

重塑非饱和黄土的变形、强度、屈服 和水量变化特性^{*}

Deformation, strength, yield and moisture change of a remolded unsaturated loess

陈正汉

(后勤工程学院, 重庆, 400041)

文 摘 共做了 3 种应力路径的三轴试验, 即: 控制吸力的各向同性压缩试验、控制净平均应力的三轴收缩试验和同时控制吸力与净室压力的三轴排水剪切试验。研究结果表明: 应力路径对土的变形和水量变化有较大影响; 土-水特征曲线依赖于净平均应力; 与净法向应力相关的摩擦角在各种吸力下近似等于饱和土的有效摩擦角; 剪切强度与吸力的关系是非线性的; 三轴剪切条件下的水量变化指标接近常数; 屈服净平均应力和屈服偏应力随吸力增大; 在净平均应力不变的条件下屈服吸力是一常数但不一定等于土样在历史上曾受过的最大吸力。根据试验资料, 提出了一个新的吸力增加屈服条件, 并建议了一个确定三轴剪切条件下的屈服应力的新方法。

关键词 非饱和黄土, 吸力, 应力路径, 强度, 变形, 屈服, 水量变化。

中图法分类号 TU 443

作者简介 陈正汉, 男, 1947 年生, 1991 年西安理工大学获工学博士学位。现任解放军后勤工程学院教授、博士生导师, 主要从事非饱和土、湿陷性黄土和膨胀土的研究。

Chen Zhenghan

(Logistical Engineering University, Chongqing, 400041)

Abstract This paper studies the deformation, strength, yield and moisture change of a remolded unsaturated loess. Three types of stress path tests using a modified triaxial apparatus were conducted, i. e., an isotropic compression test with controlled suction, a triaxial shrinkage test with controlled net mean stress and a triaxial drained shear test with controlled suction and net cell pressure. The results show that stress paths have significant effect on the deformation and moisture change of unsaturated soil, the soil-water characteristics curve is dependent on net mean stress, the shear strength versus suction relationship is non-linear, the parameter for water content change under triaxial shear condition is approximately a constant, the net mean yield stress and deviatoric yield stress increase with suction, and the yield suction is not necessary equal to the maximum suction experienced by the soil specimen under constant net mean stress. Based on the test data, a modified yield criterion associated with suction increase is proposed. In addition, a new method to identify the yield stress under triaxial shear condition is suggested.

Key words unsaturated loess, suction, stress path, strength, deformation, yield, moisture change.

1 引 言

非饱和土的变形、强度、屈服和水量变化特性是非饱和土本构关系的重要内容, 也是近年来的研究热点^[1,2]。现有研究主要依据侧限压缩试验、直剪试验和三轴剪切试验的资料, 侧重于土在外荷作用下的变形与强度, 对于土中水量的变化和由于吸力改变引起的变形的研究尚不多见。近年提出的非饱和土的弹塑性模型包含着较多的假设和若干新概念, 缺乏有关的实验验证资料。因此, 借助各种应力路径的三轴试验系统地探讨非饱和土的变形特性、强度特性、屈服特性和水量变化特性就是本文的任务。

2 研究方法

2.1 符号

描述非饱和土的应力状态一般需要 3 个应力张量, 在不计土粒压缩性影响时则可采用 2 个应力状态变量^[1,3]。即, 净总应力张量 $(\sigma_{ij} - u_a\delta_{ij})$ 和吸力张量 $(u_a - u_w)\delta_{ij}$ 。其中 σ_{ij} , u_a 和 u_w 分别是总应力张量、孔隙气压力和孔隙水压力, δ_{ij} 是 kronecker 记号。为叙述方便, 本文采用以下符号描述三轴应力状态:

$$p = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} - u_a \quad (1)$$

$$q = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (2)$$

$$s = u_a - u_w \quad (3)$$

式中 p, q, s 分别称为净平均应力、偏应力和吸力; σ_1, σ_2 和 σ_3 是 3 个主应力。本文用 ϵ_v, ϵ_s 和 ϵ_w 分别表示土样的体应变、偏应变和土中水相体变, 它们由以下 3 式定义:

$$\epsilon_v = \frac{\Delta V}{V_0} = \epsilon_1 + 2\epsilon_3 \quad (4)$$

$$\epsilon_s = \frac{2}{3}(\epsilon_1 - \epsilon_3) \quad (5)$$

$$\epsilon_w = \frac{\Delta V_w}{V_0} \quad (6)$$

式中 $\Delta V, \Delta V_w$ 和 V_0 分别表示土样的体积改变量、水相体积改变量和土样的初始体积; ϵ_1 和 ϵ_3 分别是主应变和大主应变和小主应变; ϵ_v 和 ϵ_w 分别通过以下两式与土的比容 $v (= 1 + e, e$ 是孔隙比) 和含水量 w 相联系, 即

$$v = (1 + e_0)(1 - \epsilon_v) = v_0(1 - \epsilon_v) \quad (7)$$

$$w = w_0 - \frac{1 + e_0}{G} \epsilon_w \quad (8)$$

式中 e_0, w_0 和 G 分别是土样的初始孔隙比、初始含水量和土粒比重。

2.2 试验设备与土样

试验设备采用笔者改装的三轴仪, 其构造已在文献[4]中介绍。为达到研究目标和提高试验精度, 又做了以下几点改进: ①陶土板的进气值是 1500kPa, 从而可以利用轴平移技术对土样施加较高的吸力。②从试样顶帽对土样施加控制气压力, 试样外包裹两层橡皮膜以减少气体的渗漏。③采用双层压力室, 试样体变仍采用带百分表的注射器量测。注射器活塞的 0.01mm 位移改变量相应于 0.006cm³ 的土样体积变化。④用内径 4mm 的尼龙管量测排水体积, 尼龙管附在一根固定在三轴仪立柱上的钢尺前面。钢尺的最小刻度是 mm, 可以估读到 0.5mm。排水管中水位发生 0.5mm 的变化相应于 0.006cm³ 的水体积改变。

