

# 利用弯曲元测量上海原状软黏土各向异性剪切模量的试验研究

吴宏伟<sup>1</sup>, 李青<sup>1</sup>, 刘国彬<sup>2</sup>

(1. 香港科技大学土木及环境工程系, 香港; 2. 同济大学地下建筑及工程系, 上海 200092)

**摘要:** 在许多发达国家例如英国, 土体的小应变特性已被广泛应用于预测地下建筑物施工引起的地表变形。尽管上海的城市地下基础、基坑与隧道开挖日益增多, 但是关于上海原状软黏土小应变剪切模量的研究几近空白。利用装有霍尔局部应变传感器与弯曲元测试系统的三轴仪对上海软黏土剪切刚度的固有各向异性进行了研究。在等向应力状态下对方形原状上海软黏土试样进行了两组试验。试验结果表明: 较之传统的初达波法和峰-峰法, 互相关法一定程度上提高了弯曲元试验中确定剪切波速的客观性。由于土体水平向层理结构与颗粒间胶结作用的影响, 上海软黏土呈现出明显的各向异性, 实测最大剪切刚度的固有各向异性比( $G_{0(hh)}/G_{0(hv)}$ )约为1.21。利用孔隙比函数 $F(e)=e^{-1.3}$ 能够很好的描述不同平面内最大剪切模量与土体应力状态的相互关系。

**关键词:** 原状上海软黏土; 固有各向异性; 小应变; 弯曲元; 剪切模量

中图分类号: TU411 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2013)01-0150-07

**作者简介:** 吴宏伟(1962-), 男, 剑桥大学土力学及岩土工程专业博士后, 香港科技大学讲座教授与土工离心机实验室主任, 教育部长江学者奖励计划讲座教授, 国际岩土力学与土力工程学会理事, 英国特许工程师, 剑桥大学丘吉尔学院海外院士。主要从事土基与建筑物的相互作用(包括桩土相互作用、深基坑及隧道开挖对周围环境的影响)、土工离心模型试验、非饱和土及边坡稳定方面的研究工作。E-mail: cecwwng@ust.hk。

## Measurements of small-strain inherent stiffness anisotropy of intact Shanghai soft clay using bender elements

C. W. W. Ng<sup>1</sup>, LI Qing<sup>1</sup>, LIU Guo-bin<sup>2</sup>

(1. Department of Civil and Environmental Engineering, Hong Kong University of Science and Technology, Hong Kong, China; 2.

Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

**Abstract:** Measurements of small-strain stiffness are widely used for predicting ground movements in many developed countries such as the UK. Although an increasing number of foundations, excavations and tunnels are constructed in Shanghai, the measurements of the small-strain shear modulus of Shanghai soft clay have rarely been reported. In this study, the degree of inherent stiffness anisotropy of intact Shanghai soft clay is investigated using a triaxial apparatus equipped with Hall-effect local strain transducers and a bender element testing system. Two series of tests are carried out on intact prismatic soil specimens under an isotropic stress state. The experimental results reveal that the cross-correlation method using two received signals gives rise to more objective and repeatable results than the conventional first-arrival-time and peak-to-peak methods. The intact Shanghai soft clay clearly exhibits inherent stiffness anisotropy, as demonstrated by its elastic shear modulus ratio ( $G_{0(hh)}/G_{0(hv)}$ ) of about 1.21, due to the stronger layered structure in the horizontal plane and a bonding effect. A unique relationship is found and established between the normalized shear modulus and the stress state in each plane by incorporating a void ratio function in the form of  $F(e)=e^{-1.3}$ .

**Key words:** intact Shanghai soft clay; inherent anisotropy; small strain; bender element; shear modulus

## 0 引言

最大剪切模量 $G_0$ 是土体刚度的一个重要指标, 而考虑 $G_0$ 的各向异性对于预测基坑与隧道开挖引起的周围地表变形至关重要<sup>[1-3]</sup>。土体刚度的各向异性通常

可以分为固有(结构)和应力诱发各向异性。前者是由土体形成过程中产生的特定的结构决定, 而后者则

基金项目: 香港研究资助局(RGC)项目(GRF-617608, 617410)

