

岩层运动并行计算系统中动力本构模型引入和巷道冲击破裂过程模拟

王学滨¹, 张钦杰², 潘一山³, 马立强⁴, 李小帅², 刘 栋², 白雪元², 陈双印²

(1. 辽宁工程技术大学 计算力学研究所, 辽宁 阜新 123000; 2. 辽宁工程技术大学 力学与工程学院, 辽宁 阜新 123000;
3. 辽宁大学 灾害岩体力学研究所, 辽宁 沈阳 110036; 4. 新疆煤系资源勘探与开采重点实验室, 新疆 乌鲁木齐 830023)

摘 要:巷道围岩的动力冲击破坏研究对于巷道冲击地压的机理分析和预防具有重要的理论和实际意义。在微机上模拟巷道冲击时, 现有的国外通用商业软件的计算规模小, 计算效率低, 功能有限。在历时 10 多年自主开发的岩层运动 GPU 并行计算系统 StrataKing 中, 发展了动力模拟功能, 通过岩样的单轴压缩动力实验验证了该方法的正确性。具体而言, 以适于较宽应变率范围的朱-王-唐动力本构模型取代静力本构模型, 即广义胡克定律, 以提高系统的适用性; 以动态黏聚力取代摩尔-库仑准则中的静态黏聚力, 以考虑岩石的动力强度特性; 以黏性阻尼取代局部自适应阻尼, 以克服其在模拟动力学问题时的局限性。通过在巷道围岩模型上表面施加冲击速度, 考察了不同应变率条件下巷道围岩模型的失稳规律。当应变率低时, 巷道围岩的失稳呈间歇性, 这是因为巷道围岩的强度较低, 存储的应变能较少, 失稳易于发生, 也易于停止, 但不足以剧烈的大失稳提供足够的动能; 当应变率高时, 巷道两帮的开裂区发展较快, 这是由于开裂区扩展所需要的能量能得到及时供给, 巷道围岩的失稳具有持续性, 只有当围岩储存的应变能较高时才能失稳, 一旦失稳, 则难以停止, 这将造成严重的动力灾害。为未来支护条件下巷道抗冲击研究奠定了良好的技术基础。

关键词:巷道冲击地压; 动力本构模型; 黏性阻尼; 并行计算; 连续-非连续方法

中图分类号: TD324 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-9993(2025)03-1473-11

Introduction of dynamic constitutive model into parallel computing system of strata motion and modeling of impact fracture process of roadway

WANG Xuebin¹, ZHANG Qinjie², PAN Yishan³, MA Liqiang⁴, LI Xiaoshuai², LIU Dong²,
BAI Xueyuan², CHEN Shuangyin²

(1. Institute of Computational Mechanics, Liaoning Technical University, Fuxin 123000, China; 2. College of Mechanics and Engineering, Liaoning Technical University, Fuxin 123000, China; 3. Institute of Disaster Rock Mechanics, Liaoning University, Shenyang 110036, China; 4. Xinjiang Key Laboratory of Coal-bearing Resources Exploration and Exploitation, Urumqi 830023, China)

Abstract: It is theoretically and practically significant to study the dynamic fracture of the roadway surrounding rock under impact for analyzing mechanisms of roadway rockbursts and for predicting and preventing them. When roadway rockbursts are modeled on the microcomputer, the foreign commercial software has small-scale computing capacity, low com-

收稿日期: 2024-02-18 策划编辑: 郭晓炜 责任编辑: 刘雅清 DOI: 10.13225/j.cnki.jccs.2024.0162

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (52474101); 新疆工程学院新疆煤系资源勘探与开采重点实验室开放基金资助项目 (XJKLKF003)

作者简介: 王学滨 (1975—), 男, 黑龙江双鸭山人, 教授, 博士生导师, 博士。E-mail: wxbbb@263.net

引用格式: 王学滨, 张钦杰, 潘一山, 等. 岩层运动并行计算系统中动力本构模型引入和巷道冲击破裂过程模拟[J]. 煤炭学报, 2025, 50(3): 1473-1483.

WANG Xuebin, ZHANG Qinjie, PAN Yishan, et al. Introduction of dynamic constitutive model into parallel computing system of strata motion and modeling of impact fracture process of roadway[J]. Journal of China Coal Society, 2025, 50(3): 1473-1483.



移动阅读

puting efficiency, and limited applicability. In the present paper, based on the GPU parallel computing system of the strata motion, i.e., StrataKing developed by us in the past ten years, the dynamic modeling ability is developed. The present method is validated through modeling the dynamic tests for rock specimens in uniaxial compression. The static constitutive model (the Hooke's law) is replaced by the Zhu-Wang-Tang dynamic constitutive model applicable in a wide range of strain rates. The static cohesion in the Mohr-Coulomb criteria is replaced by the dynamic cohesion to consider the dynamic strength of rock. The local adaptive dumping leading to over damping in the dynamic modeling is replaced by the viscous dumping. The model composed of a roadway and its surrounding rock is impacted at the top of the model in the form of the constant velocity. Effects of the velocity on the instability of the model are investigated. At low strain rates, the instability of the model exhibits intermittent characteristics, which is due to the fact that the strength of the surrounding rock is low and few strain energy is stored. Thus, instability begins and ends easily, but no kinetic enough is provided for a serious large instability. However, at high strain rates, the development of the cracking regions at two sides of the roadway is very rapid, which is due to the fact that the need energy can be provided timely. Thus, the instability is continuous. When the stored strain energy is high, the instability takes place and ending is difficult, resulting in a serious dynamic hazard. The present work provides a good technical base for the study on the anti-impact of the roadway under support in the future.

Key words: roadway rockburst; dynamic constitutive model; viscous damping; parallel computing; continuum-discontinuum method

0 引 言

冲击地压(或岩爆)是一种常见的矿山动力灾害。据统计,90%以上的冲击地压发生在巷道位置^[1]。巷道围岩发生猛烈破坏和失稳之前遭受到了来自顶板断裂、煤柱失稳或断层错动引发的冲击作用。巷道冲击地压能造成人员伤亡、设备损坏和生产延误,给深部安全开采带来了严峻的隐患^[1-2]。

数值模拟是巷道冲击地压研究的一种重要手段。目前,巷道冲击地压相关问题的数值模拟多采用连续方法或非连续方法。连续方法适于模拟应力和塑性区的时空分布,但不适于处理开裂和接触等非连续介质问题。非连续方法适于模拟开裂、运动等与巷道冲击地压发生相关的现象,但应力、应变的计算精度较低。兼具连续方法和非连续方法二者优势的连续-非连续方法目前正在快速发展^[3-7]。其中,本文作者团队历时10余年开发了一种连续-非连续方法,即拉格朗日元与离散元耦合连续-非连续方法,是与主流的有限元与离散元耦合方法^[3](FDEM)相平行的一种新型连续-非连续方法^[4-5]。以拉格朗日元取代有限元的考虑是前者适于求解大变形问题,无需形成刚度矩阵,对于应变软化问题无需利用特殊的求解策略。最近,利用GPU并行计算技术,岩层运动并行计算系统StrataKing(王之岩层)得以诞生^[6-7]。然而,在该方法中,尚未考虑岩石的应变率效应,仅采用广义胡克定律作为单元的本构模型。

巷道冲击地压发生过程中围岩遭受到的外部冲

击作用时间短,一般为几秒到几十秒^[8]。在较高应变率条件下,岩石的动力学特性将与静力学特性有显著的差异。现有研究表明,当应变率介于 $10^{-3} \sim 10 \text{ s}^{-1}$ 时,岩石的强度可增长2~3倍^[9]。显然,若不考虑应变率效应,则难以准确地模拟巷道围岩在冲击条件下的破坏和失稳过程,这对于正确认识巷道冲击地压的机理和发生、发展过程以及制定预防措施十分不利。岩石的动力本构模型^[10-11]主要有过应力模型、统计损伤模型、黏弹性连续损伤模型、时效损伤模型和朱-王-唐(ZWT)本构模型等。其中,ZWT本构模型是1个可在横跨准静态到动态冲击8个量级条件下和变形范围在8%之内描述介质动态力学行为的著名本构模型^[11],还具有参数较少且参数容易确定的优势。

