

DOI: 10.11779/CJGE201406012

天然沉积结构性黏土的不排水强度性状

曾玲玲¹, 曾俊¹, 陈福全¹, 洪振舜², 卞夏²

(1. 福州大学土木工程学院, 福州 福建 350108; 2. 东南大学岩土工程研究所, 江苏 南京 210096)

摘 要: 通过对福州天然沉积黏土原状样及不同初始含水率重塑样进行三轴固结不排水剪切试验, 探讨土结构性对天然沉积黏土强度性状的影响规律及作用机理。研究表明: 结构性对天然沉积土固结不排水抗剪强度的作用程度受固结压力大小影响可以分为 3 个阶段: 固结压力小于屈服压力阶段, 不排水抗剪强度主要由土结构性控制, 与应力水平基本无关; 土结构逐渐屈服阶段, 固结压力大于屈服压力, 不排水抗剪强度随固结有效应力的增大逐渐趋于重塑样的强度线; 土结构性影响消失阶段, 原状样的不排水抗剪强度随固结有效应力的增长规律与重塑样相同。

关键词: 天然沉积黏土; 结构性; 不排水抗剪强度; 固有强度线

中图分类号: TU411

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 4548(2014)06 - 1072 - 07

作者简介: 曾玲玲(1983 -), 女, 博士, 副教授, 从事土的基本特性与本构关系及地基处理方面研究。E-mail: linglz413@126.com。

Undrained shear strength behaviour of natural sedimentary structural clay

ZENG Ling-ling¹, ZENG Jun¹, CHEN Fu-quan¹, HONG Zhen-shun², BIAN Xia²

(1. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350108, China; 2. Institute of Geotechnical Engineering, Transportation College, Southeast University, Nanjing 210096, China)

Abstract: Isotropically consolidated undrained triaxial compression shear tests are performed on both undisturbed and remolded Fuzhou clays to compare their difference in mechanical behavior caused by soil structure. It is understood that the strength behavior of natural clays can be classified into three regimes: (a) the pre-yield regime, in which the undrained shear strength is controlled mainly by soil structure; (b) the transitional regime, in which the strength behavior is affected by both soil structure and stress level, and it gradually coincides with that of the remolded specimens as the soil structure gradually damages with the increase in applied stress; (c) the destructured regime, in which the strength behavior becomes the same as that of the remolded specimens.

Key words: natural sedimentary clay; soil structure; undrained shear strength; intrinsic strength line

0 引 言

大多数天然沉积土的力学性状有别于重塑土, 虽然导致两者差异的原因复杂, 但是可以将这些因素简单地归纳为土结构性的影响^[1-3]。以重塑土的力学性状作为比较参照系, 对比分析天然沉积土原状样与重塑样宏观力学性状是实际工程中评价土结构性影响的一个重要研究手段^[2-7]。其中最为著名的是 Burland^[2]提出的固有压缩概念, 给出了重塑土压缩性状归一化的固有压缩线 (ICL), 为土结构性定量评价带来一个崭新的局面。Chandler 等^[3]、Cotecchia 等^[4]在 Burland 固有压缩概念的基础上, 提出了重塑土不排水强度随归一化孔隙指数变化的固有强度线 (IS_uL), 进而提出了应力灵敏度和强度灵敏度的概念, 将传统无法考虑应力水平影响的单一灵敏度概念拓展到能够考虑对应于固结屈服压力的应力水平影响。需要指出的是,

Chandler 固有强度曲线是建立在 Burland 固有压缩概念上, 沿用 Burland 固有压缩线针对于土体初始含水率为 1.25 倍液限的假定, Hong 等^[8]、卞夏等^[9]通过系列试验研究得出, 在外加荷载作用下饱和重塑黏土的不排水强度性状不仅与土体的固有性状有关, 也与初始含水率有关。如何基于考虑初始含水率影响的重塑土固有强度性状, 探讨结构性对天然沉积原状土强度性状的影响规律和作用机理, 需要进行大量的试验研究和理论分析, 这一研究也是掌握天然沉积土地基的稳定性状, 合理选择地基处理方法和确定可靠设计参数的重要理论依据。

本文通过对福州地区获得的天然沉积原状黏土进

基金项目: 国家自然科学基金项目 (41172240; 41372309; 41330641)

收稿日期: 2013 - 09 - 27

行固结不排水剪切试验, 并配置不同初始含水率的重塑土, 将其预压固结成型后进行固结不排水剪切试验, 进而对比原状样和不同初始含水率重塑样的固结不排水强度性状, 基于 Chandler 提出的固有强度理论, 考虑初始含水率对重塑土固结不排水强度性状的影响, 探讨土结构性对天然沉积土强度性状的影响规律及作用机理。