收稿日期: 2012-03-22

由各向异性的应力状态引起<sup>[4]</sup>。不同材料的刚度各向异性存在一定的差异。Bellotti 等<sup>[5]</sup>指出 Ticino 砂在等向应力状态下水平面内的最大剪切模量是竖直面上的 1.2~1.3 倍。而 Fioravante<sup>[6]</sup>的试验结果表明等向压力下 Ticino 和 Kenya 砂的水平和竖直面内最大剪切模量的比值分别为 1.1 和 1.2。Jovičić 和 Coop<sup>[4]</sup>在三轴仪中利用一对竖向弯曲元, 对三组原状 London 硬黏土进行了测试, 等向压力下其最大剪切模量比  $G_{0(hh)}/G_{0(hv)}=1.5$  (其中  $G_{0(hh)}$  和  $G_{0(hv)}$  分别指  $hh$  与  $hv$  平面内的最大剪切模量)。他们还指出较大的塑性应变可能会影响硬黏土的固有各向异性。Pennington 等<sup>[7]</sup>在同一土样上同时安装了三对弯曲元以测试不同方向的土体的剪切模量。重塑 Gault 黏土的最大剪切模量比  $G_{0(hh)}/G_{0(hv)}=1.5$ , 而原状 Gault 黏土这一比值则为 1.7。笔者等<sup>[8]</sup>利用这一方法研究了完全分化凝灰岩的固有各向异性, 得出其最大剪切模量比为 1.48, 且在 50~400 kPa 的等向压力下几乎保持不变。Wang 等<sup>[9]</sup>根据真三轴试验与离散元模拟结果指出土体水平向较大的剪切模量与颗粒之间较强的水平向正应力密切相关。然而目前关于软黏土小应变刚度各向性的研究相对较少。虽然 Jamiolkowski 等<sup>[10]</sup>对意大利的 Panigaglia 和 Pisa 软黏土, Teachavorasinsuk 和 Lukkanaprasit<sup>[11]</sup>对 Bangkok 软黏土的小应变刚度的各向异性进行了研究, 但这些试验均在一维固结仪中进行, 故无法区分固有(结构)和应力诱发各向异性。随着软黏土地区(如上海)地下工程建设规模日益扩大, 软黏土小应变剪切刚度各向异性的试验研究亦愈发重要。

弯曲元试验因其简单易操作、价格低廉及对被测试样无损性等特点已被广泛用于测量土体的最大剪切模量与刚度各向异性。根据弯曲元试验结果, 土体的最大剪切模量  $G_0$  由式(1)表示

$$G_{0(ij)} = \rho v_{ij}^2, \quad (1)$$

式中,  $i$  为剪切波传播方向;  $j$  为颗粒振动方向;  $G_{0(ij)}$  为  $ij$  平面内的最大剪切模量;  $\rho$  为重度;  $v_{ij}$  为  $ij$  平面内的剪切波速。而最大剪切模量与土体所处应力状态的关系可由式(2)的经验公式表示<sup>[12]</sup>

$$G_{0(ij)} = S_{ij} F(e) p_r^{1-2n} (\sigma'_i \times \sigma'_j)^n, \quad (2)$$

其中  $S_{ij}$  为  $ij$  平面内土体结构常数;  $F(e)$  为孔隙比函数;  $p_r$  为参考压力(文中为 1 kPa);  $\sigma'_i$ ,  $\sigma'_j$  分别为剪切波传播与颗粒振动方向上的有效应力;  $n$  为经验应力指数。土体刚度的各向异性通常用水平方向和垂直方向最大剪切模量的比值 ( $G_{0(hh)}/G_{0(hv)}$ ) 来表示, 结合式(1)与式(2),  $G_{0(hh)}/G_{0(hv)}$  可表示为

$$\frac{G_{0(hh)}}{G_{0(hv)}} = \left( \frac{v_{hh}}{v_{hv}} \right)^2 = \frac{S_{hh} F(e) p_r^{1-2n} (\sigma'_h \times \sigma'_h)^n}{S_{hv} F(e) p_r^{1-2n} (\sigma'_v \times \sigma'_v)^n}, \quad (3)$$

式中,  $(S_{hh}/S_{hv})$  和  $(\sigma'_h / \sigma'_v)^n$  分别代表因土体结构和应

力各向异性对刚度各向异性的影响。若孔隙比函数  $F(e)$  各向同性, 在等向应力状态下式(3)可改写为

$$\frac{G_{0(hh)}}{G_{0(hv)}} = \left( \frac{v_{hh}}{v_{hv}} \right)^2 = \frac{S_{hh}}{S_{hv}}. \quad (4)$$

由式(4)可以看出, 等向应力状态下, 土体刚度的各向异性与应力大小无关而仅与土体结构 ( $S_{hh}/S_{hv}$ ) 密切相关。

本文对上海软黏土的剪切刚度的固有各向异性进行了研究。采用装有局部应变传感器与弯曲元测试系统的三轴仪对原状方形土样进行了三轴试验。比较了不同方法在确定剪切波速时的优劣; 确定了上海软黏土的固有刚度各向异性比; 并给出了最大剪切模量与应力状态的经验关系。

## 1 试验概况

### 1.1 试验材料

土样选取上海徐汇地区第③层淤泥质粉质黏土, 取土深度约为 8.5 m。试验土样均为采用盒状取土法的原状土样。图 1 所示为土样的颗粒级配曲线, 黏粒 (<0.002 mm) 与粉粒 (0.002~0.063 mm) 含量分别占总质量的 33% 和 67%。土样的天然含水率约为 47%, 而液限与塑限分别为 51% 和 26%。根据土体统一分类法, 试验土样可以归类为高塑性黏土。土样的其他物理特性见表 1。

