

DOI: 10.11779/CJGE201910011

# 冲击荷载作用下花岗岩残积土的动力损伤与破坏机理

刘新宇<sup>1, 2</sup>, 张先伟<sup>\*1, 3</sup>, 孔令伟<sup>1</sup>, 徐超<sup>4</sup>

(1. 中国科学院武汉岩土力学研究所岩土力学与工程国家重点实验室, 湖北 武汉 430071; 2. 中国科学院大学, 北京 100049;

3. 广西岩土力学与工程重点实验室(桂林理工大学), 广西 桂林 541000; 4. 厦门轨道交通集团有限公司, 福建 厦门 361000)

**摘要:** 为调查冲击荷载作用下花岗岩残积土的力学行为, 开展了不同冲击频率(3~15 Hz)和振幅(100~400 kPa)影响的循环冲击试验, 分析冲击荷载引起的超静孔隙水压力和变形的发展规律。结果表明: 振幅和频率的影响均存在临界值, 振幅与频率超过临界值时, 土体损伤强烈会引起强度迅速衰减。低频与超高频冲击下更易产生较高孔压, 从而导致有效应力降低进而引起强度下降。根据冲击应力与应变的滞回曲线的形态特征提出了花岗岩残积土冲击动力损伤的3个定量评价参数, 并据此提出了3种冲击破坏类型与辨识方法, 指出冲击能量耗散引起的结构损伤及塑性变形累积是花岗岩残积土产生冲击破坏的根本原因, 其影响程度取决于土的原始结构强度与微观裂隙发育程度, 也与冲击模式和应力水平导致的裂隙扩展规律和塑性累积变形大小有关。工程实践中应查明土体在冲击荷载下的临界振幅与临界频率, 尽可能避免采用高振幅与低频率及超高频荷载冲击土体。研究有助于了解冲击荷载的作用规律和土体力学响应, 为中国花岗岩风化地层的施工与设计提供科学理论指导。

**关键词:** 冲击荷载; 花岗岩残积土; 轴向应变; 孔隙水压力; 塑性应变; 结构损伤

中图分类号: TU435

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2019)10-1872-10

**作者简介:** 刘新宇(1995—), 男, 山西省长治人, 博士研究生, 主要从事特殊土土力学的基础研究以及工程应用研究。

E-mail: lxycas@gmail.com。

## Structural damage and dynamic failure mechanism of granite residual soils under impact loading

LIU Xin-yu<sup>1, 2</sup>, ZHANG Xian-wei<sup>\*1, 3</sup>, KONG Ling-wei<sup>1</sup>, XU Chao<sup>4</sup>

(1. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of

Sciences, Wuhan 430071, China; 2. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China; 3. Guangxi Key Laboratory of

Geomechanics and Geotechnical Engineering (Guilin University of Technology), Guilin 541000, China; 4. Xiamen Rail Transit Group Co.,

Ltd., Xiamen 361000, China)

**Abstract:** A series of impact tests with various frequencies and amplitudes are performed to study the influences of impact loading on the mechanical behaviors of granite residual soils, particularly for the development of deformation and excess pore water pressure. Similar critical values for amplitude and frequency are observed. Once the amplitude and frequency exceed their critical values, the soil is damaged severely and its strength decreases. Under the impact loading with low frequency or ultra-high frequency, higher pore water pressure is generated, resulting in a decrease of the effective stress and strength. Three quantitative parameters of the morphological features of the hysteresis curve are proposed to evaluate the dynamic damage of granite residual soils. Furthermore, three modes of impact damage and their characteristics are suggested. The structural damage caused by impact energy dissipation and accumulation of plastic deformation is proved to be the dominant cause of soil failure. The influence degree of impact loading on the granite residual soils depends on the natural structure strength and the amount of micro-cracks of the soil, as well as the propagation of cracks and plasticity strain induced by impact loading. Based on test results, it is suggested that the critical value for amplitude and frequency of the soils be ascertained before construction and impact loading with high-amplitude and low or ultra-high frequency be avoided. This study can enhance the understanding of the mechanical response of soils under impact loading and provide technical guidance for construction.

**Key words:** impact loading; granite residual soil; axial strain; pore water pressure; plastic strain; structural damage

**基金项目:** 国家自然科学基金项目(41472292, 11672320, 41972285); 中国科学院青年创新促进会项目(2018363); 广西岩土力学与工程重点实验室课题项目(15-KF-02)

**收稿日期:** 2018-11-07

**\*通讯作者** (E-mail: xwzhang@whrsm.ac.cn)



## 0 引言

中国南方地区普遍存在花岗岩的风化土与残积土, 土质分类跨越黏性土至砂性土, 其力学特性与沉积相黏土、砂土有显著差别, 该类土普遍含有易扰动、遇水软化、易崩解等不良工程特性<sup>[1]</sup>, 工程中如果措施不当, 极易引起土体的强度损伤与较大变形<sup>[2]</sup>。随着南方城市建设的快速发展, 花岗岩残积土在单调静力作用下的力学特性已经有较为深入的研究<sup>[3]</sup>, 但在循环动力荷载作用下, 尤其是瞬时施加的冲击荷载作用下, 土体表现的力学行为及其机理研究仍处于起步阶段<sup>[4]</sup>。花岗岩风化土地区路基工程常采用强夯振动压实路基填料, 虽然夯锤直接作用在重塑的路基填土上, 但路基土下部的原状花岗岩残积土仍承受较大的冲击荷载<sup>[5]</sup>; 又如地铁盾构施工时, 花岗岩风化层中的孤石常采用预先爆破法处理。虽然爆破后周围土体被挖出, 但隧道周围残积土仍不可避免受到冲击荷载作用<sup>[6]</sup>, 隧道基础土体受到强烈扰动引起强度衰减。上述冲击荷载作用的模式与以往土动力学研究的波浪荷载、交通荷载有明显不同, 表现出瞬时性、高频与高振幅特性<sup>[7]</sup>, 残积土被冲击压密的过程中还可能出现较大的超静孔隙水压力, 以及原生结构强度的损伤<sup>[5]</sup>。设计中如果仍用勘察得到的力学性质指标而忽视冲击荷载引起的土体强度衰减, 就有可能导致较大的工程安全隐患。因此, 开展冲击荷载下花岗岩残积土的动力响应研究非常必要。

高能冲击下土体的动力响应是一个非常复杂的过程, 尽管许多研究者对冲击荷载下土体的力学行为进行了研究<sup>[8-9]</sup>, 但目前对这一问题还缺乏深入理解。理论分析<sup>[10]</sup>与数值模拟<sup>[11]</sup>是解决这一问题的常用方法, 但一些理论简化程度过高或者推导过程过于复杂, 实际应用价值较为有限。另外, 残积土的一个典型特点是持有母岩残留的结构强度, 冲击荷载引起的强度衰减规律必然与微观结构演变相关, 已有的数值模拟研究大都未考虑土体内部结构的损伤, 导致本构模型参数未能真实反映土体实际强度变化。为此, 一些研究者开展了不同规模的室内模型试验或现场试验<sup>[12-14]</sup>。但这些研究多针对某一区域特定土体, 其结果是否具有普适性还需进一步研究。近年来, 随着新型土工测试仪器的开发与测试精度的提高, 许多学者开始利用电液伺服控制三轴仪等室内土工试验设备来研究冲击荷载下土体的力学特征, 这些仪器大多配备高精度的加载及数据采集系统, 便于捕捉冲击荷载作用下土体的力学行为, 研究的对象包括冻土<sup>[15]</sup>、红黏土<sup>[16]</sup>、淤泥土<sup>[17]</sup>等。这些研究从不同角度模拟了冲击荷载的特