本文以StrataKing为基础,发展了动力计算方法,具体包括:以ZWT动力本构模型取代静力本构模型,以动态黏聚力取代摩尔-库仑准则中的静态黏聚力,以黏性阻尼取代局部自适应阻尼。通过模拟岩样的单轴压缩动力实验,验证了本文方法的正确性。通过在巷道围岩模型上表面施加冲击速度,考察了不同应变率条件下巷道围岩模型的失稳规律,深化了对巷道围岩动力冲击过程的认识。

1 ZWT 本构模型引入 StrataKing

1.1 StrataKing 简介

StrataKing^[6-7]是在CUDA(Compute Unified Device Architecture)平台上发展的,其中,主机端(CPU)和设备端(GPU)协同工作。CPU负责流程控制、内存管

理、数据传输和复杂的逻辑运算等。GPU 负责高度线程化的并行任务。StrataKing 的主体计算部分包括 4 个模块, 应力-应变模块、开裂模块、接触-摩擦模块和运动模块, 每个模块包括 1 个或多个核函数。需要指出, 运行在 GPU 上的函数被称为核函数, 只能被 CPU 调用。应力-应变模块被用于求解节点的弹性力、单元的应力和应变等。开裂模块被用于处理介质的开裂问题以及求解黏聚力等。在节点分离后, 单元之间可能会发生嵌入。接触-摩擦模块被用于求解分离单元之间由于嵌入引起的法向接触力和摩擦力等。其中, 引入势的概念计算法向接触力^[3], 以避免其与接触面积无关的弊端, 并使不同接触类型的计算具有统一性。运动模块被用于求解节点的速度和位移。为了解决离散的四边形单元 (不能再开裂) 形成的聚集体仍能承受较高应力的问题, 引入了基于球量不变假设的应力跌落算法^[12]。

在 StrataKing 中, 存在多个 CUDA 流 (GPU 上的工作队列, 队列里的工作以特定的顺序执行)。在每个 CUDA 流中, 若干核函数被执行。当时步数目 $N > 0$ 时, 应力-应变模块、开裂模块和接触-摩擦模块中的各核函数在各自的 CUDA 流中被异步执行 (同一时间处理多个任务)。运动模块的核函数启动前需进行流同步操作, 以等待前 3 个模块计算完弹性力、黏聚力、法向接触力和摩擦力等力。这样, 才能利用运动方程在已知力的情况下求解节点的速度。

在 StrataKing 中, 阻尼类型为消耗能量较强的局部自适应阻尼, 节点的局部自适应阻尼力 F_d 的方向与节点速度 v 有关, 大小与不平衡力 F 的大小有关:

$$F_d = -\beta|F|\text{sign}(v) \quad (1)$$

$$\text{sign}(v) = \begin{cases} +1, v > 0 \\ -1, v < 0 \\ 0, v = 0 \end{cases} \quad (2)$$

式中: β 为局部自适应阻尼系数。

在结构动力学分析中, 一般采用黏性阻尼力 F'_d , 其大小和方向均与 v 有关:

$$F'_d = -\alpha v \quad (3)$$

式中: α 为黏性阻尼系数。

1.2 本构模型的引入和应力-应变模块并行化

1.2.1 ZWT 本构模型的引入

在 StrataKing 的应力-应变模块中, 利用广义胡克定律由子单元的应变增量计算子单元的应力增量。即使在模型边界上施加的是应力波, 单元的本构模型仍为静力本构模型。

ZWT 本构模型由 3 部分构成: 非线性弹性体、低频 Maxwell 体和高频 Maxwell 体。现有研究表明, 可将 ZWT 本构模型简化为如下增量形式^[13]:

$$\Delta\sigma_{ij} = \begin{cases} \left(E_0 + \frac{2\varphi_2 E_2}{2\varphi_2 + \Delta t} \right) \Delta\varepsilon_{ij} + \frac{2\varphi_2 \Delta\varepsilon_v}{2\varphi_2 + \Delta t} \left[\frac{3K - E_0 - E_2}{3} + \frac{(3K - E_0)\Delta t}{6\varphi_2} \right] + \frac{2\Delta t}{2\varphi_2 + \Delta t} [E_0 \varepsilon_{ij} + \left(K - \frac{E_0}{3} \right) \varepsilon_v - \sigma_{ij}] , i = j \\ \left(E_0 + \frac{2\varphi_2 E_2}{2\varphi_2 + \Delta t} \right) \Delta\varepsilon_{ij} + \frac{2\Delta t}{2\varphi_2 + \Delta t} (E_0 \varepsilon_{ij} - \sigma_{ij}) , i \neq j \end{cases} \quad (4)$$

式中: $\Delta\sigma_{ij}$ 为某一子单元的应力增量, MPa; E_0 为初始弹性模量, GPa; E_2 为高频 Maxwell 体的弹性常数, GPa; φ_2 为高频 Maxwell 体的松弛时间, s; Δt 为时步长度, s; $\Delta\varepsilon_{ij}$ 为子单元的应变增量; $\Delta\varepsilon_v$ 为子单元的体应变增量; K 为体积模量, GPa; ε_{ij} 为子单元的应变全量; ε_v 为子单元的体应变全量; σ_{ij} 为某一子单元的应力全量, MPa。由于 StrataKing 是基于显式方法, 后 1 个时步的结果是在前 1 个时步的基础上通过一次代数计算获得的, 所以, 需将 ZWT 本构模型写成上述增量的形式。

在 (表观) 应变率 $\dot{\varepsilon}_s$ (岩样端部的 v 与岩样高度之比) 恒定条件下, 一维 ZWT 本构模型如下:

$$\sigma = E_0 \varepsilon + E_2 \int_0^t \dot{\varepsilon}_s \exp \left(-\frac{t-\tau}{\varphi_2} \right) d\tau \quad (5)$$

式中: σ 为岩样的纵向应力, MPa; τ 为积分变量, $\tau \in [0, t]$; ε 为岩样的纵向应变; t 为加载时间, s。应当指出, ZWT 本构模型被用来描述材料受到不超过其自身强度前的应力-应变关系, 所以, E_0 、 E_2 和 φ_2 主要在应力-应变曲线峰前发挥作用。当 $t=0$ 时, 式 (5) 便退化为 $\sigma = E_0 \varepsilon$, 其中, E_0 在加载初期起主要作用。 E_2 和 φ_2 则对加载初期之后材料的高应变率响应负责。此外, 在 StrataKing 的开裂模块中, 根据摩尔-库仑准则进行剪裂判断, 但其中的强度参数之一黏聚力 c 与 $\dot{\varepsilon}_s$ 无关, 属于静态黏聚力。不同子单元的 $\dot{\varepsilon}_{ij}$ 将有所不同。通过对 $\dot{\varepsilon}_{ij}$ 取平均即可获得单元的平均应变率张量 $\dot{\varepsilon}_{ij}$ 。应当指出, 弹性、强度参数等物理、力学参数建立在单元上, 而非子单元上或节点上。为此, 为了考虑 c 的应变率效应, 需引入单元的动态黏聚力 c_d 。将 $\dot{\varepsilon}_{ij}$ 与 c_d 通过 $\dot{\varepsilon}_{ij}$ 的等效量 $\dot{\varepsilon}_d$ 联系起来。平面应变条件下的 $\dot{\varepsilon}_d$ 如下:

$$\dot{\varepsilon}_d = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\dot{\varepsilon}_x - \dot{\varepsilon}_y)^2 + \dot{\varepsilon}_y^2 + \dot{\varepsilon}_x^2 + 6\dot{\varepsilon}_{xy}^2} \quad (6)$$

