



移动阅读

王志强,武超,石磊,等. 基于复变理论的双向不等压圆形巷道围岩应力及塑性区分析[J]. 煤炭学报, 2019, 44(S2): 419-429. doi:10.13225/j.cnki.jccs.2019.1208

WANG Zhiqiang, WU Chao, SHI Lei, et al. Analysis of surrounding rock stress and plastic zone of two-way unequal pressure circular roadway based on complex variable theory[J]. Journal of China Coal Society, 2019, 44(S2): 419-429. doi:10.13225/j.cnki.jccs.2019.1208

基于复变理论的双向不等压圆形巷道围岩应力及塑性区分析

王志强^{1,2,3}, 武超^{1,2,3}, 石磊^{1,2,3}, 苏泽华^{1,2,3}, 王鹏^{1,2,3}, 黄鑫^{1,2,3}

(1. 中国矿业大学(北京) 能源与矿业学院, 北京 100083; 2. 中国矿业大学(北京) 相伴生能源精准开采北京市重点实验室, 北京 100083; 3. 中国矿业大学(北京) 煤炭安全开采与地质保障国家级实验教学示范中心, 北京 100083)

摘要:为了解决双向不等压条件下圆形巷道的非轴对称弹塑性问题, 给定圆形巷道应力和塑性区的解析解, 本文基于复变理论, 利用复变函数中保角变换的方法, 推导出圆形巷道在双向不等压应力场中其周围围岩的切向应力方程, 再结合 Mohr-Coulomb 强度准则, 进一步得到圆形巷道在双向不等压条件下的塑性区计算公式, 由上述两式可分别计算不同侧压系数下圆形巷道的应力分布状态和塑性区大小及形状。通过代入煤矿具体地质参数, 分析不同围岩力学性质对巷道周边切向应力分布和塑性区的影响规律, 并采用数值模拟软件 FLAC^{3D}5.0 进行验证。分析结果表明, 数学公式计算与数值模拟结果相吻合, 从而验证了该计算方法的准确性; 侧压系数与埋深是影响巷道周边围岩切向应力分布的主要因素, 侧压系数大于 1 时, 圆形巷道从顶板围岩开始旋转 360° 其切向应力值呈正弦函数分布, 且侧压系数越大曲线振幅越大; 侧压系数、巷道半径与围岩力学参数(黏聚力、内摩擦角)是影响圆形巷道塑性区形状与大小的主要因素, 其中侧压系数为塑性区形状的决定性因素, 侧压系数为 1 时, 塑性区形状为圆形, 侧压系数不为 1 时, 圆形巷道由圆形过渡为椭圆形, 最后变为两头等大的“葫芦”形, 且其长轴总平行于地应力较小的方向; 对塑性区大小的影响四者分别存在一个临界值, 使圆形巷道不形成封闭的塑性区。

关键词:复变理论; 双向不等压; 圆形巷道; 塑性区; 切向应力; 数值模拟

中图分类号: TD322

文献标志码: A

文章编号: 0253-9993(2019)S2-0419-11

Analysis of surrounding rock stress and plastic zone of two-way unequal pressure circular roadway based on complex variable theory

WANG Zhiqiang^{1,2,3}, WU Chao^{1,2,3}, SHI Lei^{1,2,3}, SU Zehua^{1,2,3}, WANG Peng^{1,2,3}, HUANG Xin^{1,2,3}

(1. School of Energy and Mining Engineering, China University of Mining & Technology (Beijing), Beijing 100083, China; 2. Beijing Key Laboratory for Precise Mining of Intergrown Energy and Resources, China University of Mining and Technology (Beijing), Beijing 100083, China; 3. National Demonstration Center for Experimental Safe Coal Mining and Geological Guarantee Education, China University of Mining and Technology (Beijing), Beijing 100083, China)

Abstract: In order to solve the non-axisymmetric elastoplastic problem of circular roadway under bidirectional unequal pressure conditions, the analytical solution of stress and plastic zone of circular roadway is determined. Based on the

收稿日期: 2019-08-28 修回日期: 2019-10-16 责任编辑: 常琛

基金项目: 国家自然科学基金青年基金资助项目(51404270); 国家自然科学基金面上资助项目(51774289); 中央高校基本科研业务费专项基金资助项目(2011QZ06)

作者简介: 王志强(1980—), 男, 内蒙古呼伦贝尔人, 副教授, 博士生导师, 博士。E-mail: wzhiqianglhm@126.com

通讯作者: 武超(1995—), 男, 山西朔州人, 博士研究生。E-mail: 743857503@qq.com

complex theory, this paper uses the method of conformal transformation in complex variable function to derive the tangential stress equation of surrounding rock in circular roadway in two-way unequal stress field. Furthermore, combined with the Mohr-Coulomb strength criterion, the plastic zone calculation formula of the circular tunnel under the bidirectional unequal pressure condition is obtained and the stress distribution state and the size and shape of the plastic zone under different lateral pressure coefficients are calculated. Based on the specific geological parameters of coal mines, the influence of mechanical properties of different surrounding rocks on the tangential stress distribution and plastic zone around the roadway is analyzed and verified by numerical simulation software FLAC^{3D}5.0. The analysis results show that the mathematical formula is consistent with the numerical simulation results, which verifies the accuracy of the calculation method. The lateral pressure coefficient and buried depth are the main factors affecting the tangential stress distribution of surrounding rock around the roadway. When the lateral pressure coefficient is greater than 1, the circular tunnel starts to rotate 360° from the surrounding rock of the roof. The tangential stress value is distributed as a sine function, and the lateral pressure coefficient is larger, the curve amplitude is larger. The lateral pressure coefficient, roadway radius and surrounding rock mechanical parameters (cohesion, internal friction) are the main factors affecting the shape and size of the plastic zone of the circular roadway. The lateral pressure coefficient is the decisive factor of the shape of the plastic zone. When the lateral pressure coefficient is 1, the shape of the plastic zone is circular, and the lateral pressure coefficient is not 1. The circular roadway transitions from a circular shape to an elliptical shape, and finally becomes a two-headed “hoist” shape, and its long axis is always parallel to the direction in which the ground stress is small. There is a critical value for the influence of the size of the plastic zone, so that the circular roadway does not form a closed plastic zone.

Key words: complex variable theory; two-way unequal pressure; round roadway; plastic zone; tangential stress; numerical simulation

在岩体内开挖巷道后,围岩应力重新分布,巷道周边形成不同程度的应力集中,临空面围岩受力增加;同时,临空面围岩由三向应力状态变为二向应力状态,其强度大幅度降低,从而导致巷道围岩产生一定规律的变形和破坏^[1-2]。对于双向等压条件下圆形巷道的弹塑性平面应变问题已经取得较为成熟的成果^[3-5],而双向不等压条件下的圆形巷道非轴对称弹塑性问题却未得到较好的解决。

目前对非轴对称弹塑性问题采用近似方法求解,复变函数解法在平面孔口问题中最有优越性,其特点在于通过保角变换,根据映射函数将复杂孔口(例如巷道断面常采用的矩形、梯形、拱形等非圆曲线)在 z 平面上所占区域,变换成 ζ 平面上所谓“单位圆”,即孔口边界变换为单位圆周界,有利于简化边界条件,从而推导出孔口围岩应力的弹性解析式,已成为解决不同断面形状洞室力学问题的常见方法。国内外众多学者对此进行了大量研究,得到双向不等压条件下洞室周围围岩应力场和塑性区解析解^[6-12]。文献[13-14]通过采用摄动方法同样得到双向不等压荷载作用下圆形巷道的弹塑性摄动解;文献[15]基于统一强度理论,推导出非均匀应力场的巷道围岩塑性区边界线方程式;马念杰团队^[16-18]提出了双向不等压条件下圆形巷道“蝶形”破坏理论,并给出判定准

