

DOI: 10.11779/CJGE201711002

基于能量法的尾粉土累积应变增长方式研究

莫海鸿^{1, 2}, 单毅^{1, 2}, 李慧子^{1, 2, 3}, 刘叔灼^{1, 2}, 陈俊生^{*1, 2}

(1. 华南理工大学土木与交通学院, 广东 广州 510641; 2. 华南理工大学亚热带建筑科学国家重点实验室, 广东 广州 510641;
3. 广东省重工建筑设计院有限公司, 广东 广州 510040)

摘要: 为了研究累积塑性应变增长方式与能量耗散的关系, 从机理方面进一步细化累积塑性应变增长方式。基于饱和尾粉土在3种孔隙比条件下不同循环应力比的固结不排水循环剪切试验, 改进传统能量耗散计算方法, 依据塑性应变累积能量耗散与黏滞累积能量耗散的关系对累积塑性应变增长方式进行了重新分类, 并从能量耗散机理上阐述累积塑性应变的开展。研究结果表明: 随着循环应力比增大, 黏滞累积能量耗散速率将逐渐超越塑性应变累积能量耗散速率。将累积塑性应变增长形式细分为4类: 稳定型、稳定破坏型、破坏型、和崩塌型。同时认为塑性应变累积能量耗散的产生是由于砂粒、粉粒等较大颗粒发生颗粒重排, 而黏滞累积能量耗散的产生是由于黏粒、胶粒等较小颗粒间双电离子层内弱结合水发生脱离, 粒间发生相对滑移。上述能量耗散机理与建立的累积塑性应变增长方式分类相一致, 为进一步研究累积塑性应变模型提供研究基础。

关键词: 饱和尾粉土; 循环应力比; 累积塑性应变; 能量耗散; 塑性应变累积能量; 黏滞累积能量

中图分类号: TU431 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2017)11-1959-08

作者简介: 莫海鸿(1955-), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事岩土工程和地下结构方面的教学与科研工作。

E-mail: cvhhmo@scut.edu.cn。

Energy-based method for analyzing accumulative plastic strain growth of tailing silt

MO Hai-hong^{1, 2}, SHAN Yi^{1, 2}, LI Hui-zhi^{1, 2, 3}, LIU Shu-zhuo^{1, 2}, CHEN Jun-sheng^{1, 2}

(1. School of Civil Engineering and Transportation, South China University of Technology, Guangzhou 510641, China; 2. State Key Laboratory of Subtropical Building Science, South China University of Technology, Guangzhou 510641, China; 3. Guangdong Zhonggong Architectural Design Co., Ltd., Guangzhou 510040, China)

Abstract: In order to study the relationship between the accumulative plastic strain growth and the energy dissipation, and to further classify the pattern of the accumulative plastic strain growth, dynamic consolidated-undrained triaxial shear tests are conducted on tailing silts with different void ratios under different cyclic stress ratios. The energy dissipation in soil is divided into plastic strain and viscous accumulative energy dissipations. According to the relationships, failure modes of the accumulative plastic strain growth are reclassified, and the development of accumulative plastic strain is interpreted based on the improved energy dissipation mechanism. The research highlights that as the cyclic stress ratio keeps increasing, the rate of dissipation of viscous accumulative energy will exceed that of the plastic strain accumulative energy, and the development mode of accumulative plastic strain will turn from the stability to the failure. Furthermore, the failure modes are reasonably divided into four categories: stable type, stable damage type, damage type and collapse. Essentially, the plastic strain accumulative energy will dissipate due to the rearrangement among relatively large particles such as sand and silt grains. Similarly, the viscous accumulative energy will dissipate because of the relative slippage among clay particles and colloid particles under the relaxation of weak bound water in the double electrical layers. This energy dissipation mechanism is consistent with the proposed failure pattern of the accumulative plastic strain growth. The research results may provide a basis for further model researches on the accumulative plastic strain growth.

Key words: saturated tailing silt; cyclic stress ratio; accumulative plastic strain; energy dissipation; plastic strain accumulative energy; viscous accumulative energy

0 引言

循环荷载作用下土体累积塑性应变特性研究, 鉴

基金项目: 亚热带建筑科学国家重点实验室自主研究课题项目
(2015ZC20)

收稿日期: 2016-08-01

*通讯作者 (E-mail: jschen@scut.edu.cn)

于其对工程实际的影响重大,一直是土的动力特性研究的热点。Seed 等^[1]阐述了循环荷载研究过程中累积变形对于工程的实际影响。Yasuhara 等^[2]和 Hyodo 等^[3]分别对软黏土的强度和累积塑性应变展开了研究,并考虑循环荷载过程中的孔隙水压力变化对累积变形的影响。20 世纪 90 年代,辛鸿博等^[4]对大石河尾矿的动力特性展开系列研究,其中对尾矿黏性土的动力变形进行了集中探讨。阮元成等^[5]对尾矿砂和尾矿泥的动力试验表明,残余轴应变终值与循环应力比存在线性相关关系。陈存礼等^[6]利用 Seed 等^[7]提出孔压应力模型曲线和幂函数模型曲线来描述尾矿砂在均压固结和偏压固结下的残余应变特性。依据 Parr^[8]和 Monismith 等^[9]考虑应力水平对累积塑性应变的影响,刘添俊等^[10]和黄茂松等^[11]分别重新定义了应力水平的概念并加入适当参数,分别从应变速率和应变累积两个方向建立了软土累积应变模型。边学成等^[12]通过对钱塘江粉土进行高频试验研究,建立了累积塑性应变与名义振次 (N/N_f) 之间的关系。

