

DOI: 10.11779/CJGE201901010

基于突变理论的高压岩溶隧道掌子面稳定性研究

王志杰, 高靖遥*, 张 鹏, 关 笑, 季晓峰

(西南交通大学交通隧道工程教育部重点实验室, 四川 成都 610031)

摘要: 为研究马蹄形隧道前方存在正交高压溶洞时中间岩墙的承压能力和破坏模式, 在考虑溶洞位置和尺寸对中间岩墙稳定性影响的基础上, 建立掌子面失稳破坏的圆锥台模型, 并通过势能判据的尖点突变理论得到掌子面失稳时的溶洞临界压力。同时开展室内模型试验, 揭示高压溶洞与隧道正交时中间岩墙的破坏特征, 并结合数值计算对掌子面破坏模型进行了补充验证。研究结果表明: 溶洞临界压力随中间岩墙厚度、围岩等级的增大而增加, 随溶洞尺寸的增大而减小, 且围岩弹性模量的变化对中间岩体的稳定性有显著影响; 中间岩墙厚度超过0.35倍洞径后, 溶洞已不是造成掌子面破坏的主要因素; 引入压力扩散角 θ 描述溶洞与隧道处于不同正交位置时中间岩墙的破坏形态, 发现溶洞临界压力与靠近溶洞一侧的隧道边界曲率正相关。破坏模型贴近工程实际, 所得结果与试验基本吻合, 可为高压岩溶隧道的设计与施工提供参考。

关键词: 高压岩溶隧道; 掌子面破坏特征; 相似模型试验; 突变模型; 压力扩散角

中图分类号: TU473 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2019)01-0095-09

作者简介: 王志杰(1964-), 男, 教授, 主要从事地下工程施工技术等方面研究工作。E-mail: zhjwang@swjtu.edu.cn。

Stability analysis of tunnel face in high-pressure karst tunnels based on catastrophe theory

WANG Zhi-jie, GAO Jing-yao, ZHANG Peng, GUAN Xiao, JI Xiao-feng

(Key Laboratory of Transportation Tunnel Engineering, Ministry of Education, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China)

Abstract: In order to study the bearing capacity and failure mode of the intermediate rock wall in the presence of orthogonal high-pressure caverns in front of horseshoe tunnels, a frustum model for the instability of tunnel face is established considering the influences of the location and size of the cavern on the stability of the intermediate rock wall. Based on the cusp catastrophe theory of the potential energy criterion, the critical pressure can be predicted. At the same time, similar model tests are conducted to reveal the destruction characteristics of the intermediate rock wall when the high-pressure cavern are intersected with the tunnel. The failure model for the tunnel face is additionally verified. The results show that the critical pressure of karst cavern increases with the thickness of the intermediate rock wall and the grade of the surrounding rock and decreases with the increase of the size of karst cavern. The change of the elastic modulus of the rock has a significant effect on the stability of the intermediate rock. When the thickness of the intermediate rock wall exceeds 0.35 times the hole diameter, the cavern is not the main factor causing the failure of the face. The pressure spread angle θ is introduced to describe the destruction pattern of the intermediate rock wall when the cavern and the tunnel are in different orthogonal positions, and finds that the critical pressure of the cave is positively correlated with the curvature of the tunnel boundary near the side of the cavern. The results of the proposed model are basically consistent with the test ones, which can provide reference for the design and construction of high-pressure karst tunnels.

Key words: high-pressure karst tunnel; collapse of tunnel face; similarity model test; catastrophe model; pressure diffusion angle

0 引言

随着中国西部大开发战略的深入推进, 在西南岩溶发育地区修建隧道、水电站等地下工程频繁遇到掌子面坍塌、突水、突泥、有毒气体喷发等地质灾害。而实际工程情况复杂多变, 导致既有事故经验没有对

工程提供非常有效的指导, 因此研究隧道穿越溶洞时

基金项目: 中央高校基本科研业务专项资金项目(SWJTU11ZT33);

教育部创新团队发展计划项目(IRT0955)

收稿日期: 2017-12-14

*通讯作者 (E-mail: yichangfanhua@126.com)

的安全控制已成为中国隧道建设中的重要课题^[1-4]。

溶洞的形状、尺寸、内部填充物、与隧道相对空间位置关系等对隧道稳定性均有影响,且不同影响因素之间相互关联,因此给研究造成极大困难。赵明阶等^[5]针对溶洞尺寸变化对围岩稳定性产生的不同影响,通过相似模型试验和数值计算研究了隧道顶部溶洞尺寸变大后围岩的变形规律;郭佳奇等^[6-7]分别运用弹塑性理论和断裂力学研究了隧道侧部存在高压富水溶洞和掌子面前方存在富水溶洞时岩柱的安全厚度;莫阳春^[8]运用了突变理论和岩体断裂力学以及相似模型试验研究高水压充填型岩溶隧道的稳定性;宋战平等^[9-10]采用数值试验方法研究顶部既有隐伏溶洞对圆形隧道稳定性的影响;孙谋等^[11]通过建立掌子面失稳的折叠突变模型,研究岩溶隧道掌子面的突水机制及最小安全厚度;姜德义等^[12]运用突变理论研究溶洞顶板岩层的稳定性;潘东东等^[13]通过开展流固耦合模型试验,对强充填滞后型溶洞的突水孕灾模式进行了研究;李术才等^[14]运用理论分析、数值试验并结合工程实例,从断裂力学的角度研究了钻爆施工条件下存在含水裂纹的岩溶隧道的突水机制及岩层最小安全厚度。

现有研究主要集中在岩溶隧道支护结构的稳定性分析、岩层安全厚度的确定及岩溶隧道突水断裂机制等。但针对隧道前方存在正交高压溶洞时,中间岩墙承载能力的研究尚不深入,对于马蹄形岩溶隧道掌子面破坏特征的分析更是鲜有涉及。鉴于此,本文考虑溶洞尺寸和位置,建立基于尖点突变理论的中间岩墙破坏模型,从理论角度分析该类型隧道掌子面稳定性变化规律,并开展室内模型试验和数值计算,验证破坏模型的合理性,得到不同情况下临界溶腔压力和中间岩墙厚度的变化关系。

