

武汉天然老黏性土的压缩和剪切特性 试验研究与数值模拟

司马军¹, 胡爽子¹, 王智超², 蒋明镜^{1,3}

(1. 武汉大学 土木建筑工程学院, 湖北 武汉 430072; 2. 湘潭大学 土木工程与力学学院, 湖南 湘潭 411105;
3. 同济大学 土木学院地下建筑与工程系, 上海 200092)

摘 要: 武汉天然老黏性土是一种超固结硬黏土, 在开挖卸载条件下容易产生应变软化, 经常给深基坑、边坡工程带来不利影响。目前对其超固结性、结构性以及剪切特性等还缺少深入认识。利用高压固结仪和三轴剪切仪对其饱和原状样和饱和重塑样分别进行了压缩试验和三轴不排水剪切试验, 并且应用上下负荷面剑桥模型对原状样的三轴不排水剪切试验进行了模拟。研究表明: 天然老黏性土为一种强超固结的结构性土, 采用两种方法得到的原状土前期固结压力和结构强度基本一致; 在低围压下, 原状样明显表现出应变软化和剪胀性, 其破裂面易受微裂纹影响; 与文献中的天然软土不同, 天然老黏性土在结构破坏后剪缩并不明显; 原状样的黏聚力明显高于重塑样, 两者内摩擦角非常接近; 采用上下负荷面剑桥模型模拟的原状样应力-应变曲线和孔压曲线与室内试验结果基本一致。

关键词: 天然硬黏土; 三轴不排水剪切试验; 前期固结压力; 结构强度

中图分类号: TU443

文献标识码: A

文章编号: 1672-1144(2016)01-0078-07

Experimental Investigation and Numerical Simulation of Compression and Shear Characteristics of Natural Stiff Clay in Wuhan

SIMA Jun¹, HU Shuangzi¹, WANG Zhichao², JIANG Mingjing^{1,3}

(1. School of Civil Engineering, Wuhan University, Wuhan, Hubei 430072, China; 2. College of Civil and Mechanics, Xiangtan University, Xiangtan, Hunan 411105, China; 3. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: The natural old clay in Wuhan is an overconsolidated stiff clay. It often shows strain-softening under the excavating and unloading condition, which might cause some adverse impacts on deep pits and slopes. However, its over-consolidation, structure and shear properties are not well recognized. In this paper, first, a set of high-pressure oedometer tests and undrained triaxial tests were carried out on its saturated undisturbed and remoulded samples, respectively. Second, the undrained triaxial tests of undisturbed samples were numerically simulated with super-loading Cam-clay model. It was founded that the natural old clay could be classified as a strong overconsolidated clay, and the preconsolidation pressure and the structural strength obtained by two methods were consistent. Under low confining pressure, the undisturbed samples obviously present strain softening and shear dilatancy, and the failure patterns are often influenced by the micro fissures. After the structure collapses, the natural old clay presents little contraction, which is different from natural soft soils in the literature. The cohesion values of undisturbed samples are much higher than those of remoulded ones, and their internal frictional angles are very close. The stress-strain curves and pore pressure variation simulated by the super-loading Cam-clay model are generally in agreement with the experimental results.

Keywords: natural stiff clay; undrained triaxial test; pre-consolidation pressure; structural strength

武汉地区老黏性土^[1],一般是指分布在长江的Ⅱ、Ⅲ级阶地,沉积于第四纪晚更新世(Q₃)及其以前的洪—冲积相的硬黏性土。在天然状态下,该土具有高强度、低压缩性,但在开挖卸载条件下容易产生裂隙和强度软化,给深基坑和边坡工程带来不利影响^[1-3]。目前,武汉天然老黏性土通常被认为是一种超固结土^[1],但是对其超固结性、结构性以及剪切特性等方面还缺少充分认识。因此,开展天然老黏性土力学特性的深入研究,对认识其灾变特性、降低岩土工程的灾害风险具有重要意义。

