

DOI: 10.16285/j.rsm.2018.0825

南阳原状膨胀土不排水剪切性状时效性试验研究

李新明^{1,2}, 孔令伟², 郭爱国²

(1. 中原工学院 建筑工程学院, 河南 郑州 450007; 2. 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, 湖北 武汉 430071)

摘 要: 针对南阳原状膨胀土不同卸荷间歇时间后的三轴不排水剪切特性进行了试验研究。将削好的原状膨胀土样, 在常规三轴仪上首先固结至先期固结应力, 进行不同卸荷比 (0.00、0.50、0.75) 与卸荷间歇时间 (0、1、10、20、30 d) 的三轴不排水剪切试验, 最后对部分土样进行了压汞试验。试验结果表明, 南阳膨胀土力学特性与卸荷间歇时间和卸荷幅度均相关。相同轴向应变时, 经历卸荷过程土样偏应力随卸荷间歇时间减小, 未经历卸荷过程则表现为增大。卸荷间歇时间增加, 孔隙水压力峰值应变 $\varepsilon_{u\max}$ 呈减小趋势。未经历卸荷过程的膨胀土强度随间歇时间增加而线性 (对数坐标) 增大, 而经历卸荷过程的膨胀土强度随卸荷间歇时间的增加而减小, 且以初期 (0~1 d) 降幅最大, 后期变缓并最终趋于稳定状态。其中, 卸荷幅度越大, 膨胀土强度及模量越小, 达到稳定状态所需时间越长。建议边坡开挖后及时支护。在边坡稳定性分析中建议采用 $q_{u\max}$ 进行计算。结合压汞试验与吸 (排) 水量结果, 卸荷间歇时间对原状膨胀土剪切特性的影响受微裂隙发展与颗粒间胶结强化的耦合作用。

关 键 词: 原状膨胀土; 卸荷; 时效性; 剪切强度

中图分类号: TU 473

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2019) 08-2947-09

Experimental study of ageing effect on mechanical properties of Nanyang undisturbed expansive soil

LI Xin-ming^{1,2}, KONG Ling-wei², GUO Ai-guo²

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Zhongyuan University of Technology, Zhengzhou, Henan 450007, China;

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

Chinese Academy of Sciences, Wuhan, Hubei 430071, China)

Abstract: The ageing effect of the triaxial undrained shear properties of Nanyang undisturbed expansive soil was studied. Firstly, the undisturbed expansive soil sample was consolidated under the pre-consolidation stress with the conventional triaxial apparatus. The triaxial undrained shear tests were conducted with different unloading ratios ($R=0.00, 0.50, 0.75$) and unloading time intervals (0, 1, 10, 20, 30 d), respectively. The microstructure features of soil sample was characterized by mercury injection test. Test results show that the mechanical properties of Nanyang expansive soil are closely related to the unloading interval time and unloading amplitude. Under the same axial strain, the deviatoric stress of the soil sample after the unloading process decreases, when the unloading interval ($R=0.5$ and 0.75) increases. While the deviatoric stress without unloading process increases when $R=0$. The peak strain of the pore water pressure decreases with the increase of unloading interval. The shear strength of the expansive soil increases linearly with the increase of the intermittent time (logarithmic coordinates) for $R=0$. However, the strength decreases with the increase of the unloading time interval for $R=0.5$ and 0.75 . Furthermore, it declines fast at the first day (0-1 d) and then becomes slow until stable. Besides, the greater the unloading amplitude is, the smaller the shear strength and modulus are, and the longer it takes to reach a stable state for expansive soil. It is suggested that the slope excavation should be supported timely, and $q_{u\max}$ is recommended in the slope stability analysis. The results of mercury test and absorption (discharge) show that the effect of the unloading interval on the shear characteristics of the undisturbed expansive soil is affected by the coupling effect of microfracture development and intergranular cementation.

Keywords: undisturbed expansive soil; unloading; ageing effect; shear strength

收稿日期: 2018-08-05

基金项目: 国家自然科学基金青年科学基金项目 (No. 51509274); 国家自然科学基金重点项目 (No. 41430634); 河南省高等学校重点科研项目计划 (No. 15A560013)。

This work was supported by the Young Scholars of National Natural Science Foundation of China (51509274), the Key Program of National Natural Science Foundation of China (41430634) and the Key Scientific Research Projects Plan of Henan Higher Education Institutions (15A560013).

第一作者简介: 李新明, 男, 1987 年生, 博士, 副教授, 主要从事特殊土力学与边坡工程的研究工作。E-mail: xinmingli01@163.com

1 引言

膨胀土作为一种富含蒙脱石与伊利石等黏土矿物、微裂隙广泛分布的特殊土,边坡开挖易出现失稳滑塌灾害。以往研究针对膨胀土滑坡的浅层性与多发性等难题,从干湿循环导致土体强度衰减^[1-2]及小应力强度参数较小^[3]等角度进行了深入细致的研究,这对于膨胀土边坡处置及揭示边坡失稳机制具有重要作用。但在膨胀土地区的边坡开挖工程中发现,有些膨胀土边坡在开挖完成后未经历干湿循环过程,也会出现边坡变形或滑塌问题;同时还发现,膨胀土边坡失稳有时发生在渠坡开挖一段时间之后^[4]。这些问题均表明,对于膨胀土边坡失稳机制的研究尚不完全明确,膨胀土边坡失稳具有显著的时间效应。因此,有必要系统开展开挖卸荷作用下膨胀土力学特性随时间的演化规律研究。

