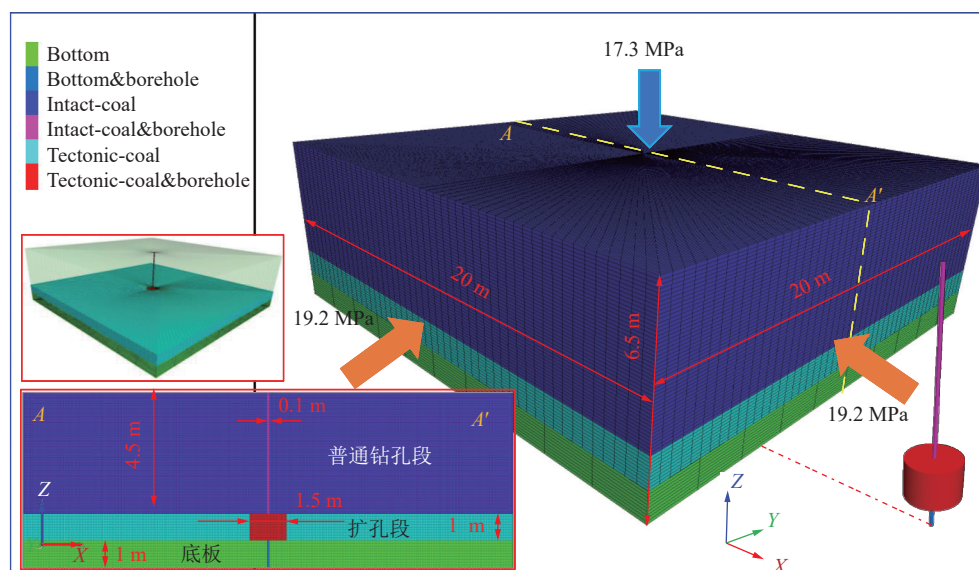


图 11 数值模拟模型示意

Fig.11 Schematic diagram of numerical simulation model

卸压最充分的位置为普通钻孔附近的煤体,但在钻孔周围大范围的充分卸压区最外侧也出现了小部分应力集中区。为详细观测钻孔附近煤体应力的变化趋势,

在扩孔区域 $Z=1.5\text{ m}$ 以及普通钻孔区域 $Z=6.0\text{ m}$ 分别设置 2 条监测线,输出 2 条观测线处的应力分布如图 13 所示。

表 2 模拟参数

Table 2 Simulation parameters

层位	厚度/m	密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	黏聚力/MPa	内摩擦角/($^{\circ}$)	体积模量/GPa	剪切模量/GPa
煤层	5.5	1 460	0.74	31	0.85	0.16
岩层	1.0	2 650	3.21	40	5.23	3.13

