

DOI: 10.11883/bzycj-2021-0363

花岗岩 Kong-Fang 流体弹塑性 损伤材料模型参数研究*

聂铮玥¹, 丁育青², 宋江杰², 彭 永¹, 林玉亮¹, 陈 荣¹

(1. 国防科技大学理学院, 湖南 长沙 410073;

2. 中国人民解放军 96901 部队, 北京 100094)

摘要: 岩石类材料的动态力学模型的建立及相应模型参数的确定, 对岩石动态力学性能研究及相关仿真计算具有重要意义。以山东五莲地区花岗岩为例, 基于 Kong-Fang 流体弹塑性损伤材料模型(KF 模型), 通过准静态单轴压缩、劈裂、常规三轴实验及动态分离式霍普金森杆压缩(split Hopkinson pressure bar, SHPB)实验对模型中的强度参数进行了确定, 并利用基于分离式霍普金森杆的巴西圆盘(split Hopkinson pressure bar-Brazilian disk, SHPB-BD)实验对应变率相关参数的有效性进行了验证; 同时, 根据平板撞击实验结果对模型中的状态方程参数进行了拟合。利用实验获得的材料参数值, 采用 KF 模型对花岗岩侵彻实验进行数值模拟, 计算得到的弹体侵彻深度及成坑尺寸与实际实验结果误差均小于 15%, 验证了材料模型及参数值的适用性。

关键词: Kong-Fang 模型; 准静态实验; 动态实验; 平板撞击; 侵彻实验

中图分类号: O347.3

国标学科代码: 13015

文献标志码: A

A study of parameters of Kong-Fang fluid elastoplastic damage material model for Shandong granite

NIE Zhengyue¹, DING Yuqing², SONG Jiangjie², PENG Yong¹, LIN Yuliang¹, CHEN Rong¹

(1. College of Liberal Arts and Sciences, National University of Defense Technology, Changsha 410073, Hunan, China;

2. 96901 Unit of PLA, Beijing 100094, China)

Abstract: The establishment of the dynamic mechanical model of rock materials and the determination of the relevant model parameters are of great significance to the studies of rock's dynamic mechanical properties and related simulation calculation. Taking granite in Shandong Province as the experimental object, based on the Kong-Fang fluid elastic-plastic damage material model (KF model), the model parameters are classified into three categories, and the test scheme is then correspondingly determined. The basic strength parameters of the KF model were measured by quasi-static uniaxial compression and unconfined splitting tests. The strength-surface related material parameters were fitted by the results of the conventional triaxial tests under five different confining pressure conditions. In addition, the dynamic split Hopkinson pressure bar (SHPB) tests under several strain rate conditions were carried out to determine the strain-rate related parameters, of which the effectiveness were then verified by the dynamic split Hopkinson pressure bar-Brazilian disk (SHPB-BD) tests results. According to the principle of reverse impact and the Rankine-Hugoniot equation, the plate impact experiments with different impact stress levels were conducted by using a single-stage light gas gun, the state equation parameters in the KF model were fitted according to the impact Hugoniot results of rock samples. To verify the applicability of the material model and the experimentally measured parameter values, the simulation of a penetration process is furtherly conducted. The granite penetration tests were carried out

* 收稿日期: 2021-08-26; 修回日期: 2022-01-26

基金项目: 国家自然科学基金(12072369, 11902355)

第一作者: 聂铮玥(1997—), 女, 硕士, niezhengyue_97@163.com

通信作者: 陈 荣(1981—), 男, 博士, 副教授, r_chen@nudt.edu.cn

by using a $\varnothing 30$ mm caliber gun. The $\varnothing 20$ mm bullets penetrated the $\varnothing 1200$ mm $\times$ 800 mm rock targets vertically, which was used to characterize the semi-infinite thickness condition, at an approximately designed speed of 670 m/s. To avoid accidental errors, combined with the high-speed photographic images, three effective penetrate results were obtained. The penetration depth and crater size of the target failure surface were directly measured and scanned by 3D scanner, the experimental average penetration depth, maximum and minimum diameters of the penetration craters were approximately 80.62 mm, 381.47 mm and 263.01 mm, respectively. Using the parameter values obtained from the laboratory experiments, the KF model is then implemented into LS-DYNA through a user-defined material model and used to simulate the penetration test of granite. According to the simulation result of damage distribution and cratering parameters of the target, the calculated penetration depth, maximum and minimum diameters of craters are 80.02 mm, 400 mm and 300 mm, respectively, so the errors between the calculated and the test results are less than 15%, which is acceptable in dynamic problems. The agreement between the numerical and experimental results provides a support to the application of the KF model and the relevant parameter values.

Keywords: Kong-Fang model; quasi-static experiment; dynamic experiment; plate impact; penetration experiment

预测岩石类材料在动态条件下的力学响应及破坏行为一直是数值计算中的重难点,建立合适的动态力学模型并选取适当的材料模型参数十分重要。目前常用的岩石类材料动态模型包括: Holmquist-Johnson-Cook 模型(HJC 模型)^[1]、Karagozian-and-Case 模型(K&C 模型)^[2]、Riedel-Hiermaier-Thoma 模型(RHT 模型)^[3]、Johnson-Holmquist 模型(JH-2 模型)^[4]、Talyor-Chen-Kuszmaul 模型(TCK 模型)^[5]等,并被应用于如冲击、爆炸、侵彻等多种动态过程的仿真分析中^[6-8]。研究表明,这些模型在运用时并不都能得到较理想的效果^[9-10],原因在于模型本身存在一定的不足,无法很好地反映岩石材料的某些特征^[11-12]。一些学者对现有模型进行了部分修正,并将改进后的模型应用于相关的动态分析中,获得了较好的结果^[10,13-16]。但建立更为合理的、完善的岩石类材料动态力学模型仍然十分必要。

Kong 等^[11]基于塑性损伤理论建立了一种新的混凝土动态力学模型(Kong-Fang 流体弹塑性损伤材料模型, KF 模型),该模型定义了基于 3 个应力不变量的屈服面,并对压缩和拉伸损伤计算进行了区分。模型中引入了部分关联流动法则,可以较好地描述混凝土材料的剪胀行为。通过多种单元数值试验以及爆炸、冲击等动力学实例的模拟分析,对比 HJC、K&C 及 RHT 模型的模拟结果,验证了 KF 模型的适用性。Huang 等^[17]进一步对 KF 模型进行了修正以适用于岩石材料,他们利用大量硬岩实验数据标定了模型中的部分参数,同时采用简明的半经验公式来描述动态增长因子随应变率的变化规律。通过多单元拉压数值试验及岩石劈裂、冲击实例的仿真计算,验证了修正模型对岩石的动态响应具有较好的预测能力。

考虑到天然岩石的力学性质差异较大,本文中将以山东五莲地区的花岗岩为研究对象,采用 KF 模型,根据模型参数定义,一方面,通过准静态单轴压缩、劈裂、常规三轴及动态分离式霍普金森杆压缩实验对模型中的强度参数进行确定,同时利用动态巴西圆盘实验结果验证应变率相关参数的有效性。另一方面,通过平板撞击实验拟合模型中的状态方程参数;最后结合实测参数值,利用 KF 模型对花岗岩侵彻试验过程进行仿真,通过对比计算得到的靶体侵彻深度和弹坑尺寸与实际试验的结果,验证材料模型及参数值的适用性。

