

结构性砂土粒间胶结效应的二维数值分析

蒋明镜，孙渝刚

(同济大学土木学院地下建筑与工程系，岩土及地下工程教育部重点实验室，上海 200092)

摘要：将理想胶结颗粒接触力学特性的测试结果引入到离散元胶结接触模型中，对结构性砂土粒间胶结效应进行离散元数值模拟。首先，胶结颗粒被理想化为两铝棒在指定部位形成胶结，通过一系列加载试验（拉伸、压缩、压剪）获得胶结铝棒在不同应力路径下的接触力学响应。随后，将测试结果提炼总结后引入到自行开发的二维离散元程序NS2D中，用以模拟不同初始密度和胶结强度的结构性砂土等向压缩试验。最后，通过与人工胶结砂土的试验数据进行比较，对文中的数值模拟结果进行验证。研究表明：离散元数值模拟能够有效的捕捉结构性砂土的主要力学特性，即屈服强度和体积模量均随初始密度和胶结强度的变化而变化，且胶结试样的屈服强度与试样内部颗粒间胶结点破坏率密切相关。

关键词：结构性砂土；理想胶结颗粒；接触力学特性；离散单元法

中图分类号：TU411 文献标识码：A 文章编号：1000-4548(2011)08-1246-08

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观微观试验、本构模型和数值分析研究。E-mail: mingjing.jiang@tongji.edu.cn。

Two-dimensional numerical investigation on bonding effect between particles of structured sands

JIANG Ming-jing, SUN Yu-gang

(Key Laboratory of Geotechnical & Underground Engineering, Ministry of Education, Dept. of Geotechnical Engineering, College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: After capturing the contact behaviours of idealized bonded granules in the contact model of discrete element method (DEM), the numerical investigation is carried out on bonding effect between particles of structured sands. First, the bonded granules are idealized by two aluminum rods glued together in a pre-defined model. The contact behaviours between the bonded rods are obtained by applying a set of mechanical tests. Secondly, a simple bond contact model is deduced from the measured results of the bonded rods and introduced in our two-dimensional DEM code (NS2D) to simulate a series of isotropic compression tests on the materials with different densities and bonding strengths. Finally, the DEM results are examined in comparison with the experimental data on artificially bonded sands obtained. The study shows that the DEM model is able to capture the main features of structured sands, such as variations of yielding and bulk modulus against the initial density or bonding strength. In addition, it is shown that the primary yielding is largely related to the bond breakage.

Key words: structured sands; idealized bonded granule; contact behaviour; discrete element method

0 引言

近年来，天然结构性土的研究引起了众多岩土工作者的关注，天然土的结构性（即颗粒间的排列方式和胶结效应）对其力学特性的影响十分显著^[1-2]，且由于粒间胶结效应的存在，天然土的力学特性不仅如经典土力学中所说的由应力历史和密度决定，而且还与胶结强度密切相关^[1-4]。

目前，针对结构性土的室内试验方法主要分为两类：①取自现场的原状土样^[1-2, 4]；②通过在土体中添

加水泥、石膏、石灰等胶结剂制成的人工胶结土样^[5-7]。通过上述两种方法均可获得结构性土的宏观力学框架，然而，关于结构性土在加载状态下的微观信息依然很少。例如，本文认为结构性土宏观范畴的屈服与微观范畴的胶结破坏密切相关，然而，目前很少有微观数据来证实这个论断。其主要原因在于观察和收

基金项目：国家自然科学基金项目（10922158）；国家杰出青年科学基金项目（51025932）；博士点基金（20100072110048）

收稿日期：2010-05-25

集微观数据的难度太大, 特别是土工试验中试样内部的颗粒胶结点信息, 即使采用诸如X-射线, 立体成像分析技术, 粒子图像测速仪等先进技术也很难进行定量观测。

基于上述问题, 离散单元法(DEM)最近被用于结构性土的宏、微观力学特性的研究^[8-9]。作为一种数值模拟方法, DEM最先由Cundall等^[10]开发并用于研究颗粒材料的特性, 与有限单元法不同, 该方法将土看成是离散颗粒的集合体, 通过给定颗粒间接触模型, 获得颗粒集合体在不同加载情况下的宏微观响应。比较之前提及的结构性土室内试验方法, 离散单元法不仅能够实现试样在制备时的可重复性, 而且能以无损的方式对试样的宏、微观数据进行连续观测。

1 理想胶结颗粒接触力学响应

为实现对结构性砂土中粒间胶结效应的离散元数值模拟, 首先需要确定离散元接触模型, 即颗粒间的接触本构关系。然而, 与PFC商业软件中所采用的胶结接触模型不同^[11-13], 本文所采用的胶结接触模型是基于理想胶结颗粒实测力学响应而得出的。下面将详细介绍胶结铝棒的实测结果及对测试结果的简化。

1.1 实测接触力学响应

本文所研究的胶结颗粒被理想化为两根物理性质基本相同(直径为12 mm, 长度为50 mm)的圆柱形铝棒在指定位置处进行胶结而成(胶结物为KD-504A型环氧树脂), 如图1所示。试样间胶结物的长度为50 mm, 宽度为3 mm, 在两铝棒中心点连线处胶结物的厚度趋近于0 mm, 即两铝棒为线接触关系。

