

DOI:10.3969/j.issn.1003-5060.2025.07.022

# 基于单元不安全度的下伏采空区巷道最优支护时机分析

袁海平, 方兴业, 李艳龙, 夏子晋, 黄松涛, 于旭阳

(合肥工业大学 土木与水利工程学院, 安徽 合肥 230009)

**摘要:**为降低下伏采空区对巷道围岩稳定性带来的负面影响,文章采用调整支护时机的方式来实现主动调控围岩变形的目的。在虚拟支撑力法的理论基础上,引入单元不安全度、应力释放系数和位移完成系数 3 个影响变量,构建出三者的关系曲线以求解最佳支护时机,并从位移和支护力 2 个方面进行综合评价。研究结果表明:巷道洞壁处的单元不安全度分布形态由圆形变为椭圆形,最终再转变为圆形;巷道与采空区的间距越小,最优的支护距离越短,间距为  $0.5D$  ( $D$  为巷道洞径)时,最佳支护距离提前了 91.866%,而当间距达到  $2.0D$  以上时,采空区的存在导致影响较小。该研究结果可为相关工程提供一定的借鉴作用。

**关键词:**下伏采空区;支护时机;虚拟支撑力法;单元不安全度

**中图分类号:**U455.7 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-5060(2025)07-1001-08

## Analysis of optimal supporting time of roadway in underlying goaf based on zone insecurity

YUAN Haiping, FANG Xingye, LI Yanlong, XIA Zijin, HUANG Songtao, YU Xuyang  
(School of Civil and Hydraulic Engineering, Hefei University of Technology, Hefei 230009, China)

**Abstract:**To reduce the negative impact of the underlying goaf on the stability of the roadway surrounding rock, this paper adopts the method of adjusting the supporting time to realize the purpose of actively regulating the surrounding rock deformation. Based on the theory of virtual supporting force method, three influencing variables, namely zone insecurity, stress release coefficient and displacement completion coefficient, are introduced, the relationship curves of the three variables are constructed to solve the optimal supporting time, and the comprehensive evaluation is carried out from the two aspects of displacement and supporting force. The results show that the distribution pattern of zone insecurity at the tunnel wall changes from circular to oval and finally to circular. The smaller the spacing between roadway and goaf, the shorter the optimal supporting distance. When the spacing is  $0.5D$  ( $D$  is the tunnel diameter), the optimal supporting distance is advanced by 91.866%, and when the spacing is above  $2.0D$ , the influence of goaf basically disappears. The research results can provide reference for related engineering.

**Key words:** underlying goaf; supporting time; virtual supporting force method; zone insecurity

## 0 引 言

采空区是由人为开采挖掘或天然地质运动在地表下面产生的“空洞”,随着地下工程建设规模的不断扩大,部分巷道的开挖会不可避免地穿越

采空区地段,依据采空区与巷道断面的相对位置进行判断,当空区处在巷道下方时便是下伏采空区。目前,下伏采空区对巷道围岩稳定性带来的负面效果已经成为制约矿山发展的一个重要难题,研究采空区对上覆巷道及结构的影响具有重

收稿日期:2023-05-05;修回日期:2023-06-19

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51874112);安徽高校协同创新资助项目(GXXT-2020-055)

作者简介:袁海平(1976—),男,江西九江人,博士,合肥工业大学教授,博士生导师。

要理论意义和工程价值。

多数学者开始围绕含采空区的工程问题开展研究。文献[1]以采空区冒落带的动模量参数为关键切入点,采用剩余沉降量算法获得采空区不同空间位置处剩余沉降的时空演化规律;文献[2]预测了隧道与下伏采空区垂直临界高度,确定了隧道施工的安全距离;文献[3]对埋深小于安全阈值的采空区进行重点分析,采用双自由度车辆振动模型模拟出实际上跨高速公路中车辆动载的随机性,并提出高速公路下伏采空区安全深度的确定方法;文献[4]将离散元软件模拟的结果与室内模型试验得出的数据进行相互佐证,获得下伏煤层采空区隧道开挖的裂隙展开情况和衬砌内力的分布规律;文献[5]利用损伤力学理论分析垮落带、裂隙带的损伤变量规律,得到损伤变量与开采宽度的关系。

文献[6]以芦岭穿采空区巷道为工程背景,发现巷道穿采空区不同区段围岩损伤及应力分布具有明显的分区特性,并以此提出不同区段的相应支护方案;文献[7-8]通过相似模型试验阐述巷道开挖过程中采空区地层的位移规律以及初期支护的内力特征;文献[9]指出对下伏采空区的稳定性评价和治理范围偏于保守,提出费用和施工难度更低的洞内注浆处治技术;文献[10]研究围岩灾变演化的力学机制,并提出相应的联合快速施工法;文献[11]在现场试验和实验室试验分析的基础上,采用相关系数准则和安全原则,研究窄煤柱对增加采空区煤自燃风险的致灾机制;文献[12-13]研究采空区的稳定性。但针对支护强度一定的条件下,通过改变支护时机的方式来提高下伏采空区巷道支护效果的相关研究较少。

本文以下伏采空区和巷道的间距为研究对象,首先采用虚拟支撑力释放法来探究应力释放率、单元不安全度和位移完成系数三者之间的关系,然后在三维模型中利用位移完成系数为“纽带”求解最优的支护时机。研究结果可为类似工程提供一定的工程参考。

