

文章编号: 1000-7598 (2009) 07-1960-07

粗粒土的破碎耗能计算及影响因素

贾宇峰¹, 迟世春¹, 杨 峻², 林 皋¹

(1. 大连理工大学 海岸与近海工程国家重点实验室, 大连 116024; 2. 香港大学 土木工程系, 香港)

摘 要: 粗粒土的颗粒破碎直接改变了土体本身结构, 对粗粒土的剪胀和内摩擦角都会产生影响。在土体剪切过程中, 体积应力和剪切应力在体积应变和剪切应变上做功, 这部分能量在剪切过程中转化为颗粒的弹性储能、颗粒间的摩擦耗能、颗粒剪胀时对外做功和颗粒破碎耗能 4 部分。准确计算剪切过程中粗粒土破碎耗能的目的是: 从能量角度分析颗粒破碎对土体本构关系的影响, 为建立考虑颗粒破碎的粗粒土本构关系创造条件。通过分析粗粒土的常规三轴试验数据, 计算得到了剪切过程中的粗粒土破碎耗能。计算结果表明, 常规三轴试验条件下粗粒土破碎耗能主要受固结应力、土体摩擦系数 M 等因素的影响。

关 键 词: 颗粒破碎; 破碎耗能; 摩擦系数; 临界状态; 临界状态线斜率; 剪胀

中图分类号: TU 411

文献标识码: A

Measurement of breakage energy of coarse granular aggregates

JIA Yu-feng¹, CHI Shi-chun¹, YANG Jun², LIN Gao¹

(1. State Key Laboratory of the Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;

2. Department of Civil Engineering, The University of Hong Kong, Hong Kong, China)

Abstract: Particle breakage of coarse granular aggregates changes its structure directly, influencing its dilatancy and friction angle. In the course of shearing, normal stress and shear stress do work on volume strain and shear strain. This energy is transformed into particle elastic energy storage, particle friction energy consumption, work done by particle dilatancy and particle breakage energy. The accurate measurement on breakage energy of coarse granular aggregates in the course of shearing aims that it provides a method to analyze the particle breakage influence on constitutive relation in the perspective of energy, creating conditions for development of coarse granular aggregates constitutive relations considering particle breakage. The breakage energy of coarse granular aggregates in the course of shearing is calculated by analyzing the results of the coarse granular aggregates in triaxial compression test. The results indicate that the breakage energy during triaxial tests is mainly influenced by confining stress and friction coefficient.

Key words: particle breakage; breakage energy; friction coefficient; critical state; critical state line slope; dilatancy

1 引 言

粗粒土是土石坝的主要建筑材料, 占坝体工程的 70 %~90 %, 其工程特性对土石坝的建设和维护是十分重要的。由于天然风化作用和人工开采的影响, 粗粒土具有易破碎的特点。随着碾压堆石技术的发展, 以及调节性大水库建设的需要, 土石坝的坝高已有了较大发展。据不完全统计, 目前在建或拟建坝高超过 150 m 的高土石坝有糯扎渡、瀑布沟、水布垭、三板溪、苗家坝、紫坪铺、滩坑、洪家渡、大柳树、吉林台、两河口、双江口等。在建

的水布垭为最高面板堆石坝, 坝高 233 m, 已通过可研审查的糯扎渡心墙堆石坝的坝高为 262 m, 规划中双江口、两河口及古水口堆石坝坝高达到 300 m 级。与低坝相比, 高土石坝坝料承受的应力增大, 由此引起筑坝粗粒土的颗粒破碎问题更加突出。根据 A. A. Griffith (1920 年) 的断裂力学理论, 材料在荷载作用下产生变形, 随着荷载的增大材料进入塑性变形阶段, 内部的微裂缝开始扩展。随着微裂缝的扩展和联通, 材料最后破坏, 扩展的裂缝形成新的表面, 这个过程中荷载做功转化为新生的表面能^[1]。对于粗粒土, 颗粒破碎耗能包括新生表

收稿日期: 2007-12-13

基金项目: 国家自然科学基金项目 (No. 50479057) 资助。

第一作者简介: 贾宇峰, 男, 1979 年生, 博士研究生。主要从事粗粒土本构关系的研究。E-mail: jia-yf130@yahoo.com.cn

面能和荷载作用下颗粒内部产生的微裂缝两部分,颗粒破碎耗能的影响主要体现在以下几个方面:

①破碎耗能吸收了部分弹性储能;②新生的表面影响了颗粒间的摩擦系数;③破碎耗能削弱了剪胀做功。本文依据三轴试验数据,借鉴 Rowe 剪胀模型和原始剑桥模型的能量关系理论计算出剪切过程中的破碎耗能。

