

文章编号: 1000-7598(2012)03-0641-11

不同水化状态下的压实膨胀土应力-应变-强度特征

周葆春^{1,2}, 孔令伟¹, 郭爱国¹

(1. 中国科学院武汉岩土力学研究所 岩土力学与工程国家重点实验室, 武汉 430071; 2. 信阳师范学院 土木工程学院, 河南 信阳 464000)

摘要: 为探讨水化状态对饱和压实膨胀土应力-应变-强度特征的影响, 以压实度为 95% 的荆门弱膨胀土为研究对象, 开展了 2 种典型水化状态下的固结与三轴试验, 其中第 1 种水化状态采用常规饱和方法, 第 2 种水化状态为试样自由膨胀至稳定状态。结果表明: (1) 受变形约束条件与渗径的影响, 不同水化状态下体膨胀率有较大差别; (2) 第 2 种水化状态下的饱和压实膨胀土具有更大的硬化指数 λ 与膨胀指数 κ 、较小的弹性剪切模量, 其有效内摩擦角为第 1 种水化状态下的 77.2%, 体现出膨胀土饱和强度的变动性; (3) 2 种水化状态下的固结曲线均呈现出明显的屈服现象, 其屈服应力分别为 123.2 kPa 与 94.5 kPa; (4) 第 1 种水化状态下, 低围压下试样应变软化与剪胀, 高围压下应变强化与剪缩; 第 2 种水化状态下试验围压范围内均发生剪缩和轻微的应变软化; (5) 2 种水化状态下试样在固结与剪切过程中均表现出超固结性, 这种超固结性并非完全由先期固结压力所致, 而是试样受荷过程中膨胀受到约束造成的; (6) 不同水化饱和状态下初始孔隙比不同, 膨胀势也不同, 膨胀势与外部约束条件、排水条件、应力状态相互作用, 造成其应力-应变-强度特征的差异性。

关键词: 膨胀土; 应力-应变-强度特征; 水化状态; 超固结性; 剑桥模型参数

中图分类号: TU443

文献标识码: A

Stress-strain-strength behaviour of compacted expansive soil under different hydration states

ZHOU Bao-chun^{1,2}, KONG Ling-wei¹, GUO Ai-guo¹

(1. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics,

Chinese Academy of Sciences, Wuhan 430071, China; 2. College of Civil Engineering, Xinyang Normal University, Xinyang, Henan 464000, China)

Abstract: In order to investigate the effects of hydration state on the stress-strain-strength behaviour of compacted expansive soil, a series of mechanical property tests under one-dimensional consolidation and triaxial compression are carried out under two typical hydration states which are both saturated. The conventional saturation method is adopted for the first hydration state, while the second state permits samples swelling to steady state. The results show that there is a significant difference of volume expansion between the two hydration states; and the volume expansion rate is influenced by both the deformation constraint condition and the length of seepage. Compared with the first hydration state, the soil sample under the second hydration state has greater compression index λ , swelling index κ , and lower elastic shear modulus. The effective internal friction angle is 77.2% of the corresponding value of the first hydration state, which reflects the variability of saturated shear strength of the compacted expansive soil. The yield phenomena of consolidation curves can be observed with the yield stresses 123.2 kPa for the first hydration state and 94.5 kPa for the second hydration state. Under the first hydration state, the samples present strain softening and shear dilatancy at lower confining pressures, while they present strain hardening and shear contraction at higher confining pressures. Under the second hydration state, the samples present shear contraction and weak strain softening. The samples under the two hydration states show overconsolidation in the process of consolidation and shear loading. The overconsolidation is not due to preconsolidation pressure only; however, it is partially caused by that swelling of the soil is constrained in the process of loading. Under the different hydration states, the expansive soil has both different initial void ratios and different swelling potentials, while the interaction of the swelling potentials with external constraint conditions, drainage conditions and stress states leads to the complex stress-strain-strength behaviour.

Key words: expansive soil; stress-strain-strength behaviour; hydration state; over consolidation; Cam-clay model parameters

收稿日期: 2011-09-06

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(No. 51009118); 中国博士后科学基金资助项目(No. 20100470058); 河南省基础与前沿技术研究计划项目(No. 082300410180); 河南省高等学校青年骨干教师资助计划项目(No. 2008083)。

第一作者简介: 周葆春, 男, 1978 年生, 博士, 副教授, 主要从事土体力学性质与本构模型方面的研究工作。E-mail: zhoubcxynu@163.com

1 引言

饱和土的应力-应变-强度特征及其本构描述是构建非饱和土本构模型的基础,例如经典非饱和土本构模型 Barcelona basic model(BBM)^[1]中采用 modified Cam-clay(MCC)模型^[2]描述饱和土的力学特性,而非饱和和膨胀土本构模型 Barcelona expansive model(BExM)^[3-4]中宏观层次变形又由 BBM 描述。即若要构建合理的非饱和和膨胀土本构模型,首先需要把握饱和和膨胀土的应力-应变-强度特征。

但与其他土类有所区别的是,膨胀土在饱和状态下仍有膨胀势,不同水化状态下其强度与变形有较大差异^[5],这是膨胀土的特殊性所在,也是其本构描述的困难之一。

本文试图探讨水化状态对饱和压实膨胀土应力-应变-强度特征的影响,以压实度为 95%的膨胀土为研究对象,开展 2 种水化状态下饱和压实膨胀土的固结与三轴压缩试验,标定了相应剑桥模型参数,探讨了不同水化状态下膨胀土强度与变形特征的差异性及其产生的原因,以期深化对饱和压实膨胀土应力-应变-强度特征的认识。

2 试验方案

2.1 试验土样

试验用土取自湖北荆门,为弱膨胀土,呈黄褐色、硬塑状态,含黑色铁锰结核,局部有白色填充物,其物理性质指标、矿物成分与颗粒组成参见文献^[6]。重型击实试验表明^[6],该膨胀土的最优含水率为 15.5%,最大干密度为 1.86 g/cm³。

试样采用压样法制备,参照公路路基床填料与铁路路基底层填料的压实度要求,控制压实度为 95%,制样干密度为 1.77 g/cm³。根据文献^[7]的建议,压实膨胀土制样含水率宜稍高于最优含水率,文中取 17%。试样制备过程为:首先测定风干含水率,根据制样含水率计算加水量,每次取过 2 mm 筛的风干土 5 kg,平铺在不吸水的盘内,用喷雾器喷洒预计的水量,静置 30 min,装入密封袋中,置于保湿缸内湿润 24 h;根据制样干密度计算各土样所需湿土质量,将相应质量的湿土倒入预先装好制样模具的压样器内,拂平土样表面,以静压力将土压入制样模具内。

2.2 水化状态

本文设计了 2 种典型水化状态。

第 1 种水化状态采用常规饱和方法,将制样直径为 50 mm、高度为 100 mm 的三轴试样置入饱和

器中,进行真空抽气饱和后,置于蒸馏水中浸水饱和和 21 d 后取出,用游标卡尺量测试样高度与直径(量测 4 次,取均值)以获得试样体积,再将试样置于 GDS 三轴试验系统中,分别进行固结与三轴试验。该水化状态下,由于抽气与浸水饱和过程中受到饱和器的约束,试样虽能达到饱和状态,但不能自由膨胀至稳定状态。