## 1 基本理论

### 1.1 单元不安全度理论

岩体的破坏机制主要包括拉伸破坏和剪切破坏。本文采用 Mohr-Coulomb 强度准则得到岩石抗破坏力与岩石潜在破坏面的破坏力之比,即所谓的“安全系数”量化指标。Mohr-Coulomb 强度包络线如图 1 所示。

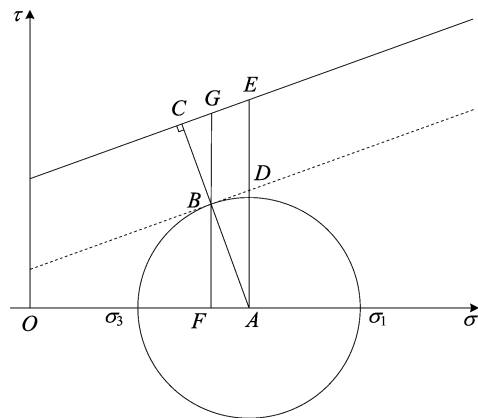


图 1 Mohr-Coulomb 强度包络线

根据图 1,具有一定强度储备的安全系数推导过程为<sup>[14]</sup>:

$$F_s = \frac{|AC|}{|AB|} = \frac{|AE|}{|AD|} = \frac{|AD| + |DE|}{|AD|} = 1 + \frac{|DE|}{|AD|} < 1 + \frac{|BG|}{|FB|} = \frac{|FG|}{|FB|} = K_p \quad (1)$$

故对于某一个单元来说,根据 Mohr-Coulomb 准则和拉伸破坏准则导出的剪切破坏不安全度为:

$$[F] = \begin{cases} K_p = \frac{[(\sigma_1 + \sigma_3) - (\sigma_1 - \sigma_3) \sin \varphi] \tan \varphi + 2c}{(\sigma_1 - \sigma_3) \cos \varphi}, & \sigma_3 \leq 0; \\ F_t = \frac{\sigma_1}{\sigma_3}, & \sigma_3 > 0 \end{cases} \quad (2)$$

其中,  $K_p$ 、 $F_t$  分别为对应单元的剪切破坏和拉伸破坏不安全度。不安全度等于 1 意味着该单元进入临界破坏状态,不安全度越小则单元所处状态越不安全。

### 1.2 掌子面空间效应理论

定义位移完成系数  $\lambda$  来反映开挖面的空间效应<sup>[15]</sup>,在距掌子面水平间距为  $x$  的巷道洞壁上选取某点  $p$ ,该点的围岩变形值与掌子面推进到足够远时该点的围岩变形值之比为:

$$\lambda(x, p) = u(x, p) / u(\infty, p) \quad (3)$$

受掌子面的约束作用,距掌子面较近处的围岩应力不能充分释放,而伴随着开挖的推进,掌子面不断前移,围岩应力才得以逐步释放。这种掌子面对周围岩体的约束作用可以看成掌子面对一定范围内(3 倍洞径以内)的巷道围岩施加了径向的虚拟支撑反力,如图 2 所示。图 2 中:  $F'$  为掌子面的虚拟支撑反力;  $F$  为支护结构反力。

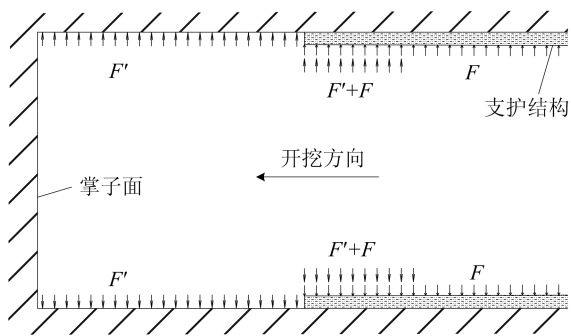


图 2 掌子面虚拟支撑反力

1.3 主动支护效应

围岩特征曲线和支护特征曲线如图 3 所示, F-G 为围岩特征曲线, OC、A-D、B-E 为 3 种不同支护时机下的支护特征曲线。

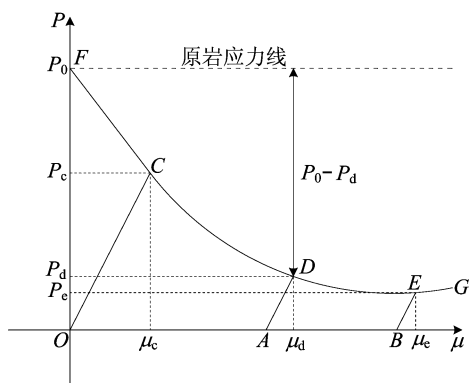


图 3 “围岩-支护”特征曲线

隧道工程学以两曲线的相交点作为围岩与支护结构的平衡点,并通过该点对支护时机进行评价。由图 3 可知,在巷道开挖后的瞬间围岩压力迅速释放,而在达到 D 点后应力释放速率出现明显的下降趋势。在支护刚度完全相同的条件下 ( $K_{OC}=K_{AD}=K_{BE}$ ),支护时机的差异也会导致支护效果的不同。若采用开挖完成以后立即支护的模式(OC 曲线),围岩和支护结构将在图 3 中的 C 点达到平衡,此时虽然围岩的位移值很小,但是支护结构过多的承担未充分释放的围岩应力,导致支护结构易发生破坏,不经济且不科学。若支护时机过晚(B-E 曲线),岩土体在进入塑性状态后仍未支护,过晚施加的支护结构没有起到主动控制变形的效果,岩土体的塑性区变形体积持续增加,岩土体进入无限塑性状态直至破坏。最佳支护时机是指围岩位移值达到 A 点时施加的支护(A-D 曲线),从应力角度来看,剩余的围岩应力得到充分释放( $P_0-P_d$ ),故支护结构承受由围岩带来的压力也就较小;从位移角度来看,围岩的

