

重塑黏土和原状粉质黏土的动力特性试验研究

聂影^{1,2}, 肖启华², 梁义聪²

(1. 大连理工大学 土木水利学院, 辽宁大连 116024; 2. 中冶赛迪工程技术股份有限公司 建工部, 重庆 400013)

摘要: 试验采用单个空心试样振后固结再振的动扭剪方法与采用多个试样的常规动扭剪方法, 针对重塑黏土、原状粉质黏土探讨了不同方法下两种土样的动力特性。试验结果表明: 单个试样振后固结再振得到的动剪切模量 G 、阻尼比 ξ 与用多个试样的常规动扭剪方法得到的试验结果比较接近, 可以认为在小应变下采用单个试样振后固结再振的试验方法是比较可靠的。同时发现卸压时的 G 随着固结压力的减少而降低, 下降的梯度比加压时的小。重塑黏土和原状粉质黏土的 $G/G_{\max} \sim \gamma$ 和 $\xi/\xi_{\max} \sim \gamma$ 基本与试验方法和围压无关, 并对模型中有关参数的影响因素做出了初步的探讨, 给出了归一化动力变形关系曲线。采用单个试样进行振后固结再振的方法具有节省取样数量和减小试验操作、试样差异等因素对试验结果分析的影响, 并且在试验结果可靠的基础上能够提供很多便利。

关键词: 空心试样; 重塑黏土; 原状粉质黏土; 动剪切模量; 阻尼比

中图分类号: TU43 文献标志码: A 文章编号: 1006-7329(2008)06-0066-06

Dynamic Properties of Saturated Clay and Undisturbed Silty Clay

NIE Ying^{1, 2}, XIAO Qi-hua², LIANG Yi-cong²

(1. School of Civil and Hydraulic Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116085, P. R. China; 2. Institute of Construction Engineering, CISDI Engineering Co. Ltd., Chongqing 400013, P. R. China)

Abstract: The apparatus for static and dynamic universal triaxial and torsional shear soil testing was employed to perform stress-controlled cyclic torsional shear testing under isotropic consolidated conditions. We conducted a dynamic torsion test of a single hollow sample to obtain its dynamic property data at different effective confining pressures with saturated clay and disturbed silty clay. The results show that the maximum dynamic shear modulus G_{\max} and ξ obtained from single sample of the cyclic shear test approached those of the traditional method of dynamic torsional testing. We indicate that $G/G_{\max} \sim \gamma$ and $\xi/\xi_{\max} \sim \gamma$ of the two soils are independent of confining pressure and testing methods. Each G and ξ can be obtained from the equations we provide. Furthermore, the single sample test method can diminish the differences between the samples during experimentation and effectively provide convenience with authentic experimental results.

Key words: hollow sample; remolded clay; undisturbed silty clay; dynamic shear modulus; damping ratio

21 世纪, 国家重点兴建三峡库区百万移民重建工程。三峡库区表层 10 m 以内主要以黏土和粉质黏土为主, 这两种土类在动荷载作用下会发生振动弱化, 其振动弱化之后更不利于建筑物的地基稳定, 如发生滑移和过大的沉降等。故在进行三峡库区建设的地基设计计算时, 应做地基的动力稳定分析, 就要用到土的动剪切模量和阻尼比。动剪切模量和阻尼比是描述土体在剪应力作用下应力应变关系的两个参数, 也是研究土动力学的一个重要方面。同时土的动剪切模量和

阻尼比是建立 Hardin-Drnevich 模型中所需要的最重要的两个参数^[1]。图 1 是土在承受动力荷载作用下动剪切模量随剪应变衰减的理想曲线及常见结构荷载的典型应变范围^[2]。关于模量和阻尼比的研究, 石兆吉等^[3]利用共振柱仪研究了围压、土壤密度和含水量等因素对土动压缩模量的影响; 顾尧章^[4]以饱和黏性土为土样进行大量共振柱试验, 研究表明剪切模量不仅与剪应变的幅值有关, 而且还随着固结特性的变化而变化; 袁晓铭等^[5]采用共振柱自振台对国内常规土类

* 收稿日期: 2008-05-20

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50579006, 50639010); 国家自然科学基金重点基金资助项目(50439010)

