

DOI: 10.11779/CJGE201611015

基于能量法的尾矿土动孔压模型研究

刘叔灼^{1, 2}, 李慧子^{1, 2, 3}, 单毅^{1, 2}, 李康^{1, 2}, 巴凌真^{*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: 通过应力控制式动三轴不排水循环剪切试验, 对饱和尾矿土在循环应力比、轴-径向固结应力比等因素下孔隙水压力与累积能量耗散关系进行研究。研究表明孔隙水压力增长与塑性应变累积能量耗散和土体黏滞累积能量耗散密切相关。当循环应力比 R_c 介于 0.205~0.238、轴-径向固结应力比 K_c 介于 1.0~1.3 时, 孔隙水压力-能量之间存在临界状态。通过非线性回归分析初步建立了循环应力比和轴-径向固结应力比条件下饱和尾矿土的孔隙水压力能量模型, 从变化机理上阐述孔隙水压力的变化规律并消除了周次的不确定性对于孔隙水压力模型的影响, 对预测循环荷载作用下饱和土的孔隙水压力具有借鉴意义。

关键词: 孔隙水压力; 能量模型; 饱和尾矿土; 循环应力比; 固结应力比

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2016)11-2051-08

作者简介: 刘叔灼(1964-), 男, 副教授, 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: shzhliu@scut.edu.cn。

Energy method for analyzing dynamic pore water pressure model for tailing soil

LIU Shu-zhuo^{1, 2}, LI Hui-zi^{1, 2, 3}, SHAN Yi^{1, 2}, LI Kang^{1, 2}, BA Ling-zhen^{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: By using the stress-controlled undrained dynamic triaxial cyclic shear tests, relationship between accumulative energy dissipation of tailing soil and pore water pressure is investigated based on the critical factors, namely, cyclic stress ratio and consolidation stress ratio. The test results indicate that, during the process of cyclic shear, the increase of pore water pressure is closely related to the accumulative energy dissipation of plastic strain and viscous properties. A critical state, when the cyclic stress ratio R_c varies within the range of 0.205~0.238 and the consolidation stress ratio K_c varies in 1.0~1.3, occurs between the pore water pressure and energy. Therefore, through nonlinear regression analysis, the energy model for pore water pressure of saturated tailing soil is preliminarily established based on the cyclic stress ratio and the axial-radial consolidation stress ratio, and it can be adequately employed to demonstrate the variations of pore water pressure without considering the uncertainty of cyclic loading number which can otherwise hinder the establishment of the model. In addition, the proposed model may also be a valuable source of reference for predicting the development of pore water pressure of saturated soil under cyclic loading.

Key words: pore water pressure; energy model; saturated tailing soil; cyclic stress ratio; consolidation stress ratio

0 引言

循环荷载作用下, 孔隙水压力的变化是土主要的动力反应。在不排水循环剪切条件下, 孔隙水压力不断变化, 引起土中有效应力变化, 从而导致土在振动过程中或振动之后强度丧失和变形开展^[1]。因此, 研究孔隙水压力在循环荷载作用下的变化模式一直是土动力学研究中的一个关键问题。

关于不排水条件下的孔隙水压力模型国内外已积

累了诸多研究经验。按模型与孔隙水压力相联系的主要特征, 可分为: ①孔压的应力模型, Seed 等^[2]提出

基金项目: 中央高校基本科研业务费专项资金项目 (2014ZZ0011); 亚热带建筑科学国家重点实验室自主研究课题 (2013ZC18); 国家自然科学基金项目 (51508200); 广东省自然科学基金项目 (2015A030310397); 中国博士后科学基金 (2014M562180)

收稿日期: 2015-08-30

***通讯作者 (E-mail: 55229816@qq.com)**

以应力为基础的反正弦孔压模型；徐志英等^[3]以 Seed 公式为基础建立了不等向固结下的反正弦孔压模型。

②孔压的应变模型，汪闻韶^[4]将不排水条件下的孔压与排水条件下土体的体积变化联系起来，建立以应变为基础的孔压模型；1982 年 Dobry 等^[5]提出以应变为基础的孔压增量模型。