征, 如高振幅、高频率等, 但针对花岗岩残积土在冲击荷载作用下的动力响应特征的研究并不多见。另一方面, 以往研究指出<sup>[7]</sup>, 与传统单调静力荷载不同的是, 反复的冲击荷载更容易引起土体内部微细观结构发生调整, 结构的损伤是造成循环累积塑性变形的根本原因, 如何定量地评价冲击荷载作用下, 残积土的损伤演化规律是了解其力学行为机理的重要前提。

为此, 本文以厦门地区的花岗岩残积土为研究对象, 开展了三轴条件下的室内冲击荷载试验, 试验考虑了加载频率 ( $f$ ) 和振幅 ( $A$ ) 的影响, 重点分析循环冲击引起的超静孔隙水压力 ( $u$ ) 和变形 ( $\epsilon_a$ ) 的发展规律与破坏模式, 根据循环冲击作用下土体的应力-应变滞回曲线, 提出了冲击作用引起的损伤规律与机理。研究有助于理解冲击荷载的作用规律和土体力学响应, 从而为中国花岗岩风化地层的施工与设计提供科学理论指导。

## 1 土样性质与试验方案

### 1.1 土样的基本性质

研究试样取自厦门市思明区某开挖基坑, 取样深度为 9.5~10 m, 上覆压力  $\sigma'_v$  约为 90~100 kPa。采用人工挖槽法取得边长 30 cm 的块状原状残积土。试样的物理、力学指标见表 1。由于场地地下水较高 (约为 1.5 m), 试样具有较高的饱和度。根据花岗岩残积土的颗粒组成, 可将其归为砂质黏性土<sup>[18]</sup>。矿物分析结果表明, 该区残积土原生矿物主要是石英 (42.6%)、长石 (5.6%) 与云母 (9.6%), 次生矿物为高岭石 (38.9%), 还有少量赤铁矿 (3.3%)。较多的高岭石表明该地区的花岗岩残积土经历了长时间的风化过程<sup>[19]</sup>, 较多的原生矿物也造成该土具有较高的有效内摩擦角  $\varphi'$  (32.13°)。

利用高倍体视镜与扫描电镜观察厦门花岗岩残积土的细观与微观结构特性, 从图 1 (a) 可以看出, 该土中的黏粒或粉粒以包裹形式分布在石英或长石颗粒周围, 一些铁质胶结填充在颗粒聚集体之间。同时, 受风化与淋滤影响, 大块的颗粒聚集体联结处存在较多的裂隙与裂缝; 微观尺度上, 可以清楚看到书卷状的高岭石与体积较大的贯通裂隙 (图 1 (b)); 采用更高的放大倍数可以发现 (图 1 (c)), 颗粒主要以边-边的接触形式, 颗粒排列没有明显的定向性。厦门花岗岩残积土虽然含有一定的铁质胶结成分, 但裂隙与裂隙发育, 在高能的冲击作用下, 极易发生裂隙的扩展与结构的损伤, 引发严重的冲击破坏。

### 1.2 试验仪器与方法

试验仪器采用美国 GCTS 公司生产的 HCA-100

表 1 花岗岩残积土的物理、力学指标平均值

Table 1 Average indices of physical and mechanical properties of granite residual soils

天然密度 $\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	含水率 $w/\%$	相对 密度 $G_s$	液限 $w_L/\%$	塑限 $w_P/\%$	塑性指数 $I_P$	饱和度 $S_r/\%$	CU抗剪强度参数		颗粒组成/%		
							$c'/\text{kPa}$	$\varphi'/(^\circ)$	砾粒 ( $D>4.75\text{ mm}$ )	砂粒( $0.075\text{ mm}<D<4.75\text{ mm}$ )	黏粒( $D<0.075\text{ mm}$ )
1.82	34.6	2.72	48.1	24.8	23.3	93.0	8.1	32.13	12.5	36.3	51.2

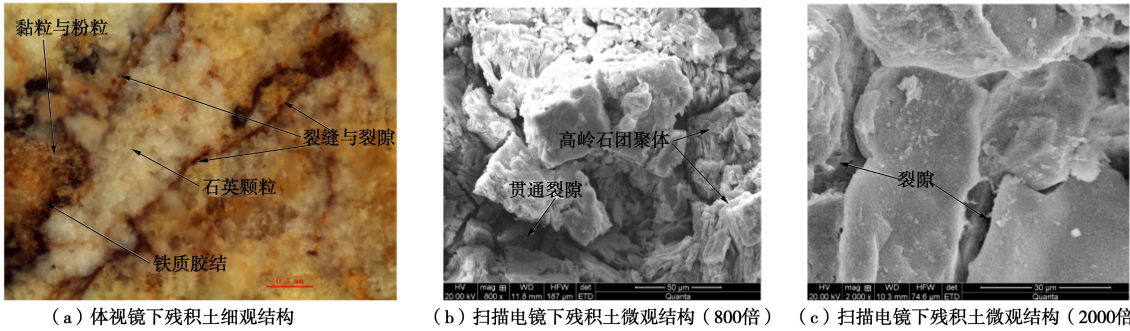


图 1 花岗岩残积土的细微观结构特征

Fig. 1 Micro- and meso-structural features of granite residual soils

型多功能力学测试系统（图 2），该仪器具有稳定的电液伺服动力加载系统及高精度的高频数据采集系统，为准确捕捉冲击荷载下土体的力学行为提供了必要条件。试验步骤：首先将块状样切削成直径为 50 mm，高 100 mm 的圆柱试样，抽气饱和后移至压力室中，施加 500 kPa 的反压以确保试样充分饱和，当孔隙水压力系数  $B>0.98$  时，饱和完成；然后在原位上覆压力  $\sigma'_3=100\text{ kPa}$  进行等压固结，待超静孔隙水压力完全消散后进行冲击荷载试验。虽然天然状态下该土具有一定裂隙发育，但考虑到花岗岩残积土相对较低的渗透性和冲击荷载作用的瞬时性，冲击过程中设定为不排水条件。同时，为准确反映瞬时冲击过程中的孔压、变形特征，设定数据采集频率为 1000 次/s。

$A$  范围设定为 100~400 kPa，研究距离冲击点不同距离的土体的力学行为，同时设定不同的振幅还可以反映对土体施加的冲击能量幅值；根据以往研究，冲击荷载可采用半三角形波进行模拟<sup>[20]</sup>。根据应力波的衰减规律，冲击产生应力波的振幅会逐渐降低，但实际工程中土体可能会承受恒定振幅的循环冲击，如反复夯击击实与重复爆破孤石<sup>[6]</sup>。因此，试验采用的是如图 3 所示的半三角形波反复荷载，每次冲击间隔 10 s。当试样的轴向应变（ $\epsilon_a$ ）达到 20%或冲击次数（ $N$ ）达到 500 次时结束试验<sup>[21]</sup>。需要说明的是，由于厦门花岗岩残积土含有较多的砾粒，切削而成的圆柱样表面凹凸不平，围压作用下橡皮膜会嵌入试样表面，引起孔压与变形结果失真。因此采用 HENKEL 等<sup>[22]</sup>提出的方法进行数据修正。

