

DOI: 10.11779/CJGE20230951

循环荷载下不同裂隙方向饱和原状膨胀土动力特性 试验研究

高志傲^{1,2}, 孔令伟^{*1,2}, 王双娇^{2,3}, 黄珏皓^{1,2}, 赵浩武⁴

(1. 中国科学院武汉岩土力学研究所岩土力学与工程安全国家重点实验室, 湖北 武汉 430071; 2. 中国科学院大学, 北京 100049;
3. 中国科学院地质与地球物理研究所页岩气与地质工程重点实验室, 北京 100029; 4. 中南大学自动化学院, 湖南 长沙 410083)

摘要: 裂隙方向是导致膨胀土力学特性各向异性的主要原因之一, 为探究裂隙倾角对土体的动力特性的影响, 以安徽淠史杭灌区不同裂隙倾角的原状膨胀土(α 为 0° , 22.5° , 45° , 67.5° , 90°)为研究对象, 采用GCTS动静真三轴仪对土体进行单向循环荷载试验。研究裂隙倾角、围压和不同动应力幅值对膨胀土累积塑性应变、动弹性模量及阻尼比变化特征的影响。试验结果表明: 随着循环荷载幅值增大, 同一裂隙角度试样的累积应变不断增加, 所研究的5个裂隙角度中, $\alpha=67.5^\circ$ 试样将产生更大的累积塑性应变。在低围压下裂隙角度对土体临界动应力幅值影响较大, 其各向异性特征显著, 随着围压增大, 土体各向异性减弱。随着裂隙角度的增大, 试样动弹性模量呈现出先减小后增大的趋势, 在 $\alpha=67.5^\circ$ 时, 试样动弹性模量最小, 循环振动荷载幅值增大到临界动应力时, 动弹性模量加速减小; 根据阻尼比随振动次数的变化特征, 提出了能够考虑其衰减速率、初始阻尼比和稳定阻尼比特征的表述模型, 并分析了动应力幅值和围压对裂隙膨胀土阻尼比变化的影响。研究结果对揭示动荷载下裂隙膨胀土力学特性的各向异性, 确保膨胀土地区铁路路线和轨道交通的安全运营具有重要意义。

关键词: 膨胀土; 裂隙方向; 循环荷载; 累积塑性应变; 动剪切模量; 阻尼比

中图分类号: TU43 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2025)04-0736-13

作者简介: 高志傲(1997—), 男, 博士, 主要从事裂隙土动力特性研究。E-mail: gaozhiao20@mails.ucas.ac.cn。

Experimental study on dynamic characteristics of saturated undisturbed expansive soil with different fissure orientations under cyclic loading

GAO Zhiao^{1,2}, KONG Lingwei^{1,2}, WANG Shuangjiao^{2,3}, HUANG Juehao^{1,2}, ZHAO Haowu⁴

(1. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering Safety, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan 430071, China; 2. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China; 3. Key Laboratory of Shale Gas and Geoengineering, Institute of Geology and Geophysics, Chinese Academy of Science, Beijing 100029, China; 4. School of Automation, Central South University, Changsha 410083, China)

Abstract: The fissure orientation is one of the important factors contributing to the anisotropy of mechanical properties of expansive soil. To explore the influences of inclination angle of fissures on the dynamic properties of soil, using the undisturbed expansive soil with different inclination angles of fissures ($\alpha=0^\circ$, 22.5° , 45° , 67.5° and 90°) in the PiShihang Irrigation Area of Anhui Province as the research object, the unidirectional cyclic load tests are carried out on the soil by using the GCTS dynamic and static true triaxial instruments. The effects of fissure inclination, confining pressure and different dynamic stress amplitudes on the characteristics of the cumulative plastic strain, dynamic elastic modulus and damping ratio of expansive soil are studied. The test results show that as the amplitude of cyclic loading increases, the cumulative strain of the samples with the same fissure angle increases continuously. Among the studied five fissure angles, the sample with α of 67.5° produces greater cumulative plastic strain at each amplitude of cyclic loading. Under low confining pressure, the fissure angle greatly influences the critical dynamic stress amplitude of the soil, and its anisotropy characteristics are significant. As the confining pressure increases, the anisotropy of the soil weakens. With the increase of the fissure angle, the dynamic elastic modulus of the sample shows a trend of decreasing first and then increasing. When $\alpha=67.5^\circ$, the dynamic elastic modulus of the sample is the smallest, and the dynamic elastic modulus decreases rapidly when the

基金项目: 国家重点研发计划资助项目(2019YFC1509901)

收稿日期: 2023-09-26

*通信作者(E-mail: lwkong@whrsm.ac.cn)

amplitude of the cyclic vibration load increases to the critical dynamic stress. According to the characteristics of the damping ratio changing with the number of vibrations, an expression model considering the characteristics of the attenuation rate, initial damping ratio and stable damping ratio is proposed, and the influences of dynamic stress amplitude and confining pressure on the variation of damping ratio are analyzed. The research results are of great significance for revealing the anisotropy of the mechanical properties of fissured expansive soils under dynamic loads and ensuring the safe operation of railway routes and rail transits in expansive soil areas.

Key words: expansive soil; fissure orientation; cyclic loading; cumulative plastic strain; dynamic shear modulus; damping ratio

0 引言

膨胀土中存在着不同发育特征的裂隙, 包含胀缩裂隙和原生裂隙^[1]。胀缩裂隙大都发育在大气影响范围以内, 大气影响深度以下相对较深地层的原生裂隙与浅表层胀缩裂隙特性不同, 是膨胀土在地质历史沉积过程中由于各种构造作用形成的。一方面, 原生裂隙作为地层中一种非连续的复杂介质, 类似于岩体中的断层和节理, 是膨胀土中天然的薄弱环节, 控制着膨胀土的强度和变形, 一旦裂隙的倾向、倾角不利, 土体将发生沿裂隙面的破坏; 另一方面, 膨胀土原生裂隙破坏了土体的整体性, 导致土体各个方向上受力不均, 造成土体的强度和刚度在不同方向上出现明显差异, 引起膨胀土的各向异性。

近年来随着国家对高速公路、铁路和城市地铁轨道等基础设施的大量投入, 在膨胀土地区开展的工程项目随之增多。车辆行驶中产生的动荷载往复作用, 常常导致路基下沉、翻浆冒泥、边坡失稳、隧道塌陷等病害, 均与土体发育的裂隙构造密切相关。目前针对膨胀土动力特性的研究较少, 且多集中于改良土方面^[2-5]。影响循环荷载作用下黏土动力特性的因素包括: 土体的性质(饱和度、密实度、颗粒组成等)、循环荷载幅值、频率、作用时间以及固结应力、围压等^[6-10]。由于膨胀土中的原生裂隙存在不同的空间分布特征、尺寸形态、填充特征以及裂隙面光滑程度等, 裂隙对土体力学特性的影响难以量化, 因此裂隙对土体动力学影响的研究开展的相对较少。目前在裂隙黏土动力学研究方面, Han 等^[11]针对法国 Merville 黏土开展了不同超固结比的动荷载试验, 发现裂隙在长期动荷载作用下会产生疲劳破坏, 试样超固结比越大, 达到疲劳破坏时的振动循环次数越大。许健等^[12]对含裂隙黄土试样施加不同频率的振动荷载进行扰动, 然后进行无侧限抗压试验, 并建立了考虑裂隙面软化的二元介质模型。刘炳恒等^[13]研究了湛江黏土不同沉积层面的小应变剪切刚度特性, 提出了考虑原生各向异性的 G_{max} 演化规律的表征方法。裂隙倾角是影响土体力学特性的一个重要因素。不同的裂隙空间形态对岩土体的变形特征, 强度特征都有显著影响。一些学者通过

预制不同倾角的裂隙, 简化了裂隙在岩土体中分布的复杂性, 大量有关预制裂隙的研究成果主要关注直剪特性、环剪特性、单轴压缩、三轴压缩、三轴蠕变、循环加卸载、冲击荷载和动静组合加载等各种复杂工况^[14-21]。原状裂隙黏土由于其裂隙空间分布复杂, 开展研究相对较少, 针对发育程度高, 且分布规律的裂隙, 已有学者研究其裂隙方向对原状试样变形和强度的影响。卢全中等^[22]、孙萍等^[23]对不同裂隙倾角的黄土进行了三轴剪切和抗拉试验, 发现裂隙倾角是控制裂隙黄土变形破坏重要因素之一。Tudisco 等^[24]研究了意大利南部弱固结黏土裂隙方向为 0° , 45° , 90° 试样的局部变形特征, 发现裂隙倾角为 45° 时其局部变形更大, 且剪切带多沿裂隙面发育。在实际工程中, 土体处于复杂应力状态, 最大主应力与裂隙面的夹角并不固定; 同时, 在裂隙具有优势取向的膨胀土中, 因为工程中不同角度的开挖施工导致土体中裂隙优势倾角不同。研究不同裂隙倾角的力学特性可以深入理解不同主应力方向对裂隙土的影响, 这具有重要的工程意义。

