doi:10.12068/j.issn.1005－3026.2026.20250041

新型预应力膨胀支柱主动支撑与承载能力

李坤蒙[1,2]，付峥纯[1,2]，李金涛[1,2]，李元辉[1,2]
（1.东北大学 深部金属矿智能开采与装备全国重点实验室，辽宁 沈阳 110819；
2.东北大学 资源与土木工程学院，辽宁 沈阳 110819）

摘 要：针对硬岩矿山中矿柱高损耗和传统人工矿柱接顶失效等难题，本研究旨在建立新型预应力膨胀支柱的承载力评估方法．通过室内力学试验对1.8 m和3.0 m两种典型高度的膨胀支柱开展轴向压缩试验，测定其极限承载力和失效模式．同时基于Abaqus有限元软件对不同高度的膨胀支柱开展数值模拟加载试验，并与钢结构设计规范中的4类柱子曲线进行对比分析．试验结果显示，1.8 m支柱极限承载力达2 689 kN，而3.0 m支柱为1 730 kN．破坏形态分析表明，高荷载下支柱均发生弯曲屈曲，其中3.0 m支柱出现典型受压失稳特征．模拟结果参数化对比显示，1.8 m支柱稳定性符合a类曲线，而3.0 m支柱偏离至b类曲线．研究揭示了支柱承载性能对高度的敏感效应，为地下矿山支护体系优化提供了设计依据．

关 键 词：膨胀支柱；承载能力；有限元模拟；结构稳定性；矿山支护
中图分类号：TD 355 **文献标志码**：A **文章编号**：1005-3026(2026)05-0093-09

Active Support and Bearing Capacity of New Prestressed Expansion Pillars

LI Kun-meng[1,2], *FU Zheng-chun*[1,2], *LI Jin-tao*[1,2], *LI Yuan-hui*[1,2]
(1. State Key Laboratory of Intelligent Deep Metal Mining and Equipment, Northeastern University, Shenyang 110819, China; 2. School of Resources & Civil Engineering, Northeastern University, Shenyang 110819, China. Corresponding author: FU Zheng-chun, E-mail: 2301063@stu.neu.edu.cn)

Abstract: To solve the problems of high loss of ore pillars in hard rock mines and failure of traditional artificial pillar roof contact, this paper aims to establish a new bearing capacity evaluation method for prestressed expansion pillars. Axial compression tests were conducted on expansion pillars with two typical heights of 1.8 m and 3.0 m via laboratory mechanical tests to determine their ultimate bearing capacities and failure modes. Meanwhile, numerical simulation loading tests were carried out on expansion pillars at different heights based on Abaqus finite element software, and an analysis was conducted by comparing them with four types of column curves in the steel structure design code. The test results indicate that the ultimate bearing capacity of the 1.8 m pillar is 2 689 kN, while that of the 3.0 m pillar is 1 730 kN. The failure mode analysis reveals that all pillars undergo bending buckling under high loads, and the 3.0 m pillar exhibits typical compressive instability characteristics. The parametric comparison of simulation results demonstrates that the stability of the 1.8 m pillar conforms to the class a curve, while the 3.0 m pillar approaches the class b curve. The sensitive effect of the pillar bearing performance on height is revealed in this paper, which provides a design basis for the optimization of underground mine support systems.

Key words: expansion pillar; bearing capacity; finite element simulation; structural stability; mine support

缓倾斜薄矿脉占贵金属和有色金属矿产资源的30%以上．受矿体赋存条件制约，矿山长期

收稿日期：2025-04-23
基金项目：国家自然科学基金资助项目(52374117)；中央引导地方科技发展资金资助项目(2026JH6/101000028)；内蒙古自治区科技计划项目(2025YFDZ0013)．
作者简介：李坤蒙(1990—)，男，陕西西安人，东北大学副教授．
通信作者：付峥纯，E-mail:2301063@stu.neu.edu.cn.

使用房柱法和全面法开采此类矿体.矿体回采过程中,为提高工作人员的作业安全条件,往往会留设较宽的连续采区矿柱和间断的圆形、矩形点柱,用以承载采区范围上部的覆岩荷载,控制顶板的变形与破坏,保证采场的稳定性[1-2].尽管留设的原岩矿柱能够一定程度上提高采场的安全性,但残留矿柱的损失严重威胁企业的经济效益.进入深部开采后,在高应力(30~50 MPa)[3]强卸荷作用下,采场地压增加显著,原岩矿柱应力集中现象突出,极易产生脆性破坏乃至发生岩爆,无法为采场顶板提供长久的支护[4-5].对于整个矿柱群而言,单个矿柱破坏引起的"多米诺骨牌效应"导致顶板产生大面积垮落、帮壁脱落等地压灾害,危及人员和设备安全[6-7].深部高应力条件下,若要继续沿用传统的房柱和全面采矿法,为维持采场的稳定性,现场需要进一步增加留设的原岩矿柱的尺寸、数量和减小采场跨度,造成更为严重的矿石损失(损失率30%~50%)和更低下的生产能力(30~50 t/d).

为解决硬岩采场原岩矿柱损失率高、高应力脆性破裂等难题,李元辉等[8-10]首次提出并成功地在房柱法采场应用了一种新型支护体,即预应力膨胀支柱,利用碱性金属氧化物水化反应后体积逐渐增大的特性,在径向约束状态下,膨胀力沿轴向输出,通过支撑装置转化为对采场顶底板的支撑力.预应力膨胀支柱具有结构简单、安装方便、架设周期短(1~2 h/架),承载快(安装后40 min即可承载)的优势.新型膨胀支柱技术已在赤峰柴胡栏子金矿、丹东三道沟金矿、巴基斯坦杜达铅锌矿等国内外10余座矿山推广应用,然而,由于深部开采技术条件的复杂多变性,对新型预应力膨胀支柱的承载性能仍然缺少清晰的认知与评价指标.