表 2 花岗岩残积土的冲击试验方案

Table 2 Test schemes of granite residual soils under impact

试验 分组	试样 编号	围压 $\sigma'_3/\text{kPa}$	冲击频率 $f/\text{Hz}$	loading	
				振幅 $A/\text{kPa}$	
1	A1	100	3	200	
	A2			300	
	A3			400	
2	A4	100	5	100	
	A5			200	
	A6			300	
	A7			400	
3	A8	100	10	200	
	A9			300	
	A10			400	
4	A11	100	15	200	
	A12			300	
	A13			400	

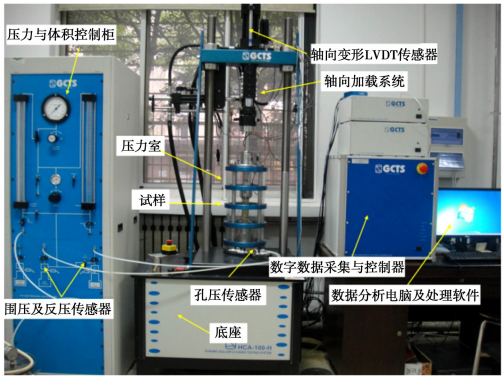


图 2 冲击荷载力学特性测试系统

Fig. 2 Mechanical test system for impact tests

试验方案如表 2 所示。该方案综合考虑冲击影响土层范围、冲击能量传播规律及仪器的加载性能。采用最大频率  $f=15\text{ Hz}$  反映冲击的高频振动作用；振幅

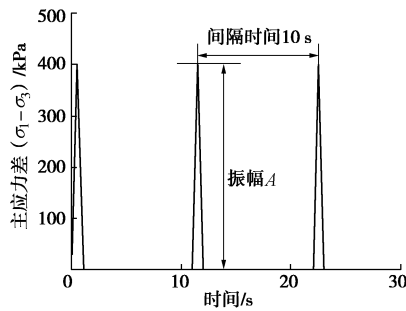


图 3 冲击荷载波形示意图

Fig. 3 Diagram of waveform of impact loading

### 1.3 冲击动力损伤的定量描述

土体在循环冲击荷载下的变形和破坏过程是一个能量不断耗散的过程,也是损伤不断产生和累积的过程。宏观上表现出塑性累积变形增长与土体破坏,微观上表现为内部结构的缺陷与损伤。由于现有试验技术不易实现对冲击作用下土体内部结构演化规律的持续测试,本文尝试采用宏观滞回曲线的形态特征来实现土体冲击动力损伤的定量描述。提出冲击滞回曲线的 3 个特征参数:损伤参数  $d_n$ 、耗散能量  $E_i$  与残余塑性应变  $\varepsilon_{mp}$ 。为更好地理解各参数的意义,图 4 给出了循环冲击过程中第  $i$  次和第  $i+1$  次冲击滞回曲线,其中,点  $A_1$  和  $A_2$  为相邻两个周期滞回曲线的顶点,  $B_1$ ,  $B_2$  和  $B_2$ ,  $B_3$  分别是前后两个周期冲击的起点和终点,  $C_1$  和  $C_2$  分别是线段  $B_1B_2$  和  $B_2B_3$  的中点,则 3 个特征参数定义如下:

(1) 损伤参数  $d_n$  定义为

$$d_n = d_i/d_1, \quad (1)$$

式中,  $d_i$  为第  $i$  次与第  $i+1$  次滞回曲线起止点连线的中心距离,即图 4 中的  $C_1$ ,  $C_2$  两点间距离。由于滞回曲线的疏密程度与土体的细观损伤程度相关,  $d_i$ ,  $d_1$  反映第  $i$  与第 1 次冲击引起土体的细观损伤程度,二者比值表明反复冲击作用引起的动力损伤规律。 $d_n$  越大,滞回圈展布越稀疏,试样内部的细观损伤程度越大。

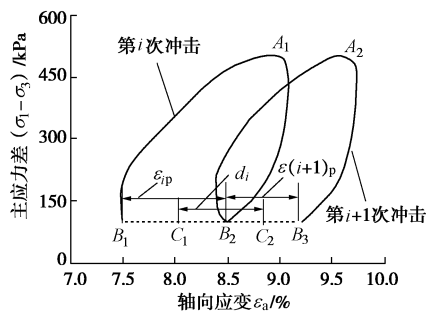


图 4 冲击荷载作用下试样的滞回曲线及其特征参数

Fig. 4 Hysteresis curves and characteristic parameters of soils under impact loading

(2) 耗散能量  $E_i$  ( $\text{kJ/m}^3$ ) 定义为

$$E_i = \int (\sigma_1 - 2\nu\sigma_3) d\varepsilon_{ia}, \quad (2)$$

式中,  $\nu$  为泊松比,对于花岗岩残积土取值为 0.3。  $E_i$  与滞回曲线的面积特征有关,反映了冲击荷载对试样做功中用于土颗粒重排与磨损的损耗以及原有微裂纹的扩展和新裂纹的萌生消耗的能量<sup>[23]</sup>。  $E_i$  增加表明土体消耗能量增加、裂纹产生或者扩展;  $E_i$  保持稳定或减小表明土体内部结构逐渐趋于稳定状态。

(3) 残余塑性应变  $\varepsilon_{mp}$  定义为

$$\varepsilon_{mp} = \varepsilon_{ip}/\varepsilon_{1p}, \quad (3)$$

式中,  $\varepsilon_{ip}$  与  $\varepsilon_{1p}$  为第  $i$  次与第 1 次冲击过程中土体产生的不可恢复的残余塑性应变,二者比值表明反复冲击作用引起的残余塑性应变变化规律。其中,  $\varepsilon_{ip}$  为第  $i$  个周期内的加载终点与起点对应的应变之差,即图 4 中的  $B_1$ ,  $B_2$  两点间距离。  $\varepsilon_{mp}$  越大,土体产生的残余塑性应变越大,反之越小。

## 2 试验结果与分析

### 2.1 冲击振幅的影响

为评价冲击振幅对花岗岩残积土力学行为的影响,绘制恒定频率下,不同振幅影响的残积土轴向应变和孔压的发展曲线。由于在恒定  $f$  下,  $A$  变化对其力学特性影响规律基本相同,文中给出  $f=5$  Hz 作用下,残积土的  $\varepsilon_a - N$  曲线与  $(u/\sigma'_3) - \varepsilon_a$  曲线,如图 5 所示。从图中发现,不同  $A$  下试样的  $\varepsilon_a$  随  $N$  的增加具有不同的发展规律,但总体上随着  $A$  的增加,  $\varepsilon_a$  呈上升趋势。  $A=100$  kPa 及 200 kPa 时,  $N=500$  次时,试样仅分别产生 0.41% 和 2.31% 的应变,试样未出现明显破坏(图 6 (a) 中 A4 和 A5); 而  $A=300$  kPa 的试样产生了明显的冲击变形(图 6 (a) 中 A6),轴向应变达到 8.23%,但仍未出现明显的鼓胀或剪切破坏;当  $A$  增大至 400 kPa 时,仅冲击 37 次试样就迅速发生鼓胀破坏(图 6 (a) 中 A7)。此外,从图 5 (b) 可以看出,孔压  $u$  在小应变范围内 ( $\varepsilon_a < 4.0\%$ ) 呈近似线性增长,之后随  $A$  的不同表现出不同的曲线形态,如  $A=300$  kPa 时,试样的  $u$  达到峰值后有下降趋势;  $A=400$  kPa 下,  $u$  呈现波动上升规律。总体而言,冲击引起的  $u$  与振幅有明显相关性,  $A$  越高,试  $u$  越大。