第 2 种水化状态是浸水或反压饱和至体积稳定为止,即水化过程中不约束膨胀土的体积变形,使试样充分水化膨胀稳定后再进行固结与三轴试验,此时认为膨胀势完全释放。

2.3 第 1 种水化状态下的固结试验

在 GDS 三轴试验系统中 B 检测后进行固结试验,为获得弹性体积变形参数,试验过程中进行一次卸载-再加载循环,压力等级为 25、50、100、200、100、10、100、200、400、800 kPa,固结稳定标准为超孔压消散 99%以上,卸荷稳定标准为孔压等于反压。

2.4 第 1 种水化状态下的三轴试验

第 1 种水化状态下的三轴试验分固结排水剪与固结不排水剪三轴压缩试验,试验在 GDS 三轴试验系统中进行,试验方案见表 1,为获得弹性剪切变形参数,试验过程中均进行一次卸载-再加载循环,卸载速率与加载速率相同。

表 1 第 1 种水化状态下的三轴压缩试验方案
Table 1 Experimental scheme of triaxial test under first hydration state

试验类型	试样数量	固结压力/kPa	剪切速率/(%/min)
固结排水剪	4	25、50、100、200	0.003
固结不排水剪	4	50、100、200、400	0.003

2.5 第 2 种水化状态下的固结试验

为探讨充分水化膨胀稳定后膨胀土的固结特性,采用 GDS 非饱和土三轴试验系统进行水化饱和与含加卸载循环的固结试验。

考虑到压实膨胀土渗透系数较低^[8],采用制样直径为 50 mm、高度为 20 mm 的试样以便于水化饱和与固结过程中超孔压的消散,制样模具与试验土样见图 1。该三轴试验系统的体积量测分辨率为 1 mm³,对于该试样理论体积量测精度为 0.025%,能够在饱和与固结全过程中准确量测试样的体积变化。

由于初始状态为非饱和,试样水化过程中的体积变化不能由试样的进水量获得,因此,本文通过压力室的水量变化得到试样的体积变化;该方法存

在两个问题: 一是温度变化会导致压力室中水体积变化; 二是压力室为非刚性结构, 围压变化会导致压力室体积变化, 造成进出水量变化。

对于前一个问题, 通过将室温稳定在 17 °C 解决。对于后一问题, 通过围压变化造成的压力室体积变化修正来解决。将一个直径为 50 mm、高度为 20 mm 的钢块置入压力室中, 量测围压变化导致的压力室体积变化。试验过程中关闭轴向压力控制器以确保压力室底座在加载过程中不产生轴向位移, 通过围压控制器获得进出水量见表 2。



图1 制样模具与试样

Fig.1 Sampling mould and soil sample

表2 围压变化造成的压力室体积变化

Table 2 Volume changes of pressure chamber induced by changes of confining pressure

σ_3/kPa	压力室体积变化/ mm^3	σ_3/kPa	压力室体积变化/ mm^3
0	0	400	20 135
50	2 980	600	31 012
100	5 960	800	40 065
200	11 905	1 000	49 118

水化饱和与固结过程中, 将室温控制在 17 °C, 关闭轴向压力控制器, 通过围压控制器获得压力室进出水量, 然后经表 2 修正, 即可获得饱和与固结过程中试样的体积变化。修正时需注意: 试样水化饱和过程中是膨胀的, 所以围压体积控制器读数为围压增大导致的进水量 (见表 2) 与土体膨胀导致的出水量间的差值, 因此, 试样体积变化为围压增大导致的进水量与围压体积控制器读数的差值。

2.5.1 水化饱和

将制备好的试样从保湿缸内取出, 量测试样质量、高度与直径后, 装入压力室, 施加 200 kPa 的围压和 190 kPa 的反压 (加压上帽连结反压控制器, 陶土板底部孔压传感器量测孔压) 进行反压力饱和。反压力与围压采用比例加载, 加载历时 2 000 min, 加载完成后, 直至同时满足: ①围压体积控制器 (表征压力室进出水量) 与反压体积控制器 (表征试样进出水量) 读数稳定; ②孔压等于反压, 认为试样

充分水化饱和。

2.5.2 固结试验

含加卸载循环的固结试验压力等级为 10 (水化饱和结束时)、50、100、200、100、10、100、200、400、800 kPa, 固结稳定标准为同时满足: ①围压体积控制器与反压体积控制器读数稳定; ②孔压等于反压。

采用该方法进行水化饱和与固结试验的优点是: ①能够监测膨胀土从非饱和状态水化饱和和过程中的体积变化, 为固结试验提供准确的初始试样体积记录; ②能够缩短水化饱和与固结历时。

2.6 第 2 种水化状态下的三轴试验

采用国电南京自动化股份有限公司生产的 3 台 SJ-1A.G 型三轴剪力仪同时进行固结排水剪三轴压缩试验。制样直径与高度分别为 39.1、80 mm, 试样制备完成后进行真空抽气饱和, 装样时贴滤纸条, 再进行反压力饱和, 即同时施加 120 kPa 的围压和 100 kPa 的反压, 直至同时满足: ①试样进水速率小于 $0.01 \text{ cm}^3/\text{d}$; ②孔压等于反压后, 认为试样充分水化饱和。

然后分别在 50、100、200 kPa 的压力下固结, 固结稳定标准为同时满足: ①试样排水速率小于 $0.01 \text{ cm}^3/\text{d}$; ②超孔压消散。

固结完成后, 对制备好的试样分别进行排水剪切, 剪切速率为 $0.0029 \text{ mm}/\text{min}$, 换算成应变速率约为 $0.0036 \%/ \text{min}$ 。为获得弹性剪切变形参数, 在试验过程中均进行一次卸载-再加载循环, 卸载速率与加载速率相同。

2 种水化状态下的固结与三轴试验完成后取出试样, 称质量, 再置于 $105 \text{ }^\circ\text{C}$ 下烘干, 获得干土质量。

3 不同水化状态下的物性指标及分析

第 1 种水化状态是试样经抽气饱和与浸水饱和 21 d 后的状态, 由表 3 可见, 9 个试样饱和度均值为 99.8%, 体膨胀率均值为 7.8%。

第 2 种水化状态指试样不仅完全饱和且膨胀稳定, 这一点通过前文中各试验的水化饱和稳定标准来保证。固结试验前, 反压饱和历时 4.6 d, 试样饱和度达到 99.9%, 体膨胀率为 18.6%; 三轴试验前反压饱和历时 15 d, 试样饱和度均值为 99.8%, 体膨胀率均值为 16.1%; 采用直径为 61.8 mm、高度为 20 mm 的试样在杠杆式固结仪中进行该膨胀土的无荷膨胀率试验^[8], 稳定标准为隔 24 h 百分表读数不变, 试验历时 4 d, 获得相应体膨胀率为 16.0%。

