

# 吸力对非饱和膨胀土抗剪强度及剪胀特性的影响

詹良通<sup>1</sup>, 吴宏伟<sup>2</sup>

(1. 浙江大学岩土工程研究所, 浙江 杭州 310027; 2. 香港科技大学土木工程系, 香港)

**摘要:** 利用非饱和土直剪仪进行原状样和压实样的控制吸力直剪试验以研究吸力对非饱和膨胀土抗剪强度和剪胀性状的影响。试验结果表明: 该膨胀土原状样和压实样的剪胀势随着吸力增加而增大。吸力对该膨胀土抗剪强度的贡献可归结于两种不同的机理: ①吸力使得土体中粒间有效应力增加; ②吸力对土体剪胀势的贡献。由于吸力对土体剪胀势的贡献, 吸力对该膨胀土峰值强度的贡献大于其对峰后软化强度的贡献。当吸力相同时, 原状样的峰值强度和剪胀势均高于压实样, 这与原状样中铁锰结核的胶结作用有关。吸力对该膨胀土抗剪强度的贡献高于压实高岭土。

**关键词:** 膨胀土; 吸力; 抗剪强度; 剪胀性; 直剪试验

中图分类号: TU432 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2007)01-0082-06

**作者简介:** 詹良通(1972-), 男, 博士, 副教授, 从事非饱和土力学、环境岩土工程和土工测试技术教学及科研工作。

E-mail: zhanlt@zju.edu.cn.

## Effect of suction on shear strength and dilatancy of an unsaturated expansive clay

ZHAN Liang-tong<sup>1</sup>, NG Charles W W<sup>2</sup>

(1. Institute of Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China; 2. Department of Civil Engineering, Hong Kong University of Science and Technology, Hong Kong, China)

**Abstract:** In order to study the effect of suction on shear strength and dilatancy of an unsaturated expansive soil, suction-controlled direct shear tests were carried out on both the natural and re-compacted specimens. The soil was a silty clay with an intermediate plasticity and a medium expansion potential. It was clearly shown that the dilatancy of the expansive clay increased with the increase of applied suction for both the natural and compacted specimens. Matric suction contributed to the shear strength of the expansive clay via two different mechanisms: one was the contribution of capillary force on inter-particle normal stress, the other was the effect of suction on soil dilatancy. As a result of the second mechanism, the contribution of suction to the peak shear strength for the clay was more significant than that to post-failure shear strength, particularly at high suction range. As compared with the compacted specimens, the natural specimens were higher in the peak shear strength and the dilatancy due to the cementation effect of the iron and manganese oxides. The contribution of suction to shear strength for the compacted expansive clay was more significant than that for a compacted kaolin.

**Key words:** expansive soils; suction; shear strength; dilatancy; direct shear test

## 0 引言

膨胀土地区的公路和渠道边坡往往会发生失稳滑坡<sup>[1-2]</sup>。抗剪强度是边坡稳定性评价必需的参数指标。由于边坡处的地下水位比较深, 浅层土体通常处于非饱和状态。浅层土体中的吸力随季节性干湿循环不断发生变化, 影响着土体的抗剪强度, 进而影响着边坡稳定性。为了评价气候条件对非饱和膨胀土边坡稳定的影响, 必须研究土体抗剪强度与吸力的关系。

Fredlund 等提出了一个基于双应力状态变量( $\sigma - u_a$ ,  $u_a - u_w$ )的非饱和土抗剪强度公式<sup>[3]</sup>:

$$\tau = c' + (\sigma - u_a) \tan \varphi' + (u_a - u_w) \tan \varphi_b, \quad (1)$$

式中, ( $\sigma - u_a$ )为净正应力, ( $u_a - u_w$ )为吸力,  $c'$ 为

黏聚力,  $\varphi_b$ 为抗剪强度随吸力增加而变化的斜率。

式(1)中, 吸力对非饱和土抗剪强度的贡献用 $\varphi_b$ 来衡量, Fredlund 等首先假设 $\varphi_b$ 是个常量, 即抗剪强度随吸力线性增加。但后来试验证明抗剪强度与吸力呈非线性关系<sup>[4-5]</sup>。Fredlund 等将吸力对抗剪强度的贡献与土-水特征曲线联系起来, 提出了利用土-水特征曲线和饱和土的强度参数来计算非饱和土抗剪强度的经验性公式<sup>[6]</sup>。国内一些学者也提出了非饱和土抗剪强度公式<sup>[7-8]</sup>。尽管非饱和土抗剪强度理论快速发

