

DOI: 10.11779/CJGE2019S2001

# 结构性砂土力学特性三维离散元分析

蒋明镜<sup>1, 2, 3, 4</sup>, 石安宁<sup>1, 2</sup>, 刘俊<sup>3, 4</sup>, 张伏光<sup>5</sup>

(1. 天津大学建筑工程学院土木工程系, 天津 300072; 2. 天津大学水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300072; 3. 同济大学土木工程防灾重点实验室, 上海 200092; 4. 同济大学地下建筑与工程系, 上海 200092; 5. 石家庄铁道大学土木工程学院, 河北 石家庄 050043)

**摘要:** 利用离散元法对结构性砂土的三轴试验进行了三维数值模拟并对其宏观特性进行了分析。首先将考虑胶结尺寸(宽度和厚度)的三维胶结接触模型导入离散元软件 PFC3D 中, 对结构性砂土数值试样进行三轴试验数值模拟; 然后对比分析离散元模拟与室内试验结果; 最后从宏观力学角度对试验结果进行了分析。离散元模拟结果表明: 结构性砂土与无胶结松散砂土表现不同, 其在低围压时表现出应变软化和体积剪胀特征, 并随胶结含量的增加或围压的减少而愈发显著, 在高围压时则呈应变硬化和体积剪缩现象; 低平均应力时, 随胶结含量的增加, 试样峰值内摩擦角、黏聚力以及内摩擦角均增加, 其中黏聚力增加较为明显, 随着平均应力的增加, 峰值强度包线逐渐趋向于无胶结土。

**关键词:** 结构性砂土; 三轴试验; 离散元法; 应力-应变关系; 强度包线

中图分类号: TU441 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2019)S2-0001-04

**作者简介:** 蒋明镜(1965—), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事天然结构性黏土、砂土、非饱和土、太空土和深海能源土宏微观试验、本构模型和数值分析研究。E-mail: mingjing.jiang@tju.edu.cn。

## Three-dimensional distinct element analysis of mechanical properties of structured sands

JIANG Ming-jing<sup>1, 2, 3, 4</sup>, SHI An-ning<sup>1, 2</sup>, LIU Jun<sup>3, 4</sup>, ZHANG Fu-guang<sup>5</sup>

(1. Department of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 2. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 3. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 4. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;  
5. School of Civil Engineering, Shijiazhuang Tiedao University, Shijiazhuang 050043, China)

**Abstract:** The three-dimensional (3D) distinct element method (DEM) is employed to investigate the behaviours of cemented sands at the macro-scale in triaxial tests. A 3D bond contact model is implemented in a DEM commercial software (PFC<sup>3D</sup>) to simulate the triaxial tests on cemented specimens, and the simulated data are compared with the experimental results. Finally, the underlying mechanism behaviour is discussed at the macroscopic scale. The DEM results show that, the structured sands and uncemented loose sands have different macroscopic behaviours. In the conventional triaxial compression tests, the strain softening and the shear dilation are more pronounced in the structured sands with the increasing cement content or decreasing confining pressure. Under high confining pressures, the specimens show strain hardening and shear contraction. Both the cohesion and the peak friction angle increase with the increasing cement content under relative low-mean stresses. As the mean stress increases, the strength envelopes for cemented sands converge gradually to those for uncemented geomaterials.

**Key words:** structured sand; triaxial test; DEM; stress-strain relationship; strength envelope

## 0 引言

天然土通常都具有结构性。土体结构性, 是组构(土颗粒、孔隙的性状和排列方式)和胶结的统称。土体中的天然胶结物在自然界中广泛存在, 其通常由方解石、二氧化硅、氧化铁或黏土矿物等物质长时间沉积形成<sup>[1]</sup>。由于胶结的存在, 结构性土的力学特性不仅由应力历史和密度决定, 而且还与胶结强度密切相关<sup>[2]</sup>。