分析其体膨胀率存在差别的原因：杠杆式固结仪中进行的无荷膨胀率试验为侧限条件，由于侧向膨胀受约束，因而其体膨胀率最小；三轴试样侧向膨胀不受约束，但其渗径较长（约为 80 mm），其体膨胀率居中；采用 GDS 非饱和土三轴试验系统进行的水化饱和和试验过程中，试样侧向膨胀不受约束且

渗径短（约为 20 mm），所以体膨胀率最大。这表明，即使膨胀土充分水化饱和，其体膨胀率也随变形约束条件与渗径长短有一定差别。

第 1 种水化状态下试样虽然饱和，但其体膨胀率仅为第 2 种水化状态下的 1/2，表明其膨胀势未完全释放。

表 3 不同水化状态下的试样物理性质指标

Table 3 Physical property parameters of the test samples under different hydration states

试样状态	饱和方式	变形约束条件	试验类型	试样数量	试样直径/mm	试样高度/mm	含水率/%	饱和度/%	孔隙比	体膨胀率/%
制样完成后							17.0	86.1	0.537	
水化状态 1	抽气饱和和十浸水饱和 21 d	饱和器中	固结/三轴试验前的饱和过程	9	50.0	100	24.1	99.8	0.656	7.8
水化状态 2	反压饱和 4.6 d	三轴压力室中	固结试验前的饱和过程	1	50.0	20	30.2	99.9	0.823	18.6
水化状态 2	抽气饱和和十反压饱和 15 d	三轴压力室中	三轴试验前的饱和过程	3	39.1	80	28.5	99.8	0.777	16.1
水化状态 2	浸水饱和 4 d	侧限条件	无荷膨胀率试验	1	61.8	20	28.4	99.9	0.771	16.0

4 体积变形-平均正应力关系及分析

固结试验的目的是获得体积变形（在此用孔隙比 e 表征）与有效平均正应力 p 的关系。第 1 种水化状态下的固结试验数据见表 4。

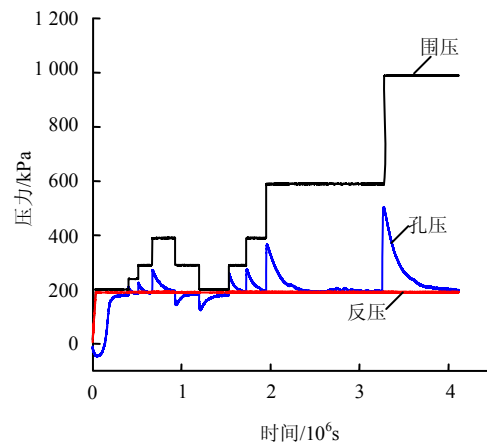
表 4 第 1 种水化状态下的固结试验数据
Table 4 Results of consolidation test under first hydration state

围压/kPa	孔隙比	含水率/%	饱和度/%	体胀率/%
0	0.656	24.1	99.9	7.8
25	0.647	23.8	99.9	7.2
50	0.641	23.5	99.9	6.8
100	0.625	22.9	99.9	5.7
200	0.606	22.3	99.9	4.5
100	0.612	22.5	99.9	4.9
10	0.638	23.4	99.9	6.6
100	0.621	22.8	99.9	5.5
200	0.604	22.2	99.9	4.4
400	0.564	20.7	99.9	1.8
800	0.524	19.2	99.9	-0.8

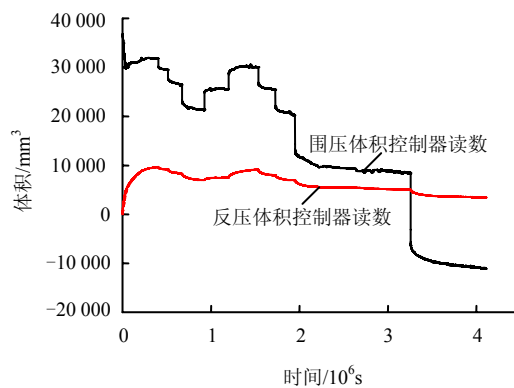
第 2 种水化状态下的水化饱和与固结试验原始记录见图 2，图 2(a)为围压-反压-孔压读数，图 2(b)为围压与反压体积控制器读数。

由图 2 可见，水化饱和与固结过程均同时满足：①围压体积控制器与反压体积控制器读数稳定；②孔压等于反压（加载过程超孔压消散，水化饱和过程与卸载过程孔压与反压平衡）。表明试样在充分水化饱和和后进行固结试验，且在固结试验的加载-卸载-再加载循环过程中的每级压力下均达到了稳定状态。

第 2 种水化状态下的固结试验数据见表 5。图 3 显示出饱和和压实膨胀土在 2 种水化状态下的 e - $\lg p$ 关系均非直线，由 Casagrande method (1936) 获得其固结屈服应力分别为 123.2、94.5 kPa。



(a) 围压-反压-孔压读数



(b) 围压与反压体积控制器读数

图 2 第 2 种水化状态下的水化饱和与固结试验记录
Fig.2 Original test records of hydration and consolidation under second hydration state

在此存在一个问题：第 2 种水化状态下试样已经水化膨胀稳定，产生固结屈服应力的原因何在？

不可否认，制样过程中的压实效应造成的先期固结压力是产生屈服应力的原因之一。值得注意的是，因为制样控制指标是一致的，先期固结压力不能解释图 3 中 2 种水化状态下固结屈服应力以及 $e-lgp$ 曲线斜率的较大差异。

表 5 第 2 种水化状态下的固结试验数据
Table 5 Results of consolidation tests under second hydration state

围压/kPa	孔隙比	含水率/%	饱和度/%	体胀率/%
0	0.537	16.3	82.5	0.0
10	0.823	30.2	99.9	18.6
50	0.802	29.5	99.9	17.3
100	0.768	28.2	99.9	15.1
200	0.717	26.4	99.9	11.8
100	0.736	27.0	99.9	13.0
10	0.799	29.4	99.9	17.1
100	0.755	27.7	99.9	14.2
200	0.716	26.3	99.9	11.7
400	0.641	23.6	99.9	6.8
800	0.579	21.3	99.9	2.8

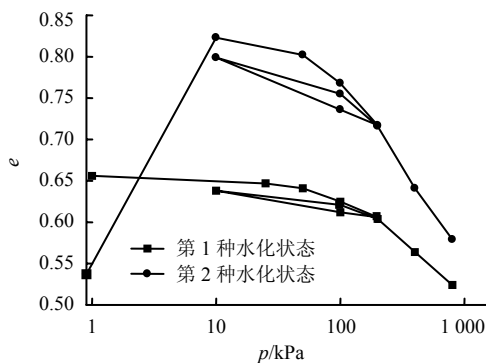


图 3 2 种水化状态下的 $e-lgp$ 关系

Fig.3 $e-lgp$ relationship under different hydration states

在此给出一个解释：虽然无约束条件下水化膨胀稳定后，试样的膨胀势完全释放；但进行固结试验时，孔隙水排出，试样被压缩，由于膨胀土的亲水性导致重新产生了膨胀势，其膨胀受围压的约束而产生膨胀力，这个膨胀力抵消了部分围压，致使 $e-lgp$ 曲线前半段斜率较小，即试样压缩性较小；当围压超过固结屈服应力后，膨胀势被抑制， $e-lgp$ 关系即接近于直线，试样具有更大的压缩性。

