

DOI : 10.16285/j.rsm.2017.01.005

静偏应力下湛江结构性黏土的动力特性

臧 濛, 孔令伟, 郭爱国

(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)

摘 要: 针对天然强结构性湛江黏土, 通过开展不同静偏应力影响下的不排水循环加载三轴试验, 对循环荷载作用下的动变形、动强度和动孔隙水压力特性以及与土结构性间的内在联系进行系统性的试验研究。结果表明, 结构性黏土在循环荷载作用下的突然破坏, 具有脆性破坏特征, 静偏应力越大, 土体破坏应变越小。湛江黏土的临界动应力随静偏应力呈先增大、后减小的变化规律, 在静偏应力较小时存在峰值。分析认为, 静偏应力对结构性黏土动力特性的影响存在分界值, 小于该值时静偏应力对土体的压密作用提高了土体的临界动应力和动强度, 抑制了土的变形发展; 当静偏应力继续增大, 则土体结构损伤, 动荷载下的临界动应力和动强度均呈下降趋势。结构性土的动孔隙水压力低于一般黏土, 静偏应力的存在导致孔压在土体破坏后出现负增长, 初始剪应力使结构性土体产生剪胀势。

关 键 词: 结构性黏土; 静偏应力; 动变形; 临界动应力; 动强度; 动孔压

中图分类号: TU 411

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 7598 (2017) 01 - 0033 - 08

Effects of static deviatoric stress on dynamic characteristics of Zhanjiang structured clay

ZANG Meng, KONG Ling-wei, GUO Ai-guo

(State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan, Hubei 430071 China)

Abstract: Undrained cyclic triaxial tests are conducted on Zhanjiang structured clay under different static deviatoric stresses. The internal connection among dynamic deformation, dynamic pore pressure, dynamic strength and structure characteristics are studied. It is shown that the sudden destruction of structured clay under dynamic loads exhibits a feature of brittle failure; and the higher the static deviatoric stress, the smaller the failure strain. The trend of critical dynamic stress with deviatoric stress first increases and then decreases, and the critical dynamic stress has a peak value as the deviator stress decreases. There exists a threshold for the influence of static deviatoric stress on the dynamic characteristics of structured clay. If the static deviatoric stress is below the threshold, the deformation of the clay is restrained as a result of the improvement of the critical dynamic stress and the dynamic strength by the compaction effect of the static deviatoric stress. With the increasing of static deviatoric stress, however, the critical dynamic stress and dynamic strength decrease due to the damage of soil structure. The dynamic pore pressure of structured soil is slower than that of general soil, thus, and it drops after soil fails. The initial shear stress can increase the dilatancy.

Keywords: structured clay; static deviator stress; dynamic deformation; critical dynamic stress; dynamic strength; dynamic pore pressure

1 引 言

我国沿海地区广泛分布着具有一定结构强度的海积软土, 土体亚稳态的絮凝结构以及颗粒间的强胶结作用致使表现出与一般黏性土不同的力学效应^[1], 其压缩曲线、应力-应变关系在结构破坏前后的性状均具有很大不同, 强度包络线存在转折点

等^[2], 相对于其他典型结构性土, 湛江黏土结构效应表现更为显著, 曾引起学术界和工程界的广泛关注。软黏土由于沉降过大、承载力不足给工程带来了很多问题。然而对于具有强结构性的湛江黏土, 孔令伟等^[3]在琼州海峡铁路轮渡工程采用下卧层结构性软土作为防波堤的持力层, 提供了一个充分发挥软土结构性应用潜能的范例。结构性土往往会在

收稿日期: 2015-09-14

基金项目: 国家自然科学基金项目(No. 51179186)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (51179186).

第一作者简介: 臧濛, 女, 1988 年生, 博士, 主要从事结构性土动力响应方面的研究工作。E-mail: zangmeng@163.com

毫无预兆的情况下产生突然性的破坏,如何避免土骨架结构不稳定性的不利作用,利用结构性对强度及变形特性的有利影响,使之能为工程服务是应当深思的问题。

多年来沿海地区的大部分基础设施,如轨道交通、高层建筑及机场等都修筑于软土地基上,建成后必然会受到循环荷载作用。以往的研究大多关注软黏土在循环荷载作用下动应变、动孔压、动强度,分析各种因素对土体循环动力特性的影响:Larew等^[4]提出饱和软黏土存在临界循环应力比的概念;陈颖平^[5]在循环荷载作用下软黏土的研究中将应变转折点定义为破坏应变;Park等^[6]通过对灵敏性黏土在动荷载下响应特征研究表明,其较强的初始刚度导致应变软化前土体的变形较小;张茹等^[7]研究了初始剪应力对饱和砂砾石料强度的影响,结果表明,土体的强度随着初始剪应力的增加先增加后减小;Wang等^[8]对饱和软土在静偏应力影响下的动强度和总循环强度规律进行了探究;黄茂松等^[9]研究了不同静-动组合应力历史影响下饱和软黏土的不排水循环累积变形特性。然而,关于初始剪应力对黏土强度的影响缺乏一致的结论,尤其是较大初始静偏应力对土体动力特性的影响大多数研究较少涉及。静偏应力 σ_s 对土体循环特性的影响研究,一般采用不排水条件下施加 σ_s ,无固结过程即迅速施加循环动荷载,模拟由于交通荷载车辆自重产生的应力;实际工程中,地基会受到堆载和附属构筑物等产生的静偏应力 σ_s ,土体在 σ_s 作用下已固结完成。

