

DOI: 10.11779/CJGE201901004

饱和软黏土固结过程中的不排水抗剪强度特性

雷国辉^{1, 2}, 高翔^{1, 2}, 徐可^{1, 2}, 郑泽宇^{1, 2}

(1. 河海大学岩土力学与堤坝工程教育部重点实验室, 江苏 南京 210024; 2. 河海大学江苏省岩土工程技术工程研究中心, 江苏 南京 210024)

摘要: 集成大直径固结仪和微型十字板剪切仪的功能, 开发和研制了饱和软黏土固结过程中可以随时开展剪切试验的系统装置, 考虑超孔压随时间和空间变化的不均匀性, 在微型十字板剪切仪板头处的空心轴杆底端配置微型孔压计, 并在大直径固结仪中配置微型土压力计, 使其具备自动实时监测在十字板剪切试验测点处有效应力变化的功能。利用该系统装置, 开展了饱和软黏土在不同固结压力作用下, 固结过程中不同时间点的十字板剪切试验, 实时监测了固结过程中的变形和孔压变化过程, 得到了十字板剪切试验测点处的有效应力和不排水抗剪强度, 分析了固结过程中不排水抗剪强度和有效应力之间的相关关系。结果表明, 在不同固结压力作用下, 固结完成后的不排水抗剪强度与有效应力呈现出传统的线性关系, 但是, 在某一固结压力作用下, 固结过程中的不排水抗剪强度却随有效应力的增长呈非线性增长, 而且, 在不同固结压力作用下, 固结压力越大, 固结过程中达到相同的有效应力时所对应的不排水抗剪强度越大。固结过程中的不排水抗剪强度并不仅仅取决于剪前固结有效应力, 还与剪前孔隙比相关, 孔压消散速率小于变形速率是导致固结初期、剪前固结有效应力较小时, 不排水抗剪强度较快增长的主要原因。

关键词: 软黏土; 固结; 不排水抗剪强度; 微型十字板; 剪前孔隙比

中图分类号: TU432

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2019)01-0041-09

作者简介: 雷国辉(1972-), 男, 江西丰城人, 博士, 教授, 从事土力学教学与科研工作。E-mail: leiguohui@hhu.edu.cn。

Behavior of undrained shear strength of saturated soft clay under consolidation

LEI Guo-hui^{1, 2}, GAO Xiang^{1, 2}, XU Ke^{1, 2}, ZHENG Ze-yu^{1, 2}

(1. Key Laboratory of Geomechanics and Embankment Engineering of the Ministry of Education, Hohai University, Nanjing 210024, China; 2. Jiangsu Research Center for Geotechnical Engineering Technology, Hohai University, Nanjing 210024, China)

Abstract: By integrating the functions of large-diameter consolidometer and miniature vane shear devices, a systematic apparatus is devised and developed to be capable of performing shear tests at any point in time during the consolidation process of saturated soft clay. Considering the non-uniformity change of the excess pore-water pressure in space and time, each miniature vane shear device is equipped with a miniature pore-water pressure transducer at the bottom of its hollow axial shaft mounting blades. The large-diameter consolidometer is equipped with miniature earth pressure cells. Thus the apparatus has a function of automatic real-time monitoring of changes of the effective stresses at the positions of vane shear tests. By using this systematic apparatus, the vane shear tests are carried out at different points in time during the consolidation process of saturated soft clay subjected to different consolidation pressures. The changes of real-time deformation and pore-water pressure are monitored during the consolidation process, and the effective stresses and the undrained shear strengths at the positions of vane shear tests are derived. The correlation between the shear strength and the effective stress is analyzed. It is shown that the traditional linear relationship exists between the undrained shear strengths at the end of consolidation under different pressures and effective stresses. However, under a certain consolidation pressure, the shear strength increases non-linearly with the increase in the effective stress during the consolidation process. Moreover, under different consolidation pressures, the larger the consolidation pressure, the higher the shear strength at the same effective stress generated during the consolidation process. The undrained shear strength gained during consolidation is dependent on the effective stress and the void ratio before shearing. The fact that the rate of dissipation of pore-water pressure is less than the rate of deformation is the main reason for the rapid increase in the undrained shear strength at the early stage of consolidation when the effective stress before shearing is relatively low.

Key words: soft clay; consolidation; undrained shear strength; miniature vane; void ratio before shearing

基金项目: 国家自然科学基金项目(51578213, 51778211); 中央高校基本科研业务费专项资金项目(2017B20614)

收稿日期: 2017-10-27

0 引言

软黏土的抗剪强度会随着固结过程中超孔压消散、有效应力增加而增加,地基的稳定性也将随着加载过程和抗剪强度的变化而动态发展。因此,软黏土地基的稳定性分析时,需要考虑加载和固结过程中伴随土体变形和超孔压变化引起的抗剪强度变化^[1-5]。揭示土的抗剪强度特性的传统试验方法有不固结不排水、固结不排水和固结排水剪切试验这 3 种类型,土体的不排水或排水剪切试验要么是在不固结条件下开展,要么是在固结完成后开展,即固结和剪切这两个过程是相互独立开展的。然而,实际工程中,固结和剪切通常都是同时发生的。利用现有的剪切试验仪器比如三轴仪或直剪仪虽然也可以实现在土体固结到某一程度后立即开展剪切试验,但三轴试样在固结过程中存在超孔压分布不均匀^[6]、直剪试样预定剪切面上的超孔压存在难以确定的问题,这将导致剪切破坏面处的剪前固结有效应力无法准确确定,难以揭示固结过程中土体抗剪强度与有效应力的真实关系。

为模拟固结同时剪切过程,本文将大直径固结仪和微型十字板剪切仪的功能进行有机集成,开发和研制了软黏土在固结过程中的不同时间可以随时开展十字板剪切试验的系统装置,并在十字板板头处的空心轴杆底端配置微型孔压计,在固结仪中配置微型土压力计和位移计,可以自动实时监测土体竖向变形和总应力,以及超孔压的变化过程,并能确定十字板剪切试验测点处的竖向有效应力,将其应用于分析软黏土固结过程中不排水抗剪强度随有效应力的变化特性。

