

DOI:10.3876/j.issn.1000-1980.2016.05.007

高分解度泥炭土直剪抗剪强度特性及机理

桂 跃^{1,2,3}, 付 坚¹, 侯英杰¹, 曹 净¹, 周云东^{2,3}

(1. 昆明理工大学建筑工程学院, 云南 昆明 650051; 2. 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 210098; 3. 江苏省岩土工程技术工程研究中心(河海大学), 江苏 南京 210098)

摘要: 基于大量室内压缩-直剪联合试验结果, 系统分析了取自昆明市和大理市3个不同场地典型高分解度泥炭土的直剪抗剪强度特性及机理。试验结果表明: 固结快剪、快剪和慢剪所得泥炭土的剪应力~剪切位移关系曲线表现出不同的形态; 固结快剪和慢剪时, 随着法向应力的增大, 剪切变形从塑性变形转变为弹塑性变形为主; 不同法向应力下, 快剪的剪切变形均以塑性变形为主。高分解度泥炭土抗剪强度包线近似为相交的2段不同斜率的直线; 固结快剪和慢剪抗剪强度包线转折点对应的法向应力 σ_s 约为200 kPa, 快剪时 σ_s 约为100 kPa。通过分析泥炭土固结压缩变形特性并建立压缩-剪切微结构模型, 分析了其抗剪强度来源及演化机理。机理分析表明: 随着法向应力增大, 高分解度泥炭土经历了从多孔隙状态至相对密实状态的转变, 导致其抗剪强度及抗剪强度参数发生相应改变。

关键词: 高分解度泥炭土; 直剪试验; 抗剪强度包线; 抗剪强度; 抗剪强度参数

中图分类号: TU47 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-1980(2016)05-0418-09

Shear strength properties and mechanisms of peaty soil with high degree of decomposition in direct shear tests

GUI Yue^{1, 2, 3}, FU Jian¹, HOU Yingjie¹, CAO Jing¹, ZHOU Yundong^{2, 3}

(1. Faculty of Civil Engineering and Mechanics, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650051, China;

2. Key Laboratory of Ministry of Education for Geomechanics and Embankment Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China;

3. Jiangsu Research Center for Geotechnical Engineering Technology, Hohai University, Nanjing 210098, China)

Abstract: Based on the results of a large number of laboratory compression-direct shear combined tests, the shear strength properties and mechanisms of typical peaty soil with a high degree of decomposition, sampled from three different sites in Kunming and Dali cities, were analyzed. The test results demonstrate the following: the shear stress-shear displacement curves of peaty soil showed different shapes in the consolidated quick shear test, quick shear test, and slow shear test; with the increase of the normal stress, the shear deformation changed from plastic deformation to elastic-plastic deformation in the consolidated quick shear and slow shear tests; the shear deformation in the quick shear test showed mainly the plastic deformation under different normal stresses; the shear strength envelopes of peaty soil with a high degree of decomposition were, basically, two intersecting polygonal lines with different slopes; the normal stress (σ_s) corresponding to the break point of shear strength envelopes was about 200 kPa in the consolidated quick shear test and slow shear test, and the value was about 100 kPa in the quick shear test. Based on analysis of the compression deformation of peaty soil, the evolution mechanisms of the shear strength were further analyzed by means of establishing compression-shear microstructural models for peaty soil. We

收稿日期: 2015-10-30

基金项目: 国家自然科学基金(51568030); 岩土力学与堤坝工程教育部重点实验室开放基金(GH201401); 云南省人才培养基金(KKSY201306106)

作者简介: 桂跃(1982—), 江西进贤人, 副教授, 博士, 主要从事软土力学及基坑工程等教学与科研工作。E-mail: gydrgui@kmust.edu.cn

conclude that the increasing normal stress causes peaty soil to change from a porous state to a relatively densified state, leading to changes in the shear strength and the shear strength parameters.

Key words: peaty soil with high degree of decompression; direct shear test; shear strength envelop; shear strength; shear strength parameter

泥炭土(泥炭和泥炭质土的合称)是自然界有机质含量最多的土类,有机质可占到干土总质量的10%~80%,甚至高达98%^[1]。其有机质主要来源于植物枝叶、根系、分泌物及动物残骸的分解残余。分解度越低,土中包含的残余纤维(粗纤维长度>1 mm、细纤维长度<1 mm;植物茎秆和根系分解残余为主)越多;分解度越高,土中无定形腐殖质越多^[2]。沉积物质分解程度决定了泥炭土有机质组分。

研究表明,有机质组分对泥炭土工程性质影响显著。当分解度不同,即使有机质含量相近,其工程性质也差异极大^[3-6]。具体表现在:物理性质方面,纤维泥炭土结构松散,孔隙比、持水能力、渗透性通常高于无定形泥炭土^[7];压缩性质方面,纤维泥炭土次固结系数与压缩指数的比值 C_{α}/C_c 在0.06~0.10范围内^[2, 8-9],无定形泥炭土约为0.035~0.06,表明纤维泥炭土压缩性更显著^[2, 7];力学性质方面,因残余纤维分布多为水平向,三轴压缩条件下,潜在破裂面切过水平面上分布的纤维,纤维拔脱过程中激发了拉拔阻力,使其具有与“加筋土”类似的力学特性^[3, 10-11],导致显著的横观各向同性^[12-13]。

综合分析国内外相关文献可知,现有关于泥炭土的研究成果多集中在纤维泥炭土,对高分解度泥炭土工程性质研究开展相对不足^[9, 14]。土体的抗剪强度是土力学的主要经典内容之一,是研究地基稳定、地基承载力等问题的基础,绝大多数岩土工程与土的抗剪强度有关^[15]。因此,研究高分解度泥炭土的抗剪强度具有重要的理论价值和工程实际意义。笔者以滇池、洱海盆地湖相沉积泥炭土为研究对象,开展了一系列室内试验,系统分析了高分解度泥炭土的抗剪强度及相关机理,获得了一些新的认识和成果。