1 基于突变理论的力学模型

针对掌子面与溶洞不同空间相对位置、大小,对掌子面-溶洞破坏体系有不同的简化模型,本文研究所涉及溶洞均与掌子面正交,且溶洞位于掌子面区域内。目前对于该类掌子面破坏模型的研究中,多假设掌子面上的破坏区域与溶洞在掌子面范围内的尺寸基本一致,即掌子面只有一定范围的区域承受溶洞压力^[11-12, 15],而实际工程中,当溶洞与掌子面正交且小于隧道断面尺寸时,掌子面实际破坏区域往往与溶洞尺寸差异较大,且其破坏过程具有明显突变特征。基于势能判据的突变模型需得到变形体的挠度方程,将变形体假设为薄圆板时,无法较好地模拟实际溶洞破坏特征,所得结果也不近准确。而厚圆板的挠度解析解大多采用了级

数表达式,过于复杂,不方便使用。为了更全面地考虑掌子面破坏特征并简化计算,将隧道掌子面、溶洞、及两者之间岩体所构成的系统简化为无数积分薄圆板组成的圆锥台,力学模型示意见图 1。

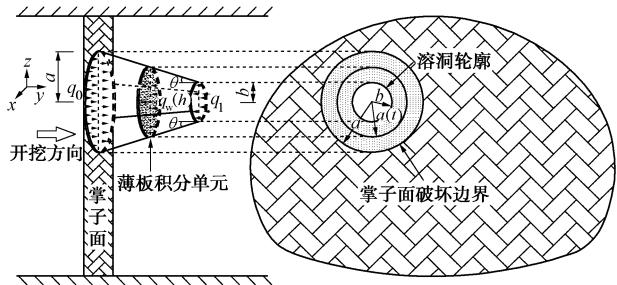


图 1 力学模型

Fig. 1 Mechanical model

其包含假设如下:

- (1) 隧道掌子面受力区域呈平面竖直状态,没有凹凸不平,为均匀圆形。
- (2) 溶洞与掌子面之间的受力岩体简化为由无数周边固支、厚度均一的积分薄圆板组成的圆锥台岩体。溶洞压力在掌子面前方围岩里传递、扩散,作用在这些直径不同的积分薄圆板上。
- (3) 掌子面只在压力影响范围内产生变形,其余部分不变形,整个中间岩墙的影响范围呈圆锥台形状,圆锥台破坏体内不同半径圆板的最大挠度一致。
- (4) 本文主要研究溶腔高压对中间岩墙的挤压,从而导致的岩墙剪切破坏,不考虑岩溶裂隙水的劈裂作用。
- (5) 中间岩墙的压缩挤密远远小于其在隧道纵向上形变,因此在计算气体做功时忽略因岩墙压缩挤密产生的微小位移。

作用在掌子面上的荷载区域半径为 a ,溶洞半径为 b ,掌子面空气压力为 q_0 ,隧道前方溶洞压力为 q_1 ,中间岩墙厚度 h ,薄圆板厚度为 $t \ll h$,圆锥台顶部角度为 θ 。根据弹塑性理论,荷载影响区内掌子面的挠度方程为

$$w = \frac{q}{64D}(a^2 - r^2)^2 \quad (1)$$

式中 r 为距荷载圆心的距离; q 为圆板上的均布荷载; D 为圆板的抗弯刚度, $D = kEt^3 / 12(1 - \mu^2)$, E , μ 分别为圆板的弹性模量和泊松比。

采用能量突变判据方法对围岩系统稳定性进行判别^[16],整个系统的总势能为

$$\Pi = U - W = (U_1 + U_2) - (W_1 + W_2) \quad (2)$$

式中 U 为圆锥台岩体的变形势能,包括弯曲变形势能 U_1 及中面应变势能 U_2 ; W 为外力对圆锥台所做的功,包括溶洞内压与凌空面气压的差值在轴向位移上

的做功 W_1 及在径向位移上的做功 W_2 。为避免计算过程中出现高阶小量, U_1 项作近似处理:

$$U_1 = \pi D \int_0^a \left[r \left(\frac{dw}{dr} \right)^2 + \frac{1}{r} \left(\frac{dw}{dr} \right)^2 \right] dr = \frac{32\pi Dw_m^2}{3a^2} , \quad (3)$$

式中, w_m 为圆板中心的最大挠度, 而根据假设 (2), 则有

$$w_m = \frac{[q_w(h) - q_0]a^4}{64D} , \quad (4)$$

式中, $q_w(h)$ 为溶洞压力传递到积分薄圆板上的压力, 溶洞内压传递到不同位置圆板的压力满足

$$\pi b^2 q_1 = \pi a^2(t) q_w(t) . \quad (5)$$

式中, $a(t)$ 为不同位置圆板的半径:

$$a(t) = \frac{a-b}{h}t + b . \quad (6)$$

厚度为 dt 的薄圆板的中面应变势能为

$$\begin{aligned} U_{2t} &= \frac{\pi E dt}{1-\mu^2} \times \int_0^{a(t)} \left[\left(\frac{du_r}{dr} + \frac{1}{2} \left(\frac{dw}{dr} \right)^2 \right)^2 + \frac{u_r^2}{r^2} + \right. \\ &\quad \left. 2\mu \frac{u_r}{r} \left[\frac{du_r}{dr} + \frac{1}{2} \left(\frac{dw}{dr} \right)^2 \right] \right] r dr \\ &= c_3 \frac{\pi E dt}{(1-\mu^2)a(t)^2} w_m^4 , \end{aligned} \quad (7)$$

式中, u_r 为径向位移, 其值根据周边固支的边界条件确定, 并取其级数表达式的前两项, 得到

$$u_r = \left(1 - \frac{r}{a(t)} \right) \frac{r}{a(t)} \left(c_1 \frac{w_m^2}{a(t)} - c_2 \frac{w_m^2}{a(t)} \frac{r}{a(t)} \right) , \quad (8)$$

式中, c_1 , c_2 , c_3 为变分常数。

将式 (5)、(6) 代入式 (7), 并在圆锥台 y 方向上积分得到系统的中面应变势能, 结合式 (3) 得到系统的变形势能:

$$\begin{aligned} U &= U_1 + \int_0^h dU_{2t} = \frac{32\pi Dw_m^2}{3a^2} + \int_0^h c_3 \frac{\pi E dt}{(1-\mu^2)a(t)^2} w_m^4 \\ &= \frac{32\pi Dw_m^2}{3a^2} + \frac{c_3 \pi Eh}{(1-\mu^2)ab} w_m^4 . \end{aligned} \quad (9)$$

为避免计算过程中出现高阶小量, 外力功作近似处理:

$$\begin{aligned} W &= \iint \left(\frac{b^2}{a^2} q_1 - q_0 \right) wr d\theta dr + \iint \left(\frac{b^2}{a^2} q_1 - q_0 \right) u_r r d\theta dw \\ &= \frac{1}{3} \pi \left(\frac{b^2}{a^2} q_1 - q_0 \right) a^2 w_m - c_4 \pi \left(\frac{b^2}{a^2} q_1 - q_0 \right) w_m^3 . \end{aligned} \quad (10)$$