位移量得到了有效控制,其最大值也处在隧道周边围岩允许的最大位移量以内;从围岩状态来看,巷道周边临空面的岩土体整体处在屈服塑性状态与破坏状态之间的临界破坏态,即单元不安全度理论中  $[F]=1$  的情况,而临空面以外的岩土体则处于塑性状态,更远处的岩土体处于弹性状态,即临空面以外的围岩对应的单元不安全度值大于 1,且整体上距临空面越远值越大。

2 数值模拟

2.1 工况介绍

当采空区空间位置分布与巷道的掘进方向一致时,可将下伏采空区与巷道之间空间位置的问题转化成不同间距的问题,巷道与采空区位置关系示意图如图 4 所示。

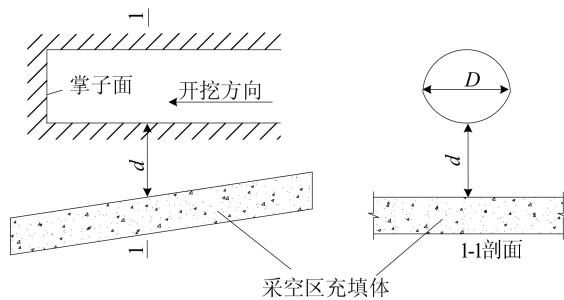


图 4 巷道与采空区位置关系示意图

本文以华东地区某大型磁铁矿山开挖为例建立数值计算模型,巷道半径 10 m,埋深 300 m,巷道围岩为 IV 级围岩,采空区充填体采高 2.5 m,具体力学参数见表 1 所列。

表 1 围岩及充填体力学参数

工程体	弹性模量/GPa	泊松比	密度/(kg/m <sup>3</sup> )	黏聚力/MPa	内摩擦角/(°)
IV 级围岩	3.000	0.30	2 250	0.400	35.00
充填体	0.131	0.18	1 460	0.021	32.00

2.2 数值计算模型

本文选取巷道与采空区间距  $d$  分别为  $0.5D$ 、 $1.0D$ 、 $1.5D$ 、 $2.0D$  ( $D$  为洞径,取值 10 m) 和无采空区共 5 种工况(工况 I ~ 工况 V)。模型的左右边界各取 4~5 倍洞径,下边界距巷道洞心 55 m,上边界距巷道洞心 45 m,二维数值模型中沿巷道的洞轴线方向取 1 m,三维模型中的断面尺寸与二维模型相同,沿洞轴线方向取 60 m。模型的底部和四周采用法向的位移约束,在模型顶部施加

与设定埋深 300 m 相对应的法向均布荷载。在三维模型纵向 30 m 处选取目标监测断面,由于模型左右对称,只需在目标断面中监测左半面的 5 个节点位移和 16 个单元的 $[F]$ 值,在二维模型中监测同样位置的测点和单元,数值计算模型和监测点布置如图 5 所示。

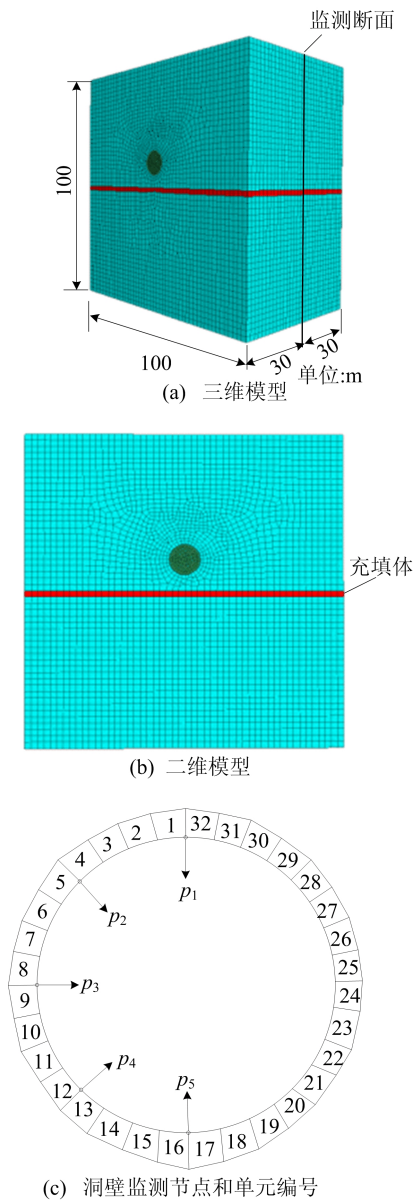


图 5 数值计算模型

### 2.3 二维模型分析

采用虚拟支撑力逐步释放法进行二维分析。在 FLAC 3D 软件中将巷道开挖完成后的模型只运行一步,提取巷道洞壁各节点在开挖瞬间所释放的围岩应力,将应力释放系数分成 10 份,即  $r$  为 10%~100%,依次将提取得到的节点应力值乘以 $(1-r)$ 反向施加到原节点,从而等比例释放