为了进一步评估新型支柱的承载性能和破坏模式,科学的测试方法尤为重要.支柱承载能力的常见测试方法包括实验室静载试验[11]、现场加载试验[12]和数值模拟分析[13].现场加载试验是在实际工程现场通过施加荷载来测试支柱在工作条件下的性能,这种方法具有实际意义,但是受工作环境、操作条件、设备限制以及周围现场作业干扰等外在因素影响较大.静载试验则是通过在支柱上施加逐步增加的荷载,直至支柱破坏或达到极限承载能力,该方法能够直接测量结构在实际荷载下的响应,确定结构在静荷载下的极限承载能力.近年来,数值模拟分析逐渐成为支柱承载能力评估的有效补充,通过建立有限元数值模型,设置不同的模型参数以模拟支柱在不同工况下的响应.同时,数值模拟能够较为精确地反映与预测其承载能力与破坏模式,帮助优化设计和提高性能.

本文旨在研究新型预应力膨胀支柱的承载性能和破坏模式.基于室内试验测定高度为1.8 m和3.0 m的膨胀支柱在轴向受压条件下的极限承载力和弯曲失效状态;采用Abaqus有限元数值模拟方法,对不同高度的膨胀支柱开展数值模拟加载试验,并将膨胀支柱数值模拟结果与《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)中的柱子曲线进行对比分析.

1 膨胀支柱承载性能试验测定

1.1 预应力膨胀支柱

预应力膨胀支柱由膨胀结构、支撑结构与接顶结构3部分构成.接顶结构由尺寸为1.0 m×1.0 m×8.0 mm的钢板制成;支撑结构由若干无缝钢管组成,其高度依据现场采场顶底板高度确定.底座桶式膨胀装置由上桶盖、内桶和下桶盖组成,内部装填有膨胀材料和河沙作为主要填充物,在材料底部铺设石子用于滤水.膨胀材料是由膨胀水泥、钝化石灰和硅酸盐粉混合压实后组装成药卷形式所构成的.其膨胀原理为CaO等混合物所组成的膨胀材料遇水后发生化学反应生成$Ca(OH)_2$,使得体积膨胀.此种膨胀装置在吸水15 min后达到自身最大膨胀效果,在内桶壁的限制作用下,膨胀反应后的产物首先填充膨胀结构的内部空隙,随后对上、下桶盖实施挤压,为膨胀支柱提供180 min及以上稳定的主动支撑动力源.主动支撑力使得支撑结构与采场顶板紧密贴合以支撑采场顶板,其预应力大小由底座内膨胀材料的装填量以及支柱与采场顶板的预留间隙决定,预应力膨胀支柱作用机理如图1所示.

为研究预应力膨胀支柱的承载性能,分别对膨胀支柱的桶式膨胀装置和支撑结构进行室内加载试验,以测试膨胀支柱在轴向受压条件下的承载性能和失稳模式,并分析高度和初始间隙等参数变化对膨胀支柱承载能力的影响.

1.2 膨胀结构的承载能力测定

膨胀支柱的主动支撑力主要取决于膨胀装置顶部与顶板之间的初始间隙[10].为研究桶式膨胀装置的力学特性,在高荷载条件下,对桶式膨

胀装置进行加载试验.试验装置和加载原理如图2所示,加载测试系统主要包括自动控制计算机和液压伺服试验机,测量设备为YAG-3000型岩石刚度试验机,该试验机垂向加载量程为0~3 000 kN.室内试验所用桶式膨胀装置其直径为200 mm,高度为300 mm.预留间隙(压力机压头底部与膨胀装置顶部之间的距离)设计为0,10,30和50 mm.预留间隙制约桶式膨胀装置的垂直移动,即膨胀体积.形成初始预应力后,对桶式膨胀装置进行了反向加载测试,为保证试验安全进行,当轴向承载力达到2 800 kN时,试验中止.

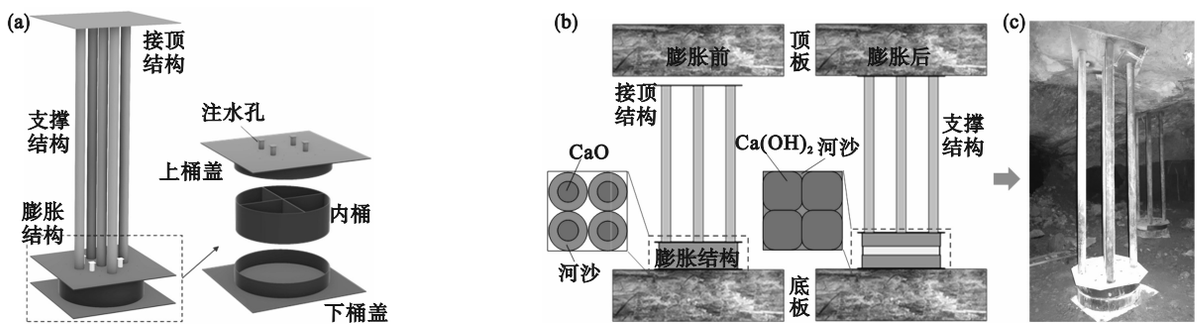


图1　预应力膨胀支柱作用机理

Fig. 1　Action mechanism of prestressed expansion pillar

(a)—膨胀支柱结构组成;(b)—膨胀支柱作用原理;(c)—膨胀支柱现场应用.