试验用土取自山西汾阳机场探井中的 Q₃ 黄土, 重塑制样。根据设计的试样干密度算出一个土样所需的湿土, 再分成 5 等份。用专门的加载设备把土料在试样模中分 5 层压实, 每层高度用套在试样模活塞上的钢环控制。试样的直径和高度分别是 3.91cm 和 8cm。土样的初始含水量、初始干密度和初始吸力分别是 17.15%, 1.70g/cm³ 和 20kPa, 相应的初始孔隙比为 0.6, 初始饱和度为 77.75%, 土粒比重为 2.72。

2.3 试验方案

共做了 3 种应力路径、22 个三轴排水试验: ①4 个吸力等于常数、净平均应力增大的各向同性压缩试验。

控制吸力分别为 0, 50, 100 和 200kPa, 净平均应力分级施加, 试验终止时的净平均应力依次为 500, 450, 400 和 300kPa。其中吸力等于零的试验就是饱和土的各向同性固结试验。②4 个净平均应力等于常数, 吸力增大的三轴收缩试验。这种试验在国内外尚属首次。控制净平均应力为 5, 50, 100 和 200kPa, 吸力分级施加, 试验终止时的吸力依次为 500, 450, 400 和 100kPa。净平均应力等于 5kPa 的试验近似于常规收缩试验(净平均应力等于零)。净平均应力等于 200kPa 的试验在试验过程中发现排水系统渗漏, 因而在下文的分析中只用该试验的变形资料。③净室压力($\sigma_3 - u_a$)和吸力 s 都控制为常数的三轴排水剪切试验。净室压力分别控制为 100, 200 和 300kPa, 吸力分别控制为 0, 50, 100, 200 和 300kPa。在排水试验中, 孔隙水压力等于零, 因而试验时只需控制总室压力 σ_3 和气压力 u_a 为常数即可。受管道系统承压能力的限制, 净室压力和吸力都等于 300kPa 的三轴排水剪切试验没有做。这样, 共做了 14 个三轴排水剪切试验。

2.4 加荷速率与排水量校正

由于非饱和土的渗透性很小, 为了使试样内的吸力在加荷过程中尽可能保持不变并取得各级荷载下试样变形与排水量的稳定值, 加荷速率必须相当小。对控制吸力的各向同性压缩试验和控制净平均应力的三轴收缩试验, 采用的稳定标准为: 在两小时内, 试样的体变和排水量分别小于 0.006cm³ 和 0.012cm³。完成一个试验约需 14~30d 不等, 其历时长短取决于试验最终达到的净平均应力或吸力的高低。对于三轴排水剪切试验, 固结历时 3d; 参照已有经验^[1], 剪切速率选用 0.0022mm/min, 剪切至轴应变达 15% 约需 4d。

试验结束时, 试样被切成 3 段, 分别量测各段的含水量, 发现 3 者的含水量彼此很接近。由试样的初始含水量和最终含水量之差, 可以算出试样的实际排水量, 并据此把试验过程中所量测的排水量按历时校正。表 1 给出的部分试验结果表明, 排水量的量测值与校正值之间的差别不大。尽管如此, 在下文的分析中排水量采用校正值。

3 控制吸力的各向同性压缩试验和控制净平均应力的三轴收缩试验

3.1 应力路径对体变和排水的影响

在 $p-s$ 平面上, 控制吸力的各向同性压缩试验与控制净平均应力的三轴收缩试验有 8 个交点。这 8 个交点的应力状态(p, s)相同, 但土的体变和排水量不同(表 2)。三轴收缩试验的体变和排水量比均压试验

表 1 试样排水量的量测值与校正值的比较

Table 1 Amount of water drained from the test specimens

试 验 条 件 描 述		历 时 (d)	量测值 (cm ³)	校正值 (cm ³)	差 值 (cm ³)	相对误差 (%)
控制吸力的各向同性压缩试验	$s = 50\text{kPa}$	17	3.28	3.48	0.20	5.75
	$s = 100\text{kPa}$	17	4.29	4.47	0.18	4.03
	$s = 200\text{kPa}$	14	5.98	6.18	0.20	3.24
控制净平均应力的三轴收缩试验	$p = 5\text{kPa}$	33	9.83	9.11	0.72	7.90
	$p = 50\text{kPa}$	24	9.97	9.79	0.18	1.84

表 2 应力路径交点处的土样体变和水相体积变化

Table 2 Volumetric strain and change of water volume at intersection points of stress paths

交点应力状态	$p(\text{kPa})$	50	100	200	50	100	200	50	100
	$s(\text{kPa})$	50	50	50	100	100	100	200	200
$\epsilon_v(\%)$	均压试验	1.27	1.75	2.35	1.44	1.80	2.46	1.73	2.11
	收缩试验	1.63	2.53	3.02	2.26	3.28	3.63	3.03	4.10
$\epsilon_w(\%)$	均压试验	1.77	2.09	2.59	3.11	3.58	3.90	4.71	5.03
	收缩试验	2.19	2.82	—	4.17	5.00	—	6.59	7.90

的体变和排水量分别高大约 35% 和 27%，反映应力路径对非饱和土的体变和排水有显著的影响。因此，文献[1]中关于状态面 $e-p-s$ 或状态面 $w-p-s$ 具有唯一性的提法只在某种近似程度条件下成立，并不具普遍性。

3.2 各向同性加载屈服

图 1 是控制吸力的各向同性压缩试验的 $v-\log p$ 关系。同一土样的试验点近似位于两相交的直线段上，两直线段的交点可作为屈服点，屈服点的净平均应力就是屈服应力，以 $p_0(s)$ 表示。从图 1 确定的屈服应力列于表 3，可以看出吸力越高，屈服应力越大。把屈服点绘在 $p-s$ 平面上，并通过这些屈服点画一条曲线 LC(图 2)。在 LC 曲线以左的应力点，当净平均应力增大或吸力减小(湿化)而达到 LC 曲线时，将发生屈服，故 LC 曲线称为加载-湿陷屈服线^[5]。LC 曲线与 p 轴的交点就是饱和土的屈服应力，也是 LC 曲线的下限。因而饱和土的弹塑性模型可以看成是非饱和土的弹塑性模型在吸力等于零时的特例和边界条件。