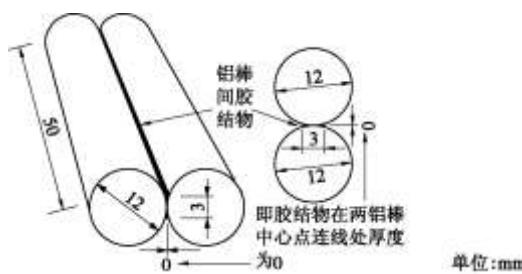


图1 理想胶结颗粒模型

Fig. 1 Idealized model of bonded rods

上述胶结铝棒的制备通过特种成型装置完成, 该装置由上下对称的两部分组成, 如图2所示。制备时将成型装置分解, 并将5对铝棒放置在装置下半部分的凹槽中(凹槽大小与铝棒大小一致); 随后, 在每对铝棒间注入适量的胶结物; 最后, 将成型装置上半部分缓慢的覆盖在下半部分上, 并通过固定螺栓逐级施压至上下两部分完全闭合。闭合过程应尽量缓慢以保

证铝棒间多余的胶结物从成型装置两侧流出, 从而使每对铝棒间的胶结物具有试验所要求的几何尺寸。胶结铝棒在成型装置中高温($105^{\circ}\text{C} \sim 110^{\circ}\text{C}$)养护30 min后从成型装置中取出, 再在常温下养护20 d后即可进行胶结铝棒接触力学特性的测试。



图2 胶结铝棒成型装置

Fig. 2 Preparation devices for bonded rods

胶结铝棒在一系列加载试验下(拉伸、压缩、压剪)的实测力学响应, 如图3所示, 相关测试细节详见文献[14]。

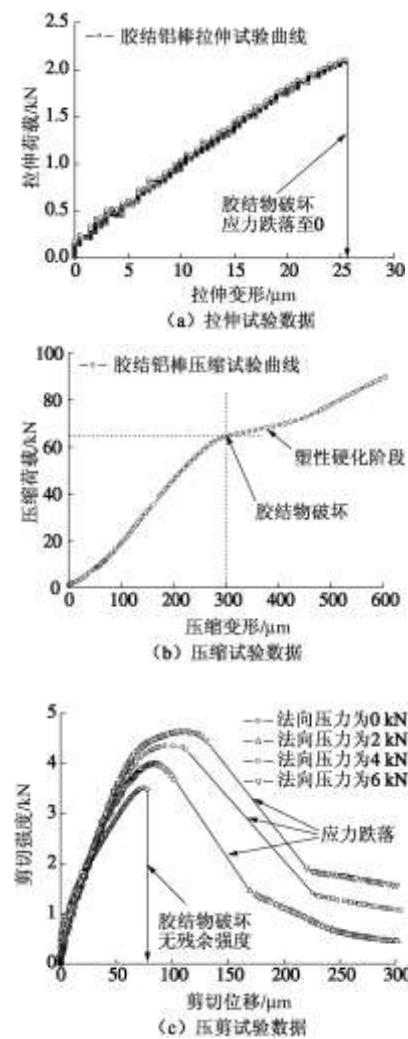


图3 胶结铝棒实测接触力学响应

Fig. 3 Test results on contact behaviours of bonded rods

此外, 需要注意的是胶结铝棒除具有抗拉、抗压和抗剪强度外, 还具有抵抗颗粒相对转动的能力, 即抗转动强度^[9]。为简化数值模拟的过程, 本文忽略了

胶结铝棒的抗转动作用。

从图3中可以看出,胶结铝棒拉伸试验曲线在峰值前近似呈线弹性,拉伸刚度约为 $0.8 \times 10^8 \text{ N/m}$,峰值后应力跌落至零,抗拉强度约为 $2.1 \times 10^3 \text{ N}$;与拉伸试验曲线类似,压缩试验曲线在初始阶段也近似呈线弹性,压缩刚度约为 $2.1 \times 10^8 \text{ N/m}$,随着铝棒间胶结物的破坏,压缩曲线呈塑性硬化规律,抗压强度约为 $6.4 \times 10^4 \text{ N}$ 。此外,由不同法向压力下压剪试验曲线(图3(c))可知,胶结铝棒的剪切刚度和抗剪强度均随法向压力的增大而增大,当法向压力为零时,试验曲线在峰值过后立即跌落至零,无残余强度;当法向压力非零时,试验曲线在峰值过后将经历一个短暂的软化阶段,随后应力迅速跌落至残余强度。

1.2 实测力学响应的简化

为便于将上述胶结铝棒的实测结果引入到离散元接触模型中,可对胶结铝棒实测力学响应(图3)进行如下简化:

(1) 将拉伸力学特性简化为线弹脆性(拉伸刚度记为 k_t),当拉力值达到胶结抗拉强度 R_{tb} 时,发生拉伸破坏,拉力值跌落至零,拉伸位移趋于无穷大。

(2) 由于压缩力学响应呈塑性硬化规律,且抗压强度远大于抗拉和抗剪强度,因此可将压缩力学特性近似简化为线弹性(压缩刚度记为 k_c),且胶结抗压强度趋于无穷大,即不发生压缩破坏。

(3) 由于压剪试验曲线在峰值过后仅有一非常短暂的软化阶段,因此可将压剪力学特性近似简化为线弹脆塑性(剪切刚度记为 k_s),当剪力值达到胶结抗剪强度 R_{sb} 时,发生剪切破坏,剪力值由峰值强度跌落至残余强度,其残余抗剪强度 R_{sbr} 由法向压力下破坏面间的摩阻力提供,因此当法向压力为零时,残余抗剪强度也为零,简化后的胶结颗粒接触力学响应如图4所示。