现存的文献中, 关于黏土裂隙方向工程特性的研究大多集中在静力学, 且多数裂隙为预制裂隙, 目前尚未有深入探究不同裂隙方向情况下原状膨胀土在动荷载下的变形规律和响应特征。本研究在前人的基础上进一步开展了膨胀土不同裂隙方向动力特性试验研究, 通过不同裂隙方向膨胀土的累积塑性变形特性、动剪切模量变化和阻尼特征的研究, 以更好地理解膨胀土在动荷载下的力学行为特征与裂隙倾角之间的关系, 为膨胀土在工程应用和力学特性各向异性研究方面提供重要的参考依据。

1 试验材料及试验方案

1.1 裂隙土样

试验土样取自安徽淠史杭灌区瓦东干渠某边坡场地, 取样深度 2.5 m, 未见干缩裂隙发育, 且所取土样属第四系上更新统地层(Q3)。如图 1 所示, 在不同尺度观察下, 土样存在不同的裂隙发育特征。由于试样易扰动, 环刀取原状样后, 导致土样沿原生裂隙

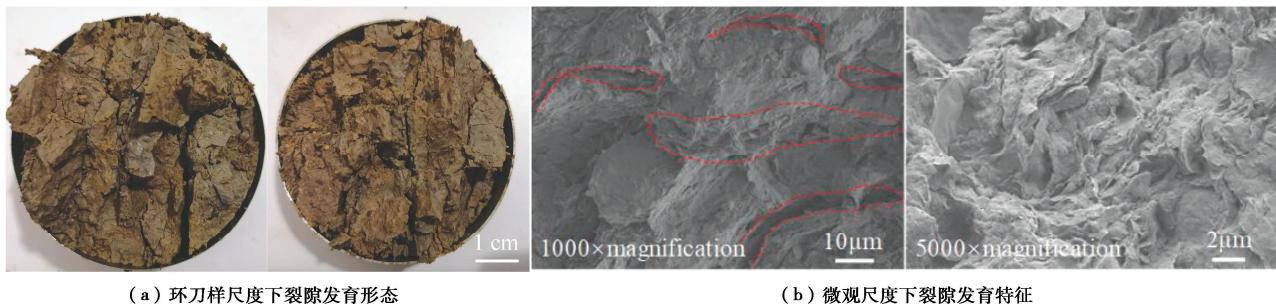


图 1 涪史杭灌区膨胀土裂隙发育特征

Fig. 1 Development characteristics of fissures of expansive soil in Pishihang Irrigation Area

表 1 测试土样基本物理指标

Table 1 Basic physical indexes of test soil

天然含水率 w/%	液限 w _L /%	塑限 w _P /%	塑性指数 I _P	干密度 ρ_d /(g·cm ⁻³)	重度 G_s /(g·cm ⁻³)	颗粒分布/%	自由膨胀率/ %
24.6	46.5	21.7	24.7	1.63	2.65	51.3	48.7

开裂，可见部分裂隙面呈蜡状光泽，且裂隙密度发育程度高。根据 Vitone 等^[25]提出的裂隙土分类标准，试验土样的裂隙属于高裂隙密度分布。在原位状态下，原生裂隙沿垂向发育，存在明显的裂隙方向。在微观尺度下，试样发育有不同形态的微裂隙，其黏土矿物排列存在优势方向，微裂隙的发育导致膨胀土更为碎散，颗粒间接触力减弱，黏土矿物固定排列方向加剧了土体结构的各向异性。表 1 列出了涪史杭灌区膨胀土的基本物理特性，土体富含细颗粒，其中粒径小于 0.0075 mm 的部分占 51.3%。根据液限可将裂隙膨胀土归类为 CL (低液限黏土)。涪史杭灌区裂隙膨胀土自由膨胀率为 58%，属于弱膨胀土。X 射线衍射分析表明，土样中矿物主要由石英、伊蒙混层和斜长石组成（表 2）。

表 2 裂隙性膨胀土矿物组成

Table 2 Mineral composition of fissured expansive soils 单位：%

石英	伊蒙混层	伊利石	钾长石	斜长石	高岭石
50.5	27.2	2.2	2.4	11.3	6.4

1.2 试样制备及无侧限抗压特性

由于原状试样中裂隙极其发育，为减小取样扰动，在取样场地进行探槽取样。试样尺寸为 40 cm × 50 cm × 60 cm，土样开挖后用保鲜膜缠绕封闭，装入木箱后运回试验室。传统的切土器制备原状试样时对试样扰动较大，试样易沿裂隙面开裂滑动，制样过程中易造成试样包含非均匀的裂隙面，且大量浪费原状土样。土样优势裂隙方向为垂向，通过摆放不同裂隙方向的土样，利用线切割来制取不同裂隙倾角的试样（图 2）。试样高度为 100 mm，直径为 50 mm。为了避免原状土不均质性，所切取试样来自同一深度且试样之间的孔隙比误差不超过 ±0.02。定义切取的圆柱试样轴向

与土体沉积平面夹角为 α ，则竖直方向裂隙试样的 α 为 90°，水平方向试样的 α 为 0°。本试验切取 α 为 0°，22.5°，45°，67.5°，90° 裂隙试样作为研究对象。由砂线切割制取的试样表面光滑，尺寸均一，可明显观察到裂隙方向， α 即代表不同的裂隙倾角。值得一提的是，线切割后的试样，表面光滑整齐，无法明确观察到裂隙方向，而一些试样的裂隙方向可以通过膨胀土中黑色铁锰结合分布或者裂隙面夹层的灰白色黏土分布来判断。

为验证不同裂隙倾角试样的力学特性是否存在差异，本文对不同裂隙方向的饱和试样开展无侧限抗压强度试验，试样的应力应变曲线及破坏形态如图 3 所示。不同裂隙方向试样的应力应变曲线均为应变软化型，随着轴向应力增大，应变的增加，在应变为 1%~2% 处，轴向应力出现峰值。随着应变增加，轴向应力从峰值点迅速下降，其残余强度极小，几乎接近于 0，这可能是由于裂隙的存在，导致土体破坏后碎散，且缺少侧向约束导致其残余强度低。从峰值应力看，不同裂隙方向试样的无侧限抗压强度差异显著，随着 α 增大，峰值应力呈现出先减小后增大的特点，峰值应力的最小值出现在 $\alpha=67.5^\circ$ 。当裂隙倾角较小时，裂隙对土体内部应力传递的影响较小，使得土体更容易受到均匀加载，从而出现较高的峰值应力。而当裂隙倾角增大时，裂隙对土体内部应力传递的影响逐渐增大，导致土体内部的应力分布发生变化，进而降低了试样的峰值应力。而当倾角达到一定数值（倾角为 67.5°）时，裂隙的作用达到最大程度，使土体内部的应力分布最容易使得土体沿着裂隙面发生破坏，因此出现了峰值应力最小的情况。 α 为 0° 时试样呈现出侧向鼓胀形态的破坏，而 α 为 22.5°，45°，67.5°

