

动载扰动诱发巷道冲击的风险性分析

刘洪涛, 陈子晗, 韩洲, 刘勤裕, 韩子俊, 张成璐, 张红凯

(中国矿业大学(北京) 能源与矿业学院, 北京 100083)

摘要: 巷道冲击地压发生机理与风险性评估问题, 对不同区域应力场中的巷道围岩分区能量释放规律进行分析, 考虑动载事件扰动, 建立了始态应力场、动载事件产生的瞬态应力场与巷道围岩破坏之间的力学联系, 提出了动载事件扰动下的终态巷道围岩塑性区边界计算方程, 阐述了动载事件与始态应力场共同作用诱发冲击地压的机理, 并对不同因素变化下的巷道冲击风险性进行了分析, 以震动事件发生角为指标对动载事件发生的不同区域进行了风险强度的划分。研究结果表明: 区域应力场不均匀程度的增大使得巷道围岩系统在扰动平衡后的能量释放量增大, 且能量释放的主要区域为区域应力场的最大围压方向; 巷道冲击地压是巷道围岩受始态应力场与动载事件的瞬态应力场二者共同作用的结果, 动载事件的影响会使得巷道围岩系统的终态应力场产生偏转, 而围岩协调所释放的能量是冲击产生的主要原因; 当始态应力场处于蝶形风险区时, 受动载事件影响后的巷道冲击风险性更大, 且动载事件的有效释放能量的增大、震源距离的减小与横波能量占比的增大会使得巷道冲击风险性随之增大; 震动事件发生角影响着巷道冲击风险性, 当动载事件发生在强风险区与次强风险区时, 微小的动载事件也极易诱发冲击地压, 巷道冲击风险性较高; 当动载事件发生在弱风险区时, 较大的动载事件也不易引起冲击地压, 巷道的冲击风险性较低。

关键词: 冲击风险性; 蝶形塑性区; 动载事件; 区域应力场

中图分类号: TD324 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-9993(2024)04-1771-15

Analysis of dynamic loading events and the risk of roadway rockburst

LIU Hongtao, CHEN Zihan, HAN Zhou, LIU Qinyu, HAN Zijun, ZHANG Chenglu, ZHANG Hongkai

(School of Energy and Mining Engineering, China University of Mining & Technology-Beijing, Beijing 100083, China)

Abstract: Aim at the mechanism and risk assessment of rockburst of mine roadways, the energy release laws of roadway surrounding rock in different regional stress fields are analyzed. Combined with the impact of dynamic load events, the mechanical relationship between the initial stress field, the transient stress field generated by dynamic load events, and the failure of roadway surrounding rock is established. A calculation equation for the final boundary of the plastic zone of the roadway surrounding rock under the disturbance of dynamic load events is proposed, and the mechanism of rockburst induced by the joint action of dynamic load events and initial stress fields is explained. The risk of roadway rockburst under different factors is analyzed, and the risk intensity is divided into different locations where dynamic load events occurred based on the angle of occurrence of dynamic load events. The research results indicate that with the increasing differentiation of the regional stress field, the energy release of the roadway system after disturbance equilibrium will also increase,

收稿日期: 2023-10-03 修回日期: 2024-01-24 责任编辑: 王凡 DOI: 10.13225/j.cnki.jccs.2023.1235

基金项目: 国家自然科学基金联合基金资助项目 (U22A20165); 国家自然科学基金资助项目 (52004289); 中央高校基本科研业务费资助项目 (2022XJNY01)

作者简介: 刘洪涛 (1981—), 男, 内蒙古牙克石人, 教授, 博士生导师。E-mail: lht5004@sina.com

通讯作者: 陈子晗 (2000—), 男, 江苏镇江人, 博士研究生。E-mail: czh18362046062@163.com

引用格式: 刘洪涛, 陈子晗, 韩洲, 等. 动载扰动诱发巷道冲击的风险性分析[J]. 煤炭学报, 2024, 49(4): 1771-1785.

LIU Hongtao, CHEN Zihan, HAN Zhou, et al. Analysis of dynamic loading events and the risk of roadway rockburst[J]. Journal of China Coal Society, 2024, 49(4): 1771-1785.



移动阅读

and the main area of the energy release is the direction of the maximum stress of the regional stress field. The roadway rockburst is the result of the joint action of the initial stress field and the transient stress field of the dynamic load event on the surrounding rock of the roadway. The impact of the dynamic load event will cause the final stress field of the roadway system to deflect, and the energy released by the coordination of the surrounding rock is the main cause of the rockburst. When the initial stress field is in the butterfly risk area, the risk of roadway rockburst is greater after being affected by dynamic load events, and the increase of the effective release energy of dynamic load events, the decrease of the event distance, and the increase of the proportion of shear wave energy will increase the risk of roadway rockburst. The angle of occurrence of dynamic load events affects the risk of roadway rockburst. When dynamic load events occur in some strong risk areas and sub-strong risk areas, small dynamic load events are also highly possible to induce rockburst, and the risk of roadway rockburst is high. When dynamic load events occur in some weak risk areas, larger dynamic load events are also less likely to cause rockburst, and the risk of roadway rockburst is lower.

Key words: rockburst risk; butterfly failure; dynamic load events; regional stress field

冲击地压是一种突发的破坏力巨大的矿山煤岩动力灾害,随着煤矿开采深度与强度的日益增大,其对矿井安全高效生产的威胁也与日俱增^[1-2]。国内外学者针对冲击地压现象进行研究,形成了“强度理论”、“刚度理论”、“能量理论”、“冲击倾向性理论”等具有广泛影响力的理论,对冲击地压发生机理的研究有着较大的促进作用^[3]。近年来,众多学者进行了更加广泛而深入的研究,窦林名等^[4]对动载和静载叠加诱发冲击地压的能量和应力条件进行研究,分析了煤矿动静载特征,认为冲击地压是在高静载和强动载 2 种情况下产生的。姜耀东等^[5]研究了断层对冲击地压的作用机制,认为断层活动使得煤岩体的物理力学性质产生了变化,且改变了构造应力场。潘一山^[6]提出了冲击地压扰动响应失稳理论,由严格数学推导得到了煤岩变形系统扰动量、响应量的临界指标,并建立了相应的联系,由此系统地冲击地压防治进行了探讨。姜福兴等^[7]从采场覆岩结构出发,认为采场上覆岩层结构运移的复杂化是冲击地压产生各种复杂形式的主要原因,提出了载荷三带的结构模型。潘俊锋等^[8]等依据微震监测结果,从能量角度给出了冲击地压发生的判据,并对冲击发生的全过程进行了剖析,形成了冲击地压启动理论。马念杰等^[9]由均值圆形巷道的围岩塑性区恶性扩展的力学机制入手,认为一定触发事件的诱导会使区域应力场产生变化,导致围岩系统中积聚的大量弹性能被释放,并给出了蝶形冲击三准则。这些研究成果使得人们对冲击地压发生机制有着更深入地了解,并为冲击地压地预测提供了多种有效的预测。

然而,目前冲击风险性的评估大多是基于煤岩体的固有性质,以一定的指标对煤岩体冲击后的破坏能力进行衡量^[10-13],比如煤的冲击倾向性指标,其能够

对冲击地压的发生可能性进行评判,但却无法解释部分矿井中无冲击倾向的煤岩体也会产生冲击地压的现象。相关研究表明,冲击地压实际上由煤岩体的物理力学性质和煤岩体所处的应力环境 2 者共同决定,且井下动载的扰动与冲击地压的发生密切相关^[4,14],因此,同时考虑煤岩体物理力学性质、应力环境和动载事件扰动 3 者共同影响下的冲击地压发生机理与冲击风险性评估亟待研究。

针对上述问题,笔者基于考虑区域应力场和巷道围岩相互作用的蝶形冲击地压理论,对不同应力场下巷道围岩不同区域能量释放规律展开研究,结合动载事件对井下巷道围岩系统的影响,将巷道冲击地压视为巷道围岩系统受始态应力场和动载事件产生的瞬态应力场 2 者共同作用的结果,提出了动载事件扰动后的终态巷道围岩塑性区边界计算方程,通过动载事件影响因素的变化,以围岩塑性区最大深度 R_{\max} 增量作为指标对巷道冲击地压产生的原因及冲击风险性进行了分析,以期对冲击地压发生机理研究与风险评估等提供一定的借鉴。

1 巷道蝶形塑性区致灾机理

研究巷道问题时,受到现有数学条件的限制,学者通常将巷道与围岩整体视为一个系统,将巷道问题简化为平面应变模型进行分析。马念杰等^[15]、赵志强^[16]考虑到构造应力与采动应力会使得巷道围岩系统周围的应力状态产生差异化分布,对非均匀应力场下的巷道围岩受力情况及塑性区演化规律进行了研究,发现区域应力场不均匀程度的增加会使得巷道围岩塑性区呈现圆形向椭圆形、蝶形过渡的趋势,且区域主应力场方向的变化会引起巷道围岩塑性区的旋转响应^[17]。当区域应力场的不均匀程度达到一定值时,即巷道围岩系统处于蝶形风险区时,此时的巷道

围岩系统处于非稳定平衡状态^[6], 外部的扰动会打破原有的平衡, 任一微小的作用于巷道围岩系统最大围压方向上的应力增加量或者最小围压方向上的应力减小量会造成巷道围岩塑性区的恶性扩展, 从而使得巷道围岩系统中的大量能量被释放, 对巷道围岩系统产生巨大的破坏。巷道围岩常用 Mohr-Coulomb 强度准则进行描述, 且只有当巷道围岩系统不均匀程度处在一定范围内, 此时巷道围岩才满足弹性条件。设区域应力场的一个已知围压为 P_3 时, 则巷道围岩系统的不均匀程度范围为

$$\frac{1 - \sin \varphi}{1 + \sin \varphi} \left[1 - \frac{2C \cos \varphi}{(1 - \sin \varphi) P_3} \right] < \lambda < \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \left[1 + \frac{2C \cos \varphi}{(1 + \sin \varphi) P_3} \right] \quad (1)$$