③孔压的能量模型，何广讷等^[6]发现振动液化时的孔压与能量关系，郭莹等^[7]基于中空扭转试验结果，建立复杂应力下的孔压能量模型，Yan 等^[8]提出了粉土在主应力发生旋转时的孔压能量模型。

④孔压的内时模型，Finn 等^[9]利用动单剪试验结果提出了内时孔压模型，徐杨青等^[10]基于 Gibbs 自由能和应力内时标度的基础上建立的内时剪胀模型。

上述孔隙水压力的模型及动力响应分析方法均得到普遍应用。但仍存在以下问题：①未从本质上考虑导致孔隙水压力变化的机理。孔隙水压力的变化反映了循环剪切过程中土体由于剪胀和剪缩导致的体积变化，而体积变化实际上是由土体内部的颗粒重新排列和颗粒间相对运动所引起的^[11]。微观上土颗粒的重排列与相对运动是同时产生的，土颗粒的重排表现为土骨架的重排布，相对运动表现为逐渐形成的剪切带。颗粒的重新排列导致土颗粒内部产生黏滞效应，相对运动导致土颗粒之间产生相对位移，最终都产生能量耗散。

②周次作为孔隙水压力模型的自变量，其自身存在不确定性，因此周次与孔隙水压力的关系并非唯一的对应关系。

本文基于上述研究现状，分别研究孔隙水压力与塑性应变累积能量耗散和黏滞累积能量耗散之间的关系，并讨论循环应力比、轴-径向固结应力比等因素对孔隙水压力与能量耗散关系的影响，最后通过对试验结果的回归分析，初步建立了在不同循环应力比和轴-径向固结应力比条件下饱和尾矿土孔隙水压力的能量模型。能量耗散能从本质上反映循环荷载过程中孔隙水压力的变化程度，且不需要分解动剪应力的时程曲线来确定指定应力水平的循环周次，从而消除了周次对孔压模型的影响。同时能量作为标量具有代数可叠加性^[12]，便于分析计算。本文建立的能量模型对正确预测循环荷载作用下饱和尾矿土的孔隙水压力具有借鉴意义，并且以此为基础的计算模型与分析方法具有一定的优越性。

1 试验土样与试验方法

1.1 试验土料

试验采用新钢太平尾矿库二期工程尾矿土。土颗粒相对密度 $G_s = 2.88$ ，塑限 $w_p = 17.6\%$ ，液限 $w_L = 26.6\%$ ，塑性指数 $I_p = 9$ ，试样的干密度 $\rho_d = 1.639 \text{ g/cm}^3$ ，孔隙比 $e = 0.757$ 。颗粒级配曲线见图 1。

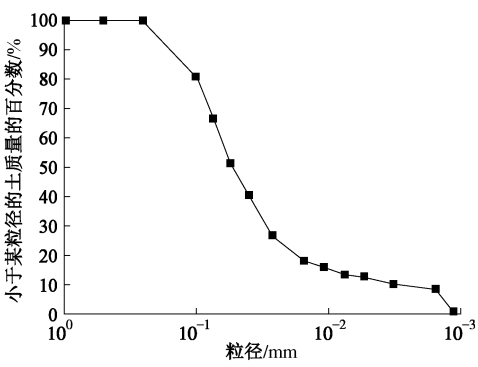


图 1 尾矿土的颗粒级配曲线

Fig. 1 Particle-size distribution curve of tailing soil

1.2 试样制备和试验条件

试验尾矿土颗粒粒径均小于 2 mm，将风干土喷洒洒水后密封存放 24 h。制样前按指定干密度确定土样质量并称量，将土料在击实筒内分层击实。土样制备完成时土样直径 $39.1 \pm 1 \text{ mm}$ ，高 $80.0 \pm 1 \text{ mm}$ 。将试样进行抽真空饱和，真空度达到 0.99 个大气压后保持抽气 2 h，随后维持一定速率进水并静置 6 h。尾矿土试样渗透性较强，不需要增加试样的排水路径，拆样后直接用橡胶模封闭，并安装到试验仪器基座上，孔压系数 B 达到 0.97，随后即可进行固结和剪切步骤。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，波形采用正弦波，振动频率为 1 Hz。