围岩应力,模拟出虚拟支撑力逐步释放的过程。

以巷道拱顶的竖向位移和围岩应力值形成的围岩特征曲线如图 6 所示。不同工况对应的初始应力基本相同,处于 6 MPa 左右,极限位移值随着巷道与采空区间距的增大而减小,工况 I 所对应的极限位移值达到 40 mm,工况 III~工况 V 的极限位移值则处在 34 mm 左右。

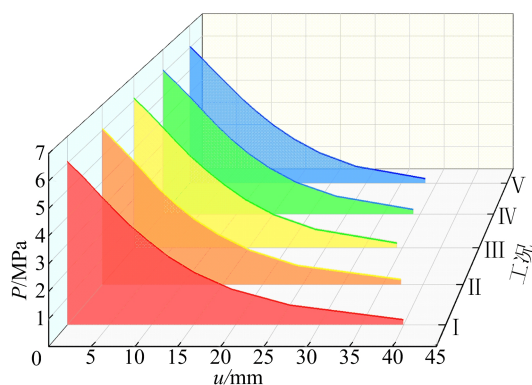


图 6 围岩特征曲线

基于单元不安全度即式(2),分别统计在不同应力释放系数下,洞壁处各个单元的不安全系数 $[F_i]$ 。以工况 II 为例,作出单元不安全度的分布规律如图 7 所示。

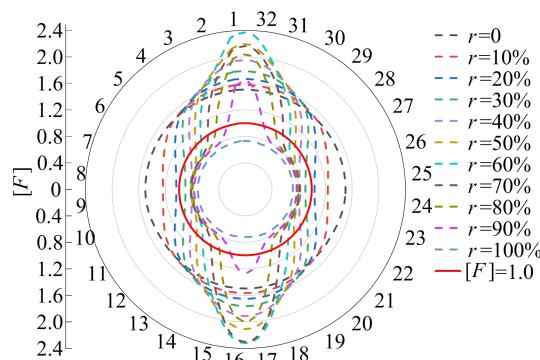


图 7 工况 II 单元不安全度随应力释放系数演变规律

图 7 中:外轮廓的 1~32 为对应的实体单元编号;红色的实线圆为安全临界值 $[F]=1.0$ 所对应的等值线圆。当开挖荷载没有进行释放时,即  $r=0$ ,巷道洞壁处单元不安全度的分布形态近似为圆形;随着应力释放系数的增大,拱顶和拱底的不安全度呈现先增大后减小的趋势,而两腰处则保持一直降低的状态,整体分布形态呈椭圆形;当荷载完全释放,拱顶和拱底下降到与腰部同样的不安全度,此时分布形态又近似为圆形。

将各单元的 $[F_i]$ 值进行几何平均值求解,得

到整体不安全度 $[\bar{F}]$ 演化规律如图 8 所示。

由图 8 可知:不同工况下随着  $r$  的增加,  $[\bar{F}]$  都在一直下降,但采空区与巷道的间距越大,整体不安全度的起始点就越高,0.5D 工况下的起始点为 1.493,2.0D 工况下的起始点为 1.643;采空区与巷道的间距越大对巷道开挖稳定性的影响越小,在间距达到 2.0D 时,其关系曲线与无采空区的关系曲线十分接近,安全临界值 $[\bar{F}]=1.0$ 所对应的应力释放系数差别不大,采空区存在对开挖造成的影响基本消失。

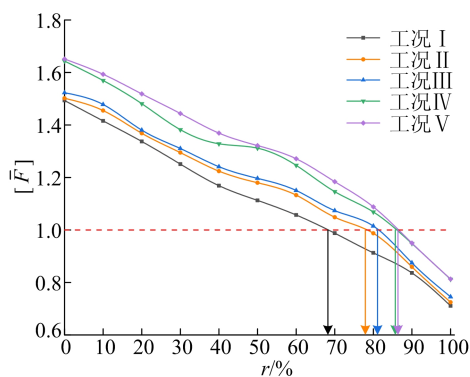


图 8 整体不安全度和应力释放系数演变规律

在二维力学模型中,位移完成系数  $\lambda$  的计算方法为:应力释放系数为  $r$  时,洞壁上某测点  $p$  的围岩变形值和应力释放系数为 100% 时该点围岩变形值之比,即

$$\lambda(r, p) = u(r, p) / u(100\%, p) \quad (4)$$

基于式(4)得到不同应力释放系数下洞壁 5 个监测点  $p_i$  的位移完成系数  $\lambda_i$ ,再进行几何平均求解算出整体位移完成系数  $\bar{\lambda}$ 。作应力释放系数  $r$  与整体位移完成系数  $\bar{\lambda}$  之间的关系曲线,如图 9 所示。

