

DOI: 10.11779/CJGE2016S2012

结构性损伤膨胀土三轴加载下的裂隙形态及力学表征

程明书¹, 汪时机^{*1}, 毛新¹, 陈正汉², 江胜华^{1,3}

(1. 西南大学工程技术学院, 重庆 400715; 2. 后勤工程学院建筑工程系, 重庆 400041;

3. School of Civil and Environmental Engineering, Nanyang Technological University, Singapore 639798)

摘要: 基于 Kachanov 连续损伤变量及 Fredlund 非饱和土有效应力理论, 提出了结构性损伤膨胀土的强度表征方法。以南水北调中线工程南阳膨胀土为研究对象, 利用改进型非饱和土三轴仪对不同损伤程度的三组 15 个重塑试样进行控制净围压分别为 50, 100, 150 kPa 的三轴压缩试验, 定量分析荷载作用下初始孔洞损伤基元及裂隙演化形式对膨胀土力学特性的影响。实验表明: 考虑结构性及损伤的非饱和土力学表征能够很好地描述土体的力学行为; 孔洞损伤对膨胀土强度没有一致的强化或弱化效果, 而裂隙发育形态、演化形式对土体结构及强度起主导作用; 围压能够一定程度上抑制裂隙的开展, 通过裂隙面咬合产生强度。根据破坏机制将该力学关系表示为裂隙发育及残余强度两个阶段, 线性硬化破坏、弹性破坏、脆塑性破坏、线性软化破坏四种破坏模式。研究可为揭示膨胀土边坡破坏的力学机制及预测提供新的参考。

关键词: 膨胀土; 损伤; 结构性; 裂隙; 力学表征; 抗剪强度; 三轴试验

中图分类号: TU411 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2016)S2-0073-06

作者简介: 程明书(1989-), 男, 研究生, 主要从事岩土力学方面的研究。E-mail: mingshu.cheng@gmail.com.

Fissure morphology and mechanical characterization for structure-damaged expansive soil under triaxial compression tests

CHENG Ming-shu¹, WANG Shi-ji¹, MAO Xin¹, CHEN Zheng-han², JIANG Sheng-hua^{1,3}

(1. College of Engineering and Technology, Southwest University, Chongqing 400715, China; 2. Department of Architectural Engineering,

Logistical Engineering University of PLA, Chongqing 400041, China; 3. School of Civil and Environmental Engineering, Nanyang
Technological University, 639798, Singapore)

Abstract: Based on the Kachanov's continuous damage variable principle and the Fredlund's effective stress theory for unsaturated soil, a strength characterization method for structure-damaged expansive soil is proposed. The soil taken from South-to-North Water Transfer Project in Nanyang is reconstituted. 15 specimens are divided into three groups with different cylindrical-pore damages. Whereafter, triaxial compression tests are conducted by using a modified multifunction unsaturated soil triaxial apparatus under controlled net confining pressures of 50, 100 and 150 kPa respectively. The influences of the initial pore-damage primitives and fissure evolution under triaxial loading on the mechanical behaviors of expansive soil are analyzed quantitatively. The results indicate that the mechanical characterization of unsaturated soil associated with structure and damage can describe the mechanical behaviors of soil commendably. Cylindrical-pore damage has no consistent weakening or strengthening effect on the strength, while the fissure morphology and evolution forms of soil play a significant role in the structure and strength. The development of fissures can be restrained by the net confining pressure at a certain extent, and the strength is kept through the fissure surface occlusion. Particularly, its mechanical behaviors are characterized by two stages of fissure development and residual strength, and four damage types of linear-hardening, elastic-plastic, brittle-plastic and linear-softening failure modes. The study may provide new references for revealing and predicting the failure mechanism of expansive soil slopes.

