托顶煤巷道锚固"梁-拱"结构分类及顶板冲击失稳机制

曹安业^{1,3},郭文豪^{1,2},温颖远^{1,2},王崧玮¹,刘耀琪¹,郝 琪¹,吕国伟¹,李 庚¹

(1. 中国矿业大学 矿业工程学院, 江苏 徐州 221116; 2. 新疆大学 地质与矿业工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830046; 3. 中国矿业大学 江苏省矿山地震 监测工程实验室, 江苏 徐州 221116)

摘 要:我国煤矿托顶煤巷道冲击地压频发,且冲击动载下顶板灾害尤为严重。为探究托顶煤巷道 顶板锚固结构类型和冲击失稳机制,以陕西某矿 301 工作面回风巷道大面积冲击垮顶为工程背景, 运用相似实验、理论分析及数据统计等方法,分析了托顶煤巷道围岩应力、位移和巷表加速度的 动载响应特征,研究了顶煤厚度与支护构件影响下顶板锚固结构的分类特征,探究了弹性波下托 顶煤巷道的应力响应机制,提出顶板锚固"梁-拱"结构的冲击失稳机制,评估了 301 工作面回风 巷道的抗冲能力,并提出了相应的抗冲支护优化方案。结果表明:①冲击动载下托顶煤围岩应力 和位移等监测数据验证了顶板存在内、外层的梁或拱形锚固结构,因顶煤厚度增加,顶板内层锚 固结构存在由"梁"向"拱"的转换;②基于顶煤厚度与支护构件相对关系,将顶板锚固结构划分 为薄顶煤的"叠加梁-拱"、厚顶煤的"组合梁-拱"和特厚顶煤的"组合拱",建立了厚煤梁由"梁" 向"拱"转化的临界厚度指标;③顶板锚固梁结构和锚固拱结构的冲击失稳机制为动静载荷下分别 达到其拉伸、剪切强度极限后破坏,锚固"梁-拱"结构对冲击载荷的放大效应受其尺寸影响明显; ④特厚顶煤的"组合拱"结构中内层拱承载强度较低,可增加锚杆长度提升内层拱厚,对应的"组 合拱"结构的承载能力上升明显,与抗冲能力评估结果相符。 关键词:锚固"梁-拱"结构;顶煤厚度;载荷放大效应;弹性波;支护优化

中图分类号:TD324 文献标志码:A 文章编号:0253-9993(2024)04-1752-19

Classification and instability mechanism of anchored "beam-arch" composite structure in rock burst roadways with top-coal

CAO Anye^{1, 3}, GUO Wenhao^{1, 2}, WEN Yingyuan^{1, 2}, WANG Songwei¹, LIU Yaoqi¹, HAO Qi¹, LÜ Guowei¹, LI Geng¹

(1. School of Mines, China University of Mining & Technology, Xuzhou 221116, China; 2. School of Geology and Mining Engineering, Xinjiang University, Urumqi 830046, China; 3. Jiangsu Engineering Laboratory of Mine Earthquake Monitoring and Prevention, China University of Mining & Technology, Xuzhou 221116, China)

Abstract: The rock burst frequently occurs in the roadways with top coal, and the roof disasters are particularly severe under dynamic stress in China. In order to explore the classification and instability mechanisms of anchoring structures in the roadways with top-coal, analog simulation experiments, theoretical analysis, and data statistics were used under the engineering background of the large-area rock burst roof failure in the Working Face 301 of a mine in Shaanxi Province, China.

国家自然科学基金资助项目 (52274098); 新疆维族自治区重点研发任务专项资助项目 (2022B01034)

CAO Anye, GUO Wenhao, WEN Yingyuan, et al. Classification and instability mechanism of anchored "beam-arch" composite structure in rock burst roadways with top-coal[J]. Journal of China Coal Society, 2024, 49(4): 1752–1770.



移动阅读

收稿日期: 2023-11-30 修回日期: 2024-02-19 责任编辑: 王凡 DOI: 10.13225/j.cnki.jccs.2023.1636 基金项目: 江苏省创新支撑计划国际科技合作/港澳台科技合作-重点国别产业技术研发合作资助项目 (BZ2023050);

作者简介:曹安业(1982—),男,江苏盐城人,教授,博士生导师。E-mail: caoanye@163.com

通讯作者:郭文豪 (1993—), 男, 陕西咸阳人, 讲师。E-mail: 15695169010@163.com

引用格式:曹安业,郭文豪,温颖远,等.托顶煤巷道锚固"梁-拱"结构分类及顶板冲击失稳机制[J].煤炭学报,2024, 49(4):1752-1770.

The dynamic load response characteristics of the stress, displacement, and surface acceleration of the surrounding rock in the roadways with top coal were analyzed. The classification characteristics of the roof anchoring structure under the influence of top coal thickness and cables were studied. The stress response mechanism of the roadways with top coal under elastic waves was explored, and the instability mechanism of the anchoring "beam arch" structure was proposed. The rock burst resistance of the air-return roadway in the Working Face 301 was evaluated, and the corresponding optimization schemes for the "beam-arch" composite structure were proposed. The results show that 1 the monitoring data of stress and displacement of the surrounding rock in the roadways with top coal under dynamic stress verify the existence of internal and external beam or arch anchoring structures in the roof. Due to the increase in the thickness of top coal, there is a transition from "beam" to "arch" in the anchoring structure of the inner layer of the roof; 2 based on the relative relationship between the thickness of the top coal and the cables, the roof anchoring structure is divided into "superimposed-beam and arch" for thin top coal, "composite-beam and arch" for thick top coal, and "combined arch" for extra thick top coal. A critical thickness index for the transformation of thick coal beams from "beam" to "arch" is established; ③ the instability mechanism of the beam structure and the arch structure is that they fail after reaching their tensile and shear strength limits under dynamic and static stress, respectively. The amplification effect of the "beam-arch" composite structure on the load stress is significantly affected by its size; ④ the bearing strength of the inner arch in the "combined arch" structure is relatively low. Increasing the length of cables can increase the thickness of the inner arch, and the corresponding "combined arch" structure's bearing strength increases significantly, which is consistent with the evaluation results of the rock burst resistance.

Key words: "beam-arch" anchor structure; thickness of top-coal; amplification effect of load stres; elastic wave; support optimization

随我国煤炭资源开发向西部、深部转移,冲击地 压作为煤矿典型动力灾害日趋频发^[1],严重制约着矿 井的安全高效生产。据 283 起冲击案例统计,约 96% 的冲击地压事故位于巷道,其中 83.7% 的巷道为托顶 煤巷道。冲击地压托顶煤巷道具有顶板强度低、受动 载扰动频繁等特点,巷道顶板在动载作用下易渐进塑 性破坏乃至冲击垮顶,危害井下人员、设备的生命财 产安全。例如,2017-04-18,新巨龙煤矿 2304S 工作 面的托顶煤巷道 (3.9 m 顶煤)发生局部冲击垮顶,震 源能量 0.34 MJ,巷道超前 30~70 m 内顶板整体下沉 1.0~1.2 m,局部顶煤撕网垮漏^[2];2018-10-20,龙郓煤 矿 1303 泄水巷 (2.9 m 顶煤) 沿底掘进期间发生大面 积冲击垮顶,震源能量 2.2 MJ,顶板最大垮落高度 2.6 m, 垮落范围 114 m,导致 21 人死亡^[3]。

大量学者基于能量理论建立了冲击地压托顶煤 巷道的失稳判别准则*E*₀+*E*_d-*E*_c>0^[4-5],即围岩积聚 弹性能^[6]与动载波残余能量^[7]之和超过巷道锚固结构 的吸能极限^[8]后诱发巷道冲击失稳。部分学者结合围 岩静载、动载扰动和围岩强度等对托顶煤巷道的冲击 破坏特征 (如肩窝变形、顶煤垮落等)作出解释: 孔令 海^[8]通过掘进巷道应力增量实验揭示了巷道破坏区域 受围岩主应力方向影响明显,例如,古山煤矿^[9-10]倾斜 煤层中托顶煤巷道受非对称应力影响,巷道冲击破坏 集中于肩窝和底角; NIEROBISZ^[11]通过对支架工阻、 应力在线的持续监测揭示了微震动载对围岩的应力 扰动作用,例如,义马、耿村等矿^[12-13]托顶煤巷道在多 轮动载下围岩反复受压变形,围岩裂隙数量和深度增 加,部分锚杆索失效,最终导致冲击动载下顶板整体 垮落;谭云亮等^[14]研究了围岩裂隙数量、长度和宽度 对巷道冲击破坏程度的影响,并提出围岩强度越低, 巷道冲击破坏越严重,姜福兴等^[15]认为煤体强度越低, 煤层巷道越容易发生"蠕变型"冲击失稳。