强结构性黏土在高静偏应力水平下是否会因结构损伤而易发生大变形?静偏应力下再承受循环荷载作用是否会表现出不同的力学特性?目前仍缺乏结构性黏土动力变形与强度破坏机制的深刻认识,因此,研究静偏应力对强结构性黏土动力变形、强度和稳定性的影响是值得关注的。

本文以湛江黏土为研究对象,在前期研究其应力路径效应^[10]、蠕变^[11]、结构损伤^[12]的基础上,开展了一系列不同静偏应力影响下的不排水循环加载三轴试验,对天然强结构性、高灵敏性黏土在循环荷载作用下的动变形、动强度和动孔隙水压力特性以及与土结构性间的内在联系进行系统性的试验研究。

2 试验土样及试验方案

2.1 试验土样与基本特性

试样取自广东省湛江市霞山区,埋深为15.0~20.0 m。物理力学性质指标及颗粒组成如表1所示。该土具有高含水率、大孔隙比的物理特性,黏粒成分含量超过50%,竖直方向上渗透系数很小。该土在具有较差的物理特性的同时却具有较好的力学特性,无侧限抗压强度为133 kPa,个别土样的无侧限抗压强度甚至超过500 kPa^[13]。天然状态下,湛江软土的压缩变形性状具有典型结构性土分段式的压缩曲线特征,存在明显屈服点,其结构屈服应力达到300~400 kPa。此外,该土的灵敏度大于7,说明湛江黏土是一种强结构性的灵敏性黏土,这为研究结构性黏土的力学性状提供了一种理想材料。

表1 湛江黏土基本物理力学性质指标平均值与颗粒组成

Table 1 Physical and mechanical indices and grain size distribution of Zhanjiang clay

重度 $\gamma/(\text{kN/m}^3)$	含水率 $w/\%$	孔隙比 e	液限 $w_L/\%$	塑限 $w_p/\%$	塑性 指数 I_p	竖向渗透系数 $K/(10^{-8} \text{ cm/s})$	无侧限抗 压强度 q_u/kPa	灵敏度 S_t	结构屈 服应力 σ_k/kPa	颗粒组成/%			
										>0.05 /mm	0.005~0.05 /mm	0.002~0.005 /mm	<0.002 /mm
17.2	57.4	1.46	60.5	28.2	32.3	1.74	133	>7	300~400	6.5	37.4	21.9	34.2

2.2 试验方案

试验仪器为英国GDS公司的动三轴试验系统DYNTTS,伺服电机控制的动三轴仪将三轴压力室和动力驱动器合为一体,采用动态伺服电机从压力室下方加载,从压力室底座施加轴向力和轴向变形。当无径向动力驱动时,通过平衡锤消除动态试验对恒定围压的影响。动三轴试验系统由GDSLAB软件来控制,开展了一系列等向固结和偏压固结条件下不排水循环加载三轴试验。

采用正弦波循环加载,围压 $\sigma_3=100 \text{ kPa}$,振动频率为1 Hz,静偏应力比 $\eta_s=\sigma_s/\sigma_3$,循环动应力

比 $\eta_d=\sigma_d/\sigma_3$,其中 σ_d 为循环动应力。原状样由固定活塞的薄壁取土器钻取,室内推土器缓缓推出后经切土器切成圆柱形试样,尺寸为 $\phi 38 \text{ mm} \times 76 \text{ mm}$ 。试样先等压固结,排水条件下施加不同的静偏应力,再进行不排水循环三轴试验,试验终止条件为轴向应变 ε 达10%。

结合应变控制式静三轴固结排水剪切试验(CD)可知,湛江结构性黏土在 $\sigma_3=100 \text{ kPa}$ 下的极限强度 $q_{ult}=224 \text{ kPa}$ 。蔡羽^[14]在固结压力 $\sigma_3=100 \text{ kPa}$ 的三轴蠕变试验过程中破坏的偏应力值 $\Delta\sigma$ 高达295 kPa。考虑到土体在静力条件下强度

高，取 $\Delta\sigma/2$ 约 150 kPa 为施加静偏应力的最大值，为了体现结构损伤对结构性黏土的影响，施加了不同初始静偏应力比 η_s 分别为 0.0、0.4、0.7、1.1、1.5，在静偏应力比 η_s 一定时进行不同动应力比 η_d 的循环三轴试验，试验方案如表 2 所示，进一步分析静偏应力和动应力的相互影响，实施表 3 中相同 η_d 、不同 η_s 的循环三轴试验，试验土样共 27 个，最终得到不同静偏应力下强结构性湛江黏土的固结效应和动力特性。

表 2 结构性土在不同动应力下的循环三轴试验
Table 2 Cyclic triaxial tests on structured clay under different dynamic stresses

静偏应力比 η_s	动应力比 η_d
0.0	0.70, 0.80, 0.90, 0.95, 0.98
0.4	0.60, 0.80, 0.90, 1.00
0.7	0.70, 0.80, 0.85, 0.90
1.1	0.60, 0.70, 0.75, 0.80, 0.85
1.5	0.40, 0.50, 0.55, 0.60, 0.65, 0.70

表 3 结构性土在不同静偏应力下的循环三轴试验
Table 3 Cyclic triaxial tests on structured clay under different static deviatoric stresses

动应力比 η_d	静偏应力比 η_s
0.9	0.0, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7

