

DOI: 10.11779/CJGE201811008

冲击荷载作用下岩石动态响应预测研究

刘杰¹, 冯世国¹, 李天斌², 王瑞红¹, 雷岚¹, 王飞¹

(1. 三峡大学三峡库区地质灾害教育部重点实验室, 湖北 宜昌 443002; 2. 成都理工大学地质灾害防治与地质环境保护国家重点实验室, 四川 成都 610059)

摘要: 利用已有大理岩对冲击波的动态响应图, 验证在 0.1 Hz 不同加载方式下提出的岩石非线性动态响应预测模型及预测公式的适用性和合理性, 提出加载速率波形曲线函数的适用条件。经研究表观弹性模量的拟合系数, 提出了冲击压实系数 a 和冲击初始弹性模量 b , 以及岩样内部裂隙孔洞的压密效应系数 a_1 和滑移错动效应系数 a_2 , 且有 $a=a_1+a_2$, $a_1>0$, $a_2<0$ 。指出当岩样受到荷载作用时, 岩样的压密作用与滑移错动作用是同时存在的, 在加载段, $|a_1|<|a_2|$, 在卸载段, $|a_1|>|a_2|$, 致使加载段 $a<0$, 卸载段 $a>0$ 。定义了加卸载速率响应比 β , 表征卸载段平均切线模量与加载段平均切线模量的比值, β 值越大岩石的破坏程度越大, 不同频率下, 砂岩在三角波和正弦波加载方式下均有 $\beta\approx 2$ 。各应变片的应变、变形速率、能量值的实测值与计算值均吻合较好, 证明了在低速荷载下提出的岩石非线性动态响应预测模型及预测公式在高速冲击波随时间的毫秒级变化规律情况下具有较好的适用性和合理性, 拓宽了该预测公式和模型的应用范围, 对位移控制严格的工程设计和施工有现实意义。

关键词: 冲击波; 动态响应; 拟合系数; 加卸载速率响应比; 预测公式

中图分类号: TU45 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2018)11-2022-09

作者简介: 刘杰(1979-), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事岩土边坡工程及卸荷岩体力学方面的教学与研究。
E-mail:liujiea@126.com。

Prediction of dynamic response of rock under impact loads

LIU Jie¹, FENG Shi-guo¹, LI Tian-bin², WANG Rui-hong¹, LEI Lan¹, WANG Fei¹

(1. Key Laboratory of Geological Hazards in Three Gorges Reservoir Area, Ministry of Education, China Three Gorges University, Yichang 443002, China; 2. State Key Laboratory of Geohazard Prevention and Geoenvironment Protection, Chengdu University of Technology, Chengdu 610059, China)

Abstract: The existing dynamic response diagram of marble to shock waves is used to verify the applicability and rationality of prediction model and prediction formula for the nonlinear dynamic response of rock under low velocity loading. The applicable conditions of the loading rate waveform function are proposed. Based on the study of the apparent elastic modulus of the fitting coefficient, the impact compaction coefficient a and the impact initial elastic modulus b , as well as the compaction action a_1 and slip action a_2 of the fractured voids in a rock sample, are proposed, and $a=a_1+a_2$, $a_1>0$, $a_2<0$. When it is subjected to the action of loads, the compaction degree of the rock sample and slip action exist simultaneously. In the loading section, $|a_1|<|a_2|$, and in the unloading section, $|a_1|>|a_2|$. That causes $a<0$ in the loading stage and $a>0$ at the unloading section. The loading-unloading rate response ratio β , which represents the ratio of the average tangent modulus of the unloading section to the average tangent modulus of the loading section, is defined. As the value of β increases, the degree of rock damage is also greater. At different frequencies, the sandstone has $\beta\approx 2$ in the loading mode of triangular waves and sine waves. The measured values of strain, deformation rate and energy value of each strain gauge are in good agreement with the calculated ones. It is proved that the nonlinear dynamic response prediction model and prediction formula for rock under low velocity loads have good applicability and rationality in the case of high-speed shock waves with millisecond time variation, which broadens the application range of the prediction formula and model. It is helpful to the design and construction of the project with strict displacement control.

Key words: shock wave; dynamic response; fitting coefficient; loading-unloading rate response ratio; prediction formula

基金项目: 成都理工大学地质灾害防治与地质环境保护国家重点实验室开放基金(SKLG2016K023); 国家自然科学基金项目(51439003, 51579138, 51479102); 湖北省教育厅项目(D20161202); 湖北省杰出青年人才计划项目(2018CFA065); 三峡大学硕士学位论文培育基金(2018SSPY024)

收稿日期: 2017-09-12

*通讯作者(E-mail: ltb@cdut.edu.cn)

0 引言

岩石是由多种矿物颗粒组成的天然生存材料, 经过长期的地质演化使岩石中的成分和结构构造变得相当复杂, 岩石材料的物理力学性质也随之变得复杂。地铁、人防等地下工程的围岩在受到爆炸、爆破、地震、冲击等冲击荷载作用下的力学特性、应力波的传播规律都比较复杂。因此, 研究岩石的实时响应对工程安全至关重要。

对于岩石材料的动荷载研究已引起众多研究者的关注, 其中 Tutuncu 等^[1]利用循环试验结果分析了影响沉积岩非线性弹性行为的主要因素有频率、应变振幅和饱和液体性质; 岩体在循环荷载作用下的响应研究也已开展了数十年, Gordon 等^[2]发现了循环加载作用下饱和岩石的滞后现象, 并指出在应变大约 10^{-6} 以下时衰减是线性的; McCall 等^[3]提出细观弹性单元控制准静态的状态方程和弹性波的响应; 席道瑛等^[4]通过大量的循环加载试验得知, 饱和液体促进了岩石的各向异性, 不同饱和液体具有不同的滞回非线性特征; 焦贵德等^[5]对 -1°C 的冻土试验在 5 Hz 循环荷载下进行了单轴压缩试验, 得到了冻土在循环荷载下的滞回圈演化规律; 对于岩石在强荷载作用下的响应, 高文学等^[6]通过强冲击荷载下岩石本构关系的研究, 得出大理岩具有显著的率相关性, 表现出非线性弥散特征, 冲击波与材料及其细观结构的相互作用, 将伴随着能量的耗散和冲击波的衰减; 2013 年, 刘石等^[7]基于 SHPB 试验, 发现在冲击荷载作用下, 随着应变率的升高, 砂岩的动态抗压强度及峰值应变均有较大幅度的提高; 2016 年, 崔晨光^[8]在岩石 SHPB 试验技术数值模拟分析中发现, 冲击荷载的应力波波形采用半正弦波时可以消除应力波在压杆中传播时弥散效应现象, 并且采用半正弦波加载时, 试件达到应力均匀化的时间较短; 在低速荷载作用下岩石的响应研究, 2009 年, 刘杰等^[9]以 RMT-150C 岩石力学试验系统为试验平台开展了三角波在一定载荷幅值不同频率下的加载段变形速率预测模型研究, 验证了预测模型的合理性; 2013 年, 刘杰等^[10]通过 0.1 Hz 正弦波不同载荷峰值砂岩位移速率和能量, 进一步预测验证了位移速率预测公式的适用性和合理性。