由此可见，该固结屈服应力并非完全由先期固结压力所致，而部分因膨胀受约束造成，其相应物理内涵是膨胀力（遇水膨胀时受约束而产生的内应力），这是膨胀土的超固结性与一般超固结黏土有所区别的地方。

第 1 种水化状态下固结屈服应力更大的原因是，其水化饱和过程中的膨胀势尚未完全释放，即开始固结试验，当然它的膨胀力更大，相应固结屈服应力更大。

在此，提供一个旁证，采用恒体积法测得的该膨胀土不同孔隙比下的膨胀力参见文献[8]，将该膨胀力-孔隙比关系，以及 2 种水化状态下的固结屈服应力（分别对应固结试验开始时的孔隙比）同时绘制在图 4 中。可见 2 种水化状态下的固结屈服应力均在恒体积试验获得的膨胀力-孔隙比关系的大致范围内。虽然膨胀力试验是保持体积不变的条件下浸水，而固结试验是水化饱和后加压，水-力作用模式有差别，试样的初始状态也有差别；但图 4 可侧面印证，即使如第 2 种水化状态，在无约束条件下水化膨胀稳定，一旦加压，孔隙比降低，试样还是会产生膨胀力；也能够侧面解释第 1 种水化状态下试样的固结屈服应力（123.2 kPa）高于第 2 种水化状态下相应值（94.5 kPa）的原因。

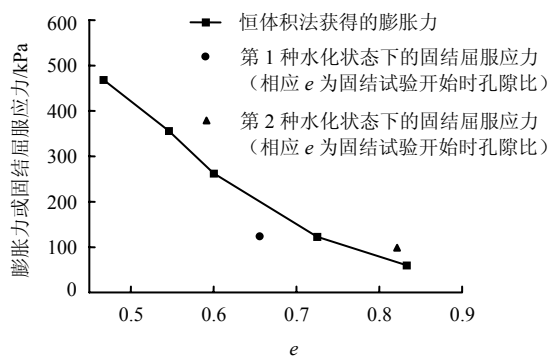


图 4 膨胀力或固结屈服应力与孔隙比的关系

Fig.4 Relationships of swelling pressure/consolidation yield stress vs. void ratio

5 应力-应变-强度特征及分析

5.1 第 1 种水化状态下的固结排水剪应力-应变-强度特征

第 1 种水化状态下的固结排水剪三轴压缩试验应力-应变关系见图 5，其中图 5(a)为主应力差-轴向应变 $(\sigma_1 - \sigma_3) - \epsilon_a$ 关系，图 5(b)为体应变-轴向应变 $\epsilon_v - \epsilon_a$ 关系（文中体应变以压缩为正）。

围压 25 kPa 下试样发生应变软化，当轴向应变为 1.6% 时主应力差达到峰值 96.4 kPa；体变关系方面，试样首先有较小的剪缩（最大压缩体应变为 0.23%），在轴向应变超过 1.15% 后发生剪胀，且剪胀的幅度较大，直至轴向应变达到 19.48% 时（相应膨胀体应变为 -2.28%），剪胀也没有减小的趋势。

随着围压的增大，试样的应变软化现象趋缓；围压为 50 kPa 下的试样先剪缩，轴向应变超过 8.25%后剪胀；围压在 100、200 kPa 下的试样均为剪缩，且随着轴向应变的增大，压缩体应变趋于一个常值。

为分析图 5(a)与图 5(b)中不同围压下应力-应变关系差异性产生的原因，图 5(c)给出了有效平均正应力 p 的发展过程，围压 25 kPa 下， p 最大值不超过 57.1 kPa，为其固结屈服应力 123.2 kPa 的 46.3%，难以抑制膨胀势，因此，其剪胀显著，试样剪胀后孔隙比降低，剪切抗力下降，发生应变软化。围压 50 kPa 下， p 值大体维持在 80~90 kPa 之间，对膨胀有相当的抑制作用，因此，其剪胀与应变软化现象较弱。围压分别为 100、200 kPa 时， p 值均超过固结屈服应力，剪胀被抑制，所以仅发生剪缩，主应力差-轴向应变关系表现为应变强化。

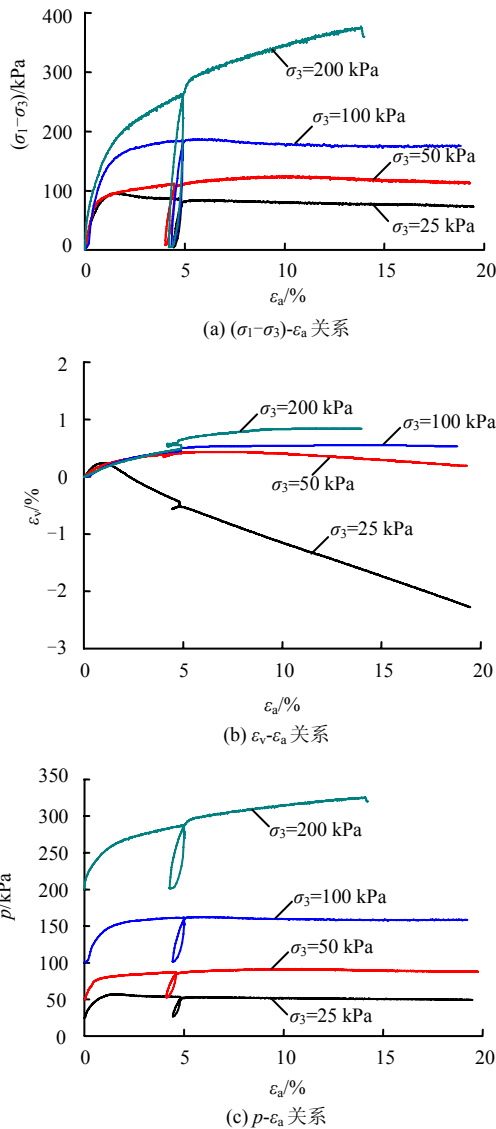


图 5 第 1 种水化状态下的应力-应变关系(CD 试验)
Fig.5 Stress-strain relationships under first hydration state (CD test)

发生应变软化的试样取主应力差峰值点作为破坏点，发生应变强化的试样取轴向应变为 15%的点作为破坏点，绘制破坏应力圆（见图 6）得到有效黏聚力 $c_d=13.3$ kPa，有效内摩擦角 $\varphi_d=26.7^\circ$ ，相关系数 $R^2=0.9981$ 。