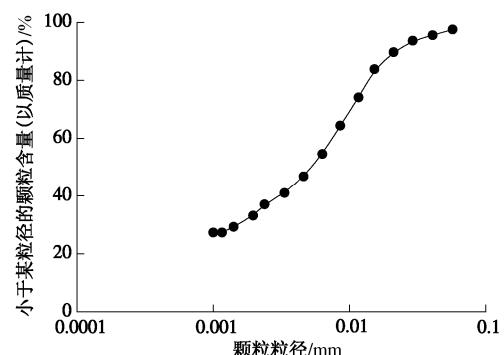


图 1 土样的颗粒级配曲线

Fig. 1 Particle size distribution of Shanghai soft clay

表 1 土样的基本物理性质

Table 1 Physical properties of test samples

物理特性	
比重 $G_s$	2.6
天然含水率 $w_n$	47.4%
液限 $w_L$	51.0%
塑限 $w_p$	26.4%
塑性指数 $I_p$	24.6%
黏粒含量	33%
粉粒含量	67%
土体统一分类法	高塑性黏土 (CH)

将边长为 30 mm 的正方体土样浸入蒸馏水中进

行湿化试验。试样 A 的竖向轴线与取土现场一致, 而试样 B 的竖向轴线垂直于现场的竖向轴线。图 2 为浸泡 80 d 后的块状土样。两个试样均未发生崩解, 这说明天然上海黏土存在真正的黏聚力(胶结力)。由于天然土体的胶结力在各个方向存在差异, 可能会在一定程度上影响土体在不同方向的最大剪切模量。

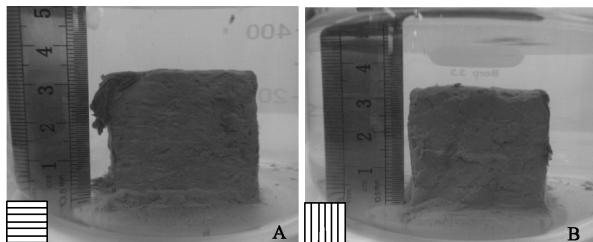


图 2 块状上海软黏土的湿化试验

Fig. 2 Slaking tests on block specimens of intact Shanghai clay

## 1.2 试验仪器

仪器采用英国 GDS 三轴仪, 同时安装了局部应变传感器与剪切波速测量系统。图 3 为局部应变传感器与弯曲元布置图。试样中部的 4 个霍尔传感器<sup>[13]</sup>用以测量垂直与竖向应变。安装土样中部的孔压传感器用以记录试样中部的孔隙水压力。为了研究上海软黏土的小应变刚度的各向异性, 在试样表面安装了 3 组弯曲元来测量 3 个相互垂直方向上的剪切波速。竖向弯曲元用来测量垂直传播的水平极化波速( $v_{vh}$ ), 另外两对分别用来测量水平传播的垂直极化波速度( $v_{hv}$ )与水平传播的水平极化波速( $v_{hh}$ )。每组弯曲元由一个发射与两个接收弯曲元组成。每个弯曲元由压电陶瓷制成, 宽 4 mm, 长 6 mm, 深入土样表面 4 mm。

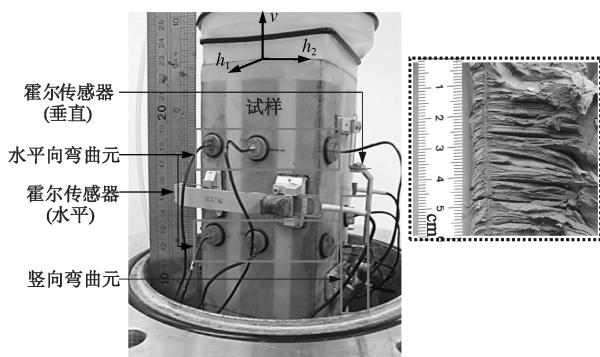


图 3 局部应变传感器与弯曲元布置图

Fig. 3 Arrangement of local strain transducers and bender elements

图 4 为本文所用弯曲元测试系统示意图。信号发生器产生的正弦波经功率放大器放大后用以激励发射弯曲元。接收弯曲元接收到土体中传播的剪切波后, 随之发生振动并产生电信号, 然后经滤波器去除噪声并适当放大。发射与接收信号同时显示于数字示波器