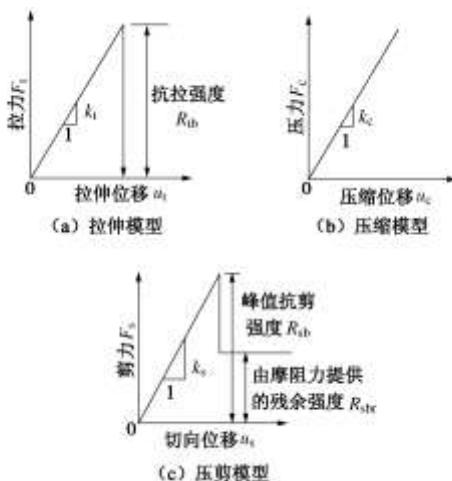


图4 简化后的胶结铝棒接触力学响应

Fig. 4 Simple contact behaviours of bonded rods

为合理反映压剪试验中峰值和残余抗剪强度随法向压力的变化规律,可将实测峰值和残余抗剪强度值绘制在抗剪强度—法向压力平面内,如图5所示。可见,峰值抗剪强度随法向压力的增长近似呈抛物线形增长,而残余抗剪强度随法向压力的增长近似呈线性增长。通过曲线拟合可得峰值抗剪强度 R_{sb} 及残余抗剪强度 R_{sbr} 随法向压力 F_n 变化的关系式:

$$R_{sb} = gR_{s0}(1 + F_n/R_{tb})^n, \quad (1a)$$

$$R_{sbr} = \mu F_n. \quad (1b)$$

式中 R_{s0} 为法向压力为零时的峰值抗剪强度, $R_{s0}=3510 \text{ N}$; R_{tb} 为胶结抗拉强度, $R_{tb}=2100 \text{ N}$; g 和 n 为拟合参数, $g=0.92$, $n=0.276$; μ 为胶结破坏后铝棒间的摩擦系数, $\mu=0.2$ 。此外,需要注意的是,拟合曲线与胶结铝棒的实测值是存在一定误差的。例如,当 $F_n=0$ 代入式(1a)时,所得的峰值抗剪强度为 $0.92R_{s0}$, 略低于胶结铝棒的实测值 R_{s0} 。

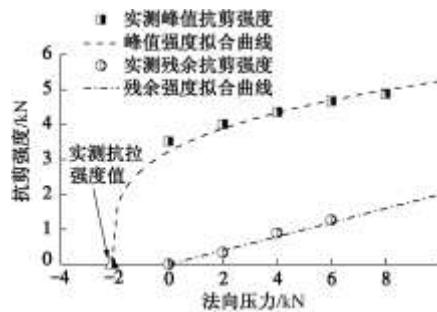


图5 不同法向压力下峰值和残余抗剪强度

Fig. 5 Shear strengths under different normal forces

相比法向压力对抗剪强度的影响,剪切刚度随法向力增大而增大的趋势较不明显。因此为简化数值计算过程,可近似假设胶结铝棒的剪切刚度不随法向压力的变化而变化,通过对实测不同法向压力下剪切刚度值取平均得:胶结铝棒剪切刚度 $k_s=0.6 \times 10^8 \text{ N/m}$ 。

通过上述分析可得胶结铝棒在不同加载条件下的主要力学参数指标如表1所示。

表1 不同加载条件下胶结铝棒力学参数指标

Table 1 Material parameters of bonded rods under different loading conditions

加载条件	初始刚度	破坏条件
拉伸	$k_t = 0.8 \times 10^8 \text{ N/m}$	$R_{tb} = 2.1 \times 10^3 \text{ N}$
压缩	$k_c = 2.1 \times 10^8 \text{ N/m}$	无破坏
压剪	$k_s = 0.6 \times 10^8 \text{ N/m}$	R_{sb} 由式(1)确定

2 结构性砂土离散元模拟

本节中,先简要介绍笔者已有的离散元胶结接触模型^[8-9],随后将详细介绍结构性砂土等向压缩试验的

离散元模拟步骤。

2.1 胶结接触模型

离散元胶结接触模型是通过在 Cundall 等^[10]提出的标准法向和切向接触模型中分别引入了一个刚塑性胶结元件^[8], 如图 6 所示。这个胶结元件具有峰值强度 R , 其力学特性根据外力 F 和位移 u 为

$$u = 0 \quad (\text{胶结未破坏}) \quad (F \leq R), \quad (2a)$$

$$u = \infty \quad (\text{胶结破坏}) \quad (F > R). \quad (2b)$$

该胶结接触模型包含法向(切向)组件用来抵抗拉力(剪力), 模型的法向和切向部分在原理上是基本相似的, 二者都包含一个弹簧反映胶结破坏前的弹性行为, 一个黏壶反映能量耗散和准静态变形以及一个由式(2)控制的刚塑性胶结元件, 不同之处在于, 法向模型中利用一个分离器来模拟胶结点在破坏和颗粒分离后不传递拉力; 而切向模型中利用一个滑片来模拟胶结点在破坏后仍能提供残余抗剪强度。



图 6 离散元中胶结接触模型^[8]

Fig. 6 Bond contact model proposed for DEM^[8]

通过将简化的胶结铝棒接触力学响应引入到上述胶结接触模型中, 可得: 法向胶结接触模型在拉伸时, 拉力值初始表现为拉伸刚度 k_t 和拉伸位移 u_t 的乘积, 当胶结破坏时则由峰值抗拉强度 R_{tb} 跌落至 0; 而在压缩时, 压力值始终表现为压缩刚度 k_c 和压缩位移 u_c 的乘积, 无胶结破坏; 在切向胶结接触模型中, 剪力值初始为剪切刚度 k_s 和切向位移 u_s 的乘积, 当胶结破坏时则由峰值抗剪强度 R_{sb} 跌落至残余强度 R_{sbr} , 峰值和残余抗剪强度均由式(1)确定。