2 颗粒破碎的特性

颗粒破碎研究分为两方面:一方面是把岩土单个颗粒作为研究对象,分析颗粒成分、粒径、施加应力的因素对其破碎的影响以及破碎的类型。另一方面是以颗粒集体为研究对象,分析不同应力条件、不同粒径组合、不同孔隙比等因素对颗粒破碎引起级配曲线变化的影响。

McDowell^[2] (1998 年)进行了砂的单粒压缩试验,发现颗粒的抗破碎能力随粒径的减小而增大。Hardin^[3] (1985 年)在确定相对破碎参量时,认为直径小于 0.074 mm 的颗粒不再发生破碎。UENG^[4] (2000 年)通过对比固结试验和常规三轴试验发现,剪切过程中产生的颗粒破碎远远大于固结产生的破碎。图 1 为 Coop^[5] (2004 年)绘制的相对破碎参量 B_r 和剪切变形的关系曲线,可见颗粒破碎随剪应变水平增加而增加,相同剪应变水平下围压越高,破碎越多。

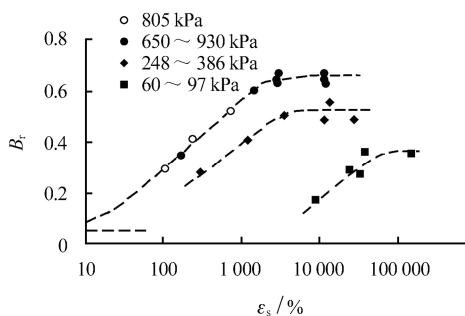


图 1 Coop^[5]的破碎参量曲线图

Fig.1 Breakage index curves in triaxial compression test

这些研究成果说明常规三轴试验中的颗粒破碎有 3 个特征:①与剪切过程相比,固结产生的颗粒破碎很小可以忽略;②剪切初期颗粒受到的荷载小于抗破碎应力时,土体不产生颗粒破碎;③在剪切过程中颗粒不断破碎,破碎使颗粒的抗破碎应力随着剪切变形增大不断提高。因此,常规三轴试验条件下剪切后期达到临界状态前,颗粒破碎就会停止,所有颗粒的抗破碎应力均超过其承受的荷载。

3 颗粒破碎耗能的计算

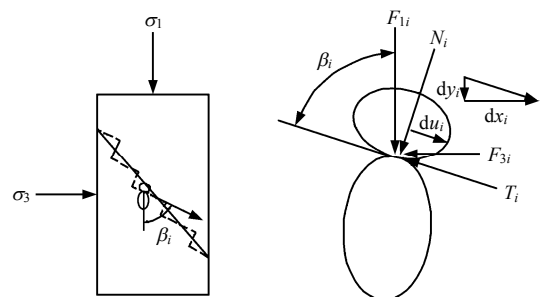
在土体剪切过程中,体积应力和剪切应力在体积应变和剪切应变上做功,这部分能量在剪切过程中转化为颗粒的弹性储能、颗粒间的摩擦耗能、颗粒剪胀时对外做功和颗粒破碎耗能。从外力做功中扣除弹性储能、摩擦耗能和剪胀做功,余下的那部分能量就是颗粒破碎耗能。Rowe^[6] (1962 年)分析了紧密粒状土体的受力平衡条件和变形相容条件,假设变形总是沿着能量耗散最小的路径进行,经过推导,得到 Rowe 剪胀公式:

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_3(1 - d\varepsilon_v^p / d\varepsilon_1^p)} = K_u = \tan^2 \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi_f}{2} \right) \quad (1)$$

式中: σ_1 、 σ_3 分别为最大、最小主应力; $d\varepsilon_v^p$ 、 $d\varepsilon_1^p$ 分别为塑性体积应变和轴向应变; ϕ_f 为内摩擦角; K_u 为能比系数, $K_u = -\sigma_1 d\varepsilon_1^p / \sigma_3 (d\varepsilon_2^p + d\varepsilon_3^p)$ 。Rowe 剪胀公式推导中忽略了土体的弹性变形。

Rowe 剪胀公式的能量耗散为应力在塑性应变上做功,而塑性变形可理解为剪切过程中不可恢复的滑动变形以及体积胀缩,因此,Rowe 剪胀公式实际上考虑了土体变形过程中的摩擦和剪胀效应。紧密粗粒土受力变形过程中,除了摩擦与颗粒翻越引起的剪胀耗能外,颗粒的破碎不可避免。特别在高围压下土体受周围压力的约束作用增强,颗粒翻越的剪胀效应得以削弱,而颗粒破碎量变大。若不考虑颗粒破碎耗能效应,显然是不合理的。