1 试样及试验方案

1.1 试样

试样取自福州轨道交通一号线罗汉山站, 在基坑开挖至地表以下 7 m 处, 采用人工现场挖掘切块的方法, 获得高质量的原状样, 在现场直接用保鲜膜包裹并蜡封轻放入箱中, 利用泡沫等隔震材料填充于试样周围, 运至福州大学土工实验室。试样的物理性状指标为比重为 2.66, 天然密度为 1.75 g/cm³, 天然含水率为 42.0%, 天然孔隙比为 1.16, 液限为 62.6%, 塑限为 27.6%。其中, 液限采用碟式液限仪测定, 塑限采用搓条法测定, 基于液限和塑性指数的关系可以通过塑性图判断试样为高液限黏土。

1.2 试验方案

针对原状黏土进行一维压缩试验, 同时在不改变原状样天然含水率的基础上进行完全重塑, 并采用质量控制的方法获得与原状固结样的质量相差 1% 以内的重塑固结样, 对其也进行一维压缩试验。一维固结压缩试样的初始高度为 2 cm, 截面积为 30 cm², 原状黏土的第一级荷载为 6.25 kPa; 为了避免重塑样高压下的被挤出, 重塑样第一级荷载为 3.125 kPa。加载比均为 1:1, 最大荷载为 1600 kPa, 每级荷载持续时间约为 1 d。

针对原状样以及不同初始含水率的重塑样进行三轴固结不排水剪切试验。三轴试验仪器采用 TSZ-2.0 型常规应变控制三轴仪。三轴试样的高为 8 cm, 直径为 3.91 cm。三轴试验中首先对试样进行反压饱和, 饱和度达到 98% 以上后施加所设定的固结围压, 固结过程上部排水底部测定孔压变化, 待孔压消散后关闭排水阀, 保持围压不变, 以 0.06 mm/min 的轴向压缩速率进行不排水剪切试验, 剪切至轴向应变达 20% 左右结束试验, 剪切结束后取下试样测定其含水率。由于

剪切过程不排水, 因此剪切后测得的试样含水率即固结完成时的含水率。具体的试验方案列于表 1 中。

不同初始含水率重塑样的制备方法如下: 将天然沉积土搅拌均匀并测定搅拌后的含水率, 再根据表 1 所设定的初始含水率计算搅拌后的天然沉积土中所需加入的蒸馏水质量, 从而配置成不同初始含水率的重塑样。由于原状样的天然含水率仅为 0.7 倍液限, 制成高度大于 8 cm 的试样很容易造成试样不均匀且夹杂气泡, 因此最低含水率配置为 1 倍液限, 最高含水率为 1.5 倍液限。考虑处于流塑状态的重塑黏土难于成型, 因此需对其进行预压固结, 将配置好的不同初始含水率的重塑土分层装入面积为 103 cm², 高为 20 cm 的中直径固结仪^[8]中, 分级加载至竖向预固结荷载 40 kPa, 采用 Casagrande 作图法判断每级荷载固结稳定时间; 将固结成型后的试样从中直径固结仪中取出, 即时用多层保鲜膜包裹并蜡封, 放入养护室中储存, 供后续的三轴试验使用。

2 一维压缩性状

Burland^[2]用孔隙指数对初始含水率为 1.25 倍液限的重塑土的压缩曲线进行归一化, 提出了固有压缩曲线 (ICL):

$$I_v = 2.45 - 1.285 \lg \sigma'_v + 0.015 (\lg \sigma'_v)^3, \quad (1)$$

式中, I_v 为孔隙指数,

$$I_v = \frac{(e - e_{100}^*)}{(e_{100}^* - e_{1000}^*)}, \quad (2)$$

式中, e 为孔隙比, e_{100}^* 和 e_{1000}^* 分别为初始含水率为 1.25 倍液限的重塑土在一维固结试验中对应于竖向固结有效应力为 100, 1000 kPa 时的孔隙比。Burland^[2]进一步指出, 若天然沉积土原状样受结构性的作用, 则利用重塑土的 e_{100}^* 和 e_{1000}^* 获得原状样的孔隙指数与固结有效应力的相关关系曲线将位于 ICL 线上方。Hong 等^[10]研究了初始含水率为 0.7~2.0 倍液限的重塑土的压缩性状, 考虑了初始含水率对 e_{100}^* 和 e_{1000}^* 的影响, 拓展了 Burland ICL 的适用范围; 同时指出当固结压力大于固结屈服压力时初始含水率为 0.7~2.0 倍液限的重塑土压缩曲线同样可以归一化到 ICL 线上。