作者简介: 聂影(1980-), 男, 博士生, 主要从事软土工程等方面的试验与理论研究。(E-mail)nie.y@163.com

欢迎访问重庆大学期刊网 <http://qks.cqu.edu.cn>

动剪切模量比和阻尼比进行了试验研究;郭中华等^[6]采用共振柱试验对常熟太仓地区淤泥质粉质黏土进行了试验研究,得到了其动剪切模量的变化规律;谢定义^[7]指出,对于测定动模量和阻尼比的试验,在小应变的情况下,允许对一个试样进行逐级加载;有学者在遵照规范规定的前提下,使用了单个实心试样利用动三轴试验通过多次固结的方法来获得不同初始固结压力下的动模量阻尼比特性。这种方法能够节省装样、拆样以及试样饱和的时间,在很大程度上能够提高工作效率。何昌荣、王权民、郭莹等^[8-10]分别针对黏土、砂土、粉煤灰通过多个工程实际,利用一个试样多次固结方法在动三轴仪上测定了动模量和阻尼比,并验证了试验结果的可靠性。但是他们没有讨论在小应变下利用单个空心试样通过改变初始固结压力(包括加压和卸压),再逐级加载的动扭剪试验方法来获取动剪切模量和阻尼比的可行性。

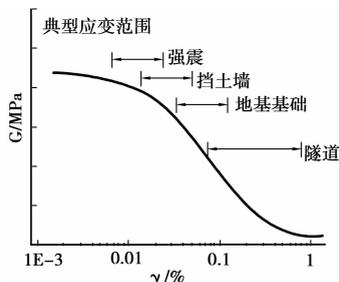


图 1 动剪切模量随剪应变变化的理想曲线

由于试样、试验操作等的差异都可能使得到的试验数据离散性很大,使试验工作和数据处理更为复杂,且黏土和粉质黏土的离散性较砂土更大一些^[11]。并且对实际地基来说,土的振动变形大部分是从下卧层向上传递的剪切波引起的,因此利用空心试样扭剪试验能更真实地模拟实际地基的这种应力条件^[12]。但是由于黏土和粉质黏土空心试样制备较困难,试验较为复杂而且相当花费时间,目前这方面的研究较少,这在很大程度上阻碍了该类土体的试验和理论研究。因此,本项试验探讨了利用重塑黏土和原状粉质黏土空心试样振后固结再振方法(包括加压、卸压)进行动扭剪试验,以获得不同围压下的动剪切模量和阻尼比,并且与常规振动扭剪的试验方法的结果进行了比较。

1 试验设备和试验方法

1.1 试验土料与试验方法

试验所用黏土采用真空抽吸法^[13]制备成土工试验所需的样品,基于上述制样过程所制备的样品具有组成成份均一、饱和程度高、易于切削制备成三轴或空心圆柱试样等优点,且通过静三轴试验证明不同试样的试验数据具有可比较性高的特点。考虑原状粉质黏

土(采样现场的地址剖面图见图 2)初始状态其泊松比接近 0.44,并且样品运输和保存过程中的失水问题。试验之前采用抽真空一循环脱气水并施加反压的方法饱和。所有试样保证孔隙水压力系数 B 值达到 0.98 以上。试样饱和后,在规定初始固结压力状态下固结稳定后进行预定的动力试验。试样的基本物理性质指标如列于表 1。

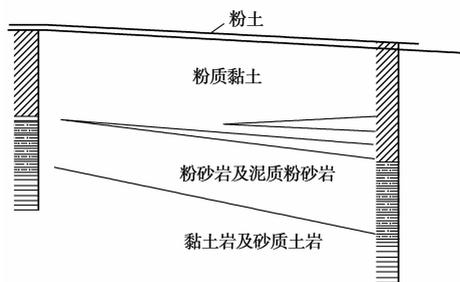


图 2 采样现场的建筑地基地质剖面图

表 1 重塑黏土和粉质黏土试样的物理性质指标

土样名称	ρ /($t \cdot m^{-3}$)	w /%	G_s	w_p /%	w_l /%	I_p
重塑黏土	1.95	29	2.74	18.3	36.7	18.4
粉质黏土	1.92	17	2.71	14.03	24.1	10.07