其中, P_3 为巷道围岩系统的已知围压; λ 为另一围压

$$m_1 = \left[12(1 - \lambda)^2 - 4(1 - \lambda)^2 \sin^2 \varphi \right] \left(\frac{-b_1 + \sqrt{b_1^2 - 4a_1 c_1}}{2a_1} \right)^2 - 8(1 - \lambda)^2 \left(\frac{-b_1 + \sqrt{b_1^2 - 4a_1 c_1}}{2a_1} \right)$$

$$m_2 = 6(1 - \lambda^2) \left(\frac{-b_1 + \sqrt{b_1^2 - 4a_1 c_1}}{2a_1} \right)^3 - 4(1 - \lambda^2) \left(\frac{-b_1 + \sqrt{b_1^2 - 4a_1 c_1}}{2a_1} \right)^2 + \left[2(1 - \lambda^2) - 4(1 - \lambda^2) \sin^2 \varphi - \frac{4C(1 - \lambda) \sin^2 \varphi}{P_3} \right] \left(\frac{-b_1 + \sqrt{b_1^2 - 4a_1 c_1}}{2a_1} \right);$$

$$a_1 = \frac{6(\lambda - 1)}{1 - \sin \varphi}, b_1 = (1 + \lambda) - \frac{(3\lambda - 5)(1 + \sin \varphi)}{1 - \sin \varphi}, c_1 = 2\lambda - \frac{4C \cos \varphi}{P_3(1 - \sin \varphi)} - \frac{2(1 + \sin \varphi)}{1 - \sin \varphi}$$

其中, τ 为蝶形变形系数。RPP 曲线能够从一定程度上反映区域应力场与巷道围岩塑性区之间的关系^[19]。为了能够对区域应力场的不均匀程度与巷道围岩塑性区的关系进行更直观具体的描述, 笔者基于非均匀应力场下的圆形巷道围岩塑性区边界方程与义马矿区冲击地压区域的煤体力学参数^[18, 20], 分别对区域应力场的最大围压与最小围压进行变化并计算不同围压下的巷道围岩塑性区最大深度 R_{\max} , 利用 FLAC^{3D}

与 P_3 的比值; C 为围岩黏聚力, MPa; φ 为围岩内摩擦角。另一个围压 P_1 的上限与下限为

$$\left(\frac{1 - \sin \varphi}{1 + \sin \varphi} \right) P_3 - \frac{2C \cos \varphi}{1 + \sin \varphi} < P_1 < \left(\frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \right) P_3 + \frac{2C \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} \quad (2)$$

郭晓菲等^[18]对巷道蝶形风险区的临界状态进行了研究, 提出了圆形巷道围岩塑性区的一般判定准则, 将判定系数与巷道围岩塑性区的形态进行了联系, 判定系数含义及其表达式为

$$\tau = \frac{m_2}{2m_1} \quad (3)$$

$$\begin{cases} \tau = \infty, (\text{圆形}) \\ \tau \geq 1 \text{ 或 } \tau \leq 0, (\text{椭圆形}) \\ 0 < \tau < 1, (\text{蝶形}) \end{cases} \quad (4)$$

数值模拟软件, 建立数值模拟计算模型为平面应变模型, 尺寸分别为 100 m×100 m×1 m, 巷道断面为 4 m×4 m 的矩形断面, 网格宽度为 0.2 m, 确定一个方向的围压 P_3 为 20 MPa, 改变另一个方向的围压 P_1 且对围岩塑性区进行模拟与提取, 与蝶形判别准则式(3)以及围压可取值范围式(2)的相结合, 绘制 RPP 三维曲面图及蝶形风险示意如图 1 所示。

由图 1(a) 分析可知, 当区域应力场一个方向的围

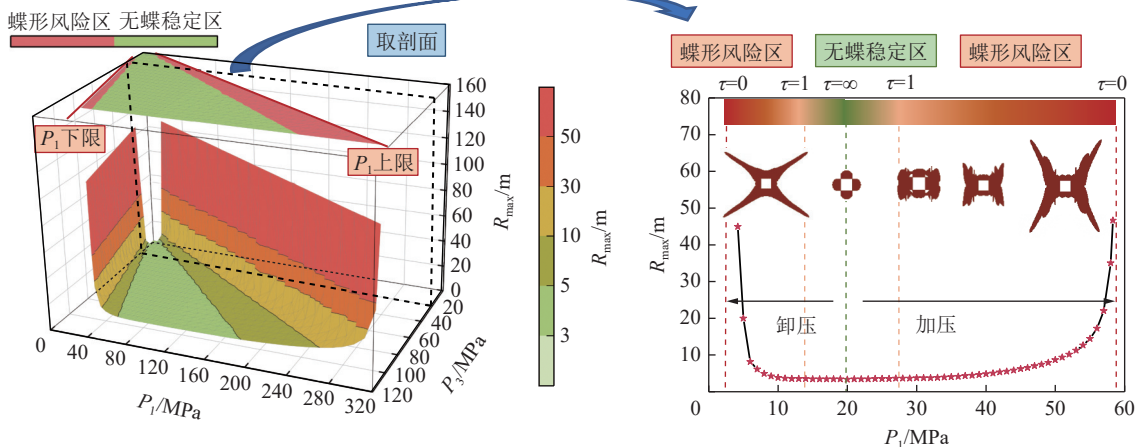


图 1 RPP 曲面及蝶形风险示意

Fig.1 RPP and butterfly risk diagram

压确定时,对另一个围压方向进行加压或卸压,围岩塑性区的最大深度 R_{\max} 会随着此围压与确定围压的差值的增大而不断增加,且增长趋势呈指数型。图 1(b)对 $P_3=20$ MPa 时的 RPP 曲面截面进行了提取分析,当一个方向围压固定为 20 MPa 时,对另一个方向围压进行加压或卸压,巷道围岩塑性区会逐渐由圆形转变为蝶形,巷道围岩风险状态也由无蝶稳定区转入了蝶形风险区,当围岩条件与某一方向围压 P_3 相对确定时, P_1 将是影响巷道围岩系统风险性的主要因素。利用蝶形判别准则对巷道围岩系统的应力状态进行分类,可对其风险性进行评估^[18]。当一个方向的围压确定为 P_3 时,令另一个方向围压加压时巷道围岩系统达到蝶形风险区的临界侧压系数为 $\bar{\lambda}$,而卸压时巷道围岩系统达到蝶形风险区的临界侧压系数为 $\underline{\lambda}$,则无蝶稳定区所对应的 P_1 的范围与蝶形风险区所对应的 P_1 的范围判别为

$$P_1 \subseteq \begin{cases} [\underline{\lambda}P_3, \bar{\lambda}P_3], \text{无蝶风险区} \\ \left[\left(\frac{1-\sin\phi}{1+\sin\phi} \right) P_3 - \frac{2C\cos\phi}{1+\sin\phi}, \underline{\lambda}P_3 \right] \cup \\ \left[\bar{\lambda}P_3, \left(\frac{1+\sin\phi}{1-\sin\phi} \right) P_3 + \frac{2C\cos\phi}{1-\sin\phi} \right], \text{蝶形风险区} \end{cases} \quad (5)$$

当 P_1 处于无蝶稳定区范围内,此时蝶形形态判定系数 ≥ 1 ,代表着巷道围岩系统处于无蝶稳定状态,即代表较小的应力扰动并不会引起巷道围岩塑性区最大深度 R_{\max} 的显著变化。而当 P_1 处于蝶形风险范围,此时判定系数位于 $0 \sim 1$,即代表巷道围岩系统处于蝶形风险状态,此时任一微小的应力扰动就有可能造成巷道围岩塑性区 R_{\max} 的恶性急剧增大,引起巷道围岩系统能量的大量释放。

2 巷道围岩能量释放方向性分析

上文分析提及,当应力扰动造成巷道围岩塑性区恶性扩展后,巷道围岩系统中积蓄的大量弹性能将会被释放,从而造成冲击地压事故。煤体物理力学性质见表 1,为了对塑性区恶性扩展前后巷道围岩系统能量释放的主要区域进行研究,基于图 2 的数值模拟模型,对塑性区恶性扩展前后的巷道围岩能量释放进行计算。文献[21]中给出了数值模型中围岩由弹性状态转变为塑性状态的能量释放量计算方法:当区域应力场的围岩环境与应力状态确定时,将围岩为完全弹性本构的能量记为 $U_{e,\max}$,将围岩为塑性本构且应力协调完成后的能量记为 U_{ep} ,则巷道围岩系统在应力协调前后所产生的能量释放可由式(6)进行计算:

$$W = U_{e,\max} - U_{ep} = \iiint_{\Omega} u_e dV - \left(\iiint_{\Omega_e} u'_e dV_e + \iiint_{\Omega_p} u_p dV_p \right) \quad (6)$$

式中, W 为巷道系统围岩平衡前后所释放的能量; Ω 为巷道围岩系统的空间闭区域; Ω_e 为塑性本构平衡后处于弹性状态的闭区域; Ω_p 为塑性本构平衡后处于塑性状态的闭区域; u_e 为弹性本构下弹性闭区域内微单元应变能密度; dV 为微单元体积; u'_e 、 u_p 分别为塑性本构下弹性闭区域和塑性闭区域中微单元的应变能密度; dV_e 、 dV_p 为微单元对应的单元体积。

表 1 煤体物理力学性质^[20]

Table 1 Mechanical parameters of the coal^[20]

抗拉强度/ MPa	体积模量/ GPa	剪切模量/ GPa	黏聚力/ MPa	内摩擦角/ (°)
0.75	2.46	1.77	3.0	25.1

基于此计算方法与义马矿区冲击地压区域的煤体力学参数^[20],对不同围压条件下的塑性区扩展能量释放量进行分区提取分析,每隔 30° 定为一个区域。相关研究表明^[20],最大围压方向进行加压与最小围压方向进行卸压时模型的能量释放增长趋势与塑性区扩展趋势一致,故笔者研究仅针对最大围压方向按 5 MPa 的应力扰动量加压进行研究,模型分区示意与能量释放曲线如图 2 所示。

由图 2 的曲线分析可知:① 弹性本构条件下,随着围压不均匀程度的不断增大,巷道围岩系统中不同区域的能量总量几乎维持不变;而在塑性本构条件下,随着围压不均匀程度的不断增大,巷道围岩系统中不同区域的能量总量会随着区域位置的改变而出现变化,在最大围压方向的区域能量较小,而最小围压方向的区域能量较大。② 将弹性本构条件下的区域能量与塑性本构条件下的区域能量作差即可得到区域在应力协调平衡前后所释放的能量,基于此绘制能量释放柱状图。由图 2 可知,巷道围岩系统在最大围压方向释放的能量最大,在最小围压方向反而会对部分能量进行吸收,且巷道围岩系统在应力协调前后释放的能量主要位于最大围压方向。③ 由于弹性本构与塑性本构条件下不同区域能量释放规律呈对称性,故对 $0^\circ \sim 90^\circ$ 区域的能量释放规律典型进行研究。对不同区域的释放能量进行提取分析可知, $60^\circ \sim 90^\circ$ 区域的释放能量与 $0^\circ \sim 90^\circ$ 区域的释放总能量随围压变化的趋势具有一致性,即随着围压的不断增大,释放能量也呈指数型增长趋势,此趋势也与巷道围岩塑性区