则,同时提出了塑性区形态系数的概念,推导出形态系数的计算公式,利用其大小可判别塑性区形态特征。

笔者基于复变理论对双向不等压条件下圆形巷道围岩应力场进行求解,并结合 Mohr-Coulomb 准则推导出围岩塑性区范围,从而得到圆形巷道非轴对称弹塑性问题的近似解,并通过数值模拟得到验证,为煤矿巷道设计和围岩支护提供一定帮助。

1 巷道围岩应力复变函数解

1.1 巷道的复变函数解法步骤

由弹性力学的极坐标应力变换公式,根据复变理论得到 ζ 平面极坐标下的应力分量的复变函数表达式^[19-21]:

$$\begin{cases} \sigma_{\theta} + \sigma_{\rho} = 2[\Phi(\zeta) + \overline{\Phi(\zeta)}] = 4\text{Re}[\Phi(\zeta)] \\ \sigma_{\theta} - \sigma_{\rho} + 2i\tau_{\rho\theta} = \frac{2\zeta^2}{\rho^2\omega'(\zeta)}[\overline{\omega(\zeta)}\Phi'(\zeta) + \omega'(\zeta)\Psi(\zeta)] \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} \Phi(\zeta) = \varphi'(\zeta) = \varphi'[\omega(\zeta)] = \frac{\varphi'(\zeta)}{\omega'(\zeta)} \\ \Psi(\zeta) = \psi'(\zeta) = \psi'[\omega(\zeta)] = \frac{\psi'(\zeta)}{\omega'(\zeta)} \end{cases} \quad (2)$$

式中, $\sigma_\theta, \sigma_\rho, \tau_{\rho\theta}$ 为弹性体在曲线坐标系中的应力分量; $\varphi(\zeta), \psi(\zeta), \Phi(\zeta), \Psi(\zeta)$ 为关于复变量 ζ 的复势解析函数; $\omega(\zeta)$ 为保角映射函数。

由弹性理论及复变函数理论可得

$$\begin{cases} \varphi(\zeta) = \frac{1+\mu}{8\pi}(\overline{F_x} + i\overline{F_y})\ln\zeta + B\omega(\zeta) + \varphi_0(\zeta) \\ \psi(\zeta) = -\frac{3-\mu}{8\pi}(\overline{F_x} - i\overline{F_y})\ln\zeta + \\ (B' + iC')\omega(\zeta) + \psi_0(\zeta) \end{cases} \quad (3)$$

令 $\sigma = \omega(\zeta) = e^{i\theta}$, 即 σ 为复变量 ζ 在巷道边界的值, 则得到 $\varphi_0(\zeta), \psi_0(\zeta)$ 表达的边界条件, 经柯西积分公式计算得

$$\varphi_0(\zeta) + \frac{1}{2\pi i} \int_{\sigma} \frac{\overline{\omega(\sigma)} \varphi'_0(\sigma)}{\omega'(\sigma) \sigma - \zeta} d\sigma = \frac{1}{2\pi i} \int_{\sigma} \frac{f_0}{\sigma - \zeta} d\sigma \quad (4)$$

$$\psi_0(\zeta) + \frac{1}{2\pi i} \int_{\sigma} \frac{\overline{\omega(\sigma)} \varphi'_0(\sigma)}{\omega'(\sigma) \sigma - \zeta} d\sigma = \frac{1}{2\pi i} \int_{\sigma} \frac{\overline{f_0}}{\sigma - \zeta} d\sigma \quad (5)$$

其中, μ 为弹性体剪切模数; $\overline{F_x}, \overline{F_y}$ 为孔口已知面力分量 f_x, f_y 的和; B, B', C' 与孔口很远处应力有关, 表达式为

$$\begin{cases} B = \frac{1}{4}(\sigma_x^\infty + \sigma_y^\infty) \\ B' = \frac{1}{2}(\sigma_y^\infty + \sigma_x^\infty) \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{cases} C' = \tau_{xy}^\infty \\ \varphi_0(\zeta) = \sum_{k=1}^n \alpha_k \zeta^k \end{cases} \quad (7)$$

$$\psi_0(\zeta) = \sum_{k=1}^n \beta_k \zeta^k \quad (8)$$

f_0 为 σ 的已知函数, 其表达式为

$$\begin{aligned} f_0 = i \int (\overline{F_x} + i\overline{F_y}) ds - \frac{\overline{F_x} - i\overline{F_y}}{2\pi} \ln\sigma - \frac{1+\mu}{8\pi} \times \\ (\overline{F_x} - i\overline{F_y}) \frac{\overline{\omega(\sigma)}}{\omega'(\sigma)} \sigma - 2B\omega(\sigma) - (B' - iC')\overline{\omega(\sigma)} \end{aligned} \quad (9)$$

复变函数解法求解孔口问题的一般步骤如下:

(1) 保角变换。将弹性体在 z 平面上所占的区域变换成 ζ 平面上的区域, 映射函数的普遍形式为

$$\begin{aligned} z = \omega(\zeta) = R \left(\frac{1}{\zeta} + c_0 + c_1\zeta + c_2\zeta^2 + \dots + c_n\zeta^n \right) = \\ R \left(\frac{1}{\zeta} + \sum_{k=0}^n c_k \zeta^k \right) \end{aligned} \quad (10)$$

其中, R 为实数, 与孔口大小有关; c_k 为复数, k 级数越大, 精确度越高, 一般取到 $k=3$ 。

(2) 求解应力分量。对于不同形状孔口的映射函数式(10), 可由复变函数书籍查出或由复变函数理论建立得到。将 $\omega(\zeta)$ 和式(7)~(9)分别代入式(4), (5), 应用柯西积分公式得出函数 $\varphi_0(\zeta)$ 与 $\psi_0(\zeta)$ 。再由式(3)求出函数 $\varphi(\zeta)$ 和 $\psi(\zeta)$, 代入式(2)即可求出函数 $\Phi(\zeta)$ 和 $\Psi(\zeta)$, 最后代入式(1)求得曲线坐标中的应力分量 $\sigma_\theta, \sigma_\rho, \tau_{\rho\theta}$ 。

1.2 圆形巷道应力解析解

建立 ζ 平面上双向不等压圆形巷道受力模型, 开挖圆形断面的半径为 r , 如图1所示。由此可得映射函数的具体形式^[22]为

$$z = \omega(\zeta) = r/\zeta \quad (11)$$

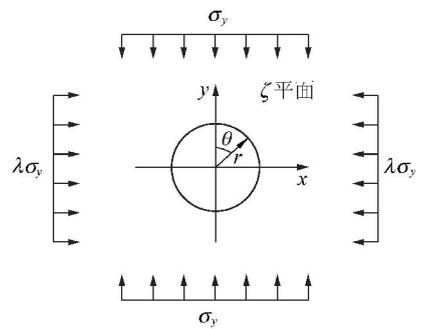


图1 圆形巷道力学模型

Fig.1 Circular tunnel mechanical model

由式(6)得

$$\begin{cases} B = \frac{1}{4}(P + \lambda P), \\ B' = \frac{1}{2}(\lambda P - P), C' = 0 \end{cases} \quad (12)$$