本次试验试样均在有效围压 $\sigma'_c = 200 \text{ kPa}$ 的条件下进行等向固结和轴-径向非均等固结。排水固结 3 h，试样固结排水量变化速率均不大于 0.1 mL/h ^[13]，然后关闭排水阀。保持围压不变，在不排水条件下施加轴向循环荷载，待土样单应变幅值达到 5% 时即停止试验。各试验组的试验条件如表 1 所示。表中 K_c 和 R_c 的计算表达式分别为

$$K_c = \sigma_1 / \sigma_3 \quad , \quad (1)$$

$$R_c = \sigma_d / 2\sigma'_c \quad , \quad (2)$$

式中， σ_1 为轴向固结应力， σ_3 为径向固结应力， σ'_c 为有效径向固结应力， σ_d 为轴向动应力。

表 1 动三轴试验组

Table 1 Schemes of cyclic triaxial tests

试样	动应力	循环应力比	固结应力比
	σ_d / kPa	R_c	K_c
TS1	55	0.138	1.0
TS2	60	0.150	1.0
TS3	69	0.173	1.0
TS4	82	0.205	1.0
TS5	95	0.238	1.0
TS6	109	0.273	1.0
TS7	109	0.273	1.2
TS8	109	0.273	1.3
TS9	109	0.273	1.5
TS10	109	0.273	1.7
TS11	109	0.273	2.0

2 孔隙水压力和能量耗散的计算方法

饱和土在循环荷载作用下, 循环荷载对饱和土体加载输入的能量, 除机械波通过土体在边界的能量耗散外, 剩余的输入能量由饱和土体中的孔隙水与土颗粒共同吸收。土作为一种多孔介质材料, 在受力过程中呈现黏-弹-塑性。因此土颗粒能量耗散主要分成 3 部分: ①塑性应变产生的能量耗散; ②由于土的黏滞效应所产生的内部能量耗散; ③在每个循环荷载加载周期内伴随弹性能的积累和释放, 但整个周期内由弹性应变产生的为零的能量耗散。

2.1 孔隙水压力的计算

循环荷载作用下孔隙水压力会表现出循环效应及累积效应, 本文为反映孔压随能量变化的累积特征, 每一振次下只选取一个孔压分析点, 即每周孔压的平衡状态点。

由于尾矿土试样渗透性较强, 同时试验结果表明试样孔隙水压力的增长不存在滞后性。第 i 周的累积孔隙水压力 u_{pi} 应为该循环周期内的平均值, 按下式计算:

$$u_{pi} = (u_{i,max} + u_{i,min}) / 2 \quad (3)$$

2.2 塑性应变与塑性应变累积能量耗散的计算

$$\varepsilon_{pi} = (\varepsilon_{i,max} + \varepsilon_{i,min}) / 2, \quad (4)$$

式中, ε_{pi} 为每周累积轴向塑性应变。

在循环荷载 σ_d 的作用下, 单位土体内第 i 周塑性应变累积能量耗散 W_{pi} 的表达式为

$$W_{pi} = \sigma_d \varepsilon_{pi} \quad (5)$$

2.3 黏滞累积能量耗散的计算

通常采用应力-应变滞回曲线所包围的面积来代表振动循环一周土体由黏滞效应所产生的内部能量耗散。计算滞回圈面积的经典方法是用椭圆曲线来拟合应力-应变滞回曲线, 再计算拟合曲线的面积。而实测的滞回圈并不是标准的椭圆, 因此经典的计算方法计算繁琐工作量大, 并且存在一定的误差。

应力控制式动三轴仪可设置每个应力循环周期内采集的数据个数, 如图2所示。本次试验中, 每个周期内分别采集了20组应力-应变数据。这些数据在应力-应变平面上对应点连线形成的多边形即为滞回曲线的大致形状。所以可以通过计算多边形面积来计算应力-应变滞回圈的面积^[14]。