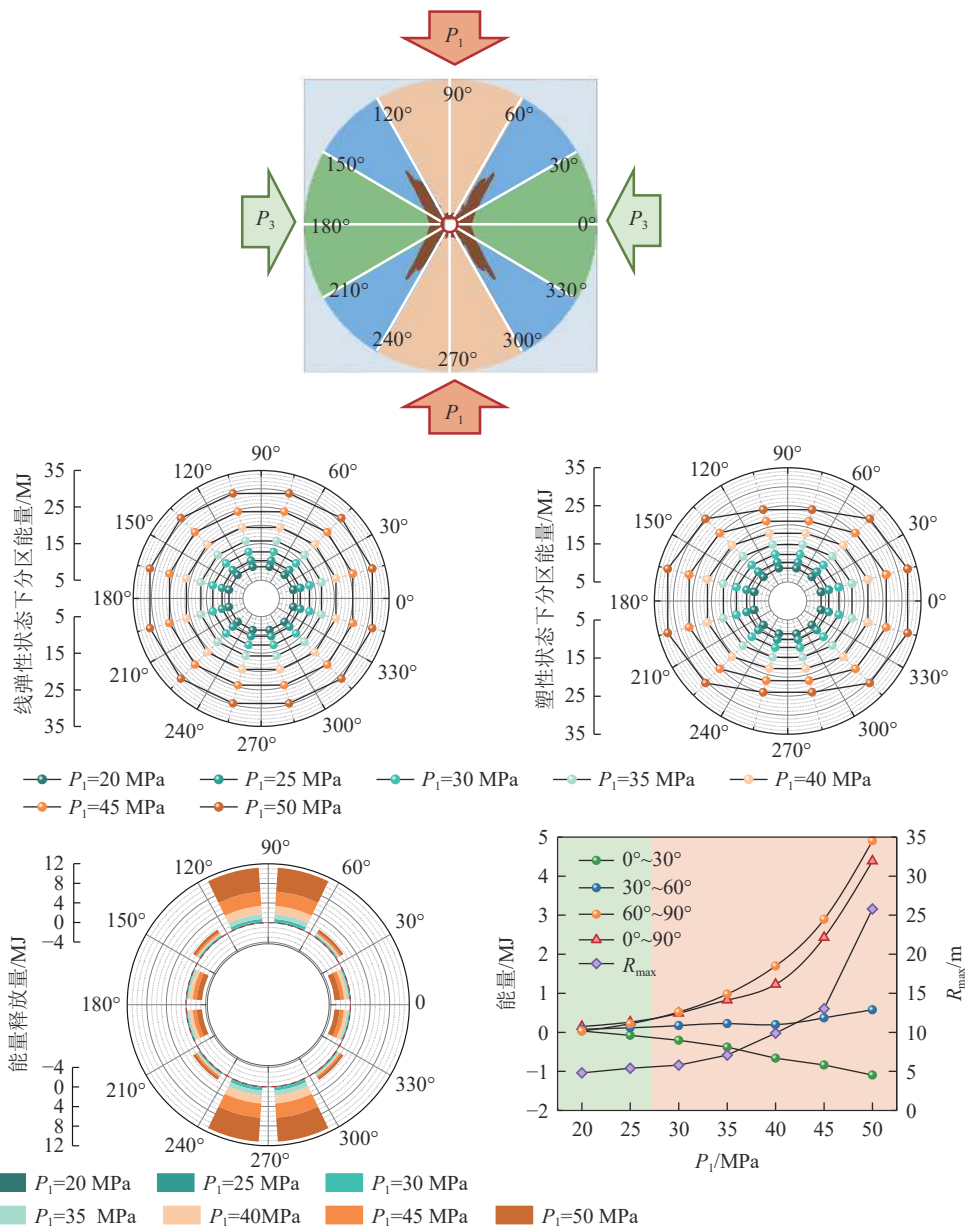


图 2 模型分区示意与巷道围岩系统能量释放规律

Fig.2 Schematic diagram of model zoning and energy release pattern of roadway system

的增长趋势相吻合。30°~60°区域的能量则处于低位水平,并没有随围压的增大出现明显变化,而0°~30°区域在平衡前后出现了能量的部分吸收,这也造成了60°~90°区域的能量释放量大于0°~90°区域的能量释放总量。④处于无蝶稳定区时,巷道围岩系统受到5 MPa的应力扰动之后释放的能量较小,处于蝶形风险区时,巷道围岩系统受到同样的应力扰动之后释放的能量则远大于无蝶稳定区所释放的能量,整体呈指数型增长趋势,而围岩塑性区的最大深度 R_{max} 变化趋势与能量释放规律一致,因此可将 R_{max} 视为能量释放程度的判别指标, R_{max} 变化量越大则围岩经历弹塑性协调平衡之后释放的能量越大,巷道发生冲击现象的可能性越大。

3 动载事件与巷道围岩应力场协同诱冲风险性分析

3.1 动载事件能量释放与围岩应力响应机制

煤矿井下动载的主要类型有3种^[22],其一为震动波传播所产生的动载,其二为断层滑移或岩层断裂等差生的瞬时载荷,其三为井下爆破所产生的冲击载荷,而第2类与3类载荷在较远距离处将演变为第1类载荷。笔者研究中将这3类动载对巷道围岩系统产生的影响都视为第1类载荷所产生的影响,则这3类动载的传递都可视为由能量释放事件而引起的动载事件的传递,其主要差异体现在能量释放强度上。由上文蝶形风险性分析可知,当巷道围岩系统处于无蝶

稳定区时,受到同等扰动量的巷道围岩系统协调后出现的能量释放量较少;相反,当巷道围岩系统处于蝶形风险区时,受到同等扰动量的巷道围岩系统协调后却会产生巨大的能量释放,而当这种能量释放超过巷道围岩与支护系统的承担能力后,其必然会引发冲击地压事故的发生。

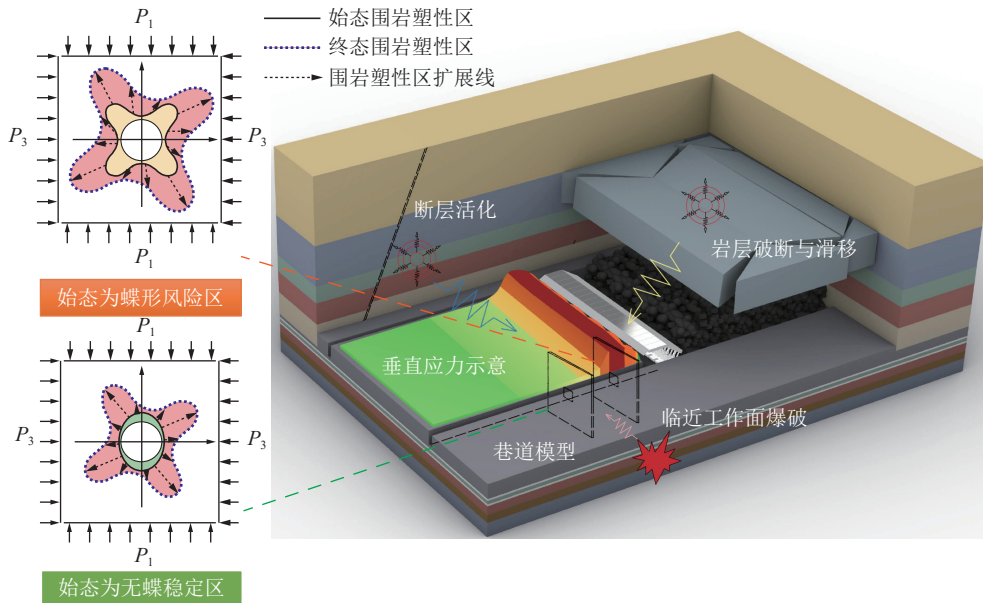


图3 各类动载事件影响示意

Fig.3 Schematic diagram of the impact of various dynamic load events

图3中垂直应力的不同区间表征了巷道围岩系统始态应力场所处的不同状态,实际上工作面前方巷道的区域应力场不均匀程度与区域主应力场的方向均会随着与工作面距离的增大而逐渐变化^[23],与工作面之间的距离越大,巷道周围的区域应力场就越发接近于初始地应力场,与工作面之间的距离越近,受到采动应力场与初始地应力场的综合作用,巷道周围的区域应力场的不均匀程度则会发生变化,但始态应力场的应力不均匀程度越大,如图2所示,巷道的冲击风险性就越大。

对井下任意一个动载事件,假设其释放的总能量为 U_1 ,其中一部分能量会转变为震动波进行传递。定义产生的震动波能量为有效释放能量 U_2 ,当其传递至巷道围岩系统周围时,其剩余能量 U_3 ^[24]为

$$U_3 = \eta U_1 s^{-m} \quad (7)$$

式中, U_1 为动载事件释放的能量; s 为震源与巷道围岩系统之间的距离; m 为震动波衰减系数; η 为能量传递效率,有效释放能量。

将煤岩体视为各向同性连续弹性介质,当震动波到达巷道围岩系统时,煤岩体内会产生相应的附加应力,其中纵波(P波)会引起传递方向上的法向正应力

矿井中任何能量强度的动载事件均有可能是冲击地压现象产生的直接诱因,而能否产生冲击地压本质上由巷道围岩系统受到动载事件影响前的始态风险状态以及受到动载事件影响后的巷道围岩协调释放能量是否超过巷道围岩与支护系统承担极限2者共同决定。巷道围岩受动载事件扰动示意如图3所示。

的变化,横波(S波)则引起传递方向上的切向切应力的变化,2者可表示^[25]为

$$\begin{cases} \sigma_p = \rho v_p (v_{pp})_p \\ \tau_s = \rho v_s (v_{pp})_s \end{cases} \quad (8)$$

式中, σ_p 、 τ_s 分别为P波和S波产生的法向及切向动态应力; ρ 为煤岩体介质密度; v_p 和 v_s 分别为P波与S波在煤岩体中的传播速度; $(v_{pp})_p$ 、 $(v_{pp})_s$ 分别为P波和S波引起的质点的峰值震动速度。