土体力学特性时间效应的研究已经进行了几十年,取得了一系列丰硕的研究成果。在膨胀(润)土方面,国内外已有不少学者在静置时间对其微观结构及剪切强度的影响方面进行了大量的试验研究。如 Day^[5]和 Gehling^[6]等对不同静置时间膨胀性黏土样膨胀变形特性深入研究,发现其膨胀变形具有显著的时效性。Delage 等^[7]通过压汞试验和扫描电镜试验对压实 MX80 膨润土进行微结构随静置时间(1、30、90 d)变化规律的研究,发现静置过程使孔隙中的水分在吸力平衡作用下重分布,蒙脱石水化膨胀,进而导致集合体间大孔隙中的水分子逐渐向集合体内与极小孔隙移动。进而, Ye 等^[8]对不同静置时间膨润土样的微观孔隙结构及膨胀力进行量测,发现随着静置时间的增长,土样孔隙结构趋于均匀化,膨润土的膨胀力随静置时间的增长不断减小,且前期减小明显,后期逐渐趋于稳定。Subba Rao 等^[9]也得出类似结论。孙德安等^[10]研究了静置时间(0、5、15、30、90 d)对不同含水率高庙子钠基(GMZ07)膨润土强度的影响,发现 GMZ07 膨润土的剪切强度随静置时间增长而减小,静置 30 d 时强度基本稳定,从非饱和土有效应力角度进行了解释。

上述工作推动了膨胀(润)土力学特性时间效应的进展,但以往研究仍存在以下不足。目前国内

外学者对于膨胀(润)土时间效应的研究集中于胀缩特性与微观结构方面,应力状态主要为无侧限(围压=0)状态,土样以压实重塑样为主。众所周知,边坡开挖对膨胀土体产生显著劣化作用,边坡开挖的不同程度和支护间歇(放置)时间则与土体中的应力释放水平和释放持续时间相对应,膨胀土边坡开挖所形成的应力释放在不同时间下对膨胀土的强度和刚度造成什么样的影响,尚需进一步深入研究。

本文以南阳原状膨胀土为研究对象,利用常规三轴试验系统,开展考虑卸荷时间(0、1、10、20、30 d)与卸荷幅度的膨胀土三轴不排水剪切试验,研究其强度与变形特性随卸荷间歇时间的演化规律。最后,对其剪切强度随卸荷时间的演化机制进行分析。研究可为膨胀土边坡开挖支护提供参考。

2 试验内容与方案设计

2.1 试验土样

土样取自河南省南阳内邓高速公路边坡,距南水北调中线工程渠首约 30 km,采用探坑法取样。土样基本物理性质指标列于表 1。原状膨胀土呈棕褐色,微裂隙密布(见图 1),其渗透系数高达 1.06×10^{-6} 。在黏土矿物组成方面,蒙脱石含量 16%,绿泥石含量 12%,伊利石含量 8%,高岭石含量 10%。按照 Willams 等黏土膨胀势判别方法判定,属中膨胀土。

2.2 试验方案设计

试样制备:原状膨胀土天然含水率较高,饱和度高达 94.4%以上,但仍呈坚硬-硬塑状。同时,其微裂隙密布,削样难度较大。用裁纸刀、削土刀等工具将探坑法取原状样(约 $40 \text{ cm} \times 40 \text{ cm} \times 40 \text{ cm}$)分为多个长方体状土样后,移至切土盘上,用削土刀削成直径为 61.8 mm、高为 125 mm 的圆柱体。将削好的土样用保鲜膜包好后放入保湿缸中待用。

试验设计:采用南京土壤仪器厂 TSZ-6A 型应变控制式三轴仪进行南阳膨胀土固结不排水剪切试验。参考潘林有等^[11]在对上海原状淤泥质黏土的卸荷力学特性研究,引入卸荷比的概念。其中,卸荷比 $R = \frac{\sigma_0 - \sigma_i}{\sigma_0}$, σ_0 为初始围压或先期固结应力, σ_i 为卸荷后围压。

表 1 膨胀土的基本物理性质参数

Table 1 Basic physical parameters of expansive soil

天然含水率 ω /%	天然饱和度 /%	黏粒含量 /%	自由膨胀率 δ_{ef} /%	干密度 ρ /(g/cm ³)	液限 ω_L /%	塑性指数 I_p	渗透系数 k	膨胀势判别
25.4~26.8	94.4~99.7	59.4	58.5	1.56~1.58	55.4	26.2	1.06×10^{-6}	中



图 1 现场取原状膨胀土
Fig.1 Undisturbed expansive soil

膨胀土先期固结压力为 160 kPa, 考虑到先期固结应力对原状土结构性的影响, 试验均先在 160 kPa 围压下进行固结, 固结完成后, 分别卸荷至 160、80、40 kPa, 相对应的卸荷比 R 分别为 0.00、0.50 和 0.75。为模拟边坡开挖过程中土体卸荷后处于吸水或排水状态, 在卸荷后排水阀保持打开状态, 记录土样的吸水或排水量; 对经历 0、1、10、20、30 d 不同卸荷间歇时间后膨胀土样进行不排水三轴剪切试验。剪切完成后取部分试样进行冷冻、干燥, 用于压汞 MIP 试验。试样以等应变剪切速率 0.073 mm/min 剪切至轴向应变 20%。

考虑卸荷幅度与卸荷间歇时间的膨胀土三轴不排水剪切试验方案如表 2 所示。

表 2 试验方案
Table 2 Test programs

初始围压 σ_0 /kPa	剪切前围压 σ_1 /kPa	卸荷比 R	卸荷间歇时间 /d
160	160	0.00	0、1、10、20、30
160	80	0.50	0、1、10、20、30
160	40	0.75	0、1、10、20、30

3 试验结果与分析

3.1 不同卸荷间歇时间对膨胀土应力-应变关系曲线的影响

对不同卸荷幅度原状膨胀土样进行固结不排水剪切试验, 得到偏应力与应变关系曲线。通过对试验结果的分析, 发现卸荷与否膨胀土的应力-应变关系曲线对间歇时间的响应有所差异。卸荷前后土体的应力-应变关系曲线如图 2 所示。

从图 2(a)可以看出, 对于卸荷比 $R = 0.00$ (未经历卸荷过程) 的膨胀土样, 应力-应变关系曲线呈应变硬化趋势, 随着轴向应变的增加, 偏应力逐渐增大并趋于稳定。随着间歇时间 (固结时间) 从 0 d 增加至 30 d, 相同轴向应变时的偏应力逐渐增大,