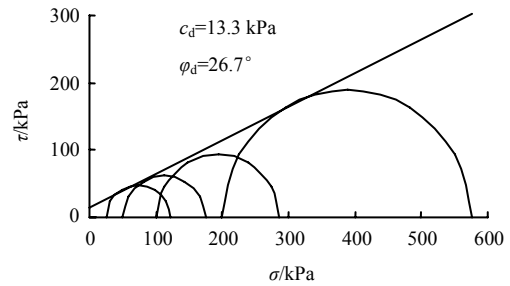


图 6 第 1 种水化状态下固结排水剪强度包线
Fig.6 Shear strength envelope fits to CD test data under first hydration state

5.2 第 1 种水化状态下的固结不排水剪应力-应变-强度特征

第 1 种水化状态下的固结不排水剪三轴压缩试验应力-应变关系见图 7，其中图 7(a)为主应力差-轴向应变关系，图 7(b)为孔压-轴向应变($u-\epsilon_a$)关系，图 7(c)为有效主应力比-轴向应变关系，图 7(d)为有效应力路径 $p-q$ 关系，其中 $p = (\sigma'_1 + 2\sigma'_3)/3$ ， $q = \sigma'_1 - \sigma'_3 = \sigma_1 - \sigma_3$ 。

由图 7(a)可见，主应力差-轴向应变关系曲线大体呈现出应变强化特性，这是由于试验过程中体积不变，膨胀势无法释放，导致孔压降低，有效平均正应力增大（见图 7(d)），试样剪切抗力随之增大，呈现出应变强化。

围压越低，固结屈服应力相对围压越大，膨胀势越难抑制，孔压越早发生转折，围压为 50、100 kPa 时甚至出现了负孔压。

在加载初期，孔压先增大，导致 σ'_3 降低，有效主应力比 σ'_1/σ'_3 增大，而后孔压降低，导致 σ'_3 增大， σ'_1/σ'_3 开始减小，即 σ'_1/σ'_3 峰值点对应 $u-\epsilon_a$ 关系的转折点。在加载初期，低围压下，孔压相对于围压增幅较大，导致有效围压降幅较大；因此，低围压下试样具有更大的 σ'_1/σ'_3 峰值。

鉴于孔压降低导致的高剪切抗力不甚可靠，取 σ'_1/σ'_3 的峰值点作为破坏点，绘制破坏应力圆（见图 8）得到有效黏聚力 $c'=16.1$ kPa，有效内摩擦角 $\varphi'=25.5^\circ$ ，相关系数 $R^2=0.9999$ 。

5.3 第 2 种水化状态下的固结排水剪应力-应变-强度特征

第 2 种水化状态下的固结排水剪三轴压缩试验

应力-应变关系见图 9，其中图 9(a)为主应力差-轴向应变关系，图 9(b)为体应变-轴向应变关系，图 9(c)为有效平均正应力-轴向应变关系。

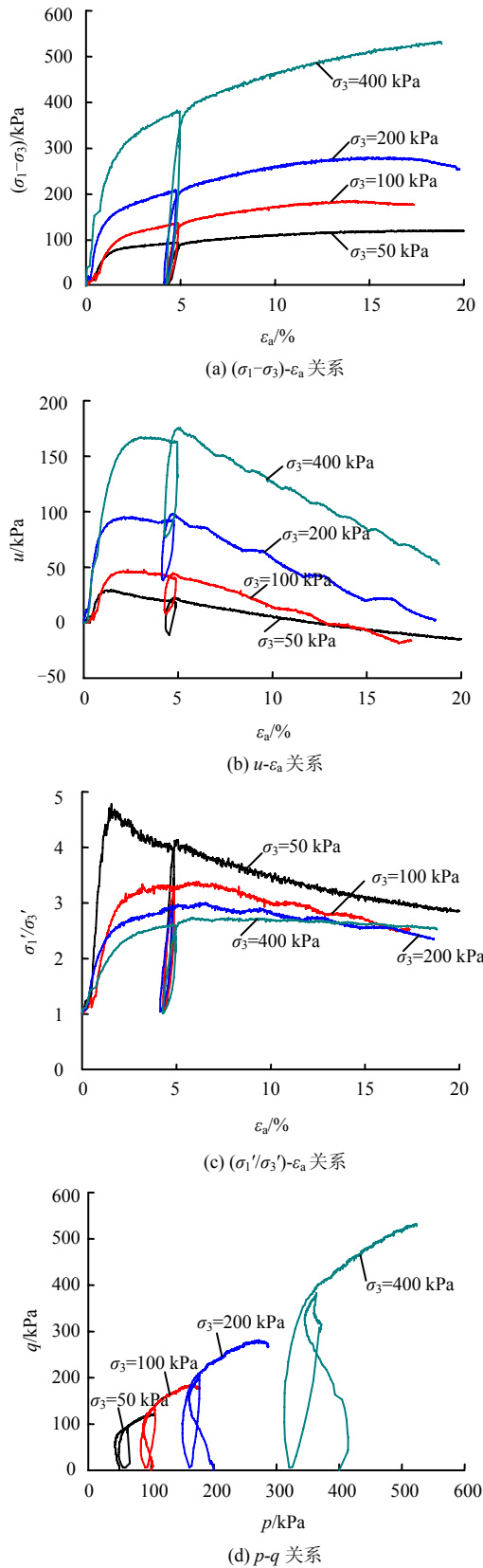


图 7 第 1 种水化状态下的应力-应变关系(CU 试验)
Fig.7 Stress-strain relationships under first hydration state (CU test)

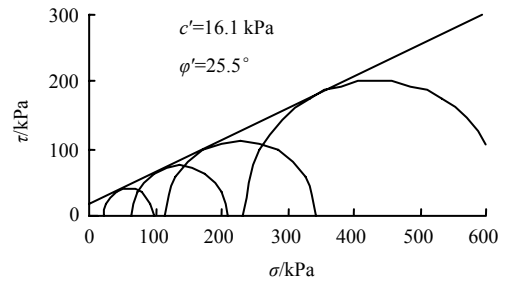


图 8 第 1 种水化状态下固结不排水剪强度包线
Fig.8 Shear strength envelope fits to CU test data under first hydration state

由图 9 可见，各围压下，试样应变软化，但均不显著；剪切过程中呈现出剪缩特性，在轴向应变达到 5%附近时，试样体积不再发生变化。由图 9(c)可见，即使围压 50 kPa 下试样的平均有效正应力也大体在 70~80 kPa 范围内，相对 94.5 kPa 的固结屈服应力，能够较为有效地抑制膨胀势，所以体积变形均为剪缩。