三轴应力条件下紧密粒状土体受力及变形如图 2 所示,图 2(a)为受力条件及剪胀滑动面;图 2(b)为剪胀滑动面上两个土颗粒的受力与变形。图中: β_i 表示土颗粒滑动方向与大主应力方向的夹角; F_{1i} 、 F_{3i} 为接触力分量; T_i 为接触剪切力; dy_i 、 dx_i 分别为大、小主应力方向上的位移; du_i 为土颗粒间的滑动位移; N_i 为接触正压力。



(a) 剪胀滑动面(虚线) (b) 两个颗粒间的受力和位移

图 2 紧密粒状土体受力与变形

Fig.2 Loading and strain of dense particle aggregate

进行第 i 个接触点两个土颗粒之间的受力分析, 得到力的平衡条件和位移协调条件:

$$\left. \begin{aligned} dy_i / du_i &= \cos \beta_i; dx_i / du_i = \sin \beta_i; \\ N_i &= F_{1i} \sin \beta_i + F_{3i} \cos \beta_i; \\ T_i &= -F_{1i} \cos \beta_i + F_{3i} \sin \beta_i; \\ T_i &= N_i \tan \phi_f \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中符号意义同前。若土颗粒在剪切过程中发生破碎, 则能量平衡方程为

$$F_{1i} dy_i - F_{3i} dx_i = N_i \tan \phi_f du_i + dE_{bi} \quad (3)$$

式中: dE_{bi} 为在 i 点的土颗粒破碎耗能^[4]。

式(3)为土颗粒发生滑动摩擦时的能量转换关系, 没有考虑土颗粒本身的弹性变形。颗粒间的滑动位移是不可恢复的, 是塑性应变在微观上的体现。

在 σ_1 、 σ_2 、 σ_3 方向上单位长度土体的平均接触点个数分别为 n_1 、 n_2 、 n_3 , 在第 i 接触点上的平均接触力 F_{1i} 和 F_{3i} 和位移 dy_i 为

$$\left. \begin{aligned} dy_i &= d\varepsilon_1^p / n_1; \\ F_{1i} &= \sigma_1 / (n_2 \times n_3); F_{3i} = \sigma_3 / (n_1 \times n_2) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

将式(4)代入式(3), 令 $\tan \alpha = n_3 / n_1$, $dE_B = dE_{bi}(n_1 n_2 n_3)$, 则

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_3} = \tan \alpha \tan(\beta_i + \phi_f) + \frac{dE_B}{\sigma_3 d\varepsilon_1^p (1 - \tan \beta_i \tan \phi_f)} \quad (5)$$

式中: E_B 为单位体积土体在剪切过程中总的破碎耗能。

$$ER_i = \frac{\sigma_1}{\sigma_3 \left(1 - \frac{d\varepsilon_v}{d\varepsilon_1}\right)} = \frac{\tan(\beta_i + \phi_f)}{\tan \beta_i} + \frac{dE_B}{\sigma_3 d\varepsilon_1 \tan \alpha \tan \beta_i (1 - \tan \beta_i \tan \phi_f)} \quad (6)$$

式中: ER_i 为能量比^[4]。

根据 Rowe 剪胀的最小能比原理, 土颗粒之间实际的滑动方向 β_c 使能比率最小:

$$ER_{\min} = \frac{\sigma_1}{\sigma_3 \left(1 - \frac{d\varepsilon_v}{d\varepsilon_1}\right)} = \frac{\tan(\beta_c + \phi_f)}{\tan \beta_c} + \frac{dE_B}{\sigma_3 d\varepsilon_1 \tan \alpha \tan \beta_c (1 - \tan \beta_c \tan \phi_f)} \quad (7)$$

将 $1 - d\varepsilon_v / d\varepsilon_1 = \tan \alpha \tan \beta_c$ 以及最小能比条件 $\beta_c = 45^\circ - \phi_f / 2$ 代入式(7)^[4], 得

$$\sigma_1 d\varepsilon_1 + \sigma_3 (d\varepsilon_v - d\varepsilon_1) \tan^2 \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi_f}{2} \right) = dE_B (1 + \sin \phi_f) \quad (8)$$

在 p - q 应力空间中, 有

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1 &= p + 2q/3; \sigma_3 = p - q/3; \\ d\varepsilon_s^p &= d\varepsilon_1^p - d\varepsilon_v^p / 3; \\ \tan^2 \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi_f}{2} \right) &= \frac{1 + \sin \phi_f}{1 - \sin \phi_f} = \frac{3 + 2M}{3 - M} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

式中: M 为临界状态线斜率。将式(9)代入式(8)可以得到:

$$pd\varepsilon_v^p + qd\varepsilon_s^p = Mpd\varepsilon_s^p + \frac{2q - 3p}{9} Md\varepsilon_v^p + \frac{(3 - M)(6 + 4M)}{3(6 + M)} dE_B \quad (10)$$