托顶煤巷道的冲击地压垮顶是指冲击动载下,顶 板塑性区发育深度超过支护构件锚固长度后,失效支 护构件与破碎围岩整体垮落的一种灾害^[16-17]。潘一 山等^[18]认为冲击垮顶作为新型的复合动力灾害,其复 合机制为破碎区子系统和巷道整体系统的稳定性判 识及相互影响特征,并提出巷道冲击失稳主体为围岩 弹性区、软化区与破碎区,顶板垮落主体为围岩破碎 区;靖洪文等^[3]对通过颗粒流数值模拟探究了动载下 顶板围岩与支护结构的细观失效过程,提出顶板裂纹 贯通离层与支护结构的细观失效过程,提出顶板裂纹 贯通离层与支护结构的细观失效过程,提出顶板裂纹 贯通离层与支护结构的细观失效过程,提出顶板裂纹 贯通离层与支护结构,而冲击垮顶灾害是锚固结构的 整体失效现象。

现有研究表明围岩静载、动载扰动和锚固结构失效是托顶煤巷道冲击垮顶的主因,且顶煤物理属性较软,动静载条件下顶煤较岩层首先发生失稳,但针对

岩性

中粒砂岩

砂质泥岩

中粒砂岩

粗粒砂岩

砂质泥岩

粗粒砂岩

中粒砂岩

细粒砂岩

泥岩

4煤 泥岩

中粒砂岩

不同顶煤赋存特征下围岩锚固结构分类及顶板冲击 失稳机制的研究鲜有报道。因此,笔者以水平层状顶 板条件下冲击地压托顶煤巷道为研究对象,将顶板围 岩与支护构件统筹考虑为对称锚固"梁-拱"结构,通 过物理相似实验建立顶板锚固结构的力学分类模型, 分析不同锚固结构的动载力学响应规律,分析顶板冲 击失稳机制,旨在为类似托顶煤巷道的抗冲能力合理 评估及支护参数优化提供借鉴。

1 托顶煤巷道锚固"梁-拱"结构冲击地压破 坏特征

1.1 工程概况

2021-09-30,陕西省某矿 301 工作面回风巷道超 前 320 m 发生冲击地压垮顶事故,震源能量 0.47 MJ, 顶煤垮落范围 55 m, 垮落高度 2 m, 破坏现场巷道肩 窝变形严重,大量顶板锚杆索拉断,巷道无明显底臌,





如图1所示。

301 工作面西北侧为 302 采空区, 留设区段煤柱 宽度 6 m,东南侧留设 200 m 盘区大巷煤柱,采用综采 放顶煤工艺,工作面平均埋深 980 m,所采 4 煤厚度 约 14 m, 倾角 4°。301 回风巷道冲击显现位置邻近 X3 向斜,距向斜轴部最近约 55 m, 301 工作面地质与 开采条件如图2所示。



(a) 301工作面采掘工程平面

图 2 301 工作面采掘工程平面图及 31-2 钻孔柱状 Fig.2 Layout of working face 301 and drill holes 31-2

托顶煤巷道的围岩结构及支护强度受顶煤赋存 特征影响显著^[20],考虑顶煤厚度与支护构件长度的相 对关系,如图3所示。

对托顶煤巷道顶煤类型进行初步划分为:① 薄顶 煤,顶煤厚度未超过锚杆、锚索长度,顶煤完全被锚杆 索锚固;②顶煤,顶煤厚度超过锚杆但未超过锚索长 度,顶煤完全被锚索锚固,部分被锚杆锚固;③特厚顶 煤,顶煤厚度超过锚索长度,顶煤部分被锚杆、锚索锚固。

$$\begin{cases} l_{TC} < l_{B}, 薄顶煤巷道 \\ l_{B} \leq l_{TC} < l_{C}, 厚顶煤巷道 \\ l_{C} \leq l_{TC}, 特厚顶煤巷道 \end{cases}$$
(1)

其中, lrc为托顶煤巷道的顶煤厚度, la、lc分别为巷道

的锚杆、锚索在围岩内的锚固深度。结合 301 工作面 回风巷道顶煤厚度 10 m, 锚杆长度 2.8 m, 锚索长度 7.0 m, 判定回风巷道为特厚顶煤巷道。

1.2 托顶煤巷道物理相似模型及方案

为探究托顶煤巷道的冲击破坏特征,选取301工 作面回风巷道为工程背景,采用的巷道动静组合加载 相似模拟实验系统^[21]如图 4(a) 所示,模型箱尺寸为 65 cm×65 cm×40 cm(长×宽×厚)。托顶煤巷道宽×高 为 5.0 m×4.0 m, 埋深 980 m, 基于弗洛德相似定律^[22] 确定模型的几何、应力和容重相似比分别为 0.020、 $0.016, 0.781_{\circ}$

301 工作面回风巷道采用 #22 mm×2 800 mm 的 高强锚杆,最大工作阻力 176 kN;顶板锚索为 1×19-



Fig.3 Classification of roadways by top coal thickness

参照式 (1) 中顶煤初步分类,确定托顶煤巷道相 似物理模型包括薄顶煤 (顶煤 1 m)、厚顶煤 (顶煤 5 m) 和特厚顶煤 (顶煤 10 m) 等。巷道内衬模型预埋于模 型箱中部偏下位置,内衬尺寸为 10 cm×8 cm。相似材 料以砂子、石膏为骨料,模型铺设于自制的模型箱中, 自下而上分别铺设泥岩、10~28 cm 煤 (薄~特厚顶 煤巷道)、泥岩、细砂岩和中砂岩,各模拟岩层相似配 比及基本力学参数见表 1。

内衬模型铺设过程中,在模型预定位置埋深传感



(a)动静组合加载相似模拟实验系统



(b)预埋巷道内衬模型与支护构件图 4 巷道动静组合加载相似模拟实验系统Fig.4 Simulation experimental system for dynamic and static combination loading of roadway

表1 相似模型岩层力学参数及配比

 Table 1
 Mechanical parameters and ratio schemes of rock

 layers in similar models

岩性	模型密度/	模拟强度/	弹性模量/	体积比	
	$(g \cdot cm^{-3})$	MPa	GPa	水膏	砂膏
中砂岩	1.69	0.83	10.07	1:1	3:1
细砂岩	1.94	1.36	11.02	3:2	3:1
泥岩	1.99	0.71	10.53	1:1	4:1
4煤	1.12	0.37	2.67	3:2	5:1
泥岩	1.99	0.71	10.53	1:1	4:1

器并编号,如图5所示。

(1) RP-C18.3-ST 压力传感器:顶板压力传感器位 于锚索端头,深度 126 mm,编号为顶板高位 1;顶板锚 杆端头锚固于深度 48 mm,对应压力传感器编号顶板 高位 2;帮部压力传感器同样埋设于锚杆端头,深度 48 mm,编号为左帮 3、右帮 4。

(2) IEPE 型加速度传感器: 布设于巷道表面, 其中 顶板、两帮及底板中部的加速度传感器编号为顶板 1、 帮部 2、帮部 3、底板 4。

(3) 散斑标记点: 自巷道顶板上方 40 mm 起始自 下到上、自左到右布设 80 个散斑标记点, 编号为 1~80, 布设间排距 30 mm×30 mm, 利用 DigiMetric 三 维摄影测量系统持续记录巷道冲击破坏期间围岩位 移特征。模型前方架设 MemrecamGX-3 高速动态采 煤





集系统,拍摄频率 500 帧/s。

模型铺设完成后隔天拆除模型箱前后挡板,待模型养护 25 d 后,并将模型箱吊装至试验台。301 工作面回风巷道平均埋深 980 m,巷道模型距上边界 400 mm,几何相似比为 50:1,实际巷道顶板高度 20 m,未模拟覆岩厚度为 956 m,水平载荷为垂直载荷的 1.5 倍,

应力相似比为 0.016, 据此确定实验机应对模型逐级 施加垂直、水平荷载至 0.37 MPa 和 0.55 MPa, 然后拆 除巷道内衬模拟巷道开挖, 待模型在静载下破坏至平 衡后, 将落锤提升至 1.5 m 后 (落锤质量 30 kg, 能量相 似比换算后动能为 2.21×10⁵ J), 自由释放至模型上边 界模拟动载扰动, 通过压力、加速度传感器、三维摄影 测量系统及高速动态采集系统等对托顶煤巷道冲击 破坏过程中的围岩响应规律进行分析。