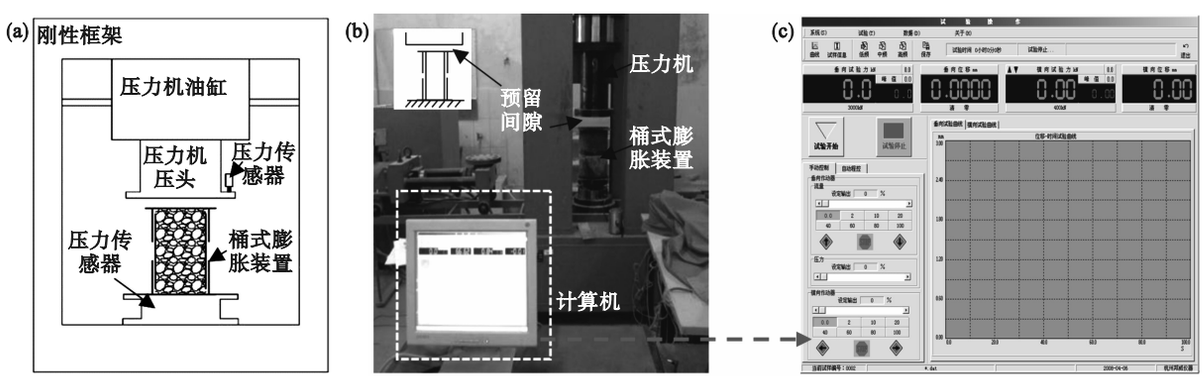


图2　加载系统

Fig. 2　Loading system

(a)—加载系统结构原理;(b)—3 000 kN液压伺服试验机;(c)—自动控制软件操作界面.

图3a为不同预留间隙条件下桶式膨胀装置轴向承载力与变形曲线.结果显示,随着轴向变形量的增加,轴向承载力相应增加,直至达到峰值承载力后开始线性下降;桶式膨胀装置的初始预应力随预留间隙的增大而减小,当预留间隙为0 mm时,桶式膨胀装置的预应力约为500 kN;达到峰值应力所对应的轴向变形量随预留间隙的增大而增加,不同预留间隙下的峰值应力变化不明显.此外在压力机停止加载后,未观察到桶式膨胀装置产生较大的变形或导致其失去承载能力的破坏,桶式膨胀装置整体结构的稳定性良好,仅在上、下桶盖的连接处出现微小的咬合变形.基于试验施加的最大承载力与膨胀装置的尺寸,计算得到膨胀结构的强度可达89 MPa,轴向承载力大于2 800 kN.

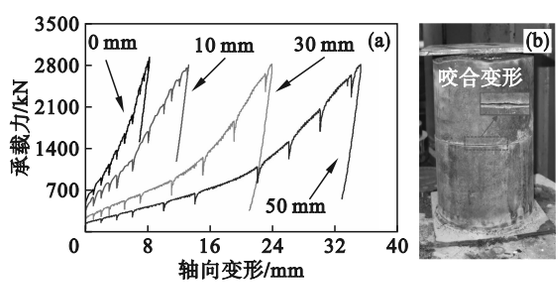


图3　桶式膨胀装置力学响应与破坏

Fig. 3　Mechanical response and failure of cylindrical expansion device

(a)—桶式膨胀装置轴向承载力与变形曲线;(b)—桶式膨胀装置变形.

1.3　膨胀支柱的强度测定

桶式膨胀装置加载试验结果表明,膨胀支柱的膨胀结构具有较大的承载能力;膨胀支柱的支撑结构可能是膨胀支柱承载最薄弱的部分,决定

着膨胀支柱的承载力.

为进一步确定膨胀支柱的承载力,对高度分别为1.8 m和3.0 m的膨胀支柱进行室内静载加载试验,以测定预应力膨胀支柱的承载性能并观察其破坏模式.如图4所示,试验选用长春Sinter压力机,其试验加载量程为0~5 000 kN.膨胀支柱的桶式膨胀装置高度为300 mm,直径为600 mm,内部装有120卷膨胀材料,膨胀支柱支撑结构的钢管高度分别为1.5 m和2.7 m.膨胀支柱高度为支撑钢管高度与桶式膨胀装置高度之和.支撑结构由5根Q290钢管以底板形心为中心十字对称排布组成,钢管的外径为108 mm,壁厚为6 mm.试验加载过程包括以下两个步骤:1)降低压力机压头高度使其接触膨胀支柱顶部钢板而不留有任何间隙,随后向桶式膨胀装置中缓慢注水以激活膨胀材料,使膨胀支柱产生轴向的主动支撑力;2)在稳定的轴向主动支撑力形成之后,逐渐增加试验机的轴向载荷,对膨胀支柱进行反向加载.在加载过程中,持续监测轴向力-时间、承载力-轴向位移演化曲线,观察并记录膨胀支柱的破坏模式.为模拟开挖尺寸增加和时间推移导致的采场顶板准静态变形过程,压力机的加载速率设置为1 mm/min,单次加载位移增量设置为2 mm,在每次加载完成后保持膨胀支柱稳定状态0.15 d.



图4 膨胀支柱承载能力测试装置

Fig. 4 Bearing capacity testing device of expansion pillar

图5为高度1.8 m和3.0 m膨胀支柱承载力与时间曲线.随着膨胀材料的水化反应,膨胀支柱迅速产生约1 700 kN的预应力.预应力形成并保持0.6 d后,对预应力膨胀支柱进行加载.膨胀支柱的承载存在"变形滞后"现象,每次施加2 mm压缩变形后,膨胀支柱的轴向承载力先迅速增加,之后呈下降趋势,最后保持相对恒定.对于1.8 m高的膨胀支柱,随着加载力的持续增加,预应力膨胀承载能力逐渐增大,当加载力达到2 700 kN时,膨胀支柱的承载力以较低的速率下降,高1.8 m的膨胀支柱的稳定承载力约为2 689 kN.对于3.0 m高的膨胀支柱,随着加载的进行,其承载力逐渐降低,且降低幅度逐渐加大,高3.0 m的膨胀支柱的承载力稳定在约1 730 kN.