上述累积塑性应变的研究多针对砂土或黏土展开,累积塑性应变模型都是建立在现有的增长分类方式下,未从本质上考虑累积塑性应变变化的机理。累积塑性应变的变化实质是循环剪切过程中动剪应力处于平衡位置时土体的状态与初始状态的应变变化,它的变化实际上是由土体内部的颗粒重排和粒间相对滑移所引起的^[13];无论是颗粒重排和粒间相对滑移,都伴随着黏滞累积能量耗散和塑性应变累积能量耗散的并时发生,这两者的相对关系与累积塑性应变存在某种对应关系。从上述阐述可知,单纯从循环周次与累积塑性应变的关系进行的分类类型出发,建立的累积塑性应变模型存在其局限性。

基于上述研究情况,本文从能量法出发,着重讨论了累积塑性应变的开展,能量耗散模式之间的关系等问题,从动应力-动应变关系表现出发,细化现有的累积塑性应变增长破坏类型。由于本文尾粉土的性质介于砂土和黏性土之间,其破坏形式存在横跨两者的特殊性,在不同循环应力和孔隙比条件下,累积塑性应变增长类型亦发生横跨两者的特殊性变化。塑性应变累积能量耗散和黏滞累积能量耗散的相对关系从本质上反映了循环荷载过程中,以应变破坏或者孔压破坏作为破坏标准的试样的累积塑性应变增长方式^[14]。

1 尾粉土土料与试验方案

1.1 尾粉土土料

试验采用江西新钢太平尾矿库二期工程尾矿土。尾矿土的基本物理性质指标见表 1, X 射线衍射物相

分析见表 2, 尾矿土的颗粒级配曲线见图 1。其中细砂粒含量为 33.09%, 粉粒含量为 54.10%, 黏粒含量为 12.81%, 塑性指数 $I_p = 9.0$ 。由于粒径大于 0.075 mm 的细砂粒含量小于 50% 而塑性指数 $I_p < 10$, 界定本文试验所用土样为尾粉土。

表 1 尾粉土基本物理性质指标

Table 1 Physical property indexes of tailing silt

G_s	$w_p/\%$	$w_l/\%$	I_p
2.88	17.6	26.6	9.0

表 2 尾粉土 X 射线衍射物相分析

Table 2 X-ray diffraction phase analysis of tailing silt (%)

样品名	石英	长石	绿泥石
尾粉土	66.0	11.2	22.8

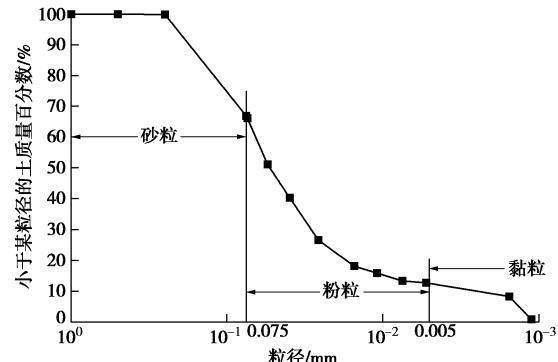


图 1 尾粉土的粒径级配曲线

Fig.1 Particle-size distribution curves of tailing silt

1.2 试验方案

按指定的试样干密度将土料在击实筒内分层击实,在试样制作过程中保证试样质量与计算所需质量误差在 ± 0.5 g 以内,保证相同干密度的试样击实功相同。制样完成后抽真空饱和,本文所用的试样组饱和系数 B 均大于 0.97,随后即可进行固结和循环剪切步骤。尾矿土土料及饱和后试样见图 2。



图 2 尾矿土土料及试样

Fig. 2 Tailing soil material and sample

本试验采用 DDS-70 型振动三轴试验系统, 试验采用应力控制式加载方式, 循环荷载的波形为正弦波, 振动频率为 1 Hz。试样均在有效固结应力 $p'_0=200$ kPa 的条件下进行轴-径向等向固结, 试样均可满足 1 h 内固结排水量的变量 $\Delta V \leq 0.1$ mL^[15] 的要求。以试样单应变幅值达到 5% 或孔隙水压力达到 0.9 倍围压 (双重破坏标准) 或循环周次等于 5000 周时即停止试验。各试验组的试验条件及试验结果如表 3 所示。

表 3 循环三轴试验参数及试验结果

Table 3 Test parameters and results of cyclic loading triaxial tests

试样编号	循环应力比 R_c	孔隙比 e	循环终止 周次 N_f
T-1	0.113	0.757	5000
T-2	0.138	0.757	540
T-3	0.150	0.757	186
T-4	0.173	0.757	57
T-5	0.238	0.757	11
T-6	0.273	0.757	7
T-7	0.119	0.703	5000
T-8	0.128	0.703	4241
T-9	0.157	0.703	847
T-10	0.208	0.703	87
T-11	0.237	0.703	55
T-12	0.275	0.703	9
T-13	0.286	0.703	6
T-14	0.153	0.652	5000
T-15	0.173	0.652	1258
T-16	0.205	0.652	539
T-17	0.238	0.652	111
T-18	0.273	0.652	37
T-19	0.288	0.652	13

注: R_c 为循环应力比: $R_c = \sigma_d / 2p'_0$, 其中 p'_0 为有效固结应力, σ_d 为轴向动应力幅值。

2 累积塑性应变计算与能量耗散计算

以往对于能量耗散的计算, 如 Polito 等^[16]针对无塑性黏土采用的 GMP (Green-Mitchell-Polito) 模型, 通过计算滞回曲线面积作为单位体积土的能量耗散。沈扬等^[17]通过小应变的主应力方向旋转试验, 计算空心扭转试样单位体积的能量变化。由于各自研究的对象或是累积塑性应变不大, 或是研究限定于小应变范畴, 上述能量耗散计算方法多建立在动应力 - 动应变本身的黏滞累积能量耗散, 未考虑累积塑性应变的能量耗散部分。