基金项目: 香港政府研究基金局(RGC)资助项目(HKUST6108/99E)

收稿日期: 2005-11-02

展, 但非饱和土抗剪强度的测试结果还较少, 特别是非饱和膨胀土, 这可能与目前国内外试验仪器比较少且非饱和膨胀土试验时间很短有关。另外在非饱和土剪胀特性与吸力关系方面, 国内外鲜有试验研究报道。

### 1 试样及试验方案

本试验项目所采用的土样取自湖北枣阳大岗坡二级泵站的引水渠边坡。现场取样是在边坡降雨入渗模拟试验之后进行的, 为了减少含丰富裂隙的天然膨胀土受扰动而开裂, 采取人工法挖取立方块样 (250 mm×250 mm×250 mm), 取样的深度为 1~1.3 m。

根据颗分试验结果, 该土样是由 3% 的砂、48% 的粉土和 39% 的黏土组成的, 其液限和塑限分别为 50.5% 和 31%。X 衍射试验结果表明: 该土样的主要黏土矿物成分为蒙脱石 (21%) 和伊利石 (16.1%), 还含有少量的铁锰结核 (约 2.5%)。自由膨胀试验表明: 该原状土样和具有相同密度的压实样的一维自由膨胀率分别为 8% 和 16% (试样的初始条件为风干状态), 因此该土样属于中膨胀土。

用于非饱和土直剪试验的试样呈长方块状, 其尺寸为 50.8 mm×50.8 mm×21.4 mm (高)。原状样采用特制的切样器切出, 为了避免土样中含水率由于蒸发而损失, 切样工作在湿度控制室中进行。原状样的含水率介于 22%~23.5%, 干密度介于 1.52~1.6 g/cm<sup>3</sup>, 其初始吸力采用美国 Soilmoisture 公司生产的张力计直接测量, 介于 20~30 kPa。

压实样采用静力压实方法制备。初始含水率为 18.5%, 静压力为 800 kPa, 所得试样的干密度与现场原状样接近 (即 1.56 g/cm<sup>3</sup>)。为了保证试样的均匀性, 在制备过程中尽量减少黏土结团、结块, 21.4 mm 高的试样分 3 层进行压实。压实样的初始吸力则采用香港科技大学研制的高吸力张力计来直接测量, 约为 540 kPa。压实样的初始吸力明显高于原状样, 这是由于其初始含水率比较低的缘故。图 1 显示了原状样和压实样的照片, 可见原状样含有丰富的裂隙, 并有少量黑色的铁锰结核; 而压实样具有很好的均质性。

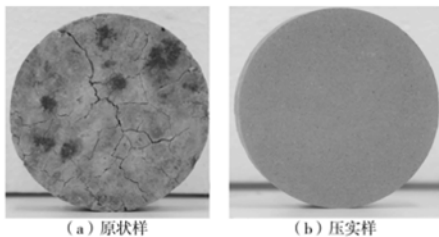


图 1 风干状态下非饱和膨胀土原状样和压实样

Fig. 1 Natural and compacted specimens under air-drying condition

在进行抗剪强度特性试验研究之前, 笔者利用压力板仪分别测试了原状样和压实样的土水特征曲线, 以探讨该非饱和膨胀土的抗剪强度与土水特征曲线的联系。在压力板试验过程中还对试样的体积变化进行了测量, 因此可获得以体积含水率表征的土水特征曲线, 如图 2 所示。可见, 压实样的进气值约为 25 kPa, 进气之后, 脱水速率比较大。原状样的进气值很低, 这可能与裂隙有关, 其脱水速率比较缓慢。