过去近 30 年中,国内、外许多学者对天然土进行了大量的试验和理论研究^[4-23]。在试验研究方面,Burland^[6]和 Gasparre^[7]总结了以伦敦黏土为代表的天然硬黏土的压缩特性和抗剪强度,并与理想重塑土进行了对比。Leroueil 等^[8]对天然软黏土、硬黏土和软岩的结构屈服破坏过程进行了研究。洪振舜等^[9-10]对强结构性天然沉积土的屈服与变形特性进行了试验研究。Garga 等^[11]研究了应力路径对超固结硬壳层土的影响。孔令伟等^[12-13]、蒋明镜等^[14]分别对湛江结构性黏土、珠海黏土进行了试验研究。在理论研究方面,沈珠江^[15]建立了考虑结构性土特性的弹塑性损伤模型,后来提出了考虑裂隙超固结土的二元介质模型^[16];Liu 等^[17]、Suebsuk 等^[18]提出了以 Cam—Clay 模型为基础的结构性土模型;Hashiguchi 等^[19]、Asaoka 等^[20]、张锋^[21]发展了可以描述土体超固结和结构性的上下负荷面剑桥模型。姚仰平等^[22]建立了超固结土的统一硬化模型。为了描述原状超固结土体的力学特性,袁克阔等^[23]提出了考虑黏聚力的上下加载面修正剑桥模型。总体上看,近年来对天然软黏土的研究较多,对天然硬黏土的研究相对较少。本文以武汉典型老黏性土为研究对象,对原状样和重塑样开展了压缩试验和三轴不排水剪切试验,确定了原状土的前期固结压力和结构强度,并且对比了原状样和重塑样在应力—应变曲线、孔压变化、破坏形态以及抗剪强度等方面的特点。最后,采用上下负荷面剑桥模型对原状样的三轴不排水剪切试验结果进行了模拟。

1 试样及试验方案

1.1 试样

试验土样取自武汉市中南路附近某深基坑。该场地原始地貌属长江冲洪积三级阶地长江古河道段,上部 2.5 m 左右为杂填土和一般黏性土,2.5 m~21 m 深度范围内均为老黏性土。现场取土深度

为 3.7 m~4.2 m。由于土体天然强度很高,故先用机械在基坑内开挖探坑,小心掏出 1 m 见方的土台,再人工清除表层约 0.3 m 厚的扰动土层,然后采用钢锯切成边长约 30 cm 的立方形土块,取出后立即用保鲜膜密封并标明方向和编号,接下来装入铺有麦秸秆的木盒中运回实验室;最后在室内用削样器切削成三轴试验原状样。土块表面可见灰白色高岭土团和深褐色铁锰质网状裂纹。由于土块中含有较多裂纹,切削时需非常小心才能保证试样完整。压缩试验原状样采取环刀现场制样,即:先将环刀内、外涂抹凡士林,然后重锤轻击压入土块,取出削平后立即用保鲜膜密封并编号。

采用两种方式制备了重塑样。第一种方式采用土工试验规程^[24]规定的击实方法,其制样过程为:先将削切下的碎土风干,在铺有橡皮垫的桌面上碾碎并过 2 mm 筛,最后按照原状土的含水率和干密度分层击实成压缩试样和三轴试样。第二种方式是采用碾碎后的土先制备含水率为 1.2 倍液限的泥膏,然后灌入直径 70 mm 高 60 mm 的大环刀内,在 25 kPa 的竖向压力下固结 7 d(最后连续两天沉降量小于 0.01 mm/d),最后削切形成直径 61.8 mm 高 20 mm 的理想重塑样,用来进行压缩试验。

1.2 试验方案

先对试样进行基本物理性质试验,包括含水率、液塑限、矿物成份、自由膨胀率等;然后采用饱和原状样和饱和重塑样分别进行压缩试验和常规三轴 CU 试验,试验方案见表 1。

表 1 试验方案

试验类型	试验参数 压力/kPa	原状样 /个	击实重 塑样/个	理想重塑 样/个
压缩试验	压力值 12.5~3200	3	3	3
	围压 50	5	3	
	围压 100	5	3	
常规三轴 CU 试验	围压 200	4	3	
	围压 400	2	2	
	围压 600	3	—	

试验前进行试样饱和,方法为保持真空度 0.93 的条件下对试样抽真空 2 h。压缩试验采用 YS-1 高压固结仪,试样直径 $\varphi=61.8$ mm,高 $h=20$ mm;试验分 9 级加载,具体为 12.5 kPa、25 kPa、50 kPa、100 kPa、200 kPa、400 kPa、800 kPa、1 600 kPa、3 200 kPa,每级荷载持续 24 h;试验过程包括加载—回弹—再加载。常规三轴试验采用 SJ-1AG 应变控制式

三轴剪力仪,试样直径 $\varphi = 39.1\text{ mm}$,高 $h = 80\text{ mm}$,装样后检查试样 B 值不低于 0.95;5 种围压分别为 50 kPa、100 kPa、200 kPa、400 kPa、600 kPa;剪切速率为 0.073 mm/min;试样产生明显破坏或轴向应变达 15%时停止试验。考虑到原状样的三轴试验结果离散性相对较大,每组三轴试验中原状样的平行试样数量均略大于重塑样。