由于 $d\varepsilon_v^p = d\varepsilon_v - d\varepsilon_v^e$, $d\varepsilon_s^p = d\varepsilon_s - d\varepsilon_s^e$, $d\varepsilon_v^e$ 和 $d\varepsilon_s^e$ 分别为弹性体积应变增量和弹性剪切应变增量, 且根据原始剑桥模型的假设, 认为剪切应变中的弹性部分为 0^[7]。式(10)改写为

$$pd\varepsilon_v + qd\varepsilon_s = pd\varepsilon_v^e + Mpd\varepsilon_s + \frac{2q - 3p}{9} M(d\varepsilon_v - d\varepsilon_v^e) + \frac{(3 - M)(6 + 4M)}{3(6 + M)} dE_B \quad (11)$$

在原始剑桥模型 $pd\varepsilon_v + qd\varepsilon_s = pd\varepsilon_v^e + Mpd\varepsilon_s$ 中, 剪切过程中的外力做的功等于摩擦耗能。与原始剑桥模型相比, 式(11)中 $\frac{2q - 3p}{9} M(d\varepsilon_v - d\varepsilon_v^e)$

代表剪胀做功, 基本上体现了剪切过程中的能量关系: 外力做的功 $dE = pd\varepsilon_v + qd\varepsilon_s$ 转化为剪胀做功 $\frac{2q - 3p}{9} M(d\varepsilon_v - d\varepsilon_v^e)$ 、弹性体积储能 $pd\varepsilon_v^e$ 、颗粒破碎耗能 dE_B 和摩擦耗能 $Mpd\varepsilon_s$ 。要计算剪切过程中的破碎耗能, 需要先求出其他 3 部分能量。

3.1 弹性储能

由于在剪切过程中忽略了弹性剪切应变, 弹性储能增量 $dE_e = pd\varepsilon_v^e$, 只需计算弹性体积变形, 结合三轴试验数据就可以计算出粗粒土的弹性储能。

传统的弹性体积计算公式:

$$d\varepsilon_v^e = \frac{k}{1 + e_i} \left(\frac{dp}{p} \right) \quad (12)$$

是基于黏土的一维压缩试验得到的, 对于砂土和粗粒土等颗粒材料并不适用。El Sohby (1969 年)、Jefferies (2000 年) 和 Thurai Rajiah (1972 年) 等的研究表明, 颗粒材料的弹性体积变形曲线在 e -

$\ln p$ 坐标下是非线性的, 与传统的线性关系不同^[8]。因此, 粗粒土的弹性体积变形不能采用传统方法计算。

Wilson (1948 年) 采用 Hertz 接触理论计算表面光滑的椭圆颗粒的弹性变形, 得到弹性变形公式为

$$\varepsilon_v^e = c(p)^{2/3} \quad (13)$$

式中: ε_v^e 为弹性体积应变; p 为体积应力; c 为弹性压缩系数。El Sohby (1969 年) 给出了砂土的弹性体积公式为

$$\varepsilon_v^e = c(p)^m \quad (14)$$

式中: c 和 m 为材料系数^[8]。

与黏土相比, 粗粒土与砂土同属颗粒材料, 其工程特性相近, 因此, 采用砂土的弹性体积经验公式计算粗粒土的弹性体积变形, 材料参数通过拟合粗粒土的试验结果得到。

根据某工程强风化粗砾钾长花岗岩的试验数据, 拟合得到该粗粒土的材料系数 $c = 2.89 \times 10^{-4}$, $m = 0.4696$ 。结合三轴试验数据, 采用梯形积分公式计算出剪切过程中的弹性储能。图 3 为弹性储能和剪应变的关系。从图中可以看出, 随着剪应变的增大弹性储能增大, 到一定数值后略有减小。固结压力越高, 弹性储能越大。

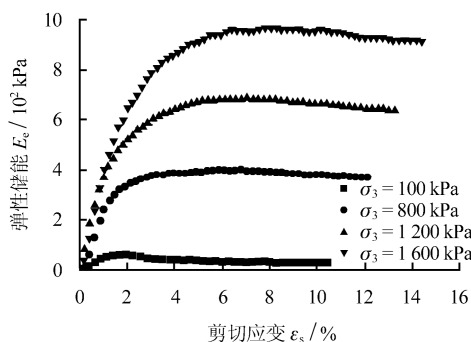


图3 弹性储能

Fig.3 Elastic energy storage

图 4 为强风化粗砾钾长花岗岩的三轴试验曲线图。从图 4 可以看出, 在剪切过程中粗粒土不同程度地出现了应力软化和剪胀, 固结应力越低应力软化和剪胀越明显。由图 4 与图 3 可以看出, 100 kPa 固结应力下的应力软化和剪胀最显著。当土体进入应力软化阶段, 相应的土体的弹性储能开始下降, 随着固结应力的增大, 应力软化和剪胀现象逐渐减小, 弹性储能的下降趋势也越来越小, 说明当土体