1 固结同时剪切试验系统装置研发

本文研制的固结过程中可以随时开展十字板剪切试验的系统装置如图 1 所示,其结构及主要部件如示意图 2 所示,该装置主要由气压顶升式加载机构、大直径固结仪、带孔压测试功能的十字板剪切仪、自动化数据采集传感器测量单元组成。

1.1 气压顶升式加载机构

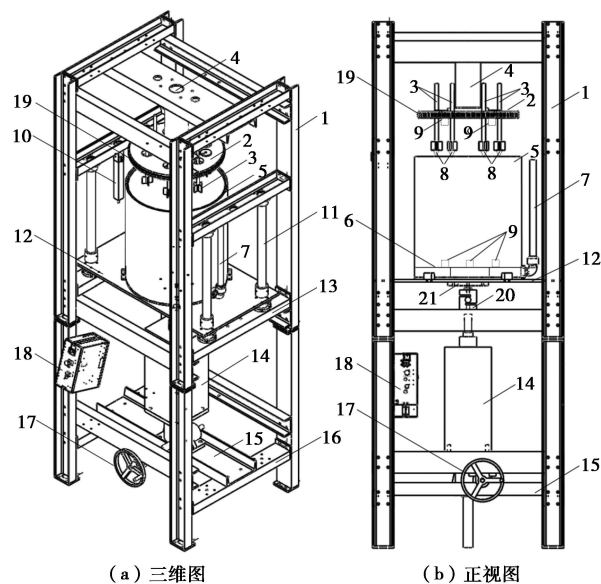
气压顶升式加载机构主要用于实现对软黏土试样固结进行加载,它主要由框架、气压千斤顶、气压调节器、固结仪升降平台、升降导杆、加载板及反力架组成。通过气压调节器,可以设置加载过程,控制气压千斤顶和外置空气压缩机的运行,使固结仪整体沿升降导杆竖直顶升,在固结仪试样顶部与加载板和反力架之间产生荷载。与此同时,气压千斤顶与固结仪升降平台之间的压力传感器的测试数据,会实时反馈到气压调节器,从而自动控制和调整顶升进程,使得

固结仪中的试样顶面能够按照预定的加载过程受荷。



图 1 固结同时剪切试验系统照片

Fig. 1 Photo of simultaneous consolidation and shear test system



1—框架; 2—加载板; 3—带孔压测试功能的微型十字板剪切仪; 4—反力架; 5—大直径固结仪; 6—透水板; 7—排水管; 8—微型孔压计; 9—微型土压力计; 10—位移计; 11—升降导杆; 12—固结仪升降平台; 13—固结仪升降平台支撑横梁; 14—气压千斤顶; 15—可调节轨道; 16—千斤顶支撑反力架; 17—摇杆; 18—气压调节器; 19—U形项圈; 20—活塞杆及压力传感器; 21—传力垫块

图 2 固结同时剪切试验系统结构示意图

Fig. 2 Sketch of structure of simultaneous consolidation and shear test system

1.2 大直径固结仪

如图 3 (a) 所示,大直径固结仪由透明有机玻璃制成。如图 4 所示,固结仪整体高度为 55 cm,内径 47.6 cm,固结仪内底部安装有透水滤板,将其分隔为下部高为 5 cm 的储水空腔和上部高为 50 cm 的试样室。储水空腔外接 1 根排水管,装样时用于保持试样

饱和、固结时用于试样排水。试样顶部上覆加载板，加载板侧壁包裹 U 形顶圈，防止试样通过板壁与固结仪内壁之间的空隙挤出。

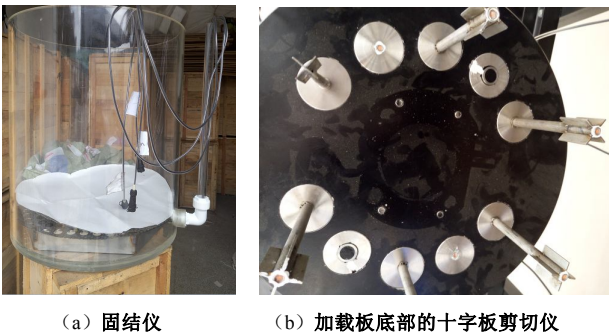


图 3 固结仪和十字板剪切仪照片

Fig. 3 Photos of consolidometer and vane shear devices

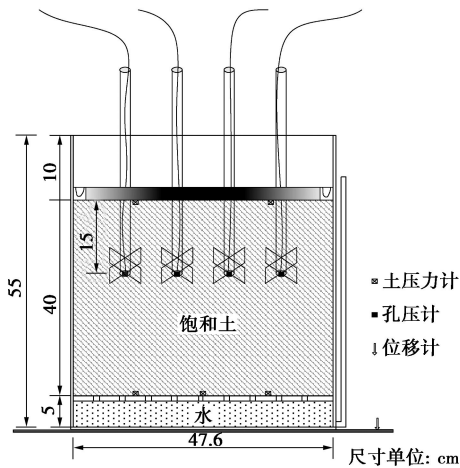


图 4 固结仪、十字板剪切仪及传感器布置示意图

Fig. 4 Sketch of layout of consolidometer, vane shear devices and instrumentation

1.3 带孔压测试功能的微型十字板剪切仪

为测定固结过程中试样的不排水抗剪强度并确定测点处的有效应力，自主研制了机械式带孔压测试功能的微型十字板剪切仪，如图 3 (b) 和图 4 所示。十字板剪切仪主要由空心轴杆和十字板板头组成，轴杆长 350 mm，外径 12 mm，内径 8 mm，十字板板头高 40 mm，翼宽 10 mm，高径比 2 : 1^[7-8]，厚 1 mm。在十字板板头位置处的空心轴杆底端配置微型孔压计并采用硅胶密封，其连接电缆穿过空心轴杆内部后从其顶部侧壁引出。在空心轴杆的顶端配置六边形盖帽，配合扭力计开展微型十字板剪切试验。微型十字板剪切仪安装在固结试验加载板的径向位置上，均匀、对称布置。十字板板头中心插入试样的深度可以人工调节，经固定后竖向位移受到约束，但是可以自由扭转。