一般情况下,媒体处的质点峰值震动速度越高,则其产生的动态应力越大,质点的峰值震动速度计算式为

$$\begin{cases} (v_{pp})_p = \left(\frac{2KE_{ip}}{\rho} \right)^{\frac{1}{2}} \\ (v_{pp})_s = \left(\frac{2KE_{is}}{\rho} \right)^{\frac{1}{2}} \end{cases} \quad (9)$$

$$U_2 = E_{ip} + E_{is} \quad (10)$$

式中, K 为震动能量作用系数; E_{ip} 为传递至巷道围岩系统的P波能量; E_{is} 为传递至巷道围岩系统的S波能量。

联立式(7)~(10),可以得到动载事件能量与附加

应力间的关系为

$$\begin{cases} \sigma_p = \rho v_p \left(\frac{2a\eta K U_1 s^{-\lambda}}{\rho} \right)^{\frac{1}{2}} \\ \tau_s = \rho v_s \left(\frac{2b\eta K U_1 s^{-\lambda}}{\rho} \right)^{\frac{1}{2}} \end{cases} \quad (11)$$

其中, a 为震源释放的能量中纵波能量所占的百分比; b 为震源释放能量中横波能量所占的百分比。由于附加应力由弹性波产生, 其值正负较难确定, 故默认附加正应力为压应力, 附加切应力正值方向为波传播方向左旋 90° , 附加切应力负值为波传播方向右旋 90° 。

对式 (11) 的附加应力分析可知, 附加应力主要受到震源释放的能量、震源与巷道围岩系统的距离、煤岩体密度有关。为了研究各因素对附加应力的影响, 采用控制变量法对不同因素影响下的附加应力进行计算, 控制基准值见表 2, 并绘制图像如图 4 所示。

分析图 4 可知, 随着动载事件有效释放能量的增加、震源距离的减小, 巷道围岩系统所产生的附加应力会出现较为明显的上升, 而煤岩体密度的变化则不会引起附加应力的明显变化。横波能量占比的增加会引起横波附加应力的增加与纵波附加应力的减小。

部分学者在井下进行矿爆试验后得到了井下震

表 2 不同影响因素下的基准值

Table 2 Benchmark values under different influencing factors

基准值	影响因素			
	U_2	s	ρ	b
$a/\%$	70	70	70	—
$b/\%$	30	30	30	—
K	0.05	0.05	0.05	0.05
λ	1.6	1.6	1.6	1.6
U_2/MJ	—	10	10	10
s/m	50	—	50	50
$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	1 500	1 500	—	1 500
$v_p/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	4 300	4 300	4 300	4 300
$v_s/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	2 480	2 480	2 480	2 480

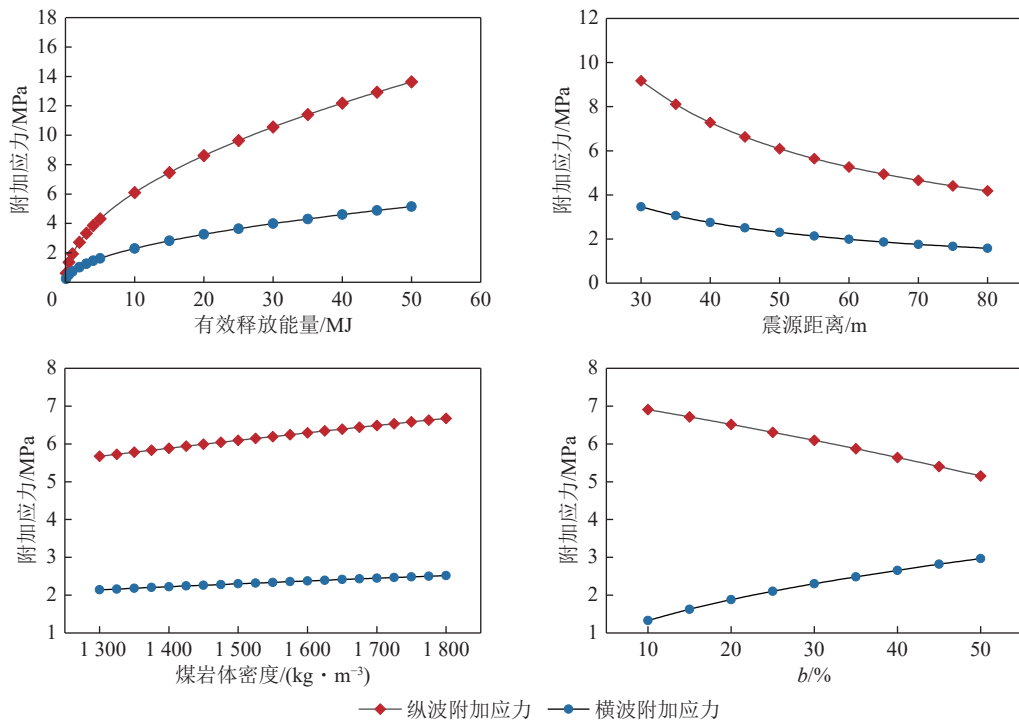


图 4 不同影响因素下的附加应力曲线

Fig.4 Schematic diagram of the impact of various dynamic load events

动横波与震动纵波的传递波速与频率,在横波与纵波传递的一个周期内,其传播的范围可由波速与频率计算得到^[4]。经计算,横波与纵波在波动的 1 个周期内传递的距离分别为 165~1 240 m 和 286~2 150 m,巷道的半径一般为 2~3 m,研究巷道问题时通常将 20 倍巷道半径左右的区域视为巷道围岩系统,这表明在一定周期内的震动波对巷道围岩系统产生的影响可以利用附加应力来描述。由于震动波传递过程中横波与纵波均呈周期性变化,故将横波与纵波所引起的巷道围岩系统内的附加应力均视为正值进行研究,即认为震动波在巷道围岩系统内产生压应力和与波传播方向呈左旋 90°的切应力。

将震动波引起的终态巷道围岩系统应力场视为震动波形成的附加瞬态应力场与未受震动影响的始态应力场 2 者相叠加的结果,则对巷道围岩系统而言,震动波产生的影响将由巷道围岩的围压条件的改变来体现,巷道围岩系统将在附加应力场的作用下达达到动态平衡。由于巷道围岩系统边界各点与震源的距离均不同,其附加应力值也将存在区别。假设巷道处还未开挖,令其中心单元体为特征单元体,以动载事件对此单元体产生的附加应力来描述其对巷道围岩

系统产生的影响,并将此单元体受到的附加应力沿始态应力场中的主应力方向进行分解,则沿始态主应力场主应力方向上的应力增量可由式 (12) 表示,特征单元体附加应力分解示意如图 5 所示。

$$\begin{cases} \Delta P_1 = \sigma_p l_{22}^2 + 2\tau_s l_{21} l_{22} \\ \Delta P_3 = \sigma_p l_{12}^2 + 2\tau_s l_{11} l_{12} \\ \Delta \tau = \sigma_p l_{12} l_{22} + \tau_s (l_{11} l_{22} + l_{12} l_{21}) \end{cases} \quad (12)$$

其中, ΔP_1 为原 P_1 方向上的应力增量; ΔP_3 为原 P_3 方向上的应力增量; $\Delta \tau$ 为切应力增量; l_{11} 为 $\cos(x',x)$; l_{22} 为 $\cos(y',y)$; l_{12} 为 $\cos(x',y)$; l_{21} 为 $\cos(y',x)$; y', x' 轴为始态应力场的围压方向; x, y 为着震动纵波的传递方向以及震动横波的波动方向。笔者定义动载事件发生的位置与巷道围岩系统始态应力场的最大围压方向的夹角为震动事件发生角,记为 β , 其具体含义如图 5 所示。

受到动载事件附加切应力的作用,中心特征单元体会产生一定程度的偏转,即代表巷道围岩系统的主应力方向也会产生一定程度的新偏转,偏转后的特征单元体的应力大小与偏转角度表征为

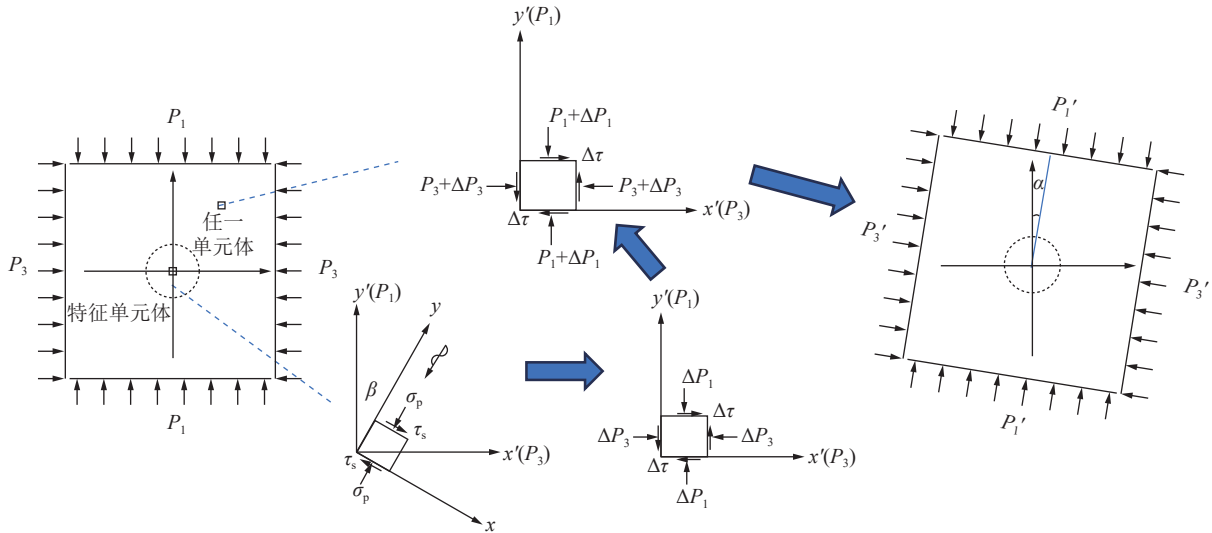


图 5 特征单元体附加应力分解示意

Fig.5 Schematic diagram of additional stress decomposition for feature unit

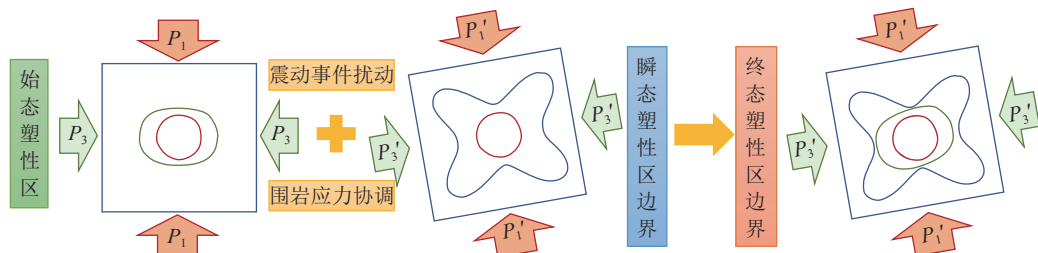


图 6 始态、瞬态、终态巷道围岩塑性区示意

Fig.6 Schematic diagram of plastic zone of surrounding rock in initial, transient, and final states of roadway