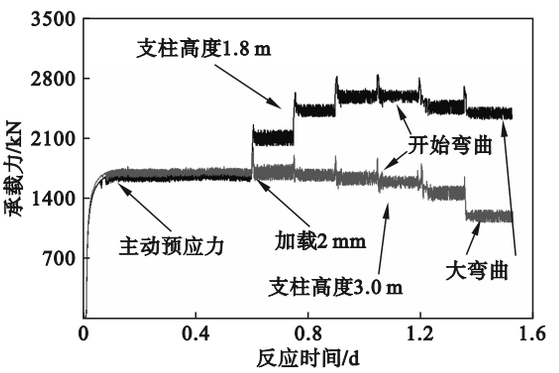


图5 膨胀支柱承载力与时间曲线

Fig. 5 Bearing capacity and time curves of expansion pillar

在轴向加载过程中,每次加载结束后保持稳定加载力0.15 d.图6为膨胀支柱的承载力与位移曲线.

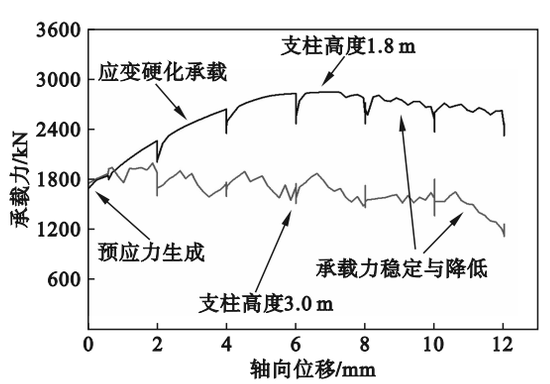


图6 膨胀支柱承载力与位移曲线

Fig. 6 Bearing capacity and displacement curves of expansion pillar

对于1.8 m高的膨胀支柱,承载过程包括3个阶段:预应力生成阶段、承载阶段和屈服阶段.对于3.0 m高的膨胀支柱,预应力形成之后,随着加载的进行,膨胀支柱的承载力降低,表明膨胀支柱直接从预应力生成阶段进入了屈曲阶段,产生了应变软化承载特性,即由于预应力较大,承载阶段被直接缩短或跳过.当膨胀支柱未到达峰值强

度之前,其承载力与位移曲线是平滑的;一旦达到峰值承载力,由于一个或多个钢管屈曲引起不均匀承载,承载力与位移曲线呈波浪状起伏并且相对粗糙,膨胀支柱的轴向承载力降低,未弯曲钢管随着荷载的增加可能存在瞬时较大的承载力,导致膨胀支柱的承载力获得短暂增大.

图7为膨胀支柱在承载过程中的屈曲破坏特征.对于1.8 m高的膨胀支柱,随荷载的增加,当1根钢管开始弯曲时,膨胀支柱的支撑结构进入塑性屈曲阶段.随荷载的进一步增加,钢管弯曲的数量与弯曲的程度不断增大,膨胀支柱的承载力随之下降.对于3.0 m高的膨胀支柱,其预应力与1.8 m高的膨胀支柱一致,约1 700 kN.在预应力施加后,膨胀支柱便出现了稍许的弯曲变形,即预应力大小达到了膨胀支柱的承载力.随荷载的进一步增大,弯曲钢管的数量和程度不断加大,膨胀支柱变形模式呈现典型的受压失稳特征,当荷载为1 335 kN时,支撑结构的大多数钢管发生了弯曲变形.膨胀支柱加载过程中,桶式膨胀装置未发生明显的变形或者产生使之失去承载能力的破坏,膨胀支柱的承载能力与失稳模式由支撑结构控制.

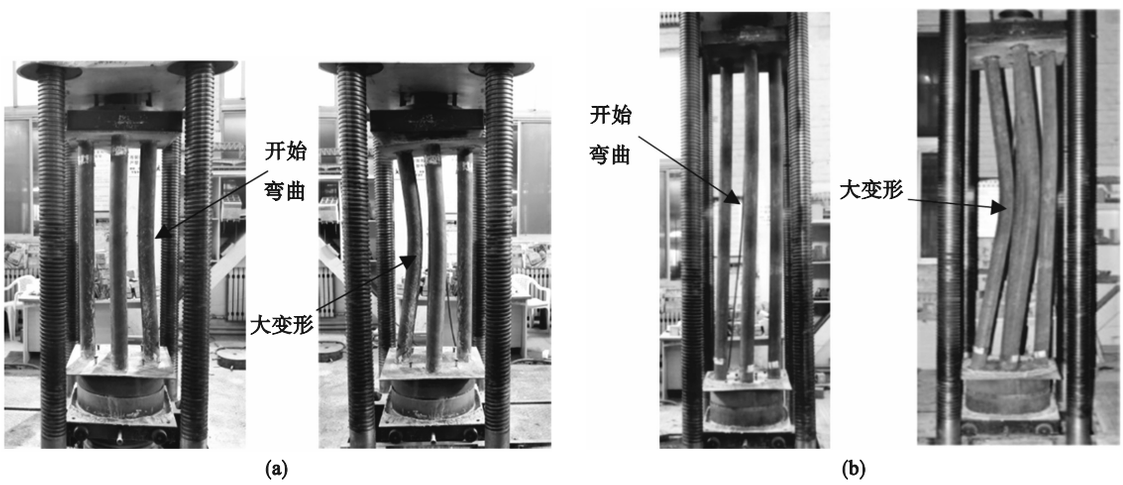


图7　膨胀支柱变形与失稳过程

Fig. 7　Deformation and instability process of expansion pillar

(a)—1.8 m膨胀支柱承载变形过程;(b)—3.0 m膨胀支柱承载变形过程.