2.2 粒径分布和试样尺寸

为便于与已有试验数据和离散元数值模拟结果进行比较, 本文采用一种在离散元分析中广泛使用的理想颗粒材料来替代文献[6]中所采用的人工胶结砂土, 二者的颗粒级配曲线如图 7 所示。

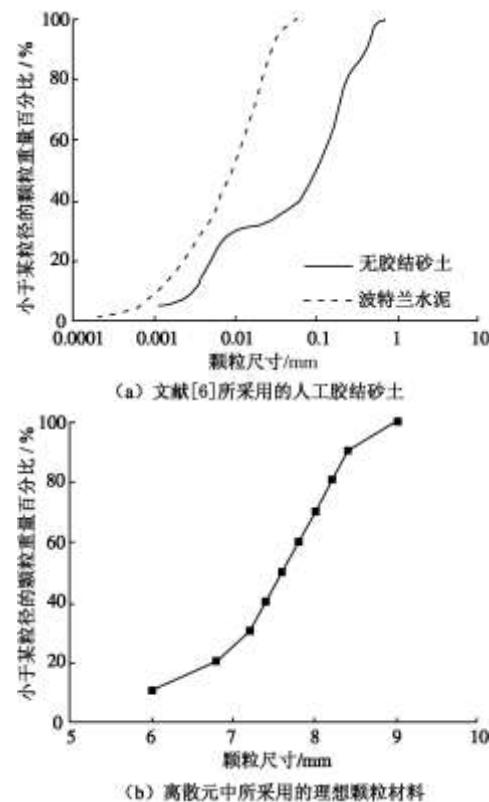


图 7 颗粒级配曲线

Fig. 7 Particle size distributions

图 7(a) 中分别给出了文献[6]中所使用的无胶结砂土和波特兰水泥(胶结剂)的颗粒级配, 其粒径分布: 27.8% 的中砂 ($0.2 \text{ mm} < d < 0.6 \text{ mm}$), 33.4% 的细砂 ($0.06 \text{ mm} < d < 0.2 \text{ mm}$), 31.3% 的粉土 ($0.002 \text{ mm} < d < 0.06 \text{ mm}$), 7.5% 的黏土 ($d < 0.002 \text{ mm}$)。

图 7(b) 给出了离散元模拟中所采用的理想颗粒材料的颗粒级配, 该理想颗粒材料由一系列直径不同的圆形颗粒组成, 具体材料参数: 最大粒径 9.0 mm, 最小粒径 6.0 mm, 平均粒径为 $d_{50} = 7.6 \text{ mm}$, 不均匀系数 $C_u = d_{60} / d_{10} = 1.3$ 。

与文献[6]中所采用的直径 50 mm×高 100 mm 的圆柱型三维试样不同, 本文采用二维平面试样进行离散元数值试验, 试样宽为 400 mm, 高度取决于试样的平面孔隙比 e_p , 当 $e_p = 0.34$ 时, 试样高为 417 mm, 试样颗粒总数目为 2480。

2.3 胶结试样的制备

大孔隙和胶结被认为是天然结构性土区别于重塑土的两个主要特征^[1-5, 15-17]。在文献[6]中, 通过将无胶结砂土和波特兰水泥进行混合后, 在特定压力下进行等向压缩, 随后再加水形成胶结, 从而获得具有较大孔隙比的胶结砂土。与文献[6]中制样方法类似, 离散元胶结试样的制备分为以下 3 个步骤。

(1) 采用分层次压法制备出特定平面孔隙比的松散无胶结试样, 有关分层次压法的基本原理及实施步

骤详见文献[19]。为考虑不同密度对试样力学特性的影响, 数值模拟过程将针对 4 种不同的初始平面孔隙比 ($e = 0.28, 0.30, 0.32, 0.34$) 进行。

(2) 在垂直压力 12.5 kPa 下对试样进行一维压缩, 直到试样内部颗粒相互接触并达到平衡状态。

(3) 通过数值模拟在颗粒间所有的接触点位置形成胶结, 其力学特性由胶结接触模型控制。为考虑不同胶结强度对试样力学特性的影响, 数值模拟过程将针对数种不同的胶结抗拉强度进行。有关数值模拟中胶结抗拉强度的选取将主要参考胶结铝棒抗拉强度的实测结果。然而, 考虑到数值模拟中使用的是二维试样, 首先需将胶结铝棒的抗拉强度 (2100 N) 按其胶结物长度 (50 mm) 进行平均得 $R_{tb} = 41 \text{ kN/m}$, 其次考虑到数值模拟中颗粒直径为 6~9 mm, 而胶结铝棒的直径为 12 mm。因此, 数值模拟将针对以下 6 种胶结抗拉强度进行, 即 $R_{tb} = 0, 1, 5, 10, 20, 30 \text{ kN/m}$ 。

数值模拟中其他的材料参数还包括胶结抗剪强度、颗粒间摩擦系数、法向和切向接触刚度。胶结抗剪强度 R_{sb} 按式 (1a) 计算, 其中法向压力为零时的峰值抗剪强度 R_{s0} 近似取为 1.67 倍的 R_{tb} (1.67 为实测胶结铝棒 R_{s0} 与 R_{tb} 的比值, 即 $R_{s0}/R_{tb} = 3510/2100 \approx 1.67$)。由式 (1b) 可知, 胶结破坏后铝棒间的摩擦系数 μ 约为 0.2, 因此在数值模拟中颗粒间摩擦系数也近似取为 0.2。颗粒的法向和切向接触刚度按表 1 所给出的胶结铝棒实测值进行取值, 即法向压缩刚度取 $2.1 \times 10^8 \text{ N/m}$, 切向剪切刚度取 $0.6 \times 10^8 \text{ N/m}$ 。