比较相同  $f$  下 4 个试样的变形累积曲线与破坏形式可以发现,  $A$  越高,相同冲击次数作用下土体变形越大,且变形速率越大,破坏程度越强烈,这从 A7 试样的试验结果可以看到,高振幅 ( $A=400$  kPa) 作用下,冲击 11 次后(此时  $\varepsilon_a$  约为 4%),孔压开始出现明显的锯齿状波动,塑性应变显著积累,试样表面出现裂缝,损伤程度开始增大,轴向应变陡增,最终呈现出鼓胀型破坏。



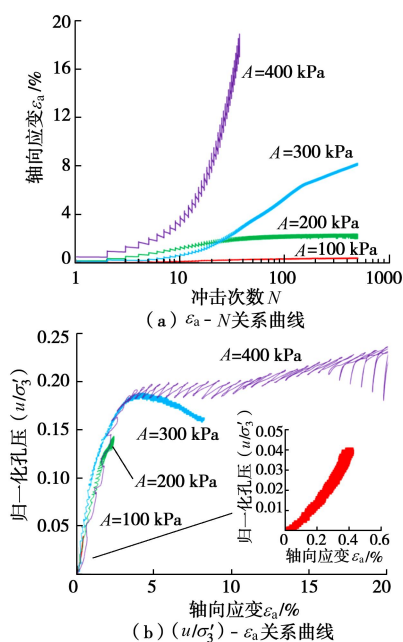
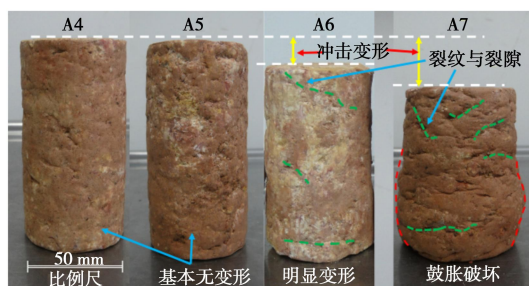
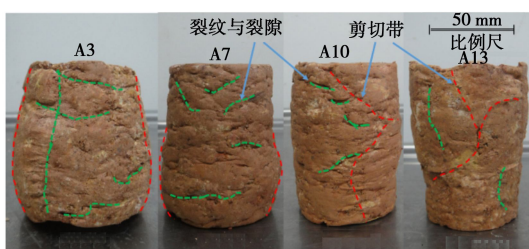


图5 相同频率 ( $f=5$  Hz), 不同振幅的冲击荷载试验曲线  
Fig. 5 Test results of granite residual soils under impact loading with different amplitudes and constant frequency ( $f=5$  Hz)



(a) 相同频率 ( $f=5$  Hz), 不同振幅下试样破坏照片



(b) 相同振幅 ( $A=400$  kPa), 不同频率下试样破坏照片

图6 试验结束后试样破坏照片

Fig. 6 Photos of samples at failure under various conditions

进一步分析发现, 对于厦门花岗岩残积土, 振幅对土体的累积变形与破坏存在一个临界振幅  $A_{cr}$ 。当  $A < A_{cr}$  时, 冲击荷载作用下试样产生一定的变形但基本不会发生破坏; 随着  $A$  的增大, 变形出现增大趋势, 土体内部裂纹也逐渐增多, 当  $A > A_{cr}$  时, 土体内部损伤程度增大, 即使较少次数的冲击也可能使试样产生明显破坏。根据上述试验结果, 在  $f=5$  Hz 的影响下, 厦门花岗岩残积土的临界振幅  $A_{cr}$  约为 400 kPa。考虑

到冲击荷载产生的应力波的传播规律, 冲击振幅与土体到冲击源的距离、施工设备的冲击功和土体类型等因素有关。临界振幅实际上对应临界距离或者临界输入能量, 一旦距离小于该临界距离或者传入土体中能量过大, 就有可能超过  $A_{cr}$ , 使土体强度降低甚至产生塑性破坏。因此, 在风化花岗岩地层中进行施工时, 应该注意选取能量合适的设备并且保留安全距离。

## 2.2 冲击频率的影响

图7为相同振幅 ( $A=400$  kPa), 不同  $f$  作用下的试验结果。分析可知, 在低至中等频率 ( $f=3\sim 10$  Hz) 影响下, 随  $f$  增加, 试样的应变发展和孔压增长呈下降趋势, 表现在图7中, 随  $f$  增大,  $\varepsilon_a - N$  与  $(u/\sigma'_3) - \varepsilon_a$  关系曲线逐渐下移。如对于  $f=3$  Hz 的试样, 冲击 10 次后, 归一化孔压  $(u/\sigma'_3)$  达到峰值 0.4, 而对于  $f=10$  Hz 的试样即使经历 500 次的冲击,  $u/\sigma'_3$  仍未超过 0.2。同样的规律在变形累积曲线中也可以发现,  $f=3$  Hz 作用的试样达到破坏仅需 30 次冲击, 而  $f=10$  Hz 作用试样至少需要 100 次。这说明对于花岗岩残积土, 低频冲击荷载具有更大的破坏性。冲击频率对变形与孔压影响可以通过荷载作用时间来解释,  $f$  越低, 荷载作用的时间越长, 试样有充分的时间产生变形和较高超静孔隙水压力, 这导致有效应力降低, 进而强度下降, 试样越容易出现破坏 (如图6(b)中的A3)。以往研究表明, 高频波在土壤介质中衰减迅速, 低频波会因波导效应传播更远<sup>[24]</sup>, 此外, 冲击与振动频率低于 20 Hz 时, 很容易与其他建筑结构形成共振<sup>[25]</sup>, 加重了基础工程的危害潜势。因此, 建议厦门花岗岩残积土地区工程要格外关注低频冲击荷载带来的工程危害。

另一方面, 本文的结果显示了一个有趣的现象。当  $f$  增大至超高频 (15 Hz) 时,  $\varepsilon_a - N$  与  $(u/\sigma'_3) - \varepsilon_a$  的变化关系出现与低至中等频率作用时相反的规律。如图7所示, 当  $f$  从 10 Hz 上升到 15 Hz 时,  $\varepsilon_a - N$  曲线反而上移, 试样的孔压也有所增大。这种现象表明, 与前述的临界振幅  $A_{cr}$  类似, 花岗岩残积土的冲击频率对土体的累积变形与破坏影响存在一个临界频率  $f_{cr}$ , 当  $f < f_{cr}$  时, 随着  $f$  的提高, 孔压增量和轴向应变逐渐减弱; 当  $f > f_{cr}$  时, 孔压增量和轴向应变呈却上升趋势。根据上述试验结果, 在  $A=400$  kPa 的影响下, 厦门花岗岩残积土的临界频率  $f_{cr}$  约为 15 Hz。该频率的影响规律与林伟弟等<sup>[17]</sup>得到的关于淤泥质软土在冲击荷载下的结论相似, 但却与 Mortezaie 等<sup>[26]</sup>得到的频率影响的结论相反。综合前人研究发现<sup>[27]</sup>, 循环加载的频率对砂性土的动力特性影响不明显, 但对黏性土的动力影响规律十分复杂, 尚未形成统一的结论。厦门花岗岩残积土是介于砂性土与黏性土之间