3 静偏应力下的湛江黏土的固结效应

3.1 不同静偏应力下湛江黏土的变形特性

土体施加静偏应力 σ_s 固结过程中，变形随时间发展呈加速、衰减和稳定 3 个阶段，初期施加 σ_s 时，应变增长很快， σ_s 达到设定目标值后变形逐渐趋缓，随时间增加，应变率衰减至最终固结应变稳定（见图 1）。

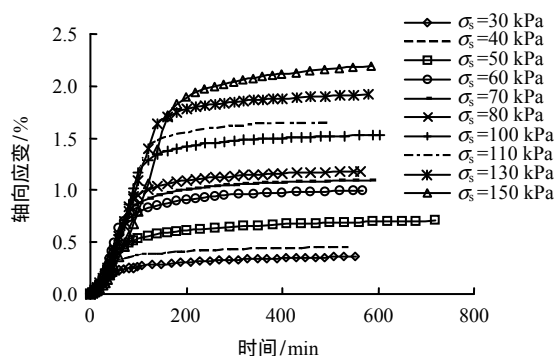


图 1 固结轴向应变与时间关系曲线

Fig.1 Relationships between axial strain and time during consolidation

3.2 不同静偏应力下湛江黏土的体变规律

由图 2 中体变与时间关系曲线可发现，体变曲线也呈现明显的分段特性。 $\sigma_s=150$ kPa 时，尽管轴

向应变已接近稳定状态，而体变在试验时间内仍有增长。当静偏应力继续增大，土体在施加偏压过程中已剪切破坏，静偏应力较大时土体结构有一定的损伤。

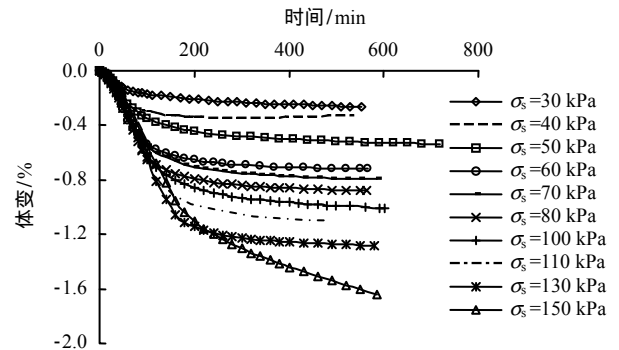


图 2 固结体变与时间关系曲线

Fig.2 Relationships between volumetric strain and time during consolidation

不同静偏应力下固结阶段孔压消散且应变稳定后的最终轴向应变和体变见图 3，随静偏应力 σ_s 增加，固结阶段土体轴向应变和体变增大。不同静偏应力下的应变曲线存在 3 个转折点 A、B、C， σ_s 较小时 (A 点前) 固结应变较小，AB 段斜率明显增大，这表明此段内静偏应力增加导致应变增长幅度较大，BC 段范围内轴向应变随 σ_s 增长不显著。当静偏应力 $\sigma_s > 80$ kPa 时，应变随 σ_s 增幅明显增大，静偏应力 $\sigma_s = 150$ kPa 时，轴向应变 $\varepsilon=2.1\%$ ，体应变随静偏应力的变化规律也有一定的相似性。

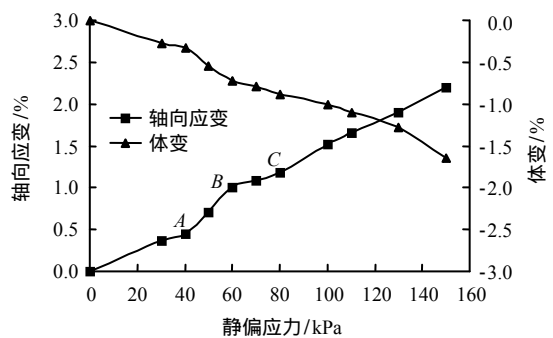


图 3 结构性黏土不同静偏应力下的轴向应变和体应变

Fig.3 Axial strain and volumetric strain of structured clay under different static deviatoric stresses

4 静偏应力下的湛江黏土的动力特性

4.1 循环加载下湛江黏土的变形特性和刚度软化效应

原状饱和软黏土的应变发展形态主要有稳定型和破坏型。当动应力幅值 σ_d 小于临界动应力 σ_{cr} 时，试样应变曲线为稳定型 (4(a)中 $\eta_d=0.7$)，振动过程

初始阶段, 试样的应变有所增加, 但随着振动次数的增大, 应变增长速率逐渐衰减, 应变趋于稳定, 且整个过程中土样的应变一直较小。而当 $\sigma_d > \sigma_{cr}$ 时, 应变曲线则为破坏型(图 4(a)中 $\eta_d=0.90$), 与稳定型曲线的差别在于, 破坏型曲线的应变增长速率随振动次数的增加而增大, 大幅值的循环荷载会导致土体结构破坏, 达到一定的累积应变以后, 土体剪切破坏形成剪切带(图 5), 应变曲线有明显的转折点, 土体呈脆性破坏。

图 4 中静偏应力比 η_s 由 0.0→0.4→0.7→1.1→1.5 增大过程中, 土体的破坏应变也逐渐减小, 湛江结构性黏土的破坏应变较小, 故应变-振次曲线中轴向应变最大值取 6%。当施加的静偏应力较低或无静偏应力时, 土体破坏所需的动应力幅值很大, 土体变形发展过程中的破坏应变在 3%~4%左右, 而当静偏应力 $\sigma_s=150$ kPa 时, 小幅值动力荷载 $\sigma_d=60$ kPa 可导致土体振动剪切破坏, 且土体破坏的转折应变约 2%。