2.1 累积塑性应变与塑性应变累积能量耗散

为反映轴向应变随时间变化的累积特征, 每一循环周次下只选取一个应变分析点, 即每周轴向应变的平衡状态点。给出了循环荷载作用下的应变时程曲线图 3, 图中示出了累积塑性应变 ε_p , 动应变幅值 $\varepsilon_{\text{ampl}}$ 。

$$\varepsilon_{p,i} = (\varepsilon_{\max,i} + \varepsilon_{\min,i}) / 2 \quad , \quad (1)$$

式中 $\varepsilon_{\max,i}$, $\varepsilon_{\min,i}$ 分别为第 i 周时的轴向动应变的最大值和最小值, $\varepsilon_{p,i}$ 为第 i 周的累积轴向塑性应变。

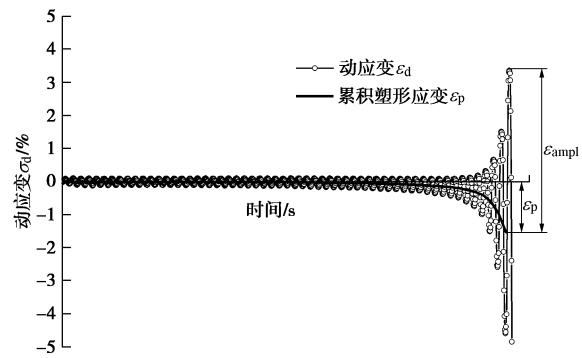


图 3 循环荷载作用下的动应变时程曲线

Fig. 3 Dynamic strain-time history curves under cyclic loading

在动应力幅值 σ_d 的作用下, 土体第 i 周塑性应变累积能量耗散 $W_{p,i}$ 的计算:

$$W_{p,i} = \sigma_d |\varepsilon_{p,i}| \quad (2)$$

2.2 黏滞累积能量耗散

传统上采用滞回圈椭圆的面积来计算循环一周土的能量, 进而计算阻尼比。但由于应力控制式循环拉一压试验在各周次存在累积塑性应变, 使用椭圆曲线来拟合每周的动应力 - 动应变滞回曲线, 再计算拟合曲线面积方式是不可取的。同时应当强调本文在计算方式上, 并非传统的拟合滞回圈或者计算滞回圈面积(为进一步计算阻尼比服务), 而是将此面积重新定义为黏滞能量耗散, 在物理意义明确的前提下, 这与现有能量法的研究是相一致的, 如 G-M-P 模型^[16]。

此次采用空间解析几何原理, 向量 \vec{a} , \vec{b} 所夹三角形的面积为两者叉积的向量模的 1/2。二维面积计算时, 前两项为 0。

$$\vec{a} \times \vec{b} = \begin{vmatrix} a_y & a_z \\ b_y & b_z \end{vmatrix} i - \begin{vmatrix} a_x & a_z \\ b_x & b_z \end{vmatrix} j + \begin{vmatrix} a_x & a_y \\ b_x & b_y \end{vmatrix} k \quad . \quad (3)$$

试验设备每周采集的 20 组动应力 - 动应变采集点对应形成的多边形, 在荷载频率为 1 Hz 的情况下, 能够保证每周面积计算的独立性。通过计算多边形面积来计算动应力 - 动应变滞回曲线的面积^[18]。图 4 中三角形 OAB 面积为

$$S_{OAB} = \frac{1}{2} |OA \times OB| = -\frac{1}{2} \begin{vmatrix} \varepsilon_{1d} & \sigma_{1d} \\ \varepsilon_{2d} & \sigma_{2d} \end{vmatrix} \quad . \quad (4)$$

第 i 周周内应力 - 应变滞回曲线的面积为

$$S_i = -\frac{1}{2} \left(\begin{vmatrix} \varepsilon_{1d} & \sigma_{1d} \\ \varepsilon_{2d} & \sigma_{2d} \end{vmatrix} + \dots + \begin{vmatrix} \varepsilon_{jd} & \sigma_{jd} \\ \varepsilon_{(j+1)d} & \sigma_{(j+1)d} \end{vmatrix} + \dots + \begin{vmatrix} \varepsilon_{19d} & \sigma_{19d} \\ \varepsilon_{20d} & \sigma_{19d} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} \varepsilon_{20d} & \sigma_{20d} \\ \varepsilon_{1d} & \sigma_{1d} \end{vmatrix} \right) \quad . \quad (5)$$

式中, σ_{jd} , ε_{jd} 分别表示第 i 周第 j 个采集点的动应

力与动应变。此计算方法还可以应对坐标原点在滞回曲线之外的情况。

第 i 周土体由黏滞效应所产生的累积能量耗散 $W_{R,i}$ 等于第 1 周到第 i 周滞回圈的面积的和。第 i 周土的黏滞累积能量耗散 $W_{R,i}$ 为

$$W_{R,i} = \sum_{i=1}^i S_i \quad (6)$$

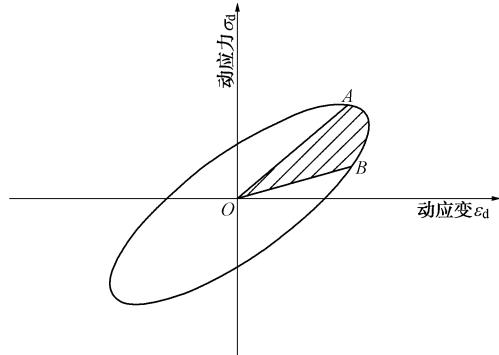


图 4 动应力 - 动应变曲线的面积计算

Fig. 4 Area calculation of dynamic stress and strain curve

3 累积塑性应变增长和能量耗散模式

3.1 不同孔隙比下累积塑性应变的增长

图 5~7 分别给出了不同的孔隙比条件下, 变换循环应力比 R_c 时累积塑性应变的发展规律, 其中正值为压, 负值为拉。从图中可以看出:

(1) T-1 ($e = 0.757$, $R_c = 0.113$)、T-7 ($e = 0.703$, $R_c = 0.119$) 和 T-14 ($e = 0.652$, $R_c = 0.153$) 试样并未达到试验设定的破坏标准而是达到试验设定的最大周次停止试验, 即试样未破坏。最终累积塑性应变绝对值均小于或接近 0.5%。但停止试验时的累积塑性应变的正负即类型不同, 其中 T-1 与 T-7 为-0.5094% 和 -0.1311%, T-14 为 0.2310%。

(2) 除 T-1、T-7 和 T-14 外的试样均达到单应变幅值破坏标准而确定破坏, 孔隙水压力终值均小于 0.9 倍围压, 且累积塑性应变表明均为拉裂破坏。

(3) 随着孔隙比减小, 对比 T-1、T-7 和 T-14; T-2、T-8 和 T-15, 试样初始的累积塑性应变由拉伸状态逐渐向压缩状态变化。

(4) 在破坏的试样中, 当孔隙比相同时, 循环应力比越大, 累积塑性应变开展的速度越快, 试验破坏时循环终止周次越短。

3.2 不同孔隙比塑性应变累积能量耗散与黏滞累积能量耗散的关系

提取破坏试样, 将试样的最大累积塑性应变点作为破坏点。图 8~10 中 W_p , W_R 分别为破坏点处塑性应变累积能量耗散值和黏滞累积能量耗散值。通过归一化曲线和等速象限对角线, 对塑性应变累积能量耗

散和黏滞累积能量耗散的增长速率进行对比。同时将各试样累积塑性应变试验结果汇总见表 4。

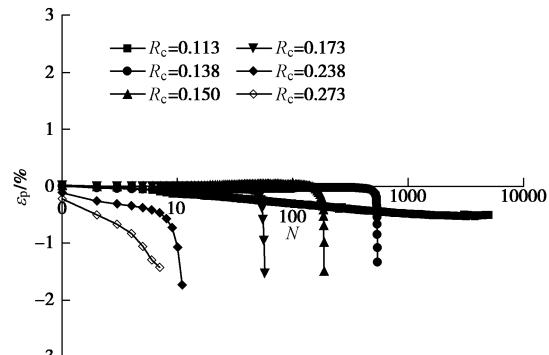


图 5 $e = 0.757$ 下 R_c 不同时累积塑性应变与循环周次关系曲线

Fig. 5 Relationship curves of accumulated plastic strain and cycles under different cyclic stress ratios (void ratio $e=0.757$)

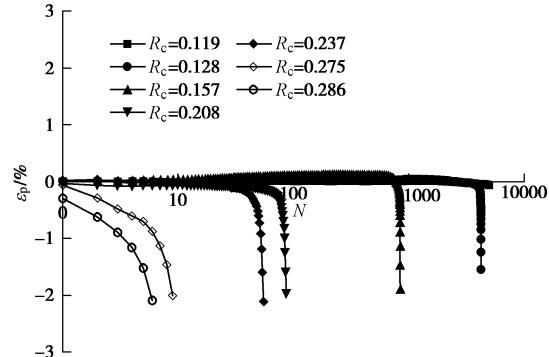


图 6 $e = 0.703$ 下 R_c 不同时累积塑性应变与循环周次关系曲线

Fig. 6 Relationship curves of accumulated plastic strain and cycles under different cyclic stress ratios (void ratio $e=0.703$)

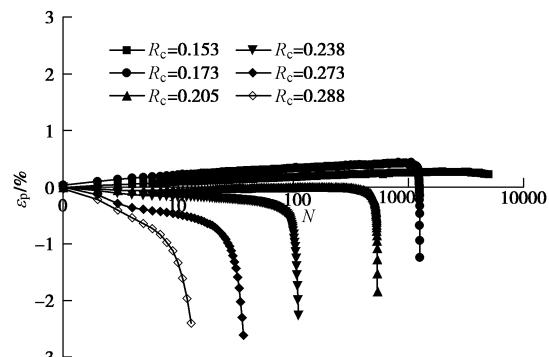


图 7 $e = 0.652$ 下 R_c 不同时累积塑性应变与循环周次关系曲线

Fig. 7 Relationship curves of accumulated plastic strain and cycles under different cyclic stress ratios (void ratio $e=0.652$)

(1) 最大塑性应变累积能量耗散值和最大黏滞累积能量耗散值均发生在循环终止周次即循环的最后一周。

(2) 对于各孔隙比试验组中循环应力比较小的试样 T-2 ($e = 0.757$, $R_c = 0.138$) 和 T-3 ($e = 0.757$, $R_c = 0.150$); T-8 ($e = 0.703$, $R_c = 0.128$) 和 T-9 ($e = 0.703$, $R_c = 0.157$); T-15 ($e = 0.652$, $R_c = 0.173$) 和 T-16 ($e = 0.652$, $R_c = 0.205$), 塑性应变累积能量

耗散前期增长极为缓慢, 甚至出现先增后减的情况, 后期快速上升。且塑性应变累积能量耗散相对黏滞累积能量耗散存在先减小后增大的趋势。

(3) 对于各孔隙比中循环应力比适中的试样 T-4 ($e=0.757$, $R_c=0.173$); T-10 ($e=0.703$, $R_c=0.208$) 和 T-11 ($e=0.703$, $R_c=0.237$); T-17 ($e=0.652$, $R_c=0.238$) 和 T-18 ($e=0.652$, $R_c=0.273$), 虽然塑性应变累积能量耗散相对黏滞累积能量耗散增长速率较慢的差异有所减缓, 但并未出现塑性应变累积能量耗散向负方向减小的现象。