由式(11)可知

$$\begin{cases} \omega(\sigma) = \frac{r}{\sigma}, \overline{\omega(\sigma)} = r\sigma \\ \omega'(\sigma) = \frac{r}{\sigma^2}, \overline{\omega'(\sigma)} = r\sigma^2 \end{cases} \quad (13)$$

$$\frac{\overline{\omega(\sigma)}}{\omega'(\sigma)} = -\frac{1}{\sigma^3}, \overline{\omega'(\sigma)} = -\sigma^3$$

将式(11)代入式(9)得

$$f_0 = -2B\omega(\sigma) - (B' - iC')\overline{\omega(\sigma)} = -\frac{2Br}{\sigma} - B'r\sigma \quad (14)$$

将式(14)代入式(4)求解, 应用 Hamack 定理, 右边的积分得

$$\frac{1}{2\pi i} \int_{\sigma} \frac{f_0}{\sigma - \zeta} d\sigma = -rB'\zeta \quad (15)$$

联立式(13)和式(4)计算左边得

$$\alpha_1 \zeta + \frac{1}{2\pi i} \int_{\sigma} \frac{1}{\sigma} \left(\frac{-}{\alpha_1} + \frac{2\alpha_2}{\sigma} + \dots + \frac{k\alpha_1}{\sigma^{\lambda-1}} \right) \frac{d\sigma}{\sigma - \zeta} = \alpha_1 \zeta \quad (16)$$

令左边等于右边得, $\alpha_1 = -rB'$, 将之代入式(7)得

$$\varphi_0(\zeta) = \alpha_1 \zeta = -rB' \zeta \quad (17)$$

将式(17), (11)代入式(3)得

$$\varphi_0(\zeta) = B \frac{r}{\zeta} - rB' \zeta \quad (18)$$

由式(2)得

$$\Phi(\zeta) = \frac{\varphi'(\zeta)}{\omega'(\zeta)} = \frac{-B \frac{r}{\zeta^2} - rB'}{-\frac{r}{\zeta^2}} = B + B'\zeta^2 \quad (19)$$

令映射后的单位圆 $\rho=1$, 则 $\zeta = \rho e^{i\theta} = e^{i\theta} = \cos \theta + i \sin \theta$, 对于式(1), 由于巷道壁上 $\sigma_\rho=0$, 则得, $\sigma_\theta = 4\text{Re}\Phi(\zeta)$, 结合式(19)得到圆形巷道的切向应力计算公式为

$$\sigma_\theta = \sigma_y(1 + \lambda) + 2(\sigma_y \lambda - 1) \cos 2\theta \quad (20)$$

由式(20)可知圆形巷道周边切向应力的大小与巷道埋深和水平侧压力系数有关。

2 圆形巷道围岩极限平衡区计算

矿井未经采动的岩体, 在巷道开掘以前通常处于弹性变形状态, 岩体的原始铅直应力等于覆岩重量 γH 。巷道开挖后, 围岩应力重新分布, 巷道内部出现应力集中现象。当应力集中小于围岩极限强度时, 巷道围岩处于弹性状态; 当应力集中大于极限强度时, 围岩处于塑形状态, 甚至处于破裂松动状态。

巷道处于双向不等压前提下, 铅垂方向巷道承载为 σ_y , 水平方向巷道承载为 $\lambda\sigma_y$, 巷道承载如图 2 所示。

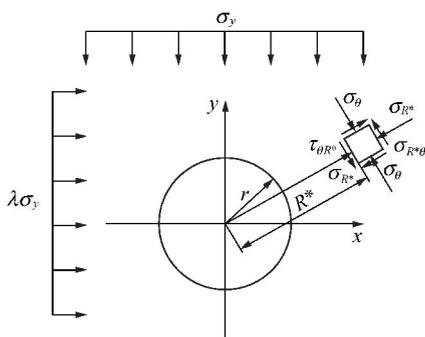


图 2 圆形巷道应力状态

Fig. 2 Circular roadway stress state

根据极限平衡区内的应力平衡方程, 可得

$$\frac{d\sigma_{R^*}}{dr} - \frac{\sigma_{R^*} - \sigma_\theta}{R^*} = 0 \quad (21)$$

$$\sigma_\theta = \frac{1 + \sin \eta}{1 - \sin \eta} \sigma_{R^*} + 2C \frac{\cos \eta}{1 - \sin \eta} \quad (22)$$

式中, R^* 为极限平衡区范围; C 为围岩黏聚力; η 为围岩内摩擦角; σ_{R^*} 为距极限平衡区到圆形巷道中心距离 R^* 的径向应力。

将式(22)代入式(21)得

$$\frac{d\sigma_{R^*}}{\sigma_{R^*} + C \cot \eta} = \frac{2 \sin \eta}{1 - \sin \eta} \frac{dR^*}{R^*} \quad (23)$$

对式(23)进行积分得

$$\ln(\sigma_{R^*} + C \cot \eta) = \frac{2 \sin \eta}{1 - \sin \eta} \ln R^* + \ln M \quad (24)$$

$$\sigma_{R^*} + C \cot \eta = MR^{*\frac{2 \sin \eta}{1 - \sin \eta}} \quad (25)$$

当 $r=R^*$ 时, $\sigma_{R^*}=0$, 代入式(25)得

$$M = \frac{C \cot \eta}{r^{\frac{2 \sin \eta}{1 - \sin \eta}}} \quad (26)$$

将式(26)代入式(25)得

$$\sigma_{R^*} = C \cot \eta \left(\frac{R^*}{r} \right)^{\frac{2 \sin \eta}{1 - \sin \eta}} - C \cot \eta \quad (27)$$

$$\sigma_\theta = \frac{1 + \sin \eta}{1 - \sin \eta} C \cot \eta \left(\frac{R^*}{r} \right)^{\frac{2 \sin \eta}{1 - \sin \eta}} - C \cot \eta \quad (28)$$

结合式(20), 与式(28)相等, 则

$$\frac{1 + \sin \eta}{1 - \sin \eta} C \cot \eta \left(\frac{R^*}{r} \right)^{\frac{2 \sin \eta}{1 - \sin \eta}} - C \cot \eta = \sigma_y [(1 + \lambda) + 2(\lambda - 1) \cos 2\theta] \quad (29)$$

塑性区计算公式为

$$R^* = \left\{ \sigma_y [(1 + \lambda) + 2(\lambda - 1) \cos 2\theta] + C \cot \eta \right\} \frac{1 - \sin \eta}{(1 - \sin \eta) C \cot \eta} \left| \frac{1 - \sin \eta}{2 \sin \eta} \right| r \quad (30)$$

由式(30)可知, 影响巷道围岩塑性区分布的主要因素包括巷道围岩与坐标系统的角度 θ 、侧压系数 λ 、黏聚力 C 、内摩擦角 η 以及巷道断面半径 r 。

3 算例及分析

3.1 圆形巷道应力分布规律

本文以开滦集团单侯煤矿 1 号煤层进行工程参数的选取, 初始地应力 10 MPa, 该矿西翼集中运输巷侧压系数 1.2, 北翼集中运输巷侧压系数 1.8, 令 θ 取不同值代入式(20), 得到侧压系数为 1.2, 1.8 时圆形巷道的切向应力值, 并做圆形巷道围岩切向应力的拟合曲线, 如图 3 所示。