Key words: expansive soil; damage; constitutive property; fissure; mechanical characterization; shear strength; triaxial test

0 引言

膨胀土集胀缩性、裂隙性、超固结性于一身, 是一种结构性明显的多损伤地质体^[1], 在环境改变及荷载作用下, 形成宏细观的孔洞、裂隙面、节理面、软弱

基金项目: 国家自然科学基金项目(11572262, 51208078); 中央高校基本科研业务费专项资金项目(XDK2016D016, XDK2015C018)

收稿日期: 2016-05-19

*通讯作者(E-mail: shjwang@swu.edu.cn)

夹层等多形式的损伤基元，致使土体力学性能劣化^[2]。劣化土体既非匀质又非连续，是连续介质理论、弹塑性理论及非饱和土有效应力理论在岩土工程应用中遇到挑战的重要原因。国内外学者从不同的视角进行研究，Gens 与 Alonso^[3]将土体变形划分为宏观及微观两个变形层次，提出了考虑胀缩性的 G-A 模型；Desai^[4]扰动状态概念（DSC）将材料看作是相对完整（RI）与完全调整（FA）状态组成的混合体，材料力学行为视作荷载及环境改变下从 RI 状态转化为 FA 状态的过程；卢再华等^[1]以复合体损伤理论为基础，建立了考虑膨胀土裂隙性、胀缩性、超固结性的弹塑性损伤本构模型；汪时机等^[5, 6]对饱和度 S_r 大于 80% 的初始破损能土体进行 CT-三轴实验研究。

损伤力学是解决损伤材料力学特性，针对非岩土体材料发展起来的一门学科，认为损伤部分材料退出工作。而土体主要是在压应力状态下工作，损伤劣化后并没有完全失效，仍能承担一定的荷载^[7]，损伤土力学研究应注意到该特性。裂隙是膨胀土最典型的损伤形式，可分为原生裂隙与次生裂隙。原生裂隙研究着力于探索地质运动形成的软弱夹层、节理面、结构面及孔洞损伤等对土体强度的影响；次生裂隙研究集中于环境改变（如干湿循环）及荷载作用下裂隙演变机制。干湿循环裂隙对膨胀土强度的影响是综合性的，包括黏聚力和内摩擦角的降低，特别是黏聚力随干湿循环次数的增加而大幅衰减^[8]，换而言之，裂隙通过控制土体结构的完整性来影响膨胀土体强度。

沈珠江^[9]在“破损能土力学”中明确提出，土体破坏实质上是结构性逐渐丧失的过程；Desai^[4]扰动状态函数表征的 RI 状态到 FA 状态的初始响应、观测响应、临界响应也强调了这种结构性变迁。因膨胀土具有较高的塑性与结构性，其初始裂隙状态与损伤方式不同，相同应变增量引起的应力增量差异显著。为反映更接近实际工况的膨胀土的强度与变形规律，须考虑土体的结构性及初始损伤状态。现有的研究多集中于干湿循环裂隙损伤对其强度的影响，而初始损伤状态力学加载下的力学特性少有研究。本文基于损伤力学及非饱和土力学，探讨结构性损伤膨胀土三轴加载过程中的裂隙形态及其力学模式。

1 土体结构性损伤表征方法

1.1 损伤变量与净有效偏应力

非饱和土力学经 Fredlund 等^[10]建立后，得到了广泛的认可与发展，但其并没有考虑土体损伤的实际情况。为考虑损伤对膨胀土力学特性的影响，有必要对损伤状态进行定量描述。Kachanov^[11]在研究工程材料

的蠕变断裂时，提出用连续性变量 ψ 描述材料的损伤状态，之后各国学者也先后定义了不同的损伤变量，但都以 Kachanov 连续变量 ψ 为基础^[2]：

$$\psi = \frac{\tilde{A}}{A} = \frac{A - A^*}{A} \quad . \quad (1)$$

式中， A 表示试样初始横截面， A^* 表示损伤面积， \tilde{A} 表示试样有效承载面积。

Rabotnov^[12]引入与 ψ 相对的损伤变量 D 来表示材料的损伤程度：

$$D = \frac{A - \tilde{A}}{A} \quad , \quad (2)$$

式中 $0 \leq D \leq 1$ ，表征材料从无损到完全损伤的不同状态；名义应力 $\sigma = F/A$ ；有效应力 $\tilde{\sigma} = F/\tilde{A}$ 。

