

文章编号: 1000-7598 (2014) 01-0226-06

# 深部开采圆形巷道围岩破损区与支护压力的确定

李 铀<sup>1</sup>, 袁 亮<sup>2</sup>, 刘冠学<sup>2</sup>, 金学玉<sup>2</sup>, 薛俊华<sup>2</sup>, 余国锋<sup>2</sup>, 彭 意<sup>1</sup>, 张 明<sup>2</sup>

(1. 中南大学 土木工程学院, 长沙 410075; 2. 平安煤矿瓦斯治理国家工程研究中心有限责任公司, 淮南 安徽 232001)

**摘 要:** 应用经典塑性力学理论确定的圆形巷道围岩弹塑性应力场存在一些问题, 这影响深部圆形巷道的稳定性评价及支护设计的合理性。应用塑性力学求解新体系确定的圆形巷道围岩弹塑性应力场准确解, 进行了各向同性均质地层中圆形巷道破损区、地层残余强度与支护压力关系方面的研究, 取得了如下成果: (1) 破损区随开采深度的增加而增大, 它们基本呈线性关系。(2) 建立了支护压力与巷道埋深、围岩强度、围岩破坏后残余强度、围岩泊松比和重度之间的关系。研究成果可为支护设计提供重要参考。

**关 键 词:** 圆形巷道; 围岩弹塑性应力场; 破损区; 支护压力

**中图分类号:** TU 322

**文献标识码:** A

## Determination of failure zone and support pressure of circular roadway under deep mining

LI You<sup>1</sup>, YUAN Liang<sup>2</sup>, LIU Guan-xue<sup>2</sup>, JIN Xue-yu<sup>2</sup>, XUE Jun-hua<sup>2</sup>,  
YU Guo-feng<sup>2</sup>, PENG Yi<sup>1</sup>, ZHANG Ming<sup>2</sup>

(1. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China;

2. Ping'an Coal Gas Control National Engineering Research Center Co., Ltd., Huainan, Anhui 232001, China)

**Abstract:** It is shown that elastoplastic stress field of circular roadway, which is given by the classic plasticity mechanics, is not correct. Therefore, it affects rationality of stability evaluation and support design of circular roadway. Based on the accurate analytic solution obtained by the new solving system of plastic mechanics, failure zone, relationship between stratum residual strength and support pressure of circular roadway are studied in isotropic and homogeneous stratum. The following results are obtained: (1) Failure zone increases as mining depth increase, which is basically a linear relation. (2) Relationship among support pressure, depth of roadway, strength and residual strength of surrounding rock, Poisson's ratio and bulk density is established. These results will be of great help to support design.

**Key words:** circular roadway; elastoplastic stress field of surrounding rock; failure zone; support pressure

## 1 引 言

能源与矿产资源的安全、稳定开采是有关我国国民经济持续发展和国家经济安全的大事。随着煤矿、金属矿山开采深度的不断增加, 影响安全、稳定开采的因素也呈现出了新特点<sup>[1-5]</sup>, 如破碎岩体增多, 支护难度加大, 地温升高, 岩(煤)爆或瓦斯突出现象加剧, 这些现象导致突发性灾害事故增加, 作业环境恶化, 生产成本急剧增加等一系列新问题, 对深部资源的开采提出了严峻的挑战。

针对深部开采出现的新问题, 许多学者进行了巷道稳定性评估与支护对策、上覆岩层采动裂隙网络演化的分形特征、巷道底鼓与深部开采地表沉陷规律、深部开采冲击地压与瓦斯的相关性及安全开采深度等多方面卓有成效的工作<sup>[6-12]</sup>。分析深部开采破碎岩体增多、支护难度加大、地温升高和岩(煤)爆或瓦斯突出现象加剧的原因可以发现, 深部开采的围岩应力(地应力)与浅部开采环境相比有大幅增加, 大的围岩应力是导致这一现象的关键因素之一。在大的围岩应力作用下, 围岩局部进入塑性状

收稿日期: 2012-12-26

基金课题: “十一五” 国家科技支撑计划项目课题(No. 2007BAK28B04); “973” 项目矿产资源综合利用与安全监测科学问题课题资助(No. 2010CB735506)。