式中: $\dot{\varepsilon}_x$ 、 $\dot{\varepsilon}_y$ 和 $\dot{\varepsilon}_{xy}$ 均为分量, s^{-1} 。 $\dot{\varepsilon}_d$ 与 c_d 的关系^[14]为

$$\frac{c_d}{c} = 1.0 + \gamma \lg \frac{\dot{\epsilon}_d}{\dot{\epsilon}_s} \quad (7)$$

式中: γ 为强度系数, 取 0.1; $\dot{\epsilon}_s$ 为静态应变率, s^{-1} 。应当指出, 由于 c_d 大于 c , 介质更不容易发生剪裂。

1.2.2 应力-应变模块并行化

在应力-应变模块中, 1 个四边形单元被离散为 4 个三角形子单元 a~d, 即 2 种覆盖。

图 1 以 1 个单元为例给出了该模块内的并行计算流程图。各子单元均被分配 1 个线程, 由 v 计算子单元的 $\dot{\epsilon}_{ij}$, 进而求得子单元的 $\Delta\epsilon_{ij}$ 和 $\Delta\epsilon_v$, 再通过增量形式的 ZWT 本构模型求得子单元的 $\Delta\sigma_{ij}$, 进而求得单元的应力等。

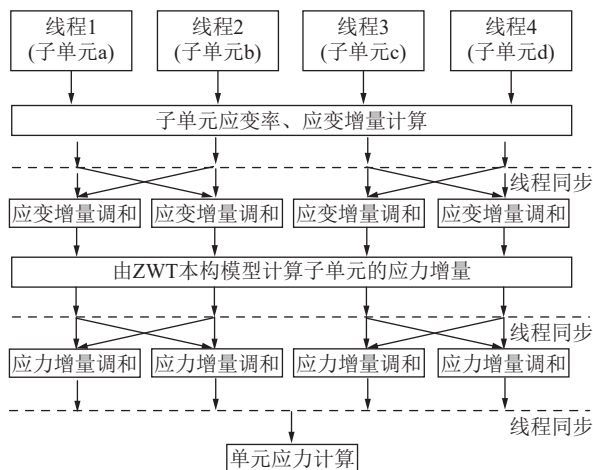


图 1 应力-应变模块内的并行计算流程

Fig.1 Flow chart of parallel computing in stress-strain module

如图 1 所示, 1 个单元的 4 个子单元的计算并行执行, 但并非独立, 例如, 对某个子单元的 $\Delta\epsilon_{ij}$ 进行调和时, 需要用到同一覆盖中其他子单元的信息。因此, 在这些计算之前要进行线程同步操作, 以避免数据竞争。在该模块中, 共进行 3 次线程同步。第 1 次同步后, 进行子单元的 $\Delta\epsilon_{ij}$ 调和。第 2 次同步后, 进行子单元的 $\Delta\sigma_{ij}$ 调和。第 3 次同步后, 对各子单元的应力取平均以获得单元的应力。

2 方法验证

2.1 ZWT 本构参数获取

ZWT 的本构参数 E_0 、 E_2 和 φ_2 是不依赖于 $\dot{\epsilon}_s$ 的常数^[15]。为此, 本文仅对文献[13]中的 1 条实验曲线, 即 $\dot{\epsilon}_s=64.64 s^{-1}$ 时, 进行拟合即可。获取的上述 3 个参数在其他 $\dot{\epsilon}_s$ 条件下亦可适用。

图 2 给出了相关系数-迭代次数曲线。由此可以发现, 进行 15 次迭代后, 拟合收敛。拟合曲线和实验曲线的对比如图 3 所示。拟合相关系数为 0.99, 拟合度较高, 由此表明, 获得的参数 $E_0=46.03$ GPa、 $E_2=$

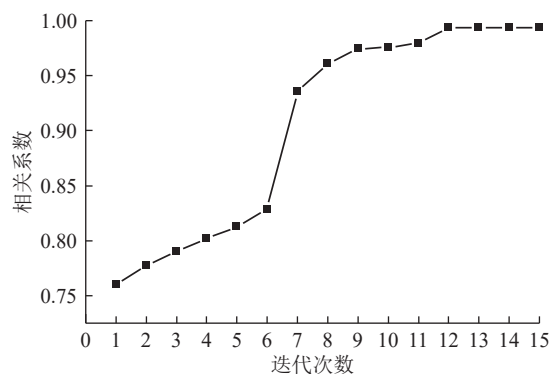


图 2 相关系数随迭代次数的演变

Fig.2 Evolution of correlation coefficient with number of iterations

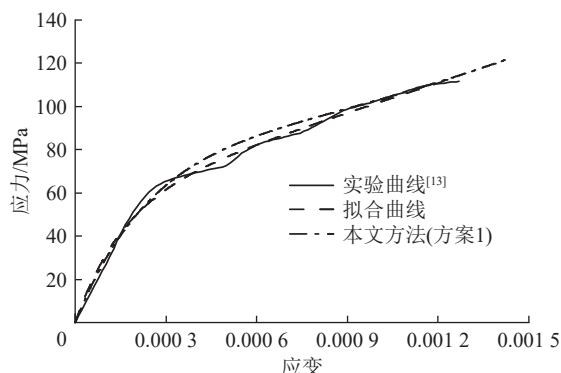


图 3 拟合过程中各结果对比

Fig.3 Comparison of results in fitting process

359.38 GPa 和 $\varphi_2=2.33 \times 10^{-6} s$ 较为准确。

2.2 单轴压缩岩样动力实验模拟

这里, 模拟了单轴压缩花岗岩试样 (由 1 个单元构成, 其原因是为了消除应力波传播的影响) 动力实验。1 个单元构成的岩样的响应是理想的、纯粹的, 并最接近所采用的本构模型。当然, 对 1 个单元构成的岩样的模拟也存在局限性。本文不允许单元内部开裂, 仅允许单元沿边界开裂。这样, 1 个单元时岩样将无法开裂。所以, 上述做法将难以模拟节点分离后的行为。这一不足将在先确认 ZWT 本构模型引入正确之后, 再通过加密网格予以克服。

在本节中, 共采用 7 个方案 (表 1)。岩样的宽度均为 0.05 m。力学模型如图 4 所示。在岩样上端面施加水平活动铰支座约束和竖直向下的 v , 在岩样下端施加固定铰支座约束。方案 1~7 的主要力学参数根据文献[13]选取: 密度 $\rho=2595 kg/m^3$, 弹性模量 $E=59.06$ GPa, 泊松比 $\mu=0.23$, 抗拉强度 $\sigma_t=10.86$ MPa, $c=29.73$ MPa, 内摩擦角 $\varphi=30^\circ$, 重力加速度 $g=9.8 m/s^2$ 。对于文献[13]未提供的参数, 本文根据经验选取: 法向刚度系数 $K_n=600$ GPa/m, 残余黏聚力 $c^r=23.78$ MPa, 残余内摩擦角 $\varphi^r=24^\circ$ 。其中, 方案 1~3 的阻尼类型

均为局部自适应阻尼, $\beta=0.2$, 但网格密度不同。方案4~6的阻尼类型均为黏性阻尼, $\alpha=0.1$ ($\text{N} \cdot \text{s}/\text{m}$), 但网格密度不同。方案1~6的岩样尺寸均相同, 为正方形。应当指出, 在本文方法中, 单元为正方形。方案7的阻尼类型为黏性阻尼, 岩样尺寸与实验常采用的相一致, 网格密度较大。计算在平面应变、大变形条件下进行。