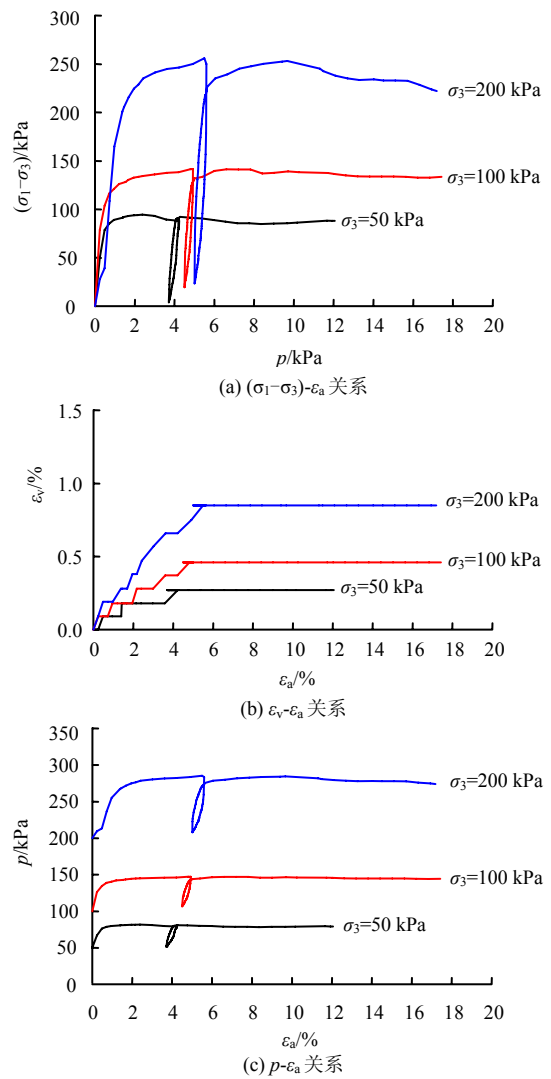


图 9 第 2 种水化状态下的应力-应变关系(CD 试验)
Fig.9 Stress-strain relationships under second hydration state (CD test)

取主应力差的峰值点作为破坏点，绘制破坏应力圆（见图 10）得到有效黏聚力 $c_d=12.9$ kPa，有效内摩擦角 $\varphi_d=20.6^\circ$ ，相关系数 $R^2=0.9988$ 。

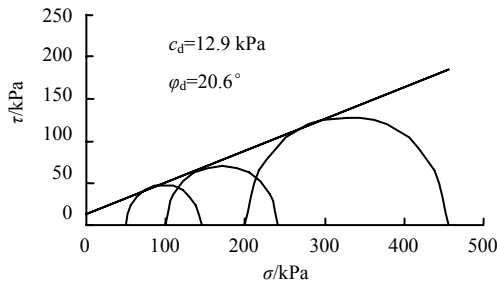


图 10 第 2 种水化状态下固结排水剪强度包线
Fig.10 Shear strength envelope fits to CD test data under second hydration state

6 不同水化状态下的土性参数

6.1 各土性参数的概念与确定方法

Roscoe 等^[9]以塑性体应变为硬化参数，根据能量原理建立了 Cam-clay 模型，Burland^[2]采用不同的能量方程形式构建了 modified Cam-clay(MCC)模型，基于以上工作建立的临界状态土力学^[10]为土体弹塑性本构模拟提供了最基本的框架。MCC 能够有效描述正常固结土的基本特性：应变强化与剪缩，但不能描述超固结土表现出的应变软化与剪胀；但即使如此，MCC 模型参数 λ 、 κ 、 M 是通用的土性参数，应用于包括超固结土与结构性土本构模型（例如 Pender^[11]、姚仰平等^[12]）在内的几乎所有的主流土体弹塑性本构模型中。

临界状态土力学中，将正常固结土各向等压固结试验单调加载过程的 $v - \ln p$ 关系直线称为正常固结线（normal consolidation line 简称 NCL）；将其卸载回弹过程的 $v - \ln p$ 关系直线称为膨胀-再加载线（swelling-reloading line 简称 SRL）：

$$\text{NCL: } v = N - \lambda \ln p \quad (1)$$

$$\text{SRL: } v = v_k - \kappa \ln p \quad (2)$$

式中： v 为比容， $v=1+e$ ； p 为有效平均正应力； λ 为 NCL 的斜率，称为硬化指数； κ 为 SRL 的斜率，称为膨胀指数； N 与 v_k 分别为 NCL 与 SRL 在 $p=1$ kPa 时对应的比容。

正常固结土在 (v, p, q) 空间内的破坏曲线称为临界状态线(critical state line 简称 CSL)，CSL 投影到 $(v, \ln p)$ 平面上平行于 NCL，将土的初始状态分为“湿”和“干”两类；CSL 投影到 (p, q) 平面上通过坐

标原点，其斜率为临界状态应力比 M 。

$$\text{CSL: } v = \Gamma - \lambda \ln p \quad (3)$$

$$q = Mp \quad (4)$$

式中： Γ 为 CSL 在 $p=1$ kPa 时对应的比容。

在土体弹塑性本构模拟中，CSL 的概念被成功用于描述超固结土与结构性土的力学性质^[13-14]。

临界状态土力学模型中弹性体应变 ε_v^e 通过 SRL 确定， ε_v^e 的增量表达式^[9]为

$$d\varepsilon_v^e = \frac{\kappa}{v} \frac{dp}{p} \quad (5)$$

临界状态土力学早期假定剪应变不可恢复，这种假定不符合真实土体特性；在实际应用中通常的做法是假定一个常值泊松比 μ （因泊松比较难精确测定）与弹性体积模量 K （可由 κ 推出）共同推导出弹性剪切模量 G 来计算弹性剪应变 $d\varepsilon_s^e$ ，由于 μ 为假定，从理论上讲这种方法是不准确的。

另一种可行的方法是通过剪切试验过程中卸载-再加载循环实测 G 值，基于增量广义 Hooke 定律，定义土体弹性剪切模量 G 为

$$3G = \frac{dq}{d\varepsilon_s^e} \quad (6)$$

为获得 G ，在剪切过程中分别进行 1 次卸载-再加载循环，用 $\varepsilon_s = \varepsilon_1 - \varepsilon_v/3$ （在常规三轴压缩试验中 ε_1 为轴向应变 ε_a ， ε_s 为剪应变）计算得到 $q - \varepsilon_s$ 曲线。 σ_3 不同回弹斜率也不同； σ_3 相同但 q 不同时，其回弹斜率有一定的差异，若忽略这一影响，则 $G(\sigma_3) = (dq/d\varepsilon_s^e)/3$ ，将其绘制在 $\lg(G/p_a) - \lg(\sigma_3/p_a)$ 图上，并假设为一曲线^[15]，则有

$$G = G_1 p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^n \quad (7)$$

式中： G_1 与 n 为试验常数； p_a 为大气压力，取 101.3 kPa。

6.2 土性参数标定

6.2.1 硬化指数与膨胀指数

将表 4 与表 5 对应的固结试验数据绘制在 $v - \ln p$ 平面上见图 11。

可见 2 种水化状态下 p 从 200 kPa 至 800 kPa 大体为直线段，取该段的 $v - \ln p$ 关系标定的 λ 值见表 6；表中同时给出了取 2 种水化状态下 SRL 的 $v - \ln p$ 关系标定的 κ 值。