1.4 自动化数据采集传感器及其布置

为测试加载固结引起的变形，竖向位移传感器 (LVDT) 底座安装在系统装置的框架梁上，探头接

触于固结仪升降平台，如图 2 (a) 所示。

为开展固结过程中的剪切试验，在加载板的径向位置均匀、对称布置有 6 个十字板剪切仪，其板头中心在试样中的插入深度为 15 cm，如图 3 (b) 和图 4 所示，其中 5 个为自主研制的带孔压测试功能的十字板剪切仪，1 个为带有 ASTM 标准轴杆和板头的十字板剪切仪，如图 5 (a) 所示。经率定试验发现，带孔压测试功能的十字板剪切仪测试得到的不排水抗剪强度均大于带有 ASTM 标准板头的十字板剪切仪测试得到的不排水抗剪强度，两者的平均比值为 1.21，且变化范围较窄，这主要是为克服剪切仪空心轴杆与其周围土体之间的摩擦所致，反映了自主研制的十字板剪切仪的系统误差，虽然还难以得到不排水抗剪强度的准确值，但并不影响本文依据该仪器测试结果进行固结过程中不排水抗剪强度变化特性和规律的分析。采用自主研制的十字板剪切仪，可以测试得到试样固结过程中在 15 cm 深处的孔压变化过程，以及在不同固结时点的不排水抗剪强度。

在固结仪加载板的底部即试样的顶部径向的固定位置，安装了 2 个微型土压力计 (图 5 (a))，测试试样顶部的竖向总应力变化。在固结仪透水滤板的顶部即试样底部径向的固定位置，安装了 3 个微型土压力计 (图 5 (b))，测试试样底部的竖向总应力变化。

上述传感器的尺寸、量程和精度如表 1 所示。所有传感器接入数据采集装置，实现自动化实时测量，数据自动采集的周期为 500 ms。

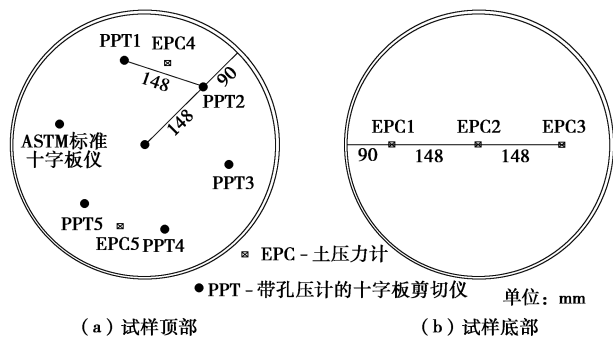


图 5 试样顶部和底部传感器布置

Fig. 5 Layout of instrumentation at top and bottom of specimen

表 1 传感器尺寸、量程 (FS) 和精度

Table 1 Sizes, full scales and accuracies of transducers			
传感器种类	尺寸	量程	精度
位移计		200 mm	0.25% FS
微型孔压计	Φ8×14 mm	50 kPa	0.25% FS
微型土压力计	Φ22×18 mm	50 kPa	0.25% FS

2 试验土样、方法及气压加载方案

2.1 试验土样

固结试验所用黏土试样为高岭土, 粒径 $d \leq 0.005$ mm 的黏粒含量超过 80%, 密度为 2.71 g/cm^3 , 液限为 43.7%, 塑限为 22.2%, 塑性指数为 21.5, 风干含水率 4.5%。经渗透试验测定, 黏土试样经固结试验开始之前的装样和预压过程之后, 其渗透系数在 10^{-8} m/s 的量级。

2.2 试验方法

(1) 制样。采用上述高岭土, 风干后加水配置成饱和含水率为 60% 的土样, 采用搅拌器充分搅拌, 使土样均匀、饱和。

(2) 装样。将配置的土样均匀填入固结仪试样室中, 填入过程中通过外接排水管和储水空腔注水, 始终保持试样淹没在水面以下。装样完成后, 静置 24 h, 再将固结仪放入固结同时剪切试验系统装置的顶升平台上, 安装加载板, 调节升降平台位置, 使加载板与试样顶面刚好接触。

(3) 预压。为保证试样能够充分均匀、饱和, 制样时的含水率取为液限的 1.37 倍, 其对应的压缩性很高、不排水抗剪强度很低, 不便于后续固结和剪切试验的开展, 为此, 在装样完成后, 按 $1 \text{ kPa}/6 \text{ h}$ 的缓慢加载速率对试样进行 10 kPa 预压处理。在竖向位移、土压力和超孔压测试数据均达到稳定后, 再卸除预压荷载, 并待试样的回弹变形、土压力和超孔压均达到稳定后, 记录所有测试传感器的零读数, 再开展后续试验。

(4) 固结同时剪切试验。按 $10 \text{ kPa}/\text{h}$ 较快的加载速率对试样实施加载至某一固结压力并保持稳定, 实时自动测试竖向位移、土压力和超孔压数据, 观测得到该固结压力作用下的超孔压峰值。固结过程中, 当超孔压消散值分别达到超孔压峰值的 20%, 40%, 60%, 80%, 100% 时, 通过扭力计转动一个微型十字板剪切仪测得对应时刻土体的不排水抗剪强度。在此过程中, 每个十字板剪切仪只扭转一次, 以消除试样扰动对后续固结和剪切试验的影响。

通过多次制样、装样和预压过程的探索性和重复性试验并针对试样开展相应的测试和分析, 确定了上述试验方法, 采用该试验方法可以得到均匀的试样, 饱和度达到 96% 以上, 预压完成后、固结同时剪切试验前, 试样的初始高度约为 40 cm 。微型十字板板头固定于试样顶面以下 15 cm 处, 如图 4 所示。