加载初期其初始刚度也有所增加。这可能与固结时间增长导致土样排水量增加, 进而土样更加密实有关。这与 Vaid^[12]、Bjerrum^[13]、Yasuharu^[14] 及 Mitachi^[15] 等的研究成果相符。

图 2(b)和图 2(c)分别为卸荷比 $R = 0.50$ 和 $R = 0.75$ 时原状膨胀土样的应力-应变关系曲线。可以看出, 在经历了不同的卸荷幅度后, 其应力-应变关系曲线仍呈应变硬化型, 其硬化趋势较未卸荷土样更加显著。与未经历卸荷过程膨胀土样不同的是, $R = 0.50$ 和 0.75 时, 相同轴向应变时其偏应力值整体上随着卸荷间歇时间的增加而减小。类似地, 剪切初期的初始刚度随间歇时间的增大呈减小趋势。

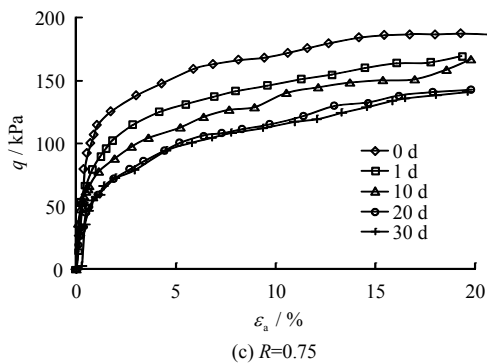
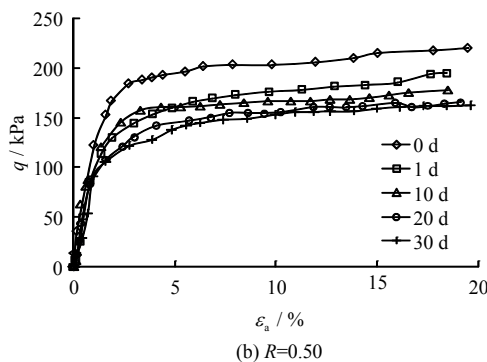
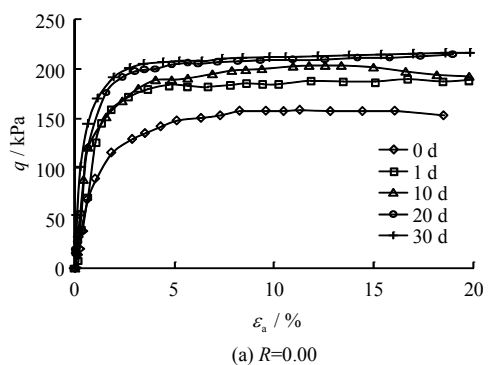


图 2 不同卸荷间歇时间膨胀土应力-应变关系曲线
Fig.2 Stress-strain curves of expansive soil with different unloading intervals

对于 $R = 0.50$ 和 $R = 0.75$ 膨胀土样, 就剪切过程而言, 土样经历了剪切初期偏应力的大幅提高后,

由于剪切应变增加导致土样胶结单元破损增多，卸荷裂隙扩展，应力增加幅度减小，变形模量减小；随着剪切的进一步进行，局部剪切带已经贯通形成宏观剪切带。从破坏模式上来看，试样破坏均为明显的剪切带破坏，这与 Jiang 等^[16]的研究结论相吻合。即在固结应力小于屈服应力时，土体颗粒间与颗粒内部具有足够的结构强度时，土样表现为剪切带破坏。

在开挖卸荷施工中，由于自然环境中水的存在，膨胀土滑动区会从其他孔隙水压力较高区域内吸引水分到剪切带中来，从而引起剪切带土体的劣化。而室内不排水剪切试验中土样处于不排水状态，土样欲吸水而不能^[17]。因此，不排水状态下膨胀土应变硬化所致高剪切强度在工程应用中需特别注意。

3.2 不同卸荷间歇时间对膨胀土孔隙水压力的影响

孔隙水压力的变化规律是土体强度特征的另一种表现形式，土样的剪缩或剪胀特性可通过孔隙水压力进行表达。图 3 为不同卸荷比膨胀土样不排水剪切过程中孔隙水压力的变化规律。

不排水剪切过程中土样总体积不变，孔隙水压力与有效应力逐渐调整。从图 3(a)可知，在卸荷比 $R = 0.00$ 时，孔隙水压力随轴向应变的变化规律表现为先增大后减小趋势。在剪切初始阶段，孔隙水压力持续上升，当轴向应变增加至约 2% 时达到峰值；随着剪切的进一步进行，孔隙水压力进一步减小，直至试样达到破坏状态。各间歇时间下膨胀土孔隙水压力（轴向应变小于 15%）均为正值。孔隙水压力达到峰值后逐渐下降，这表明卸荷比 $R = 0.00$ 的土样在剪切过程中表现出轻微剪胀特征。

图 3(b)和图 3(c)分别为卸荷比 $R = 0.50$ 和 $R = 0.75$ 时原状膨胀土样的孔压-应变关系曲线。可以看出，土样经历了先剪缩后剪胀的体积变化过程。在剪切初始阶段，孔隙水压力持续上升，当轴向应变达到 1%~5% 时达到峰值；随着剪切的进一步进行，孔隙水压力进一步减小并出现负值，直至试样达到破坏状态。卸荷间歇时间越长，相同轴向应变时孔隙水压力越小，卸荷间歇时间强化了膨胀土的剪胀趋势。

为进一步分析卸荷间歇时间对孔隙水压力峰值应变 $\varepsilon_{u,max}$ 的影响规律，将不同卸荷间歇时间与卸荷幅度下膨胀土 $\varepsilon_{u,max}$ 列于表 3。可以看出，相同卸荷间歇时间下， $R = 0.75$ 时由剪缩转变为剪胀对应的应变值较 $R = 0.50$ 减小。这说明卸荷幅度也在一定程度上影响土样的剪胀特性，且卸荷幅度越大剪切膨胀趋势越显著。

