

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0369

岩石动态巴西圆盘实验中的过载现象*

夏开文^{1,2}, 余裕超^{1,2}, 王 帅^{1,2}, 吴帮标^{1,2}, 徐 颖^{1,2}, 蔡英鹏^{1,2}

(1. 天津大学水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300372;

2. 天津大学建筑工程学院, 天津 300350)

摘要: 巴西圆盘实验是国际岩石力学与工程学会 (ISRM) 推荐的测量岩石静态拉伸强度的方法之一, 也是该学会推荐的唯一测量岩石动态拉伸强度的方法。但是巴西圆盘实验得到的静态或者动态拉伸强度往往较真实值偏大, 其中一个原因是所谓的过载现象, 而且其相应的过载效应在动态巴西圆盘测试中尤为明显。为探究岩石材料动态劈裂拉伸强度的过载效应机理及其率相关性, 利用 SHPB 实验装置开展了不同加载率条件下的动态巴西圆盘实验, 对岩石材料劈裂拉伸强度的过载特性进行了定量分析; 结合颗粒流程序进行了相关实验的数值模拟, 得到了圆盘破裂的微观过程。结果表明: (1) 动态巴西圆盘实验得到的岩石拉伸强度存在明显的过载现象, 圆盘试样拉伸强度的过载比随加载率增加呈对数形式增加; (2) 依据动态拉伸强度实验结果对模型参数引入率相关性后, 模拟观察到的过载效应更加贴近实验观测。这些结果表明巴西圆盘实验中拉伸强度的过载现象是客观存在的, 其机理与试样的圆盘构型以及测试方法有关。结合实验和数值结果, 解释了巴西圆盘实验的过载机理, 证明了动态巴西圆盘实验修正的必要性并给出了相应的方案, 以获取岩石材料的真实动态拉伸强度。

关键词: 动态巴西劈裂; 过载现象; 真实拉伸强度; 率相关性; 颗粒流分析

中图分类号: O346.4; TU45

国标学科代码: 13015

文献标志码: A

On the overload phenomenon in dynamic Brazilian disk experiments of rocks

XIA Kaiwen^{1,2}, YU Yuchao^{1,2}, WANG Shuai^{1,2}, WU Bangbiao^{1,2}, XU Ying^{1,2}, CAI Yingpeng^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300372, China;

2. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China)

Abstract: The Brazilian disk (BD) test is one of the testing methods suggested by the International Society for Rock Mechanics and Rock Engineering (ISRM) for determining the static tensile strength of rocks. Meanwhile, it is also the only method suggested by ISRM to determine the dynamic tensile strength of rock materials. However, it is worth noting that both static and dynamic tensile strengths of rocks tend to be overestimated using the BD specimen. This can be partially attributed to the overload phenomenon, which is particularly pronounced in dynamic BD tests. In this manuscript, the physical interpretation of the load used in BD test is revised based on the Griffith criterion. To systemically investigate the mechanism and the loading rate dependence of the overload phenomenon for rock materials, the dynamic BD tests under different loading rates were conducted using split Hopkinson pressure bar (SHPB) system. A strain gauge was attached 5 mm off the disk center to detect the failure onset. Then the transmitted wave signal was recorded and processed according to the distance of wave propagation on the transmitted bar and the specimen. The so-called nominal tensile strength and the real tensile strength were obtained through analyzing. The overload phenomenon was then quantitatively evaluated using the pre-defined overload ratio. Additionally, numerical simulations were carried out through the particle flow code (PFC) to observe the failure processes of

* 收稿日期: 2020-10-09; 修回日期: 2020-11-19

基金项目: 国家自然科学基金面上项目 (51879184, 52079091)

第一作者: 夏开文 (1973—), 男, 博士, 教授, kaiwen@tju.edu.cn

通信作者: 吴帮标 (1987—), 男, 博士, 副教授, bbwu@tju.edu.cn

the disk specimens in microscale. The loading rate dependency was introduced to revise the micro parameters to get a better simulation result. The overload phenomenon and the overload ratio were observed and calculated. The results show that: (1) the overload phenomenon of tensile strength can be obviously observed in the dynamic BD tests, and the overload ratio of the tensile strength logarithmically increases with the loading rate. (2) The overload phenomenon inspected by numerical simulation agrees well with the experimental observation. These results have demonstrated that the overload phenomenon does exist in dynamic BD tests. Its intrinsic mechanism is related to the geometry of specimen and the principle of the testing method based on the experimental and numerical tests. The overload ratio can reach 40% under a high loading rate. It is thus necessary to correct the result from the dynamic BD test to determine the real dynamic tensile strength using the method proposed in this work.

Keywords: dynamic BD test; overload phenomenon; tensile strength; loading rate dependency; particle flow code analysis

岩石材料在外部荷载作用下容易发生压缩、拉伸以及剪切破坏, 岩石抗压强于抗拉的特性使得其在失效时的破坏模式主要表现为拉伸破坏。在深部岩石工程中, 深部岩石在原地预拉伸应力和动态扰动(爆炸、地震波等)的共同作用下更容易发生失稳破坏, 从而导致诸如“片帮”、“岩爆”等安全事故, 严重危害地下构筑物的安全和稳定^[1]。因此, 准确获取岩石材料的拉伸强度对岩石工程的安全设计至关重要。

经过多年发展, 学者们提出了多种岩石静态拉伸强度的测试方法, 按照实验方式和原理不同可将它们分为直接拉伸方法和间接拉伸方法。直接拉伸方法^[2]能够直接获取岩石的拉伸强度, 但开展直接拉伸实验面临着两个问题, 即实验操作精度要求高和实现单轴拉伸应力状态困难, 实验操作不规范也容易导致试样的局部应力集中, 从而出现不标准的破坏模式^[3]。因此, 近年来人们发展了许多间接拉伸测试方法, 如巴西圆盘实验^[4]、圆环实验^[5]、三点和四点弯曲实验^[6]以及 Luong 实验^[7]等。这些实验方法中巴西圆盘实验的应用最广泛, 该方法于 1978 年被推荐为国际岩石力学与工程学会(ISRM)岩石静态拉伸强度的标准测试方法。

静态条件下巴西圆盘实验拉伸强度 σ_T 的计算公式为^[8]:

$$\sigma_T = \frac{2P_f}{\pi BD} \quad (1)$$

式中: B 和 D 分别为试样的厚度和直径, P_f 为圆盘破坏荷载。

分离式霍普金森压杆(SHPB)是目前测试岩石等脆性材料动态力学响应的主流装置。Ross 等^[9]最早借助 SHPB 开展巴西圆盘实验并研究了混凝土材料的动态拉伸特征, 这是 SHPB 在岩石动态拉伸强度测试应用中的开端。在此之后, 人们又利用 SHPB 对各类岩石开展了大量的动态巴西劈裂拉伸实验^[10-12], 总结了岩石材料劈裂拉伸强度的率相关性。