第一作者简介: 李铀, 男, 1961 年生, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事弹塑性力学、岩土力学与工程方面的教学和研究工作。E-mail: yli@csu.edu.cn

态或进一步处于破坏状态, 而应用经典塑性力学理论确定的围岩进入塑性状态后的应力场与实际不符<sup>[13-15]</sup>, 影响了人们对深部开采围岩应力的认识, 进而影响了人们的支护决策。本文将以圆形巷道为对象, 依据塑性力学求解新体系在应力场求解上的重大成果, 系统研究深部开采的围岩破坏区及相应支护压力的确定, 为深部开采的支护设计提供理论依据。

## 2 研究背景

在个别特殊边界条件下, 应用经典塑性力学理论求得了巷道围岩的弹塑性应力场解析解, 但这些解析解中存在的一个共同问题是: 在求解基本方程组的平衡方程中, 人为地引入了尚在研究中的不准确的屈服条件, 相当于预先强制性地设定了应力之间的关系, 使本来属于超静定的问题变成了静定问题, 这是经典理论无奈之中的一种处理方法, 从数学上讲是不严格的; 其次, 这样的处理方法会使解答随引入的屈服准则不同而不同, 因此结果是存在问题的<sup>[13]</sup>。深入分析经典理论解析解, 更具体的问题有<sup>[13-16]</sup>:

(1) 理想弹塑性厚壁筒解答是目前人们应用较多的井巷围岩弹塑性应力场解答, 明显的问题是解答只能内壁受压, 不能考虑外壁压力, 这与井巷围岩受力不符。进一步分析该解答可发现, 在内压的作用下, 环向内壁实际上是处于扩张之中的, 即总应变是伸长应变, 但解答中环向内壁存在压缩的弹性应变, 与实际不符。

(2) 卡斯特纳(Kastner)解答也是目前常用的井巷围岩弹塑性应力场解答。该解答考虑的条件为: 假设圆形巷道在无穷远处作用着相等的侧压  $q$ , 见图 1。图中  $a$  为井巷的半径,  $R$  为井巷围岩弹塑性交界线的半径,  $p$  为井巷支护作用于围岩的反力。应用摩尔-库仑准则得出的解答经分析存在以下问题: ①令解答中的  $q=0$ ,  $p$  大到可使厚壁圆筒内壁进入塑性状态时, 可确定厚壁圆筒内壁实际处于向外扩张(环向伸张)状态。而分析卡斯特纳解答发现厚壁圆筒内壁处于压应变状态, 这 and 实际状态矛盾。②卡斯特纳解答的塑性区应力场只与内压  $p$  有关, 与外压  $q$  无关。

无法获得解析解时, 可用数值方法计算出巷道围岩的弹塑性应力场, 与经典理论弹塑性解析解同样的问题是: 数值计算时需引入屈服准则(或加载准则), 而屈服准则的准确性不足是公认的, 这样随引入的屈服准则不同, 应力场便不同, 这就说明了

解答的可信度存在问题。

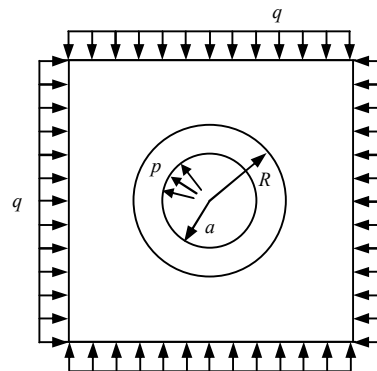


图1 圆形巷道的受力模型之一

Fig.1 One of model of circular roadway

塑性力学求解新体系可以避免屈服准则的影响, 确定两类边界条件下弹塑性问题的准确应力场, 取得了如下重大成果: 当边界条件全为应力边界条件, 或有位移边界条件但在塑性区边界上仅有零位移边界条件(对应力边界条件没限制)时, 塑性力学问题的应力场表达式完全等同于把所讨论问题当成弹性问题求解所获得的应力场表达式<sup>[13-14]</sup>, 这为我们研究深部开采巷道的围岩弹塑性应力场、破坏区及相应支护压力奠定了理论基础。

