

## 水平互层围岩隧道破坏机理及其范围预测模型

王嘉琛, 张顶立, 孙振宇, 方黄城, 刘 昌

## FAILURE MECHANISM AND SCOPE PREDICTION MODEL OF HORIZONTAL INTERBEDDED SURROUNDING ROCK TUNNEL

Wang Jiachen, Zhang Dingli, Sun Zhenyu, Fang Huangcheng, and Liu Chang

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.6052/0459-1879-22-133>

### 您可能感兴趣的其他文章

#### Articles you may be interested in

#### 水工圆形隧洞围岩衬砌摩擦滑动接触的新解法

A NEW SOLUTION FOR FRICTIONAL SLIP CONTACT BETWEEN SURROUNDING ROCK AND LINING IN A HYDRAULIC CIRCULAR TUNNEL

力学学报. 2020, 52(1): 247-257

#### 基于D-P准则的盾构隧道围岩与衬砌结构相互作用分析

THEORETICAL ANALYSIS OF INTERACTION BETWEEN SURROUNDING ROCKS AND LINING STRUCTURE OF SHIELD TUNNEL BASED ON DRUCKER-PRAGER YIELD CRITERIA

力学学报. 2017, 49(1): 31-40

#### 隧道及地下工程的基本问题及其研究进展

ESSENTIAL ISSUES AND THEIR RESEARCH PROGRESS IN TUNNEL AND UNDERGROUND ENGINEERING

力学学报. 2017, 49(1): 3-21

#### 危岩体崩塌灾害监测预警试验研究

MONITORING AND EARLY WARNING EXPERIMENT OF ROCK COLLAPSE

力学学报. 2021, 53(4): 1212-1221

#### 隧道支护结构体系及其协同作用

TUNNEL SUPPORT STRUCTURE SYSTEM AND ITS SYNERGISTIC EFFECT

力学学报. 2019, 51(2): 577-593

#### 完整岩石拉压应力状态下的张裂破坏准则

EXTENSION FAILURE CRITERION FOR INTACT ROCK UNDER TENSION AND COMPRESSION STRESS

力学学报. 2021, 53(6): 1647-1657



关注微信公众号, 获得更多资讯信息

# 水平互层围岩隧道破坏机理及其范围预测模型<sup>1)</sup>

王嘉琛<sup>2)</sup> 张顶立<sup>3)</sup> 孙振宇 方黄城 刘 昌

(北京交通大学城市地下工程教育部重点实验室, 北京 100044)

**摘要** 水平互层围岩因其显著的层理构造, 导致其破坏形式相较于均质围岩有较大区别. 目前针对水平互层围岩的研究集中在单一破坏模式, 未考虑破坏形式的多样性. 为探究水平互层围岩的破坏范围, 首先按其层理面划分为单层围岩进行分析, 将围岩破坏分为拉破坏、楔形剪切破坏和拱形剪切破坏 3 种典型模式, 分别建立了岩梁受拉分析模型和拱形关键块剪切分析模型进行分析, 提出了相应的破坏准则, 并引入塌落系数和临界高度对不同破坏模式的孕育条件进行研究, 将此方法应用于矿井巷道和隧道工程实例中, 与既有方法进行比较, 验证了单层围岩破坏机理模型的可靠性, 同时代入离层破坏算例中验证其实用性. 并以此为基础, 结合破坏范围层间连续条件和破坏休止条件建立水平互层围岩破坏预测模型, 将上述水平互层围岩破坏模型应用于补连塔矿巷道实例. 结果表明本文预测的水平互层围岩破坏范围与数值模拟结果、真实塌落情况吻合较好. 研究成果可为水平互层围岩隧道支护方案设计提供理论基础.

**关键词** 围岩破坏机理, 互层围岩, 塌落范围, 理论分析, 工程实例验证

中图分类号: U459.3 文献标识码: A doi: 10.6052/0459-1879-22-133

## FAILURE MECHANISM AND SCOPE PREDICTION MODEL OF HORIZONTAL INTERBEDDED SURROUNDING ROCK TUNNEL<sup>1)</sup>

Wang Jiachen<sup>2)</sup> Zhang Dingli<sup>3)</sup> Sun Zhenyu Fang Huangcheng Liu Chang

(Key Laboratory of Urban Underground Engineering of Ministry of Education, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China)

**Abstract** Due to the remarkable bedding structure of horizontal interbedded surrounding rock, the failure form of horizontal interbedded surrounding rock is quite different from that of homogeneous surrounding rock. The current research on horizontal interbedded surrounding rock focuses on a single failure mode, without considering the diversity of failure modes. In order to explore the failure area of horizontal interbedded surrounding rock, firstly, it is divided into single-layer surrounding rock to analysis according to its bedding plane. The horizontal interbedded surrounding rock failure is divided into three typical failure modes: tensile failure, shear failure at wedge boundary and shear failure at arch boundary. The rock beam-tension analysis model and the arch key block-shear analysis model are established respectively to analysis the failure of single-layer surrounding rock, and the corresponding failure criteria are proposed. And use the slump coefficient and critical height to study the division conditions of different failure modes. This method is applied to mine channel and tunnel engineering examples, and compared with the existing methods to verify the

2022-03-30 收稿, 2022-09-03 录用, 2022-09-04 网络版发表.

1) 中央高校基本科研业务费专项资金 (2022JBZY041) 和国家自然科学基金 (51738002, 52208382) 资助项目.

2) 王嘉琛, 博士, 主要研究方向: 隧道及地下工程. E-mail: wangjia\_chen@163.com

3) 张顶立, 教授, 主要研究方向: 隧道及地下工程. E-mail: zhang-dingli@263.net

引用格式: 王嘉琛, 张顶立, 孙振宇, 方黄城, 刘昌. 水平互层围岩隧道破坏机理及其范围预测模型. 力学学报, 2022, 54(10): 2835-2849  
Wang Jiachen, Zhang Dingli, Sun Zhenyu, Fang Huangcheng, Liu Chang. Failure mechanism and scope prediction model of horizontal interbedded surrounding rock tunnel. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2022, 54(10): 2835-2849

reliability of the failure mechanism model of single-layer surrounding rock. At the same time, it is substituted into the example of abscission damage calculation to verify the practicability of the failure mechanism model of single-layer surrounding rock. Based on this, a horizontal interbedded surrounding rock failure model is established by combining the interlayer continuous conditions and the failure rest conditions of the failure range. The above horizontal interbedded surrounding rock failure model is applied to the example of Bulianta mine roadway, and the results show that the horizontal interbedded surrounding rock failure range predicted by this method is in good agreement with the numerical simulation results and the actual collapse situation. The research achievements can provide a theoretical basis for the design of support scheme of tunnel in horizontal interbedded surrounding rock.

**Key words** failure mechanism of surrounding rock, interbedded surrounding rock, collapse range, theoretical analysis, project case verification

## 引言

层状围岩是一种常见的具有水平构造特征的沉积岩,因具有典型的层状结构,其变形特征和破坏形式与均质围岩有较大的不同,具有明显的横观各向同性特征.在隧道施工的影响下,隧道顶板会出现局部掉块、岩层剥离等现象,甚至在支护不及时的情况下,导致隧道拱顶发生坍塌等事故,造成工期延误、人员伤亡等严重后果<sup>[1-2]</sup>.

近年来,国内外学者已经从理论推导、数值模拟、室内实验等方面对层状围岩的破坏规律进行了一定的探索.在理论推导方面,文献[3-7]将隧道顶板简化为岩梁,研究其破坏形式包括离层破坏、掉块破坏等;王树仁等<sup>[8]</sup>将隧道顶板简化为板,并制作模型研究岩板断裂铰接成拱过程及其失稳特征;陈虎等<sup>[5]</sup>和左建平等<sup>[9]</sup>利用关键块理论对煤矿顶板破坏及其机理进行研究;文献[10-12]通过使用弹塑性力学求解层状围岩应力、位移表达式;除此之外,不少学者改进经典力学模型对层状围岩破坏进行求解,朱桂春等<sup>[13]</sup>利用扩展的瑞利-里兹公式将围岩扩展成无数个单元近似求解变形;张顶立等<sup>[14]</sup>采用弹性—塑性软化—塑性残余线性应力—应变模型描述围岩状态,并对隧道顶板的塌落机理进行研究;路德春等<sup>[15]</sup>将组构张量引入到特征应力中,研究材料各向异性和中非等向固结对材料的影响.但多数理论对层状围岩的分析只是针对单层围岩进行分析,这与现实中多层状围岩有较大的区别.

在数值模拟方面,文献[16-19]分别利用有限元、离散元和 RFPA 软件对隧道围岩破坏形式进行仿真模拟,谭鑫等<sup>[20]</sup>对不同角度的层状围岩进行分析,找出不同角度下围岩的松动区范围;周鹏发等<sup>[21]</sup>使用强度各向异性和弹性变形各向异性的改

进遍布节理模型对千枚岩地层进行分析.在实验方面,郭富利等<sup>[22]</sup>利用室内三轴实验结合堡镇隧道揭示了高地应力条件下软弱夹层引起围岩变形失稳的机理;张强勇等<sup>[23]</sup>使用力学台架进行比例实验,有效揭示了层状围岩中分岔隧道洞周的应力和位移变化规律和破坏机制;夏彬伟等<sup>[24]</sup>以共和隧道为背景,利用弹脆性相似材料构建隧道模型,对在不同荷载作用下层状围岩应力分布及破坏过程进行研究.

王思敬<sup>[25]</sup>将层状岩体划分为互层结构、夹层结构和薄层结构.此后,针对互层围岩破坏机理的研究逐渐增多<sup>[26-27]</sup>.孙广忠等<sup>[28-29]</sup>和李深圳等<sup>[30]</sup>利用理论分析和室内试验得出互层岩体水平、垂直方向本构方程.文献[31-33]研究了互层岩体的弹塑性本构关系,并应用于实际工程进行验证.邓祥辉等<sup>[34]</sup>和腾俊洋<sup>[35]</sup>通过室内物理模型试验和数值计算,对倾斜软-硬互层隧道的变形特征及稳定性等进行了研究.采矿领域针对互层围岩已有多年研究,但交通隧道针对互层围岩破坏机理还有待进一步地研究.

此外,隧道围岩因不同的受力状态发生不同的破坏,如拉破坏、挠曲破坏、剪切破坏等.在层状围岩中,最常见的破坏形式有拉破坏和剪切破坏.对于拉破坏,常用梁模型的极限抗拉强度对其表征.对于剪切破坏,王超等<sup>[36]</sup>曾针对煤矿巷道直接顶破坏提出关键层理论,将关键层中发生破坏的块体称为关键块,但梯形关键块理论主要适用于矩形断面,在类圆形断面的隧道工程中适应性较差.

