

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20221213002

## 高地应力下深部硐室底鼓破坏围岩稳定性分析\*

张道兵<sup>1</sup>, 尹华东<sup>1</sup>, 胡阿平<sup>1</sup>, 朱远嫒<sup>1</sup>, 彭学军<sup>2</sup>, 张升<sup>2</sup>, 安方信<sup>2</sup>

(1. 湖南科技大学资源环境与安全工程学院, 湖南湘潭 411201;  
2. 中铁五局集团第一工程有限责任公司, 湖南长沙 410117)

**摘要:** 为研究西部山区高地应力作用下深部硐室的稳定性问题, 根据普氏压力拱理论, 综合考虑深部硐室冒顶, 片帮以及底鼓破坏, 建立了高地应力下深部硐室底鼓破坏模式, 基于极限分析上限法和非线性Hoek-Brown破坏准则, 推导了该破坏模式下深部硐室的围岩压力理论公式, 求解了该破坏模式下深部硐室围岩压力上限解, 并将本文结果与数值模拟和已有成果进行对比分析。此外, 通过该破坏模式研究了各参数对围岩压力和潜在破坏面的影响。结果表明: (1) 随着初始地应力场参数中 $\sigma_v$ 和 $\lambda$ 增大, 深部地下硐室围岩压力 $q$ 逐渐增大, 硐室围岩潜在破坏面逐渐增大, 其中 $\sigma_v$ 表现尤为显著; (2) Hoek-Brown破坏准则参数中 $GSI$ 、 $\sigma_{ci}$ 和 $m_i$ 的增大对深部硐室围岩稳定性有明显的提高效应, 而 $D$ 增加则会降低硐室围岩的稳定性; (3) 随着底部压力相关系数 $\mu$ 增加, 深部地下硐室顶板和两帮的围岩压力表现为减小的趋势。研究成果可为深部硐室的支护设计提供有效的理论支撑。

**关键词:** 高地应力; 硐室底鼓; 破坏模式; 围岩压力; Hoek-Brown破坏准则

**中图分类号:** TU45 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2024)03-0660-10

### Analysis on the Stability of Surrounding Rock Damaged by the Floor Drum of Deep Underground Chamber under High In-situ Stress

ZHANG Daobing<sup>1</sup>, YIN Huadong<sup>1</sup>, HU Aping<sup>1</sup>, ZHU Yuanlei<sup>1</sup>, PENG Xuejun<sup>2</sup>,  
ZHANG Sheng<sup>2</sup>, AN Fangxin<sup>2</sup>

(1. School of Resource Environment and Safety Engineering, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201, China; 2. The First Engineering Co. Ltd. of China Railway Wujia Group, Changsha 410117, China)

**Abstract:** In order to study the stability issues of deep underground chambers under high in-situ stress in China's western mountainous areas, based on the theory of the Proctodyakonov's pressure arch, considering the roof caving, sidewall instability, and floor drumming of deep underground chambers, a floor drumming damage model of deep underground chambers under high in-situ stress was established. Leveraging limit analysis upper bound method and nonlinear Hoek-Brown failure criterion, the theoretical formula of surrounding rock pressure in the deep underground chambers under this damage mode was deduced. The upper bound solution for surrounding rock pressure was obtained. Comparative analysis was conducted between the results of this study, numerical simulations, and existing literature. Furthermore, the influence of various parameters on surrounding rock pressure and potential

\* 收稿日期: 2022-12-13; 修回日期: 2023-02-16

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(52074116)、湖南省教育厅科学研究优秀青年项目(23B0476)资助

作者简介: 张道兵(1977—), 男, 教授, 博导, 博士。主要从事隧道及地下工程方面的研究。E-mail: dbzhang@hnust.edu.cn

通信作者: 尹华东(1994—), 男, 博士研究生。主要从事地下工程防灾减灾研究。E-mail: hdyin1019@163.com

failure surface was studied through this damage mode. The results showed that: 1) With an increase in the initial stress field parameters  $\sigma_v$  and  $\lambda$ , the surrounding rock pressure  $q$  of deep underground chambers gradually increased, along with the expansion of potential failure surfaces, among which  $\sigma_v$  was particularly significant. 2) The increase of  $GSI$ ,  $\sigma_{ci}$  and  $m_i$  in the Hoek-Brown failure criterion parameters had a significant improvement effect on the stability of the surrounding rock, while an increase in  $D$  reduced the stability of the chamber's surrounding rock. 3) With the increase in the bottom pressure correlation coefficient  $\mu$ , the surrounding rock pressure of the roof and sidewalls tended to decrease. The findings provide effective theoretical support for the design of support systems for deep underground chambers.

**Keywords:** high in-situ stress; floor drumming in underground chamber; damage mode; surrounding rock pressure; Hoek-Brown failure criterion

## 0 引 言

随着资源开采和地下空间建设向深部快速发展,深部的地下洞室工程越来越多,深部资源开采和工程建设已成为常态。特别是在西部艰险山区地下洞室建设中,由于地层情况十分复杂,埋深较大,深部高地应力现象非常明显,地下洞室穿越的地层围岩常常表现出非线性、强度低等力学特征,导致生产和建设过程中地下洞室工程灾害频发,显著增加了施工难度,深部地下洞室的支护措施就显得尤为重要,然而有效的支护措施往往需要获取合理的支护力。因此,求解高地应力下深部洞室的围岩压力对西部艰险山区地下工程中支护设计有重要的指导意义<sup>[1-3]</sup>。

目前,国内外学者从浅部到深部对地下洞室围岩变形问题展开了大量研究,并取得了许多丰硕的成果。在浅部地下洞室稳定性研究方面,Y. L. Yang等<sup>[4]</sup>建立了浅埋圆形隧道坍塌破坏模式,推导了地表沉降和超载作用下隧道支护力上限解。L. H. Zhao等<sup>[5]</sup>基于构建的三维浅埋矩形洞室双层塌落破坏模式,求解了矩形洞室的潜在塌落范围,并与数值解对比验证了该方法的有效性。Z. Z. Liu等<sup>[6]</sup>考虑岩土体的非线性特征,基于构建的浅埋地下洞室三维破坏机制,推导了围岩压力上限解析式。张佳华等<sup>[7]</sup>针对浅埋隧道的稳定性问题,考虑岩土体参数的离散性,提出基于极限分析非线性理论的可靠度计算方法。B. Zhang等<sup>[8]</sup>将极限分析理论和可靠度理论有效结合,求解了不同安全等级下双孔浅埋隧道的安全净距。王成洋等<sup>[9]</sup>针对非饱和土体,运用极限分析法求解了浅埋隧道围岩压力的