1 土样的基本性质及分类

试验土样分别取自云南省昆明市和大理市市区。

场地1:地处昆明市广福路和滇池路交叉口。试验用土为③₁层泥炭质土,长期处于近似饱和状态,形成于全新世,属第四系湖沼相沉积软土。为了尽量保持土样的原状性,采用有固定活塞的薄壁取土器钻取。

场地2:地处昆明市白龙路和新迎路交叉口,滇池盆地东北部边缘,距湖岸约7 km。该场地中③₁层泥炭质土埋深2.1~8.6 m,层厚0.8~5.5 m。通过机械开挖人工取土获得高质量原状样。

场地3:地处大理市凤仪镇力帆大道与金穗路交汇处。试验用土为⑦层泥炭质土,埋深12.2~17.7 m,层厚0.5~4.3 m,属第四系湖沼相沉积软土。人工从基坑底部采取高质量原状样。

通过室内试验测试土样基本物理力学性质,见表1。其中,烧失量 w_u 依据 ASTM (D2974-14)^[16]采用灼烧法测定。纤维含量 w_f 测试方法主要参考 ASTM (D1997-13)^[17]标准进行。根据 w_f 可判定泥炭土的分解度,如 ASTM (D4427-13)^[18]中将 $w_f \geq 67\%$ 的称为纤维泥炭土,67% $>w_f > 37\%$ 的称为半纤维泥炭土, $w_f \leq 37\%$ 的称为高分解泥炭土。由此可知,本文土样均为高分解泥炭土。

表1 试样的物理力学性质指标

Table 1 Physical and mechanical parameters of samples

取样地	取土深度/m	颜色	$w/\%$	e	$\rho/(\text{g} \cdot \text{m}^{-3})$	G_s	$w_p/\%$	$w_L/\%$	q_u/kPa	$w_u/\%$	灰分/ $\%$	$w_f/\%$	
												0.15 mm 筛余	0.075 mm 筛余
场地1	6.0~6.2	黑色	208.0	4.10	1.19	1.85	120.3	283.9	31.8	43.2	56.8	6.1	15.0
场地2	2.2~2.5	黑色	89.5	2.85	1.56	2.38	99.6	319.6	36.1-	23.5	76.5	1.1	2.0
场地3	13.5~13.8	黑色	164.8	2.63	1.25	1.89	48.2	136.5	40.7-	30.7	69.3	2.3	4.5

注: w 为含水率, e 为孔隙比, ρ 为密度, G_s 为相对密度, w_p 为塑限, w_L 为液限, q_u 为无侧限抗压强度。

2 试验方法

针对取回的原状土样,进行固结快剪、慢剪和快剪直剪试验上百组。试验采用南京土壤仪器厂 ZJ 型应变控制式直剪仪,试样高2 cm、横截面积30 cm²。试验主要参照 JTG E40—2007《公路土工试验规程》^[19]进

行,由于泥炭土性质和普通软土存在较大差异,部分试验过程有所调整和改进。

固结快剪试验:从原状土样中切取若干个试样,抽气饱和。试验时分别施加 25 kPa、50 kPa、75 kPa、100 kPa、200 kPa、300 kPa、400 kPa 的法向应力(σ)对试样进行固结。考虑到泥炭土抗剪强度较低,一次施加的法向应力过大容易导致试验歪斜;因此对于超过 100 kPa 的法向应力,均采用分级加载的办法。比如设计加载 300 kPa 的法向应力,按 0 kPa→50 kPa→100 kPa→200 kPa→300 kPa 顺序逐级加载,每级荷载间隔 1 min 左右。上下放置透水石和滤纸保证试样双面排水。需要注意的是,泥炭土在法向荷载固结作用下压缩变形很大,直剪时的剪切面可能很靠近试件顶面,尤其是法向荷载较大时,故上下采用了加厚透水石保证剪切面切过土样中部。固结过程中,记录试样不同时刻固结变形量,数据的读取标准参考土的固结试验。判断固结稳定的标准为垂直变形每小时不大于 0.005 mm,固结时长约为 1~2 d。固结完成后开始进行直剪试验,剪切速度为 0.8 mm/min。

慢剪试验:除剪切速度为 0.02 mm/min,其他步骤同固结快剪试验。

快剪试验:试样的切取、饱和及处理及施加的法向应力与固结快剪、慢剪试验相同。施加法向应力后立即开始剪切,剪切速度为 0.8 mm/min。

以上所有试验均采用平行试验,试验结果取平均值。

3 试验结果与分析

3.1 剪应力~剪切位移关系

分别对固结快剪、慢剪和快剪的泥炭土剪应力 τ ~剪切位移 δ 关系曲线进行分析,如图 1 所示。

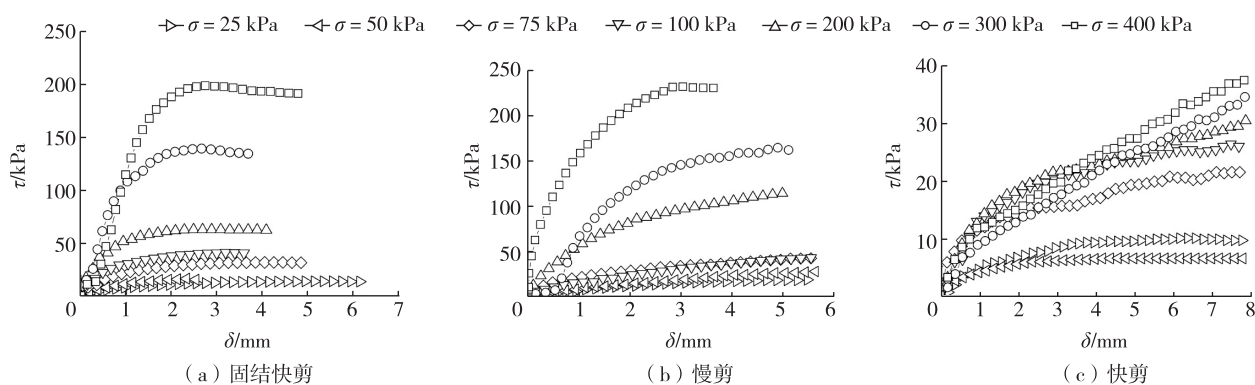


图 1 场地 1 泥炭土的 τ ~ δ 关系

Fig. 1 Shear stress shear displacement curves of peaty soil sampled from site no. 1