可见，Kachanov 连续性变量 ψ 强调材料的“完整性”，而 Rabotnov 损伤变量 D 强调材料的“损伤性”。随后众多学者关于损伤的研究，多着力于材料的抗拉强度定义损伤性与完整性，土体材料典型的抗压状态未被充分注意到。文献[2]利用 CT-三轴试验，从变形和强度两个角度表明了用有效损伤面积作为膨胀土孔洞损伤类型土体强度表征变量的合理性。本试验膨胀土具有高塑性，且试样含水率设定为 7%，土骨架具有较强的结构性。基于损伤理论^[11]、非饱和土有效应力原理^[10]、黏性土结构性^[9]，考虑土体始初损伤情况加载的力学表征做以下定义：为区别于未考虑损伤的非饱和土有效应力理论，定义 \tilde{q} 为土体既有损伤下的净有效偏应力公式为

$$\tilde{q}' = \tilde{\sigma}'_1 - \tilde{\sigma}'_3 \quad , \quad (3)$$

式中 $\tilde{\sigma}'_1 = \tilde{\sigma}_1 - u_w = F_1/\tilde{A}_1 - u_w$ 表示净有效大主应力； $\tilde{\sigma}'_3 = \tilde{\sigma}_3 - u_w = F_3/\tilde{A}_3 - u_w$ 为净有效小主应力； u_w 表示孔隙水压； $\tilde{\sigma}_1$ 表示净大主应力； $\tilde{\sigma}_3$ 表示净小主应力（kPa）； F_1 、 F_3 ， \tilde{A}_1 、 \tilde{A}_3 分别表示 σ_1 、 σ_3 方向的荷载（kN）及有效承载面积（m²）。

为区别于经典损伤力学材料的抗拉性，体现损伤土体的“抗压性”，即土体损伤基元仍具有一定承载能力，直到荷载与环境的改变迫使材料完全滑移、碎裂、失稳或者失效，引入损伤承载力系数 ξ ： $\xi=0$ 表示土体材料完全损伤或者失稳，不能承担荷载； $\xi=1$ 表示损伤土体能够承受与无损时相同的荷载； $0 < \xi < 1$ 表示损伤土体的不同承载能力。

考虑损伤土体的“结构性”，即内外条件（如内摩擦角、黏聚力、围压）影响下，损伤土体结构保持整体性，不至失稳或者是强度失效，进而分担荷载的特性，引入结构稳定性系数 η ， η 是与 S_r 及 σ_3 相关的函数。需要注意的是， ξ 与 η 是耦合的，即损伤材料承载能力的有效发挥受结构性的影响，结构性又受材

料损伤发展的影响。“抗压性”侧重于表征材料的损伤, “结构性”侧重于刻画材料的整体受力性能。因而考虑损伤及土体结构性的净有效偏应力为

$$\tilde{q}' = \xi\eta \left\{ [F_1 / (\psi_1 A_1) - u_w] - [F_3 / (\psi_3 A_3) - u_w] \right\} , \quad (4)$$

即

$$\tilde{q}' = \xi\eta(\tilde{\sigma}'_1 - \tilde{\sigma}'_3) . \quad (5)$$

1.2 净有效莫尔应力圆

莫尔应力圆用于确定材料介质空间一点的应力状态, 是研究土体黏聚力和内摩擦角、计算土体抗剪强度的有力工具, 其平面方程为^[13]

$$\left(\sigma - \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \right)^2 + \tau^2 = \left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2 . \quad (6)$$

由于地质变迁、干湿循环、重塑、填土等作用, 土体多处于裂隙、孔隙、软弱夹层等损伤状态, 直接应用莫尔应力圆获得的无损抗剪强度与真实值之间具有一定的差异, 有时候甚至是错误的。三轴实验中 $\sigma_2 = \sigma_3$, 其莫尔应力圆可简化, 依据式(1)~(6)可得考虑损伤的净有效莫尔应力圆:

$$\left(\sigma - \frac{\tilde{\sigma}'_1 + \tilde{\sigma}'_3}{2} \right)^2 + \tau^2 = \left(\frac{\tilde{\sigma}'_1 - \tilde{\sigma}'_3}{2} \right)^2 , \quad (7)$$

应力圆圆心为 $(\tilde{\sigma}'_1 + \tilde{\sigma}'_3)/2, 0$, 半径 $R = (\tilde{\sigma}'_1 - \tilde{\sigma}'_3)/2$ 。

计算净有效黏聚力 \tilde{c}' 及净有效内摩擦角 $\tilde{\phi}'$ 时, 取破坏点的圆心为 $(\tilde{\sigma}'_{1f} + \tilde{\sigma}'_{3f})/2, 0$, 半径 $R = (\tilde{\sigma}'_{1f} - \tilde{\sigma}'_{3f})/2$ 。本实验中, 膨胀土试样损伤基元设置为纵向圆柱孔, 故取 $\tilde{\sigma}'_3 = \sigma'_3$ 。