的砂质黏性土, 从试验结果来看, 该土可能更趋于黏性土特征, 冲击荷载对残积土的动力行为影响存在着临界频率效应。

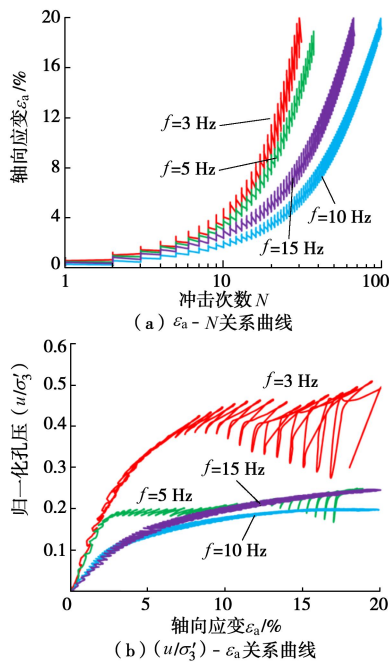


图 7 相同振幅, 不同频率的冲击荷载试验曲线 ( $A=400$  kPa)

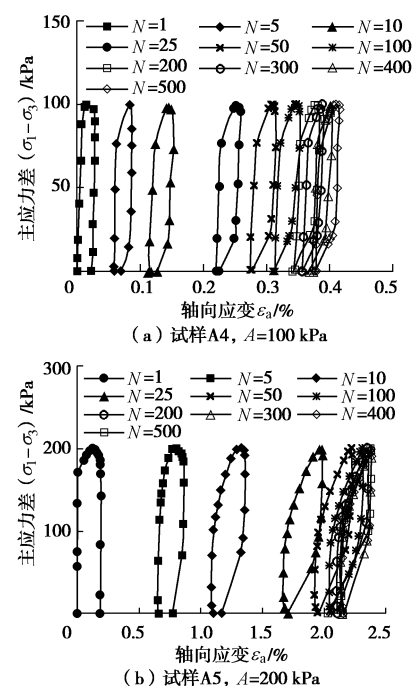
Fig. 7 Test results of granite residual soils under impact loading with different frequencies and constant amplitude ( $A=400$  kPa)

### 3 冲击荷载下残积土的动力损伤机理

风化形成的残积土的一个典型特点是含有大量的微细观尺度的裂隙 (图 1), 冲击荷载下的宏观破坏实质上是损伤积累与裂隙和裂纹发展的过程 (图 6)。试样的损伤体现在两方面, 宏观上每次冲击产生了不可恢复的残余塑性应变  $\varepsilon_{mp}$ , 微观上试样吸收的能量  $E_i$  被用于矿物颗粒之间的摩擦损耗以及原有微裂纹的扩展和新裂纹的萌生, 体现出损伤参数  $d_n$  的变化。正如前述, 滞回圈的特征参数反映了试样的不可恢复变形及细观结构损伤特征, 这从图 8 的相同频率 ( $f=5$  Hz), 不同振幅下试样的滞回曲线可以看出, 冲击荷载下残积土的滞回圈基本呈柳叶状, 其滞回圈的形态特征与疏密变化可以反映这一变化规律, 为了定量分析不同  $f$  与  $A$  影响的厦门花岗岩残积土的动力损伤机理, 建立全部试样的冲击动力损伤参数随冲击次数  $N$  的发展规律, 如图 9 所示。

分析图 9 (a) 与 9 (b) 可知, 由于试样的初始状态相同 (孔隙比  $e_0$  与围压  $\sigma'_3$  基本相同),  $\varepsilon_a$  与  $u/\sigma'_3$  随  $N$  的发展曲线主要受控于  $f$  与  $A$  的影响, 其发展规律伴随着土内部的冲击能量消散、结构的损伤以及塑形累积变形发展。在低振幅的荷载冲击下, 试样的  $\varepsilon_{mp}$  随

$N$  变化主要呈指数衰减趋势。如图 9 (c) 中, 对于冲击荷载为  $f=5$  Hz,  $A=100$  kPa 和 200 kPa 的试样 A4 与 A5, 冲击仅 10 次以后  $\varepsilon_{mp}$  基本衰减到 0, 表明在该冲击应力水平作用下, 试样的产生的塑性累积变形较小, 且随着  $N$  的增加逐渐减小, 反映在图 9 (d) 中, 损伤参数  $d_n$  逐渐降低, 表明当  $N>10$  次后, 反复冲击并不能进一步加大结构的损伤。此外如试样 A4 消耗能量  $E_i$  基本稳定在  $0.2$  kJ/m<sup>3</sup> (图 9 (e)), 说明此后试样在每次冲击作用下消耗的能量基本不再增加。上述动力损伤规律体现宏观试验结果上, 试样 A4 与 A5 在反复冲击作用下  $\varepsilon_a$  略有上升后呈稳定状态发展 (图 5 (a)), 其冲击滞回圈由疏向密转化 (图 8 (a) 与 8 (b)), 试样表面未出现明显裂纹 (图 6)。由此看来, 本文提出的 3 个定量的冲击动力损伤参数可以较好的描述冲击荷载引起的花岗岩残积土的冲击能量消散、结构的损伤以及塑形变形发展规律。从图 9 可以看出, 随着振幅的提高, 虽然  $\varepsilon_{mp}$  整体仍处于下降趋势, 但其幅值较低振幅或中等频率下的  $\varepsilon_{mp}$  有所增加。如  $f=5$  Hz,  $A=300$  kPa 的试样 A6, 振幅的升高使得  $\varepsilon_{mp}$  增大, 且伴随着  $d_n$  的增大, 说明花岗岩残积土的冲击塑性累积变形与内部结构损伤的对应关系。从耗散能量  $E_i$  来看, 冲击前期能量攀升, 说明试样损伤程度的较高, 此时试样的轴向变形发展较快; 后期能量耗散逐渐下降, 表明试样趋近一种稳定状态, 这也造成了冲击后期试样的轴向变形速率明显减小, 反映在图 5 中 A6 试样的  $\varepsilon_a - N$  曲线中, 当  $N>160$  次后, 曲线斜率变小, 具有类似规律的试样包括 A2、A9 及 A12。



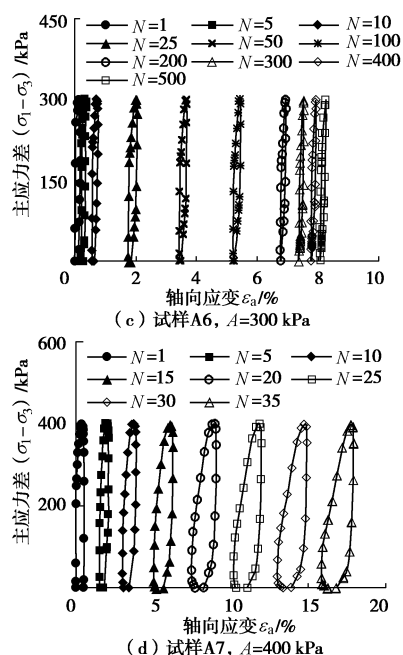


图8 相同频率 ( $f=5$  Hz), 不同振幅下残积土的滞回曲线  
Fig. 8 Hysteresis curves for samples under impact loading with different amplitudes and constant frequency ( $f=5$  Hz)

当  $A$  继续提高, 特别是超过临界振幅  $A_{cr}$  后, 试样的残余塑性应变即使在较少的冲击次数 ( $N=10$ ) 后均呈线性快速上升, 表明塑性应变的急剧发展; 同时, 耗散能量  $E_i$  与损伤参数  $d_n$  陡增, 如 A7 试样, 在极短时间内  $E_i$  由  $9.98 \text{ kJ/m}^3$  跃升至  $12.66 \text{ kJ/m}^3$ , 增幅达 26.9%。该试样的滞回圈曲线由密转疏, 表明了试样的微细观损伤程度迅速增大, 裂隙进一步扩展, 还可