从图 1 中可知,不同剪切试验方法获得的 τ ~ δ 曲线形态差异很大。如图 1(a)(b)所示,固结快剪和慢剪时,当 σ 较小,剪切变形以塑性变形为主,特点是 τ 开始随 δ 的增大缓慢增大,到一定值之后基本保持不变,且 τ 较小;随着法向应力 σ 的增大,剪切变形以弹塑性变形为主, τ 随 δ 的增大迅速增大,部分试样出现明显峰值,呈现加工硬化的特点,表明试样此时具有一定的脆性, τ 较大。 τ ~ δ 曲线形态的转变大致发生在 $\sigma \geq 200$ kPa 之后。对于快剪试验,从图 1(c)可知, σ 在 25~400 kPa 范围内试样均以塑性变形为主;随着法向应力 σ 的增大, τ ~ δ 曲线形态从类似水平线状转变为倾斜线状,表明 τ 与 δ 为近似线性增大的关系;这种转变大致发生在 $\sigma \geq 75$ kPa 之后。其他 2 个场地土样也有类似的特点,限于篇幅本文不再赘述。

3.2 抗剪强度~法向应力关系

当 τ ~ δ 曲线出现峰值时,取峰值剪应力作为该级法向应力下的抗剪强度 τ_f ;当曲线无峰值时,取剪切位移 $\delta=4$ mm 时所对应的剪应力作为抗剪强度。对 3 个场地泥炭土固结快剪、慢剪和快剪的抗剪强度~法向应力关系分别进行分析,如图 2 所示,图中 σ_s 为转折点法向应力。

由图 2(a)(c)可知,固结快剪和慢剪所得的 τ_f ~ σ 关系并非是通常的线性增大,具体表现在 $\sigma \approx 200$ kPa 时有明显转折。但可以直观看出,转折点两边的数据仍然符合线性关系,即 τ_f 随着 σ 的增大而增大,如图 2(b)(d)所示。从图 2(b)(d)还可以看出,后段数据拟合直线(简称后段直线,下同)比前段数据拟合直线(简称前段直线,下同)斜率大。Kovalenko 等^[20]利用单剪仪对前苏联某地森林泥炭土的室内试验也得出类

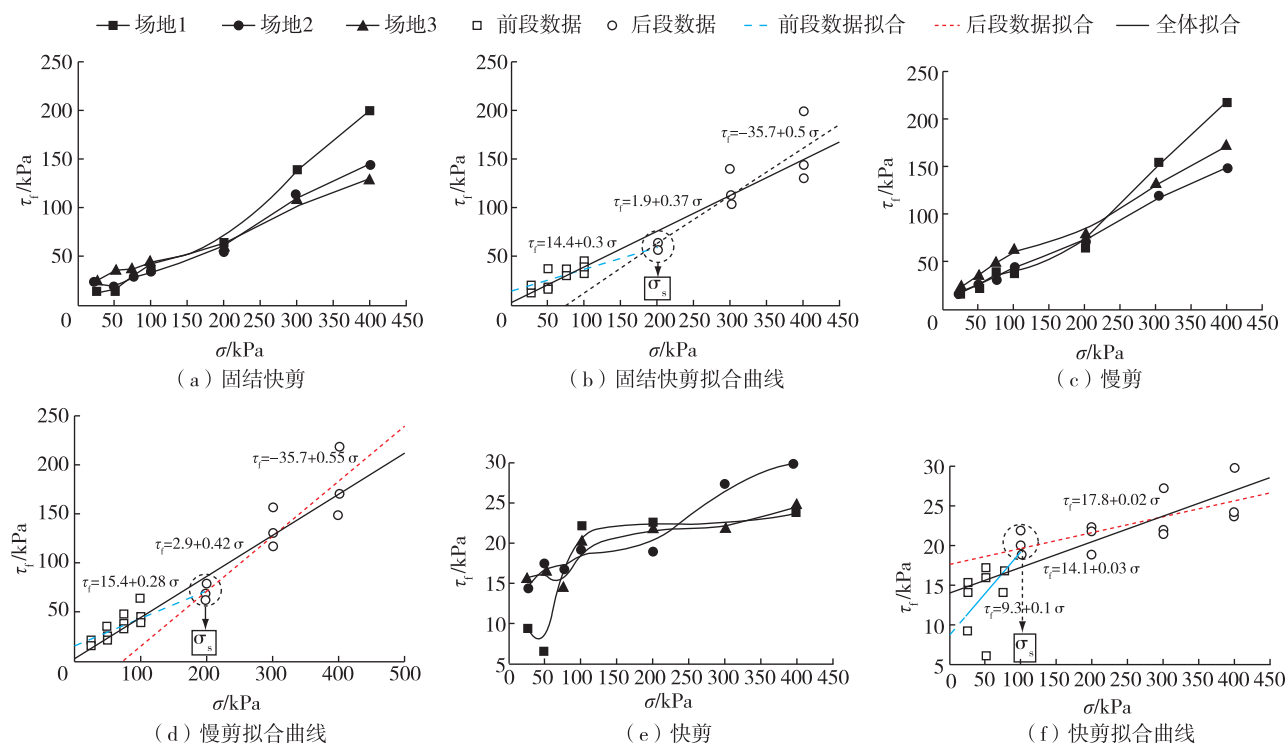


图2 不同试验方法泥炭土 $\tau_f \sim \sigma$ 关系

Fig. 2 Shear strength-normal stress curves of peaty soil from different tests

似的结果,但未做详细的机理分析。

图2(e)为泥炭土快剪的 $\tau_f \sim \sigma$ 关系曲线,和固结快剪及慢剪的结果不同,其 $\tau_f \sim \sigma$ 关系曲线在 $\sigma \approx 100$ kPa时出现转折。由相应的数据分段拟合图2(f)可知,其前段直线斜率比后段直线大。