2 方案及试验

2.1 试验土样及初始损伤方案

试验膨胀土取自南水北调中线工程陶岔引水渠, 经过风干、碾碎并过 2.5 mm 标准筛; 通过筛分析-移液管联合分析法获得粒径分布情况。因目标含水率

表 1 试样基本物理性质参数及颗粒级配

Table 1 Basic physical parameters and grain-size distributions of samples

比重 G_s	液限 $w_l/\%$	塑限 $w_p/\%$	自由膨胀 率 $\delta_{ef}/\%$	孔隙 比 e	干密度 $\rho_d/(g\cdot cm^{-3})$	饱和度 $S_r/\%$	含水率 $w/\%$	对应颗粒粒径质量累积百分数/%						
								1.25~2.5	<1.25	<0.63	<0.315	<0.15	<0.075	<0.01
2.73	50.1	18.9	59.9	0.51	1.81	37.32	7.00	22.84	77.16	44.71	29.15	20.33	13.95	8.39
														5.24

表 2 不同初始圆柱孔损伤试样有效截面面积及损伤度

Table 2 Effective areas and damage degrees for different cylindrical pore-damaged conditions of samples

初始有效截面面积 \tilde{A} 及初始损伤度 D	A 组试样					B 组试样					C 组试样				
	AST1	AST2	AST3	AST4	AST5	BST1	BST2	BST3	BST4	BST5	CST1	CST2	CST3	CST4	CST5
\tilde{A}/cm^2	11.42	11.26	11.22	11.20	11.20	11.42	11.35	11.31	11.23	11.21	11.39	11.34	11.11	11.04	11.06
$D/\%$	0.000	0.434	1.108	1.722	1.723	0.000	0.431	1.099	1.718	1.722	0.000	0.431	1.118	1.747	1.745

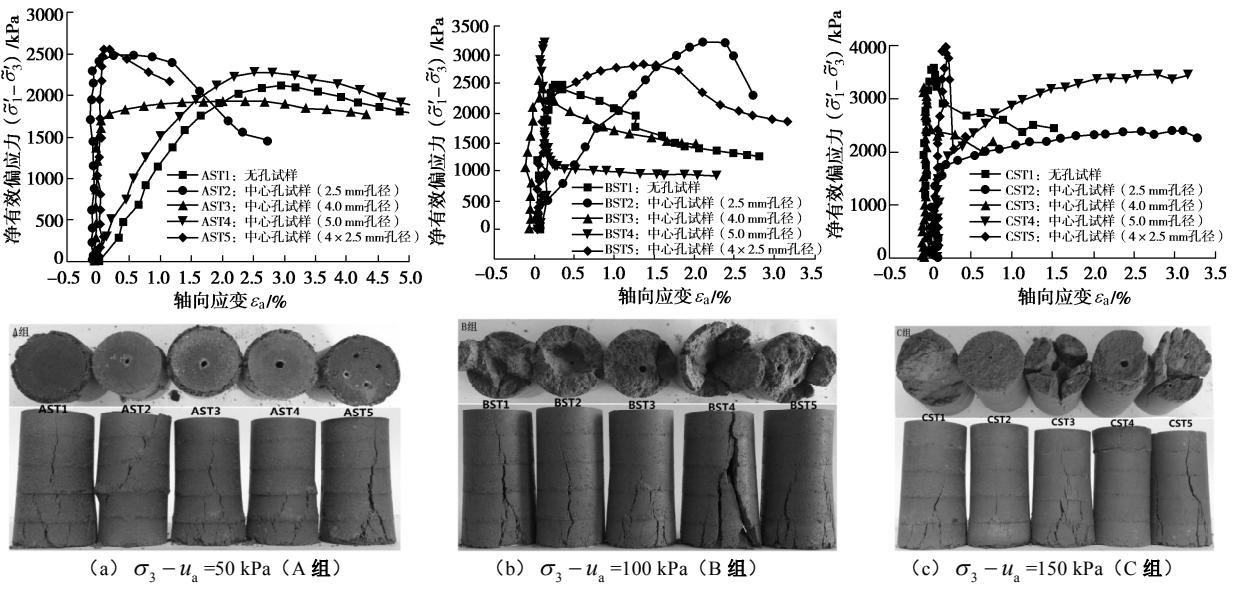


图1 净围压分别为 50, 100, 150 kPa 下 $\tilde{q}' - \varepsilon_a$ 图及相应的三轴压缩破坏图

Fig. 1 $\tilde{q}' - \varepsilon_a$ curves and corresponding specimens tested under net confining pressures of 50, 100 and 150 kPa respectively