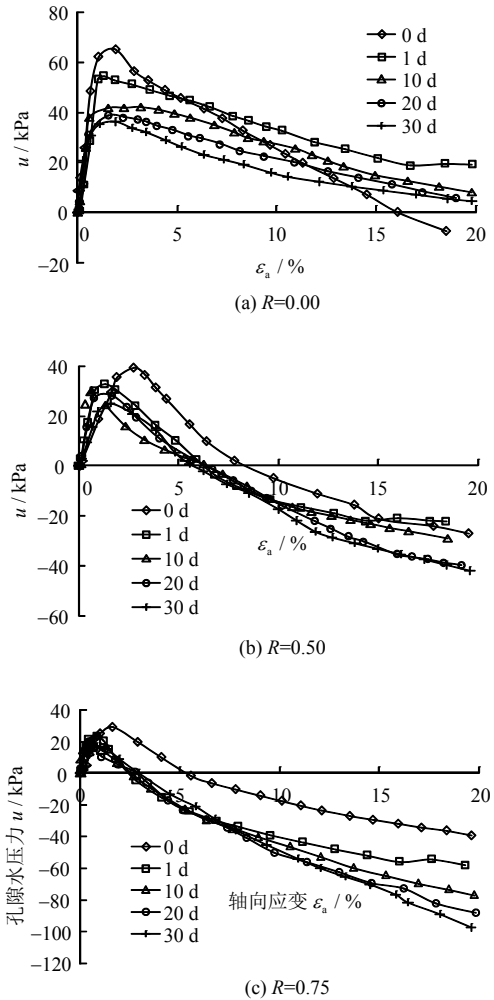


图 3 不同卸荷间歇时间膨胀土孔压-应变关系曲线
Fig.3 Pore water pressure-strain curves of expansive soil with different unloading intervals

表 3 不同卸荷间歇时间峰值孔隙水压力对应应变
Table 3 Peak strain of pore water pressure with different unloading intervals

序号	卸荷比 R	峰值孔隙水压力对应应变 ε_a				
		0 d	1 d	10 d	20 d	30 d
1	0.00	1.99	1.33	1.88	1.53	1.43
2	0.50	2.49	1.34	1.17	1.22	1.17
3	0.75	1.67	0.84	0.57	0.47	0.66

相同卸荷幅度时，随着卸荷间歇时间增加，孔隙水压力峰值应变呈减小趋势，其中以卸荷间歇时间为 0~1 d 时最为显著，10 d 以后基本稳定。卸荷时间越长，膨胀土样脆性性质越显著。这与 Fam^[18]与 Kirkpatrick^[19]等的研究成果相一致。

3.3 不同卸荷间歇时间对膨胀土强度的影响

不排水剪切试验破坏标准影响因素较多，常用的主要有破坏强度 q_f （15%轴向应变时的剪切强度或峰值强度）和 $q_{u,max}$ （峰值孔隙水压力时的剪切应力）。为分析卸荷间歇时间与幅度对原状膨胀土不排

水剪切强度的影响，将试验所得强度 (q_f 和 $q_{u\max}$) 列于表 4。

表 4 不排水剪切试验结果
Table 4 Undrained triaxial shear test results

卸荷时间 间隔/d	R=0.00		R=0.50		R=0.75	
	q_f / kPa	$q_{u\max}$ / kPa	q_f / kPa	$q_{u\max}$ / kPa	q_f / kPa	$q_{u\max}$ / kPa
0	157.89	116.09	211.46	179.30	186.67	125.54
1	187.29	147.19	183.67	112.89	160.39	79.54
10	201.96	172.41	170.29	105.50	149.52	63.16
20	211.71	176.82	163.41	108.12	132.89	44.57
30	214.66	192.11	159.01	105.12	128.91	57.12

从表 4 可以看出，

(1) 无论不排水剪切强度取值标准是 q_f 还是 $q_{u\max}$ ，卸荷比 $R=0.00$ 时，其不排水剪切强度随卸荷时间单调增加。相反地，在卸荷比 $R=0.50$ 和 $R=0.75$ 时，抗剪强度均随卸荷间歇时间的增加而呈减小趋势。以卸荷比 $R=0.75$ 时为例，卸荷间歇时间从 0 增加至 30 d 时，其不排水剪切强度 q_f 和 $q_{u\max}$ 分别从 186.67、125.54 kPa 减小至 128.91、57.12 kPa，降幅达 30.9%和 54.5%。这说明开挖边坡刚形成时，其强度最大，应充分利用该强度，即开挖后应快速支护。这也解释了对于膨胀土边坡，开挖形成时其稳定性尚好，但膨胀土边坡形成一段时间后发生破坏的原因。

(2) 对于 $R=0.50$ 和 0.75 ，卸荷幅度越大，间歇时间对其强度的影响越大。当卸荷比 $R=0.75$ 时，卸荷间歇时间 30 d 时 q_f 与 $q_{u\max}$ 较 1 d 剪切强度降低 20%和 47%；而当卸荷比为 0.5 时，其分别降低了 13%和 27%。

(3) 对比两种剪切强度标准后发现，膨胀土破坏强度 q_f 大于孔隙水压力峰值强度 $q_{u\max}$ 。有学者^[20]认为黏土中孔隙水压力达到峰值时，表征土体剪切带分叉开始，按照应变局部化理论，此时土体即按照此剪切带进行直至破坏。对于膨胀土而言，无论卸荷与否及卸荷时间长短，膨胀土样不排水剪切破坏形式均为明显的剪切带。边坡应变设计应局限在剪切带范围内，故推荐采用孔隙水压力峰值强度 $q_{u\max}$ 进行相关设计计算。

为进一步评价卸荷间歇时间对膨胀土强度（孔隙水压力峰值强度 $q_{u\max}$ ）的影响规律，引入归一化强度 (q/p_0) 进行分析。图 4 为膨胀土与其他地区黏性土归一化强度与间歇时间的变化规律。对于未经历卸荷过程膨胀土样 ($R=0.00$)，其强度随间歇时间（对数坐标）呈线性增长关系，增长速率约为