上限值,并探讨了影响浅埋隧道稳定性的主要因素。

目前,国内将洞室埋深 $H > (2 \sim 2.5)h_p$ 时判断为深埋,深部岩体特征与浅表部有着很大的区别,深部岩体处于更复杂的环境场之中,高地应力、岩体损伤软化等不良地质因素常造成深部地下洞室严重变形破坏,因此针对深部地下洞室稳定性进行研究显得尤为重要,F. Huang等<sup>[10]</sup>构建了隐伏溶洞诱发深埋洞室顶部围岩坍塌破坏的二维破坏机制,并绘制出不同参数下深埋洞室顶部围岩坍塌破坏面的形状和范围。刘力源等<sup>[11]</sup>建立了非均质围岩统计损伤力学模型,分析了不同参数对洞室围岩损伤破裂区的影响规律。蔡海兵等<sup>[12]</sup>基于广义Hoek-Brown破坏准则,提出了一种均匀应力场圆形洞室的弹塑性解析方法,并采用该方法分析了不同岩体性质下深埋洞室围岩的塑性区位移。D. Y. Fan等<sup>[13]</sup>针对超大断面洞室围岩稳定性问题,通过数值模拟探讨了静载和动载作用下深部围岩的力学响应特征。

上述研究采用极限分析法、弹塑性解析法、数值模拟法等方法对浅埋洞室和深部洞室的稳定性进行了研究,获得了一些有效结论。其中基于极限分析法开展的研究均是假定地下洞室仅发生冒顶以及片帮破坏而构建的破坏模式,然而,实际工程中,随着埋深不断增加,高地应力作用越加显著,尤其在围岩性质较弱时,极易导致深部洞室发生底鼓破坏。因此,本文在普氏压力拱的基础上进行改进,构建了深部洞室底鼓破坏模式,并考虑高地应力作用,研究了深部洞室底鼓破坏时不同参数对围岩压力和潜在破坏面的影响,可为深部地下洞室支护设计提供有效支撑。

# 1 基本理论

## 1.1 高地应力作用下的上限定理

高地应力普遍存在于深部岩体中,目前,主要采用康红普等<sup>[14]</sup>、伊丙鼎<sup>[15]</sup>提出的回归方程计算深部洞室地应力,具体表达式如下:

$$\sigma_v = 0.0245H \quad (1)$$

$$\lambda = \frac{129.58}{H} + 0.606 \quad (2)$$

$$\sigma_H = \lambda\sigma_v \quad (3)$$

式中, $\sigma_v$ 为垂直地应力,MPa; $H$ 为洞室埋深,m; $\sigma_H$ 为水平地应力,MPa; $\lambda$ 为侧压力系数,表示水平地应力与垂直地应力的比值关系。

极限分析上限定理表明:在一个相容的运动许可速度场中,材料处于极限荷载状态时,变形机构所承受的表面力和体积力必然不小于材料所承受的真实的破坏荷载<sup>[16]</sup>。本文将高地应力视为外力,引入到极限分析上限定理中,具体表达式为:

$$\int_A \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} dA \geq \int_S T_i v_i dS + \int_A F_i v_i dA + \int_{l_i} \sigma_v v_i dL_i + \int_{l_j} \sigma_H v_i dL_j \quad (4)$$

式中, $\sigma_{ij}$ 为材料在发生破坏时的应力状态; $\dot{\epsilon}_{ij}$ 为材料发生破坏时产生塑流所引发的应变状态; $T_i$ 为施加在变形机构表面 $S$ 上的力; $F_i$ 为材料破坏时塑性区域 $A$ 产生塑流所受到的体积力; $v_i$ 表征材料发生破坏产生塑流所形成的速度场; $l_i$ 为速断间断线长度的水平分量; $l_j$ 为速断间断线长度的竖直分量。

## 1.2 Hoek-Brown 破坏准则

Hoek-Brown 破坏准则能够有效阐述岩体的破坏规律,在岩土工程界有着广泛的应用,其表达式为<sup>[17]</sup>:

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci} (m_b \sigma_3 / \sigma_1 + s)^a \quad (5)$$

式中, $\sigma_1$ 为岩石最大有效主应力; $\sigma_3$ 为岩石最小有效主应力; $\sigma_{ci}$ 为岩石的单轴抗压强度; $m_b$ 、 $s$ 、 $a$ 为无量纲参数,与岩体的特征有关,且有:

$$m_b = m_i \exp\left(\frac{GSI - 100}{28 - 14D}\right) \quad (6)$$

$$s = \exp\left(\frac{GSI - 100}{9 - 3D}\right) \quad (7)$$

$$a = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} (e^{-GSI/15} - e^{-20/3}) \quad (8)$$

式中, $GSI$ 为岩体的地质强度指标; $m_i$ 为岩体常数; $D$ 为岩体的扰动因子。

采用“切线法”可得到 Hoek-Brown 破坏准则的粘聚力  $c_i$  和内摩擦角  $\varphi_i$  的关系式<sup>[18]</sup>:

$$c_i = \left\{ \frac{\cos \varphi_i}{2} \left[ \frac{m_b a (1 - \sin \varphi_i)}{2 \sin \varphi_i} \right]^{\frac{a}{1-a}} - \frac{\tan \varphi_i}{m_b} \left( 1 + \frac{\sin \varphi_i}{a} \right) \left[ \frac{m_b a (1 - \sin \varphi_i)}{2 \sin \varphi_i} \right]^{\frac{1}{1-a}} + \frac{s}{m_b} \tan \varphi_i \right\} \sigma_{ci} \quad (9)$$

