

DOI: 10.11779/CJGE2018S1007

非饱和结构性黄土侧限压缩和湿陷试验三维离散元分析

李 涛^{1, 2, 4}, 蒋明镜^{*1, 2, 3, 4}, 张 鹏^{1, 2}

(1. 同济大学土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092; 2. 同济大学土木工程学院地下建筑与工程系, 上海 200092;
3. 同济大学岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092; 4. 天津大学土木工程系, 天津 300072)

摘要: 为了研究非饱和结构性黄土在侧限状态下受竖向荷载和增湿作用的宏微观力学性质, 对非饱和重塑和结构性黄土侧限压缩和湿陷试验开展了三维离散元模拟分析。首先通过引入颗粒吸引力考虑黄土颗粒间范德华力和毛细力作用, 引入胶结考虑结构性黄土颗粒间化学胶结作用, 建立结构性黄土三维接触模型; 然后采用分层次压法并考虑颗粒间范德华力制得松散均匀的黄土离散元试样, 在试样中施加毛细力模拟黄土的非饱和性, 施加胶结模拟黄土的结构性; 最后选择合适的接触模型参数, 对试样施加分级竖向荷载并在多级荷载下进行了增湿试验分析。结果表明: 离散元模拟能够再现黄土室内侧限压缩和湿陷试验的主要力学性质, 如重塑黄土的屈服应力和结构性土的结构屈服应力随含水率的减小而增加, 重塑黄土和结构性黄土单线法增湿变形结果基本与双线法结果相同。胶结破坏分析表明, 结构性黄土离散元试样的胶结破坏存在阈值平均应力; 增湿后达到的胶结破坏数与相同竖向压力下的饱和土胶结破坏数相差不大(单双线法相同); 湿陷体应变与胶结破坏数量密切相关。

关键词: 非饱和土; 结构性土; 离散单元法; 侧限压缩试验; 湿陷试验

中图分类号: TU43 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2018)S1-0039-06

作者简介: 李 涛(1985-), 男, 博士研究生, 主要从事结构性土宏微观力学性质研究。E-mail: lettlejn@163.com。

DEM analyses of oedometer and wetting tests on unsaturated structured loess

LI Tao^{1, 2, 4}, JIANG Ming-jing^{1, 2, 3, 4}, ZHANG Peng^{1, 2}

(1. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Department of

Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 3. Key Laboratory of Geotechnical & Underground Engineering,

Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China; 4. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: To investigate the macroscopic and microscopic mechanical performances of unsaturated structured loess, three-dimensional discrete element analyses of oedometer and wetting tests on the unsaturated remolded and structured loess are performed. Firstly, interparticle adhesive force is incorporated to consider the effect of van der Waals attractions and capillary forces, and bonds are introduced in the 3D contact model to calculate the influence of chemical bond. Then a loose and homogeneous DEM sample is produced by the multi-layer under-compaction method (UCM) and the installation of van der Waals forces. The capillary forces and bonds are installed to the contacts to simulate the unsaturated and structural properties, respectively. After parameter determination, stepwise loads are applied and then the sample is wetted at different vertical loads. The simulation reproduces the main mechanical behavior of oedometer and wetting tests on structured loess. Concerning the bond breakage, there is a threshold of vertical stress in the oedometer tests. The bond breakage number of the sample subjected to loading-wetting is similar to the number of the sample under wetting-loading sequence. The wetting-induced volumetric strain is affected by the bond breakage.

Key words: unsaturated soil; structured soil; discrete element method; oedometer test; wetting test

0 引言

天然黄土主要分布在中纬度半干旱地区, 主要分布在甘肃、陕西、山西等地。天然黄土多为风成, 颗粒之间存在黏粒、碳酸钙等胶结物质, 尤其浅层黄土多以较大孔隙的欠压密状态赋存, 称为结构性黄土, 且多处在非饱和状态, 颗粒之间存在毛细力作用。黄

土在其大孔隙胶结结构未遭到破坏时表现出较高的强

基金项目: 国家自然科学基金项目(51579178); 土木工程防灾国家重点实验室自主研究课题基金项目(SLDRCE14-A-04); 国家自然科学基金重点项目(51639008)

收稿日期: 2018-02-24

*通讯作者(E-mail: mingjing.jiang@tongji.edu.cn)

度, 但黄土的粒间胶结在遭到破坏(比如浸水)时, 黄土会表现为湿陷性^[1], 进而形成了各种工程地质灾害, 比如建筑物、构筑物及高速铁路地基的湿陷沉降^[2]、降雨或人工灌溉诱发黄土滑坡^[3]等。