2　膨胀支柱承载性能数值试验

2.1　数值模拟建模方法

使用Abaqus建立有限元模型,以与试验结果相互对照,分别对高度为1.8 m与3.0 m的膨胀支柱开展数值模拟加载试验.模型尺寸如图8所示,支撑结构由5根空心圆管组成,其壁厚为6 mm、内径为96 mm.5根钢管呈中心对称布置.钢管屈服强度为290 MPa,泊松比为0.3,弹性模量为206 GPa,通过BUCKLE分析,按照结构的最低阶屈曲模态,根据《钢结构工程施工质量验收规范》(GB 50205—2020)相关规定及建议,钢结构构件整体初始缺陷取l/1 000[14],l为构件长度.为考虑构件屈曲后的强度,钢管采用壳单元,钢板采用实体单元.单元类型选择8节点六面体减缩积分单元,钢管与钢板的约束采用壳与实体单元耦合,耦合点分别为上下两端钢板的形心,应力-应变关系采用二次塑流本构模型[15],表示为

$$\sigma=\begin{cases}E_s\varepsilon,\varepsilon\leqslant 0.75\varepsilon_y;\\ 0.75f_y+0.5E_s\left(\varepsilon-0.75\varepsilon_y\right),0.75\varepsilon_y<\varepsilon\leqslant\varepsilon_y;\\ 0.875f_y+0.1E_s\left(\varepsilon-\varepsilon_y\right),\varepsilon_y<\varepsilon\leqslant 2.25\varepsilon_y;\\ f_y+0.005E_s\left(\varepsilon-2.25\varepsilon_y\right),2.25\varepsilon_y<\varepsilon.\end{cases}\tag{1}$$

式中:σ为应力强度,MPa;E_s为钢材的弹性模量,MPa;ε为应变;f_y为钢材屈服强度,MPa;ε_y为钢材屈服应变.

2.2　模拟结果与试验比较

图9为数值模拟极限荷载下膨胀支柱的应力云图与屈曲特征.膨胀支柱的塑性区主要集中在支撑钢管弯曲变形较大一侧和支撑钢管与顶底板连接处,其失稳模式为非对称屈曲.初始缺陷的存在使得结构存在一个弱轴,在轴向压缩过程中,由于边界是铰接从而导致结构绕弱轴转动,应力分布不均匀.弯曲程度较小的一侧更容易达到屈曲的临界应力,导致支撑钢管一侧弯曲程度

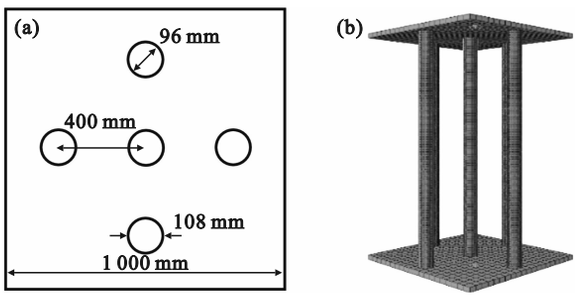


图8 Abaqus有限元模型

Fig. 8 Abaqus finite element model

(a)—1.8 m膨胀支柱几何尺寸;(b)—有限元网格划分.

大,另一侧弯曲程度较小,最大侧向位移位于支撑钢管的中间区域,与图7室内试验中膨胀支柱的承载变形与屈曲现象相一致.

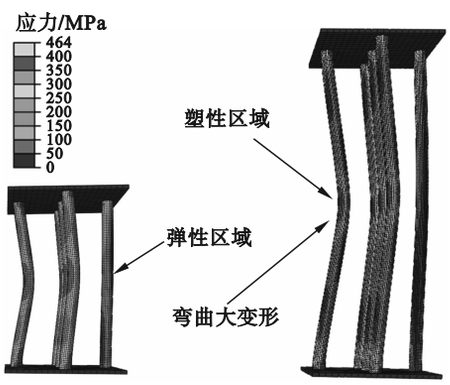


图9 膨胀支柱应力与区域特性

Fig. 9 Stress and regional characteristics of expansion pillar

膨胀支柱的承载力与位移曲线如图10所示,高度为1.8 m的膨胀支柱极限承载力为2 624 kN,与室内试验实测值2 689 kN的相对误差为2.4%.高度为3.0 m的膨胀支柱极限承载力为1 852 kN,与室内试验实测值1 730 kN的相对误差为7.05%.原因可能在于安装过程中膨胀支柱的垂直度存在偏差,导致其非轴心受力,从而降低了膨胀支柱的承载力;此外加载过程中不可避免的偏心问题进一步对膨胀支柱产生附加弯矩,这一效应在高度较大的膨胀支柱上更为显著.总体而言,Abaqus有限元模拟分析可以较好地预测膨胀支柱的变形特征、破坏形式以及极限承载力.

3 膨胀支柱承载能力评估

3.1 膨胀支柱承载能力理论

膨胀支柱的承载性能是由其支撑钢管结构的稳定性主导.基于压杆稳定性理论,本文通过欧拉临界力模型分析支撑钢管在轴向荷载作用下的失稳机理.当轴向荷载较小时,支撑钢管保持稳定的直线平衡状态,或者发生轻微弯曲;当轴向荷载撤销时,钢管能恢复到直线状态.然而,当轴向荷载超过临界值时,钢管将失去直线平衡,进入弯曲屈曲状态,即使荷载撤销,钢管也无法恢复直线状态.其临界力和临界应力可通过欧拉公式计算[16]:

$$N_{cr}=\frac{\pi^2 EI}{l^2}, \tag{2}$$

$$\sigma_{cr}=\frac{\pi^2 EI}{\lambda^2}. \tag{3}$$

其中:N_{cr}为弯曲屈曲时的临界力,N;σ_{cr}为弯曲屈曲时的临界应力,N/mm^2;E为钢材的弹性模量,N/mm^2;I为截面的惯性矩,mm^4;λ为钢材的长细比.