进入应力软化阶段, 一部分弹性储能开始释放, 转化为摩擦耗能和颗粒破碎耗能。

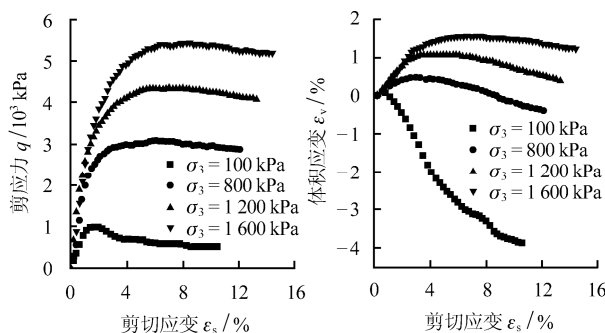


图4 三轴试验曲线图

Fig.4 Triaxial compression test curves

3.2 摩擦系数

摩擦耗能增量公式:

$$dE_f = Mp d\varepsilon_s \quad (15)$$

式中: M 为粗粒土的临界状态线斜率, 可定义为土体达到临界状态时剪切应力与体积应力的比值, $M = \eta_{ult} = q_{ult} / p_{ult}$ 。土体到达临界状态就发生塑性流动, 体积应变增量为 0 剪切应变无限增长。成都科大 (1986 年) 在其修正的 $K-G$ 模型中给出了土体的软化曲线表达式为

$$\eta = \frac{q}{p} = A \frac{B\varepsilon_s^2 + \varepsilon_s}{\varepsilon_s^2 + 1} \quad (16)$$

式中: A 、 B 为试验参数^[9]。

根据临界状态线斜率的定义, 结合式 (16) 可得 $M = AB$ 。图 5 为土体软化的拟合曲线及对应的试验数据。从图中可以看出, 拟合曲线基本体现了试验数据的变化趋势。根据拟合曲线的参数值计算得到了各个固结应力下的临界状态线斜率及试验参数见表 1, 表中不同固结应力下的临界状态线斜率略有不同, 理论上同一种材料在相同孔隙比下的临界状态线斜率是相同的。出现不同的 M 值除了曲线拟合的误差外, 试验中各种测量误差也是原因之一。本文采用 M 平均值来做材料的临界状态线斜率, $M = 1.547$ 。

假定三轴试验过程中土体的摩擦系数为常数 M , 采用式 (11), 对每个三轴试验的数据进行计算, 发现各个固结应力下的破碎耗能都小于 0, 这显然是不可能的。颗粒破碎是不可逆的, 且消耗能量, 即使三轴试验中土体不发生颗粒破碎, 破碎耗能也不可能小于 0。进一步分析发现, 摩擦耗能在

剪切初期超过了总输入能。图 6 为剪切过程中摩擦耗能与总输入能的比值。从图中可以看出, 在剪切初始段各个固结应力下的摩擦耗能都远大于总输入能, 固结应力越大两者之间的差距也越大。剪切后期, 摩擦耗能与总输入能基本相等, 这说明把临界状态线斜率作为整个剪切过程的摩擦系数是不合适的。

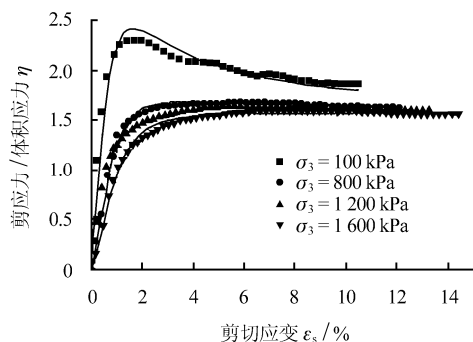


图 5 土体软化拟合曲线图
Fig.5 Soil softening fitting curve

表 1 临界状态线斜率参数表

Table 1 Parameters of critical state line slope

参数	不同围压 σ_3 (kPa) 下斜率参数				平均值
	100	800	1 200	1 600	
A	1.538	0.888	0.865	0.330	
B	1.011	1.760	1.764	4.702	
M	1.554	1.563	1.526	1.553	1.547

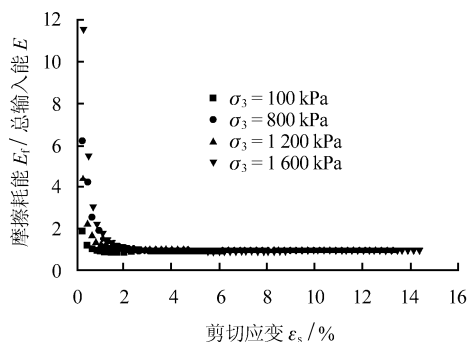


图 6 摩擦耗能与总输入能比值分布图
Fig.6 Relation of energy ration versus shear strain

土体受剪切作用达到临界状态后开始发生塑性流动, 体积应变增量为 0, 剪切应变增量趋于无穷, 剪切应力与体积应力的比值等于临界状态线斜率。对于粗粒土来说, 颗粒破碎在接近临界状态时就已经停止了。进一步分析发现, 临界状态条件下由于弹性体积应变增量也是 0, 弹性储能增量为 0; 体积应变、弹性体积应变增量为 0, 剪胀做功增量为