根据空间解析几何, i 周内应力-应变滞回圈的面积为

$$S_i = -\frac{1}{2} \left\{ \begin{vmatrix} \varepsilon_{1d} & \sigma_{1d} \\ \varepsilon_{2d} & \sigma_{2d} \end{vmatrix} + \dots + \begin{vmatrix} \varepsilon_{jd} & \sigma_{jd} \\ \varepsilon_{(j+1)d} & \sigma_{(j+1)d} \end{vmatrix} + \dots + \begin{vmatrix} \varepsilon_{19d} & \sigma_{19d} \\ \varepsilon_{20d} & \sigma_{19d} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} \varepsilon_{20d} & \sigma_{20d} \\ \varepsilon_{1d} & \sigma_{1d} \end{vmatrix} \right\}, \quad (6)$$

式中, σ_{jd} , ε_{jd} 分别表示每周第 j 个采集点的动应力与动应变。

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 周土体由滞回产生的累积能量耗散 $W_{R,i}$ 为

$$W_{R,i} = \sum_{i=1}^i S_i \quad (7)$$

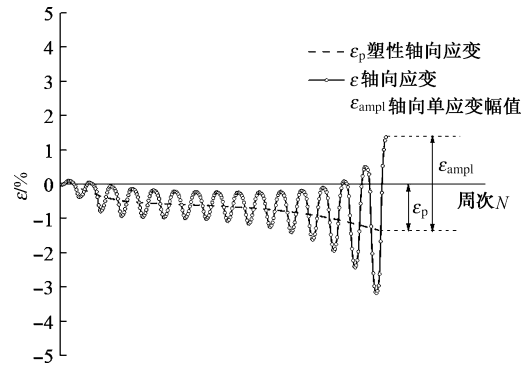


图 2 循环荷载作用下的应变时程曲线

Fig. 2 Strain-time history curves under cyclic loading

3 孔隙水压力与能量耗散的关系

现有研究表明, 不排水条件下, 饱和土在循环荷载作用时, 孔隙水压力变化主要由于: ①循环荷载直接作用由孔隙水承担, 对孔隙水进行的能量输入导致了孔隙水压力的变化; ②土颗粒间具有相互运动和重新排列的趋势, 产生塑性应变累积能量和黏滞累积能量耗散, 最终导致孔隙水压力上升。因此孔隙水压力与循环荷载加载过程中土体所耗散的能量之间具有密切的联系。因此孔隙水压力与循环荷载加载过程中土体所耗散的能量之间具有密切的联系。

3.1 R_c 对孔隙水压力与能量耗散关系的影响

由图 3 可见, 在均等固结条件下, 循环应力比越大, 停止试验时累积的孔隙水压力值越小, 塑性应变累积能量耗散越多。

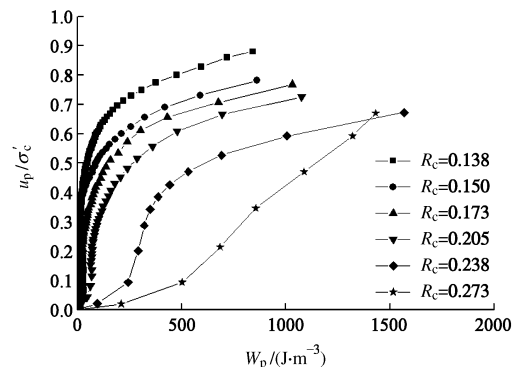


图 3 $K_c=1.0$ 循环应力比不同时孔隙水压力比与塑性应变累积能量耗散的关系曲线

Fig. 3 Relationship curves of pore water pressure and plastic strain accumulative energy dissipation under different cyclic stress ratios ($K_c=1.0$)

同时在循环应力比不同的条件下, 孔隙水压力随着塑性应变累积能量耗散的增加而逐渐上升。①在 $R_c \leq 0.205$ 时, 孔隙水压力与塑性应变累积能量耗散关系曲线分为两个阶段: 第一阶段, 塑性应变累积能量耗散较少, 孔隙水压力快速上升; 第二阶段, 塑性应变累积能量耗散快速增加, 孔隙水压力增长变慢。②在 $R_c = 0.238$ 时, 孔隙水压力与塑性应变累积能量耗散关系曲线虽存在拐点, 但与 $R_c \leq 0.205$ 相试验比, 出现拐点前孔隙水压力增长速率慢, 而塑性应变能量耗散速率快, 孔压的增长速度与塑性累积能量耗散速度趋近一致。③在 $R_c = 0.273$ 时, 孔隙水压力的增长与塑性应变累积能量耗散表现出相近的线性增长趋势。