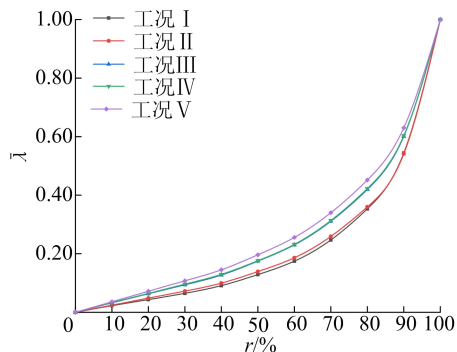


图 9 整体位移完成系数和应力释放系数演变规律

由图 9 可知:当应力释放系数在 0~40% 时,曲线呈线性增长且间距越大斜率越大,工况 I 斜

率约为 0.23,工况 V 斜率约为 0.36;当应力释放系数达到 40% 后,曲线增长的斜率都在不断增大,呈现指数形式增长。

### 2.4 三维模型分析

在三维模型中以每次掘进距离 2 m 来模拟巷道的分段开挖,并且在每次开挖完成后都记录监测断面上 5 个监测点的围岩位移变化情况。按式(3)计算出不同开挖进深时各个监测点  $p_i$  的位移完成系数  $\lambda_i$ ,再进行几何平均求解算出整体位移完成系数  $\bar{\lambda}$ 。作掌子面距目标断面距离  $x$  与整体位移完成系数  $\bar{\lambda}$  之间的关系曲线如图 10 所示,其中  $u(\infty, p_i)$  的取值为  $u(30, p_i)$ 。

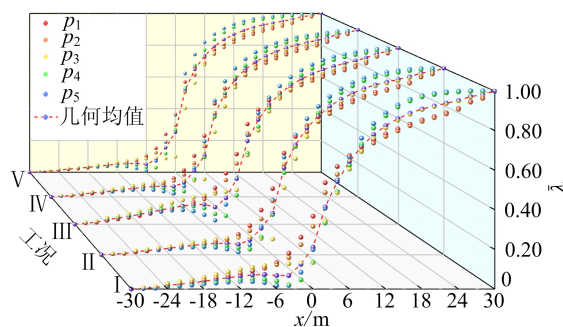


图 10 掌子面距监测断面距离和整体位移完成系数演变规律

由图 10 可知:不同工况的  $x-\bar{\lambda}$  曲线走势基本一致,在整个掘进过程中,开挖前半段虽然掌子面未达到目标断面处(即  $x$  为负值),但各监测点均已发生了位移变形,此时的变形量很小,增长速率很慢,整体位移完成系数处于 0~0.10 之间;随着开挖的推进,掌子面与目标断面的距离越来越近,在  $x$  处于 -5~10 m 范围内,监测点整体位移完成系数急速上升,从 0.10 骤升至 0.85 左右, $x=10$  m 是  $x-\bar{\lambda}$  曲线的反弯点;此后随着掌子面继续向前推进,监测点位移变形持续增大,但此时整体位移完成系数的增量较之前明显变小,监测点的变形开始趋于稳定,整体位移完成系数由 0.85 缓慢增加到 1.00。

## 3 最佳支护时机计算与分析

### 3.1 最佳支护时机求解步骤

1) 整体不安全度 $[\bar{F}]=1.0$  是判断围岩是否安全的临界值,也是是否施加支护的评判标准。在二维模型分析得到的  $r-\bar{F}$  曲线中, $[\bar{F}]=1.0$  所对应的应力释放系数  $r'$ ,被称为临界应力释放系数。

2) 在二维模型分析得到的  $r-\bar{\lambda}$  曲线中,临界应力释放系数  $r'$  所对应的整体位移释放系数  $\bar{\lambda}'$ ,此整

体位移释放系数称为临界位移释放系数。

3) 在三维模型分析得到的  $x-\bar{\lambda}$  曲线中,由临界位移释放系数  $\bar{\lambda}$  作出其对应的掌子面距目标断面距离  $x'$ ,此距离即为最佳支护时机所对应的距离。

### 3.2 支护综合性评价

根据文献[16],喷射混凝土、锚杆、钢拱架特征曲线的参数计算公式描述如下。

1) 喷射混凝土支护特征曲线,计算公式为:

$$\begin{cases} K_{\text{shot}} = \frac{(r_0^2 - r_1^2)E_0}{(1 - \mu_0)r_0^2 + (1 + \mu_0)r_1^2} \frac{1}{r_0}, \\ P_{\text{max,shot}} = \frac{\sigma_c}{2} [1 - (r_0^2 - t^2)/r_0^2] \end{cases} \quad (5)$$

另外,

$$\begin{cases} E_0 = E_{\text{shot}} / (1 - \mu_{\text{shot}}^2), \\ \mu_0 = \mu_{\text{shot}} / (1 - \mu_{\text{shot}}) \end{cases} \quad (6)$$

其中:  $K_{\text{shot}}$  为喷射混凝土支护刚度;  $r_1$  为隧道半径;  $r_0$  为隧道半径加喷射混凝土厚度;  $E_{\text{shot}}$  为喷射混凝土弹性模量;  $\mu_{\text{shot}}$  为喷射混凝土泊松比;  $P_{\text{max,shot}}$  为喷射混凝土最大支护阻力;  $\sigma_c$  为喷射混凝土单轴抗压强度;  $t$  为喷射混凝土厚度。

2) 锚杆支护特征曲线,计算公式为:

$$\begin{cases} K_{\text{bol}} = \pi D_{\text{bol}}^2 E_{\text{bol}} / [S_t S_l (4L_{\text{bol}} + Q\pi D_{\text{bol}} E_{\text{bol}})], \\ P_{\text{max,bol}} = \frac{T_{\text{max}}}{S_t S_l} \end{cases} \quad (7)$$