因此,本文在传统岩梁理论和关键块理论基础上,为适应隧道类圆形断面的破坏规律,假设隧道顶部围岩的破坏边界为拱形.将隧道顶部各层围岩作为单独的研究对象,并分别建立岩梁受拉分析模型和拱形关键块剪切分析模型,分析各层围岩的应力

状态, 再通过极限受拉破坏和摩尔库伦剪切破坏准则确定各层围岩的破坏形式. 为验证本文提出的单层围岩破坏方法的可靠性, 将上述方法分别应用于煤矿和隧道实例中, 与其他既有理论和实际情况对比, 同时, 代入离层破坏算例中验证其适用性. 最后以单层围岩破坏形式为基础建立多层状围岩破坏模型, 结合补连塔煤矿现场实测数据, 将本文方法与数值模拟和实测情况的预测结果比较, 验证本文所提出计算模型的正确性.

### 1 隧道顶部层状围岩力学模型建立

#### 1.1 问题求解思路

为研究多层围岩的破坏机理及其范围, 需确定各层围岩的破坏范围及其应力状态. 由以往的研究可知, 层状围岩常发生张拉破坏和剪切破坏, 因此确定各层围岩破坏范围和应力状态的前提是明确各层围岩的破坏形式, 即发生张拉破坏或剪切破坏, 因此本文分别构建岩梁拉破坏模型和拱形关键块剪切破坏模型进行分析.

两个模型在每一次分析中所研究的对象是同一层围岩, 故两个模型的外荷载和下缘跨度  $L$  相同. 同时, 诸多学者利用模型试验和现场测试对隧道坍塌跨度进行深入的研究, 发现隧道拱顶破坏的宽度约为隧道跨度的 0.5~1.5 倍, 坍塌跨度与围岩状态有极大关系. 故本文模型依据太沙基理论,  $L$  取隧道跨度. 同时, 拱形关键块模型由梯形关键块模型改造而来, 更贴近隧道曲面破坏区域的实际情况.

#### 1.2 岩梁力学模型

针对隧道顶部任意一层围岩发生的拉破坏, 构建岩梁力学模型进行研究, 如图 1 所示.

$F_A$  和  $F_B$  为两侧岩壁对岩梁的剪切力;  $M_A$  和  $M_B$  为两侧岩体对岩梁挠曲变形的约束;  $N$  为围岩的轴向力;  $q_1$  为上覆岩层均布载荷;  $G$  为岩梁自重重力;  $q_j$  为支护作用力; 图 1(b) 中蓝色曲线表示岩梁受力弯曲形成的挠度曲线, 挠度曲线各点与原轴线沿垂直方向的位移量称为岩梁轴线上各点的挠度  $\omega(x)$ ;  $L$  和  $h$  分别为隧道单层围岩的跨度和高度.

由于围岩性质的不同导致围岩变形不同, 因此设置简支梁模型和两端固结梁模型进行比选, 其中简支梁模型两侧弯矩  $M_A = M_B = 0$ . 下列推导过程以两端固结梁为例进行分析.

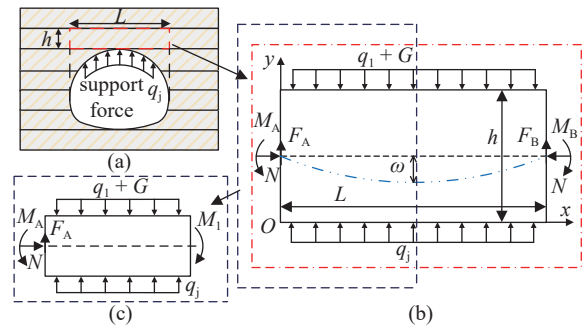


图 1 隧道顶板岩梁力学模型

Fig. 1 Mechanical model of roof rock beam

如图 1(b) 所示, 由平衡条件可得到弯矩表达式

$$M_x = F_A x - M_A + \frac{1}{2}(q_j - q_1 - G)x^2 + N\omega(x) \quad (1)$$

由式 (1) 结合材料力学中的挠度公式  $\rho = -M/(EI_z)$ , 可推出挠度方程

$$\frac{d^2\omega}{dx^2} + a\omega = bx^2 + cx + d \quad (2)$$

$$a = \frac{N}{EI_z}, \quad b = \frac{q_1 + G - q_j}{2EI_z}, \quad c = -\frac{F_A}{EI_z}, \quad d = \frac{M_A}{EI_z} \quad (3)$$

式中,  $q = q_1 + G - q_j$ ;  $M_A = qL^2/12$ ;  $F_A = qL/12$ ;  $E$  为弹性模量;  $I_z$  为惯性矩,  $I_z = bh^3/12$ ;  $b$  为岩梁厚度.

边界条件为

$$\omega|_{x=0} = 0, \quad \omega|_{x=L} = 0 \quad (4)$$

将  $x = 0.5L$  代入式 (2) 并结合式 (3) 和式 (4) 可得两端固结梁模型最大挠度. 令  $M_A = M_B = 0$ , 可得到简支梁模型最大挠度, 即

两端固结梁模型

$$\omega_{\max}\left(\frac{L}{2}\right) = -\frac{NqL^2 + 2qEbh^3}{24N^2} - \frac{2qL^2N - 2qEbh^3}{24N^2 \cos U} \quad (5)$$

简支梁模型

$$\omega_{j\max}\left(\frac{L}{2}\right) = -\frac{(3qNL^2 + 2qEbh^3)\cos U - 2qEbh^3}{24N^2 \cos U} \quad (6)$$

式中,  $U = \sqrt{3NL^2/(Ebh^{1.5})}$ .

为确定模型中弯矩最大值, 取一半模型进行分析如图 1(c) 所示, 分别代入式 (5) 和式 (6) 求解最大弯矩, 即

两端固结梁模型

$$M_1 = -\frac{qEbh^3}{12N} - \frac{qL^2N - qEbh^3}{12N^2 \cos U} \quad (7)$$

简支梁模型

$$M_{1j} = -\frac{qEbh^3}{12N} + \frac{qEbh^3}{12N^2\cos U} \quad (8)$$

### 1.3 拱形关键块力学模型

为研究单层围岩剪切破坏特性,以拱形关键块为研究对象进行力学分析,如图 2 所示.  $\sigma_n$  为破坏面上的正应力;  $\tau$  为破坏面上的剪应力,沿破坏面向上;  $F_j$  为锚杆提供的抗剪力,当采用锚杆支护时,由于锚杆穿过剪切面,对顶板沿破坏面的滑移提供了一定的阻力,因此计算过程中应考虑锚杆抗剪力<sup>[37]</sup>;  $G_0$  和  $G_1$  分别为拱形关键块和两侧块的自重;  $H$  为破坏高度;  $q_1$  为上覆岩层作用力,由现场实测确定;  $q_j$  为支护作用力;  $\alpha$  为剪切面与水平方向的夹角,需实验确定,本文依据摩尔库伦剪切破坏理论,假设  $\alpha = \varphi/2 + 45^\circ$ ;  $\theta$  表示破坏面上各切应力与水平方向的夹角,  $\theta \leq 90^\circ$ .

假定拱形关键块边界的轴线方程为

$$f(x) = H - ax(x-L) = -a\left(x - \frac{L}{2}\right)^2 + \frac{L^2}{4}a \quad (9)$$

求得 C 点坐标  $x = L/2 \pm \sqrt{L^2/4 - H/a}$ . 当该层完全破坏时,此时两种模型的高相等,即  $H = h$ .

因模型对称,故取结构的左部分进行分析,并假定拱轴线上各点的  $\sigma_n$  和  $\tau$  大小相同,方向不同. 拱轴

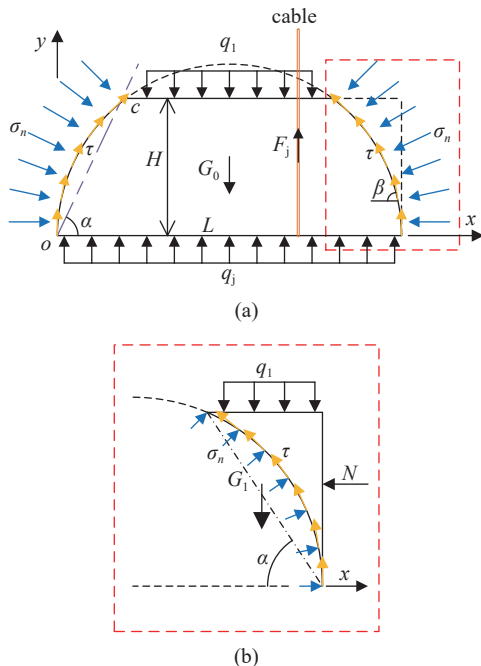


图 2 拱形关键块力学分析

Fig. 2 Mechanical analysis of arched key block

线上各点与水平夹角  $\theta$  关系式如下

$$\tan \theta = f'(x) = -2ax + aL, \quad x \in \left[0, \frac{L}{2} - \sqrt{\frac{L^2}{4} - \frac{H}{a}}\right] \quad (10)$$

将拱轴线上各点应力线性积分至剪切面上,利用图 2(b) 中各力作用关系计算出剪切面上切应力与外荷载的关系式如下

$$\int_{\Gamma} \sigma_n ds = -\left[G_1 + q_1 \left(\frac{L}{2} - \sqrt{\frac{L^2}{4} - \frac{H}{a}}\right)\right] \cos \alpha - \sigma_N H \sin \alpha \quad (11)$$

$$\int_{\Gamma} \tau ds = -\left[G_1 + q_1 \left(\frac{L}{2} - \sqrt{\frac{L^2}{4} - \frac{H}{a}}\right)\right] \sin \alpha + \sigma_N H \cos \alpha + k \int_{\Gamma} \sigma_n ds + F_j \quad (12)$$

式中,  $\sigma_N$  为水平应力,其值等于岩梁轴向力  $N$  与侧面面积的比值;  $k$  为剪切面滑动的摩擦系数.