1 KF 模型简介及参数分类

1.1 KF 模型简介

KF 模型是一种可以描述岩石类材料在高压和高应变率条件下动态响应的计算本构模型^[11]。模型主要对屈服面、应变率效应和损伤累积进行了定义,此外,还采用了部分关联流动法则和多项式状态方程来分别描述岩石在低压压缩下的剪胀性和高压压缩下的变形特征。

1.1.1 基于三个应力不变量的屈服面

KF 模型采用了压缩子午线的最大强度面 σ_m 和残余强度面 σ_r , 其表达式分别为^[11]:

$$\sigma_m = \begin{cases} 3[p/(1-D)+T] & p \leq 0 \\ 1.5(p+T)/\psi & 0 < p < f_c/3 \\ f_c + (p - f_c/3)/(a_1 + a_2 p) & p \geq f_c/3 \end{cases} \quad (1)$$

$$\sigma_r = p/(a_1 + a_2 p) \quad (2)$$

式中: f_c 和 T 分别为无侧限单轴压缩强度和拉伸强度; p 为静水压力; D 为总损伤; a_1 、 a_2 为与强度面相关的材料常数; ψ 为拉压子午线的比值, 表示与压力相关的函数。最初, KF 模型中定义 ψ 为 p 的分段函数, 具体根据混凝土的三轴压缩和拉伸实验数据确定^[14], 后来 Huang 等^[17] 考虑到硬岩的压缩性质与混凝土存在差异, 对 ψ 进行了校准以适用于硬岩。

当材料并未达到最大强度面 σ_m 或残余强度面 σ_r 时, 当前破坏面 Y 则依据当前岩石损伤情况对 σ_m 和 σ_r 进行插值确定^[11]:

$$Y(\sigma_{ij}, D) = \sqrt{3J_2} = r'[D(\sigma_r - \sigma_m) + \sigma_m] \quad (3)$$

式中: J_2 为偏应力第二不变量; r' 为当前子午线与压缩子午线的比值, 其值可通过 $\psi(p)$ 与 Lode 角计算获得^[11], 函数形式与 RHT 模型中的参数 $R_3(\theta)$ (θ 为 Lode 角) 计算公式一致。

1.1.2 拉压分离的应变率效应

岩石材料动态强度具有明显的率效应^[18], 因此 KF 模型将当前破坏面 Y 进一步改进为:

$$Y = \eta Y(p/\eta) \quad (4)$$

式中: η 为动态增长因子, 其值为岩石动态强度与准静态强度的比值。

考虑到拉压条件下岩石将表现出不同的应变率效应, KF 模型中分别定义了压缩强度动态增长因子 η_c 与拉伸强度动态增长因子 η_t , 由于原始计算公式较复杂, 文献^[17] 中采用一种半经验的简洁公式对其进行了改进:

$$\eta_c = 1.0 + \alpha e^{\beta(\lg \dot{\epsilon} - \theta)} \quad (5)$$

$$\eta_t = 1.0 + (\eta_c - 1)f_c/T \quad (6)$$

式中: α 、 β 、 θ 为材料参数, $\dot{\epsilon}$ 为应变率。

1.1.3 状态方程

当压力较高时, 岩石材料的强度和结构的影响一般可以忽略^[19], 此时仅需考虑材料的体积变形, 因此模型采用了单独的多项式状态方程来表征岩石在高压条件下的体积压缩行为:

$$p = k_1 \mu + k_2 \mu^2 + k_3 \mu^3 \quad (7)$$

式中: k_1 、 k_2 和 k_3 为状态方程材料参数, μ 为体应变。

此外, 模型中定义了材料损伤、变形及单元删除。(1) 考虑到岩石材料在拉压荷载下的破坏机理不同, 分别定义了拉伸损伤 D_t 和压缩损伤 D_c , 并根据 D_t 和 D_c 计算了岩石材料的总损伤 D 。在计算损伤时共定义了 6 个损伤累积相关参数, 对于硬岩, 文献^[17] 中给出了这类参数的建议值: $d_1=0.04$ 、 $d_2=2.3$ 、 $\gamma=1$ 、 $c_1=3$ 、 $c_2=6.93$ 、 $\varepsilon_{\text{frac}}=0.0015$, 因此, 在本研究中也这类参数作为常数处理。(2) 为了表征岩石在低围压压缩荷载下的剪胀性, 基于 K&C 模型中的塑性势函数, 引入了部分关联的塑性流动法则, 得到了相应的破坏面与应力更新计算公式。(3) 模型中还采纳了两种单元删除准则, 分别是基于损伤的拉伸删除准则和基于等效塑性应变的压缩删除准则, 以表征岩石在遭受如爆炸等动载荷时材料前端和后端出现的成坑和剥落等破坏特征。由于损伤累积部分的参数为定值, 而部分关联塑性流动法则与单元删除准则中没有涉及新的参数, 因此本文中不再介绍。

1.2 模型参数分类及确定方法

为了获得待研究花岗岩材料的 KF 模型参数值, 需确定各参数的实验方法。首先, 根据模型定义可将待确定参数分为材料基本强度参数、强度相关参数和状态方程相关参数, 见表 1。材料基本强度参数 f_c 、 E 和 ν 的确定可通过无侧限单轴压缩实验进行; 对于参数 T 的确定, 由于直接拉伸实验费用高、成功

率较低, 而巴西劈裂实验制样方便、操作简单、成功率高^[20], 因此将采用劈裂实验获得的材料劈裂抗拉强度 f_t 来代替参数 T ; 强度面相关的材料常数 a_1 、 a_2 的确定则需要大量三轴压缩实验数据; 由式(5)~(6)可知, 应变率相关的参数 α 、 β 、 θ 可通过 SHPB 实验确定, 同时可利用 SHPB-BD 实验结果对拟合参数值的有效性进行验证; 对状态方程相关参数的确定, 可先通过平板撞击实验获得岩石的冲击雨果组数据, 然后拟合材料的压力-体应变关系曲线(p - μ 曲线)获得。

表 1 KF 模型参数的分类及实验确定方法

Table 1 Parameter classification and experimental determination method of KF model

分类	参数	物理意义	确定方法
材料基本强度参数	f_t	劈裂拉伸强度	准静态劈裂实验
	f_c	单轴压缩强度	准静态单轴压缩实验
	E	弹性模量	
	ν	泊松比	
强度面相关参数	a_1 、 a_2	强度面相关材料常数	准静态常规三轴实验
	α 、 β 、 θ	应变率相关材料参数	SHPB/ SHPB-BD实验
状态方程相关参数	k_1 、 k_2 、 k_3	状态方程参数	平板撞击实验

2 准静态实验及相关参数确定

2.1 实验样品

选用产自山东五莲地区的粗中粒角闪二长花岗岩, 岩石为二长半自形粒状结构, 块状构造, 主要矿物为斜长石 (Pl)、钾长石 (Kfs)、石英 (Qtz), 共占矿物总量的 90%。次要矿物为角闪石 (Hbl)、黑云母 (Bt)、辉石 (Px); 蚀变及充填矿物为绢云母、绿帘石。岩石的实物照片和显微图像如图 1 所示。