2 试验结果与分析

2.1 主要物理性质指标

通过室内试验得到老黏性土的主要物理指标见表 2。由表 2 可知,该土样的天然重度为 20.3 kN/m³,塑性指数为 19.2,液性指数为 0.16,饱和度为 89%~95%。采用 X 射线衍射仪对土样进行了物相半定量分析,测得其主要矿物成分为:石英(68%)、钠长石(14%),伊利石(13%)和蒙脱石(4%),可见亲水性矿物含量较少。实测自由膨胀率为 26.5%,表明其膨胀潜势相对较弱。

表 2 老黏土主要物理性质指标

物理指标	数值
土颗粒密度/(g·cm ⁻³)	2.72
天然重度/(kN·m ⁻³)	20.3
天然含水率/%	22.4
液限/%	38.5
塑限/%	19.3
自由膨胀率/%	26.5
砂粒含量/(粒径>0.075mm)	1.5
粉粒含量/(粒径0.075~0.005mm)	70.1
黏粒含量/(粒径<0.005mm)	28.4

2.2 压缩特性

图 1(a)、图 1(b)所示分别为原状样、击实重塑样以及理想重塑样的一维压缩 $e - \lg p$ 曲线。根据压缩曲线确定先期固结压力的方法主要有 Casagrande 法、Schmertmann 法、Burmister 法等,上述方法主要适用于重塑土。对于原状土,采用 Casagrande 法确定的压缩曲线拐点对应的是结构屈服应力,等于前期固结压力和结构强度之和。为了确定原状样的前期固结压力和结构强度,以下比较了两种方法。

方法一采用王国欣等^[25]提出的击实重塑样还原压缩曲线法,如图 1(a)所示。该方法主要基于两个假定:(1)当回弹起点压力小于 1 000 kPa,黏性土的回弹指数 C_s 受扰动影响较小;(2)Schmertmann 认为不同扰动程度的土,当压力增加到足够大时其 e

$-\lg p$ 曲线也会逐渐趋近一个不受原有结构影响的点 L 。应用步骤如下:首先,根据压缩曲线确定原状样 σ_k 约为 850 kPa,击实重塑样 C_s 为 0.024,击实重塑样与原状样压缩曲线交点对应的压力值 p_L 约为 10 000 kPa,进而推出图中所示的重塑样还原压缩曲线。然后,采用 Cassagrande 法在还原压缩曲线上确定原状样 p_c 约为 650 kPa,由 σ_k 与 p_c 的差值,得到原状样结构强度为 200 kPa。

方法二是利用理想重塑样和原状样的压缩曲线。如图 1(b)所示,根据试验结果得到理想重塑样 C_s 为 0.022, C_e 为 0.23。假定黏性土的回弹指数受扰动影响较小,则过原状样压缩曲线初始点 A ,以 C_s 为斜率作直线交理想重塑样的压缩曲线于 B 点, B 点所对应的竖向压力即为原状样无结构强度时的先期固结压力 p_c ,约为 620 kPa,则原状样结构强度约为 230 kPa,与方法一的结果非常接近。

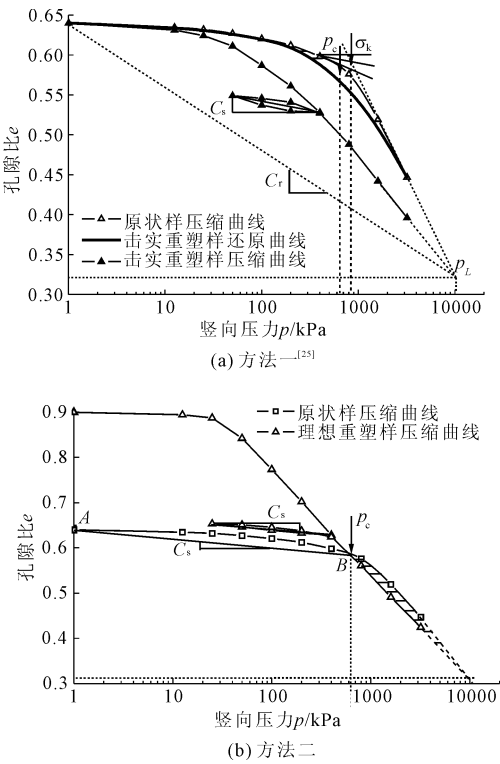


图 1 一维压缩 $e - \lg p$ 曲线

考虑土样深度为 4 m,上覆土自重压力取 80 kPa,按上述结果确定天然土的超固结比约为 8。根据龚晓南等^[26]的建议,可以把结构屈服压力 σ_k 与先期固结压力 p_c 的比值大小,来判断土的结构强弱。通过上述分析可得 $\sigma_k/p_c = 1.3$ 。可见,该黏性土在天然状态下是强超固结的结构性土。