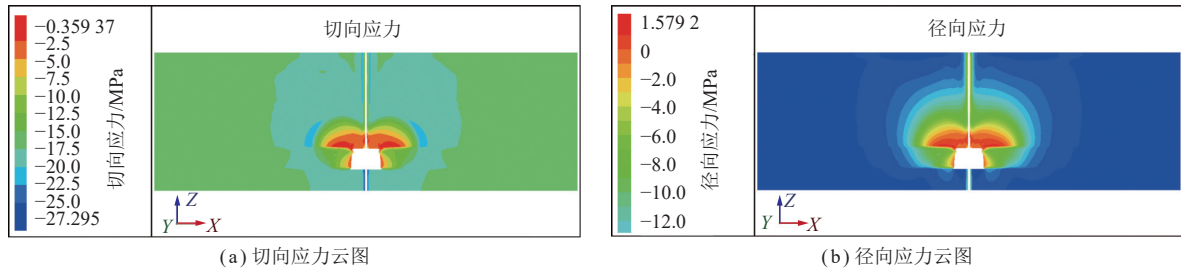


图 12 钻-扩孔扰动煤体应力云图

Fig.12 Cloud diagram of coal stress disturbed by drilling reaming

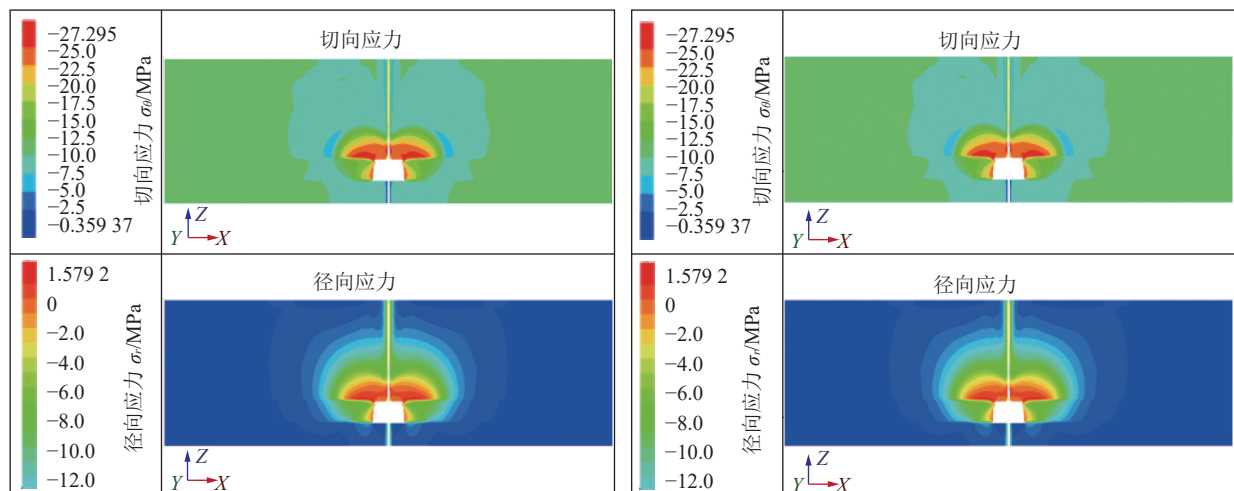
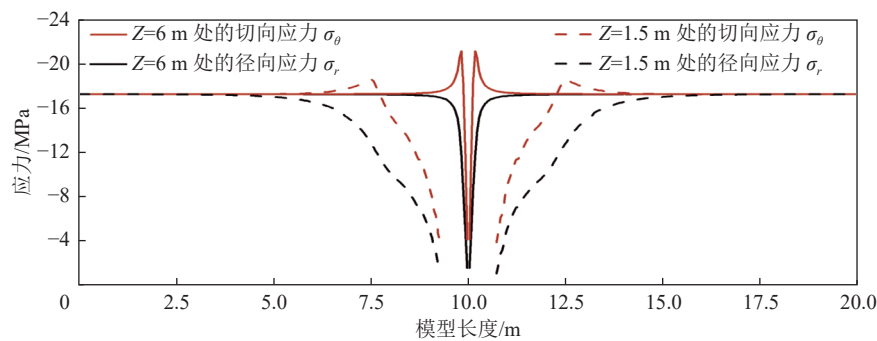


图 13 观测线处应力变化

Fig.13 Stress variation at observation line

由图 13 可以得出,在 $Z=1.5\text{ m}$ 处,扩孔后,煤体应力距钻孔中心 5.25 m 处开始,径向应力 σ_r 由开始下降,即煤体应力开始发生扰动,且降幅比较大。在 $Z=6.0\text{ m}$ 处,普通钻孔应力扰动范围为钻孔周 0.95 m ,扩孔后