高度结构化, 孔洞损伤引起的土体力学强度弱化值与试样总体强度值相对较低, 因而不同损伤程度的试样并没有表现出一致的规律性, 破坏强度($\tilde{\sigma}_{lf}' - \tilde{\sigma}_{3f}'$)达 MPa 量级, 是文献[5]的 3~5 倍。AST3 的($\tilde{\sigma}_{lf}' - \tilde{\sigma}_{3f}'$)最低, 为 1935 kPa, AST5 的($\tilde{\sigma}_{lf}' - \tilde{\sigma}_{3f}'$)最高, 达 2580 kPa, 二者差值达 645 kPa。根据图 1 下部所列的剪切破坏试样图, 主要因为 AST3 压缩剪切过程中形成较多裂隙, 使土体整体性降低, 后期强度降低缓慢, 而 AST5 形成一条主裂隙, 裂隙贯通时达到破坏强度迅速降低。

增大净围压至 100 kPa (B 组), 整体上, 可分为阶段 I 及阶段 II。阶段 I 随 ε_a 的缓慢增加 \tilde{q}' 迅速增加; 阶段 II 为试样达到破坏点后强度迅速降低, 对应的裂隙演化特点是: BST1, BST3~BST5 土体在第一阶段中产生较多不均裂隙致使土体结构劣化, 达到破坏点后迅速崩解; BST2 在阶段 I 产生主裂隙并随着三轴压缩而进一步发育, 微小裂隙较少, 因而有较大轴向应变 (ε_a 达 2.22%)。除 BST2 外, 试样均在轴向应变 ε_a 为 0.25% 内达到破坏点, 这与 A 组试验结果类似。相较于 A 组 $\tilde{q}' - \varepsilon_a$ 关系图, B 组净有效偏应力总体上有所提高, 表明围压抑制裂隙的萌生与发育, 提高抗剪强度; 试样破坏后, 裂隙面变得光滑, 表明在该围压下, 随 ε_a 增大, 剪切面咬合的土壤颗粒断裂磨损, 直至滑移而致使强度迅速降低。破损孔径大小对土体强度的削弱程度差异不大, 这与文献[5]结论一致。

增大净围压至 150kPa (C 组), 全部试样均在 ε_a 为 0.5% 以内 \tilde{q}' 就出现明显的变化, 为阶段 I; 之后仅 CST2 及 CST4 的 \tilde{q}' 有缓慢的增加, 其他试样的 \tilde{q}' 则迅速下降, 为阶段 II。从 CST2 及 CST4 剪切后最脆弱的断面来看, 导致阶段 I 末强度低的原因为: 剪切

开始后试样一端就产生了控制强度的裂隙, 同时该部分保持着较好的“块状”, 因而阶段 II 中强度略有增加。而 CST1, CST3, CST5 强度达到峰值后迅速降低, 因其剪切断裂面互相咬合的土壤颗粒已经被剪断。试样破坏强度最大值为 3944 kPa, 最小值为 2310 kPa, 差值达 1634 kPa。相较于 A、B 两组, 整体上 C 组 \tilde{q}' 明显提高, 表明净围压对抗剪强度有较大的贡献。相同净围压下, 与文献[5, 6]比较, 本实验中不同圆柱孔损伤对试样强度影响并没有一致的增强或者是削弱的作用; 增大净围压, 土体峰值强度有显著的提高。小轴向应变对应的净有效偏应力峰值比文献[5, 6]大, 其原因是该饱和度状态下土体结构性较强, 试样破坏时整体性较好, 一旦产生贯通裂隙, 强度则迅速降低。