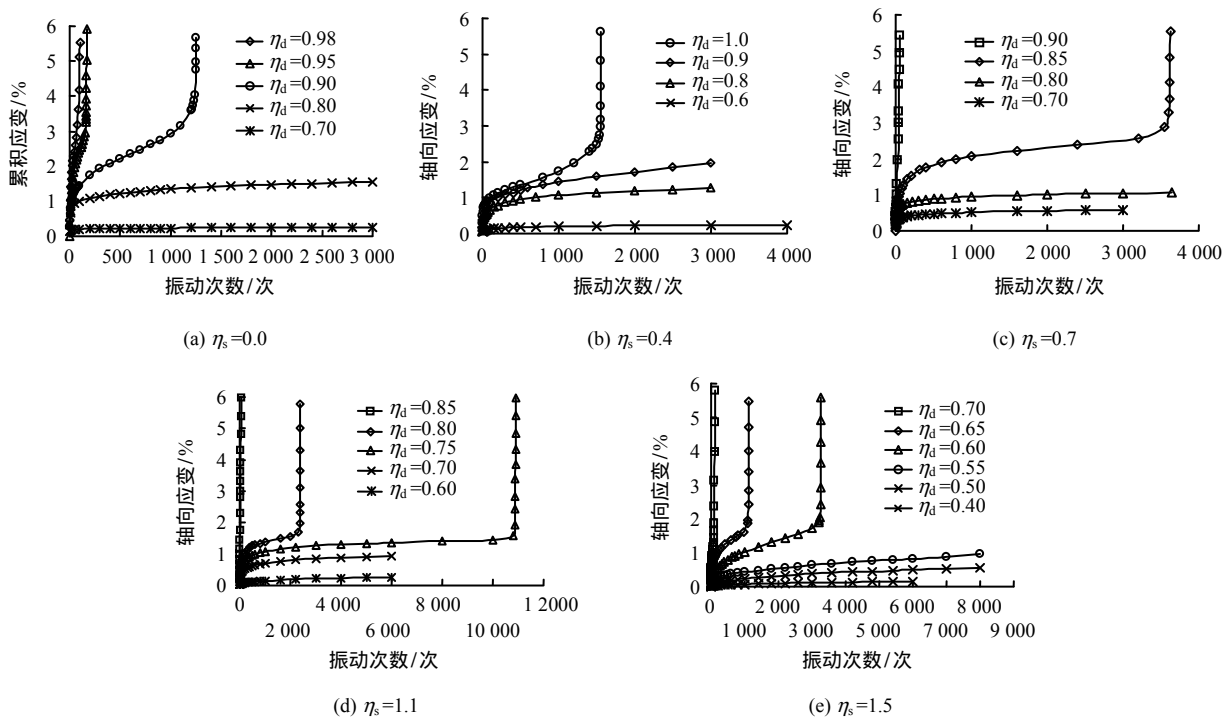


图 4 结构性黏土在不同静偏应力下的应变与振次曲线

Fig.4 Relationships between axial strain and cyclic numbers of structured clay under different static deviatoric stresses

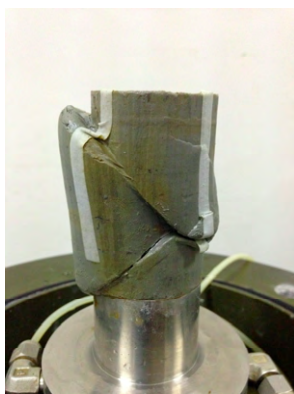


图 5 试样振动破坏形态

Fig.5 Failure mode of soil sample

静偏应力较大时, 土体结构的不稳定性起主导作用, 初始剪应力对土体结构有一定损伤, 在较小的动应力幅值下振动, 结构坍塌, 动应变急剧增加,

土体因大变形而最终破坏, 且静偏应力越大, 振动次数越多, 应变曲线转折处越陡, 土体变形发展越突然, 易导致严重的工程事故。

用割线剪切模量随循环次数的衰减描述黏土的刚度软化特性, Idriss 等^[15]将第 N 次循环下的剪切模量与第 1 次循环剪切模量的比值定义为软化指数 ζ , 应力控制式动三轴试验中, 一般忽略了动应力幅值的变化, 认为振动过程中 σ_d 保持不变, 将软化指数简化为应变比, 即

$$\zeta = \frac{G_N}{G_1} = \frac{\frac{2\sigma_d}{\varepsilon_{N,\max} - \varepsilon_{N,\min}}}{\frac{2\sigma_d}{\varepsilon_{1,\max} - \varepsilon_{1,\min}}} = \frac{\varepsilon_{1,\max} - \varepsilon_{1,\min}}{\varepsilon_{N,\max} - \varepsilon_{N,\min}} \quad (1)$$

式中: G_N 为第 N 次循环对应的剪切模量; $\varepsilon_{N,\max}$ 、 $\varepsilon_{N,\min}$ 分别为第 N 次循环应变的最大值、最小值;

$\sigma_d = (\sigma_{N,max} - \sigma_{N,min})/2$, $\sigma_{N,max}$ 、 $\sigma_{N,min}$ 分别为第 N 次循环动应力的最大值、最小值。