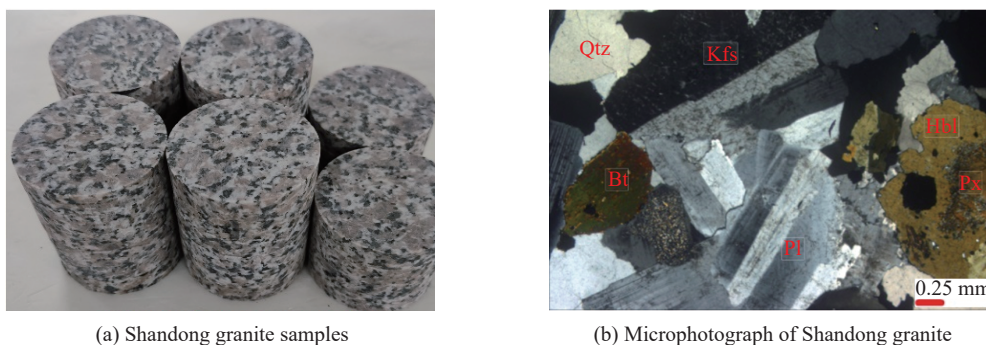


图 1 岩石试件的实物照片和显微图像

Fig. 1 Photographs and micrographs of rock samples

根据相关的实验规范^[21]及实验机对试件的要求, 制作各准静态实验的岩石试样: 无侧限单轴压缩及常规三轴实验的试件为直径 50 mm、高 100 mm 的标准圆柱形; 劈裂实验试件为直径 50 mm、高 25 mm 的圆盘。为了保证实验结果的可靠性, 每种实验均开展了重复实验。

2.2 准静态单轴压缩及劈裂实验

分别利用 TAW2000 岩石三轴伺服压缩机及 WDW-500E 微机控制电子式万能试验机对花岗岩试件进行准静态单轴压缩和劈裂实验, 如图 2 所示。实验中均采用变形控制加载, 设置变形速率分别为 0.06、0.03 mm/min, 使得实验过程中试件的应变率为 10^{-5} s^{-1} 。

对单轴压缩实验获得的轴向压缩应力-应变曲线进行求导, 其中弹性段导数即为试件的弹性模量 E , 同时采用 $f_c/2$ 处的环向应变和轴向应变来计算各试件的泊松比 ν ^[22]。结合各试件的单轴抗压强度值

f_c 及劈裂拉伸强度 f_t , 利用两倍标准差法剔除异常值, 并计算剩余有效数据的平均值作为花岗岩试件的 KF 模型参数值, 结果见表 2。

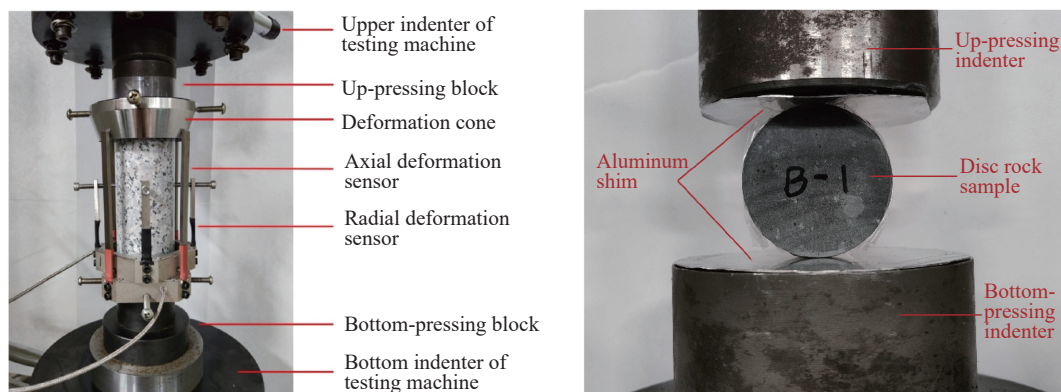


图 2 花岗岩单轴压缩及劈裂实验

Fig. 2 Typical view of uniaxial compression test (UCT) and splitting test (ST)

表 2 花岗岩的基本强度参数值

Table 2 Basic strength parameters of granite

试件	f_c /MPa	E /GPa	ν	试件	f_t /MPa
UCT-1	125.088	38.076	0.310	ST-1	7.714
UCT-2	133.206	41.82	0.352	ST-2	6.9
UCT-3	128.969	38.843	0.318	ST-3	8.12
UCT-4	133.802	39.534	0.498	ST-4	6.887
UCT-5	133.772	40.759	0.259	ST-5	7.409
KF模型参数值	130.967±3.856	39.806±1.497	0.347±0.091	KF模型参数值	7.406±0.532

2.3 准静态常规三轴实验

利用 MTS815 型电液伺服岩石力学试验机对花岗岩试件进行准静态常规三轴实验, 为了满足参数确定需求, 设置了 5 种不同的围压水平: 10、20、30、40、50 MPa。其中 10、20 MPa 工况各进行 1 次实验, 30、40、50 MPa 工况重复 3 次实验。如图 3 所示, 将试件置于实验平台上, 先施加一定的轴向压力防止试件滑动, 然后再以 1~3 MPa/min 的加载速度施加围压至设定值。保持围压约 5~10 min, 确定不漏油后, 以 0.06 mm/min 的加载速度施加轴压, 直至试件破坏。

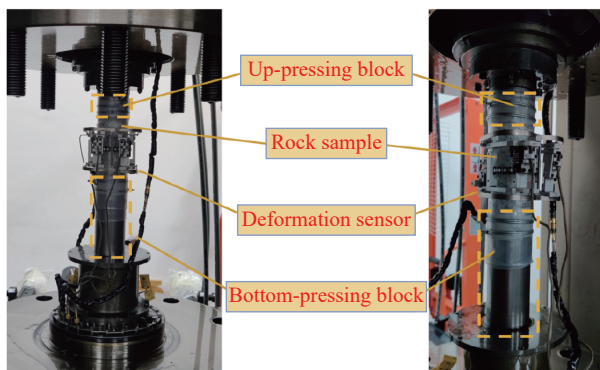


图 3 常规三轴实验

Fig. 3 A view of triaxial compression test (TXC, $\sigma_2=\sigma_3$)

花岗岩试件的常规三轴压缩应力-应变曲线如图 4 所示。由图 4 可知, 围压实验的重复性较好, 岩石的峰值强度随围压的增加而增加。由式(1)可知, 确定参数 a_1 、 a_2 只需利用强度面应力值。因此, 利用各试件的围压及相应的轴向峰值强度分别计算出各工况下的偏压力($\sigma_D = \sigma_1 - \sigma_2$)和静水压力($p = 1/(3(\sigma_1 + 2\sigma_2))$), 结果见表 3。进一步对 a_1 、 a_2 进行拟合, 获得如图 5 所示的参数拟合值: $a_1 = 0.36$, $a_2 = 0.09/f_c$ 。

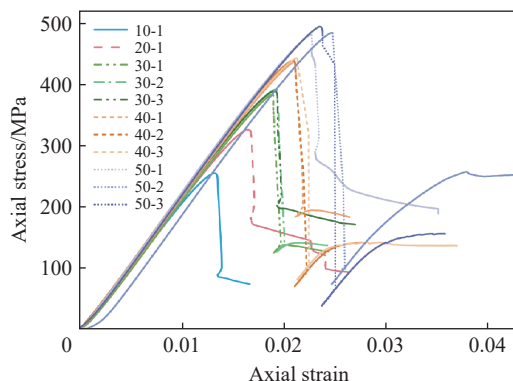


图 4 常规三轴实验花岗岩试件应力-应变曲线

Fig. 4 Stress-strain curves of rock samples in TXC tests

表 3 不同围压条件下试件的轴向峰值强度、偏压力与静水压力

Table 3 The strength, deviatoric pressure and hydrostatic pressure of rock samples under different confining pressures