上述的研究工作虽然对岩石的非线性特性有了较深入的研究, 也验证了变形速率、位移速率预测公式一定的适用性和合理性, 但是都是属于静态或准静态加载条件下得到的结果, 对于冲击载荷作用下预测公式的验证工作还是空白, 基于岩石对冲击载荷的响应等受到越来越多的关注, 需弄清楚应力波在岩石介质

中的动态本构关系, 席道瑛等^[11-12]对大理岩和砂岩中冲击波的传播有了较深入的研究。

本文将基于席军等^[13]试验后得到的大理岩对冲击波的动态响应图, 验证刘杰等^[9-10]在低速荷载下提出的岩石非线性动态响应预测模型及预测公式在高速冲击波随时间的毫秒级变化规律情况下的适用性和合理性, 拓宽该预测公式和模型的应用范围, 并对比不同波速下的公式应用情况及区别。研究成果对冲击荷载下, 位移控制要求较高的船闸边坡、高铁岩质路基等工程有着重要的现实意义。

1 数据来源

文中所验证的公式、方法基于席军等^[13]的试验, 其试验方案为: 将烘干、真空浸泡处理好的直径为 25 mm, 长为 55 mm 的圆柱形饱和大理岩两两胶结, 得到三组中长岩样试件后, 并在每一组中长试件尾部埋设一应变片后将其组装成长杆岩石试件, 再采用分段式霍普金森压杆 (SHPB) 装置进行冲击试验, 试验装置示意图见图 1。根据试验装置, 认为应变片 1 所测得的数据主要为应变片所在位置左右两端中长试件各一半处的岩样试验数据, 即如图 1 中红色阴影部分所示。同理应变片 2 测的是图 1 中蓝色阴影部分的岩样数据, 应变片 3 测的是图 1 中绿色阴影部分的岩样数据。

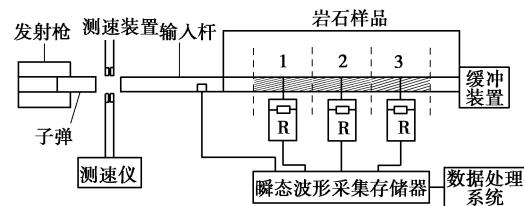


图 1 SHPB 试验装置及应变片所测部分示意图

Fig. 1 SHPB experimental devices and measurement of strain gauges

将文献[13]中图 2 干燥大理岩第一次冲击 (强度为 10 MPa) 的应变、应力历史波形和应力 - 应变关系图截取后用 AutoCAD 进行处理, 分别把文献[13]图 2

(a) 应变历史波形中应变片 1、应变片 2 (不采用应变片 3 试验曲线的详情见后文) 试验后所得的数据图按以下步骤、公式处理, 得到试验测得的应力应变值。

(为方便编号, 在下文中用 T2-a、T2-b、T6-a、T6-b、T2-1、T2-2、T6-2、T6-3 分别指代文献[13]中图 2 (a)、2 (b)、6 (a)、6 (b)、图 2 中应变片 1 的数据、图 2 中应变片 2 的数据、图 6 中应变片 2 的数据、图 6 中应变片 3 的数据)

先将测得的每一应变片采集数据所经历的时间等

分 30 份, 每一时间点为 t_i , 其中 $i=1, 2, 3, \dots$ 。

$$t_i = t_{i-1} + \frac{T_{\text{总}}}{30} \quad (1)$$

再根据图上标示数据与实际数据按比例计算得出每一瞬时时刻所对应的应力、应变值。数据处理示意图见图 2, 3。

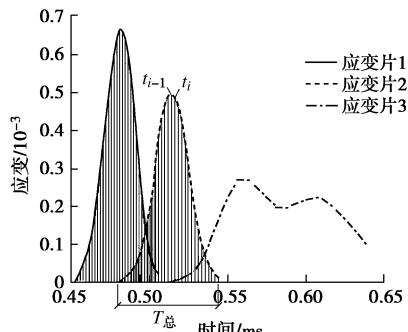


图 2 T2-a 的应变值数据处理示意图

Fig. 2 Data processing of strain value of T2-a

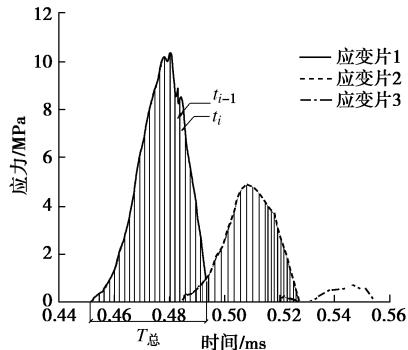


图 3 T2-b 的应变值数据处理示意图

Fig. 3 Data processing of stress value of T2-b

按照同样的方法对文献[13]中图 6 饱水大理岩第一次冲击(强度为 95 MPa)的应变、应力历史波形及本构关系图(图 4, 5)进行同样的处理, 分别得到每一时间点的应变片 2、应变片 3(不采用应变片 1 试验曲线的详情见后文)所测得的应力、应变值。