两侧不规则块自重应力  $G_1$  为

$$G_1 = \frac{\gamma HL - 2\gamma \left[\frac{aL^3}{12} - \left(\frac{aL^2}{6} - \frac{2H}{3}\right) \sqrt{\frac{L^2}{4} - \frac{H}{a}}\right]}{2} \quad (13)$$

对式 (11) 和式 (12) 左侧积分进行线积分展开,需先将破坏曲线上  $\tau$  和  $\sigma_n$  积分至剪切面上

$$\int_{\Gamma} \tau / \sigma_n ds = \int_L P(x,y) dx + \int_L Q(x,y) dy$$

$$\begin{cases} P(x,y) = \tau \cos(\theta - \alpha) \cos \alpha \\ Q(x,y) = \tau \cos(\theta - \alpha) \sin \alpha \end{cases} \text{ for } \tau$$

$$\begin{cases} P(x,y) = -\sigma_n \sin(\theta - \alpha) \cos \alpha \\ Q(x,y) = -\sigma_n \sin(\theta - \alpha) \sin \alpha \end{cases} \text{ for } \sigma_n$$

对上式进行积分求解可得

$$\int_{\Gamma} \tau ds = -\frac{\tau}{2a} \left[ \left( \cos^2 \alpha - \frac{\sin \alpha}{2} \right) \ln \left( \frac{1 + \sin \theta}{\cos \theta} \right) + \frac{4 \sin \alpha \cos \alpha + \sin \alpha \tan \theta}{2 \cos \theta} \right] \Bigg|_{\theta_1}^{\theta_2} \quad (14)$$

$$\int_{\Gamma} \sigma_n ds = \frac{\sigma_n}{2a} \left[ \frac{4 \cos(2\alpha) + \sin(2\alpha) \tan \theta}{4 \cos \theta} - \frac{3 \sin(2\alpha)}{4} \ln \left( \frac{1 + \sin \theta}{\cos \theta} \right) \right] \Bigg|_{\theta_1}^{\theta_2} \quad (15)$$

式中,  $\theta_1 = \arctan(aL)$ ,  $\theta_2 = \arctan(a \sqrt{L^2 - 4H/a})$

联立式 (11) ~ 式 (15) 可得拱轴线上剪切应力和正应力的表达式

$$\sigma_n = 4a \left\{ \left[ G_1 + q_1 \left( \frac{L}{2} - \sqrt{\frac{L^2}{4} - \frac{H}{a}} \right) \cos \alpha + \sigma_N H \sin \alpha \right] \right. \\ \left. \left\{ -2 \cos(2\alpha) \left( \frac{1}{\cos \theta_2} - \frac{1}{\cos \theta_1} \right) - \frac{\sin(2\alpha)}{2} \left[ \frac{\tan \theta_2}{\cos \theta_2} - \frac{\tan \theta_1}{\cos \theta_1} - 3 \ln \frac{\cos \theta_1 (1 + \sin \theta_2)}{\cos \theta_2 (1 + \sin \theta_1)} \right] \right\} \right\} \quad (16)$$

$$\tau = -2a \left\{ - \left[ G_1 + q_1 \left( \frac{L}{2} - \sqrt{\frac{L^2}{4} - \frac{H}{a}} \right) \right] \sin \alpha + \sigma_N H \cos \alpha - k \int_F \sigma_n ds - F_j \right\} \left\{ \left[ \sin(2\alpha) \left( \frac{1}{\cos \theta_2} - \frac{1}{\cos \theta_1} \right) + \frac{\sin \alpha}{2} \left( \frac{\tan \theta_2}{\cos \theta_2} - \frac{\tan \theta_1}{\cos \theta_1} \right) + \left( \cos^2 \alpha - \frac{\sin \alpha}{2} \right) \ln \frac{\cos \theta_1 (1 + \sin \theta_2)}{\cos \theta_2 (1 + \sin \theta_1)} \right] \right\} \quad (17)$$

## 2 隧道单层围岩破坏形式判断准则

为确定各层围岩的破坏类型及其适用范围, 故引入塌落系数和临界高度对拉破坏、楔形剪切破坏和拱形剪切破坏的适用范围进行研究, 从而明确各层围岩破坏形式与破坏范围。

### 2.1 拉破坏判断准则

针对单层围岩发生拉破坏, 常用的判定方法有极限应力法. 根据材料力学中梁最大拉应力, 可以得到岩梁极限张拉破坏准则

$$\sigma_{\max} = \frac{M_1 y_{\max}}{I_z} \leq [\sigma] \quad (18)$$

将式 (7) 和式 (8) 代入式 (18) 中, 得出岩梁最大拉应力. 引入塌落系数  $K_1$ , 以反映隧道顶板发生张拉破坏的可能性, 其值等于极限抗拉强度与岩梁最大拉应力的比值, 即

$$K_1 = \left| \frac{[\sigma]}{\sigma_{\max}} \right| = \left| \frac{[\sigma_j]}{\sigma_{j\max}} \right| \quad (19)$$

在破坏宽度确定的情况下, 当  $K_1 = 1$  时, 可得到隧道顶部各层围岩发生拉破坏的临界高度  $h_1$ ; 当  $K_1 < 1$  时, 即  $h < h_1$ , 隧道顶部单层围岩所受拉应力已经超过极限抗拉强度, 故发生拉破坏; 当  $K_1 > 1$  时, 即  $h > h_1$ , 各层围岩不发生拉破坏. 而拉破坏常发生在岩层高度较小的围岩中。

为验证本论文推导的公式的合理性, 引入文献 [3] 的方法针对层状围岩提出的方法进行比较. 如图 3

所示, 其方法以两层相邻围岩为研究对象, 在不考虑层间黏聚力  $g$  时, 推导出两端固结梁模型和简支梁模型的计算公式, 即

两端固结梁

$$\sigma_{\max} = \frac{qL^2}{2bh^2} - N \quad (20)$$

简支梁

$$\sigma_{\max} = \frac{3qL^2}{4bh^2} - N \quad (21)$$

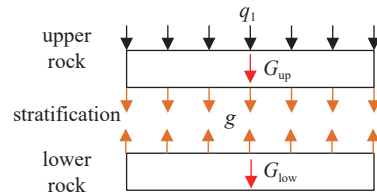


图 3 其他学者层状围岩计算模型

Fig. 3 Calculation model of layered rock by other scholars

为适应实际工程的情况, 在原公式中引入层间的作用力  $g$  进行修正, 得到修正公式, 即

两端固结梁

$$\sigma_{\max} = \frac{(q-g)L^2}{2bh^2} - N \quad (22)$$

简支梁

$$\sigma_{\max} = \frac{3(q-g)L^2}{4bh^2} - N \quad (23)$$

在后文中, 将本文推导的公式称为方法 1, 式 (20) 和式 (21) 称为方法 2, 式 (22) 和式 (23) 称为方法 3。

### 2.2 剪切破坏判断准则

根据摩尔库仑剪切强度准则, 在二维应力状态下, 剪切面的理论抗剪强度  $\tau_f$  为

$$\tau_f = c + \sigma_n \tan \varphi \quad (24)$$

式中,  $c$  为岩层的黏聚力;  $\varphi$  为岩层的内摩擦角。

引入塌落系数  $K_2$ , 反映隧道各层围岩发生剪切破坏的可能性, 该系数等于隧道顶部层状围岩的摩尔库仑剪切强度与围岩剪应力的比值, 即

$$K_2 = \left| \frac{\tau_f}{\tau} \right| \quad (25)$$

当  $K_2 = 1$  时, 可联立式 (24) 和式 (16) 和式 (17) 得到隧道顶板发生剪切破坏的临界高度  $h_3$ ; 当  $K_2 >$

1 时, 即  $h > h_3$ , 隧道顶部层状围岩未发生剪切破坏; 当  $K_2 < 1$  时, 即  $h < h_3$ , 隧道顶部层状围岩发生剪切破坏.

在隧道破坏跨度确定的情况下, 当岩层高度较小时, 即  $h < h_1$ , 该层围岩发生拉破坏, 如图 4(a) 所示. 而随着围岩厚度的增加, 隧道顶部不再发生拉破坏进而发生剪切破坏. 当  $h \ll L$  时, 曲线破坏范围与直线相差不大, 同时, 该方法在计算时,  $K_2$  呈减少后增大的趋势, 因此本文假设存在临界高度  $h_2$ , 对应的安全系数  $K_2$  最小, 当  $h_1 < h < h_2$  时, 该层围岩发生楔形剪切破坏, 破坏边界呈直线, 如图 4(b) 所示. 当  $h_2 < h < h_3$  时, 曲线边界和直线边界差别较大, 误差不可忽略, 此时该层围岩发生拱形剪切破坏, 如图 4(c) 所示. 当围岩厚度继续增加, 即  $h > h_3$ , 该层围岩不发生任何破坏.

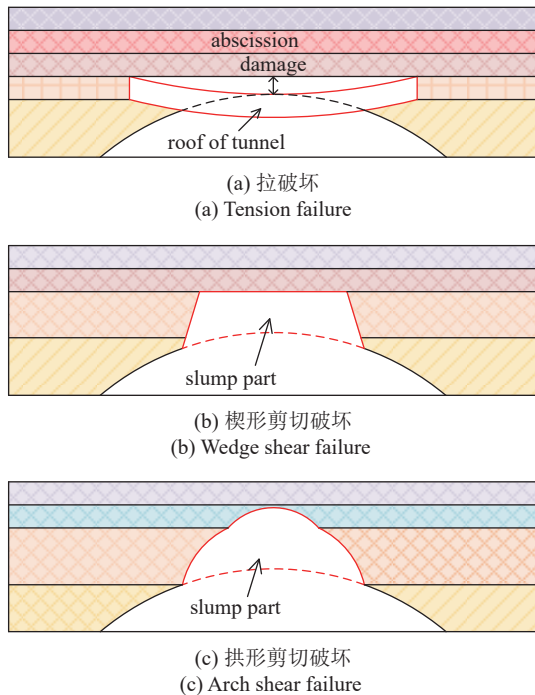


图 4 隧道顶板破坏形式  
Fig. 4 Failure form of tunnel roof

### 3 解析方法验证

为探究本文提出的单层围岩破坏预测方法的可靠性并对两端固结梁和简支梁模型作为破坏标准进行比选, 分别选择某矿山巷道和大梁岭隧道作为实例进行分析, 两种隧道断面分别为矩形和类圆形, 代表了工程中大部分的断面形式, 具有一定的广泛性. 同时将确定的破坏标准引入离层破坏算例验证本文方法的全面性.

### 3.1 矿山矩形断面实例

某矿山为缓倾斜沉积型矿床, 其主要工业矿层的直接顶板为厚 0~6 m 的层状夹薄层状泥质白云岩和云质泥岩互层, 岩体中相对软弱结构面发育, 顶板不稳固, 井下巷道全程采用了锚杆支护. 但是局部地区依然存在冒落情况, 需要采用锚喷或锚网加强支护. 根据该矿山地质资料<sup>[5]</sup> 确定顶部层状围岩的力学参数, 详见表 1.

表 1 某矿山围岩力学参数

Table 1 Parameters of surrounding rock of a mine

E/GPa	$q_1$ /MPa	Lateral factor	$\rho$ /(kg·m <sup>-3</sup> )	Cohesion/MPa	$\phi$ /(°)
1.2	0.262	0.50	2620	0.4	35

将各参数代入式 (18)~式 (25) 中, 绘制出不同方法在矿山巷道顶板发生拉破坏、剪切破坏时, 临界塌落高度和跨度的关系, 如图 5 所示. 图中模型 1 代表两端固结梁模型, 模型 2 代表简支梁模型.