$$\left\{ \begin{aligned} P'_1 &= \frac{P_1 + P_3 + \Delta P_1 + \Delta P_3}{2} + \sqrt{\left(\frac{P_1 - P_3 + \Delta P_1 - \Delta P_3}{2}\right)^2 + \Delta \tau^2} \\ P'_3 &= \frac{P_1 + P_3 + \Delta P_1 + \Delta P_3}{2} - \sqrt{\left(\frac{P_1 - P_3 + \Delta P_1 - \Delta P_3}{2}\right)^2 + \Delta \tau^2} \\ \alpha &= \frac{1}{2} \arctan\left(\frac{2\Delta \tau}{P_1 - P_3 + \Delta P_1 - \Delta P_3}\right) \end{aligned} \right. \quad (13)$$

$$\lambda' = \frac{P'_1}{P'_3} \quad (14)$$

式中, α 为瞬态应力场偏转角, 其值表征了未受动载事件影响与受动载事件影响后的巷道围岩系统主应力方向变化角, 规定其逆时针旋转为正; P'_1 为瞬态应力场的最大围压; P'_3 为瞬态应力场的最小围压。

巷道围岩系统受到动载事件扰动后达到动态新平衡, 巷道围岩的侧压系数受到震动附加应力的影响, 其值由始态值转变为瞬态新值, 巷道围岩应力场相应产生偏转, 侧压系数的瞬态新值表可表示为

$$\begin{aligned} K_1 &= 16(3 - \sin^2 \varphi)(1 - \lambda')^2 \left(\frac{R}{r}\right)^4 - 32(1 - \lambda')^2 \left(\frac{R}{r}\right)^2 \\ K_2 &= 12(1 - \lambda'^2) \left(\frac{R}{r}\right)^6 - 48(1 - \lambda')^2 \left(\frac{R}{r}\right)^4 + 36(1 - \lambda')^2 \left(\frac{R}{r}\right)^2 + 16(1 - \lambda')^2 \sin^2 \varphi \left(\frac{R}{r}\right)^4 - \\ &\quad 8(1 - \lambda'^2) \sin^2 \varphi \left(\frac{R}{r}\right)^2 - \frac{8C(1 - \lambda') \sin 2\varphi}{P_3} \left(\frac{R}{r}\right)^2 \\ K_3 &= 9(1 - \lambda')^2 \left(\frac{R}{r}\right)^8 - 6(\lambda' - 1)(\lambda' - 3) \left(\frac{R}{r}\right)^6 + 10(1 - \lambda')^2 \left(\frac{R}{r}\right)^4 - 6(1 - \lambda')^2 \left(\frac{R}{r}\right)^2 - 4(1 - \lambda')^2 \sin^2 \varphi \left(\frac{R}{r}\right)^4 + \\ &\quad 4(1 - \lambda'^2) \sin^2 \varphi \left(\frac{R}{r}\right)^2 + \frac{4C(1 - \lambda') \sin 2\varphi}{P_3} \left(\frac{R}{r}\right)^2 + (1 - \lambda')^2 - \sin^2 \varphi \left(1 + \lambda' + \frac{2C \sin 2\varphi}{P_3 \sin \varphi}\right)^2 \end{aligned}$$

式中, θ 为与 x 轴正方向的夹角; R 为巷道半径, r 为巷道围岩一点与巷道中心的距离; λ' 为侧压系数瞬态新值。

为了验证上述理论公式对动载事件影响下的巷道围岩塑性区形态描述的正确性, 分别取 3 种不同特点的动载事件, 计算相应的附加应力值, 并进行数值模拟分析。利用 FLAC^{3D} 建立均质平面应变巷道数值模型, 取巷道断面为圆形断面, 其半径为 2.5 m, 模型尺寸为 100 m×1 m×100 m。数值模拟过程中将动载事件对巷道围岩系统的影响以附加应力的形式进行施加, 由式(11)计算得到的附加应力与初始应力相结合赋于模型中进行平衡计算 (初始围压 P_3 均为

此时受到动载事件影响后的巷道终态围岩塑性区是巷道未受动载事件影响下的始态围岩塑性区与受到动载事件影响后的瞬态围岩塑性区 2 者的叠加, 受动载事件影响下的巷道围岩塑性区的扩展方向受到瞬态应力场偏转角的影响, 且扩展程度由侧压系数瞬态新值决定。受动载事件影响下的巷道围岩系统的塑性区终态边界计算式(式(15)), 巷道围岩塑性区扩展示意如图 6 所示。

$$L_{\max} = L_1 \cup L_2 \quad (15)$$

式中, L_{\max} 为最大塑性区边界半径; L_1 为始态围岩塑性区边界; L_2 为受动载事件影响后的围岩塑性区瞬态边界, 其计算式^[17]为

$$K_1 \cos^4(\theta - \alpha) + K_2 \cos^2(\theta - \alpha) + K_3 = 0 \quad (16)$$

20 MPa), 对巷道围岩塑性区形态进行提取, 数值模型示意与塑性区提取结果如图 7 所示。

由图 7 分析可知, 无论巷道围岩系统的始态应力场处于什么状态, 由式(15)计算所得的动载事件影响后的巷道围岩塑性区理论计算形态与数值模拟分析中施加动载事件附加应力后得到的巷道围岩塑性区的数值模拟形态具有一致性, 当理论计算得到的终态围岩塑性区为椭圆形时, 数值模拟分析的塑性区形态也为椭圆形, 当理论计算得到的终态围岩塑性区为蝶形时, 数值模拟分析的塑性区形态也为蝶形, 但数值模拟的塑性区范围一般大于理论计算的塑性区范围。

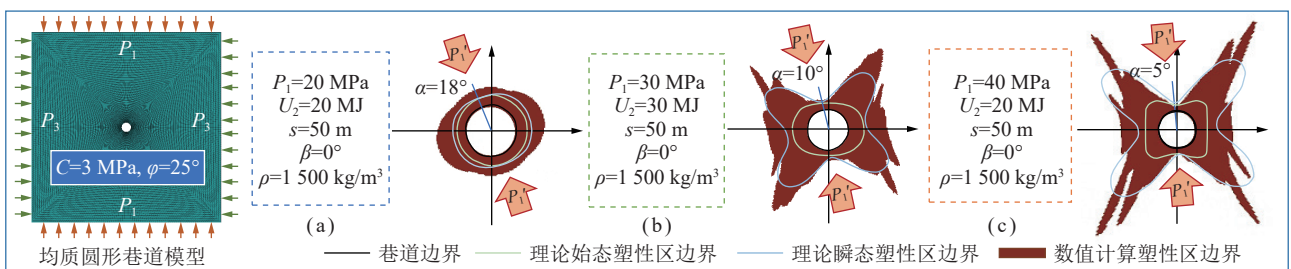


图 7 3 种动载事件下的巷道围岩塑性区

Fig.7 Plastic zone of surrounding rock under three types of dynamic load events

此外分析可得:①当巷道围岩系统的始态应力场的侧压系数较小,即始态应力场下的巷道围岩系统处于图1中的无蝶稳定区之内,此时巷道围岩系统受到一个较小的动载事件影响时,不会出现明显的塑性区扩展,也不会出现显著的能量释放现象,如图7(a)所示。②当巷道围岩系统的始态应力场侧压系数较大时,即始态应力场下的巷道围岩系统处于图1中的蝶形风险区时,此时巷道围岩系统受到同样的一个动载事件扰动后,其塑性区却会产生大范围恶性扩展,如图7(c)所示,此时会相应产生较大的 R_{\max} 增量,结合图2的能量释放规律分析可知,巷道围岩系统的将迅速完成应力协调并因此而产生较大的能量释放,且沿终态应力场的最大围压方向进行释放。③实际上,巷道围岩系统处于任何的始态应力场下都不是完全稳定与安全的,其发生冲击的可能性由始态应力场和动载事件2者共同决定,当处于无蝶稳定区的巷道围岩系统受到了较大的动载事件影响后,巷道围岩系统塑性区也会出现大范围的扩展,即如图7(b)所示,此时巷道围岩系统也将出现冲击现象。

3.2 巷道冲击风险性分析

由图4对附加应力的分析可知,动载事件有效释放能量 U_2 、震源距离 s 、煤岩体密度 ρ 和横波能量占比 b 影响着震源传递至巷道围岩系统的附加应力大小。为了研究各影响因素对巷道围岩冲击风险性的影响,假设震动事件发生角为 20° ,分别基于表2的数据对监测能量、震源距离、煤岩体密度和横波能量占比进行变化,通过计算得到瞬态侧压系数与瞬态 R_{\max} 的大小并绘制曲线,以 R_{\max} 作为指标对不同影响因素变化下的巷道围岩冲击风险性进行研究,绘制曲线如图8所示。

由图8分析可知,随着震源有效释放能量的增加和震源距离的减小,无论巷道围岩系统处于怎样的始态应力场,其受动载事件影响产生的瞬态 R_{\max} 与瞬态 λ' 均会持续上升, R_{\max} 在动载事件前后的增量会持续上升,即代表受动载事件影响后巷道围岩系统平衡后所释放的能量持续上升,巷道围岩系统出现冲击现象的风险性也会随之上升。煤岩体密度对巷道围岩系统的瞬态 R_{\max} 和 λ' 没有明显的影响,随着煤岩体密度的增大, R_{\max} 几乎趋于不变,这也代表着巷道围岩系统的冲击风险性几乎不受煤岩体密度影响。横波能量占比的增大会引起瞬态 R_{\max} 与瞬态 λ' 的逐渐减小, R_{\max} 在动载事件前后的增量逐渐减小,即代表受动载事件影响后巷道围岩系统平衡后所释放的能量逐渐减小,故动载事件中的横波能量占比越小,动载事件诱发冲击的风险性则越高。