对结构性土体进行室内力学试验是研究其力学特性最为直接、可靠的方法。然而对结构性土进行力学特征试验研究存在两个方面的问题: ①天然结构性土的取样过程会对试样的结构性造成扰动, 从而导致试验结果的不准确。Clayton 等<sup>[3]</sup>指出, 天然结构性土的

基金项目: 国家自然科学基金重大项目(51890911); 国家自然科学基金重点项目(51639008)

收稿日期: 2019-04-30

取样过程会扰动试样的微观结构; ②室内试验中无法定量获取试样微观结构的破损能信息及其演化规律, 然而这些信息有助于建立结构性砂土的本构模型。

自从 1979 年 Cundall 等<sup>[4]</sup>提出离散单元方法以来, 凭借易实现、成本低、可重复性高等优点, 该方法逐渐被广泛应用于胶结颗粒材料的模拟与研究。Jiang 等<sup>[5]</sup>通过将塑性胶结单元引入经典干颗粒材料模型中, 提出了简单胶结接触模型用来描述结构性砂土中的粒间胶结效应。并对使用该胶结接触模型的结构性砂土二维离散元试样的压缩特性进行了系统的研究。研究结果表明: 植入简单胶结接触模型的离散元程序能够捕捉到结构性砂土的主要压缩特性。由于二维模型自身的局限性, 相较于三维模型, 其无法反映结构性砂土一般三维应力状态。Jiang 等<sup>[6]</sup>提出了一种考虑颗粒间滚动阻力和扭转阻力的三维接触模型, 并将其引入离散单元法 (DEM) 中, 以用来模拟颗粒的力学行为。

本文利用考虑胶结尺寸影响的简单三维胶结接触模型<sup>[7]</sup>, 对结构性砂土进行三轴试验离散元模拟, 结合室内试验<sup>[8]</sup>, 对比分析了胶结含量对结构性砂土宏观力学特性的影响, 验证了离散单元法模拟结构性砂土的可靠性, 为进一步分析结构性砂土的微观特性和建立结构性砂土本构模型提供了研究基础。

## 1 胶结接触模型及参数确定

### 1.1 胶结接触模型

合理的颗粒间胶结接触模型是模拟结构性砂土的关键。为了描述结构性砂土粒间胶结效应, 本文采用考虑胶结尺寸影响的简单三维胶结接触模型<sup>[7]</sup>, 该模型考虑了胶结尺寸和法向接触力影响, 可较好地模拟结构性砂土的力学特征。具体可见文献<sup>[7]</sup>。

### 1.2 参数确定

以下为本文 DEM 三轴模拟参数, 其中摩擦系数  $\mu=0.5$  通过经验确定; 法向刚度和切向刚度分别取  $k_n^p=1.5 \times 10^7 \text{ N/m}$  和  $k_s^p=1.0 \times 10^7 \text{ N/m}$  以避免过大或过小的颗粒刚度均而导致的模拟结果失真; 临界胶结厚度  $h$  根据不同胶结含量 1%, 2% 和 3% 确定, 对应临界胶结厚度为  $h_{cr}=0.035, 0.048 \text{ mm}$  和  $0.059 \text{ mm}$ ; 胶结弹性模量  $E_b=1.6 \text{ MPa}$  通过多次试算确定; 胶结强度  $\sigma_{tb}$  和  $\sigma_{cb}$ , 经过试算不同  $\sigma_{tb}$  值发现, 当  $\sigma_{tb}=1.0 \text{ MPa}$ ,  $\sigma_{cb}=20.0 \text{ MPa}$  时符合结构性砂土室内结果。