表 1 固结不排水剪切试验方案

Table 1 Test schemes

土样	初始含水率/%	预固结竖向压力/kPa	预固结完成含水率/%	三轴试验等向固结围压/kPa
原状样	41.7~42.5	—	—	10/30/50/100/200/300/400/500
重塑样	64.2	40	47.3	50/100/150/200/300
	74.7	40	48.7	50/100/150/200/300
	84.6	40	49.3	50/100/150/200/300
	94.5	40	50.0	50/100/150/200/300

图1为原状样及天然含水率重塑样的 $e - \lg \sigma'_v$ 一维压缩曲线, 利用重塑样的 e^*_{100} 和 e^*_{1000} , 结合式(2) 计算获得原状样和重塑样各级固结压力下的 I_v , 从而得到 $I_v - \lg \sigma'_v$ 关系, 如图2所示。图2中 ICL 线即为式(1) 所描述的固有压缩曲线, 可以看出虽然重塑样的含水率约为液限的0.7倍, 但当固结压力大于25 kPa后, $I_v - \lg \sigma'_v$ 关系同样基本与 ICL 线重合, 可以用于评价原状样的结构性。图2结果显示, 原状样的 $I_v - \lg \sigma'_v$ 线位于 ICL 线上方, 表现出结构性土的典型特征^[2]。采用 Casagrande 作图法可以得到图1中原状样的一维固结屈服压力约为120 kPa。另外需要指出, 重塑样也同样存在有固结屈服压力^[10-11], 图1中得到的重塑样一维固结屈服压力约为14 kPa, 当固结压力小于固结屈服压力时, 原状样和重塑样的孔隙比随固结压力的变化较小, 由于原状样的结构性抵抗了土体的变形, 原状样的固结屈服压力要比重塑样大得多, 因而在重塑样的固结压力大于屈服压力后, 原状样和重塑样间的孔隙比差值逐渐增大; 当原状样的固结压力大于屈服压力后, 土结构性开始屈服, 压缩性加大, 原状样和重塑样的孔隙比差值也逐渐减小。

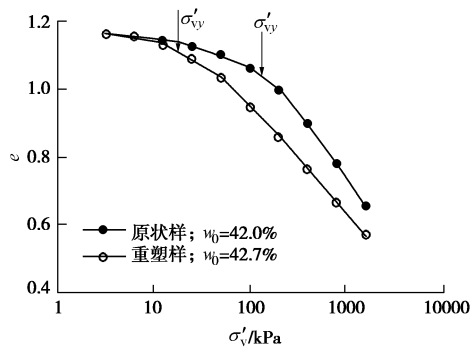


图1 一维压缩 $e - \lg \sigma'_v$ 曲线

Fig. 1 $e - \lg \sigma'_v$ curves by oedometer test

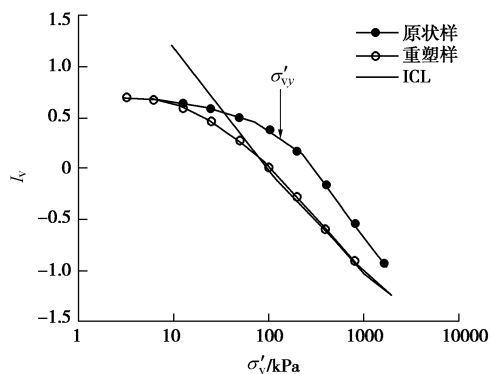


图2 一维压缩 $I_v - \lg \sigma'_v$ 关系曲线

Fig. 2 $I_v - \lg \sigma'_v$ compression curves

在三轴固结不排水剪切试验中, 首先采用不同等向压力对试样进行排水固结, 之后关闭排水阀进行不排水剪切试验。由于剪切过程不排水, 因而可以通过测定试验完成后土体的含水率, 从而获得等向固结完成时土体的含水率, 对于饱和土可以根据含水率与土颗粒比重计算等向固结后土体的孔隙比, 图3给出了不同试样分别在不同等向压力下固结完成时的孔隙比与固结压力的半对数关系。由于图3中数据点为不同土样所得, 因而连续性没有图1中同一试样分级加载的效果好, 但表2中所示不同三轴原状样的初始含水率变化范围在41.7%~42.5%, 可以反映出试样个体间的差异较小, 均匀性较好, 因而图3的数据点离散性不是很大。图3中结果显示, 等向固结压力为10, 30, 50 kPa时孔隙比的变化量较小, 可以认为该阶段结构性的存在抵抗了土体的变形, 而在固结压力达到100 kPa后土样已开始屈服, 随等向固结压力的增大孔隙比减小量明显加大, 通过 Casagrande 作图法可以得到原状样的等向固结屈服压力约为80 kPa, 这一变化规律与一维固结相同, 但各向等压固结为平均固结屈服压力, 因而要小于一维固结竖向屈服压力。