由上分析可知煤岩体密度对 R_{\max} 扩展的影响较小,而震源有效释放能量、震源距离以及横波能量占比则会引起 R_{\max} 的较大变化,实际上,始态应力场一定程度上也影响着 R_{\max} 的变化趋势。为了直观地体现4个主要影响因素的影响结果及其对不同巷道断面的普适性,基于图2的巷道平面应变模型,分别取巷道断面为圆形和矩形2种情况进行数值模拟分析,采取控制变量法控制变量进行变化,计算相应的附加应力且将其赋值于平面应变模型内,对围岩塑性区进行提取,提取结果如图9所示,变量基准值见表3。

由图9(a)~(c)分析可知,无论巷道断面为圆形或是矩形,随着动载事件有效释放能量 U_2 的增大、震源距离 s 的减小以及动载事件中横波能量占比 b 的减小,处于同样始态条件下的巷道围岩系统在动载事件扰动前后产生的塑性区扩展将随之增大, R_{\max} 增量增大,巷道围岩系统在动载事件影响前后产生的能量释放也将增大,巷道围岩系统产生冲击的风险性增大,当释放的能量超过巷道围岩系统所能承受的极限时,即会出现冲击地压现象。由图9(d)分析可知,始态应力场一定程度上决定着巷道围岩系统的出现冲击地压现象的风险性的高低,当最小围压 P_3 相对确定时,最大围压 P_1 的取值即代表着巷道围岩系统处于图1中的不同风险阶段,若处于蝶形风险区,相对微小的动载事件将有可能造成蝶形塑性区的恶性扩展与大量的能量释放,引发冲击地压的风险性也较大,数值模拟分析结果与图1分析结果相一致。

对一定强度的动载事件而言,其发生的位置不同,对巷道围岩系统产生的影响也将有所不同,即震动事件发生角也影响着巷道围岩系统出现冲击地压的风险性。当动载事件的发生角不同时,由式(12)进行应力场偏转角与侧压系数瞬态新值的计算,对监测能量、震源距离、煤岩体密度这3个主要影响因素进行计算分析,绘制震动事件发生角与侧压系数瞬态新值及 R_{\max} 之间的关系曲线,如图10所示。

由图10分析可知:①震动事件发生角的变化将引起瞬态 λ' 的波动性变化,通过与初始 λ 的比较可将其区分为 λ' 升高区与 λ' 降低区。位于升高区时,动载事件影响前后产生的 R_{\max} 增量较大,位于降低区时,动载事件产生的影响则不会使得 R_{\max} 增加,其 R_{\max} 仍由始态应力场决定;② R_{\max} 增量越大,则动载事件诱发冲击风险性越大。 R_{\max} 增量与动载事件有效释放能量呈正相关,与震源距离呈反相关,在震动事件发生角为 $40^\circ\sim 110^\circ$ 时与横波能量占比呈正相关,在其他角度范围时呈反相关,但其受煤岩体密度影响较小;

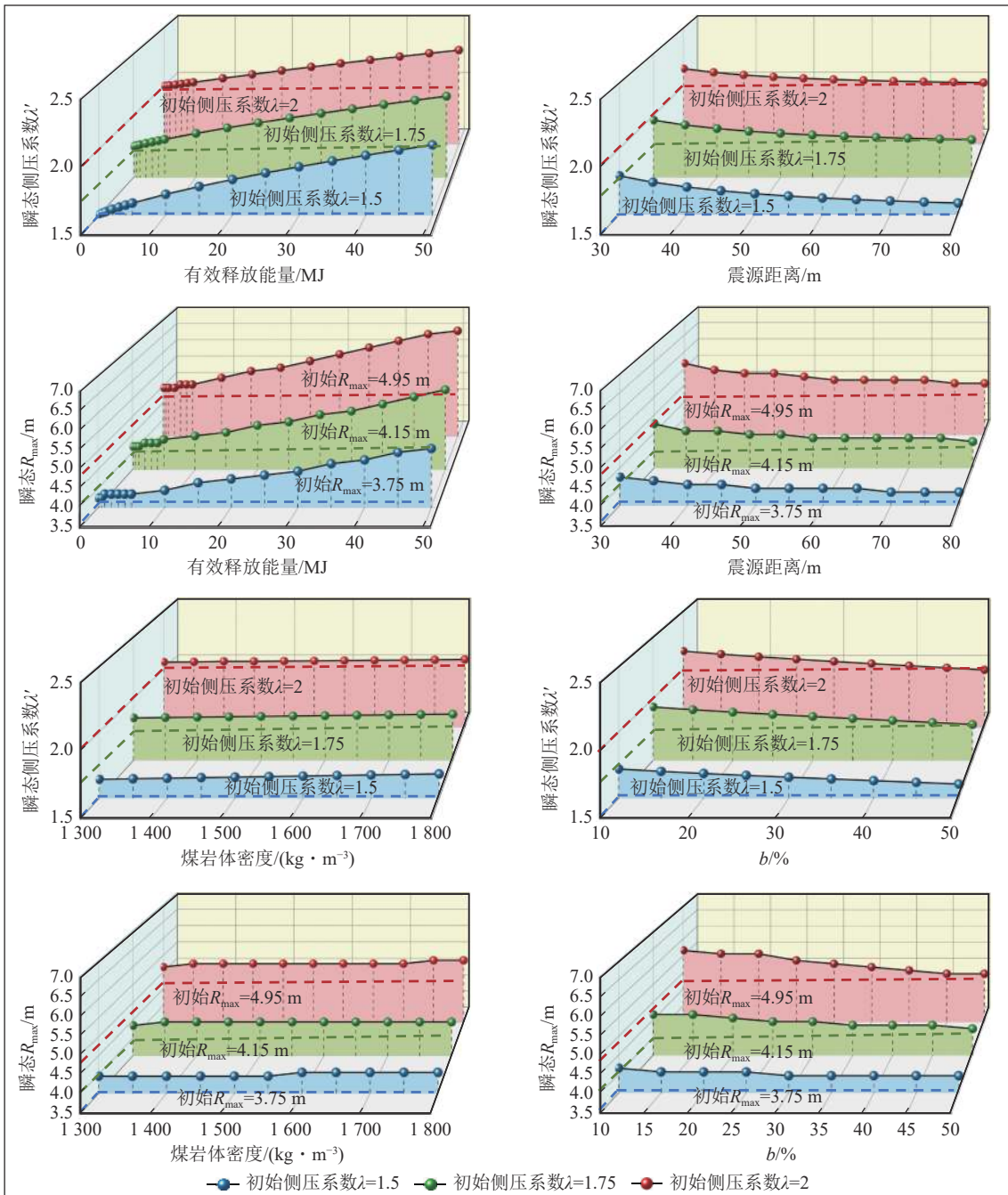


图8 有效释放能量、震源距离、煤岩体密度与横波能量占比诱冲风险性曲线

Fig.8 Risk of effective release of energy, source distance, coal density and percentage of S-wave energy inducing rockburst

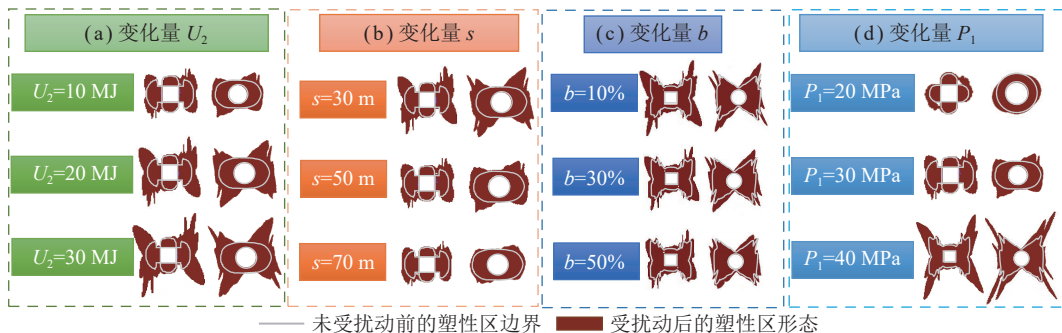


图9 矩形断面与圆形断面巷道受动载事件影响结果

Fig.9 Result diagram of rectangular and circular section roadway affected by dynamic load events

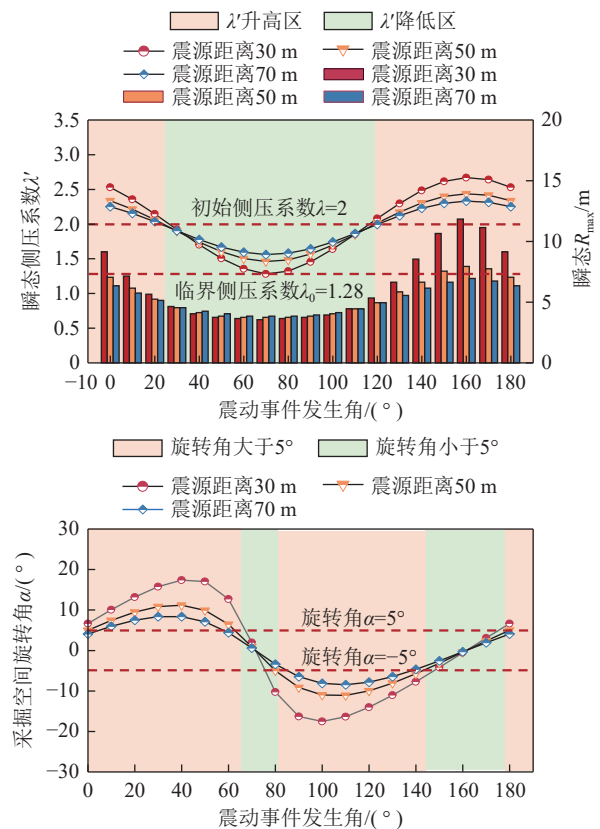
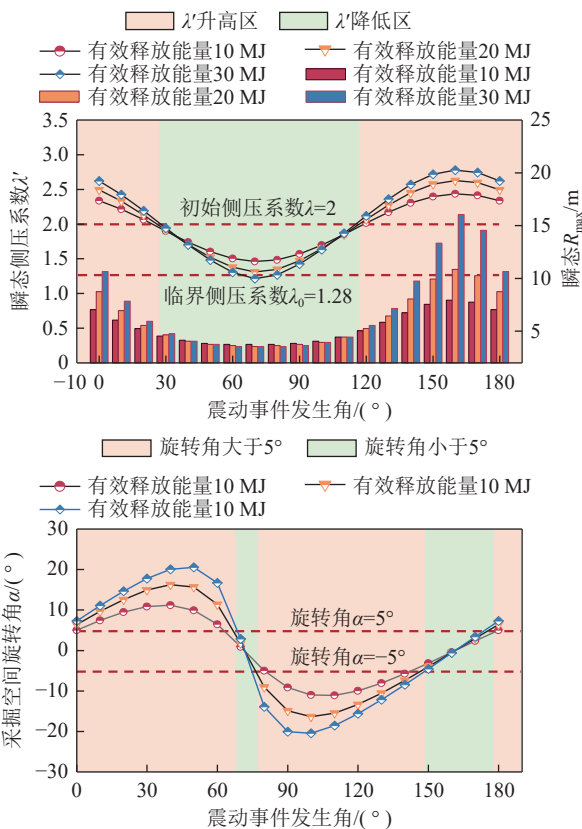
表 3 变量基准值
Table 3 Variable reference value table