由图 3 可知, 圆形巷道周边切向应力从顶板 (0° , 360°) 到两帮 (90° , 270°) 逐渐降低, 再从两帮到底

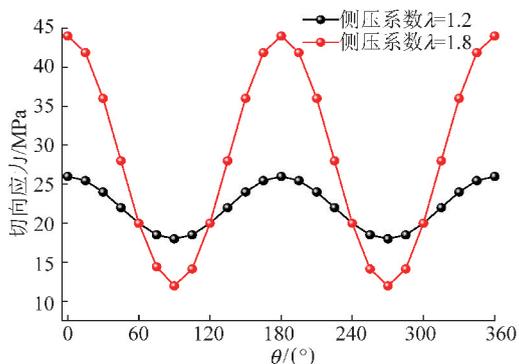


图3 圆形巷道周边各点应力值拟合曲线(侧压系数为1.2,1.8)

Fig. 3 Fitting curve of stress values at various points around a circular roadway ($\lambda=1.2$ and 1.8)

板(180°)逐渐增大,整体呈现正弦函数的变化趋势,且圆形巷道围岩全部处于压应力状态,表明圆形巷道未出现拉伸破坏区,巷道稳定性好。侧压系数的大小对围岩切向应力影响显著,围压较小时($\lambda=1.2$),圆形巷道周边应力变化曲线平缓,顶底板切向应力最大为26 MPa,两帮切向应力最小为18 MPa,降幅30.8%;当在高围压状态时($\lambda=1.8$),圆形巷道周边应力变化曲线较陡,顶底板切向应力最大为44 MPa,两帮切向应力最小为12 MPa,降幅72.2%。2种围压状态应力变化相差巨大。

分析圆形巷道两帮可知,在2种围压下,圆形巷道两帮应力集中系数为1.2~2,此时的围岩受力良好,围岩比较稳定;圆形巷道顶底板应力集中系数分别为2.6和4.4,高围压时圆形巷道顶底板应力集中程度明显大于两帮应力集中。因此,围岩大时,顶底板是圆形巷道的主要支护部位。

绘制出侧压系数为1.2和1.8时圆形巷道围岩切向应力分布,如图4所示。

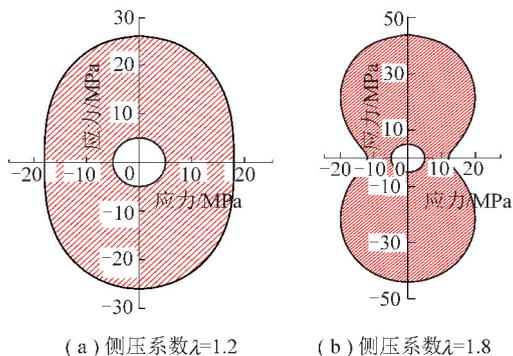


图4 圆形巷道周边切向应力分布

Fig. 4 Tangential stress distribution around circular roadway

由图4可知,侧压系数为1.2和1.8时,圆形巷道围岩处于压应力状态。侧压系数为1.2时,巷道整体受力较均匀,顶底板压应力稍大于两帮压应力;当

侧压系数为1.8时,顶底板压应力明显增大,两帮压应力相对减小。侧压系数1.2时顶底板压应力值26 MPa,两帮压应力18 MPa;侧压系数1.8时两帮压应力值44 MPa,两帮压应力12 MPa;则顶底板增幅为69.2%,两帮降幅为33%。

综上所述可见,圆形巷道在侧压系数较小时($\lambda=1.2$),巷道受压应力均匀,应力集中程度较小,圆形巷道自稳能力好;当侧压系数较大时($\lambda=1.8$),圆形巷道两帮受力良好,但其顶底板应力集中程度大,属于巷道支护的主要部位。

3.2 圆形巷道塑性区影响因素分析

3.2.1 黏聚力对圆形巷道围岩塑性区的影响

以北翼集中运输巷为研究对象, $\sigma_y=10$ MPa, $\lambda=1.8$,巷道半径 $r=2$ m,内摩擦角 $\eta=27.67^\circ$,分别取黏聚力 C 为1,2,3,4,5 MPa,代入塑性区计算式(30),得到不同黏聚力时圆形巷道的塑性区大小和形状,如图5所示。

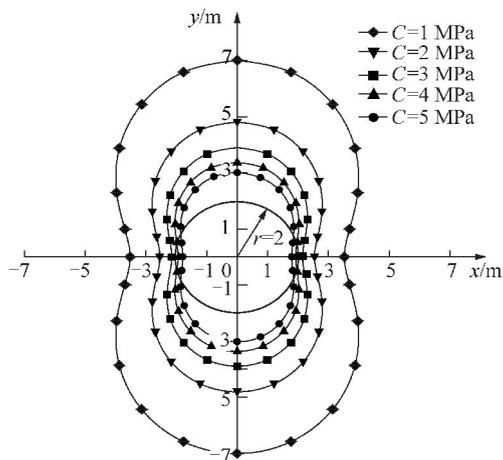


图5 不同黏聚力产生的塑性区大小及形状

Fig. 5 Size and shape of the plastic zone produced by different cohesion

由图5可知,此时圆形巷道围岩塑性区类似两头等大的“葫芦”形状,其长轴沿地应力较小的 σ_y 方向,短轴沿地应力较大方向,不同部位塑性区范围顶底板($0^\circ, 180^\circ$) $>45^\circ$ $>$ 两帮($90^\circ, 270^\circ$)。随着黏聚力增大,塑性区范围逐渐缩小,且其变化程度逐渐变小;当黏聚力 $C>3$ MPa时,再增大黏聚力对减小塑性区效果不明显;当 C 为4 MPa和5 MPa时,圆形巷道形不成封闭的塑性区;经计算,当 $C>3.6$ MPa时,巷道两帮中部围岩开始不产生塑性破坏,若使巷道两帮(以 45° 为界)完全不产生塑性破坏,则需黏聚力至少大于8.3 MPa。

3.2.2 内摩擦角对圆形巷道围岩塑性区的影响

同样取 $\sigma_y=10$ MPa, $\lambda=1.8$,巷道半径 $r=2$ m,黏

聚力 C 为 1.407 MPa, 分别取内摩擦角 η 为 $15^\circ, 20^\circ, 25^\circ, 30^\circ, 35^\circ, 40^\circ$ 和 45° , 代入塑性区计算式 (30), 得到不同内摩擦角时圆形巷道的塑性区大小和形状, 如图 6 所示。

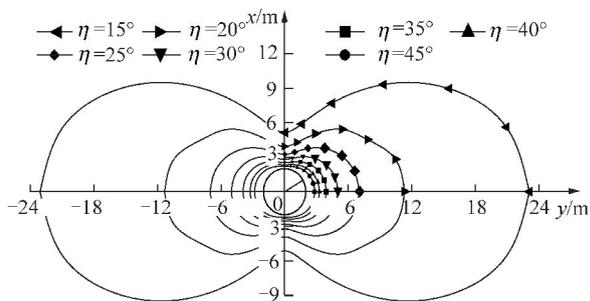


图 6 不同内摩擦角产生的塑性区大小及形状

Fig. 6 Size and shape of the plastic zone produced by different internal friction angles

