

文章编号: 1000-7598 (2014) 09-2709-08

基于离散元法的砂土破碎演化规律研究

周 博^{1,2}, 黄润秋², 汪华斌¹, 王剑锋³

(1.华中科技大学 土木工程与力学学院, 武汉 430074; 2.成都理工大学 地质灾害防治与地质环境保护国家重点实验室, 成都 610059;
3.香港城市大学 土木与建筑工程系, 香港 999077)

摘 要: 颗粒破碎是影响砂土宏-微观力学性质的重要因素。采用改进型的可破碎颗粒生成方法, 通过设置不同强度的平行黏结键模拟不同强度的可破碎颗粒, 并借用基于离散元方法 (DEM) 的双轴压缩试验详细研究了可破碎性土在剪切过程中颗粒破碎率/平均破碎程度、微观尺度上的能量耗散分配机制、剪切破碎带形成以及断裂键各向异性的演化过程。结果表明, 颗粒破碎强烈地影响砂土在宏观尺度上的力学响应、颗粒尺度上的能量分配机制以及剪切过程中的颗粒的组织结构演化。颗粒破碎主要影响小应变阶段各能量耗散元的分配机制, 而在临界状态下剪切带内的颗粒摩擦以及破碎耗能是消耗外界功的主要因素。数值结果亦表明, 颗粒的破碎伴随着整个剪切过程, 但破碎率的增长速度却随着剪切应变的发展逐渐降低。另外, 在剪切过程中, 对于低破碎性土, 在临界状态下剪切破碎带基本形成, 带内的原有组织结构被打乱, 断裂键的各向异性也随之弱化。

关 键 词: 离散元; 破碎率; 能量耗散; 剪切带; 各向异性

中图分类号: O 302, TU 411

文献标识码: A

Study of evolution of sand crushability based on discrete elements method

ZHOU Bo^{1,2}, HUANG Run-qiu², WANG Hua-bin¹, WANG Jian-feng³

(1. College of Civil Engineering and Mechanics, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China;

2. State Key Laboratory of Geohazard Prevention and Geoenvironment Protection, Chengdu University of Technology, Chengdu 610059, China;

3. Department of Civil and Architectural Engineering, City University of Hong Kong, Hong Kong 999077, China)

Abstract: Detailed knowledge of crushability evolution and particle-scale energy allocation behavior under the influence of particle breakage is of fundamental importance to the development of micromechanics-based constitutive models of sands. This study reports original results of the particle development, energy input/dissipation and shear band formation of idealized crushable sands using 2D discrete elements simulations. Particle breakage is modeled as the disintegration of synthetic agglomerate particles which are made up of parallel-bonded elementary discs. Simulation results show that the particle crushability strongly affect the mechanical response in macroscopic level and energy allocation in particle-scale level of the soil both at small and large strains. The major role of particle breakage, which itself only dissipates a negligible amount of input energy, is found to advance the soil fabric change and promote the inter-particle friction dissipation. At large strains where particle breakage is greatly reduced, a steady energy dissipation by inter-particle friction and mechanical damping is observed. Furthermore, it is found that the amount of particle breakage keeps increasing during the whole shearing process; but the rate of particle breakage decreases gradually with the applied axial strain. And a clear shear band can be found in low-crushable soil and the anisotropy of the broken bonds becomes weaker and weaker as the development of shearing.

Key words: discrete elements; crushing ratio; energy dissipation; shear band; anisotropy

1 引 言

颗粒破碎对砂土的力学特性存在显著的影响, 其中包括砂土的抗剪强度、体变特征、应变局部化

现象以及临界状态力学特性等^[1-2]。然而, 砂土在剪切作用下的颗粒破碎演化过程仍是一个存在广泛争议的问题。

Hardin^[3]对比砂土在试验前、后的级配曲线的

收稿日期: 2013-05-25

基金项目: 地质灾害防治与地质环境保护国家重点实验室开放基金项目 (No. SKLGP2012K019); 国家自然科学基金青年基金项目 (No. 51109182); 国家自然科学基金 (No. 41372296); 科技部十二五支撑计划项目 (No. 2012BAK10B02)。

第一作者简介: 周博, 男, 1987 年生, 博士后, 博士学位, 主要从事砂土微观力学行为方面的研究工作。E-mail: zhoubohust@gmail.com

差别引入了相对破碎率来量化砂土在剪切过程中的破碎程度。基于此, Baharom 等^[4]曾猜测: 当可破碎土到达临界状态时, 颗粒破碎引起的体积收缩和颗粒重新排列引起的体积膨胀将会维持一个动态的平衡以达到恒定体积变化的状态。然而, 通过三轴压缩试验下砂土破碎现象的观测, Luzzani 等^[5]对这个恒定体积提出了疑问, 发现在大应变阶段, 砂土的破碎依然不会停止。为此, Coop 等^[6]采用一系列环剪试验对硅质砂的破碎演化规律进行了研究, 发现在极大的剪应变阶段下, 剪切带的砂土可以达到一个稳定的终极级配。据此, 可以推测, 砂土在剪切临界状态下, 颗粒破碎效应将逐渐变弱, 样本的级配由于颗粒破碎的发生变得更加优良, 并最终达到一个稳定的级配状态。