表1 方案和有关参数

Table 1 Schemes and relevant parameters

方案	岩样高度 H/m	单元数	阻尼类型	时步长度 $\Delta t/\text{s}$	速度 v ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)
1	0.05	1×1	局部自适应阻尼	1.33×10^{-6}	3.32
2	0.05	2×2	局部自适应阻尼	6.64×10^{-7}	3.32
3	0.05	4×4	局部自适应阻尼	3.32×10^{-7}	3.32
4	0.05	1×1	黏性阻尼	1.33×10^{-6}	3.32
5	0.05	2×2	黏性阻尼	6.64×10^{-7}	3.32
6	0.05	4×4	黏性阻尼	3.32×10^{-7}	3.32
7	0.10	100×200	黏性阻尼	1.33×10^{-8}	6.64

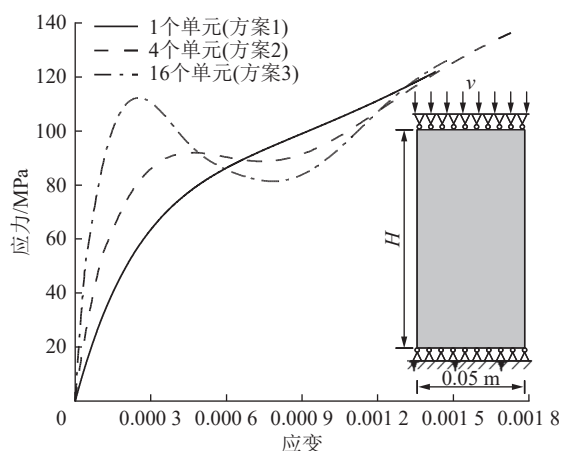


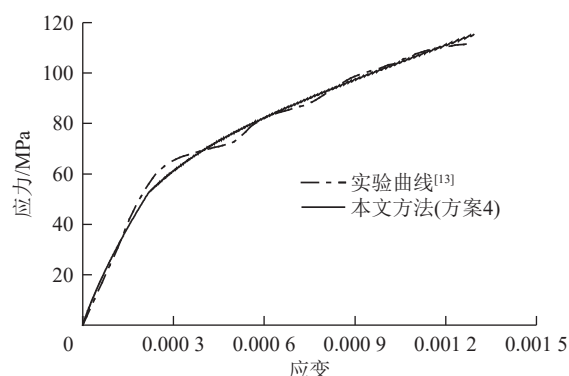
图4 局部自适应阻尼条件下的结果对比 (方案1~3)

Fig.4 Comparison of results under local adaptive damping (schemes 1-3)

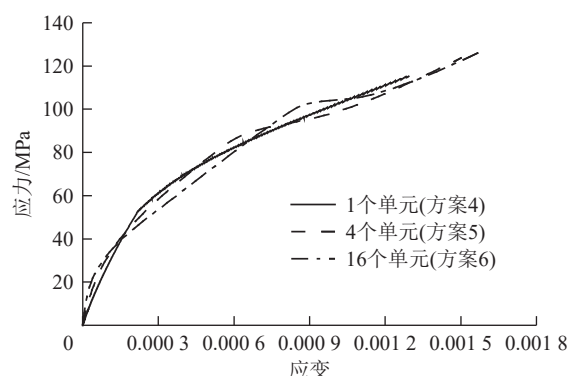
2.2.1 局部自适应阻尼条件下的结果

在图3中, 也给出了方案1的结果。由此可以发现, 方案1的结果与另2种结果均较吻合; 在近似线弹性阶段之后, 可观察到方案1的结果具有明显的黏弹性阶段, 这与ZWT本构模型的特点较为一致。

图4给出了方案1~3的结果对比。由此可以发现, 随着单元数的增多, 应力-应变曲线的波动性增强。现以岩样最上一层单元为例进行分析。该层单元上表面节点的 v 大, 若下表面节点的速度小, 即阻尼较大, 根据ZWT本构模型, 这将导致该层单元的 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 突增, 从而导致应力较高, 出现过阻尼现象。



(a) 方案4的结果和实验结果的对比



(b) 方案4~6的结果对比

图5 黏性阻尼条件下的结果对比 (方案4~6)

Fig.5 Comparison of results under viscous damping conditions (schemes 4-6)

2.2.2 黏性阻尼条件下的结果

图5a给出了方案4的结果和实验结果的对比。由图5a和图3可以发现, 与方案1相比, 方案4的结果与实验结果更接近。

图5b给出了方案4~6的结果对比。随着单元数的增加, 方案4~6的结果基本一致, 不具有方案2~3的波动性和过阻尼现象, 这说明在采用ZWT动力本构模型时, 阻尼类型也需要从局部自适应阻尼调整至黏性阻尼。

图6a给出了方案7的结果与实验结果的对比。由此可以发现, 二者基本吻合; 在峰前阶段, 本文方法的应力-应变曲线表现出一定的黏弹性; 相比之下, 本文方法的峰后结果更脆, 这与本文方法考虑了应力脆性跌落效应有关。

图6b—图6f给出了不同 N 时岩样的动力破裂过程, 分别对应于图6a中b点—c点。云图的颜色代表最大主应力 σ_3 , 以拉为正, 以压为负, 且 $\sigma_3 \geq$ 最小主应力 σ_1 , 黑色线段代表剪裂纹区段, 灰色线段代表拉裂纹区段。若干裂纹区段连在一起构成裂纹。需要指出, 以上约定对于后文的云图均适用。

当 $N=860$ 时, 岩样处于黏弹性阶段, 岩样上、下端附近存在弧形的 σ_3 低值区 (图6b), 这是由于强

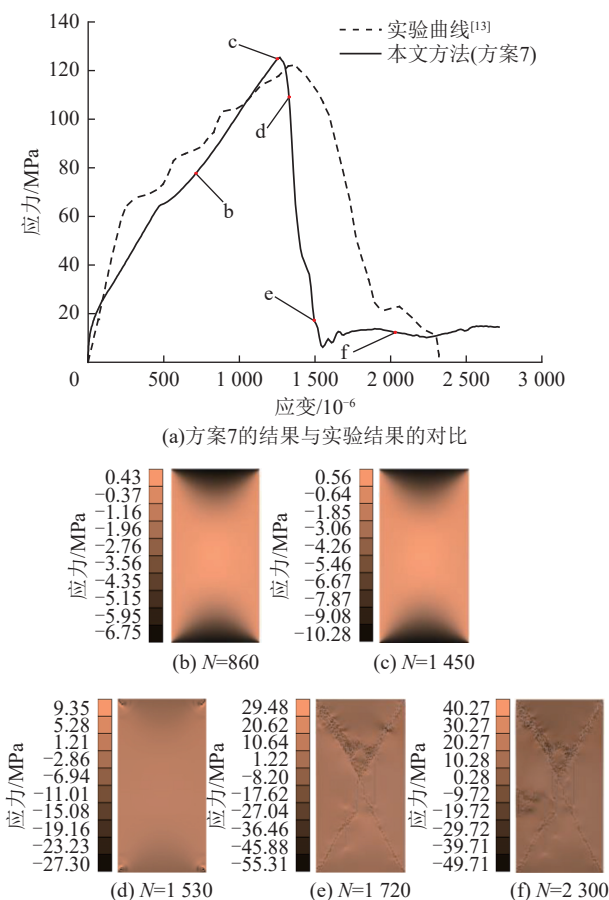


图6 岩样应力-应变曲线对比和动力破裂过程(方案7)

Fig.6 Comparison of stress-strain curves of rock specimens and the dynamic fracture process (scheme 7)