由图 6 可知, 当 η 值较大时, 巷道塑性区形状为两头等大的“葫芦”形状, 依然是长轴沿地应力较小方向, 短轴沿地应力较大方向。当 η 值大于 35° 时, 塑性区形状随内摩擦角增大而逐渐呈椭圆形, 此时巷道周围塑性破坏范围更小且更均匀, 但塑性区范围整体趋势依然为顶底板 ($0^\circ, 180^\circ$) $> 45^\circ >$ 两帮 ($90^\circ, 270^\circ$)。塑性区大小随内摩擦角增大而减小, 但减小幅度不同, 在较小地应力的方向上塑性区变化幅度较大, 内摩擦角从 15° 增大到 20° 时最明显, 顶底板塑性区下降约 11.767 m, 两帮下降 1.225 m; 当内摩擦角由 35° 增至 45° 时, 顶底板塑性区下降约 1.091 m, 两帮仅为 0.32 m, 降幅较小; 经计算, 当 $\eta > 63^\circ$ 时, 巷道两帮中部开始不产生塑性区。

3.2.3 巷道半径对圆形巷道围岩塑性区的影响

取 $\sigma_y = 10$ MPa, $\lambda = 1.8$, 内摩擦角 η 为 27.67° , 黏聚力 C 为 1.407 MPa, 分别取圆形巷道半径 r 为 1.5, 2.0, 2.5 和 3.0 m, 代入塑性区计算式 (30), 得到不同巷道半径圆形巷道的塑性区大小和形状, 如图 7 所示。由图 7 可知, 塑性区形状依然为两头等大的“葫芦”形状, 长轴沿较小地应力 σ_y 方向, 短轴沿较大地应力 $1.2\sigma_y$ 方向, 塑性区范围顶底板 ($0^\circ, 180^\circ$) $> 45^\circ >$ 两帮 ($90^\circ, 270^\circ$)。随着半径增大椭圆形塑性区均匀增大, 但顶底板与两帮增大幅度不同, 半径每增大 0.5 m, 顶底板塑性区增大 1.454 m, 两帮塑性区增大 0.746 m。

3.2.4 侧压系数对圆形巷道围岩塑性区的影响

取 $\sigma_y = 10$ MPa, 内摩擦角 η 为 27.67° , 黏聚力 C 为 1.407 MPa, 巷道半径 $r = 2.0$ m, 分别取 λ 为 0.5, 0.8, 1, 1.5 和 1.8, 代入塑性区计算式 (30), 得到不同侧压系数下圆形巷道的塑性区大小和形状, 如图 8

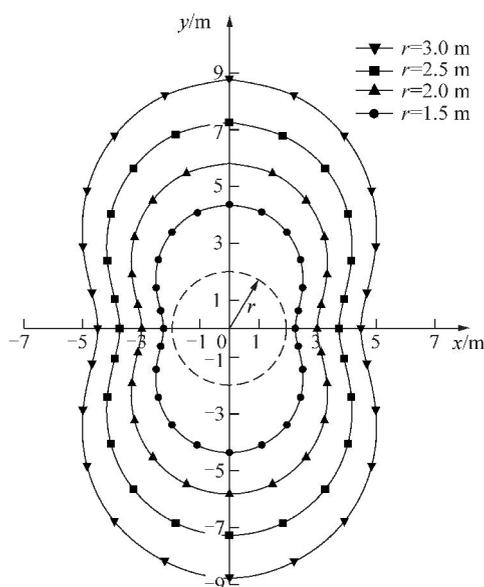


图 7 不同半径产生的塑性区大小及形状

Fig. 7 Size and shape of the plastic zone produced by different radii

所示。由图 8 可知, 随着侧压系数的不同圆形巷道塑性区形状及大小变化明显。当侧压系数 $\lambda = 0.5$ 和 1.8 时, 塑性区形状为两头等大的“葫芦”形状; 当 $\lambda = 1$ 时, 塑性区形状为圆形; 当 $\lambda = 0.8$ 和 1.2 时, 塑性区形状为椭圆形, 其长轴总平行于地应力较小的方向, 短轴平行于地应力较大的方向。随着侧压系数增大, 巷道两帮塑性区逐渐减小, 而巷道顶底板逐渐增大, 且顶底板塑性区变化程度大于两帮。经计算, 当 $\lambda < 0.5$ 时, 圆形巷道顶底板中部开始不产生塑性破坏, 但侧压系数即使再减小也无法抑制顶底板其他部位发生塑性破坏。

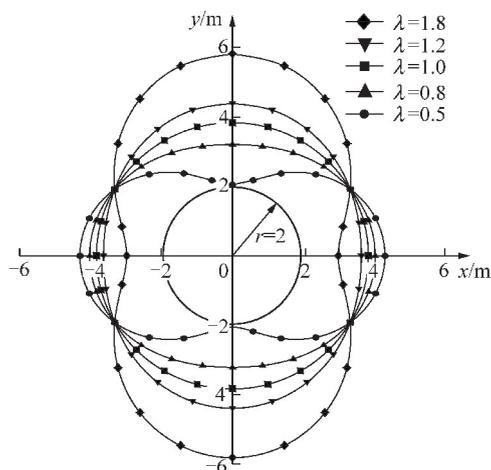


图 8 不同侧压系数产生的塑性区大小及形状

Fig. 8 Size and shape of the plastic zone produced by different lateral pressure coefficients

综上所述, 侧压系数决定了圆形巷道塑性区形

状,且地应力较小的方向是巷道破坏最大的方向。因此,当 $\lambda < 1$ 时,塑性区范围两帮($90^\circ, 270^\circ$) $>45^\circ >$ 顶底板($0^\circ, 180^\circ$),当 $\lambda = 1$ 时,巷道围岩塑性区呈圆形均匀分布;当 $\lambda > 1$ 时,塑性区范围顶底板($0^\circ, 180^\circ$) $>45^\circ >$ 两帮($90^\circ, 270^\circ$)。黏聚力、内摩擦角和巷道半径对巷道围岩塑性区范围大小起关键作用。

4 圆形巷道稳定性因素数值模拟分析

以单侯煤矿1号煤层北翼集中运输大巷为研究对象,对围岩性质(内摩擦角、黏聚力)、巷道半径和侧压系数对圆形巷道围岩稳定性进行数值模拟分析。

4.1 模型建立

在进行FLAC^{3D}5.0建模过程中,模型初始平衡阶段采用由H-B准则获得岩体等效M-C准则参数,单侯1号煤层的具体参数:弹性模量 $E = 2.449\ 68\ \text{GPa}$,泊松比 $\nu = 0.25$,体积模量 $K = 1.633\ \text{GPa}$,剪切模量 $G = 2.25\ \text{GPa}$,拉应力 $0.168\ 1\ \text{MPa}$,黏聚力 $C = 1.407\ \text{MPa}$,内摩擦角 $\eta = 27.67^\circ$,侧压系数1.8。

考虑到在一采区北翼集中运输巷开挖之后,其底板遇水崩解软化,强度迅速下降甚至失去承载能力。如果在开挖后继续采用经典的弹塑性模型进行计算,其计算结果将不完全符合岩石变形的基本特征,所以在巷道开挖后,将底板赋参为应变软化模型参数。该模型准则以摩尔—库伦准则为基础,不同的是可以通过其内置的table赋参,实现岩体破