在试样满足动态力平衡的条件下, 动态巴西圆盘实验中拉伸强度可按照式(1)确定, 其中 P_f 为圆盘承受的动态峰值荷载。然而有学者通过观察测试结果, 发现岩石的动态巴西圆盘拉伸强度往往高于动态直接拉伸强度, 因此他们对动态巴西圆盘方法确定的拉伸强度值作为材料动态拉伸强度的有效性提出了质疑。Zhang 等^[3]统计了不同加载率、不同种类岩石材料巴西圆盘实验和直接拉伸实验得到的拉伸强度的动态增强因子(DIF), 发现相同加载率下巴西圆盘实验得到的 DIF 较直接拉伸实验更高。Xia 等^[11]总结了通过不同的拉伸强度测试方法(动态直接拉伸、动态巴西劈裂以及动态半圆盘弯曲)测得 Laurentian 花岗岩的动态拉伸强度, 也发现相同加载率下动态劈裂拉伸强度比动态直接拉伸强度高, 他们认为这种现象是由过载效应以及内摩擦效应引起的。关于这点, Mellor 等^[13]在 1971 年便观察到了静态巴西圆盘实验的过载现象, 他们在实验过程中通过加载控制首先得到了主裂纹未贯穿圆盘的试样, 而后继续对该试样进行加载, 测试结果表明虽然圆盘试样中心点处已经发生了拉伸破坏, 但试样的承载能力仍继续增加。

上述研究表明, 在动态巴西圆盘测试中过载效应是真实存在的, 为了探究岩石材料动态巴西圆盘实验中动态强度的过载现象及率相关性, 本文中结合室内 SHPB 装置对房山花岗岩动态劈裂拉伸强度的过

载特性进行定量分析, 同时结合颗粒流程序, 模拟岩石材料动态巴西劈裂实验中的过载现象, 揭示动态巴西圆盘实验过载效应产生的微观机理。

1 岩石动态巴西圆盘实验

1.1 分离式霍普金森压杆试验系统

借助分离式霍普金森压杆试验系统(SHPB)开展动态巴西圆盘实验, SHPB 通常由试验杆件(撞击杆、入射杆和透射杆)、试样以及信号采集系统组成(见图 1)。SHPB 是利用应力波在试验杆件以及待测样品中的传播进行动力加载测试的实验装置。通过预先设置在入射杆、透射杆上的应变片可记录应力时程信息, 根据一维应力波理论最终可计算得到试样的应力应变关系。

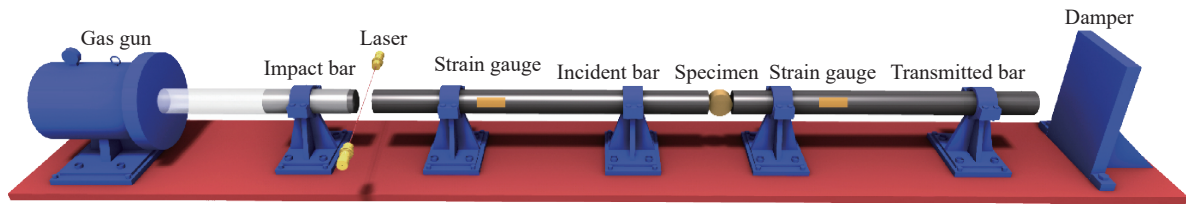


图 1 $\varnothing 50$ mm 分离式霍普金森压杆试验系统

Fig. 1 $\varnothing 50$ mm split Hopkinson pressure bar system

撞击杆在气枪的作用下以一定的速度撞击入射杆, 在入射杆杆端形成向右传播的压缩脉冲(入射波), 由于试样与杆件的波阻抗不同, 入射波会在试样处发生反射和透射。进入试样的应力波在其内部反复传播, 最终导致试样的破坏。试样上的应力信号一般无法准确地直接测量, 需要根据应力波理论计算杆件上测得的应变, 以获得试样上的应力时程曲线。

应力波在物体中的传播存在横向弥散效应和惯性效应。横向弥散效应的存在限制了 SHPB 杆件杆径的大小。利用 SHPB 对岩石材料进行动态测试时, 若利用原始的方波对试样进行加载很难满足动态力平衡条件。对此, 有学者提出采用波形整形器^[14]或者改变撞击杆的几何形状^[15]来解决这个问题, 本文中实验将采用黄铜材质的整形器进行波形整形。

1.2 试样动态力平衡及中心起裂时刻测量

通过对加载波形进行整形可以保证试样两端满足动态力平衡条件^[16], 设入射杆、透射杆与样品的接触面分别为 S_1 和 S_2 , 根据一维应力波理论, 可以得到端面 S_1 、 S_2 上的力 P_1 、 P_2 分别为:

$$P_1 = AE(\varepsilon_i + \varepsilon_r) \quad (2)$$

$$P_2 = AE\varepsilon_t \quad (3)$$

式中: E 为杆的弹性模量, A 为杆的横截面积, ε_i 、 ε_r 和 ε_t 分别对应入射波、反射波和透射波的应变信号。当且仅当试样两端的动态力平衡以后(见图 2), 即只有满足 $P_1=P_2$ 的 SHPB 实验才是有效的, 才能够使用准静态的方法(式(1))对应变片采集到的数据进行简化和处理。

本文中所用的测试材料为房山细粒花岗岩, 为了捕捉圆盘试样动态劈裂过程中的中心起裂时刻, 在偏离试样中心位置 $d(d=5 \text{ mm})$ 位置粘贴了 1 枚应变片(见图 3), 根据 Jiang 等^[17]和 Xia 等^[11]的研究, 圆盘中心破裂引发的周围区域应力的释放, 具体表现为试样上应变片信号会出现一个显著的拐点, 该拐点对应的时刻即为圆盘起裂时刻, 假设 t_0 时刻为圆盘中心点起裂时刻, 已知岩石中波速 $c_r=4 500 \text{ m/s}$, 杆件中波速 $c_b=5 270 \text{ m/s}$, 圆盘直径为 D , 透射应变片与透射杆左端的距离 L , 那么试样上应变片采集信号的拐点时刻 T_1 为:

$$T_1 = t_0 + \frac{d}{c_r} \quad (4)$$

根据透射杆上波传播的距离对透射信号进行平移, 得到圆盘中心起裂的对应时刻 T_2 为:

$$T_2 = t_0 + \frac{D}{2c_r} + \frac{L}{c_b} \quad (5)$$

根据式(4)~(5), 以试样上应变片起跳信号为原点, 将透射波信号在时间轴上向左平移 $|T_2 - T_1|$, 并将其转化为试样两端应力信号, 即可得到归一时间轴的试样整体应力与起裂时程信号, 可据此获取起裂时刻圆盘中心点处的拉伸应力。