烈端面约束的作用;当 $N=1450$ 时,岩样的应力接近应力峰值,岩样尚未开裂(图6c);当 $N=1530$ 时,岩样处于峰后应变软化阶段,裂纹出现在岩样的4个角附近(图6d);随后,裂纹在岩样内部快速扩展,形成4条剪切带(图6e),其与水平方向的夹角约为 62° ,这与基于摩尔-库仑准则的剪切面倾角的理论解($45^\circ + \varphi/2 = 60^\circ$)较为接近;此后,岩样的破裂形式基本不发生改变,尽管某些位置的裂纹稍有增加(图6f)。应当指出,除了启动于岩样4个角附近的剪切带,还可在岩样中部观察到狭长的拉裂纹(图6e—图6f)。

以方案7为基础,计算加速比。为了仅在弹性阶段测试,将 v 调小至 0.01 m/s ,测试了 $100\,000$ 个时步。测试表明,当单元数目从 800 增至 $204\,800$ 时,加速比从 6.6 增加至 26.2 。也就是说,单元数目增加了 255 倍时,加速比增加了约 2.97 倍,这凸显了本文方法在计算效率方面的优势。

3 巷道围岩动力破裂过程模拟

3.1 模型、参数和计算方案

以某大巷为工程背景建立数值计算模型。在巷

道开挖之前,模型被剖分为 160×160 个正方形单元,模型的高度和宽度均为 40 m ,开挖后的巷道围岩模型见图7中插图,岩性为花岗岩。除了 Δt ,其余参数均与第2.2节中的相同, $\Delta t = 6.525\,56 \times 10^{-6}\text{ s}$ 。计算在平面应变、大变形条件下进行。计算步骤如下:

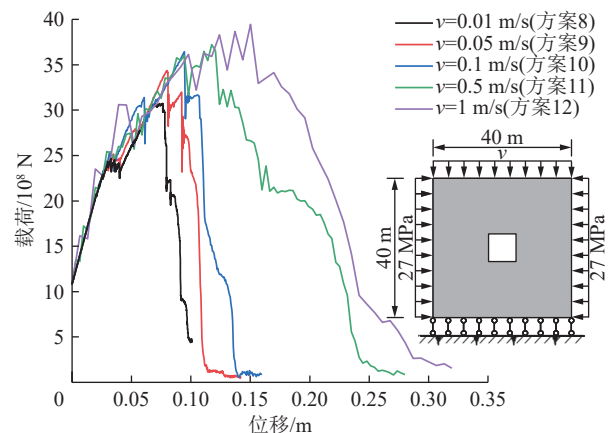


图7 模型的载荷-位移曲线

Fig.7 Load-displacement curves of models

首先,巷道开挖之前,在模型下表面施加活动铰支座约束,在左、右和上表面施加 27 MPa 的压应力。同时,为了避免应力波传播到边界的反射,在模型的左、右和上表面还施加了黏性边界,直至模型达到静力平衡状态,此过程用 $20\,000$ 个时步。

其次,在模型中部,开挖 1 个 $8\text{ m} \times 8\text{ m}$ 的巷道,以易于观察巷道冲击过程中的各种现象,直至巷道围岩达到静力平衡状态,此过程用 $10\,000$ 个时步。

最后,在模型上表面,施加向下的 v 。共计 5 个方案(方案8~12), v 分别为 0.01 、 0.05 、 0.1 、 0.5 、 1 m/s 。对应的 $\dot{\epsilon}_s$ 分别如下: 2.5×10^{-4} 、 1.25×10^{-3} 、 2.5×10^{-3} 、 1.25×10^{-2} 、 $2.5 \times 10^{-2}\text{ s}^{-1}$ 。

3.2 $\dot{\epsilon}_s$ 对载荷-位移曲线的影响

图7给出了各方案中模型上表面的载荷-垂直位移曲线(下称载荷-位移曲线)。其中,位移从模型上表面被施加 v 开始计算;通过监测节点垂直的弹性力获得载荷。表2给出了各方案中模型的峰值载荷和峰值位移(峰值载荷对应的位移)。

由于文献[16-18]和本文的 $\dot{\epsilon}_s$ 的范围不同,而且文献[18]和本文的 $\dot{\epsilon}_s$ 的单位不同,很难对有关结果进行定量对比。所以,对这些数据进行了标准化。单位 $\dot{\epsilon}_s$ 时峰值应力和对应的应变的增量见表2。需要指出,为了方便比较,已将文献[16]和本文的载荷和位移折算成了应力和应变。

由图7和表2可以发现,随着 $\dot{\epsilon}_s$ 的增加,峰值载荷和对应的位移增加,这与众多实验结果类似。例如,

表2 不同文献中单位 $\dot{\epsilon}_*$ 时峰值应力和峰值应变的增量

Table 2 Incremental peak stress and peak strain per unit strain rate for different literatures

文献	$\dot{\epsilon}_*$ 的范围	$\dot{\epsilon}_*$ 增加倍数	峰值应力的范围/MPa	单位 $\dot{\epsilon}_*$ 时峰值应力增量/MPa	峰值应变的范围	单位 $\dot{\epsilon}_*$ 时峰值应变增量
[16]	$5.2 \times 10^{-7} \sim 5.2 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$	1 000	94.2~130.3	0.036 1	0.002 73~0.003 18	4.5×10^{-7}
[17]	45.63~288.47 s^{-1}	6.3	166~219	8.41	0.008~0.014	9.5×10^{-4}
[18]	$1.25 \times 10^{-9} \sim 5.00 \times 10^{-9} \text{ 时步}^{-1}$	4	1.03~1.11	0.02	$4.06 \times 10^{-5} \sim 4.27 \times 10^{-5}$	5×10^{-7}
本文	$2.5 \times 10^{-4} \sim 2.5 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$	100	76.8~98.6	0.218	0.001 9~0.003 75	1.85×10^{-5}

大理岩^[16]和煤系砂岩^[19]的实验结果。此外,文献^[18]的数值结果也呈现了类似的现象。

由表2可以发现,本文结果的增幅仅比文献^[17]的低,这可能与材料的性质不同有关。本文的峰值应力增量比文献^[16]和文献^[18]的更大,这是因为考虑了岩石强度的应变率效应。

对于随着 $\dot{\epsilon}_*$ 的增加峰值载荷或应力对应的位移或应变的变化,现有结果有所不同。一些研究表明,峰值应力对应的应变随 $\dot{\epsilon}_*$ 的提高而增加,例如,煤系砂岩^[19]和煤岩^[20]的实验结果以及基于FLAC的数值结果^[18]。一些研究表明,随着 $\dot{\epsilon}_*$ 的增加,峰值应力对应的应变降低,例如,在高 $\dot{\epsilon}_*$ 条件下针对三峡花岗岩的冲击实验结果^[17]和基于ABAQUS的数值结果^[21]。此外,有的研究表明,随着 $\dot{\epsilon}_*$ 的增加,峰值应力对应的应变没有明显的变化^[22]。

对于方案8~9,载荷-位移曲线可大致被划分为峰前阶段和峰后阶段;峰前曲线可大致被划分为近似线弹性阶段、波动阶段和载荷再次上升阶段,其中,在波动阶段,载荷随位移的增加变化不大;在载荷再次上升阶段,随着位移的增加载荷增加,但曲线斜率减小;峰后曲线大致呈脆性。对于方案10~12,峰前曲线具有明显的波动性,存在多个局部峰值。峰后曲线没有表现出明显的脆性,这与目前的一些结果类似,例如,文献^[23]。针对该现象,科技人员从能量角度^[20]和裂纹扩展角度^[17]进行了解释。

3.3 $\dot{\epsilon}_*$ 对巷道围岩动力破裂过程的影响

图8a—图8c分别给出了方案9~11中残余阶段时(变形后期)的 σ_3 云图。

图9和图10分别给出了方案8和方案12中拉、剪裂纹区段数目随位移的演化规律,同时,还呈现了载荷-位移曲线。图11a—图11f和图12a—图12f分别给出了方案8和方案12中不同 N 时的 σ_3 云图。