由图 4 可见, 在循环应力比不同的条件下, 孔隙水压力随着黏滞累积能量耗散的增加而逐渐上升。①在 $R_c \leq 0.150$ 时, 孔隙水压力与黏滞累积能量耗散关系曲线呈 S 型, 表现为黏滞能量耗散前期快速积累, 后期累积速度放缓; 孔隙水压力前期和后期上升较快, 中期平稳增长。② $R_c \geq 0.173$ 时, 在整个循环加载过程中, 黏滞累积能量耗散和累积孔压增长均处于较低水平, 且在停止试验时孔压比增长到 $0.6 \sim 0.8$ 之间。

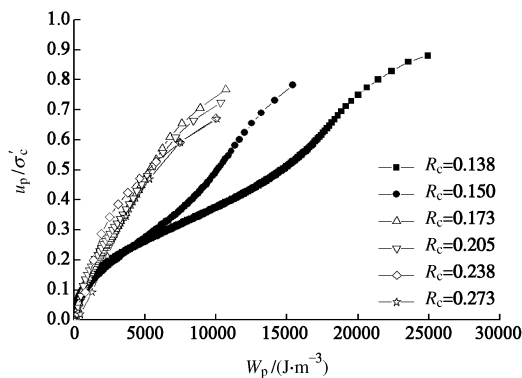


图 4 $K_c=1$, 循环应力比不同时孔隙水压力比与黏滞累积能量耗散的关系曲线

Fig. 4 Relationship curves of pore water pressure and viscous properties accumulative energy dissipation under $K_c=1.0$ different cyclic stress ratios ($K_c=1.0$)

在均等固结条件下, $R_c \leq 0.150$ 时循环应力比越大, 停止试验时累积孔隙水压力值越小, 黏滞累积能量耗散越少; $R_c \geq 0.173$ 时, 循环应力比对孔隙水压力和黏滞累积能量耗散的关系无明显影响。

将最大累积孔压点作为破坏点。图 5 中 W_{pf} , W_{Rf} 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。通过图 5 和图 6 曲线进行黏滞累积能量耗散增长速率与塑性应变累积能量耗散增长速率的对比。

由图 5 可知, ①在 $R_c \leq 0.205$ 时, 循环荷载加载前期, 黏滞累积能量耗散速度明显快于塑性应变累积能量耗散速度。② $R_c = 0.238$ 时, 黏滞累积能量耗散速

度与塑性应变累积能量耗散速度开始趋近一致。③在 $R_c = 0.273$ 时, 整个循环荷载加载过程中, 塑性应变累积能量耗散速度明显快于黏滞累积能量耗散速度。

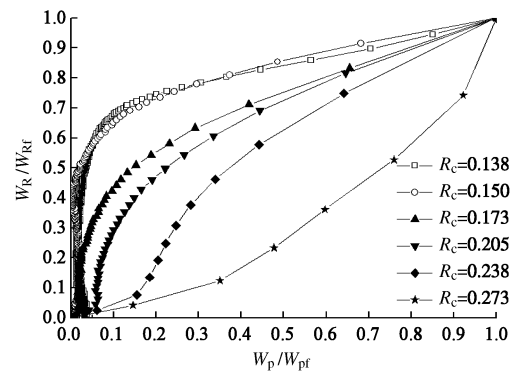


图 5 $K_c=1.0$, 循环应力比不同时塑性应变累积能量耗散归一化与黏滞累积能量耗散归一化关系曲线

Fig. 5 Relationship curve of normalized plastic strain accumulative energy dissipation and normalized viscous property accumulative energy dissipation under different cyclic stress ratios ($K_c=1.0$)