能出现次级裂缝, 出现鼓胀破坏 (图 6 (a))。

进一步分析发现, 相对于频率  $f$  的影响, 振幅  $A$  对试样的冲击破坏影响更明显。在高振幅作用下 ( $A=400 \text{ kPa}$ ), 不同  $f$  的试样 (A3、A7、A10 及 A13) 最终均达到了破坏, 但是所需的冲击次数却有较大差别。上述几个试样  $\varepsilon_a - N$  曲线都体现出分段式变化, 轴向应变上升速率由慢变快。上升速率较小时各试样差别不大, 但后期上升速率显著不同, 总体上表现为低频作用下试样的变形速率更大, 如 3 Hz 的试样轴向应变发展速率显著高于其他试样。根据前文, 低频荷载冲击下试样产生更高孔压, 进而导致有效应力降低。由于各试样的初始状态接近, 故孔压越高试样强度越低, 越容易产生塑性变形和损伤发展, 即各动力损伤参数  $\varepsilon_{mp}$ ,  $d_n$  和  $E_i$  增大。因此  $f$  花岗岩残积土的动力特性影响与孔压有关。冲击初期各试样的孔压差别不大, 此时试样的强度没有明显区别, 故各试样塑性应变发展速率区别不大, 试样的损伤程度也比较接近, 如各试样的损伤参数  $d_n$  和耗散能量  $E_i$  差异不明显, 反映到不同  $f$  下多组试样的  $\varepsilon_a - N$  曲线基本重合; 随着  $N$  的增加, 各试样孔压的发展曲线间距迅速加大。  $f$  越低, 试样孔压越大, 强度越低, 在相同振幅作用下产生的损伤越明显 (损伤参数  $d_n$  较大),  $\varepsilon_{mp}$  的上升速率越大, 即塑性应变发展越快, 因此,  $f=3 \text{ Hz}$  的试样最先达到破坏 (图 7 (a))。此外, 由于频率超过临界频率  $f_{cr}$  后孔压增量和变形增大, 因此与低频荷载类似, 超高频冲击荷载作用下试样亦会迅速达到破坏。

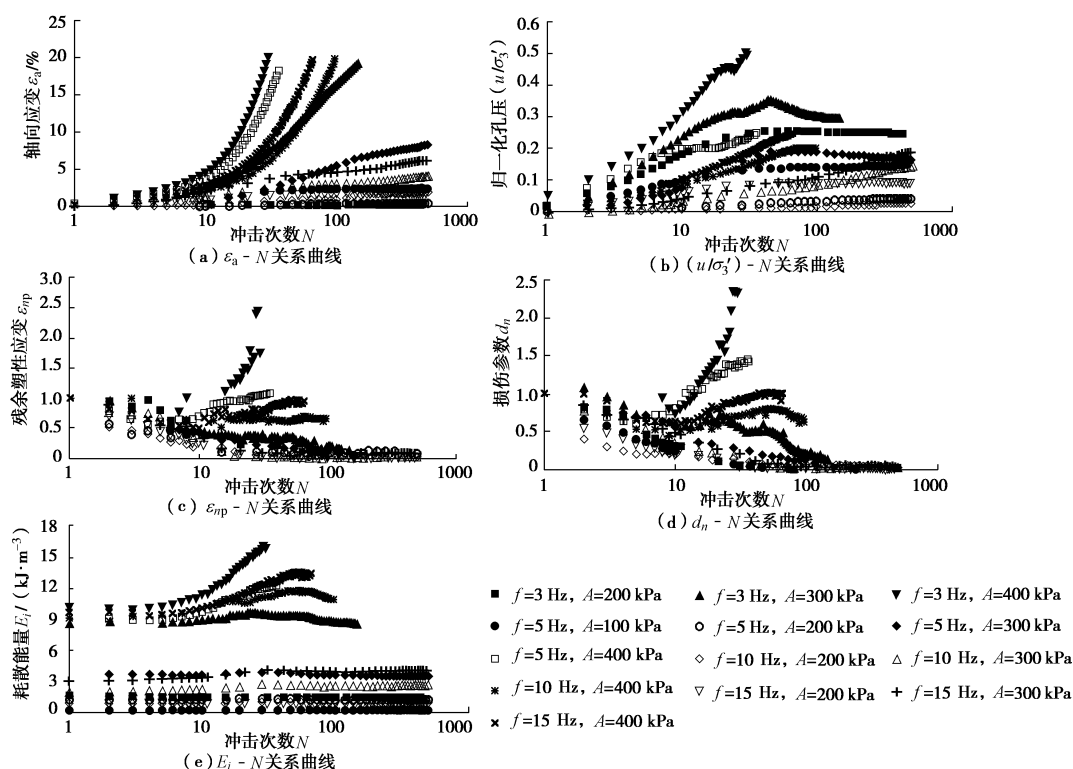


图9 冲击荷载下花岗岩残积土的轴向应变、孔压和各特征参数的发展曲线

Fig. 9 Curves of axial strain, pore water pressure and characteristic parameters of granite residual soils under impact loading



表 3 花岗岩残积土在冲击荷载下的破坏模式的特征

Table 3 Features of failure modes of granite residual soils under impact loading

	稳定型	累积型	发展型
典型试样	A1、A4、A5、A8、A11	A2、A6、A9、A12	A3、A7、A10、A13
冲击荷载条件	低振幅	中等振幅	高振幅
破坏模式	不会破坏	最终可能破坏也可能不破坏，取决于结构损伤程度与塑性累积变形发展规律	严重破坏
能量耗散规律	$E_i$ 稳定在较低水平	$E_i$ 先增加后趋于稳定或有所下降	$E_i$ 先略微下降随后陡增
结构损伤规律	损伤相对较小	损伤程度介于稳定型与发展型之间	损伤非常大，破坏试样裂缝明显
残余塑性应变特征	快速衰减 冲击后期 $\varepsilon_{mp}$ 相对较小	呈下降趋势 但冲击前期 $\varepsilon_{mp}$ 相对较高	先下降后迅速上升 冲击后期 $\varepsilon_{mp}$ 非常高
整体变形 ( $\varepsilon_a-N$ ) 特征	先上升后稳定	冲击初期快速增加随后增速变缓	初期上升速率快，后期上升速率显著增高

总结以上，厦门风化花岗岩地区工程中应重点关注高振幅产生的损伤发展和塑性应变积累以及低频和超高频荷载产生的较高孔压。如采用强夯击实残积土基础，在击实压密地基土时，应关注土体结构损伤引起的强度降低。