2.4 等向压缩试验模拟

以下将针对上述不同初始密度和胶结强度的试样进行等向压缩试验的数值模拟, 试验过程中, 墙边界始终保持光滑, 初始各向同性压力值为 25 kPa, 待试样稳定后施加下一级荷载, 共分 20 级加载, 每级荷载值为上一级的 1.5 倍。

为便于将离散元数值试验结果与文献[6]的室内试验结果进行比较, 表 2 中详细给出了离散元数值试验和文献[6]室内试验的具体内容, 包括试样的制备, 胶结的形成以及相关试验结果的分析。

表 2 文献[6]室内试验和本文离散元数值试验的具体内容

Table 2 Summary of tests for experiments in reference [6] and

DEM tests in this study

	室内试验 ^[6]	数值试验
试样制备	制样方法 分层欠压法 分层层数 3 压缩标准 Ladd ^[18] 颗粒级配 图 7 (a) 试样尺寸 Φ50×100 mm	分层欠压法 5 蒋明镜等 ^[19] 图 7 (b) 二维平面试样 400×417 mm ($e_p=0.34$)
形孔隙比	0.46, 0.54, 0.57, 0.62	0.28, 0.30, 0.32, 0.34

胶结强度	水泥含量为 0%, 1%, 2%, 3%	$R_{tb} = 0, 1, 5, 10,$ $20, 30 \text{ kN/m}$
加载方式	等向压缩	等向压缩
试验次数	18	24
试验结果分析	压缩曲线 屈服应力 体积模量 无	压缩曲线 屈服应力 体积模量 屈服与胶结破坏的关系

从表 2 中不难看出, 本文所进行的数值模拟过程基本遵循了文献[6]的试验步骤, 然而, 需要特别注意:

(1) 本文的数值模拟是基于试样内部颗粒间接触点的胶结作用强度均匀的假设而开展的。然而, 在试验观测到的胶结土中, 粒间胶结分布通常是不均匀的, 且胶结强度与水泥的百分比含量的对应关系也是不确定的。

(2) 不同于文献[6]中采用的圆柱形试样, 离散元数值试验中采用二维平面试样, 二者的差别导致在考虑不同密度对试验结果的影响时, 密实、中密、松散和非常松散试样所对应的孔隙比不同, 在圆柱形试样中孔隙分别取 0.46, 0.54, 0.57, 0.62; 在二维平面试样中平面孔隙分别取 0.28, 0.30, 0.32, 0.34。

(3) 在文献[6]中, 不同的胶结强度通过控制试样中不同的水泥含量来实现, 而在二维离散元试样中, 所定义的胶结抗拉强度 $R_{tb}=10, 20, 30 \text{ kN/m}$ 分别对应文献[6]所采用的水泥含量 1%, 2%, 3%。

3 模拟结果和试验结果的比较

3.1 压缩曲线

不同初始密度和胶结强度的等向压缩曲线如图 8 所示。图 8 (a)、(b)、(c) 分别对应文献[6]中不同水泥含量 (1%, 2%, 3%) 的人工胶结砂土, 图 8 (d)、(e)、(f) 分别对应不同胶结抗拉强度 (10 kN/m, 20 kN/m, 30 kN/m) 的离散元数值试样。

文献[6]中还给出了一条非常松散的无胶结试样等向压缩曲线作为参考曲线, 因此在数值试验中同样给出了这样一条参考曲线, 该数值参考曲线分为以下 3 个阶段: ①当平均有效应力相对较小时 ($p' < 0.6 \text{ MPa}$), 孔隙比随 p' 的增大而显著减小; ②当 $p' > 0.6 \text{ MPa}$ 时, 孔隙比的减小逐渐趋于平缓; ③当 $p' > 10 \text{ MPa}$ 时, 孔隙比减小的速度又逐渐变快。

上述数值参考曲线的第一阶段特征与文献[6]所给出的参考曲线基本一致, 然而第二、三阶段在文献[6]中则没有出现。第二阶段特征主要是因为在离散元数值模拟中没考虑颗粒破碎的影响^[20], 因此当离散元试样压缩到一定密度后, 颗粒间几乎没有进一步压缩的空间; 而第三个阶段特征主要是因为离散单元法在计算试样孔隙比时忽略了颗粒间重叠量的影响, 导致

计算出的颗粒总体积大于颗粒实际所占的体积, 从而使计算出的试样孔隙比小于其实际的孔隙比。因此, 为保证数值模拟结果的有效性, 应对试样内部颗粒间的重叠量进行控制, 一般认为当颗粒间重叠量不大于