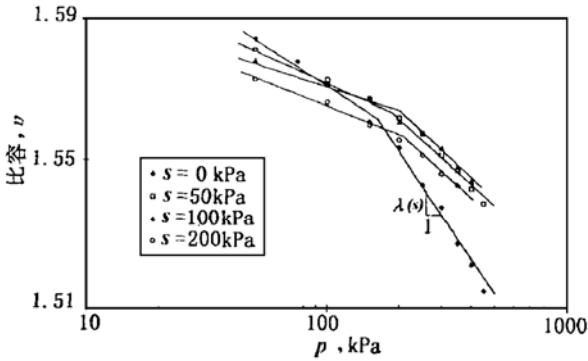


图 1 控制吸力的各向同性压缩试验的 $v-\log p$ 关系
Fig. 1 Specific volume changes for the isotropic compression tests

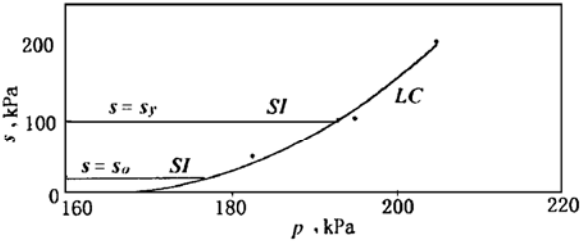


图 2 加载湿陷屈服线(LC)和吸力增加屈服(SI)
Fig.2 Yield loci for the compacted loess in the $p-s$ plane: LC and SI
3.3 吸力增加屈服

不仅荷载增大能使土屈服，而且吸力增加也能使土屈服。因此，描述非饱和土的体变屈服性状，在 $p-s$ 平面上需要两条屈服线^[5]，一条是前述的 LC 曲线，另一条是图 2 中的 SI 曲线，这两条曲线与坐标轴包围的区域是弹性区。SI 曲线称为吸力增加屈服线，位于弹性区的应力点在吸力增加达到 SI 曲线时土就屈服

表 3 与控制吸力的各向同性压缩试验相关的土性参数值
Table 3 Values of soil parameters related to the isotropic compression tests

吸力 (kPa)	屈服应力(kPa)			压缩性 指标 $\lambda(s)$	水相体变指标 ($\times 10^{-5}/\text{kPa}$) $\lambda_w(s)$	$\beta(s)$
	(1)①	(2)②	平均值			
0	170	165	167.5	0.1099	10.65	6.51
50	185	180	182.5	0.0658	4.52	2.81
100	190	200	195	0.0615	4.55	2.58
200	200	210	205	0.0507	6.40	3.89

① 用 $\epsilon_v-\log p$ 确定。② 用 $v-\log p$ 确定

了。Alonso 等人^[5]提出的吸力增加屈服条件是

$$s = s_0 = \text{const} \quad (9)$$

式中 s_0 是土在历史上曾经遭受过的最大吸力。此屈服条件自 1990 年提出以来尚未验证过。

控制净平均应力的三轴收缩试验的 $\epsilon_v - \log s$ 关系示于图 3。与图 1 相似,同一试样的试验点近似位于两相交的直线段上。由交点确定的相应于净平均应力等于 5, 50 和 100kPa 的屈服吸力大约都是 100kPa,而试样曾受过的最大吸力是 20kPa(即初始吸力)。这表明(9)式表达的屈服条件对本文所研究的重塑非饱和黄土并不适用。

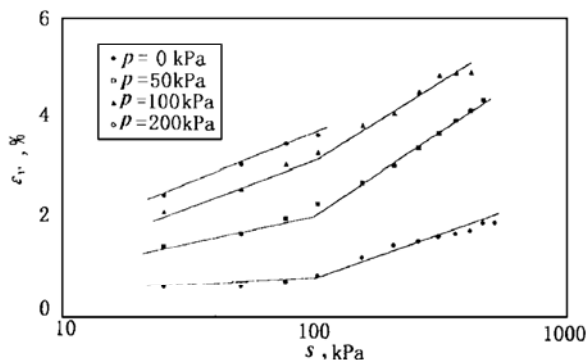


图 3 控制净平均应力的三轴收缩试验的 $\epsilon_v - \log s$ 关系

Fig. 3 The $\epsilon_v - \log s$ relationship for the triaxial shrinkage test with controlled net mean stress

图 3 中相应于净平均应力等于 200kPa 的土样没有发生明显的吸力增加屈服。从表 3 可知,当试样吸力在 200kPa 以内时,屈服净平均应力不超过 200kPa。因此,净平均应力等于 200kPa 的试样已穿过了 LC 曲线而屈服了。

上述事实表明:由于吸力增加引起的屈服不仅取决于土在历史上曾受过的最大吸力,而且还与土的初始密度及净平均应力有关。当土的初始密度较低时,吸力增加时土就会在很低的吸力下屈服,从文献[6]的试验资料中可以找到这种情况的例证。该文作者使数种粘性土在净总应力等于零的条件下从泥浆状态开始脱水,吸力从零开始增加。土的孔隙比在吸力很小时就急剧减小,表明土样发生屈服。屈服吸力不超过 10kPa,与(9)式表达的屈服条件接近。反之,若土的初始密度较高,则土样在干缩时需要较高的吸力才能屈服,本文的土样就是例证。如果土样的初始孔隙比相当小,或如果净总应力大得足以引起 LC 屈服而导致土的压缩性大大减小,则土样就会对随后的吸力加载呈现弹性反应。换言之,土样的 SI 屈服受其 LC 屈服的影响。文献[1],[7]和本文的试验资料支持这些观点。图 4 是文献[7]关于正常固结的 Jossigny 粉土

在各种压力下的干缩试验资料,吸力从零增至 1000kPa。当荷载等于 25 和 50kPa 时,土样发生屈服,屈服吸力均为 50kPa 而不等于其初始吸力(0 kPa)。当荷载等于 200 和 400kPa 时,无明显屈服现象发生。该土样的这些性状与本文的重塑黄土土样相似。

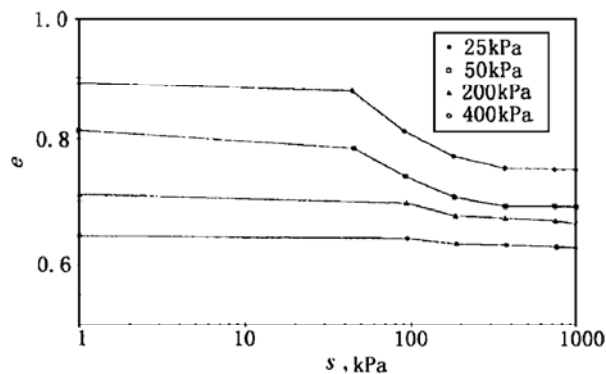


图 4 Jossigny 粉土在各种竖向荷载下的收缩试验之 $e - \log p$ 关系

Fig. 4 The $e - \log s$ relationship of the normally consolidated Jossigny silt from oedometer tests by Vicol(1990) (after Delage, 1996)