## 2 离散元试样制备及试验步骤

### 2.1 结构性砂土试样制备

本文中采用的 DEM 试样颗粒级配如图 1 (a) 所示, 由 20 种不同粒径球形颗粒模拟, 其中最大粒径为

1.18 mm, 最小粒径为 0.3 mm, 平均粒径  $d_{50}$  为 0.8 mm, 不均匀系数为 1.39。

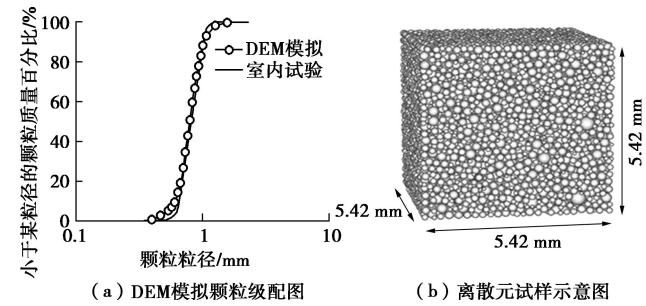


图 1 颗粒级配与 DEM 试样示意图

Fig. 1 Grain-size distribution curves and numerical specimen for DEM simulations

参考 Rotta 等<sup>[9]</sup>制备结构性砂土试样的方法, 本文离散元结构性砂土试样的制备将分为以下几个步骤: ①无胶结试样的制备, 采用 Jiang 等<sup>[10]</sup>提出的分层欠压法, 分 5 层制备初始孔隙比为 0.8 的无胶结离散元数值试样, 试样颗粒总数为 40000。②将试样在  $k_0$  固结状态进行一维压缩达到 12.5 kPa 的竖向压力。③对试样内部的粒间接触间距进行统计, 并按胶结含量的不同, 判断粒间间距是否超过临界胶结厚度, 如超过则不生成胶结, 反之生成胶结。

### 2.2 结构性砂土三轴试验步骤

结构性砂土三轴压缩试验离散元模拟步骤与室内三轴压缩试验保持一致, 可分为两个阶段: ①等向固结阶段。对制备完成的不同胶结含量的结构性砂土试样施加等向荷载 (50, 100, 400, 800 kPa) 进行压缩。该过程由伺服系统控制六面刚性墙体完成。②剪切阶段。使上下墙体以 5%/min 的应变速率相向移动。同时, 由伺服系统控制侧墙, 保持试样侧向应力恒定。

## 3 离散元模拟结果

### 3.1 应力 - 应变关系

图 2 给出了结构性砂土离散元试样和人工胶结砂土<sup>[8]</sup>的应力 - 应变关系曲线, 图中给出了无胶结砂土试样的结果。由图 2 (a) ~ (d) 可知, 无结构性砂土离散元试样表现为应变硬化特征, 而结构性砂土离散元试样在较低围压下呈应变软化现象, 在较高围压条件下则呈应变硬化特性。随胶结含量的增加或围压的减少, 应变软化特征更为显著。另外, 试样峰值强度随胶结含量增加而增加。当轴向应变  $\varepsilon_a=20\%$  时, 不同胶结含量试样的抗剪强度基本不再改变, 可以认为试样已经达到残余抗剪强度。残余抗剪强度随胶结含量的增加呈略微增加趋势, 这意味着当较高胶结含量结构性砂土试样达到残余状态时, 试样内部残存更多完好胶结, 这将会在一定程度上提高抗剪强度。尽管

人工胶结砂土<sup>[8]</sup>缺乏较高围压条件下的试验结果, 但是通过对低围压下离散元模拟与室内试验结果可知, 本文离散元模拟在定性上与室内试验结果是一致的。