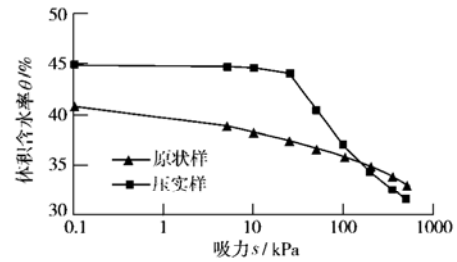


图 2 膨胀土原状样和压实样的土水特征曲线

Fig. 2 Soil-water characteristic curves for both natural and compacted specimens

本试验项目共包括 3 组试验 (如表 1 所示): ①饱和和原状样的常规直剪试验; ②非饱和原状样的控制吸力直剪试验; ③非饱和和压实样的控制吸力直剪试验。吸力的控制范围介于 0~200 kPa。第一组试验目的是确定饱和土样的抗剪强度参数, 并为非饱和土样抗剪强度提供起点。第二组和第三组试验分别研究非饱和原状样和压实样的抗剪强度特性。

表 1 直剪试验方案

Table 1 Scheme of direct shear tests

试样		吸力 /kPa	竖向压力 /kPa	试验历时/d	
类型	编号			吸力平衡阶段	固结阶段
原状样	NUD1	0	25	7	1
	NUD2	0	50	7	1
	NUD3	0	100	7	2
	NUD4	0	200	7	2
	NUD5	25	50	1	1
	NUD6	50	50	1.5	1
	NUD7	100	50	2.5	1
	NUD8	200	50	4	1
压实样	RUD1	0	50	7	1
	RUD2	25	50	5	1
	RUD3	50	50	6	1
	RUD4	100	50	6	1
	RUD5	200	50	4	1

注: 剪切速率为 0.002 mm/min。

### 2 试验仪器设备

直剪试验所用的试样厚度比较薄, 具有节省时间的优点; 另外, 在直剪试验过程中, 剪切面上正应力是恒定的, 因此它能更直观地反映土样的剪胀特性 (注: 三轴压缩试验中剪切面上正应力是变化的)。鉴

于这些优点, 本试验项目采用非饱和土直剪仪进行试验研究, 所用的设备是由加拿大 Saskatchewan 大学和香港科技大学合作研制的 (见图 3)。与常规的直剪仪相比, 该仪器增加了两项功能: ①吸力的控制和测量; ②非饱和土样中水体积变化的测量。该仪器采用轴平移技术来控制土样中的吸力, 为此, 将直剪盒安装在一个密封的压力室中, 并在下直剪盒的底部安装一块高进气值陶土板 (5Bar)。试验时, 通过控制压力室中气压和陶土板下水压力来控制土样中的吸力。



图 3 非饱和土直剪仪

Fig. 3 Direct shear apparatus for unsaturated soils

非饱和土样中水体积变化的测量采用一套特制的测量装置 (见图 4)。主要由两根体变管和一个差压传感器组成的。左边体变管与排水管相连, 其中的水位随着土样排水或吸水而发生变化, 右边体变管中水位保持不变, 利用差压传感器测量左边体变管中水位变化, 就可根据标定曲线获得土样的排水量或吸水量。体变管的粗细及差压传感器的精度可根据试验所需的量程和精度选用, 由于试验所用试样体积较小, 其在非饱和直剪试验过程中水体积变化值很小, 因此选用内径为 5 mm 的体变管和测试精度为 0.1 mm 水头的差压传感器。根据标定结果, 该水体积变化测量装置的精度约  $3 \text{ mm}^3$ , 相当于直剪试样的 0.004% 的含水率。

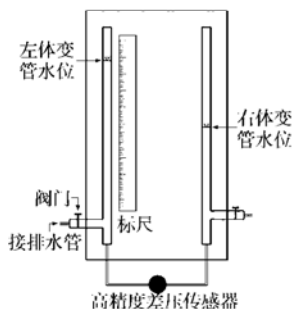


图 4 高精度水体积变化自动测量装置示意图

Fig. 4 The working principle of the high-accuracy water volume indicator

为了实现试验数据的自动采集, 该非饱和土直剪仪还配备有 5 个传感器, 包括两个线性位移传感器 (分别用于测量剪切位移和竖向位移)、一个荷重传感器 (剪力测量)、一个孔压传感器 (孔隙水压力测量) 和一个差压传感器 (用于水体积变化测量装置中)。