把式 (9)、(10) 代入式 (2) 即得到整个破坏岩体系统的势函数:

$$\Pi = \frac{c_3 \pi Eh}{(1-\mu^2)ab} w_m^4 + \frac{32\pi D}{3a^2} w_m^2 +$$

$$c_4 \pi \left(\frac{b^2}{a^2} q_1 - q_0 \right) w_m^3 - \frac{1}{3} \pi \left(\frac{b^2}{a^2} q_1 - q_0 \right) a^2 w_m . \quad (11)$$

作如下变量代换^[8]:

$$\Pi = \sum_{i=0}^4 \alpha_i w_m^i , \quad x = w_m - B , \quad B = \frac{\alpha_3}{4\alpha_4} , \quad (12)$$

将式 (11) 化成式 (12) 形式:

$$\Pi = \beta_0 + \beta_1 x + \beta_2 x^2 + \beta_3 x^3 + \beta_4 x^4 , \quad (13)$$

其中,

$$\begin{pmatrix} \beta_0 \\ \beta_1 \\ \beta_2 \\ \beta_3 \\ \beta_4 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} B^4 & -B^3 & B^2 & -B & 1 \\ -4B^3 & 3B^2 & -2B & 1 & 0 \\ 6B^2 & -3B & 1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \alpha_0 \\ \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \\ \alpha_4 \end{pmatrix} , \quad (14)$$

令

$$\bar{\Pi} = \frac{\Pi}{4\beta_4} , \quad u = \frac{\beta_2}{2\beta_4} , \quad v = \frac{\beta_1}{4\beta_4} , \quad c = \frac{\beta_0}{4\beta_4} , \quad (15)$$

则式 (13) 可以化为

$$\bar{\Pi} = \frac{1}{4} x^4 + \frac{1}{2} ux^2 + vx + c . \quad (16)$$

由 $\bar{\Pi}'(x) = 0$, $\bar{\Pi}''(x) = 0$ 联立得到分叉集方程为

$$\Delta = 4u^3 + 27v^2 = 0 . \quad (17)$$

当控制变量满足式 (17) 时, 系统处于突变前的临界状态, 因此可以得到系统发生突变失稳的充分条件^[17]:

$$\begin{aligned} &\left[c_4^3 \pi^3 \left(\frac{b^2}{a^2} q_1 - q_0 \right)^3 + \frac{8E^2 c_3^2 h^2 \pi^2}{a^2 b^2 (\mu^2 - 1)^2} - \right. \\ &\quad \left. \frac{32E^2 c_3 c_4 h^4 \pi^3 \left(\frac{b^2}{a^2} q_1 - q_0 \right)}{9a^3 b (\mu^2 - 1)^2} \right]^2 \\ &= \left(c_4^2 \pi^2 \left(\frac{b^2}{a^2} q_1 - q_0 \right)^2 - \frac{64E^2 c_3 h^4 \pi^2}{27a^3 b (\mu^2 - 1)^2} \right)^3 . \end{aligned} \quad (18)$$

系统跨越分叉集发生突变的必要条件为 $u \leq 0$, 得到

$$\frac{27c_4^2 a^3 b (\mu^2 - 1)^2 \left(\frac{b^2}{a^2} q_1 - q_0 \right)^2}{64c_3 E^2} \geq h^4 . \quad (19)$$

由式 (18)、(19) 可知, 中间岩墙厚度越薄, 溶洞尺寸越大, 内外气压差越大, 围岩弹模越小, 泊松比越小, 系统越容易发生失稳破坏。

2 高压溶洞模型试验

2.1 工程背景

依托工程为云南大临铁路临沧红豆山隧道, 隧道

因前方存在高压气体溶洞，发生掌子面崩塌、有害气体突出爆炸的安全事故。隧道断面净空尺寸为 14.75×5.0 m，长约 10616 m，最大埋深约 1020 m，属于深埋隧道。隧址区地质构造复杂，具有岩溶发育、地下水丰富等特征。隧道穿越地层内存在上覆地层垮塌的松散砂土、卵石土、黏性土等，经过地下水的浸泡后，围岩抗剪强度大大降低，为隧道施工过程中发生失稳坍塌等工程地质灾害创造了条件。

2.2 模型试验装置

为完善并验证破坏模型，进行隧道前方存在高压溶洞时掌子面破坏室内相似模型试验。试验采用自主设计的试验台架，台架净空尺寸的长、宽、高分别为 300, 100, 180 cm，隧道断面尺寸为 $58 \text{ cm} \times 38 \text{ cm}$ (跨径 \times 高度)，左右两侧各取约 2 倍洞径 (121 cm) 作为边界条件，隧道开挖断面上部围岩厚 92 cm，剩余隧道埋深采用液压千斤顶加载代替。经过现场测试，水平构造应力不明显，因此只考虑自重应力场，采用位移边界条件对围岩进行约束。为了使围岩和隧道试体处于平面应变状态，在试验台架前后设置 8 根工字钢对模型槽前后进行约束。模型实验台架见图 2。

溶洞内压变化对隧道周边收敛的影响，通过预埋传导杆中的钢匝丝带动模型箱外的百分表得到；拱顶下沉通过铜杆传递至地层上表面，令差动式数显位移计发生变化；掌子面挤出的测量方法同周边收敛测量一致，由预埋传导杆传至试验台架背后进行测量。



图 2 模型试验台架

Fig. 2 Model test devices

通过气压加载的方式模拟溶洞内压变化，溶洞模拟装置及气压控制设备见图 3 所示。由于加载装置与大气连通，因此显示加载气压为球体内外压力差，并按照相似比条件设置该压力差。

2.3 相似材料选择及制备

根据相似材料基本原理^[18]配置试验所用的相似材料，模型试验选取几何相似比 $C_t = 30$ ，其他物理力学参数相似比如下：重度、内摩擦角、泊松比、应变的相似比 $C_r = C_\phi = C_\mu = C_\varepsilon = 1$ ，弹性模量、黏聚力、应力、位移的相似比 $C_E = C_c = C_\sigma = C_\delta = 30$ 。