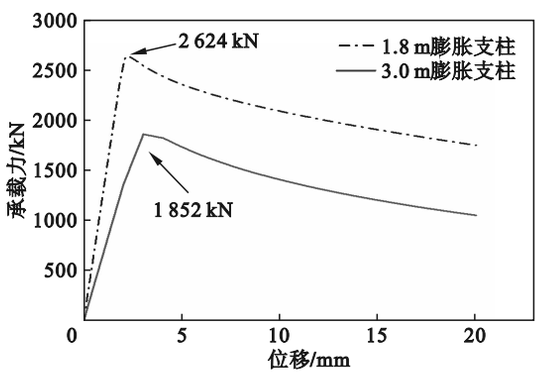


图10 膨胀支柱承载力与位移曲线

Fig. 10 Bearing capacity and displacement curves of expansion pillar

根据轴心受压构件的稳定性判据,支撑钢管的承载力需满足:

$$\sigma=\frac{N}{A}\leqslant\varphi f_y. \tag{4}$$

式中:N为轴向外力,N;A为截面面积,mm^2;φ为整体稳定性系数.

基于已有的研究[17-19],当支撑钢管高度增大时,钢管的失稳形式为弹塑性屈曲;当钢管长度增大到某一临界值时,其失稳形式为弹性屈曲.基于纤维边缘屈服准则,采用Perry-Robertson公式[20]计算整体支撑钢管的稳定性系数φ:

$$\varphi=\begin{cases}1-a_1\lambda_n^2, \lambda_n\leqslant 0.215;\\ \left[\left(a_2+a_3\lambda_n+\lambda_n^2\right)-\sqrt{\left(a_2+a_3\lambda_n+\lambda_n^2\right)-4\lambda_n^2}\right]/2\lambda_n^2, \\ \lambda_n>0.215.\end{cases} \tag{5}$$

其中:λ_n为正则化长细比,是长细比的无量纲化常数;a_1,a_2,a_3为截面分类参数.其中正则化长细比的计算公式为

$$\lambda_n=\frac{\lambda_y}{\pi}\sqrt{\frac{f_y}{E}}, \tag{6}$$

$$\lambda_y=\lambda\sqrt{\frac{235}{f_y}}. \tag{7}$$

其中,λ_y为临界长细比.

压杆失稳时临界应力σ_{cr}与正则化长细比λ_n之间的关系曲线称为柱子曲线.《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)[21]所采用的轴心受压柱子曲线由最大强度准则确定,其将截面类型划分为a,b,c,d共4类.基于《钢结构设计标准》并结合工程实际,将柱子曲线合并归纳为4组,并取每组中柱子曲线的平均值作为代表曲线.根据《钢结构设计标准》,对于双轴对称的圆管截面膨胀支柱,采用a类截面[21],即a_1=0.410,a_2=0.986,a_3=0.152.

根据式(4)对高度为1.5 m与2.7 m的支撑钢管进行理论计算,计算结果如表1所示.对于1.5 m高度支撑钢管,实验室测量结果与数值模拟以及理论计算结果均较为接近.但对于2.7 m高度支撑钢管,实验室测量结果小于数值模拟结果且小于理论计算结果.考虑到试验加载过程中存在加载偏心、支柱制作过程中的制作误差,以及支柱在室内试验过程中存在加载偏心等情况,同样对于该类型支柱,较高的高度可能使其自身加工过程存在的缺陷相对较大,导致实验室测量结果较小,同样可以看出支柱具有相关性.

表1　支柱承载力计算结果

Table 1　Calculation results of pillar bearing capacity

支撑结构	承载力/kN		
高度/m	试验实测	模拟计算	理论计算
1.5	2 689	2 624	2 579
2.7	1 725	1 852	2 112

3.2　膨胀支柱承载能力对比分析

膨胀支柱承载性能测定试验和数值模拟结果表明,膨胀支柱的承载性能与其高度具有相关性.为进一步揭示膨胀支柱的高度与承载性能的关系,采用Abaqus数值模拟软件,分别对支撑钢管高度为1.2,1.5,1.8,2.1,2.4,2.7,3.0 m的膨胀支柱开展数值模拟加载试验.膨胀支柱的应力云图与屈曲特征如图11所示,支柱随着高度的增加,塑性区域的比例逐渐减小,承载破坏逐渐进入弹塑性区域.同时最左侧支柱的屈曲程度也增加,表现为更加明显的弯曲和变形,最右侧支柱承受的应力逐渐减小,弹性区域比例逐渐增大.膨胀支柱的承载力与位移曲线如图12所示,对于高度从1.8 m至2.1 m的支柱,其极限承载力的下降幅度较大.当高度超过2.1 m时,支柱的极限承载力继续下降,但承载力下降的幅度相对较小且较为平均.