2.3 固结同时剪切试验加载方案

鉴于试样直径较大, 气压千斤顶的加载能力有限, 同时考虑反力架及加载机构的变形控制要求, 为实现稳定的加载过程, 本文研发的固结同时剪切试验系统装置的气压加载能力为 50 kPa 。该压力值对于固结问题的研究而言是偏小的, 但是, 对于本文针对软黏土

的抗剪强度问题的研究而言, 还是可以满足要求的。因此, 固结同时剪切试验的气压加载方案分别设定为 20, 30, 40 kPa 。

3 试验结果及分析

3.1 固结过程中的竖向总应力增量

固结过程中, 试样顶部或底部各土压力计测得的值基本一致, 偏差不到 1.5 kPa 。图 6 所示为 20, 30, 40 kPa 气压加载方案条件下试样底部和顶部的土压力的平均值 p 随时间 t 的变化过程曲线, 可以看出, 加载完成后的土压力基本是保持恒定的, 其微小波动主要是由于试样变形及相应的气压补偿加载所导致。底部的土压力基本都一致地超出顶部的土压力约 7 kPa , 这与试样的自重所产生的竖向总应力是匹配的。上述测试结果说明固结加载过程是稳定和可靠的。

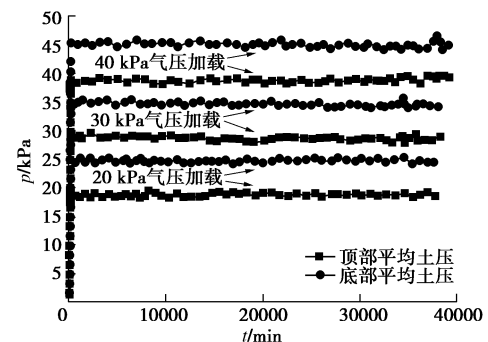


图 6 试样底部和顶部的土压力

Fig. 6 Earth pressures at bottom and top of specimen

假设试样中的竖向总应力沿深度线性分布, 则可以根据上述试样底部和顶部的土压力测试结果, 计算得到试样顶面以下 15 cm 处即微型十字板板头处的竖向总应力增量 $\Delta\sigma_v$ 在固结过程中的变化时程线, 如图 7 所示。可以看出, 微型十字板板头处的竖向总应力增量值也是稳定和可靠的。

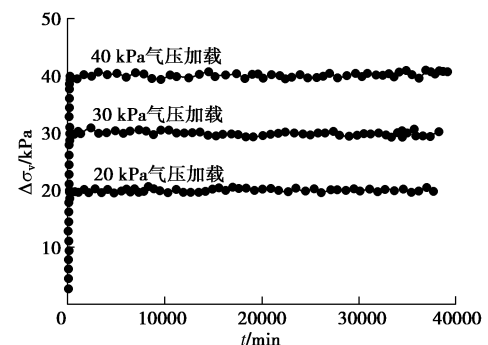


图 7 十字板剪切试验测点处的竖向总应力增量

Fig. 7 Increments of vertical total stress at vane shear test points

3.2 固结过程中的变形

图 8 所示为 20, 30, 40 kPa 气压加载方案条件下

试样顶部的竖向位移 s 随时间 t 的变化过程曲线。图 9 所示为竖向位移 s 按其最终值 s_{\max} 归一化后的变化过程曲线, 从图 9 可以看出, 3 种气压加载方案条件下的变化过程曲线基本重合, 说明所制备的试样是比较均匀的, 试样的固结过程基本上是一致的。