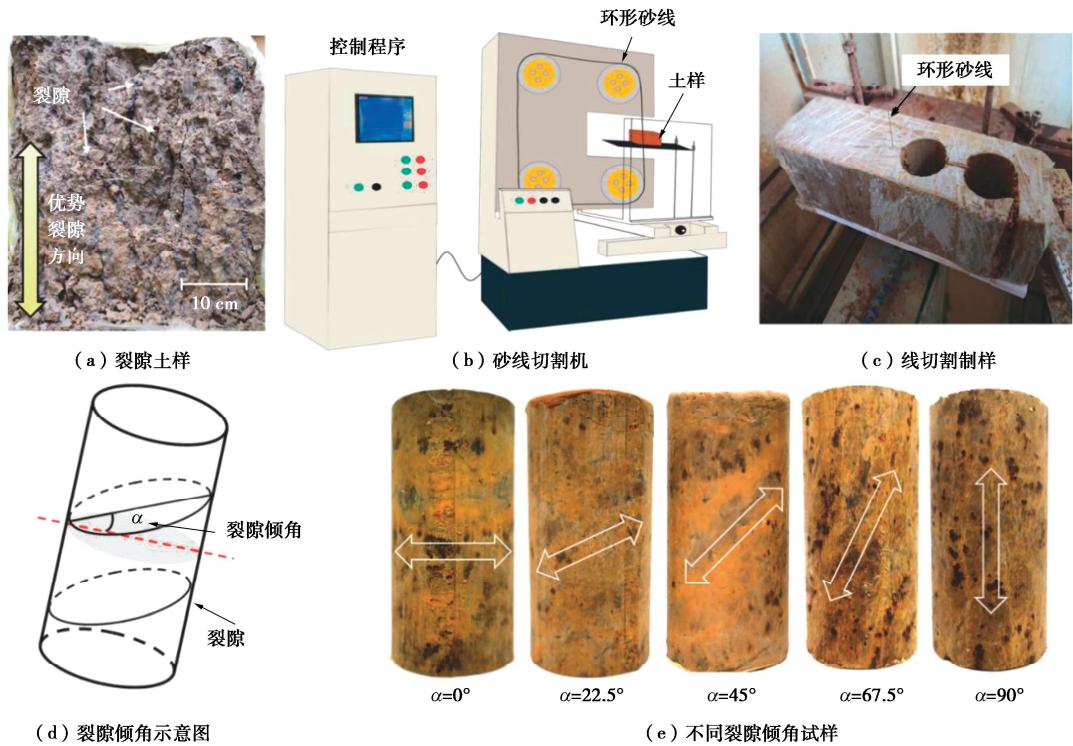


图 2 试样制备过程

Fig. 2 Preparation process of samples

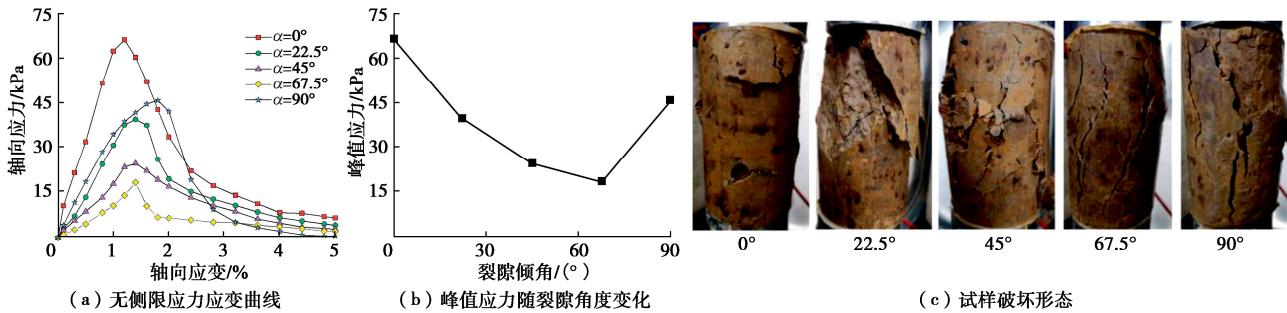


图 3 不同裂隙方向试样无侧限抗压强度曲线及破坏形态

Fig. 3 Curves unconfined compressive strength of samples with different inclination angles of fissures

的试样则沿着裂隙发生倾斜的剪切破坏, 且部分土体从试样脱落; α 为 90° 时, 试样在压缩过程中产生竖向的破坏面。可见对于不同裂隙方向的试样, 试样的强度和破坏形态都与试样裂隙方向有密切的关系。

1.3 试验仪器及试验方案

试验采用的测试仪器为美国 GCTS 公司生产的 SPAX-2000 型动静真三轴仪, 如图 4。测试仪器由计算机控制软件, 控制与数据存储单元, 围压和反压控制器和真三轴压力室组成。该仪器的加载方式为刚柔混合型, 垂向加载板为刚性板, 可控制试样的轴向变形, 围压通过液压伺服控制。在淠史杭灌区土体往往处于饱和状态, 为反映广泛分布裂隙土体的含水状态, 需要对试样进行饱和的处理。在试验前通过真空饱和对试样进行初步的饱和, 再用橡皮膜包裹试样后装入 GCTS 动静真三轴仪压力室内进行反压饱和。在反压

饱和前, 要从试样底部通入 CO_2 气体使反压作用时土样内部的空气溶于含 CO_2 的水中, 然后逐级施加反压, 当检测到孔压系数 B 值大于 0.98 时, 认为试样完全饱和。进行设置程序时, 控制试样底座的位移始终为 0, 只进行试样顶部的循环加载试验。铁道部科学研究院对于轴重为 19.6~22.5 t 的列车开展路基动力试验, 结果表明路基中产生的最大动应力范围为 35~185 kPa^[26]。为研究长期交通荷载下试样累积变形和其动强度的大小, 当试样发生明显变形时即不再增加动应力幅值, 由此本文试验方案如表 3 所示, 动应力幅值位于 20~180 kPa。轨道交通动荷载的临界影响深度为 10 m 左右^[27], 当遇到重载铁路或不同施工技术的路基时, 交通荷载的动应力影响深度会由此变化^[28-29]。土样取样地所在的合肥地区有多条铁路干线和支线, 连接着各地, 且目前仍有不断规划建设的轨道交通路线,

其荷载对裂隙膨胀土的影响需要更为深入的研究。为了较为全面分析原状膨胀土的变形行为, 试验过程中的有效围压 p' 分别为 50, 100, 150 kPa。轴向应力 σ_1 和有效围压同时增大到同一水平, 等向固结完成后进行不同动应力幅值 q^{ampl} 的不排水循环动力加载。试样饱和后轴向力加载方式如图 5 所示, 循环荷载为纯压应力的单向正弦波。试验土样中富含黏粒导致其渗透性小, 其孔压的测量往往具有滞后性, 因此试验中的孔压不作为评价裂隙土动力特性的物理量。

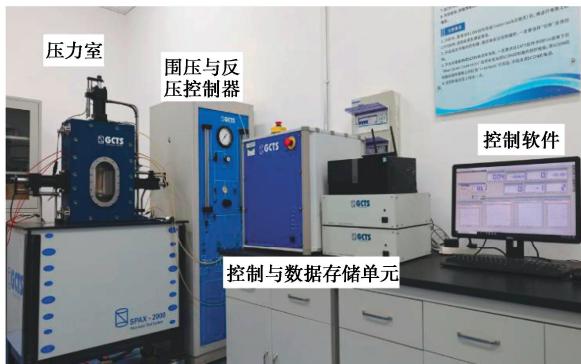


图 4 试验设备

Fig. 4 Test apparatus

表 3 试验方案

Table 3 Test plans

围压/kPa	裂隙方向角度/(°)	动应力幅值/kPa
50	0.0	20, 40, 60, 90
	67.5	
100	0.0	20, 40, 60, 90, 120, 150
	22.5	
	45.0	
	67.5	
150	90.0	20, 40, 60, 90, 120, 150, 180
	0.0	

注: 正弦波循环荷载频率 0.1 Hz, 循环荷载振动次数 5000 次。

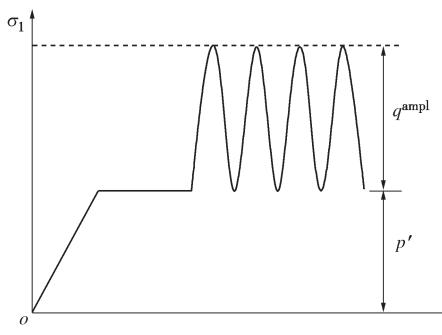


图 5 轴向动荷载加载示意图

Fig. 5 Schematic diagram of axial dynamic loading

2 裂隙方向对原状膨胀土累积塑性应变的影响与演化特征

2.1 累积塑性应变

图 6 为循环荷载下累积塑性应变取值示意图, 其值为每个循环周期内轴向变形最小值的累积。在土体经历周期性加载并发生塑性变形时, 由于塑性变形具有不可逆性质, 每个循环都会使材料产生一定量的塑性变形, 这些塑性变形会随着动应力循环次数增加而逐渐积累。

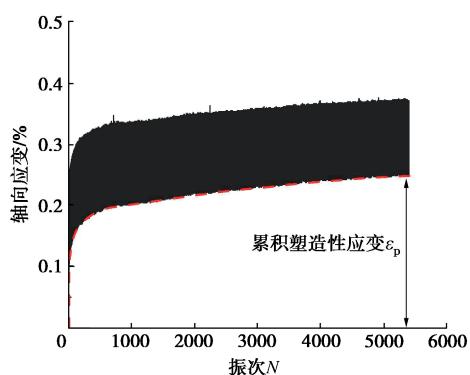


图 6 循环荷载下累积塑性应变取值示意图

Fig. 6 Schematic diagram of cumulative plastic strain values under cyclic loading

图 7 为在 100 kPa 围压下不同动荷载幅值的裂隙试样累积应变曲线。随着振次的增加, 累积塑性变形不断增大。在一定动荷载幅值下, 不同裂隙倾角的累积应变呈现出明显的差别, 随着裂隙倾角的增大, 某一振动次数下试样的累积应变出现先增后减的趋势, 极大值出现在 $\alpha=67.5^\circ$ 。根据摩尔库伦破坏准则, 均质土体剪破坏面与大主应力方向夹角为 $45^\circ + \varphi/2$ (φ 为土体的内摩擦角), 裂隙的存在提供了一个可能的剪切破坏面。在循环荷载作用下, 作为软弱面的裂隙面上应力集中, 若剪应力大于裂隙面之间振动强度, 试样将沿着裂隙面发生变形破坏。由此可知当试样的裂隙角度越接近理论上剪切破坏面, 荷载作用下不利倾角的试样将产生更大的变形。单轴抗压强度也表明了试样裂隙角度为 67.5° 时, 其无侧限抗压强度最小, 表明此时土样容易发生剪切破坏的方向与裂隙方向较为接近。当动荷载幅值增加, 同一裂隙角度试样的累积应变也增大。这是由于高峰值动荷载作用, 裂隙面之间的接触状态发生改变, 导致试样容易沿着裂隙发生破坏, 且高能量荷载容易引起更大的变形。图 8 展示了单轴强度最高 $\alpha=0^\circ$ 试样和单轴强度最低 $\alpha=67.5^\circ$ 试样在围压为 50, 150 kPa 的累积塑性应变。可以明显观察到, 同一裂隙倾角的试样在低围压下累积塑性变形大, 围压增大其累积塑性变形减小。