其中:  $K_{\text{bol}}$  为锚杆的支护刚度;  $D_{\text{bol}}$  为锚杆直径;  $E_{\text{bol}}$  为锚杆弹性模量;  $S_t$ 、 $S_l$  分别为锚杆的环向间距和纵向间距;  $L_{\text{bol}}$  为锚杆长度;  $Q$  为锚固端和锚固头的荷载-变形常数;  $P_{\text{max,bol}}$  为锚杆最大支护阻力;  $T_{\text{max}}$  为锚杆的屈服力。

3) 钢拱架支护特征曲线,计算公式为:

$$\begin{cases} K_{\text{st}} = \frac{E_{\text{st}} A_{\text{st}}}{d(r_0 - h_{\text{st}}/2)^2}, \\ P_{\text{max,st}} = \frac{\sigma_{\text{st}} A_{\text{st}}}{d(r_0 - h_{\text{st}}/2)} \end{cases} \quad (8)$$

其中:  $K_{\text{st}}$  为钢拱架支护刚度;  $E_{\text{st}}$  为钢拱架的弹性模量;  $A_{\text{st}}$  为钢拱架的横截面积;  $d$  为拱间距;  $h_{\text{st}}$  为

钢拱架的横截面高度;  $P_{\text{max,st}}$  为钢拱架最大支护阻力;  $\sigma_{\text{st}}$  为钢拱架等效抗压强度。

初期支护结构的设计主要是“喷-锚-钢拱架”联合支护相关参数如下: C25 喷射混凝土,喷射厚度  $t$  为 30 cm,弹性模量  $E_{\text{shot}}$  为  $2.8 \times 10^4$  MPa,泊松比  $\mu_{\text{shot}}$  为 0.2,抗压强度  $\sigma_c$  为 25.1 MPa;  $\phi 22$  锚杆,长度为 300 cm,环纵间距为 100、70 cm,弹性模量  $E_{\text{bol}}$  为  $2.1 \times 10^5$  MPa,荷载-变形常数  $Q$  为  $4.2 \times 10^{-5}$  m/kN,锚杆屈服力  $T_{\text{max}}$  为 0.196 MN; 钢拱架 I 16b,间距 0.6 m,钢筋网的直径 8 mm,间距 20 cm  $\times$  20 cm,弹性模量  $E_{\text{st}}$  为 210 GPa,等效抗压强度  $\sigma_{\text{st}}$  为 200 MPa。根据式(5)~(8),支护特征曲线参数的计算结果见表 2 所列。

表 2 支护特征曲线参数

支护类型	支护刚度/(MPa/m)	最大支护阻力/MPa
喷射混凝土	336.136	1.461
锚杆	37.971	0.280
钢拱架	19.132	0.148

由临界位移释放系数  $\bar{\lambda}$  算出拱顶的竖向位移  $u_0$ ,再结合支护设计方案作出围岩的收敛-约束曲线,通过位移和支护力 2 个方面求解围岩稳定安全系数<sup>[17]</sup>,从而对最佳初期支护距离进行评价。围岩稳定安全系数为:

$$\begin{cases} F_s = \frac{u_{\text{lim}} - u_0}{u_{\text{eq}} - u_0}, \\ Q = \frac{P_{\text{max}}}{P_{\text{eq}}} \end{cases} \quad (9)$$

其中:  $F_s$ 、 $Q$  为围岩稳定安全系数;  $u_{\text{lim}}$  为隧道周边围岩最大允许位移;  $u_0$  为开始支护时围岩初始位移;  $u_{\text{eq}}$  为支护和围岩变形平衡时围岩位移值;  $P_{\text{max}}$  为最大支护阻力;  $P_{\text{eq}}$  为支护和围岩变形平衡时的支护力。

“支护-评价”体系的求解流程图如图 11 所示。

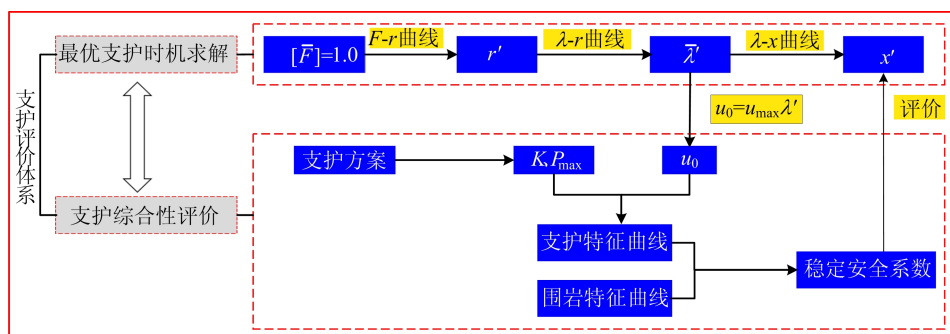
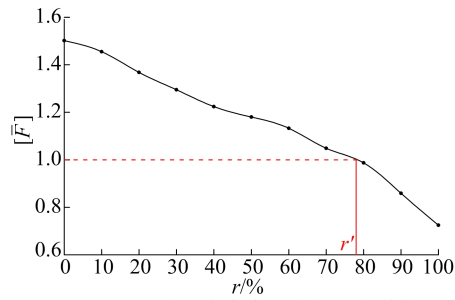