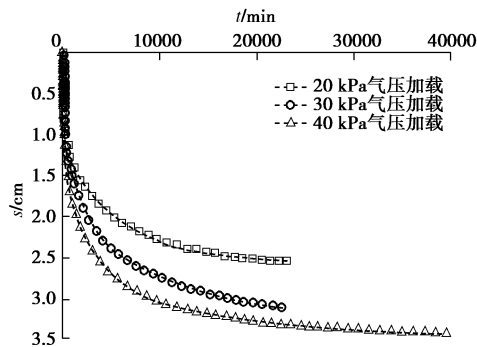


图 8 试样顶部的竖向位移

Fig. 8 The vertical displacement at the top of specimen

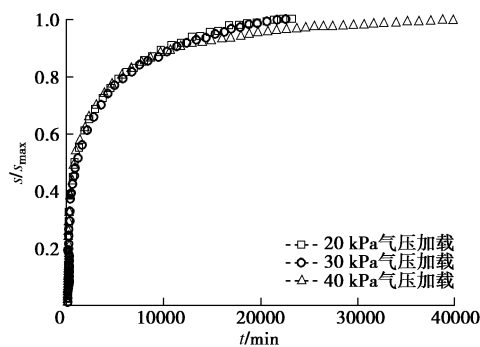


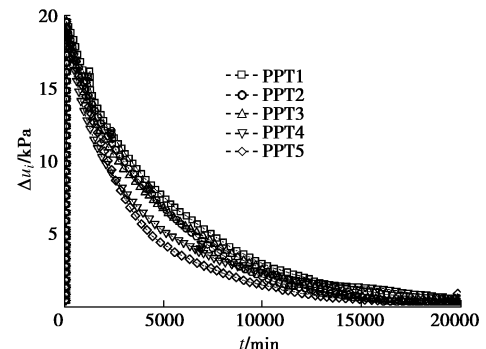
图 9 试样顶部的归一化竖向位移

Fig. 9 Normalized vertical displacements at top of specimen

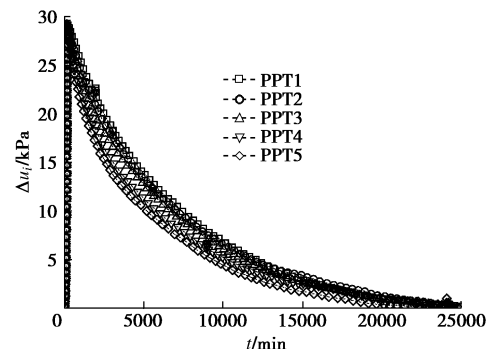
3.3 固结过程中十字板剪切试验测点处的超孔压

图 10 所示为 20、30 和 40 kPa 气压加载方案条件下微型十字板剪切试验测点处的超孔压 Δu_i 随时间 t 的变化过程曲线。在固结过程中, 每个微型十字板剪切仪只进行一次剪切试验, 因此, 每条超孔压变化曲线在剪切试验开展的时段内会出现一次短暂的超孔压小幅升高后快速消散的现象。从图 10 可以看出, 在同一气压加载方案条件下, 孔压计 PPT1、PPT2 和 PPT3 测得的超孔压变化过程曲线基本重合, 而在相同时刻, 孔压计 PPT4 和 PPT5 测得的超孔压值均明显一致地偏小, 这说明不同孔压计的测试结果存在一定的系统误差。为消除该系统误差的影响, 本文取孔压计 PPT1、PPT2 和 PPT3 测得的超孔压平均值 Δu 作为十字板剪切试验测点处的超孔压, 其随时间的变化过程曲线如图 11 所示, 其中, 每条曲线的 5 个突起段代表的是固结过程中各孔压计测点处开展的十字板剪切试验所产生的超孔压, 在相同的气压加载量下其大小基本一致, 但在不同的气压加载方案条件下, 其大小随着加载量

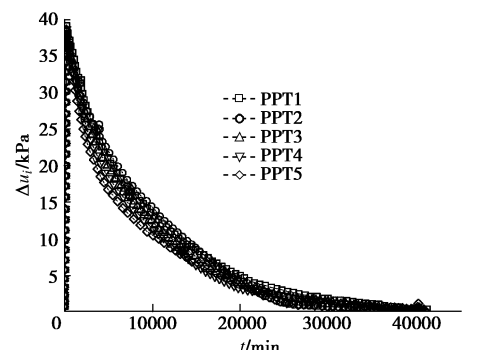
的增大而略有增大, 不过, 十字板剪切试验所产生的短暂的超孔压上升值与固结过程中的超孔压值相比, 基本上可以近似忽略不计, 其消散速率也非常快, 对试样后续的固结过程并没有产生明显的影响。



(a) 20 kPa 气压加载方案



(b) 30 kPa 气压加载方案



(c) 40 kPa 气压加载方案

图 10 十字板剪切试验测点处的超孔压

Fig. 10 Excess pore-water pressures at vane shear test points

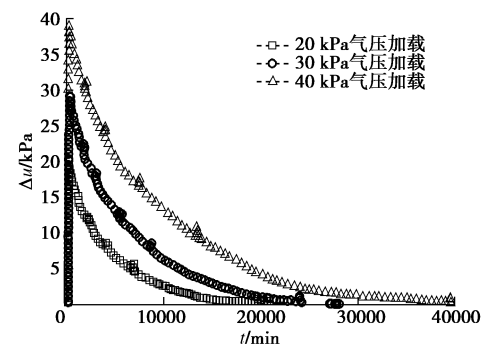


图 11 十字板剪切试验测点处的平均超孔压

Fig. 11 Average excess pore-water pressures at vane shear test points

3.4 固结过程中十字板剪切试验测点处的有效应力增量

图12所示为20, 30和40 kPa气压加载方案条件下十字板剪切试验测点处由图7中的竖向总应力增量 $\Delta\sigma_v$ 和图11中的平均超孔压 Δu 按 $(\Delta\sigma_v - \Delta u)$ 计算得到的竖向有效应力增量 $\Delta\sigma'_v$ 随时间的变化过程, 可以看出, 在固结过程中, 试样的竖向有效应力增量随时间非线性增加。图13所示为竖向有效应力增量按其最终值 $\Delta\sigma'_{vmax}$ 归一化后的变化过程曲线, 图中也给出了竖向位移 s 按其最终值 s_{max} 归一化后的变化过程曲线。

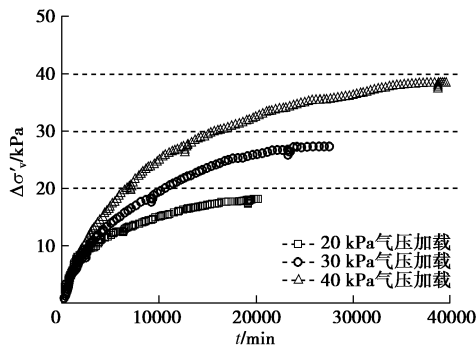


图12 十字板剪切试验测点处的有效应力增量

Fig. 12 Increments of effective stress at vane shear test points

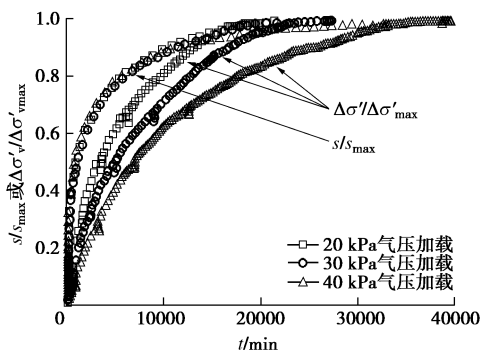


图13 归一化后的竖向位移和有效应力增量

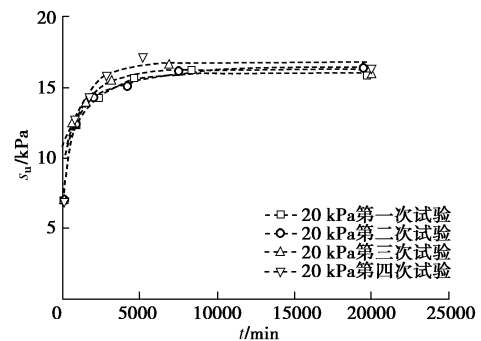
Fig. 13 Normalized vertical displacements and increments of effective stress