综上所述,吸力增加的屈服条件(9)式可被修正为

$$s = s_y = \text{const} \quad (10)$$

式中 s_y 是屈服吸力,可由净总应力等于零的常规收缩试验确定。由于 $s_y \geq s_0$,故新的屈服条件扩大了弹性区的范围(见图 2)。

3.4 体变指标与水量变化指标

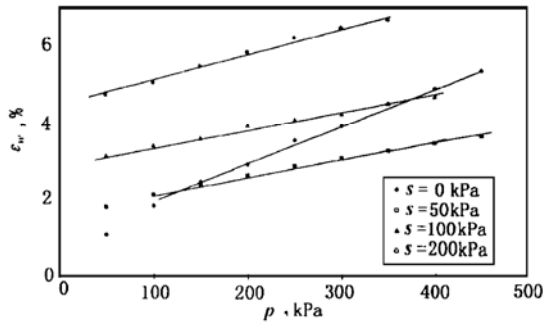
(1)与控制吸力的各向同性压缩试验相关的体变指标和水量变化指标

以符号 $\lambda(s)$ 表示图 1 中屈服后直线段的斜率。指标 $\lambda(s)$ 的数值列于表 3,这些数值是用最小二乘法确定的。从表 3 可知, $\lambda(s)$ 随吸力增大而减小,较大的变化发生在低吸力范围。例如,吸力等于零的饱和土的 $\lambda(0)$ 等于吸力为 50kPa 的非饱和土的同一指标的 1.67 倍。从表 3 还可看出,对吸力不小于 50kPa 的非饱和土而言,吸力对体变指标的影响并不显著。控制吸力的各向同性压缩试验的 $\epsilon_w - p$ 关系和 $w - p$ 关系分别如图 5(a)和 5(b)所示。各种吸力下的 $w - p$ 关系都是线性的, $\epsilon_w - p$ 关系在 p 大于 100kPa 时也接近直线。用符号 $\lambda_w(s)$ 和 $\beta(s)$ 分别表示图 5(a)和 5(b)中直线段的斜率,它们的数值见表 3。 $\lambda_w(s)$ 和 $\beta(s)$ 的联系可由(8)式对 p 微分求出:

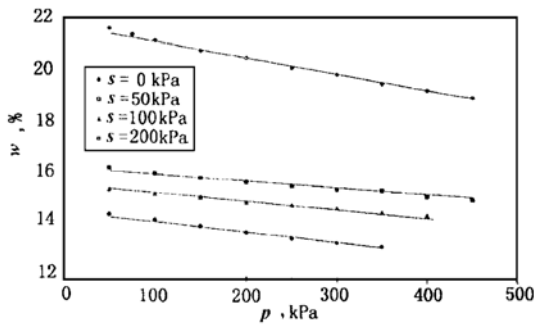
$$\lambda_w(s) = -\frac{G}{1 + e_0} \beta(s) \quad (11)$$

上式右端的负号表示含水量随着排水量增加而减小。(11)式表示,对应于同一吸力的 $\lambda_w(s)$ 与 $\beta(s)$ 的数值之比应等于 1.7。表 3 中的有关数值之比与这个理论值接近。从表 3 还可看出,在低吸力范围(0~50kPa),

水量变化指标的改变较大;而在吸力大于等于 50kPa 时,吸力对水量变化指标的影响不大。三个非饱和土样的水量变化指标 $\lambda_w(s)$ 和 $\beta(s)$ 的平均值分别是 $5.16 \times 10^{-5}/\text{kPa}$ 和 $3.09 \times 10^{-5}/\text{kPa}$ 。



(a) $\epsilon_v - p$ 关系



(b) $w - p$ 关系

图 5 控制吸力的各向同性压缩试验的 $\epsilon_v - p$ 关系和 $w - p$ 关系

Fig.5 ϵ_v versus p and w versus p of the isotropic compression tests controlling suction

(2) 与控制净平均应力的三轴收缩试验相关的体变指标和水量变化指标

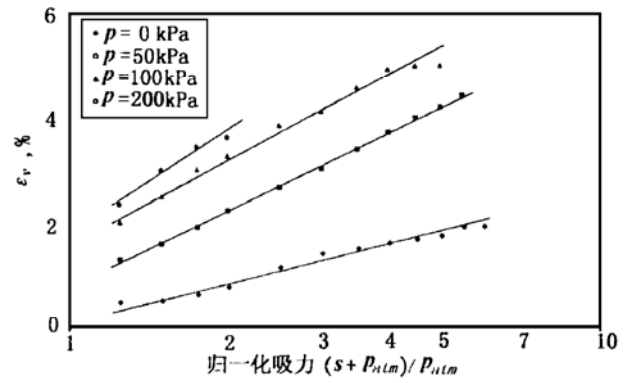
控制净平均应力的三轴收缩试验的 ϵ_v , ϵ_w 和 w

三者与规格化吸力 $\frac{s + p_{atm}}{p_{atm}}$ 之对数间的关系分别示于图 6(a), 6(b), 6(c)。此处, p_{atm} 是大气压。三图所示关系皆为线性的。以符号 $\lambda_\epsilon(p)$, $\lambda_w(p)$ 和 $\beta(p)$ 分别表示图 6(a), 6(b), 6(c) 中直线的坡度, 它们在不同净平均应力下的数值列于表 4。 $\lambda_\epsilon(p)$ 随净平均应力变化, 可用下式描述(图 6(d)):