## 3 圆形巷道弹塑性应力场

为规律性的东西不被复杂的地层及地质现象所干扰, 下面的研究设地层为各向同性、均质。实际有复杂的地层及地质现象时, 可利用数值方法进行类似的分析。

弹性理论已求得半空间体在自重应力场作用下的应力场<sup>[17-18]</sup>:

$$\sigma_z = \gamma z, \quad \sigma_x = \sigma_y = \frac{\mu}{1-\mu} \gamma z \quad (1)$$

式中:  $\gamma$ 、 $\mu$  分别为各向同性均质材料的重度和泊松比。式(1)的坐标系坐标指向为:  $z$  轴铅垂向下,  $x$  和  $y$  位于水平面内。

设想深部开采时, 在深度为  $h$  处开一半径为  $a$  的圆洞, 圆洞处于平面应变状态, 其受力模型示于图 2。因远处的应力场不受干扰, 依据式(1)的解答和圣文南原理, 可将图 2 中的  $p$  和  $q$  近似表示为

$$p = \gamma h, \quad q = \frac{\mu}{1-\mu} \gamma h \quad (2)$$

另置  $z$  轴过图 2 的圆心, 并垂直于  $r$  和  $\theta$  构成的平面。

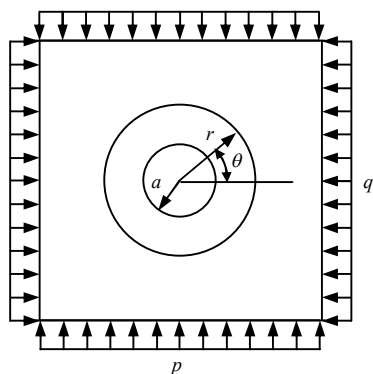


图2 深部开采圆形巷道的受力模型

Fig.2 Model of circular roadway in deep mining

图2模型的弹性应力场为<sup>[17-18]</sup>

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{1}{2}(p+q)\left(1-\frac{a^2}{r^2}\right) + \frac{1}{2}(q-p) \cdot \\ &\quad \left(1-4\frac{a^2}{r^2}+3\frac{a^4}{r^4}\right)\cos 2\theta \\ \sigma_\theta &= \frac{1}{2}(p+q)\left(1+\frac{a^2}{r^2}\right) - \frac{1}{2}(q-p) \cdot \\ &\quad \left(1+3\frac{a^4}{r^4}\right)\cos 2\theta \\ \tau_{r\theta} &= \frac{1}{2}(p-q)\left(1+2\frac{a^2}{r^2}-3\frac{a^4}{r^4}\right)\sin 2\theta \\ \sigma_z &= \mu(p+q)-2\mu(q-p)\frac{a^2}{r^2}\cos 2\theta \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

图2模型处于弹塑性或完全塑性状态后(进入深部开采),依据塑性力学求解新体系的结果可知,式(3)就是图2模型处于弹塑性或完全塑性状态的准确应力场。因此,自巷道开始进入弹塑性(屈服)状态起,新的应力场解答已与依据经典塑性力学理论求得的解答不同了。下面就依据式(3)来研究图2所示圆洞的破损区及地层残余强度与支护压力的关系。

#### 4 圆洞破损区估算

应用强度准则,如摩尔-库仑强度准则,可确定圆洞的临界破坏深度(圆洞围岩不破坏的最大埋深)。当圆洞埋深处于临界破坏深度之下,破损会形成一个区域。采用如下方法估算破损区的大小:按地层无破坏时的应力场满足强度准则的情况,确定破损区的最外围(最大)值,因破坏后的应力调整会使实际破损区比此值大,后面称此为最小破损区半径。