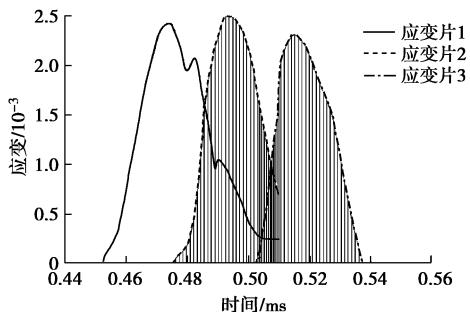


图 4 T6-a 的应变值数据处理示意图

Fig. 4 Data processing of strain value of T6-a

2 讨 论

2.1 预测公式的适用范围

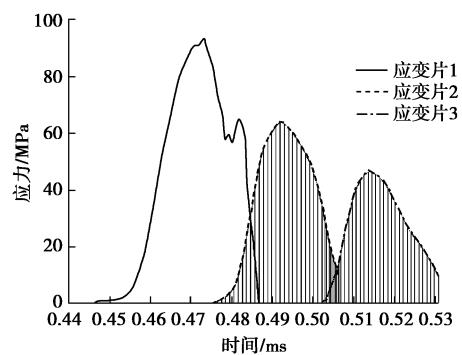


图 5 T6-b 的应力值数据处理示意图

Fig. 5 Data processing of stress value of T6-b

将波形曲线分为加载段和卸载段, 设曲线所对应的函数表示为 $G(t)$, 且分别在加载段 $t_1 \in [a, b]$ 和卸载段 $t_2 \in [c, d]$ 内, 应分别满足下列两个条件:

① 函数 $G(t)$ 在定义域内连续, 即

$$\lim_{t \rightarrow t_1} G(t) = G(t_1) \quad (2)$$

$$\lim_{t \rightarrow t_2} G(t) = G(t_2) \quad (3)$$

② 函数 $G(t)$ 在定义域内可导, 且在加载段单调递增在卸载段单调递减, 即

$$G'(t_3) = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{G(t_3 + \Delta t) - G(t_3)}{\Delta t} > 0 \quad (t_3 \in (a, b)) \quad (4)$$

$$G'(t_4) = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{G(t_4 + \Delta t) - G(t_4)}{\Delta t} < 0 \quad (t_4 \in (c, d)) \quad (5)$$

由于 T2-3 波形曲线和 T6-1 曲线在卸载段内均不满足上述两个条件, 故在选取波形曲线数据时, 不予采用这两个应变片测得的试验数据。

2.2 变形速率实测值的计算

根据应变和应力值计算出 T2 和 T6^[13] 中不同应变片所对应的位移和荷载值, 其中 S 为岩样横截面面积。

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l} \quad (6)$$

$$\sigma = \frac{N}{S} \quad \left(\text{即 } \sigma = \frac{F}{S} \right) \quad (7)$$

变形速率指的是相邻两次监测点位移变形的增量除以时间(将加载段和卸载段分开进行计算), 故公式如下:

$$v_x = \frac{l_x - l_{x-1}}{t_x - t_{x-1}} \quad (x=2, 3, \dots, 30) \quad (8)$$

2.3 变形速率的计算

(1) 计算过程流程图

试验分析计算过程流程图见图 6。

(2) 表观弹性模量 $E(t)$ 和变形速率的计算公式

$E(t)$ 为应力应变曲线的斜率, 则表观弹性模量可表示为

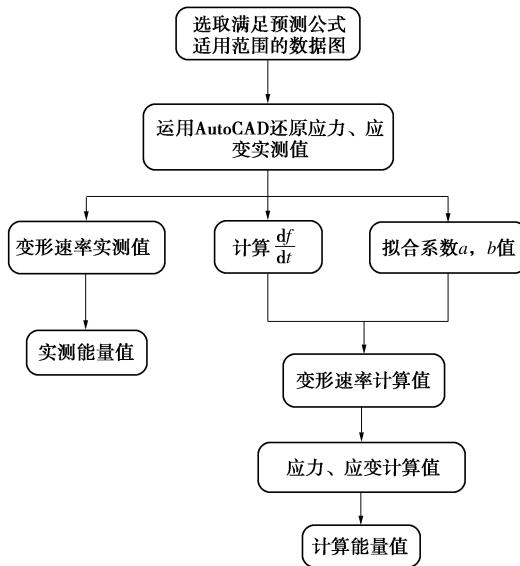


图 6 试验分析计算过程流程图

Fig. 6 Analysis of the calculation process flow chart

$$E(t) = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon} = \frac{\sigma_{t+\Delta t} - \sigma_t}{\varepsilon_{t+\Delta t} - \varepsilon_t} \quad , \quad (9)$$

式中, σ 为轴向应力, ε 为轴向应变, t , $t + \Delta t$ 为两个相邻测量时刻, Δt 为测量间隔时间。

经过试验数据的分析得出如下规律:

$$E(t) = af(t) + b \quad , \quad (10)$$

式中, $f(t)$ 为即时荷载值, a 为冲击压实系数, b 为冲击初始弹性模量。

由于 T2 和 T6 中的曲线是分段式霍普金森压杆 (SHPB) 装置进行冲击试验后得到的, 故加载速率 df/dt 是一个变值, 其中 f 为荷载力, t 为时间。

$$\frac{df_x}{dt_x} = \frac{f_x - f_{x-1}}{t_x - t_{x-1}} \quad , \quad (11)$$

式中, $x=2, 3, 4, \dots, 30$ 。

根据 df/dt 和荷载初值可推出 $f(t)$,

$$f(t) = f(t_1) + \int_{t_{x+1}}^{t_x} \frac{df}{dt} dt \quad , \quad (12)$$

式中, $f(t_1)$ 为荷载初值。

由以上公式可推出:

$$\frac{df}{dt} / \frac{dl}{dt} / \frac{S}{L} = E(t) \quad . \quad (13)$$

则有变形速率计算值为

$$\frac{dl}{dt} = \frac{1}{S} \cdot \frac{\frac{df}{dt} \cdot L}{af(t) + b} \quad , \quad (14)$$

式中, S 为岩样截面面积, L 为岩样的高度 (长度)。

(3) 表观弹性模量 $E(t)$ 的 a , b 值计算

a) $E(t)$ 和 $f(t)$ 的关系研究

根据式 (1) 将 T2^[13] 中应变片采集数据所经历的

时间等分 30 份, 为方便计算, 将所采集的时间数据以 0 ms 开始计, 每一时间点 t_i 所对应的应变值 ε_{t_i} 和应力值 σ_{t_i} 见表 1。

荷载值 f_{t_i} :

$$f_{t_i} = \sigma_{t_i} A = \sigma_{t_i} \times \pi r^2 = 0.001\pi \times 12.5^2 \times \sigma_{t_i} \quad . \quad (15)$$