黄土侧限压缩试验和侧限应力状态下湿陷试验有大量的试验研究成果^[4-6], 并被广泛应用于工程问题分析和本构理论^[7]。宏观压缩和湿陷变形性质与微观结构演化有关, 随着观测技术的进步, 不少学者对黄土微观结构开展了电镜扫描、压汞试验^[8]和 CT 扫描试验^[9]。这些室内微观试验可以对土体微观结构和结构演化进行观测, 但难以分析颗粒间相互作用力、土体颗粒间胶结破坏等微观信息。

离散单元法^[10] (Discrete element method, DEM) 将土体看成颗粒集合体, 并通过接触模型假设颗粒间的相互作用, 模拟土体的宏微观力学特性。作为一种数值方法, 具有成本低、可重复性好, 且能够实时监测试样内部颗粒、接触、粒间作用力和胶结破坏等微观信息的优点。近 20 年来, 离散单元法在岩土工程中的应用越来越多^[11], Jiang 等^[12]通过在颗粒间添加胶结作用模拟黄土的结构性, 运用二维离散元方法模拟了结构性黄土侧限压缩和湿陷试验的宏微观力学行为, 但该模拟没有考虑颗粒抗转动能力、成样中未考虑范德华力作用且没有考虑毛细力的可恢复性。在该研究的基础上, 引入颗粒吸引力考虑黄土颗粒间范德华力和毛细力作用, 考虑其可恢复性, 将颗粒吸引力与化学胶结作用分开, 建立结构性黄土三维胶结接触模型; 考虑颗粒间范德华力制成松散均匀的黄土离散元试样; 对非饱和结构性黄土侧限压缩和侧限应力状态下增湿试验进行了三维离散元模拟, 对黄土离散元试样压缩曲线、湿陷变形与微观胶结破坏进行了分析。

1 接触模型简介

本文采用的接触模型考虑颗粒之间的抗弯和抗扭能力^[13], 同时考虑颗粒吸引力(范德华力和毛细力等)和胶结作用。

1.1 颗粒接触计算

颗粒间力和力矩的传递(考虑颗粒吸引力)可按照以下公式计算:

$$F_n^1 = k_n u_n - F_a \quad (u_n \geq 0) \quad , \quad (1)$$

$$F_s^1 \leftarrow F_s^1 - k_s \Delta \delta_s \quad , \quad (2)$$

$$M_r^1 \leftarrow M_r^1 - k_r \Delta \theta_r \quad , \quad (3)$$

$$M_t^1 \leftarrow M_t^1 - k_t \Delta \theta_t \quad . \quad (4)$$

式中 F_n^1 、 F_s^1 、 M_r^1 和 M_t^1 分别为颗粒直接接触而传递的颗粒法向力、切向力(矢量)、颗粒弯矩(矢量)和扭矩; k_n 、 k_s 、 $k_r = 0.25k_n R_c^2$ 和 $k_t = 0.5k_s R_c^2$ 分别为颗粒法向、切向、抗弯和抗扭刚度。其中, F_n^1 根据

颗粒间重叠量 u_n 按全量法计算, $u_n = 0$ 时, $F_n^1 = 0$, F_a 为颗粒间吸引力, 可以代表范德华力和毛细力等, 在新接触生成时其自动赋予(可以恢复)。 F_s^1 、 M_r^1 和 M_t^1 采用增量法计算, $\Delta \delta_s$ 、 $\Delta \theta_r$ 和 $\Delta \theta_t$ 分别为一个计算时步的接触剪切位移增量、弯曲角增量和扭转角增量。考虑颗粒间抗转动时需假设颗粒间有一定的接触面积, R_c 为颗粒的接触半径 $R_c = \beta R$, 式中, β 为颗粒接触半径系数(抗转动系数), R 为接触颗粒的当量半径。

通过式(2)~(4)计算的 $|F_s^1|$ 、 $|M_r^1|$ 和 M_t^1 不能无限增加, 需不大于颗粒接触的抗剪强度、抗弯强度和抗扭强度, 分别按下式计算^[13]:

$$|F_s^1| \leq \mu (F_n + F_a) \quad , \quad (5)$$

$$|M_r^1| \leq 0.25 \zeta_c R_c (F_n + F_a) \quad , \quad (6)$$

$$M_t^1 \leq 0.65 \mu (F_n + F_a) R_c \quad . \quad (7)$$

式中, μ 为颗粒间摩擦系数, ζ_c 为颗粒局部压碎系数^[13]。颗粒接触力和力矩达到以上强度之后无法增加。

颗粒接触的法切向刚度 k_n 和 k_s 按 PFC 软件 (Particle Flow Code) 手册^[14]中的方法由颗粒接触的等效模量 E^* 和法切向刚度比 κ^* 计算。