0; 颗粒破碎在达到临界状态前就已经结束, 破碎耗能增量为 0, 因此临界状态线斜率 M 仅反映临界状态下的摩擦系数, 而剪切过程中土体的摩擦系数是变化的, 需要进一步研究确定。

根据式 (11), 得到摩擦系数的 M 表达式为

$$M = \frac{pd\varepsilon_v + qd\varepsilon_s - pd\varepsilon_v^e - \frac{(3-M)(6+4M)}{3(6+M)}dE_B}{\frac{2q-3p}{9}(d\varepsilon_v - d\varepsilon_v^e) + pd\varepsilon_s} \quad (13)$$

式中: 除了待求量 M 和破碎耗能增量 dE_B 是未知量外, 其他参量都可以通过三轴试验数据, 采用梯形公式积分得到。在剪切最初阶段, 外力做功主要转换为土体的弹性储能以克服微小的摩擦, 此时颗粒破碎尚未发生, 因此可认为三轴剪切试验的最初应力点上破碎耗能为 0, 故式 (13) 变为

$$M_{in} = \frac{pd\varepsilon_v + qd\varepsilon_s - pd\varepsilon_v^e}{\frac{2q-3p}{9}(d\varepsilon_v - d\varepsilon_v^e) + pd\varepsilon_s} \quad (14)$$

求出了摩擦系数的初始值 M_{in} 和临界状态值 M_{cr} 后, 通过对试验数据的进一步分析发现, 摩擦系数在剪切过程中的变化可采用双曲线函数表示:

$$M = \frac{\varepsilon_s}{a + b\varepsilon_s} \quad (15)$$

式中: a 、 b 为试验参数, $b = 1/M_{cr}$, 其中 M_f 为试样破坏时的摩擦系数, $b = 0.646$ 。拟合试验结果得到的摩擦系数见表 2。

表 2 摩擦系数参数表

Table 2 Parameters of friction coefficient

参数	不同围压 σ_3 (kPa) 下摩擦系数			
	100	800	1 200	1 600
a	0.063	0.949	2.086	4.813
M_f	1.533	1.380	1.244	1.019

图 7 为计算得到的剪切过程中的摩擦参数。结合图 7 和表 2 发现, 摩擦系数随着剪应变增大而逐渐接近临界状态线斜率。在达到临界状态前, 当剪应变相同时固结应力越大, 摩擦系数越大; 达到临界状态后, 各个围压下的摩擦系数均等于该粗粒土的临界状态线斜率。与原始剑桥模型和 Rowe 剪胀模型不同的是, 新的摩擦系数 M 不再是等于临界状态线斜率的常数, 而是一个随着剪切变形的增长逐渐接近临界状态线斜率的变量, 这一变化体现了颗粒破碎对摩擦系数的影响。