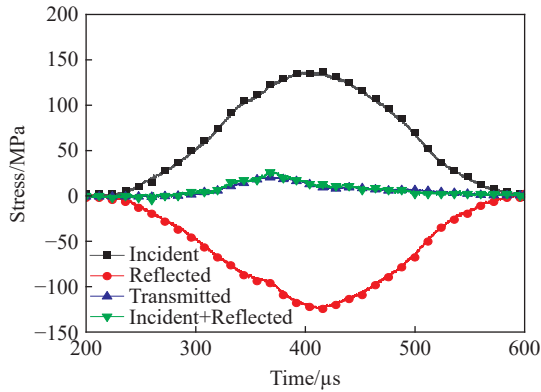


图 2 典型动态巴西圆盘实验动态应力平衡验证
Fig. 2 Verification of dynamic stress balance in typical Dynamic BD test

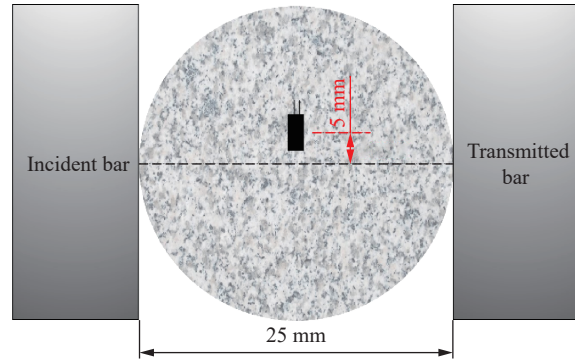


图 3 试样起裂监测应变片粘贴位置

Fig. 3 Schematics of a strain gauge cemented on the specimen for detecting failure onset

1.3 过载修正及实验结果

为便于区分, 定义试样应力时程曲线峰值为名义拉伸强度, 过载修正后强度为真实拉伸强度。以 180 GPa/s 加载工况为例, 试样直径 $D=25.42$ mm, 透射应变片与透射杆左端的距离 $L=0.937$ m, 计算可知圆盘起裂对应的透射波所处时刻为 $T_2=t_0+180.62$ μ s, 根据计算得到的时间差对该工况下透射应力进行修正(见图 4), 分析图像可以发现, 试样名义拉伸强度为 20.4 MPa, 而圆盘起裂时刻应力 19.49 MPa。而以同样的方法对 418 GPa/s 加载率工况(见图 5)进行分析, 得到试样的名义拉伸强度和起裂时刻应力分别为 25.30 MPa 和 20.56 MPa。通过对比上述两幅图片可以明显地观察到: 随着加载率的增加, 圆盘起裂时刻应力与名义拉伸强度差异越大, 过载现象越明显。为定量描述动态巴西圆盘实验中传统方法测量得到的拉伸强度的过载程度, 定义动态巴西圆盘实验中的过载比 s_0 为:

$$s_0 = (\sigma_t - \sigma_i) / \sigma_i \quad (6)$$

式中: σ_t 为名义拉伸强度, σ_i 为真实拉伸强度。

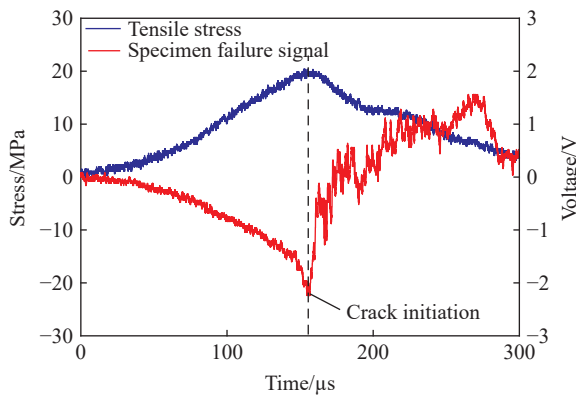


图 4 180 GPa/s 加载率工况圆盘应力过载修正
Fig. 4 The overload correction for specimen's tensile stress under 180 GPa/s loading rate

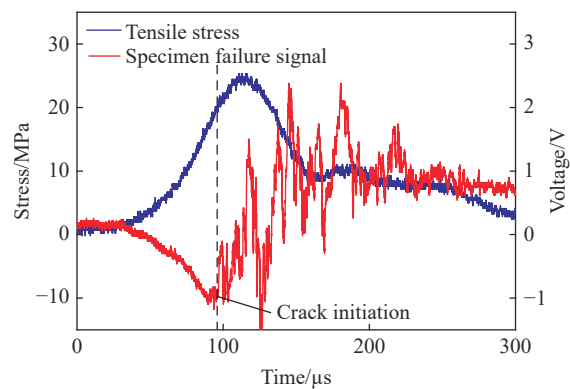


图 5 418 GPa/s 加载率工况圆盘应力过载修正
Fig. 5 The overload correction for specimen's tensile stress under 418 GPa/s loading rate

表 1 为动态巴西圆盘实验得到的名义拉伸强度、真实拉伸强度、过载时间(名义与真实拉伸强度时间差)以及过载比的汇总, 分析表 1 中数据可以出, 随着加载率的增加, 圆盘动态拉伸强度的过载效应愈发明显: 加载率从 179.9 GPa/s 增加到 1 021.2 GPa/s, 强度的过载比由 0.045 增加到 0.439。为了更直观地理解动态巴西圆盘实验中的过载现象, 在图 6 中绘制了名义拉伸强度与真实拉伸强度的关系, 发现加载率越高名义拉伸强度与真实拉伸强度的偏差越大。房山花岗岩动态巴西圆盘实验中的过载比 s_o 随加载率的增加呈近似对数型增长规律(见图 7), 其增长速度会随加载率的增大逐渐减小, 过载比 s_o 拟合曲线方程为:

$$s_o = 0.209 \ln \dot{\sigma} - 1.02, \quad R^2 = 0.912 \quad (7)$$

表 1 动态巴西圆盘实验结果

Table 1 Dynamic BD experimental results

加载率/(GPa·s ⁻¹)	名义拉伸强度/MPa	真实拉伸强度/MPa	过载时间/ μ s	过载比
179.9	20.36	19.49	4.72	0.045
209.5	21.84	19.33	10.96	0.130
304.8	22.20	18.28	16.50	0.213
345.3	21.20	17.70	15.28	0.198
375.0	21.90	19.30	10.64	0.135
418.4	25.30	20.56	13.76	0.231
609.6	30.80	23.70	12.72	0.300
693.8	30.00	21.70	13.28	0.383
790.0	30.02	22.20	10.08	0.352
1 021.2	37.30	25.92	16.80	0.439