Cundall 等^[7]于 1979 年首先将离散元法 (discrete element method, DEM) 引入到岩土工程研究中。采用一系列子颗粒胶结成聚粒的方法, 单个可破碎颗粒的压碎机制以及可破碎土在剪切过程中的微观力学机制得到了更加深入的了解^[8-11]。Cheng 等^[8-9]通过基于 DEM 模拟的三轴压缩试验指出, 颗粒破碎是影响砂土硬化以及体积压缩的重要因素。Wang 等^[10-11]通过对砂土内部能量耗散机制的研究指出, 在破碎演化过程中颗粒的破碎所引起表面自由功的增加以及剪切带内破碎颗粒的摩擦耗散是砂土临界状态下的主要耗能部分。然而, 由于计算能力的限制, 三维数值模型的精度与实际的砂土样本存在很大的差距。目前的 DEM 研究对砂土破碎的演化规律并没有做出详细的解释, 对砂土剪切破碎带以及各向异性的演化过程也没有给出清晰的描述。本文改进了传统的聚粒生成算法, 采用二维离散元模型, 有效地提高了样本中聚粒的数量, 以求准确真实地捕捉到砂土在剪切过程中的破碎演化规律。通过颗粒破碎指标以及能量分配机制发展来详细描述剪切过程中砂土颗粒的破碎演化规律。另外, 对砂土的剪切破碎带形成以及颗粒断裂键的各向异性发展过程也进行深入的研究, 为可破碎性砂土的本构模型建立以及工程应用提供了有力的理论支持。

2 离散元模型的建立

平行黏结模型采用一定宽度的胶结键将两个颗粒黏结成簇, 胶结键本身可以承担一定的剪切力、拉力以及弯矩作用^[12]。通过一系列的单个可破碎颗粒压碎试验的 DEM 模拟, 平行黏结模型较普通的黏结模型能够更好地反映可破碎颗粒在压碎时的力学特性 (如应力-位移曲线以及破裂方式等)。一般

地, 可破碎颗粒的生成是将一组单元子颗粒按照一定的几何形式进行排列, 再用平行黏结键将这些子颗粒间所有的接触黏结而成^[13]。然而, 这样生成的可破碎颗粒内部结构均匀, 压碎性能与真实砂粒相差较大。在三维模型中, 往往会随机剔除少量内部子颗粒以实现可破碎砂粒内部不均匀性^[8-11]。然而, 以上两种生成方法均未考虑砂粒本身在形成时由于受到地质作用而储存的初始应变能。因此, 本文对传统可破碎颗粒的生成方法进行了改进, 综合考虑了颗粒内部不均匀性和初始应变能。可破碎土样本的 DEM 模型生成流程图如图 1 所示。

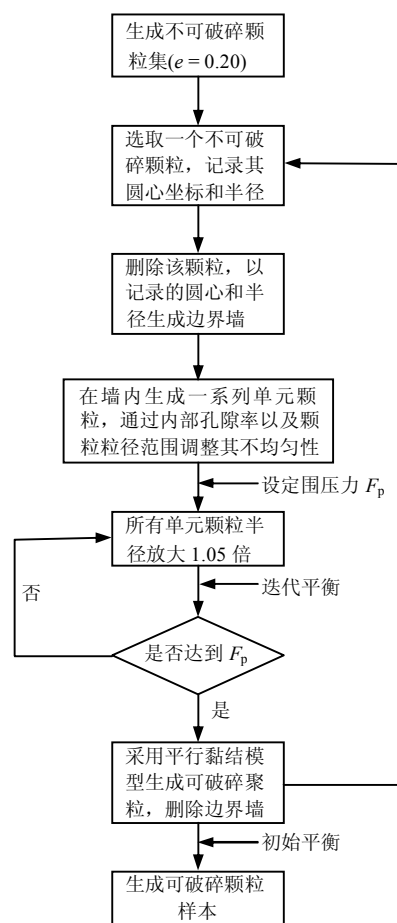


图 1 可破碎土离散元模型生成流程图
Fig.1 Flow chart of generation for discrete element model in crushable soil

具体步骤如下:

(1) 在高为 200 mm, 宽为 100 mm 的矩形边界内, 按最小粒径为 1.5 mm、最大粒径为 2.5 mm 生成服从均匀粒径分布的圆形颗粒集, 样本的初始孔隙比为 0.2。生成的颗粒集由 5 347 个不可破碎颗粒组成, 其不均匀系数 $C_u = 1.25$, $C_u = d_{10} / d_{50}$ 。

(2) 从生成颗粒集中取出一个初始刚性颗粒, 记录其圆心坐标和半径。删除该颗粒, 并以该圆心

坐标和半径生成圆形边界墙。

(3) 设定可破碎颗粒在形成过程中受到的围压力 $F_p = 10 \text{ kN}$ ，随机在圆形墙内生成 25~30 个单元子颗粒，并控制圆形墙内部孔隙比为 0.18 左右。

(4) 对圆形墙内所有子颗粒的半径赋予一个微小的放大系数 1.05，然后进行迭代平衡，并监测圆形墙所受总径向膨胀力，当其大于或等于 F_p 时，停止迭代。采用平行黏结模型定义墙内所有子颗粒的接触点生成可破碎聚粒，最后删除该圆形墙。

(5) 搜索下一个初始刚性颗粒，然后重新执行步骤 (1)~(4)，直到所有的不可破碎颗粒全部转换成可破碎聚粒。

本文中所选取的 DEM 参数参考了文献[11]，见表 1。在平行黏结模型中，子颗粒接触点的黏结强度（法向和切向）以及黏结键的宽度都直接影响可破碎颗粒的强度特性。为了得到准确的模型参数，从生成的样本中选取了一系列可破碎颗粒进行单个颗粒压碎试验。最终选取 3 组典型的压力-位移曲线与文献[14]的试验结果进行比对，如图 2 所示。结果表明，本文所采用的可破碎颗粒生成方法可以准确地反映单个颗粒在压碎时的力学特性。因此，将该接触模型所选用的平行黏结强度 2×10^6 、 5×10^6 、 $8 \times 10^6 \text{ N/m}$ 分别赋予高破碎性、中等破碎性以及低破碎性砂土颗粒，见表 1。