对结构性黏土来说, 试样振动破坏过程的典型应力-应变滞回曲线见图 6 (静偏应力比 $\eta_s=1.5$, 动应力比 $\eta_d=0.6$), 应变增长较慢时动应力衰减, 应变迅速增大, 土体破坏时作用在土体的动应力幅值也迅速降低, 不能忽略动应力幅值的变化, 故软化指数 ζ 为

$$\zeta = \frac{G_N}{G_I} = \frac{\frac{\sigma_{N,max} - \sigma_{N,min}}{\varepsilon_{N,max} - \varepsilon_{N,min}}}{\frac{\sigma_{1,max} - \sigma_{1,min}}{\varepsilon_{1,max} - \varepsilon_{1,min}}} \quad (2)$$

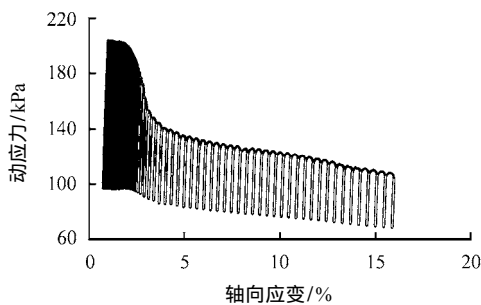


图 6 试样振动破坏时的典型滞回曲线
Fig.6 Typical hysteresis loop of sample's failure

以静偏应力比 $\eta_s=1.5$ 、动应力比 $\eta_d=0.6$ 为例, 图 7 给出了简化后式 (1) 和未简化式 (2) 的软化指数 ζ 与振动次数 N 之间的变化规律。简化为应变比的软化指数 ζ 呈快速衰减→趋于稳定→陡升→陡降一系列变化, 且简化后公式计算出的 ζ 值是偏大的。土体在振动过程中剪切破坏, 虽然累积塑性应变迅速增加, 双幅应变 ($\varepsilon_{N,max} - \varepsilon_{N,min}$) 却因动应力的衰减而减小, 因此, 软化指数 ζ 出现陡升的现象, 利用式 (2) 则消除了软化指数向上突变的情况。

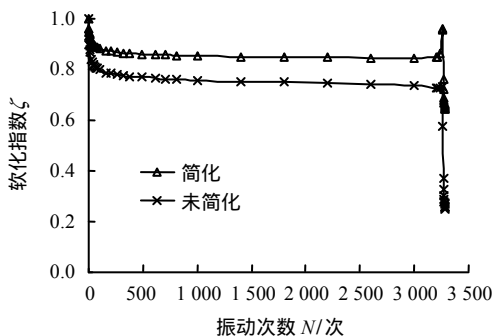


图 7 软化指数与振次规律
Fig.7 Regularity of degradation index and cyclic number

静偏应力比 $\eta_s=1.5$ 、不同动应力比下软化指数 ζ 与振动次数 N 关系曲线见图 8。可以看出, 不同

动应力比下 ζ 的变化规律基本一致。稳定型应变曲线对应的软化指数 ζ 由快速衰减至趋于稳定, 破坏型应变曲线对应的土体软化指数先衰减, 后因振动破坏 ζ 迅速减小, 由于作用在土体的动应力幅值也降低, 且动应力幅值与土体的刚度系数密切相关, 说明土体的刚度也是急剧降低的, 这与刚度软化指数 ζ 在土体振动破坏时骤降也是十分吻合的。

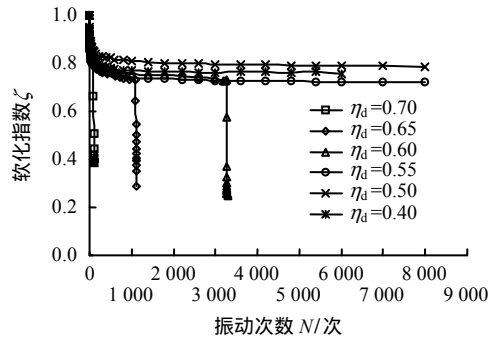


图 8 不同动应力下软化指数与循环次数关系曲线
Fig.8 Relationships between degradation index and cyclic numbers under different dynamic stresses

由表 3 得到了湛江结构性黏土在相同循环动应力比 $\eta_d=0.9$ 而不同静偏应力比 η_s 的应变与振次曲线 (见图 9)。特别的是, $\eta_s=0.0$ (等压固结状态) 时结构性黏土在循环加载过程中振动破坏, 当 $\eta_s=0.3$ 和 $\eta_s=0.4$ 时, 土样在有限振次下并未发生大变形, η_s 达 0.5, 并继续增大 η_s , 试样在一定振次下剪切破坏。由此看来, 静偏应力并不仅是加快了土的塑性变形, 可能还在一定程度上也会抑制结构性土的变形发展, 为此, 需进行进一步分析。

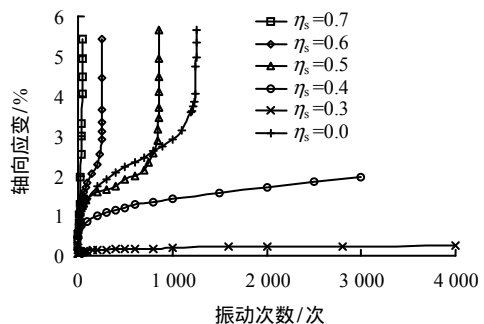


图 9 结构性黏土的应变与振次曲线 ($\eta_d=0.9$)
Fig.9 Relationships between axial strain and cyclic number of structured clay ($\eta_d=0.9$)