首先分别用单个重塑黏土试样和原状粉质黏土试样在 100kPa 的初始均等固结压力固结,在不排水条件下,分段施加 15 级左右的不同荷载,每级荷载进行 5 次循环。对于同一试样,继续分别以 200、400 kPa 的固结压力固结,分段施加循环荷载;再对同一试样,逐渐减少固结压力(卸压)至 200、100 kPa 再固结,分段施加循环荷载,在相应递减的固结压力下也测定土在回弹时的 G 和 ξ 。在试验中要注意在后一级 σ_3 施加动荷载时应避免孔隙水压力明显升高。试验结果同时发现:在试验中如果孔压上升 $0.1\sigma_3$,体变传感器测到的体变量小于振前排水固结的 10%,也明显小于后一级 σ_3 的体变量。因此,可以认为下一级 σ_3 作用下产生的变化受前一级 σ_3 及其振动过程的影响较小。同时采用常规的试验方法,即采用多个试样分别在不同初始固结压力下进行动扭剪动力特性试验,并对两种试验方法的结果进行比较,得出前一种试验曲线在后一种试验曲线下 20% 以内。因此,这种用单个试样得到不同初始均等固结压力的动剪切模量和阻尼比的方法是一种较简单可靠的方法。

1.2 试验设备及试样尺寸

本次研究使用的仪器土工静力一动力液压三轴一扭转多功能剪切仪,对于转角的测量,该仪器设置了两套测量系统:一套为内置式的非接触转角计用于测量微

小转角,最大量程 1.0° ,另一套是普通的接触式转角传感器,最大量程为 40° 。开始振动时,试样处于微小变形阶段,此时的非接触式转角计置于最小档(1.0°),随着循环荷载级数的增加,转角将超过非接触式转角计的量程,为防止仪器损坏,在循环加载停止的间隙将非接触式转角计提起,继续使用接触式转角传感器进行测量。使用这种方法测得的最小剪应变为 10^{-5} 量级,处理试验数据时发现,非接触式转角计测得的剪应变可达到 10^{-3} ,大于 10^{-3} 的剪应变由接触式转角计获得。

本次试验采用空心圆柱试样,试样的外径和内径分别为 70 mm 和 30 mm,高度为 100 mm (见图 3)。循环扭剪试验采用正弦波循环荷载,内、外腔同时施加均等围压,进行排水固结。固结完成标准:施加围压后打开排水阀或体变阀和反压力阀,使试样排水固结,依据《土工试验规程》(SL237-1999)中的固结完成标准:1 h 内固结排水量变化不大于 0.1 cm^3 作为固结稳定标准。

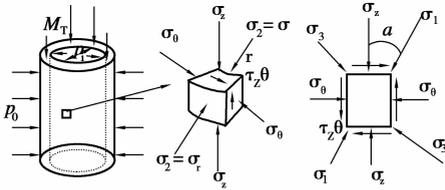


图 3 空心圆柱试样中土的应力状态

2 剪切模量试验结果分析

2.1 单个试样加压的 $G \sim \gamma$ 关系曲线

依据循环应力条件下动剪应力 τ 和剪应变 γ 的滞回关系曲线确定不同应变水平下的动剪切模量 G

$$G = \tau / \gamma \quad (1)$$

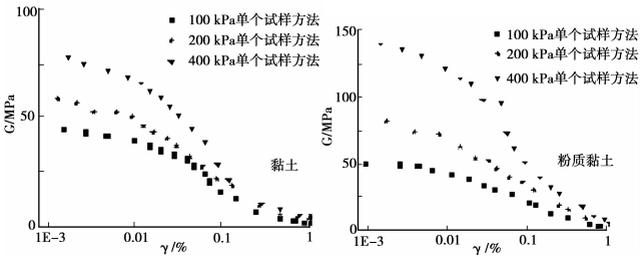


图 4 不同土样的动剪切模量随剪应变的变化规律

黏土和粉质黏土采用单个试样方法在不同围压下的动剪切模量 G 随剪应变 γ 的变化规律,如图 4 所示。剪切模量随着围压的增大而增加,这是由于对试样施加围压的过程中,试样内部的颗粒接触呈不断加密趋势,孔隙比变小,土颗粒接触点增加,导致在施加相同的动剪力的情况下得到的动应变较小,骨干曲线的斜率增大,计算得到的 G 也增大;在 $\gamma = 10^{-4}$ 附近 G 存在着一个界限应变值, γ 小于此值时 G 随 γ 衰减的趋势