当 $r > a$ 时,图2应力场的表达式式(3)不再全是主应力。如应用摩尔-库仑强度准则,不仅得求

出3个主应力,还得判断出中间主应力。式(3)对应的3个主应力为

$$\begin{aligned} \sigma' &= \gamma h \left\{ \frac{1}{2(1-\mu)} [1 + (2\mu-1) \left( 1 - 4\frac{a^2}{r^2} \right) \cos 2\theta] \right\} + \\ &\quad \frac{\gamma h}{2(1-\mu)} \left\{ \left[ \left( -\frac{a^2}{r^2} \right) + (2\mu-1) \left( 1 - 2\frac{a^2}{r^2} + 3\frac{a^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \right]^2 + \right. \\ &\quad \left. \left[ (1-2\mu) \left( 1 + 2\frac{a^2}{r^2} - 3\frac{a^4}{r^4} \right) \sin 2\theta \right]^2 \right\}^{1/2} \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \sigma'' &= \gamma h \left\{ \frac{1}{2(1-\mu)} [1 + (2\mu-1) \left( 1 - 4\frac{a^2}{r^2} \right) \cos 2\theta] \right\} - \\ &\quad \frac{\gamma h}{2(1-\mu)} \left\{ \left[ \left( -\frac{a^2}{r^2} \right) + (2\mu-1) \left( 1 - 2\frac{a^2}{r^2} + 3\frac{a^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \right]^2 + \right. \\ &\quad \left. \left[ (1-2\mu) \left( 1 + 2\frac{a^2}{r^2} - 3\frac{a^4}{r^4} \right) \sin 2\theta \right]^2 \right\}^{1/2} \end{aligned} \quad (5)$$

$$\sigma''' = \sigma_z = \gamma h \frac{1}{(1-\mu)} \left[ \mu - 2\mu(2\mu-1) \frac{a^2}{r^2} \cos 2\theta \right] \quad (6)$$

设 $a = 3.0 \text{ m}$ ,  $\gamma = 25 \text{ kN/m}^3$ ,  $\mu = 0.25$ ,  $c$ 、 $\varphi$ 采用淮南矿区深部岩巷Ⅲ类围岩的力学参数<sup>[1]</sup>,  $c = 1.0 \text{ MPa}$ ,  $\varphi = 35^\circ$ , 考虑埋深 $h$ 分别为900、1000、1100、1200、1300、1400、1500 m这7种情况下的破损区分布,则应用摩尔-库仑强度准则计算的最小破损区半径示于图3。

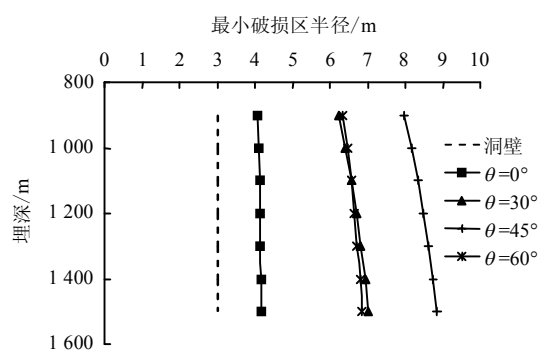


图3 最小破损区半径随埋深变化的关系

Fig.3 Relationships between minimum radius of failure zone and depth of roadway

从图3可以看出,最小破损区半径与埋深的关系基本呈线性关系,且最大破损区位于 $\theta = 45^\circ$ 处,1000 m处最小破损半径超过8 m,1500 m处已接近9 m,已近于3倍圆洞半径了。这一结果可以给我们一个启示:在现有矿山支护中,锚杆的长度大

多是不随开采深度变化的, 有固定长度。依据上面的分析结果可以看出, 锚杆长度不变, 当开采深度增大时, 锚杆在  $\theta = 45^\circ$  邻近区域就可能整体处于破坏区中, 这虽对提高破坏区的残余强度有益, 却难以控制巷道的收敛变形量, 原因是锚杆的锚固部分不处于稳固的地层中, 它会整体随着破坏区向巷道的自由空间移动, 因此易于发生大变形, 不能发挥预想的支护效果。