1.2 胶结计算

如果考虑颗粒之间的胶结作用, 需要计算胶结传递的力和弯矩, 且需要考虑胶结破坏准则。胶结力和力矩可按下列公式计算^[14]:

$$F_n^b \leftarrow F_n^b - K_n^b A_b \Delta \delta_n \quad , \quad (8)$$

$$F_s^b \leftarrow F_s^b - K_s^b A_b \Delta \delta_s \quad , \quad (9)$$

$$M_r^b \leftarrow M_r^b - K_n^b I_b \Delta \theta_r \quad , \quad (10)$$

$$M_t^b \leftarrow M_t^b - K_s^b J_b \Delta \theta_t \quad . \quad (11)$$

式中, F_n^b 、 F_s^b 、 M_r^b 和 M_t^b 分别为胶结法向力、切向力(矢量)、胶结弯矩(矢量)和扭矩; K_n^b 和 K_s^b 分别为胶结法向刚度和切向刚度; $\Delta \delta_n$ 为法向位移增量; $A_b = \pi R_b^2$ 、 $I_b = 0.25\pi R_b^4$ 和 $J_b = 0.5\pi R_b^4$ 分别为胶结截面面积、惯性矩和极惯性矩, 这些形状系数是将胶结简化成圆柱形计算而得, $R_b = \lambda_b R$ 为胶结半径, 其中, λ_b 为胶结半径系数。

胶结法切向刚度 K_n^b 和 K_s^b 按照颗粒与胶结串联思路计算^[15], 考虑了胶结厚度和宽度对胶结刚度的影响, 不再赘述, 用到的参数有胶结等效模量 \bar{E}^* 、粘结材料模量折减系数 η_E 和胶结法切向刚度比 κ_b 。

Shen 等^[16]提出了考虑胶结厚度和宽度的胶结强度计算方法, 此处进行了简化。现将胶结强度计算方法叙述如下。胶结抗压和抗拉强度按下式计算:

$$R_{nc}^b = \sigma_c^b A_b \frac{c_1}{\lambda_b^{c_3}} \exp \left(\frac{c_2 h_0^b}{2R_b} \right) \quad , \quad (12)$$

$$R_{nt}^b = \sigma_t^b A_b \quad .$$

式中, σ_c^b 和 σ_t^b 分别为胶结材料抗压和抗拉强度, 在模型使用中, σ_t^b 可由 σ_c^b 和拉压强度比 η_σ 计算 $\sigma_t^b = \eta_\sigma \sigma_c^b$; $c_1 = 1.45$ 、 $c_2 = -0.7$ 和 $c_3 = 1/6$ 是反映胶结半径和胶结厚度对抗压强度影响的系数。

胶结抗剪、抗弯和抗扭强度按下列公式计算:

$$R_s^b = S_s^b (R_{nc}^b + R_{nt}^b) , \quad (13)$$

$$R_r^b = S_r^b (R_{nc}^b + R_{nt}^b) R_b , \quad (14)$$

$$R_t^b = S_t^b (R_{nc}^b + R_{nt}^b) R_b , \quad (15)$$

式中, S_s^b 、 S_r^b 和 S_t^b 用来反映胶结抗剪、抗弯和抗扭包面的形状,

$$S_i^b = m_i f_n^b [\ln(1/f_n^b)]^{3/5} , \quad (16)$$

其中, 下标 i 可以是 s 、 r 和 t , 对于脆性胶结材料而言, 建议取 $m_s = 0.5$ 、 $m_r = 0.3$ 和 $m_t = 0.36$, f_n^b 为正则化胶结法向力,

$$f_n^b = (F_n^b + R_{nt}^b) / (R_{nc}^b + R_{nt}^b) . \quad (17)$$

复合荷载作用下按椭球计算胶结强度包面:

$$(\frac{F_s^b}{R_s^b})^2 + (\frac{F_r^b}{R_r^b})^2 + (\frac{F_t^b}{R_t^b})^2 \leq 1 . \quad (18)$$