坏后对其黏聚力、内摩擦角、抗拉强度和碎胀角的控制,使其随着塑性剪切应变的增大而减小,从而实现岩体强度的降低。

根据单侯矿1号煤层西翼集中运输巷的地质条件和煤岩体力学参数,使用FLAC^{3D}5.0数值模拟软件进行数值建模,整个模型(长 \times 宽 \times 高)为 $100\ \text{m} \times 100\ \text{m} \times 10\ \text{m}$,如图9所示。圆形巷道位于煤层正中,设计圆形巷道半径2.0 m进行开挖,施加垂直应力10 MPa,水平应力18 MPa。

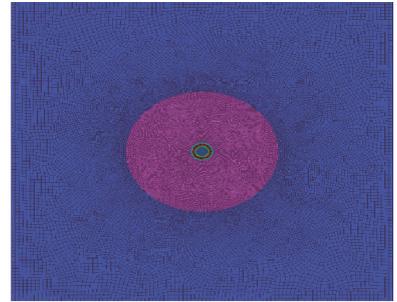


图9 数值模型

Fig.9 Numerical model

4.2 黏聚力对圆形巷道稳定性的影响

对应3.2.1小节数学分析方案,固定 $\sigma_y = 10\ \text{MPa}$, $\lambda = 1.8$,巷道半径 $r = 2\ \text{m}$,内摩擦角 $\eta = 27.67^\circ$,分别取黏聚力 C 为1,2,3,4,5 MPa,分别赋值到上述数值模型进行初始平衡,开挖计算得到不同黏聚力时圆形巷道的塑性区破坏范围如图10所示,并通过提取顶底板与两帮塑性区数据,与上节数学分析所得数据对比,如图11所示。

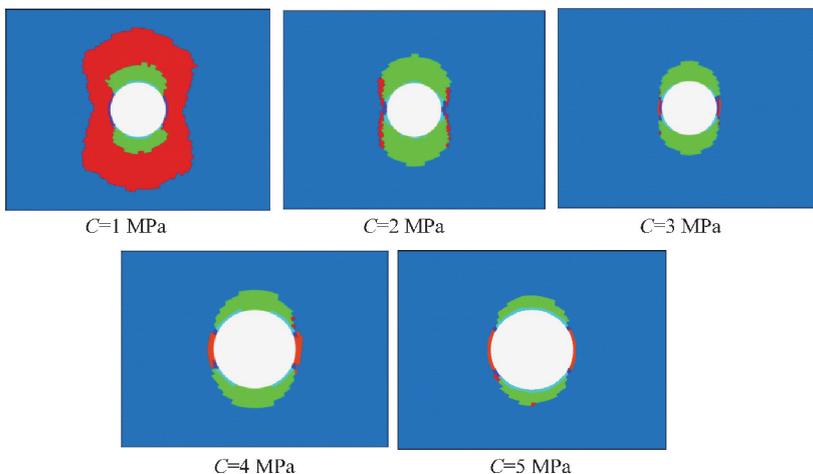


图10 不同黏聚力时圆形巷道围岩塑性区

Fig.10 Plastic zone of surrounding rock of circular roadway with different cohesion

由图10可知,随着黏聚力增大,数值模拟得到圆形巷道围岩塑性区形状从两头等大的“葫芦”形变为椭圆形,与数学计算得到的塑性区形状基本相同。由

图11可知,巷道顶底板最大破坏约为5 m,巷道两帮最大破坏半径约为1.5 m,2种方法得到的塑性区破坏半径基本相等,数值分析所得数据略大于数值模

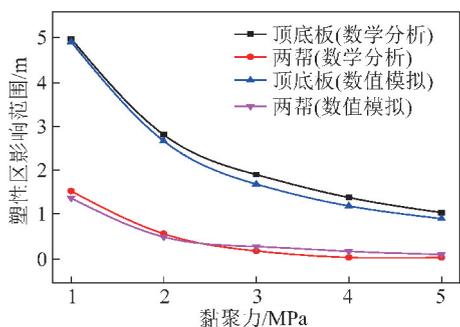


图 11 不同黏聚力塑性区数学分析与数值模拟对比

Fig. 11 Comparison of mathematical analysis and numerical simulation of plastic zones with different cohesion

拟,最大相差在 0.2 m 范围内。通过模拟可以发现,当黏聚力小于 3 MPa 时,增加黏聚力的大小,巷道围岩塑性区的范围减小幅度较大;当黏聚力大于 3 MPa 时,增加黏聚力的大小,巷道围岩塑性区范围变化幅度不明显。

4.3 内摩擦角对圆形巷道稳定性的影响

采用控制变量法固定其他参数不变,分别取内摩擦角 η 为 $15^\circ, 20^\circ, 25^\circ, 30^\circ, 35^\circ, 40^\circ$ 和 45° ,分别赋值到上述数值模型进行初始平衡,开挖计算得到不同内摩擦角时圆形巷道的塑性区破坏范围如图 12 所示,数学分析与数值模拟最大塑性区对比如图 13 所示。

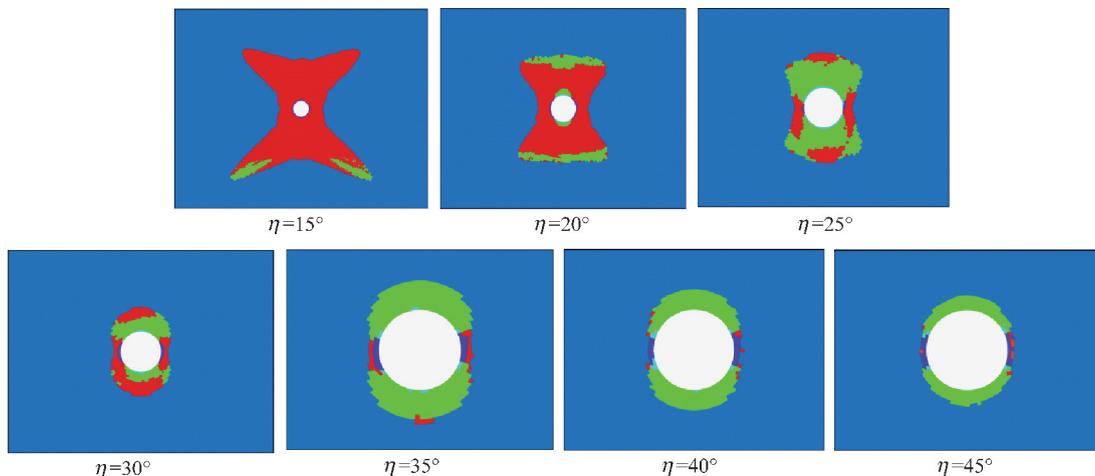


图 12 不同内摩擦角时圆形巷道围岩塑性区

Fig. 12 Plastic zone of surrounding rock of circular roadway with different internal friction angles

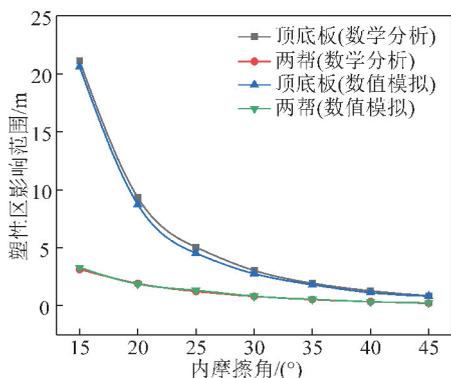


图 13 不同内摩擦角塑性区数学分析与数值模拟对比

Fig. 13 Comparison of mathematical analysis and numerical simulation of plastic zones with different internal friction angles