表 1 离散元模型的基本参数
Table 1 DEM parameters in all the simulations

密度 /(kg/m^3)	单元子颗粒平行黏结键						柔性边界组成颗粒			
	法向/切向 接触刚度 /(10^7 N/m)	颗粒表面摩 擦系数	法向/切向 黏结强度 /(10^6 N/m)	法向/切向 黏结刚度 /(10^{12} N/m)	平行黏结 键半径比	阻尼系数	直径 /mm	法向/切向 黏结强度 /(10^{50} N/m)	法向/切向 接触刚度 /(10^6 N/m)	颗粒表面 摩擦系数
2 600	8	0.5	2, 5, 8	1	0.5	0.2	0.05	1	8	0

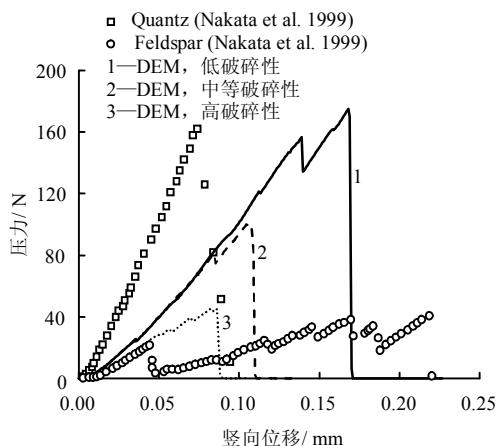


图 2 单个颗粒压碎的 DEM 模拟与试验结果对比
Fig.2 Comparison between the results of single-particle compression by DEM simulations and real tests

生成初始可破碎颗粒集后，删除两边的侧墙边界，替换成两组由颗粒黏结而成的柔性边界^[15]。组成柔性边界的颗粒可以自由移动和转动，更好地实现样本在剪切过程的位移、应变发展。同时对样本 4 个边界施加 100 kPa 的均匀固结围压，并达到最终平衡，初始样本的示意图如图 3 所示。

3 应力-应变特性以及破碎演化过程

当所有的数值样本达到初始平衡后，赋予上、下加载板一个恒定的相向速度（约为 0.1%/s）对样本进行加载。在加载过程中，采用伺服机制维持柔

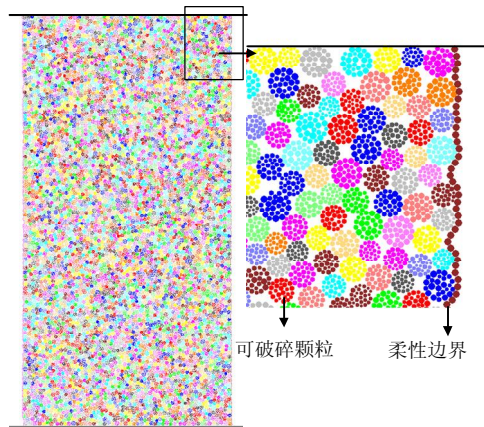


图 3 可破碎性土离散元样本
Fig.3 Discrete element sample of crushable soil

性边界的围压为 100 kPa。图 4 为 3 种可破碎性土在 100 kPa 围压下的偏应力比 t/s ($t = (\sigma_1 - \sigma_3)/2$, $s = (\sigma_1 + \sigma_3)/2$) 和体变与轴向应变的关系。可以清晰地看出，对于高破碎性土，样本在临界状态下的应变强化特性明显，同时其体积变化随着轴向应变的增加持续剪缩发展。这种持续剪缩现象是由于高破碎性土颗粒在剪切作用下不断破碎形成小颗粒并填充到原有的孔隙中所造成的。对于中等破碎性土，偏应力达到峰值时并维持在一个稳定状态，同时其体积变化在临界状态也维持在一个稳定值附近，由于颗粒的破碎引起的体积缩小与颗粒重新排列引起的体积膨胀相互抵消，使其体积变化达到一个动态平

衡状态,这也验证了文献[4]的猜想。而对于低破碎性土,由于围压较小,在剪切过程中颗粒破碎程度较小,其力学特性与散体材料的剪切性能相似,偏应力比随轴向应变的发展先达到峰值,再软化达到临界稳定状态。相应地,其体积变化也是先剪缩、再剪胀达到稳定的临界状态。整体来说,不同破碎性的砂土,在剪切作用下应变硬化和软化现象以及体积变化存在明显差异,然而临界状态下的偏应力比却很相近,这与临界状态下砂土破碎演化规律以及稳定的剪切破碎带形成有很大的联系。

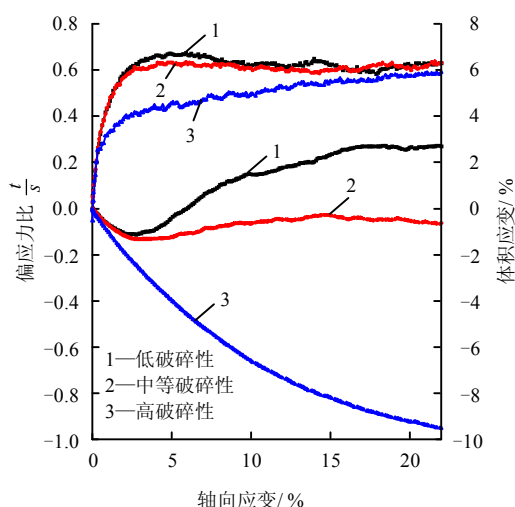


图4 可破碎性土的偏应力比和体变与轴向应变关系
Fig.4 Deviatoric stress ratio and volumetric strain vs. axial strain in crushable soil