3.2 净有效内摩擦角与黏聚力

取三个净围压无损伤试样破坏强度作应力莫尔圆, 如图 2。

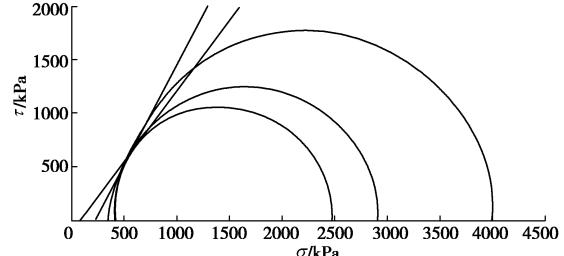


图2 AST1, BST1, CST1 有效应力莫尔圆

Fig. 2 Mohr's cycles of AST1, BST1, CST1

观察图 2, 发现难以绘制应力圆强度包线, 根据应力路径, 以 $[(\tilde{\sigma}_{lf}' + \tilde{\sigma}_{3f}')/2, (\tilde{\sigma}_{lf}' - \tilde{\sigma}_{3f}')/2]$ 为坐标绘制净有效应力路径曲线, 见图 3。将同一损伤程度不同净围压水平的 3 组 15 个试样进行线性拟合, Pearson 相关系数为 0.9961, 调整拟合度 R^2 为 0.9916, 表明应力路径具有良好的线性关系, 试样的净有效内摩擦角

及黏聚力计算式如下:

$$\tilde{\varphi}' = \arcsin(\tan \alpha) , \quad (8)$$

$$\tilde{c}' = \frac{d}{\cos \tilde{\varphi}'} , \quad (9)$$

式中, $\tan \alpha$ 为拟合线(虚线)的斜率, $\tilde{\varphi}'$ 为净有效内摩擦角, \tilde{c}' 为净有效黏聚力。经计算得 $\tilde{\varphi}' = 64.03^\circ$, $\tilde{c}' = 494.14 \text{ kPa}$ 。

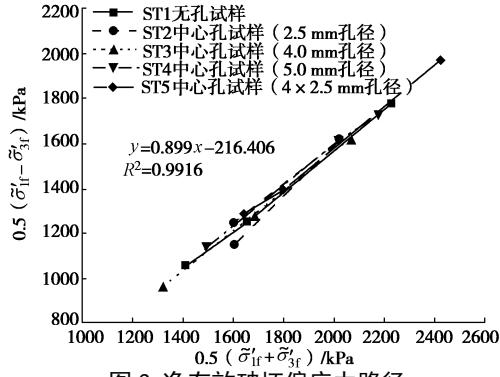


图 3 净有效破坏偏应力路径

Fig. 3 Paths of net effective damage deviatoric stress

3.3 损伤膨胀土应力应变关系概念化表征

综合 A、B、C 三组试样, 破坏总体上可分为两个特征阶段: 阶段 I, $\tilde{\varphi}'$ 接近线性变化, 该阶段是控制土体强度的网状裂隙及主裂隙发育的阶段, 形成不同形式的结构块与结构带; 阶段 II 实质上是阶段 I 的外延, 土体应力达到极限状态, 属于破坏阶段, 一旦土体形成控制强度的裂隙群或主裂隙面, 土体强度就会迅速衰减或者是缓慢衰减。与文献[6]不同, 三轴加载过程中承载面保持着较好的完整性, 并没有出现孔洞-裂隙交互作用及孔洞面积收缩的变形情况, 表明用有效承载面来计算土体强度是合理的。不同孔洞损伤对强度的削弱并没有出现一致的规律, 这是因为膨胀土为高塑性黏土, 土体在该饱和度下具有较高的结构强度。剪切后试样仅在裂隙面出现颗粒滑移、剪切、错位, 并没有出现文献[6]中的孔洞缩小、内部土颗粒随压缩的进行而出现颗粒重排、形状改变的情况, 保持较好的聚合“结构块”状态。另外, 净围压能够使破裂的土块依靠破裂面起伏状颗粒咬合在一起而不至于失稳或强度突然跌落。于是, 根据控制强度的裂隙发育及应力应变关系特征, 将试样应力应变关系抽象简化表征为两阶段四种模式, 如图 4 所示。