综合分析图2可知,3种剪切条件下泥炭土抗剪强度仍然符合摩尔破坏理论:

$$\tau_f = a + b\sigma \quad (1)$$

式中: a 、 b ——拟合参数。

表2为针对不同场地、不同剪切方法所得的 $\tau_f \sim \sigma$ 关系进行线性拟合所得 a 、 b 值。参数 a 、 b 是否具有相应的物理意义后文将做进一步分析。从图2中可知,采用分段拟合的办法较好地反映了泥炭土 $\tau_f \sim \sigma$ 关系的真实情况,而采用全体数据拟合的方法,不仅拟合度不高,而且抗剪强度计算值和真实的抗剪强度有一定差别。如固结快剪的抗剪强度在转折点处计算值高出实测值15%~30%。

表2 不同场地泥炭土 $\tau_f \sim \sigma$ 关系拟合参数

Table 2 Fitting parameters of shear strength-normal stress curves of peaty soil sampled from different sites

取样地	固结快剪						慢剪						快剪					
	a_1	b_1	a_2	b_2	a	b	a_1	b_1	a_2	b_2	a	b	a_1	b_1	a_2	b_2	a	b
场地1	6.7	0.29	-70.9	0.68	-8.9	0.49	12.1	0.27	-85.1	0.77	-8.7	0.54	4.7	0.17	21.5	0.00	11.4	0.04
场地2	13.1	0.21	-26.3	0.44	3.2	0.35	10.9	0.30	-8.5	0.40	6.7	0.36	13.3	0.06	13.3	0.04	13.9	0.04
场地3	23.4	0.18	-9.9	0.36	16.0	0.28	20.6	0.32	-13.4	0.47	15.3	0.38	13.5	0.05	18.6	0.01	15.1	0.03
综合	14.4	0.23	-35.7	0.49	3.4	0.37	14.5	0.30	-35.7	0.55	4.43	0.43	9.4	0.10	17.8	0.02	13.5	0.04

注: a_1 、 b_1 为前段直线参数, a_2 、 b_2 为后段直线参数, a 、 b 为全体数据拟合后参数。

3.3 剪切强度包线

基于试验结果,建立高原湖相泥炭土剪切强度包线并分析其特点,如图3所示。

对于自然界大多数土类,通常可用 Mohr-Coulomb 公式(式(2))表示土的抗剪强度包线。其中, c 为土的黏聚力, ϕ 为土的内摩擦角。 c 和 ϕ 是决定土的抗剪强度的2个指标,称为抗剪强度指标。

$$\tau_f = c + \sigma \tan \phi \quad (2)$$

从试验结果看,泥炭土最显著的特点是剪切强度包线不再是简单的一条直线,而是不同斜率相交的2条

直线构成的折线。可以对式(2)做相应的改进,得到本次试验泥炭土抗剪强度包线表达式:

$$\tau_f = \begin{cases} c_1 + \sigma \tan \phi_1 & \sigma < \sigma_s \quad \text{前段直线} \\ \tau_s + (\sigma - \sigma_s) \tan \phi_2 & \sigma \geq \sigma_s \quad \text{后段直线} \end{cases}$$

(3)

式中: c_1 ——黏聚力,可通过前段数据拟合得出,即图 3 中的直线 1'、2'、3'在纵轴上的截距 a_1 ,分别用 c_{q1} 、 c_{eq1} 、 c_{s1} 表示; ϕ_1 ——前段内摩擦角,通过直线 1'、2'、3'的斜率 b_1 换算得到,分别用 ϕ_{q1} 、 ϕ_{eq1} 和 ϕ_{s1} 表示; τ_s ——转折点对应的抗剪强度。

为了统一,也可以将 τ_{s1} 、 τ_{s2} 、 τ_{s3} 分别记为 c_{q2} 、 c_{eq2} 、 c_{s2} 。但需要明确的是, τ_s 从物理意义上说不仅是黏聚力,而是黏聚强度和摩擦强度的综合体现。 ϕ_2 为后段内摩擦角,通过直线 1、2、3 的斜率 b_2 换算得到,分别用 ϕ_{q2} 、 ϕ_{eq2} 和 ϕ_{s2} 表示。

高分解度泥炭土的抗剪强度包线为 2 条不同斜率相交的直线构成的折线,并非是对传统土库伦剪切强度理论的否定。研究表明应力历史的影响会使某些土抗剪强度包线出现类似的折线^[21-23],具体表现为先期固结压力为折线折点对应的法向应力,先期固结压力前后 2 个压力段数据做线性回归可得到 2 段不同斜率的直线^[23]。

3.4 直剪抗剪强度指标分析

将不同场地泥炭土直剪抗剪强度指标汇总(表 3),结合表 2、表 3 中的数据综合分析发现,不同剪切方法获得的抗剪强度指标,除个别异常点外,基本满足如下关系: $c_{eq1} \approx c_{s1} > c_{q1}$, $\phi_{s1} \approx \phi_{eq1} > \phi_{q1}$; $c_{eq2} \approx c_{s2} > c_{q2}$, $\phi_{s2} \approx \phi_{eq2} \gg \phi_{q2}$ 。

表 3 不同场地泥炭土抗剪强度指标

Table 3 Shear strength parameters of peaty soil from different sites

取样 地	固结快剪				慢剪				快剪			
	$c_{eq1}/$ kPa	$\phi_{eq1}/$ (°)	$\tau_{s2}/$ kPa	$\phi_{eq2}/$ (°)	$c_{s1}/$ kPa	$\phi_{s1}/$ (°)	$\tau_{s3}/$ kPa	$\phi_{s2}/$ (°)	$c_{q1}/$ kPa	$\phi_{q1}/$ (°)	$\tau_{s1}/$ kPa	$\phi_{q2}/$ (°)
场地 1	6.7	16.3	62.8	34.3	12.1	14.9	64.6	37.6	4.7	9.6	22.1	0.3
场地 2	13.1	12.1	56.7	23.7	10.9	16.6	68.9	21.9	13.3	3.2	19.0	2.4
场地 3	23.4	10.4	58.5	19.9	20.6	17.5	78.3	25.1	13.5	2.7	20.0	0.8