从图13可以看出, 变形速率明显大于竖向有效应力增量的增长速率, 这说明, 在固结过程中, 变形速率与孔压消散速率并不同步。已有的固结理论分析结果表明, 当考虑固结过程中压缩系数和渗透系数随土体压密(即孔隙比减小)而减小的实际情况^[9-10], 考虑变形与排水耦合^[11-12], 或考虑更符合实际的随时间加载工况^[13]时, 得到的整体平均固结(变形)速率均大于整体平均超孔压消散速率, 除非加载速率慢到一定程度, 超孔压有足够的时间消散而变形随慢速加载而缓慢发展^[13], 或者当土体处于超固结状态下变形量较小的再压缩阶段^[14], 才有可能出现相反的结果。固结过程中, 变形速率大于超孔压消散速率即有效应力

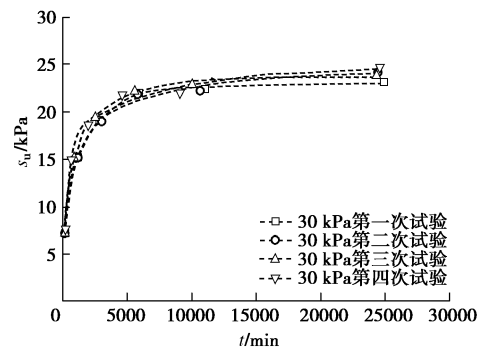
增长速率的现象是客观存在的, 最典型的例子就是由固结压密而导致超孔压在固结初期出现高于外加荷载后再消散的现象, 即 Mandel-Cryer 效应^[15], 甚至在卸载回弹试验中, 也能观测到超孔压值高于卸载量的现象^[16-17]。变形速率大于有效应力增长速率这一现象将为下文理解固结过程中的不排水抗剪强度特性提供事实依据。

3.5 固结过程中的十字板不排水抗剪强度

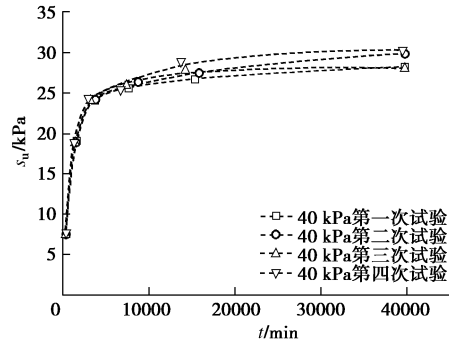
在20、30和40 kPa气压加载方案条件下, 各开展4次重复试验, 得到试样固结到不同时点开展十字板剪切试验测得的不排水抗剪强度 s_u 如图14所示。



(a) 20 kPa气压加载方案



(b) 30 kPa气压加载方案



(c) 40 kPa气压加载方案

图14 固结过程中的十字板不排水抗剪强度

Fig. 14 Undrained vane shear strengths during consolidation

从图14可以看出, 在固结过程中, 不排水抗剪强度的测值基本上都表现出随固结时间非线性增加的规律。在固结初期, 不排水抗剪强度增加速率较快、幅度较大, 而后期则增加速率逐渐变慢、幅度逐渐变小。

这一规律与徐宏等^[18]在现场真空预压固结过程中测得的不排水抗剪强度随时间非线性增长的规律, 以及 Kamei 等^[19]在不同固结历时开展三轴不排水剪切试验得到的不排水抗剪强度随时间的变化特性是相似的。

3.6 固结过程中不排水抗剪强度增量与有效应力增量之间的关系

将图 14 中的不排水抗剪强度值减去试样在 20, 30 和 40 kPa 气压加载方案条件下固结前的初始不排水抗剪强度值, 则可得到固结过程中的不排水抗剪强度增量 Δs_u , 与其同时刻对应的有效应力增量 $\Delta \sigma'_v$ 之间的关系如图 15 所示。从图 15 可以看出, 在不同的固结压力作用下, 固结完成后的不排水抗剪强度增量与有效应力增量之间近似呈线性关系, 如图中实线所示, 这与不排水抗剪强度增量随有效应力增量线性增长的传统认知^[20-27]即 $\Delta s_u = S \Delta \sigma'_v$ 是一致的 (式中 S 为不排水抗剪强度增量随有效应力增量而增长的比例系数)。然而, 在某一固结压力作用下, 固结过程中的不排水抗剪强度增量却随着有效应力增量呈非线性增加, 如图中的虚线所示, 这与固结完成后得到的不排水抗剪强度增量随有效应力增量呈线性增长的规律或传统认知却明显不一致。Umezaki 等^[28]、Suzuki 等^[29]通过传统的室内和现场试验方法, 也观测到固结过程中不排水抗剪强度与有效应力的比值并非为常数, 这与本文的试验结果是一致的。此外, 从图 15 还可以看出, 在不同的固结压力作用下, 固结过程中达到相同的有效应力增量 $\Delta \sigma'_v$ 时, 其对应的不排水抗剪强度增量并不相等, 而是表现为, 固结压力越大, 固结过程中达到相同的有效应力增量所对应的不排水抗剪强度增量也越大, 这与不排水抗剪强度增量随有效应力增量呈线性增长的传统认知也明显不一致。

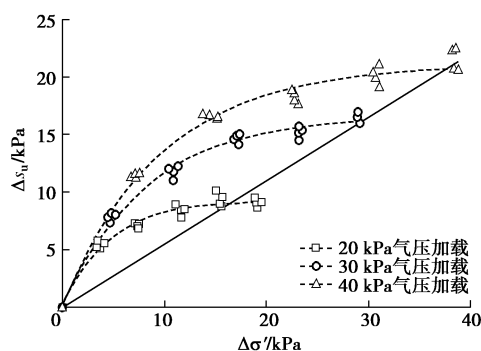


图 15 固结过程中不排水抗剪强度增量与有效应力增量的关系

Fig. 15 Relationship between increments of shear strength and effective stress during consolidation process