## 5 地层残余强度、支护设计压力与破坏区近似关系研究

岩体破坏后有残余强度, 加上及时施加的支护, 在未破坏区和破坏区的交界面处, 破坏区会对连续完好区产生作用力, 起到支护作用。

设在深度  $h_0$  处, 未破坏区和破坏区的交界面与初始圆形断面为同心圆, 破坏区为  $a \leq r \leq C$ , 破坏区对连续完好区产生的均布内压, 用符号  $T$  表示, 在外压和内压共同作用下,  $r \geq C$  区域应力场可由叠加原理得出:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \gamma h_0 \frac{1}{2(1-\mu)} \left[ 1 - \frac{C^2}{r^2} + (2\mu-1) \cdot \left( 1 - 4 \frac{C^2}{r^2} + 3 \frac{C^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \right] + T \frac{C^2}{r^2} \\ \sigma_\theta &= \gamma h_0 \frac{1}{2(1-\mu)} \left[ 1 + \frac{C^2}{r^2} - (2\mu-1) \cdot \left( 1 + 3 \frac{C^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \right] - T \frac{C^2}{r^2} \\ \tau_{r\theta} &= \gamma h_0 \frac{1-2\mu}{2(1-\mu)} \left[ \left( 1 + 2 \frac{C^2}{r^2} - 3 \frac{C^4}{r^4} \right) \sin 2\theta \right] \\ \sigma_z &= \gamma h_0 \frac{1}{(1-\mu)} \left[ \mu - 2\mu(2\mu-1) \frac{C^2}{r^2} \cos 2\theta \right] \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

在压力  $T$  作用下, 巷道正好在  $r = C$  处于临界状态, 由此可推求出  $T$  与  $h_0$  的关系。

经分析, 式 (7) 同样在  $\theta = 0^\circ$ ,  $r = C$  处最先处于临界破坏状态, 此处的应力场为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= T \\ \sigma_\theta &= \gamma h_0 \frac{1}{(1-\mu)} (3-4\mu) - T \\ \tau_{r\theta} &= 0 \\ \sigma_z &= \gamma h_0 \frac{\mu}{(1-\mu)} (3-4\mu) \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

岩体的泊松比通常在 0.2~0.3 之间, 又  $T$  理论上宜小于自重应力  $\gamma h_0$ , 则有

$$\begin{aligned} \sigma_\theta &> \gamma h_0 \frac{3-4\mu_{\max}}{1-\mu_{\min}} - \gamma h_0 = \\ &\gamma h_0 \frac{3-4 \times 0.3}{1-0.2} - \gamma h_0 = 1.25\gamma h_0 > \sigma_r \end{aligned} \quad (9)$$

$$\begin{aligned} \sigma_z &< \gamma h_0 \frac{\mu_{\max}(3-4\mu_{\min})}{1-\mu_{\max}} = \\ &\gamma h_0 \frac{0.3 \times (3-4 \times 0.2)}{1-0.3} = 0.94\gamma h_0 < \sigma_\theta \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} \sigma_z &> \gamma h_0 \frac{\mu_{\min}(3-4\mu_{\max})}{1-\mu_{\min}} = \\ &\gamma h_0 \frac{0.2 \times (3-4 \times 0.3)}{1-0.2} = 0.45\gamma h_0 \end{aligned} \quad (11)$$

所以  $\sigma_\theta$  是第一主应力, 第二和第三主应力则随支护应力  $T$  的不同可能是  $\sigma_r$ , 也可能是  $\sigma_z$ , 下面按通常情况, 设  $\sigma_z$  是中间主应力 (若不是, 分析可类似进行)。

应用摩尔-库仑强度准则, 有

$$\begin{aligned} &\frac{1}{2} \left[ \gamma h_0 \frac{1}{(1-\mu)} (3-4\mu) - 2T \right] = \\ &c \cos \varphi + \frac{1}{2} \left[ \gamma h_0 \frac{1}{(1-\mu)} (3-4\mu) \right] \sin \varphi \\ T &= \frac{3-4\mu}{2(1-\mu)} \gamma h_0 - c \cos \varphi - \frac{3-4\mu}{2(1-\mu)} \gamma h_0 \sin \varphi \end{aligned} \quad (12)$$