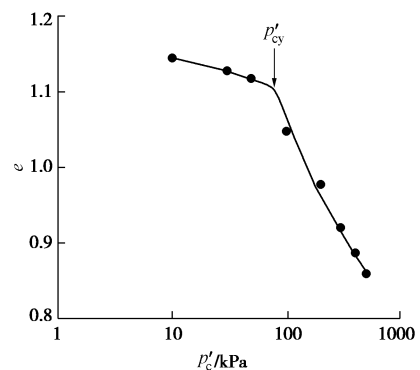


图3 原状样的各向等压固结 $e - \lg p'_c$ 关系曲线

Fig. 3 Relationship between e and $\lg p'_c$ under isotropic consolidation for undisturbed specimens

重塑样制样过程中采用了40 kPa的竖向预固结压力, 在三轴固结排水剪切试验中设定的第一级等向固结压力为50 kPa, 大于预固结平均应力。同样可以通过测定试验完成后土体的含水率, 计算得到不同等向固结压力下重塑样固结完成时的孔隙比, 等向固结压力大于屈服压力的原状样以及不同初始含水率重塑样分别在不同三轴等向固结压力下所获得的孔隙比与等向固结压力的 $\ln(1+e) - \lg p'_c$ 双对数线性关系, 如图4所示。由图4的线性关系可以得到对应于各向等压条件下平均固结有效应力 p'_c 分别为100, 1000 kPa下的 e_{100} 和 e_{1000} ^[8], 如此便可利用式(2)求得各级各向等压固结压力下的 I_v 值, 各向等压条件下的 $I_v - \lg(p'_c)$

3 固结不排水抗剪强度性状分析

3.1 各向等压固结压缩性状

关系如图 5 所示。图 5 中无论是原状样还是重塑样所采用的均是图 4 中对应试样计算得到的 e_{100} 和 e_{1000} ，可以发现采用该方法得到的不同初始含水率重塑样和固结压力大于屈服压力后的原状样的 $I_v - \lg p'_c$ 关系均可以归一到 ICL 线上，与图 2 不同，这里需要指出的是，图 2 中原状样计算 I_v 所采用的是重塑样 e_{100}^* 和 e_{1000}^* 。说明无论是原状样还是重塑样，若采用对应试样的 e_{100} 和 e_{1000} 计算孔隙指数，则 Burland^[2]所建立的固有压缩曲线 ICL 的表达式 (1) 同样适用于各向等压固结条件下分别加载的重塑样和固结屈服后的原状样，Hong 等^[12]采用该方法对不同天然沉积土原状样和重塑样的一维压缩试验结果进行分析，也得出了相同的结论。

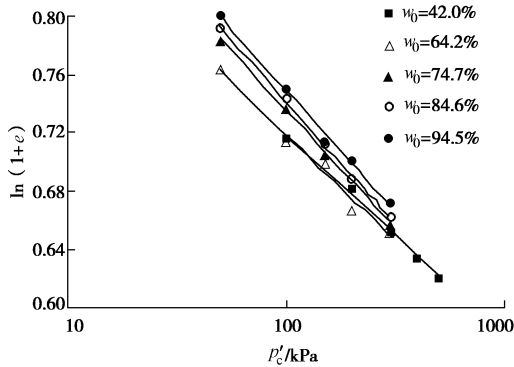


图 4 等向固结 $\ln(1+e) - \lg p'_c$ 关系

Fig. 4 Relationship between $\ln(1+e)$ and $\lg p'_c$ under isotropic consolidation