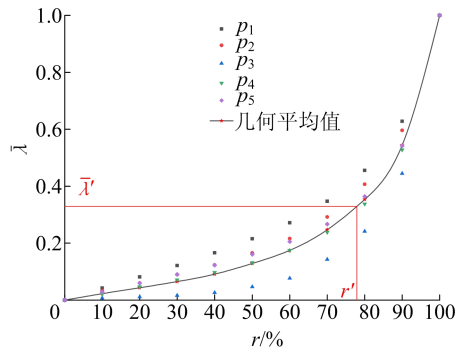
图 11 “支护评价”体系流程图

3.3 工况求解

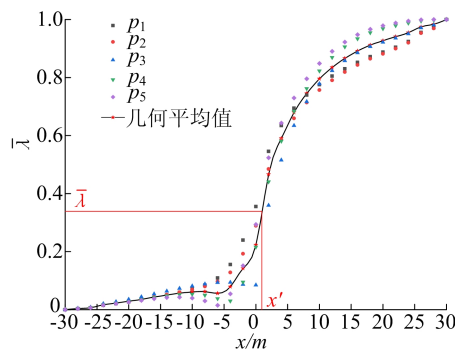
以工况 2 为例,依照 3.1 节、3.2 节的求解步骤,其“支护-评价”体系求解过程如图 12 所示。



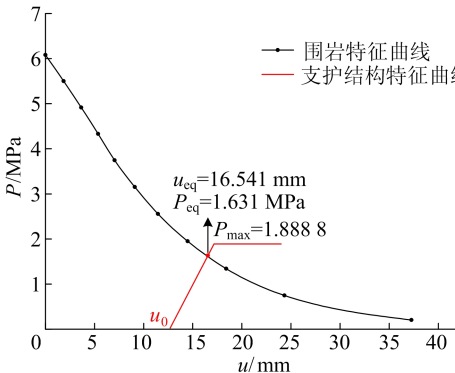
(a) 整体不安全度和应力释放系数



(b) 整体位移完成系数和应力释放系数



(c) 掌子面距监测断面距离和整体位移完成系数



(d) 收敛-约束曲线

图 12 “支护评价”体系求解过程

由图 12 可知,当整体不安全度  $[F]=1.0$  时,临界应力释放系数  $r'=77.930\%$ ,临界位移释放

系数  $\bar{\lambda}=0.339$ ,最佳支护距离为  $x'=0.957\text{ m}$ ;巷道拱顶处的最大位移值  $u_{\max}=37.263\text{ mm}$ ,因此  $u_0=u_{\max}\bar{\lambda}=37.263\text{ mm}\times 0.339=12.632\text{ mm}$ ,根据文献[18],IV级围岩允许的极限位移值  $u_{\text{lim}}=40\text{ mm}$ ,代入式(6)得:  $F_s=6.998$ ,  $Q=1.158$ ,围岩状态较为安全,该初期支护方案具有一定的安全储备。全部工况对应的求解指数见表 3 所列。

表 3 最优支护时机的求解指数

工况	$d/D$	$r'/\%$	$\bar{\lambda}$	$x'/\text{m}$	$u_0/\text{mm}$	$F_s$	$Q$
I	0.5	68.243	0.234	0.221	9.358	4.990	1.000
II	1.0	77.930	0.339	0.957	12.632	6.998	1.158
III	1.5	81.075	0.439	1.690	15.051	7.739	1.403
IV	2.0	85.706	0.526	2.587	17.930	8.440	1.728
V		86.376	0.566	2.717	18.937	8.711	1.870

由表 3 可知,不存在采空区时,支护的最佳距离约为 2.717 m,巷道与采空区间距越小,对支护时机的影响越大。采空区的影响范围具有局限性,相较于无采空区,工况 I 的最优支护距离提前了 91.866%,而工况 4 的最优支护距离仅提前 4.785%,采空区存在导致的影响很小;工况 I 安全系数  $Q=1.000$ ,说明支护结构在弹性变形阶段并没有与围岩达到平衡,进入塑性阶段才与围岩特性曲线产生交点,支护结构容易发生破坏,因此当采空区与巷道的间距小于  $0.5D$  时,应加强现有的支护方案。

4 结 论

1) 引入单元不安全度来描述单元应力状态与岩土体的破坏程度。巷道开挖以后,随着应力释放系数的逐步增大,洞壁处单元不安全度的形态变化为圆形—椭圆—圆形。

2) 对于不同工况,巷道围岩由弹性逐渐向塑性转变的过程中,  $[F]$  呈现下降的趋势,间距越小不安全度的起点越低;  $\bar{\lambda}-r'$  曲线由线性增长转化为指数形式增长,间距越大斜率越大;  $x-\bar{\lambda}$  曲线基本一致,在开挖前半段,各监测点均已发生了位移变形,但此时的变形量很小且增长速率很慢,随着开挖的推进,监测点的整体位移完成系数会经历一段急速上升时期,在此之后的增长速率开始变缓并逐渐趋于稳定。

3) 巷道与采空区间距越大,其最优的支护距离越长,但采空区的影响范围也具有一定的局限性,当间距超过  $2.0D$  时,采空区对支护时机的影响就受到了一定程度上的限制。