将破坏区近似按强度降低了的连续介质等效处理, 其残余强度参数以  $c_0$ 、 $\varphi_0$  表示, 泊松比以  $\mu_0$  表示, 设支护施加于内壁的压力为  $S$ 。在  $S$  和  $T$  的共同作用下, 内壁  $r = a$  处正好处于临界破坏状态, 此时  $a \leq r \leq C$  区间的应力场为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{TC^2}{C^2-a^2} \left( 1 - \frac{a^2}{r^2} \right) - \frac{Sa^2}{C^2-a^2} \left( 1 - \frac{C^2}{r^2} \right) \\ \sigma_\theta &= \frac{TC^2}{C^2-a^2} \left( 1 + \frac{a^2}{r^2} \right) - \frac{Sa^2}{C^2-a^2} \left( 1 + \frac{C^2}{r^2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

内壁 ( $r = a$ ) 应力为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= -\frac{Sa^2}{C^2-a^2} \left( 1 - \frac{C^2}{a^2} \right) = S \\ \sigma_\theta &= \frac{2TC^2}{C^2-a^2} - \frac{S(C^2+a^2)}{C^2-a^2} \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

因围岩有向巷道内移动的趋势, 故应有  $T \geq S$ , 此时有

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\theta &= \frac{2TC^2 - S(a^2 + C^2)}{C^2 - a^2} = \\ &\frac{2TC^2 - S(2a^2 - a^2 + C^2)}{C^2 - a^2} \geq \\ &2T - S \geq \sigma_r = S \\ \sigma_z &= \mu_0(\sigma_\theta + \sigma_r) = \frac{2\mu_0(TC^2 - Sa^2)}{C^2 - a^2} \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

因此, 3 个主应力的大小尚难直接判定, 需在实际应用中依据具体情况计算而定。按通常情况, 如  $\sigma_1 = \sigma_\theta$ ,  $\sigma_2 = \sigma_z$ ,  $\sigma_3 = \sigma_r$ , 则应用摩尔-库仑强度准则有

$$\frac{TC^2 - SC^2}{C^2 - a^2} = c_0 \cos \varphi_0 + \frac{(TC^2 - Sa^2)}{C^2 - a^2} \sin \varphi_0 \quad (16)$$

$$S = \frac{TC^2(1 - \sin \varphi_0) - c_0(C^2 - a^2) \cos \varphi_0}{(C^2 - a^2 \sin \varphi_0)} \quad (17)$$

将式 (12) 代入式 (17), 有

$$S = \left\{ C^2 [\gamma h_0 (3 - 4\mu)(1 - \sin \varphi) - 2(1 - \mu)c \cos \varphi] \cdot \frac{(1 - \sin \varphi_0) - 2(1 - \mu)c_0(C^2 - a^2) \cos \varphi_0}{1} \right. \\ \left. \frac{1}{2(1 - \mu)(C^2 - a^2 \sin \varphi_0)} \right\} \quad (18)$$

式 (18) 建立了人工支护需提供的压力  $S$  与巷道埋深、围岩强度、围岩破坏后残余强度及围岩泊松比和重度之间的关系, 它可为支护设计提供重要参考依据。

设  $a = 3.0 \text{ m}$ ,  $\gamma = 25 \text{ kN/m}^3$ ,  $\mu = 0.25$ ,  $c = 15 \text{ MPa}$ ,  $\varphi = 35^\circ$ ,  $c_0 = 0.5 \text{ MPa}$ ,  $\varphi_0 = 30^\circ$ 。应用上面的公式可确定  $h_0 = 1\ 000 \text{ m}$  时支护设计压力  $S$  与破坏区半径  $C$  的关系, 数据示于表 1。

从表中数据可以看出, 随着破坏区的增大, 地层残余强度的支护作用也在增大, 所需的支护设计压力显著减小, 这与新奥法的变形让压原理是一致的。

表 1 支护设计压力  $S$  与破坏区半径  $C$  的关系  
Table 1 Relationships between support pressure  $S$  and radius  $C$  of failure zone

| $C/\text{m}$ | $S/\text{MPa}$ | $\sigma_\theta/\text{MPa}$ | $\sigma_z/\text{MPa}$ |
|--------------|----------------|----------------------------|-----------------------|
| 3.2          | 1.63           | 6.66                       | 2.07                  |
| 3.4          | 1.42           | 6.02                       | 1.86                  |
| 3.6          | 1.27           | 5.57                       | 1.71                  |
| 3.8          | 1.16           | 5.24                       | 1.60                  |
| 4.0          | 1.08           | 4.97                       | 1.51                  |
| 4.2          | 1.01           | 4.77                       | 1.44                  |