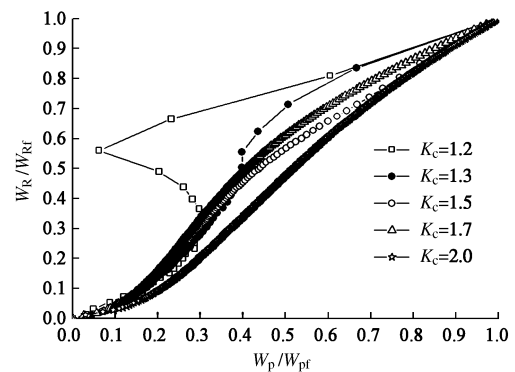


图 6 $R_c=0.273$ 固结应力比不同时塑性应变累积能量耗散归一化与黏滞累积能量耗散归一化关系曲线

Fig. 6 Relationship curve of normalized plastic strain accumulative energy dissipation and normalized viscous property accumulative energy dissipation under different consolidation stress ratios ($R_c=0.273$)

结合上述关于能量耗散速率的结论和图 3, 4 显示的孔隙水压力与能量耗散关系可知: ① $R_c \leq 0.205$ 时, 在循环荷载作用初期, 循环荷载输入的能量主要由孔隙水承担, 导致孔隙水压力快速上升; 循环荷载作用后期, 土颗粒的重排列为主导作用, 黏滞累积能量耗散快速增加从而导致孔隙水压力迅速增长。但在相对较高的 σ'_c 作用下, 土颗粒之间的相对运动趋势较缓, 塑性应变累积能量耗散少; 最后随着孔隙水压力的持续增长, σ'_c 降低, 土颗粒之间的相对位移快速增大, 塑性应变能量耗散速度加快。但是孔隙水压力增长到一定阶段后, 黏滞累积能量耗散增长速率减慢, 从而导致孔隙水压力增长速率放缓。② $R_c = 0.238$ 时, 与 $R_c \leq 0.205$ 时的试验组比, 导致尾矿土试样孔隙水压

力增长的原因在于循环荷载作用早期即发生改变。整个荷载作用过程中, 塑性应变累积能量耗散增长速度加快, 土颗粒的重排列与相对运动共同作用。③ $R_c = 0.273$ 时, 尾矿土出现结构崩塌式破坏, 即试样没有明显的振动压密阶段和振动剪切阶段, 在循环加载初期就进入了急速变化的振动破坏阶段。试样在循环加载初期, 塑性应变快速上升导致塑性应变累积能量耗散快速增长, 孔隙水压力来不及增长即达到试验设置应变终止点, 导致孔隙水压力增长规律与其余试验组不一致。

综上所述, R_c 对孔隙水压力与能量耗散关系的影响: 循环应力比 R_c 介于 $0.205 \sim 0.238$ 之间时, 孔隙水压力-能量的关系存在临界状态。土样在较小循环应力比条件下, 土颗粒的重排列起主导作用, 从而导致孔隙水压力快速发展, 即孔压的增长主要由黏滞耗散能量所导致。在临界状态附近, 土颗粒重排列与相对运动共同作用, 总能量耗散导致孔隙水压力增长。在较大循环应力比作用下, 土体结构开始崩塌, 土颗粒出现较大的相对位移, 塑性应变快速大量的产生能量耗散, 同时土体黏滞效应减弱, 黏滞累积能量耗散变慢。

3.2 K_c 对孔隙水压力与能量耗散关系的影响

由图 7 可见, 在轴-径向固结应力比不同的条件下, 孔隙水压力随着塑性应变累积能量耗散的增加而逐渐上升。①在 $K_c = 1.2, 1.3$ 时, 孔隙水压力与塑性应变累积能量耗散关系曲线分为两个阶段: 第一阶段, 塑性应变累积能量耗散较少, 而孔隙水压力增长迅速; 第二阶段, 塑性应变累积能量耗散快速增加, 孔隙水压力增长缓慢。②在 $1.5 \leq K_c \leq 2$ 时, 孔隙水压力与塑性应变累积能量耗散的关系曲线无明显的拐点, 即塑性应变累积能量耗散稳定发展, 孔隙水压力也趋于平稳上升状态。并且随着 K_c 的增大, 两者关系曲线的协同上升趋势明显。