针对上述两种与传统认知不一致的现象, 究其原因在于, 传统认知是根据不同固结压力作用下固结完

成后的剪切试验结果得到的, 固结完成后即剪切前, 固结压力引起的土体变形结束、超孔压消散完成, 固结压力已转化为固结有效应力, 并与试样固结完成后即剪前的孔隙比具有一一对应关系, 因此, 不排水抗剪强度仅由该剪前固结有效应力或者仅由其对应的剪前孔隙比所决定, 其表现为, 不排水抗剪强度随剪前固结有效应力的增加而近似线性增加; 然而, 在固结过程中, 土体既有变形发展又有超孔压消散, 亦即孔隙比减小、固结有效应力增长, 如果变形速率和超孔压消散速率不相同, 当在某固结时点开展剪切试验时, 剪前孔隙比和剪前固结有效应力就并非像固结完成后的结果那样具有一一对应关系, 所得到的不排水抗剪强度则可能由剪前孔隙比和剪前固结有效应力两者决定, 取决于变形速率和超孔压消散速率的相对大小。固结过程中, 如果变形速率和超孔压消散速率相同, 则剪前孔隙比和剪前固结有效应力也具有一一对应关系, 不排水抗剪强度则仅由该剪前固结有效应力或者仅由其对应的剪前孔隙比所决定, 其表现为不排水抗剪强度随剪前固结有效应力的增加而近似线性增加。如果变形速率大于超孔压消散速率, 即孔隙比减小的速率大于固结有效应力增长的速率, 则剪前孔隙比对不排水抗剪强度增长的效果将提前显现, 这将使得不排水抗剪强度随剪前固结有效应力的增加而表现为非线性增加。本文的试验结果表明, 在固结初期, 变形速率大于超孔压消散速率或有效应力增长速率 (如图 13 所示), 这意味着剪前孔隙比减小得快, 而剪前固结有效应力增长得慢, 因此, 不排水抗剪强度在固结初期、剪前固结有效应力增量较小时增长得快, 而在固结后期增长得慢 (如图 14, 15 所示)。类似地, 在不同的固结压力作用下, 当达到相同的剪前固结有效应力增量时, 由于固结压力越大, 固结变形也越大, 剪前孔隙比越小, 因此其不排水抗剪强度也就越高。

上述分析表明, 固结过程中, 变形速率通常都大于孔压消散速率, 不排水抗剪强度的增长主要取决于剪前孔隙比, 而非剪前固结有效应力, 这与 Umezaki 等^[28]、Suzuki 等^[29]的观点是一致的, Indraratna 等^[30]也将基于孔隙比变化的不排水抗剪强度增长模型应用于软土地基固结过程中的稳定性分析。

4 结 论

(1) 开发和研制了饱和软黏土固结过程中可以随时开展微型十字板剪切试验的系统装置, 具备实时观测土体变形、总应力和孔压的功能, 可应用于研究固结过程中不排水抗剪强度的变化特性。

(2) 在某一固结压力作用下, 固结过程中的不排水抗剪强度随有效应力的增长呈非线性增长, 而不是呈线性增长。

(3) 在不同的固结压力作用下, 固结过程中达到相同的有效应力时, 固结压力越大, 其对应的不排水抗剪强度越大。固结完成后的不排水抗剪强度才与其对应的有效应力呈现出传统的线性关系。

(4) 固结过程中, 不排水抗剪强度的增长主要取决于剪前孔隙比, 而非剪前固结有效应力, 其原因在于, 变形速率通常都大于孔压消散速率, 即孔隙比的减小速率大于有效应力的增长速率, 这将使得不排水抗剪强度在固结初期、有效应力增长量还较小时, 就已随着剪前孔隙比的快速减小而快速增长, 而在固结后期则随着有效应力的增长缓慢增长。

参考文献:

- [1] JGJ 79—2012 建筑地基处理技术规范[S]. 2013. (JGJ 79—2012 Technical code for ground treatment of buildings[S]. 2013. (in Chinese))
- [2] 沈珠江. 软土工程特性和软土地基设计[J]. 岩土工程学报, 1998, **20**(1): 100 - 111. (SHEN Zhu-jiang. Engineering properties of soft soils and design of soft ground[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1998, **20**(1): 100 - 111. (in Chinese))
- [3] LADD C C. The 22nd Terzaghi lecture: stability evaluation during staged construction[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1991, **117**(4): 540 - 615.
- [4] CHAI J C, SAKAJO S, MIURA N. Stability analysis of embankment on soft ground (a case study)[J]. Soils and Foundations, 1994, **34**(2): 107 - 114.
- [5] LI A L, ROWE R K. Combined effects of reinforcement and prefabricated vertical drains on embankment performance[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2001, **38**(6): 1266 - 1282.
- [6] FOURIE A B, DONG X B. Advantages of midheight pore pressure measurements in undrained triaxial testing[J]. Geotechnical Testing Journal, 1991, **14**(2): 138 - 145.
- [7] NGUYEN Q D, BOGER D V. Direct yield stress measurement with the vane method[J]. Journal of Rheology, 1985, **29**(3): 335 - 347.
- [8] RICHARDS A F. Vane shear strength testing in soils: field and laboratory studies[M]. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 1988.
- [9] DAVIS E H, RAYMOND G P. A non-linear theory of consolidation[J]. Géotechnique, 1965, **15**(2): 161 - 173.
- [10] INDRARATNA B, RUJIKIATKAMJORN C, SATHANANTHAN I. Radial consolidation of clay using compressibility indices and varying horizontal permeability[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2005, **42**(5): 1330 - 1341.
- [11] AL-TABBAA A, MUIR WOOD D. Horizontal drainage during consolidation: insights gained from analyses of a simple problem[J]. Géotechnique, 1991, **41**(4): 571 - 585.
- [12] HUANG J, GRIFFITHS D V. One-dimensional consolidation theories for layered soil and coupled and uncoupled solutions by the finite-element method[J]. Géotechnique, 2010, **60**(9): 709 - 713.
- [13] LEI G H, ZHENG Q, NG C W W, et al. An analytical solution for consolidation with vertical drains under multi-ramp loading[J]. Géotechnique, 2015, **65**(7): 531 - 547.
- [14] WALKER R, INDRARATNA B, RUJIKIATKAMJORN C. Vertical drain consolidation with non-Darcian flow and void-ratio-dependent compressibility and permeability[J]. Géotechnique, 2012, **62**(11): 985 - 997.
- [15] ABOUSLEIMAN Y, CHENG A H-D, CUI L, et al. Mandel's problem revisited[J]. Géotechnique, 1996, **46**(2): 187 - 195.
- [16] AL-TABBAA A. Excess pore pressure during consolidation and swelling with radial drainage[J]. Géotechnique, 1995, **45**(4): 701 - 707.
- [17] ROBINSON R G, DASARI G R, TAN T S. Three-dimensional swelling of clay lumps[J]. Géotechnique, 2004, **54**(1): 29 - 39.
- [18] 徐宏, 邓学均, 齐永正, 等. 真空预压排水固结软土强度增长规律性研究[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(2): 285 - 290. (XU Hong, DENG Xue-jun, QI Yong-zheng, et al. Development of shear strength of soft clay under vacuum preloading[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, **32**(2): 285 - 290. (in Chinese))
- [19] KAMEI T, OGAWA S, TANAKA N. The variation in undrained shear characteristics during consolidation process[J]. Soils and Foundations, 1987, **27**(3): 91 - 98.
- [20] LADD C C, FOOTT R. New design procedure for stability of soft clays[J]. Journal of Geotechnical Engineering Division, 1974, **100**(7): 763 - 786.
- [21] MAYNE P W. Cam-clay predictions of undrained strength[J]. Journal of Geotechnical Engineering Division, 1980, **106**(11): 1219 - 1242.