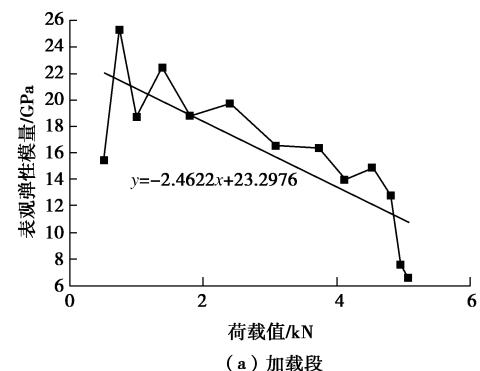
由式 (9)、(15) 可计算出 T2-1 的荷载值和表观弹性模量计算值, 计算结果列于表 1。通过 T2-1 的 $E-f$ 线性拟合可得到 $E(t)$ 的 a , b 值, 如图 7 所示。

表 1 T2-1 的荷载值和表观弹性模量计算值

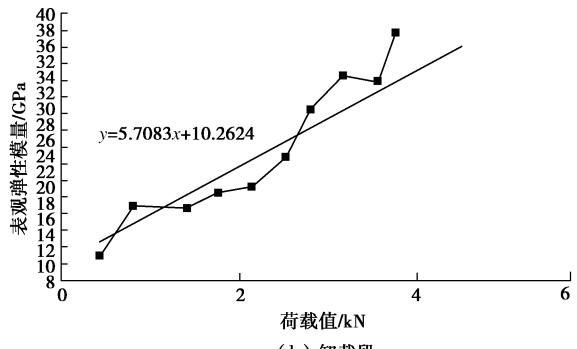
Table 1 Calculated values of loads and apparent modulus of elasticity of T2-1

受载序列	时间 /ms (原)	时间 /ms (新)	实测 应变 ε_{t_i} /‰	应力 σ_{t_i} /MPa	荷载值 f_{t_i} /kN	表观弹 性模量 E_{t_i} /GPa
加载段	1	0.4526	0.0000	0.0000	0.2010	0.0987
	2	0.4544	0.0018	0.0196	0.3676	0.1805
	3	0.4563	0.0037	0.0447	0.6748	0.3312
	4	0.4581	0.0055	0.0682	1.0387	0.5099
	5	0.4599	0.0073	0.0869	1.4886	0.7307
卸载值
	16	0.4801	0.0275	0.6580	10.3408	5.0760
	17	0.4819	0.0293	0.6599	9.7174	4.7700
	18	0.4838	0.0312	0.6841	10.5324	5.1701
	19	0.4856	0.0330	0.6668	9.2423	4.5368
	20	0.4874	0.0348	0.6762	8.5671	4.2054
	21	0.4893	0.0367	0.6569	7.7477	3.8031

	30	0.5057	0.0531	0.2977	0.8774	0.4307
						11.0759



(a) 加载段



(b) 卸载段

图 7 T2-1 的 $E-f$ 线性拟合Fig. 7 Linear fitting of $E-f$ of T2-1

同理, 可得到其他应变片 $E(t)$ 的 a , b 值, 列于表 2。

表 2 $E(t)$ 的 a , b 值Table 2 Values of a , b of $E(t)$'s

区域	加载段			卸载段	
	拟合系数	a 值	b 值	a 值	b 值
文献[13] 应变片 1	-2.4622	23.298	5.7083	10.2620	
图 2 应变片 2	-4.8394	18.724	3.4458	9.4661	
文献[13] 应变片 2	-0.3875	32.022	1.9206	5.1040	
图 6 应变片 3	-1.0133	35.849	1.8310	2.7680	

b) a , b 值的物理意义及变化规律分析

$E(t)$ 公式中冲击压实系数 a 表征的是加载力峰值增大时岩样被压密的程度, 也表征加载段或卸载段应力应变曲线的平均切线模量, 冲击初始弹性模量 b 表示 $t=0$ 时, 岩样抗轴向变形的能力。

分析可见 3 个应变片的冲击压实系数 $a_1 > a_2 > a_3$ 。冲击压实系数 a 表征的是加载力峰值增大时岩样被压密的程度, 而在同一大理石试样上的应变片离冲击装置的距离由近至远依次是应变片 1、应变片 2 和应变片 3, 因此无论是加载段还是卸载段, 在同一时刻时存在

$f_1(t_i) > f_2(t_i) > f_3(t_i)$, f_1 , f_2 , f_3 分别为 3 个应变片处所受到的瞬时冲击力, $i=1, 2, \dots$ 。

因此在冲击过程中 (分为加载段和卸载段) 有 $a_1 > a_2 > a_3$, 即随着岩样位置离冲击装置的距离由近至远, 冲击压实系数逐渐减小。

同一长杆岩样试件的同一应变片测得的数据分析显示: 加载段冲击压实系数 a 恒负, 卸载段 a 恒正。经分析认为, 式 (12) 应表示如下:

$$E(t) = af(t) + b = (a_1 + a_2)f(t) + b \quad (16)$$

式中 a_1 表征中长杆大理石岩样试样内部裂隙孔洞的压密作用, 且 $a_1 > 0$; a_2 表征试样内部微裂隙的滑移错动作用, 且 $a_2 < 0$ 。当岩样受到荷载力作用时, 岩样的压密作用与滑移作用是同时存在的。在加载段时, 有 $|a_1| < |a_2|$, 即滑移错动作用较压密作用影响更强, 此时有 $a=a_1+a_2<0$; 在卸载段时, 有 $|a_1| > |a_2|$, 即压密作用较滑移错动作用影响更强, 此时有 $a=a_1+a_2>0$ 。关于 a , b 值变化原因的进一步分析见下文。