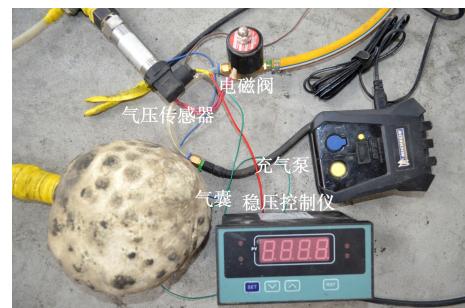


图 3 溶洞内压控制装置

Fig. 3 Cavity pressure controlling devices

模型土的配制以河砂为基材，加入一定比例的粉煤灰、机油、松香及石英砂。经过大量的材料配比和相关力学参数试验，确定的材料配比见表 1。

表 1 IV 级围岩相似材料配比

Table 1 Mixing proportions similar materials of rock grade IV

材料	石英砂	河砂	粉煤灰	机油	松香酒精溶液
比例	1	1	0.75	0.275	0.15

相似材料模型试验的围岩级别为 IV 级，为均值围岩。围岩参数的选取结合隧道地质勘查资料和《公路隧道设计规范》(JTGD70—2004)，力学参数见表 2。

表 2 原型与相似材料参数

Table 2 Parameters of rock and similar materials

项目	γ /(kN·m ⁻³)	E /GPa	μ	c /MPa	φ (°)
原岩材料	20~23	1.3~6	0.3~0.35	0.2~0.7	27~39
模型材料	21	0.1	0.30	0.05	28

2.4 试验工况及开挖方式

本次试验为研究高压溶洞对隧道开挖稳定性及掌子面失稳破坏特征的影响，将溶洞设置在掌子面前方不同位置，并改变溶洞直径及内压，溶洞的形状简化为球体。试验工况设置见表 3。其中，各工况掌子面挤出位移测点与溶洞中心在掌子面上的投影位置基本一致，即保证所测掌子面挤出位移为圆锥台最大位移 w_m 。

表 3 试验工况设计表

Table 3 Design of test conditions

工况	试验溶洞 直径/cm	实际溶洞 直径/m	溶洞位置	掌子面挤出 位移测点
1	15	4.5	拱顶	1
2	15	4.5	边墙	6
3	15	4.5	仰拱	3
4	15	4.5	拱腰	4
5	10	3.0	拱腰	4
6	20	6.0	拱腰	4

模型试验中隧道纵向长度为 100 cm，试验中按照隧道实际施工步骤进行开挖与支护，三台阶开挖循环进尺均为 10 cm (对应原型 3 m)，上中台阶长度设定为 10 cm (对应原型 3 m)，每开挖至一个轮进深度后

停止开挖, 进行钢拱架支护与喷射混凝土的施工, 开挖共计模拟 2 个完整的施工循环, 开挖至纵向 40 cm 处停止(对应原型 12 m), 此时中间岩墙厚度为 10 cm(对应原型 3 m), 隧道开挖示意图见图 4。随后逐级增加溶洞内压, 气压加载梯度按照相似比进行设置, 见表 4。

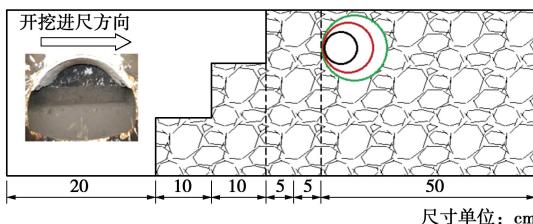


图 4 隧道开挖示意图

Fig. 4 Sketch of excavation of karst tunnel

表 4 压力加载表

Table 4 Pressure loading rates

项目	初始压力	加载梯度	最大压力
溶洞内压/kPa	5	5	100
原型值/MPa	0.15	0.15	3.00

加压过程中实时监测拱顶沉降、水平收敛及掌子面挤出, 当洞周位移或掌子面发生明显的突变, 即认为隧道已经发生失稳破坏。试验中隧道开挖采取人工开凿的方式进行模拟。

3 数值理论模型及计算参数

为研究不同围岩条件及中间岩墙厚度对掌子面稳定性的影响, 采用有限差分软件 FLAC^{3D} 建立岩溶隧道三维模型, 以期对模型试验结果进行补充, 完善对力学模型的验证。数值计算模拟工况见表 5。

表 5 模型计算工况

Table 5 Indices for numerical calculation

工况	围岩等级	中间岩墙厚度/m
7	III	3.0
8	IV	3.0
9	V	3.0
10	IV	2.5
11	IV	3.5
12	IV	6.0
13	IV	9.0

模型总高为 90 m, 宽为 120 m, 纵向延伸 30 m, 三台阶开挖至距离溶洞 3 m 时停止。开挖进尺、台阶长度均为 3 m, 施工过程与相似模型试验一致。隧道开挖宽度和高度分别为 17.31 m 和 11.36 m。溶洞为直径 4.5 m 的球形空洞, 位于左拱腰处, 并施加 0.5 MPa 初始内部压力, 在对于左右两侧边界上的节点进行 x 方向的位移约束, 对于下侧边界上的节点进行 y 方向的位移约束, 对于前后边界上的接点进行 z 方向的位移约束, 上侧边界为水平地面。示意图见图 5。计算

参数值见表 6, 围岩采用莫尔-库仑模型。

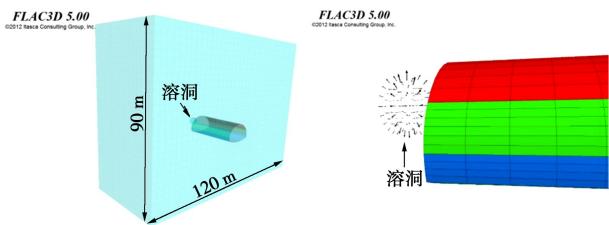


图 5 岩溶隧道计算模型

Fig. 5 Model for karst tunnels

表 6 数值计算参数

Table 6 Numerical parameters

类型	重度 ($\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$)	弹性模 量/GPa	泊松 比	内摩 擦角 ($^{\circ}$)	黏聚 力 /MPa
III 级围岩	24	12.0	0.27	44	1.1
IV 级围岩	21	3.0	0.30	28	0.5
V 级围岩	18	1.5	0.40	24	0.1

4 试验结果

在逐级增加溶洞压力后, 隧道拱顶沉降、水平收敛随内压增大的增幅较小, 而掌子面挤出随溶洞内压的增大而显著增大。掌子面挤出位移增量突变, 掌子面与溶洞之间的围岩被挤出时, 认定此时隧道发生失稳破坏, 所对应的溶洞内压即为临界压力。