## 2 破坏模式

为探究深埋洞室围岩的稳定性问题,崔建锋等<sup>[19-20]</sup>考虑洞室冒顶和片帮破坏构建了一种“楔形塌落体+圆弧转动体”的破坏模式,然而根据普氏压力拱理论描述<sup>[21-22]</sup>,洞室开挖后,顶部围岩发生破坏时会在洞室上方形成抛物线平衡拱,且王卫军等<sup>[23]</sup>认为在地应力的影响下,如若洞室底板岩层强度远小于两帮和顶板,受两帮岩柱的应力挤压会使得岩体朝洞室底板发生塑性流动进而形成底鼓,基于此,本文引用罗伟<sup>[24]</sup>提出破坏模式的底鼓破坏形态,综合考虑深部洞室冒顶,片帮以及底鼓破坏,构建了一种高地应力作用下深部洞室底鼓破坏模式,如图1所示,该破坏模式为对称结构,取左半部分进行分析,顶部拱形塌落体 $ABO$ 以运动速度 $v_0$ 竖直向下滑动,左帮块体 $BDCE$ 以运动速度 $v_1$ 向地下洞室边墙方向滑动,且块体 $ABO$ 与块体 $BDCE$ 之间的相对速度为 $v_{01}$ ,而块体 $CEF$ 以运动速度 $v_2$ 向洞室底部方向滑动,块体 $BDCE$ 与块体 $CEF$ 之间的相对速度为 $v_{12}$ ,刚性滑块间断线与其上速度之间的夹角为 $\varphi_i$ ,其中 $\theta_1 = \pi/4 + \varphi_i/2$ , $\theta_2$ 和 $\theta_3$ 为角度变量, $\varphi_i$ 为内摩擦角。深部洞室断面尺寸为 $2b \times h$ ,垂直和水平地应力分别为 $\sigma_v$ 和 $\sigma_H$ ,洞室顶板、两帮以及底板产生的围岩压力分别为 $q$ 、 $e$ 和 $q'$ ,其中 $e = K \cdot q$ , $K$ 为侧压力相关系数,表示两帮与顶板围岩压力的比值关系; $q' = \mu \cdot q$ , $\mu$ 为底部压力相关系数,表示底板与顶板围岩压力的比值关系。压力拱 $BAB_1$ 曲线方程表达式为 $f(x) = x^2/b_1 f$ , $f = \sigma_{ci}/10$ , $h_a = b_1/f$ ,其中, $f$ 为岩石坚固性系数(又称普氏系数), $\sigma_{ci}$ 为岩体单轴抗压强度, $b_1$ 为压力拱半跨, $h_a$ 为拱高。

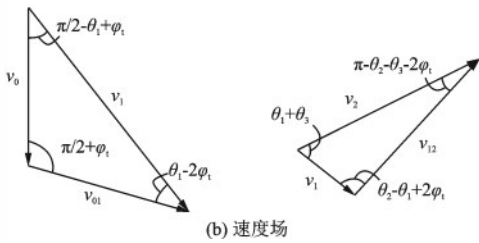
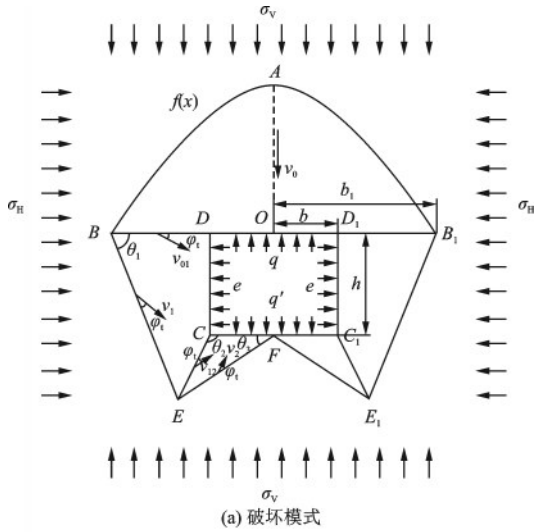


图1 考虑底鼓破坏的深部地下硐室破坏模式及其速度场  
Fig.1 Failure mode of deep underground chambers considering floor drumming damage and its corresponding velocity field

### 3 能量分析过程

采用极限分析理论进行计算时,做如下假设:  
(1) 将深部硐室的稳定性问题简化为二维平面应变问题;(2) 岩体为理想的刚体,忽略岩层节理、裂隙等对破坏形式的影响;(3) 不考虑具体支护方式对硐室失稳的影响。

#### 3.1 几何关系以及速度关系

由图1(a)中几何关系可知:

$$EF = b \cdot \sin \theta_2 / \sin(\pi - \theta_2 - \theta_3) \quad (10)$$

$$CE = b \cdot \sin \theta_3 / \sin(\pi - \theta_2 - \theta_3) \quad (11)$$

$$DE = \sqrt{CE^2 + h^2 - 2h \cdot CE \cdot \cos(\frac{3\pi}{2} - \theta_2)} \quad (12)$$

$$\alpha = \angle EDC = \arccos(h^2 + CD^2 - DE^2 / (2 \cdot h \cdot CD)) \quad (13)$$

$$BD = DE \cdot \sin(\pi/2 - \theta_1 + \alpha) / \sin \theta_1 \quad (14)$$

$$BE = DE \cdot \sin(\pi/2 - \alpha) / \sin \theta_1 \quad (15)$$

$$AB = \int_0^{b_1} \sqrt{1 + [f'(x)]^2} dx \quad (16)$$

$$b_1 = BD + b \quad (17)$$

由图1(b)中速度场分析可知:

$$v_{01} = v_0 \cdot \sin(\pi/2 - \theta_1 + \varphi_1) / \sin(\theta_1 - 2\varphi_1) \quad (18)$$

$$v_1 = v_0 \cdot \sin(\pi/2 + \varphi_1) / \sin(\theta_1 - 2\varphi_1) \quad (19)$$

$$v_{12} = v_1 \cdot \sin(\theta_1 + \theta_3) / \sin(\pi - \theta_2 - \theta_3 - 2\varphi_1) \quad (20)$$

$$v_2 = v_1 \cdot \sin(\theta_2 - \theta_1 + 2\varphi_1) / \sin(\pi - \theta_2 - \theta_3 - 2\varphi_1) \quad (21)$$

各刚性块面积如下:

$$S_{\text{压力拱}ABO} = \int_0^{b_1} f(x) dx = b_1^2 / 3f \quad (22)$$

$$S_{BDCE} = S_{BDE} + S_{DCE} = 0.5 \cdot BD \cdot BE \cdot \sin \theta_1 + 0.5 \cdot DC \cdot EC \cdot \sin(1.5\pi - \theta_2) \quad (23)$$

$$S_{CEF} = 0.5 \cdot CF \cdot EF \cdot \sin \theta_3 \quad (24)$$

#### 3.2 重力功率

围岩自重功率包括块体  $ABO$ 、 $BDCE$ 、 $CEF$  做功,分别记为  $P_{\gamma 1}$ 、 $P_{\gamma 2}$ 、 $P_{\gamma 3}$ ,则有:

$$P_{\gamma} = P_{\gamma 1} + P_{\gamma 2} + P_{\gamma 3} = \int_0^{b_1} \gamma v_0 f(x) dx + \gamma \cdot S_{BDCE} \cdot v_1 \cdot \sin(\theta_1 - \varphi_1) + \gamma \cdot S_{CEF} \cdot v_2 \cdot \sin(\theta_3 + \varphi_1) \quad (25)$$