(4) 加载速率 df/dt 的拟合

将每个应变片的 df/dt 数据 (去掉了数据突变的点和明显不符合加卸载趋势规律的数据点) 用曲线拟合, 此处仅列出 T2-1 的拟合曲线。

由各应变片的拟合曲线可知, 加载速率与时间基本呈抛物线型规律增大或减小。

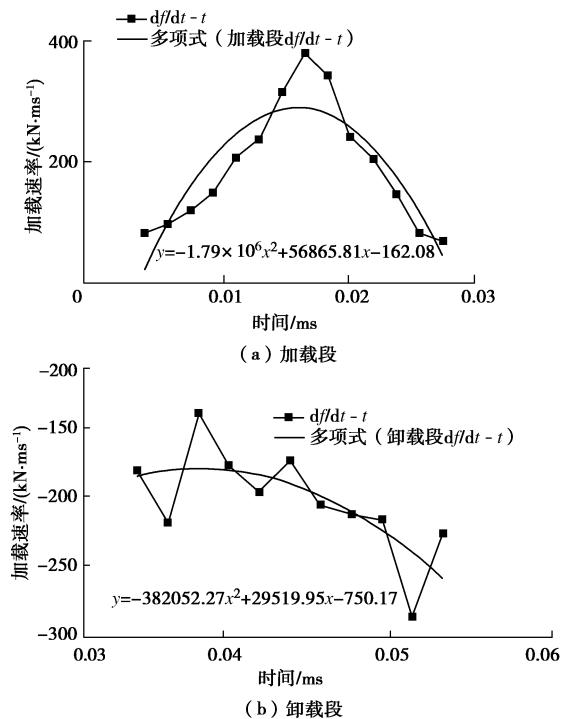


图 8 T2-1 加载速率拟合曲线

Fig. 8 Fitting curves of loading rate of T2-1

(5) 变形速率的计算和各参数对比

对于 T2-1 的加载段, 由图 8 (a) 可知, df/dt 的拟合曲线为

$$y = 1.8 \times 10^6 x^2 + 56865.8x - 162.1 \quad (17)$$

将 df/dt 代入式 (12) 可得

$$\begin{aligned} f(t) &= f(t_1) + \int_{t_{i-1}}^{t_i} \frac{df}{dt} dt \\ &= f(t_{i-1}) - 0.6 \times 10^6 \times (t_{i-1} - t_i)^3 + \\ &\quad 28433(t_{i-1} - t_i)^2 - 162.08(t_{i-1} - t_i) \end{aligned} \quad (17)$$

将文中已知的数据 $L=55$ mm、 $R=25$ mm 和表 2 中的 a , b 值、式 (17) 代入式 (14) 中, 可以得到变形速率的计算值, 卸载段亦可同理计算。

$$\text{实测位移 } l_{i\text{实}} = \varepsilon_{i\text{实}} h \quad (18)$$

$$\text{实测位移差值 } \Delta l_{i\text{实}} = l_{i+1\text{实}} - l_{i\text{实}} \quad (19)$$

$$\text{变形速率实测值 } v_{i\text{实}} = \frac{\Delta l_{i\text{实}}}{\Delta t_i} \quad (20)$$

$$\text{变形速率计算值 } v_{i\text{计}} = \frac{dl}{dt} \quad (21)$$

$$\text{计算位移差值 } \Delta l_{i\text{计}} = v_{i\text{计}} \times \Delta t_i \quad (22)$$

$$\text{计算位移 } l_{i\text{计}} = l_{i-1\text{计}} + \Delta l_{i\text{计}} \quad (23)$$

$$\text{计算应变值 } \varepsilon_{i\text{计}} = \frac{l_{i\text{计}}}{h} \quad (24)$$

由以上公式求得的计算结果见表 3。通过变形速率、应力值、应变值的计算值与实测值进行对比, 可检验公式的适用性与正确性。具体对比如图 9, 10 所示, 此处仅列出 T2-1 的对比图。

表 3 T2-1 的位移、应变、变形速率实测值和计算值

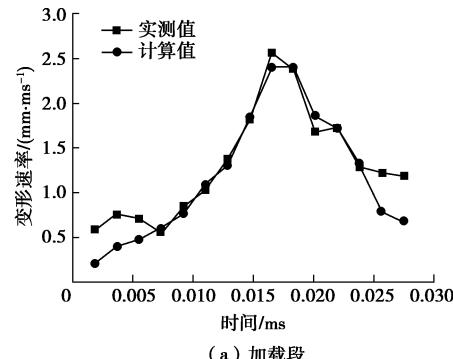
Table 3 Measured and calculated values of displacement, strain and deformation rate of T2-1

受载序列	时间 (新) t_i/ms	实测应变 ε_i 实 (%)	实测位移 l_i 实 (mm)	实测位移 差值 Δl_i 实 (mm)	变形速率 实测值 v_i 实 ($\text{mm} \cdot \text{ms}^{-1}$)	加载 速率 df/dt	$f(t)$	变形速率计 算值 v_i 计 ($\text{mm} \cdot \text{ms}^{-1}$)	变形速率计 算值 v_i 计 (%)	计算位移 l_i 计 (mm)	计算位移 l_i 计 (mm)	应变 ε_i 计 (%)
		ε_i 实 (%)	l_i 实 (mm)	Δl_i 实 (mm)	v_i 实 ($\text{mm} \cdot \text{ms}^{-1}$)	df/dt		v_i 计 ($\text{mm} \cdot \text{ms}^{-1}$)	Δl_i 计 (mm)	l_i 计 (mm)	ε_i 计 (%)	
加载段	1	0.000	0.000	0.000								
	2	0.002	0.020	0.001	0.001	0.589	44.629	-0.107	0.212	0.000	0.000	0.020
	3	0.004	0.045	0.003	0.001	0.751	82.264	0.080	0.399	0.001	0.001	0.033

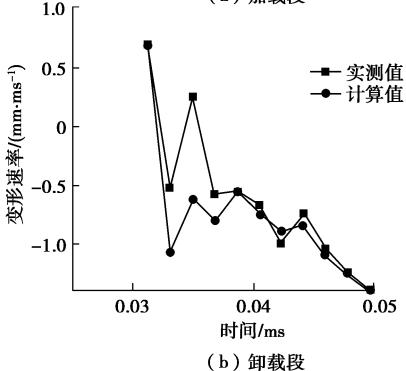
	16	0.028	0.658	0.036	0.002	1.192	69.946	4.848	0.690	0.001	0.033	0.610
卸载段	17	0.029	0.660	0.036	0.000							
	18	0.031	0.684	0.038	0.001	0.727	218.317	3.444	0.721	0.001	0.034	
	19	0.033	0.667	0.037	-0.001	-0.521	-345.581	3.844	-1.070	-0.002	0.032	
	20	0.035	0.676	0.037	0.001	0.282	-180.868	3.211	-0.622	-0.001	0.031	0.680