目前存在可以表述累积塑性应变方程中, 常用基本模型包含指数模型^[30]、对数模型^[31]、线性模型^[32]等, 这些模型中, 随着轴向应变的增加, 土体累积塑

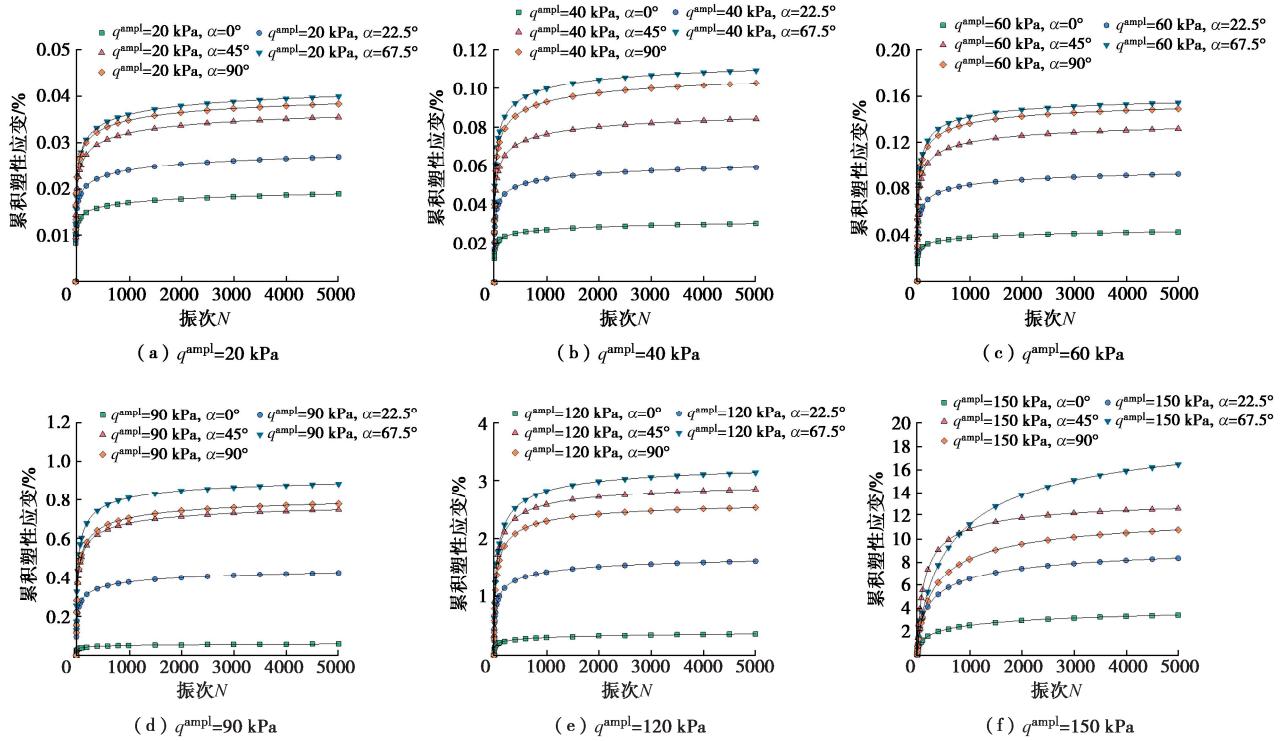


图 7 100 kPa 围压下不同裂隙角度试样的累积塑性应变曲线

Fig. 7 Cumulative plastic strain curves of samples with different fissure angles under 100 kPa confining pressure

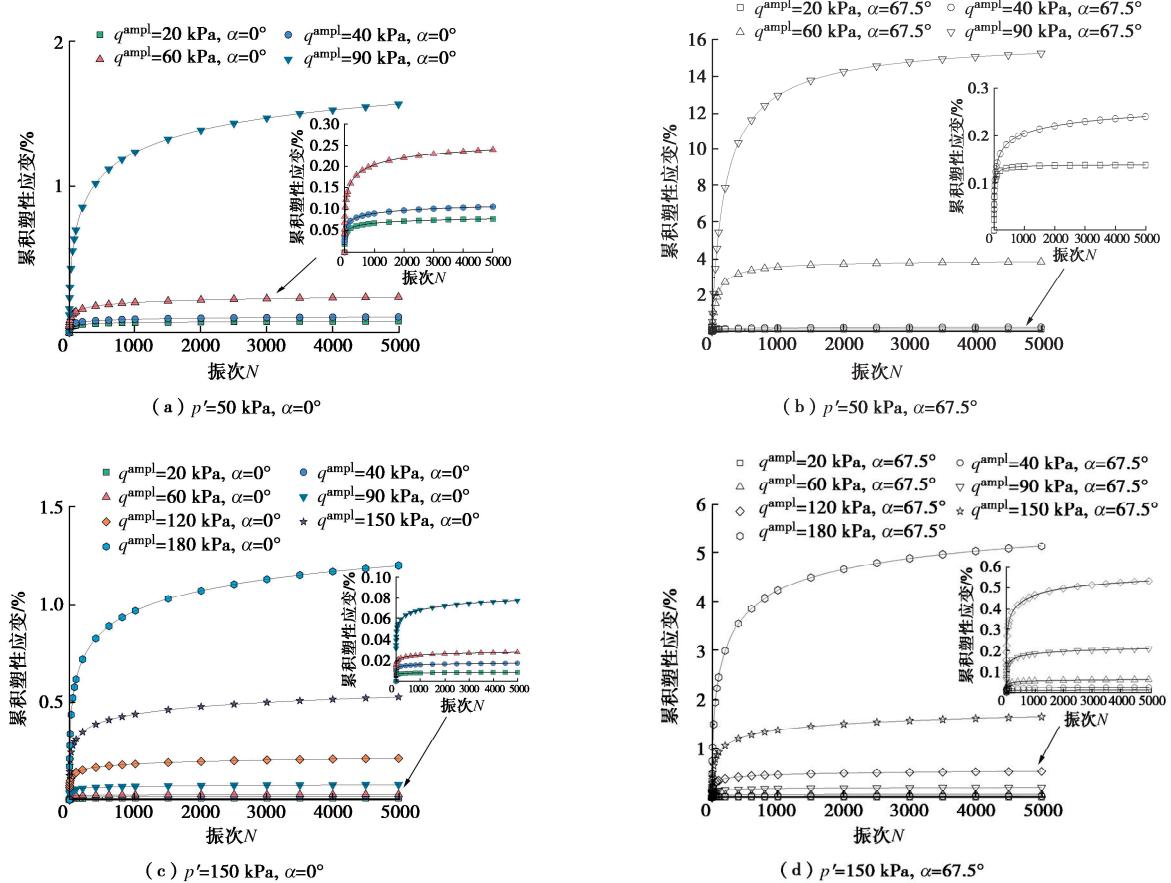


图 8 50, 150 kPa 围压下不同振幅试样的累积塑性应变曲线

Fig. 8 Curves of cumulative plastic strain of samples with different amplitudes under confining pressures of 50 and 150 kPa

性应变会不断的增加, 这和本文中累积塑性应变的增长趋势并不一致。为了更好分析不同围压和不同裂隙倾角下试样的累积塑性变形, 本研究选择能够考虑累积塑性应变极值情况的数学表达方程^[30]:

$$\varepsilon_p = \frac{aN^b}{1+cN^b} \quad (1)$$

该数学模型在 c 为 0 时, 可退化为指数模型, 式中 a , b , c 为与土性和应力条件有关的拟合参数, N 为循环振动次数, ε_p 为累积塑性应变, 是材料在动力加载后不可逆变形的总量, 从式(1)中可知, a/c 的物理意义是 ε_p 的极限值。

2.2 不同围压下拟合参数变化特征

图 9 给出了不同围压下土体轴向累积塑性应变极限值 a/c 随动应力幅值的变化曲线。在同一围压, a/c 随动应力幅值非线性增长。随着动应力幅值增加, a/c 增大, 这表明累积塑性应变的极限值增加。在试样未达到结构破坏时, 土样变形较小, 一旦动应力超过了其结构强度, 土样的变形就迅速增加。这反映了土体累积塑性变形存在加速破坏的特点, 可能是原状裂隙土的结构性导致的。拟合参数 b 值决定了曲线的拟合形态, 图 10 可见, 随着动应力幅值的增加, b 值增大, 即需要更多的循环振动次数才能达到较为稳定的累积塑性应变值。同样的, 随着围压的减小, b 值增大。结合图 11 中 c 值的变化规律, 即动应力幅值增加, c 值减小, 累积塑性应变的曲线由“稳定型”向“破坏型”发展。结合式(1), 可认为当 c 值降为 0 时, 土体的累积塑性应变模式转变为“破坏型”, 由此 c - q^{ampl} 线性拟合曲线的横轴截距(即 $c=0$ 时的动应力幅值)代表了临界动应力幅值^[33]。依照此方法可获得不同围压下各裂隙角度土样的临界动应力。显然, 在各个围压下 0° 裂隙试样的临界动应力最大, 67.5° 裂隙试样的临界动应力最小。