上并备份到数据采集系统以作进一步的分析之用。

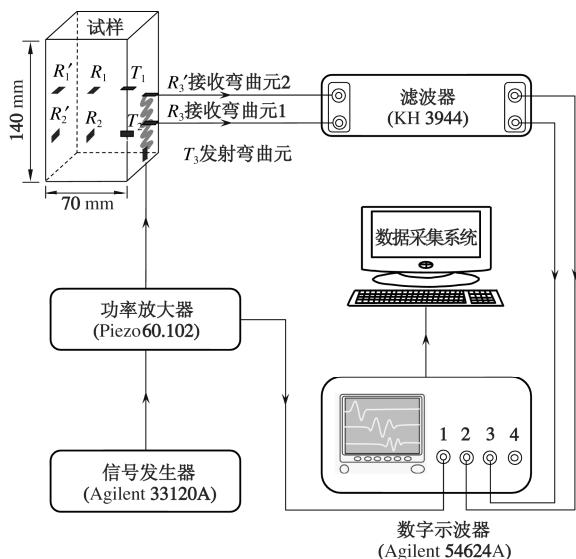


图 4 弯曲元测试系统示意图

Fig. 4 Schematic diagram of bender element test set-up

## 1.3 试验方法

试验采用高为 140 mm 的长条形试样, 底面为正方形, 边长 70 mm(见图 4)。与圆形试样相比, 采用装有局部应变传感器与弯曲元的方形土样, 能够直接测量出横观各向异性材料的 5 个相互独立的弹性参数。试样准备全过程均在恒温( $24 \pm 1^\circ\text{C}$ )试验室中进行以减小因水分流失引起的土体扰动。试样制备完成后, 装入三轴仪中, 随即安装 3 组弯曲元、中部孔压传感器以及 4 个霍尔传感器。在进行反压饱和之前, 对试样施加原位有效应力(约 50 kPa)以减小土样可能产生的附加应变。随后在 300 kPa 的反压下进行饱和, 当孔压系数  $B$  大于或等于 0.95 时, 即认为土样完全饱和。

在等向应力状态下进行了两组试验(试验  $B_{\text{iso}}$  和  $B_{\text{void}}$ ), 用以研究原状上海软黏土固有刚度的各向异性与孔隙比函数。图 9 为三轴试验中的应力路径。每组试验前土样均固结至原位有效应力。在试验  $B_{\text{iso}}$  中, 土样进一步等向固结至 400 kPa, 在图中三角形所示的应力状态下(即 50, 100, 200, 300, 400 kPa 处)进行弯曲元试验, 以测量 3 个相互垂直平面内的剪切波速。而在试验  $B_{\text{void}}$  中, 进行了 4 个加载-卸载循环以改变土样在原位有效应力下的孔隙比。在每个循环的终点即 50 kPa 处测量剪切波速。两组试验中, 弯曲元测量均在试样中部孔隙水压力平衡, 竖向应变速率小于 0.004%/h 后进行, 以减小蠕变对试验结果的影响(图 11 为试验  $B_{\text{void}}$  中 50~200 kPa 下土样中部超孔隙水压力与竖向应变的变化曲线)。

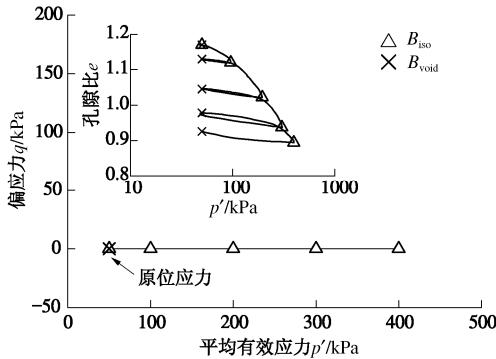


图 5 三轴试验的应力路径

Fig. 5 Stress paths used in triaxial tests

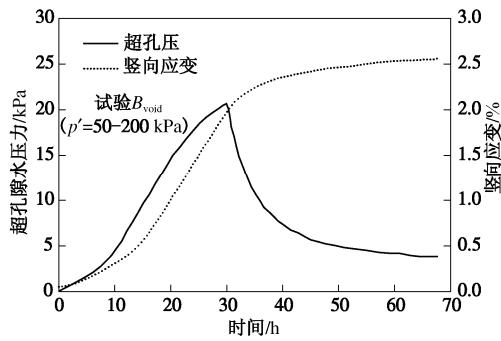


图 6 典型的超孔压与竖向应变曲线

Fig. 6 Typical curves of excess pore pressure and axial strain

## 2 试验结果分析

### 2.1 土样质量的评价

天然土体在取样、运输和试样制备过程中因扰动发生的塑性应变; 以及当试样重新固结至原位应力状态时产生的体积应变, 都会导致土体结构的破坏, 影响土样的质量。通常用土样重新固结至原位应力状态时产生的体应变来判断土样的质量<sup>[14]</sup>。而 Lunne 等<sup>[15]</sup>指出 $\Delta e/e_0$  ( $\Delta e$  为重新固结至原位应力时的孔隙比变化;  $e_0$  为初始孔隙比) 的变化受土体扰动程度的影响更为明显。文中两组试样当土样第一次固结至原位有效应力约 50 kPa 时,  $\Delta e/e_0$  均为 0.03 (见图 7)。根据 Lunne 等提出的判断土样质量的标准, 当 $\Delta e/e_0$  小于 0.04 时, 土样为优质土样。因此, 文中两土样当恢复至原位有效应力时, 土体扰动较小, 土体结构接近原位状态。