#### 3.3 地应力功率

地应力功率包括垂直地应力做功和水平地应力做功,将作用在速度间断线  $AB$ 、 $BD$ 、 $BE$ 、 $CE$  和  $EF$  上地应力功率分别记为  $P_{q1}$ 、 $P_{q2}$ 、 $P_{q3}$ 、 $P_{q4}$ 、 $P_{q5}$ ,则各部分地应力功率如下:

$$P_{q1} = \sigma_v \cdot v_0 \cdot b_1 \quad (26)$$

$$P_{q2} = \sigma_v \cdot v_{01} \cdot BD \cdot \sin \varphi_1 \quad (27)$$

$$P_{q3} = \sigma_H \cdot v_1 \cdot \cos(\theta_1 - \varphi_1) \cdot BE \cdot \sin(\theta_1) + \sigma_v \cdot v_1 \cdot \sin(\theta_1 - \varphi_1) \cdot BE \cdot \cos(\theta_1) \quad (28)$$

$$P_{q4} = \sigma_H \cdot v_{12} \cdot \cos(\pi - \theta_2 - \varphi_1) \cdot CE \cdot \cos(\theta_2 - \pi/2) + \sigma_v \cdot v_{12} \cdot \sin(\pi - \theta_2 - \varphi_1) \cdot CE \cdot \sin(\theta_2 - \pi/2) \quad (29)$$

$$P_{q5} = \sigma_H \cdot v_2 \cdot \cos(\theta_3 + \varphi_1) \cdot EF \cdot \sin \theta_3 + \sigma_v \cdot v_2 \cdot \sin(\theta_3 + \varphi_1) \cdot EF \cdot \cos \theta_3 \quad (30)$$

因此,总地应力功率计算式为:

$$P_q = P_{q1} + P_{q2} + P_{q3} + P_{q4} + P_{q5} \quad (31)$$

### 3.4 支护力功率

支护力做负功,记为 $P_T$ ,则有:

$$P_T = -q \cdot b \cdot v_0 - e \cdot h \cdot v_1 \cdot \cos(\theta_1 - \varphi_1) - q' \cdot b \cdot v_2 \cdot \sin(\theta_3 + \varphi_1) \quad (32)$$

### 3.5 内能耗散功率

硐室发生底鼓破坏时,内能耗散发生在速度间

$$q = \frac{P_\gamma + P_q - P_{int}}{b \cdot v_0 + K \cdot h \cdot v_1 \cdot \sin(\pi/2 - \theta_1 + \varphi_1) + \mu \cdot v_3 \cdot \cos \theta_3 \cdot b} \quad (34)$$

$$\text{s.t.} \begin{cases} \pi - \theta_2 - \theta_3 - 2\varphi_1 > 0; \\ \theta_1 + \theta_3 > 0; \\ \theta_2 - \theta_1 + 2\varphi_1 > 0; \\ \pi/2 - \theta_1 + \varphi_1 > 0; \\ \theta_1 - 2\varphi_1 > 0; \\ \pi/2 + \varphi_1 > 0. \end{cases} \quad (35)$$

利用 Matlab 中序列二次算法,使式(34)在式(35)的约束下求解硐室围岩压力最优上限解。

## 4 对比分析

### 4.1 破坏模式对比

为验证本文提出深部硐室底鼓破坏模式的合理性,选用 FLAC<sup>3D</sup> 建立数值模型,模型尺寸为 70 m × 50 m × 10 m (宽 × 高 × 厚),埋深取 300 m,深部硐室尺寸取 5 m × 3.1 m (宽 × 高)。其他参数取值如下:岩体重量  $\gamma = 23 \text{ kN/m}^3$ ,地质强度指标  $GSI = 38$ ,岩体常数  $m_i = 17$ ,单轴抗压强度  $\sigma_{ci} = 9 \text{ MPa}$ ,扰动因子  $D = 0$ ,地应力侧压力系数  $\lambda = 1.0$ ,弹性模量  $E = 1.26 \text{ GPa}$ ,泊松比  $\mu = 0.46$ 。根据式(1)和式(3)可求得垂直地应力和水平地应力分别为  $\sigma_v = 7.35 \text{ MPa}$ ,  $\sigma_H = 7.35 \text{ MPa}$ 。模拟采用 Hoek-Brown 本构模型,对模型四周进行位移约束。图 2 为数值模拟的剪切应变增量云图,令其与本文构建的破坏模式进行对比,可以看出两者具有良好吻合度,验证了本文破坏模式的合理性。

### 4.2 理论对比验证

文献[25]在高地应力下采用上限法计算出考虑底鼓破坏深部硐室的围岩压力。本文基于构建

断线 AB、BD、BE、CE 和 EF 上,则内能耗散之和为:

$$P_{int} = \frac{2 \cdot c_1 \cdot v_0}{f^2} + c_1 \cdot \cos \varphi_1 \cdot (BD \cdot v_{01} + BE \cdot v_1 + CE \cdot v_{12} + EF \cdot v_2) \quad (33)$$

### 3.6 极限围岩压力

由虚功率原理,结合式(25)、(31)、(32)、(33)可得围岩压力解析解  $q$ :

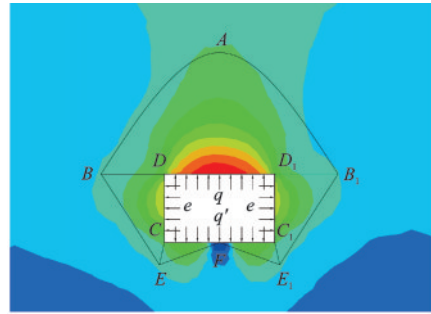


图2 极限分析破坏模式与数值模破坏形态对比

Fig.2 Comparison of failure modes between limit analysis and numerical model

的高地应力下考虑底鼓破坏深部硐室破坏模式,按照文献[25]取值进行计算,并与之进行对比。参数取值如下:巷道尺寸  $b \times h = 5 \text{ m} \times 4 \text{ m}$ ,岩体重量  $\gamma = 23 \text{ kN/m}^3$ ,单轴抗压强度  $\sigma_{ci} = 40 \text{ MPa}$ ,地质强度指标  $GSI = 45$ ,岩体常数  $m_i = 19$ ,扰动因子  $D = 0.1$ ,侧压力相关系数  $K$ 和底部压力相关系数  $\mu$ 均为 1,垂直地应力  $\sigma_v = 9.8 \sim 17.15 \text{ MPa}$ ,地应力侧压力系数  $\lambda = 0.7 \sim 1.0$ 。从图 3 中可知,令  $\sigma_v = 9.8 \text{ MPa}$  和  $\lambda = 0.7$  为例,文献计算结果与本文计算结果分别为 11.16 MPa 和 11.18 MPa,其相对误差为 0.18%,可见本文结果与文献结果具有较高吻合性,验证了该方法计算结果的正确性。

## 5 结果分析

分析高地应力下深部硐室底鼓破坏时各参数对围岩压力和潜在破坏面的影响。各参数取值范围确定如下:硐室断面尺寸  $b \times h = 5 \text{ m} \times 4 \text{ m}$ ,地质强度指标  $GSI = 20 \sim 40$ ,岩体常数  $m_i = 10 \sim 22$ ,单轴