	30	0.053	0.298	0.016	-0.004	-2.051	-227.540	-0.478	-2.211	-0.004	0.009	0.279

用的。



(a) 加载段



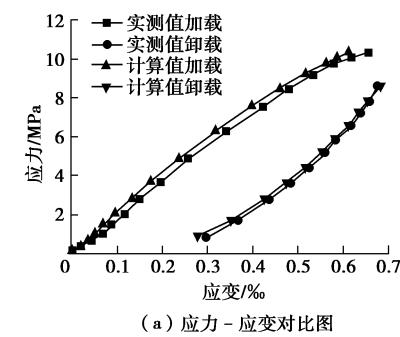
(b) 卸载段

图 9 T2-1 变形速率实测值与计算值的对比图

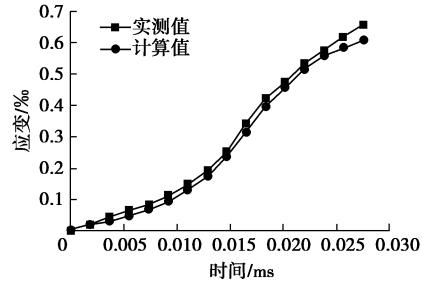
Fig. 9 Comparison of measured and calculated values of deformation rate of T2-1

T2-1 的实测与计算的应力 - 应变图、应变 - 时间对比见图 10。

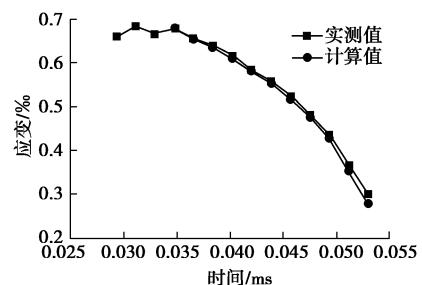
由各对比图可以看出,除了 T2-2 的加载段及 T6-3 的加载段的计算变形速率和实测变形速率相差有些许差别以外,其余荷载段的实测值和计算值均能够很好地吻合。对于实测的应力、应变的数值与计算的应力、应变的数值来说均吻合地较好。说明之前提出的变形速率的预测方法对于冲击波而言也是科学合理、能适



(a) 应力 - 应变对比图



(b) 加载段应变 - 时间对比图



(c) 卸载段应变 - 时间对比图

图 10 T2-1 应变、应力实测与计算值的对比图

Fig. 10 Comparison of measured and calculated values of strain and stress of T2-1

(6) 能量值的预测
计算能量的公式为

表 4 T2-1 能量值的预测

Table 4 Prediction of energy values of T2-1

项目	时间 t_i/ms (新)	荷载值 f_{t_i}/kN	实测位移 $l_{i\text{实}}/\text{mm}$	实测位移差值 $\Delta l_{i\text{实}}/\text{mm}$	实际能量 $Q_{i\text{实}}$	计算位移差值 $\Delta l_{i\text{计}}/\text{mm}$	计算能量 $Q_{i\text{计}}$
加载段	0.0000	0.0987	0.0000				
	0.0018	0.1805	0.0011	0.0011	0.0002	0.0004	0.0001

	0.0257	4.9479	0.0340	0.0022	0.0918	0.0014	0.0885
	0.0275	5.0760	0.0362	0.0022	0.1028	0.0013	0.0948
卸载值	0.0293	4.7700	0.0363	0.0001	0.1033		0.0948
	0.0312	5.1701	0.0376	0.0013	0.1099	0.0013	0.1014

	0.0513	0.8477	0.0201	-0.0038	0.0689	-0.0041	0.0574
	0.0531	0.4307	0.0164	-0.0038	0.0665	-0.0041	0.0548

$$Q_i = \frac{(f_{t_{i-1}} + f_{t_i})\Delta l_i}{2} \quad (i \geq 1) \quad (25)$$

$$Q = \sum_{i=1}^{i=n} Q_i \quad (26)$$

式中, f 为荷载值, Δl 为位移的差值。

此处仅列出 T2-1 的能量计算。对于 T2-1 的加载段及卸载段, 实际能量值和计算能量值的计算过程如表 4 所示。

根据上述结果, 可得 T2-1 的能量对比如图 11。

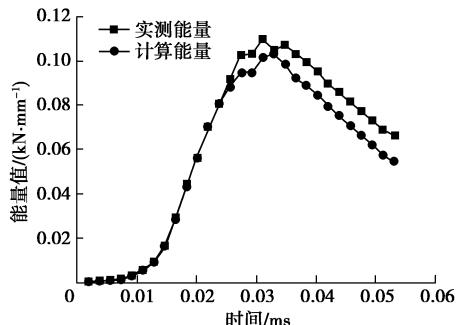


图 11 T2-1 能量值对比图

Fig. 11 Comparison of energy values of T2-1

由各应变片实际能量值与计算能量值的对比结果图可以看出, 预测的毫秒级能量吸收过程, 即计算能量值与实测的能量值变化过程吻合较好, 说明之前提出的能量预测的公式和方法对于冲击波而言同样也是科学合理、能适用的。

2.4 三角波、正弦波、冲击波参数对比分析

在本文验证的变形及能量预测公式和方法的工作之前, 已对砂岩在三角波和正弦波加载下的变形及能量预测公式和方法进行过验证^[9-10], 吻合很好。但之前的验证是岩样处于低速或相对较低速的情况下进行的, 本文中采取的数据来源于大理岩中传播的冲击动态响应试验结果, 试验中的冲击波是一种高速的应力

波。本文旨在通过对此试验数据的处理结果, 验证本套公式在高速应力波情形下的适用性。通过计算与验证, 并结合之前已完成的工作数据, 形成表 5。

表 5 不同加载频率和波形下的拟合系数 a , b 值的综合对比Table 5 Comparison of values of fitting coefficients a , b under different loading frequencies and waveforms