基准值	影响因素			
	U_2	s	b	P_1
U_2/MJ	—	10	10	20
s	50	—	50	50
$b/\%$	30	30	—	30
P_1/MPa	30	30	40	—

③ 震动事件发生角影响着巷道围岩系统终态应力场的方向,在动载事件影响后巷道围岩系统的区域应力场将发生旋转,这也使得巷道围岩协调释放的能量也具有一定的方向性,与图 2 的巷道围岩系统的能量释放方向性分析相结合,可确定围岩协调释放能量的方向为终态应力场的最大围压方向;④ 应力场偏转角与动载事件有效释放能量呈正相关,与震源距离呈反相关,且具有周期波动性。当动载事件的其他决定因素维持一定值时,动载事件的横波能量百分比几乎不会对应力场偏转角度峰值产生影响,但会引起应力场旋转角曲线产生一定相位的平移,且横波能量占比的增大会引起采掘空间旋转角的曲线相位左移,横波能量占比的减小会引起采掘空间旋转角的曲线相位右移。

实际上,当震动事件发生角较小时,即动载事件发生与始态应力场的最大围压方向偏离程度不大,此

时动载事件的发生将使得巷道围岩系统的侧压系数出现上升,即使动载事件能量较小、震源距离较远,若巷道围岩系统正处于蝶形风险区,此应力增量会使巷道围岩出现瞬态的塑性区大范围恶性扩展,并沿始态应力场最大围压方向释放大量能量,从而引发冲击地压。而当震动事件发生角较大时,即动载事件发生与始态应力场的最大围压方向偏离程度较大,此时动载事件的产生将不会使巷道围岩系统的侧压系数出现上升,即使动载事件能量较大、震源距离较近,且巷道围岩系统处于蝶形风险区,由于应力增量影响下的巷道围岩系统并未产生塑性区大范围扩展,即 R_{\max} 并未产生增量,故巷道围岩系统不会出现较大的能量释放,即不会引起冲击地压现象。由于震动横波波形一般接近于正弦波,考虑其引起的切应力的周期性变化对瞬态应力场的影响,将全周期过程中均使得巷道围岩系统侧压系数发生增加的角度区域定义为强风险区,周期内一部分过程中使得巷道围岩系统侧压系数发生增加的角度区域定义为次强风险区,周期内不会使巷道围岩系统侧压系数产生增加的角度区域定义为弱风险区。为了直观地对震动事件发生角度的影响结果进行描述,以有效释放能量为 100 MJ、震源距离为 50 m、煤岩体密度为 1 500 kg/m³、巷道围岩系统的初始围压分别为 40 MPa 和 20 MPa 的情况为例,



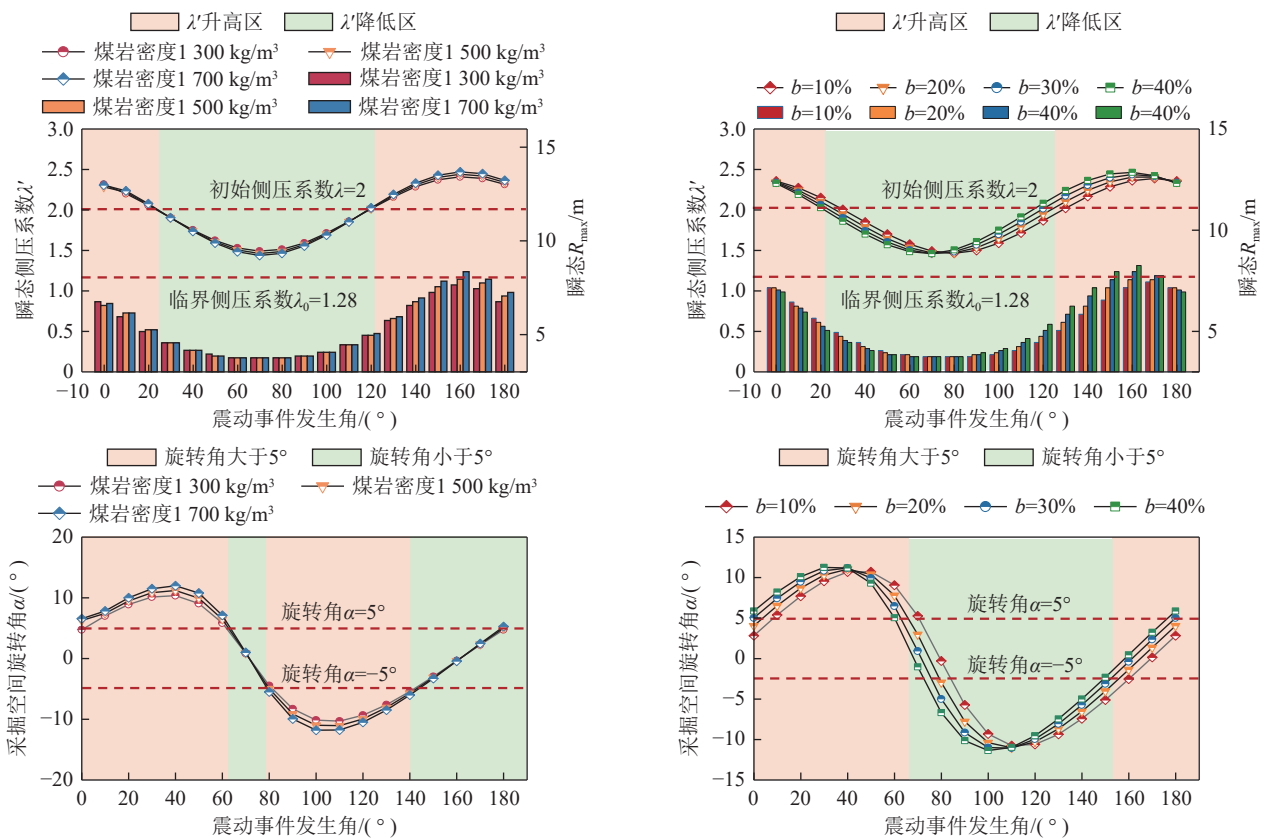


图 10 震动事件发生角与侧压系数瞬态新值关系曲线

Fig.10 Curves of the relationship between the angle of dynamic load event occurrence and the transient new value of lateral pressure coefficient

取不同风险区域的震动事件发生角中值, 分别基于式(15)和图 1 的煤体力学参数进行理论计算与数值模拟计算, 震动事件发生角对巷道围岩系统发生冲击事件的影响结果示意如图 11 所示。

图 11 中内环为横波引起的附加切应力为正值时震动事件发生角与巷道围岩系统塑性区之间的关系, 外环为横波引起的附加切应力为负值时震动事件发

生角与巷道围岩系统塑性区之间的关系。由图 11 可知, 当巷道围岩系统始态处于蝶形风险区时, 若震动事件发生角处于强风险区, 即动载事件发生位置与巷道围岩系统区域最大围压方向的夹角较小, 则无论其中横波引起的附加切应力值为正还是为负, 小动载事件也将使得巷道围岩系统出现塑性区的大范围恶性扩展, 并产生大量的能量释放, 从而诱发冲击地压;

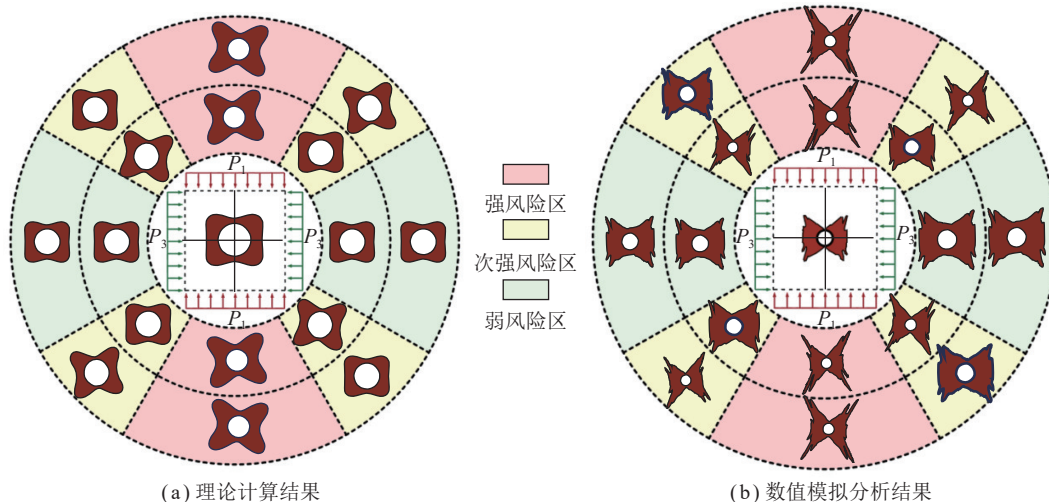


图 11 震动事件发生角的理论计算结果与数值模拟计算结果

Fig.11 Theoretical calculation results and numerical simulation calculation results of the occurrence angle of dynamic load events

若震动事件发生角处于次强风险区时,此时小动载事件仅在横波传递的一定周期内有可能使巷道围岩系统出现塑性区大范围恶性扩展;若震动事件发生角处于弱风险区时,此时小的动载事件使得巷道围岩系统出现塑性区恶性扩展得可能性较低,只有动载事件较大,即动载事件有效释放能量大、震源距离近,才有可能引起巷道围岩系统的围岩塑性区恶性扩展,从而诱发冲击地压的产生。综合震动事件发生角的风险示意图可知,由式(15)计算所得的动载事件影响后的巷道围岩理论塑性区形态与数值模拟分析下的巷道围岩塑性区形态在形态表征与旋转方向上整体趋势呈现一致性,即表明式(15)能够表征动载事件影响后的巷道围岩系统的终态塑性区形态变化趋势。

4 结 论

(1) 巷道围岩系统的冲击风险性由区域应力场与巷道围岩力学性质共同决定,当巷道围岩系统的一侧围压确定时,其另一侧的围压大小决定着巷道围岩系统的冲击风险性的高低,且能通过一定指标进行衡量。