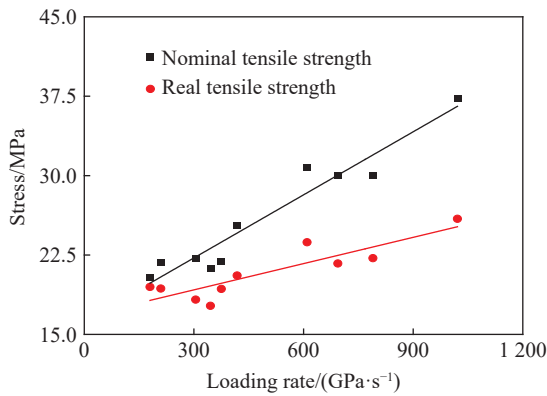


图 6 名义拉伸强度与真实拉伸强度

Fig. 6 Nominal tensile strength and the real tensile strength

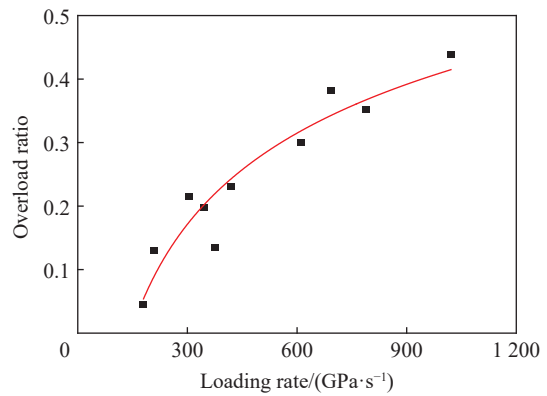


图 7 动态巴西圆盘实验过载比

Fig. 7 The overload ratio for dynamic BD tests

2 岩石动态巴西圆盘数值实验

2.1 SHPB 计算模型的建立与加载

采用 PFC 建立的 $\varnothing 50$ mm 的 SHPB 实验系统数值模型, 如图 8 所示。为便于计算, 入射杆与透射杆的长度分别为 1.5 m 和 1 m, 采用线性接触模型(CBM)模拟, 组成颗粒的粒径在 0.75~1.25 mm 之间, 圆盘试样直径为 50 mm, 采用线性平行黏结模型(PBM)模拟。在入射杆左端颗粒输入半正弦入射脉冲进行动态测试(输入脉冲脉宽和峰值与实验相同), 图 9 为本次模拟与实验所用入射波的对比情况。

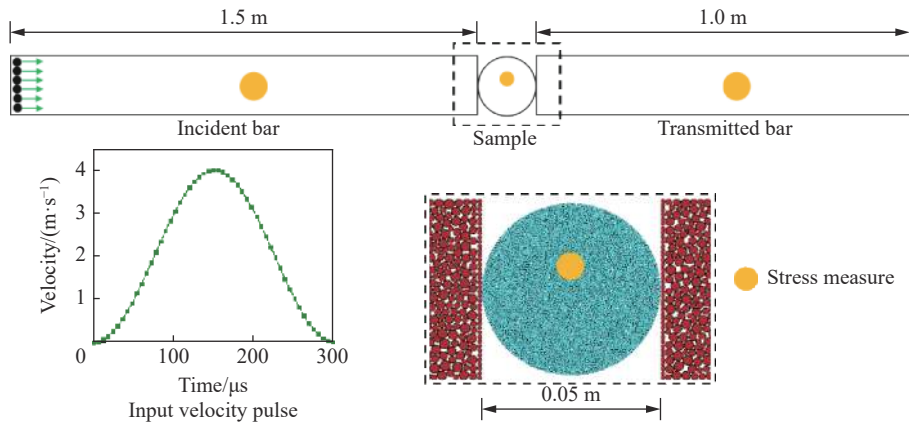


图 8 $\varnothing 50$ mm 的 SHPB 数值实验系统

Fig. 8 $\varnothing 50$ mm split Hopkinson pressure bar numerical system

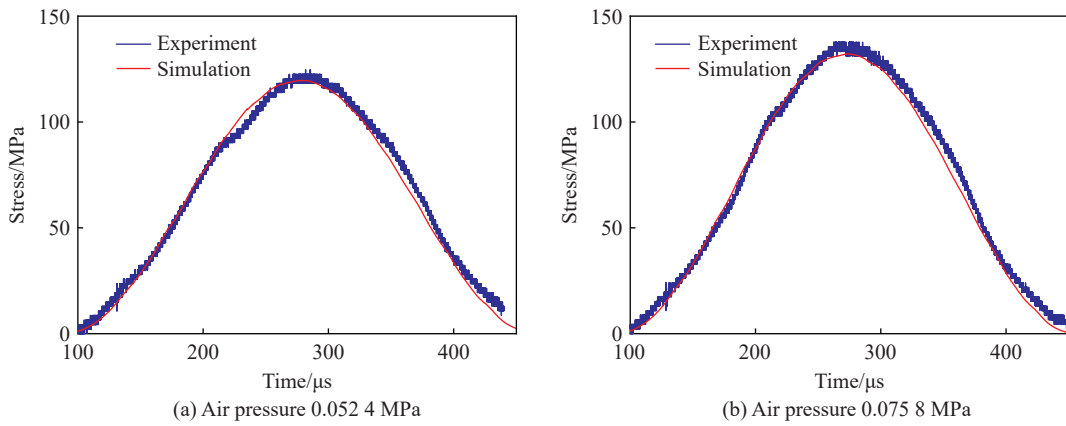


图 9 实验与模拟入射波波形对照

Fig. 9 Incident wave comparison between lab experiment and numerical simulation

2.2 离散元模型宏、微观参数标定

在进行岩石材料离散元模型宏、微观参数标定时, 主要参考 Shi 等^[18] 的标定思路:

- (1) 宏观弹性模量 E 由线性组有效模量 E^* 和平行黏结组有效黏结模量 \bar{E}^* 决定;
- (2) 法向-剪切刚度比 k^* 控制弹性变形阶段的泊松比;
- (3) 拉伸-剪切黏结强度比 $\bar{\sigma}_c/\bar{\tau}_c$ 控制试样的破坏模式。

参数标定按照泊松比 μ 、弹性模量 E 、单轴压缩破坏模式及巴西圆盘名义拉伸强度的顺序依次进行, 得到最终试样与杆件模型的主要微观参数, 见表 2~3; 表 4 为试样模型的宏观参数与通过静态实验所获得的宏观参数的对比, 分析表 4 中的数据可以看出, 本文中使用的微观参数可以较好地模拟房山花岗岩圆盘的力学性能。