为了进一步阐述可破碎性土的破碎演化规律,本文引入了两个指标来评价样本的破碎状态,原有颗粒的破碎率 C_r 以及样本的平均破碎程度 C_d , 分别定义如下:

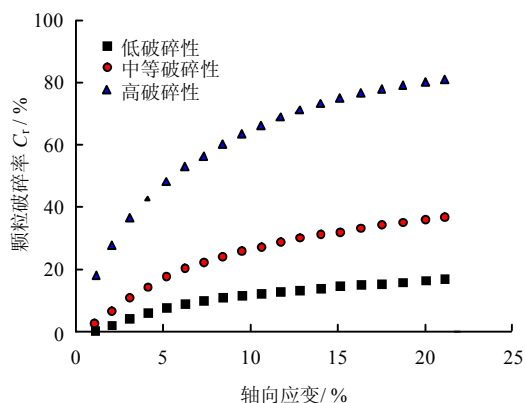
$$C_r = \frac{N_{\text{crushing}}}{N_{\text{total}}} \times 100\% \quad (1)$$

$$C_d = \frac{N_{\text{broken-bond}}}{N_{\text{crushing}}} \quad (2)$$

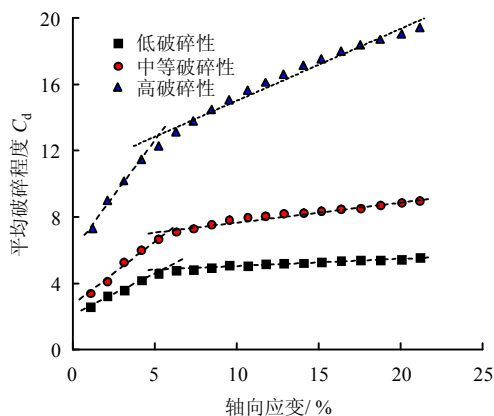
式中: N_{total} 为样本中原有完整颗粒的总数; N_{crushing} 为发生破碎的原有颗粒个数; $N_{\text{broken-bond}}$ 为发生断裂的黏结键个数。原有颗粒破碎后形成新的碎片小颗粒,而新的碎片小颗粒也会继续破碎成更小的碎片颗粒,随着破碎程度的不断发展,原有的黏结键的断裂个数将会不断增加。因此,采用平均破碎程度 C_d 能够很好地反映样本的反复破碎程度。

图5分别统计了3种可破碎性土的破碎率 C_r 以及平均破碎程度 C_d 随轴向应变增加的发展过程。从图5(a)中可以看出,颗粒破碎率随轴向应变发展会

一直增加,但破碎率的增长速度随轴向应变发展逐渐变缓,即使是在20%的大应变阶段,仍有颗粒发生破碎,但此时颗粒破碎的增长速度却非常缓慢。这与Luzzani等^[5]的试验现象相符,其认为三轴压缩试验的有限应变范围并不能使砂土剪切破碎演化为砂土的终极级配,因此,在三轴试验中并不能明显地观察到颗粒破碎的停止。图5(b)更加深入地描述了不同可破碎土样本中颗粒破碎的演化规律,在偏应力峰值之前,样本的平均破碎程度增长很快,这是由于原有大颗粒的破碎所引起的,当达到临界状态后,样本平均破碎程度增长缓慢。低破碎性土的平均破碎程度在临界状态下基本达到稳定,而高破碎性土在临界状态下平均破碎程度依然存在显著增长。这是由于当剪切带形成后,低破碎性土的新形成碎片很难再发生继续破碎,而对于高破碎性土,加载过程中颗粒反复破碎却一直在持续,这与文献[16]里提出的观点相一致,其认为颗粒的破碎服从分形理论,而小颗粒的产生是由于大颗粒反复破碎而形成的。为了更好地解释不同的破碎性土在剪切过程中的破碎演化规律以及微观力学机制,以



(a) 颗粒破碎率和轴向应变关系



(b) 平均破碎程度和轴向应变关系

图5 可破碎土在剪切过程中的破碎演化规律
Fig.5 Evolution of crushability during shearing process in crushable soil

下章节将着重从颗粒破碎引起的能量耗散机制以及剪切破碎带演化两个方面进行详细的论述。

4 可破碎土的能量演化过程

颗粒体系的能量耗散机制是解释砂土微观力学机制的重要手段,通过追踪砂土样本在剪切过程中各能量组成部分的增量可以直观地描述颗粒集的能量耗散机制。在 PFC^{2D} 中,在一定的应变增量过程中,可以直接监测到加载板对样本作用的外部功 dW 、样本的体功 dW_g 、弹性势能 dE_e ,其中包括弹性应变能和弹性黏结能,颗粒摩擦耗能 dE_f ,颗粒集的总动能 dE_k 以及准静态加载过程颗粒集的阻尼耗能 dE_d 。另外,当颗粒破碎时,平行黏结键中储存的弹性势能会随着黏结键的断裂而释放,这部分能量被认为是破碎耗能 dE_b 。本质上,由于颗粒的破碎,其总表面积会增加,表面自由能也会随之增加,从而达到总体的能量守恒^[11]。因此,在剪切的任何时刻,能量法则必须满足输入与输出守恒定律:

$$dW + dW_g = dE_e + dE_h + dE_f + dE_k + dE_d \quad (3)$$

由于本文中没有设置重力场,因此,样本的总体功 $dW_g = 0$ 。在准静态加载条件下,剪切过程中颗粒的动能 dE_k 同其他能量部分相比可以忽略不计。为了监测颗粒破碎过程中的破碎耗能 dE_b ,需要对每个加载时步内所有颗粒内部黏结键的断裂过程进行跟踪,一旦黏结键断裂,则将该黏结键所储存弹性黏性势能比上由于颗粒破碎新增的表面积定义为该键发生断裂时所产生的破碎耗能,破碎耗能增量 dE_b 可由下式求得

$$dE_b =$$

$$\sum_1^n \frac{1}{2} \left(\frac{F_{pbn}^2}{K_{pbn}} + \frac{F_{pbs}^2}{K_{pbs}} + \frac{M_{pbn}^2}{\sqrt{K_{pbn}^2 + K_{pbs}^2}} \right) \left/ \left(\frac{2r_{pb}r_1r_2}{r_1 + r_2} \right) \right. \quad (4)$$

式中: n 为每个时步里所有断裂键的个数; F_{pbn} 、 F_{pbs} 分别为黏结键在断裂前的所受到的法向、切向黏结力分量; K_{pbn} 、 K_{pbs} 分别为黏结键的法向和切向黏结刚度; r_{pb} 、 r_1 和 r_2 分别为黏结键宽度的半径比以及与其相连接的两个单元球的半径; M_{pbn} 为黏结键在断裂前的弯矩。

图 6 记录了在每 0.5% 的轴向应变增量过程中,不同样本的 4 个主要的能量组成部分增量与外界功增量的比值(即 dE_f/dW 、 dE_d/dW 、 dE_e/dW 和 dE_b/dW) 随轴向应变发展的演化过程。从图 6 整体来看,4 个能量部增量比的总和在任何时刻都约

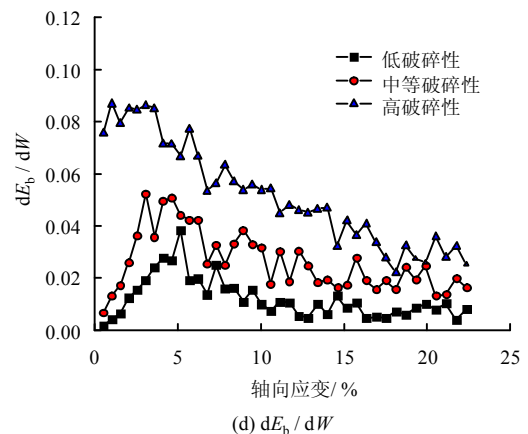
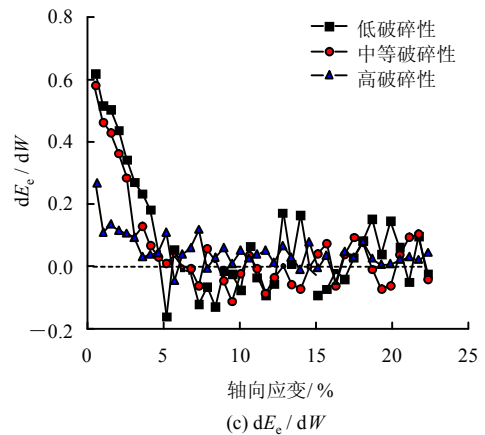
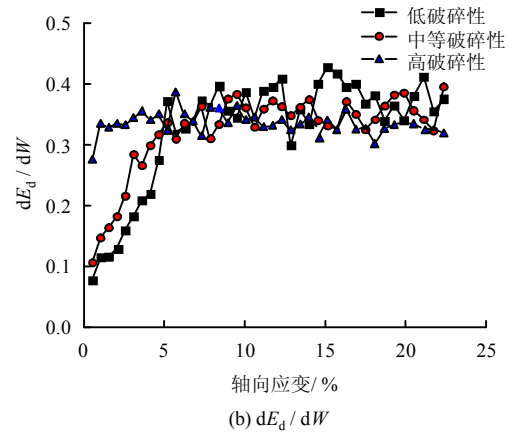
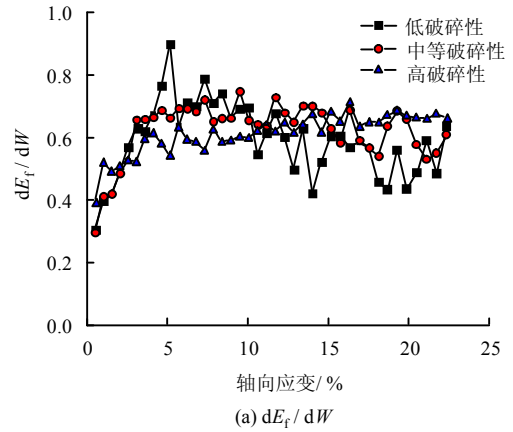


图 6 各能量部的增量比和轴向应变的关系
Fig.6 Relationships of incremental energy components vs. axial strain

等于1,这与式(3)对应的能量守恒定律相一致。另外,各能量部的分配主要变化都发生在小应变阶段,约为5%的轴向应变之前。当样本达到临界阶段后,各能量部的增量比也基本达到稳定状态,这也反映了在临界状态下砂土能量耗散的分配机制。