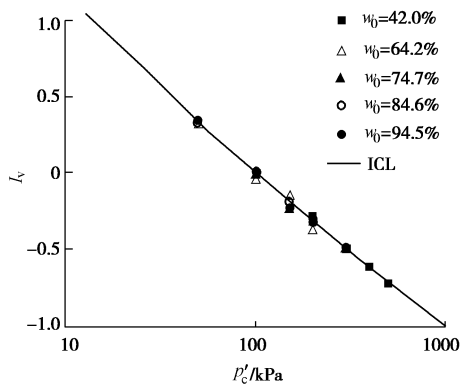


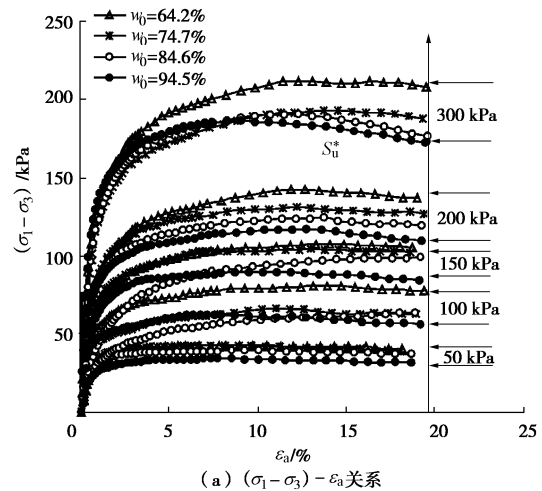
图 5 等向固结 $I_v - \lg p'_c$

Fig. 5 Relationship between I_v and $\lg p'_c$ under isotropic consolidation

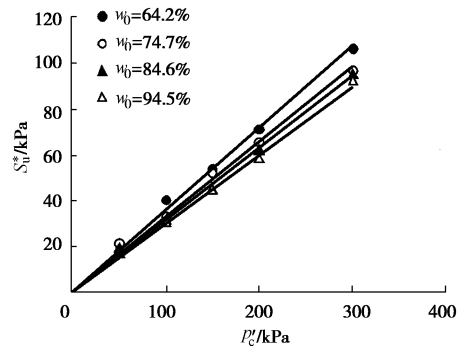
3.2 不排水强度性状

不同初始含水率重塑样和原状样各向等压固结完成后进行的不排水剪切试验得到的结果如图 6 所示，其中不排水抗剪强度 S_u 取 $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon_a$ 关系中剪应力峰值的一半，或当峰值不存在时取竖向应变为 15% 时对应剪应力的一半。图 6 结果显示，同一种初始含

水率重塑样的峰值强度均随着固结压力的增大而增大，不同初始含水率的重塑样，相同等向固结压力下，高初始含水率重塑样的应力 - 应变关系曲线位于低初始含水率重塑黏土的下方，说明在相同等向固结条件下应力 - 应变关系明显受重塑土初始含水率的影响；对于同一初始含水率的重塑样，不排水抗剪强度与固结有效应力的关系成一条通过原点的直线，但该直线的斜率随着重塑样初始含水率的降低而增大，这一结果与 Hong 等^[8]、卞夏等^[9]得出的初始含水率对重塑土不排水抗剪强度影响规律的研究结果相同。



(a) $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon_a$ 关系



(b) 不排水抗剪强度与固结围压关系

图 6 不同初始含水率重塑样的不排水剪切试验结果

Fig. 6 Results of undrained triaxial compression shear tests on remolded specimens under different initial water contents

而对于原状土，图 7 (a) 的应力 - 应变关系显示，等向固结压力为 10, 30, 50 kPa 时应力 - 应变关系曲线相差不大；当固结压力大于 50 kPa 后，峰值强度随着固结压力的增大而增大。原状样的不排水抗剪强度与等向固结有效应力的关系显示为 3 个阶段，如图 7 (b) 所示：第一阶段等向固结压力小于固结屈服压力，不排水抗剪强度随固结有效应力的变化不大；第二阶段等向固结压力大于固结屈服压力后，土结构开始逐渐屈服，不排水抗剪强度随固结有效应力的增大显著增

大, 两者关系逐渐趋于通过原点的直线; 第三阶段等向固结压力大于200 kPa后, 两者的关系与重塑样相同, 可以成一条过原点的直线。Hong等^[12]通过对搜集的不同文献中天然沉积土原状样和重塑样的压缩试验数据进行对比分析指出, 结构性土的压缩过程经历土结构屈服前、过渡段和屈服后3个阶段, 并指出屈服后原状土的压缩性状与重塑土相同。基于Hong等^[12]对天然沉积土压缩曲线三阶段论述, 采用Chandler等提出的固有强度理论, 对比原状样和重塑样的不排水抗剪强度随孔隙指数的变化规律与固有强度线的相关关系, 以及不排水抗剪强度与固结完成时含水率之间的相关关系, 进一步论证天然沉积土固结不排水抗剪强度三阶段的性状, 从而分析土结构性对不排水抗剪强度的影响规律与作用机理。