表 2 试样主要模型微观参数

Table 2 Parameters of the numerical specimen

密度/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	颗粒刚 度比	黏结刚 度比	颗粒变形 模量/GPa	黏结变形 模量/GPa	拉伸黏结 强度/MPa	内聚力/ MPa	摩擦角/ ($^\circ$)
2 800	1.403	1.403	19.70	19.70	23	23	45

表 3 杆件主要模型微观参数

Table 3 Parameters of the numerical bar

密度/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	颗粒刚 度比	黏结刚 度比	颗粒变形 模量/GPa	黏结变形 模量/GPa	拉伸黏结 强度/MPa	剪切黏结 强度/MPa
7 800	1	1	200	200	10^{100}	10^{100}

表 4 模型宏观参数与材料宏观参数对比

Table 4 Macroscopic parameters of the numerical model and real rock

模型/材料	泊松比	弹性模量/GPa	名义拉伸强度/MPa
数值模型	0.19	41.45	11.24
真实材料	0.124~0.218	38.774~46.593	9.788~12.268

2.3 线性平行黏结模型率效应修正

PFC 中平行黏结模型(PBM)不包含率相关的物理量, 因此直接使用固定 PBM 模型参数进行动态冲击实验模拟往往不能真实反映出材料强度的率相关性。为了解决这一问题, 借鉴 Yang 等^[19]的经验, 首先通过实验得到目标岩石拉伸强度与加载率的关系, 再通过强度参数标定建立模型黏结强度与宏观拉伸强度的关系, 从而得到模型黏结强度与加载率的关系, 最后利用 Fish 语言编程将真实材料强度的率效应引入计算模型中。

为探究 PBM 模型的数值率效应, 在图 10 中绘制了实验和数值模拟获得的名义拉伸强度与加载率的关系。对实验名义拉伸强度 U_{bis} 进行直线拟合, 拟合方程为:

$$U_{\text{bis}} = 0.019\ 99\ \dot{\sigma} + 16.267, \quad R^2 = 0.930 \quad (8)$$

式中: $\dot{\sigma}$ 为加载率, 单位 GPa/s 。

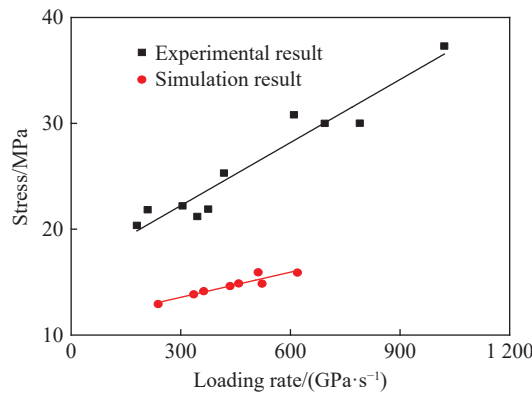


图 10 实验与模拟名义拉伸强度的率效应

Fig. 10 The rate dependency for experimental and numerical nominal tensile stress

对数值模拟得到的名义拉伸强度 $U_{\text{bis}}^{\text{d}}$ 进行拟合, 其拟合方程为:

$$U_{\text{bis}}^{\text{d}} = 0.007\ 3\ \dot{\sigma} + 11.5, \quad R^2 = 0.894 \quad (9)$$

对比式(8)、式(9)可以发现, 数值模拟得到的名义拉伸强度与加载率的拟合直线斜率明显小于实验数据拟合得到的斜率, 说明模型参数固定时开展动态冲击实验模拟往往不能合理反应强度的率相关性。式(9)对应拟合直线斜率截距近似等于所设定内聚力值(23 MPa)的一半, 据此我们得到考虑 PBM 模型参数的率效应描述方程:

$$U_{\text{bis}} = 0.007\ 3\ \dot{\sigma} + 0.5c \quad (10)$$

式中: U_{bts} 为实验名义拉伸强度, $\dot{\sigma}$ 为加载率, c 为模型内聚力。

由式(10)可以得到模型内聚力与动态名义拉伸强度以及加载率的关系式:

$$c = 2U_{\text{bts}} - 0.0146\dot{\sigma} \quad (11)$$

基于式(11), 在任意加载工况下, 只要知道实验加载率以及动态强度, 即可推导出该实验工况下对应的黏结强度值。下面以气压为 0.0524 MPa 的加载工况为例进行验证, 输入的人射波波形如图 9 所示, 已知实验得到的试样加载率和强度分别为 375 GPa/s 和 21.9 MPa, 计算得到模型黏结强度为 38.325 MPa, 代入该值进行数值模拟计算, 采集到圆盘模型拉伸应力时程曲线如图 11(a) 所示, 分析图像可以发现, 此时模拟与实验圆盘拉伸应力在峰前段能够很好地重合, 图 11(b) 为加载率为 694 GPa/s 时实验与数值模拟得到的圆盘拉伸应力对比结果。

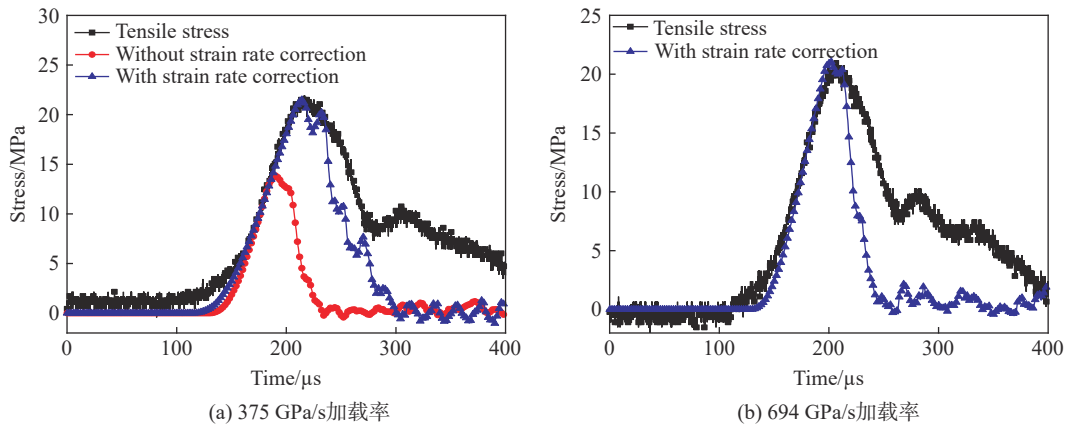


图 11 不同加载率下实验与模拟圆盘的拉伸应力

Fig. 11 Experimental and numerical tensile stress under different loading rates

2.4 动态巴西圆盘数值实验中的过载效应

图 12 为数值模拟得到的加载率为 345.3 GPa/s 工况下试样两端的动态应力平衡结果。引入实验率效应修正后数值计算得到的名义拉伸强度的结果如图 13 所示, 分析图像可以发现, 实验与数值模拟得到的名义拉伸强度数据之间无显著差异, 表明率效应修正后 PBM 模型参数可以很好地模拟真实岩石的动态力学行为。