4.2 循环加载下湛江黏土的临界动应力和动强度

某一动应力下, 土的变形介于稳定与破坏的中间状态——临界状态, 此时对应的动应力定义为临界动应力。理论上, 在特定的加载条件下 (频率、围压、静偏应力恒定), 临界动应力应是固定值, 然

而对于室内试验,由于土样的不确定性、试验误差以及结构性黏土的脆性破坏特征,准确测定土的临界动应力不太现实,因此,通过循环三轴试验,取不同静偏应力下稳定型应变曲线中的最大动应力作为临界动应力最小值,破坏型应变曲线的最小动应力作为临界动应力的最大值,如图4(e)中静偏应力 $\sigma_s = 150$ kPa对应的临界动应力上、下限值分别为60 kPa和55 kPa,获得不同静偏应力条件下临界动应力的一个区间变化值如图10所示。临界动应力并不随静偏应力 σ_s 增大而单调变化,而在 $\sigma_s = 0 \sim 40$ kPa时呈现上升段且存在峰值。结合图3,相应的,此静偏应力范围内固结阶段土体的轴向应变也较小($\varepsilon < 0.5\%$),考虑到 K_0 固结试验中测得的 K_0 值为0.7左右,计算得到轴向应力和侧向应力的差值 $\sigma_1 - \sigma_3$ 约为42 kPa。由此可见,当 $\sigma_s < 42$ kPa时,静偏应力对土体的压密作用提高了土体的临界动应力,静偏应力不会对土体有结构损伤。随着静偏应力的加大,土体结构逐渐损伤,临界动应力呈现下降趋势,与偏压固结阶段轴向应变和体变随静偏应力增加而明显增大也是一致的。

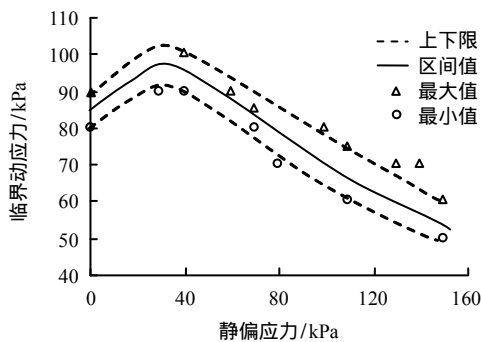


图10 结构性黏土在不同静偏应力下的临界动应力
Fig.10 Critical dynamic stress of structured clay under different static deviator stresses

土在循环荷载作用下的动强度常被理解为一定动荷载振动次数下产生某一破坏应变(或满足某一破坏标准)所需的动应力^[16]。一般对于砂土,初始剪应力越大,动强度曲线越高^[17]。对黏性土的试验,不少研究结果表明,静偏应力的存在会降低土的动强度^[8],但结构性黏土因结构强度的影响,动强度随静偏应力的增大往往不是增大或减小的单一变化规律。以转折应变为破坏标准^[18],得到结构性黏土在不同静偏应力下的动强度曲线(见图11),土体破坏时的动应力是大于土的临界动应力的,且动应力幅值越大,破坏振次越少,以图10为依据,由动强度曲线的形态作出了 $\sigma_s = 40$ kPa的动强度曲线。

从结构性黏土在不同静偏应力下的动强度曲线可以看出,静偏应力增大,动强度曲线先升高后降低(如图11中箭头所示),振次 N 一定时,与临界动应力相似,动强度随静偏应力增大也是呈先增大后减小的变化规律。

因此,静偏应力 σ_s 对结构性黏土动力特性的利弊影响存在一个分界值, σ_s 小于该值时,静偏应力对土体的压密作用提高了土体的临界动应力和动强度,抑制了土的变形发展。随静偏应力增大,土体结构逐渐损伤,临界动应力和动强度均呈下降趋势。

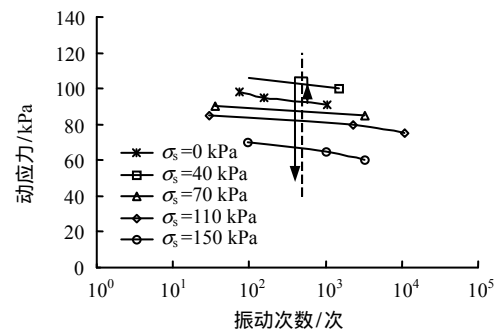


图11 结构性黏土在不同静偏应力下的动强度曲线
Fig.11 Dynamic strength curves of structured clay under different static deviator stresses

4.3 静偏应力对湛江黏土孔压特性的影响

动荷载作用下孔隙水压力的发展是与饱和土的变形和强度变化密切相关的。一般而言,循环周次越大,孔压累积时间越长,其累积孔压也较大。鉴于黏土孔压测试的滞后性,一般不能较好地反映动荷载作用下的实时变化,因此,不对振动过程中的孔压变化作定量描述,仅作定性比较。

从图12(a)中湛江黏土在 $\sigma_s = 0$ kPa时振动破坏的动孔压与振次关系曲线中可以看出,随着循环次数的增加,孔压不断升高,但孔压发展速率随动应力幅值的增加变化不大,孔压发展极为缓慢,动应力幅值较高时孔压值也处于较低水平。土体在振动剪切过程中,颗粒间会发生滑动,引起土体的变形,但结构性土颗粒之间的胶结作用会阻碍颗粒间的错动,阻止土样发生变形,因此,在循环荷载作用下的强结构性黏土,动孔隙水压力会低于一般黏土。