由图 12 可知,随着内摩擦角 η 从 $20^\circ \sim 45^\circ$ 增大,数值模拟得到圆形巷道围岩塑性区形状与数学计算得到的塑性区形状相同,由两头等大的“葫芦”形变为椭圆形,只有 15° 时巷道顶底板塑性区向两端发展,形成了“X”型破坏,但其顶底板最大破坏深度和数学计算相近。由图 13 可知,巷道顶底板最大破坏范围约为 21 m,巷道两帮最大破坏范围约为

2.8 m,最大相差在 0.5 m 范围内。通过模拟发现,内摩擦角 η 在 $15^\circ \sim 25^\circ$ 时,顶底板的变化幅度很大,最大降幅为 57%;当 $\eta > 25^\circ$,增加内摩擦角的大小,巷道围岩顶底板和两帮塑性区范围变化幅度不明显。

4.4 巷道半径对圆形巷道稳定性的影响

采用控制变量法其他参数不变,固定 $\sigma_y = 10$ MPa, $\lambda = 1.8$, 黏聚力 $C = 1.407$ MPa, 内摩擦角 $\eta = 27.67^\circ$, 分别取半径 r 为 1.5, 2.0, 2.5 和 3.0 m, 分别赋值到上述数值模型进行初始平衡,开挖计算得到不同半径时圆形巷道的塑性区破坏范围如图 14 所示,数学分析与数值模拟最大塑性区对比如图 15 所示。

对比图 8 和图 14 可知,2 种研究方法所得的圆形巷道塑性区形状基本相同。由图 15 可知,2 种研究方法所得的巷道塑性区影响范围相差不大,数学分析所得数据略大于数值模拟,最大差值小于 0.5 m。随着半径增大,顶底板和两帮塑性区范围近似线性增大,其平均变化率分别为 1.453 m 和 0.746 m。

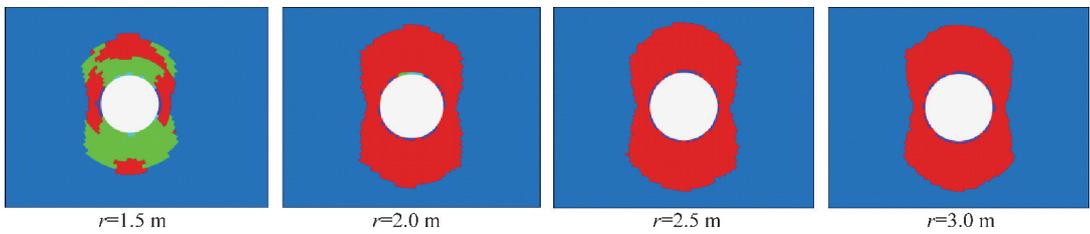


图 14 不同半径时圆形巷道围岩塑性区

Fig. 14 Plastic zone around the rock of circular roadway at different radii

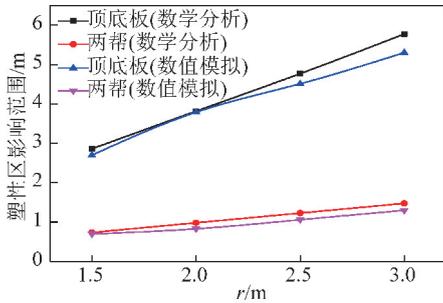


图 15 不同半径塑性区数学分析与数值模拟对比

Fig. 15 Comparison of mathematical analysis and numerical simulation of plastic zones with different radius

4.5 侧压系数对圆形巷道稳定性的影响

取 λ 为 0.5, 0.8, 1, 1.2 和 1.8, 分别赋值到上述数值模型进行初始平衡, 开挖计算得到不同半径时圆形巷道的塑性区破坏范围如图 16 所示, 数学分析与数值模拟最大塑性区对比如图 17 所示。对比图 16 和图 9 可知, 对应不同侧压系数时, 采用数学分析和数值模拟所得圆形巷道塑性区形状相同。由图 17 可知, 2 种方法形成的塑性区范围相近, 数学分析所得数据略大于数值模拟, 最大差值小于 0.5 m。当 $\lambda=0.5$ 时, 数学分析得顶底板塑性区范围最小, 为 0.054 m, 侧压系数小于 0.5 后巷道顶底板中部开始不产生塑性破坏区。

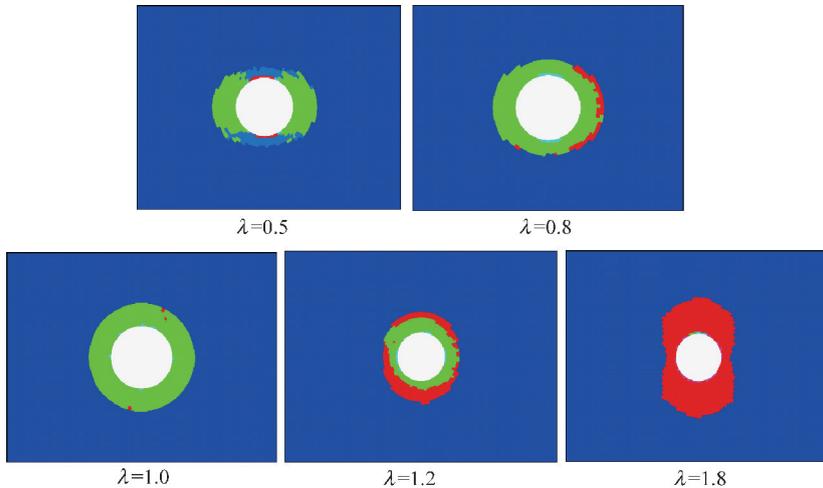


图 16 不同侧压系数时圆形巷道围岩塑性区

Fig. 16 Plastic zone surrounding rock of circular roadway with different lateral pressure coefficients

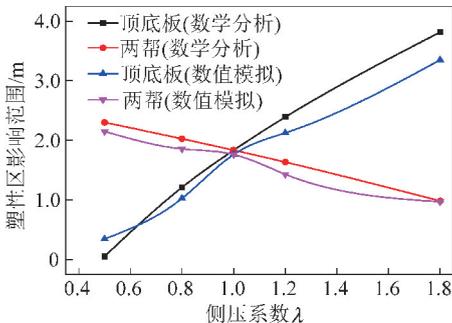


图 17 不同侧压系数塑性区数学分析与数值模拟对比

Fig. 17 Comparison of mathematical analysis and numerical simulation of plastic zones with different lateral pressure coefficients

5 结 论

(1) 基于复变理论提出的双向不等压圆形巷道围岩切向应力和塑性区计算公式, 通过数值模拟证明塑性区形状和大小与数学公式计算所得相吻合。

(2) 侧压系数 λ 和埋深是影响圆形巷道围岩切向应力分布的主要因素。当 $\lambda > 1$ 时, 圆形巷道 $0^\circ \sim 360^\circ$ 围岩周边切向应力呈正弦函数分布, 且 λ 越大曲线振幅越大。

(3) 侧压系数 λ 是影响圆形巷道围岩塑性区形状的主要因素。当 $\lambda = 1$ 时, 塑性区形状为圆形; 当 $0.5 \leq \lambda < 1$ 时, 随 λ 增大塑性区从两头等大的“葫芦”