4.1 不同溶洞位置掌子面破坏特征

从试验现场的加压破坏过程来看, 溶洞位于不同位置时的隧道失稳破坏过程基本一致: 在加压初期, 肉眼看不到隧道有明显的变形; 继续加压, 掌子面出现微小裂缝并逐渐贯通; 溶洞压力快要达到临界压力时, 掌子面临近溶洞位置可以观察到有向外失稳破坏的趋势; 当溶洞内压达到临界压力, 掌子面与溶洞之间的围岩被突然挤出, 甚至模拟溶洞的气球破裂, 喷出里面的填充物, 岩墙坍塌形成近似圆锥台的空腔。气压加载阶段掌子面挤出位移及临界压力如图 6。

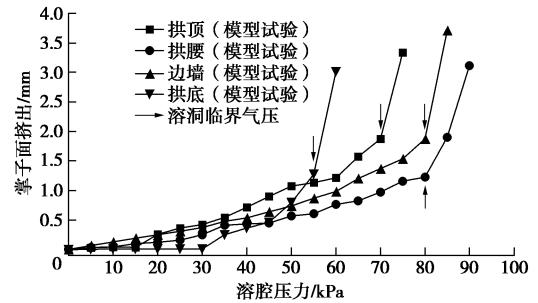


图 6 气压加载阶段不同位置溶洞对掌子面稳定性的影响

Fig. 6 Influences of position of cavern on stability of tunnel face in air-loading process

存在差异的是, 当溶洞位于隧道掌子面前方不同位置时: ①隧道掌子面失稳破坏的临界溶洞内压不同, 当溶洞位于拱底位置时, 掌子面在溶洞加压过程中最

容易发生失稳破坏。溶洞位于拱腰位置时,溶腔压力对隧道掌子面的影响最弱;②掌子面破坏面积不同,掌子面发生坍塌破坏后,形成了新的空腔,空腔形状基本呈圆台,该圆台截面半径从溶洞处向掌子面方向增大,见图7。空腔在掌子面处的截面即为掌子面的破坏面,当溶洞位于拱顶处时,该破坏面的直径约为32 cm;当溶洞位于拱腰时,破坏面的直径约为30 cm;当溶洞位于边墙时,破坏面的直径约为33 cm;当溶洞位于拱底时,破坏面的直径约为20 cm。

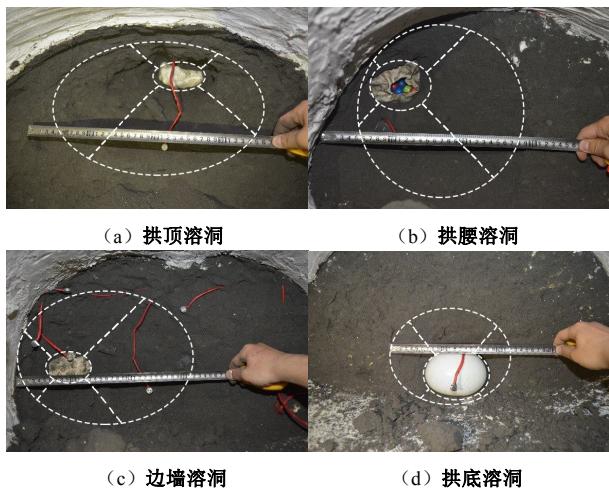


图7 掌子面失稳坍塌

Fig. 7 Collapse at tunnel face

4.2 不同溶洞尺寸时掌子面破坏特征

固定溶洞到掌子面的最近距离和溶洞与掌子面的相对位置,分析溶洞尺寸对隧道掌子面的稳定性影响,气压加载阶段掌子面挤出位移如图8。当溶洞尺寸越大,隧道抵抗溶洞内压的能力越弱,掌子面挤出位移随压力增长越明显。

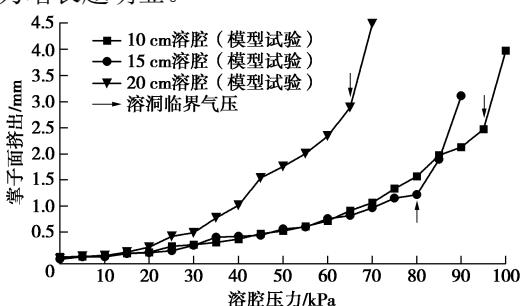


图8 随内压变化不同尺寸溶洞对掌子面稳定性的影响

Fig. 8 Influences of size of cavern on stability of tunnel face in air-loading process

溶洞尺寸对掌子面失稳坍塌后形成的空腔尺寸有明显影响。当溶洞直径为10 cm时,破坏面的直径约为25 cm;当溶洞直径为15 cm时,破坏面的直径约为30 cm;当溶洞直径为20 cm时,破坏面的直径约为35 cm。破坏面尺寸随着溶洞尺寸的增大基本呈等比例变化,空腔形状依旧呈圆台状。

4.3 不同围岩条件下掌子面破坏特征

围岩的物理力学性能直接关系到中间岩墙的稳定

性。仅改变围岩级别,分析溶洞气压加载过程中掌子面的破坏特征,同时将相似模型试验中同样条件下所得结果乘上相似比后,与数值计算结果进行对比,见图9。III级围岩条件下溶洞临界内压为6.5 MPa;IV级围岩条件下溶洞临界内压为3.2 MPa;V级围岩条件下溶洞临界内压为1.6 MPa。围岩对中间岩墙稳定性的影响较大。数值计算得到的结果比相似模型试验中的结果略小,且数值计算所模拟的破坏过程突变性更明显。

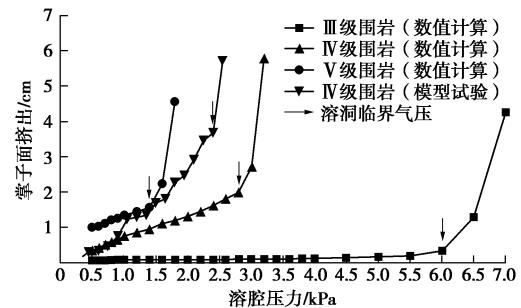


图9 随内压变化不同围岩条件下溶洞对掌子面稳定性的影响

Fig. 9 Influences of cavern on stability of tunnel face under change of internal pressure and different rock properties

4.4 不同中间岩体厚度时掌子面破坏特征

在IV级围岩条件下,改变中间岩墙厚度,气压加载过程中掌子面挤出位移的部分结果见图10。当中间岩体厚度为3.5 m(0.2倍洞径)时,在溶洞气压加载过程前期,掌子面挤出位移变化并不显著;当中间岩体厚度大于6 m(0.35倍洞径),临界内压已超过10 MPa,且最大位移靠近掌子面中央,见图11,该厚度情况下,掌子面的挤出位移主要由正常开挖导致。