2.3 应力 - 应变曲线

将 19 个原状样和 11 个重塑样三轴试验的偏应

力-轴向应变曲线汇总,如图 2 所示。由图 2 可知,所有试样应力-应变曲线的初始斜率和最大偏应力均随围压增大而增大。由图 2 还可发现,原状样的应力应变曲线均存在峰值,表现为应变软化,对应的峰值应变在 2% 左右;而重塑样的应力应变曲线均为应变硬化。此外,原状样的各组试验曲线具有较大的离散性,特别是在低围压下,部分试样的软化现象并不明显,可能受原状土体内部微裂缝的影响^[6,16]。限于试验条件,未对土体内部微裂缝的分布及作用进行定量分析,今后还需要深入研究。

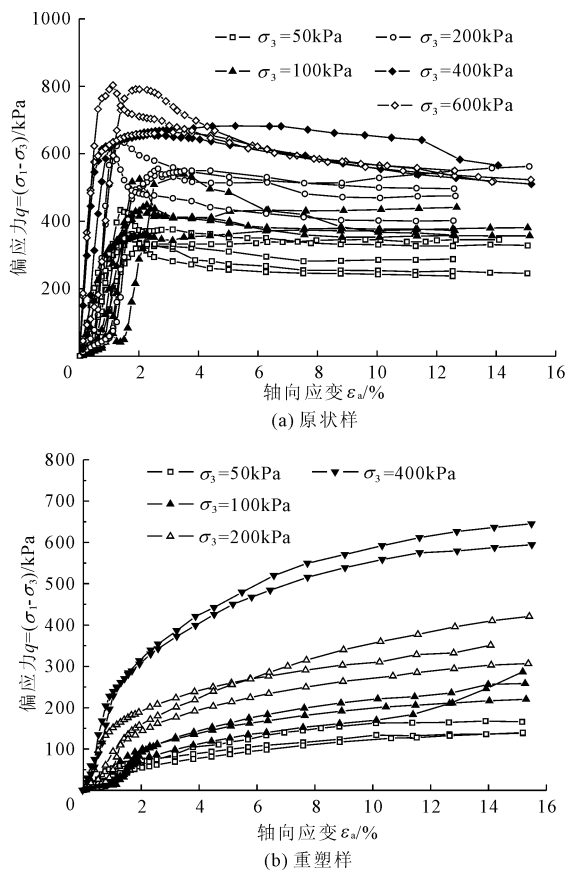


图 2 不同围压下应力-应变曲线汇总

为了便于分析,现选择其中一组代表性试验结果整理成应力比(q/p')-轴向应变曲线,如图 3 所示。由图 3(a)可知:当围压小于 400 kPa 时,原状样的应力比曲线存在明显峰值,且随着围压增大,峰值应力比逐渐减小;当围压大于 400 kPa 后,应力比的峰值不明显。由图 3(a)还可看出,尽管不同围压下原状样的残余应力比有差异,但有接近的趋势,与典型超固结土的室内试验规律^[5,27]类似。不同围压下残余应力比为 1.18~1.63,低围压取高值,高围压取低值,符合有黏聚力情况下的应力比变化规律^[22]。由图 3(b)可知,重塑土的应力比曲线均未出现明显的峰值,其最终应力比为 1.27~1.56。对比图 3(a)

和 3(b)结果可知,原状样与重塑样接近临界状态时,其残余应力比的范围值较接近。

2.4 孔压变化

原状样和重塑样的孔压变化曲线如图 4 所示。由图 4(a)可知,当围压小于 400 kPa 时,原状样的孔压随应变先增加,当应变达到 1%~2% 后孔压迅速降低;孔压变化转折点与强度峰值点接近,表明试样在应变软化的同时由剪缩转化为剪胀;围压越低,孔压降低幅度越大,表明试样剪胀更强。当围压大于等于 400 kPa 时,原状样的孔压随应变增加而持续上升,表明试样以剪缩为主。由图 4(b)可知,重塑样的孔压变化以上升为主,当应变达到 5%~6% 后部分试样的孔压出现轻微下降,表明重塑样在试验后期也表现出一定的剪胀性。通过对比可知,在低围压下,原状样孔压下降幅度比重塑样更明显,表明原状样具有更强的剪胀性;在高围压下,原状样与重塑样均主要表现为剪缩。值得一提的是,与一般天然土^[5]不同,老黏性土试样在试验后期孔压变化趋于稳定,未因结构破坏而出现孔压上升的现象,即试样未产生明显剪缩。原因可能有点。其一,老黏性土的天然孔隙比较小,不同于一般天然土的大孔隙结构,土体结构破坏后导致的孔隙压缩较小;其二,在试验过程中,由于老黏性土渗透系数很小,孔压滞后现象明显,孔压变化实测值一般偏小。