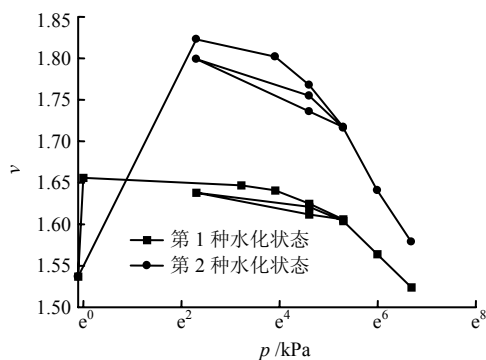


图 11 2 种水化状态下的 $v - \ln p$ 关系

Fig.11 $v - \ln p$ relationships under different hydration states

表 6 2 种水化状态下的 λ 与 κ 值

Table 6 Values of λ and κ under different hydration states

水化状态	λ	κ	固结屈服应力/kPa
第 1 种	0.057 7	0.010 8	123.2
第 2 种	0.098 8	0.026 9	94.5

由 λ 与 κ 值的对比可见，第 2 种水化状态下的饱和压实膨胀土具有更大的压缩性与卸荷后的回弹膨胀性，分析其原因：每级压力下的平衡实际上是有效平均正应力与膨胀力博弈稳定后的状态，2 种水化状态下孔隙比状态不同，试样的膨胀势也不同，造成了 λ 、 κ 值的较大差异。

若超固结性完全由先期固结压力引起，那么不同水化饱和状态下的 λ 、 κ 值理应一致或接近。 λ 、 κ 值的较大差异侧面证实了不同水化状态下饱和膨胀土的超固结性并非完全由压实效应产生的先期固结压力所致，而部分由膨胀受约束造成。

6.2.2 抗剪强度参数

2 种水化状态下饱和和压实膨胀土的抗剪强度参数汇总于表 7。

表 7 不同水化状态下的抗剪强度参数

Table 7 Shear strength parameters under different hydration states

水化状态	排水条件	有效黏聚力/kPa	有效内摩擦角/(°)
第 1 种	固结排水剪	13.3	26.7
第 1 种	固结不排水剪	16.1	25.5
第 2 种	固结排水剪	12.9	20.6

对第 1 种水化状态而言，不排水条件下有效黏聚力稍大于、有效内摩擦角稍小于排水条件下的相应值，实际上，二者在 $p-q$ 平面上的破坏点轨迹非常接近（见图 12），表明排水条件对压实膨胀土抗剪强度的影响有限。

第 2 种水化状态下有效黏聚力的存在，表现出

超固结性；说明即使无约束条件下膨胀势完全释放后，固结排水剪切过程中有效平均正应力的增大还是会导致试样产生膨胀势；与固结屈服应力的情况类似，其 $c_d=12.9$ kPa 略低于第 1 种水化状态下的相应值 13.3 kPa。

另一方面，第 2 种水化状态下 $\varphi_d=20.6^\circ$ 为第 1 种水化状态下 $\varphi_d=26.7^\circ$ 的 77.2%，表明即使同为饱和状态，完全水化膨胀稳定后的剪切抗力比常规饱和和方法下的低，本文认为，是不同水化饱和状态下孔隙比的差别所致。这一点能够为采用饱和强度参数仍不能保证膨胀土边坡与路堤稳定性提供一个解释。

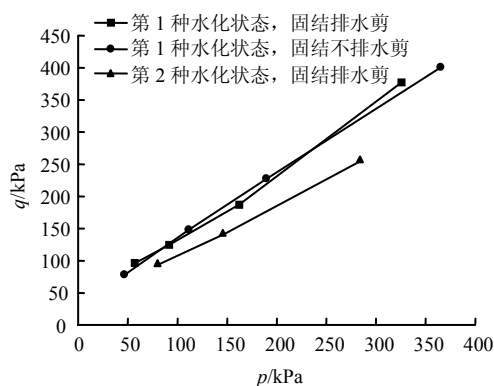


图 12 $p-q$ 平面上的破坏点轨迹

Fig.12 Shear strength lines on the $p-q$ plane

由图 12 可见，3 条抗剪强度线均未通过 $p-q$ 平面的坐标原点，即使在第 2 种水化状态下，抗剪强度线在 q 轴上的截距为 27.3 kPa；如何确定合适的临界状态应力比 M 值得进一步探讨。

6.2.3 弹性剪切模量

按 6.1 节的方法整理获得 $q - \epsilon_s$ 关系，计算回弹线与再压缩线的平均斜率得到 $3G(\sigma_3)$ ，由一元线性回归得到 G_1 与 n 值见表 8。

表 8 不同水化状态下的弹性剪切模量

Table 8 Elastic shear modulus under different hydration states

水化状态	排水条件	G /kPa			n	G_1
		$\sigma_3=50$ kPa	$\sigma_3=100$ kPa	$\sigma_3=200$ kPa		
第 1 种	固结排水剪	7 234.1	10 356.4	12 055.9	0.368 4	95.9
第 2 种	固结排水剪	6 155.3	8 543.7	10 568.2	0.389 9	81.6
第 1 种	固结不排水剪	4 867.3	6 523.0	9 578.1	0.488 3	66.8

由表 8 可见，排水条件下的弹性剪切模量高于不排水条件下的相应值，这是因为排水条件下对应的 σ_3 是有效应力，而不排水条件下对应的 σ_3 是总应

力；同为排水条件下，第 1 种水化状态下的 G 值大于第 2 种水化状态下的相应值，其原因是初始孔隙比的差别。

7 讨论与结论

7.1 不同水化状态下的应力-应变-强度特征规律

从非饱和土力学的角度看，吸力小于进气值的区域为毛细饱和区，虽然孔隙水压力为负值，但由于毛细吸力的效应，土体实质上是饱和的，此时 Terzaghi 有效应力原理仍然适用。对于该压实膨胀土而言，其进气值大体在 100 kPa 左右^[16]，从膨胀势完全释放的状态到进气值对应的含水状态，土体均可认为是饱和的。然而，如文中试验结果所示，即使同为饱和，当膨胀土处于不同水化状态时，其应力-应变-强度特征也存在较大差异，表现在：

(1) 即使同为饱和，不同水化状态下膨胀土的体膨胀率有较大差别；即使膨胀势完全释放，其体膨胀率也随变形约束条件与渗径长短有一定差异。

(2) 2 种水化状态下饱和压实膨胀土的 e - lgp 关系均呈现出明显的屈服现象，其固结屈服应力分别为 123.2、94.5 kPa。

(3) 2 种水化状态下的硬化指数、膨胀指数、弹性剪切模量有较大差别，膨胀势完全释放后的水化状态下饱和压实膨胀土具有更大的压缩性与卸荷后的回弹膨胀性，具有相对较小的弹性剪切模量。

(4) 即使同为饱和强度参数，相对于常规饱和方法(第 1 种水化状态)下测得的 φ_a 值，膨胀势完全释放后的水化状态下测得的 φ_a 值降幅为 22.8%，这一点值得在进行膨胀土工程稳定分析时注意。此处是三轴试验结果，直剪试验结果也存在类似问题，常规饱和方法中抽气饱和时采用的叠式饱和器限制了土样的膨胀，造成其膨胀势无法完全释放。