4) 本文采用统一的支护方案,从位移和支护力 2 个方面对支护系统进行综合评价,但能否基于围岩稳定安全系数来反推不同工况的最佳支护形式有待进一步的研究。

### [参 考 文 献]

- [1] 王生俊,贾学民,韩文峰,等. 高速公路下伏采空区剩余沉降量 FLAC~(3D) 计算方法[J]. 岩石力学与工程学报, 2005,24(19):147-152.
- [2] 王华玲. 下伏采空区公路隧道结构安全稳定性评价及处治措施研究[J]. 公路, 2020,65(2):308-315.
- [3] 郭庆彪,郭广礼,吕鑫,等. 高速公路下伏采空区安全深度的数值模拟研究[J]. 煤炭科学技术, 2021,49(10):193-200.
- [4] 符亚鹏,姚志刚,方勇,等. 隧道开挖对下伏水平薄煤层采空区地层的扰动及衬砌受荷特征[J]. 岩土力学, 2016,37(增刊 1):117-125.
- [5] LIU X Y, DI G P. Experimental study of damage variable law of bridge and tunnel with underlying goaf during expressway[J]. Advanced Materials Research, 2011, 243/244/245/246/247/248/249:3062-3066.
- [6] 余涛,张乾,张尚达,等. 穿采空区巷道围岩特性分析及稳定性控制[J]. 地下空间与工程学报, 2021,17(3):909-917.
- [7] 方勇,符亚鹏,周超月,等. 公路隧道下穿双层采空区开挖过程模型试验[J]. 岩石力学与工程学报, 2014,33(11):2247-2257.
- [8] 杨志浩,方勇,杨斌,等. 公路隧道下穿倾斜煤层采空区室内开挖模型试验[J]. 地下空间与工程学报, 2017,13(4):974-981,1055.
- [9] 苟德明,田娇,李佳佳,等. 高速公路隧道下伏小煤窑采空区洞内注浆处治技术[J]. 林业工程学报, 2018,3(5):142-149.
- [10] 李建旺,冯仕文,周喻. 隧道下穿采空区施工围岩灾变演化

的力学机制[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2021,52(2):543-554.

- [11] TANG Z Q, YANG S Q, XU G, et al. Disaster-causing mechanism and risk area classification method for composite disasters of gas explosion and coal spontaneous combustion in deep coal mining with narrow coal pillars[J]. Process Safety and Environmental Protection, 2019,132:182-188.
- [12] YAN Q, QIN S F. High containing fly ash grouting material performance test of large channel underlying goaf[J]. Applied Mechanics and Materials, 2013, 353/354/355/356:1271-1276.
- [13] XUE J H, WANG H P, ZHOU W, et al. Experimental research on overlying strata movement and fracture evolution in pillarless stress-relief mining [J]. International Journal of Coal Science and Technology, 2015, 2(1):38-45.
- [14] 宁宇,徐卫亚,郑文棠,等. 白鹤滩水电站拱坝及坝肩加固效果分析及整体安全度评价[J]. 岩石力学与工程学报, 2008,27(9):1890-1898.
- [15] 苏凯,崔金鹏,张智敏. 隧洞施工开挖过程初次支护时机选择方法[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2015,46(8):3075-3082.
- [16] 苏永华,刘少峰,王凯旋,等. 基于收敛-约束原理的地下结构稳定性分析[J]. 岩土工程学报, 2014,36(11):2002-2009.
- [17] 赵昌杰,饶军应,熊鹏,等. 基于特征曲线法的围岩-支护系统安全性分析[J]. 水利规划与设计, 2022(11):158-167.
- [18] 冶金部建筑研究总院. 锚杆喷射混凝土支护技术规范:GB 50086—2001[S]. 北京:中国计划出版社,2001:24.

(责任编辑 吴 亮)

### (上接第 1000 页)

3) 内含挤塑板的填充墙降低了剪力墙结构的延性性能,其中采用 PVC 拉缝的延性性能比挤塑板条更为显著。

4) 内含挤塑板的填充墙增加了剪力墙结构的初始刚度,其中采用 PVC 拉缝的初始刚度最大,且刚度退化也最为明显。

### [参 考 文 献]

- [1] 孙军,杨泓斌,蔡晋,等. 新型建筑工业化解决方案:SSGF 高质量建造体系研究[J]. 建筑经济, 2019,40(2):11-16.
- [2] 张相超,赵永强,王小平,等. 填充墙对装配式剪力墙抗侧刚度影响研究[J]. 武汉理工大学学报, 2020,42(2):42-47.
- [3] 周剑,田春雨,王俊,等. 带现浇混凝土填充墙的剪力墙抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2022,43(8):86-99.
- [4] 周晓洁,李忠献,续丹丹,等. 柔性连接填充墙框架结构抗震

性能试验[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2015,48(2):155-166.

- [5] 张微敬,闫怡雯,钱稼茹,等. 底部放置聚苯板的预制剪力墙抗震性能试验研究[J]. 地震工程与工程振动, 2021,41(1):16-24.
- [6] 中国建筑科学研究院. 建筑抗震设计规范:GB 50011—2010[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2010:20-25.
- [7] 中国建筑科学研究院. 混凝土结构设计规范:GB 50010—2010[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2010:186-188.
- [8] 中国建筑科学研究院. 普通混凝土力学性能试验方法标准:GB/T 50081—2002[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2002:10-18.
- [9] 中国钢铁工业协会. 钢筋混凝土用钢第 2 部分:热轧带肋钢筋:GB/T 1499.2—2018[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2018:8-13.
- [10] 中华人民共和国建设部. 建筑抗震试验方法规程:JGJ 101—1996[S]. 北京:中国建筑工业出版社,1996:51-55.

(责任编辑 吴 亮)