7.7%，这与 Skabo clay^[13]、Ariaka clay^[14]、Haney clay^[18]及 Onegai clay^[19]基本相同。

相反地，对于经历卸荷过程的原状膨胀土，其强度比随卸荷时间的延长经历了快速下降区、缓慢下降区和稳定区。在 $R=0.50$ 和 $R=0.75$ 状态下，卸荷间歇时间为 0~1 d 时，其强度比均快速下降；在 $R=0.50$ 时，其卸荷间歇时间在 1~10 d 为缓慢下降区，10 d 以后强度达到稳定区；而对于 $R=0.75$ ，在 1~20 d 时，强度比下降趋缓，20 d 后强度才趋于稳定。卸荷幅度越大，达到稳定区所需时间越长。也就是说，对于卸荷土体而言，其在初期会对土样产生较大的损伤，而该损伤与卸荷幅度相关；随着间歇时间的增加损伤在不断积累，同时土体强度也在不断恢复，强度规律如何演化取决于两者所占比重。

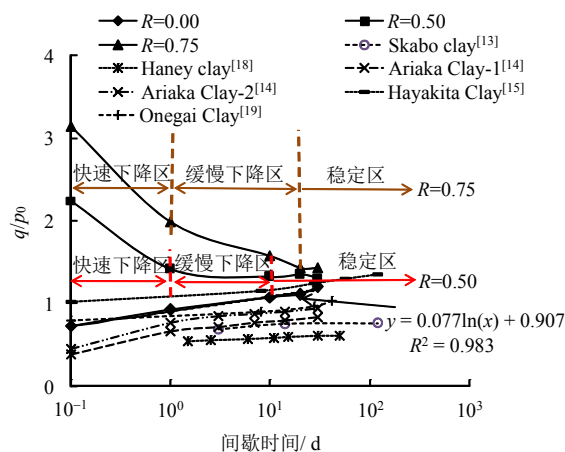


图 4 不同卸荷间歇时间与膨胀土强度关系
Fig.4 The relationship between shear strength and unloading interval

3.4 膨胀土变形模量的时间效应

对于实际岩土工程项目，岩土体的应变都在 3%（甚至更小）以内，而设计所用模量参数通常为试样破坏或者发生较大应变（一般为 15%）时的值^[21]，这对工程建设造成一定的浪费。为探讨不同间歇时间下膨胀土变形特性与应变阶段的相关性，将膨胀土总变形分为小变形段 ($0 < \epsilon_a < 1\%$)、中变形段 ($0 < \epsilon_a < 5\%$) 和大变形段 ($0 < \epsilon_a < 15\%$) 3 段。采用阶段割线模量（即该阶段应力的增量与对应应变的比值）来评价该变形段平均刚度变化程度。根据图 1 中膨胀土应力-应变关系曲线，求得小变形段、中变形段和大变形段 3 个阶段膨胀土的割线模量，分别用 E_1 、 E_5 和 E_{15} 表示。计算结果如图 5 所示。

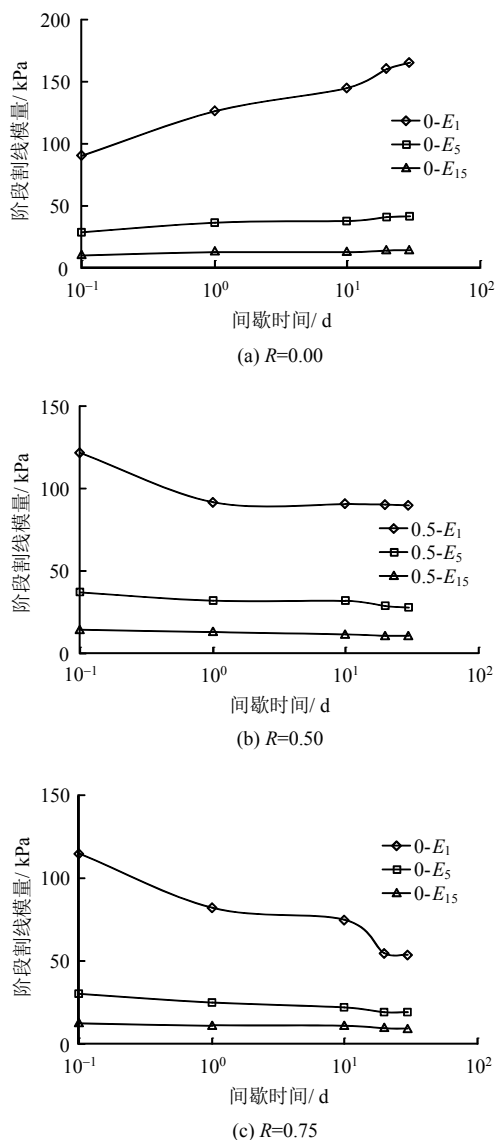


图5 膨胀土阶段割线模量与卸荷间歇时间关系
Fig.5 The relationship between secant modulus and unloading interval for expansive soil

由图5可知,无论是 $R=0.00$ 还是 $R=0.50$ 和 0.75 ,卸荷间歇时间对膨胀土刚度的影响主要集中于小应变阶段割线模量 E_1 、中变形阶段模量 E_5 与大变形阶段模量 E_{15} 随间歇时间的变化幅度相对较小。与强度类似, $R=0.00$ 时模量随卸荷间歇时间增加, $R=0.50$ 和 $R=0.75$ 时模量随卸荷间歇时间衰减。对于边坡开挖而言,应控制边坡变形量,避免小变形阶段模量 E_1 的衰减,这也进一步说明边坡开挖后应及时支护。

对比图5(b)与图5(c)发现,无论是 E_1 还是 E_5 和 E_{15} ,卸荷幅度越大,其模量越小。同时, $R=0.50$ 与 $R=0.75$ 时,其小变形阶段模量 E_1 分别在卸荷间歇时间为1 d和20 d后趋于稳定状态。卸荷幅度越大,土样损伤程度(微裂隙扩展等)越大,卸荷幅度对膨胀土模量有一定影响。