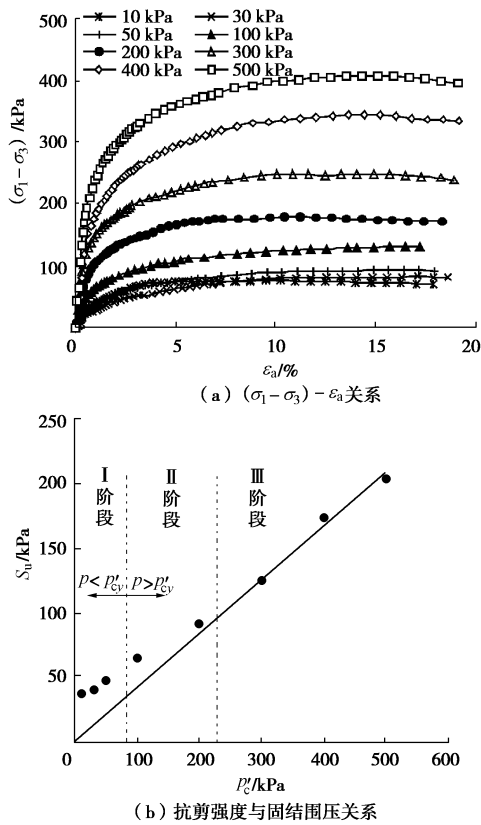


图7 原状样的不排水剪切试验结果

Fig. 7 Results of undrained triaxial compression shear tests on undisturbed specimens

3.3 不排水抗剪强度与固有强度线的关系

Chandler^[3]通过分析不同重塑土的 K_0 固结不排水剪切强度特性发现, K_0 固结即侧限固结条件下重塑土不排水抗剪强度 S_u^* 与竖向固结应力 σ'_v 的比值 R_{su}^* 均在0.33附近, 并基于Burland^[2]提出的固有压缩线ICL表达式提出了固有强度线 IS_{uL} , 即令 $S_u^* = 0.33 \sigma'_v$ 代入式(1)便可得到固有强度线 IS_{uL} , 不同重塑土在不同

竖向固结应力 K_0 固结后的不排水抗剪强度均会落在 IS_{uL} 线上, 从而可以利用固有强度线作为结构性对天然沉积土固结不排水强度的评价基准。需要指出的是Chandler^[3]提出的固有强度线是基于 $R_{su}^* = S_u^* / R_{su}^* = 0.33$ 的假定, 然而通过图8可以看出, 在相同的 I_v 下原状样和不同初始含水率重塑样的 R_{su} 均具有一定离散性, 且原状样 R_{su} 离散性较大, 但 R_{su} 大于0.45仅存在于原状样固结有效应力小于300 kPa且 I_v 大于-0.3的情况。

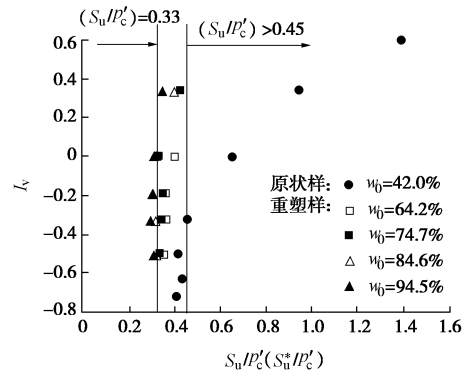


图8 $R_{su} (R_{su}^*)^{-1} - I_v$ 关系

Fig. 8 Relationship between void index and undrained strength ratio

图5的分析结果得出各向等压固结条件的压缩曲线同样可以归一到ICL线上, 因而将 σ'_v 换用等向固结有效应力 p'_c 代入式(1)便可计算等向固结有效应力下的 I_v 值, 从而得到原状样和不同初始含水率重塑样的孔隙指数和与之对应的不排水抗剪强度的相关关系, 结合图8计算的 $R_{su} (R_{su}^*)$ 得到 $I_v - \lg[S_u(S_u^*)]$ 关系, 如图9所示。结果发现, 不同初始含水率重塑样的不排水抗剪强度与孔隙指数的关系并不完全归一到固有强度线 IS_{uL} 上, 具有一定的离散性, 仅当 R_{su} 为0.30~0.35的数据点基本落在了 IS_{uL} 线上。当取 R_{su} 为0.40~0.45的数据点的平均值0.42, 令 $S_u^* = 0.42 \sigma'_v$ 代入式(1)可以得到图9中的虚线, 可以发现无论是原状样还是重塑土样, R_{su} 为0.40~0.45之间的数据点均都基本可以归一到这条曲线上, 这一曲线与固有强度线 IS_{uL} 平行, 原状土在这区间的排水强度对应于固结压力为300, 400, 500 kPa的数据点, 而 R_{su} 大于0.45即原状样固结压力小于300 kPa的数据点均位于虚线上方, 且固结压力越小孔隙指数越大, 偏离虚线越远。从而可以推断: 原状样固结压力小于300 kPa时, 存在土结构性影响; 当固结压力大于等于300 kPa后, 土结构性的影响消失, 不排水抗剪强度随孔隙指数的变化规律与重塑土的性状相同, 可以归一于平行 IS_{uL} 的一条曲线上, 这