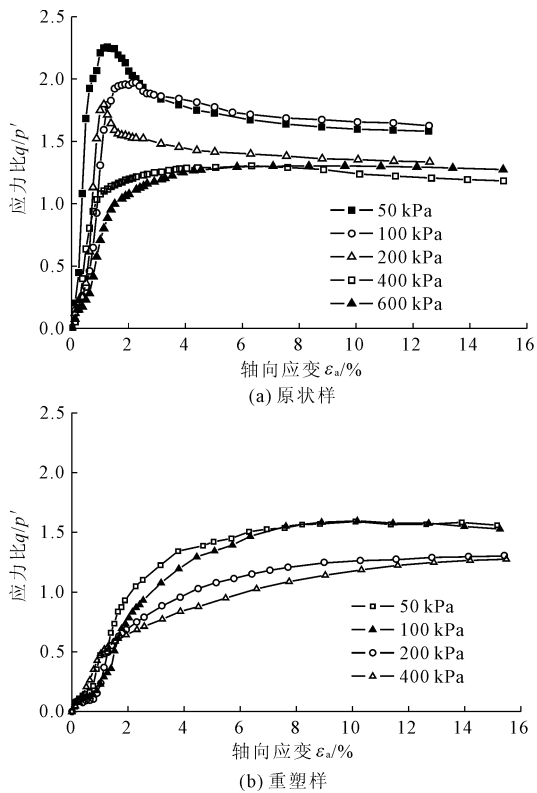


图 3 典型应力比-应变曲线

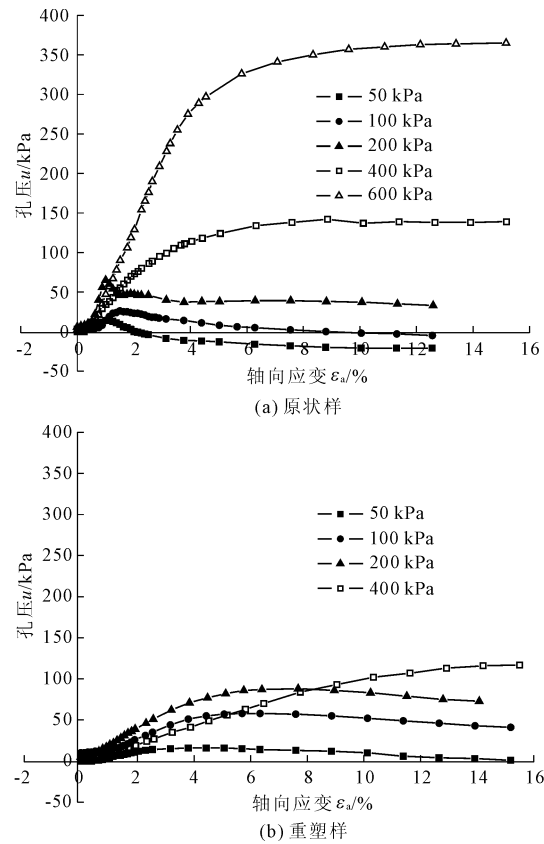


图 4 典型孔压变化曲线

2.5 试样破坏形态和抗剪强度

图 5 为原状样和重塑样的典型破坏形态。

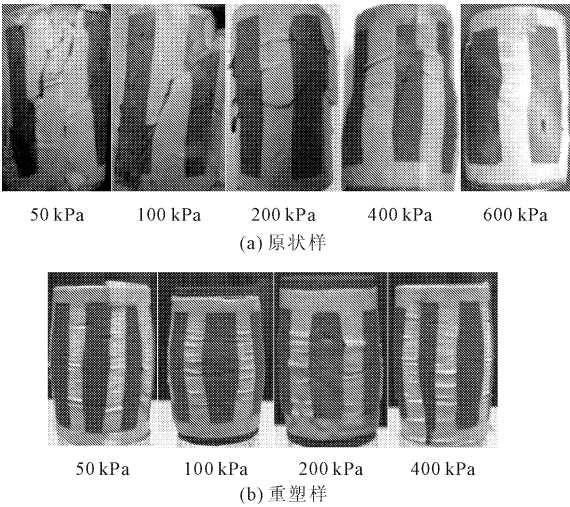


图 5 不同围压下的剪切破坏形态

由图 5(a)可知,不同围压下原状样均出现明显的破坏面,但破坏面形态变化较大。当围压较低时(50 kPa、100 kPa、200 kPa),试样出现多个脆性破裂面,且破裂面角度较陡,可能受试样内部的微裂隙影响;当围压较高时(400 kPa、600 kPa),破裂面数量减少,形成与水平面呈一定夹角的剪切带,且其角度随围压增大而变缓。由图 5(b)可以看出,重塑样在不

同围压下没有出现明显的剪切带,试样变形均呈现鼓胀型。

原状样和重塑样的三轴剪切强度结果如表 3 所示,其中,原状样抗剪强度取最大主应力差值,重塑样则取轴向应变 15%所对应的主应力差值。由表 3 可以看出,原状样的峰值黏聚力约为峰后黏聚力的 2 倍,约为重塑样黏聚力的 4 倍。由于黏聚力在一定程度上反映了土颗粒之间结构强度,该结果表明剪切和重塑过程对结构强度的影响很大。由表 3 还可以看出,原状样和重塑样的内摩擦角非常接近,表明内摩擦角受剪切和重塑过程的影响很小。

表 3 三轴试验有效抗剪强度指标

土样类别	土样分组	c'/kPa		$\varphi'/(^{\circ})$	
原状样	第 1 组	101.7	(7.6)	23.1	(38.3)
	第 2 组	83.2	(48.8)	30.1	(25.3)