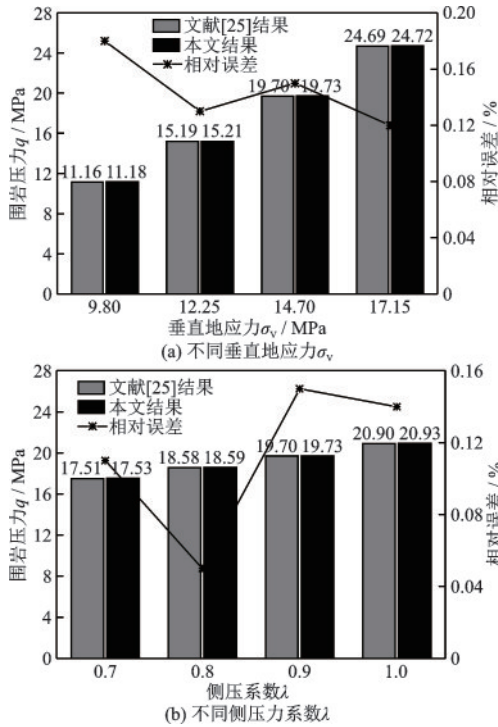


图3 本文结果与文献结果对比

Fig.3 Comparison between results of this paper and literature

抗压强度  $\sigma_{ci}=8\sim 24$  MPa, 扰动因子  $D=0\sim 0.5$ , 岩体容重  $\gamma=23$  kN/m<sup>3</sup>, 侧压力相关系数  $K=1$ , 底部压力相关系数  $\mu=0.6\sim 1$ 。在 300~500 m 埋深下, 可求得垂直地应力  $\sigma_v=7.35\sim 12.25$  MPa, 侧压系数  $\lambda=0.6\sim 1.0$ 。

### 5.1 围岩压力

#### 5.1.1 初始地应力场对围岩压力的影响

如图4所示, 随着垂直地应力  $\sigma_v$  的增大, 围岩压力  $q$  显著增加, 且曲线斜率也逐渐增大, 表明垂直地应力  $\sigma_v$  越大对围岩压力的增大效应也越大; 随着侧压力系数  $\lambda$  增大, 围岩压力  $q$  逐渐增大。以  $\sigma_v=9.8$  MPa 为例, 令  $\lambda=0.6$  与  $\lambda=1.0$  进行对比, 围岩压力相对误差为 41.4%; 以  $\lambda=0.8$  为例, 令  $\sigma_v=7.35$  MPa (埋深 300 m) 与  $\sigma_v=12.25$  MPa (埋深 500 m) 进行对比, 围岩压力相对误差达到 130.9%。可见垂直地应力  $\sigma_v$  和侧压力系数  $\lambda$  对围岩压力均有显著影响, 即随着埋深的增加, 地应力也随之增大, 在岩体的力学参数和物理特性变化较小时, 地下洞室的稳定性明显降低, 特别地在围岩性质较软弱的地层且埋深较大时, 其稳定性控制尤为重要, 通过本文方法求解的围岩压力则可为支护参数的选取提供指导作用。

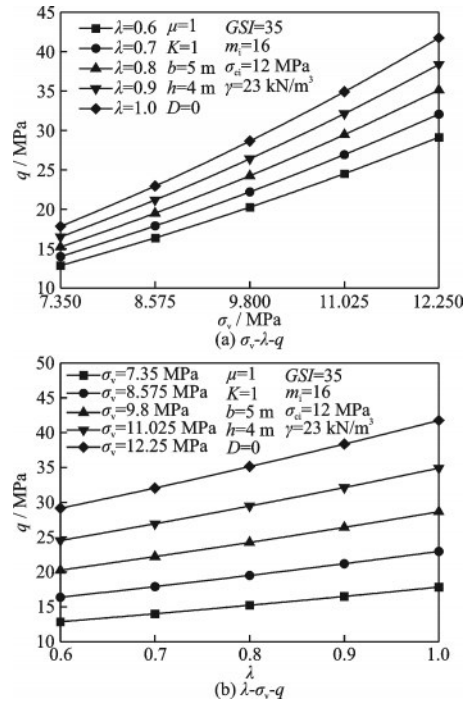


图4 初始地应力场对围岩压力的影响

Fig.4 Influence of initial stress field on surrounding rock pressure

#### 5.1.2 Hoek-Brown 破坏准则参数对围岩压力的影响

在图5(a)中, 随着单轴抗压强度  $\sigma_{ci}$  增大, 围岩压力  $q$  逐渐减小, 而随着扰动因子  $D$  增大, 围岩压力  $q$  逐渐增大。当  $D=0.2$  时, 以  $\sigma_{ci}=8$  MPa 和  $\sigma_{ci}=24$  MPa 进行对比, 其围岩压力相对误差为 50.9%。当  $\sigma_{ci}=16$  MPa, 以扰动因子  $D=0$  (无扰动) 和  $D=0.5$  (较易发生底鼓破坏) 进行对比<sup>[17]</sup>, 其围岩压力相对误差为 70.4%。以上表明单轴抗压强度  $\sigma_{ci}$  和扰动因子  $D$  对围岩压力影响较为显著, 意味着围岩较弱及扰动较大时, 会加大洞室发生破坏的可能性, 在此类工程中, 需提高设计要求。

在图5(b)中, 随着地质强度指标  $GSI$  和岩体常数  $m_i$  增大时, 围岩压力  $q$  减小, 且影响均较为显著, 这表明  $GSI$  和  $m_i$  越大, 该围岩稳定性越好。以  $GSI=30$  为例, 令岩体常数  $m_i=10$  和  $m_i=22$  进行对比, 其围岩压力相对误差为 43%; 以  $m_i=16$  为例, 令地质强度指标  $GSI=20$  和  $GSI=40$  进行对比, 其围岩压力相对误差为 38.2%。

#### 5.1.3 底部压力相关系数 $\mu$ 和垂直地应力 $\sigma_v$ 对围岩压力的影响

如图6和表1所示, 增大底部压力相关系数  $\mu$ ,

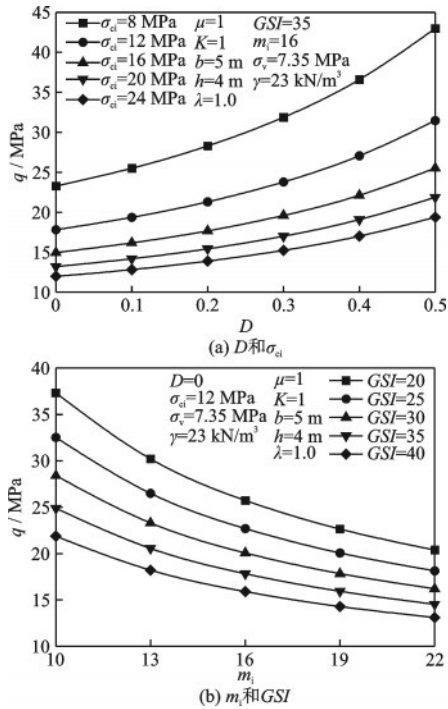


图5 Hoek-Brown破坏准则参数对围岩压力的影响:

Fig.5 Influence of Hoek-Brown failure criterion parameters on surrounding rock pressure

洞室顶板和两帮的围岩压力明显减小。以  $\sigma_v = 9.8$  MPa(400 m) 为例, 令  $\mu = 0.8$  和  $\mu = 1.2$  进行对比, 洞室顶板和两帮的围岩压力相对误差均为 33.4%。此外, 以  $\mu = 0.8$  为例, 令  $\sigma_v = 7.35$  MPa

(300 m) 与  $\sigma_v = 12.25$  MPa(500 m) 进行对比, 其顶板、两帮的围岩压力由 22.3 MPa 增加到 52.2 MPa, 底板的围岩压力由 17.8 MPa 增加到 41.7 MPa, 相对误差分别为 134.1% 和 134.3%。这表明垂直地应力  $\sigma_v$  对洞室顶板、两帮以及底板的围岩压力均影响显著, 在实际工程, 洞室底部通常存在围岩压力的影响, 尤其在高地应力作用下影响尤为显著, 而目前大多数研究均忽略洞室底部的围岩压力, 这样求得结果将与工程实际值存在较大误差, 因此, 综合考虑洞室冒顶、片帮以及底鼓破坏, 计算所得的围岩压力更贴近于工程实际, 对洞室的安全性判定将更准确, 更能够有效指导洞室的支护设计。

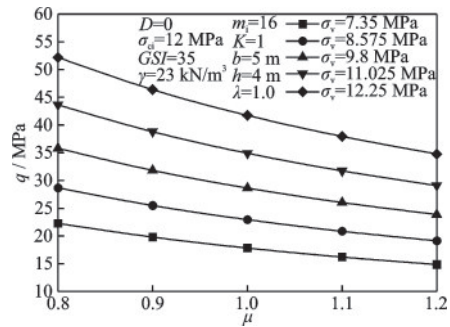


图6  $\mu$  和  $\sigma_v$  对围岩压力的影响

Fig.6 Influence of  $\mu$  and  $\sigma_v$  on surrounding rock pressure

表1 不同  $\mu$  和  $\sigma_v$  下洞室顶板、两帮以及底板的围岩压力

Table 1 Surrounding rock pressure of chamber roof, sidewalls and floor under different values of  $\mu$  and  $\sigma_v$

底部压力相 关系数	垂直地应力 $\sigma_v$								
	$\sigma_v = 7.35$ MPa(300 m)			$\sigma_v = 9.8$ MPa(400 m)			$\sigma_v = 12.25$ MPa(500 m)		
	顶板 $q'$ MPa	两帮 $e'$ MPa	底板 $q''$ MPa	顶板 $q'$ MPa	两帮 $e'$ MPa	底板 $q''$ MPa	顶板 $q'$ MPa	两帮 $e'$ MPa	底板 $q''$ MPa
$\mu = 0.8$	22.3	22.3	17.8	35.8	35.8	28.6	52.2	52.2	41.7
$\mu = 1.0$	17.8	17.8	17.8	28.6	28.6	28.6	41.7	41.7	41.7
$\mu = 1.2$	14.8	14.8	17.8	23.9	23.9	28.6	34.8	34.8	41.7

## 5.2 破坏面

图7和表2为不同垂直地应力  $\sigma_v$  与侧压系数  $\lambda$  下深部洞室破坏面的变化。以垂直地应力  $\sigma_v$  为例, 其他参数一定时,  $\sigma_v$  由 12.25 MPa(埋深 500 m) 减小至 7.35 MPa(埋深 300 m), 则拱顶深度由 9.50 m 减小到 7.40 m, 片帮破坏宽度由 8.91 m 减小到 6.39 m, 底鼓破坏长度由 3.62 m 减小到 2.40 m, 其相对误差

分别为 22.1%、28.3% 和 33.7%。由此可见, 垂直地应力  $\sigma_v$  和侧压系数  $\lambda$  对深部洞室围岩的破坏范围均有较为明显的影响, 即随着洞室埋深增加, 地应力增大, 深部洞室的破坏范围也会明显增加。

由图8可知 Hoek-Brown 破坏准则参数对破坏面范围的影响均较为显著, 并且随着  $D$  增大, 破坏面位置逐渐向外扩展, 而随着  $GSI$ 、 $\sigma_{ci}$  和  $m_i$  增大, 破坏面位置逐渐向内收缩。这表明当深部洞室围岩

较差或扰动较大时,围岩塑性区范围也越大,此时破坏范围也相应的增大。在实际工程中,如若埋深较大,围岩性质较复杂,采用锚杆进行支护时无法有效确定合理的支护长度,可通过计算洞室的潜在破坏范围,确定其拱顶深度、片帮破坏宽度以及底鼓破坏长度,进而选取锚杆合理的支护长度。

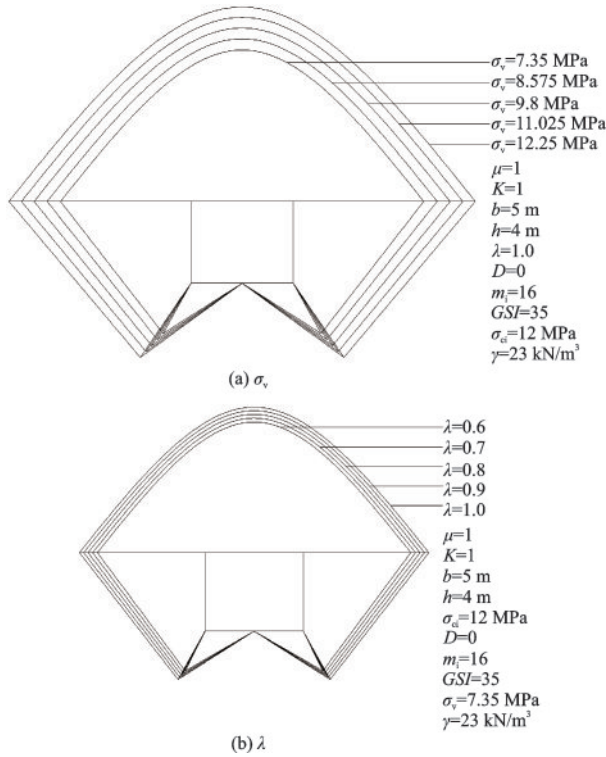


图7 初始地应力场对破坏面的影响

Fig.7 Influence of initial stress field on damage surface

表2 不同  $\sigma_v$  和  $\lambda$  下深部洞室拱顶深度、片帮破坏宽度以及底鼓破坏长度

Table 2 The depth of the deep chamber vault, the failure width of the rib and the failure length of the bottom drum under different  $\sigma_v$  and  $\lambda$