胶结达到强度包面后会发生胶结破坏, 胶结破坏后即不再承担力和力矩(不可恢复)。了解详细的模型抽象过程、公式物理意义等可参考相关文献^[13-16]。

2 试样制备

制备黄土离散元试样采用的颗粒级配曲线如图 1 所示。颗粒密度为 2710 kg/m^3 , 颗粒局部阻尼系数为 0.7; 颗粒等效模量 $E^* = 800 \text{ MPa}$, 颗粒法切向刚度比 $\kappa^* = 1.5$, 颗粒摩擦系数 $\mu = 0.5$, 颗粒接触半径系数 $\beta = 0.21$ 。墙体和颗粒的接触仅承担法向力。

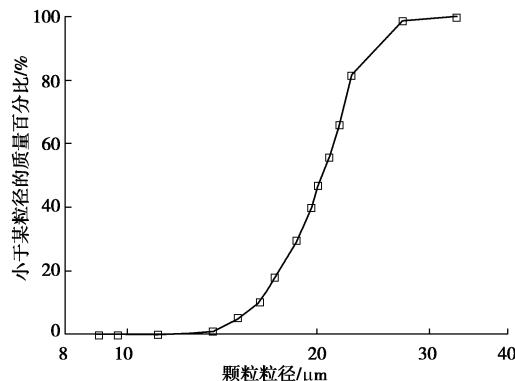


图 1 离散元试样粒径级配曲线

Fig. 1 Grain-size distribution of DEM sample

采用分层欠压法^[17]分五层制备离散元试样, 制备过程中施加范德华力作用, 其大小按 $F_v = \sigma_{\text{van}} d^2$ 计算, d 取中值粒径 d_{50} , $\sigma_{\text{van}} = 4 \text{ kPa}$ 为范德华力系数。

试样生成后在 12.5 kPa 竖向压力下压缩稳定, 而后施加毛细力作用和胶结(重塑样无胶结), 若两个颗粒间的间距小于 $g_c R_b$ ($g_c = 0.1$ 为胶结临界厚度系数) 则生成胶结。

3 微观参数确定

颗粒接触参数已在第 2 节给出, 下面标定反映非饱和性的毛细力和反映结构性的胶结强度参数。

3.1 毛细力

颗粒吸引力是影响非饱和重塑黄土宏观力学表现的主要微观变量之一, 黄土的颗粒吸引力包括范德华力和毛细力等。假定颗粒吸引力(微观量)由黄土的基质吸力(宏观量)决定, 通过使黄土离散元试样三轴试验的黏聚力等于室内试验的吸力黏聚力, 可以标定出黄土离散元试样的颗粒吸引力。

对离散元试样进行多种颗粒吸引力的常规三轴试验可知黏聚力随颗粒吸引力的提高而线性增加, 即:

$$c_s^{\text{DEM}} = \xi_a (\sigma_a - \sigma_{\text{van}}) , \quad (19)$$

式中, $\xi_a = 0.24$ 为拟合参数, σ_a 为颗粒吸引力系数, $F_a = \sigma_a d^2$ 。

分析多个非饱和重塑黄土室内三轴试验, 黏聚力与基质吸力的关系可用下式表示:

$$c_s^{\text{LAB}} = \frac{s_u}{(1 + (s_u / a_{st})^{b_s})^{1-1/b_s}} , \quad (20)$$

式中, s_u 为基质吸力, a_{st} 和 b_s 为拟合参数, 取 $a_{st} = c_{a1} \exp(c_{a2} e_0)$ ($c_{a1} = 750 \text{ kPa}$, $c_{a2} = -4.5$) 和 $b_s = 1.6$ 。

通过令式(19)和式(20)的黏聚力相等, 不难求出离散元模拟中需要施加的颗粒吸引力。因为假定颗粒吸引力由基质吸力决定, 在离散元模拟中需要计算试样的含水率和饱和度, 因此, 在数值模拟中需要建立基质吸力与有效饱和度的关系, 采用 van Genuchten 模型^[18]描述土水特性曲线, 即

$$S_e = \frac{1}{(1 + (s_u / a_{sw})^{b_s})^{1-1/b_s}} , \quad (21)$$

式中, a_{sw} 和 b_s 为拟合参数, 取 $a_{sw} = c_{s1} \exp(c_{s2} e)$ ($c_{s1} = 400 \text{ kPa}$, $c_{s2} = -4.7$) 和 $b_s = 1.6$, e 为试样孔隙比。

3.2 胶结强度

选取胶结等效模量 $E^* = 200 \text{ MPa}$, 模量折减系数 $\eta_E = 0.2$, 胶结法切向刚度比 $\kappa_b = 2$, 胶结半径系数 $\lambda_b = 0.35$ 。