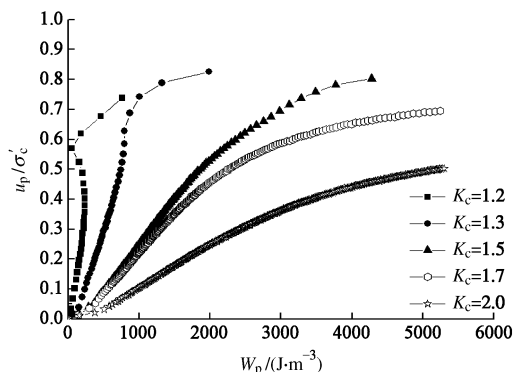


图 7 $R_c=0.273$, 固结应力比不同时孔隙水压力比与塑性应变累积能量耗散的关系曲线

Fig. 7 Relationship curves of pore water pressure and plastic strain accumulative energy dissipation under different consolidation stress ratios ($R_c=0.273$)

$K_c = 1.2$ 时, 塑性应变累积能量耗散在拐点前部分能量释放; 在 $K_c \geq 1.3$ 时, 随着轴-径向固结应力比的增大, 塑性应变累积能量耗散越多, 而停止试验时累积孔隙水压力值越小。

由图 8 可见, 在轴-径向固结应力比不同的条件下, 孔隙水压力随着黏滞累积能量耗散的增加而逐渐上升。① $K_c \geq 1.2$ 时, 孔隙水压力与黏滞累积能量耗散关系曲线无明显的拐点。并且随着 K_c 的增大, 两者关系曲线趋于协同增长。② $K_c = 1.2$ 时, 与 $K_c = 1.3$ 相比, 循环荷载加载后期, 孔隙水压力最终累积值较小; 在相同累积孔压时 $K_c = 1.2$ 时黏滞累积能量耗散较多。③ $K_c \geq 1.3$ 时, 轴-径向固结应力比越大, 停止试验时累积孔隙水压力值越小, 黏滞累积能量耗散越多。

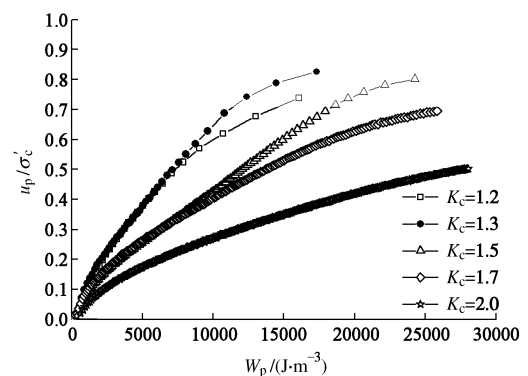


图 8 $R_c=0.273$, 固结应力比不同时孔隙水压力比与黏滞累积能量耗散的关系曲线

Fig. 8 Relationship curves of pore water pressure and viscous property accumulative energy dissipation under different consolidation stress ratios ($R_c=0.273$)

由图 8 可知, ① $K_c = 1.2$ 时, 加载前期, 黏滞累积能量耗散速度与塑性应变累积能量耗散速度开始相近; 加载中期, 尾矿土应变开展方向发生转向, 塑性应变累积能量耗散有部分能量得以释放; 加载后期, 塑性应变累积能量耗散快速增长, 整个加载过程产生了明显的摇摆。② $K_c \geq 1.3$ 时, 黏滞累积能量耗散速度与塑性应变累积能量耗散速度开始趋近一致。

根据图 3, 7, 8 给出的孔隙水压力与能量耗散关系可知: ① $K_c = 1$ 时, 尾矿土发生结构崩塌式破坏, 孔隙水压力来不及增长, 因此试验过程中孔隙水压力累积增长方式与 $K_c \geq 1.2$ 时表现规律不一致。 $K_c = 1.2$ 时, 加载前期重排列和土颗粒之间的相对运动同时缓慢的开展, 加载中期, 尾矿土应变开展方向发生转向, 加载后期土体结构出现崩塌式破坏, 即 $K_c = 1.2$ 时的孔压增长呈现出过渡阶段的不稳定现象。上述观察表明, 固结应力比可以抑制塑性应变累积能量耗散增长的速率。② $1.3 \leq K_c \leq 2$ 时, 土颗粒在整个加载过程中, 土颗粒的重排列和土颗粒之间的相对运动同时缓慢的