### 2.2 剪切波速

图 8 为固结压力 200 kPa 时, 试验  $B_{iso}$  中弯曲元的实测结果, 接收信号的轨迹清晰可辨。由于发射信号在土体传播过程中不断衰减, 距离发射弯曲元距离较远处的接收弯曲元  $R'$  处的信号明显小于  $R$  处信号。为了降低近场作用对接收信号的影响, 文中在采用常规初达波法确定剪切波速时, 均采用距离发射弯曲元

较远的  $R'$  处信号, 将与发射波振动方向相同的起始振动时刻作为剪切波到达点(图中空心圆所示)。文中同时采用了峰-峰法和互相关法确定剪切波的传播时间与速度, 并与初达波法进行比较。使用峰-峰法时, 以两接收信号第二主波峰间的时移作为剪切波的传播时间<sup>[16]</sup>。而互相关法中用互相关函数  $CC_{xy}(\tau)$  表示信号  $X(t)$  与  $Y(t)$  之间的相关程度, 如下式所示:

$$CC_{xy}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_T X(t)Y(t+\tau)dt \quad , \quad (5)$$

其中  $T$  为记时长度,  $\tau$  为两信号间的时移。若信号  $X(t)$ ,  $Y(t)$  具有相同的特性, 则互相关系数最大值时对应的时移即为剪切波的传播时间<sup>[17]</sup>。

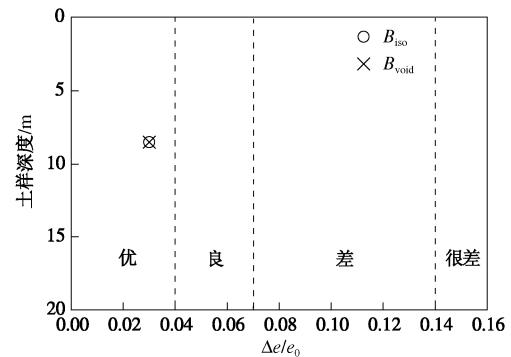


图 7 土样质量的评价

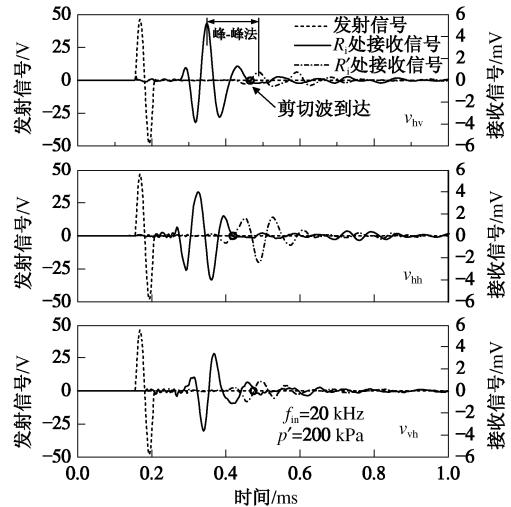
Fig. 7 Sample quality assessment using  $\Delta e/e_0$  criterion图 8 典型的弯曲元发射与接收信号轨迹(试验  $B_{iso}$ ,  $p'=200$  kPa)Fig. 8 Typical input and output signals by using bender elements at mean effective stress  $p'=200$  kPa in test  $B_{iso}$ 

图 9 为试验  $B_{iso}$  中, 固结压力 200 kPa 时, 采用上述 3 种不同方法得到的剪切波速。因  $v_{vh}$ ,  $v_{hv}$  及  $v_{hh}$  变化规律相似, 图中仅以  $v_{hh}$  为例进行说明。如图所示, 采用初达波法, 剪切波速随着激发信号频率的增大不断增大。这是因为发射弯曲元发出的信号在传播过程中会因近场作用、弥散作用及边界效应发生畸变<sup>[18]</sup>,

接收信号随着不同的激发频率而随之改变。剪切波速与激发频率密切相关表明：采用传统的初达波法确定剪切波速与剪切模量有很大的主观性，不同的试验者采用不同的频率得出的剪切模量往往存在一定差别。如剪切波速  $v_{hh}$  在激发频率 20 kHz 和 30 kHz 下相差 3%，对应剪切模量相差约 6%。而采用互相关法，虽然激发频率较小时（小于 20 kHz），剪切波速波动性大于初达波法；但随着频率的增大，尤其是在 20~30 kHz 区间内，剪切波速趋于一恒定值（207 m/s）。相同频率下，峰-峰法得出的剪切波速与互相关法相近；但在 20~30 kHz 区间内，由峰-峰法确定的剪切波速较为离散。由此可以看出，互相关法较传统的初达波法与峰-峰法的优点在于可以在一定频率范围内（文中 20~30 kHz）提高确定剪切波速的客观性，降低因试验者或选取的激发频率不同而对试验结果产生较大影响的可能性。Wang 等<sup>[19]</sup>通过数值分析发现利用两个接收信号采用互相关法确定的剪切波速与真实值最为接近，因此，本文采用互相关法确定的剪切波速来计算土体的最大剪切模量。