高分解度泥炭土特殊的抗剪强度包线一直以来未引起人们足够重视,主要原因如下:在工程实践中,直剪试验时软土常用 50 kPa、100 kPa、150 kPa、200 kPa 法向应力,较硬的土采用 100 kPa、200 kPa、300 kPa、400 kPa 法向应力^[23];这种操作习惯容易导致出现以下 2 种情况:(a) 试验施加的法向应力小于 σ_s ,试验结果为前段直线所对应的指标。将表 3 中前段直线对应的抗剪强度指标和现有文献^[24-25]所报道的昆明泥炭土抗剪强度对比,发现它们近似,说明该推断是合理的。(b) 试验施加的法向应力大部分小于 σ_s ,少部分大于 σ_s ,即在前段和后段线上分别取点,试验结果为试验点回归直线对应的指标,这样的结果将造成一定的误差;但由于泥炭土物质组成空间变异较大,这种异常经常被误认为是土样自身差异所致而忽略。

将本文试验结果和现有低分解度纤维泥炭土抗剪强度研究成果对比分析可知,纤维泥炭土抗剪指标相对较高。例如,Yamaguchi 等^[3]、Long^[26]、Mesri 等^[27]通过三轴试验所测得的纤维泥炭土有效内摩擦角(ϕ')高达 48°~68°,采用直剪和单剪试验结果约 20°~38°^[28-29]。三轴试验极高 ϕ' 值通常解释为土中残余纤维的加筋作用。高分解度泥炭土中为数不多的残余纤维是否也有加筋作用目前尚不明确,但直剪试验可以基本消除水平分布的残余纤维加筋作用目前是一个共识,这也是本文采取直剪试验作为主要研究手段的原因。利用多种剪切方法分析高分解度泥炭土的加筋作用及机理是笔者今后拟开展的工作。

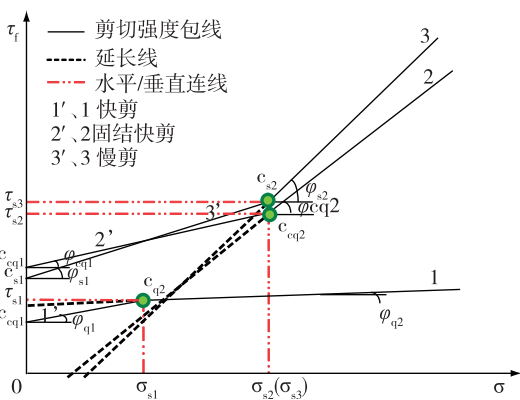


图 3 高分解度泥炭土剪切强度包线
Fig. 3 Shear strength envelopes of peaty soil with high degree of decomposition

4 机理分析与探讨

4.1 泥炭土固结变形特性分析

慢剪和固结快剪过程中,试样都经历了一定时长的固结过程,通过测量土样变形量以掌握其固结变形特性,有助于分析泥炭土抗剪强度来源和演化机理。图4为不同场地泥炭土在不同法向应力作用下的固结变形量、孔隙比变化规律。

从图4可知,不同场地泥炭土固结过程中固结变形量 S 随着法向应力 σ 的增大而增大,当 $\sigma = 200$ kPa时, S 分别高达7.6 mm、3.6 mm和3.4 mm;当 $\sigma = 300$ kPa时, S 更是达到了8.2 mm、5.0 mm和5.2 mm。此外,孔隙比 e 均随 σ 的增大而减小;当 $\sigma = 200$ kPa时,从初始孔隙比4.1、2.8和2.7分别降至2.18、2.14和2.05。值得注意的是,不同场地泥炭土孔隙比 e 之间的差异随着 σ 的增大而减小,在 $\sigma \geq 200$ kPa后基本相近。

采用Taylor提出的时间平方根法计算得到泥炭土固结系数 C_v ,分析不同法向应力作用下泥炭土固结系数 C_v 与固结结束(剪切开始前)时土的孔隙比 e 的关系,如图5所示。

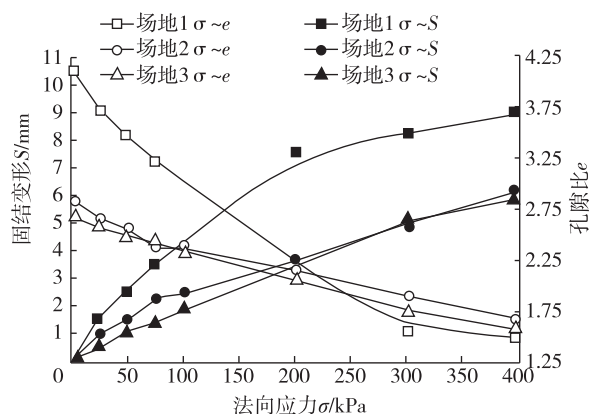


图4 泥炭土法向应力与固结变形量、孔隙比关系

Fig. 4 Relationships between normal stress, axial strain, and void ratio of peaty soil

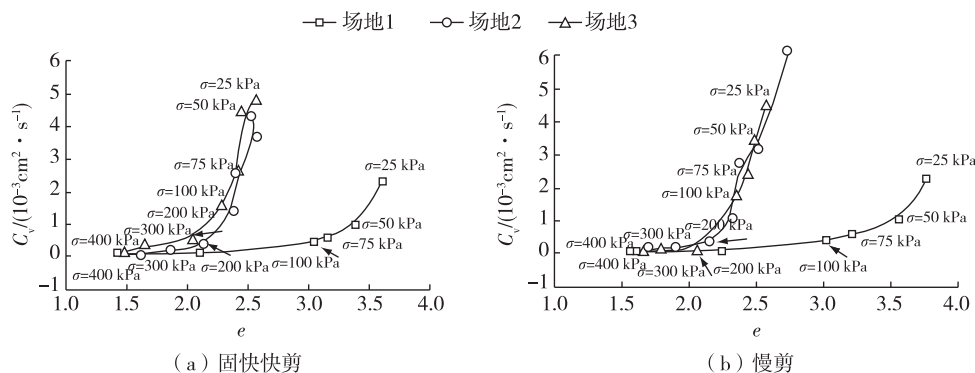


图5 泥炭土不同固结压力下 $C_v \sim e$ 关系曲线

Fig. 5 Consolidation coefficient-void ratio curves of peaty soil under different consolidation pressures