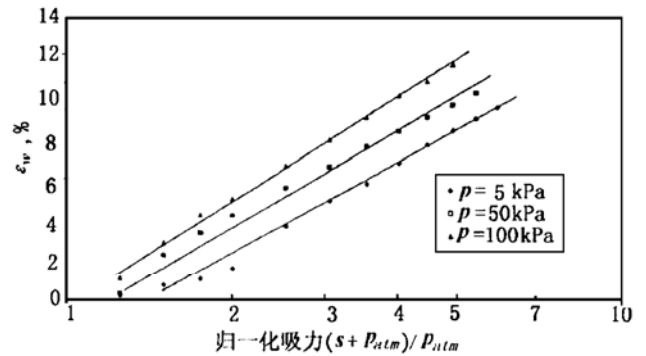
$$\lambda_\epsilon(p) = \lambda_\epsilon^0(p) + m_3 \log\left(\frac{p + p_{atm}}{p_{atm}}\right) \quad (12)$$

式中 $\lambda_\epsilon^0(p)$ 是 $\lambda_\epsilon(p)$ 在 p 等于零时的值, 其几何意义是图 6(d) 中直线的截距; m_3 是直线的斜率。对本文研究的土样, $\lambda_\epsilon^0(p)$ 和 m_3 分别等于 0.0256 和 0.0930。

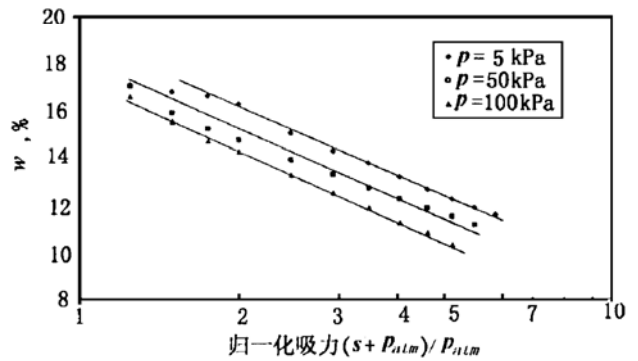
$\beta(p)$ 近似为常数(0.0857)。 $\lambda_w(p)$ 随吸力变化不大, 其平均值为 0.1495。 $\lambda_w(p)$ 与 $\beta(p)$ 之间有类



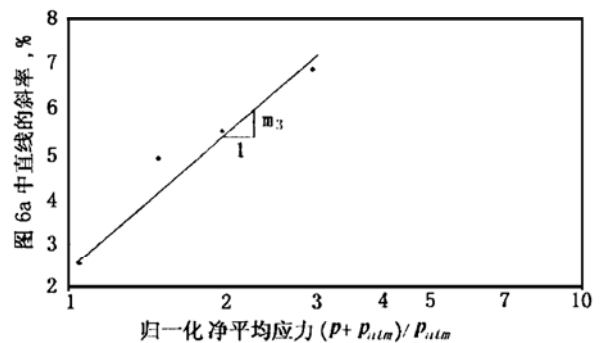
(a) $\epsilon_v - \log \frac{s + p_{atm}}{p_{atm}}$ 关系



(b) $w - \log \frac{s + p_{atm}}{p_{atm}}$ 关系



(c) $w - \log \frac{s + p_{atm}}{p_{atm}}$ 关系



(d) $\lambda_\epsilon(p) - \log \frac{p + p_{atm}}{p_{atm}}$ 关系

图 6 控制净平均应力的三轴收缩试验的关系

Fig.6 Curves of triaxial shrinkage tests controlling net mean stress

似于(11)式的关系:

$$\lambda_w(p) = -\frac{G}{1+e_0}\beta(p) \tag{13}$$

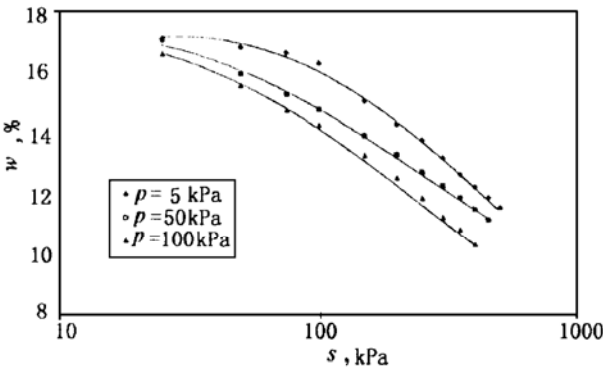
从表 4 可知, $\lambda_w(p)$ 比 $\lambda_e(p)$ 大, 说明三轴收缩试验的排水量大于土的体积减少量。这是因为吸力增加时压力空气进入土样占据了原来由水占据的一部分孔隙体积。

表 4 图 6(a), 6(b), 6(c) 中直线的坡度

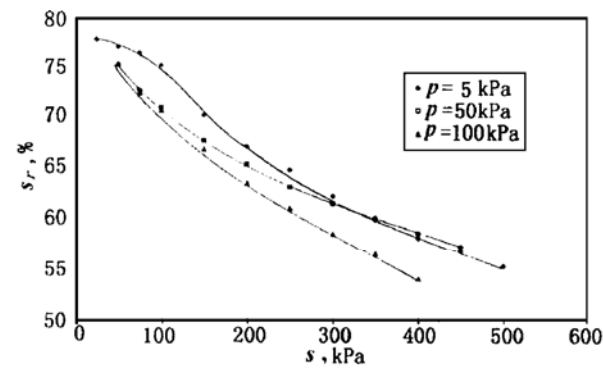
Table 4 Slopes of the lines in Fig. 6(a), 6(b) and 6(c)

p (kPa)	$\lambda_e(p)$ (%)	$\lambda_w(p)$ (%)	$\beta(p)$ (%)
5	2.56	15.08	8.57
50	4.88	13.72	
100	5.45	16.04	
200	6.83		
平均值		14.95	$1.7\beta(p)=14.57$

收缩试验的水量变化通常表达为 $w - \log p$ 和 $s_r - s(s_r$ 是饱和度) 的形式, 称之为土-水特征曲线^[1,4]。图 7(a) 和 7(b) 是控制净平均应力的三轴收缩试验的 $w - \log s$ 关系和 $s_r - s$ 关系, 两图中的净平均应力等于 5kPa 的曲线可近似看成是通常的土-水特征曲线。图 7 表明, 不同的净平均应力对应着不同的土-水特征曲线。当土同时受吸力和净平均应力作用时, 土中水量与吸力之间并不存在单值对应的关系。