4 膨胀土力学特性时间效应的机制分析

膨胀土样经历卸荷过程后,土样内部微裂隙扩展,随着卸荷间歇时间的增长和卸荷幅度的增加,裂隙扩展更加充分,宏观上表现为抗剪强度、刚度的降低。这在程展林等^[4]在南阳膨胀土试验段开挖过程监测中也得到了证实。与此同时,膨胀土是土体黏粒中含有相当质量强亲水性矿物蒙脱石的水敏性特殊土,在饱和状态下仍有一定的膨胀势,该膨胀势与水化时间呈反比例关系^[7]。有学者研究^[22]也发现,膨胀土的膨胀率随着水化时间的增加而小幅提高,一般在10 d左右达到稳定状态。也就是说,在卸荷应力释放完成后,随着卸荷间歇时间的增加,水化作用导致膨胀土微观结构演化也会导致膨胀土体积膨胀。

相反地,膨胀土在先期固结应力160 kPa下固结,随固结时间的增加,不经历卸荷过程的膨胀土发生蠕变效应,土样孔隙水排出,体积减小,土颗粒进一步靠近,粒间力增强,土样结构更加稳定,土体强度和刚度增大。

不同卸荷间歇时间下膨胀土样排水(吸水)量如图6所示,其中纵坐标为正值为排水,负值则为吸水。

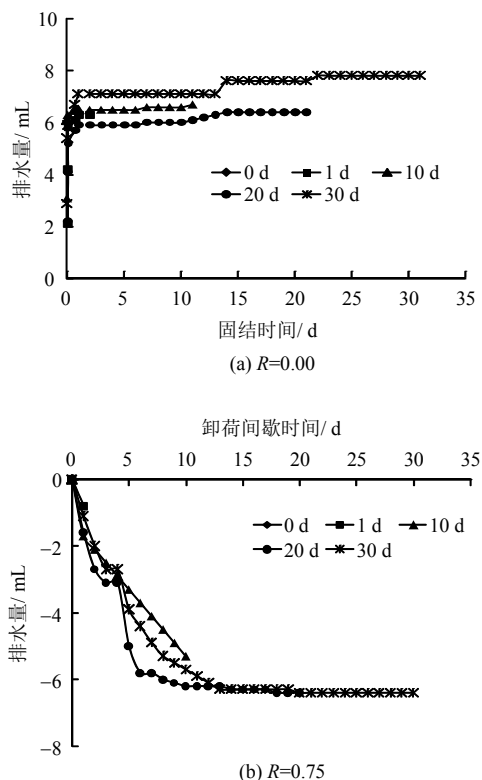


图6 膨胀土的排(吸)水量
Fig.6 Water absorption (discharge) of expansive soil

可以看出， $R = 0.00$ 时膨胀土样随时间增加呈排水状态，而 $R = 0.75$ 时则为吸水状态。这也证实了膨胀土体积变化与卸荷幅度及卸荷间歇时间有关。

图 7 概念性反映了膨胀土微裂隙随卸荷间歇时间的演化过程。原状膨胀土样微裂隙密布，在经历卸荷过程后，微裂隙萌生、扩展并呈张开趋势；而此时，土样与外界连通，处于吸水状态，微裂隙扩展，导致裂隙面软化，土样结构发生破坏。与此同时，水化作用使得膨胀土样进一步劣化。对于膨胀土这种硬黏土，其结构连接比较牢固，且基本单元

体以叠聚体为主。在剪切过程中，最初的变形是弹性的，主要靠牢固的短程连结提供，此时主要是压缩剪切为主，土样表现为剪缩，孔隙水压力为正；但由于卸荷作用导致结构破坏，从而导致剪切应变较小时短程连结就发生破裂和滑移，在结构连结破坏的同时，叠聚体沿着叠聚的薄弱面发生破裂和变形，此时土样有发生体积膨胀趋势，剪胀发生，孔隙水压力下降至负值。这也证实了图 3 中卸荷间歇时间越大，剪缩向剪胀转变的应变逐渐减小的变化规律。

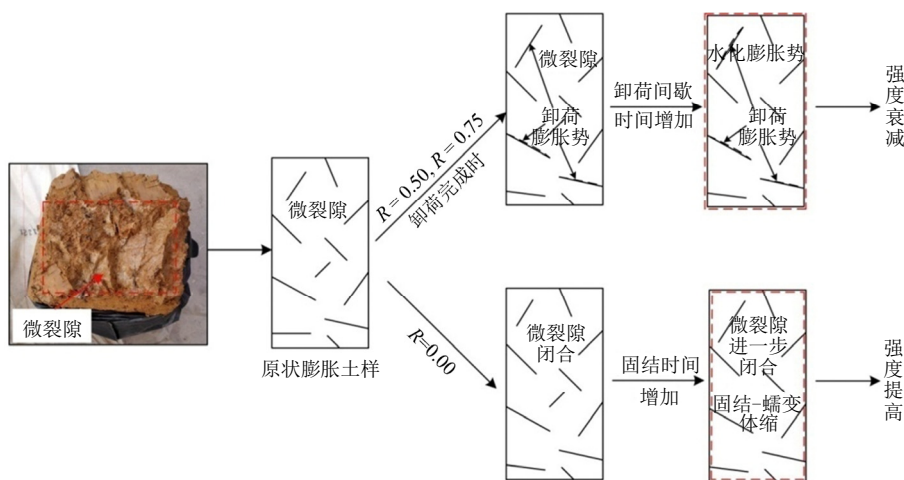


图 7 膨胀土强度演化概念图
Fig.7 Conceptual graph of expansive soil strength evolution

Bjerrum 等^[13]认为，黏土强度随固结时间的增长不排水剪切强度的增加是由颗粒间接触点胶结联结的增加导致的。Leonards 等^[23]通过固结试验验证了胶结键随着固结时间的增加而逐渐形成。未经历卸荷过程膨胀土样在经历一定固结时间后，微裂隙闭合，叠聚体间接触点（面）胶结键随固结时间增长而增加，结构强度进一步增强，不排水剪切强度提高。胶结键的逐渐形成与发展，使土样对剪切变形有较大的抵抗能力，主要体现在土样在小应变下的应力-应变关系影响显著。从应力-应变关系曲线图 2(a) 上来看，间歇时间越长，其初始刚度越大。