由于《钢结构设计标准》理论公式中以正则化长细比表征高度,以整体稳定性系数表征承载能力,所以将数值模拟结果与理论计算结果按正则化长细比与整体稳定性系数进行对比分析.如表2所示,随着正则化长细比的增加,整体稳定性系数φ逐渐减小.在正则化长细比为0.401至0.601时,控制支柱承载力的主要因素为支柱自身屈服强度,长度影响较小,根据纤维边缘屈服准则按理论公式计算结果与数值模拟计算结果的相对误差在2%以内,符合工程使用的允许范围.当正则化长细比增加至大于0.801时,支柱承载力由长度与屈服强度混合控制,并且支柱之间缺少相互约束作用,各分肢柱之间缺少协同变形,导致按规范理论公式计算结果与数值模拟计算结果的相对误差增大,均在13%以上.此外,按规范计算的理论结果均大于数值模拟结果.

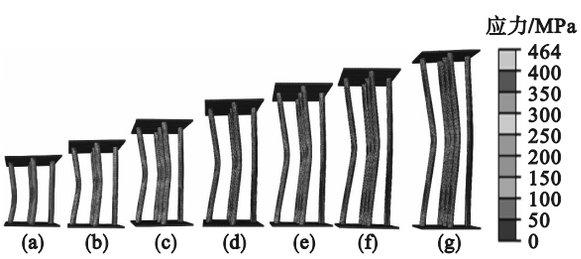


图11　不同高度膨胀支柱应力与区域特性

Fig. 11　Stress and regional characteristics of expansion pillars at different supporting steel tube heights

(a)—1.2 m; (b)—1.5 m; (c)—1.8 m; (d)—2.1 m; (e)—2.4 m; (f)—2.7 m; (g)—3.0 m.

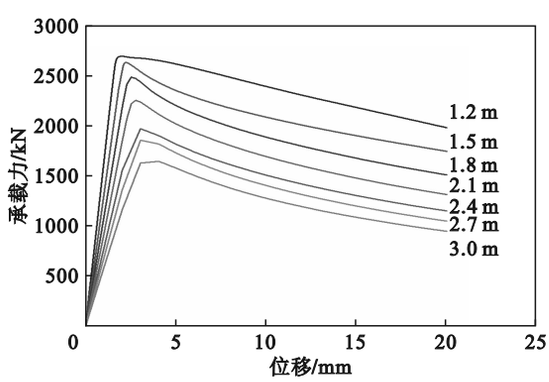


图12　膨胀支柱承载力与位移曲线

Fig. 12　Bearing capacity and displacement curves of expansion pillar

3.3 膨胀支柱承载公式适应性

对于1.5 m与1.8 m高的膨胀支柱,其整体稳定性系数与正则化长细比的关系按照a类柱子曲线计算结果较为符合;但对于2.1 m及以上高度的支撑钢管,根据规范的理论计算与数值模拟结果相对误差较大,因此《钢结构设计标准》中的a类柱子曲线并不完全适用于膨胀支柱.所以将不同类型截面的柱子曲线分析纳入考虑范围,如图13所示.膨胀支柱属于双轴对称截面构件,对于正则化长细比小于0.6的支撑钢管,其承载性能由屈服强度决定,选取a类截面计算得出的承载力接近实验室实测值.随着膨胀支柱高度的增加,膨胀支柱一侧钢管应力更快达到屈服,而另一侧钢管仍处于弹性状态,此种不均匀的弯曲变形进一步降低了膨胀支柱的整体稳定性,这种削弱效应在正则化长细比较大的支柱中表现得更为明显,致使结果向b类截面曲线转化.

表2 不同支撑钢管高度下支柱承载力计算结果

Table 2 Calculation results of pillar bearing capacity at different supporting steel tube heights

高度/m	正则化长细比	整体稳定性系数φ	
		模拟计算	理论计算
1.2	0.401	0.964	0.945
1.5	0.501	0.941	0.925
1.8	0.601	0.890	0.897
2.1	0.701	0.807	0.862
2.4	0.801	0.706	0.816
2.7	0.901	0.664	0.758
3.0	1.002	0.589	0.690

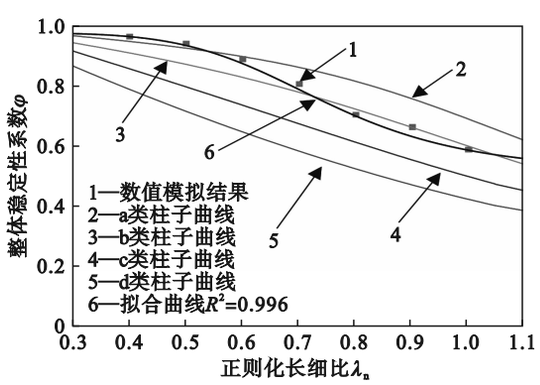


图13 膨胀支柱柱子曲线

Fig. 13 Column curves of expansion pillar

由于高宽比较大的膨胀支柱承载能力不能直接按《钢结构设计标准》中的a类截面进行计算.因此基于数值模拟结果,使用Origin软件进行非线性函数拟合,以得到适用于膨胀支柱的柱子曲线,拟合公式为

$$\varphi = 0.512 + 0.464 \Big/ \left[1 + \left(\frac{\lambda_n}{0.75}\right)^{5.73}\right]. \quad (8)$$

表3展示了拟合计算与实验室实测结果的对比.该公式综合考虑了膨胀支柱在不同高度下的承载性能,能够较为精确地预测其极限承载力.拟合计算值与实验室实测值的相对误差小于5%,均在工程可接受范围内.按照拟合曲线得到的极限承载力更符合膨胀支柱的承载力计算.

表3 拟合计算与实验室实测对比

Table 3 Comparison between fitting calculation and laboratory measurement

高度/m	正则化长细比	实验室实测/kN	拟合计算/kN	相对误差/%
1.5	0.501	2 689	2 604	3.1
2.7	0.901	1 730	1 762	2.2

4 结 论

1)膨胀支柱的桶式膨胀装置具有较大的承载能力,并且能够输出主动支撑力.膨胀支柱的强度主要取决于支撑钢管的稳定性和结构特性.