对不同初始有效饱和度的非饱和重塑黄土离散元试样(施加毛细力, 不施加胶结)进行侧限压缩试验离散元模拟, 确定屈服应力与初始有效饱和度的关系:

$$\sigma_y^B = c_{un} (1 - S_e) , \quad (22)$$

式中, $c_{un} = 330 \text{ kPa}$ 为拟合参数。

通过对不同胶结抗压强度的结构性黄土离散元试样(施加胶结, 不施加毛细力)进行侧限压缩试验离散元模拟, 确定屈服应力与胶结抗压强度的关系:

$$\sigma_y^C = \xi_b \sigma_c^b , \quad (23)$$

式中, $\xi_b = 0.018$ 为拟合参数。

通过分析多个结构性黄土室内侧限压缩试验结果, 总结结构屈服应力与饱和度经验关系如下:

$$\sigma_y^A = c_{y1} \exp(c_{y2} S_e e_0^2), \quad (24)$$

式中, $c_{y1} = 1350 \text{ kPa}$ 和 $c_{y2} = -3.1$ 为拟合参数。

在非饱和结构性黄土的离散元模拟中需要同时考虑非饱和性和胶结作用, 同时施加毛细力和胶结, 令 $\sigma_y^C = \sigma_y^A - \sigma_y^B$ 可求得胶结抗压强度 σ_c^b 。

4 离散元模拟

4.1 实施步骤

对离散元试样上下墙体施加荷载, 同时使 4 个侧墙固定, 按下面步骤施加分级荷载 12.5 kPa → 17 kPa → 25 kPa → 35 kPa → 50 kPa → 70 kPa → 100 kPa → 140 kPa → 200 kPa → 280 kPa → 400 kPa → 560 kPa → 800 kPa → 1100 kPa → 1600 kPa → 3200 kPa, 每次施加的荷载约为上级荷载的 $\sqrt{2}$ 倍。试验过程中保持含水率不变, 根据含水率、孔隙比和土水特性曲线计算吸力, 根据吸力计算颗粒吸引力, 新生成的接触会自动施加接触模型和颗粒吸引力。

对非饱和黄土离散元试样进行了快速增湿和逐步增湿试验。首先进行侧限压缩试验, 然后在某压缩荷载作用下, 保持竖向压力不变和侧限条件, 使试样的含水率上升到饱和含水率, 监测试样宏观力学变量的变化。快速增湿是指一次性将含水率上升到饱和含水率, 然后使试样变形稳定, 逐步增湿是指将含水率分多次逐渐上升到饱和含水率, 在每一步变形稳定后才进行下一步增湿。本文逐步增湿的含水率施加顺序为 7.1% → 9.8% → 11.5% → 13.8% → 16.0% → 18.5% → 21.0% → 23.0% → 26.9% → 饱和。

4.2 压缩试验结果

图 2 给出了结构性黄土离散元试样压缩曲线以及与重塑黄土压缩曲线的对比。重塑和结构性黄土的侧限压缩曲线随含水率的减小而右移, 说明其压缩性减小。结构性黄土压缩曲线在起始段斜率很小, 然后在某压力附近开始发生较快的体积变化, 该压力称为结构屈服压力。重塑土屈服压力和结构性土的结构屈服压力随含水率的减小而增加。在含水率较大时(比如饱和结构性土), 结构屈服压力非常明显。通过结构性土和重塑土的压缩曲线的对比, 可以得知结构性土的压缩线逐渐过渡到同等含水率的重塑土的压缩线。在较小和较高压力区间内, 两者的孔隙比差异都不大, 在某段压力区间内, 两者的孔隙比差异较大, 意味着在这个压力区间内, 结构性土表现出抗压密性质, 结构性表现充分。重塑黄土离散元试样不同含水率压缩线的尾部基本是平行的, 而在结构性土压缩曲线上则

是结构性土逐渐靠近重塑土, 这是因为非饱和土中颗粒吸引力是不断在新形成的接触上施加的, 土体最终会处在其正常固结线上, 而结构性土的粒间胶结是不断破坏的, 而后在试验过程中不能重新形成, 土体逐渐接近重塑土的正常固结线。与常见的室内试验基本力学性质^[4]相比, 离散元模拟结果可以重现结构性黄土侧限压缩曲线的结构屈服应力的存在及结构性土向重塑土逐渐靠近的特性。