	第 3 组	59.6	(73.7)	34.3	(22.4)
	第 4 组	113.6	(26.6)	21.9	(31.2)
	第 5 组	65.6	(49.8)	34.8	(26.0)
	均值	84.7	(41.3)	28.8	(28.6)
重塑样	第 1 组	27.4		30.6	
	第 2 组	26.2		28.6	
	第 3 组	18.9		29.3	
	均值	24.2		29.5	

注:1.括号内数值为原状土 CU 试验峰后强度;2.抗剪强度指标根据围压(50 kPa、100 kPa、200 kPa)下的试验结果计算得到。

3 数值模拟

为了描述土的超固结特性和结构特性,在修正剑桥模型基础上,上下负荷面修正剑桥模型^[5]新增了 4 个参数:超固结比(p_c/p_0)、超固结演化参数(α)、结构性参数(ξ)、结构性演化参数(β)。根据上述试验,模型参数确定过程如下:泊松比 ν 根据经验选取 0.3;由压缩试验结果确定初始孔隙比 $e_0 = 0.76$ ($p_0 = 98 \text{ kPa}$)、压缩指数 $\lambda = 0.1$ 、膨胀指数 $\kappa = 0.01$;根据三轴不排水剪切试验结果,取临界状态应力比 $M = 1.6$;选取三种围压下(100 kPa、200 kPa、400 kPa)结构性参数 ξ 分别为 0.6、0.75、0.85。根据原状土的屈服应力 850 kPa,围压 100 kPa、200 kPa 和 400 kPa 时 p_c/p_0 分别取 8.5、4.25、2.1。在此基础上,通过试算取 $\alpha = 20$, $\beta = 1$ 。采用上述参数,由上下负荷面修正剑桥模型模拟的应力-应变曲线和孔压变化曲线如图 6 和图 7 所示。