较缓, γ 大于此值时 G 随 γ 衰减的趋势急剧增加。从图中还可看出,原状粉质黏土的 G 比重塑黏土在相同围压大,且粉质黏土在围压增大时 G 增大的更多,即粉质黏土的剪切模量比黏土的剪切模量对围压更敏感。这表明,颗粒级配中的黏粒成分不仅影响到黏土和粉质黏土的在线弹性变形阶段的性质,对其非线性动力学特性的影响也比较显著。

2.2 单个试样加卸压的 $G \sim \gamma$ 关系曲线

对两种土的同一样样,逐渐减少固结压力(卸压)至 200 kPa、100 kPa 再固结,分段施加循环荷载,得到两种土在相应递减的固结压力时的卸压回弹 $G \sim \gamma$ 关系曲线如图 5。从加卸压动剪切模量的图中还可以发现,两种土卸压后的动剪切模量减小,但是比加压时相同固结压力下的动剪切模量稍大一些。也就是说,在卸压时的动剪切模量随着固结压力的减少而降低,下降的梯度比加压时的小。

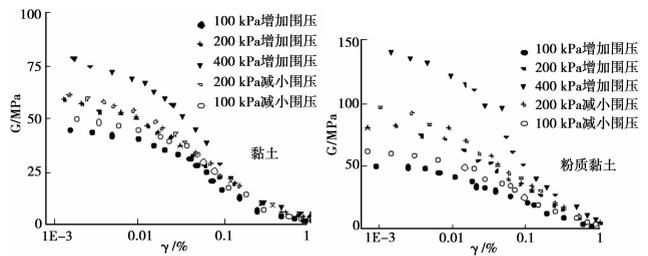


图 5 两种土样由加卸围压分别测得的 $G \sim \gamma$ 关系曲线

2.3 两种方法测得的 $G \sim \gamma$ 关系曲线

针对两种土样采用单个试样进行振后固结再振的方法与分别采用多个试样的方法确定的动剪切模量的试验结果进行分析比较。由此获得的 $G \sim \gamma$ 关系曲线如图 6。(图中实心图标代表方法 1:单个试样振后固结再振的结果;空心图标代表方法 2:多个试样分别固结的结果)

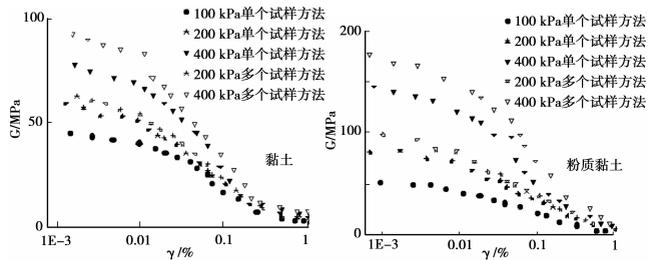


图 6 两种土样由两种方法测得的 $G \sim \gamma$ 关系曲线

分析图 6 可知,两种试验方法对两种土的 $G \sim \gamma$ 关系曲线的趋势变化有一定影响,特别是在 $\gamma < 10^{-3}$ 范围内影响比较显著,即在微小剪应变幅值范围内影响显著。在 $\gamma > 10^{-3}$ 范围内两种试验方法对 $G \sim \gamma$ 关系曲线的趋势已经没有影响。利用单个试样振后固结再

振的得到的动剪切模量比用多个试样分别固结的得到的结果略低,但十分接近,而在初始固结压力为 400 kPa 时,两条曲线的差异明显扩大,说明两条曲线差异的程度随着初始固结压力的增大而增大,当然这种差异的出现不能排除采用不同的试样进行试验本身所产生的试验结果误差。与常规动扭剪试验的结果比较,特别是在低围压下还是比较理想,能够基本确保试验结果的可靠性。由图 6 还可以观察得到原状粉质黏土在初始固结压力在 400 kPa 时的差异比黏土的差异更大一些,这可能与两种土样的内部结构性有关。