静偏应力 $\sigma_s \neq 0$ kPa时振动破坏试样的孔压与振次关系曲线如图12(b)所示,其中动应力 $\sigma_d = 90$ kPa。初期随振次增加,动孔压上升至最高值,后因土体剪切破坏,应变急剧增加,孔压迅速回落,即孔压曲线具有峰值,且孔压峰值对应的振次与应变转折对应的振次一致。

比较图12(a)和图12(b)发现,静偏应力 $\sigma_s = 0$ kPa时,湛江黏土剪切破坏的孔压-振次曲线均没

有突变，孔压呈单调递增势。而随 σ_s 增加，孔压在土体破坏之后出现明显的负增长，且拐点与应变转折点同步，孔压曲线也反映出土样的结构破坏情况。初始剪应力的存在使结构性土体产生剪胀势，减小了试样内孔隙水压力。

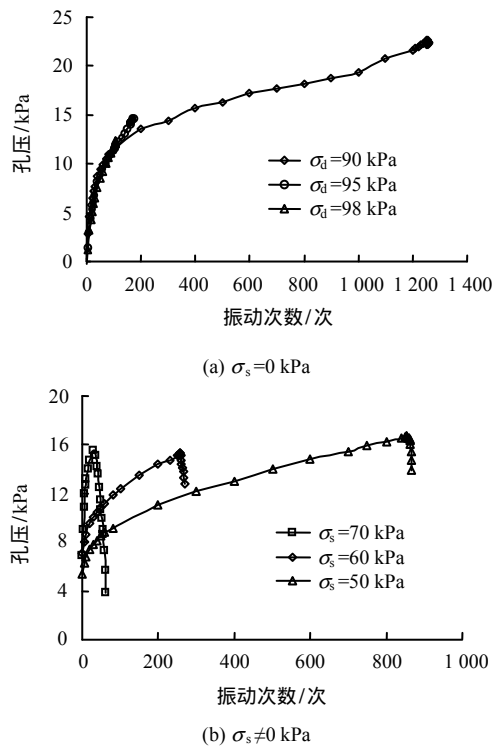


图 12 振动破坏试样的动孔压与振次关系曲线

Fig.12 Relationships between dynamic pore pressure and cyclic numbers at failure condition

5 结 论

(1) 静偏应力 σ_s 40 kPa 时，结构性黏土的固结应变和体变随 σ_s 增幅较小，当 $\sigma_s = 150$ kPa 时，固结应变和体变明显增大，土体结构受损，小幅值动力荷载下可导致土体振动剪切破坏。

(2) 静偏应力 σ_s 对结构性黏土动力特性的影响存在分界值， σ_s 小于该值时土体由于压密作用，临界动应力和动强度提高，当 σ_s 继续增大则土体结构损伤，动荷载下的临界动应力和动强度均有所下降。

(3) 静偏应力会引起结构性土体产生剪胀势，土体内孔隙水压力减小，所以孔压在土体破坏后呈负增长，且出现与应变转折相对应的明显拐点。

参 考 文 献

[1] 谭罗荣, 张梅英. 一种特殊土的微观结构特性的研究[J]. 岩土工程学报, 1982, 4(2): 26 - 35.
TAN Luo-rong, ZHANG Mei-ying. The research on

microscopic structure properties of a particular soil[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1982, 4(2): 26 - 35.

- [2] 龚晓南, 熊传祥, 项可祥, 等. 黏土结构性对其力学性质的影响及形成原因分析[J]. 水利学报, 2000, 22(10): 43 - 47.
GONG Xiao-nan, XIONG Chuan-xiang, XIANG Ke-xiang, et al. The formation of clay structure and its influence on mechanical characteristics of clay[J]. **Journal of Hydraulic Engineering**, 2000, 22(10): 43 - 47.
- [3] 孔令伟, 吕海波, 汪稔, 等. 某防波堤下卧层软土的工程特性状态分析[J]. 岩土工程学报, 2004, 26(4): 454 - 458.
KONG Ling-wei, LÜ Hai-bo, WANG Ren, et al. Analysis on engineering property of underlying soft soil stratum of a breakwater[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2004, 26(4): 454 - 458.
- [4] LAREW H, LEONARDS G. A strength criterion for repeated loads[J]. **Highway Research Board Proceedings**, 1962, 41: 529 - 556.
- [5] 陈颖平, 黄博, 陈云敏. 循环荷载作用下结构性软黏土的变形和强度特性[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(9): 1065 - 1071.
CHEN Ying-ping, HUANG Bo, CHEN Yun-min. Deformation and strength of structured soft clay under cyclic loading[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2005, 27(9): 1065 - 1071.
- [6] PARK D S, KUTTER B L. Static and seismic stability of sensitive clay slopes[J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 2015, 79: 118 - 129.
- [7] 张茹, 何昌荣, 费文平, 等. 固结应力比对土样动强度和动孔压发展规律的影响[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(1): 101 - 105.
ZHANG Ru, HE Chang-rong, FEI Wen-ping, et al. Effect of consolidation stress ratio on dynamic strength and dynamic pore water pressure of soil[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2006, 28(1): 101 - 105.
- [8] WANG J, CAI Y, YANG F. Effects of initial shear stress on cyclic behavior of saturated soft clay[J]. **Marine Georesources & Geotechnology**, 2013, 31(1): 86 - 106.
- [9] 黄茂松, 李进军, 李兴照. 饱和软黏土的不排水循环累积变形特性[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(7): 891 - 895.
HUANG Mao-song, LI Jin-jun, LI Xing-zhao. Cumulative deformation behaviour of soft clay in cyclic undrained tests[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2006, 28(7): 891 - 895.