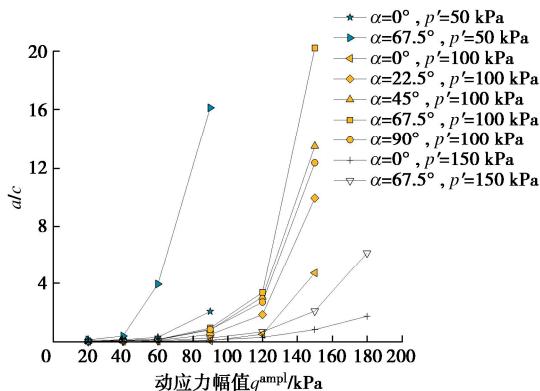


图 9 拟合参数 a/c 与动应力幅值关系

Fig. 9 Relationship between fitting parameter a/c and amplitude of dynamic stress

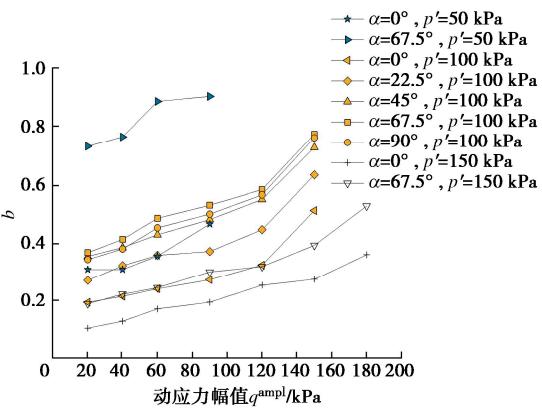


图 10 拟合参数 b 与动应力幅值关系

Fig. 10 Relationship between fitting parameter b and amplitude of dynamic stress

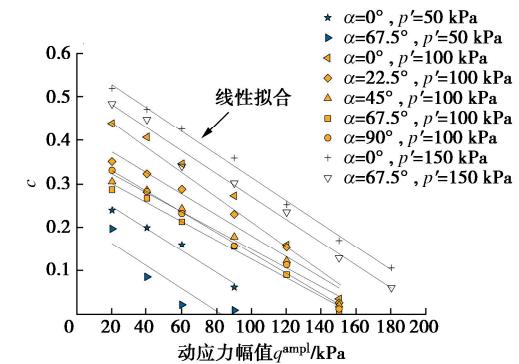


图 11 拟合参数 c 与动应力幅值关系

Fig. 11 Relationship between fitting parameter c and amplitude of dynamic stress

图 12 为不同围压下各裂隙角度的临界动应力幅值(σ_c), 这与图 8 直接反映的临界动应力幅值的大致范围相吻合, 且其动应力幅值与围压有良好的线性拟合关系。从图 9 可以看到, 在动应力幅值 20, 40, 60, 90 kPa 下, 不同围压的 a/c 最大值和 a/c 最小值相差明显, 表现出低围压下不同裂隙角度的累积塑性应变相差大, 高围压下相差小。这和图 10, 11 中拟合参数 b , c 变化有同样的规律。这反应出不同围压条件下, 土体的各向异性差别不同。根据上述得到的临界动应力幅值, 定义参数 δ 来表达土体动强度各向异性:

$$\delta = \frac{\sigma_c^{\max} - \sigma_c^{\min}}{\sigma_c^{\max}} \quad (2)$$

式中: σ_c^{\max} 为同一围压下最大临界动应力幅值; σ_c^{\min} 为同一围压下最小临界动应力幅值。参数 δ 与围压关系见图 13。可以看出, 随着围压增大, 裂隙土的各向异性减弱, 各个裂隙角度之间的差异减小。这可能是土体的原始结构和裂隙接触在较高的围压发生变化导致的, 低围压下, 土体颗粒排列较松散, 颗粒之间的间隙较大, 而在高围压下, 土体颗粒更紧密地堆积在一起, 导致原始结构的改变, 同时高围压增加裂隙之

间的接触力, 这就导致了裂隙对土体变形控制作用减弱, 引起其各向异性改变。

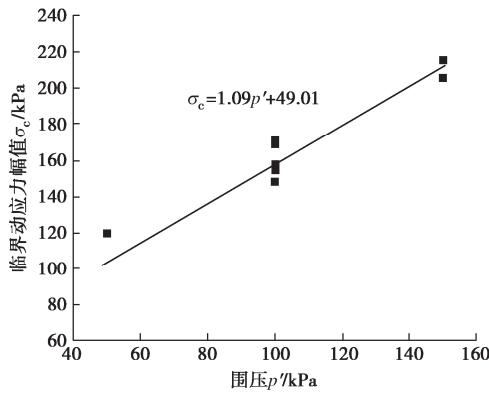


图 12 临界动应力幅值与围压的关系

Fig. 12 Relationship between amplitude of critical dynamic stress and confining pressure

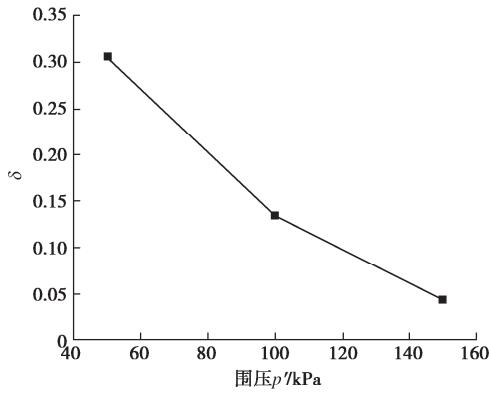


图 13 参数 δ 与围压的关系

Fig. 13 Relationship between parameter δ and confining pressure

2.3 不同裂隙倾角下拟合参数变化特征

对 100 kPa 围压下累积塑性应变的拟合参数 a/c , b , c , 采用裂隙倾角作为自变量对其进行拟合:

$$a/c = \lambda_1 \sin\left(\omega_1 \frac{\pi \alpha}{180}\right) + v_1 \quad , \quad (3)$$

$$b = \lambda_2 \sin\left(\omega_2 \frac{\pi \alpha}{180}\right) + v_2 \quad , \quad (4)$$

$$c = \lambda_3 \sin\left(\omega_3 \frac{\pi \alpha}{180}\right) + v_3 \quad . \quad (5)$$

式中: λ_i 为参数在不同裂隙角度下变化的幅值; ω_i 为单位角度内参数增加的量, 它决定了拟合曲线的弯曲形态; v_i 为裂隙角度为 0° 时, 拟合参数的大小, i 为 1, 2, 3。

拟合结果见图 14~16。参数 a/c 和 b 随着裂隙倾角增大呈现出先增加后减小的特点, c 值先减小后增加, 转折点都处于 67.5° 裂隙试样处。不同裂隙倾角试样的累积塑性应变拟合参数产生差异包含多方面原因。一方面可能和试样内部的应力分布不同有关, 当

裂隙倾角不同时, 试样内部的应力集中情况也会有所不同; 另一方面, 不同裂隙倾角条件下, 裂隙之间的相互作用可能会产生差异, 裂隙面之间的相互作用由于其接触的角度不同可能导致试样整体受力情况发生变化, 从而影响了塑性变形的发展。通过拟合参数的变化趋势可以发现, 采用 $\sin(x)$ 三角函数可以较好的反映出不同裂隙角度下累积塑性应变拟合参数的变化。拟合参数见表 4。

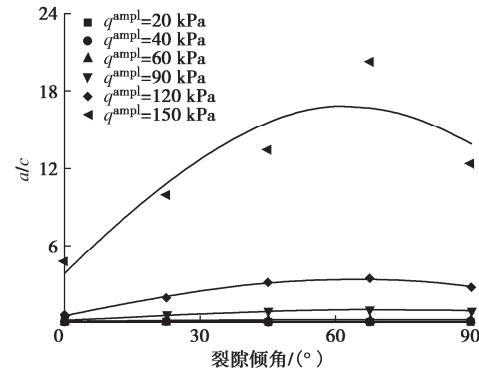


图 14 裂隙倾角与拟合参数 a/c 的关系

Fig. 14 Relationship between inclination angle of fissures and fitting parameter a/c