(a) $w - \log s$ 关系



(b) $s_r - s$ 关系

图 7 各种净平均应力条件下的土-水特征曲线

Soil - water characteristics curves under various net mean stresses

4 控制吸力和净室压力的三轴排水剪切试验

4.1 强度特性

控制吸力和净室压力的三轴排水剪切试验结果表明: 当吸力逐渐增加时, 土样的破坏型式从塑性破坏过渡到脆性破坏。针对不同的破坏型式选用相应的破坏标准。对塑性破坏, 取轴应变(ϵ_a)等于 15% 时的应力为破坏应力; 对脆性破坏, 取 $q - \epsilon_a$ 曲线上的峰值点对应的应力为破坏应力。14 个三轴排水剪切试验的破坏应力(q_f, p_f)列于表 5, $q_f - p_f$ 关系示于图 8。

表 5 强度参数

吸力 (kPa)	$\sigma_3 - u_a$ (kPa)	q_f (kPa)	p_f (kPa)	$\text{tg}\omega$	φ' ($^{\circ}$)	ξ' (kPa)	c (kPa)
0	100	250	183.3	1.3177	32.7	7.5	3.7
	200	480	360.0				
	300	720	540.0				
50	100	400	233.3	1.2865	32.0	90.5	44.1
	200	644	414.7				
	300	850	583.3				
100	100	472	257.3	1.2681	31.6	118.5	57.6
	200	660	420.0				
	300	910	603.3				
200	100	619	306.3	1.1839	29.6	190.5	92.8
	200	800	466.7				
	300	1010	636.7				
300	100	690	330.0	1.2982	32.3	253.5	123.5
	200	919	506.3				

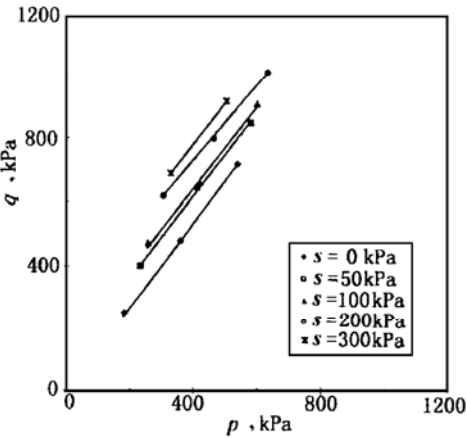


图 8 $p - q$ 平面内的强度包线

Fig. 8 Strength envelope in $p - q$ plane

吸力相同的一组试验点落在一条直线上,可用下式表达:

$$q_f = \xi + p_f \tan \omega \quad (14)$$

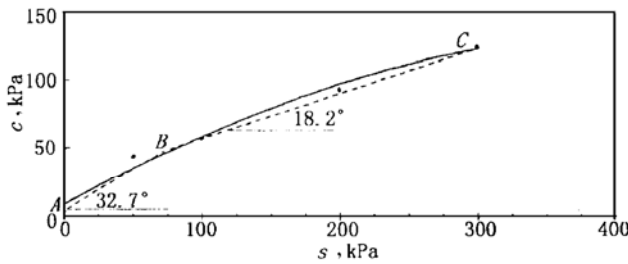
式中 ξ 和 $\tan \omega$ 分别是直线的截距和斜率,用最小二乘法确定。土的有效摩擦角 φ' 从下求得

$$\sin \varphi' = \frac{3 \tan \omega}{6 + \tan \omega} \quad (15)$$

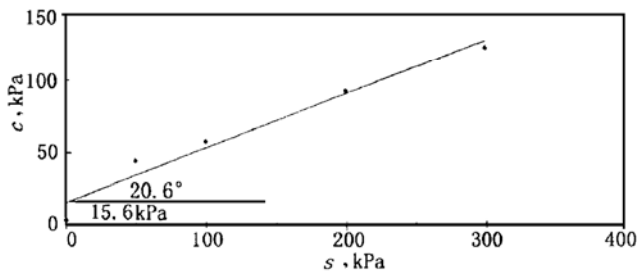
不同吸力对应的 $\tan \omega$ 和 φ' 值列于表 5。在试验的吸力范围内(0~300kPa), φ' 变化不大,且与饱和土的有效内摩擦角相当接近。不同吸力下的内摩擦角之间的差异可认为是由于试验误差和采用了不同的破坏标准所致。因此, φ' 可取为常数,并由饱和土的常规三轴试验测定(对于本文所研究的黄土, φ' 等于 32.7°)。

取 $\tan \omega$ 等于饱和土的相应数值(即, 1.3177), 利用式(14)就可算出不同吸力下的 ξ 校正值, 记为 ξ' 。表 5 中所列的 ξ' 值系同一吸力的三个试样的平均值。土的总凝聚力 c 由下式给出:

$$c = \frac{3 - \sin \varphi'}{6 \cos \varphi'} \xi' \quad (16)$$



(a) 非线性



(b) 线性

图 9 $c-s$ 关系

Fig. 9 Apparent cohesion versus soil suction

图 9(a)表明 $c-s$ 关系是非线性的。有两种简化处理的方法。第一种方法是用直线拟合试验点(图 9(b)),直线的倾角和截距分别是 20.6° 和 15.6kPa 。此法高估了饱和土的有效凝聚力($c' = 3.7\text{kPa}$)。强度的表达式为^[1]

$$\tau_f = c' + (\sigma - u_a)_f \tan \varphi' + (u_a - u_w)_f \tan \varphi^b \quad (17)$$

式中 $(\sigma - u_a)_f$ 是破坏面上的净法向应力; $(u_a - u_w)_f$ 是破坏面上的吸力; τ_f 是土的抗剪强度; φ^b 是图

9(b)中直线的倾角。第二种方法是用两段直线 AB 和 BC 代替图 9a 中的非线性包线 ABC。AB 和 BC 的倾角分别是 $\varphi^b = \varphi' = 32.7^\circ$ 和 $\varphi^b = 18.2^\circ$ 。B 点的吸力 s_b 和强度 τ_b 分别是 75kPa 和 51.8kPa ($= c' + s_b \tan \varphi'$)。BC 段的强度可用参数 c' , φ' , φ^b 和 s_b 给出。