### 3 试验方法

非饱和土直剪试验包括吸力平衡、等吸力固结和等吸力剪切 3 个阶段。试样安装好后, 通过控制孔气压和孔水压来改变试样原有吸力, 并使吸力在整个试样中均匀分布, 这就是吸力平衡阶段。在吸力平衡阶段, 为保证试样和陶土板很好的接触, 在试样上施加 25 kPa 的竖向应力。吸力平衡的判别非常重要, 它直接影响后续试验成果的可靠性。本试验所采用吸力平衡判别标准: 24 h 内测得试样排水或吸水量小于试样体积的 0.02%。吸力平衡阶段所需的时间取决于目标吸力与初始吸力间的差值, 如表 1 所示。当吸力达到平衡后, 保持吸力不变, 增加竖向应力至设定值, 试样在等吸力条件下固结, 固结时间一般取 24 h。最后, 在吸力不变的条件下进行剪切试验, 本次试验所用剪切速率取 0.002 mm/min, 最大剪切位移为 6 mm。

### 4 试验成果分析与讨论

#### 4.1 饱和原状样的抗剪强度

如表 1 所示, 第一组试验为饱和原状土样的常规直剪试验, 从该组试验获得的莫尔 - 库仑强度包线如图 5 所示。图 5 中的两条强度包线分别对应于峰值强度和大位移剪切强度 (或峰后软化强度), 对应的摩擦角分别为  $28.7^\circ$  和  $26.8^\circ$ 。强度包线在竖轴上的截距表明该饱和原状土存在约 15 kPa 的黏聚力, 该黏聚力可能与原状样中铁锰结核的胶结作用有关。

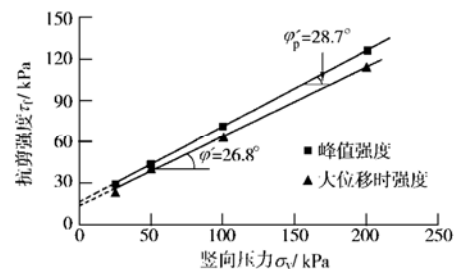


图 5 饱和原状样的莫尔 - 库仑强度包线

Fig. 5 Mohr-Coulomb failure lines obtained from the saturated natural specimens

#### 4.2 非饱和原状样的剪切性状

如表 1 所示, 第二组试验为非饱和原状样的控制吸力直剪试验。图 6 所示的是原状样在 5 个不同吸力值 (0、25、50、100、200 kPa) 时的剪切试验结果。

图 6 (a) 为剪应力与剪切位移的关系曲线, 可见, 土样破坏时的剪应力值随吸力值的增加而增大, 对应 50 和 100 kPa 吸力的两条曲线存在明显的峰值。图 6 (b) 为土样竖向位移与剪切位移的关系曲线, 可见各土样在剪切过程中均发生了剪胀。图 6 (c) 为土样中

含水率变化值与剪切位移的关系曲线, 可见, 各土样在剪切过程中含水率变化值均很小, 对应 0 和 25 kPa 吸力的两个土样在剪切过程中含水率增加, 这与它们的剪胀特性是一致的。然而, 其余拥有更大吸力值土样在剪切过程中发生轻微排水, 这显然与它们的剪胀特性不一致。该现象可能与高吸力土样的低导水性有关: 土样吸力高, 含水率小, 导水性能差, 以致土样的吸水过程非常缓慢。图 7 为剪胀量与剪切位移的关系曲线, 分别对应于 5 个不同的吸力值, 可见该原状土样的剪胀量随吸力的增加而增加。这里需补充说明一点: 由于原状土的裂隙及铁锰结核分布不均匀, 很难保证用于一组试验的 5 个试样的结构性相同, 这可能是导致图 6、7 中个别曲线出现异常的原因。