2.4 由不同试验方法获得的 G_{max} 和 G/G_{max}

由室内试验资料推求最大剪切模量时,假定土的动应力—应变关系满足 Hardin—Drnevech^[2] 双曲线模型,其表达式可写为

$$\tau_m = \gamma_m / (a + b\gamma_m) \tag{2}$$

式中, $a = 1/G_{max}$, G_{max} 为剪应力—剪应变骨干曲线的初始斜率; $b = 1/\tau_{max}$, τ_{max} 是最大剪应力。由公式(2)经过坐标变换为

$$\gamma_m / \tau_m = 1/G = a + b\gamma_m = 1/G_{max} + \gamma_m / \tau_{max} \tag{3}$$

可得 $1/G_{max} \sim \gamma$ 直线关系,再由直线的截距 a 取倒数可得骨干曲线的初始斜率,即最大动剪切模量 G_{max} 。同时结合第二种计算方法,即在 $G \sim \gamma$ 关系图中直接求取 $\gamma < 2 \times 10^{-5}$ 剪应变的动剪切模量作为最大动剪切模量 G_{max}^* 。

表 2 加卸压条件下两种土样的 $1/G \sim \gamma$ 直线拟合结果

黏土	加压			卸压	
p'_{m0}/kPa	100	200	400	200	100
a/MPa^{-1}	0.022 0	0.017 6	0.012 3	0.016 4	0.020 4
b/MPa^{-1}	0.327 3	0.237 0	0.209 1	0.215 7	0.276 5
G_{max}^*/MPa	45.45	56.81	81.30	60.98	49.02
粉质黏土	加压			卸压	
p'_{m0}/kPa	100	200	400	200	100
a/MPa^{-1}	0.019 27	0.012 25	0.007 44	0.010 58	0.015 94
b/MPa^{-1}	0.390 6	0.231 63	0.067 75	0.212 76	0.261 93
G_{max}^*/MPa	51.89	81.63	134.41	94.52	62.74

加卸压条件下和采用两种不同试验方法求取的最大动剪切模量如表 2、表 3 所示。由此可以发现在小应变幅下 ($\gamma < 3 \times 10^{-4}$), 土的动剪应力—剪应变关系满足 Hardin—Drnevech 双曲线模型, 通过提高微小应变幅的测试精度, 由 $1/G \sim \gamma$ 直线的截距求取最大剪切模量 G_{max} 的方法是可靠的。从表 2、表 3 还可以发

现, 卸压会使黏土和粉质黏土的剪切模量下降, 但卸压时并不等于加压时围压相等条件下的剪切模量, 而是偏高些。并且卸压越大, 得到的剪切模量和加压时相比相差越大。

对应上述两种试验建立最大剪切模量随平均有效固结压力的依赖关系。图 7 给出了按照标准大气压力 p_a 进行归一化后的黏土和原状粉质黏土无量纲最大剪切模量 G_{max}/p_a 与平均有效固结压力 p'_{m0}/p_a 之间的关系。由图可见在双对数坐标上最大动剪切模量与平均有效固结压力之间的依赖关系基本上呈现出良好的线性关系, 可以采用 Janbu 经验公式进行拟合^[14], Janbu 经验公式表达式为:

$$G_{max} = k_G \times p_a (p'_{m0}/p_a)^{n_G} \tag{4}$$

式中, p'_{m0} 为初始平均有效主应力 (对于均等固结情况, 初始平均有效主应力 p'_{m0} 与初始固结压力 σ_{3c} 相等); p_a 为标准大气压力, 用于无量纲化 k_G 。 k_G 与 n_G 分别称为剪切模量系数与剪切模量指数。表 4 给出了两种土样对应两种不同试验方法的线性拟合参数 k_G 与 n_G 的结果。