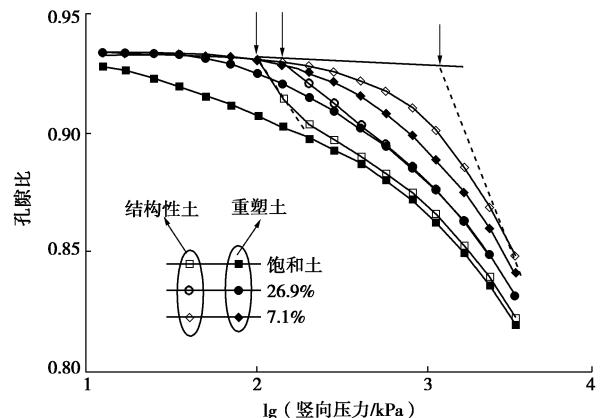


图 2 离散元试样压缩曲线

Fig. 2 Compression curves of DEM samples

图 3 给出了结构性黄土离散元试样压缩试验胶结破坏与竖向压力的关系。从图中可以看出, 在较低压力下, 胶结基本不发生破坏, 在达到某个阈值竖向压力后, 胶结接触开始逐渐破坏。对高含水率试样(室内试验易受困于试样扰动), 阈值竖向压力非常明显, 达到该压力后, 大量的胶结在很小的压力区间内即发生破坏, 这个阈值竖向压力与压缩曲线上确定的结构屈服压力有很好的对应关系。对低含水率试样, 胶结开始破坏时是逐渐破坏, 阈值竖向压力不明显, 在胶结破坏开始之前压缩线就已经发生弯曲。注意到重塑土试样的正常固结线也是发生逐渐弯曲, 在孔隙比变化量值上, 离散元试样压缩性低于室内试验结果, 以上与室内试验结果的不同点是因为离散元试样是比较理想的散粒体, 未考虑颗粒复杂形状、填充型胶结物质、颗粒破碎问题等。

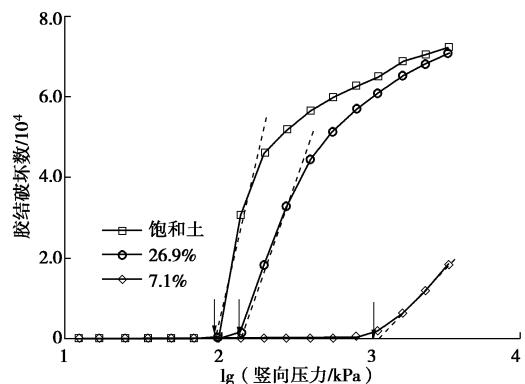


图 3 结构性黄土离散元试样胶结破坏分析

Fig. 3 Bond breakage of structured loess DEM sample

4.3 湿陷试验结果

图4给出了7.1%含水率试样和饱和重塑土的侧限压缩曲线, 同时, 图上给出了非饱和试样在不同竖向压力下湿陷得到的稳定孔隙比数据点和数据值。7.1%含水率试样在逐步湿陷和快速湿陷后的孔隙比基本稳定在与之对应的饱和样(在同等竖向压力下)的孔隙比(单双线法相同)。快速增湿后的孔隙比略小于逐步增湿后的孔隙比, 即在侧限压缩应力条件下湿陷, 快速增湿发生了更大的体应变。

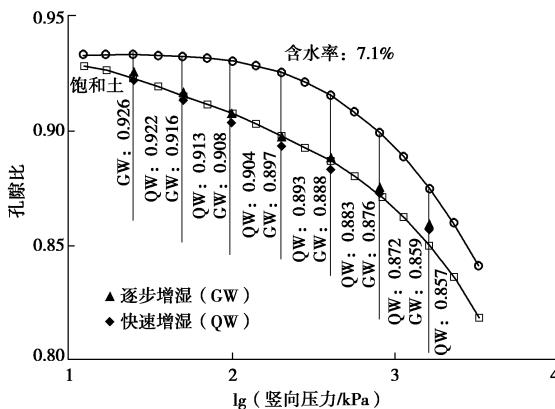


图4 重塑黄土离散元试样增湿孔隙比变化

Fig. 4 Variation of wetting-induced void ratio of remolded loess DEM sample

图5给出了7.1%含水率结构性黄土离散元试样侧限压缩应力状态下湿陷试验的压缩曲线, 图中用数值标出了增湿后的孔隙比。无论是快速增湿还是逐步增湿, 非饱和土增湿后的稳定孔隙比与同等压力下饱和结构性土的孔隙比基本相同, 说明在侧限压缩应力状态下, 单双线法所获得的湿陷性指标基本相同, 这与多数室内试验基本力学性质相符^[6]。值得注意的是, 快速增湿的体应变略大于逐步增湿。在竖向应力远小于结构屈服压力时, 非饱和土和饱和土的压缩曲线接近重合, 因此增湿几乎不引起孔隙比的变化; 而当竖向压力大于结构屈服应力时, 非饱和土的孔隙比因增湿而减小, 发生湿陷。