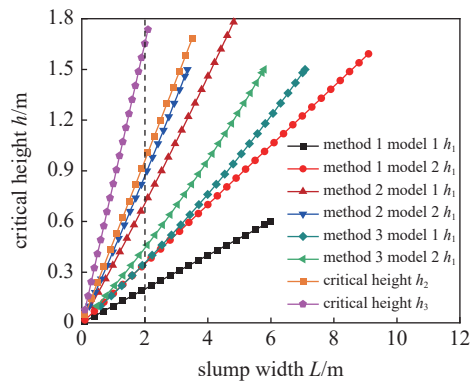


图 5 矿山实例中塌落破坏曲线  
Fig. 5 Collapse failure curve in the mine instance

如图 5 所示, 各方法所求临界高度随隧道塌落跨度增加而增加, 各曲线可拟合为二次函数.

根据矿山实际情况, 塌落跨度确定为 2 m, 此时各方法求解临界高度的结果如表 2 所示, 各方法所求  $h_1$  大小排序: 方法 2 > 方法 3 > 方法 1, 其中方法 1 与方法 2 和方法 3 在两端固结梁模型、简支梁模型的差值分别为 0.51 m 和 0.53 m, 0.16 m 和 0.09 m. 方法 3 和方法 1 所求得临界高度  $h_1$  更接近, 方法 2 与其他两个结果差距较大, 这是由于方法 2 未考虑围岩层间作用力, 隧道顶板变形问题从复合围岩转变成单一岩层, 这与实际情况相比弱化了围岩强度, 故不可取. 两端固定梁模型所求得临界高度  $h_1$  小于简支梁模型, 且与实际的情况更相符.

表 2 矿山实例中临界高度  
Table 2 Collapse height in the mine instance

Rock beam type	$h_1/m$			$h_2/m$	$h_3/m$
	method 1	method 2	method 3		
model 1	0.20	0.71	0.36	0.95	1.65
model 2	0.35	0.88	0.44		

针对方法 1 模型 1 破坏类型演变进行说明, 当隧道顶板高度小于 0.2 m 时, 顶板发生张拉破坏; 在 0.20 ~ 0.95 m 时, 顶板发生楔形剪切破坏; 当隧道顶板在 0.95 ~ 1.65 m 时, 顶板发生拱形剪切破坏。

3.2 公路隧道马蹄形断面实例

大梁崮隧道为山岭区双洞单向交通分离式长大隧道, 左线长 4278 m, 右线长 4307 m. 隧道围岩由第四系新黄土及白垩系下统环池河组组成, 以发育的泥砂互层水平层状围岩为主, 岩性软硬相间, 层间黏结力低, 围岩完整性较差. 根据已有工程报告和相关资料确定隧道围岩的相关力学参数, 见表 3.

表 3 大梁崮隧道力学参数

Table 3 Parameters of rock of Daliangmao tunnel

$E/GPa$	$q_1/MPa$	Lateral factor	$\rho/(kg \cdot m^{-3})$	Cohesion/MPa	$\varphi/(^\circ)$
5	0.60	0.30	2300	0.40	35

使用上文中同样的方法绘制临界高度 (见表 4) 与破坏跨度的关系图. 根据大梁崮隧道实际情况和相关论文的研究, 最终确定塌落跨度为 4 m.

表 4 大梁崮隧道实例中临界高度

Table 4 Collapse height in Daliangmao tunnel instance

Rock beam type	$h_1/m$			$h_2/m$	$h_3/m$
	method 1	method 2	method 3		
model 1	0.78	1.10	0.90	1.3	3.1
model 2	1.34	1.35	1.10		

如图 6 所示, 3 种方法所求得  $h_1$  大小排序: 方法 2 > 方法 3 > 方法 1. 3 种方法中 2 种力学模式解出  $h_1$  的差值分别为 0.56 m, 0.25 m 和 0.2 m, 3 种方法中 2 种模型求得  $h_1$  的差距相较于巷道实例都明显增大, 表明随着跨度增加简直梁模型不合理更明显; 不同方法计算出的临界高度  $h_1$  相差较大, 方法 1 和方法 3 更符合实际情况, 与煤矿实例中得出的

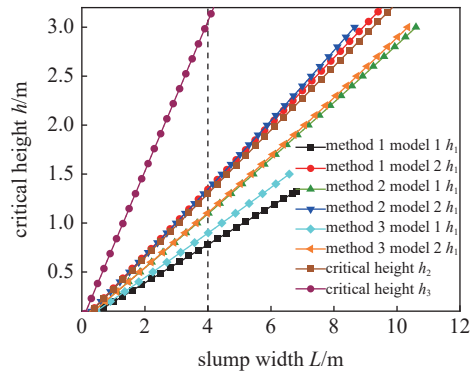


图 6 大梁崮隧道实例中塌落破坏曲线

Fig. 6 Collapse failure curve in Daliangmao tunnel instance

结论相同。

针对方法 1 的模型 1 进行破坏类型演变说明, 当隧道顶板高度小于 0.78 m 时, 顶板发生张拉破坏; 在 0.78 ~ 1.3 m 时, 顶板发生楔形剪切破坏; 当隧道顶板在 1.3 ~ 3.1 m 时, 顶板发生拱形剪切破坏。

特别说明, 图 7 所展示的是煤矿和隧道实例分别在顶板跨度为 2 m 和 4 m 的情况下, 塌落系数  $K_2$  与顶板高度的关系. 两个曲线均存在极小值, 此时所对应的顶板高即为临界塌落高度  $h_2$ , 即两种不同剪切模式的分界高度. 当  $K_2 = 1$  时, 此时所对应的顶板高即为临界塌落高度  $h_3$ , 即发生剪切破坏的临界高度. 与前文提出的 3 种破坏形态相吻合。

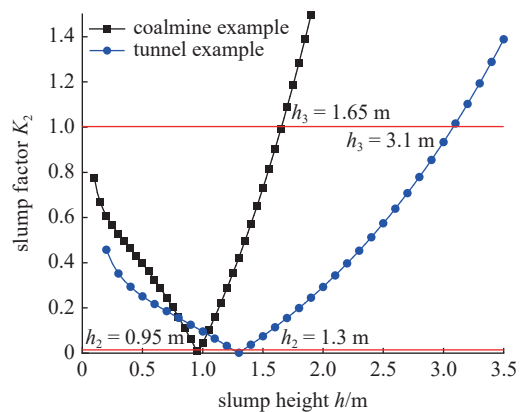


图 7 两实例中塌落系数  $K_2$  与临界高度的关系

Fig. 7 Relationship between slump coefficient  $K_2$  and critical height in two examples

矿山巷道和铁路隧道相比, 各临界高度都有较大的差距, 具体差值如表 5 所示. 分析差距的原因如下. (1) 跨径不同: 两实例得出的临界高度差距较大, 且随着跨度的增大, 差距也逐渐增大. 这说明临界高度与开挖跨度的尺寸效应有关. (2) 地质条件不同: 铁路隧道的竖向应力大, 但侧应力系数更小, 围岩水



平应力相较于竖向应力更小,故更容易发生较大的变形。(3)隧道形状不同: $h_2$ 的差值相较于其他临界高度最小,说明发生楔形剪切破坏的范围在减小,因此类圆形隧道中更易发生拱形剪切破坏而非楔形剪切破坏.各结论与已有研究结果和事实相符.

表 5 两实例各临界高度差

Table 5 Critical thickness difference between two cases

Rock beam type	$h_1/m$			$h_2/m$	$h_3/m$
	method 1	method 2	method 3		
model 1	0.58	0.39	0.44	0.35	1.45
model 2	0.99	0.47	0.66		

经过不同方法和模型比较,可以发现:在临界高度 $h_1$ 的研究中,方法1两端固结梁模型更符合实际情况.故选择方法1两端固结梁模型作为 $h_1$ 的判断准则,并结合抗剪强度破坏准则共同作为单层围岩的破坏标准.

### 3.3 离层破坏算例验证

离层破坏是层状围岩常见的一种破坏形式.由于上下层围岩性质差异大,自下而上各层围岩的挠曲变形逐渐减小<sup>[28]</sup>.为探究本文所提出方法的正确性和对离层破坏的适用性,设计离层破坏算例进行模拟.设计参数如表6所示.

表 6 算例围岩力学参数

Table 6 Parameters of surrounding rock of case

Rock name	$E/MPa$	$\rho/(kg \cdot m^{-3})$	$C/MPa$	$\varphi/(^\circ)$	Cumulative height/m
sandy mudstone	3000	2200	0.5	48	5
coarse sandstone	2000	2400	1.5	40	0.5
mudstone	1000	2270	0.5	20	0.5

假定算例中的开挖跨度为4 m,上部荷载取1 MPa,侧应力系数取0.6.通过计算可以得到泥岩和砂岩的临界高度 $h_1$ 分别为1.3 m和1.1 m,因此这两层围岩均发生拉破坏.粗砂岩的临界高度 $h_1$ 和 $h_3$ 分别为1.0 m和2 m,因此粗砂岩层不发生破坏.根据各层围岩的破坏形式确定其破坏范围,并绘制算例的破坏范围示意图,如图8所示.

泥岩挠度15.6 cm,粗砂岩挠度7.42 cm,故而发生离层8.18 cm.离层破坏多发生于软弱薄层围岩中,上层围岩挠度小于下层围岩,故可形成离层破坏.为

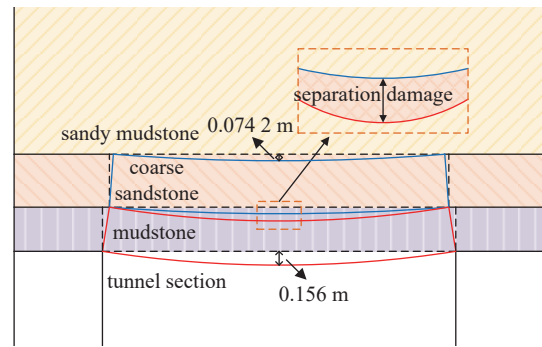


图 8 离层破坏算例示意图

Fig. 8 Schematic diagram of separation failure case

避免离层破坏的发生,使用锚索锚杆+注浆联合支护的方法对离层破坏有较好的控制效果.

在两个实例验算中,本文方法通过与已有方法和实际情况进行比较后,确定出单层围岩发生不同破坏的标准.并代入离层破坏算例中进行验算,从而验证本文计算方法的合理性和适用性.

## 4 互层围岩破坏预测模型研究

在互层围岩破坏范围的研究中,由于各层围岩厚度、力学性能都有较大的差别,因此张拉破坏与剪切破坏常同时发生,将其称为复合破坏模型.针对互层围岩破坏预测模型的研究可分解为3部分:单层围岩破坏判断准则、破坏休止条件和层间连接条件.同时将补连塔巷道工程数据代入该模型中预测围岩破坏范围,并与真实情况和数值模拟进行对比验证多层状围岩破坏模型的正确性.