试件	围压/MPa	轴向峰值强度/MPa	静水压力/MPa	偏应力/MPa
10-1	10	256.220	92.073	246.220
20-1	20	327.341	122.447	307.341
30-1	30	385.384	148.461	355.384
30-2		393.095	151.032	363.095
30-3		390.809	150.270	360.809
40-1	40	437.691	172.564	397.691
40-2		440.422	173.474	400.422
40-3		444.189	174.730	404.189
50-1	50	482.936	194.312	432.936
50-2		485.975	195.325	435.975
50-3		495.950	198.650	445.950

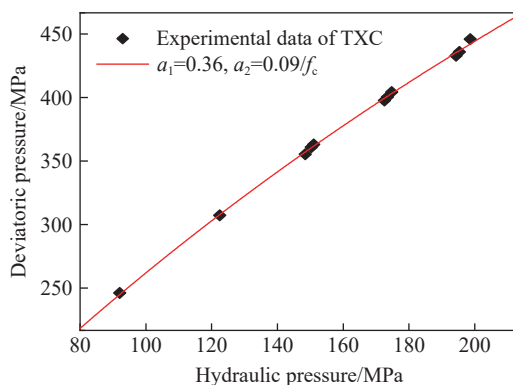


图 5 花岗岩 a_1 、 a_2 参数拟合结果

Fig. 5 Fitting results of parameters a_1 and a_2 of granite

3 动态实验及相关参数确定

3.1 SHPB 及 SHPB-BD 实验

根据相关的实验标准^[23-24], 基于 50 mm 杆径的分离式霍普金森杆实验系统开展 SHPB 及 SHPB-BD 实验。入射杆、透射杆分别长 3.0、1.8 m, 材料均为马氏体钢, 两种实验采用的试件均为 $\varnothing 38 \text{ mm} \times 19 \text{ mm}$ 的圆盘形试样。经过力平衡校验后, 计算各有效实验的试件应变率 $\dot{\varepsilon}$ 、应变 ε 及应力 σ :

$$\dot{\varepsilon} = c_0(\varepsilon_i - \varepsilon_r - \varepsilon_t)/l_s \quad (8)$$

$$\varepsilon = (c_0/l_s) \int_0^t (\varepsilon_i - \varepsilon_r - \varepsilon_t) dt \quad (9)$$

$$\sigma_c = A_0 E_0 (\varepsilon_i + \varepsilon_r + \varepsilon_t) / (2A_s) \quad (10)$$

$$\sigma_t = A_0 E_0 (\varepsilon_i + \varepsilon_r + \varepsilon_t) / (\pi D_s B) \quad (11)$$

式中: c_0 为实验杆的一维弹性波速, ε_i 、 ε_r 、 ε_t 分别为入射应变、反射应变和透射应变, l_s 为试样长度, σ_c 为 SHPB 实验中试样的压缩应力, σ_t 为 SHPB-BD 实验中试样的拉伸应力, E_0 为杆的弹性模量, A_0 为杆的横截面积, A_s 为试样的横截面积, D_s 为试样直径, B 为试样厚度。

为了确定并检验 KF 模型中的应变率相关参数 α 、 β 、 θ , 分别进行了 14 次动态压缩实验(剔除误差较大的一组数据)和 15 次动态劈裂实验, 试件平均应变率为 $83 \sim 360 \text{ s}^{-1}$ (动态压缩)和 $133 \sim 245 \text{ s}^{-1}$ (动态劈裂)。实验所得的应力-应变曲线如图 6 所示, 从图中可以发现, 花岗岩具有一定的应变率效应。提取各实验中平均应变率及峰值强度并计算相应的 η_c 值与 η_t 值, 结果见表 4。利用表 4 中数据, 结合式(5)~(6)对 α 、 β 、 θ 进行拟合及验证。图 7 中展示了拟合得到的参数值: $\alpha=0.06$ 、 $\beta=3.47$ 、 $\theta=1.83$ 。图 8 为利用 SHPB-BD 实验数据对参数进行验证的结果, 由图 8 可知, 拟合得到的参数值有较好的适用性。

表 4 SHPB、SHPB-BD 实验的平均应变率及相应的 η_c 、 η_t 值

Table 4 Average strain rates and corresponding η_c and η_t values obtained from SHPB and SHPB-BD experiments

试件	动态压缩强度/MPa	η_c	平均应变率/ s^{-1}	试件	动态劈裂拉伸强度/MPa	η_t	平均应变率/ s^{-1}
SHPB-1	159.324	1.217	83	SHPB-BD-1	41.395	5.589	138
SHPB-2	142.925	1.091	105	SHPB-BD-2	37.363	5.045	135
SHPB-3	160.994	1.229	102	SHPB-BD-3	45.456	6.138	133
SHPB-4	156.455	1.195	85	SHPB-BD-4	45.548	6.150	135
SHPB-5	164.434	1.256	122	SHPB-BD-5	52.404	7.076	187
SHPB-6	180.403	1.377	144	SHPB-BD-6	52.654	7.110	183
SHPB-7	145.891	1.114	168	SHPB-BD-7	49.934	6.742	187
SHPB-8	140.933	1.076	187	SHPB-BD-8	49.225	6.647	188
SHPB-9	212.790	1.625	230	SHPB-BD-9	65.320	8.820	241
SHPB-10	260.696	1.991	325	SHPB-BD-10	54.190	7.317	245
SHPB-11	158.481	1.210	258	SHPB-BD-11	70.300	9.492	239
SHPB-12	177.977	1.359	292	SHPB-BD-12	60.436	8.160	243
SHPB-13	215.694	1.647	360	SHPB-BD-13	48.513	6.550	155
				SHPB-BD-14	61.372	8.287	199
				SHPB-BD-15	71.112	9.602	210

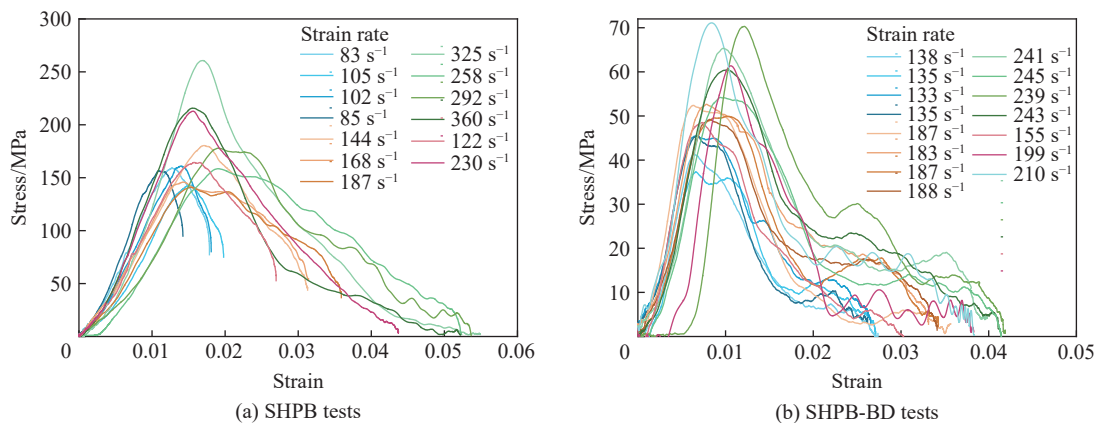
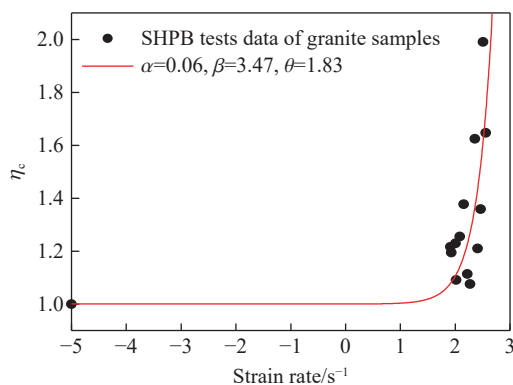
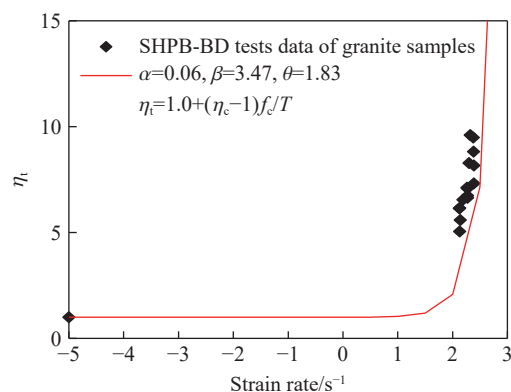