两阶段四种破坏模式表示如下:

$$f(\varepsilon) = \begin{cases} (\text{I}) \tilde{\sigma}' = E\varepsilon_a & (\varepsilon_a \leq \varepsilon_c) \\ (\text{II}) \begin{cases} \tilde{\sigma}' + \mu_1(\varepsilon_a - \varepsilon_c) & (\mu_1 > 0) \{ \text{i} \} \\ \tilde{\sigma}' = \text{const} & \{ \text{ii} \} \\ \beta\tilde{\sigma}' & \{ \text{iii} \} \\ \tilde{\sigma}' + \mu_2(\varepsilon_a - \varepsilon_c) & (\mu_2 < 0) \{ \text{iv} \} \end{cases} & (\varepsilon_a > \varepsilon_c) \end{cases}, \quad (10)$$

式中 E 为弹性模量; ε_a 为轴向应变; ε_c 为材料阶段 I 极限应变; $\tilde{\sigma}'_c$ 为净弹性极限偏应力; μ_1 、 μ_2 为阶段 II 斜率; const 表示定值; β 表示应力跌落系数。

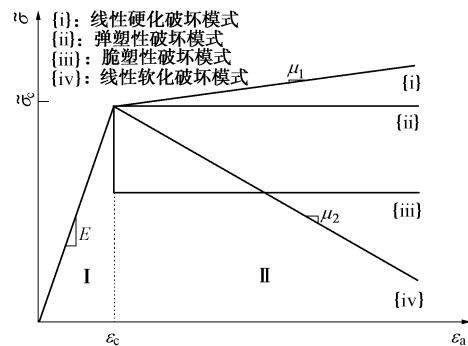


图 4 南阳损伤膨胀土三轴压缩分段线性破坏图

Fig. 4 Staged linear failure schemes of Nanyang expansive soil under triaxial tests

阶段 I ($\varepsilon_a \leq \varepsilon_c$) 为细观裂纹萌生、发育、贯穿、汇合形成宏观裂纹演化阶段, 达到 ε_c 后, 进入到阶段 II ($\varepsilon_a > \varepsilon_c$)。阶段 II 演化出四种应力应变模式, 这与经典弹塑性力学应力应变关系较为相似。{i} 称为“线性硬化破坏模式”, 表示土体结构在阶段 I 中碎化大, 后期强度有一定增长; {ii} 称为“弹塑性破坏模式”, 表示土体前期形成多条控制结构的主裂隙, 阶段 II 应力应变保持基本不变; {iii} 称为“脆性破坏模式”, 表示土体结构达到极限应力峰值后应力突然跌落, 也可称为“结构性模型”^[9]; {iv} 称为“线性软化破坏模式”, 表示土体在较小围压下裂隙面咬合后缓慢而均匀剪损的过程。该概念化表征为后期 CT 扫描获取土体结构性, 构建结构性土体强度本构及预测模型提供了探索性思路。

4 结论与建议

基于有效应力原理与损伤理论, 定义了考虑损伤与结构性的土体净有效偏应力公式及净有效莫尔应力圆方程。通过低饱和度状态下不同初始圆柱孔损伤膨胀土在不同围压下的三轴压缩试验, 研究了既有损伤结构性膨胀土强度随裂隙发育的应力应变关系, 结合课题组前期研究, 结论如下:

(1) 结构性与损伤基元普遍性是膨胀土的基本特性, 是力学表征需要考虑的两个因素。土体材料损伤形成的结构性土体单元承载性能并未因损伤而完全失效, 其承载能力与土体结构整体性与内摩擦特性密切相关。

(2) 不同程度圆柱孔损伤对土体强度具有一定削弱作用, 削弱效果与承载面积有关。相较于前期较高饱和土试样, 因土体结构性相对较强, 裂隙与孔洞没

有产生联合演变，承载力与损伤面积呈现出较为随机的关系。

(3) 净围压能够一定程度抑制裂隙的开展。总体上围压越高，抗剪强度越高；围压的抑制效果与裂隙的开展形式以及裂隙面的咬合形式有关；当剪切-裂隙面随剪切的进行滑裂、破碎，围压作用降低。

(4) 损伤膨胀土三轴加载下裂隙的开展形式对抗剪强度有重大影响，应力应变关系可抽象简化为“两阶段四模式”，即阶段Ⅰ与阶段Ⅱ，线性硬化破坏模式、弹塑性破坏模式、脆塑性破坏模式、线性软化破坏模式，用以表征三轴加载下，不同初始损伤膨胀土在不同净围压下的裂隙演化及相应的应力应变关系。