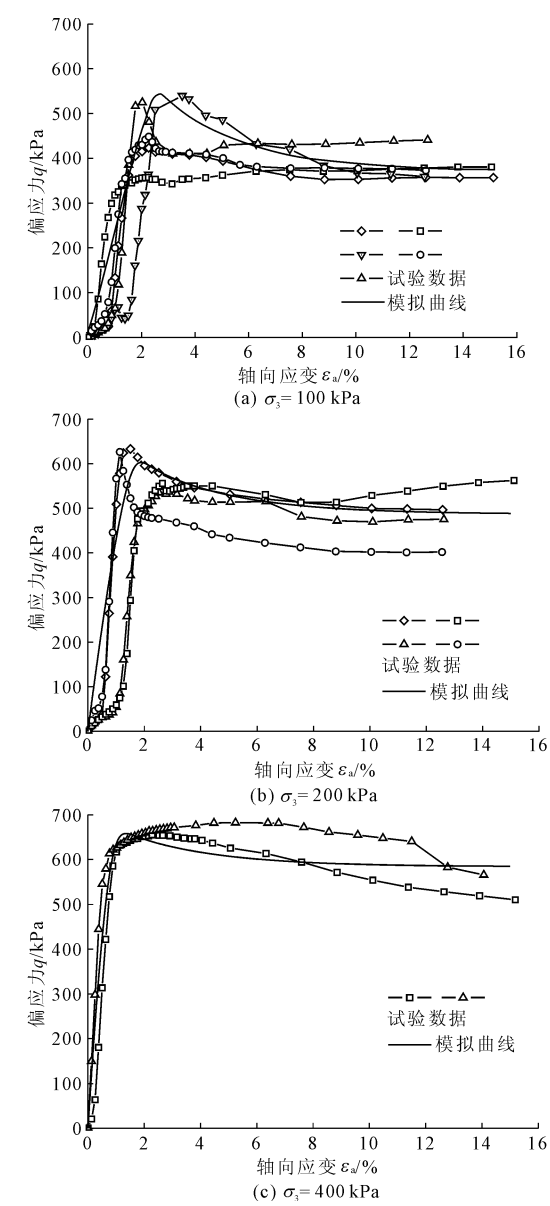


图 6 应力 - 应变曲线模拟结果与试验结果比较

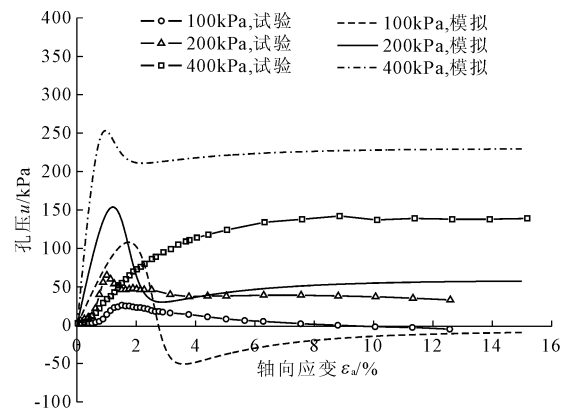


图 7 孔隙水压力模拟结果与试验结果比较

由图 6 可以看出,模拟应力 - 应变曲线与试验结果总体吻合较好,表明模型能基本反映原状老黏

性土在不同围压下的应变软化特性。由图 7 可知,尽管在数值上存在一定差别,模拟孔压曲线与试验结果的变化趋势基本一致,即孔压先增大后由于围压不同而出现不同程度的降低。总之,上下负荷面修正剑桥模型能够初步模拟武汉天然老黏性土的基本力学特性,可以进一步应用于老黏性土工程的数值模拟。

4 结 论

通过对武汉老黏性土的原状样和重塑样进行对比试验研究,主要结论如下:

- (1) 原状土的前期固结压力约为 650 kPa,超固结比约为 8,结构强度约为 200 kPa,属于强超固结的结构性土。
- (2) 在固结不排水剪切条件下,原状样明显表现出应变软化和剪胀性;随着围压增大,其应变软化和剪胀性减弱。与一般天然软土不同的是,老黏性土原状样在结构破坏后的剪缩并不明显。
- (3) 在低围压下,原状样的破裂面易受内部微裂纹影响,随着围压增大,逐渐出现规则破坏面;原状样的峰值黏聚力和残余黏聚力均高于重塑样的黏聚力,但两者内摩擦角的差别不大。
- (4) 上下负荷面剑桥模型能初步模拟武汉天然老黏性土的剪切特性。

本文仅对武汉天然老黏性土开展了常规三轴不排水剪切试验研究,今后还需要研究其在不同排水条件和应力路径下的力学特性,并且深入研究微裂缝对其力学性质的影响。

参考文献:

[1] 湖北省住房与城乡建设厅. 基坑工程技术规程: DB42/T159 - 2012. [S]. [出版地不详]: [出版者不详], 2012: 72-75.

[2] 唐传政. 武汉地区老黏性土基坑工程事故分析与处理对策[C]//中国岩石力学与工程学会. 第八次全国岩石力学与工程学术大会论文集, 2004: 874-878.

[3] 司马军, 刘祖德, 邓小雄, 等. 老粘性土中某喷锚滑坡事故的分析及处理[J]. 岩土力学, 2004, 24(5): 854-857.

[4] 蒋明镜, 沈珠江, 邢素英, 等. 结构性粘土研究综述[J]. 水利水电科技进展, 1999, 19(1): 26-30.

[5] 张 锋. 计算土力学[M]. 北京: 人民交通出版社, 2007: 55-73.