为进一步验证模型的准确性, 对两种不同加载率(375、1 021 GPa/s)下的实验与数值模拟得到的试

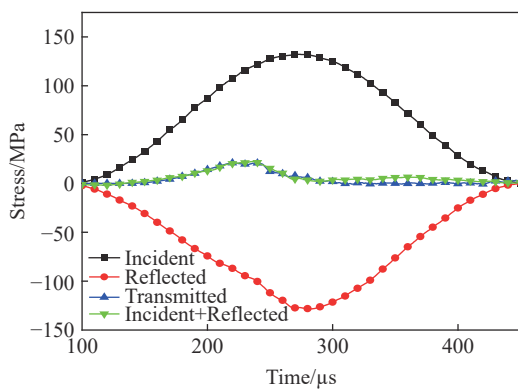


图 12 典型数值模拟动态应力平衡验证

Fig. 12 Verification of dynamic stress balance in typical numerical dynamic BD test

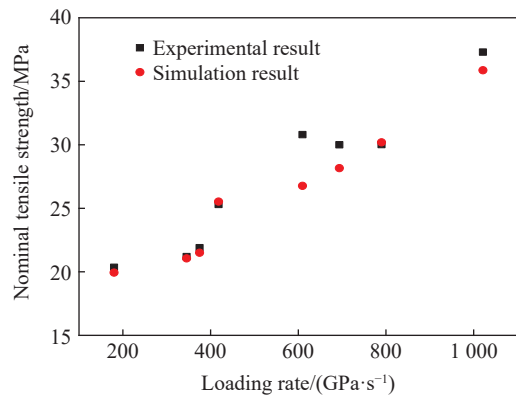


图 13 实验与模拟名义拉伸强度

Fig. 13 Experimental and numerical nominal tensile strength

样破坏模式进行分析, 对比结果如图 14~15 所示。分析图像可以发现, 数值模拟得到的试样破坏模式与实验基本相同: 低加载率(375 GPa/s)下, 圆盘试样的破坏模式为“中心开裂+两侧楔形破坏”; 高加载率(1 021 GPa/s)下, 试样的破坏模式为“中心开裂+径向条带状压碎”, 这与 Zhou 等^[20]、Wu 等^[12]研究中所述的破坏模式基本一致。

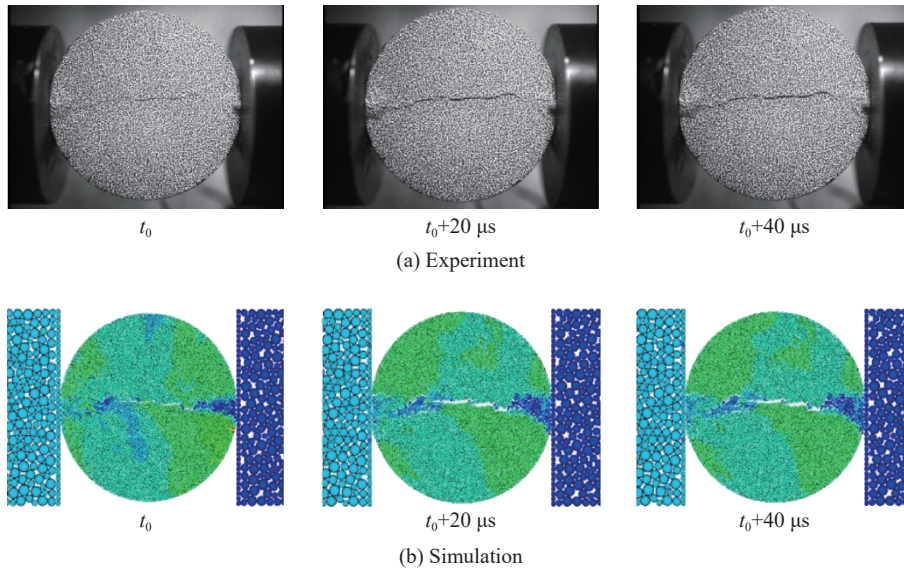


图 14 375 GPa/s 加载率实验与模拟破坏模式

Fig. 14 Experimental and numerical disk failure pattern under 375 GPa/s loading rate

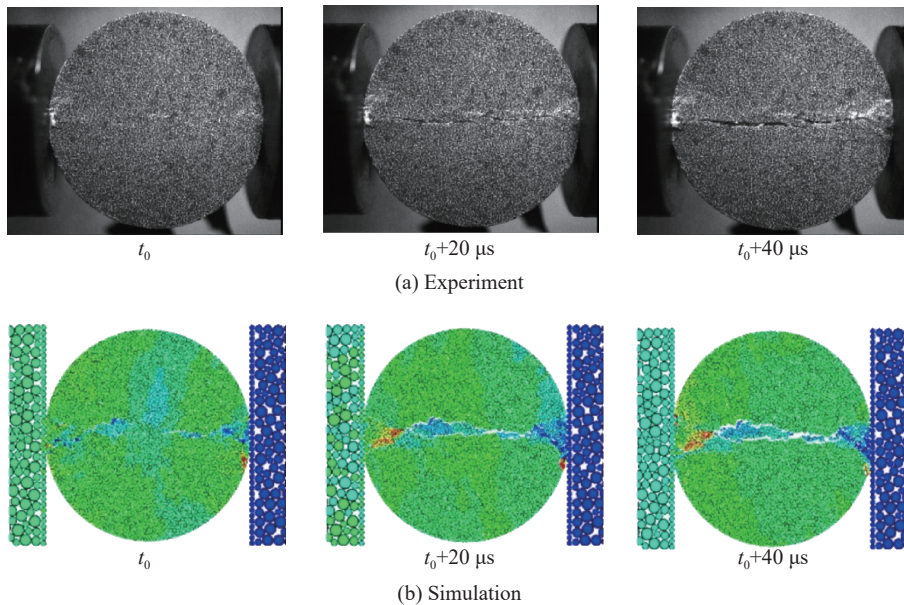


图 15 1 021 GPa/s 加载率实验与模拟破坏模式

Fig. 15 Experimental and numerical disk failure pattern under 1 021 GPa/s loading rate

与实验类似, 在圆盘表面设置应力监测圆, 用相同的处理方法对数据进行过载修正, 图 16 为对应工况下模型拉伸强度的过载修正结果。图 17 为动态巴西劈裂实验与数值模拟得到的拉伸强度过载比, 从图中可以发现, 模拟结果与实验结果基本呈现出类似的增长规律, 这也在一定程度上验证了实验观测到拉伸强度过载效应的存在。