荷载	拟合系数			
	波种类	阶段	冲击压实系数 a	冲击初始弹性模量 b
三角波	加载段		0.2057	11.4750
0.1 Hz	卸载段		0.3944	7.2328
三角波	加载段		0.1977	11.6330
0.2 Hz	卸载段		0.3933	7.9914
三角波	加载段		0.1932	10.8210
0.5 Hz	卸载段		0.3909	6.5645
正弦波	加载段		0.2077	11.3290
0.1 Hz	卸载段		0.4138	5.5772
正弦波	加载段		0.1879	11.5660
0.2 Hz	卸载段		0.3674	8.4786
正弦波	加载段		0.1806	10.4720
0.5 Hz	卸载段		0.4087	7.4019
冲击波	加载段		-2.4622	23.298
T2-1	卸载段		5.7083	10.262
冲击波	加载段		-4.8394	18.724
T2-2	卸载段		3.4458	9.4661
冲击波	加载段		-0.3875	32.022
T6-2	卸载段		1.9206	5.104
冲击波	加载段		-1.0133	35.849
T6-3	卸载段		1.831	2.768

(1) 由表 5 可知, 当峰值为 96 kN 的荷载加载在砂岩岩样上时, 不管加载波形为正弦波还是三角波, 均有随着加载频率的增大, 加载段的冲击压实系数 a

值逐渐减小但其仍为正值, 再结合大理岩在冲击波作用下的动态响应数据及砂岩在峰值为 96 kN 的荷载加载下的试验数据, 由此可推测: 在砂岩中, 当加载频率增大时, 即加载速率变大时, 加载段的冲击压实系数 a 与其呈反比关系, 当加载速率足够大时, 冲击压实系数 a 的值减为负值。

当荷载加载在岩样试件上时, 虽然同时存在岩样压密作用 (压密作用时 $a_1>0$) 和滑移错动作用 (滑移错动作用时 $a_2<0$), 但随着荷载力加载速率的增加, 在加载段时, 岩样的滑移错动作用更为明显, 即 a_2 逐渐增大。由式 (16) 可知: $a=a_1+a_2$, 故有系数 a 逐渐减小, 直至减为负数。此推论在砂岩中冲击作用下的加载段冲击压实系数 a 值的变化规律有待于进一步的研究论证。

(2) 由表 5 可知, 随着应力波传播时间或距离的增长, 卸载段平均切线模量均大于加载段平均切线模量且必有卸载段平均切线模量大于加载段平均切线模量。这一现象产生的原因有以下两点:

a) 由于不管是何种岩样、何种加载波形、何种加载频率, 加载后必定会存在残余变形, 因此必有卸载段平均切线模量大于加载段平均切线模量。验证见图 12 及式 (27)、(28)。

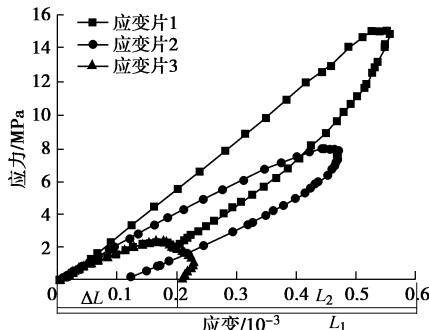


图 12 应力 - 应变关系图

Fig. 12 Relationship between stress and strain
加载段:

$$a_{\text{加载}} = \frac{L_1}{t} \quad ; \quad (27)$$

卸载段:

$$a_{\text{卸载}} = \frac{L_1 - \Delta L}{t} = \frac{L_2}{t} \quad . \quad (28)$$

其中, ΔL 为残余模量, L_1 为加载段平均切线模量, L_2 为卸载段平均切线模量, 且有 $\Delta L = L_1 - L_2$, 又有 $E(t) = af(t) + b$, 冲击压实系数 a 的数学意义为曲线的斜率。

因此必有卸载段平均切线模量大于加载段平均切线模量。

b) 由式 (16) 可知, 当荷载加载在岩样试件上时,

同时存在岩样的压密作用 (压密作用时 $a_1>0$) 和滑移错动作用 (滑移错动作用时 $a_2<0$), 即有

$$a_{\text{加载}} = a_1 + a_2 \quad , \quad (29)$$

$$a_{\text{卸载}} = a'_1 + a'_2 \quad . \quad (30)$$

岩样的错动滑移作用为塑性变形, 在荷载力卸载阶段时错动滑移作用及其微小几乎没有, 因有 $|a'_2|$ 无限趋近于 0, 因此有 $|a_2|>|a'_2|$; 而压密作用是弹性变形, 因此有 $a_1 = a'_1$, 而 $a = a_1 + a_2$, 从而有 $a_1 + a_2 < a'_1 + a'_2$, $a_{\text{加载}} < a_{\text{卸载}}$, 即卸载段平均切线模量大于加载段平均切线模量。

(3) 定义加卸载速率响应比 β 如下:

$$\beta = \frac{|a_{\text{卸载}}|}{|a_{\text{加载}}|} \quad . \quad (31)$$

β 表征卸载段平均切线模量与加载段平均切线模量的比值, β 值越大岩石的破坏程度越大。比较表 5 中不同频率下, 砂岩在三角波和正弦波加载方式下的冲击压实系数 a 的值, 并带入式 (31) 中计算, 发现均有加载速率响应比 $\beta \approx 2$, 但在冲击波下的大理岩中不存在这一规律, 但有靠近冲击装置端的 β 值大于远离冲击装置端的 β 值。造成这种现象的原因是大理岩中有 1% 的孔隙度, 孔隙导致了冲击波的弥散和衰减现象, 致使随着时间或距离的增长波幅的衰减十分明显 (如图 2, 3 所示), 靠近冲击装置端的岩样试件部分处于加载段时滑移错动作用影响更大, a 值减小, 因此靠近冲击装置端的 β 值大于远离装置端的 β 值, 即靠近装置端的岩石越容易破坏。

3 结 论

(1) 提出加载速率波形曲线函数 $G(t)$ 的适用条件: 满足在定义域内可导且在加载段函数单调递增, 在卸载段内函数单调递减。

(2) 提出了冲击压实系数 a 和冲击初始弹性模量 b , 以及岩样内部裂隙孔洞的压密效应系数 a_1 和滑移错动效应系数 a_2 。表观弹性模量可表示为

$$E(t) = af(t) + b = (a_1 + a_2)f(t) + b \quad ,$$

式中, $a_1>0$, $a_2<0$ 。当岩样受到荷载力作用时, 岩样的压密作用与滑移作用是同时存在的。在加载段有 $|a_1|<|a_2|$, 即滑移错动作用较压密作用影响更强, 此时 $a=a_1+a_2<0$; 在卸载段 $|a_1|>|a_2|$, 即压密作用较滑移错动作用影响更强, 此时 $a=a_1+a_2>0$ 。