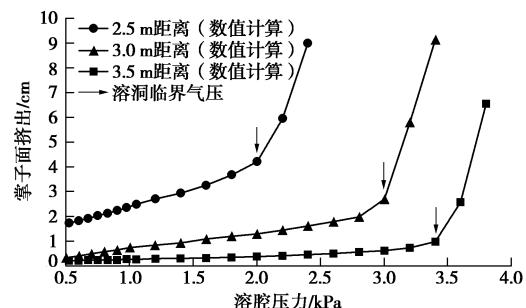
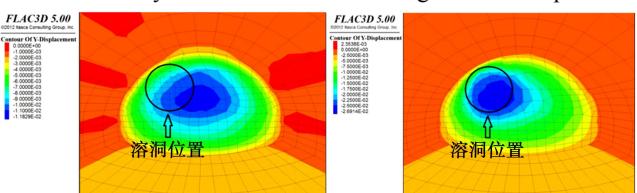


图10 随内压变化不同中间岩体厚度对掌子面稳定性的影响

Fig. 10 Influences of different thicknesses of middle rock on stability of tunnel face under change of internal pressure



(a) 中间岩体6 m, 3 MPa

(b) 中间岩体3 m, 3 MPa

图11 不同中间岩体厚度时掌子面纵向位移

Fig. 11 Longitudinal displacements of tunnel face under different thicknesses of middle rock is

5 掌子面稳定性分析

5.1 掌子面破坏面尺寸及压力扩散角

对相似模型试验里中间岩墙破坏后形成的空腔进行尺寸测量, 发现当掌子面前方溶洞位置不变时, 不同尺寸溶洞破坏后形成的圆锥台空腔的母线与掌子面的夹角变化不大, 而变化溶洞位置对该夹角大小有明显影响, 见表 7。空腔形态示意图见图 12 (a)、(b)。

表 7 不同位置处空腔的母线角度

Table 7 Busbar angles of cavity at different locations (°)

项目	拱顶	拱腰	边墙	仰拱
母线最大角度	60.2	63.7	53.5	19.5
母线最小角度	20.6	10.1	30.5	8.5

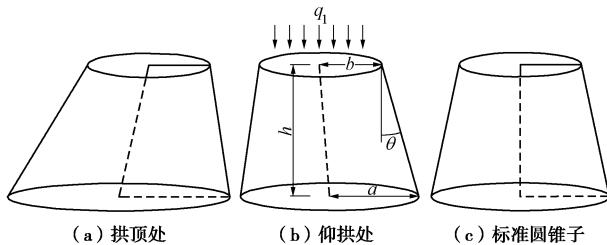


图 12 圆台空腔示意图

Fig. 12 Presentation of cone cavity

目前关于溶洞破坏后空腔形态的研究, 下伏溶洞^[19]、掌子面前方溶洞^[20]破坏后的形态基本呈类圆锥台状。根据模型试验结果分析, 马蹄形隧道掌子面前方存在溶洞时, 溶洞位置不仅影响了临界溶腔压力, 还影响了破坏后腔体形态, 并非呈现较为规则的圆锥台形状, 空腔朝着掌子面中心扩散。借鉴路基 GB50007—2002《建筑地基基础设计规范》, 将圆台空腔的顶部夹角 θ 命名为压力扩散角, 见图 1, 12。但区别于路基中的概念, 该处的压力扩散角可达到 30° 以上, 且其大小除了与围岩自身力学性能有关, 还与上覆土压力及溶洞所处位置有关。

对于马蹄形隧道, 其断面由多条曲率不同的圆曲线组成, 对掌子面前方围压的约束不同, 而破坏面上的应力应变边界条件是不变的, 因此造成不同位置处, 力的传递路径有差异, 从而导致掌子面不同位置崩塌后形成的溶洞形状、尺寸存在差异, 见图 7。

将不同位置处形成的空腔简化为轴对称圆锥台空腔, 如图 12 (c), 可由表 7 得到不同位置处空腔的压力扩散角, 见表 8。

表 8 不同位置处的隧道边界曲率与压力扩散角

Table 8 Curvatures and pressure diffusion angles of tunnel

boundary at different positions of cavern

项目	拱顶	拱腰	边墙	仰拱
曲率/(m ⁻¹)	0.0866	0.0864	0.0959	0.0691
压力扩散角/(°)	40.36	36.87	41.99	14

根据压力扩散角、溶洞尺寸和中间岩墙厚度可以确定破坏空腔的具体形状:

$$a = b + h \cdot \tan \theta \quad \text{。} \quad (20)$$

对于深埋隧道, 若忽略溶洞位置不同而导致上附土压力的微小差异, 则相邻的隧道边界的曲率越大, 压力扩散角越大, 掌子面上的破坏面积越大。根据第一节力学模型, 引入压力扩散角后, 通过式 (18) ~ (20) 可以由溶洞与隧道掌子面的相对位置求得溶腔临界气压, 也可根据溶洞气压求得中间岩墙的安全厚度。

5.2 参数影响分析

为研究单一因素变化对结构稳定性产生的影响, 选取了 108 组不同参数, 根据式 (17) ~ (19) 得到溶腔压力与中间岩墙安全厚度的变化关系, 计算结果见图 13~15。其中部分参数取值与前文试验工况一致, 已在图中标出。可见在中间岩墙较薄时计算结果与试验结果基本一致, 当中间岩墙厚度较大, 即溶洞离掌子面距离较远时, 破坏模型所得结果偏于保守。

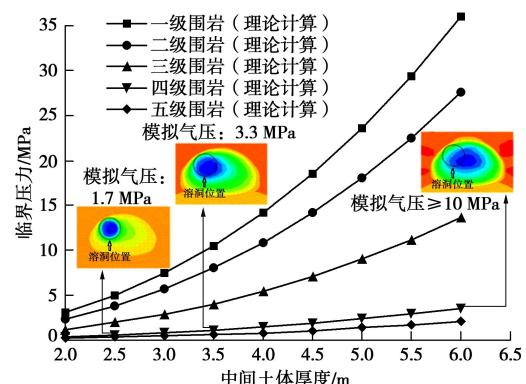


图 13 不同围岩的临界压力变化曲线

Fig. 13 Critical pressures of cavern with different surrounding rocks

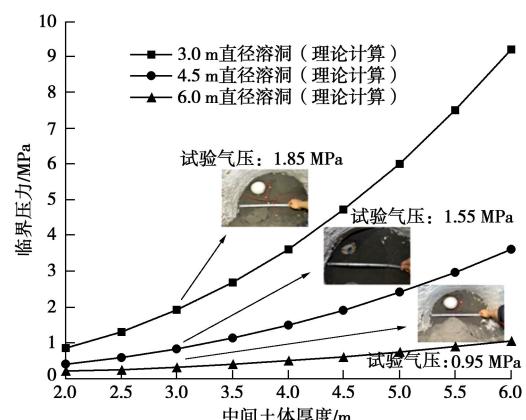


图 14 不同溶洞尺寸的临界压力变化曲线

Fig. 14 Critical pressures of cavern with different sizes

从图 13 中可以看出, 围岩等级的变化对中间岩墙稳定性具有非常明显的影响, 计算表明弹性模量 E 和泊松比 μ 越大, 即围岩越硬中间岩墙稳定性越好, 且弹性模量较泊松比对稳定性的影响更大。