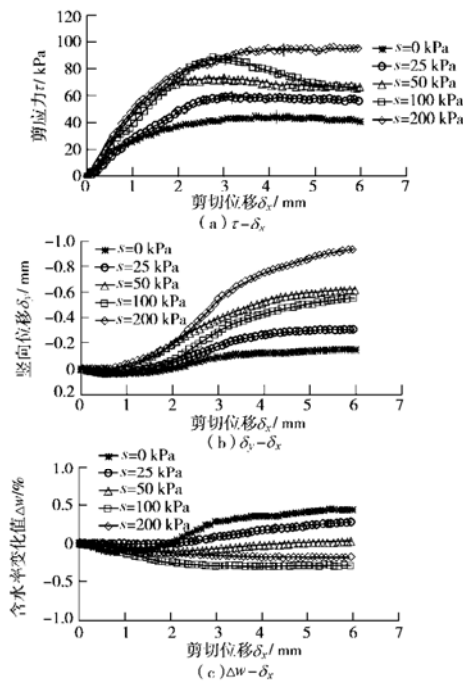


图 6 原状样的控制吸力直剪试验结果

Fig. 6 Results from the suction-controlled tests on the natural specimens

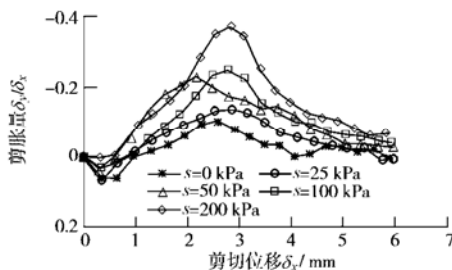


图 7 非饱和原状样的剪胀量与剪切位移的关系曲线

Fig. 7 Relationship between dilatancy and shear displacement for the natural specimens

### 4.3 非饱和压实样的剪切性状

如表 1 所示, 第三组试验为非饱和压实样的控制吸力直剪试验。图 8 所示的是压实样在 5 个不同吸力

值时的剪切试验结果。图 8 (a) 为剪应力与剪切位移的关系曲线, 可见, 试验破坏时的剪应力随吸力的增加而增大, 对应 200 kPa 吸力的曲线存在明显的峰值, 类似于超固结土的剪切特性。图 8 (b) 为土样竖向位移与剪切位移的关系曲线, 可见, 当吸力较小时 (0 和 25 kPa), 土样表现出剪缩特性, 当吸力大于等于 50kPa 时, 土样表现出剪胀特性。图 8 (c) 为土样中含水率变化值与剪切位移的关系曲线, 可见, 除了吸力等于 0 之外, 对应其他 4 个吸力 (25、50、100 和 200 kPa) 的土样在剪切过程中含水率增加, 这与它们的剪胀特性是一致的, 但是, 与原状样的试验结果类似, 各土样中含水率的变化值与它们的剪胀量并不存在一一对应关系。图 9 为剪胀量 ( $\delta_y / \delta_x$ ) 与剪切位移的关系曲线, 分别对应 5 个不同的吸力值。与原状土样的试验结果类似, 压实土样的剪胀量也随吸力的增加而增加, 也就是说, 吸力有增加土体剪胀势的作用。这里值得一提的是: 由于压实试样的均匀性较好, 它的试验结果规律性明显优于之前讨论的原状样。

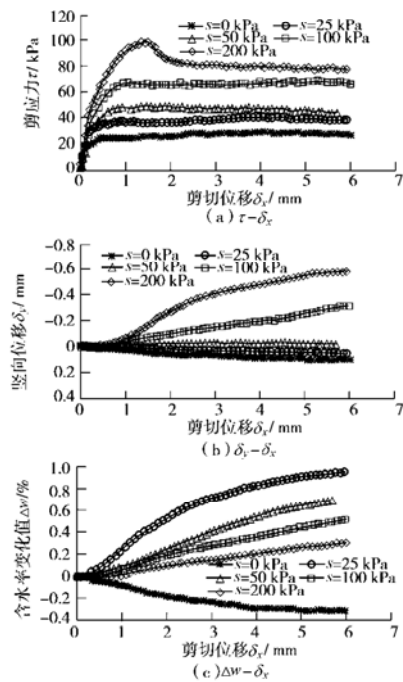


图 8 压实样的控制吸力直剪试验结果

Fig. 8 Results from the suction-controlled tests on the natural specimens

### 4.4 吸力对膨胀土剪胀特性的影响

图 10 为原状样和压实样的剪胀量最大值( $dy/dx$ )与吸力的关系曲线, 图中剪胀量最大值是从图 7、9 的剪胀量峰值获得的。可见两试样的剪胀量最大值均随吸力增加而增加, 且它们的增长斜率接近。对于给定一个吸力, 原状样的剪胀量总高于压实样的, 这与原状样中铁锰结核的胶结作用有关。Lo 等在试验中发现: 水泥土的剪胀势随着水泥含量增加而增加<sup>[9]</sup>。