从图5中可知,当 σ 从25 kPa增至200 kPa(100 kPa)左右时, C_v 下降幅度大,在 σ 超过200 kPa(100 kPa)后, C_v 降幅小并逐步趋稳。 C_v 的大小是土体固结排水能力的体现,这表明 σ 从25 kPa增至200 kPa(100 kPa)时作为主要排水通道的孔隙逐渐被压密。

4.2 泥炭土压缩-剪切微结构模型

分解过程使土中残余纤维转变为腐殖质,因此,高分解度泥炭土的有机质主要为腐殖质,残余纤维含量较低。土壤中的腐殖质通常以游离态和结合态的形式存在;游离态的腐殖质很少,绝大多数是结合态腐殖质,即与土壤无机组分,尤其是黏粒矿物和阳离子紧密结合以有机-无机复合体的方式存在;通常52%~98%的土壤有机质集中在黏粒部分;腐殖质由于具有巨大的比表面积和亲水基团,使得腐殖质-黏粒团聚体具有松软、多孔、絮状的特性^[30]。因此,高分解度泥炭土主要由砂粒、粉粒、腐殖质-黏粒团聚体及碳化植物纤维残体构成^[8,31-32],其中孔隙主要为架空的大孔隙,微团聚体、团聚体、有机质内的微孔隙和植物体中的孔隙^[24]。比普通软土的物质成分更加复杂,微观结构方面亦有很大差别。

根据物质组成、孔隙类型和分布特点,在Wong等^[1]基础上,笔者建立了高分解度泥炭土微结构模型^[33](图6)对其压缩-剪切特性进行分析。需要说明的是,如上文所述,游离态的腐殖质胶体并不多见,且多数属于不定形的,大小不一,结构不稳定,图中有机质胶体仅为示意。

初始状态时,土中富含孔隙,包括架空大孔隙1和微孔隙2;土颗粒(主要为粉粒及砂粒)之间散布了大

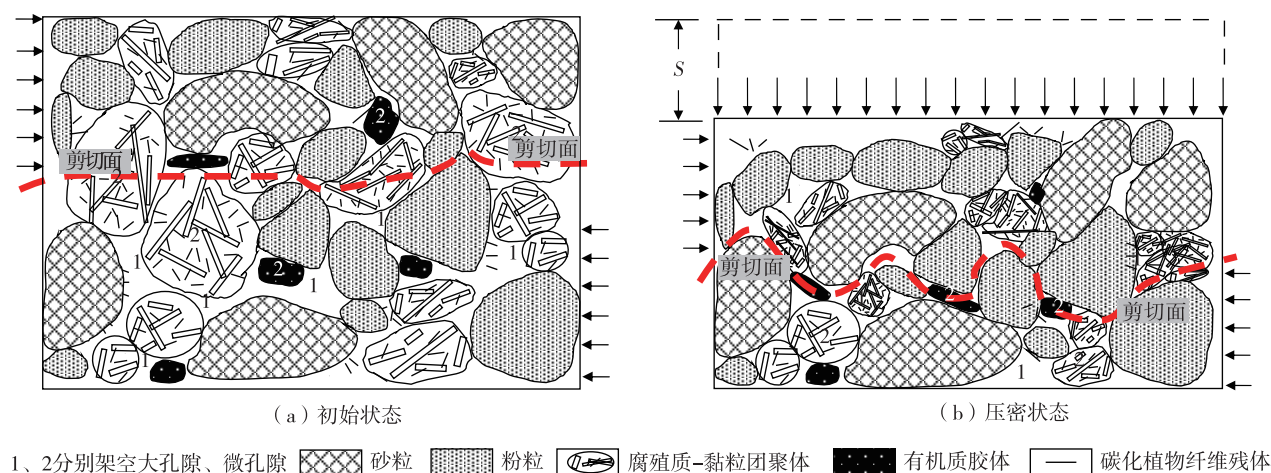


图6 高分解度泥炭土压缩-剪切微结构模型

Fig. 6 Compression-direct shear microstructural models of peaty soil with high degree of decomposition

量的团聚体、有机质胶体及碳化植物纤维残体,未真正构成土骨架并起到承担外部荷载作用,架空大孔隙是主要的排水通道,如图6(a)所示。当法向应力 σ 达到200 kPa(或100 kPa),宏观上此时土体压缩变形显著(图4)。土中架空大孔隙已经大部分被压密,原先散布的未起到土骨架作用的土颗粒逐步压缩靠近形成土骨架,如图6(b)所示。此时,泥炭土处于相对密实状态,外部荷载主要由大颗粒骨架承担,其中的微小孔隙及残余粒间大孔隙成为主要的排水通道。即不断增大的法向压力作用下,泥炭土经历了从多孔隙状态到相对密实状态的转变。相应地,其直剪特性也会发生改变:

a.当泥炭土处在多孔隙状态时,剪切面主要穿过土团聚体、架空大孔隙及少量大颗粒间的接触面,如图6(a)所示。当无法向应力时,泥炭土依靠团聚体中黏粒间各种物理化学作用力和有机物质胶结作用^[5]抵抗剪切,即黏聚强度为主要抗剪强度来源;随着法向应力增大,架空大孔隙中发生固结排水,土团聚体相互靠近,导致黏聚强度增大。另一方面,土团聚体中微孔隙也逐步排水,黏粒团聚体逐步压密;同时,还存在少量大颗粒(主要为粉粒及砂粒)压力接触,使得颗粒之间产生一定的滑动摩擦。

b.当泥炭土处在相对密实状态时,土颗粒相互靠近接触形成土骨架,剪切面主要沿着相互咬合接触的大颗粒间、土团聚体与大颗粒接触面发展,局部切过土团聚体内部,如图6(b)所示。此时,抗剪强度除了黏聚强度以外,大土颗粒间摩擦强度也占了很大一部分。