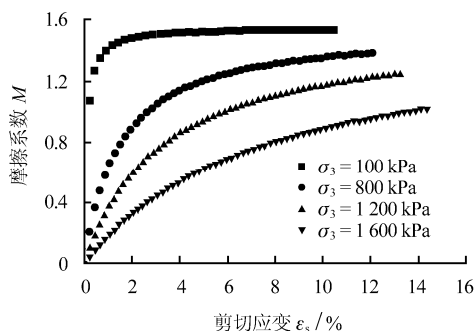


图 7 摩擦系数变化曲线

Fig.7 Friction coefficient with shear strain

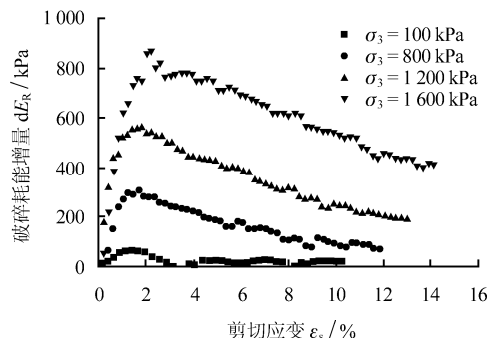


图 8 剪切过程中的破碎耗能增量曲线图

Fig.8 Incremental breakage energy with shear strain

3.3 破碎耗能

根据三轴试验数据, 采用式 (11) 计算得到了剪切过程中的破碎耗能。图 8 为剪切过程中的破碎耗能增量曲线图。从图 8 可以看出, 除少数点外破碎耗能的增量都是大于 0 的, 这符合破碎耗能是纯耗散的特点。固结应力越大, 破碎耗能增量也越大, 这是因为固结应力的增大使颗粒在剪切过程中受到更大约束, 造成颗粒承受的荷载增大, 相同应变水平产生的颗粒破碎随之增大。在各个固结应力下, 破碎耗能增量曲线在剪切过程中都存在一个明显的峰值。在剪切过程中, 土颗粒受到应力作用先产生弹性变形, 此时没有颗粒破碎发生破碎耗能增量为 0, 随着剪切变形的增大, 颗粒受到的应力也逐渐增大, 颗粒间出现相对位置调整, 颗粒摩擦、咬合及翻越引起的剪胀开始发挥作用。颗粒间的摩擦、咬合使土颗粒承受的应力不断增大, 当颗粒承受应力大于颗粒的抗破碎应力时破碎开始产生, 同时破碎耗能产生, 并且开始增大。破碎伴随着部分弹性储能的释放, 颗粒结构发生微调整。在持续增大的外力作用下, 颗粒的摩擦、剪胀、破碎同时发挥作用, 消耗外力做功, 并使承载能力达到峰值, 这个过程中摩擦、破碎、剪胀循环作用。任意颗粒在应力作用下首先会产生滑动, 运动中同时会出现颗粒翻越, 随着颗粒相对位置的变化, 颗粒受到的应力也不断增大, 当颗粒受到的应力大于抗破碎应力时, 颗粒就会破碎, 颗粒破碎消除了对颗粒运动的阻碍, 宏观上削弱了剪胀和摩擦。破碎产生的新颗粒具有更大的抗破碎应力, 并重复前述过程。随着破碎的不断发生, 颗粒直径不断减小, 颗粒破碎也趋于减少, 破碎耗能增量随之减小, 最后土体进入临界的塑性流动状态, 破碎耗能增量减小到 0, 土体发生破坏。综上所述, 在剪切过程中必然存在一个颗粒破碎增长最快的时刻, 此时破碎耗能增量最大。

3.4 破碎耗能与颗粒破碎参数的关系讨论

图 9 为试验前后各围压下的级配曲线, 可见围压越大, 级配曲线的变化越显著。级配曲线的变化代表了试样的颗粒破碎程度。结合图 9 与图 8 可以看出, 计算的破碎耗能分布趋势与试验后级配曲线的分布趋势一致。初始级配相同的试样加载至破坏状态, 围压越大, 颗粒破碎越显著, 对应的破碎耗能也越大。由于现有试验技术的限制, 剪切过程中的级配曲线还无法直接测量。UENG (2000 年) 用相同初始级配试样, 在相同围压条件下的三轴剪切试验, 并在试样达到不同剪切变形后卸载, 得到试样的级配曲线。这种试验方法得到的级配曲线变化规律只是一定程度上反映了真实情况, 而且试验成本很高。程展林^[10]将长江科学院的 CT 三轴仪应用到粗粒土试验中, 得到了三轴试验过程中粗粒土试样的 CT 切片, 通过计算机图像辅助分析 CT 照片, 直接描述土体在剪切过程中的颗粒破碎和颗粒重组情况。本文把能量平衡理论与颗粒破碎的规律相结合, 计算出剪切过程中的颗粒破碎耗能。从理论上描述剪切过程中颗粒破碎的变化规律。

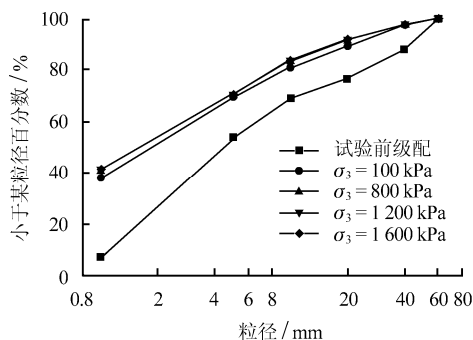


图 9 试验前后的级配曲线图

Fig.9 Evolution of particle size distribution

4 结 论

本文借鉴原始 Rowe 剪胀模型和原始剑桥模型的能量理论,分别计算出了剪切过程中的弹性储能、摩擦耗能、剪胀做功和破碎耗能,得出如下结论:

(1) 在粗粒土剪切过程中,弹性储能、摩擦耗能、剪胀做功和破碎耗能之间存在一定的相互作用。

(2) 在破碎耗能影响下,剪切过程中土体摩擦系数不再是等于临界状态线斜率的常数。本文建立了双曲线摩擦系数公式,描述了摩擦耗能与破碎耗能的相互作用。

(3) 在常规三轴试验条件下,影响破碎耗能的主要因素为固结应力和摩擦系数。固结应力越大,土体受到的约束越大,颗粒翻越被限制剪胀做功被削弱,颗粒承受荷载增大颗粒破碎增多破碎耗能增大。摩擦系数越大,摩擦耗能所占比例越高,对破碎耗能有一定的削弱作用。但是,摩擦系数的增长又加剧了颗粒间的咬合作用,一定程度上增大了颗粒的荷载,从而增加了颗粒破碎和破碎耗能。因此,摩擦系数对破碎耗能的影响是双重的。计算结果表明,剪切初始阶段破碎耗能增量随着摩擦系数的增大而增大,而剪切后期破碎耗能增量随着摩擦系数的增大而减小。

参 考 文 献

- [1] 范天佑. 断裂理论基础[M]. 北京: 科学出版社, 2003.
- [2] MCDOWELL G R., BOLTON M D. On the micromechanics of crushable aggregates[J]. **Geotechnique**, 1998, 48(5): 667—679.
- [3] BOBBY O, HARDIN F. Crushing of soil particles[J]. **Journal of Geotechnical Engineering, ASCE**, 1985, 111(10): 177—190.
- [4] UENG Tzou-shin, CHEN Tse-jen. Energy aspects of particle breakage in drained shear of sands[J]. **Geotechnique**, 2000, 50(1): 65—72.
- [5] 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.
- [6] ROWE, P. W. The stress-dilatancy relation for the static equilibrium of an assembly of particles in contact[C]// *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 1962, 269: 500—527.
- [7] 龚晓南. 土塑性力学[M]. 杭州: 浙江大学出版社, 2001.
- [8] MUHUNTHAN B, PILLAI V S, OLCOTT D. Measurement of energy and strength of sand at critical state[J]. **Geotechnical Testing Journal**, 2004, 27(2): 198—204.
- [9] 屈智炯, 何昌荣, 刘双光, 等. 新型石渣坝——粗粒土筑坝的理论与实践[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2002.
- [10] 程展林, 丁红顺, 吴良平. 粗粒土试验研究[J]. **岩土工程学报**, 2007, 26(8): 1151—1158.
- CHENG Zhan-lin, DING Hong-shun, WU Liang-ping. Experimental study on mechanical behaviour of granular material[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2007, 26(8): 1151—1158.
- ZHANG Yong-jun, The hazard and protect method of municipal solid waste landfills to ground and foundation[J]. **Tianjin Construction Science and Technology**, 2001, (1): 45—46.
- [4] 储诚富, 邵俐, 刘松玉, 等. 有机质含量对水泥土强度影响的室内定量研究[J]. **岩土力学**, 2006, 27(9): 1613—1618.
- CHU Cheng-fu, SHAO Li, LIU Song-yu, et al. Laboratory study quantitatively on effect of organic content on strength of cement-mixed clays[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2006, 27(9): 1613—1618.
- [5] 陈慧娥, 王清. 有机质对水泥加固软土效果的影响[J]. **岩石力学与工程学报**, 2005, 24(2): 5716—5821.
- CHEN Hui-e, WANG Qing. Influences of organic matter on the effects of consolidating soft soil with cement[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2005, 24(2): 5716—5821.
- [6] 范昭平, 朱伟, 张春雷. 有机质含量对淤泥固化效果影响的试验研究[J]. **岩土力学**, 2005, 26(8): 1327—1330.
- FAN Zhao-ping, ZHU Wei, ZHANG Chun-lei, Experimental study on influence of organic matter content on solidified dredging[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2005, 26(8): 1327—1330.
- [7] 徐日庆, 郭印, 刘增永. 人工制备有机质固化土力学特性试验研究[J]. **浙江大学学报**, 2007, 41(1): 109—113.
- XU Ri-qing, GUO Yin, LIU Zeng-yong, Experimental study on mechanical properties of stabilized artificial organic soil[J]. **Journal of Zhejiang University**, 2007, 41(1): 109—113.
- [8] 胡亚东. 有机质降解规律及对垃圾土变形影响的研究[硕士学位论文 D]. 南京: 河海大学, 2006.
- [9] 南京水利科学研究院. SL237—1999 土工试验规程[S]. 北京: 中国水利水电出版社, 1999.
- [10] 《地基处理手册》编写委员会. 地基处理手册[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1988: 405—410.
- [11] 冒俊. 人工改良垃圾土强度特性研究[硕士学位论文 D]. 南京: 河海大学, 2007.
- [12] 冒俊, 施建勇. 淋滤液对水泥强度影响的模拟试验研究[J]. **河海大学学报**, 2008, 36(增刊 2): 86—89.
- MAO Jun, SHI Jian-yong. Tests of effect of leach on cement strength[J]. **Journal of Hohai University**, 2008, 36(Supp. 2): 86—89.

上接第 1954 页