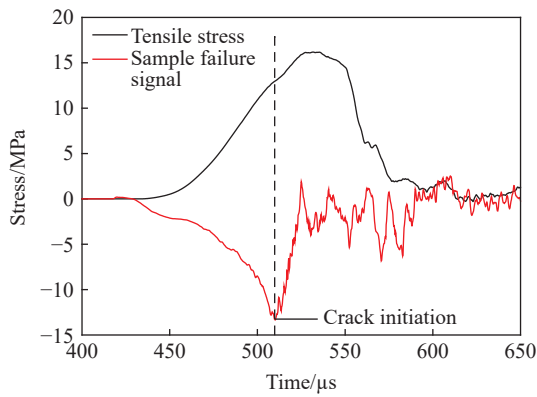


图 16 345.3 GPa/s 加载率工况模拟结果过载修正
Fig. 16 The overload correction for numerical tensile stress under 345.3 GPa/s loading rate

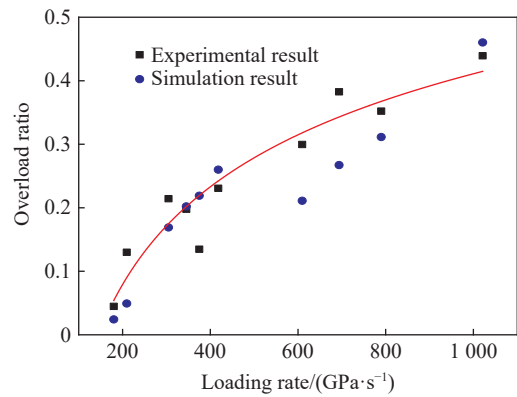


图 17 实验与数值模拟动态巴西劈裂实验过载比
Fig. 17 Experimental and numerical overload ratio for dynamic BD tests

3 结果分析及讨论

巴西圆盘实验中拉伸破坏首先发生在圆盘中心, 此时圆盘的破坏符合格里菲斯破坏准则, 据此得到了式(1)所示静态条件下巴西劈裂拉伸强度计算公式。根据格里菲斯破坏准则, 式(1)中 P_f 对应的应当是圆盘中心起裂时刻的荷载, 但在实践中, 人们往往取圆盘破坏荷载进行计算。假设圆盘中心起裂以及峰值荷载(圆盘失稳)对应时刻分别为 t_1 和 t_2 , 显然 $t_1 < t_2$, 同样地, 对应的荷载也有 $P(t_1) < P(t_2)$ 。Mellor 等^[13]认为, 虽然圆盘试样中心点处已经发生了拉伸破坏, 但试样的承载能力仍继续增加, 因此直接采用圆盘峰值荷载计算得到的拉伸强度应较真实值偏大。

这里借助数值模拟的结果进一步讨论岩石在巴西圆盘实验中破裂的详细过程。在静态实验中圆盘裂纹扩展速率远大于加载速率, 圆盘从起裂到失稳破坏经历的时间极短, 因此在 $\Delta t = t_2 - t_1$ 时间区间内可以近似认为 $P(t_1) \approx P(t_2)$ 。可以认为近似静态加载条件下使用式(1)计算得到圆盘的名义拉伸强度等于其真实拉伸强度。

与准静态实验不同, 动态实验加载速率高(通常在几十到上千 GPa/s)。虽然在动态圆盘实验中, 圆盘起裂到整体失稳的持续时间 Δt 只有微秒的量级, 但在 Δt 时间区间内, 试样端部拉伸应力的增长却是不容忽视的。

图 18 中给出了数值模拟得到的 609.6 GPa/s 加载工况下动态巴西圆盘实验结果。如图 18 所示, 在圆盘拉伸应力时程曲线上取 4 个特征时刻(A、B、C、D), 并给出各时刻对应的试样竖向速度云图, 其中: 时刻 A 应力波传至入射杆右端, 时刻 B 和 C 分别对应圆盘中心起裂以及裂纹扩展至试样端部, 在时刻 D 圆盘完全失稳。分析图 18

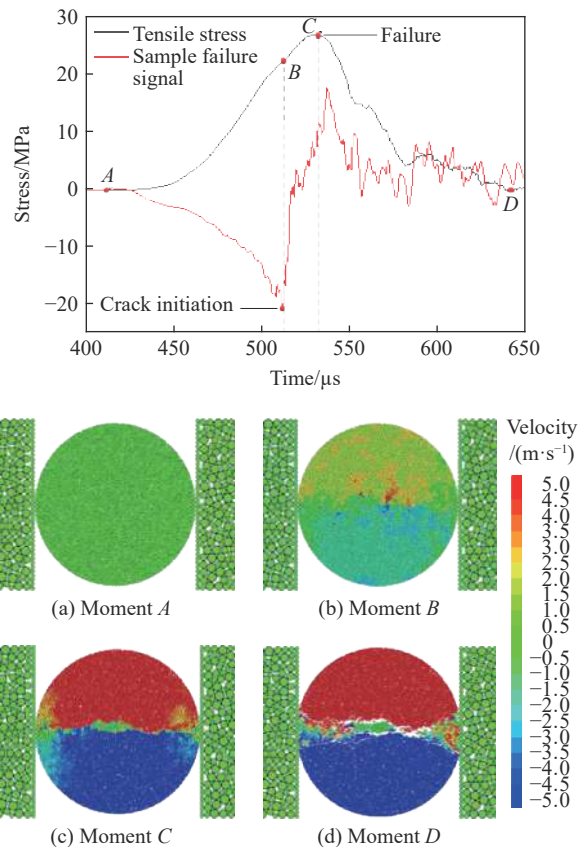


图 18 609.6 GPa/s 加载工况数值模拟中的过载现象以及圆盘破坏过程

Fig. 18 The overload phenomenon and the failure process of numerical specimen under 609.6 GPa/s loading rate

可以发现,在圆盘中心起裂(时刻 C)后历时约 $20 \mu\text{s}$ 后才形成贯通的径向裂纹(时刻 B),期间圆盘承载能力随裂纹向两端的扩展不断增加(圆盘拉伸应力从 22.10 MPa 增加到 26.77 MPa)。如果加载率进一步提高,可以预见过载效应会更加明显,这与本文实验得到的加载率越高名义拉伸强度与真实拉伸强度的偏差越大的结果相一致。

如果使用名义动态拉伸强度作为岩石材料动态拉伸强度,则会高估其真实强度,这将不利于认识动态荷载作用下岩石材料的固有拉伸强度。因此,建议在开展动态巴西圆盘实验时使用本文中方法进行拉伸强度过载修正,以获取岩石材料的真实动态拉伸强度。