2)膨胀支柱的极限承载能力随支撑钢管高度的增加而显著降低,失稳模式由塑性屈曲向弹性屈曲过渡.1.5 m高的支撑钢管稳定性系数与正则化长细比的关系与a类截面标准结果相吻合,而2.7 m高的支撑钢管稳定性系数与正则化长细比的关系同b类截面标准结果较为一致,表明支柱稳定性系数随高度增加由a类转向b类.

3)试验结果与理论计算结果存在偏差,膨胀支柱的承载能力不能直接由传统钢结构的强度公式计算.基于数值模拟得到的拟合公式,能够较为精确地预测其极限承载力.通过与实验室实测数据的对比分析,验证了该拟合公式的适用性和准确性,为深部矿山支护设计提供了量化决策依据.

参考文献:

[1] 文小松, 王沉, 黄欣欣, 等. 基于尖点突变理论的采场矿柱稳定性分析[J]. 矿业科学学报, 2024, 9(6): 897-908. (Wen Xiao-song, Wang Chen, Huang Xin-xin, et al. Stability of mining pillars in stopes based on cusp catastrophe theory [J]. *Journal of Mining Science and Technology*, 2024, 9(6): 897-908.)

[2] Guo Y H, Miao Y C. Study on stope stability in continuous mining of long-dip, thin orebody by room-pillar method[J].

Sustainability, 2022, 14(15): 9601.

[3] Esterhuizen G S, Dolinar D R, Ellenberger J L. Pillar strength in underground stone mines in the United States[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2011, 48(1): 42−50.

[4] Xie P S, Luo Y, Wu Y P, et al. Roof deformation associated with mining of two panels in steeply dipping coal seam using subsurface subsidence prediction model and physical simulation experiment[J]. *Mining, Metallurgy & Exploration*, 2020, 37(2): 581−591.

[5] Wu M, Ye Y C, Wang Q H, et al. Development of rockburst research: a comprehensive review [J]. *Applied Sciences*, 2022, 12(3): 974.

[6] Dong H Y, Guan K, Liu H L, et al. Numerical and theoretical analysis of multi-pillar instability under elastic beams[J]. *Geomatics, Natural Hazards and Risk*, 2024, 15(1): 2353135.

[7] Wang Z Q, Li J K, Lin L, et al. Mesoscopic study on instability characteristics of residual coal pillars-roof system based upon domino effect in pillar goaf[J]. *Geomechanics and Geophysics for Geo-Energy and Geo-Resources*, 2023, 9(1): 109.

[8] 李坤蒙, 李元辉, 王者超, 等. 硬岩采场新型预应力膨胀支柱的研发及应用[J]. 东北大学学报(自然科学版), 2021, 42(2): 213−219.
(Li Kun-meng, Li Yuan-hui, Wang Zhe-chao, et al. Development and application of a new pre-stressed expandable pillar in hard rock stope [J]. *Journal of Northeastern University* (*Natural Science*), 2021, 42(2): 213−219.)

[9] Li K M, Li Y H, Wang Z C, et al. Research on the enlargement of stope span based on the pre-stressed expandable pillar support technology[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2021, 54(9): 4663−4675.

[10] Li Y H, Li K M, Feng X T, et al. Development and evaluation of artificial expandable pillars for hard rock mining[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2018, 110: 68−75.

[11] Zhang W P, Shi J Y, Xing Z Q, et al. Study on mechanical properties of locally corroded square steel tube short column [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2024, 222: 108989.

[12] 丁晓勇, 许能权, 邢皓枫. 砂土场地型钢桩现场载荷试验及其承载特性分析[J]. 水文地质工程地质, 2024, 51(3): 69−79.
(Ding Xiao-yong, Xu Neng-quan, Xing Hao-feng. Field load test and bearing characteristics analysis of shaped steel piles in sandy soils [J]. *Hydrogeology & Engineering Geology*, 2024, 51(3): 69−79.)

[13] Zeng Y Q, Xu L H, Yu M, et al. Stability of slender GFRP tube-confined UHPC-filled steel-encased column under axial compression: experiment and mesoscale modeling[J]. *Thin-Walled Structures*, 2024, 205: 112564.

[14] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢结构工程施工质量验收规范: GB 50205—2020[S]. 北京: 中国计划出版社, 2020.
(Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Standard for acceptance of construction quality of steel structures: GB 50205—2020 [S]. Beijing: China Planning Press, 2020.)

[15] Abdel-Rahman N, Sivakumaran K S. Material properties models for analysis of cold-formed steel members [J]. *Journal of Structural Engineering*, 1997, 123(9): 1135−1143.

[16] Panedpojaman P, Thepchatri T, Limkatanyu S. Elastic buckling of cellular columns under axial compression[J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 145: 106434.

[17] Lu H, Han L H, Zhao X L. Analytical behavior of circular concrete-filled thin-walled steel tubes subjected to bending [J]. *Thin-Walled Structures*, 2009, 47(3): 346−358.

[18] Konkong N, Aramraks T, Phuvoravan K. Buckling length analysis for compression chord in cold-formed steel cantilever truss [J]. *International Journal of Steel Structures*, 2017, 17(2): 775−787.

[19] Afshan S, Zhao O, Gardner L. Standardised material properties for numerical parametric studies of stainless steel structures and buckling curves for tubular columns [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2019, 152: 2−11.

[20] Ban H Y, Zeng Z, Zhao P Y. Overall buckling behaviour of stainless-clad bimetallic steel welded circular section columns[J]. *Structures*, 2025, 79: 109432.

[21] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢结构设计标准: GB 50017—2017[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2017.
(Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Standard for design of steel structures: GB 50017—2017 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017.)