当溶洞尺寸小于隧道断面尺寸时, 中间岩墙的稳

定性受到溶洞尺寸的影响,见图14。根据中间岩墙破坏模型,溶洞尺寸直接影响到中间岩墙破坏结构的大小。从能量的角度分析:一方面,溶洞尺寸的增加导致发生单位位移时中间岩墙弯曲变形势能 U_1 及中面应变势能 U_2 的减小;另一方面,更大的溶洞使中间岩墙发生单位位移时所做的功增多。从而导致中间岩墙的稳定性恶化,溶洞临界压力降低。

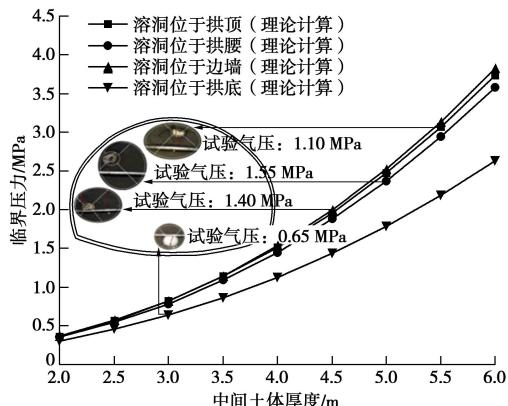


图15 不同溶洞位置的临界压力变化曲线

Fig. 15 Critical pressures of cavern at different positions

当溶洞尺寸小于隧道断面尺寸,且溶洞距离掌子面较近时,溶洞与掌子面中间岩墙的破坏类似于冲切破坏,临界气压下破坏结构的平衡状态由破坏面上拉应力和剪应力同时控制。溶洞与掌子面较近时,溶洞压力在岩墙中的传递路径明显受到隧道轮廓的影响,造成破坏结构形态类似倾斜的圆锥台。仰拱处的隧道轮廓曲率与其他部位明显不同,造成了该处溶洞临界气压与其他部位的较大差异,这点均在突变模型和模型试验中得到了佐证,如图15。根据破坏模型,靠近溶洞的隧道断面曲率越大,中间岩墙的稳定性越高,临界溶腔压力越大。

5.3 安全厚度控制

根据前文对中间岩墙破坏模型参数的分析,当隧道临近溶洞时,应首先确定溶洞与隧道的相对位置关系。对于IV级围岩中,直径为4.5 m,压力为1 MPa的溶洞,位于拱顶部时,安全厚度应为3.5 m;位于仰拱时,安全厚度应为4 m。该种因溶洞分布位置不同带来的差异随着溶洞压力的增大而增大。

当隧道靠近溶洞时,开挖导致掌子面前方围岩受到扰动。特别对于整体性较差的围岩,开挖扰动导致中间岩墙的弹性模量急剧降低。根据前文分析,弹性模量的降低将会显著恶化中间岩墙的稳定性。因此,实时监测掌子面前方围岩弹性模量是保证隧道安全开挖的关键。

6 结 论

本文就掌子面前方存在尺寸小于隧道断面的高压溶洞时掌子面突变破坏问题,探讨了围岩条件、溶洞

位置和尺寸对中间岩墙承压能力的影响,得到以下4点结论。

(1) 溶腔临界气压与中间岩墙厚度、围岩等级呈正相关;与溶洞尺寸呈负相关。其中,围岩弹性模量对中间岩墙的稳定性有显著影响。当中间岩墙厚度 ≥ 0.35 倍洞径时,溶洞对掌子面的影响较小,挤出位移主要由正常开挖所致。

(2) 中间岩墙的破坏呈冲切破坏模式,且具有明显突变特征。溶腔压力的传递受到隧道断面约束的影响,导致掌子面前方不同位置的临界溶腔压力和破坏结构不同。引入了压力扩散角的概念,并通过分析得出:与溶洞临近的隧道边界曲率越大,压力扩散角越大,掌子面的破坏面积越大,临界气压越大。

(3) 将掌子面破坏体系简化为圆锥台,在考虑了溶洞位置和尺寸对临界气压影响的基础上,建立掌子面坍塌失稳的尖点突变模型,并通过势能判据得出掌子面失稳的充分和必要条件。该模型考虑因素更为全面,所得结果与试验结果基本吻合。

(4) 由于影响掌子面稳定性的因素极多,很难将所有因素考虑完全。在对临界压力和中间岩墙安全厚度的变化关系确定后,后期研究应重点考虑不同施工工法对掌子面前方围岩的扰动,从而探明中间岩墙结构性能的恶化规律,保证施工过程中的安全。

参 考 文 献:

- [1] 周宗青,李术才,李利平,等.岩溶隧道突涌水危险性评价的属性识别模型及其工程应用[J].岩土力学,2013,34(3):818-826.(ZHOU Zong-qing, LI Shu-cai, LI Li-ping, et al. Attribute recognition model of fatalness assessment of water inrush in karst tunnels and its application[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, 34(3): 818 - 826. (in Chinese))
- [2] 王遇国.岩溶隧道突水灾害与防治研究[D].北京:中国铁道科学研究院,2010.(WANG Yu-guo. Study on scourge and prevention of karst tunnel water inrush[D]. Beijing: China Academy of Railway Sciences, 2010. (in Chinese))
- [3] 康勇,杨春和,张朋.浅埋岩溶隧道灾变机制及其防治[J].岩石力学与工程学报,2010,29(1):149-154.(KANG Yong, YANG Chun-he, ZHANG Peng. Disaster induced mechanism and its treatment in shallow-buried karst tunnel[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, 29(1): 149 - 154. (in Chinese))
- [4] 张庆松,李术才,韩宏伟,等.岩溶隧道施工风险评价与突水灾害防治技术研究[J].山东大学学报(工学版),2009,39(3):106-110.(ZHANG Qin-song, LI Shu-cai, HAN Hong-wei, et al. Study on risk evaluation and water inrush disaster preventing technology during construction of karst