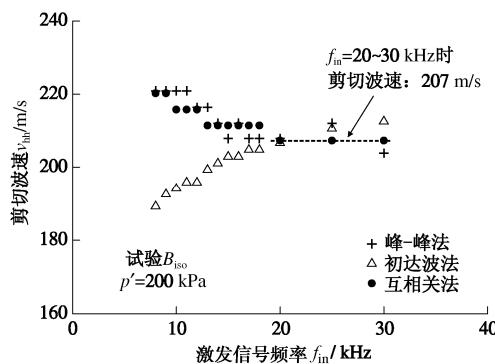


图 9 采用不同方法确定的剪切波速

Fig. 9 Comparisons among shear wave velocities determined using different methods

### 2.3 上海软黏土的最大剪切模量

根据弯曲元试验结果，上海软黏土最大剪切模量由公式（1）计算得出。图 10（a）和（b）分别为试验  $B_{iso}$  与  $B_{void}$  中最大剪切模量随剪切面内有效应力的变化。可以看出，不同平面的最大剪切模量  $G_0$  随着有效应力的增大而增大。两组试验中，土样的剪切模量均表现出一定程度的各向异性，即水平面内的剪切刚度 ( $G_{0(hh)}$ ) 大于垂直面内的剪切刚度 ( $G_{0(hv)}$  与  $G_{0(vh)}$ )。对理想的横观各向异性弹性材料， $G_{0(hv)}$  值与  $G_{0(vh)}$  相等。实测数据表明上海软黏土垂直面内的剪切刚度大致相同，即  $G_{0(vh)}/G_{0(hv)} \approx 1.0$ ，与理论值基本吻合。

土体的固有各向异性通常用最大剪切模量的比值 ( $G_{0(hh)}/G_{0(hv)} = (v_{hh}/v_{hv})^2$ ) 来表示<sup>[7-8]</sup>。因为  $v_{hh}$  与  $v_{hv}$  是在相同的边界条件下测量所得，文中以此表示土体的

固有各向异性。图 11 为原状上海软黏土固有刚度各向异性比。如图所示，在  $p' = 50 \sim 400$  kPa 范围内，实测  $G_{0(hh)}/G_{0(hv)}$  比值介于 1.08 至 1.39 之间，平均值为 1.21（标准差为 0.1）。上海软黏土主要由片状颗粒组成<sup>[20]</sup>，在重力作用下，片状颗粒在沉积过程中有一种趋势，即其长轴沿着水平面方向进行排列。因此，大部分颗粒间接触面上的正应力均沿着水平方向，使得土体在水平面内具有较强的结构和较大的剪切刚度<sup>[9]</sup>。同时，天然上海软黏土颗粒间的胶结作用（图 2）与水平方向的层理结构（图 3）都对上海软黏土剪切刚度的各向异性具有一定的影响。

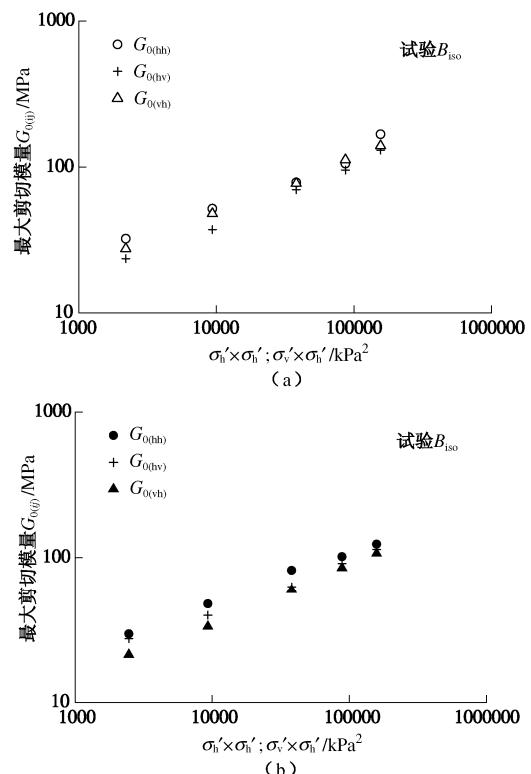


图 10 最大剪切模量  $G_0(ij)$  随  $\sigma'_h \times \sigma'_v$ ;  $\sigma'_v \times \sigma'_h$  的变化关系

Fig. 10 Variation of elastic shear modulus  $G_0(ij)$  with  $\sigma'_h \times \sigma'_v$ ;