另外压缩试验结果表明：原状样的超固结比高于压实样，这可能是原状样的膨胀势比较高的另一个原因。

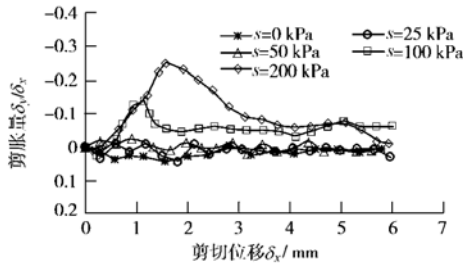


图9 非饱和和压实样的剪胀量与剪切位移的关系曲线

Fig. 9 Relationship between dilatancy and shear displacement for the compacted specimens

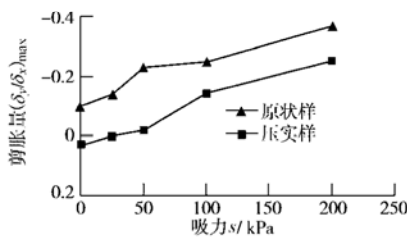


图10 膨胀土原状样和压实样的剪胀量与吸力的关系曲线

Fig. 10 Relationship between dilatancy and suction for the unsaturated expansive soils

### 4.5 吸力对膨胀土抗剪强度的贡献

图 11 显示的是吸力对该膨胀土原状样和压实样抗剪强度的贡献 (即  $(u_a - u_w) \times \tan \phi_b$ )。实线相连的数据点对应于峰值强度, 虚线相连的数据点对应于峰后软化强度 (即对应于 6 mm 的位移量)。通常认为, 峰后软化强度是不包含土体剪胀对抗剪强度的贡献, 它主要反映土体的摩擦强度。图 11 中, 除了吸力等于 100 kPa 的个别点外, 吸力对该膨胀土原状样峰后软化强度的贡献与其对压实样的贡献相当, 这说明吸力对土体摩擦强度的贡献与试样制备方法关系不大。

如图 11 所示, 对于膨胀土压实样, 抗剪强度先以  $\tan \phi'$  ( $\phi' = 24^\circ$ ) 的斜率线性增加, 直到吸力等于 25 kPa, 然后抗剪强度随吸力增加的斜率逐渐减少, 强度增长曲线的转折点 (吸力等于 25 kPa) 正好与该压实样的进气值一致。小于 50 kPa, 峰值强度等于峰后软化强度。然而当吸力大于等于 100 kPa 时, 峰值强度变得大于峰后软化强度, 特别是对应于 200 kPa 的吸力。显然, 峰值强度后期显著增长的主要原因是土体的剪胀势随吸力增加而显著增大 (见图 10)。对膨胀土原状样, 抗剪强度也随吸力增加呈非线性增长。当吸力小于 50 kPa, 原状样峰值强度的增长快于压实样, 这主要归功于原状样更高的剪胀性 (见图 10)。然而, 大于 50 kPa 时, 原状样峰值强度随吸力的增长小于压实样, 这可能与原状样中的裂隙在高吸力时张开有关。

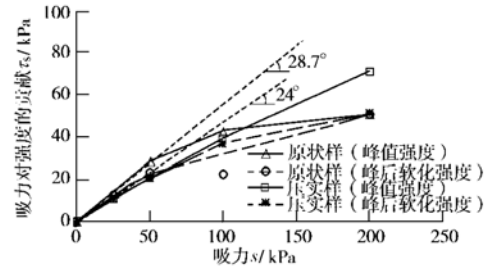


图 11 吸力对非饱和和膨胀土抗剪强度的贡献

Fig. 11 Contribution of suction to shear strength for the unsaturated expansive soils