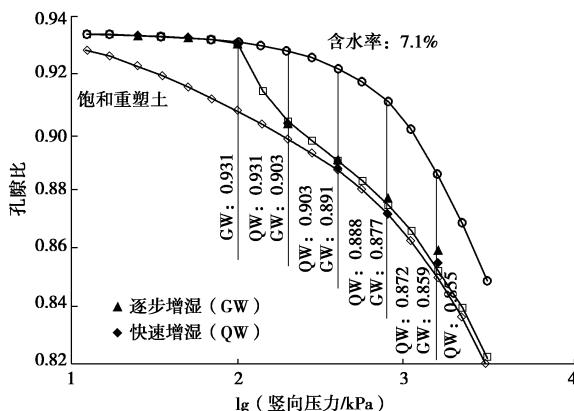


图5 结构性黄土离散元试样增湿孔隙比变化

Fig. 5 Variation of wetting induced void ratio of structured loess DEM sample

图6给出了7.1%含水率结构性黄土离散元试样侧限压缩湿陷试验胶结破坏随竖向压力的变化规律, 图中用数值给出了增湿造成的胶结破坏数。图中可见, 非饱和土在两种增湿方法增湿后的胶结破坏数与同等竖向压力下的饱和土的胶结破坏数相差不大。关于快速增湿和逐步增湿, 快速增湿的胶结破坏数略大于逐步增湿。在竖向应力远小于结构屈服压力时, 增湿几乎不引起胶结破坏; 而当竖向压力大于结构屈服应力时, 胶结破坏数量因增湿而增加。

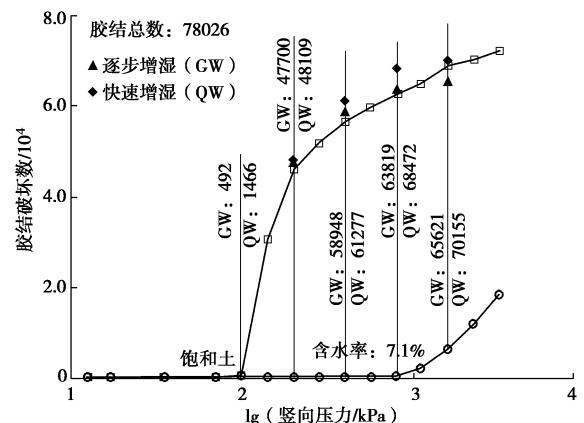


图6 结构性黄土离散元试样增湿胶结破坏分析

Fig. 6 Wetting-induced bond breakage of structured loess DEM sample

5 结 论

通过引入颗粒吸引力考虑黄土颗粒间范德华力和毛细力作用, 引入胶结考虑结构性黄土颗粒间化学胶结作用, 建立结构性黄土三维接触模型; 采用分层欠压法并考虑颗粒间范德华力制成松散均匀的黄土三维离散元试样; 对试样施加分级竖向荷载并在多级荷载下进行了增湿试验离散元模拟。分析了重塑和结构性黄土离散元试样的孔隙比随竖向压力的变化规律, 研究了结构性黄土离散元试样的胶结破坏随竖向压力的变化规律, 分析了重塑和结构性黄土在增湿试验中孔隙比和胶结破坏数量的变化。结果表明:

(1)重塑和结构性黄土离散元试样的压缩性随含水率的减小而减小, 压缩曲线的屈服应力/结构屈服应力随含水率的减小而增加。随着压缩的进行结构性黄土的压缩线逐渐靠近相同含水率的重塑黄土压缩线。胶结破坏过程有竖向压力阈值, 超过阈值之后, 胶结破坏数快速增加, 含水率越高, 胶结破坏过程越剧烈。尤其对于高含水率试样, 结构屈服应力与胶结起始破坏应力有较好的对应关系。

(2)重塑和结构性黄土离散元试样侧限应力状态下快速增湿和逐步增湿试验变形稳定后的孔隙比相差不大(快速增湿略大于逐步增湿), 基本等于饱和重塑黄土侧限压缩试验相同竖向压力下的孔隙比, 即单双

线法结果基本相同。与之对应的,结构性黄土离散元试样两种增湿方法增湿后的胶结破坏数与同等竖向压力下的饱和土的胶结破坏数相差不大,可见,结构性试样湿陷体应变与胶结破坏数密切相关。