泥炭土强度包线前后段直线斜率的不同,表明土的内摩擦角大小发生变化。固结快剪和慢剪时,随着 σ 的增大,剪切面上剪过的土粒从黏粒为主变为粉粒、砂粒为主;粒径增大,必然导致土的内摩擦角增大。这就是泥炭土前段内摩擦角平均值 $\phi_{cq1平} = 12.9^\circ$,而后段内摩擦角平均值增大到 $\phi_{cq2平} = 26^\circ$ 的原因。快剪时,通过快速加载使泥炭土不发生排水固结。但由于仪器本身无法做到完全不排水,再加上加载初期泥炭土富含联通性较好的架空大孔隙,短时间内仍有孔隙水排出,使得土中部分架空大孔隙压密,剪切面切过的土团聚体及土颗粒接触面增多,这导致 σ 在25~100 kPa阶段泥炭土抗剪强度有增大趋势。但这一排水过程有很大的随机性,故该阶段泥炭土的抗剪强度离散性很大,如图2(e)所示。在 σ 为25~100 kPa阶段,剪切面上的土颗粒接触面较少,但由于排水作用,接触的土粒之间有一定的有效应力,导致了摩擦强度存在,这就是前段直线有一定斜率($\phi_{q1平} = 5.7^\circ$)的原因。但由于孔隙水压力来不及完全消散,使得快剪法所得前段内摩擦角($\phi_{q1平} = 5.7^\circ$)小于固结快剪法内摩擦角($\phi_{cq1平} = 12.9^\circ$),黏聚力 $c_{q1平} = 9.4$ kPa 小于 $c_{cq1平} = 14.4$ kPa。在 $\sigma > 100$ kPa后,泥炭土中架空大孔隙基本被压密,瞬间排水能力下降,土中超静孔隙水压力无法消散。根据有效应力原理,即便此时土颗粒(主要为粉粒及砂粒)已经压密至相互接触,接触面上的有效应力仍然很小,也即摩擦强度较小,这就是快剪时后段直线斜率极小($\phi_{q2平} = 1.2^\circ$)的原因。

4.3 关于抗剪强度包线转折点对应法向应力 σ_s 的讨论

据前文分析,泥炭土经历了从多孔隙状态到相对密实状态的转变,使得抗剪强度包线出现转折点,因此 σ_{s1} 和 σ_{s2} 均可视为土体被压密的临界强度。 σ_{s1} 可视为联通架空大孔隙被基本压密的临界强度, σ_{s2} 可认为是压密至土中形成土颗粒骨架的临界强度。从图4、图5中分别可知,固结压力为 σ_{s2} 时,3个场地不同泥炭质

土样的孔隙比接近,平均值 $e_{\text{平}} \approx 2.2$; σ_{s1} 时的固结系数接近,平均值 $C_{v\text{平}} \approx 3.4 \times 10^{-4} \text{ cm}^2/\text{s}$ 。本次试验所得快剪法 $\tau_f \sim \sigma$ 关系转折点对应的法向应力 σ_{s1} 约等于 100 kPa; 固结快剪、慢剪的 $\sigma_{s2} (= \sigma_{s3})$ 约等于 200 kPa。Kovalenko 等^[20] 试验得出的 σ_s 为 50 kPa 左右,这可能和其土样高孔隙率($e_0 = 11.9 \sim 16$)、高含水率($\omega_0 = 730\% \sim 1000\%$)的特性有关。笔者认为泥炭土压密临界强度可能和土的泥炭土的成因、应力历史、矿物成分、颗粒级配以及有机质含量、成分、分解度等因素有关,需做深入研究。

5 结 论

a. 固结快剪和慢剪时,当 σ 较小,泥炭土剪切变形以塑性变形为主;随着法向应力 σ 的增大,剪切变形以弹塑性变形为主。对于快剪试验,均表现出以塑性变形为主的特点。

b. 泥炭土固结快剪、慢剪试验 $\tau_f \sim \sigma$ 关系曲线形式上相近,均表现为 τ_f 随着 σ 的增大而增大,但这种增大并非是线性的;快剪试验 $\tau_f \sim \sigma$ 关系曲线表现出 τ_f 先增大后趋稳的特点。相同法向应力 σ 时,慢剪试验所得泥炭土抗剪强度 τ_f 略高于固结快剪抗剪强度;快剪所得 τ_f 最小;随着 σ 的增大,固结快剪、慢剪所得 τ_f 与快剪试验的 τ_f 差值越大。

c. 泥炭土的抗剪强度包线为两段相交的折线。试验所得快剪法 $\tau_f \sim \sigma$ 关系转折点对应的法向应力 σ_{s1} 约等于 100 kPa; 固结快剪、慢剪的 $\sigma_{s2} (= \sigma_{s3})$ 约等于 200 kPa。

d. 孔隙比 e 随 σ 的增大而减小,3 个场地泥炭土孔隙比 e 之间的差异随着 σ 的增大而减小,在 $\sigma \geq 200 \text{ kPa}$ 后达到基本接近。固结系数 C_v 随 σ 增大而下降,当 σ 从 25 kPa 增至 200 kPa(100 kPa)左右时, C_v 下降幅度大;在 σ 超过 200 kPa(100 kPa)后, C_v 降幅小并逐步趋稳。

e. 机理分析表明,不断增大的法向应力作用下,泥炭土经历了从多孔隙状态到相对密实状态的转变,导致其抗剪强度及抗剪强度参数也相应地发生改变。

致谢:本文取样工作得到了建研地基基础工程有限责任公司云南分公司王明山高工、昆明市建筑设计研究院有限责任公司何喜总工和大理市设计院的大力支持,在此深表感谢!