表 3 两种试验方法下两种土样的 $1/G \sim \gamma$ 直线拟合结果

黏土	单个试样的试样方法			多个试样的试样方法		
p'_{m0}/kPa	100	200	400	100	200	400
a/MPa^{-1}	0.022 0	0.017 6	0.012 3	0.022 0	0.015 9	0.010 4
b/MPa^{-1}	0.327 3	0.237 0	0.209 1	0.327 3	0.264 6	0.226 5
G_{max}^*/MPa	45.45	56.81	81.30	45.45	62.89	95.96
粉质黏土	单个试样的试样方法			多个试样的方法		
p'_{m0}/kPa	100	200	400	100	200	400
a/MPa^{-1}	0.019 3	0.012 25	0.007 44	0.019 3	0.010 7	0.005 6
b/MPa^{-1}	0.390 6	0.231 63	0.067 75	0.390 6	0.208 1	0.110 8
G_{max}^*/MPa	51.89	81.63	134.41	51.89	93.15	178.57

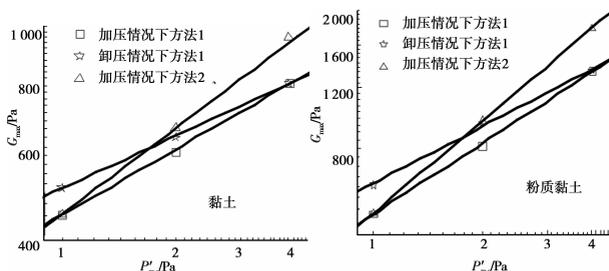


图 7 两种土样由不同方法测得的 $G_{max} \sim \sigma_0$ 关系曲线

从图 7 和表 4 所示结果可见, 不同试验方法对两种土的最大剪切模量 G_{max} 的经验参数 k_G 与 n_G 的影响不大, 比较而言对粉质黏土比对重塑黏土影响要大些。

可以认为,采用的一个试样进行振后固结再振与分别采用多个试样的方法确定的动剪切模量的基本相同,能够确保试验结果的可靠性,而且使试验及分析工作量大大减小。

表 4 不同试验方法下两种土样的剪切模量参数 k_G 与 n_G

参数	单个试样加压	单个试样卸压	多个试样加压
黏土 k_G	445.09	498.98	446.68
黏土 n_G	0.404 6	0.323 0	0.529 8
粉质黏土 k_G	514.97	633.46	518.71
粉质黏土 n_G	0.686 56	0.549 59	0.891 48

将两种土样在两种方法下得到的动剪切模量 G 除以各自的最大动剪切模量 G_{max} , 可得归一化剪切模量 G/G_{max} 随剪应变幅的变化规律, 如图 8 所示。图中可见, 采用两种方法得到的不同初始固结压力的 $G/G_{max} \sim \gamma$ 关系曲线基本都落入一个很窄的带状范围内, 试验方法差异造成的影响在很大程度上被消除。点的分布和拟合曲线吻合较好, 本文建议的拟合曲线表达式为:

$$G/G_{max} = 1/(1+c\gamma)^d \quad (5)$$

$$\text{黏土 } G/G_{max} = 1/(1+28.22\gamma)^{0.797}$$

$$\text{粉质黏土 } G/G_{max} = 1/(1+37.28483\gamma)^{0.649}$$

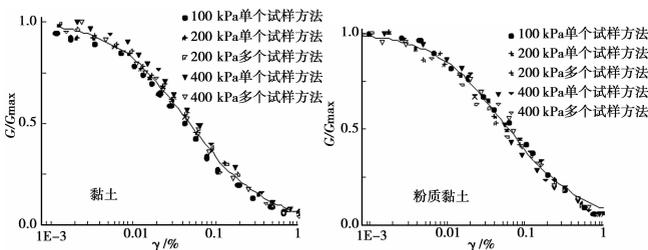


图 8 由两种试验方法测得的两种土 $G/G_{max} \sim \gamma$ 关系曲线

3 阻尼比试验结果分析

3.1 单个试样的 $\xi \sim \gamma$ 关系曲线

土的阻尼比表示的是土的粘滞性质, 滞回曲线表明土的粘滞性对应力应变的影响。阻尼比的大小可以用剪应力和剪应变的滞回圈形状来衡量; 粘滞性越小, 滞回环的形状越趋于扁薄; 粘滞性越大, 环的性质越趋于宽厚。阻尼比 ξ 可由滞回圈的面积和原点到最大幅值点连线下的三角形面积得到, 为阻尼系数与临界阻尼系数之比。由于阻尼比随剪应变变化规律比较复杂, 本文建议阻尼比经验公式为