(1)从图6(a)可以看出,样本在剪切过程中随轴向应变的增加,微观尺度上颗粒间的摩擦耗能增量比 dE_f/dW 随之增加,直到临界状态达到稳定,约为0.65左右,这说明在临界状态下系统以剪切带内颗粒的摩擦耗能为主。同时要注意到,对于高破碎性土,其摩擦耗能的增量比一直呈增长趋势,这是由于高破碎性土在临界状态下其反复破碎不断发生,剪切带内颗粒摩擦面的比表面积也不断增加,从而导致其摩擦耗能的持续增长。

(2)从图6(b)可以看出,系统的阻尼耗能增量比 dE_d/dW 随着轴向应变的发展也逐渐增加,直到临界状态达到稳定值,并维持在0.35附近,这部分能量耗散是由于准静态加载中颗粒运动所受阻尼力作用形成的,其也是系统的主要耗能部分。

(3)从图6(c)可以看出,样本的弹性势能的增量比 dE_e/dW 随轴向应变的发展迅速减小,达到临界稳定状态时,数值维持在0附近摆动。当剪切带形成时,样本达到较稳定的残余强度,带外的颗粒无法储存更高的弹性势能,而带内的颗粒之前所储存的弹性势能随着颗粒的错动以及破碎大量地释放消失,因此,系统的弹性势能也基本达到稳定状态。

(4)从图6(d)可以看出,颗粒总的破碎耗能增量比 dE_b/dW 随着轴向应变的增加先迅速增加,到达临界状态后,再持续减小直到加载结束。另外,高破碎性土的破碎耗能明显大于其他两种可破碎性土。 dE_b/dW 的演化规律也从微观尺度上解释了颗粒破碎的演化过程,随着剪切带的形成,带内的颗粒破碎率增长速度也逐渐减缓,因此,颗粒总的破碎耗能也逐渐减小。

总的来说,样本的能量分配机制从微观尺度上解释了砂土在剪切过程中颗粒组构以及破碎行为的演化过程,而颗粒破碎主要影响了小应变阶段的能量分配差异以及整个剪切过程中破碎耗能发展的差异。

5 剪切带以及各向异性演化规律

为了更加深入地了解可破碎性土在剪切过程中的能量分配机制以及塑性应变的发展过程。本节主要关注了不同可破碎土在剪切过程中剪切破碎带形成以及颗粒黏结键断裂方向各向异性发展演化规律。其中,剪切破碎带是根据每5%轴向应变增量加载过程中颗粒破碎发生的空间位置来描述;而黏结键断裂方向各向异性是通过统计在每5%的轴向应变增量中所有黏结键在各个方向的断裂的个数与其平均数的比值的极坐标分布来表示,如图7所示。

图7、8选取了中等破碎性土和高破碎性土的剪切破碎带形成以及黏结键断裂方向各向异性随轴

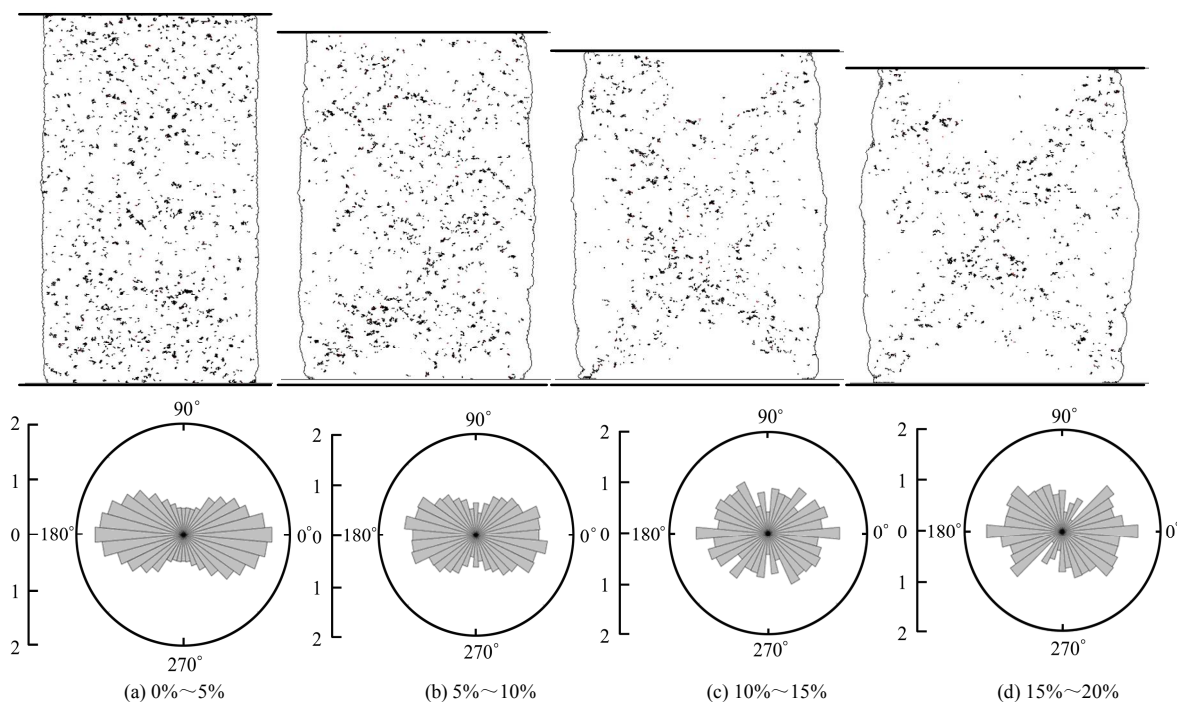


图7 中等破碎性土剪切破碎带形成以及断裂各向异性演化过程

Fig.7 Evolution of shear band and broken-bond anisotropy of middle-crushable soils