图 6 花岗岩 SHPB、SHPB-BD 实验应力-应变曲线

Fig. 6 Stress-strain curves of SHPB and SHPB-BD tests of granite samples

图 7 基于 SHPB 实验数据拟合得到的 α 、 β 、 θ 参数值Fig. 7 Parameter values of α , β and θ fitted by SHPB tests data图 8 利用 SHPB-BD 实验数据对 α 、 β 、 θ 值进行验证的结果Fig. 8 Validation of α , β and θ values by SHPB-BD tests data

3.2 平板撞击实验

为了获得更干净稳定的信号,基于 57 mm 口径一级轻气炮,采用反向撞击法开展实验^[25]。考虑到获取信号不能受到追赶稀疏波及边侧稀疏波的影响,飞片与靶板尺寸均设计为 $\varnothing 50 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$,其中靶体材料为无氧铜。具体的实验原理为:当岩石飞片撞击无氧铜靶时,利用电探针测得飞片的速度 w ,利用 DISAR (displacement interferometer system for any reflector) 系统测得靶板背面的自由面质点速度 $u_{p,Cu}$ 。根据应力波原理,结合冲击绝热线方程及 Rankine-Hugoniot 方程可知,岩石材料的波后质点速度 $u_{p,rock}$ 、波

后压力 p_{rock} 、岩石中的冲击波速度 $u_{\text{s,rock}}$ 及岩石的体应变 μ_{rock} [26] 分别为:

$$u_{\text{p,rock}} = w - 0.5u_{\text{p,Cu}} \quad (12)$$

$$p_{\text{rock}} = 0.5u_{\text{p,Cu}}\rho_{0,\text{Cu}}(c_{0,\text{Cu}} + 0.5u_{\text{p,Cu}}s_{\text{Cu}}) \quad (13)$$

$$u_{\text{s,rock}} = p_{\text{rock}}/(\rho_{0,\text{rock}}u_{\text{p,rock}}) \quad (14)$$

$$\mu_{\text{rock}} = u_{\text{p,rock}}/u_{\text{s,rock}} \quad (15)$$

式中: $\rho_{0,\text{Cu}}$ 为铜的初始密度, $\rho_{0,\text{Cu}}=8\,930\text{ kg/m}^3$; $c_{0,\text{Cu}}$ 、 s_{Cu} 为铜的材料参数, $c_{0,\text{Cu}}=3\,940\text{ m/s}$, $s_{\text{Cu}}=1.49$ [27]; $\rho_{0,\text{rock}}$ 为花岗岩的初始密度, 其值通过密度实验获得: $\rho_{0,\text{rock}}=2\,686\text{ kg/m}^3$ 。

实验时准备并安装好弹丸、电探针、靶板和 DISAR 系统。利用压缩空气(设计冲击速度小于 400 m/s)或压缩氮气(设计冲击速度大于 400 m/s)推动弹丸高速撞击靶板。为了拟合花岗岩的 $p_{\text{rock}}-\mu_{\text{rock}}$ 曲线, 共设计了 4 种撞击力水平, 并各重复 3 次实验。由式(12)~(15)获得各状态量的结果, 见表 5。基于实验数据拟合花岗岩试件的 $p_{\text{rock}}-\mu_{\text{rock}}$ 曲线, 其形式如式(7), 拟合结果如图 9 所示, 拟合得到的 $p_{\text{rock}}-\mu_{\text{rock}}$ 方程为:

$$p_{\text{rock}} = 45.002\mu_{\text{rock}} + 1413.751\mu_{\text{rock}}^2 - 12037.857\mu_{\text{rock}}^3 \quad (16)$$

式中: p_{rock} 的单位为 GPa。因此状态方程相关参数 k_1 、 k_2 、 k_3 的值分别为: $k_1=45.002$, $k_2=1\,413.751$, $k_3=-12\,037.857$ 。

表 5 花岗岩平板撞击实验结果

Table 5 Plate impact test results of granite samples

实验	$w/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$u_{\text{p,Cu}}/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$u_{\text{p,rock}}/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$p_{\text{rock}}/\text{GPa}$	$u_{\text{s,rock}}/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	μ_{rock}
G-1	298.249	170.887	212.806	3.103	5430.281	0.039
G-2	298.586	171.614	212.779	3.117	5454.783	0.039
G-3	296.200	175.154	208.623	3.183	5681.906	0.037
G-4	364.353	210.768	258.969	3.856	5543.886	0.047
G-5	362.860	210.444	257.638	3.849	5563.631	0.046
G-6	370.399	217.718	261.540	3.988	5677.582	0.046
G-7	420.639	247.273	297.002	4.553	5708.849	0.052
G-8	425.834	247.173	302.248	4.552	5607.388	0.054
G-9	424.120	246.701	300.769	4.542	5623.706	0.053
G-10	536.010	308.458	381.771	5.743	5601.403	0.068
G-11	527.022	302.785	375.608	5.632	5582.955	0.067
G-12	536.027	312.243	370.879	5.817	5840.622	0.063

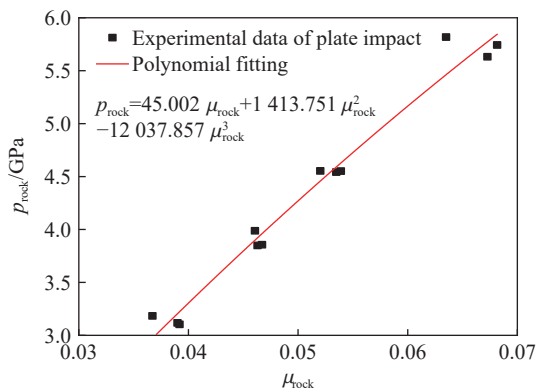


图 9 拟合的花岗岩 $p_{\text{rock}}-\mu_{\text{rock}}$ 曲线

Fig. 9 Fitting curve of plate impact data of granite samples

综上所述, 花岗岩的 KF 模型参数已被确定, 见表 6。

表 6 花岗岩 KF 模型参数拟合结果
Table 6 Fitting results of KF model parameters of granite

强度参数									状态方程参数		
f_c/MPa	f_t/MPa	E/GPa	a_1	a_2/MPa^{-1}	ν	α	β	θ	k_1/GPa	k_2/GPa	k_3/GPa
130.967	7.406	39.806	0.36	$0.09/f_c$	0.347	0.06	3.47	1.83	45.002	1413.751	-12037.857