## 6 结 论

本文应用塑性力学求解新体系确定的均质各向同性地层中圆形巷道弹塑性应力场准确解析解, 进行了以下研究并取得了相应成果:

(1) 应用摩尔-库仑准则研究了破坏区随开采深度的变化, 结果表明, 破坏区随开采深度的加大

在扩大, 破坏区与埋深的关系基本呈线性关系。为保证锚杆的支护效果, 锚杆的长度应随开采深度加大而增长, 不能一成不变。

(2) 研究了地层残余强度、支护设计压力与破坏区的关系, 建立了人工支护需提供的压力与巷道埋深、围岩强度、围岩破坏后残余强度及围岩泊松比和重度之间的关系, 它可为支护设计提供重要参考依据。

## 参 考 文 献

- [1] 袁亮. 深井巷道围岩控制理论及淮南矿区工程实践[M]. 北京: 煤炭工业出版社, 2006.
- [2] 钱七虎. 非线性岩石力学的新进展——深部岩体力学的若干问题[C]//第八次全国岩石力学与工程学术大会论文集. 北京: 科学出版社, 2004: 10—17.
- [3] 谢和平. 深部高应力下的资源开采——现状、基础科学问题与展望(第 6 集)[C]//北京: 中国环境科学出版社, 2002: 179—191.
- [4] 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 Man-chao, XIE He-ping, PENG Su-ping, et al. Study on rock mechanics in deep mining engineering[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(16): 2803—2813.
- [5] FAIRHURST C. Deformation, yield, rupture and stability of excavations at great depth[C]//Rockburst and Seismicity in Mines. Rotterdam: A. A. Balkema, 1990: 103—114.
- [6] 刘泉声, 张华, 林涛. 煤矿深部岩巷围岩稳定与支护对策[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(21): 3732—3737. LIU Quan-sheng, ZHANG Hua, LIN Tao. Study on stability of deep rock roadways in coal mines and their support measures[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(21): 3732—3737.
- [7] 王志国, 周宏伟, 谢和平. 深部开采上覆岩层采动裂隙网络演化的分形特征研究[J]. 岩土力学, 2009, 30(8): 2403—2408. WANG Zhi-guo, ZHOU Hong-wei, XIE He-ping. Research on fractal characterization of mined crack network evolution in overburden rock stratum under deep mining[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(8): 2403—2408.
- [8] 姜耀东, 赵毅鑫, 刘文岗, 等. 深部开采中巷道底鼓问题的研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(14): 2396—2401.