(4) 对于各孔隙比中循环应力比较大的试样 T-5 ($e=0.757$, $R_c=0.238$); T-12 ($e=0.703$, $R_c=0.275$); T-19 ($e=0.652$, $R_c=0.288$) 以及个别循环应力比极大的试样 T-6 ($e=0.757$, $R_c=0.273$); T-13 ($e=0.703$, $R_c=0.286$), 塑性应变累积能量耗散与黏滞累积能量耗散有相近的增长速率, 甚至前者快于后者。

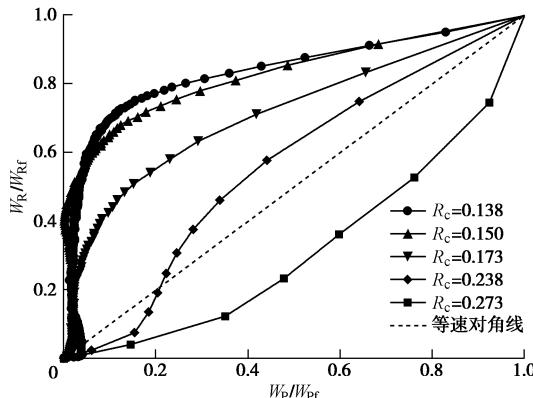


图 8 $e=0.757$ 下 R_c 不同时塑性应变累积能量耗散归一化与黏滞累积能量耗散归一化关系曲线

Fig. 8 Relationship curves of normalized plastic strain accumulative energy dissipation and normalized viscous accumulative energy dissipation under different cyclic stress ratios (void ratio $e=0.757$)

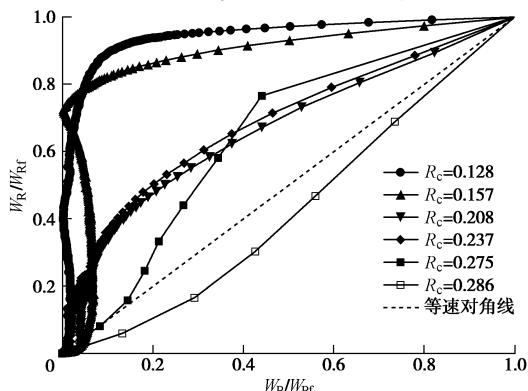


图 9 $e=0.703$ 下 R_c 不同时塑性应变累积能量耗散归一化与黏滞累积能量耗散归一化关系曲线

Fig. 9 Relationship curves of normalized plastic strain accumulative energy dissipation and normalized viscous accumulative energy dissipation under different cyclic stress ratios (void ratio $e=0.703$)

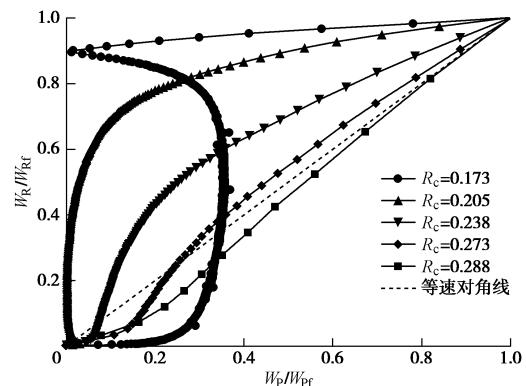


图 10 $e=0.652$ 下 R_c 不同时塑性应变累积能量耗散归一化与黏滞累积能量耗散归一化关系曲线

Fig. 10 Relationship curves of normalized plastic strain accumulative energy dissipation and normalized viscous accumulative energy dissipation under different cyclic stress ratios (void ratio $e=0.652$)

表 4 累积塑性应变试验结果

Table 4 Test results of accumulated plastic strain

试样 编号	累积塑性应 变终值	累积塑性孔压 终值比	破坏类型
	$\varepsilon_{pf} / \%$	u_{pf} / u'_0	
T-1	-0.50943	0.111	稳定型
T-2	-1.33448	0.863	稳定破坏型
T-3	-1.49888	0.782	稳定破坏型
T-4	-1.52527	0.764	破坏型
T-5	-1.73998	0.643	(过渡)崩塌型
T-6	-1.42415	0.672	崩塌型
T-7	-0.13113	0.095	稳定型
T-8	-1.55203	0.871	稳定破坏型
T-9	-1.89626	0.804	稳定破坏型
T-10	-1.97737	0.742	破坏型
T-11	-2.11497	0.683	破坏型
T-12	-2.01350	0.581	(过渡)崩塌型
T-13	-2.09602	0.554	崩塌型
T-14	0.23095	0.139	稳定型
T-15	-1.23491	0.818	稳定破坏型
T-16	-1.84700	0.767	稳定破坏型
T-17	-2.26475	0.691	破坏型
T-18	-2.61691	0.662	破坏型
T-19	-2.40078	0.573	(过渡)崩塌型

注: ε_{pf} 为 N_f 对应的累积塑性应变值, u_{pf} 为 N_f 对应的累积塑性孔压值, 由动偏应力为 0 的采集点得到。

4 讨 论

4.1 累积塑性应变增长的分类

现有的研究成果多以砂土和黏性土讨论累积塑性应变增长及其破坏规律, 详情见表 5。

本次尾粉土中砂粒占 33.09%, 粉粒占 54.10%, 黏粒占 12.81%, 砂粒与黏粒含量较高。结合基本物理性质指标、颗粒级配和 X 衍射物矿分析结果, 其介于砂土和黏土之间的中间介质土性质, 使得动力特性会因试验条件的改变而分别呈现类砂土和类黏土特征, 已有学者展开了对中间介质土的动强度相关研究工作^[22]。