- [22] WROTH C P. The 24th Rankine lecture: The interpretation of in situ soil tests[J]. Géotechnique, 1984, **34**(4): 449 - 489.
- [23] MAYNE P W. A review of undrained strength in direct simple shear[J]. Soils and Foundations, 1985, **25**(3): 64 - 72.
- [24] MESRI G. A reevaluation of $s_{u(mob)} = 0.22\sigma_p'$ using laboratory shear tests[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1989, **26**(1): 162 - 164.
- [25] HANZAWA H, TANAKA H. Normalized undrained strength of clay in the normally consolidated state and in the field[J]. Soils and Foundations, 1992, **32**(1): 132 - 148.
- [26] WANG L Z, SHEN K L, YE S H. Undrained shear strength of K_0 consolidated soft soils[J]. International Journal of Geomechanics, 2008, **8**(2): 105 - 113.
- [27] CHING J, PHOON K K. Transformations and correlations among some clay parameters—the global database[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2014, **51**(6): 663 - 685.
- [28] UMEZAKI T, OCHIAI H, HAYASHI S. Undrained shear strength of clay during consolidation[C]// Proceedings of the 11th Southeast Asian Geotechnical Conference. Bangkok, 269 - 274.
- [29] SUZUKI K, YASUHARA K. Increase in undrained shear strength of clay with respect to rate of consolidation[J]. Soils and Foundations, 2007, **47**(2): 303 - 318.
- [30] INDRARATNA B, BASACK S, RUJIKIATKAMJORN C. Numerical solution of stone column—improved soft soil considering arching, clogging, and smear effects[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2013, **139**(3): 377 - 394.

“我与《岩土工程学报》” 征文通知

《岩土工程学报》由我国六个一级学会主办, 自1979年创刊至今已经走过了40个春秋。40年来, 在岩土工程界同仁及广大读者的关心支持和全体编者的共同努力下, 学报已经成为我国岩土工程领域中具有重要影响的学术期刊, 是岩土工程理论和实践的重要论坛, 是我国水利水电、交通建筑和油矿资源等领域中从事岩土工程勘测、设计、施工、科学研究和教学等工作人员发表学术观点、交流实践经验的重要园地。《岩土工程学报》为我国培养了一大批岩土工程学科的带头人, 为我国的基础性工程建设事业, 特别是水利工程建设事业做出了重要贡献。学报连续多年被评为“百种中国杰出学术期刊”, 连续获得中国科协精品科技期刊工程项目资助, 并连续多年入选“中国最具国际影响力学术期刊”。

回顾过去的历程, 总结过去的经验, 可以使我们更好地扬帆前行。为了学报更加美好的明天, 为使学报取得更好的发展, 值此创刊40周年之际, 我们决定开展“我与《岩土工程学报》”为主题的征文活动, 并计划出版“《岩土工程学报》创刊40周年纪念文集”。

征文对象: 《岩土工程学报》的读者、作者、审稿人和

编者等。

征文内容(包括但不限于): ①与期刊之间的故事; ②从期刊获得的启示、帮助; ③投稿经历和感受; ④审稿中的付出和辛劳; ⑤主编印象; ⑥参与期刊学术活动的经历和感受; ⑦对期刊今后发展的建议和期望。

征文方式: 征文采用书面稿或电子稿形式, 文内可含插图和照片, 篇幅以2000字左右为宜, 可长可短。书面稿请邮寄至南京虎踞关34号《岩土工程学报》编辑部, 邮编210024, 信封右上角请注明“我与《岩土工程学报》征文”字样; 电子稿件可发至邮箱ge@nhri.cn, 邮件主题请注明“我与《岩土工程学报》征文”。

征文时间: 即日起至2019年6月30日。

优秀论文评选: 编辑部将评选优秀论文, 并对所有优秀论文予以奖励。2019年3月5日之前收到的优秀论文, 将在创刊40周年纪念文集中刊出; 2019年3月6日至6月30日收到的稿件将择优在学报网站或期刊刊出。

竭诚欢迎广大读者踊跃撰文投稿, 其他未尽事宜请向编辑部垂询, 垂询电话: 025-85829534, 85829556。

《岩土工程学报》编辑部