参数	取值	破坏范围		
		拱顶深度/m	片帮宽度/m	底鼓长度/m
$\sigma_v$ /MPa	12.25	9.50	8.91	3.62
	11.025	9.00	8.30	3.34
	9.8	8.48	7.68	3.05
	8.575	7.95	7.04	2.75
	7.35	7.40	6.39	2.4
$\lambda$	1.0	7.41	6.39	2.4
	0.9	7.22	6.17	2.35
	0.8	7.04	5.94	2.24
	0.7	6.84	5.71	2.13
	0.6	6.64	5.47	2.02

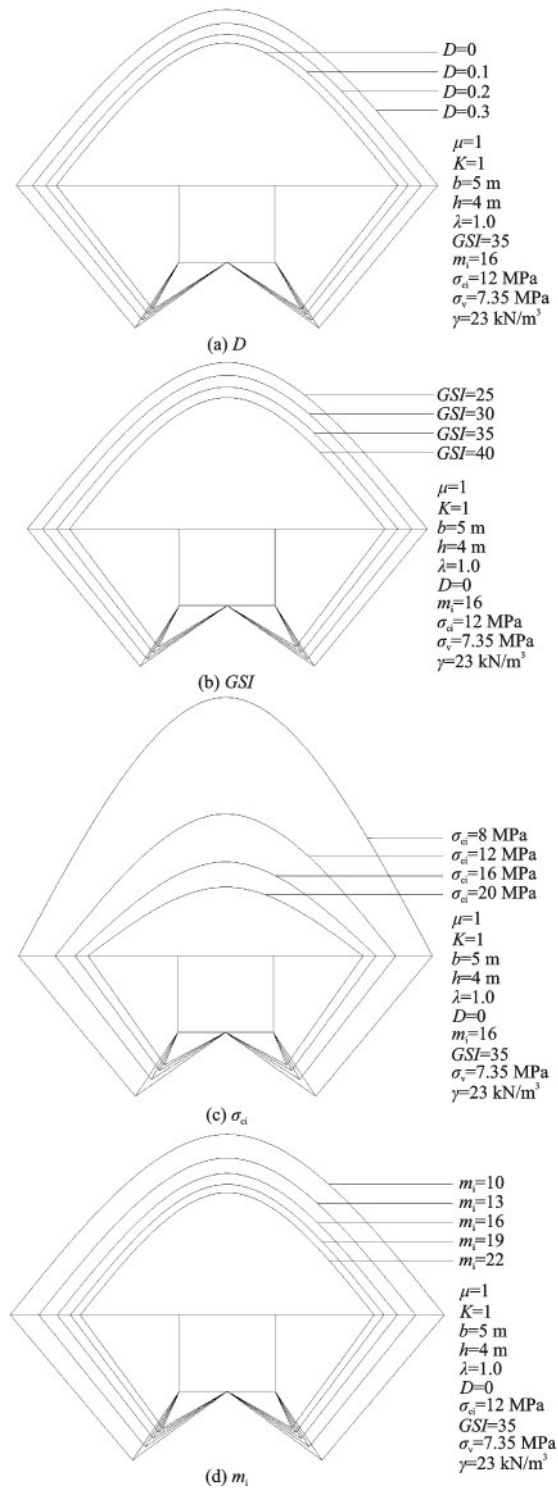


图8 Hoek-Brown破坏准则参数对破坏面的影响

Fig.8 Influence of Hoek-Brown failure criterion parameters on damage surface

## 6 结论

(1)综合考虑深部洞室冒顶、片帮以及底鼓破坏,结合普氏压力拱理论,建立了高地应力下深部

洞室底鼓破坏模式。将本文结果与数值模拟结果对比,得到破坏形态具有良好的吻合性。此外,采用本文方法与已有成果对比,得到围岩压力相对误差最大为0.18%。由此验证了本文方法的合理性。

(2) 初始地应力场参数、Hoek-Brown破坏准则参数以及底部压力相关系数 $\mu$ 对围岩压力 $q$ 均有明显影响,其中 $GSI$ 、 $\sigma_{ci}$ 、 $m_i$ 以及 $\mu$ 增大,深部洞室围岩压力 $q$ 逐渐减小,而 $D$ 、 $\sigma_v$ 以及 $\lambda$ 增大,深部洞室围岩压力 $q$ 逐渐增大。在高地应力下综合考虑洞室冒顶、片帮以及底鼓破坏更符合工程实际,求解的围岩压力对深部洞室顶板、两帮以及底板的支护力设计能够起到有效的指导作用。

(3) 随着 $GSI$ 、 $\sigma_{ci}$ 以及 $m_i$ 的增大,深部洞室破坏范围逐渐减小,而随着 $D$ 、 $\sigma_v$ 以及 $\lambda$ 增大,深部洞室破坏范围逐渐增大,且影响均较为显著。在实际工程中,可通过计算深部洞室潜在破坏范围,进而确定锚杆支护时洞室顶板、两帮以及底鼓的合理支护长度。

## 参考文献:

[1] 何满潮.深部软岩工程的研究进展与挑战[J].煤炭学报,2014,39(8):1409-1417.  
He M C.Progress and challenges of soft rock engineering in depth[J].Journal of China Coalsociety, 2014, 39(8):1409-1417.(in Chinese)

[2] 谢和平,高峰,鞠杨.深部岩体力学研究探索[J].岩石力学与工程学报,2015,34(11):2161-2178.  
Xie H P, Gao F, Ju Y. Research and development of rock mechanics in deep ground engineering[J].Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(11):2161-2178.(in Chinese)

[3] 谢和平.深部岩体力学与开采理论研究进展[J].煤炭学报,2019,44(5):1283-1305.  
Xie H P. Research review of the state key research development program of China: Deep rock mechanics and mining theory[J].Journal of China Coalsociety, 2019, 44(5):1283-1305.

[4] Yang X L, Li Z W, Liu Z N, et al.Collapse analysis of tunnel floor in karst area based on Hoek-Brown rock media[J]. Journal of Central South University, 2017, 24(4):957-966.