- tunnels[J]. Journal of Shandong University(Engineering Science), 2009, **39**(3): 106 – 110. (in Chinese))
- [5] 赵明阶, 敖建华, 刘绪华, 等. 岩溶尺寸对隧道围岩稳定性影响的模型试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, **23**(2): 213 – 217. (ZHAO Ming-jie, AO Jian-hua, LIU Xu-hua, et al. Model testing research on influence of karst cave sizeon stability of surrounding rockmasses during tunnel construction[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, **23**(2): 213 – 217. (in Chinese))
- [6] 郭佳奇, 乔春生. 岩溶隧道掌子面突水机制及岩墙安全厚度研究[J]. 铁道学报, 2012, **34**(3): 105 – 111. (GUO Jiao-qi, QIAO Chun-sheng. Study on water inrush mechanism and safe thickness of rock wall of karst tunnel face[J]. Journal of the China Railway Society, 2012, **34**(3): 105 – 111. (in Chinese))
- [7] 郭佳奇, 乔春生, 曹茜. 侧部高压富水溶洞与隧道间岩柱安全厚度的研究[J]. 现代隧道技术, 2010, **47**(6): 10 – 16. (GUO Jia-qi, QIAO Chun-shen, CAO Qian. Study on safe thickness of rock wall between high pressure water cave and tunnel[J]. Modern Tunnelling Technology, 2010, **47**(6): 10 – 16. (in Chinese))
- [8] 莫阳春. 高水压充填型岩溶隧道稳定性研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2009. (MO Yang-chun. Stability research on high water pressure filled karst caves tunnel[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2009. (in Chinese))
- [9] 宋战平, 禹彦波, 李宁. 顶部既有隐伏溶洞对圆形隧道稳定性影响的数值分析[J]. 岩土力学, 2007, **28**(增刊 1): 485 – 489. (SONG Zhan-ping, QI Yan-bo, LI Ning. Numerical experimental research on concealed karst cave's influence on circular tunnel stability[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, **28**(S1): 485 – 489. (in Chinese))
- [10] 宋战平. 隐伏溶洞对隧道围岩支护结构稳定性的影响研究[D]. 西安: 西安理工大学, 2006. (SONG Zhan-ping. Research on the influence of concealed karst caverns upon the stability of tunnel and its support structure[D]. Xi'an: Xi'an University of Technology, 2006. (in Chinese))
- [11] 孙谋, 刘维宁. 高风险岩溶隧道掌子面突水机制研究[J]. 岩土力学, 2011, **32**(4): 1175 – 1180. (SUN Mou, LIU Wei-ning. Research on water inrush mechanism induced by karst tunnel face with high risk[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, **32**(4): 1175 – 1180. (in Chinese))
- [12] 姜德义, 任松, 刘新荣, 等. 岩盐溶洞顶板稳定性突变理论分析[J]. 岩土力学, 2005, **26**(7): 1099 – 1103. (JIANG De-yi, REN Song, LIU Xin-rong, et al. Stability analysis of rock salt cavern with catastrophe theory[J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, **26**(7): 1099 – 1103. (in Chinese))
- [13] 潘东东, 李术才, 许振浩, 等. 岩溶隧道承压隐伏溶洞突水模型试验与数值分析[J]. 岩土工程学报, 2018, **40**(5): 826 – 836. (PAN Dong-dong, LI Shu-cai, XU Zhen-hao, et al. A model test and numerical analysis for water inrush caused by karst caves filled with confined water in tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, **40**(5): 826 – 836. (in Chinese))
- [14] 李术才, 袁永才, 李利平, 等. 钻爆施工条件下岩溶隧道掌子面突水机制及最小安全厚度研究[J]. 岩土工程学报, 2015, **37**(2): 313 – 320. (LI Shu-cai, YUAN Yong-cai, LI Li-ping, et al. Water inrush mechanism and minimum safe thickness of rock wall of karst tunnel face under blast excavation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, **37**(2): 313 – 320. (in Chinese))
- [15] 赵明华, 蒋冲, 曹文贵. 岩溶区嵌岩桩承载力及其下伏溶洞顶板安全厚度的研究[J]. 岩土工程学报, 2007, **29**(11): 1618 – 1622. (ZHAO Ming-hua, JIANG Chong, CAO Wen-gui. Study on bearing capacity of rock-socketed piles and safe thickness of cave roofs in karst region[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, **29**(11): 1618 – 1622. (in Chinese))
- [16] 付成华, 陈胜宏. 基于突变理论的地下工程洞室围岩失稳判据研究[J]. 岩土力学, 2008, **29**(1): 167 – 172. (FU Cheng-hua, CHEN Sheng-hong. Study on instability criteria of surrounding rock of underground engineering cavern based on catastrophe theory rock and soil mechanics[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, **29**(1): 167 – 172. (in Chinese))
- [17] 何平, 赵子都. 突变理论及其应用[M]. 大连: 大连理工大学出版社, 1989. (HE Ping, ZHAO Zi-du. Mutation theory and its application[M]. Dalian: Dalian University of Technology Press, 1989. (in Chinese))
- [18] 袁文忠. 相似理论与静力学模型试验[M]. 成都: 西南交通大学出版社, 1998. (YUAN Wen-zhong. Similar theory and statics model test[M]. Chengdu: Southwest Jiaotong University Press, 1998. (in Chinese))
- [19] 雷勇, 尹君凡, 陈秋南, 等. 基于极限分析法的溶洞顶板极限承载力研究[J]. 岩土力学, 2017, **38**(7): 1926 – 1932. (LEI Yong, YIN Jun-fan, CHEN Qiu-nan, et al. Determination of ultimate bearing capacity of cave roof using limit analysis method[J]. Rock and Soil Mechanics, 2017, **38**(7): 1926 – 1932. (in Chinese))
- [20] 杨子汉, 杨小礼, 许敬叔, 等. 基于上限原理的两种岩溶隧道岩墙厚度计算方法[J]. 岩土力学, 2017, **38**(3): 801 – 809. (YANG Zi-han, YANG Xiao-li, XU Jing-shu, et al. Two methods for rock wall thickness calculation in karst tunnels based on upper bound theorem[J]. Rock and Soil Mechanics, 2017, **38**(3): 801 – 809. (in Chinese))