吸力增加了土体剪胀势, 进而增加了土体的抗剪强度。为了考虑该现象, 建议对 Fredlund 等提出的非饱和土抗剪强度公式作如下改进:

$$\tau_f = c' + (\sigma - u_a) \tan(\phi' + \psi) + (u_a - u_w) \tan \phi_b, \quad (2)$$

式中,  $\psi$  表示非饱和土的剪胀角, 它不仅是土体结构和状态变量的函数, 而且是土体中吸力的函数。

在上述公式中, 将吸力对抗剪强度的贡献分成两个部分, 分别对应于不同的强度增大机理: ①吸力使得土体中粒间有效应力增加; ②吸力对土体剪胀势的贡献。应该说上述公式比 Fredlund 等此前提出的公式有着更明确的物理意义, 然而剪胀角和吸力的函数关系还有待于进一步的试验研究。

图 12 是该膨胀土压实样与压实高岭土样试验结果的比较<sup>[10]</sup>。这里应注意的是, 图中的数据点均是对应于大剪切位移的峰后软化强度, 另外, 压实高岭土的有效内摩擦角 ( $23.7^\circ$ ) 与该压实膨胀土很接近, 因此这组数据具有很好的可比性。当吸力小于 100 kPa 时, 该膨胀土抗剪强度随吸力增长明显大于压实高岭土, 但当吸力大于 100 kPa, 两者增长速率的差异不很明显。图 12 还显示了利用 Vanapalli 等提出的经验公式的强度预测结果。Vanapalli 等的经验公式如下, 它是基于非饱和土抗剪强度与土水特征曲线的关系<sup>[11]</sup>:

$$\tau_s = (u_a - u_w) \tan \phi_b = (u_a - u_w) \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} \tan \phi', \quad (3)$$

式中,  $\tau_s$  为吸力对抗剪强度的贡献,  $\theta$  为体积含水率,  $\theta_s$  为饱和体积含水率,  $\theta_r$  为残余体积含水率。

利用上述公式和图 2 中的土水特征曲线就可预测吸力对该膨胀土抗剪强度的贡献, 计算时假定压实膨胀土的残余体积含水率等于它的缩限对应的体积含水率 ( $\theta_r = 18\%$ )。如图 12 所示, 预测结果与实测的峰后软化强度比较接近。然而, 若与峰值强度相比, 预测结果偏小, 特别是当吸力大于 50 kPa 时。因此, Vanapalli 的经验公式低估了非饱和土的峰值强度, 其原因显然是它没有考虑吸力对剪胀的影响。

图 13 为  $\phi_b$  与吸力的关系。图中数据点是从图 11

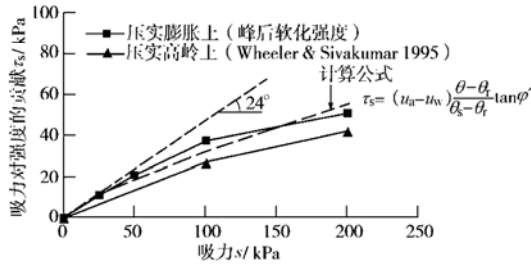


图 12 膨胀土压实样与压实高岭土样试验结果的比较

Fig. 12 Comparison of test results between compacted expansive clay and compacted kaolin

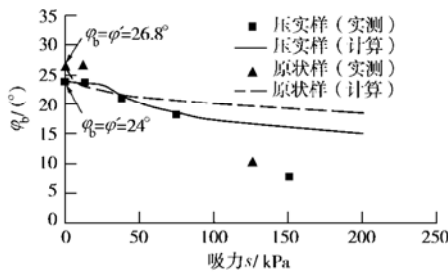


图 13 非饱和膨胀土的  $\phi_b$  角与吸力的关系曲线

Fig. 13 Relationship between  $\phi_b$  and suction for the unsaturated expansive soils

中峰后强度与吸力的关系曲线计算得到的, 两条曲线是采用 Vanapalli 等的经验公式导出的。可见对于压实试样, 公式预测结果与实测较一致, 特别是当吸力小于 100 kPa 时。然而对于原状样, 两者差别较大。这是由于原状土存在结构性(如裂隙、胶结等), 其特性较难预测。当吸力小于进气值(25 kPa)时, 压实样的  $\phi_b$  等于有效内摩擦角, 之后随吸力增加逐渐降低。