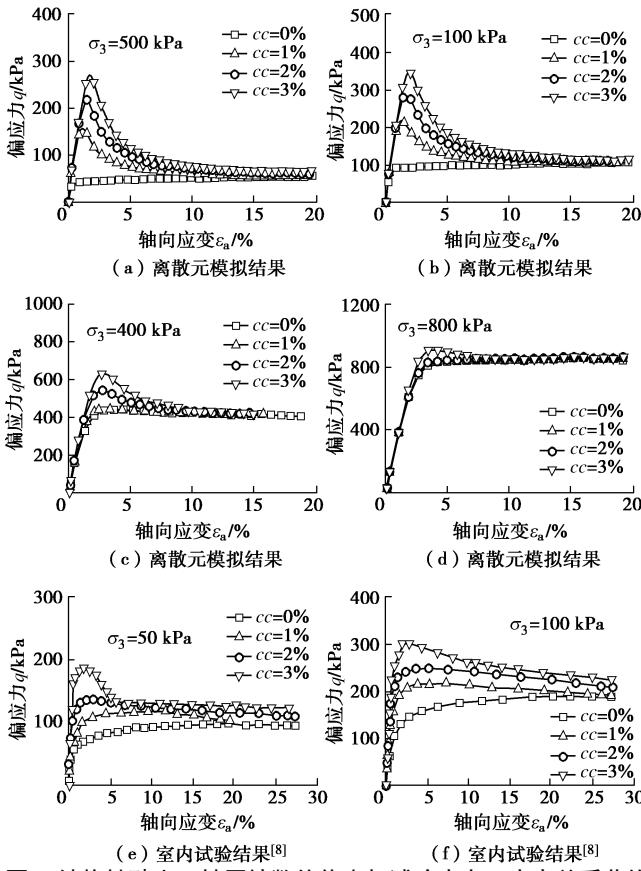


图2 结构性砂土三轴压缩数值仿真与试验应力 - 应变关系曲线

Fig. 2 Stress-strain relationship of structured sands obtained from

numerical and experimental triaxial tests

### 3.2 体变响应

图3给出了离散元结构性砂土和人工胶结砂土<sup>[8]</sup>的体变响应, 图中同时给出了无胶结砂土试样的结果。由图3(a)~(d)可以看出, 无胶结砂土的体变响应表现为剪缩, 而胶结的存在使得结构性砂土试样在较低围压条件下由体积剪缩向体积剪胀转变, 随胶结含量增加或围压减少, 体积剪胀现象更为显著。

当围压 $\sigma_3 = 800$  kPa时, 结构性砂土与净砂的体变响应相同, 均表现为体积剪缩。对比图3(e), (f)中室内试验结果<sup>[8]</sup>可知, 离散元模拟所得体变响应与人工胶结砂土体变响应规律较为一致。

### 3.3 强度包线

图4给出了离散元结构性砂土与人工胶结砂土峰值强度包线。图中相关系数平方值 $R^2$ 用来表示数据点与拟合曲线间的关联程度, 取值范围 $0 \leq R^2 \leq 1$ 。

由图4(a)可以看出, 在较低平均应力范围内, 峰值内摩擦角和黏聚力均随胶结含量的增加而增加。不同胶结含量试样在大范围应力下, 随平均应力的增

加, 峰值强度包线逐渐趋向于无胶结土的强度包线, 且胶结含量越大, 强度包线离无胶结土强度包线越远。另外, 胶结含量对黏聚力的影响要大于内摩擦角, 这与人工胶结砂土的试验结果(图4(b))相一致。已有研究也表明, 胶结的存在能够促成胶结团粒的形成, 进而发挥更高的抗剪强度<sup>[11]</sup>。