1.3 实验结果分析

1.3.1 托顶煤巷道冲击破坏特征

随顶煤厚度由 1 m 增至 10 m, 托顶煤巷道冲击破 坏呈加剧趋势, 10 m 顶煤下巷道顶板明显冲击垮落, 如图 6 所示。① 薄顶煤巷道: 动载作用下浅部顶板裂 隙发育, 但未形成横向裂隙贯通, 顶板虽变形明显但 完整性较好; 巷帮部分煤体崩出, 巷道内浮尘扬起, 整 体冲击破坏程度较小; ② 厚顶煤巷道: 动载作用下顶 板部分损坏, 但露出的支护结构完整性较强; 巷帮煤 体大块垮落、崩出, 巷道破坏程度较薄顶煤巷道加剧; ③ 特厚顶煤巷道: 动载下巷道顶板横向裂隙发育贯通, 顶煤大面积冲击垮落; 巷帮纵向裂隙发育贯通后向巷



图 6 托顶煤巷道冲击破坏特征 Fig.6 Rock burst characteristics of roadway with top-coal

道内弹射,围岩结构破坏严重。

1.3.2 托顶煤巷道围岩应力和加速度冲击响应特征

选取托顶煤巷道的围岩应力增量峰值、巷表质点 峰值速度 Vpp^[23]分别代表模型的围岩应力和加速度的 冲击响应特征;巷帮的应力增量峰值与质点峰值速度 为两帮监测数据的平均值。随顶煤厚度由1m增至 10 m, 巷道顶板和帮部的应力增量峰值与质点峰值速 度分别呈现上升、下降趋势,如图7所示。①冲击动 载下,托顶煤巷道围岩应力增量随震源距离的增加而 降低,表现为顶板高位>顶板低位>巷帮,顶板低位和 高位可能存在不同的锚固结构;10m顶煤巷道的顶板 高位、顶部低位和巷帮应力增量峰值为 741、485 和 432 N, 分别为 5、1 m 顶煤巷道的 180.7%、435.2%、 271.7% 和 667.6%、723.9%、900.0%, 表明随顶煤厚度 增加巷道围岩动载应力增量呈上升趋势;② 巷表质点 峰值速度随震源距离增加而降低,5、10 m 顶煤巷道 的质点峰值速度表现为顶板>底板>底板;10m顶煤巷 道顶板、巷帮和底板的质点峰值速度为 1.50、1.21 和 0.95 m/s², 分别为 5、1 m 顶煤巷道的 51.5%、47.1%、 42.4% 和 34.6%、35.9%、29.1%, 表明随顶煤厚度增加 巷表质点峰值速度呈下降趋势。



Fig.7 Characteristics of stress and acceleration of roadway with top-coal



监测偏差,选取散斑监测区域的顶部中央的74~77 的标记点为基准点,其垂向距模型箱顶板、底板约25、 40 cm,水平距模型箱两帮约 28 cm,位于巷道顶板上方 25 cm。围岩相对位移变形特征显示巷道顶板具有内、外 2层锚固结构,结构形态为"梁"或"拱"形,且顶板内 层结构 (对应散斑标记点为 14~17,水平位置与 74~ 77标记点对应,位于巷道顶板上方7cm)随顶煤厚度 增加存在由"梁"向"拱"的逐步转换,如图 8 所示:① 顶板外层位移矢量连接线呈"拱"形,表明顶板外层存 在"拱"形锚固结构,外层锚固结构的位移量随顶煤厚 度增加而增加,即特厚顶煤>厚顶煤>薄顶煤,10m顶 煤巷道冲击动载下外层锚固结构被破坏,部分监测点 位移矢量呈不规则分布;②提取顶板内层 14~17 散 斑点位移量如图 8(d) 所示, 薄顶煤巷道顶板内层下沉 量较均匀,最大下沉量 2.31 mm,内层锚固结构呈"梁" 形整体下沉;厚顶煤巷道的顶板下沉量较薄顶煤巷道 增加明显,最大下降量 3.25 mm,呈"微拱" 形态;特厚 顶煤巷道中心下沉量较两端增加显著,最大下沉量 5.35 mm,内层锚固结构由"梁"形完全转为"拱"形。

2 托顶煤巷道顶板锚固"梁-拱"结构

2.1 薄顶煤巷道"叠加梁-拱"结构

薄顶煤巷道的锚杆长度大于顶煤厚度,即*l*_{TC} < *l*_B,锚杆将煤梁与岩梁锚固连接后协调变形,可将锚杆与其控制的煤梁、岩梁等简化为顶板内层的"叠加梁"型锚固结构^[24];顶板较深处围岩因锚索应力形成 压缩带,当单根锚索预应力、压缩带相互叠加扰动后 形成稳定压力承载拱,可将锚索与其控制的围岩简化为 顶板外层的"承载拱"型锚固结构^[25],据此判别薄顶煤巷 道顶板为内外层的"叠加梁-拱"锚固结构,如图 9 所示。

图 9 中 q_b和 σ_{hb}分别为叠加梁与承载拱间垂直、水平 作用力;叠加梁中各梁的厚度、弹性模量、惯性矩及自 重应力分别为 h_i、E_i、I_i和 γ_ih_i(i为1时代表煤梁);锚杆 索的支护阻力为 q_s; l为巷道宽度;建立叠加梁静力平 衡模型如图 10 所示。基于叠加梁静力平衡下各煤梁、 岩梁的弯矩相同,建立叠加梁协同变形方程为

$$\begin{cases} \omega = \omega_i (i = 1, 2, \cdots, n) \\ M(x) = \sum_{i=1}^n M_i(x) \\ \sum_{i=1}^n q_i = q_b + \sum_{i=1}^n \gamma_i h_i - q_s \end{cases}$$
(2)

式中, ω_i 、 $M_i(x)$ 、 q_i 分别为各煤梁、岩梁的挠度、弯矩和载荷。

以单一煤梁、岩梁左侧中心为原点 O 建立坐标



图 8 托顶煤巷道顶板位移变形特征

Fig.8 Characteristics of displacement and deformation of the roof of roadway with top-coal

п

$$M(x) = \frac{q_1 x}{2} (l - x) + \sigma_{\rm hb} b h_1 \omega \tag{3}$$









联立式(2)和式(3),可得叠加梁在载荷qb和自重

$$\sum_{i=1}^{n} y_i h_i \mathbb{T} \hat{A} \overset{\text{K}}{\mathbb{R}} \overset{\text{K}}{\mathbb{R}$$

式中, A_i 为中间参量, 表示为 $A_i = (B_1B_2B_3)/B_i$ 和 $B_i =$ tan $[\alpha_i l/(2\beta_i)]/\alpha_i\beta_i$, $\alpha_i = \sqrt{\lambda q_b b h_i}$, $\beta_i = \sqrt{E_i I_i}$ 。

将陕西某矿大巷区域的薄顶煤巷道的顶板参数 代入式 (2)~(4): q_b 暂定 0.8 MPa, *l* 为 5 m, 煤梁 *h*₁= 2 m、*E*₁=2.33 GPa; 岩梁 1(砂质泥岩)*h*₂=0.7 m、*E*₂= 7.54 GPa; 岩梁 2(细砂岩)*h*₃=1.8 m、*E*₃=11.02 GPa。改 变岩梁 2 的厚度和弹性模型,统计煤梁、岩梁载荷占 比和最大拉应力规律, 如图 11 所示。

(1)随岩梁的弹性模量增加,岩梁、煤梁的载荷占 比分别呈上升、下降趋势;岩梁的载荷占比、最大拉应 力与其厚度呈正相关,当岩梁厚度超过1m后,其承 载能力迅速上升,此时岩梁最大拉应力呈下降趋势;





(2) 叠加梁协同变形下各梁根据其抗弯强度(厚 度和弹性模型)分配载荷,考虑岩梁的抗弯强度远高 于煤梁,可将煤梁锚固于稳定岩梁下方以降低其载荷 强度,提高叠加梁结构的整体承载强度。

假设锚杆、锚索对应的围岩压缩带厚度分别为 l_0 、 l_1 ,其中 $l_0=l_B$ 、 $l_1=l_C=l_B$,则认为锚杆对应围岩压缩带与 叠加梁结构范围重合,据此建立承载拱几何模型^[26]如 图 12 所示, σ_v 、 σ_h 分别为垂直、水平地应力。承载拱 外弧线的圆心角 θ 和承载拱中心曲线半径 R_1 可表示为

$$\begin{cases} R_1 = l_0 + (l_1/2) + (l/2) + l^2/8 [l_0 + (l_1/2)] \\ \theta = 2 \arcsin\left[\left(l_0 + l_1 + \frac{l}{2} \right) / R_1 \right] \end{cases}$$
(5)