里定义该曲线为YIS_uL线。

Hong等^[8]通过分析指出, 对于同一种重塑土的固结不排水抗剪强度仅与固结完成时也即不排水剪切时的含水率有关, 通过图10给出了原状样和不同初始含水率重塑样的不排水抗剪强度与剪切完成后测定的含水率的关系。结果同样发现不同初始含水率重塑样的数据点可以归一到一条曲线上, 对应于固结围压为300, 400, 500 kPa的原状样数据点可以归一于这一条曲线, 但原状样固结压力小于300 kPa时, 数据点落在该归一化曲线的上方, 相同的含水率下不排水强度大于重塑土, 说明存在土结构性影响。这一结果也进一步证实了上述结论: 固结压力大于一定值时, 土结构完全屈服, 结构性影响消失, 原状样固结不排水强度仅取决于当前的含水率, 其变化特征与重塑样相同。

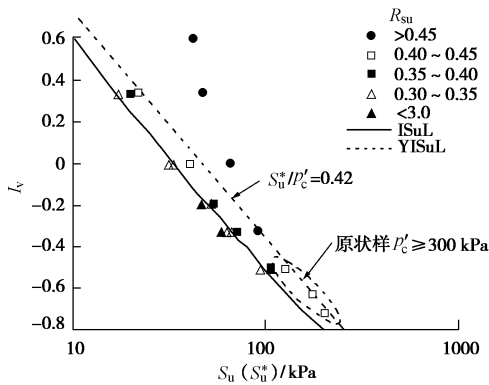


图 9 $I_v - \lg(S_u(S_u^*))$ 关系

Fig. 9 Relationship between void index and undrained shear strength

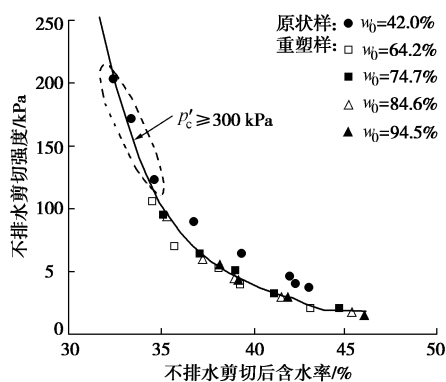


图 10 不排水抗剪强度与剪切时含水率的关系

Fig. 10 Relationship between undrained shear strength and water content under isotropic consolidation stress

通过图7~10的结果分析可以得出, 结构性对原状样的固结不排水抗剪强度的影响经历了3个阶段: 当固结压力小于屈服压力时, 结构性影响显著, 不排水抗剪强度随固结有效应力的变化不大; 当固结压力大于

屈服压力后, 土结构开始发生屈服, 不排水抗剪强度随固结有效应力的增大逐渐趋于与重塑样相同的强度线特征, 但在一定的应力范围内相同状态的原状样不排水强度仍然大于重塑样, 因而该阶段结构性影响逐渐消失但仍然存在, 处于结构逐渐屈服阶段; 但当固结压力使得土体结构完全屈服后, 土结构性的影响完全消失, 原状样的不排水抗剪强度随有效应力的增长规律与重塑样相同, 且与剪切时含水率成与重塑土相同的相关关系。

4 结 论

(1) 不同初始含水率对重塑土固结不排水抗剪强度随固结压力的变化关系有着重要影响, 初始含水率高的重塑样不排水抗剪强度线位于低初始含水率重塑样的下方。

(2) 土结构性对天然沉积土固结不排水抗剪强度的影响可以分为3个阶段: 固结压力小于屈服压力阶段, 不排水抗剪强度主要受结构性影响, 随固结有效应力变化不大; 土结构逐渐屈服阶段, 相同状态的原状样不排水强度仍然大于重塑样, 但不排水抗剪强度随固结有效应力的增大逐渐趋于与重塑样相同的强度线特征; 土结构性影响消失阶段, 原状样的不排水抗剪强度随固结有效应力的增长规律与重塑样相同。

(3) 固结压力使土结构性影响消失后, 原状样和重塑样的不排水抗剪强度与剪切时含水率的相关关系相同; 当原状样和重塑样的不排水抗剪强度与固结有效应力的比值相同时, 不排水抗剪强度与孔隙指数也位于同一条关系曲线上且平行于固有强度线。

参考文献:

[1] LEROUEIL S, TAVENAS F, BRUCY F, et al. Behavior of destructured natural clays[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, 1979, 105(6): 759 - 778.