在此研究基础上,将对离散元试样颗粒配位数、组构演化和胶结破坏类型等微观信息进一步分析;并对同一黄土离散元试样常规三轴、真三轴压缩及复杂应力状态增湿试验进行三维模拟,分析广义应力路径下离散元试样的宏微观力学性质^[19]。

参考文献:

- [1] ROGERS C D F. Types and distribution of collapsible soils[M]// Genesis and Properties of Collapsible Soils. Springer, 1995.
- [2] DELAGE P, CUI Y J, ANTOINE P. Geotechnical problems related with loess deposits in Northern France[C]// Proceedings of International Conference on Problematic Soils. Famagusta, 2005: 517 – 540.
- [3] XU L, DAI F C, THAM L G, et al. Field testing of irrigation effects on the stability of a cliff edge in loess, North-west China[J]. *Engineering Geology*, 2011, **120**(1): 10 – 17.
- [4] 陈存礼, 蒋 雪, 杨 炯, 等. 结构性对压实黄土侧限压缩特性的影响[J]. *岩石力学与工程学报*, 2014, **33**(9): 1939 – 1944. (CHEN Cun-li, JIANG Xue, YANG Jiong, et al. Influence of soil structure on confined compression behaviour of compacted loess[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2014, **33**(9): 1939 – 1944. (in Chinese))
- [5] MUÑOZ-CASTELBLANCO J, DELAGE P, PEREIRA J M, et al. Some aspects of the compression and collapse behaviour of an unsaturated natural loess[J]. *Géotechnique Letters*, 2011(1): 17 – 22.
- [6] JIANG M J, HU H J, LIU F. Summary of collapsible behaviour of artificially structured loess in oedometer and triaxial wetting tests[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2012, **49**(10): 1147 – 1157.
- [7] 谢定义, 齐吉琳. 土结构性及其定量化参数研究的新途径[J]. *岩土工程学报*, 1999, **21**(6): 651 – 656. (XIE Ding-yi, QI Ji-lin. Soil structure characteristics and new approach in research on its quantitative parameter[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1999, **21**(6): 651 – 656. (in Chinese))
- [8] JIANG M J, ZHANG F G, HU H J, et al. Structural characterization of natural loess and remolded loess under triaxial tests[J]. *Engineering Geology*, 2014, **181**: 249 – 260.
- [9] 蒲毅彬, 陈万业, 廖全荣. 陇东黄土湿陷过程的CT结构变化研究[J]. *岩土工程学报*, 2000, **22**(1): 52 – 57. (PU Yi-bin, CHEN Wan-ye, LIAO Quan-rong. Research on CT structure changing for damping process of loess in Longdong[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2000, **22**(1): 52 – 57. (in Chinese))
- [10] CUNDALL P A, STRACK O D L. A discrete numerical model for granular assemblies[J]. *Géotechnique*, 1979, **29**(1): 47 – 65.
- [11] O'SULLIVAN C. Particle-based discrete element modeling: geomechanics perspective[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2011, **11**(6): 449 – 464.
- [12] JIANG M J, LI T, HU H J, et al. DEM analyses of one-dimensional compression and collapse behaviour of unsaturated structural loess[J]. *Computers and Geotechnics*, 2014, **60**: 47 – 60.
- [13] JIANG M J, SHEN Z F, WANG J F. A novel three-dimensional contact model for granulates incorporating rolling and twisting resistances[J]. *Computers and Geotechnics*, 2015, **65**: 147 – 163.
- [14] ITASCA. User manual of particle flow code[Z]. 2015.
- [15] 李 涛. 非饱和结构性黄土三维离散元模拟与本构模型研究[D]. 上海: 同济大学, 2007. (LI Tao. Three-dimensional DEM simulation and constitutive model of unsaturated structural loess[D]. Shanghai: Tongji University, 2007. (in Chinese))
- [16] SHEN Z F, JIANG M J, WAN R. Numerical study of inter-particle bond failure by 3D discrete element method[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2016, **40**(4): 523 – 545.
- [17] JIANG M J, KONRAD J M, LEROUAIL S. An efficient technique for generating homogeneous specimens for DEM studies[J]. *Computers and Geotechnics*, 2003, **30**(7): 579 – 597.
- [18] VAN GENUCHTEN M T. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils[J]. *Soil Science Society of America Journal*, 1980, **44**(5): 892 – 898.
- [19] JIANG M J, LIU J, SHEN Z F, et al. Exploring the critical state properties and major principal stress rotation of sand in direct shear test using the distinct element method[J]. *Granular Matter*, 2018, **20**(2): 25.

(本文责编 胡海霞)