将承载拱所受外力(除拱脚支撑力)简化为外部 垂直、水平均布载荷 q_v、q_b为

$$\begin{cases} q_{v} = \frac{\sigma_{v} (l + 2l_{0} + 2l_{1}) + \gamma \theta \left(R_{1}l_{1} - l_{1}^{2}/2\right) - q_{b}l}{l + 2l_{0} + l_{1}} \\ q_{h} = \frac{\lambda \sigma_{v} (l_{0} + l_{1}) - \lambda q_{b}l_{0}}{l_{0} + l_{1}/2} \end{cases}$$
(6)

式中,γ为岩层容重;λ为围岩侧压系数。





将承载拱简化为三铰拱力学模型^[27],结合式(5) 确定三铰拱的拱高和跨度分别为 *l*₀+(*l*₁/2)、*l*+2*l*₀+*l*₁,建 立承载拱静力平衡如图 13 所示。







以拱脚左侧中心为原点 O 建立坐标系, 对承载拱 内任意一点 P(x, y), 根据部分三铰拱静力平衡公式, 可 得 P 点截面的三铰拱切应力F_T、轴力F_N和弯矩M_p为

$$\begin{cases} F_{\rm T} = (F_{\rm v} - q_{\rm v}x)\cos\varphi - (F_{\rm h} + q_{\rm h}y)\sin\varphi \\ F_{\rm N} = (F_{\rm h} + q_{\rm h}y)\cos\varphi + (F_{\rm v} - q_{\rm v}x)\sin\varphi \\ M_{\rm p} = F_{\rm v}x - F_{\rm h}y - q_{\rm v}x^2/2 - q_{\rm h}y^2/2 \end{cases}$$
(7)

式中, F_v、F_h分别为拱脚的垂直、水平支撑力, 可根据 三铰拱整体力学平衡求取为

$$\begin{cases} F_{\rm v} = \frac{q_{\rm v} \left(l + 2l_0 + l_1\right)}{2} \\ F_{\rm h} = \frac{q_{\rm v} \left(l + 2l_0 + l_1\right)^2}{8l_0 + 4l_1} - \frac{q_{\rm h}}{l_0/2 + l_1/4} \end{cases}$$
(8)

不同采掘、地质条件下托顶煤的围岩主应力特征 存在差异,主应力对巷道的扰动特征可归纳为围岩侧 压系数变化^[26]。结合式 (6)~(8),承载拱轴力 F_N 和剪 切力 F_T 由 q_h 和 F_h 等决定,间接受侧压系数 λ 影响,因 此设定叠加梁对承载拱支撑力 4 MPa,叠加梁、承载拱 厚度分别为 4.5、3.1 m,垂直地应力 σ_v = 10 MPa,不同侧 压系数下承载拱轴力和剪切力分布规律如图 14 所示,





Fig.14 Distribution of internal force of load-carrying arch affected by lateral pressure coefficient

 ① 拱肋、拱顶轴力与侧压系数呈正相关,而拱脚轴力 呈负相关性;围岩垂直应力主导时 (λ∈0~1),轴力分 布拱脚>拱肋>拱顶;水平应力主导 (λ>1),拱顶轴力迅 速增长,轴力峰值由拱脚转移至拱顶;② 承载拱剪切 力分布恒为拱脚>拱顶>拱肋,当侧压系数偏离静水压 力 (对应λ=1),拱脚截面剪切力迅速增加,此时拱脚易 横向剪切破坏。

2.2 厚顶煤巷道"组合梁-拱"结构

厚顶煤巷道的顶煤厚度大于锚杆长度,即*l*_{TC} > *l*_B,顶板内层结构可简化为加强煤梁与常规煤梁的 "组合梁"型锚固结构^[28],如图 15(a)所示。加强煤梁 下方受锚杆支护阻力 *P*_B,其内部最大、最小主应力σ₁、 σ₃均随支护阻力上升而上升,但其剪切破坏临界应力 σ持续下降^[26],对应的摩尔应力圆逐渐远离摩尔库伦 包络,如图 15(b)所示。

外部载荷下,厚顶煤巷道的顶板厚煤梁主应力轨 迹线自底部两端延展至顶部中央,形态与三铰拱类 似^[29],因此厚煤梁同时具有"梁"或"拱"的破坏,称为 厚煤梁的"梁-拱"二元性,如图 16(a)所示。结合厚 煤梁各点应力分布对其破坏类型进行判别,如图 16(b) 所示,厚煤梁底部中央表现为梁的拉伸破坏,底部两 端与左右边界表现为拱的剪切破坏,与图 14(b)中三 铰拱的拱脚、拱肋区域的剪切应力最大吻合。

基于承载拱理论,结合厚煤梁的厚度特征与巷道



Fig.15 Static equilibrium model of composite-beam









厚煤梁同时存在"梁"的拉伸破坏或"拱"的剪切破坏,以弹性力学下梁的剪切破坏(强度判别准则为 摩尔库伦强度准则的纯剪破坏)为基准,将厚煤梁破 坏准则划分为3类:

(1) 组合梁 σ_{ZHL} -拉伸破坏: 组合梁的最大拉应力 σ_{1-ZHL} 位于下部中央, 当最大拉应力超过梁的抗拉强 度极限后 (即煤的黏聚力 C), 组合梁发生拉伸破坏;

(2) 梁内拱 σ_{LNG}-剪切破坏:结合式 (7) 求取梁内 拱任意点的最大、最小主应力σ_{1-LNG}和σ_{3-LNG}, φ为煤 的内摩擦角,以摩尔库伦强度准则判识梁内拱任意点 是否发生剪切破坏;

(3) 弹性梁 σ_{TXL}-剪切破坏:基于弹性力学求取弹 性梁的最大、最小主应力σ_{1-TXL}和σ_{3-TXL},以摩尔库伦 强度准则 σ_{MOHR} 判识梁内任意点是否发生剪切破坏。

$$\begin{cases} \sigma_{\text{ZHL}} = \sigma_{1-\text{ZHL}} - C \ge 0\\ \sigma_{\text{LNG}} = \sigma_{1-\text{LNG}} - \frac{1 + \sin\varphi}{1 - \sin\varphi} \sigma_{3-\text{LNG}} - \frac{2C\cos\varphi}{1 - \sin\varphi} \ge 0\\ \sigma_{\text{MOHR}} = \sigma_{1-\text{TXL}} - \frac{1 + \sin\varphi}{1 - \sin\varphi} \sigma_{3-\text{TXL}} - \frac{2C\cos\varphi}{1 - \sin\varphi} \ge 0 \end{cases}$$
(9)

以 5 m 宽、侧压系数λ为 1.5 的厚煤梁为例,以 2 cm 间距建立组合梁、梁内拱及弹性梁的网格节点, 将"梁"或"拱"结构因形变产生的结构应力与锚杆、 锚索支护阻力叠加后,求取每个网格节点的最大拉伸 应力、最大主应力、最小主应力后,并代入式(9)。"梁" 或"拱"锚固结构在发生拉伸破坏或剪切破坏前所承 担的最大垂向载荷即为该结构的最大承载强度。不 同顶煤厚度下组合梁、梁内拱和弹性梁所对应的承载 强度如图 18 所示。





顶煤厚度 2.5~6.0 m, 拉伸破坏对应的组合梁承 载强度接近弹性梁承载曲线, 此时厚煤梁主要表现为 梁的拉伸破坏; 顶煤厚度 6.0~10 m, 剪切破坏对应的 梁内拱承载强度接近弹性梁承载曲线, 厚煤梁主要表 现为拱的剪切破坏。综上, 厚煤梁随顶煤厚度增加存 在由 "梁"向"拱"的转化,转化判别转化临界厚度为 6 m, 此时梁厚与梁宽比值 (以下简称厚宽比指标) 为 1.20, 则厚煤梁"梁-拱"转换的临界厚度表达式(式 (10)), 当厚煤梁厚度 h_{HML} 小于转换临界厚度 h_{CR} 时,其破坏 形式表现为梁的拉伸破坏;即组合梁承载强度 $\sigma_{max-ZHL}$ 小于梁内拱承载强度 $\sigma_{max-LNG}$;当 $h_{HML} \ge h_{CR}$, 其破坏形式表现为拱的剪切破坏,即组合梁承载强度 $\sigma_{max-ZHL}$ 大于梁内拱的承载强度 $\sigma_{max-LNG}$ 。

$$h_{\text{HML}} < h_{\text{CR}} \sigma_{\text{max-ZHL}} \leq \sigma_{\text{max-LNG}}$$
, "梁" 拉伸破坏
 $h_{\text{HML}} \ge h_{\text{CR}} \sigma_{\text{max-ZHL}} > \sigma_{\text{max-LNG}}$, "拱" 剪切破坏
(10)