$$\xi = \xi_{min} + m \times [1 - (G/G_{max})]^n \quad (6)$$

式中, m, n 为与土性相关的拟合参数, ξ_{min} 为与最大动剪切模量 G_{max} 相对应的最小阻尼比。

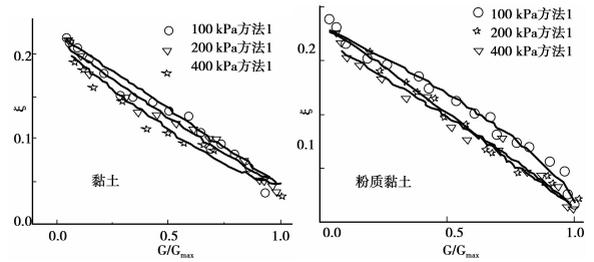


图 9 拟和得到的 $G/G_{max} \sim \xi$ 关系曲线

表 5 两种土样的 $G/G_{max} \sim \xi$ 拟合结果

	黏土			粉质黏土		
	围压 100kPa	200kPa	400kPa	100kPa	200kPa	400kPa
m	0.178 5	0.176 8	0.175 5	0.163 2	0.172 7	0.156 4
n	1.018 6	1.086 8	1.090 2	0.711 1	1.000 9	0.861 6

从图中可以看出, 初始固结压力对黏土和原状粉质黏土的影响均不显著, 但仍然可以看出阻尼比有随着围压增大而减小的趋势。两种土样分别采用一个试样振后固结再振的试验方法得到的阻尼比 ξ 的拟合结果见图 9 和表 5。

3.2 单个试样归一化 $\xi/\xi_{max} \sim \gamma$ 关系曲线

$\xi/\xi_{max} \sim \gamma$ 曲线是表征土动力特性的重要曲线之一。图 10 为阻尼比随应变变化的归一化曲线, 从图中看出, 试验点均落在一条狭窄的带状区域内。点的分布与拟合曲线吻合较好, 其拟合曲线表达式为:

$$\xi/\xi_{max} = e \times (\gamma/(1+f\gamma))^g \quad (7)$$

$$\text{黏土 } \xi/\xi_{max} = 1.431 \times (\gamma/(1+2.039\gamma))^{0.335}$$

$$\text{粉质黏土 } \xi/\xi_{max} = 1.353 \times (\gamma/(1+1.737\gamma))^{0.315}$$

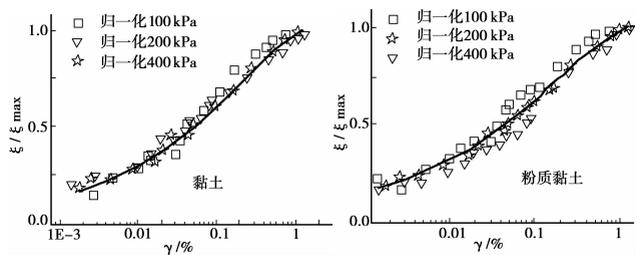


图 10 归一化的 $\xi/\xi_{max} \sim \gamma$ 关系曲线

4 结 语

本文比较分析了由采用单个空心试样通过改变初始固结压力(包括加压、卸压)连续获得的 G 和 ξ 的方法, 与采用多个试样在不同初始固结压力下进行常规动力特性方法的试验结果:

1) 两种土样分别利用独立试样振后固结再振得到的动剪切模量比用多个试样分别固结得到的结果略低, 但试验曲线比较接近, 可以认为这种试验方法是可靠的。重塑黏土的剪切模量小于同样初始固结压力

(加、卸围压)下的粉质黏土的剪切模量,

2)在卸压时的动剪切模量随着固结压力的减少而降低,下降的梯度比加压时的小。针对两种试验方法,在双对数坐标上将黏土和粉质黏土的最大动剪切模量按标准大气压力 p_a 进行归一化后的无量纲最大剪切模量 G_{\max}/p_a 与平均有效固结压力 p'_{mo}/p_a 之间依赖关系基本上呈现出良好的线性关系。