其颗粒直径的 1%时, 上述孔隙比的计算误差可忽略不计。

对于颗粒间法向刚度一定的离散元试样, 颗粒间重叠量将主要由试样所受的应力水平确定, 在等向压

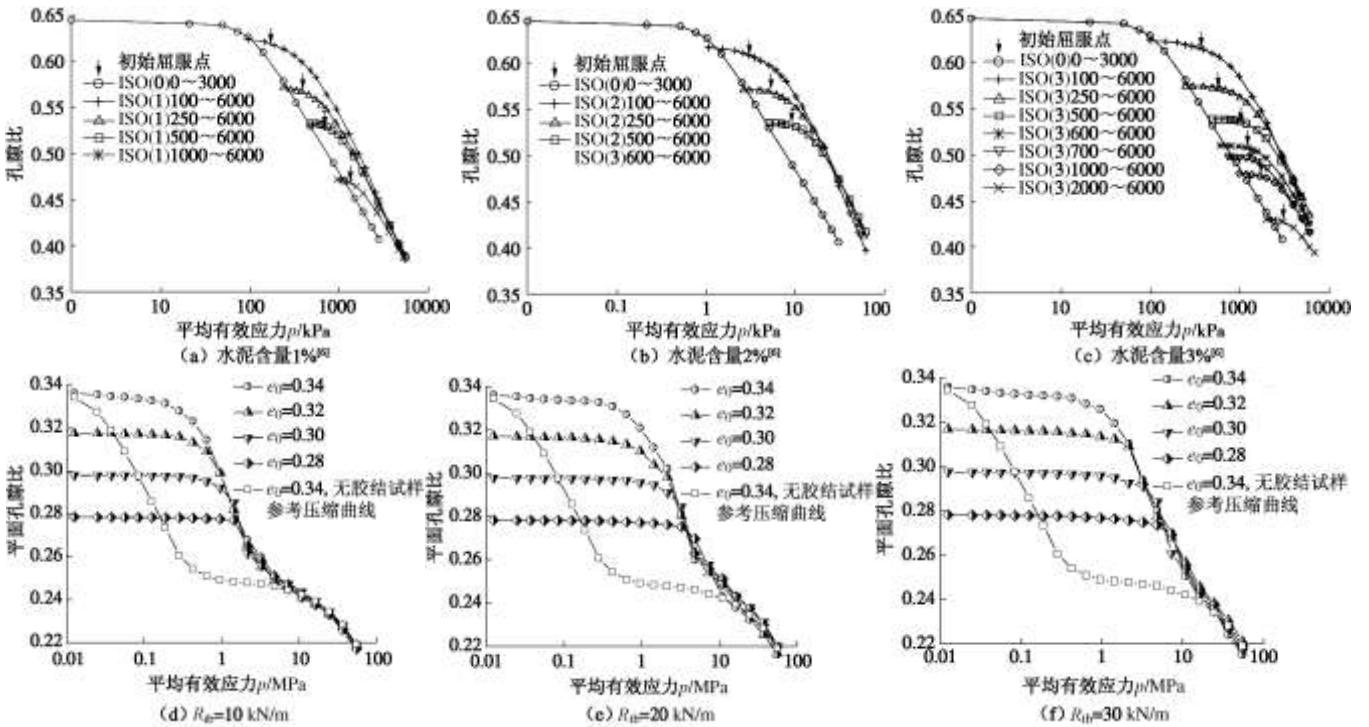


图 8 不同胶结强度下等向压缩曲线

Fig. 8 Isotropic compression response under different bonding strengths

缩试验模拟中, 即要求试样所受围压处于合理的范围内。有关围压范围的确定可通过试算获得, 即在数值试验过程中, 对试样内部的接触力进行实时观测, 当大部分颗粒间的法向接触力与其法向刚度的比值大于颗粒直径的 1%时, 可认为此时的围压已达上限。

由图 8 中实测数据与数值模拟结果的比较可知, 离散元数值试验能够很好的模拟文献[6]关于人工胶结砂土的 3 个显著特点:

(1) 胶结试样能够进入无胶结试样不能达到的 $e-\lg p$ 空间, 在相同的固结压力下 ($p' < 10 \text{ MPa}$), 胶结试样的孔隙比将大于无胶结试样。需要特别说明的是, 根据 Coop 等所给出的胶结砂土强、弱胶结的定义(即 Coop-Willson 准则)^[21], 本文的数值模拟结果与文献[6]的试验结果均属于强胶结, 即胶结试样的屈服强度位于参考压缩曲线之上。然而, 随着胶结强度的降低或胶结试样密度的增大, 将出现胶结试样的屈服强度位于参考压缩曲线之下的情况(即所谓的弱胶结)。胶结试样的弱胶结现象同样可通过离散元进行模拟, 详见参考文献[8]。

(2) 胶结试样在屈服前变形很小, 但当固结压力超过屈服强度后, 试样的孔隙比减小趋势显著。

(3) 同一胶结强度下, 不同初始孔隙比的胶结试

样在屈服后的压缩曲线趋于一致。

3.2 屈服应力

为便于对等向压缩数值模拟结果作进一步分析, 采用文献[6]中关于初始屈服应力的定义, 对数值模拟结果中初始屈服应力进行确定, 即初始屈服应力为压缩曲线开始偏离初始线性行为时的平均有效应力。并进一步定义屈服应力增量为胶结试样等向压缩曲线上初始屈服应力与无胶结试样参考压缩曲线上相同孔隙比所对应的应力间差值。

图 9 中给出屈服应力增量随初始孔隙比和胶结强度的变化规律, 图 9(a) 为文献[6]的实测结果, 图 9(b) 为数值模拟结果, 由二者的比较可知, 数值模拟很好的反映了实测结果的两个特征: ①同一初始孔隙比下, 屈服应力增量随胶结强度的增大而增大; ②同一胶结强度下, 屈服应力增量随孔隙比的减小而增大。

需要注意的是, 为便于与文献[6]的实测结果进行比较, 图 9 中所给出的是屈服应力增量随孔隙比和胶结强度的变化规律。然而, 根据屈服应力增量的定义, 图 9 也可间接反映出初始屈服应力(屈服强度)随胶结强度增大而增大的规律。然而, 要进一步探讨屈服强度与胶结强度的关系, 单独依靠等向压缩试验的模