4 花岗岩侵彻实验及仿真实验

为了验证实验确定的花岗岩 KF 模型参数值适用性, 开展了花岗岩侵彻实验, 并利用代入了实测参数值的 KF 模型对侵彻实验进行模拟, 进一步对比仿真与实验得到的最终侵彻深度与成坑结果。

4.1 侵彻实验

花岗岩侵彻实验基于 $\varnothing 30\text{ mm}$ 口径滑膛火炮开展, 实验原理是利用火药气体燃烧产生的能量推动弹体侵彻岩石靶体。设计工况为子弹以约 670 m/s 的速度侵彻半无限厚靶体。

考虑到弹体发射的稳定性和岩石靶体取样大小的可操作性, 本次实验采用次口径发射技术, 利用直径 20 mm 、CRH 为 2.5 的尖卵形头部杆形弹, 外置直径 30 mm 的三瓣式弹托进行实验, 弹体材料为超高强度合金钢 30CrMnSiNi2A, 力学性能指标及 Johnson-Cook 本构参数^[28] 见表 7。为了模拟半无限条件, 需要合理设计靶体直径以忽略边界效应。当侵彻速度为 670 m/s 时, 由已有的研究成果可知^[29], 若靶弹径比不小于 30, 则可以忽略有限边界效应。将满足需求的 $600\text{ mm}\times 600\text{ mm}\times 800\text{ mm}$ 的花岗岩块放置在 $\varnothing 1200\text{ mm}\times 800\text{ mm}$ 的钢套筒正中位置, 并在空隙处浇筑 C40 混凝土振捣填实养护 28 d 制成靶体。

表 7 弹体材料参数^[28]
Table 7 Parameters of the projectile's material^[28]

基本力学指标					JC本构模型参数				
密度/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	洛氏硬度 HRC	抗拉强度/ MPa	延伸率/ %	截面收缩率/ %	屈服强度A/ MPa	硬化系数B/ MPa	硬化指数n	应变率敏感 系数c	温度软化 系数m
7830	45	1380	12	58	1269	810	0.479	0.04	1

实验系统现场布局如图 10 所示, 整个系统主要包括 3 部分: 发射平台、测速系统和高速摄影系统。其中发射平台为口径 30 mm 的滑膛火炮; 测速系统用于获取子弹的侵彻速度, 方法是通过在炮口和目标靶之间设置两道已知距离的测速靶纸, 当弹体击穿靶纸时将分别输出 2 个电信号至测速仪, 根据信号的

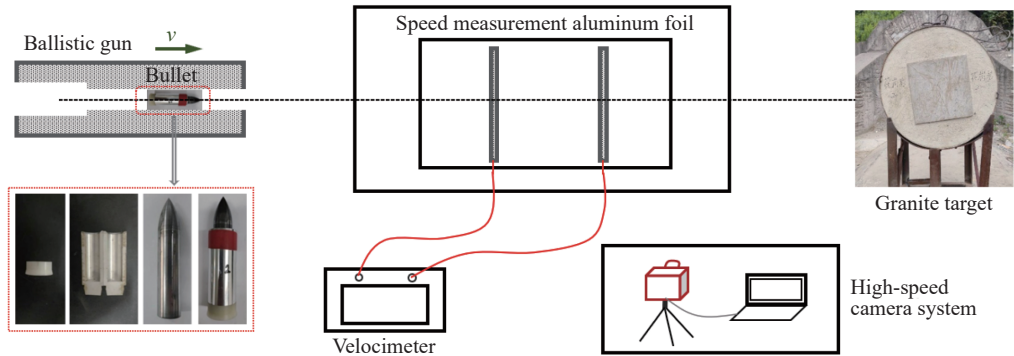


图 10 侵彻实验装置布局图
Fig. 10 Device layout diagram of penetration test

时间差即可获得弹体的平均飞行速度。根据测得的飞行速度可进一步调整火药的填装量, 以实现设计的发射初速。高速摄像系统用于观察子弹的脱壳情况, 并判断弹体入射姿态是否满足垂直入射要求。

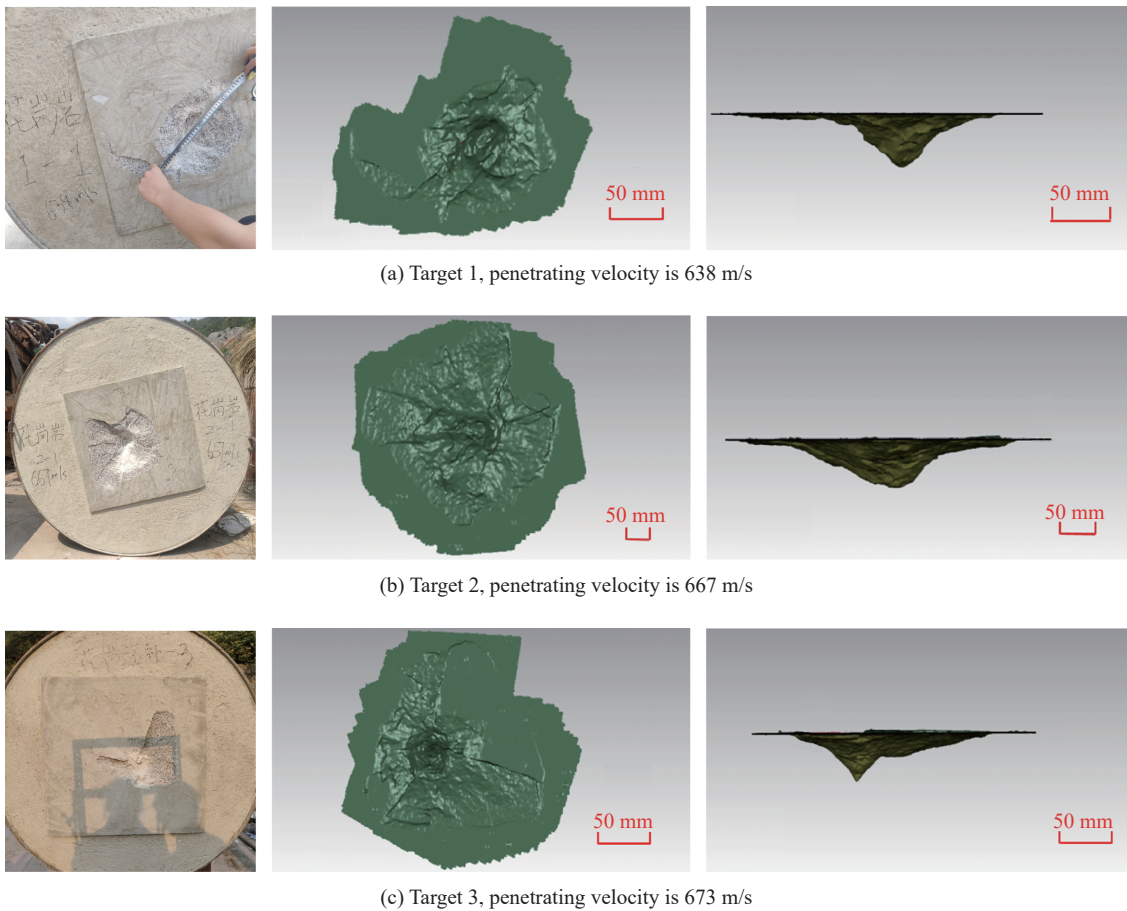


图 11 花岗岩靶体弹坑照片及三维扫描图

Fig. 11 Photos and 3D scanning results of cratering failure on the impact surfaces of granite targets