[2] BURLAND J B. On the compressibility and shear strength of natural clays[J]. Géotechnique, 1990, 40(3): 329 - 378.

[3] CHANDLER R J. Clay sediments in depositional basin: the geotechnical cycle[J]. The Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology, 2000, 33(1): 7 - 39.

[4] COTECCHIA F, CHANDLER R J. A general framework for the mechanical behaviour of clays[J]. Géotechnique, 2000, 50(4): 431 - 447.

[5] 沈珠江. 土体结构性的数学模型——21 世纪土力学的核心问题[J]. 岩土工程学报, 1996, 18(1): 95 - 97. (SHEN

- Zhu-jiang. The mathematical model for the structural soil—the key problem of soil mechanics in the 21st century[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1996, **18**(1): 95 - 97. (in Chinese)
- [6] HONG Z S. Correlating compression properties of sensitive clays using void index[J]. Géotechnique, 2006, **56**(8): 573 - 577.
- [7] LIU M D, CARTER J P. A structure Cam clay model[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2002, **39**(6): 1313 - 1332.
- [8] HONG Z S, BIAN X, CUI Y J, et al. Effect of initial water content on undrained shear behaviour of reconstituted clays[J]. Géotechnique, 2013, **63**(6): 441 - 450.
- [9] 卞夏, 洪振舜, 蔡正银, 等. 重塑黏土临界状态线随初始水率的变化规律[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(1): 164 - 169. (BIAN Xia, HONG Zhen-shun, CAI Zheng-yin, et al. Change of critical state lines of reconstituted clays with initial water contents[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(1): 164 - 169. (in Chinese))
- [10] HONG Z S, YIN J, CUI Y J. Compression behaviour of reconstituted soils at high initial water contents[J]. Géotechnique, 2010, **60**(9): 691 - 700.
- [11] MITCHELL J K, SOGA K. Fundamentals of soil behavior[M]. 3rd ed. John Wiley & Sons, Inc. 2005.
- [12] HONG Z S, ZENG L L, CUI Y, et al. Compression behaviour of natural and reconstituted clays[J]. Géotechnique, 2012, **62**(4): 291 - 301.

第二届全国岩土本构理论研讨会于 2014 年 5 月 23~25 日在上海大学顺利召开

第二届全国岩土本构理论研讨会于 2014 年 5 月 23~25 日在上海大学隆重召开。本次研讨由中国土木工程学会土力学及岩土工程分会土的本构关系及强度理论专业委员会、中国力学学会岩土力学专业委员会联合主办, 上海大学承办。

本次会议自 2013 年 11 月发出第一号征文通知以来, 得到了来自国内外众多岩土工程学术界专家、学者和研究生的广泛响应以及兄弟院校及科研院所的大力支持。此次会议共收到投稿论文 61 篇, 其中有国外学者撰写论文 3 篇, 英语论文 5 篇。经编辑, 收录印刷成论文集。论文内容涉及饱和土本构理论、非饱和土本构理论、土的力学特性及其测试、岩土本构理论的应用等方面, 反映了国内外在岩土本构领域的新进展。

本次会议的议题为岩土本构理论的发展和应用。来自全国高等院校、科研院所和企业单位从事岩土本构理论研究和应用的专家、教授以及研究生近 200 人参加了本次会议。

后勤工程学院郑颖人院士作了“主应力旋转下土塑性本构模型及其应用”、香港理工大学殷建华教授作了“土的工程性

质试验和本构研究”、清华大学张建民教授“土的动强度与动力破坏”、法国南特中央理工大学 Pierre-Yves HICHER 教授作了“Instability and failure in soils”的大会特邀报告。解放军后勤工程学院陈正汉教授、日本佐贺大学柴锦春教授、北京交通大学赵成刚教授、温州大学蔡袁强教授、北京航空航天大学姚仰平教授、同济大学黄茂松教授、广东省水利水电科学研究院杨光华教授、长江科学院程展林教授高级工程师、中科院武汉岩土所韦昌富教授等国内外知名专家学者作了大会邀请报告。

本次会议共有 56 场学术报告, 内容丰富, 开阔了大家的眼界, 加深了对土力学中本构理论、土的力学特性测试方法及本构应用等课题的理解。研讨会期间讨论发言积极踊跃, 气氛活跃, 收到了很好的效果。为期两天的学术交流, 给从事岩土本构理论研究的科技工作者提供了一个交流新思想、新理论、新成就和新经验的平台, 与会代表讨论学科的新进展, 互相启发, 共同提高, 必将推动我国岩土本构理论研究工作的进一步发展。

(大会组委会 供稿)