- JIANG Yao-dong, ZHAO Yi-xin, LIU Wen-gang, et al. Research on floor heave of roadway in deep mining[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2004, 23(14): 2396—2401.
- [9] 彭林军, 赵晓东, 李术才. 深部开采地表沉陷规律模拟研究[J]. 岩土力学, 2011, 32(6): 1910—1914.
- PENG Lin-jun, ZHAO Xiao-dong, LI Shu-cai. Simulating research on rules of surface subsidence due to deep mining[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2011, 32(6): 1910—1914.
- [10] 李文秀, 孟庆立, 闻磊, 等. 深部开采水平应力场与地表远区移动分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(增刊 1): 2630—2636.
- LI Wen-xiu, MENG Qing-li, WEN Lei, et al. Analysis of horizontal stress field movements due to deep mining[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2010, 29(Supp.1): 2630—2636.
- [11] 李铁, 蔡美峰, 王金安. 深部开采冲击地压与瓦斯的相关性探讨[J]. 煤炭学报, 2005, 30(5): 562—567.
- LI Tie, CAI Mei-feng, WANG Jin-an. Discussion on relativity between rockburst and gas in deep exploitation[J]. **Journal of China Coal Society**, 2005, 30(5): 562—567.
- [12] 李铀, 白世伟, 杨春和, 等. 矿山覆岩移动特征与安全开采深度[J]. 岩土力学, 2005, 26(1): 27—32.
- LI You, BAI Shi-wei, YANG Chun-he, et al. Characters of overburden strata movement of mines and safe mining depth[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2005, 26(1): 27—32.
- [13] 李铀. 塑性力学引论[M]. 北京: 科学出版社, 2008.
- [14] 李铀. 塑性力学问题的一种求解新方法及应用[博士学位论文 D]. 北京: 中国科学院研究生院, 2002.
- [15] 李铀, MATHEW Mauldon. 岩土工程中的二个理论问题的探讨[J]. 岩石力学与工程学报, 1999, 18(2): 227—229.
- LI You, MATTHEW Mauldon. Research on two theoretical problems of geotechnical engineering[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 1999, 18(2): 227—229.
- [16] 李铀, 彭意. 论圆形断面井巷围岩弹塑性应力摩尔-库仑准则解答[J]. 土工基础, 2006, 20(2): 71—72, 88.
- LI You, PENG Yi. Discussion on elastic-plastic stress solution of circular section surrounding rock based on Mohr-Coulomb criterion[J]. **Soil Engineering and Foundation**, 2006, 20(2): 71—72, 88.
- [17] 王龙甫. 弹性理论[M]. 北京: 科学出版社, 1979.
- [18] 高磊. 矿山岩体力学[M]. 北京: 冶金工业出版社, 1979.

(接第 183 页)

### 《岩土力学》2013 年第 10 期被 EI 收录论文 (40 篇, 收录率 100%)

| 序号 | 论文题名                               | 作者               | 页码        |
|----|------------------------------------|------------------|-----------|
| 27 | 主应力轴旋转对地铁荷载作用下软黏土累积变形的影响           | 肖军华, 许世芹, 韦 凯, 等 | 2938—2944 |
| 28 | 表面条件对透壁通风管碎石路堤降温效果的影响              | 杨丽君, 孙斌祥, 王 伟, 等 | 2945—2953 |
| 29 | 基于 Hoek-Brown 强度准则的应变软化模型在隧道工程中的应用 | 孙 闯, 张向东, 刘家顺    | 2954—2960 |
| 30 | 黄土坡临江 I 号崩滑体变形及稳定性演化规律研究           | 倪卫达, 唐辉明, 胡新丽, 等 | 2961—2970 |
| 31 | 基于数字图像相关法的砂土细观直剪试验及其颗粒流数值模拟        | 孔 亮, 陈凡秀, 李 杰    | 2971—2978 |
| 32 | 不同变位模式下无黏性土非极限被动土压力计算分析            | 杨泰华, 龚建伍, 汤 斌, 等 | 2979—2983 |
| 33 | 流体黏性对油井砂岩力学响应的影响                   | 刘先珊, 陈 治         | 2984—2990 |
| 34 | 指数形式渗流定律下软土非线性大变形固结分析              | 李传勋, 谢康和         | 2991—2996 |
| 35 | 临近既有地铁车站的基坑变形性状研究                  | 朱炎兵, 周小华, 魏仕锋, 等 | 2997—3002 |
| 36 | 沉积泥砂非线性大变形固结沉降计算模型                 | 郭帅杰, 王保田, 张福海    | 3003—3010 |
| 37 | 挖填交界区格栅加筋路堤的试验和数值模拟分析              | 马 强, 李丽华, 肖衡林    | 3011—3017 |
| 38 | 推移式滑坡演化过程模型试验与数值模拟研究               | 雍 睿, 胡新丽, 唐辉明, 等 | 3018—3027 |
| 39 | 一种装配式新型张力计的研制                      | 陈 锐, 刘 坚, 吴宏伟, 等 | 3028—3032 |
| 40 | 基于磁测的边坡深部大变形监测方法                   | 江胜华, 周 智, 欧进萍    | 3033—3038 |