统计厚煤梁的宽度、侧压系数、内摩擦角、黏聚 力等参量对其"梁-拱"转换厚宽比指标的影响规律如 图 19 所示:① 随梁宽由 3.5 m 增至 8.0 m,"梁-拱" 转换的厚宽比指标呈直线分布,表明巷道宽度对厚煤 梁"梁-拱"转换时厚宽比影响较小;② 随侧压系数由 0.2 增至 3.0,"梁-拱"转换的厚宽比自 1.48 续下降至 0.98,表明水平应力加强了厚煤梁的成拱效应;③ 随 内摩擦角由 15°增至 45°,厚宽比指标由 0.94 上升至 1.46,厚煤梁的成拱临界厚度上升明显;④ 随煤体黏 聚力由 0.5 MPa 增至 5 MPa,厚宽比曲线下降后趋于 平稳,临界点约为 2.0 MPa,此时厚宽比指标为 1.22。

2.3 特厚顶煤巷道"组合拱"结构

特厚顶煤巷道的顶煤厚度一般超过厚煤梁"梁-





Fig.19 Analysis of influencing factors on "beam-arch" conversion of thick coal beams

拱"转换的临界厚度,参照图 15(b) 中支护阻力对承载 拱的加强作用,特厚顶煤巷道顶板可简化为内外层的 "组合拱"锚固结构^[30],如图 20 所示,内层承载拱厚 度 *h*₁ 与 *l*_B 相同,外层承载拱厚表示为 *h*₂=*l*_C-*l*_B; *q*_{ac} 为 围岩垂直荷载。





"组合拱" 锚固结构的承载强度受内层、外层拱 厚影响明显,因此分别固定内层承载拱厚度和组合拱 整体厚度,分析外层、内层不同拱厚对组合拱承载强 度的影响规律,如图 21 所示。

(1)固定内层拱厚度为 2.0~6.0 m,统计不同厚度 外 层 拱 的 承 载 拱 强 度 占 组 合 拱 整 体 强 度 比 例 ($\sigma_{max-ZHG} - \sigma_{max-NCG}$)/ $\sigma_{max-ZHG}$,外层拱的承载强度占比 呈先升后降趋势,在外层拱厚 1~3 m 内层迅速上升, 3~5 m 上升速率趋于平稳;当外层拱厚超过 5 m 后, 承载占比趋于平稳,因此合理的外层拱厚度应不小于 3~5 m,即特厚顶煤巷道中锚索的合理长度应大于锚 杆 3~5 m;

(2)固定"组合拱"厚度为 6~10 m,统计不同内 层拱厚度下组合拱的整体承载强度,内层拱厚占组合 拱整体后的 20%~40% 时,组合拱承载强度随内层拱 厚上升而上升,内层拱厚占比超过 50% 后,组合拱承 载强度下降明显,因此合理内层拱厚所对应锚杆长度 应为锚索长度 40%~50%。

2.4 顶煤厚度对托顶煤巷道承载能力影响规律

基于 2.1~2.3 节中托顶煤巷道顶板锚固"梁-拱" 结构分类特征,不同顶煤厚度对托顶煤巷道顶板承载 强度影响曲线如图 22 所示。托顶煤巷道顶板在顶煤 厚度 0~2.5 m为"叠加梁-拱"型锚固结构;顶煤厚度 2.5~6 m为"组合梁-拱"结构;顶煤厚度大于 6 m 后, 为"组合拱"型锚固结构,随顶板锚固结构变化,托顶 煤巷道顶板承载强度存在 3 次明显变化:

(1) 当顶煤厚度超过 2.5 m(顶煤厚度超过锚杆长度), 顶板内层结构由叠加梁转为组合梁, 煤梁失去岩梁分担载荷, 顶板内层结构承载强度降低, 导致顶板





锚固结构由 16.23 MPa 突降至 13.18 MPa, 顶煤厚度 3.6 m 时锚固结构承载强度为 15.28 MPa, 为顶煤 2.4 m 条件下承载强度 16.23 MPa 的 94%, 因此将顶煤厚度 2.5~3.5 m 标为第 1 个承载力谷值, 并用黄底标识;

(2)当顶煤厚度超过6m时,顶板厚煤梁超过"梁-拱"转换临界厚度,顶板内层结构由组合梁转为承载拱,此时顶板锚固结构承载强度上升明显;

(3) 当顶煤厚度为 9~10 m 时,此时组合拱结构 中外层岩拱厚度较薄,在围岩载荷下无法自承,此时 顶板锚固结构由煤岩组合拱转为纯煤拱,导致顶板整 体锚固结构再次承载强度下降;10 m 顶煤时顶板锚固 结构承载强度为 11.27 MPa,为顶煤 9 m 时承载强度 14.17 MPa 的 80%,因此将顶煤厚度 9.0~10.0 m 标为 第 2 个承载力谷值,并用黄底标识。

因此,合理托顶煤巷道支护设计中,锚杆或锚索

的长度应适当超过顶煤厚度。

3 托顶煤巷道锚固"梁−拱"结构顶板冲击失 稳机制

3.1 弹性波下托顶煤巷道动载应力响应特征

诱发冲击的微震事件空间距离与托顶煤巷道一 般较远,将诱冲动载简化为作用于圆形锚固巷道的弹 性平面 P 波和 S 波,如图 23 所示,图中, a 为巷道半径; b 为锚固结构半径; r 为动载波在距离巷道中心半径; θ为水平夹角; σ_m为产生瞬时动载为径向应力; σ_{θθ}为环 向应力; τ_{rθ}为切应力。

将平面弹性波转化为级数形式后,其在锚固结构 外表面、巷道表面的 n 次透射反射产生新的弹性 P 波 和 S 波,则原始动载 P、S 波在锚固结构中动载应力分 别如式 (11)、(12) 所示^[31]:

$$\sigma_{rr} = \frac{2G_2}{r^2} \sum_{n=0}^{\infty} \left[C_n \xi_{11}^3 (\alpha_2 r) + D_n \xi_{11}^4 (\alpha_2 r) + M_n \xi_{12}^3 (\beta_2 r) + N_n \xi_{12}^4 (\beta_2 r) \right] \cos n\theta$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{2G_2}{r^2} \sum_{n=0}^{\infty} \left[C_n \xi_{21}^3 (\alpha_2 r) + D_n \xi_{21}^4 (\alpha_2 r) + M_n \xi_{22}^3 (\beta_2 r) + N_n \xi_{22}^4 (\beta_2 r) \right] \cos n\theta$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{2G_2}{r^2} \sum_{n=0}^{\infty} \left[C_n \xi_{41}^3 (\alpha_2 r) + D_n \xi_{41}^4 (\alpha_2 r) + M_n \xi_{42}^3 (\beta_2 r) + N_n \xi_{42}^4 (\beta_2 r) \right] \sin n\theta$$

$$\left\{ \sigma_{rr} = \frac{2G_2}{r^2} \sum_{n=0}^{\infty} \left[C_n \xi_{11}^3 (\alpha_2 r) + D_n \xi_{11}^4 (\alpha_2 r) + M_n \xi_{12}^3 (\beta_2 r) + N_n \xi_{12}^4 (\beta_2 r) \right] \sin n\theta$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{2G_2}{r^2} \sum_{n=0}^{\infty} \left[C_n \xi_{21}^3 (\alpha_2 r) + D_n \xi_{21}^4 (\alpha_2 r) + M_n \xi_{22}^3 (\beta_2 r) + N_n \xi_{12}^4 (\beta_2 r) \right] \sin n\theta$$

$$\left\{ \tau_{r\theta} = \frac{2G_2}{r^2} \sum_{n=0}^{\infty} \left[C_n \xi_{21}^3 (\alpha_2 r) + D_n \xi_{21}^4 (\alpha_2 r) + M_n \xi_{22}^3 (\beta_2 r) + N_n \xi_{22}^4 (\beta_2 r) \right] \sin n\theta$$

$$\left\{ \tau_{r\theta} = \frac{2G_2}{r^2} \sum_{n=0}^{\infty} \left[C_n \xi_{31}^3 (\alpha_2 r) + D_n \xi_{41}^4 (\alpha_2 r) + M_n \xi_{32}^3 (\beta_2 r) + N_n \xi_{42}^4 (\beta_2 r) \right] \sin n\theta$$

$$\left\{ \tau_{r\theta} = \frac{2G_2}{r^2} \sum_{n=0}^{\infty} \left[C_n \xi_{41}^3 (\alpha_2 r) + D_n \xi_{41}^4 (\alpha_2 r) + M_n \xi_{42}^3 (\beta_2 r) + N_n \xi_{42}^4 (\beta_2 r) \right] \sin n\theta$$

$$\left\{ \tau_{r\theta} = \frac{2G_2}{r^2} \sum_{n=0}^{\infty} \left[C_n \xi_{41}^3 (\alpha_2 r) + D_n \xi_{41}^4 (\alpha_2 r) + M_n \xi_{42}^3 (\beta_2 r) + N_n \xi_{42}^4 (\beta_2 r) \right] \cos n\theta$$