事实上，卸荷间歇时间对膨胀土力学特性的影响受卸荷微裂隙发展与颗粒间胶结强化的共同作用。由上述的讨论可知，卸荷微裂隙扩展与颗粒间胶结力的增加对土体强度特性产生截然相反的结果。即卸荷微裂隙发展会使土体强度降低，而颗粒间胶结作用强化会使土体强度增加。卸荷间歇时间对膨胀土力学特性的影响取决于微裂隙发展与颗粒间胶结强化所占的比重。原状膨胀土强度与刚度随

卸荷间歇时间的变化规律是裂隙扩展与土颗粒随时间的胶结联结增强的综合反映。

在三轴不排水剪切试验结束后，对卸荷比 $R = 0.75$ 土样选取部分完整不含裂隙面膨胀土块 (1 cm^3) 进行压汞试验，孔径分布变化曲线如图 8 所示。可以看出，膨胀土样孔径分布呈多峰值特征。卸荷间歇时间 1、10、30 d 时，膨胀土的孔径分布曲线类似。无论是团聚体间孔隙 ($> 20\ \mu\text{m}$)、团聚体内孔隙 ($5\sim 20\ \mu\text{m}$)、颗粒间孔隙 ($0.4\sim 5\ \mu\text{m}$) 还是颗粒内的孔隙 ($< 0.4\ \mu\text{m}$) 分布相差不大。这看似与图 6(b) 中吸水量监测数据相矛盾，实际上验证了膨胀土的裂隙性特征。即随着卸荷间歇时间的增加，土样体积变化主要集中于软弱裂隙面处，而多微裂隙交织的中间完整土块孔隙基本不随时间变化。这也进一步验证了概念图 (见图 7) 的合理性。由此也可以看出，膨胀土样剪切过程中虽处于饱和状态，但膨胀土的裂隙性仍不容忽视，裂隙性仍是膨胀土强度随时间演化规律的内在因素。

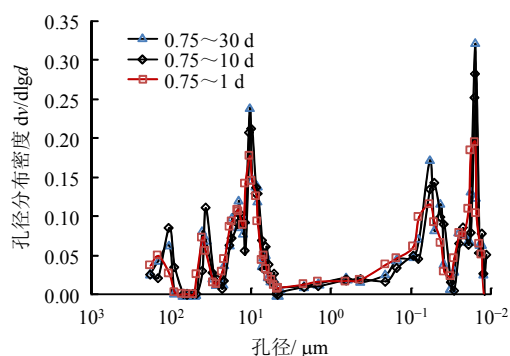


图8 不同卸荷间歇时间膨胀土孔径分布曲线
Fig.8 Pore size distribution of expansive soil with different unloading intervals

5 结论

(1) 采用三轴仪对南阳原状膨胀土不同卸荷间歇时间后的三轴不排水剪切特性进行了试验研究, 试验结果表明, 卸荷间歇时间对南阳膨胀土力学特性具有显著影响, 且该影响与卸荷幅度有关。

(2) 卸荷间歇时间越长, 对于未经历卸荷过程 ($R=0.00$) 的膨胀土样, 相同轴向应变时其偏应力单调增大; 而经历卸荷过程 ($R=0.50$ 和 0.75) 时则逐渐降低。

(3) 无论是否经历卸荷过程, 随着卸荷间歇时间与卸荷幅度增大, 膨胀土孔隙水压力峰值应变均呈减小趋势。未经历卸荷过程膨胀土, 其孔隙水压力基本均为正值, 而经历卸荷过程的膨胀土其孔隙水压力会在初期的小幅增加后降低至负值。

(4) 未经历卸荷过程膨胀土强度随间歇时间增加而线性 (对数坐标) 增大, 而经历卸荷过程膨胀土强度减小随卸荷间歇时间呈快速下降、缓慢下降及稳定状态三阶段, 其中以 $0\sim 1$ d 时降幅最大。

(5) 对比不排水剪切强度的两种标准 q_f 与 $q_{u,max}$, 建议在边坡稳定性分析中采用 $q_{u,max}$ 进行计算。

(6) 综合原状膨胀土的裂隙性与吸水 (排水) 量及压汞试验结果, 分析认为, 对于原状膨胀土, 卸荷间歇时间对膨胀土力学特性的影响受微裂隙发展与颗粒间胶结强化的共同作用。

参考文献

[1] 殷宗泽, 袁俊平, 韦杰, 等. 论裂隙对膨胀土边坡稳定的影响[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(12): 2155—2161.
YIN Zong-ze, YUAN Jun-ping, WEI Jie, et al. Influences of fissures on slope stability of expansive soil[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2012, 34(12): 2155—2161.

[2] 李新明, 孔令伟, 郭爱国, 等. 基于工程包边法的膨胀

土抗剪强度干湿循环效应试验研究[J]. 岩土力学, 2014, 35(3): 675—682.

LI Xin-ming, KONG Ling-wei, GUO Ai-guo, et al. Experimental research on shear strength of expansive soil under wetting-drying cycles based on wrapping method[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2014, 35(3): 675—682.

[3] 肖杰, 杨和平, 李晗峰, 等. 低应力条件下不同密度的南宁膨胀土抗剪强度试验[J]. 中国公路学报, 2013, 26(6): 15—21.

XIAO Jie, YANG He-ping, LI Han-feng, et al. Shear strength test of Nanning expansive soil with various dry densities and low stresses[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2013, 26(6): 15—21.

[4] 程展林, 龚壁卫. 膨胀土边坡[M]. 北京: 科学出版社, 2015.

CHENG Zhan-lin, GONG Bi-wei. Expansive soil slope[M]. Beijing: Science Press, 2015.

[5] DAY R W. Swell-shrink behaviour of expansive compacted clay[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1994, 120 (3): 618—623.

[6] GEHLING W Y Y, ALONSO E E, GENS A. Stress path testing of expansive compacted soils[C]//Proceedings of 1st International Conference on Unsaturated Soils. Paris: [s. n.], 1995, 1: 77—82.