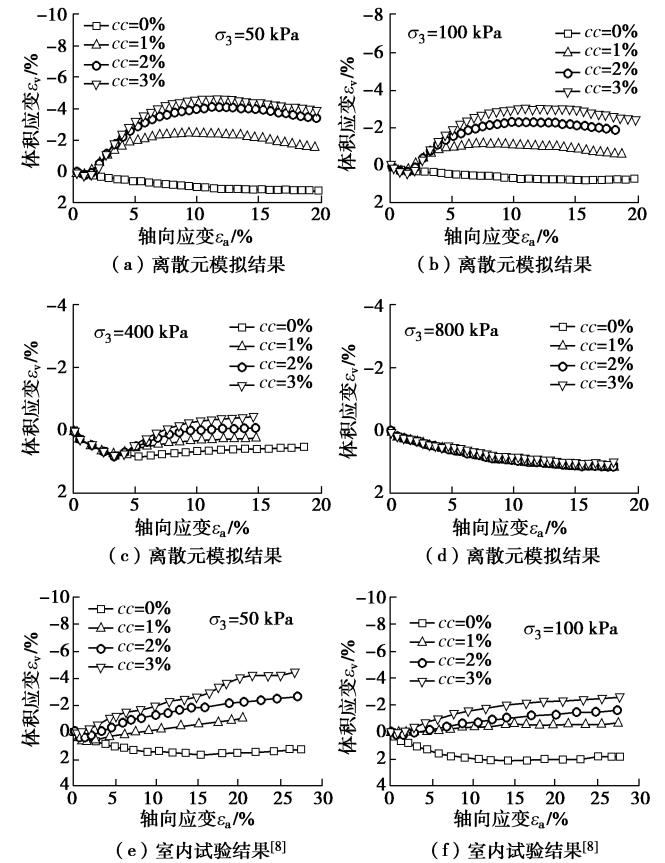


图3 结构性砂土三轴压缩数值仿真与试验体积应变变化曲线

Fig. 3 Volumetric strains of structured sands obtained from

numerical and experimental triaxial tests

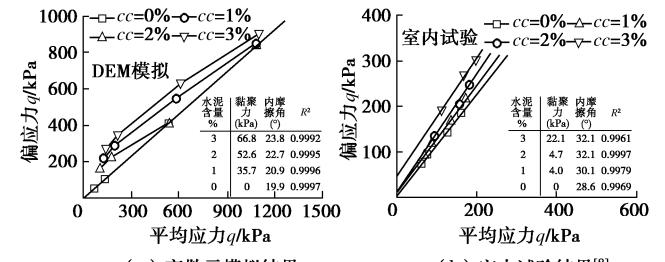


图4 结构性砂土三轴压缩数值仿真与试验峰值强度包线

Fig. 4 Peak strength envelopes of structured sands obtained from numerical and experimental triaxial tests

### 3.4 应力 - 剪胀特性

图5给出了离散元结构性砂土与人工胶结砂土试样的应力 - 剪胀关系。图中应力比 $\eta = q/p$ , 剪胀比 $d = -\delta\varepsilon_v / \delta\varepsilon_s$ , 其中 $\delta\varepsilon_v$ ,  $\delta\varepsilon_s$ 分别为体积应变和偏应变的增量。图5(a)中给出了4个特征状态点, 分别为初始屈服点A, 峰值强度点B, 最大剪胀点C以及临界

状态点 D。由图 5(a) 可以看出, 胶结效应阻碍了试样在屈服点 A 之前产生剪胀, 这同 Cuccovillo 等<sup>[12]</sup>、Wang 等<sup>[8]</sup>的试验结果相一致。屈服点 A 过后, 剪胀开始快速增长, 于 C 点达到最大剪胀点, 该点并不与峰值强度点 B 相重合, 该现象同 Wang 等<sup>[8]</sup>的结果相符。Leroueil 等<sup>[13]</sup>认为该现象的产生是因为结构性土的峰值强度受结构性的控制, 而不像纯摩擦材料那样受密度控制。试样在经历过最大剪胀点 C 后, 剪胀逐渐趋向于 0, 并在 D 点达到临界状态。另外, 无胶结砂土试样在经历过剪缩后达到临界状态, 几乎与 D 点相重合。

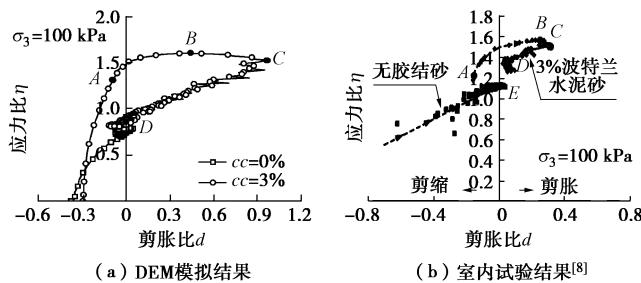


图 5 结构性砂土三轴压缩数值仿真与试验应力 - 剪胀关系

Fig. 5 Stress-shear dilation relationship of structured sands obtained from numerical and experimental triaxial tests