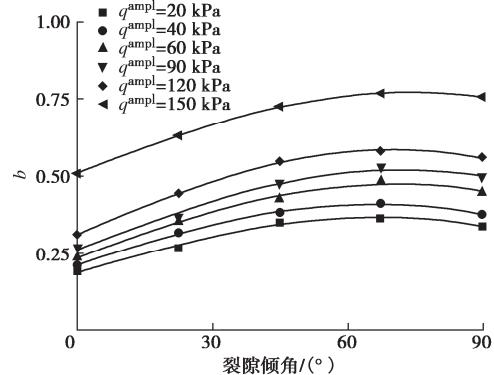


图 15 裂隙倾角与拟合参数 b 的关系

Fig. 15 Relationship between inclination angle of fissures and fitting parameter b

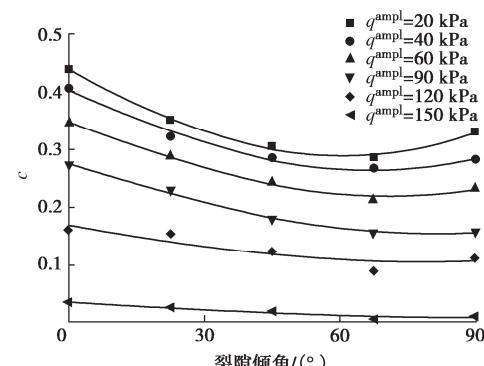


图 16 裂隙倾角与拟合参数 c 的关系

Fig. 16 Relationship between inclination angle of fissures and fitting parameter c

表4 a/c , b , c 与裂隙倾角的拟合参数Table 4 Fitting parameters of a/c , b , c and inclination angle of fissures

参数	动应力幅值						
	20 kPa	40 kPa	60 kPa	90 kPa	120 kPa	150 kPa	
a/c	λ_1	0.0190	0.0790	0.1080	0.8670	2.8770	13.0120
	ω_1	1.1030	1.0600	1.1900	1.3020	1.4120	1.4390
	v_1	0.0270	0.0400	0.0590	0.0800	0.4580	3.8000
b	R^2	0.9939	0.9864	0.9992	0.9993	0.9954	0.8369
	λ_2	0.1780	0.1950	0.2340	0.2570	0.2730	0.2400
	ω_2	1.3460	1.3720	1.2700	1.2410	1.2760	1.2150
c	v_2	0.1870	0.2140	0.2380	0.2620	0.3120	0.5080
	R^2	0.9916	0.9979	0.9941	0.9915	0.9992	0.9999
	λ_3	-0.1510	-0.1390	-0.1290	-0.1220	-0.064	-0.0260
c	ω_3	1.4890	1.3530	1.2670	1.1230	1.1430	1.0170
	v_3	0.4390	0.4030	0.3480	0.2760	0.1680	0.0350
	R^2	0.9957	0.9891	0.9947	0.9937	0.8318	0.9189

从表 4 可以发现, 对于累积应变极限值 a/c , 随着振动幅值的增加, λ_1 增加, a/c 变化幅值加剧, 表明振幅增加, 不同裂隙倾角试样之间的累积塑性应变差异更加显著。 ω_1 随着振幅增加而增加, 拟合曲线曲率增加, 同样反映出不同裂隙倾角试样的差异增大, v_1 随着振幅增加而增加, 表明累积塑性应变随振幅增加而增大, 显而易见, 这和应力应变曲线趋势是一致的。对于 b , c , 其拟合参数反应出不同振幅下裂隙角度对其影响都呈现出规律的变化, 都反应出振幅增大, 试样的差异增加。当振幅增大时, 试样中的每个裂隙面会受到更大的振动力, 不同角度的裂隙在土体中的方向不同, 它们所受的振动力作用也会有所差异, 这将影响试样的变形模式和响应特征。

3 裂隙方向影响下的原状膨胀土动弹性模量及阻尼比特性

图 17 为本次试验中不同振幅下试样典型的滞回曲线 (σ 为动应力, ε 为应变)。在一滞回圈的两端点连线后, 其直线的斜率即为土体的动弹性模量 E_d 。动弹性模量可以表达在一定的动应力幅值下土体的刚度及弹性性能的大小:

$$E_d = \frac{\sigma_A - \sigma_B}{\varepsilon_A - \varepsilon_B} \quad (6)$$

式中: σ_A , σ_B 分别为一次循环荷载中滞回曲线最大和最小的动应力 (kPa); ε_A , ε_B 分别为一次循环荷载中滞回圈最大和最小动应变 (%)。

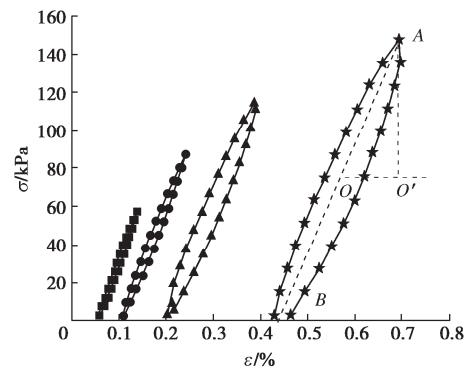


图 17 不同振幅下典型的滞回曲线

Fig. 17 Typical hysteresis curves under different amplitudes

为观察不同裂隙角度和不同围压下试样动弹性模量的差异, 取 5000 次循环振动的平均动弹性模量进行对比分析。由图 18 可见在 100 kPa 固结围压下, 随着裂隙角度的增大, 动弹性模量呈现出先减小后增大的趋势。在 $\alpha=67.5^\circ$ 时, 动弹性模量最小。裂隙角度显著影响试样动态荷载下的弹性特性, 这是因为该裂隙角度会使得裂隙平面更接近于剪切破坏方向。裂隙倾角有利的试样其颗粒接触力更紧密, 从而提高了其整体的动剪切特性。随着围压增大, 同一裂隙角度下的动剪切模量增大。随着循环荷载振幅的增加, 动弹性模量减小。更大的振动荷载引起试样内部的更多的塑性损伤累积, 土体颗粒内部结构发生破坏, 导致试样的动弹性性能下降。而增大到一定的动力幅值时, 动弹性模量衰减程度高。这和累积塑性应变有相同的规律, 是原状土在该振幅下裂隙扩展引起的结构损伤, 急速降低了其动弹性性能。

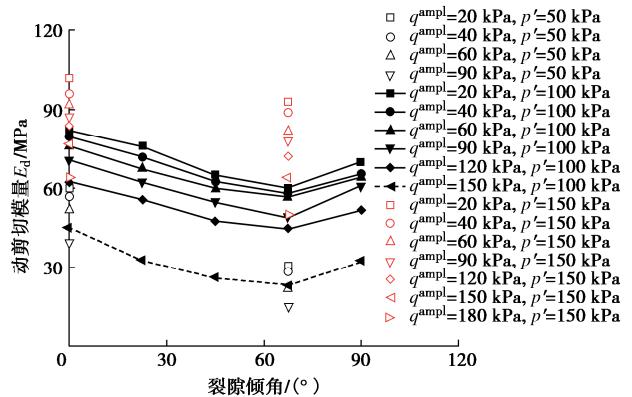


图 18 不同裂隙倾角试样的动弹性模量变化情况

Fig. 18 Changes in dynamic elastic modulus of samples with different inclination angles of fissures

土的等效阻尼比反映了动荷载作用下作用在土体上的能量因为阻尼作用而耗散的比例, 表征了土体吸能抗震的能力,

$$\lambda = \frac{1}{4\pi} \frac{\Delta W}{W} = \frac{1}{4\pi} \frac{S}{S_{TRI}} \quad (7)$$

表 5 阻尼比与振动循环次数曲线的拟合参数

Table 5 Fitting parameters of damping ratio and vibration cycle number curves

参数	$p'=50$ kPa		$p'=100$ kPa				$p'=150$ kPa		
	$\alpha=0^\circ$	$\alpha=67.5^\circ$	$\alpha=0^\circ$	$\alpha=22.5^\circ$	$\alpha=45^\circ$	$\alpha=67.5^\circ$	$\alpha=90^\circ$	$\alpha=0^\circ$	$\alpha=67.5^\circ$
λ_0	0.530	0.643	0.521	0.521	0.538	0.561	0.559	0.422	0.509
ω	1.248	0.689	0.904	0.905	0.655	0.492	0.494	0.590	0.384
λ_s	0.075	0.109	0.007	0.027	0.039	0.069	0.042	0.005	0.006
R^2	0.9992	0.9938	0.9720	0.9689	0.9856	0.9690	0.9875	0.9943	0.9944

式中: ΔW 为土体在一次动荷载作用下损耗的能量; W 为土体在一次动荷载作用下存储的总能量; S 为滞回曲线面积; S_{TRI} 为三角形面积。研究表明, 黏弹性体在一次动荷载作用下的 ΔW , 可近似等于滞回曲线所围面积^[34], 而在一次动荷载作用下 W 则为图 16 中三角形面积 $O O'A$ 。