表 8 花岗岩靶成坑参数现场测量及三维扫描结果

Table 8 Direct measurement and 3D scanning results of crater parameters of granite targets

试验	子弹着角/(°)	侵彻速度/(m·s ⁻¹)	侵彻深度/mm		侵彻弹坑最大直径/mm		侵彻弹坑最小直径/mm	
			现场测量	三维扫描	现场测量	三维扫描	现场测量	三维扫描
靶1	-3.5	638	75.05	76.29	310	327.98	245	248.36
靶2	-3.5	667	72.19	72.48	430	408.24	275	283.00
靶3	-1.5	673	96.00	91.73	410	402.60	265	261.67

进行多次侵彻实验, 根据高速摄影图片选取子弹侵彻着角小于 5°的有效侵彻结果, 图 11 为 3 个有效侵彻实验的弹坑照片与三维扫描结果。利用直尺和三维扫描仪对花岗岩侵彻后的靶体进行现场测量和光学扫描, 测量及扫描得到的靶体侵彻深度及成坑参数见表 8。

4.2 仿真与实验结果对比

利用 LS-DYNA 对花岗岩侵彻实验进行仿真。考虑到实验的对称性, 同时, 为了减少计算成本, 采用 1/4 对称模型进行仿真实验, 网格设计如图 12 所示, 将花岗岩靶体简化成了外套一圈薄层铁箍的 $\varnothing 1200\text{ mm}\times 800\text{ mm}$ 的圆柱体, 弹体则按实验中实用子弹进行建模, 模型整体尺寸与实际实验中弹靶尺寸一致。

由于 3 组实验测得的子弹侵彻速度接近, 因此模拟时设置弹体在靶体中心处以 670 m/s 的初速度垂直向下侵彻, 弹体与靶体均采用实体单元网格, 网格尺寸均设置为 $1\text{ mm} \times 1\text{ mm} \times 1\text{ mm}$ (弹头处网格做过渡处理)。靶体上表面设置为自由边界, 下表面设置为无反射边界, 靶体对称面上施加了对称边界。弹体和靶体间的接触采用 *CONTACT_ERODING_SURFACE_TO_SURFACE 接触算法定义。通过二次开发将 KF 模型嵌入 LS-DYNA 软件中, 并作为靶体的材料模型, 模型参数见表 6。使用 Johnson-Cook 模型作为弹体的材料模型, 具体参数见表 7。

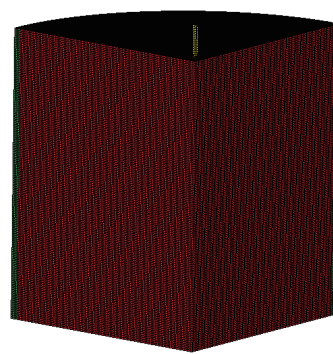


图 12 侵彻实验数值模型

Fig. 12 Numerical model

提取靶体单元的损伤图像并进行对称处理, 得到的靶体损伤分布如图 13 所示。当损伤值为零时, 表示单元未损伤, 当损伤值为 1 时, 表示单元完全损伤。由图 13 可知, 计算得到的弹坑最大直径为 400 mm, 最小直径为 300 mm。提取侵彻过程中子弹侵彻深度及加速度的历史曲线, 如图 14 所示, 可以发现, 侵彻深度达到约 80 mm 时即保持不变, 同时弹体的加速度时程曲线也呈现典型的三段式。

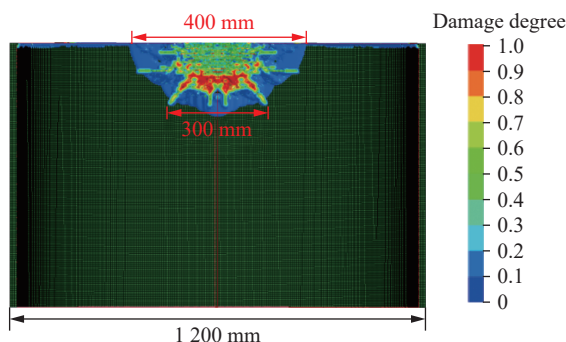


图 13 靶体损伤分布情况及成坑参数

Fig. 13 Damage distribution and cratering parameters of target

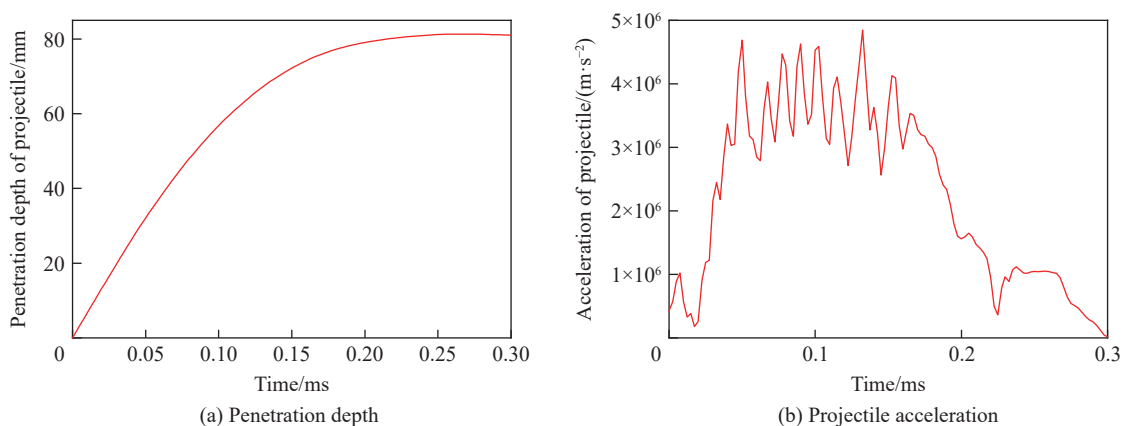


图 14 弹体的侵彻深度和加速度时程曲线

Fig. 14 History curves of penetration depth and acceleration of projectile

由于侵彻实验随机性较大, 因此取成坑参数的平均值进行分析, 结果见表 9。对比实验和数值模拟得到的侵彻弹坑和侵彻深度发现, 对于侵彻深度和弹坑最大直径, 数值模拟与实验结果的误差小于 5%; 侵彻

弹坑最小直径的模拟结果与实际结果误差较大,但仍小于 15%。综上所述,采用 KF 材料模型,并利用实验获取的参数值得到的数值模拟结果与实验结果吻合较好,验证了材料模型及实测参数值具有较好的适用性。

表 9 实验和数值模拟得到的花岗岩靶侵彻结果比较

Table 9 Comparison of penetration results obtained from penetration test and numerical simulation

方法	侵彻深度/mm	侵彻弹坑最大直径/mm	侵彻弹坑最小直径/mm
实验	80.62±10.46	381.47±49.60	263.01±14.75
数值模拟	80.02	400.00	300.00
误差/%	-0.75	4.86	14.07

5 结 论

通过多种准静态及动态实验确定了山东五莲地区花岗岩的 KF 模型参数,并利用 KF 模型,结合实测参数值,对花岗岩侵彻实验进行了仿真计算,得到以下主要结论。

(1)通过准静态单轴压缩、劈裂及常规三轴实验确定了模型中的部分强度相关参数: $f_c=130.967$ MPa、 $f_t=7.406$ MPa、 $E=39.806$ GPa、 $\nu=0.347$ 、 $a_1=0.36$ 、 $a_2=0.09/f_c$ 。