由图8a—图8c、图11f和图12f可以发现,随着 $\dot{\epsilon}_*$ 的增加,变形后期巷道围岩的破坏程度加剧。需要指出,方案8~12中的裂纹区段数目分别为6 552、7 113、8 481、12 128和13 152。在巷道两帮,除了能观察到岩石单元的弹射或涌出现象,还能观察到“口

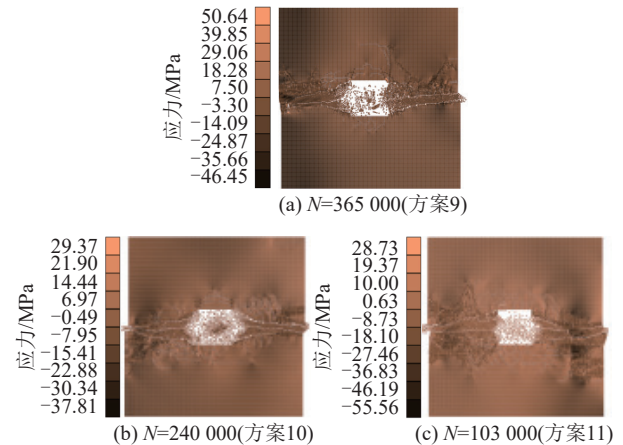
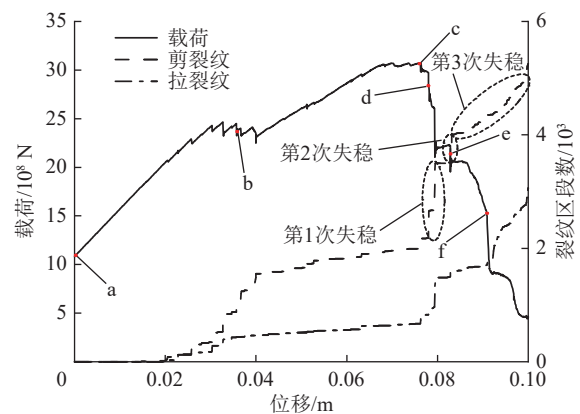
图8 残余阶段时 σ_3 和裂纹的分布(方案9~11)Fig.8 Distributions of σ_3 and cracks in residual stage (schemes 9~11)

图9 载荷和裂纹区段数目随位移的演变(方案8)

Fig.9 Evolution of load and number of crack segments with displacement (scheme 8)

大腔小”的孔洞,这与煤矿常见的动力灾害造成的破坏现象基本相符。应当指出,仅分析 σ_3 云图,难以深刻阐明巷道围岩的动力破裂过程及其与失稳的关系。下文,将以方案8为例,结合载荷和裂纹区段数目随位移的演化规律进行分析。

由图9和图11可以发现:

1) 当 $N=30\ 000$ 时(图9中a点,模型上表面即将被施加 v),巷道围岩的 σ_3 高值区呈弧状,并呈中心对称分布;巷道四角的 σ_3 较低,这些位置受到的挤压作

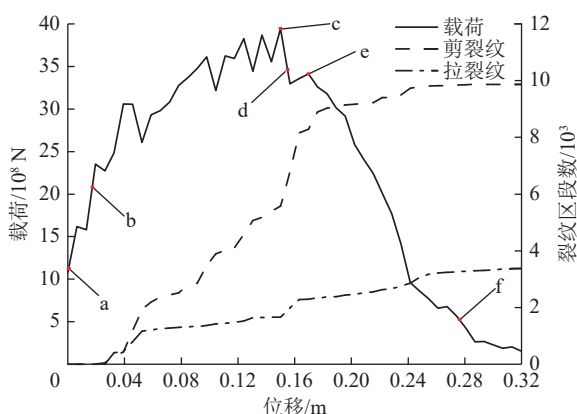


图10 载荷和裂纹区段数目随位移的演变(方案12)

Fig.10 Evolution of load and number of crack segments with displacement (scheme 12)

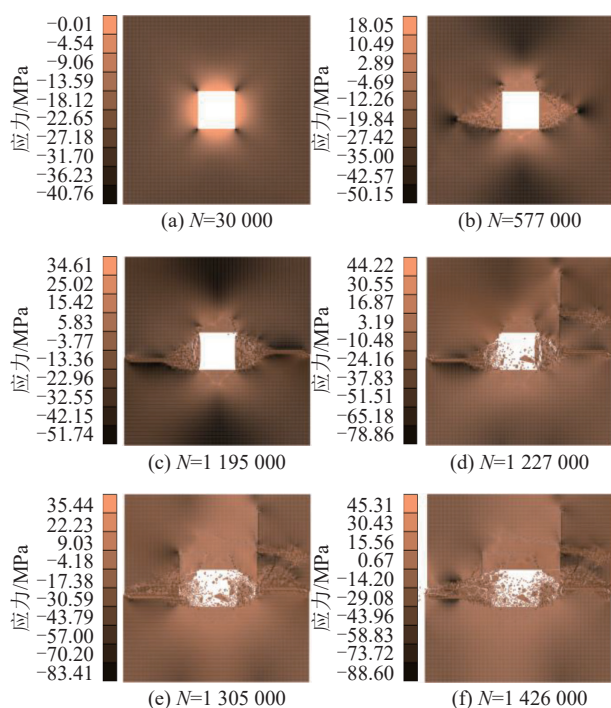


图11 巷道围岩动力破裂过程(方案8)

Fig.11 Dynamic fracture process of roadway surrounding rock (scheme 8)

用较强烈。

2) 当 $N=577\,000$ 时(图9中b点,模型上表面已被压缩 0.036 m),拉、剪裂纹已存在,其中,拉裂纹区段数目为 435 ,剪裂纹区段数目为 $1\,058$ 。在巷道两帮,裂纹聚集成的开裂区大致呈V形。巷道顶、底板的裂纹相对较少,其中,拉裂纹数目较多。 σ_3 低值区主要位于巷道顶、底板的 σ_3 高值区之外(呈三角形)和巷道两帮开裂区的尖端。

3) 当 $N=1\,195\,000$ 时(图9中c点,处于载荷峰值),大量拉、剪裂纹存在,其中,拉、剪裂纹区段数目分别为 669 和 $1\,997$ 。巷道两帮内挤,巷道右帮已有

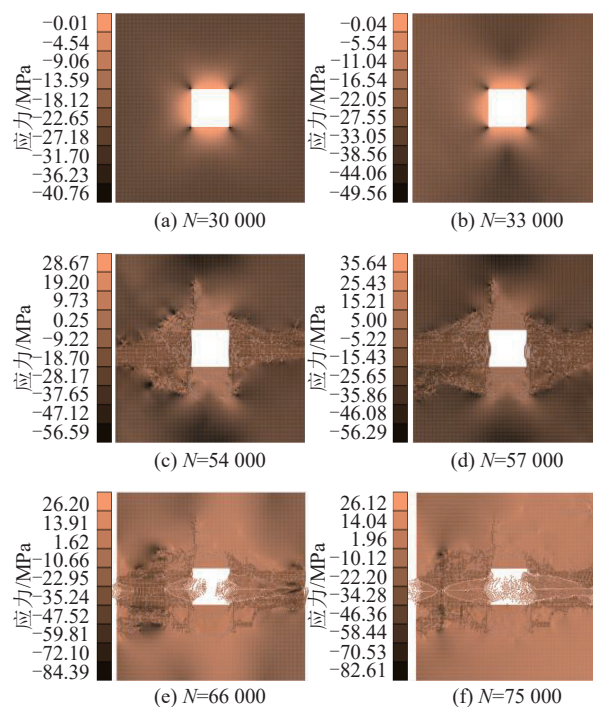


图12 巷道围岩动力破裂过程(方案12)