参考文献:

- [1] WONG L S, HASHIM R, ALI F H. A review on hydraulic conductivity and compressibility of peat [J]. Journal of Applied Sciences, 2009, 9(18): 3207-3218.
- [2] HOBBS N B. Mire morphology and the properties and behaviour of some British and foreign peats [J]. Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology, 1986, 19(1): 7-80.
- [3] YAMAGUCHI H, OHIRA Y, KOGURE K, et al. Undrained shear characteristics of normally consolidated peat under triaxial compression and extension conditions [J]. Soils and Foundations, 1985, 25(3): 1-18.
- [4] ZWANENBURG C. The influence of anisotropy on the consolidation behavior of peat [M]. TU Delft; Delft University of Technology, 2005.
- [5] 刘飞, 仵磊, 吕岩, 等. 分解度对草炭土结构特征及强度的影响试验[J]. 吉林大学学报(地球科学版), 2010, 40(6): 1395-1401. (LIU Fei, NAI Lei, LYU Yan, et al. Experiment of influence of decomposition degree on structure characteristics and strength of Turfy soil [J]. Journal of Jilin University(Earth Science Edition), 2010, 40(6): 1395-1401. (in Chinese))
- [6] 吕岩. 吉林省东部地区沼泽草炭土的结构特性及模型研究[D]. 长春: 吉林大学, 2012.
- [7] PRICE J S, CAGAMPAN J, KELLNER E. Assessment of peat compressibility: is there an easy way? [J]. Hydrological Processes, 2005, 19: 3469-3475.
- [8] MESRI G, STARK T D. Secondary compression of peat with or without surcharging [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1997, 123(5): 411-421.
- [9] SANTAGATA M, BOBET A, JOHNSTON C T, et al. One-dimensional compression behavior of a soil with high organic matter content [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2008, 134(1): 1-13.
- [10] ANDERSLAND O B, KHATTAK A S, AL-KHAFAJI A W N. Effect of organic material on soil shear strength [J]. Laboratory Shear Strength of Soil, ASTM STP, 1981, 740: 226-242.
- [11] O' KELLY B C. Compression and consolidation anisotropy of some soft soils [J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2006, 24(6): 1715-1728.
- [12] HENDRY M T, SHARMA J S, MARTIN C D, et al. Effect of fibre content and structure on anisotropic elastic stiffness and shear

- strength of peat[J].Canadian Geotechnical Journal, 2012, 49(4): 403-415.
- [13] CHOO H, BATE B, BURNS S E. Effects of organic matter on stiffness of overconsolidated state and anisotropy of engineered organoclays at small strain [J].Engineering Geology, 2015, 184: 19-28.
- [14] HUAT B B K, KAZEMIAN S, PRASAD A, et al. State of an art review of peat: general perspective [J].International Journal of the Physical Sciences, 2011, 6(8): 1988-1996.
- [15] 蔡建,蔡继峰.土的抗剪真强度探索[J].岩土工程学报, 2011, 33(6): 934-939. (CAI Jian, CAI Jifeng. True shear strength of soil [J].Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(6): 934-939. (in Chinese))
- [16] American Society for Testing and Materials. ASTM D2974-14 Standard test methods for moisture, ash, and organic matter of peat and other organic soils[S].West Conshohocken, PA, USA: American Society for Testing and Materials, 2000.
- [17] American Society for Testing and Materials. ASTM D1997-91(2008) Standard Test Method for Laboratory Determination of the Fiber Content of Peat Samples by Dry Mass [S]. West Conshohocken, PA, USA: American Society for Testing and Materials, 1997.
- [18] BOOK A A. Standard classification of peat samples by laboratory testing (D4427-84) [J].ASTM, Section, 1985, 4: 883-884.
- [19] 交通部公路科学研究所. JTG E40—2007 公路土工试验规程 [S].北京:人民交通出版社,2007.
- [20] KOVALENKO N P, ANISIMOV N N. Investigation of the shear strength of peats [J].Soil Mechanics and Foundation Engineering, 1977, 14(1): 36-37.
- [21] 蔡建. 原状土的抗剪强度研究[J].岩土力学,2012,33(7): 1965-1971. (CAI Jian. Study of shear strength for intact soil [J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(7): 1965-1971. (in Chinese))
- [22] 黄芳. 自重应力状态下超固结条件下直剪试验结果探讨[J].地下水,2012,34(4): 176-186. (HUANG Fang. Discussion on the results of direct shear test under the condition of super consolidation under the condition of self weight stress [J]. Groundwater,2012, 34(4): 176-186. (in Chinese))
- [23] 盛志强,滕延京. 考虑应力历史的饱和土抗剪强度测试方法探讨[J].岩土力学,2014,35(增刊2): 108-113. (SHENG Zhiqiang, TENG Yanjing. Study of test methods of saturated soil shear strength considering effects of stress history [J].Rock and soil Mechanics, 2014, 35(Sup2): 108-113. (in Chinese))
- [24] 蒋忠信. 滇池泥炭土[M].成都:西南交通大学出版社,1994.
- [25] 刘江涛,杨正东,孙飞达,等. 昆明湖相沉积软土区基坑土体抗剪强度分析研究[J].岩土工程学报,2014,36(增刊2): 125-129. (LIU Jiangtao, YANG Zhengdong, SUN Feida, et al. Shear strength of lacustrine deposits in soil area of Kunming [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(Sup2): 125-129. (in Chinese))
- [26] LONG M. Review of peat strength, peat characterization and constitutive modelling of peat with reference to landsides[R]. Studia Geotechnica et Mechanica, 2005, 27(3/4): 67-90.
- [27] MESRI G, AJLOUNI M. Engineering properties of fibrous peats [J].Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2007, 133(7): 850-866.
- [28] FARRELL E R, HEBIB S. The determination of the geotechnical parameters of organic soils [C]//Anon. Proceedings of International Symposium on problematic soils, IS-TOHOKU. 1998, 98: 33-36.
- [29] HEBIB S. Experimental investigation on the stabilisation of Irish peat [D].Berlin:Trinity College Dublin, 2001.
- [30] 黄昌勇.土壤学[M].北京:中国农业出版社,2000.
- [31] BADV K, SAYADIAN T. An investigation into the geotechnical characteristics of Urmia peat [J]. Transaction of Civil Engineering, 2012, 36(C2): 167-180.
- [32] DHOWIAN A W, EDIL T B. Consolidation behavior of peats [J].ASTM Geotechnical Testing Journal, 1980, 3(3), 105-114.
- [33] 桂跃,余志华,曹净,等. 高原湖相泥炭质土次固结特性及机理分析[J].岩土工程学报,2015,37(8): 1390-1398. (GUI Yue, YU Zhihua, CAO Jing, et al. Study on secondary consolidation properties and mechanism of the plateau lacustrine peaty soil [J].Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015,37(8): 1390-1398. (in Chinese))