式中, G_2 为锚固结构剪切模量; ξ_{11}^3 、 ξ_{11}^4 和 ξ_{12}^3 等为弹性 波在透射反射时的动载应力形式; Cn、Dn、Mn、Nn为



图 23 托顶煤巷道的动载平面波动力响应机制

Dynamic stress response of plane wave in Fig.23 roadway with top-coal

待定系数,由巷表和锚固结构外表面应力边界条件决 定^[31]。以 20、60、100、200 Hz 质点峰值速度 V_{PP} 为 0.1 m/s 的弹性波为例, P 波和 S 波在锚固结构外表面 产生的径向应力σ_{rr}如图 24 所示。

(1) 径向动载应力 σ_r 随弹性波频率增加而增加; 200 Hz下 P 波、S 波的动载应力峰值为 91.1 MPa 和 185.3 MPa, 是 20 Hz 的 130.1 和 308.8 倍, 表明动载应 力受弹性波频率影响显著,且S波的动载应力远高于 P波。

(2) 弹性波频率同样影响径向应力σ_{rr}的分布形态; 随频率由 20 Hz 增至 200 Hz, P 波、S 波的动载应力分 别由圆形、双峰形变为五峰形和八峰形,且最大峰值 应力角度θ由 180°、140°变为 0°和 23°。

3.2 托顶煤巷道"梁"型锚固结构冲击失稳机制

动载扰动下,外层承载拱将静载荷 osv、 osh 和动载 荷σ_{dv}、σ_{db}施加至内层梁(施加比例由围岩载荷和梁承 载强度共同决定),梁受力后弯曲下沉,在底部中央产 生最大拉应力中央,据此可得锚固梁结构的破坏准则为

200

270

 $\theta / (\circ)$

(b)S波动载径向应力响应特征

120

240

10

0 ୍କି

5

30

0

330

S波频率--

20、60 Hz

"/MPa 5

60

300



$$\sum_{(x,y)} \sigma_t \ge C, 梁结构失稳$$
 (13)

式中, (*x*, *y*) 为锚固梁结构内任意坐标; σ_t为该点的最 大拉伸应力; *C* 为煤岩梁的黏聚力, MPa。

锚固梁结构的拉伸破坏自底部中央向上、向两端 扩展,以 0.02 m 间距将梁网格化,拉伸破坏区域边界 有 $\sigma_t = C$,据此统计拉伸破坏区域的深度和宽度分别 为 l_{dl} 和 l_{dd} ,如图 25 所示。

锚固梁结构在单一静载和动静载组合下的失稳 表达式为

$$\begin{cases} \sigma_{\rm lt} = f_1(\sigma_{\rm sv}, \sigma_{\rm sh}), 单 - 静载 \\ \sigma_{\rm lt} + \Delta \sigma_{\rm lt} = f_1(\sigma_{\rm sv} + \sigma_{\rm dv}, \sigma_{\rm sh} + \sigma_{\rm dh}), 动解组合 \end{cases}$$
(14)

式中, σ_{sv} 、 σ_{sh} 为单一静载下外层锚固拱对内层梁的施 加载荷; σ_{dv} 、 σ_{dh} 为动载扰动下承载拱施加给梁的动载 荷和梁内弹性波的动载径向、环向应力、切应力之和; f₁为动静载荷和梁内最大拉应力 σ_{h} 的函数关系, 受梁





的宽度和厚度影响。

与常规动静载理论^[32]相似, 锚固梁结构的拉伸破 坏也受外部组合动静载的影响。不同的, 梁结构尺寸 对内部拉伸应力的影响显著, 以1 MPa 的水平、垂直 动载荷Δσ_h、Δσ_v为例, 不同梁宽、梁厚下梁的最大拉 应力增量曲线如图 26 所示。



曹安业等:托顶煤巷道锚固"梁-拱"结构分类及顶板冲击失稳机制



Fig.26 Influence of the size of the beam structure on the increment of tensile stress

锚固梁结构的拉应力增量随梁宽增加、梁厚降低 呈指数级上升;垂直动载荷产生的拉应力增量一般大 于水平动载荷。以厚度宽度为 2 m×5 m 的煤梁为例, 1 MPa 垂直载荷对应的拉应力增量为 4.79 MPa,可认 为该梁将 1 MPa 的外界载荷转为 4.79 倍的破坏应力 (拉伸应力),即锚固梁结构对冲击载荷具有放大效应, 4.79 为梁的放大系数。

锚固梁结构的放大效应可部分解释远场或低能 级动载对于大跨度或薄层顶板的冲击破坏效应。

统计网格化后梁的破坏深度 l_{dl}、宽度 l_{dd},基于锚 固梁结构的破坏特征将托顶巷道的宏观破坏类型划 分为轻微破坏、宏观裂隙、浅部离层和网兜破坏等,如 图 27 所示。

(1) *l*_{dd}<0.5×梁厚且 *l*_{dl}<0.5×梁宽。梁破坏区域较小,破坏或失效锚杆索数量少,锚固梁结构完整性较

强,破坏类型为轻微破坏;

(2) *l*_{dd}≥0.5×梁厚且 *l*_{dl}<0.5×梁宽。梁破坏区域较
 窄, 仅影响少量锚杆, 但破坏深度较大, 锚杆可完全失效, 破坏类型为宏观裂隙;

(3) l_{dd}<0.5×梁厚且 l_{dl}≥0.5×梁宽。梁破坏区域较宽,浅表围岩因大面积破坏失去深部围岩悬吊作用,整体离层下沉,巷道表现为浅部离层;

(4) *l*_{dd}≥0.5×梁厚且 *l*_d≥0.5×梁宽。梁破坏区较 大,失效锚杆与破碎围岩被金属网包裹后形成网兜, 悬吊于锚索下方,巷道表现为网兜破坏。

3.3 托顶煤巷道"拱"型锚固结构冲击失稳机制

动载扰动下围岩对外层承载拱施加动静载荷为 σ_{sv} 、 σ_{sH} 和 σ_{dv} 、 σ_{dH} ,内层梁结构对其支撑力为 σ_{sv} 、 σ_{sh} 、 σ_{dv} 、 σ_{dh} 。锚固承载拱结构沿轴线压缩并产生滑 动力,据此可得锚固拱结构的破坏准则为



图 27 锚固梁结构的宏观破坏类型

Fig.27 Macroscopic failure types of beams structure

$$\sum_{(x,y)} \sigma_{\text{slip}} = \sum \sigma_{\text{shear}} - \sum \sigma_{\text{s-r}} \ge 0, \text{ 拱结构失稳} \qquad (15)$$

式中, σ_{slip} 为锚固拱最大滑动力; σ_{shear} 为锚固拱剪切力; σ_{s-r} 为滑动阻力,由围岩内摩擦角和黏聚力决定。

锚固拱结构的剪切破坏同样自底部中央向上、向 两端扩展,以 0.02 m 间距将拱网格化,剪切破坏区域 $\sum_{(x,y)}^{S+D-stress} \sigma_{juge} = f_g \left(\int_0^o \sigma_{sV} + \int_0^o \sigma_{dV} - \int_0^i \sigma_{sv} - \int_0^i \sigma_{dv} \right)$

式中, σ'_{dV} 、 σ'_{dH} 为拱内弹性波的动载径向、环向、切应 力之和; f_g 为动静载荷和拱内最大滑动力 σ_j 的函数关 系, 受拱的宽度和厚度影响; $\int_0^o \sigma_{sV} \times \int_0^o \sigma_{dV} \times \int_0^o \sigma_{sh}$ 和 $\int_0^o \sigma_{dh}$ 为动载、静载应力对拱外界面的合载荷; $\int_0^i \sigma_{sv} \times \int_0^i \sigma_{dv} \times \int_0^i \sigma_{sh} n \int_0^i \sigma_{dh}$ 为动载、静载下内结构对拱的支撑 力, 与梁结构承载力互为反力。





边界有 $\sigma_{juge} = 0$,据此统计剪切破坏区域的深度和宽度 分别为 g_{dl} 和 g_{dd} ,如图 28 所示。

锚固拱结构在单一静载 S-stress 和动静载组合 S+D-stress 下是失稳表达式为

$$\sum_{(x,y)}^{S-\text{stress}} \sigma_{\text{juge}} = f_g \left(\int_0^O \sigma_{\text{sV}} - \int_0^i \sigma_{\text{sv}}, \int_0^O \sigma_{\text{sH}} - \int_0^i \sigma_{\text{sh}} \right), \quad \dot{\Psi} \longrightarrow \hat{\mathbb{P}} \hat{\mathbb{P}} \hat{\mathbb{P}}$$