表 5 现有累积塑性应变增长的分类研究

Table 5 Classification of existing researches on accumulative plastic strain growth

研究学者及 团队	研究对象	累积塑性应变分类及模 型
陈存礼等 ^[6]	铜矿尾矿库尾 粉砂	动应力对残余应变(累积 塑性应变)基本无影响: $\varepsilon_{dr}/\varepsilon_{df} = \frac{2}{\pi} \arcsin\left(\frac{N}{N_f}\right)^{1/(2\alpha)}$ 其中: $\varepsilon_{dr}/\varepsilon_{df}$ 为轴向残余 应变和破坏时的轴向残 余应变之比, α 为试验参 数取 2.15
雷华阳等 ^[19]	天津滨海新区典 型淤泥质粉质黏 土原状土	稳定型、过渡型和破坏型
张勇等 ^[20]	饱和重塑软黏土	稳定型: $\varepsilon_p = \frac{aN^b}{1 + cN^b}$, 破坏型: $\varepsilon_p = aN^b$, 临界型 指数关系: $\varepsilon_p = aN^b$, 对数关系: $\varepsilon_p = A \ln N + B$
唐益群等 ^[21]	上海地铁四号线 海伦路站附近隧 道周围加固软黏 土	

土在循环荷载作用下, 经历 3 个阶段: 振动压密(疏)、振动剪切和振动破坏^[23]。但由于循环荷载和土本身的条件不同, 累积塑性应变在表现上并非完全重现上述 3 个阶段。根据黏滞累积能量耗散与塑性应变累积能量耗散关系, 本文改变传统的以周次与累积塑性应变变化形态作为标准的分类方式, 将尾粉土累积塑性应变增长破坏方式分为 4 类: ①稳定型, 即循环应力比极小时, 未破坏的累积塑性应变增长方式(T-1、T-7、T-14)。此时土体处于未进入振动剪切状态前的振动压密(疏)状态。②稳定破坏型, 即循环应力比较小时, 塑性应变累积能量耗散前期增长异常的累积塑性应变破坏方式(T-2、T-3、T-8、T-9、T-15、T-16)。此时塑性应变累积能量增长较黏滞累积能量耗散极为缓慢甚至出现负增长, 负增长的程度仍然与土体的初始孔隙比有关。土体完整经历了 3 个阶段且各自表现明显, 在累积塑性应变的表现上有明显的振动压密(疏)阶段。③破坏型, 即循环应力比适中时, 黏滞累积能量耗散与塑性应变累积能量耗散非对称的累积塑性应变破坏方式(T-4、T-10、T-11、T-17、T-18)。塑性应变累积能量耗散增长速率仍比黏滞累积能量耗散增长速率缓慢, 此时振动压密(疏)阶段已不再明显, 土体迅速转向振动剪切阶段, 累积塑性应变自始至终快速增长。结合前两个增长破坏方式, 在相同孔隙比条件下, 累积塑性应变终值的绝对值随循环应力比的增大而增大。④崩塌型, 即循环应力比较大时, 塑性应变累积能量耗散与黏滞累积能量耗散增长速率相近的破坏方式。此时塑性应变累积能量耗散和黏滞

累积能量耗散增长随机性增强, 振动压密(疏)、振动剪切阶段极短, 土体难以承受主应力方向变动的动应力而发生破坏, 累积塑性应变终值随机性随之增加。应当注意的是 T-5、T-12、T-19 存在明显的过渡特征, 亦将其归入此类。

除了图 5~7 的周次与塑性应变的关系外, 采用周次与破坏周次的比值与塑性应变与破坏塑性应变的比值的关系(图 11~13)进行分析, 观察到稳定型、稳定破坏型、破坏型、崩塌型区别明显。其中相关文献[6]采用的类 Seed 模型^[7]的 S 型正是稳定破坏型。而破坏型虽然满足连续性要求, 但其不满足函数所要求的映射条件, 不能采用单一数学模型进行拟合。稳定破坏型和破坏型之所以存在重大差异, 其根本原因在于两者破坏的不同时期中, 微观颗粒的表现不同, 从而导致两个能量增速上的差异不同, 即塑性应变累积能量耗散和黏滞累积能量耗散的表现。现有破坏类型分类, 不利于各模型建立, 同时基于应变变化这一表象得出的结论不具有真实反映动力特性内部变化规律, 且与其孔压增长类型无法对应。

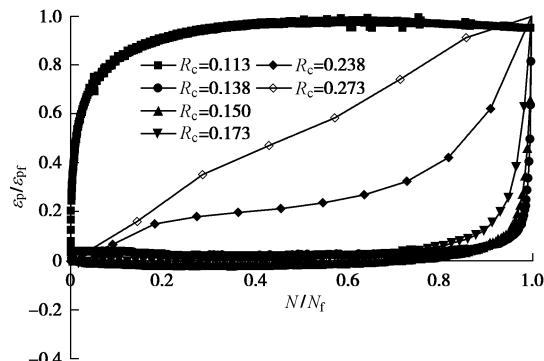


图 11 $e = 0.757$ 下 R_c 不同时归一化塑性应变与归一化周次
关系

Fig. 11 Relationship curves of normalized accumulated plastic strain and normalized cycles under different cyclic stress ratios (void ratio $e=0.757$)