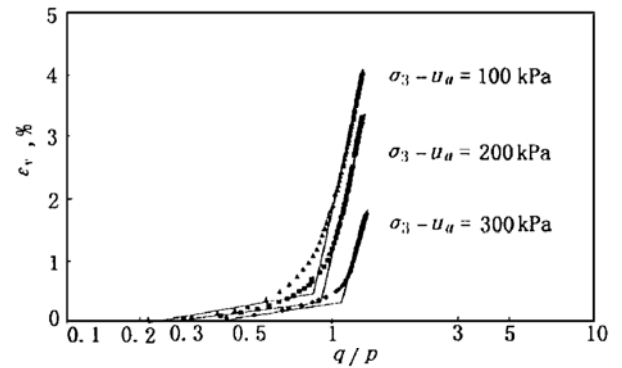
从图 9(a)可见,折线 ABC 与曲线 ABC 相差不多,因而第二种简化方法适合于本文所研究的土样。

应当指出:有的研究发现,对某些土而言, φ' 随吸力而异,并非常数。

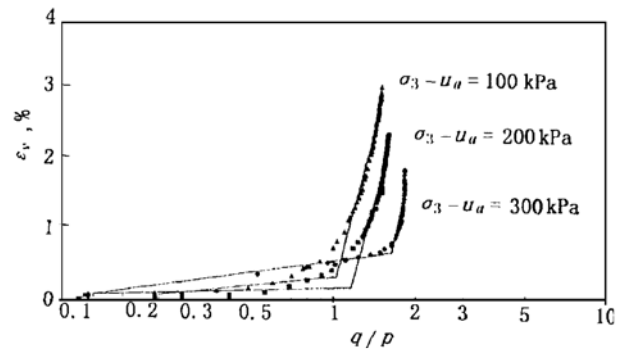
4.2 屈服特性

如何判断非饱和土在三轴应力条件下是否屈服,这是一个尚需研究的问题^[8]。当把本文第 3 节中确定屈服点的方法(即借助于 $\epsilon_v - \log p$ 曲线)用于三轴剪切试验资料时,所得屈服点在 $p-q$ 平面上分布得较离散。

考虑到三轴应力条件下土的屈服,不仅有球应力的影响,还有偏应力的贡献,本文建议利用 $\epsilon_v - \log \frac{q}{p}$ 关系曲线确定屈服点。吸力等于零和 100kPa 的两组三轴试验的 $\epsilon_v - \log \frac{q}{p}$ 关系曲线示于图 10(a)和图 10(b)。



(a) $s = 0\text{kPa}$



(b) $s = 100\text{kPa}$

图 10 三轴剪切试验的体应变 ϵ_v 与应力比 $\log(q/p)$ 的关系

Fig. 10 The $\epsilon_v - \log(q/p)$ relationship for the remolded unsaturated loess

从图 10 可知,三轴剪切试验的 $\epsilon_v - \log \frac{q}{p}$ 曲线的首尾部分可用直线近似,两直线的交点所对应的应力即可作为屈服应力(p_y, q_y)。把各试验的(p_y, q_y)绘在 $p-q$ 平面上(图 11),除一个点(相应于 $s = 100\text{kPa}$ 和 $\sigma_3 - u_a = 100\text{kPa}$ 的三轴试验)与其余各点不够协调外,总的看来,屈服点的分布呈现良好的规律性。虽然利用图 11 上的点尚不足以确定屈服面的形状,但可以看出,屈服曲线随吸力增加向外扩展。这和本文第 3.2 节中的 LC 屈服线在概念上是一致的。

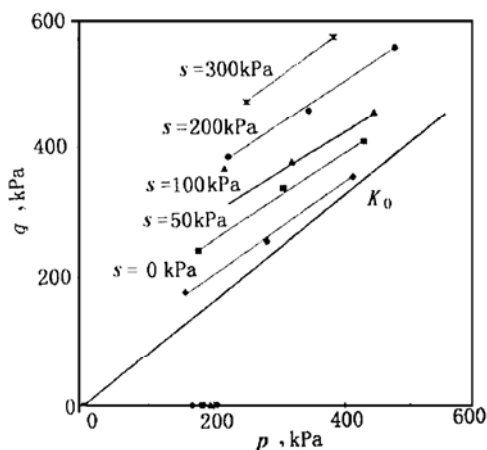


图 11 屈服点在 $p-q$ 平面上的分布

Fig. 11 Yield points for various suction in $p-q$ plane

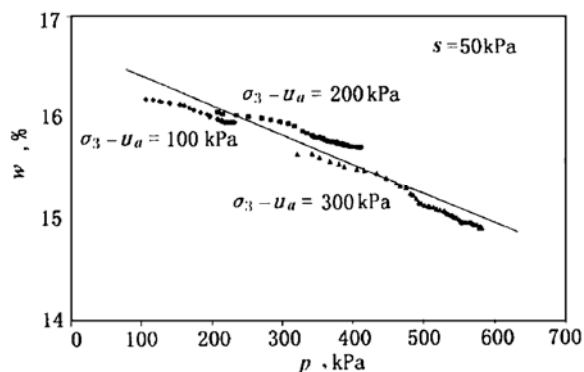
如把 k_0 线($k_0 = 1 - \sin \varphi'$)和第 3.2 节中确定的屈服点也绘在图 11 上,可以看出,屈服包线既不是文献[5,9]所假定的长轴位于 p 轴上的椭圆(即修正剑桥模型),也不是文献[8]所说的对称于 k_0 线的椭圆。屈服包线的具体形式有待于进一步研究。

4.3 水量变化特性

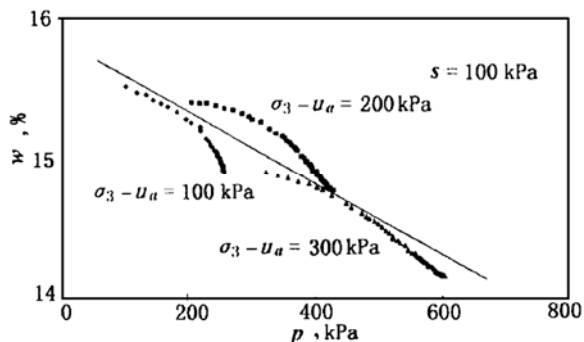
非饱和土在三轴剪切过程中的水量变化特性迄今研究甚少。Wheeler 在若干假定的基础上对水量变化建议了一个弹塑性分析方法^[10],其合理性有待检验,且该法显得复杂而不便应用。