4 结 论

借助 SHPB 实验以及颗粒流程序数值模拟,研究了房山花岗岩动态巴西劈裂实验中拉伸强度的过载现象以及率相关性,通过设置应变片实现圆盘中心起裂时刻监测,对动态劈裂拉伸强度的过载特性进行了定量分析和校正,讨论了过载现象产生的物理机制。主要结论如下:

(1) 动态巴西圆盘实验得到的岩石拉伸强度存在明显的过载现象,试样中心起裂时刻应力为真实拉伸强度,实验加载率越高,通过试样峰值应力确定得到的拉伸强度(名义拉伸强度)与岩石真实拉伸强度的偏差越大,过载效应越明显;

(2) 利用 PFC 程序进行数值验证时,引入实验名义拉伸强度率相关性结果对数值模型参数进行修正,通过对比实验以及数值模拟观测到的动态拉伸强度的过载现象以及率相关性,进一步证明动态巴西圆盘测试方法中过载现象的存在;

(3) 基于格里菲斯破坏准则明确了巴西圆盘实验计算强度时采用荷载的物理意义,讨论了巴西圆盘方法中真实拉伸强度与对应的圆盘构型承载力的区别,认为动态巴西圆盘实验过载现象产生与圆盘构型以及高加载率有关;

(4) 因为高加载率下过载比高达 40%,所以认为有必要在动态巴西圆盘实验时进行过载修正,以获取岩石材料的真实动态拉伸强度。

参考文献:

- [1] 章奇锋,周春宏,周辉,等. 锦屏 II 水电站辅助洞岩爆灾害评价及对策研究 [J]. *岩土力学*, 2009, 30(S2): 422–426, 445. DOI: 10.16285/j.rsm.2009.s2.045.
ZHANG Q F, ZHOU C H, ZHOU H, et al. Research on rock burst estimation and control measures for auxiliary tunnels in Jinping II hydropower station [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2009, 30(S2): 422–426, 445. DOI: 10.16285/j.rsm.2009.s2.045.
- [2] ZHOU Y X, XIA K, LI X B, et al. Suggested methods for determining the dynamic strength parameters and Mode-I fracture toughness of rock materials [M]// ULUSAY R. The ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 2007-2014. Cham: Springer International Publishing, 2015: 35–44. DOI: 10.1007/978-3-319-07713-0_3.
- [3] ZHANG Q B, ZHAO J. A review of dynamic experimental techniques and mechanical behaviour of rock materials [J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2014, 47(4): 1411–1478. DOI: 10.1007/s00603-013-0463-y.
- [4] ULUSAY R, AND HUDSON J A. Suggested methods for determining tensile strength of rock materials [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 1978, 15(3): 99–103. DOI: 10.1016/0148-9062(78)90003-7.
- [5] HUDSON J A. Tensile strength and the ring test [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 1969, 6(1): 91–97. DOI: 10.1016/0148-9062(69)90029-1.
- [6] ZHAO J, LI H B. Experimental determination of dynamic tensile properties of a granite [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2000, 37(5): 861–866. DOI: 10.1016/S1365-1609(00)00015-0.
- [7] LUONG M P. Tensile and shear strengths of concrete and rock [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1990, 35(1–3): 127–135. DOI: 10.1016/0013-7944(90)90190-R.
- [8] HONDROS G. The evaluation of Poisson's ratio and the modulus of materials of a low tensile resistance by the Brazilian

- (indirect tensile) test with particular reference to concrete [J]. *Australian Journal of Applied Science*, 1959, 10: 243–268.
- [9] ROSS C A, THOMPSON P Y, TEDESCO J W. Split-hopkinson pressure-bar tests on concrete and mortar in tension and compression [J]. *Materials Journal*, 1989, 86(5): 475–481. DOI: 10.14359/2065.
- [10] 陈登平, 王永刚, 贺红亮, 等. 强角闪石化橄榄二辉岩的动态拉伸强度实验研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2005, 25(6): 559–563. DOI: 10.11883/1001-1455(2005)06-0559-05.
- CHEN D P, WANG Y G, HE H L, et al. Dynamic tensile strength of amphibolized olivine websterite (AOW) rock [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2005, 25(6): 559–563. DOI: 10.11883/1001-1455(2005)06-0559-05.
- [11] XIA K W, YAO W, WU B B. Dynamic rock tensile strengths of Laurentian granite: experimental observation and micromechanical model [J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2017, 9(1): 116–124. DOI: 10.1016/j.jrmge.2016.08.007.
- [12] WU B B, CHEN R, XIA K W. Dynamic tensile failure of rocks under static pre-tension [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2015, 80: 12–18. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2015.09.003.
- [13] MELLOR M, HAWKES I. Measurement of tensile strength by diametral compression of discs and annuli [J]. *Engineering Geology*, 1971, 5(3): 173–225. DOI: 10.1016/0013-7952(71)90001-9.
- [14] FREW D J, FORRESTAL M J, CHEN W. Pulse shaping techniques for testing elastic-plastic materials with a split Hopkinson pressure bar [J]. *Experimental Mechanics*, 2005, 45(2): 186. DOI: 10.1007/BF02428192.
- [15] 李夕兵, 古德生, 赖海辉. 冲击载荷下岩石动态应力-应变全图测试中的合理加载波形 [J]. *爆炸与冲击*, 1993, 13(2): 125–130.
- LI X B, GU D S, LAI H H. On the reasonable loading stress waveforms determined by dynamic stress-strain curves of rocks by SHPB [J]. *Explosion and Shock Waves*, 1993, 13(2): 125–130.
- [16] DAI F, HUANG S, XIA K W, et al. Some fundamental issues in dynamic compression and tension tests of rocks using split hopkinson pressure bar [J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2010, 43(6): 657–666. DOI: 10.1007/s00603-010-0091-8.
- [17] JIANG F C, LIU R T, ZHANG X X, et al. Evaluation of dynamic fracture toughness K_{I_d} by Hopkinson pressure bar loaded instrumented Charpy impact test [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2004, 71(3): 279–287. DOI: 10.1016/S0013-7944(03)00139-5.
- [18] SHI C, YANG W K, YANG J X, et al. Calibration of micro-scaled mechanical parameters of granite based on a bonded-particle model with 2D particle flow code [J]. *Granular Matter*, 2019, 21(2): 38. DOI: 10.1007/s10035-019-0889-3.
- [19] YANG J X, SHI C, YANG W K, et al. Numerical simulation of column charge explosive in rock masses with particle flow code [J]. *Granular Matter*, 2019, 21(4): 96. DOI: 10.1007/s10035-019-0950-2.
- [20] ZHOU Z L, LI X B, ZOU Y, et al. Dynamic brazilian tests of granite under coupled static and dynamic loads [J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2014, 47(2): 495–505. DOI: 10.1007/s00603-013-0441-4.

(责任编辑 曾月蓉)