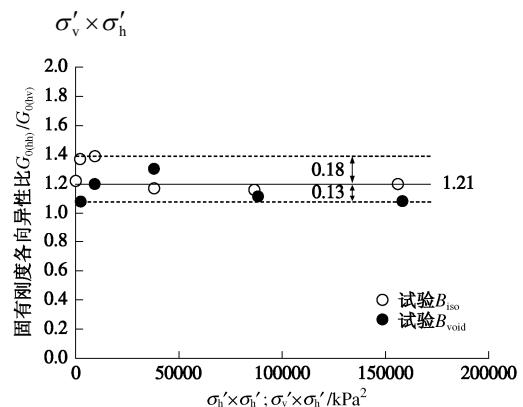


图 11 实测上海软黏土刚度的固有各向异性比

Fig. 11 Measured inherent stiffness anisotropy of Shanghai soft clay

公式(4)表明等向压力下, 土体固有刚度各向异性与应力大小无关仅与土体结构各向异性直接相关。文中试验采用的均为优质的原状土样(见图7), 土体扰动较小, 土样结构接近原位状态下的土体结构。图11中相对恒定的固有刚度各向异性比( $G_{0(hh)}/G_{0(hv)}$ )表明: 上海软黏土的结构各向异性在50~400 kPa的压力范围内变化不大。因此文中试验过程(由50 kPa等向固结至400 kPa)能够反映土体原位的结构与刚度各向异性。*Jovičić*和*Coop*<sup>[4]</sup>也指出硬黏土或软岩试样只有发生较大的塑性应变才会影响其固有各向异性, 这与文中上海软黏土具有较为恒定的固有刚度各向异性比的现象基本一致。虽然*Clayton*和*Heymann*<sup>[22]</sup>的试验结果显示小应变也可能会改变土体结构与其某一平面内的刚度大小, 但其试验结果并未表明土体固有刚度各向异性会在小应变范围内发生改变。

## 2.4 最大剪切模量与应力状态的经验关系

根据公式(2), 归一化的最大剪切模量与土体应力状态之间的关系可以表示为

$$G_{0(ij)} / F(e) / p_r^{1-2n} = S_{ij} (\sigma'_i \times \sigma'_j)^n \quad (6)$$

*Lo Presti*<sup>[23]</sup>提出土体的孔隙比函数可以用 $F(e)=e^{-1.3}$ 表示。文中利用孔隙比函数 $F(e)=e^{-1.3}$ 与参考压力 $p_r=1$  kPa对实测最大剪切模量进行归一化处理。如图12所示水平面内土体结构常数 $S_{hh}$ 远大于竖向平面内的 $S_{hv}$ 和 $S_{vh}$ , 这说明水平面内土体结构性较强, 与实测上海黏土刚度的固有各向异性比相吻合(见图11)。虽然竖向和水平面内的剪切模量大小存在差异, 但经验应力指数 $n$ 均为0.29, 说明不同平面内应力变化对该平面内最大剪切模量的影响相近。根据图中不同平面内(hh, hv及vh)唯一的经验关系, 可以估算不同应力状态下上海软黏土的最大剪切模量。

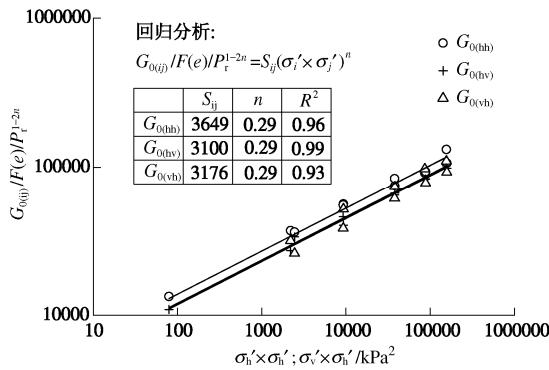


图12  $G_{0(ij)}/F(e)/p_r^{1-2n}$ 随 $\sigma'_h \times \sigma'_h$ ;  $\sigma'_v \times \sigma'_h$ 的变化关系

Fig. 12 Variations of  $G_{0(ij)}/F(e)/p_r^{1-2n}$  with  $\sigma'_h \times \sigma'_h$ ;  $\sigma'_v \times \sigma'_h$

## 3 结 论

(1) 相比常规初达波法和峰-峰法, 利用两个接

收弯曲元处的信号, 采用互相关法确定剪切波速, 在一定频率范围内(文中20~30 kHz)减小了因试验者或激发频率不同而对试验结果产生较大影响的可能性。一定程度上提高了弯曲元试验结果的客观性与可重复性。

(2) 上海原状软黏土表现出明显的刚度各向异性。在固结压力50~400 kPa范围内, 原状土样实测最大剪切刚度固有各向异性比( $G_{0(hh)}/G_{0(hv)}$ )约为1.21。相对恒定的各向异性比表明土样结构的各向异性在试验所施加的压力范围内变化不大。上海软黏土水平向剪切刚度较大, 这与其在水平方向上较强的层理结构与颗粒间的胶结作用有关。

(3) 利用孔隙比函数 $F(e)=e^{-1.3}$ , 原状上海软黏土试样在3个相互垂直的平面内(hh, hv及vh)均存在唯一的经验公式表示土体的最大剪切模量与应力状态之间的关系。通过该经验公式可以预估上海软黏土的最大剪切模量。