4 残积土的冲击破坏模式

根据前述花岗岩残积土的冲击损伤机理可以发现，工程中的冲击荷载的能量、冲击频率与次数是造成土体结构受损的重要原因，这些因素的变化也会导致土体不同程度的破坏。循环动荷载下土体的破坏模式可分为稳定型、临界型与破坏型<sup>[27]</sup>。但该破坏模式的划分多是根据动三轴试验，试验施加的振幅水平、频率大小和破坏标准与冲击荷载有明显不同，一些用于黏性土与砂性土的划分标准能否用于花岗岩残积土值得商榷。另外，传统的动力破坏模型的建立多依据  $\varepsilon_a-N$  曲线形态，没有考虑冲击荷载下土体的内部结构损伤机理。例如，本文中施加  $f=3\text{ Hz}$ ， $A=400\text{ kPa}$  和  $A=300\text{ kPa}$  的两个试样 A7 与 A6，其  $\varepsilon_a-N$  曲线形态与发展规律基本一致并且试样最终都发生了明显破坏（图 9（a）），但两者破坏机理却有所不同。试样 A7 的  $\varepsilon_{mp}-N$  曲线与  $d_n-N$  曲线呈现两段式，即冲击后期  $\varepsilon_{mp}$ ， $d_n$  迅速升高，同时  $E_i-N$  曲线斜率明显增大，反映出微观结构损伤快速发展现象，这导致了一种突变式的冲击破坏；而试样 A6 的  $\varepsilon_{mp}$  与  $d_n$  随  $N$  增加整体呈下降趋势，但由于冲击前期结构损伤较大，冲击后期土体仍有一定量级的能量耗散，虽然变形发展速度远小于前者，在多次冲击过程中仍会产生相对较高程度的塑性累积破坏，这是一种渐进式的累积冲击破坏。对于工程中受冲击荷载影响的厦门花岗岩残积土，前一种破坏模式固然危险，但后一种破坏模式是潜在的，也容易被忽视，因此值得格外关注。

基于以上分析，结合厦门地区冲击荷载的施加方式与荷载特征，提出冲击荷载作用下花岗岩残积土的

3 种破坏模式：稳定型、累积型和发展型。表 3 给出了 3 种破坏模式的特点及其冲击荷载条件。其中，根据冲击过程中土体的损伤程度、能量耗散过程与塑性变形累积规律，将  $\varepsilon_a-N$  曲线分为 3 个阶段：初始变形阶段、等速变形与加速变形阶段（图 10）。

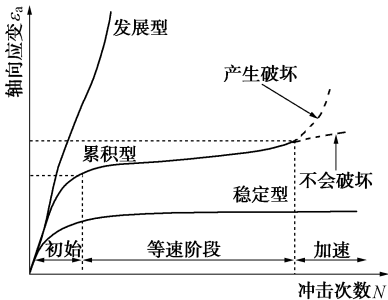


图 10 冲击荷载下花岗岩残积土破坏模式分类示意图

Fig. 10 Schematic diagram of failure modes of granite residual soils under impact loading

厦门花岗岩残积土在低振幅冲击荷载作用下，初始变形阶段的残余塑性变形  $\varepsilon_{mp}$  较大，滞回圈分布稀疏，消耗冲击能量  $E_i$  较大，但随着冲击次数  $N$  增加， $E_i$  趋于稳定，在冲击中期至后期  $\varepsilon_{mp}$  逐渐减小，导致  $\varepsilon_a-N$  曲线趋于平稳，土体结构损伤相对较小，没有出现冲击破坏现象；当冲击荷载特征为中等振幅时，虽然冲击中、后期的  $E_i$  趋于稳定或有所下降，但在反复冲击作用下仍可能造成内部结构不可逆转的损伤，这种冲击损伤可能对残积土力学行为产生两种效果，当损伤程度超过了土体持有的结构强度，在冲击后期会产生较大的塑性变形，土样被破坏；如果损伤相对较小且多次循环冲击后塑性变形仍较小，土样不会出现破坏现象；发展型破坏多出现在高振幅荷载作用下。在这种情况下， $\varepsilon_{mp}-N$  曲线出现两段式规律，相对较多的冲击作用下， $\varepsilon_{mp}$  呈线性迅速增大，产生了大量的塑性变形，滞回圈由密向疏展布，每个滞回圈的面积变大，意味着试样吸收更多的能量，内部损伤发展更加剧烈，表面产生了大量的裂纹与裂缝，最终达到严重破坏。由此看来，实际工程中，可以采用监测循环冲

击下土体的变形发展规律,即利用 $\varepsilon_{mp} - N$ 发展曲线规律对破坏类型分类,评价冲击破坏的潜势;也可根据冲击能量耗散规律,控制冲击荷载的施加方式与条件,减弱冲击作用对土体的破坏能力。

结合图9和表3可知,振幅对试样破坏模式的影响远高于频率。如在高振幅时( $A=400$  kPa),不论频率取值如何试样均产生发展型破坏;而当振幅较低时( $A=100\sim 200$  kPa),即使低频作用下仍为稳定型模式。由前文可知,低频率与超高频冲击荷载作用下试样产生更高的孔压,进而导致有效应力降低,土体的强度减小。因此对于同种破坏模式,冲击荷载频率较低或者超过临界频率 $f_{cr}$ 时,试样冲击动力损伤参数显著较高,变形与破坏相对明显。因此工程中有必要对低频率以及超高频荷载冲击下的土体进行孔压监测,避免有效应力的降低导致的土体强度下降。

需要说明的是,由于花岗岩残积土具有特殊的性质,其持有母岩风化残留的结构强度与胶结效果,又含有风化引起的随机裂隙与裂缝,导致 $\varepsilon_{mp} - N$ 曲线为累积型时,冲击过程引起的损伤程度取决于残积土的结构强度与微观裂隙程度,且产生的塑性变形累积程度又决定了最终的变形量,导致多次冲击作用影响下, $\varepsilon_{mp} - N$ 曲线会出现分岔现象,这与循环荷载下冻土<sup>[28]</sup>和岩石<sup>[29]</sup>的破坏模式与机理有明显差异,说明了已有的划分模式不能直接用于冲击荷载下花岗岩残积土的破坏的解释,而表3所示破坏模式分类与特征具有较好的针对性与普适性。

## 5 结 论

(1) 冲击频率恒定时,存在一个振幅的临界值 $A_{cr}$ ,该值对应临界距离或者临界输入能量。一旦振幅超过 $A_{cr}$ ,土体损伤强烈会引起强度迅速衰减。对于厦门花岗岩残积土,冲击条件为 $f=5$  Hz时, $A_{cr}$ 约为400 kPa。工程实践中,应该查明土体的临界振幅,从而评价与避免冲击荷载对残积土工程的不利影响。

(2) 与振幅的作用规律类似,花岗岩残积土具有一个临界频率 $f_{cr}$ 。虽然低频冲击更容易产生较大的变形和较高的超静孔隙水压力,但是当 $f > f_{cr}$ 时,即超高频率下亦有可能产生较高孔压从而导致土体强度下降,变形量增大。对于厦门花岗岩残积土, $A=400$  kPa时,其临界频率 $f_{cr}$ 约为15 Hz。实践中应格外注意避免低频和超高频率荷载带来的危害。

(3) 根据 $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon_a$ 滞回曲线的形态特征提出了花岗岩残积土的冲击动力损伤的3个定量评价参数:损伤参数 $d_n$ 、耗散能量 $E_i$ 与残余塑性应变 $\varepsilon_{mp}$ 。据此提出了不同冲击因素影响的花岗岩残积土的动力损伤机理,指出土体变形与孔压变化规律其实是冲击能量耗散引起的结构损伤以及塑形变形累积的综合体现。

(4) 根据上述机理提出了花岗岩残积土的3种冲击破坏类型:稳定型、累积型和发展型。 $\varepsilon_a - N$ 曲线为发展型会产生严重的破坏,累积型曲线指示的土体可能产生破坏也可能不发生破坏,这取决于残积土的原始的结构强度与微观裂隙程度,也与冲击导致的裂隙扩展和塑性累积变形大小有关。该辨识方法可以用于识别冲击荷载下花岗岩残积土的破坏潜势,避免冲击破坏危害。