### 4.1 互层围岩破坏预测模型建立

为将各单层围岩破坏范围连接形成完整、连续的破坏区域,故而提出了针对不同参数的互层围岩破坏预测模型,包括单层围岩破坏判断准则、破坏休止条件和层间连接条件3部分研究内容,如图9所示.其中 $\Delta x_i$ 和 $\Delta y_i$ 表示第 $i$ 层围岩左侧破坏边界在 $x$ 和 $y$ 方向上的相对变形量,即左侧上、下缘边界坐标之差,左右两侧对称; $x_n$ 和 $y_n$ 表示互层围岩左侧破坏边界在 $x$ 和 $y$ 方向上的总变形量; $i$ 为层序号,以隧道拱顶的单层围岩为1,依次向上逐渐增大.

首先针对单层围岩的破坏准则,可利用上文中两端固结梁模型拉破坏准则和剪切破坏准则进行判断,将各层围岩实际参数分别代入对应的公式中,计算 $K_{1i}$ 和 $K_{2i}$ ,判断各层围岩破坏的类型,根据不同的破坏类型确定该层的破坏范围.现针对不同破坏类

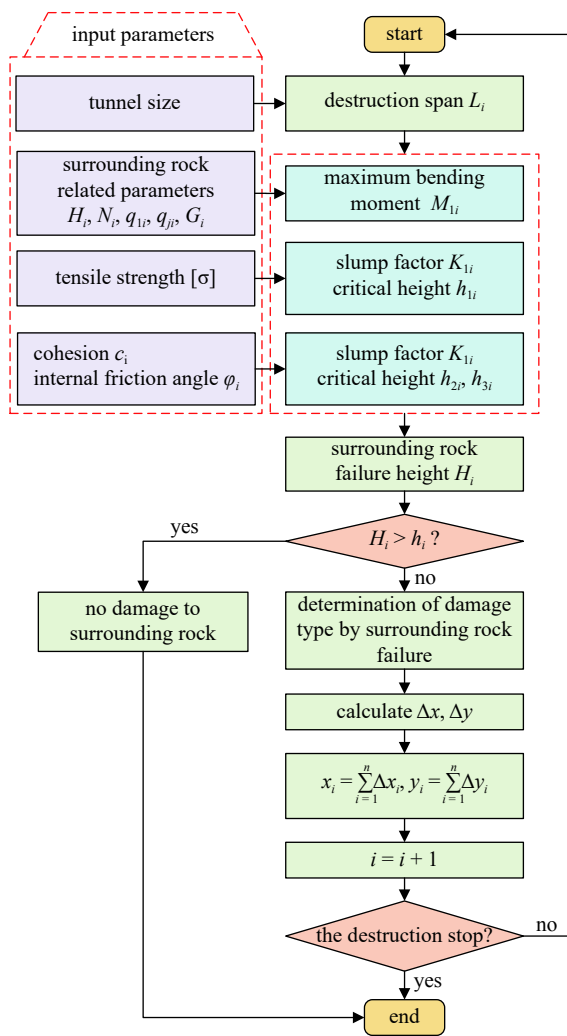


图 9 互层围岩破坏模型

Fig. 9 Failure model of interbedded surrounding rock

型进行说明: (1) 发生拉破坏时, 模型两端固定的假设与真实情况并不相符, 因此假设单层围岩两侧可以发生相应的转动, 转角为  $\arcsin(2\omega_i/L_i)$ , 故而  $\Delta x_i = H_i \tan[\arcsin(2\omega_i/L_i)]$  且  $\Delta x_i \leq H_i$ ,  $\Delta y_i = H_i = h_i$ , 上文离层破坏算例分析中, 可清晰看到发生离层破坏时, 泥岩、粗砂岩岩层发生拉破坏并发生旋转, 与实际情况相符; (2) 发生楔形剪切破坏时, 该层围岩沿直线发生剪切破坏,  $\Delta x_i = H_i \tan \alpha$ ,  $\Delta y_i = H_i = h_i$ ; (3) 发生拱形剪切破坏时, 有两种情况可能发生: ①发生拱形破坏但破坏未休止, 此时破坏范围是非闭合拱形,  $\Delta x_i = L_i/2 - \sqrt{L_i^2/4 - H_i^2/a}$ ,  $\Delta y_i = H_i = h_i$ ; ②发生拱形破坏且破坏休止, 即破坏范围是完整的拱形, 则  $\Delta x_i = L_i/2$ ,  $\Delta y_i = H_i < h_i$ .

其次针对破坏休止条件, 分为两种情况. 第一种情况是  $K_{1n} > 1$  且  $K_{2n} > 1$  同时满足, 说明第  $n$  层围岩不发生破坏, 这种情况中整体破坏区域常为楔形,

常见于矩形断面的煤矿; 另一种情况是  $h_n \geq H_n$  或  $2x_n = L_{i\text{down}}$ , 即第  $n$  层围岩的高大于等于破坏部分的高, 这说明第  $n$  层围岩一定发生拱形破坏, 且整个破坏区域形成了一个闭合的破坏拱, 此破坏形式常见于类圆形断面的隧道. 此处对塌落形状进行说明, 根据压力拱理论, 围岩发生变形是在寻找平衡的过程, 当塌落高度到达一定时, 塌落过程终止, 形成一个稳定的结构, 无论是楔形破坏还是拱形破坏最终的判断依据都可以转化为: 第  $(n + 1)$  层围岩一定不发生破坏. 这表明破坏区域上部围岩均是完好的, 破坏仅发生在一定范围内, 与文献 [38-41] 所提出的关键结构层理论不谋而合.

最后针对层间连接条件进行说明. 李春元等 [42] 以赵固一矿西二盘区 12041 工作面地质原型开展二维相似材料模型实验, 实验结果表明: 随着上部荷载的增加, 围岩发生阶段性破坏, 且上下破坏边界连续. 因此, 本文假设相邻岩层破坏的宽度相同, 即  $L_{i\text{down}} = L_{(i-1)\text{up}}$ , 其中  $L_{i\text{down}}$  表示第  $i$  层围岩下边缘的塌落跨度,  $L_{(i-1)\text{up}}$  表示第  $i - 1$  层围岩上边缘的塌落跨度. 这确保了破坏边界的连续性.

互层围岩破坏模型可以根据不同的破坏条件得出单层围岩破坏的边界情况, 再通过层间连接条件得到连续的破坏边界, 最后根据两种不同的破坏休止条件, 进而得到完整的破坏区域. 该模型主要适用于含有软弱夹层的复杂围岩.

#### 4.2 互层围岩破坏范围预测实例验证

补连塔矿五盘区位于井田西部, 南北走向约 5.2 km, 东西倾向约 6.3 km, 总面积 34.44 km<sup>2</sup>. 五盘区回风大巷位于 12 煤层中, 长度为 5080 m, 回风大巷的断面为矩形, 巷道尺寸为宽高 6 m × 4 m. 冒落发生在 12 煤五盘区回风大巷靠近回风井通道约 70 m 处, 冒落长度约 15 m、冒顶体高度 4.3 m、顶部宽度 4 m 左右, 呈倒扣碗状, 碗口近似为椭圆形, 冒落岩块破碎 [43-44], 如图 10 所示. 煤矿各层参数如表 7 所示. 巷道开挖跨度 6 m, 上部荷载取 5 MPa, 侧应力系数为 1.0, 剪切角为 70°.

将以上各参数代入图 9 的破坏模型中, 可求出巷道的破坏范围. 各层围岩因力学性能不同会出现不同的破坏形式, 如薄层的砂质泥岩、煤和泥岩等岩层都发生拉破坏, 故两侧发生旋转; 厚层的砂质泥岩则发生楔形剪切破坏, 沿剪切面破坏. 本模型中没有岩层发生拱形破坏. 多层状围岩的完整破坏区域

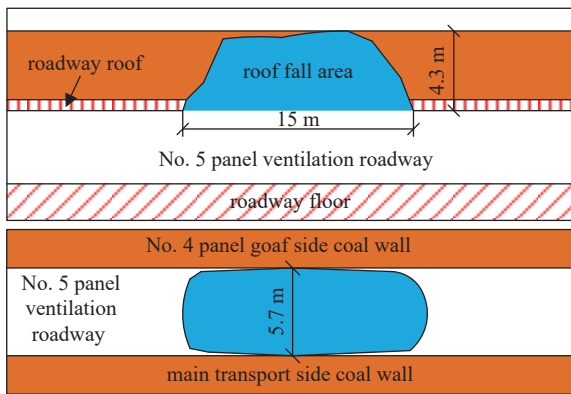


图 10 12 煤五盘区回风大巷冒顶示意图<sup>[44]</sup>

Fig. 10 Schematic diagram of roof fall in ventilation roadway in No. 5 12 coal panel<sup>[44]</sup>

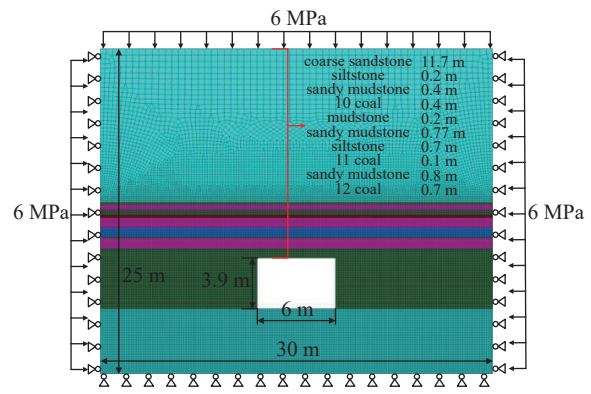


图 11 数值模拟示意图

Fig. 11 Schematic diagram of numerical simulation

表 7 补连塔煤矿力学参数

Table 7 Parameters of surrounding rock of Bulianta mine

Rock name	$E/\text{MPa}$	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$C/\text{MPa}$	$\varphi/(\text{°})$	height/m
coarse sandstone	3000	2200	0.5	48	11.72
siltstone	4000	2400	1.5	30	0.2
sandy mudstone	2500	2270	1.0	40	0.4
10 coal	1900	1450	0.5	20	0.4
mudstone	2700	2500	2.0	37	0.2
sandy mudstone	2500	2270	1.0	40	0.77
siltstone	4000	2400	1.5	30	0.7
11 coal	1900	1450	0.5	20	0.1
sandy mudstone	2500	2270	1.0	40	0.8
12 coal	1900	1450	0.5	20	4.6

近似于楔形, 与现场观测的“倒扣碗”状破坏形状相一致.

为验证本文方法所求巷道破坏范围的准确性, 还利用数值模拟和均质围岩剪切破坏的理论结果进行分析.

如图 11 所示, 利用有限差分法软件 FLAC<sup>3D</sup> 对围岩破坏进行模拟分析, 数值模型宽 66 m、高 25 m, 模型约 4 万个网格, 在模型上边界、左右边界施加 6 MPa 荷载以模拟实际巷道埋深, 计算过程中约束模型左右和下边界的法向位移. 通过塑性区确定围岩顶部破坏范围.

各方法求解出的破坏范围如图 12 所示.