煤体应力发生扰动的范围提高了 5.5 倍。说明,扩孔后对煤层整体的应力扰动范围显著增加,且应力下降幅度比较大。

从图 14 的塑性云图可以看出,普通钻孔施工所

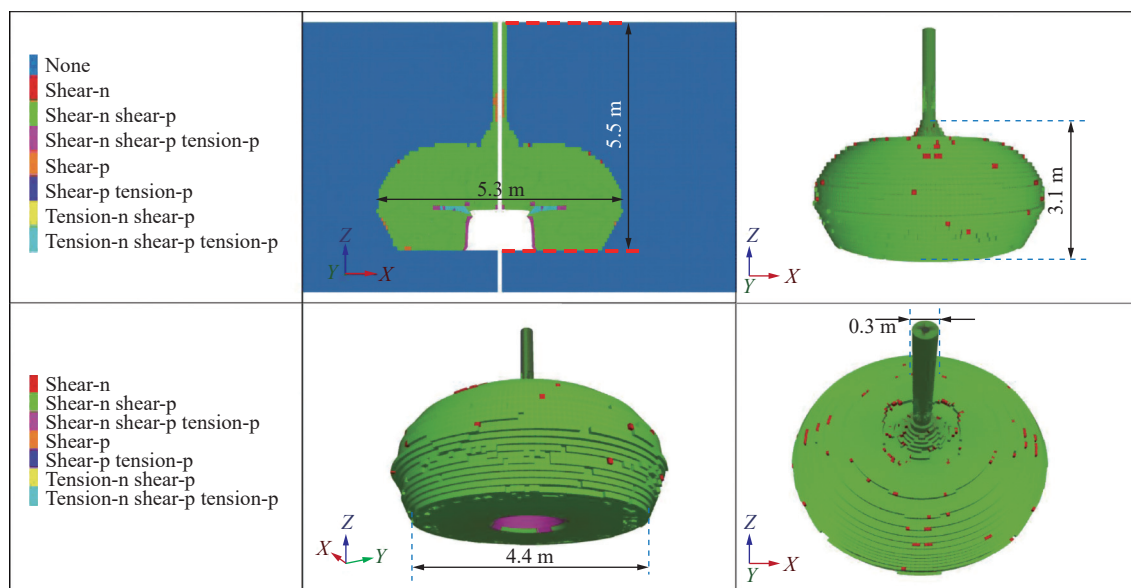


图 14 钻-扩孔扰动煤体塑性区分布

Fig.14 Distribution of plastic zone of coal disturbed by drilling reaming

形成的塑性区直径为 0.3 m, 而进行扩孔施工后, 塑性损伤区域发生了明显的增大, 直径介于 4.4~5.3 m, Z 方向高达 3.1 m。理论计算得出普通钻孔塑性区直径为 0.31 m, 扩孔的塑性区直径为 4.74 m, 与模拟结果对比发现, 普通钻孔塑性区完全相同, 理论计算扩孔的塑性区范围介于模拟结果之间, 通过对比发现两者吻合度较高, 从而验证了理论模型的可靠性。

4 结 论

(1) 基于非均匀应力场条件, 运用 Mohr-Coulomb 屈服准则, 充分考虑煤体的应变软化与扩容原则, 得到了非均匀应力场条件下抽采钻孔施工后, 扰动煤体形成的破碎区、塑性区以及弹性区 3 区的应力、应变及位移解析。

(2) 侧压系数越大, 扰动煤体塑性区、破碎区的上、下两翼的长度也越大, 较小应力方向的塑性区、破碎区半径大于较大应力方向两区的半径; 扰动煤体塑性区、破碎区的半径随着垂向载荷的增大而增大, 垂向载荷对形状几乎无影响; 随着初始黏聚力、残余黏聚力的增大, 塑性区、破碎区半径都减小。

(3) 计算得出钻孔直径由 0.1 m 扩孔为 0.5 m 时, 3 区的分布、应力等相关数据, 扩孔后扰动煤体卸压效果明显增强; 得到了钻孔在非均匀应力场条件下扩孔对煤体的扰动效应, 距钻孔中心 0~1.0 m 产生强扰动作用, 1.0~4.6 m 处产生弱扰动作用, 4.6 m 之后对煤体几乎无影响。

(4) 结合古汉山矿水力扩孔现场实例, 借助探测仪器观察到钻-扩孔形态, 基于出煤量反推出扩孔直径

为 1.5 m, 进而通过理论模型计算出普通钻孔塑性区直径 0.31 m, 扩孔塑性区直径为 4.74 m, 与数值模拟获得的钻-扩孔煤体变形破坏特征吻合度较高, 从而验证理论模型的可靠性。

参考文献(References):

- [1] 袁亮, 张平松. 煤炭精准开采地质保障技术的发展现状及展望[J]. 煤炭学报, 2019, 44(8): 2277-2284.
YUAN Liang, ZHANG Pingsong. Development status and prospect of geological guarantee technology for precise coal mining[J]. *Journal of China Coal Society*, 2019, 44(8): 2277-2284.
- [2] 国家统计局. 中华人民共和国2021年国民经济和社会发展统计公报[N]. 中国信息报, 2022-03-01(001).
- [3] XU Chao, YANG Gang, WANG Kai, et al. Uneven stress and permeability variation of mining-disturbed coal seam for targeted CBM drainage: A case study in Baode coal mine, eastern Ordos Basin, China[J]. *Fuel*, 2021, 289: 119911.
- [4] XU Chao, FU Qiang, CUI Xinyuan, et al. Apparent-depth effects of the dynamic failure of thick hard rock strata on the underlying coal mass during underground mining[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2019, 52(5): 1565-1576.
- [5] 徐超, 付强, 王凯, 等. 载荷方式对深部采动煤体损伤-渗透时效特性影响实验研究[J]. 中国矿业大学学报, 2018, 47(1): 197-205.
XU Chao, FU Qiang, WANG Kai, et al. Effects of the loading methods on the damage-permeability aging characteristics of deep mining coal[J]. *Journal of China University of Mining & Technology*, 2018, 47(1): 197-205.
- [6] 袁亮. 深部采动响应与灾害防控研究进展[J]. 煤炭学报, 2021, 46(3): 716-725.
YUAN Liang. Research progress of mining response and disaster prevention and control in deep coal mines[J]. *Journal of China Coal Society*, 2021, 46(3): 716-725.