## 参考文献:

- [1] ZHANG X W, KONG L W, LI J J. Influence of dry and wet seasons on disintegration characteristics of basalt residual soil from the Leizhou Peninsula, China[J]. Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology, 2018, 51(4): 1 - 11.
- [2] 尹松, 孔令伟, 张先伟, 等. 基于自钻式旁压仪的残积土原位力学特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(4): 688 - 695. (YIN Song, KONG Ling-wei, ZHANG Xian-wei, et al. Experimental study on the in-situ properties of residual soil by self-boring pressuremeter[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, 38(4): 688 - 695. (in Chinese))
- [3] 周小文, 刘攀, 胡黎明, 等. 结构性花岗岩残积土的剪切屈服特性试验研究[J]. 岩土力学, 2015, 36(增刊2): 157 - 163. (ZHOU Xiao-wen, LIU Pan, HU Li-ming, et al. An experimental study of shear yield characteristics of structured granite residual soil[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(S2): 157 - 163. (in Chinese))
- [4] 尹松, 孔令伟, 杨爱武, 等. 花岗岩残积土填料路用工程特性室内试验研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(增刊2): 287 - 293. (YIN Song, KONG Ling-wei, YANG Ai-wu, et al. Indoor experimental study of road performance of granite residual soil for subgrade filling materials[J]. Rock and Soil Mechanics 2016, 37(S2): 287 - 293. (in Chinese))
- [5] 胡华, 梁建业, 蔡亮, 等. 含水率对花岗岩残积土动态流变损伤力学特性与损伤度影响试验研究[J]. 水利学报, 2015, 46(增刊1): 54 - 58. (HU Hua, LIANG Jian-ye, CAI Liang, et al. Experiment and research on dynamic rheological damage mechanics characteristics and damage degree influence with different moisture content of granite residual soil[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2016, 46(S1): 54 - 58. (in Chinese))
- [6] 张先伟, 刘新宇, 孔令伟, 等. 爆破冲击荷载下花岗岩残积土的力学响应试验研究[J]. 中国科学:技术科学, 2019, 49(6): 690 - 702. (ZHANG Xian-wei, LIU Xin-yu, KONG Ling-wei, et al. Experimental study on mechanical characteristics of granite residual soil under blast loading[J]. Scientia Sinica Technologica, 2019, 49(6): 690 - 702. (in Chinese))

- [7] 胡 华, 蔡 亮, 梁健业, 等. 花岗岩残积土冲击损伤与损伤演化特性试验研究[J]. 岩土力学, 2015, **36**(增刊 1): 25 - 30. (HU Hua, CAI Liang, LIANG Jian-ye, et al. Experimental research on impact damage and damage evolution characteristics of granite saprolite[J]. Rock and soil mechanics, 2015, **36**(S1): 25 - 30. (in Chinese))
- [8] WOMAC A R, TOMPKINS F D, DRUMM E C, et al. Measuring dynamic response of soil subjected to impact loading[J]. Soil and Tillage Research, 1989, **14**(1): 25 - 38.
- [9] GUPTA C P, VISVANATHAN, et al. Dynamic behavior of saturated soil under impact loading[J]. Transactions of the American Society of Agricultural Engineers, 1993, **36**(4): 1001 - 1007.
- [10] XUE X H, REN T H, ZHANG W H. Analysis of fatigue damage character of soils under impact load[J]. Journal of Vibration and Control, 2013, **19**(11): 1728 - 1737.
- [11] ZHANG DAN, ZHU Z W, LIU Z J, et al. Dynamic mechanical behavior and numerical simulation of frozen soil under impact loading[J]. Shock and Vibration, 2016(6): 1 - 16.
- [12] DARYAEI R, ESLAMI A. Settlement evaluation of explosive compaction in saturated sands[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2017(97): 241 - 250.
- [13] HANSBO S. Dynamic consolidation of soil by a falling weight[J]. Ground Engineering, 1978, **11**(5): 27 - 30.
- [14] FENG S, TAN K, SHUI W, et al. Densification of desert sands by high energy dynamic compaction[J]. Engineering Geology, 2013, **157**(8): 48 - 54.
- [15] 焦贵德, 赵淑萍, 马 巍, 等. 循环荷载下高温冻土的变形和强度特性[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(8): 1553 - 1558. (JIAO Gui-de, ZHAO Shu-ping, MA Wei, et al. Deformation and strength of warm frozen soils under cyclic loading[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(8): 1553 - 1558. (in Chinese))
- [16] 聂庆科, 李佩佩, 王英辉, 等. 三轴冲击荷载作用下红黏土的力学性状[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, **28**(6): 1220 - 1225. (NIE Qing-ke, LI Pei-pei, WANG Ying-hui, et al. Mechanical characteristics of red clay under triaxial impact loading[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, **28**(6): 1220 - 1225. (in Chinese))
- [17] 林伟弟, 李彰明, 罗智斌. 三轴冲击荷载作用下淤泥力学响应研究[J]. 岩土力学, 2015, **36**(7): 1966 - 1972. (LING Wei-di, LI Zhang-ming, LUO Zhi-bin. Mechanical responses of muck under triaxial impact loading[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, **36**(7): 1966 - 1972. (in Chinese))
- [18] ASTM standard D2487. Standard practice for classification of soils for engineering purposes[S]. 2006.
- [19] ZHANG X W, KONG L W, YIN SONG, et al. Engineering geology of basaltic residual soil in Leiqiong, southern China[J]. Engineering Geology, 2017, **220**: 196 - 207.
- [20] MAYNE P W, JONES J S. Impact stresses during dynamic compaction[J]. American Society of Civil Engineers, 1983, **109**(10): 1342 - 1346.
- [21] ASTM standard D5311M-13. Standard test methods for load controlled cyclic triaxial strength of soil[S]. 2013.
- [22] HENKEL D J, GILBERT G D. The effect measured of the rubber membrane on the triaxial compression strength of clay samples[J]. Géotechnique, 1952, **3**(1): 20 - 29.
- [23] 席道瑛, 刘小燕, 张程远. 由宏观滞回曲线分析岩石的微观损伤[J]. 岩石力学与工程学报, 2003, **22**(2): 182 - 187. (XI Dao-ying, LIU Xiao-yan, ZHANG Cheng-yuan. Analysis of micro and mesodamage of rock by macro-hysteresis curve[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, **22**(2): 182 - 187. (in Chinese))
- [24] KONG W K. Blasting assessment of slopes and risks planning[J]. Australian Journal of Civil Engineering, 2012, **10**(2): 177 - 191.
- [25] 张志呈. 浅谈评价爆破地震效应的方法和标准[J]. 爆破器材, 1998, **27**(3): 32 - 35. (ZHANG Zhi-cheng. Primary discussion to the methods and criteria of evaluating blasting ground vibration effects[J]. Explosive Materials, 1998, **27**(3): 32 - 35. (in Chinese))
- [26] MORTEZAIE A R, VUCETIC MLADEN. Effect of frequency and vertical stress on cyclic degradation and pore water pressure in clay in the NGI simple shear device[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2013, **139**(10): 1727 - 1737.
- [27] LEI H Y, LI BIN, LU H B, et al. Dynamic deformation behavior and cyclic degradation of ultrasoft soil under cyclic loading[J]. American Society of Civil Engineers, 2016, **28**(11): 1 - 10.
- [28] 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))
- [29] 葛修润, 蒋 宇, 卢允德, 等. 周期荷载作用下岩石疲劳变形特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2003, **22**(10): 1581 - 1585. (GE Xiu-run, JIANG Yu, LU Yun-de, et al. Testing study on fatigue deformation law of rock under cyclic loading[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, **22**(10): 1581 - 1585. (in Chinese))