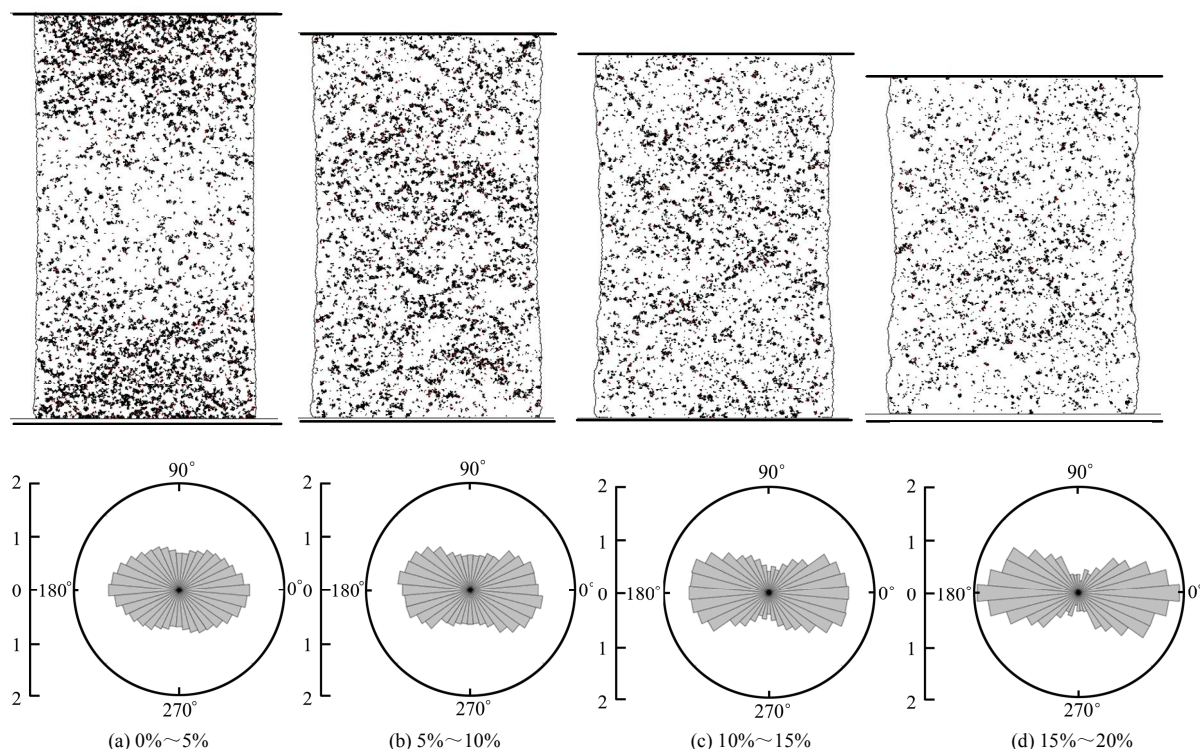


图 8 高破碎性土的剪切破碎带形成以及断裂键各向异性演化过程
Fig.8 Evolution of shear band and broken-bond anisotropy of high-crushable soils

向应变发展的演化过程。从图 7 中可以看出, 对于中等破碎性土, 在小应变阶段(0~5%的轴向应变), 颗粒破碎均匀随机地分散在整个样本范围内。随着轴向应变的发展, 样本达到临界状态后, 颗粒破碎的局部化现象逐渐显著, 直到剪切破碎带完全形成。从图 8 可以看出, 对于高破碎性土, 在整个剪切过程中, 样本均未发生明显的破碎局部化现象。同时从图 7、8 中亦可以看出, 两种破碎性土的颗粒断裂键方向均以水平向分布为主, 这是由于样本所受的主应力方向为竖直向, 颗粒主要受竖直向的主应力, 从而在水平向产生较大的拉应力, 使颗粒受拉破碎, 对于一个由黏结键黏结而成的可破碎聚粒受力破碎示意图如图 9 所示。然而, 对于中等破碎性土, 其颗粒黏结键断裂方向在各向异性随着剪切带的形成逐渐弱化, 特别在大应变阶段(如 10%~20%的轴向应变)颗粒黏结键的断裂方向在 360° 方向上近似呈均匀分布。这是由于当剪切带稳定后, 颗粒破碎主要发生在剪切带中, 带内颗粒的错动以及破碎使得带内应力偏转以及颗粒反复破碎现象明显, 因此, 黏结键的断裂方向也更加随机, 角度分布也更加均匀。而对于高破碎性土, 其颗粒黏结键的断裂方向在整个剪切过程中都以水平方向为主, 各向异性显著。这是由于对于高破碎性土, 整个剪切过程中所有的颗粒都在持续破碎, 剪切带无法形成, 可破碎

颗粒大多受竖直的主应力, 并发生水平向的受拉破坏。这也解释了为什么高破碎性土的剪切过程是一个应变硬化的过程, 同时也是一个体积不断压缩的过程。

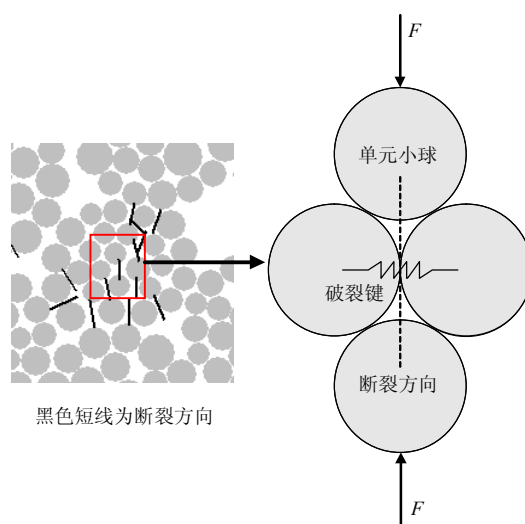


图 9 颗粒破碎以及黏结键断裂方向示意图
Fig.9 Diagram of particle breakage and fracture direction of broken bond