- [7] 蔡永博,王凯,袁亮,等.深部煤岩体卸荷损伤变形演化特征数值模拟及验证[J].*煤炭学报*,2019,44(5):1527-1535.
CAI Yongbo, WANG Kai, YUAN Liang, et al. Numerical simulation and verification of unloading damage evolution characteristics of coal and rock mass during deep mining[J]. *Journal of China Coal Society*, 2019, 44(5): 1527-1535.
- [8] XU Chao, YANG Gang, SUN Haoshi, et al. Key strata inducing dynamic disasters based on energy condition: Criterion and application[J]. *Geofluids*, 2021, 2021: 6672020.
- [9] 何满潮,谢和平,彭苏萍,等.深部开采岩体力学研究[J].*岩石力学与工程学报*,2005,24(16):2803-2813.
HE Manchao, XUE Heping, PENG Suping, et al. Study on rock mechanics in deep mining engineering[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2005, 24(16): 2803-2813.
- [10] XU Chao, QIN Liangliang, WANG Kai, et al. Gas seepage laws based on dual porosity and dual permeability: Numerical simulation and coalbed methane extraction practice[J]. *Energy Science & Engineering*, 2021(9): 509-519.
- [11] 徐超,王建文,杜昌昂,等.瓦斯抽采长钻孔负压沿孔长衰减机制及影响因素模拟研究[J].*采矿与安全工程学报*,2021,38(2):419-428.
XU Chao, WANG Jianwen, DU Changang, et al. Simulation of attenuation mechanism of negative pressure along the hole length of long boreholes in gas drainage and its influencing factors[J]. *Journal of Mining & Safety Engineering*, 2021, 38(2): 419-428.
- [12] 马念杰,郭晓菲,赵希栋,等.煤与瓦斯共采钻孔增透半径理论分析与应用[J].*煤炭学报*,2016,41(1):120-127.
MA Nianjie, GUO Xiaofei, ZHAO Xidong, et al. Theoretical analysis and application about permeability-increasing radius of drilling for simultaneous exploitation of coal and gas[J]. *Journal of China Coal Society*, 2016, 41(1): 120-127.
- [13] XU Chao, CAO Mingyue, WANG Kai, et al. Mining-disturbed coal damage and permeability evolution: Model and validation[J]. *Greenhouse Gases: Science and Technology*, 2021, 11(2): 210-221.
- [14] 王亮,廖晓雪,褚鹏,等.瓦斯抽采穿层钻孔扩造穴卸压增透机理研究[J].*煤炭科学技术*,2021,49(5):75-82.
WANG Liang, LIAO Xiaoxue, CHU Peng, et al. Study on mechanism of permeability improvement for gas drainage by cross-seam cavitation borehole[J]. *Coal Science and Technology*, 2021, 49(5): 75-82.
- [15] 潘阳,赵光明,孟祥瑞.非均匀应力场下巷道围岩弹塑性分析[J].*煤炭学报*,2011,36(S1):53-57.
PAN Yang, ZHAO Guangming, MEN Xiangrui. Elasto-plastic analysis on surrounding rock mass under non-uniform stress field[J]. *Journal of China Coal Society*, 2011, 36(S1): 53-57.
- [16] TEZUKA K, NIITSUMA H. Stress estimated using microseismic clusters and its relationship to the fracture system of the Hijiori hot dry rock reservoir[J]. *Engineering Geology*, 2000, 56(3): 47-62.
- [17] 赵阳升,邵保平,万志军,等.高温高压下花岗岩中钻孔变形失稳临界条件研究[J].*岩石力学与工程学报*,2009,28(5):865-874.
ZHAO Yangsheng, SHAO Guping, WANG Zhijun, et al. Study of critical condition of borehole instability in granite under high temperature and high pressure[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2009, 28(5): 865-874.