形过渡为椭圆形,当 $1.8 \geq \lambda > 1$ 时,随 λ 增大塑性区从椭圆形过渡为两头等大的“葫芦”形,其长轴总沿平行于地应力较小的方向。

(4)圆形巷道塑性区大小随黏聚力 C 和内摩擦角 η 增大而减小,随巷道半径 r 增大而增大,随侧压系数 λ 增大,顶底板逐渐增大,而两帮逐渐减小,且在地应力较小的方向上塑性区变化幅度较大。

(5)对于黏聚力 C 、内摩擦角 η 和侧压系数 λ ,总存在一个阈值使巷道不形成封闭的塑性区。本文在特定条件下分别对其进行计算得到该阈值分别为黏聚力 $C > 3.6$ MPa、内摩擦角 $\eta > 63^\circ$ 和侧压系数 $\lambda < 0.5$ 。

参考文献 (References):

- [1] 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, XIE 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.
- [2] 何满潮,张国锋,王桂莲,等.深部煤巷底臌控制机制及应用研究[J].岩石力学与工程学报,2009,28(S1):2593-2598.
HE Manchao, ZHANG Guofeng, WANG Guilian, et al. Research on mechanism and application to floor heave control of deep gateway [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(S1): 2593-2598.
- [3] 刘夕才.轴对称巷道变形的弹塑性理论分析[J].力学与实践,1994,16(5):20-22.
LIU Xicai. Elastoplastic theoretical analysis of axisymmetric roadway deformation [J]. Mechanics and Practice, 1994, 16(5): 20-22.
- [4] 刘夕才,林韵梅.软岩巷道弹塑性变形的理论分析[J].岩土力学,1994,15(2):27-36.
LIU Xicai, LIN Yunmei. Theoretical analysis of elastoplastic deformation of soft rock roadway [J]. Rock and Soil Mechanics, 1994, 15(2): 27-36.
- [5] 蒋斌松,张强,贺永年,等.深部圆形巷道破裂围岩的弹塑性分析[J].岩石力学与工程学报,2007,26(5):982-986.
JIANG Binsong, ZHANG Qiang, HE Yongnian, et al. Elastoplastic analysis of cracked surrounding rocks in deep circular openings [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(5): 982-986.
- [6] 吕爱钟,张路青.地下隧道力学分析中的复变函数方法[M].北京:科学出版社,2007.
- [7] 吕爱钟,张晓莉,王少杰.两向不等压圆形隧洞弹塑性解析分析[J].岩石力学与工程学报,2018,37(1):14-22.
LÜ Aizhong, ZHANG Xiaoli, WANG Shaojie. Analytic method for elasto-plastic analysis of circular tunnels under non-axisymmetric stresses [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, 37(1): 14-22.
- [8] 蔚立元,陈晓鹏,韩立军,等.基于复变函数方法的水下隧道围岩弹性分析[J].岩土力学,2012,33(S2):345-351.
YU Liyuan, CHEN Xiaopeng, HAN Lijun, et al. Elastic analysis of

surrounding rock for underwater tunnels based on functions of complex variables method [J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(S2): 345-351.

- [9] 王志良.浅埋隧道围岩应力场的计算复变函数求解法[J].岩土力学,2010,31(1):86-90.
WANG Zhiliang. Calculation of stress field in surrounding rocks of shallow tunnel using computational function of complex variable method [J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(1): 86-90.
- [10] 孙金山,卢文波.非轴对称荷载下圆形隧洞围岩弹塑性分析解析解[J].岩土力学,2007,28(S1):327-332.
SUN Jinshan, LU Wenbo. Analytical elastoplastic solutions to supporting rock masses of circular tunnels under asymmetric load [J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, 28(S1): 327-332.
- [11] 陆文超.地面荷载下浅埋隧道围岩应力的复变函数解法[J].江南大学学报,2002,11(4):409-413.
CHEN Wenchao. The complex variable method on analysing the stress of surrounding rocks for shallow tunnel under ground load [J]. Journal of Southern Yangtze University (Natural Science Edition), 2002, 11(4): 409-413.
- [12] 杨巨文,唐治,何峰,等.圆形巷道围岩弹性应力场的复变函数解析[J].安全与环境学报,2015,15(1):148-152.
YANG Juwen, TANG Zhi, HE Feng, et al. Analysis of the complex functions of the surrounding rock stress field in the elastic circular tunnels [J]. Journal of Safety and Environment, 2015, 15(1): 148-152.
- [13] 魏悦广.两向不等压作用下圆形巷道弹塑性分析摄动解[J].岩土工程学报,1990,12(4):11-20.
WEI Yueguang. Perturbation solution of elastoplastic analysis of circular tunnel under two-way unequal pressure [J]. Geotechnical Engineering, 1990, 12(4): 11-20.
- [14] 侯公羽,李晶晶,赵伟伟,等.两向不等压圆形巷道弹塑性摄动解[J].岩石力学与工程学报,2014,33(S2):3639-3647.
HOU Gongyu, LI Jingjing, ZHAO Weiwei, et al. Perturbation solution for elasto-plastic problems of circular tunnel under unequal compression [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, 33(S2): 3639-3647.
- [15] 陈立伟,彭建兵,范文,等.基于统一强度理论的非均匀应力场圆形巷道围岩塑性区分析[J].煤炭学报,2007,32(1):20-23.
CHEN Liwei, PENG Jianbing, FAN Wen, et al. Analysis of surrounding rock mass plastic zone of round tunnel under non-uniform stress field based on the unified strength theory [J]. Journal of China Coal Society, 2007, 32(1): 20-23.
- [16] 赵志强.大变形回采巷道围岩变形破坏机理与控制方法研究[D].北京:中国矿业大学(北京),2014.
ZHAO Zhiqiang. Mechanism of surrounding rock deformation and failure and control method research in large deformation mining roadway [D]. Beijing: China University of Mining & Technology (Beijing), 2014.
- [17] 马念杰,赵希栋,赵志强,等.深部采动巷道顶板稳定性分析与控制[J].煤炭学报,2015,40(10):2287-2295.
MA Nianjie, ZHAO Xidong, ZHAO Zhiqiang, et al. Stability analysis and control technology of mine roadway roof in deep mining [J]. Journal of China Coal Society, 2015, 40(10): 2287-2295.

- [18] 郭晓菲,马念杰,赵希栋,等. 圆形巷道围岩塑性区的一般形态及其判定准则[J]. 煤炭学报,2016,41(8):1871-1877.
GUO Xiaofei, MA Nianjie, ZHAO Xidong, et al. General shapes and criterion for surrounding rock mass plastic zone of round roadway[J]. Journal of China Coal Society,2016,41(8):1871-1877.
- [19] 徐芝纶. 弹性力学[M]. 北京:高等教育出版社,2016.
- [20] 陈子荫. 围岩力学分析中的解析方法[M]. 北京:煤炭工业出版社,1994:1-23.
- [21] 西安交通大学高等数学教研室. 复变函数[M]. 北京:高等教育出版社,2003:223-224.
- [22] 曹小林. 半无限空间中隧道横断面应力和位移的复变函数解[D]. 兰州:兰州理工大学,2017.
CAO Xiaolin. Complex variable function method of stress and displacement tunnel cross section in a half space[D]. Lanzhou: Lanzhou University of Technology,2017.