6 结 论

采用改进型的黏结聚粒来模拟砂土颗粒的破碎行为, 并通过一系列基于离散元的双轴压缩试验详

细研究了砂土在剪切过程中颗粒破碎演化规律以及其对砂土宏观力学性能的影响。得出如下结论:

(1) 在剪切过程中, 低破碎性土存在明显的应力峰值以及峰后应变软化现象, 临界状态下剪胀效应明显; 而对于高破碎性土, 整个剪切过程亦是一个应变硬化的过程, 其体积也持续压缩。

(2) 颗粒破碎伴随着砂土样本的整个剪切过程, 但颗粒破碎率的增长速度以及颗粒破碎程度均随着剪切的发展逐渐减小。特别是在临界状态下, 颗粒破碎的增长以剪切带中颗粒的反复碾碎为主。

(3) 颗粒破碎显著地影响了小应变阶段系统能量的分配机制, 并在临界状态下达到稳定的输入与输出分配关系。临界状态下, 剪切带内颗粒的摩擦耗能和机械阻尼耗能是抵抗外界功的主要部分。颗粒破碎耗能所占的比例虽然不大, 但却直接反映了颗粒破碎增长的演化规律。而弹性应变能的储存过程则深入解释了不同强度的砂土颗粒集在临界状态下的软化和硬化行为的内在力学机制。

(4) 在临界状态下, 低破碎性和中等破碎性砂土由于剪切诱发的破碎带局部化现象非常明显, 而高破碎性砂土基本没有发生破碎带的局部化。相反地, 高破碎性砂土由于剪切诱发的断裂键方向各向异性较低破碎性和中等破碎性砂土显著, 主角度为水平方向; 另外, 各向异性程度随着剪切的发展逐渐减弱。对于低破碎性和中等破碎性砂土, 由于剪切带的形成, 带内颗粒的反复破碎使得断裂键方向基本呈 360° 均匀分布。

参考文献

- [1] CUCCOVILLO T, COOP M R. On the mechanics of structured sands[J]. *Geotechnique*, 1999, 49(6): 741—760.
- [2] 王光进, 杨春和, 张超, 等. 粗粒含量对散体岩土颗粒破碎及强度特性试验研究[J]. *岩土力学*, 2009, 30(12): 3649—3655.
WANG Guang-jin, YANG Chun-he, ZHANG Chao, et al. Experimental research on particle breakage and strength characteristics of rock and soil materials with different coarse-grain contents[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2009, 30(12): 3649—3655.
- [3] HARDIN B O. Crushing of soil particles[J]. *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, 1985, 111(10): 1177—1192.
- [4] BAHAROM B, STALLEBRASS S E. A constitutive model combining the microscopic and macroscopic behavior of sands in shear and volumetric deformation[M]. Vienna: Springer, 1998: 263—273.
- [5] LUZZANI L, COOP M R. On the relationship between particle breakage and the critical state of sands[J]. *Soils and Foundations*, 2002, 42(2): 71—82.
- [6] COOP M R, SORENSEN K K, BODAS FREITAS T, et al. Particle breakage during shearing of a carbonate sand[J]. *Geotechnique*, 2004, 54(3): 157—163.
- [7] CUNDALL P, STRACK O. A discrete numerical-model for granular assemblies[J]. *Geotechnique*, 1979, 29(1): 47—65.
- [8] CHENG Y P, NAKATA Y, BOLTON M D. Distinct element simulation of crushable soil[J]. *Geotechnique*, 2003, 53(7): 633—641.
- [9] CHENG Y P, BOLTON M D, NAKATA Y. Crushing and plastic deformation of soils simulated using DEM[J]. *Geotechnique*, 2004, 54(2): 131—141.
- [10] WANG J, YAN H B. On the role of particle breakage in the shear failure behavior of granular soils by DEM[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2011, 37(8): 832—854.
- [11] WANG J, YAN H B. DEM analysis of energy dissipation in crushable soils[J]. *Soils and Foundations*, 2012, 52(4): 644—657.
- [12] Itasca Consulting Group Inc. PFC^{2D} Manual (Version 4.0)[M]. Minneapolis: Itasca Consulting Group Inc., 2008.
- [13] 史旦达, 周健, 贾敏才, 等. 考虑颗粒破碎的砂土高应力一维压缩特性颗粒流模拟[J]. *岩土工程学报*, 2007, 29(5): 736—742.
SHI Da-dan, ZHOU Jian, JIA Min-cai, et al. Numerical simulations of particle breakage property of sand under high pressure 1D compression condition by use of particle flow code[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2007, 29(5): 736—742.
- [14] NAKATA Y, HYDE A, HYODO M, et al. A probabilistic approach to sand particle crushing in the triaxial test[J]. *Geotechnique*, 1999, 49(5): 567—583.
- [15] ZHANG W C, WANG J, JIANG M J. DEM-aided discovery of the relationship between energy dissipation and shear band formation considering the effects of particle rolling resistance[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE*, 2013, online first, doi: 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0000890.
- [16] MCDOWELL G R, BOLTON M D. On the micromechanics of crushable aggregates[J]. *Geotechnique*, 1998, 48(5): 667—679.