- [18] 王振,梁运培,金洪伟.防突钻孔失稳的力学条件分析[J].*采矿与安全工程学报*,2008,25(4):444-448.
WANG Zhen, LIANG Yunpei, JIN Hongwei. Analysis of mechanics conditions for instability of outburst-preventing borehole[J]. *Journal of Mining & Safety Engineering*, 2008, 25(4): 444-448.
- [19] 尹光志,鲁俊,李星,等.真三轴应力条件下钻孔围岩稳定性及塑性区特性[J].*煤炭学报*,2018,43(10):2709-2717.
YIN Guangzhi, LU Jun, LI Xing, et al. Stability and plastic zone characteristics of surrounding rock under true triaxial stress conditions[J]. *Journal of China Coal Society*, 2018, 43(10): 2709-2717.
- [20] 姚向荣,程功林,石必明.深部围岩遇弱结构瓦斯抽采钻孔失稳分析与成孔方法[J].*煤炭学报*,2010,35(12):2073-2081.
YAO Xiangrong, CHENG Gonglin, SHI Biming. Analysis on gas extraction drilling instability and control method of pore-forming in deep surrounding-rock with weak structure[J]. *Journal of China Coal Society*, 2010, 35(12): 2073-2081.
- [21] 浑宝炬,程远平,周红星.穿层钻孔喷孔周围煤体应力与变形数值模拟研究[J].*煤炭科学技术*,2013,41(10):81-85.
HUN Baoju, CHENG Yuanping, ZHOU Hongxing. Study on numerical simulation of coal stress and strain around blowout borehole drilled through strata[J]. *Coal Science and Technology*, 2013, 41(10): 81-85.
- [22] 蔺海晓,杨志龙,范毅伟.煤层钻孔周围应力场的分析与模拟[J].*河南理工大学学报(自然科学版)*,2011,30(2):137-144.
LIN Haixiao, YANG Zhilong, FAN Yiwei. Analysis and simulation on the stress field of the borehole surrounding in coal seam[J]. *Journal of Henan Polytechnic University(Natural Science)*, 2011, 30(2): 137-144.
- [23] 苏高鹏.顺层瓦斯抽采钻孔周围煤体卸压范围和应力分布[J].*能源与环保*,2019,41(10):21-24.
SU Gaopeng. Pressure relief range and stress distribution of coal body around borehole for gas extraction along seam[J]. *China Energy and Environmental Protection*, 2019, 41(10): 21-24.
- [24] ZHANG Rong, CHENG Yuanping, YUAN Liang. Study on the stress relief and permeability increase in a special low-permeability thick coal seam to stimulate gas drainage[J]. *Energy Sources*, 2020, 42(8): 1001-1013.
- [25] 王恩元,汪皓,刘晓斐,等.水力冲孔孔洞周围煤体地应力和瓦斯时空演化规律[J].*煤炭科学技术*,2020,48(1):39-45.
WANG Enyuan, WANG Hao, LIU Xiaofei, et al. Spatio temporal evolution of geostress and gas field around hydraulic punching borehole in coal seam[J]. *Coal Science and Technology*, 2020, 48(1): 39-45.
- [26] 王凯,李波,魏建平,等.水力冲孔钻孔周围煤层透气性变化规律[J].*采矿与安全工程学报*,2013,30(5):778-784.
WANG Kai, LI Bo, WEI Jianping, et al. Change regulation of coal seam permeability around hydraulic flushing borehole[J]. *Journal of Mining & Safety Engineering*, 2013, 30(5): 778-784.
- [27] KONG Xiangguo, WANG Enyuan, LIU Xiaofei, et al. Coupled analysis about multi-factors to the effective influence radius of hydraulic flushing: Application of response surface methodology[J]. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, 2016, 32: 538-548.