(3) 在砂岩中, 随着加载速率变大, 加载段的冲击压实系数 a 逐渐变小, 出现负值。

(4) 随着应力波传播时间或距离的增长, 卸载段平均切线模量均大于加载段平均切线模量且必有 $a_1 + a_2 < a'_1 + a'_2$ 。

(5) 定义了加卸载速率响应比 β ， β 值越大岩石的破坏程度越大。不同频率下砂岩在三角波和正弦波加载方式下均有 $\beta \approx 2$ ，由于大理岩中有 1% 的孔隙度，致使大理岩在冲击波下不存在这一规律，但仍有靠近冲击装置端的 β 值大于远离装置端的 β 值。

(6) 各应变片的应变、变形速率、能量值的计算值和实测值均吻合较好，证明了在低速荷载下的岩石非线性动态响应预测模型及预测公式在高速冲击波随时间的毫秒级变化规律情况下具有较好的适用性和合理性。这些研究成果对冲击荷载下，位移控制要求较高的船闸边坡、高铁岩质路基等工程有着重要的现实意义。

参考文献：

- [1] TUTUNCU A N, PODIO A L, GREGORY A R, et al. Nonlinear viscoelastic behavior of sedimentary rocks, part I : effect of frequency and strain amplitude[J]. *Geophysics*, 1998.
- [2] GORDON R B, DAVIS L A. Velocity and attenuation of seismic waves in imperfectly elastic rock[J]. *Journal of Geophysical Research*, 1968, **73**: 3917 – 3935.
- [3] MCCALL K R, GUYER R A. Equation of state and wave propagation in hysteretic nonlinear elastic material[J]. *Journal of Geophysical Research*, 1994, **99**(B12): 23887 – 23897.
- [4] 席道瑛, 刘斌, 田象燕. 饱和岩石的各向异性及非线性黏弹性响应[J]. 地球物理学报, 2002, **45**(1): 101 – 111. (XI Dao-ying, LIU Bin, TIAN Xiang-yan. Anisotropy and nonlinear viscoelastic behavior of saturated rocks[J]. *Chinese Journal of Geophysics*, 2002, **45**(1): 101 – 111. (in Chinese))
- [5] 焦贵德, 赵淑萍, 马巍, 等. 循环荷载下冻土的滞回圈演化规律[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(7): 1343 – 1349. (JIAO Gui-de, ZHAO Shu-ping, MA Wei, et al. Evolution laws of hysteresis loops of frozen soil under cyclic loading[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2013, **35**(7): 1343 – 1349. (in Chinese))
- [6] 高文学, 杨军, 黄风雷. 强冲击载荷下岩石本构关系研究[J]. 北京理工大学学报, 2000, **20**(2): 165 – 170. (GAO Wen-xue, YANG Jun, HUANG Feng-lei. The constitutive relation of rock under strong impact loading[J]. *Journal of Beijing Institute of Technology*, 2000, **20**(2): 165 – 170. (in Chinese))
- [7] 刘石, 许金余, 陈腾飞, 等. 基于 SHPB 试验的岩石动态力学响应分析[J]. 地下空间与工程学报, 2013, **9**(5): 992 – 995. (LIU Shi, XU Jin-yu, CHEN Teng-fei, et al. Study on dynamic response of rock based on split hopkinson pressure bar test[J]. *Chinese Journal of Underground Space and Engineering*, 2013, **9**(5) 992 – 995. (in Chinese))
- [8] 崔晨光. 冲击荷载下岩石非线性变形与损伤研究[D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2016. (CUI Chen-guang. Study on nonlinear deformation and damage of rock under impulse loading[D]. *Qinghuangdao: Yanshan University*, 2016. (in Chinese))
- [9] 刘杰, 李建林, 邓华锋, 等. 宜昌砂岩三角波加载段变形速率预测研究模型[J]. 岩土力学与工程学报, 2010, **29**(3): 633 – 639. (LIU Jie, LI Jian-lin, DENG Hua-feng, et al. Study of prediction model for triangular wave loading section deformation rate of Yichang sandstone[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2010, **29**(3): 633 – 639. (in Chinese))
- [10] 刘杰, 李建林, 骆世威, 等. 0.1Hz 正弦波不同载荷峰值砂岩位移速率和能量预测[J]. 采矿与安全工程学报, 2013, **30**(4): 566 – 572. (LIU Jie, LI Jian-lin, LUO Shi-wei, et al. Displacement rate and energy simulation of sandstone under different peak loadings of 0.1 Hz sine wave[J]. *Journal of Mining & Safety Engineering*, 2013, **30**(4): 566 – 572. (in Chinese))
- [11] 席道瑛, 郑永来, 张涛. 大理岩和砂岩动态本构实验研究[J]. 爆炸与冲击, 1995, **15**(3): 259 – 266. (XI Dao-ying, ZHENG Yong-lai, ZHANG Tao. The experimental research in dynamic constitutive laws of marble and shale[J]. *Explosion and Shock Waves*, 1995, **15**(3): 259 – 266. (in Chinese))
- [12] 席道瑛, 郑永来, 张涛. 应力波在砂岩中的衰减[J]. 地震学报, 1995, **17**(1): 62 – 67. (XI Dao-ying, ZHENG Yong-lai, ZHANG Tao. The decay of stress wave in the sandstone[J]. *Acta Seismologic Sinica*, 1995, **17**(1): 62 – 67. (in Chinese))
- [13] 席军, 余勇, 席道瑛. 大理岩对多次冲击波的非线性动态响应[J]. 岩土力学与工程学报, 2011, **30**(1): 2850 – 2857. (XI Jun, YU Yong, XI Dao-ying. Nonlinear dynamic response of marble to repeated shock wave[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2011, **30**(1): 2850 – 2857. (in Chinese))
- [14] 刘杰, 胡静, 李建林, 等. 动载作用下砂岩变形速率及能量毫秒级模拟研究[J]. 岩土力学, 2014, **35**(12): 3403 – 3412. (LIU Jie, HU Jing, LI Jian-lin, et al. Study of deformation rate of sandstone under dynamic loading and energy millisecond simulation[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2014, **35**(12): 3403 – 3412. (in Chinese))