- [10] 拓勇飞. 湛江软土结构性的力学效应与微观机制研究[D]. 武汉: 中国科学院武汉岩土力学研究所, 2004.
TUO Yong-fei. Research on mechanics effect and micromechanism of structured soft clay in Zhanjiang area[D]. Wuhan: Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, 2004.
- [11] 孔令伟, 张先伟, 郭爱国, 等. 湛江强结构性黏土的三轴排水蠕变特征[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(2): 365 - 372.
KONG Ling-wei, ZHANG Xian-wei, GUO Ai-guo, et al. Creep behavior of Zhanjiang strong structured clay by drained triaxial test[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2011, 30(2): 365 - 372.
- [12] 曹勇, 孔令伟, 杨爱武. 结构性软土动力损伤的刚度弱化特征与强度效应[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(增刊 2): 236 - 240.
CAO Yong, KONG Ling-wei, YANG Ai-wu. Characteristics of stiffness degradation and strength effect of dynamic damage of structured soft soils[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2013, 35(Supp.2): 236 - 240.
- [13] 罗鸿禧, 陈守义. 湛江灰色黏土的工程地质特性[J]. 水文地质工程地质, 1981, (5): 1 - 5.
LUO Hong-xi, CHEN Shou-yi. Engineering geologic characteristic of Zhanjiang gray clay[J]. **Hydrogeology and Engineering Geology**, 1981, (5): 1 - 5.
- [14] 蔡羽. 湛江强结构性黏土力学性状的时间效应研究[D]. 武汉: 中国科学院武汉岩土力学研究所, 2005.
CAI Yu. Research on time-dependent mechanical behavior of strong structured clay in Zhanjiang area[D]. Wuhan: Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, 2005.
- [15] IDRIS I M, DOBRY R, SINGH R D. Nonlinear behavior of soft clays during cyclic loading[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 1978, 104(12): 1427 - 1447.
- [16] 谢定义. 土动力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2011.
XIE Ding-yi. Soil dynamics[M]. Beijing: Higher Education Press, 2011.
- [17] HYODO M, ARAMAKI N, ITOH M, et al. Cyclic strength and deformation of crushable carbonate sand[J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 1996, 15(5): 331 - 336.
- [18] 刘维正, 瞿帅, 章定文, 等. 循环荷载下人工结构性土变形与强度特性试验研究[J]. 岩土力学, 2015, 36(6): 1691 - 1697.
LIU Wei-zheng, QU Shuai, ZHANG Ding-wen, et al. Experimental study of behavior of deformation and strength of artificial structural soft clay under cyclic loading[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2015, 36(6): 1691 - 1697.

上接第 32 页

- [7] NOGAMI T, NOVAK M. Resistance of soil to a horizontally vibrating pile[J]. **Earthquake Engineering and Structure Dynamics**, 1977, 5(3): 249 - 261.
- [8] NOVAK M, NOGAMI T. Soil-pile interaction in horizontal vibration[J]. **Earthquake Engineering and Structural Dynamics**, 1977, 5(3): 263 - 281.
- [9] 刘鑫, 杨晓. 悬浮桩水平振动的动力刚度[J]. 岩土力学, 2008, 29(4): 1021 - 1026.
LIU Xin, YANG Xiao. Dynamical stiffnesses of a floating pile in horizontal vibration[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2008, 29(4): 1021 - 1026.
- [10] CHAU K T, YANG X. Nonlinear interaction of soil-pile in horizontal vibration[J]. **Journal of Engineering Mechanics, ASCE**, 2005, 131(8): 847 - 858.
- [11] 余俊, 尚守平, 李忠, 等. 饱和土中端承桩水平振动动力响应分析[J]. 岩土工程学报, 2009, 31(3): 408 - 415.
YU Jun, SHANG Shou-ping, LI Zhong, et al. Dynamical characteristics of an end bearing pile embedded in saturated soil under horizontal vibration[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2009, 31(3): 408 - 415.
- [12] 刘林超, 杨晓. 基于多孔介质理论的饱和土中桩基水平振动研究[J]. 土木工程学报, 2010, 43(5): 96 - 103.
LIU Lin-chao, YANG Xiao. A porous medium theory study of lateral vibration of piles in saturated soils[J]. **China Civil Engineering Journal**, 2010, 43(5): 96 - 103.
- [13] 章敏, 王星华, 冯国瑞. 非饱和土中端承桩水平振动特性研究[J]. 岩土力学, 2015, 36(2): 409 - 422.
ZHANG Min, WANG Xing-hua, FENG Guo-ru. Horizontal vibration of an end-bearing pile in unsaturated soil[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2015, 36(2): 409 - 422.
- [14] 余俊, 尚守平, 黄娟, 等. Biot 动力固结方程简化模型在桩水平动力响应中适用性研究[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(8): 1558 - 1563.
YU Jun, SHANG Shou-ping, HUANG Juan, et al. Applicability of simplified model of Biot's dynamic consolidation equation to response of horizontal vibration of piles[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2014, 36(8): 1558 - 1563.