(2) 巷道围岩系统的应力场不均匀程度的增大会使得巷道围岩系统在扰动平衡前后产生 R_{\max} 增量持续增大,且系统中释放的能量呈同步增大趋势,因此 R_{\max} 增量可作为衡量巷道围岩系统平衡前后的能量释放指标。巷道围岩协调释放的能量主要位于区域应力场的最大围压方向。

(3) 将井下的动载形式与蝶形冲击准则相结合,揭示了动载事件与巷道冲击事故之间的力学联系;巷道冲击是巷道围岩受始态应力场与动载事件产生的瞬态应力场二者综合影响所产生的结果,二者的共同影响会使得巷道围岩系统的终态应力场出现变化和偏转,且在此过程中产生的能量释放是诱发冲击地压事故的主要原因,并给出了巷道围岩系统终态围岩塑性区的计算方法。

(4) 任何状态下的巷道都有可能发生冲击,尤其当始态应力场处于蝶形风险区时,受到动载影响后巷道围岩系统冲击风险性将更大;动载事件诱冲风险性与动载事件有效释放能量、横波能量占比呈正相关,与震源距离呈反相关。

(5) 震动事件发生角影响着巷道围岩系统冲击风险性的高低。当动载事件发生在强风险区或者次强风险区内,微小的动载事件也有可能引发巷道冲击,即巷道的冲击风险性较高;当动载事件发生在弱风险区内,较大的动载事件也不会引发巷道冲击,即巷道的冲击风险性较低。

参考文献(References):

- [1] 姜耀东,潘一山,姜福兴,等.我国煤炭开采中的冲击地压机理和防治[J].煤炭学报,2014,39(2):205-213.
JIANG Yaodong, PAN Yishan, JIANG Fuxing, et al. State of the art review on mechanism and prevention of coal bumps in China[J]. Journal of China Coal Society, 2014, 39(2): 205-213.
- [2] 刘少虹,潘俊锋,夏永学.巨厚坚硬岩浆岩床破裂运动诱发冲击地压机理研究[J].岩石力学与工程学报,2019,38(3):499-510.
LIU Shaohong, PAN Junfeng, XIA Yongxue. Study on induced mechanism of rock bursts by fracture movement of hard magmatic beds[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2019, 38(3): 499-510.
- [3] 齐庆新,李一哲,赵善坤,等.我国煤矿冲击地压发展70年:理论与技术体系的建立与思考[J].煤炭科学技术,2019,47(9):1-40.
QI Qingxin, LI Yizhe, ZHAO Shankun, et al. Seventy years development of coal mine rockburst in China: Establishment and consideration of theory and technology system[J]. Coal Science and Technology, 2019, 47(9): 1-40.
- [4] 窦林名,何江,曹安业,等.煤矿冲击矿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.
- [5] 姜耀东,王涛,陈涛,等.“两硬”条件正断层影响下的冲击地压发生规律研究[J].岩石力学与工程学报,2013,32(S2):3712-3718.
JIANG Yaodong, WANG Tao, CHEN Tao, et al. Features of coal bumps influenced by normal faults in coal mining with hard roof and hard coal[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 32(S2): 3712-3718.
- [6] 潘一山.煤矿冲击地压扰动响应失稳理论及应用[J].煤炭学报,2018,43(8):2091-2098.
PAN Yishan. Disturbance response instability theory of rockburst in coal mine[J]. Journal of China Coal Society, 2018, 43(8): 2091-2098.
- [7] 姜福兴,刘懿,张益超,等.采场覆岩的“载荷三带”结构模型及其在防冲领域的应用[J].岩石力学与工程学报,2016,35(12):2398-2408.
JIANG Fuxing, LIU Yi, ZHANG Yichao, et al. A three-zone structure loading model of overlying strata and its application on rockburst prevention[J]. Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2016, 35(12): 2398-2408.
- [8] 潘俊锋,宇宇,毛德兵,等.煤矿开采冲击地压启动理论[J].岩石力学与工程学报,2012,31(3):586-596.
PAN Junfeng, NING Yu, MAO Debing, et al. Theory of rockburst start-up during coal mining[J]. Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, 31(3): 586-596.
- [9] 马念杰,郭晓菲,赵志强,等.均质圆形巷道蝶型冲击地压发生机理及其判定准则[J].煤炭学报,2016,41(11):2679-2688.
MA Nianjie, GUO Xiaofei, ZHAO Zhiqiang, et al. Occurrence mechanisms and judging criterion on circular tunnel butterfly rock burst in hom-ogeneous medium[J]. Journal of China Coal Society, 2016, 41(11): 2679-2688.

- [10] 刘洪涛, 镐振, 吴祥业, 等. 塑性区瞬时恶性扩张诱发冲击灾害机理[J]. 煤炭学报, 2017, 42(6): 1392-1399.
LIU Hongtao, HAO Zhen, WU Xiangye, et al. Mechanism of blast disaster induced by instantaneous malignant expansion of plastic zone[J]. Journal of China Coal Society, 2017, 42(6): 1392-1399.
- [11] 窦林名, 陆莱平, 牟宗龙, 等. 组合煤岩冲击倾向性特性试验研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2006, 23(1): 43-46.
DOU Linming, LU Caiping, MOU Zonglong, et al. Rock burst tendency of coal-rock combinations sample[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2006, 23(1): 43-46.
- [12] 潘一山, 耿琳, 李忠华. 煤层冲击倾向性与危险性评价指标研究[J]. 煤炭学报, 2010, 35(12): 1975-1978.
PAN Yishan, GENG Lin, LI Zhonghua. Research on evaluation indices for impact tendency and danger of coal seam[J]. Journal of China Coal Society, 2010, 35(12): 1975-1978.
- [13] 齐庆新, 彭永伟, 李宏艳, 等. 煤岩冲击倾向性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(S1): 2736-2742.
QI Qingxin, PENG Yongwei, LI Hongyan, et al. Study of bursting liability of coal and rock[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, 30(S1): 2736-2742.
- [14] 何江, 窦林名, 蔡武, 等. 薄煤层动静组合诱发冲击地压的机制[J]. 煤炭学报, 2014, 39(11): 2177-2182.
HE Jiang, DOU Linming, CAI Wu, et al. Mechanism of dynamic and static combined load inducing rock burst in thin coal seam[J]. Journal of China Coal Society, 2014, 39(11): 2177-2182.
- [15] 马念杰, 李季, 赵志强. 圆形巷道围岩偏应力场及塑性区分布规律研究[J]. 中国矿业大学学报, 2015, 44(2): 206-213.
MA Nianjie, LI Ji, ZHAO Zhiqiang. Distribution of the deviatoric stress field and plastic zone in circular roadway surrounding rock[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2015, 44(2): 206-213.
- [16] 赵志强. 大变形回采巷道围岩变形破坏机理与控制方法研究[D]. 北京: 中国矿业大学(北京), 2014.
ZHAO Zhiqiang. Mechanism of surrounding rock deformation and failure and control method research in large deformation mining roadway[D]. Beijing: China University of Mining and Technology-Beijing, 2014.
- [17] 李季, 强旭博, 马念杰, 等. 巷道围岩蝶形塑性区蝶叶方向性形成机制及工程应用[J]. 煤炭学报, 2021, 46(9): 2838-2852.
LI Ji, QIANG Xubo, MA Nianjie, et al. Formation mechanism and engineering application of the directionality of butterfly leaf in the butterfly plastic zone of roadway rock surrounded[J]. Journal of China Coal Society, 2021, 46(9): 2838-2852.
- [18] 郭晓菲, 马念杰, 赵希栋, 等. 圆形巷道围岩塑性区的一般形态及其判定准则[J]. 煤炭学报, 2016, 41(8): 1871-1877.
GUO Xiaofei, MA Nianjie, ZHAO Xidong, et al. General shapes and criterion for surrounding rock mass plastic zone of round roadway[J]. Journal of China Coal Society, 2016, 41(8): 1871-1877.
- [19] 赵志强, 马念杰, 刘洪涛, 等. 巷道蝶形破坏理论及其应用前景[J]. 中国矿业大学学报, 2018, 47(5): 969-978.
ZHAO Zhiqiang, MA Nianjie, LIU Hongtao, et al. A butterfly failure theory of rock mass around roadway and its application prospect[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2018, 47(5): 969-978.
- [20] 郭晓菲, 郭林峰, 李臣, 等. 基于塑性区形态系数的巷道冲击风险性量化评估方法[J]. 中国矿业大学学报, 2021, 50(1): 39-49, 78.
GUO Xiaofei, GUO Linfeng, LI Chen, et al. A quantitative assessment method of roadway rockburst risk based on the plastic zone shape coefficient[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2021, 50(1): 39-49, 78.
- [21] 马骥, 赵志强, 师皓宇, 等. 基于蝶形破坏理论的地震能量来源[J]. 煤炭学报, 2019, 44(6): 1654-1665.
MA Ji, ZHAO Zhiqiang, SHI Haoyu, et al. Sources of seismic energy based on butterfly failure theory[J]. Journal of China Coal Society, 2019, 44(6): 1654-1665.
- [22] 何江. 煤矿采动动载对煤岩体的作用及诱冲机理研究[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2013.
HE Jiang. Research of mining dynamic loading effect and its induced rock burst in coal mine[D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2013.
- [23] 刘洪涛, 陈子晗, 郭晓菲, 等. 采场等效孔模型及主应力旋转规律研究[J]. 煤炭学报, 2023, 48(10): 3646-3658.
LIU Hongtao, CHEN Zihan, GUO Xiaofei, et al. Research on stope equivalent hole model and rotation law of principal stress[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(10): 3646-3658.
- [24] 朱斯陶, 刘金海, 姜福兴, 等. 我国煤矿顶板运动型矿震及诱发灾害分类、预测与防控[J]. 煤炭学报, 2022, 47(2): 807-816.
ZHU Sitao, LIU Jinhai, JIANG Fuxing, et al. Classification, prediction, prevention and control of roof movement-type mine earthquakes and induced disasters in China's coal mines[J]. Journal of China Coal Society, 2022, 47(2): 807-816.
- [25] 曹安业, 范军, 牟宗龙, 等. 矿震动载对围岩的冲击破坏效应[J]. 煤炭学报, 2010, 35(12): 2006-2010.
CAO Anye, FAN Jun, MU Zonglong, et al. Burst failure effect of mining-induced tremor on roadway surrounding rock[J]. Journal of China Coal Society, 2010, 35(12): 2006-2010.