[5] Zhao L H, Hu S H, Yang X P, et al.Limit variation anal-

ysis of shallow rectangular tunnels collapsing with double-layer rock mass based on a three-dimensional failure mechanism[J].Journal of Central South University, 2019, 26(7):1794-1806.

[6] Liu Z Z, Cao P, Lin H, et al.Three-dimensional upper bound limit analysis of underground cavities using nonlinear Baker failure criterion[J].Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2020, 30(7):1916-1927.

[7] 张佳华,张标.非线性破坏准则下浅埋隧道支护参数上限解[J].铁道科学与工程学报,2018,15(8):2062-2071.  
Zhang J H, Zhang B.Upper bound solutions of support parameter for shallow tunnels in nonlinear soil masses [J].Journal of Railway Science and Engineering, 2018, 15(8):2062-2071.(in Chinese)

[8] Zhang B, Wang X, Zhang J S, et al.Safe range analysis of clear distance of twin shallow tunnels based on limit analysis and reliability theory [J]. Journal of Central South University, 2018, 25(1):196-207.

[9] 王成洋,傅鹤林,张佳华.非饱和浅埋隧道稳定性的上限分析[J].采矿与安全工程学报,2019,36(6):1161-1167.  
Wang C G, Fu H L, Zhang J H.Upper bound analysis of the stability of shallow tunnel in unsaturated soils [J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2019, 36(6):1161-1167.(in Chinese)

[10] Huang F, Zhang M, Jiang Z. Collapse mode of rock mass induced by a concealed karst cave above a deep cavity[J].Journal of Central South University, 2019, 26(7):1747-1754.

[11] 刘力源,张乐,纪洪广.深部地下洞室与应力场轴变关系及其围岩损伤破裂分析[J].工程科学学报,2022,44(4):516-525.  
Liu L Y, Zhang L, Ji H G.Mechanism analysis of rock damage and failure based on the relation between deep chamber axial variation and in situ stress fields[J].Chinese Journal of Engineering, 2022, 44(4):516-525.(in Chinese)

[12] 蔡海兵,程桦,荣传新.基于广义Hoek-Brown准则的深埋洞室围岩塑性区位移分析[J].采矿与安全工程学报,2015,32(5):778-785.  
Cai H B, Cheng H, Rong C X.Analysis on rock plastic zone displacement of deep buried under ground chamber based on generalized Hoek-Brown criterion[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2015, 32(5):778-785.

- (in Chinese)
- [13] Fan D Y, Liu X S, Tan Yun L, et al. Numerical simulation research on response characteristics of surrounding rock for deep super-large section chamber under dynamic and static combined loading condition [J]. Journal of Central South University, 2020, 27(12): 3544-3566.
- [14] 康红普, 伊丙鼎, 高富强, 等. 中国煤矿井下地应力数据库及地应力分布规律 [J]. 煤炭学报, 2019, 44(1): 23-33.
- Kang H P, Yi B D, Gao F Q, et al. Database and characteristics of underground in-situ stress distribution in Chinese coal mines [J]. Journal of China Coalsociety, 2019, 44(1): 23-33. (in Chinese)
- [15] 伊丙鼎. 我国煤矿井下地应力参数数据库的开发和研究 [J]. 煤矿安全, 2021, 52(5): 134-138.
- Yi B D. Development and research of in-situ stress parameters database for underground coal mines of China [J]. Safety in Coal Mines, 2021, 52(5): 134-138. (in Chinese)
- [16] Chen W F. Limit analysis and soil plasticity [M]. Florida: J. Ross Publishing, Inc, 2007.
- [17] Hoek E, Brown E T. The Hoek-Brown failure criterion and GSI-2018 edition [J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2018, 11(3): 445-463.
- [18] 许渊, 李亮, 邹金锋, 等. 考虑轴向力和渗透力时圆形隧道广义 Hoek-Brown 解 [J]. 岩土力学, 2015, 36(10): 2837-2846, 2854.
- Xu Y, Li L, Zou J F, et al. Generalized Hoek-Brown solution of circular tunnel considering effects of axial stress and seepage force [J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(10): 2837-2846, 2854. (in Chinese)
- [19] 崔建锋, 王卫军. Hoek-Brown 破坏准则下深埋硐室围岩抗震稳定性分析 [J]. 采矿与安全工程学报, 2021, 38(2): 260-268.
- Cui J F, Wang W J. Seismic stability analysis of surrounding rocks in deep buried chamber based on Hoek-Brown failure criterion [J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2021, 38(2): 260-268. (in Chinese)
- [20] 张道兵, 马宗宇, 曹振兴, 等. Hoek-Brown 破坏准则下深埋硐室围岩压力上限解 [J]. 铁道科学与工程学报, 2020, 17(2): 413-421.
- Zhang D B, Ma Z Y, Cao Z X, et al. Upper bound solution of surrounding rock pressure in deep-buried cavity under Hoek-Brown failure criterion [J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2020, 17(2): 413-421. (in Chinese)
- [21] 王洪涛, 王琦, 李术才, 等. 基于上限理论的深部巷道顶板锚杆预紧力简化设计方法 [J]. 煤炭学报, 2015, 40(7): 1477-1484.
- Wang H T, Wang Q, Li S C, et al. A simplified design method of pre-tightening force of roof bolts in deep roadway based on upper bound theory [J]. Journal of China Coalsociety, 2015, 40(7): 1477-1484. (in Chinese)
- [22] 江贝, 李术才, 王琦, 等. 基于上限法的深部大断面回采巷道顶板锚索设计方法研究 [J]. 岩土力学, 2017, 38(8): 2351-2357, 2367.
- Jiang B, Li S C, Wang Q, et al. Design method of roof anchor cable for deep large section mining roadways based on the upper bound method [J]. Rock and Soil Mechanics, 2017, 38(8): 2351-2357, 2367. (in Chinese)
- [23] 王卫军, 侯朝炯. 沿空巷道底鼓力学原理及控制技术研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(1): 69-74.
- Wang W J, Hou C J. Study on mechanical principle and control technique of floor heave in roadway driven along next goaf [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(1): 69-74. (in Chinese)
- [24] 罗伟. 浅埋偏压隧道稳定性分析及其可靠度研究 [D]. 长沙: 中南大学, 2014.
- Luo W. Stability analysis and reliability research on the shallow tunnel under unsymmetrical pressure [D]. Changsha: Central South University, 2014. (in Chinese)
- [25] 尹华东. 考虑底鼓破坏的巷道围岩压力上限分析与可靠度研究 [D]. 湘潭: 湖南科技大学, 2021.
- Yin H D. Upper bound analysis of surrounding rock pressure and reliability study for roadway considering floor heave failure [D]. Xiangtan: Hunan University of Science and Technology, 2021. (in Chinese)

(本文编辑: 张艺)