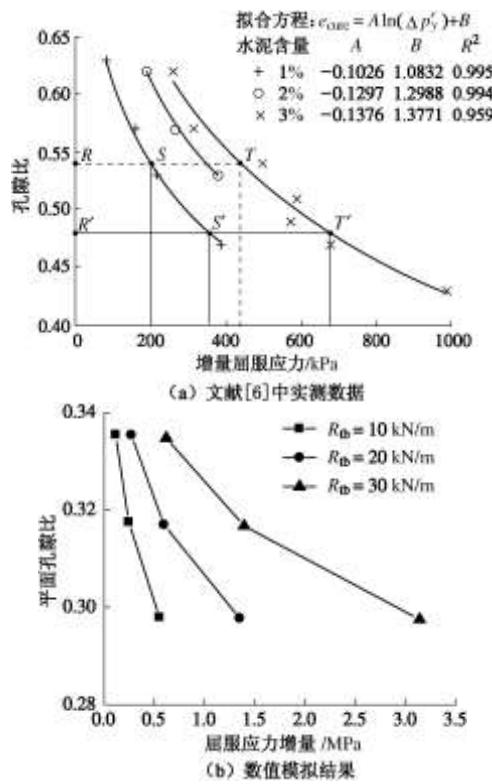


图 9 不同胶结强度下试样屈服应力增量随孔隙比的变化

Fig. 9 Variation of incremental yield stress with void ratio under different bonding strengths

拟时不够的,还需对结构性砂土进行等应力比压缩和双轴试验的离散元模拟。

3.3 体积模量

图 10 中给出了体积模量随初始孔隙比和胶结强度的变化规律,其中体积模量的定义为初始点与屈服点间平均有效应力增量与体应变增量的比值。图 10 (a)

为文献[6]中人工胶结砂土的实测结果,图 10 (b)为数值试验的模拟结果。由二者的比较可知,数值模拟结果与实测结果非常相似:①同一初始孔隙比下,体积模量随胶结强度的增大而增大;②同一胶结强度下,体积模量随初始孔隙比的增大而减少;③当孔隙比增加时,不同胶结强度试样的体积模量将趋近于同一个较小的值。

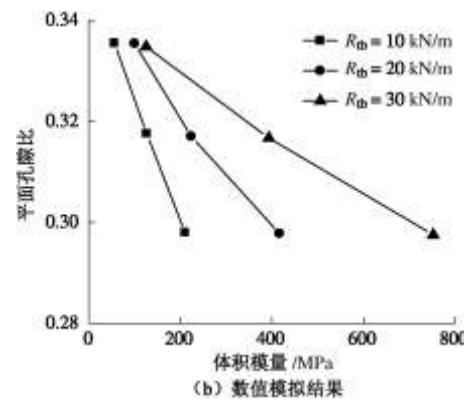
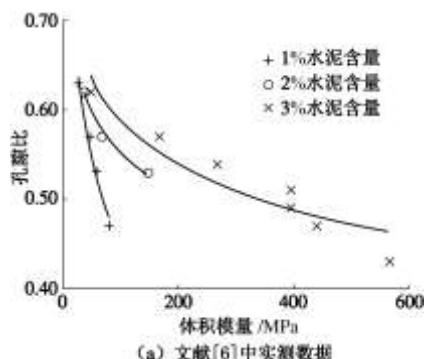


图 10 不同胶结强度下试样初始体积模量随孔隙比的变化

Fig. 10 Variation of initial bulk modulus with void ratio under different bonding strengths

3.4 屈服与胶结破坏的关系

文献[1~5, 15~17]中均认为,结构性土的屈服与胶结破坏有极大的关系。然而极少有文献论证这一点,下面我们将通过数值模拟结果给出胶结试样屈服应力与胶结破坏间的关系。图 11 (a)给出了非常松散试样(平面孔隙比为 0.34)在不同胶结强度下(R_{tb} =0, 1, 5, 10, 20, 30 kN/m)等向压缩试验的模拟结果,图 11 (b)进一步给出了上述不同胶结强度试样中胶结点破坏率随平均有效应力的变化规律,其中胶结点破坏率定义为已破坏的胶结点个数占初始胶结点总个数的比率。

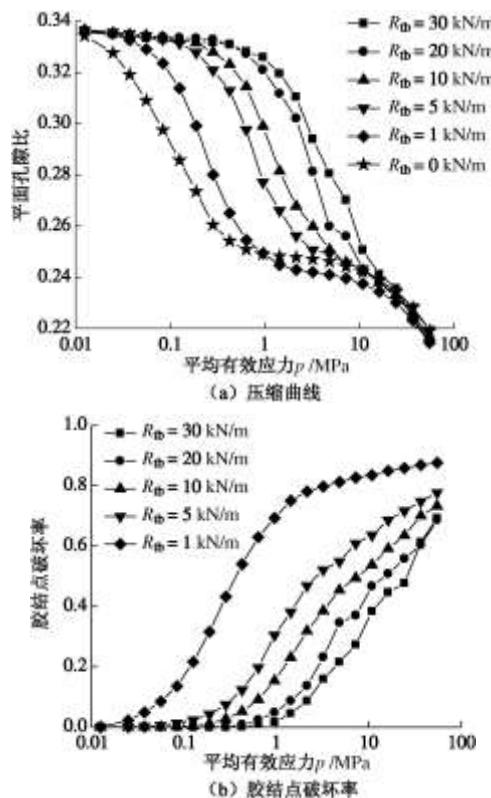


图 11 非常松散试样在不同胶结强度下的数值模拟结果

Fig. 11 DEM data on very-loose materials under different bonding strengths

由图 11 (a)、(b) 的比较可知, 不同胶结强度试样的初始屈服应力可以依据胶结破坏很好的定义出来。当平均有效应力小于初始屈服应力时, 几乎没有胶结破坏, 而当平均有效应力大于初始屈服应力时, 将出现大量的胶结破坏。数值模拟结果表明: 试样的初始屈服应力与胶结破坏密切相关, 从而证实了许多岩土学者关于“天然结构性土的屈服与胶结破坏相关”的论断^[1-5, 15-17]。