(5) 固结排水剪三轴试验中，第 1 种水化状态下，低围压下试样应变软化与剪胀，高围压下应变强化与剪缩；第 2 种水化状态下试验围压范围内均发生剪缩和微弱的应变软化。

7.2 机制分析

2 种水化状态下的固结与三轴试验结果表明，饱和和压实膨胀土的应力-应变-强度关系体现出超固结性；在此探讨其超固结性产生的原因。

(1) 第 2 种水化状态下，即水化饱和至稳定状态，膨胀势完全释放后，再进行固结与剪切过程中，有效平均正应力 p 增大， e 减小，仍然会产生膨胀

势，由于试样受约束，会产生膨胀力，当膨胀力小于 p 时，膨胀力会增大土体的刚度与强度，从而表现出超固结性。

(2) 固结过程中，固结压力较小时，膨胀力抵消了部分固结压力，导致压缩性较小(土体刚度较大)，固结压力较大时(如文中大于 200 kPa 时)，膨胀力的影响有限，试样的压缩性增大，这是 e - lgp 关系均呈现出明显的屈服现象的原因。

(3) 在排水剪切过程中，若 p 较小，不足以抑制膨胀势，土体剪胀，若 p 较大，抑制了膨胀势，土体剪缩。

(4) 与一般超固结土的区别之处在于，这种超固结性并非完全由先期固结压力所致(压实土样的制样标准是一致的，而不同水化状态下应力-应变-强度特征存在较大差异)，而部分由土样受荷过程中膨胀受约束造成的。

7.3 讨论

(1) 基于以上分析，本文认为，使用 MCC 描述饱和膨胀土的应力-应变关系是值得商榷的，一是不同水化状态下饱和膨胀土的土性参数存在较大差异，无法合理取值；二是 MCC 难以描述饱和膨胀土所表现出的应变软化与剪胀性。

(2) 使用现有的超固结土模型来描述饱和和膨胀土的应力-应变关系是困难的，因为其大多采用一个与超固结比相关的状态参数，而饱和膨胀土超固结性的物理背景部分是膨胀性。

(3) 不同水化饱和状态下，初始孔隙比不同，膨胀潜势也不同，膨胀潜势与外部约束条件、排水条件与应力状态相互作用，造成其应力-应变-强度特征的差异性，这是膨胀土的特殊性与其本构关系复杂性的一面。

(4) 膨胀性与孔隙比状态相关，考虑如何将膨胀力-孔隙比关系合理引入饱和膨胀土的本构方程来描述其由膨胀性导致的超固结性似乎是一个可行的途径。

致谢：感谢中国科学院武汉岩土力学研究所陈碧君、鲁莉芳工程师在试验方面给予的帮助。感谢香港理工大学土木及结构工程系 Research Associate 胡亮博士、中国科学院武汉岩土力学研究所王勇博士对本文的修改意见。

参 考 文 献

- [1] ALONSO E E, GENS A, JOSA A. A constitutive model for partially saturated soils[J]. *Geotechnique*, 1990, 40(3):

- 405—430.
- [2] BURLAND J B. The yielding and dilation of clay[J]. **Geotechnique**, 1965, 15(2): 211—214.
- [3] GENS A, ALONSO E E. A framework for the behavior of unsaturated expansive clays[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 1992, 29(6): 1013—1032.
- [4] ALONSO E E, VAUNAT J, GENS A. Modelling the mechanical behaviour of expansive clays[J]. **Engineering Geology**, 1999, 54(1—2): 173—183.
- [5] 李雄威, 孔令伟, 郭爱国, 等. 考虑水化状态影响的膨胀土强度特性[J]. **岩土力学**, 2008, 29(12): 3193—3198.
LI Xiong-wei, KONG Ling-wei, GUO Ai-guo, et al. Strength characteristics of expansive soil considering effect of hydrous state[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2008, 29(12): 3193—3198.
- [6] 孔令伟, 周葆春, 白颢, 等. 荆门非饱和膨胀土的变形与强度特性试验研究[J]. **岩土力学**, 2010, 31(10): 3036—3042.
KONG Ling-wei, ZHOU Bao-chun, BAI Hao, et al. Experimental study of deformation and strength characteristics of Jingmen unsaturated expansive soil[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2010, 31(10): 3036—3042.
- [7] 孔令伟, 郭爱国, 赵颖文, 等. 荆门膨胀土的水稳性及其力学效应[J]. **岩土工程学报**, 2004, 26(6): 727—732.
KONG Ling-wei, GUO Ai-guo, ZHAO Yin-wen, et al. Water stability and its mechanical effect of Jingmen expansive soils[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2004, 26(6): 727—732.
- [8] 周葆春, 孔令伟, 郭爱国. 荆门弱膨胀土的胀缩与渗透特性试验研究[J]. **岩土力学**, 2011, 32(增刊 2): 424—429.
ZHOU Bao-chun, KONG Ling-wei, GUO Ai-guo. Experimental study of swelling-shrinkage behaviour and permeability characteristics of Jingmen weak expansive soil[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2011, 32(Supp.2): 424—429.
- [9] ROSCOE K H, SCHOFIELD M A, THURAIRAJAH A. Yield of clays in states wetter than critical[J]. **Geotechnique**, 1963, 13(3): 211—240.
- [10] SCHOFIELD M A, WROTH C P. Critical state soil mechanics[M]. London: McGraw-Hill, 1968.
- [11] PENDER M J. Model for the behaviour of overconsolidated soil[J]. **Geotechnique**, 1978, 28(1): 1—25.
- [12] YAO Y P, HOU W, ZHOU A N. UH model: Three-dimensional unified hardening model for overconsolidated clays[J]. **Geotechnique**, 2009, 59(5): 451—469.
- [13] 张锋. 计算土力学[M]. 北京: 人民交通出版社, 2007.
- [14] 罗汀, 姚仰平, 侯伟. 土的本构关系[M]. 北京: 人民交通出版社, 2010.
- [15] 陆培炎, 陈韶永, 熊丽珍, 等. 水坠坝冲填土弹塑性本构方程[J]. **岩土工程学报**, 1984, 6(2): 23—39.
LU Pei-yan, CHEN Shao-yong, XIONG Li-zhen, et al. Elastoplastic constitutive equation for hydraulic-fill soil of slurry-fall dam[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1984, 6(2): 23—39.
- [16] 周葆春, 孔令伟, 陈伟, 等. 荆门膨胀土土-水特征曲线特征参数分析与非饱和抗剪强度预测[J]. **岩石力学与工程学报**, 2010, 29(5): 1052—1059.
ZHOU Bao-chun, KONG Ling-wei, CHEN Wei, et al. Analysis of characteristic parameters of soil-water characteristic curve (SWCC) and unsaturated shear strength prediction of Jingmen expansive soil[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2010, 29(5): 1052—1059.