- [28] 王峰, 陶云奇, 刘东. 水力冲孔卸压范围及瓦斯抽采规律研究[J]. 煤炭科学技术, 2017, 45(10): 96–100.
WANG Feng, TAO Yunqi, LIU Dong. Study on pressure released scope of hydraulic flushing and gas drainage law[J]. Coal Science and Technology, 2017, 45(10): 96–100.
- [29] 秦贵成, 李阳, 舒龙勇. 本煤层分段水力造穴钻孔抽采半径考察试验研究[J]. 煤炭科学技术, 2020, 48(8): 106–113.
QIN Guicheng, LI Yang, SHU Longyong. Investigation and experimentation research on extraction radius of segmented hydraulic cavitation borehole in mining coalbed[J]. Coal Science and Technology, 2020, 48(8): 106–113.
- [30] 王俊铭, 刘擎, 宝坤. 水力扩孔扰动下穿层抽采钻孔串孔致因研究[J]. 中国安全科学学报, 2020, 48(8): 106–113.
WANG Junming, LIU Qing, BAO Kun. Study on causes of string hole in gas extraction cross seam under disturbance of hydraulic reaming[J]. China Safety Science Journal, 2020, 48(8): 106–113.
- [31] 程斌, 姜在炳, 赵龙, 等. 空气动力造穴技术原理及单井掏煤量计算方法[J]. 煤炭学报, 2020, 45(S2): 850–858.
CHENG Bin, JIANG Zaibing, ZHAO Long, et al. Principle of air-cavitation technology and calculation method of single well coal digging quantity[J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(S2): 850–858.
- [32] 程虹铭, 乔元栋, 董川龙. 基于Hoek-Brown准则的水力压裂瓦斯抽采效果研究[J]. 煤炭科学技术, 2018, 46(9): 111–116.
CHENG Hongming, QIAO Yuandong, DONG Chuanlong. Study on hydraulic fractured gas drainage effect based on Hoek-Brown Criterion[J]. Coal Science and Technology, 2018, 46(9): 111–116.
- [33] 陈梁, 茅献彪, 李明, 等. 基于Drucker-Prager准则的深部巷道破裂围岩弹塑性分析[J]. 煤炭学报, 2017, 42(2): 484–491.
CHEN Liang, MAO Xianbiao, LI Ming, et al. Elastoplastic analysis of cracked surrounding rock in deep roadway based on Drucker-Prager criterion[J]. Journal of China Coal Society, 2017, 42(2): 484–491.
- [34] 邓楚键, 郑颖人, 朱建凯. 平面应变条件下M-C材料屈服时的中主应力公式[J]. 岩土力学, 2008, 29(2): 310–314.
DENG Chujian, ZHENG Yingren, ZHU Jiankai. Formula of intermediate principal stress at failure for Mohr-Coulomb material in plane strain state[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(2): 310–314.
- [35] 经纬, 薛维培, 姚直书. 巷道围岩塑性软化区岩石内摩擦角与黏聚力变化规律[J]. 煤炭学报, 2018, 43(8): 2203–2210.
JING Wei, XUE Weiwei, YAO Zhishu. Variation of the internal friction angle and cohesion of the plastic softening zone rock in roadway surrounding rock[J]. Journal of China Coal Society, 2018, 43(8): 2203–2210.
- [36] 王凤云, 钱德玲. 基于切向应变软化的深埋圆形隧道围岩弹塑性分析[J]. 岩土力学, 2018, 39(9): 3313–3320.
WANG Fengyun, QIAN Deling. Elasto-plastic analysis of a deep circular tunnel based on tangential strain softening[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(9): 3313–3320.
- [37] 徐芝纶. 弹性力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2006.
- [38] 潘继良, 高召宁, 任奋华. 考虑应变软化和扩容的圆形巷道围岩强度准则效应[J]. 煤炭学报, 2018, 43(12): 3293–3301.
PAN Jiliang, GAO Zhaoning, REN Fenhua. Effect of strength criteria on surrounding rock of circular roadway considering strain softening and dilatancy[J]. Journal of China Coal Society, 2018, 43(12): 3293–3301.
- [39] HAO Fan, WANG Lianguo, LIU Wanrong. An analytical solution for stresses and deformations of tunnels in a non-uniform stress field based on strain-softening model and Mogi-Coulomb criterion[J]. Latin American Journal of Solids and Structures, 2020, 17(1): 1–16.
- [40] 郭依宝, 周宏伟, 荣腾龙, 等. 采动应力路径下深部煤体扰动特征[J]. 煤炭学报, 2018, 43(11): 3072–3079.
GUO Yibao, ZHOU Hongwei, RONG Tenglong, et al. Disturbance characteristics of deep coal mass under the mining stress path[J]. Journal of China Coal Society, 2018, 43(11): 3072–3079.