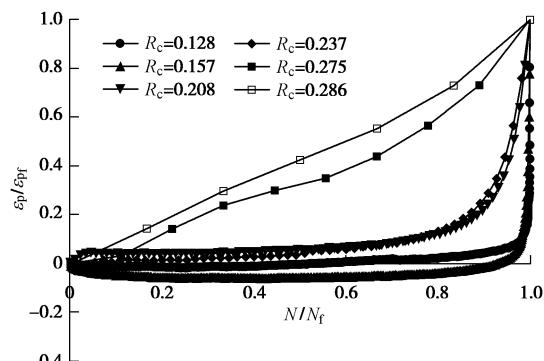


图 12 $e = 0.703$ 下 R_c 不同时归一化塑性应变与归一化周次
关系

Fig. 12 Relationship curves of normalized accumulated plastic strain and normalized cycles under different cyclic stress ratios (void ratio $e=0.703$)

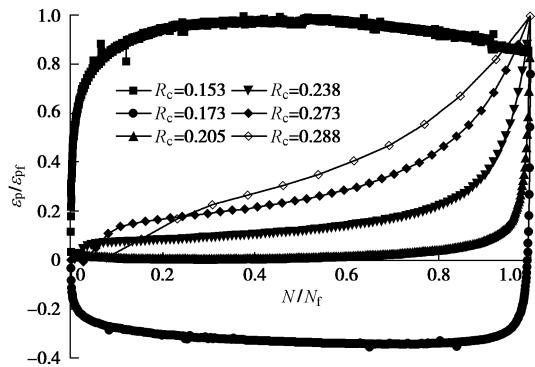


图 13 $e = 0.652$ 下 R_c 不同时归一化塑性应变与归一化周次关系

Fig. 13 Relationship curves of normalized accumulated plastic strain and normalized cycles under different cyclic stress ratios (void ratio $e=0.652$)

4.2 累积塑性应变的能量耗散机理

塑性应变累积能量耗散和黏滞累积能量耗散的微观机理探讨给能量耗散作为累积塑性应变增长方式分类标准提供依据。

循环荷载对于饱和尾粉土的能量输入, 除了能量在边界的耗散外, 主要通过 3 种方式在土体内传播: ①荷载以机械波的传播方式, 使得砂粒、粉粒等较大颗粒发生颗粒重排。由于颗粒的调整, 使得孔隙水的空间发生挤压或释放, 伴随孔隙水压力发生变化, 同时在这一过程中发生黏滞累积能量耗散。②荷载以机械波的传播方式, 使得黏粒、胶粒等较小颗粒间双电离子层中受电场力吸引的弱结合水发生脱离, 转化为自由水膜出现在粒间, 随即发生粒间相对滑移进而引起孔隙水压力变化, 同时在这一过程中发生塑性应变累积能量耗散。③荷载在作用过程中的弹性能积累与消散, 但过程中的能量耗散应为零。显然累积塑性应变和孔隙水压力的变化作为循环荷载的外在表现均与能量耗散存在必然联系。

循环应力比较小时的稳定破坏型, 其前期较大颗粒进行颗粒重排, 黏滞累积能量耗散增长迅速, 其后期由于前期能量输入积累自由水膜引起塑性应变累积能量开始增长; 循环应力比适中时的破坏型, 塑性应变累积能量耗散已不需要前期自由水膜积累过程, 与黏滞累积能量耗散同时快速增长; 循环应力比较大时的崩塌型, 过大的能量输入使得塑性应变累积能量耗散突然增大, 甚至黏滞累积能量耗散未得到完全增长就因达到应变破坏标准而停止, 整个破坏过程随机性随之增加。

5 结 论

本文对江西新钢太平尾矿库二期工程尾粉土在三种孔隙比条件下进行不同循环应力比的固结不排水循环剪切试验研究。重点分析累积塑性应变增长规律与

能量耗散模式之间的关系, 根据塑性应变累积能量耗散与黏滞累积能量耗散的关系重新对累积塑性应变增长破坏方式进行分类, 并从能量耗散机理上对累积塑性应变的开展进行阐述。研究表明:

(1) 循环荷载作用下, 土体内能量耗散由塑性应变累积能量耗散: $W_{pi} = \sigma_d |\varepsilon_{pi}|$ 和黏滞累积能量耗散: $W_{R,i} = \sum_{i=1}^i S_i$ 两部分构成。

(2) 尾粉土的未破坏试样累积塑性应变终值的绝对值均小于 0.5%; 破坏试样均达到应变破坏标准并呈现拉裂破坏, 且随孔隙比减小, 初始累积塑性应变由拉变压; 随循环应力比越大, 累积塑性应变增速加快, 循环终止周次越短。

(3) 尾粉土的循环应力比越大, 黏滞累积能量耗散速率逐渐超越塑性应变累积能量耗散速率, 其累积塑性应变增长破坏形式也依次变化: 稳定型、稳定破坏型、破坏型、崩塌型。

(4) 尾粉土中荷载输入能量导致砂粒、粉粒等较大颗粒发生颗粒重排, 从而产生塑性应变累积能量耗散; 黏粒、胶粒等较小颗粒间双电离子层内弱结合水发生脱离及粒间相对滑移, 从而产生黏滞累积能量耗散。累积塑性应变破坏类型上是由两者在增长过程中的占比决定的。

参考文献:

- [1] SEED H B, CHAN C K. Clay strength under earthquake loading conditions[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, 1966, **92**: 53 - 78.
- [2] YASUHARA K, YAMANOUCHI T, HIRAO K. Cyclic strength and deformation of normally consolidated clay[J]. Soils and Foundations, 1982, **22**(3): 77 - 91.
- [3] HYODO M, YASUHARA K, MURATA H. Deformation analysis of the soft clay foundation of low embankment road under traffic loading[C]// Proceeding of the 31st Symposium of Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering, 1996: 27 - 32.
- [4] 辛鸿博, 王余庆. 大石河尾矿黏性土的动力变形和强度特征[J]. 水利学报, 1995(11): 56 - 62. (XIN Hong-bo, WANG Yu-qing. Cyclic deformation and strength of dashihe slimes[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1995(11): 56 - 62. (in Chinese))
- [5] 阮元成, 郭新. 饱和尾矿料动力变形特性的试验研究[J]. 水利学报, 2003(4): 24 - 29. RUAN Yuan-cheng, GUO Xin. Experimental study on dynamic deformation properties of saturated tailings material [J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2003(4): 24 - 29.