图 12(a)~(d)是本文三轴剪切试验的 $w-p$ 关系。在土样破坏后, $w-p$ 曲线或呈现平台状,或出现陡降段。在土样破坏前,吸力相同的 3 个试样的全部试验点都落在一条狭窄的带状区域内。在带状区域内画一条直线,此直线具有这样的特征:在试样破坏之前,由该直线确定的含水量与对应于同一净平均应力的试验点的含水量之差不超过 0.25%。换言之,该直线上的含水量代表 3 个试样在试验过程中的含水量之平均值。该直线的坡度仍用 $\beta(s)$ 表示,各种吸力值下的 $\beta(s)$ 值列于表 6。4 个 $\beta(s)$ 值彼此相差不大,它们的平均值为 $2.92 \times 10^{-5}/\text{kPa}$,这与本文第 3.4(1)节从控制吸力的各向同性压缩试验所得出的 $\beta(s)$ 的平均

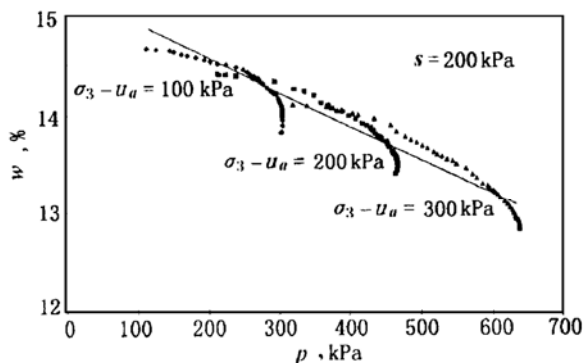
值 $3.09 \times 10^{-5}/\text{kPa}$ 相当接近。因此,本文非饱和土样的水量变化参数 $\beta(s)$ 或 $\lambda_w(s) (= 1.7\beta(s))$ 可取为常数($s \geq 50\text{kPa}$)。



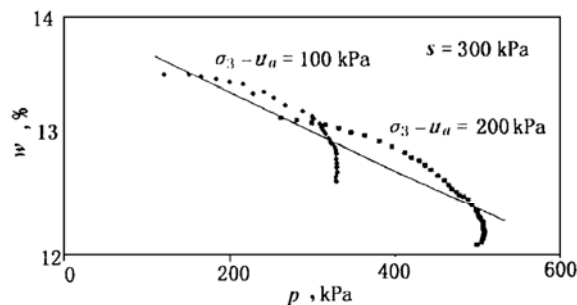
(a) $s = 50\text{kPa}$



(b) $s = 100\text{kPa}$



(c) $s = 200\text{kPa}$



(d) $s = 300\text{kPa}$

图 12 试样含水量在三轴剪切过程中的变化

Fig. 12 Water content change during triaxial shear

表 6 图 12 中各直线的坡度
Table 6 Slopes of the lines in Fig. 12

吸力 (kPa)	$\beta(s)$ ($10^{-5}/\text{kPa}$)
50	2.74
100	2.74
200	3.14
300	3.04
平均值	2.92

5 结 论

(1)应力路径对非饱和土的变形和水量变化有显著影响;不同的净平均应力对应着不同的土-水特征曲线。

(2)与控制吸力的各向同性压缩试验相联系的体变指标和水量变化指标在在低吸力范围内变化比较剧烈,而在吸力超过 50kPa 后变化较小;与控制净平均应力的三轴收缩试验相联系的体变指标和水量变化指标随净平均应力改变而呈现渐进性的变化;各种吸力的三轴排水剪切试验的水量变化指标彼此接近,并与各种吸力的各向同性压缩试验的水量变化指标之平均值基本相同,因而这两种应力路径的三轴试验的水量变化指标可取为常数($s \geq 50\text{kPa}$)。

(3)各种吸力下的重塑非饱和黄土的内摩擦角是一常数,且等于重塑黄土在饱和状态下的有效内摩擦角;总凝聚力与吸力之间的关系是非线性的,可用两直线段近似。

(4)控制吸力的各向同性压缩试验和控制吸力的三轴排水剪切试验结果表明:屈服净平均应力和偏应力随吸力提高而增大,这与 LC 屈服的概念一致;但屈服包线的形状既非剑桥模型的椭圆,也不是对称于 k_0 线的椭圆。

(5)吸力增加屈服所需要的吸力是一常数但不一

定等于土在历史上曾受过的最大吸力。本文建议的吸力增加屈服条件(式(10))以文献[6,7]和本文的试验资料为基础,其合理性有待今后进一步检验。

本文研究成果的一个重要应用是建立非饱和土的非线性本构模型,有关内容将另文介绍。

参 考 文 献

1 Fredlund D G and Rahardjo H. Soil mechanics for unsaturated soils. John Wiley & Sons, Inc., New York, 1993.

2 陈正汉. 非饱和土研究的新进展. 见: 中加非饱和土学术研讨会文集, 武汉, 1994, 145~152.

3 陈正汉. 非饱和土的应力状态与应力状态变量. 见: 第七届全国土力学及基础工程学术会议论文选集, 北京: 中国建筑工业出版社, 1994. 186~191.

4 陈正汉, 谢定义, 王永胜. 非饱和土的水气运动规律及其工程性质研究. 岩土工程学报, 1993, 15(3): 9~20.

5 Alonso E E, Gens A and Josa A. A Constitutive model for partially saturated soils. Geotechnique, 1990, 40(3): 405~430.

6 Jean-Marie Fleureau, Siba Kheirbek-Saoud, Ria Soemitro and Said Taibi. Behavior of clayey soils on drying-wetting paths. Canadian Geotechnical Journal, 1993, 30(2): 287~296.

7 Delage P and Graham J. Mechanical behavior of unsaturated soils: Understanding the behavior of unsaturated soils require reliable conceptual models. In: Proceedings of the First International Conference on Unsaturated Soils. Paris: 1995, 3, 1223~1256.

8 Cui Y J and Delage P. Yielding and plastic behavior of an unsaturated compacted silt. Geotechnique, 1996, 46(2): 291~311.

9 Wheeler S J and Sivakumar V. An Elasto-plasticity critical state framework for unsaturated silt soil. Geotechnique, 1995, 45(1): 35~53.

10 Wheeler S J. Inclusion of specific water volume within an elasto-plastic model for unsaturated Soil. Canadian Geotechnical Journal, 1996, 33(4): 42~57.