3 种方法的破坏范围均在粗砂岩顶板下, 破坏高度为 4.3 m, 近似于呈梯形, 这与实际的冒顶高度和塌落形态相吻合. 同时, 本文方法求解出破坏休止

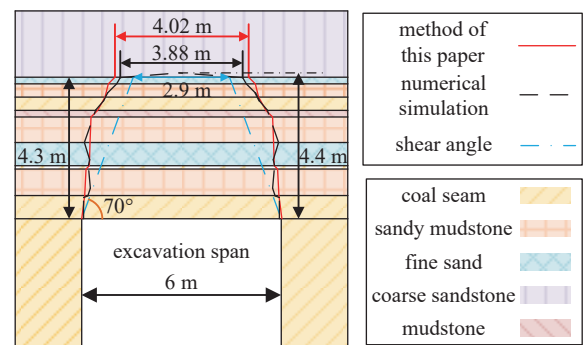


图 12 补连塔矿围岩破坏范围

Fig. 12 Damage area of surrounding rock in Bulianta Mine

时的宽度为 4.02 m, 数值模拟结果宽度 3.92 m, 2 个结果与真实情况接近; 均质围岩剪切破坏理论得出的破坏宽度为 2.9 m, 小于真实情况, 所以本文中的方法相较于剪切角破坏更符合实际情况.

综上所述, 本文提出的互层破坏模型与数值模拟结果有很好的 consistency, 相较于剪切破坏也更符合工程的实际情况.

## 5 参数分析

在实际工程中, 工程师需要对围岩坍塌范围进行预测, 以此对支护方案进行选择. 因此在互层围岩破坏模型的基础上, 为深入探究各力学参数对隧道层状围岩破坏范围的影响, 利用 3.2 节隧道实例的数据, 重点讨论竖向荷载  $q_1$ 、隧道支护力  $q_j$ 、岩梁厚度  $b$ 、抗拉强度  $\sigma$ 、黏聚力  $c$  和内摩擦角  $\varphi$  对多层状围岩 3 个临界高度的影响. 每次分析时仅改变对应参数, 其他参数保持不变.

### 5.1 竖向荷载和支护力对临界高度 $h_1$ 的影响

结合工程实例, 将竖向应力荷载范围确定为 0.5~

2 MPa, 支护力确定为 0 ~ 300 kPa, 临界高度  $h_1$  与竖向应力和支护力的关系如图 13 所示.

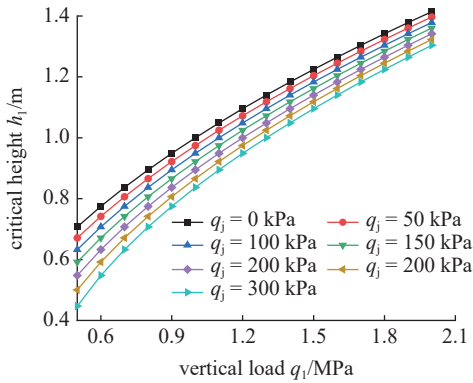


图 13 竖向荷载和支护力对临界高度  $h_1$  影响  
Fig. 13 Influence of vertical load and supporting force on  $h_1$

随着竖向荷载的增加, 临界高度  $h_1$  逐渐增加, 且增长速率逐渐减小. 各曲线呈二次抛物线, 其拟合函数如表 8 所示, 函数中二次项系数的绝对值逐渐增加, 说明支护力越大, 临界高度  $h_1$  增速随竖向荷载增加而衰减更快, 即不同支护力对应的临界高度  $h_1$  的差距逐渐减小. 竖向荷载从 0.5 MPa 增加到 2 MPa, 不同支护力对应的临界高度  $h_1$  的差从 0.26 m 下降至 0.11 m, 主要原因是竖向荷载增加的量级远大于支护力, 因此在深埋隧道中, 尤其是软弱围岩, 做好超前支护降低围岩的荷载是关键, 加强支护是安全的保障.

表 8 竖向荷载和支护力拟合函数

Table 8 Fitting function of vertical and supporting force

$q_j$ /kPa	Relationship between vertical stress and critical height $h_1$	Correlation coefficient
0	$Y_1 = -0.1013x^2 + 0.7161x + 0.3819$	$R^2 = 0.9997$
50	$Y_2 = -0.1090x^2 + 0.7467x + 0.3334$	$R^2 = 0.9997$
100	$Y_3 = -0.1179x^2 + 0.7811x + 0.2814$	$R^2 = 0.9996$
150	$Y_4 = -0.1283x^2 + 0.8202x + 0.2253$	$R^2 = 0.9995$
200	$Y_5 = -0.1405x^2 + 0.8654x + 0.1641$	$R^2 = 0.9993$
250	$Y_6 = -0.1551x^2 + 0.9183x + 0.0966$	$R^2 = 0.9991$
300	$Y_7 = -0.1730x^2 + 0.9816x + 0.0207$	$R^2 = 0.9988$

整体来讲, 竖向荷载和支护力对临界塌落高度  $h_1$  的影响较大, 尤其是竖向荷载.

### 5.2 抗拉强度和岩梁厚度对临界高度 $h_1$ 的影响

根据公路隧道设计规范<sup>[45]</sup> 和相关论文的取值,

确定围岩抗拉强度变化范围为 0.5 ~ 5.0 MPa, 岩梁厚度变化范围为 1 ~ 8 m. 临界高度  $h_1$  与抗拉强度、岩梁厚度的关系如图 14 所示.

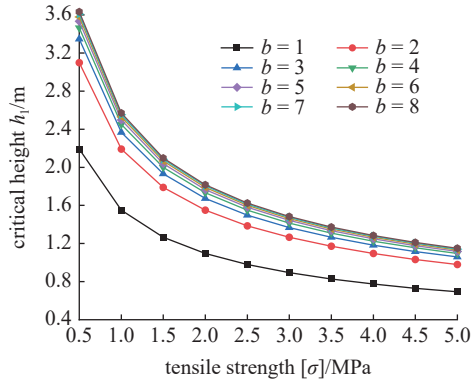


图 14 抗拉强度和岩梁厚度对临界高度  $h_1$  影响  
Fig. 14 influence of tensile strength and width on  $h_1$

各曲线可用三次函数拟合, 如表 9 所示, 各函数的三次项系数取值范围是 -0.0049 ~ -0.008, 趋势几乎完全相同, 相关系数均在 0.99 以上. 随着抗拉强度的增加, 临界高度  $h_1$  逐渐减小, 且衰减速率也逐渐减小. 随着逼近函数的极小值点, 抗拉强度对临界高度  $h_1$  的影响可忽略不计, 但对于绝大多数围岩的抗拉强度都远小于极小值点对应的抗拉强度, 因此围岩抗拉强度对临界高度  $h_1$  有不可忽略的影响.

表 9 抗拉强度和岩梁厚度拟合函数

Table 9 Fitting function of tensile strength and width

$b$ /m	Relationship between tensile strength and critical height $h_1$	Correlation coefficient
1	$Y_1 = -0.0049x^3 + 0.1049x^2 - 0.7791x + 2.8144$	$R^2 = 0.9906$
2	$Y_2 = -0.0069x^3 + 0.1483x^2 - 1.1018x + 3.9801$	$R^2 = 0.9906$
3	$Y_3 = -0.0074x^3 + 0.1602x^2 - 1.1900x + 4.2990$	$R^2 = 0.9906$
4	$Y_4 = -0.0077x^3 + 0.1659x^2 - 1.2318x + 4.4499$	$R^2 = 0.9906$
5	$Y_5 = -0.0078x^3 + 0.1691x^2 - 1.2562x + 4.5380$	$R^2 = 0.9906$
6	$Y_6 = -0.0079x^3 + 0.1713x^2 - 1.2722x + 4.5959$	$R^2 = 0.9906$
7	$Y_7 = -0.0080x^3 + 0.1728x^2 - 1.2835x + 4.6367$	$R^2 = 0.9906$
8	$Y_8 = -0.0080x^3 + 0.1739x^2 - 1.2919x + 4.6671$	$R^2 = 0.9906$

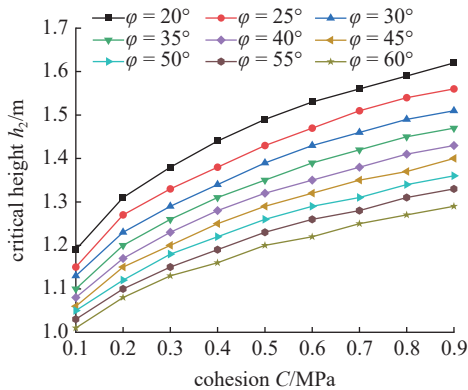
随着岩梁厚度  $b$  逐渐增大, 临界高度  $h_1$  也逐渐增大. 当  $b > 4$  时,  $h_1$  随  $b$  的变化极不明显. 当围岩抗拉强度为 2 MPa 时,  $b = 4$  m 和 8 m 的临界高度  $h_1$  分别为 1.73 m 和 1.82 m, 差距在 0.1 m 以内. 同时, 随着抗拉强度的增大,  $b$  计算出的  $h_1$  差距更小. 可见当  $b > 4$  m 时, 模型就从梁转变成了板, 故随着

$b$  继续增大, 临界塌落高度  $h_1$  的变化可忽略. 无特殊说明,  $b$  一般取 1 m.

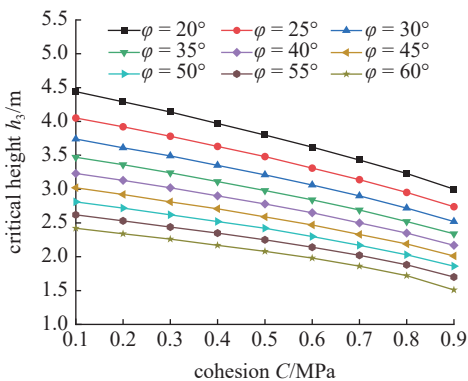
整体来讲, 抗拉强度和岩梁厚度对临界塌落高度  $h_1$  的影响明显, 尤其是岩体的抗拉强度, 直接影响围岩的拉破坏情况.

### 5.3 摩擦角和黏聚力对临界高度 $h_2$ 和 $h_3$ 的影响

根据公路隧道设计规范<sup>[45]</sup> 中内摩擦角和黏聚力推荐, 分别选择Ⅲ级和Ⅵ级围岩的内摩擦角  $60^\circ$ ,  $20^\circ$  和黏聚力 0.9 MPa 和 0.1 MPa 作为上、下限, 其他参数保持不变, 分析二者对塌落高度  $h_2$  和  $h_3$  的影响.  $h_2$  和  $h_3$  与内摩擦角和黏聚力关系如图 15 所示.