## 5 结 论

(1) 原状样和压实样的直剪试验结果均表明: 该膨胀土的剪胀势随着吸力的增加而增大, 在 0~200 kPa 吸力范围内, 吸力对该膨胀土剪胀势的贡献似乎与试样制备方法无关。

(2) 吸力对该膨胀土抗剪强度的贡献可分成两个部分, 分别对应于两种不同的强度增大机理: ①是吸力使得土体中粒间有效应力增加; ②是吸力对土体的剪胀势的贡献。目前的非饱和土抗剪强度理论和计算公式大多忽略了第二部分。

(3) 由于吸力对土体剪胀势的贡献, 吸力对该膨胀土峰值强度的贡献大于其对峰后软化强度的贡献, 特别是当吸力较大时。

(4) 该膨胀土原状样和压实样的峰后软化强度随吸力增长曲线比较接近, 它们在 0~200 kPa 吸力范围内均呈非线性增长关系。吸力对该膨胀土抗剪强度的贡献高于压实高岭土。

(5) 当吸力相同, 原状样的峰值强度和剪胀势均高于压实样, 这与原状样中铁锰结核的胶结作用有关。

## 参考文献:

- [1] 陶大江, 廖济川. 膨胀土地区开挖渠道滑坡的规律与特征[J]. 安徽建筑工业学院学报(自然科学版), 1996,4(3): 35 - 40.(TAO Da-jiang, LIAO Ji-chuan. Features of landslides alone canals excavated in expansive soils [J]. Journal of Anhui Architecture and Industry (Natural science), 1996,4(3): 35 - 40.(in Chinese))
- [2] 包承纲. 南水北调中线工程膨胀土渠坡稳定问题及对策[J]. 人民长江, 2003,34(5): 4 - 7.(BAO Cheng-gang. Counter-measures for landslides along South-to-North Water Transfer Canal excavated in expansive soils [J]. Yangtze River, 2003,34(5): 4 - 7.(in Chinese))
- [3] FREDLUND D G, MORGENSTERN N R, WIDGER R A. The shear strength of unsaturated soils [J]. Canadian Geotechnical Journal, 1978,15(3): 313 - 321.
- [4] GAN J K M, et al. Determination of shear strength parameters of an unsaturated soil using direct shear test [J]. Canadian Geotechnical Journal, 1988,25(3): 500 - 510.
- [5] ESCARIO V, SAEZ J. The shear strength of partially saturated soils [J]. Géotechnique, 1986,36(3): 453 - 456.
- [6] FREDLUND D G, XING A, et al. The relationship of the unsaturated soil shear strength to the soil-water characteristic curve[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1995,32: 440 - 448.
- [7] 沈珠江. 当前非饱和土力学研究的若干问题[C]//区域性土的岩土工程问题学术研讨会论文集. 南京: 原子能出版社, 1996.(SHEN Zhu-jiang. Several issues related to the current research on unsaturated soil mechanics [C]// Proceeding of the Symposium on Engineering Problems of Regional Soils. Nanjing: Nuclear Energy Press, 1996: 1 - 9.(in Chinese))
- [8] 缪林昌, 殷宗泽. 非饱和土的剪切强度[J]. 岩土力学, 1999,20(3):1 - 6.(MIAO Ling-chang, YIN Zong-ze. Shear strength of unsaturated soils [J]. Rock and Soil Mechanics, 1999,20(3): 1 - 6.(in Chinese))
- [9] LO S R, WARDANI S P R. Strength and dilatancy of a silt stabilized by a cement and flay ash mixture [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2002,39: 77 - 89.
- [10] WHEELER S J, SIVAKUMAR V. An elasto-plastic critical state framework for unsaturated soil [J]. Geotechnique, 1995,45(1): 35 - 53.
- [11] VANAPALLI S K, FREDLUND D G, et al. Model for the prediction of shear strength with respect to soil suction [J]. Canadian Geotechnical Journal, 1996,33: 379 - 392.