[7] DELAGE P, MARCIAL D, CUI Y J, et al. Ageing effects in a compacted bentonite: a microstructure approach[J]. *Géotechnique*, 2006, 56(5): 291—304.

[8] YE W M, LAI X L, LIU Y, et al. Ageing effects on swelling behaviour of compacted GMZ01 bentonite[J]. *Nuclear Engineering & Design*, 2013, 265(6): 262—268.

[9] SUBBA RAO K S, TRIPATHY S. Effect of ageing on swelling and swell-shrink behaviour of a compacted expansive soil[J]. *Geotechnical Testing Journal*, 2003, 26(1): 36—46.

[10] 孙德安, 张乾越, 张龙, 等. 高庙子膨润土强度时效性试验研究[J]. 岩土力学, 2018, 39(4): 1191—1196.

SUN De-an, ZHANG Qian-yue, ZHANG Long, et al. Experimental study on ageing effect on shear strength of Gaomiaozi bentonite[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2018, 39(4): 1191—1196.

[11] 潘林有, 程玉梅, 胡中雄. 卸荷状态下黏性土强度特性试验研究[J]. 岩土力学, 2001, 22(4): 490—493.

PAN Lin-you, CHENG Yu-mei, HU Zhong-xiong. Experimental study on the shear strength of clay under the unloading state[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2001, 22(4): 490—493.

- [12] VAID Y P, CAMPANELLA R G. Time-dependent behavior of undisturbed clay[J]. **Journal of the Geotechnical Engineering Division**, 1977, 103(12): 693—709.
- [13] BJERRUM L, LO K Y. Effect of again of the shear-strength properties of a normally consolidated clay[J]. **Norwegian Geotechnical Institute Publication**, 1961, 13(2): 147—157.
- [14] YASUHARA KAZUYA, UE SYUNJI. Increase in undrained shear strength due to secondary compression[J]. **Soils and Foundations**, 1983, 23(3): 50—64.
- [15] MITACHI T, FUJIWARA Y. Undrained shear behavior of clays undergoing long-term anisotropic consolidation[J]. **Soils and Foundations**, 2008, 27(4): 45—61.
- [16] JIANG M J. Microscopic analysis of shear band in structured clay[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1998, 20(2): 102—107.
- [17] 刘祖德. 土的抗剪强度的取值标准问题[J]. 岩土工程学报, 1987, 9(2): 11—19.
LIU Zu-de. The criteria for selecting strength parameters of soils[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1987, 9(2): 11—19.
- [18] FAM M A, DUSSEAUULT M B. Effect of unloading duration on unconfined compressive strength[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 1999, 36(1): 166—172.
- [19] KIRKPATRICK W M, KHAN A J. The reaction of clays to sampling stress relief[J]. **Géotechnique**, 1984, 34(1): 29—42.
- [20] 李蓓, 赵锡宏, 董建国. 上海黏性土剪切带倾角的试验研究[J]. 岩土力学, 2002, 23(4): 423—427.
LI Bei, ZHAO Xi-hong, DONG Jian-guo. Experimental study on shear band inclination in Shanghai clay[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2002, 23(4): 423—427.
- [21] 王大雁, 马巍, 常小晓, 等. 深部人工冻土在小应变条件下的刚度特性[J]. 岩土力学, 2006, 27(9): 1447—1451.
WANG Da-yan, MA Wei, CHANG Xiao-xiao, et al. Small-strain stiffness properties of frozen soils in deep alluvium[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2006, 27(9): 1447—1451.
- [22] 蔡鑫. 南阳膨胀土的持水特性及边坡稳定性分析[D]. 郑州: 中原工学院, 2017.
CAI Xin. Soil water characteristics and slope stability analysis of Nanyang expansive soil[D]. Zhengzhou: Zhongyuan University of Technology, 2017.
- [23] LEONARDS G A, RAMIAH B K. Time effects in the consolidation of clays[J]. **Journal of Soil Mechanics and Foundations, Division**, 1964, 90: 116—130.
- [16] 郑允, 陈从新, 刘婷婷, 等. 岩质反倾边坡局部锚杆加固分析方法研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(12): 2990—3001.
ZHENG Yun, CHEN Cong-xin, LIU Ting-ting, et al. Research on the analytical approach of anti-inclined rock slopes after locally reinforced using fully grouted bolts[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2017, 36(12): 2990—3001.
- [17] ZHANG J H, CHEN Z Y, WANG X G. Centrifuge modeling of rock slopes susceptible to block toppling[J]. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, 2007, 40(4): 363—382.
- [18] 蔡静森, 晏鄂川, 王章琼. 反倾层状岩质边坡悬臂梁极限平衡模型研究[J]. 岩土力学, 2014, 35(增刊1): 15—28.
CAI Jing-sen, YAN E-chuan, WANG Zhang-qiong. Study of cantilever beam limit equilibrium model of anti-dip layered rock slopes[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2014, 35(Suppl.1): 15—28.
- [19] ALZO'UBI A K, MARTIN C D, CRUDEN D M. Influence of tensile strength on toppling failure in centrifuge tests[J]. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**, 2010, 47(6): 974—982.
- [20] MEHDI AMINI, ABBAS MAJDI, MOHAMMAD AMIN VESHADI. Stability analysis of rock slopes against block-flexure toppling failure[J]. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, 2012, 45(4): 519—532.
- [21] 刘海军. 皖南山区反倾板岩边坡倾倒变形机理研究[D]. 成都: 成都理工大学, 2012.
LIU Hai-jun. Research on the toppling deformation mechanism of counter-tilt slate slope in the mountainous area of southern anhui [D]. Chengdu: Chengdu University of Technology, 2012.
- [22] ZHENG Y, CHEN C, LIU T, et al. Study on the mechanisms of flexural toppling failure in anti-inclined rock slopes using numerical and limit equilibrium models[J]. **Engineering Geology**, 2018, 237: 116—128.
- [23] AYDAN O, AMINI M. An experimental study on rock slopes against flexural toppling failure under dynamic loading and some theoretical considerations for its stability assessment[J]. **Journal of the College of Marine Science & Technology Tokai University**, 2009, 7: 25—40.

上接第 2946 页