(a) 黏聚力和內摩擦角对临界高度  $h_2$  影响  
(a) Influence of cohesion and internal friction angle on critical height  $h_2$



(b) 黏聚力和內摩擦角对临界高度  $h_3$  影响  
(b) Influence of cohesion and internal friction angle on critical height  $h_3$

图 15 黏聚力和內摩擦角对临界高度  $h_2$  和  $h_3$  影响

Fig. 15 influence of cohesion and internal friction angle on height  $h_2$  and  $h_3$

如图 15(a) 所示, 随着黏聚力的增大, 临界高度  $h_2$  逐渐增大, 各曲线可拟合为抛物线, 增长速率逐渐降低. 同时随着內摩擦角的增大, 增长速率衰减更明显, 这说明当黏聚力增大后, 不同內摩擦角对应的  $h_2$  的差增大. 如图 15(b) 所示, 随着黏聚力的增大, 临

界塌落高度  $h_3$  逐渐减小, 各曲线呈抛物线, 变化速率缓慢增大.

对比图 15(a) 和图 15(b), 可发现两个图中曲线变化有明显不同. 随着围岩黏聚力和內摩擦角的增大, 围岩本身的坚硬程度增加, 因此单层围岩更不易发生破坏, 故  $h_3$  逐渐减小. 但是  $h_2$  却逐渐增大, 表明随着围岩坚硬程度的增加, 发生拱形破坏的可能性降低. 也表明剪切破坏常发生在软弱围岩中, 对于坚硬围岩, 围岩更不易发生拱形破坏.

如表 10 所示, 利用二次函数对  $\varphi = 30^\circ, 40^\circ, 50^\circ$  时  $h_2$  和  $h_3$  中的 3 条曲线进行拟合, 相关度均达到 0.99 以上, 拟合程度较高, 再次证实上述的猜测.

表 10 內摩擦角为  $30^\circ, 40^\circ, 50^\circ$  时拟合函数

Table 10 Fitting function about  $h_2$  and  $h_3$  when the internal friction angle is  $30^\circ, 40^\circ, 50^\circ$

	$\varphi$	Relationship between cohesion and critical height	$R^2$
$h_2$	$30^\circ$	$Y_1 = 0.0004x^2 - 0.0103x + 1.0312$	0.9986
	$40^\circ$	$Y_2 = 0.0005x^2 - 0.0120x + 0.9790$	0.9994
	$50^\circ$	$Y_3 = 0.0004x^2 - 0.0094x + 0.9629$	0.9995
$h_3$	$30^\circ$	$Y_1 = -0.0061x^2 - 0.0911x + 3.8233$	0.9995
	$40^\circ$	$Y_2 = -0.0063x^2 - 0.0699x + 3.2948$	0.9990
	$50^\circ$	$Y_3 = -0.0084x^2 - 0.0371x + 2.8290$	0.9938

通过对竖向荷载、岩梁厚度、支护力、围岩抗拉强度、內摩擦角和黏聚力 6 个参数进行分析, 可以清晰的发现: 对塌落高度影响最大的参数是围岩抗拉强度和黏聚力, 均属于围岩自身力学属性, 说明提高围岩自身强度是预防其破坏的最佳方法; 而支护力是影响最小的参数, 这是由于被动支护所提供的支护力远小于地应力. 因此, 超前注浆、小导管和锚索锚杆等主动支护方法可有效防止互层围岩破坏. 岩梁厚度则是较特殊的参数, 其对计算结果影响较大, 但对于梁模型来说,  $b$  一般取 1.

## 6 结论

(1) 针对单层围岩破坏机理, 基于过去的岩梁模型和梯形关键块模型, 改进构建了适应于类圆形断面的岩梁张拉破坏模型和拱形关键块剪切破坏模型. 并揭示了随层状围岩高度增加, 围岩从拉破坏到楔形剪切破坏再到拱形剪切破坏的演变规律.

(2) 针对单层围岩破坏形式, 引入塌落系数  $K_1$ ,

$K_2$  和临界高度  $h_1, h_2, h_3$  对围岩张拉破坏和剪切破坏进行研究. 当单层围岩高度  $h < h_1$  时, 围岩发生拉破坏; 当  $h_1 < h < h_2$  时, 围岩发生楔形剪切破坏; 当  $h_2 < h < h_3$  时, 围岩发生拱形剪切破坏; 当  $h_3 < h$  时, 围岩不发生破坏. 并通过矿山巷道和大梁峁隧道实例与既有方法和实际工程对比, 得出: 本文方法与实际误差最小, 以两端固结梁模型张拉破坏准则和剪切破坏准则共同作为单层围岩破坏准则.

(3) 在单层围岩的破坏准则的基础上, 结合  $K_{1n} > 1$  且  $K_{2n} > 1$  同时满足或  $h_n \geq H_n$  作为围岩的两种破坏休止条件和  $L_{idown} = L_{(i-1)up}$  作为层间连接条件, 共同形成了互层围岩破坏预测模型. 结合补连塔矿实例, 将互层岩破坏模型与数值模拟和剪切破坏理论 2 种方法得出的破坏范围进行比较, 结果表明: 互层围岩破坏模型预测的破坏范围与数值模拟结果有很好的—致性, 相较于剪切破坏更符合实际情况.

(4) 在对各参数分析中可发现: 随着竖向荷载和岩梁厚度的增加、抗拉强度和支护力的减小, 临界高度  $h_1$  逐渐增大, 其中竖向荷载和抗拉强度对临界高度  $h_1$  影响更大. 临界高度  $h_2$  随黏聚力增大、内摩擦角减小而增大, 临界高度  $h_3$  随黏聚力增大、内摩擦角增大而减小.

## 参 考 文 献

- 刘昌, 张顶立, 张素磊等. 考虑围岩流变及衬砌劣化特性的隧道长期服役性能解析. *岩土力学*, 2021, 42: 334 (Liu Chang, Zhang Dingli, Zhang Sulei, et al. Analysis of long-term service performance of tunnel considering surrounding rock rheology and lining deterioration characteristics. *Rock and Soil Mechanics*, 2021, 42: 334 (in Chinese))
- 张成平, 韩凯航, 张顶立等. 城市软弱围岩隧道塌方特征及演化规律试验研究. *岩石力学与工程学报*, 2014, 33(12): 2433-2442 (Zhang Chengping, Han Kaihang, Zhang Dingli, et al. Experimental study on the characteristics and evolution of urban soft surrounding rock tunnel collapse. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2014, 33(12): 2433-2442 (in Chinese))
- 罗彦斌, 陈建勋, 王利宝等. 考虑层间黏聚力的水平层状围岩隧道顶板力学模型计算. *中国公路学报*, 2018, 31(10): 230-237, 265 (Luo Yanbin, Chen Jianxun, Wang Libao, et al. Calculation of horizontal layered surrounding rock tunnel roof mechanics model considering interlayer cohesion. *China Journal of Highway and Transport*, 2018, 31(10): 230-237, 265 (in Chinese))
- 林崇德. 层状岩石顶板破坏机理数值模拟过程分析. *岩石力学与工程学报*, 1999, 18(4): 24-28 (Lin Chongde. Analysis of numerical simulation process of failure mechanism of layered rock roof. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 1999, 18(4): 24-28 (in Chinese))
- 陈虎, 叶义成, 王其虎等. 基于岩梁-块体理论的巷道软弱层直接顶板破坏形式研究. *岩土力学*, 2020, 41(4): 1447-1454 (Chen Hu, Ye Yicheng, Wang Qihu, et al. Research on the direct roof failure form of the weak layer of roadway based on the rock beam-block theory. *Rock and Soil Mechanics*, 2020, 41(4): 1447-1454 (in Chinese))
- 李院忠, 王少川, 孙莉萍等. 水平薄层岩体中大跨度地下洞室工程地质研究. *岩土力学*, 2014, 35(8): 2361-2366 (Li Yuanzhong, Wang Shaochuan, Sun Liping, et al. Research on engineering geology of large-span underground caverns in horizontal thin rock mass. *Rock and Soil Mechanics*, 2014, 35(8): 2361-2366 (in Chinese))
- 冯吉成, 许海涛, 郑赟等. 煤巷复合顶板岩层失稳判别方法与冒顶隐患分级. *煤炭工程*, 2019, 51(8): 78-83 (Feng Jicheng, Xu Haitao, Zheng Yun, et al. Instability identification method of composite roof rock in coal roadway and classification of roof fall hazards. *Coal Engineering*, 2019, 51(8): 78-83 (in Chinese))
- 王树仁, Hagan P, 程岩等. 岩板断裂铰接成拱过程及其失稳特征试验研究. *岩石力学与工程学报*, 2012, 31(8): 1674-1679 (Wang Shuren, Hagan P, Cheng Yan, et al. Experimental study on rock slab fracture and hinged arching process and its instability characteristics. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2012, 31(8): 1674-1679 (in Chinese))
- 左建平, 吴根水, 孙运江等. 岩层移动内外“类双曲线”整体模型研究. *煤炭学报*, 2021, 46(2): 333-343 (Zuo Jianping, Wu Genshui, Sun Yunjiang, et al. Research on the “hyperbolic-like” overall model of rock formation movement inside and outside. *Journal of China Coal Society*, 2021, 46(2): 333-343 (in Chinese))
- 李沛豪, 朱向荣. 横观各向同性弹性半空间非轴对称问题解析解. *岩土工程学报*, 2004, 26(3): 331-334 (Li Peihao, Zhu Xiangrong. Analytical solution of non-axisymmetric problems in transversely isotropic elastic half-space. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2004, 26(3): 331-334 (in Chinese))
- 余东明, 姚海林, 卢正等. 考虑中间主应力的横观各向同性深埋圆隧弹塑性解. *岩土工程学报*, 2012, 34(10): 1850-1857 (Yu Dongming, Yao Hailin, Lu Zheng, et al. Elastoplastic solution of transversely isotropic deep-buried circular tunnel considering intermediate principal stress. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2012, 34(10): 1850-1857 (in Chinese))
- 刘干斌, 谢康和, 施祖元等. 横观各向同性土中深埋圆形隧道的应力和位移分析. *岩土工程学报*, 2003, 25(6): 727-731 (Liu Ganbin, Xie Kanghe, Shi Zuyuan, et al. Analysis of stress and displacement of a deep-buried circular tunnel in transversely isotropic soil. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2003, 25(6): 727-731 (in Chinese))
- 朱桂春, 史培新, 王占生. 层状横观各向同性地基变形问题的一个近似解. *岩土工程学报*, 2020, 42(4): 790-796 (Zhu Guichun, Shi Peixin, Wang Zhansheng. An approximate solution to the deformation of layered transversely isotropic foundation. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2020, 42(4): 790-796 (in Chinese))
- 张顶立, 陈立平. 隧道围岩的复合结构特性及其荷载效应. *岩石力学与工程学报*, 2016, 35(3): 456-469 (Zhang Dingli, Chen Liping. Composite structure characteristics of tunnel surrounding rock and