类似的, 拱结构尺寸对内部滑动力影响显著, 以 1 MPa 的水平、垂直动载荷Δσ_H、Δσ_V为例, 不同拱宽、 拱厚下最大滑动力增量曲线如图 29 所示。

锚固拱结构的滑动力增量随拱宽增加、拱厚降低 呈线性上升;水平动载荷产生的滑动力增量恒大于垂 直动载荷。以厚宽为 5 m×5 m 的煤拱为例, 1 MPa 水 平载荷对应的剪切力增量为 5.37 MPa, 可认为该拱将 1 MPa 的外界载荷转为 5.37 倍的破坏应力 (剪切力), 即锚固拱结构对冲击载荷具有放大效应, 5.37 为拱的 放大系数。

统计网格化后拱的破坏深度 g_{dl}、宽度 g_{dd},基于锚 固拱结构的破坏特征将托顶巷道的宏观破坏类型划 分为轻微破坏、局部垮顶、深部离层和大面积垮顶等, 如图 30 所示。

(1) g_{dd}<0.5×拱厚且 g_{dl}<0.5×拱宽: 拱破坏区域较小,破坏或失效锚索数量少,锚固拱结构完整性较强,



图 29 锚固拱结构尺寸对剪切力增量的影响规律

Fig.29 Influence of the size of the arch structure on the increment of shear stress

破坏类型为轻微破坏。

第4期

(2) g_{dd}≥0.5×拱厚且 g_{dl}<0.5×拱宽: 拱破坏区域较 窄, 仅少量锚索可能完全失效, 破碎围岩通过失效金 属网垮落, 破坏类型为局部垮顶。

(3) g_{dd}<0.5×拱厚且 g_{dl}≥0.5×拱宽: 拱破坏区域较 宽, 深部围岩因大面积破坏失去上方围岩悬吊作用, 整体离层下沉, 巷道表现为深部离层。

(4) g_{dd}≥0.5×拱厚且 g_{dl}≥0.5×拱宽: 拱破坏区较 大, 失效锚索与破碎围岩等失去锚固后大面积垮落, 巷道表现为大面积垮顶。

4 托顶煤巷道锚固"梁-拱"结构抗冲支护优化

4.1 锚固"梁-拱"结构抗冲支护优化

301 工作面回风巷道的顶煤厚度 10 m, 原支护中 锚索长度 7 m、锚杆长度 2.8 m, 判断其顶板锚固结构 为内层拱厚 2.8 m、外层拱厚 4.2 m 的组合拱; 锚杆间 排 距 950 mm×1 100 mm, 锚 索 间 排 距 1 500 mm×

 Gav
 Gav

 協会
 Gav

 Gav
 Gav

 Gav

1100 mm,如图 31(a) 所示。结合式 (5)~(8),1.5 侧压 系数下内层拱的垂向承载强度为 4.65 MPa,内层拱支 撑下组合拱的整体承载强度为 14.2 MPa,内层拱承载能 力为整体锚固结构的 32.5%,据此确定内层拱为回风顺 槽的支护薄弱环节,应加强内层拱厚提高其承载能力。

基于锚杆对内层拱的加强作用,内层拱厚 h₁ 一般 与锚杆长度 l_B 相同,如图 29(a) 所示,延长锚杆长度以 提升内层拱厚,拱内最大滑动力下降明显,对应的其 承载强度上升明显。具体优化方案:原有锚杆中间位置 补打长度为 4.6 m 的短锚索,间排距 750 mm×1 100 mm, 如图 31(b) 所示,内层拱厚提升至 4.6 m 后其承载强 度提升了 43.7%,为 6.68 MPa,组合拱整体承载能力 提升显著,为 17.4 MPa。

4.2 锚固"梁-拱"结构抗冲能力评估

式 (11)、(12) 中影响巷道围岩动载应力的弹性波 参量为频率和质点峰值速度,统计 301 工作面微震能 量、传播距离与频率和质点峰值速度的拟合关系,构



(b)局部垮顶



(b)回风巷道原支护参数

图 31 301 工作面回风巷道组合拱结构支护优化

Fig.31 Optimization of support parameters for combined arch of air-return roadway in Working Face 301



参照图 26、图 29 对托顶煤巷道宏观破坏类型统计, 如图 32 所示。







Fig.32 Evaluation of the rock burst resistance of the combined arch of air-return roadway in Working Face 301

(1)支护优化前,内拱在动载下破坏频次达100%, 表明已发生静载破坏,且浅部离层、宏观裂隙破坏频 次占比动载频次达35.1%和1.1%;外拱破坏频次较高 为63.0%,深部离层、大面积垮顶破坏频率为5987、 383次;

(2) 支护优化后, 内拱破坏频次下降至 10.7%, 表明 4.8 m 厚度下内拱可自稳, 动载下宏观裂隙由 2 691 次降至 2 196 次; 外拱因内拱支撑力上升, 破坏频次下降至 35.3%, 深部离层、大面积垮顶破坏频次降至 3 923、256 次, 但因组合拱整体厚度未发生变化, 破坏 类型分布云图变化较小。

5 结 论

(1)物理相似实验显示托顶煤巷道的顶煤厚度与冲击破坏程度、围岩应力和围岩位移呈正向相关,与巷表加速度呈负相关;顶板存在内、外层的梁或拱形锚固结构;随顶煤厚度增加,顶板内层锚固结构存在 由"梁"向"拱"的逐步转换。

(2) 按照顶煤厚度与支护构件相对关系,将托顶煤 巷道顶板锚固结构划分为薄顶煤的"叠加梁-拱"、厚 顶煤的"组合梁-拱"和特厚顶煤的"组合拱",建立了 厚煤梁由"梁"向"拱"转化的临界厚度指标,提出了 外层承载拱的合理厚度应不小于 3~5 m,内层拱厚度 对应的锚杆长度应位于锚索长度的 40%~50%。

(3) 顶板锚固梁结构和锚固拱结构的冲击失稳机 制为动静载荷下分别达到其拉伸、剪切强度极限后破 坏;厚宽为2m×5m、5m×5m的煤梁和煤拱分别将 冲击载荷转为4.79、5.37倍的破坏应力,锚固"梁-拱" 结构对冲击载荷的放大效应受其尺寸影响明显。

(4) 基于 301 工作面回风巷道的顶煤与支护参数 判别其顶板为锚固"组合拱"结构,顶板内层拱厚度较 薄,承载强度较低,可增加锚杆长度提升内层拱厚,对 应的"组合拱"结构的承载能力上升明显,与抗冲能力 评估结果相符。

参考文献(References):

- 王联合,曹安业,郭文豪,等. "断层-褶皱"构造区巷道冲击地压机 理及失稳规律[J]. 采矿与安全工程学报, 2023, 40(1): 69-81, 90.
 WANG Lianhe, CAO Anye, GUO Wenhao, et al. Rockburst mechanics and characteristics of roadways in "fault-fold" structure area[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2023, 40(1): 69-81, 90
- [2] 刘金海,孙浩,田昭军,等. 煤矿冲击地压的推采速度效应及其动态 调控[J]. 煤炭学报, 2018, 43(7): 1858–1865.
 LIU Jinhai, SUN Hao, TIAN Zhaojun, et al. Effect of advance speed on rock burst in coal mines and its dynamiccontrol method[J]. Journal of China Coal Society, 2018, 43(7): 1858–1865.
- [3] 靖洪文, 吴疆宇, 尹乾, 等. 动载扰动下深部煤巷冲击垮顶的颗粒流 数值模拟研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2020, 39(S2): 3475-3487. JING Hongwen, WU Jiangyu, YIN Qian, et al. Particle flow simulation of rock burst and roof fall of deep coal roadway under dynamic disturbance[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2020, 39(S2): 3475-3487.
- [4] 吴拥政, 付玉凯, 何杰, 等. 深部冲击地压巷道"卸压-支护-防护"协同防控原理与技术[J]. 煤炭学报, 2021, 46(1): 132-144.
 WU Yongzheng, FU Yukai, HE Jie, et al. Principle and technology of "pressure relief-support-protection" collaborative prevention and control in deep rock burst roadway[J]. Journal of China Coal Society, 2021, 46(1): 132-144.
- [5] CAI M. Principles of rock support in burst-prone ground[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2013, 36: 46–56.
- [6] 刘晓辉, 薛洋, 郑钰, 等. 冲击荷载下煤岩破碎过程能量释放研究
 [J]. 岩石力学与工程学报, 2021, 40(S2): 3201-3211.
 LIU Xiaohui, XUE Yang, ZHENG Yu, et al. Research on energy release in coal rock fragmentation process under impact load[J].
 Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2021, 40(S2): 3201-3211.
- [7] 王猛,宋子枫,郑冬杰,等. FLAC~(3D) 中岩石能量耗散模型的开发与应用[J]. 煤炭学报, 2021, 46(8): 2565-2573.
 WANG Meng, SONG Zifeng, ZHENG Dongjie, et al. Development and application of rock energy dissipation model in FLAC^{3D}[J]. Journal of China Coal Society, 2021, 46(8): 2565-2573.
- [8] 孔令海. 增量荷载作用下深部煤巷冲击破坏规律模拟试验研究[J]. 煤炭学报, 2021, 46(6): 1847–1854.