以动应力幅值 90 kPa 下阻尼比变化为例, 由图 19 可见, 随着振动循环次数的增大, 阻尼比呈现出逐渐减小的趋势。在振动初期, 土体的密实度较低, 孔隙率较高, 因此土体具有较大的压缩变形余量。在动荷载作用下, 土样能够产生较多的塑性变形, 土颗粒在受到振动荷载作用时会发生相对位移, 这些位移会被逐渐累积并形成塑性变形。由于土体能够通过塑性变形吸收更多的振动能量, 此时土样的振动能量吸收效率较高。随着循环次数的增加, 土体的密实度逐渐增大, 孔隙率逐渐降低, 孔隙可压缩余量被大幅度削减。试样变形由塑性变形为主转变为弹性变形为主, 随着土体的密实度逐渐增大, 土颗粒间的接触点也会逐渐增多, 颗粒间的刚性联系逐渐增强, 土体的变形更多表现为弹性变形。这时, 阻尼比曲线呈现急剧下降趋势, 因为土体的能量吸收效率下降, 产生的振动能量更多表现为反弹和回弹。当振次达到一定次数时, 孔隙被压缩到不可再被压缩的状态, 动应变以弹性变形为主, 土体阻尼比基本平稳, 土体的变形已经达到一个稳定状态, 不会再发生大的变形。此时, 土体对振动荷载的响应已经趋于稳定, 因此其阻尼比曲线也趋于稳定。某一循环振次次数下, 随着角度增大, 阻尼比呈现出先增大后减小的趋势, 最大值出现在 $\alpha=67.5^\circ$ 。这是由于不同裂隙角度试样在动荷载下的变形不同, 可以吸收振动能量的能力不同, 导致不同裂隙角度阻尼比的差异。这也反应出不同裂隙角度具有不同的阻尼比敏感性。在不同围压条件下的阻尼比变化也较为明显。当围压较大的条件下, 土体承受荷载时产生的变形较小, 这样传递到土体上的能量能更完整地传递, 其阻尼比也相对较低。当围压较小时, 土体承受荷载时产生更大的变形, 这样在传递过程中会因为土体阻尼而损耗能量, 阻尼比随之上升。不同工

况下, 随振次发展的初始阻尼比、稳定时阻尼比和其衰减速率有明显的差异, 为了更深刻理解不同裂隙角度下和不同振动幅值下阻尼比曲线的变化特征, 本文根据阻尼比随振动次数的变化的数学特征建立了如下公式:

$$\lambda = \lambda_s + \lambda_0 e^{-N^\omega} \quad (8)$$

式中: λ_s 为与稳定阻尼比有关的拟合参数, 当 N 为无穷大时, 试样阻尼比为 λ_s ; λ_0 为振动荷载未作用时的初始阻尼比和稳定阻尼比差值相关的拟合参数; ω 为阻尼比随循环振动次数衰减速率的拟合参数。拟合结果见表 5, 其拟合结果良好。

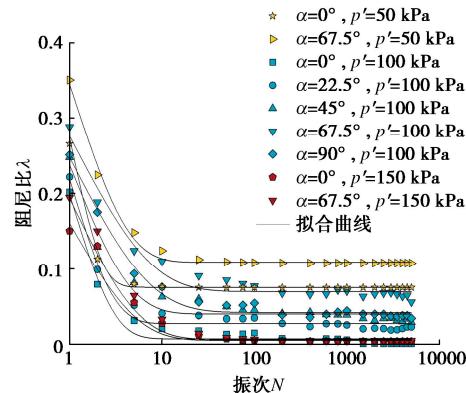


图 19 不同循环荷载下裂隙试样阻尼比随振动循环次数变化特征

Fig. 19 Variation characteristics of damping ratio of fissured samples with vibration cycles under different cyclic loading

由表 5 可知, 在 100 kPa 围压下, λ_0 呈现出先增后减的趋势, 表明不同裂隙倾角试样的初始阻尼比与稳定阻尼比的差值呈现先增后减的趋势, 初始阻尼比与稳定阻尼比的差值在 $\alpha=67.5^\circ$ 最大。表明裂隙角度为 67.5° 时, 试样吸收振动能量的能力最强。随着围压的增大, λ_0 呈减小的趋势, 表明此时初始阻尼和稳定阻尼差值减小, 循环荷载作用时能量耗散增大。 ω 为表征阻尼比衰减的快慢的拟合参数, 裂隙角度增大, ω 值将减小后增大。 ω 值减小表现出阻尼比曲线衰减速度更慢。随着围压增大, ω 值减小, 需要更多的振动循环次数才能达到稳定的阻尼比状态。 λ_s 代表稳定阻尼比变化特征, 该参数代表长期循环荷载作用下土

体的阻尼特性，其拟合结果可知，裂隙倾角增大，稳定阻尼比先增后减，在 $\alpha=67.5^\circ$ 时最大。随着围压的增大， λ_s 呈现减小的趋势，这是由于土颗粒之间的相对移动能力减小，土颗粒之间的剪切阻力也会增大，从而导致整个试样的能量耗散减小，即阻尼比减小。在轨道交通设计中，需要充分考虑不同裂隙角度土体的阻尼特性，以便更合理设计基础。

图 20 为不同动力幅值和不同围压下裂隙试样的平均阻尼比（5000 次循环振动的阻尼比平均值）变化情况。最大的阻尼比在 67.5° 裂隙倾角试样处。且随着动应力幅值的增加，阻尼比增大，较大的动应力幅值会引起土体颗粒之间的更大的局部位移和相互摩擦。这些局部变形和摩擦现象消耗了动能，从而增加了土体的阻尼。需要注意的是，振动幅值对阻尼比的影响是与振动频率有关。在不同的振动频率下，土体的响应特性会发生变化。本文只研究了 0.1 Hz 频率下的裂隙土阻尼特性，不同频率下的裂隙土阻尼特性需要更深一步的研究。

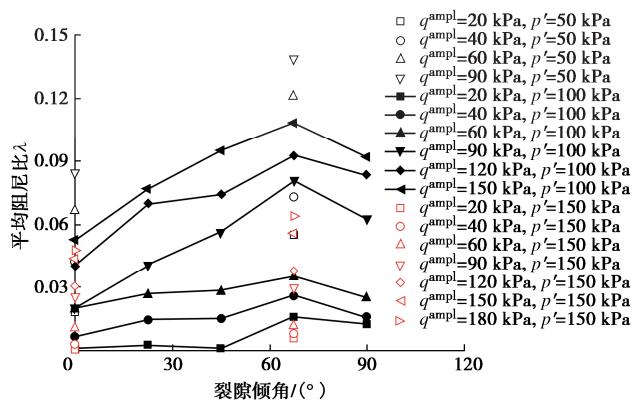


图 20 平均阻尼比随裂隙倾角变化趋势

Fig. 20 Variation trend of average damping ratio with inclination angle of fissures

4 结 论

为分析循环荷载下原状裂隙膨胀土的永久变形特性及动弹性模量和阻尼比特性，对不同裂隙倾角的原状膨胀土开展了一系列连续加载动三轴试验。分析了应力幅值和围压对试样累积塑性应变、动弹性模量和阻尼比的影响，得到 3 点结论。

(1) 在相同动应力幅值下，土体总累积变形量随振次逐渐增加。在本文所研究的五个裂隙角度中，随着裂隙倾角的增大，土体累积应变呈现出先增大后减小的趋势，最大值出现在 $\alpha=67.5^\circ$ 。同一裂隙倾角下，更大的动应力幅值对应了更高的累积变形，且不同裂隙试样的轴向塑性变形累积模式都加速向“破坏型”发展。通过临界动应力可以发现在低围压下试样各向异性特征强于高围压下土体的各向异性。

(2) 随着循环荷载振幅的增加，动弹性模量减小。当增大到一定的动力幅值时，动弹性模量急速下降，这和累积塑性应变有相同加速破坏的规律，是原状土在该振幅下裂隙扩展引起了结构损伤，其余内容不改变，急速降低了其动弹性性能，裂隙仍是控制其动弹性模量变化的主要因素。

(3) 不同裂隙土体具有不同的阻尼特性和阻尼敏感性。随着振动循环次数的增大，阻尼比呈现出减小后达到稳定状态的特性。本文建立的表述阻尼比变化的模型，可以较好反映出不同裂隙倾角和围压对其变化特征的影响。从平均阻尼比可以看到，循环荷载幅值增大，阻尼比增大。动应力幅值增大会导致更多的动能输入到土体中，使得土样具有更高的阻尼比来耗散这些能量。