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

[7] Gasparre A, Nishimura S, Coop M R, et al. The influence of structure on the behaviour of London Clay[J]. Géotechnique,

2007, 57(1):19-31.

- [8] Leroueil S, Vaughan P R. The general and congruent effects of structure in natural soils and weak rocks [J]. Géotechnique, 1990, 40(3):467-488.
- [9] Hong Z S, Zeng L L, Cui Y J, et al. Compression behaviour of natural and reconstituted clays[J]. Géotechnique, 2012, 62(4):291-301.
- [10] 洪振舜, 立石义孝, 邓永峰. 强结构性天然沉积土的强度变形特性[J]. 岩土力学, 2004, 25(8):1201-1204.
- [11] Garga V K, Khan M A, Vanapalli S K. Stress-path dependent behavior of a weathered clay crust[J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2006, 24(6):1481-1509.
- [12] 拓勇飞, 孔令伟, 郭爱国, 等. 湛江地区结构性软土的赋存规律及其工程特性[J]. 岩土力学, 2004, 25(12):1879-1884.
- [13] 孔令伟, 臧 濛, 郭爱国, 等. 湛江强结构性黏土强度特性的应力路径效应[J]. 岩土力学, 2015, 36(S1):19-24.
- [14] 蒋明镜, 彭立才, 朱合华, 等. 珠海海积软土剪切带微观结构试验研究[J]. 岩土力学, 2010, 31(7):2017-2024.
- [15] 沈珠江. 结构性粘土的弹塑性损伤模型[J]. 岩土工程学报, 1993, 15(3):21-28.
- [16] 沈珠江, 邓 刚. 超固结粘土的二元介质模型[J]. 岩土力学, 2003, 24(4):495-499.
- [17] Liu M D, Carter J P. A structured Cam Clay model[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2002, 39(6):1313-1332.
- [18] Suebsuk J, Horpibulsuk S, Liu M D. Modified structured Cam Clay: A generalised critical state model for destructured, naturally structured and artificially structured clays [J]. Computers and Geotechnics, 2010, 37(7):956-968.
- [19] Hashiguchi K. Subloading surface model in unconventional plasticity[J]. International Journal of Solids and Structures, 1989, 25(8):917-945.
- [20] Asaoka A, Nakano M, Noda T. Superloading yield surface concept for highly structured soil behaviour[J]. Soils and Foundations, 2000, 40(2):99-110.
- [21] 姚仰平, 侯 伟. K_0 超固结土的统一硬化模型[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(3):316-322.
- [22] 袁克阔, 陈卫忠, 赵武胜, 等. 考虑黏聚力的上下加载面修正剑桥模型及数值实现[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(4):842-848.
- [23] 杨雪强, 刘文治, 刘祖德, 等. 武汉原状粉质黏土与其重塑土的试验对比研究(I): 试验结果描述[J]. 广东工业大学学报, 2013, 30(1):18-24.
- [24] 中华人民共和国建设部. 土工试验方法标准: GB/T50123-1999[S]. 北京: 中国计划出版社, 1999:18-19.
- [25] 王国欣, 肖树芳, 周旺高. 原状结构性土先期固结压力及结构强度的确定[J]. 岩土工程学报, 2003, 25(2):249-251.
- [26] 龚晓南, 熊传祥, 项可祥, 等. 粘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(10):43-47.
- [27] 罗 汀, 姚仰平, 侯 伟. 土的本构关系[M]. 北京: 人民交通出版社, 2010:183-189.

(上接第 38 页)

- [12] Veen W A V D. Simulation of a compartmented airbag deployment using an explicit, coupled Euler/Lagrange method with adaptive Euler domains[C]//Nafems. Florida, 2003.
- [13] Wang W, Zhang D, Lu F, et al. Experimental study and numerical simulation of the damage mode of a square reinforced concrete slab under close - in explosion[J]. Engineering Failure Analysis, 2013, 27(1):41-51.
- [14] Tu Z, Lu Y. Evaluation of typical concrete material models used in hydrocodes for high dynamic response simulations [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(1):132-146.
- [15] Johnson G R, Holmquist T J. An improved computational constitutive model for brittle materials [C]//Highpressure science and technology. [s.l.]: AIP Publishing, 1994:981-984.
- [16] 张社荣, 王高辉. 混凝土重力坝抗爆性能及抗爆措施研究[J]. 水利学报, 2012, 43(10):1202-1213.
- [17] Livermore Software Technology Corporation. LS - DYNA keyword user' manul [M]. California: Livermore Software Technology Corporation, 2006.