(2)通过 SHPB 实验确定了模型中的应变率相关参数: $\alpha=0.06$ 、 $\beta=3.47$ 、 $\theta=1.83$,并利用 SHPB-BD 实验结果验证了参数的有效性。

(3)通过平板撞击实验确定了模型中的状态方程相关参数: $k_1=45.002$ GPa、 $k_2=1\,413.751$ GPa、 $k_3=-12\,037.857$ GPa。

(4)利用 KF 模型及实测参数值对花岗岩侵彻实验进行了模拟,结果表明,数值模拟获得的侵彻深度及成坑最大直径与实验结果的误差小于 5%,侵彻弹坑最小直径的模拟结果与实际结果误差小于 15%。总体来说仿真结果与实际结果吻合较好,验证了材料模型及参数值的适用性。

参考文献:

- [1] HOLMQUIST T J, JOHNSON G R, COOK W H. A computational constitutive model for concrete subjected to large strains, high strain rates and high pressures [C]//Proceedings of 14th International Symposium. Quebec, Canada: ADPA, 1993: 591–600.
- [2] MALVAR L J, CRAWFORD J E, WESEVICH J W, et al. A plasticity concrete material model for DYNA3D [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1997, 19(9/10): 847–873. DOI: 10.1016/S0734-743X(97)00023-7.
- [3] RIEDEL W, THOMA K, HIERMAIER S, et al. Penetration of reinforced concrete by BETA-B-500 numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes [C]//Proceedings of the 9th International Symposium on the Interaction of the Effects of Munitions with Structures. Berlin: Fraunhofer Institut für Kurzzeitdynamik, Ernst-Mach-Institut (EMI), 1999: 315–322.
- [4] JOHNSON G R, HOLMQUIST T J. An improved computational constitutive model for brittle materials [J]. *AIP Conference Proceedings*, 1994, 309(1): 981–984. DOI: 10.1063/1.46199.
- [5] TAYLOR L M, CHEN E P, KUSZMAUL J S. Microcrack-induced damage accumulation in brittle rock under dynamic loading [J]. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 1986, 55(3): 301–320. DOI: 10.1016/0045-7825(86)90057-5.
- [6] GRUNWALD C, SCHAUFELBERGER B, STOLZ A, et al. A general concrete model in hydrocodes: verification and validation of the Riedel-Hiermaier-Thoma model in LS-DYNA [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2017, 8(1): 58–85. DOI: 10.1177/2041419617695977.
- [7] 毕程程. 华山花岗岩 HJC 本构参数标定及爆破损伤数值模拟 [D]. 合肥: 合肥工业大学, 2018.
BI C C. Calibration of HJC constitutive parameters of Huashan granite and its blasting damage numerical simulation [D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2018.
- [8] SAUER C, HEINE A, RIEDEL W. Developing a validated hydrocode model for adobe under impact loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 104: 164–176. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.01.019.

- [9] ZHANG F L, SHEDBALE A S, ZHONG R, et al. Ultra-high performance concrete subjected to high-velocity projectile impact: implementation of K&C model with consideration of failure surfaces and dynamic increase factors [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2021, 155: 103907. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.103907.
- [10] KONG X Z, FANG Q, WU H, et al. Numerical predictions of cratering and scabbing in concrete slabs subjected to projectile impact using a modified version of HJC material model [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 95: 61–71. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.04.014.
- [11] KONG X Z, FANG Q, CHEN L, et al. A new material model for concrete subjected to intense dynamic loadings [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, 120: 60–78. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2018.05.006.
- [12] TU Z G, LU Y. Evaluation of typical concrete material models used in hydrocodes for high dynamic response simulations [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(1): 132–146. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.12.010.
- [13] POLANCO-LORIA M, HOPPERSTAD O S, BØRVIK T, et al. Numerical predictions of ballistic limits for concrete slabs using a modified version of the HJC concrete model [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(5): 290–303. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.03.001.
- [14] KONG X Z, FANG Q, LI Q M, et al. Modified K&C model for cratering and scabbing of concrete slabs under projectile impact [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 108: 217–228. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.02.016.
- [15] LEPPÄNEN J. Concrete subjected to projectile and fragment impacts: modelling of crack softening and strain rate dependency in tension [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 32(11): 1828–1841. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2005.06.005.
- [16] 金乾坤. 混凝土动态损伤与失效模型 [J]. *兵工学报*, 2006, 27(1): 10–14. DOI: 10.3321/j.issn:1000-1093.2006.01.003.
JIN Q K. Dynamic damage and failure model for concrete materials [J]. *Acta Armamentarii*, 2006, 27(1): 10–14. DOI: 10.3321/j.issn:1000-1093.2006.01.003.
- [17] HUANG X P, KONG X Z, CHEN Z Y, et al. A computational constitutive model for rock in hydrocode [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2020, 145: 103687. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2020.103687.
- [18] LI X B, LOK T S, ZHAO J. Dynamic characteristics of granite subjected to intermediate loading rate [J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2005, 38(1): 21–39. DOI: 10.1007/s00603-004-0030-7.
- [19] WILLMOTT G R, PROUD W G. The shock hugoniot of tuffisitic kimberlite breccia [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2007, 44(2): 228–237. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2006.07.006.
- [20] 张燕, 于大伟, 叶剑红. 岩石类材料拉伸弹性模量测量方法的对比研究 [J]. *岩土力学*, 2018, 39(6): 2295–2303. DOI: 10.16285/j.rsm.2017.2192.
ZHANG Y, YU D W, YE J H. Study on measurement methodology of tensile elastic modulus of rock materials [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2018, 39(6): 2295–2303. DOI: 10.16285/j.rsm.2017.2192.
- [21] 中国住房和城乡建设部. 工程岩体试验方法标准: GB/T 50266-2013 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2008. .
- [22] 刘佑荣, 唐辉明. 岩体力学 [M]. 北京: 化学工业出版社, 2008.
- [23] 中国爆破行业协会. 岩石材料动态单轴压缩强度测试方法: T/CSEB 0004-2018 [S]. 北京: 冶金工业出版社, 2018.
- [24] 中国爆破行业协会. 岩石材料巴西圆盘试样动态拉伸强度测试方法: T/CSEB 0001-2018 [S]. 北京: 冶金工业出版社, 2018.
- [25] ZHANG Q B, BRAITHWAITE C H, ZHAO J. Hugoniot equation of state of rock materials under shock compression [J]. *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 2017, 375(2085): 20160169. DOI: 10.1098/rsta.2016.0169.
- [26] SHANG J L, SHEN L T, ZHAO J. Hugoniot equation of state of the Bukit Timah granite [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2000, 37(4): 705–713. DOI: 10.1016/S1365-1609(00)00002-2.
- [27] MEYERS M A. Dynamic behavior of materials [M]. New York: Wiley, 1994: 133.
- [28] 李磊, 张先锋, 吴雪, 等. 不同硬度 30CrMnSiNi2A 钢的动态本构与损伤参数 [J]. *高压物理学报*, 2017, 31(3): 239–248. DOI: 10.11858/gywlb.2017.03.005.
LI L, ZHANG X F, WU X, et al. Dynamic constitutive and damage parameters of 30CrMnSiNi2A steel with different hardnesses [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2017, 31(3): 239–248. DOI: 10.11858/gywlb.2017.03.005.
- [29] 梁斌, 刘彤. 有界混凝土靶尺寸效应对弹丸侵彻的影响研究 [J]. *弹箭与制导学报*, 2004, 24(4): 39–41. DOI: 10.3969/j.issn.1673-9728.2004.04.013.

(责任编辑 曾月蓉)