4 结 论

(1) 离散元数值模拟能够有效的捕捉到结构性砂土的主要力学特性。根据 Coop-Willson 准则, 本文的数值模拟结果与文献[6]的实测结果均属于强胶结, 即在相同的固结压力下 ($p' < 10 \text{ MPa}$), 胶结试样的孔隙比均大于无胶结试样, 且试样的屈服强度位于参考压缩曲线之上; 胶结试样在屈服前的变形很小, 屈服后变形显著; 同一胶结强度下, 不同初始孔隙比的胶结试样在屈服后其压缩曲线将趋于一致。

(2) 同一胶结强度下, 孔隙比的增加将导致屈服应力增量和初始体积模量减小; 而在同一初始孔隙比下, 胶结强度的增加将导致屈服应力增量和初始体积模量增大。

(3) 胶结砂土的初始屈服与胶结破坏密切相关, 从而证实了岩土界关于天然结构性砂土的推论。

本文的数值模拟是基于以下假设展开的, 即离散元试样是由一系列二维圆形颗粒组成的; 试样内部颗粒间胶结强度均匀; 颗粒间接触模型近似为线性。因此, 离散元数值模拟结果主要是对胶结砂土的微观机理进行定性研究。

参 考 文 献:

- [1] BURLAND J B. On the compressibility and shear strength of natural clays[J]. *Géotechnique*, 1990, **40**(3): 329 – 378.
- [2] LEROUEIL S, VAUGHAN P R. The general and congruent effects of structure in natural soils and weak rocks[J]. *Géotechnique*, 1990, **40**(3): 467 – 488.
- [3] 沈珠江. 软土工程特性和软土地基设计[J]. 岩土工程学报, 1998, **20**(1): 100 – 111. (SHEN Zhu-jiang. Engineering properties of soft soils and soft ground[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1998, **20**(1): 100 – 101. (in Chinese))
- [4] CUCCOVILLO T, COOP MR. On the mechanics of structured sands[J]. *Géotechnique*, 1999, **49**(6): 741 – 760.
- [5] 蒋明镜, 沈珠江. 结构性黏土试样人工制备方法研究[J]. 水力学报, 1997(1): 56 – 61. (JIANG Ming-jing, SHEN Zhu-jiang. A method of artificial preparation of structured clay samples[J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 1997(1): 56 – 61. (in Chinese))
- [6] 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 – 502.
- [7] 刘恩龙, 沈珠江. 人工制备结构性土力学特性试验研究[J]. 岩土力学, 2007, **28**(4): 679 – 683. (LIU En-long, SHEN Zhu-jiang. Experimental study on mechanical properties of artificially structured soils[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2007, **28**(4): 679 – 683. (in Chinese))
- [8] JIANG M J, YU H S, LEROUEIL S. A simple and efficient approach to capturing bonding effect in natural sands by discrete element method[J]. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 2007, **69**(6): 1158 – 1193.
- [9] JIANG M J, YU H S, HARRIS D. Bonds rolling resistance and its effect on yielding of bonded granulates by DEM analyses[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2006, **30**(8): 723 – 761.
- [10] CUNDALL P A, STRACK O D L. The discrete numerical model for granular assemblies[J]. *Géotechnique*, 1979, **29**(1): 47 – 65.
- [11] CUNDALL P A. PFC2D User's Manual (Version 4.0) [R]. Minnesota: Itasca Consulting Group Inc, 2008.
- [12] CUNDALL P A. PFC3D User's Manual (Version 4.0) [R]. Minnesota: Itasca Consulting Group Inc, 2008.
- [13] WANG Y H, LEUNG S C. A particulate scale investigation of cemented sand behaviour[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2008, **45**(1): 29 – 44.
- [14] 蒋明镜, 孙渝刚, 李立青. 复杂应力下两种胶结颗粒微观力学模型的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2011, **33**(3): 354 – 360. (JIANG Ming-jing, SUN Yu-gang, LI Li-qing. Experimental study on micro-mechanical model for two different bonded granules under complex stress conditions[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2011, **33**(3): 354 – 360. (in Chinese))
- [15] 蒋明镜. 结构性黏土的本构模型和土体逐渐破损分析[D]. 南京: 南京水利科学研究院, 1996. (JIANG Ming-jing. Constitutive laws of structured clays and analysis of progressive failure of soils[D]. Nanjing: Nanjing Hydraulic Research Institute, 1996. (in Chinese))
- [16] 蒋明镜, 沈珠江. 结构性黏土剪切带的微观分析[J]. 岩土工程学报, 1998, **20**(2): 102 – 108. (JIANG Ming-jing, SHEN Zhu-jiang. Microscopic analysis of shear band in structured clay[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1998, **20**(2): 102 – 108. (in Chinese))
- [17] JIANG M J, PENG L C, ZHU H H, et al. Macro- and micro-properties of two natural marine clays in China[J]. *China Ocean Engineering*, 2009, **23**(2): 329 – 344.
- [18] LADD R S. Preparing test specimens using under

- compaction[J]. Geotechnical Testing Journal, ASTM, 1978, 1(1): 16 - 23.
- [19] JIANG M J, KONRAD J M, LEROUEIL S. An efficient technique for generating homogeneous specimens for DEM studies[J]. Computers and Geotechnics, 2003, 30(7): 579 - 597.
- [20] BOLTON M D, NAKATA Y, CHENG Y P. Micro- and macro-mechanical behaviour of DEM crushable materials[J]. Géotechnique, 2008, 58(6): 471 - 480.
- [21] COOP M R, WILLSON S M. On the behavior of hydrocarbon reservoir sands and sandstones[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 2003, 129(11): 1010 - 1019.