Fig.12 Dynamic fracture process of roadway surrounding rock (scheme 12)

个别单元脱离围岩。上述现象可被视为将来巷道两帮岩石涌出的前兆。模型即将发生失稳。巷道两帮和底板的裂纹中剪裂纹占优势。巷道两帮的开裂区大致呈楔形,其尖端基本抵达模型的左、右边界。

4) 当 $N=1\,227\,000$ 时(图9中d点,处于第1次失稳过程中),巷道周边的裂纹较之前有所增多。大量岩石单元已涌入巷道。巷道两帮的开裂区尺寸较之前有所增大,在开裂区之外的裂纹也已萌生。为了使图片清晰,仅在剪裂纹区段数目-位移曲线上标注了各次失稳。

5) 当 $N=1\,305\,000 \sim 1\,426\,000$ 时(图9中e点和f点,分别处于第2次和第3次失稳过程中),涌入巷道的岩石单元进一步增多,最终散乱地堆积在巷道底板上。巷道两帮的开裂区尺寸仍在增大。开裂区以外的裂纹进一步发展。

综上所述,模型经历了多次失稳和失稳之间的裂纹缓慢发展。在峰值载荷处,可观察到巷道两帮涌出的前兆。和其他方案相比,本方案的 ν 或 $\dot{\epsilon}_s$ 较低,之所以会出现多次失稳,应该是由于巷道围岩储存的应变能较少,不足以一次剧烈的失稳提供所需要的动能。在2次失稳之间,巷道围岩尽管仍在开裂,但裂纹发展缓慢,载荷轻微上升或基本保持不变。当巷道两帮的开裂区之外积聚的应变能足够时,便会推动开裂区内的单元或不规则块体涌出。这样的过程周而复始地发生。也就是说,当 ν 或 $\dot{\epsilon}_s$ 较低时,巷道两帮的涌出

现象呈间歇性,并非一蹴而就。

由图9和图10可以发现,不同 ν 时的结果也有较大的差异,具体而言:

1) ν 高时载荷-位移曲线的波动性更强,且峰值和对应的位移均较高,这意味着 ν 高时巷道围岩储存的应变能较高。最终, ν 高时裂纹区段数目较多。应当指出,对于方案12,当 $N=54\ 000$ 时(图10中c点,处于载荷峰值,与图12c对应),巷道两帮和顶、底板存在裂纹;巷道两帮的裂纹聚集形成开裂区,其尖端已抵达模型的左、右边界;模型即将发生失稳;巷道两帮内挤,可被视为两帮岩石涌出前兆。

2) ν 高时峰后载荷-位移曲线大致可被划分为2个阶段:阶段1(图10中c点至e点之间)和阶段2(图10中e点之后)。在阶段1前期,载荷迅速下降,这是一次剧烈的失稳。在此过程中,2种裂纹区段数目快速上升。在阶段2,载荷呈持续下降的趋势,没有 ν 低时明显的阶段性,这意味着失稳一直发生,没有趋于停止的趋势。在此过程中,2种裂纹区段数目增加。

总之,和 ν 低时相比, ν 高时巷道围岩储存的应变能较高,可为持续的失稳提供足够的能量。尽管 ν 高时失稳要求的载荷和对应的位移较高,但一旦失稳,难以停止。

图13给出了不同 ν 时开裂区深度- N 曲线,同时,给出了开裂区深度的示意图(以巷道右帮的为例)。当开裂区深度为16 m时,开裂区尖端抵达模型边界。可以发现:

1) 对于方案8($\dot{\epsilon}_*$ 较低),开裂区深度上升之前很长一段时间内始终为0,而对于方案12($\dot{\epsilon}_*$ 较高),并无此现象。这可能是因为 $\dot{\epsilon}_*$ 低时模型内形成了一种较为稳定的结构,相反,当 $\dot{\epsilon}_*$ 高时,此结构还未来得及形成,模型就已经发生了失稳。

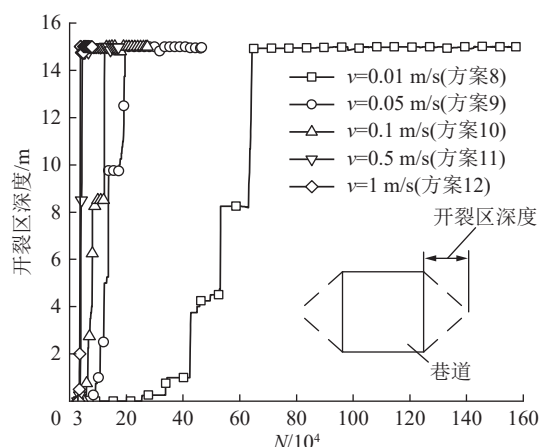


图13 开裂区深度的扩展过程

Fig.13 Developing process of cracking region depth

2) $\dot{\epsilon}_*$ 低时,开裂区深度随 N 的增加呈阶梯式上升,其有多个平台,这意味着开裂区的发展呈间歇性; $\dot{\epsilon}_*$ 高时,平台基本未出现,这意味着开裂区的发展近似于持续发生,即开裂一旦开始,难以停止。

随着 $\dot{\epsilon}_*$ 增加,开裂区尖端基本抵达模型的左、右边界所用的 N 越来越少,这说明 $\dot{\epsilon}_*$ 越高,巷道两帮的开裂区发展越快,这是因为 $\dot{\epsilon}_*$ 高时,裂纹扩展所需要的能量能够被及时地提供。

4 讨论和展望

本文侧重于探索应变率对巷道冲击的影响。ZWT 动力本构模型成功引入 StrataKing 是一个有益的尝试,为煤矿动力灾害(例如,巷道冲击地压)研究提供了一种新的研究手段。动力本构模型更适于煤矿动力问题模拟,模拟结果将更加准确。当然,需要进行额外的动力本构参数测试工作。

ZWT 动力本构模型成功引入 StrataKing,为其他动力本构模型引入 StrataKing 提供了可供借鉴的经验。基于动力学实验数据(例如,动力强度准则、某些参数的应变率效应),在将来,可望能被纳入 StrataKing 以发挥应有的作用,而不是仅停留在文献中。

与传统 FDEM 方法^[3]和一些商业软件相比,StrataKing 是 GPU 并行计算方法,计算效率较高,计算规模较大;与并行的 FDEM 等方法^[24]相比,本文方法的矿业特色更加明显,例如,更适于模拟煤矿中常见的动力灾害,例如,巷道冲击。

在冲击地压发生后,往往只能观察到煤岩体的抛出、冒顶和底鼓等现象,加之监测设备有限,难以了解整个过程。利用本文方法可以清楚地观察到巷道冲击的整个过程,这能体现出科学计算的作用,即对复杂、难以观测到的过程的一种有益探索,但目前该方法仅能用于模拟二维问题,不涉及一条巷道中冲击地压发生的位置。本文是一个良好的开端,为未来支护条件下巷道抗冲击研究奠定了良好的技术基础。

5 结 论

1) 在 StrataKing 中,以 ZWT 动力本构模型取代广义胡克定律,考虑摩尔-库仑准则中黏聚力的应变率效应,并以黏性阻尼取代局部自适应阻尼,发展了适于模拟岩石动力学行为的连续-非连续并行计算方法。通过模拟花岗岩试样的动力单轴压缩实验,验证了方法的正确性。

2) 当应变率低时,巷道围岩的失稳呈间歇性,这是因为巷道围岩的强度较低,储存的应变能较少,失稳易于发生,也易于停止,而当应变率高时,巷道围岩

的失稳具有持续性,这是由于巷道两帮的开裂区扩展所需要的能量能得到及时供给,只有当围岩储存的应变能较高时才能失稳,一旦失稳,则难以停止,这将造成严重的动力灾害。

3)ZWT 动力本构模型成功引入 StrataKing 是一个良好的开端,为巷道冲击地压研究提供了一种新的研究手段,也为其他动力本构模型引入 StrataKing 提供了可供借鉴的经验。将来,借助 StrataKing 基于 GPU 的大规模科学计算能力,煤矿动力学问题的计算规模将更大,计算效率将更高,计算精度将更高。