- [9] 施天威, 潘一山, 王爱文, 等. 基于能量贮存及释放主体的煤矿冲击 地压分类[J]. 煤炭学报, 2020, 45(2): 524-532.
 SHI Tianwei, PAN Yishan, WANG Aiwen, et al. Classification of rock burst in coal mine based on energy storage and release bodies[J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(2): 524-532.
- [10] 潘俊锋,刘少虹,夏永学,等.大倾角破碎煤层巷道冲击破坏特征 与支护方法[J].采矿与安全工程学报,2021,38(5):946-953. PAN Junfeng, LIU Shaohong, XIA Yongxue, et al. Impact failure characteristics and support methods of roadway in largely-inclined broken coal seams[J]. Journal of Mining& Safety Engineering, 2021, 38(5): 946-953.
- [11] NIEROBISZ A. Investigation of mine roadway support load during seismic events[J]. Journal of Mining Science, 2012, 48(2): 298–307
- [12] 吴拥政, 陈金宇, 焦建康, 等. 冲击载荷作用下锚固围岩损伤破坏 机制[J]. 煤炭学报, 2018, 43(9): 2389-2397.
 WU Yongzheng, CHEN Jinyu, JIAO Jiankang, et al. Damage and failure mechanism of anchored surrounding rock withimpact loading[J]. Journal of China Coal Society, 2018, 43(9): 2389-2397.
- [13] WU Y Z, GAO F Q, CHEN J Y, et al. Experimental study on the performance of rock bolts in coal burst-prone mines[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2019, 52(10): 3959–3970.
- [14] TAN Y L, GUO W Y, ZHAO T B, et al. Influence of fissure number on the mechanical properties of layer-crack rock models under uniaxial compression[J]. Advances in Civil Engineering, 2018; 1–12
- [15] 姜福兴,冯宇, A KOUAME K J,等. 高地应力特厚煤层"蠕变型" 冲击机理研究[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(10): 1762–1768. JIANG Fuxing, FENG Yu, A KOUAME K J, et al. Mechanism of creep-induced rock burst in extra-thick coal seam under high ground stress[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, 37(10): 1762–1768.
- [16] 贾后省,李国盛,王路瑶,等.采动巷道应力场环境特征与垮顶机 理研究[J].采矿与安全工程学报,2017,34(4):707-714. JIA Housheng, LI Guosheng, WANG Luyao, et al. Characteristics of stress-field environment and roof falling mechanism of mining influenced roadway[J]. Journal of Mining& Safety Engineering, 2017, 34(4): 707-714.
- [17] 贾明魁. 锚杆支护煤巷塆顶成因分类新方法[J]. 煤炭学报, 2005, 30(5): 26-28.
 JIA Mingkui. A new way of genetic classification on roof falling of bolts upporting roadway[J]. Journal of China Coal Society, 2005, 30(5): 26-28.
- [18] 潘一山,代连朋,李国臻,等.煤矿冲击地压与垮顶复合灾害研究
 [J].煤炭学报, 2021, 46(1): 112–122.
 PAN Yinshan, DAI Lianpeng, LI Guozhen, et al. Study on compound disaster of rock burst and roof falling in coal mines[J]. Journal of China Coal Society, 2021, 46(1): 112–122.
- [19] GAO M S, HE Y L, XU D, et al. A new theoretical model of rock burst-prone roadway support and its application[J]. Geofluids, 2021, 2021; 1–11.
- [20] 谢正正. 深部巷道煤岩复合顶板厚层跨界锚固承载机制研究[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2020.
 XIE Zhengzheng. Research on bearing mechanism of thick layer cross-boundary anchorage for coal-rock composite roof in deep roadways [D]. Xuzhou: China University of Mining and Techno-
- logy, 2020. [21] 王盛川. 褶皱区顶板型冲击矿压"三场"监测原理及其应用[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2021. WANG Shengchuan. "Three-Field" monitoring principle and application of rock burst caused by hard roof in fold area [D]. Xuzhou:

China University of Mining and Technology, 2021.

[22] 史新帅,靖洪文,赵振龙,等.大尺度三维巷道冲击地压灾变演化 与失稳模拟试验系统研制与应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2021, 40(3): 556-565.
SHI Xinshuai, JING Hongwen, ZHAO Zhenlong, et al. Development and application of a large scale 3D roadway rockburst disaster

ment and application of a large scale 3D roadway rockburst disaster evolution and instability simulation test system[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2021, 40(3): 556–565.

- [23] 卢文波, W HUSTRULID. 质点峰值振动速度衰减公式的改进[J]. 工程爆破, 2002(3): 1-4.
 LU Wenbo, W HUSTRULID. An improvement to the equation for the attenuation of the peak particle velocity[J]. Engineering blasting, 2002(3): 1-4.
- [24] 姚强岭, 李英虎, 夏泽, 等. 基于有效锚固层厚度的煤系巷道顶板 叠加梁支护理论及应用[J]. 煤炭学报, 2022, 47(2): 672-682. YAO Qiangling, LI Yinghu, XIA Ze, et al. Theory and application of roof superimposed beam support of coal roadway based on effective anchorage layer thickness[J]. Journal of China Coal Society, 2022, 47(2): 672-682.
- [25] 张益东,程亮,杨锦峰,等.锚杆支护密度对锚固复合承载体承载 特性影响规律试验研究[J].采矿与安全工程学报,2015,32(2): 305-309,316.

ZHANG Yidong, CHENG Liang, YANG Jinfeng, et al. Bearing characteristic of composite rock-bolt bearing structure under different bolt support density[J]. Journal of Mining& Safety Engineering, 2015, 32(2): 305–309,316.

- [26] 郭文豪. 冲击地压托顶煤巷道锚固 "梁-拱" 结构分类与冲击失稳 机制[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2023.
 GUO Wenhao. Classification and instability mechanism of anchored "beam-arch" composite structure in rock burst roadways with topcoal [D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2023.
- [27] 余伟健,高谦,朱川曲. 深部软弱围岩叠加拱承载体强度理论及应用研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(10): 2134-2142.
 YU Weijian, GAO Qian, ZHU Chuanqu. Study of strength theory and application of overlap arch bearing body for deep soft surrounding rock[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, 29(10): 2134-2142.
- [28] 罗霄. 煤巷复合层状顶板承载特性研究[D]. 北京: 中国矿业大学 (北京), 2018.
 LUO Xiao. The study of bearing characteristics of composite layered roof in the coal roadway [D]. Beijing: China University of Mining&Technology-Beijing, 2018.
- [29] 娄金福.采场覆岩破断与应力演化的梁拱二元结构及岩层特性影响机制[J].采矿与安全工程学报, 2021, 38(4): 678-686. LOU Jinfu. Influence mechanism of beam-arch binary structure and strata characteristics on fracture and stress evolution of overlying strata in stope[J]. Journal of Mining& Safety Engineering, 2021, 38(4): 678-686.
- [30] 孟庆彬, 钱唯, 韩立军, 等. 极软弱地层双层锚固平衡拱结构形成 机制研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2019, 36(4): 650-659.
 MENG Qingbin, QIAN Wei, HAN Lijun, et al. Formation mechanism of arch structure balanced by double-layer anchor in extremely weak strata[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2019, 36(4): 650-659.
- [31] WILLIAM R P. Seismic-source energies of underground nuclear explosions[J]. Bulletin of the Seismological Society of America, 1972, 62(3): 763–774.
- [32] 窦林名,何江,曹安业,等.煤矿冲击地压动静载叠加原理及其防治[J].煤炭学报,2015,40(7):1469-1476.
 DOU Linming, HE Jiang, CAO Anye, et al. Rock burst prevention methods based on theory of dynamic and static combined load induced in coal mine[J]. Journal of China Coal Society, 2015, 40(7): 1469-1476.