## 参 考 文 献:

- [1] LEE K M, ROWE R K. Deformations caused by surface loading and tunnelling: the role of elastic anisotropy[J]. *Géotechnique*, 1989, **39**(1): 125~140.
- [2] SIMPSON B, ATKINSON J H, JOVIČIĆ V. The influence of anisotropy on calculations of ground settlements above tunnels[J]. *Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground*, 1996: 591~594.
- [3] NG C W W, LEUNG E H Y, LAU C K. Inherent anisotropic stiffness of weathered geomaterial and its influence on ground deformations around deep excavations[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2004, **41**(1): 12~24.
- [4] JOVIČIĆ V, COOP M R. The measurement of stiffness anisotropy in clays with bender element tests in the triaxial apparatus[J]. *Geotechnical Testing Journal*, 1998, **21**(1): 3~10.
- [5] BELLOTTI R, JAMIOLKOWSKI M, LO PRESTI D C F, et al. Anisotropy of small strain stiffness in Ticino sand[J]. *Géotechnique*, 1996, **46**(1): 115~131.
- [6] FIORAVANTE V. Anisotropy of small strain stiffness of ticino and kenya sands from seismic wave propagation measured in triaxial testing[J]. *Soils and Foundations*, 2000, **40**(4): 129~142.
- [7] PENNINGTON D S, NASH D F T, LINGS M L. Anisotropy of  $G_0$  shear stiffness in Gault clay[J]. *Géotechnique*, 1997, **47**(3): 391~398.
- [8] NG C W W, LEUNG E H Y. Determination of shear-wave

- velocities and shear moduli of completely decomposed tuff[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2007, **133**(6): 630 – 640.
- [9] WANG Y H, MOK C B. Mechanisms of small-strain shear-modulus anisotropy in soils[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2008, **134**(10): 1516 – 1530.
- [10] JAMIOLKOWSKI M, LANCELLOTTA R, LO PRESTI D C F. Remarks on the stiffness at small strain of six Italian clays[C]// Proceedings of International Symposium on Pre-failure Deformation of Geomaterials, Sapporo, Japan, 1994, **2**: 817 – 836.
- [11] TEACHAVORASINSKUN S, LUKKANAPRASIT P. Stress induced and inherent anisotropy on elastic stiffness of soft clays[J]. Soils and Foundations, 2008, **48**(1): 127 – 132.
- [12] HARDIN B O, BLANDFORD G E. Elasticity of particulate materials[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, 1989, **115**(2): 1449 – 1467.
- [13] CLAYTON C R I, KHATRUSH S A, BICA A V D, SIDDIQUE A. Use of hall effect semiconductors in geotechnical instrumentation[J]. Geotechnical Testing Journal, 1989, **12**(1): 69 – 76.
- [14] ANDRESEN A, KOLSTAD P. The NGI 54 mm sampler for undisturbed sampling of clays and representative sampling of coarser materials[C]// Proceedings of the International Symposium on State of the Art on Current Practice of Soil Sampling, Singapore, 1979: 13 – 21.
- [15] LUNNE T, BERRE T, STRANDVIK S. Sample disturbance effects in soft low plastic Norwegian clay[C]// Proceedings of Symposium on Recent Developments in Soil and Pavement Mechanics, Rio de Janeiro, Brazil, 1996: 81 – 102.
- [16] CLAYTON C R I, THERON M, BEST A I. The measurement of vertical shear-wave velocity using side-mounted bender elements in the triaxial apparatus[J]. Géotechnique, 2004, **54**(7): 495 – 498.
- [17] VIGGIANI G, ATKINSON J H. Interpretation of bender element tests[J]. Géotechnique, 1995, **45**(1): 149 – 154.
- [18] ALVARADO G, COOP M R. On the performance of bender elements in triaxial tests[J]. Géotechnique, 2012, **62**(1): 1 – 17.
- [19] WANG Y H, LO K F, YAN W M, DONG X B. Measurement biases in the bender element test[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2007, **133**(5): 564 – 574.
- [20] 龚士良, 茅鸿妹. 上海软黏土微观特性及在土体变形中的作用[J]. 上海地质, 1999, **52**: 29 – 35. (GONG Shi-liang, MAO Hong-mei. The microcosmic characteristics in Shanghai soft clay and its effect in soft body movement[J]. Shanghai Geology, 1999, **52**, 29 – 35. (in Chinese))
- [21] CLAYTON C R I, HIGHT D W, HOPPER R J. Progressive destructuring of Bothkennar clay: implications for sampling and reconsolidation procedures[J]. Géotechnique, 1992, **42**(2): 219 – 239.
- [22] CLAYTON C R I, HEYMANN G. Stiffness of geomaterials at very small strains[J]. Géotechnique, 2001, **51**(3): 245 – 255.
- [23] LO PRESTI D C F. Proprietà dinamiche dei terreni[C]// XIV Conferenza Geotecnica di Torino, Dept. of Structural Engineering, Politecnico di Torino, 1989. (LO PRESTI D C F. Dynamic properties of soils[C]// Proceedings of XIV Geotechnical Conference, Turin, Italy, 1989. (in Italian))