参考文献(References):

- [1] 潘一山,齐庆新,王爱文,等.煤矿冲击地压巷道三级支护理论与技术[J].煤炭学报,2020,45(5): 1585-1594.
PAN Yishan, QI Qingxin, WANG Aiwen, et al. Theory and technology of three levels support in bump-prone roadway[J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(5): 1585-1594.
- [2] 窦林名,田鑫元,曹安业,等.我国煤矿冲击地压防治现状与难题[J].煤炭学报,2022,47(1): 152-171.
DOU Linming, TIAN Xinyuan, CAO Anye, et al. Present situation and problems of coal mine rock burst prevention and control in China[J]. Journal of China Coal Society, 2022, 47(1): 152-171.
- [3] LOLLINO P, ANDRIANI G F. Role of brittle behaviour of soft calcarenites under low confinement: Laboratory observations and numerical investigation[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2017, 50(7): 1863-1882.
- [4] 王学滨.拉格朗日元与离散元耦合连续-非连续方法研究[M].北京:科学出版社,2021.
- [5] 王学滨,田锋,白雪元,等.不同冲击速度条件下矩形巷道围岩变形-开裂过程数值模拟[J].振动与冲击,2020,39(14): 94-101, 108.
WANG Xuebin, TIAN Feng, BAI Xueyuan, et al. Numerical simulation on the deformation-cracking process of rectangular tunnel surrounding rock under different impact velocities[J]. Journal of Vibration and Shock, 2020, 39(14): 94-101, 108.
- [6] 王学滨,岑子豪,陈双印,等.基于岩层运动并行计算系统的锚杆单元原理、实现及巷道支护效果分析[J].煤炭学报,2023,48(8): 3020-3029.
WANG Xuebin, CEN Zihao, CHEN Shuangyin, et al. Principle, realization and analysis of roadway support effect of bolt element based on parallel computing system of strata motion[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(8): 3020-3029.
- [7] 王学滨,余保健,马立强,等.岩层运动并行计算系统 StrataKing 及应用[J].河北工程大学学报(自然科学版),2023,40(4): 9-17.
WANG Xuebin, YU Baojian, MA Liqiang, et al. Parallel computing system of strata motion (StrataKing) and its applications[J]. Journal of Hebei University of Engineering (Natural Science Edition), 2023, 40(4): 9-17.
- [8] 潘一山.煤矿冲击地压[M].北京:科学出版社,2018.
- [9] 董广建,白璟,曹权,等.动载作用下页岩动态破碎力学特性及能耗规律[J].天然气工业,2023,43(4): 157-164.
DONG Guangjian, BAI Jing, CAO Quan, et al. Mechanical characteristics and energy consumption of shale dynamic crushing under dynamic loading[J]. *Natural Gas Industry*, 2023, 43(4): 157-164.
- [10] DENG J, GU D S. On a statistical damage constitutive model for rock materials[J]. Computers & Geosciences, 2011, 37(2): 122-128.
- [11] 王礼立,施绍裘. ZWT 非线性热粘弹性本构关系的研究与应用[J].宁波大学学报(理工版),2000,13(B12): 141-149.
WANG Lili, SHI Shaoqiu. Research and application of ZWT non-linear thermoviscoelastic constitutive relation[J]. Journal of Ningbo University (Natural Science & Engineering Edition), 2000, 13(B12): 141-149.
- [12] 马冰,王学滨,田锋.基于两种数值模拟方法的围岩脆性破坏特征对比分析[J].岩土力学,2021,42(12): 3440-3450.
MA Bing, WANG Xuebin, TIAN Feng. Comparative analysis of brittle failure characteristics of surrounding rock based on two numerical simulation methods[J]. Rock and Soil Mechanics, 2021, 42(12): 3440-3450.
- [13] 安华明.基于有限元与离散元混合模型的岩石动态破裂过程研究[D].北京:北京科技大学,2018.
AN Huaming. Hybrid finite-discrete element model for simulation fracture in rocks under dynamic loading[D]. Beijing: University of Science and Technology Beijing, 2018.
- [14] 周永强,盛谦,罗红星,等.考虑率效应的岩石材料次加载面动态本构模型[J].岩土工程学报,2018,40(10): 1818-1826.
ZHOU Yongqiang, SHENG Qian, LUO Hongxing, et al. Dynamic constitutive model for subloading surface of rock materials considering rate effect[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, 40(10): 1818-1826.
- [15] WANG Lili, ZHOU Fenghua, SUN Zijian, et al. Rate-dependent damage evolution and its influence on dynamic behavior of materials at high strain rates[J]. Journal of Ningbo University(Natural Science & Engineering Edition), 2012, 25(1): 27-34.
- [16] 吴玉山,林卓英.单轴压缩下岩石破坏后区力学特性的试验研究[J].岩土工程学报,1987,9(1): 23-31.
WU Yushan, LIN Zhuoying. Experimental study of the post-failure behaviours of rock under uniaxial compressive loading[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1987, 9(1): 23-31.
- [17] 李刚,陈正汉,谢云,等.高应变率条件下三峡工程花岗岩动力特性的试验研究[J].岩土力学,2007,28(9): 1833-1840.
LI Gang, CHEN Zhenghan, XIE Yun, et al. Test research on dynamic characteristics of Three Gorges granite under high strain rate[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2007, 28(9): 1833-1840.
- [18] 王学滨,潘一山.加载速度对随机缺陷岩样破坏过程的影响[J].岩石力学与工程学报,2007,26(S1): 3493-3497.
WANG Xuebin, PAN Yishan. Influence of loading velocity on failure process of rock specimen with initially random material imperfections[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(S1): 3493-3497.
- [19] 余永强,张文龙,范利丹,等.冲击荷载下煤系砂岩应变率效应及能量耗散特征[J].煤炭学报,2021,46(7): 2281-2293.
YU Yongqiang, ZHANG Wenlong, FAN Lidan, et al. Strain rate effect and energy dissipation characteristics of sandstone in coal measures under impact loading[J]. Journal of China Coal Society, 2021,

- 46(7): 2281–2293.
- [20] 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.
- [21] 张皓, 李宏男, 曹光伟, 等. 考虑应变率效应的钢筋混凝土结构非线性地震灾变过程模拟[J]. 振动与冲击, 2018, 37(17): 169–177.
- ZHANG Hao, LI Hongnan, CAO Guangwei, et al. Simulation for nonlinear seismic disaster process of RC structures considering strain rate effect[J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(17): 169–177.
- [22] 张玉敏. 不同应变率下混凝土力学性能的试验研究[D]. 北京: 北京工业大学, 2012.
- ZHANG Yumin. Experimental study of the mechanical properties of concrete under different strain rates[D]. Beijing: Beijing University of Technology, 2012.
- [23] 李明, 茅献彪. 冲击载荷作用下砂岩破坏及能量耗变率效应的数值模拟研究[J]. 爆破, 2014, 31(2): 78–83.
- LI Ming, MAO Xianbiao. Numerical simulation studies on strain rate effect of sandstone's energy dissipation and destruction under impulse loading[J]. *Blasting*, 2014, 31(2): 78–83.
- [24] 马昊. 深部高应力软弱围岩破裂碎胀大变形及注浆加固机理的FDEM模拟研究[D]. 武汉: 武汉大学, 2017.
- MA Hao. FDEM simulation study on fracture, crushing, swelling, large deformation and grouting reinforcement mechanism of deep high stress soft surrounding rock[D]. Wuhan: Wuhan University, 2017.