参 考 文 献：

- [1] 龚壁卫, 程展林, 胡波, 等. 膨胀土裂隙的工程特性研究[J]. 岩土力学, 2014, 35(7): 1825-1830, 1836. (GONG Biwei, CHENG Zhanlin, HU Bo, et al. Research on engineering properties of fissures in expansive soil[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, 35(7): 1825-1830, 1836. (in Chinese))
- [2] 白颢, 孔令伟. 固结比对石灰土动力特性的影响试验研究[J]. 岩土力学, 2009, 30(6): 1590-1594. (BAI Hao, KONG Lingwei. Experimental research on influence of consolidation ratio on dynamic characteristics of lime-treated soil[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(6): 1590-1594. (in Chinese))
- [3] ABU-FARSAKH M, DHAKAL S, CHEN Q M. Laboratory characterization of cementitious treated/stabilized very weak subgrade soil under cyclic loading[J]. Soils and Foundations, 2015, 55(3): 504-516.
- [4] REEHANA S, MUTHUKUMAR M. Undrained response of fibre reinforced expansive soil subjected to cyclic loading[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2023, 173: 108154.
- [5] 李宝平, 支枭雄, 张玉, 等. NaCl 溶液改良膨胀土动力特性试验[J]. 中国科技论文, 2022, 17(7): 780-788. (LI Baoping, ZHI Xiaoxiong, ZHANG Yu, et al. Experimental study on dynamic characteristics of expansive soil improved by NaCl solution[J]. China Sciencepaper, 2022, 17(7): 780-788. (in Chinese))
- [6] 周小生, 孔令伟, 郭爱国. 双向循环荷载作用下的膨胀土动力特性试验研究[J]. 公路交通科技(应用技术版), 2013, 9(4): 63-67. (ZHOU Xiaosheng, KONG Lingwei, GUO Aiguo. Experimental study on dynamic characteristics of expansive soil under biaxial cyclic loading[J]. Journal of

- Highway and Transportation Research and Development, 2013, **9**(4): 63-67. (in Chinese))
- [7] XU X T, LI Q L, XU G F. Investigation on the behavior of frozen silty clay subjected to monotonic and cyclic triaxial loading[J]. Acta Geotechnica, 2020, **15**(5): 1289-1302.
- [8] QIAN J G, LI S Y, ZHANG J L, et al. Effects of OCR on monotonic and cyclic behavior of reconstituted Shanghai silty clay[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2019, **118**: 111-119.
- [9] INDRARATNA B, KORKITSUNTORNSAN W, NGUYEN T T. Influence of Kaolin content on the cyclic loading response of railway subgrade[J]. Transportation Geotechnics, 2020, **22**: 100319.
- [10] ZHANG J H, PENG J H, ZHANG A S, et al. Prediction of permanent deformation for subgrade soils under traffic loading in Southern China[J]. International Journal of Pavement Engineering, 2022, **23**(3): 673-682.
- [11] HAN J, YIN Z Y, DANO C, et al. Undrained monotonic and cyclic behavior of a stiff fissured overconsolidated clay[J]. Engineering Geology, 2022, **302**: 106627.
- [12] 许健, 周立阳, 胡科, 等. 受振动荷载扰动裂隙性黄土单轴压缩力学行为研究[J]. 岩土力学, 2023, **44**(1): 171-182. (XU Jian, ZHOU Liyang, HU Ke, et al. Uniaxial compression behavior of fissured loess disturbed by vibration load[J]. Rock and Soil Mechanics, 2023, **44**(1): 171-182. (in Chinese))
- [13] 刘炳恒, 孔令伟, 舒荣军, 等. 原生各向异性影响下湛江黏土小应变剪切模量特征[J]. 岩土工程学报, 2021, **43**(增刊2): 19-22. (LIU Bingheng, KONG Lingwei, SHU Rongjun, et al. Characteristics of small strain shear modulus of Zhanjiang clay under the influence of primary anisotropy[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, **43**(S2): 19-22. (in Chinese))
- [14] 陈欣, 周小涵, 许彬, 等. 裂隙岩体宏细观剪切损伤力学行为研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2022, **41**(12): 2509-2521. (CHEN Xin, ZHOU Xiaohan, XU Bin, et al. Investigation on the macro-meso shear damage mechanical behaviors of fractured rocks[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2022, **41**(12): 2509-2521. (in Chinese))
- [15] ZHAI M L, BAI H B, WU L Y. Shear slip instability behavior of rock fractures under prepeak tiered cyclic shear loading[J]. Advances in Civil Engineering, 2020, **2020**: 8851890.
- [16] 李关洋, 顾凯, 王翔, 等. 含裂隙膨胀土无侧限抗压强度特征试验研究[J]. 水文地质工程地质, 2022, **49**(4): 62-70. (LI Guanyang, GU Kai, WANG Xiang, et al. An experimental study of the unconfined compressive strength characteristics of the expansive soil with cracks[J]. Hydrogeology & Engineering Geology, 2022, **49**(4): 62-70. (in Chinese))
- [17] ZHAO C X, LIU J F, LYU C, et al. Study on the shear-slip process and characteristics of fracture in shale[J]. Engineering Geology, 2023, **319**
- [18] 刘凯. 裂隙性黄土三轴蠕变特性试验研究[D]. 西安: 西北大学, 2022. (LIU Kai. Experimental Study on Triaxial Creep Properties of Fractured Loess[D]. Xi'an: Northwest University, 2022. (in Chinese))
- [19] WANG J, LI J T, SHI Z M, et al. Fatigue damage and fracture evolution characteristics of sandstone under multistage intermittent cyclic loading[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2022, **119**: 103375.
- [20] ZHANG J, XI X, TAN W H, et al. Experimental investigation of failure mechanisms of granites with prefabricated cracks induced by cyclic-impact disturbances[J]. Energies, 2022, **15**(10): 3680.
- [21] ZHANG T, LIU B, WEI Z, et al. Dynamic Mechanical Responses and Crack Evolution of Burst-prone Coal with a Single Prefabricated Fissure[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2022, **121**: 103494.
- [22] 卢全中, 陈树峰, 彭建兵, 等. 三轴压缩条件下裂隙性黄土应力-应变特性及变形破坏机制[J]. 中国公路学报, 2015, **28**(1): 8-16. (LU Quanzhong, CHEN Shufeng, PENG Jianbing, et al. Stress-strain features and deformation failure mechanisms of fissured loess under triaxial compression[J]. China Journal of Highway and Transport, 2015, **28**(1): 8-16. (in Chinese))
- [23] 孙萍, 彭建兵, 吴树仁, 等. 裂隙性黄土力学特性试验研究[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2015, **46**(6): 2188-2195. (SUN Ping, PENG Jianbing, WU Shuren, et al. An experimental study on mechanical properties of fractured loess[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2015, **46**(6): 2188-2195. (in Chinese))
- [24] TUDISCO E, VITONE C, MONDELLO C, et al. Localised strain in fissured clays: the combined effect of fissure orientation and confining pressure[J]. Acta Geotechnica, 2022, **17**(5): 1585-1603.
- [25] VITONE C, COTECCHIA F. The influence of intense fissuring on the mechanical behaviour of clays[J].

- Géotechnique, 2011, **61**(12): 1003-1018.
- [26] 李子春. 轨道结构垂向荷载传递与路基附加动应力特性的研究[D]. 北京: 铁道部科学研究院, 2000. (LI Zichun. Study on the Vertical Load Transmision Through the Track Structure and the Characteristics of subgrade Dynamic Stress[D]. Beijing: China Academy of Railway Sciences, 2000. (in Chinese))
- [27] 梅英宝, 朱向荣, 吕凡任. 交通荷载作用下道路与软土地基弹性变形分析[J]. 浙江大学学报(工学版), 2005, **39**(7): 997-1002. (MEI Yingbao, ZHU Xiangrong, LÜ Fanren. Elasto-plastic deformation analysis of pavement and soft subsoil under traffic load[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2005, **39**(7): 997-1002. (in Chinese))
- [28] 李飞. 循环荷载作用一百年后填料的特性规律[J]. 铁道工程学报, 2022, **39**(12): 30-34, 72. (LI Fei. Characteristic law of filler after 100 years of cyclic load[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2022, **39**(12): 30-34, 72. (in Chinese))
- [29] 肖源杰, 张冲冲, 王萌, 等. 循环荷载下重载铁路道砟磨耗破碎及力学特性试验研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2024, **21**(1): 125-137. (XIAO Yuanjie, ZHANG Chongchong, WANG Meng, et al. Experimental investigation of particle abrasion and breakage characteristics and mechanical behavior of heavy-haul railway ballasts subjected to repeated loading[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2024, **21**(1): 125-137. (in Chinese))
- [30] MONISMITH C L, OGAWA N, FREEME C R. Permanent deformation characteristics of subgrade soils due to repeated loading[J]. Transportation Research Record, 1975(537): 1-17.
- [31] BARKSDALE R D. Laboratory evaluation of rutting in basecourse materials[J]. Third International Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements, 1972: 161-174.
- [32] CHAI J C, MIURA N. Traffic-load-induced permanent deformation of road on soft subsoil[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2002, **128**(11): 907-916.
- [33] 张勇, 孔令伟, 郭爱国, 等. 循环荷载下饱和软黏土的累积塑性应变试验研究[J]. 岩土力学, 2009, **30**(6): 1542-1548. (ZHANG Yong, KONG Lingwei, GUO Aiguo, et al. Cumulative plastic strain of saturated soft clay under cyclic loading[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, **30**(6): 1542-1548. (in Chinese))
- [34] 谢定义. 土动力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2011: 297-303. (XIE Dingyi. Soil Dynamics[M]. Beijing: Higher Education Press, 2011: 297-303. (in Chinese))