## 4 结 论

本文进行了结构性砂土的常规三轴压缩试验离散元模拟。分析了粒间胶结效应对结构性砂土宏观力学特性的影响, 并将离散元模拟结果同人工胶结砂土室内试验结果进行对比, 得出以下结论:

(1) 无胶结松散砂土表现为应变硬化和体积剪缩特性, 而结构性砂土在围压较低时呈现出应变软化和体积剪胀特征, 并随胶结含量的增加或围压的减少愈发显著, 在围压较高时则呈应变硬化和体积剪缩现象。

(2) 在较低平均应力范围内, 随胶结含量的增加, 试样峰值内摩擦角和黏聚力均增加, 其中黏聚力增加较为明显, 而随着平均应力的增加, 峰值强度包线均逐渐趋于无胶结土。

(3) 在应力 - 剪胀关系方面, 随胶结含量的增加, 峰值强度点和最大剪胀均随之增加; 受结构性的控制, 结构性砂土的峰值强度点 B 与最大剪胀点 C 不重合。

(4) 本文 DEM 模拟为进一步分析结构性砂土的微观特性和建立结构性砂土本构模型提供了研究基础。

## 参 考 文 献:

- [1] MITCHELL J K, SOGA K. Fundamentals of soil behavior[M]. 3rd ed. New York: John Wiley and Sons, 2005: 5 - 33.

- [2] BROMS B B, BOMAN P. Lime columns-a new foundation method[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1979, **105**(4): 539 - 556.
- [3] CLAYTON C R I, HIGHT D W, HOPPER R J. Progressive destructuring of Bothkennar clay implications for sampling and reconsolidation procedures[J]. Géotechnique, 1992, **42**(2): 219 - 239.
- [4] CUNDALL P A, STRACK O D L. Discrete numerical model for granular assemblies[J]. Géotechnique, 1979, **29**(1): 47 - 65.
- [5] JIANG M J, Yu H S, LEROUEIL S. A simple and efficient approach to capturing bonding effect in naturally microstructured sands by discrete element method[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2007, **69**(6): 1158 - 1193.
- [6] JIANG M J, SHEN Z F, WANG J F. A novel three-dimensional contact model for granulates incorporating rolling and twisting resistances[J]. Computers & Geotechnics, 2015, **65**: 147 - 163.
- [7] JIANG M J, ZHANG F G, THORNTON C. A simple three-dimensional distinct element modeling of the mechanical behavior of bonded sands[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2015, **39**(16): 1791 - 1820.
- [8] WANG Y H, LEUNG S C. A particulate-scale investigation of cemented sand behavior[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2008, **45**(1): 29 - 44.
- [9] ROTTA G V, CONSOLI N C, PRIETTO P D M, et al. Isotropic yielding in an artificially cemented soil cured under stress[J]. Géotechnique, 2003, **53**(5): 493 - 501.
- [10] JIANG M J, KONRAD J, LEROUEIL S. An efficient technique for generating homogeneous specimens for DEM studies[J]. Computers and Geotechnics, 2003, **30**(7): 579 - 597.
- [11] LADE P V, OVERTON D D. Cementation effects in frictional materials[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1989, **115**(10): 1373 - 1387.
- [12] CUCCOVILLO T, COOP M R. On the mechanics of structured sands[J]. Géotechnique, 1999, **49**(6): 741 - 760.
- [13] LEROUEIL S, VAUGHAN P R. The general and congruent effects of structure in natural soils and weak rocks[J]. Géotechnique, 1990, **40**(3): 467 - 48.

(责编: 黄贤沙)