3)两种土样归一化后的 $G/G_{\max} \sim \gamma$ 和 $\xi/\xi_{\max} \sim \gamma$ 均基本落入一个很窄的范围内,说明对黏土和粉质黏土使用独立试样进行连续固结所获得的试验结果是比较满意的。采用振后固结再振方法可以节省取样数量和解决土性不均匀问题,而且节省了装样、拆样的时间,在试验结果可靠的基础上能够提供很多便利。

参考文献:

- [1] HARDIN B O, DRNEVICH V P. Shear modulus and damping in soils: measurement and parameter effects [J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, American Society of Civil Engineering, 1972, 98 (SM6): 603-624.
- [2] MAIR R J. Developments in geotechnical engineering research: Application to tunnels and deep excavations[J]. Proc. Institute Civil Engineering London, 1993 (3): 27-41.
- [3] 石兆吉, 丰万玲, 张占吉, 等. 土壤动压缩模量的共振柱法测定[J]. 岩土工程学报, 1985, 7(6): 25-32.
SHI Zhao-ji, FENG Wan-ling, ZHANG Zhan-ji, et al. The measurement of dynamic young's modulus by resonant column method [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1985, 7(6): 25-32.
- [4] 顾尧章. 海底黏土的剪切模量[J]. 岩土工程学报, 1995, 7(2): 29-35.
GU Yao-zhang. Shear modulus of the marine clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1995, 7 (2): 29-35.
- [5] 袁晓铭, 孙锐, 孙静, 等. 常规土类动剪切模量比和阻尼比试验研究[J]. 地震工程与工程振动, 2000, 20(4): 133-139.
YUAN Xiao-ming, SUN Rui, SUN Jing et al. Laboratory experimental study on dynamic shear modulus ratio and damping ratio of soils[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2000, 20(4): 133-139.
- [6] 郭中华, 余湘娟, 严蕴. 循环荷载作用软土计算模型初探[J]. 河海大学学报, 2002, 30(1): 109-112
GUO Zhong-hua; YU Xiang-juan; YAN Yun. Discussion on calculation model for soft soil under cyclic loading[J]. Journal of Hehai University, 2002, 30(1): 109-112.
- [7] 谢定义. 土动力学[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 1988.
- [8] 何昌荣. 动模量和阻尼的动三轴试验研究[J]. 岩土工程学报, 1997, 19(2): 39-48.
HE Chang-rong. Dynamic triaxial test on modulus and damping[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1997, 19(2): 39-48.
- [9] 王权民, 李刚, 陈正汉, 等. 厦门砂土的动力特性研究[J]. 岩土力学. 2005, 26(10): 1628-1632.
WANG Quan-min; LI Gang; CHEN Zheng-han, et al. Research on dynamic characteristics of sands in Xiamen city [J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, 26 (10): 1628-1632.
- [10] 郭莹, 刘洋. 确定动模量与阻尼比的试验技术研究[C]. 第七届全国土动力学学术会议论文集, 北京: 清华大学出版社, 2006, 266-269.
- [11] 陈国兴, 谢君斐, 张克绪. 土的动模量和阻尼比的经验估计[J]. 地震工程与工程振动, 1995, 15(1): 73-84.
CHEN Guo-xing, XIE Jun-fei, ZHANG Ke-xu. The empirical evaluation of soil moduli and damping ratio for dynamic analysis [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 1995, 15(1): 73-84.
- [12] 吴世明, 徐攸在. 土动力学现状与发展[J]. 岩土工程学报, 1998, 20(3): 125-131.
WU Shi-ming, XU You-zai. State-of-art and development of soil dynamics [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1998, 20(3): 125-131.
- [13] 齐剑峰, 聂影, 赵维, 等. 室内黏土试样制备技术的改进及应用[C]. 土工测试技术实践与发展(第24届全国土工测试学术研讨会论文集), 郑州: 黄河水利出版社, 2005, 123-126.
- [14] 钱家欢, 殷宗泽. 土工原理与计算[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2000.

(编辑 陈蓉)