- [6] 陈存礼, 何军芳, 胡再强, 等. 动荷作用下饱和尾矿砂的孔压和残余应变演化特性[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(增刊 2): 4034 - 4039. (CHEN Cun-li, HE Jun-fang, HU Zai-qiang, et al. Developing characteristics of pore water pressure and residual deformation of tailings sands under cyclic load[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, 25(S2): 4034 - 4039. (in Chinese))
- [7] SEED H B, LEE K L, IDRISI I M, et al. The slides in the San Fernando Dams during the earthquake of February 9, 1971[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1975, 101(GT7): 637 - 652.
- [8] PARR G B. Some aspects of the behavior of London clay under repeated loading[D]. Nottingham: University of Nottingham, 1972.
- [9] MONISMITH C L, OGAWA N, FREEME C R. Permanent deformation characteristics of subgrade soils due to repeated loading [J]. Transportation Research Record, 1975, 537: 1 - 17.
- [10] 刘添俊, 莫海鸿. 长期循环荷载作用下饱和软黏土的应变速率[J]. 华南理工大学学报(自然科学版), 2008, 36(10): 37 - 42. (LIU Tian-jun, MO Hai-hong. Strain rate of saturated soft clay under long-term cyclic loading[J]. Journal of South China University of Technology (Natural Science Edition), 2008, 36(10): 37 - 42. (in Chinese))
- [11] 黄茂松, 姚兆明. 循环荷载下饱和软黏土的累积变形显式模型[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(3): 325 - 331. (HUANG Mao-song, YAO Zhao-ming. Explicit model for saturated clay behavior subjected to cyclic loading [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(3): 325 - 331. (in Chinese))
- [12] 边学成, 卢文博, 蒋红光, 等. 粉土循环累积应变和残余动模量的试验研究[J]. 岩土力学, 2013, 34(4): 974 - 980. (BIAN Xue-cheng, LU Wen-bo, JIANG Hong-guang, et al. Experimental study of cumulative axial strain and residual dynamic modulus of silt soil[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, 34(4): 974 - 980. (in Chinese))
- [13] NEMAT S, NASSER A S. A unified approach to densification and liquefaction of cohesionless sand in cyclic shearing[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1979, 16(4): 659 - 678.
- [14] 刘叔灼, 李慧子, 单毅, 等. 基于能量法的尾矿土动孔压模型研究[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(11): 2051 - 2058. (LIU Shu-zhuo, LI Hui-zi, SHAN Yi, et al. Energy-based method for analyzing pore water pressure model of Tailing soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, 38(11): 2051 - 2058. (in Chinese))
- [15] SL 237 — 1999 土工试验规程 [S]. (SL 237 — 1999 Specification of soil test[S]. 1999. (in Chinese))
- [16] POLITO C P, GREEN R A, LEE J. Pore pressure generation models for sands and silty soils subjected to cyclic loading[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2008, 134: 1490 - 1500.
- [17] 沈扬, 闫俊, 张朋举, 等. 主应力方向变化路径下密实粉土强度特性差异和能量评价方法研究[J]. 岩土力学, 2011, 32(增刊 1): 118 - 123, 326. (SHEN Yang, YAN Jun, ZHANG Peng-ju, et al. Strength characteristics of isotropically consolidated silt under change of principal stress orientation and correlative evaluation method with collapse energy[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(S1): 118 - 123, 326. (in Chinese))
- [18] 陈伟, 孔令伟, 朱建群. 一种土的阻尼比近似计算方法[J]. 岩土力学, 2007, 28(增刊 1): 789 - 791. (CHEN Wei, KONG Ling-wei, ZHU Jian-qun. A simple method to approximately determine the damping ratio of soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, 28(S1): 789 - 791. (in Chinese))
- [19] 雷华阳, 姜岩, 陆培毅, 等. 交通荷载作用下结构性软土动应力-动应变关系试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 27(增刊 1): 3052 - 3057. (LEI Hua-yang, JIANG Yan, LU Pei-yi, et al. Experimental study of dynamic stress-strain relation of structural soft soil under traffic load[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 27(S1): 3052 - 3057. (in Chinese))
- [20] 张勇, 孔令伟, 郭爱国, 等. 循环荷载下饱和软黏土的累积塑性应变试验研究[J]. 岩土力学, 2009, 30(6): 1542 - 1548. (ZHANG Yong, KONG Ling-wei, GUO Ai-guo, et al. Cumulative plastic strain of saturated soft clay under cyclic loading[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(6): 1542 - 1548. (in Chinese))
- [21] 唐益群, 赵化, 王元东, 等. 地铁荷载下隧道周围加固软黏土应变累积特性[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2011, 39(7): 972 - 977. (TANG Yi-qun, ZHAO Hua, WANG Yuan-dong, et al. Characteristics of strain accumulation of reinforced soft clay around tunnel under subway vibration loading[J]. Journal of Tongji University(Nature Science), 2011, 39(7): 972 - 977. (in Chinese))
- [22] BOULANGER R W, IDRISI I M. Liquefaction susceptibility criteria for silts and clays[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2006, 132: 1413 - 1426.
- [23] 谢定义. 土动力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2011. (XIE Ding-yi. Soil dynamics[M]. Beijing: High Education Press, 2011. (in Chinese))