- its load effect. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2016, 35(3): 456-469 (in Chinese))
- 15 路德春, 韩佳月, 梁靖宇等. 横观各向同性黏土的非正交弹塑性本构模型. *岩石力学与工程学报*, 2020, 39(4): 793-803 (Lu Dechun, Han Jiayue, Liang Jingyu, et al. Non-orthogonal elastoplastic constitutive model of transversely isotropic clay. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2020, 39(4): 793-803 (in Chinese))
- 16 贾蓬, 唐春安, 王述红. 巷道层状岩层顶板破坏机理. *煤炭学报*, 2006, 31(1): 11-15 (Jia Peng, Tang Chunan, Wang Shuhong. Failure mechanism of layered rock roof of roadway. *Journal of China Coal Society*, 2006, 31(1): 11-15 (in Chinese))
- 17 张俊儒, 马凯蒙, 方钱宝等. 基于层状围岩变形特征的高地应力陡倾板岩隧道合理洞型研究. *中国公路学报*, 2020, 33(9): 215-224 (Zhang Junru, Ma Kaimeng, Fang Qianbao, et al. Research on reasonable tunnel type of high ground stress and steep slate tunnel based on deformation characteristics of layered surrounding rock. *China Journal of Highway and Transport*, 2020, 33(9): 215-224 (in Chinese))
- 18 冯文凯, 石豫川, 王兴平等. 高速公路隧道水平层状围岩支护优化. *中国公路学报*, 2009, 22(2): 65-70 (Feng Wenkai, Shi Yuchuan, Wang Xingping, et al. Optimization of horizontal layered surrounding rock support for highway tunnels. *China Journal of Highway and Transport*, 2009, 22(2): 65-70 (in Chinese))
- 19 张国联, 赵昱涛. 岩体诱导冒落的数值模拟. *东北大学学报(自然科学版)*, 2012, 33(8): 1190-1193 (Zhang Guolian, Zhao Xiantao. Numerical simulation of rock mass induced caving. *Journal of Northeastern University (Natural Science Edition)*, 2012, 33(8): 1190-1193 (in Chinese))
- 20 谭鑫, 傅鹤林, 陈琛等. 层状岩体中隧道稳定性数值分析. *铁道科学与工程学报*, 2016, 13(6): 1108-1113 (Tan Xin, Fu Helin, Chen Chen, et al. Numerical analysis of tunnel stability in layered rock mass. *Journal of Railway Science and Engineering*, 2016, 13(6): 1108-1113 (in Chinese))
- 21 周鹏发, 申玉生, 赵建洋等. 基于改进遍布节理模型的陡倾千枚岩隧道灾变机制研究. *岩石力学与工程学报*, 2019, 38(9): 1870-1883 (Zhou Pengfa, Shen Yusheng, Zhao Jianfeng, et al. Research on the catastrophic mechanism of steeply inclined phyllite tunnel based on the improved model of all-over joints. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2019, 38(9): 1870-1883 (in Chinese))
- 22 郭富利, 张顶立, 苏洁等. 含软弱夹层层状隧道围岩变形机理研究. *岩土力学*, 2008, 29(157): 247-252 (Guo Fuli, Zhang Dingli, Su Jie, et al. Research on the deformation mechanism of the surrounding rock of a layered tunnel with a weak interlayer. *Rock and Soil Mechanics*, 2008, 29(157): 247-252 (in Chinese))
- 23 张强勇, 李木才, 李勇等. 大型分岔隧道围岩稳定与支护三维地质力学模型试验研究. *岩石力学与工程学报*, 2007, 26(S2): 4051-4059 (Zhang Qiangyong, Li Shucai, Li Yong, et al. Research on 3D geomechanical model test of surrounding rock stability and support of large-scale bifurcated tunnel. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2007, 26(S2): 4051-4059 (in Chinese))
- 24 夏彬伟, 胡科, 卢义玉等. 深埋隧道层状岩体破坏过程特征模型试验. *中国公路学报*, 2012, 25(1): 107-114 (Xia Binwei, Hu Ke, Lu Yiyu, et al. Model test on the failure process characteristics of layered rock masses in deep buried tunnels. *China Journal of Highway and Transport*, 2012, 25(1): 107-114 (in Chinese))
- 25 王思敬. 坝基岩体工程地质力学分析. 北京: 科学出版社, 1991 (Wang Sijing. *Engineering Geomechanics Analysis of Dam Foundation Rock Mass*. Beijing: Science Press, 1991 (in Chinese))
- 26 Chen Z, He C, Xu G, et al. A case study on the asymmetric deformation characteristics and mechanical behavior of deep-buried tunnel in phyllite. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2019, 52: 4527-4545
- 27 Zhang XL, He MC, Wang FN, et al. Study on the large deformation characteristics and disaster mechanism of a thin-layer soft-rock tunnel. *Advances In Civil Engineering*, 2020: 8826337
- 28 孙广忠. 岩体结构力学. 北京: 科学出版社, 1988 (Sun Guangyi. *Rock Mass Mechanics*. Beijing: Science Press, 1988 (in Chinese))
- 29 孙广忠, 孙毅. 地质工程学原理. 北京: 地质出版社, 2004 (Sun Guangyi. *Rock Mass Mechanics*. Beijing: Geological Press, 2004 (in Chinese))
- 30 李深圳, 沙鹏, 伍法权等. 层状结构岩体变形的各向异性特征分析. *岩土力学*, 2018, 39(S2): 366-373 (Li Shenzhen, Sha Peng, Wu Faquan, et al. Analysis of anisotropic characteristics of layered rock mass deformation. *Rock and Soil Mechanics*, 2018, 39(S2): 366-373 (in Chinese))
- 31 贺少辉, 李中林. 层状岩体弹塑性本构关系及工程应用研究. *南方冶金学院学报*, 1994, 15(3): 141-148 (He Shaohui, Li Zhonglin. Research on elastoplastic constitutive relationship and engineering application of layered rock mass. *Journal of Southern Institute of Metallurgy*, 1994, 15(3): 141-148 (in Chinese))
- 32 余成学, 熊文林, 陈胜宏. 层状岩体的弹黏塑性 Cosserat 介质理论及其工程应用. *水力学报*, 1996, 41(4): 10-17 (Yu Chengxue, Xiong Wenlin, Chen Shenghong. The elastic-viscoplastic Cosserat medium theory of layered rock mass force and its engineering application. *Acta Hydraulics*, 1996, 41(4): 10-17 (in Chinese))
- 33 王宏图, 鲜学福, 贺建民等. 层状复合岩体力学的相似性模拟. *矿山压力与顶板管理*, 1999, 16(2): 81-83 (Wang Hongtu, Xian Xuefu, He Jianmin, et al. Similarity simulation of layered composite rock mass mechanics. *Mine Pressure and Roof Management*, 1999, 16(2): 81-83 (in Chinese))
- 34 邓祥辉, 赵志清, 王睿等. 不同倾角和层厚的层状围岩隧道稳定性数值分析. *西安工业大学学报*, 2018(3): 232-238 (Deng Xianguang, Zhao Zhiqing, Wang Rui, et al. Numerical analysis of stability of layered surrounding rock tunnels with different dips and thickness. *Journal of Xi'an University of Technology*, 2018(3): 232-238 (in Chinese))
- 35 腾俊洋. 多场耦合下层状岩体损伤破裂过程及隧道开挖损伤区评估. [博士论文]. 重庆: 重庆大学, 2017 (Teng Junyang. *Damage and fracture process of layered rock mass under multi field coupling and damage zone assessment of tunnel excavation*. [PhD Thesis]. Chongqing: Chongqing University, 2017 (in Chinese))
- 36 王超, 伍永平. 煤矿层状围岩巷道顶底板稳定性研究. 北京: 煤炭工业出版社, 2015 (Wang Chao, Wu Yongping. *Research on Roof and Floor Stability of Layered Surrounding Rock Roadway in Coal Mine*. Beijing: Coal Industry Press, 2015 (in Chinese))

- 37 郝登云, 崔千里, 何杰等. 锚杆锚索支护巷道层状顶板变形特征及离层监测研究. *煤炭学报*, 2017, 42(S1): 43-50 (Hao Dengyun, Cui Qianli, He Jie, et al. Research on deformation characteristics and separation monitoring of layered roof in roadway supported by bolts and cables. *Journal of China Coal Society*, 2017, 42(S1): 43-50 (in Chinese))
- 38 Sun ZY, Zhang DL, Fang Q, et al. Analysis of the interaction between tunnel support and surrounding rock considering pre-reinforcement. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2021, 115: 104074
- 39 张顶立, 孙振宇, 侯艳娟. 隧道支护结构体系及其协同作用. *力学学报*, 2019, 51(2): 577-593 (Zhang Dingli, Sun Zhenyu, Hou Yanjuan. Tunnel supporting structure system and its synergy. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechani*, 2019, 51(2): 577-593 (in Chinese))
- 40 孙振宇, 张顶立, 房倩等. 隧道支护结构体系协同优化设计方法及其应用. *岩土工程学报*, 2021, 43(362): 530-539 (Sun Zhenyu, Zhang Dingli, Fang Qian, et al. Collaborative optimization design method of tunnel supporting structure system and its application. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2021, 43(362): 530-539 (in Chinese))
- 41 Cao LQ, Chen XS, Shen X, et al. Theoretical analysis of the barrier effect of embedded isolation piles on tunneling-induced vertical ground displacements. *Computers and Geotechnics*, 2022, 144: 104609
- 42 李春元, 左建平, 张勇. 深部开采底板破坏与基本顶岩梁初次垮断的联动效应. *岩土力学*, 2021, 42(12): 3301-3314 (Li Chunyuan, Zuo Jianping, Zhang Yong. Linkage effect of floor failure in deep mining and primary failure of basic top rock beam. *Rock and Soil Mechanics*, 2021, 42(12): 3301-3314 (in Chinese))
- 43 赵立钦. 补连塔煤矿特厚煤层综采一次采全高覆岩破坏特征研究. [硕士学位论文]. 煤炭科学研究总院, 2018 (Zhao Liqin. Research on the failure characteristics of full-height overlying strata in one-time mining of ultra-thick seam in Bulianta Coal Mine. [Master Thesis]. China Coal Research Institute, 2018 (in Chinese))
- 44 李金刚, 张立辉, 朱凡. 补连塔煤矿五盘区回风大巷冒顶事故处理研究. *内蒙古煤炭经济*, 2017, 24: 142-143, 150 (Li Jingang, Zhang Lihui, Zhu Fan. Research on the treatment of roof fall accidents in the return air tunnel in the Wupan District of Bulianta Coal Mine. *Inner Mongolia Coal Economy*, 2017, 24: 142-143, 150 (in Chinese))
- 45 中华人民共和国交通运输部. JTG 3370.1—2018 公路隧道设计规范. 北京: 中国标准出版社, 2018 (Ministry of Transport of the People's Republic of China. JTG 3370.1—2018 Code for Design of Highway Tunnels. Beijing: China Standards Press, 2018 (in Chinese))