参考文献：

- [1] 卢再华, 陈正汉. 非饱和原状膨胀土的弹塑性损伤本构模型研究[J]. 岩土工程学报, 2003, **25**(4): 422 - 426. (LU Zai-hua, CHEN Zheng-han. An elastoplastic damage constitutive model of unsaturated undisturbed expansive soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2003, **25**(4): 422 - 426. (in Chinese))
- [2] 程明书, 汪时机, 张雅倩, 等. 膨胀土损伤变量不同表征方法评价的试验研究[J]. 岩土力学, 2015, **36**(10): 2892 - 2898. (CHENG Ming-shu, WANG Shi-ji, ZHANG Ya-qian, et al. Assessment of different damage variable characterizations of expansive soil based on CT-triaxial tests[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, **36**(10): 2892 - 2898. (in Chinese))
- [3] GENS A, ALONSO E E. A framework for the behaviour of unsaturated expansive clays[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1992, **29**(6): 1013 - 1032.
- [4] DESAI C S. Constitutive modeling of materials and contacts using the disturbed state concept: Part 1 Background and analysis[J]. Computers & Structures, 2015, **146**: 214 - 233.
- [5] 汪时机, 韩毅, 李贤, 等. 圆柱孔破损膨胀土强度和变形特性的 CT-三轴试验研究[J]. 岩土力学, 2013, **34**(10): 2763 - 2768. (WANG Shi-ji, HAN Yi, LI Xian, et al. Study of strength and deformation of cylindrical hole damaged expansive soil by CT-triaxial test [J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, **34**(10): 2763 - 2768. (in Chinese))
- [6] 汪时机, 陈正汉, 李贤, 等. 土体孔洞损伤结构演化及其力学特性的 CT-三轴试验研究[J]. 农业工程学报, 2012, **28**(7): 150 - 154. (WANG Shi-ji, CHEN Zheng-han, LI Xian, et al. Pore-damage evolution and mechanical properties of remolded soil by CT-triaxial test[J]. Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering, 2012, **28**(7): 150 - 154. (in Chinese))
- [7] 卢再华, 陈正汉, 蒲毅彬. 原状膨胀土损伤演化的三轴 CT 试验研究[J]. 水利学报, 2002, **33**(6): 106 - 112. (LU Zai-hua, CHEN Zheng-han, PU Yi-bin. Study on damage evolution of natural expansive soil with computerized tomography during triaxial shear test[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2002, **33**(6): 106 - 112.(in Chinese))
- [8] 杨和平, 王兴正, 肖杰. 干湿循环效应对南宁外环膨胀土抗剪强度的影响[J]. 岩土工程学报, 2014, **36**(5): 949 - 954. (YANG He-ping, WANG Xing-zheng, XIAO Jie. The influence of dry-wet cycles effect on strength characteristics of Nanning expansive soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, **36**(5): 949 - 954. (in Chinese))
- [9] 沈珠江. 土体结构性的数学模型——21世纪土力学的核心问题[J]. 岩土工程学报, 1996, **18**(1): 95 - 97. (SHEN Zhu-jiang. Mathematical model of soil structures—the key issues on soil mechanics in 21st century[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1996, **18**(1): 95 - 97. (in Chinese))
- [10] FREDLUND D G, RAHARDJO Harianto. Soil mechanics for unsaturated soils[M]. A Wiley-interscience Publication: John Wiley&Sons, Inc, 1993.
- [11] KACHANOV L M. Time of the rupture process under creep conditions[J]. Isv Akad Nauk SSR Otd Tekh Nauk, 1958, **8**: 26 - 31.
- [12] 赵锡宏, 孙红, 罗冠威. 损伤土力学[M]. 上海: 同济大学出版社, 2000.(ZHAO Xi-hong, SUN Hong, LO Kwang-wei. Damage soil mechanics[M]. ShangHai: Tongji University Press, 2000.(in Chinese))
- [13] 李大勇, 郭彦雪, 高玉峰. 莫尔圆极点法原理及应用[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(10): 1883 - 1888. (LI Da-yong, GUO Yan-xue, GAO Yu-feng. Principle and application of pole point method of Mohr's circle[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(10): 1883 - 1888. (in Chinese))

(责任编辑 明经平)