开展。上述观察表明，较大的固结应力比条件可以抑制孔隙水压力的增长，同时加强土样的黏滞性。

综上所述， K_c 对孔隙水压力与能量耗散关系的影响：导致土体孔压增长的原因发生改变的临界值在 1.0~1.3 之间。当 K_c 大于临界值后，塑性应变累积能量耗散和黏滞累积能量耗散同时导致孔隙水压力的增长。根据能量量具有代数可叠加性，可以得到 $K_c \geq 1.3$ 时，孔隙水压力与总累积能量耗散的关系。

3.3 与现有研究成果对比的讨论

现有的研究成果^[15-16]表明，循环应力比对孔隙水压力与能量耗散之间的关系没有影响；均压固结比偏压固结条件下累积孔隙水压力大。

本文试验结果与现有的研究成果之间存在一定差异。主要原因为：①循环应力比对孔隙水压力与能量耗散之间的关系存在影响；②在均压固结时，较大循环应力比作用下，累积孔隙水压力比偏压固结条件下累积孔隙水压力小。

现有的孔隙水压力 - 能量研究成果多采用砂土或淤泥质土进行试验。而本文采用的饱和尾矿土性质与砂土或淤泥质土不同。饱和试样含水率 $w = 26.2\%$ ，接近液限。通过粒径级配可知其细砂粒含量为 33.09%，粉粒含量为 54.10%，黏粒含量为 12.81%，塑性指数 $I_p = 9$ 。黏粒和细砂含量较高，在一定试验条件下会分别呈现出类黏土或类砂土的破坏特性。在小循环应力比的情况下，尾矿土试样表现出了类砂土的破坏特性；在较大循环应力比的情况下，尾矿土的孔隙水压力增长出现一定的滞后性，尾矿土试样表现出类黏性土的破坏特性。因此循环应力比对孔隙水压力与能量耗散之间的关系存在影响。

在更大循环应力比作用下，土体会出现崩塌式破坏，孔隙水压力来不及增长，因此停止试验时的孔隙水压力的增长规律也存在其特殊性。

4 孔隙水压力的能量模型

按照前文所述，孔隙水压力的增长与塑性应变累积能量耗散和黏滞累积能量耗散有关。孔隙水压力和累积能量耗散之间的关系受循环应力比、轴 - 径向固结应力比等因素影响，因此在不同的试验条件下，影响孔隙水压力增长的主要因素不同。根据前文试验结果讨论并总结可知：试样 TS1、TS2、TS3、TS4 的孔压增长形式主要由黏滞累积能量耗散 W_R 决定；试样 TS5、TS8、TS9、TS10 和 TS11 的孔压增长形式主要由总累积能量耗散 W 决定 ($W = W_R + W_p$)。试样 TS6 属于崩塌式破坏，试样 TS7 的孔压增长方式属于崩塌式破坏到孔压稳定开展的过渡阶段，故 TS6、TS7 的孔隙水压力增长均不满足基于能量法的孔压增长规

律。

归一化的变化曲线能排除其它因素对量纲本身的影响，建立模型时对变化曲线进行归一化无量纲处理。而试样破坏时孔压均达不到围压的水平，不满足初始液化的条件。同时对能量和孔压进行的无量纲处理需保持对应，即取最大累积孔压作为破坏点。

由现有的研究成果可知^[17]，在循环荷载作用下，孔隙水压力的曲线发展变化形态可以分为 A 型、B 型和 C 型曲线。图 9、10 结果表明，试样 TS1 和 TS2 的归一化孔压发展变化曲线为 B 型，其余土样的归一化孔压发展变化曲线均为 A 型。根据现有的 A、B 型的动孔压增长公式修正得到

A 型：

$$\frac{u}{u_f} = 1 - e^{-\frac{W}{aW_f}}; \tag{8}$$

B 型：

$$\frac{u}{u_f} = \frac{2}{\pi} \arcsin \left(\frac{W}{W_f} \right)^{\frac{1}{2a}}. \tag{9}$$

式中 u_f ， W_f 分别指土样破坏时的孔压、累积能量耗散； a 指由不同试验条件决定的模型参数。

分别对 A 型和 B 型的孔压发展曲线进行非线性回归分析。回归分析的拟合结果如图 9、10 所示。回归分析的拟合模型参数结果见表 2。

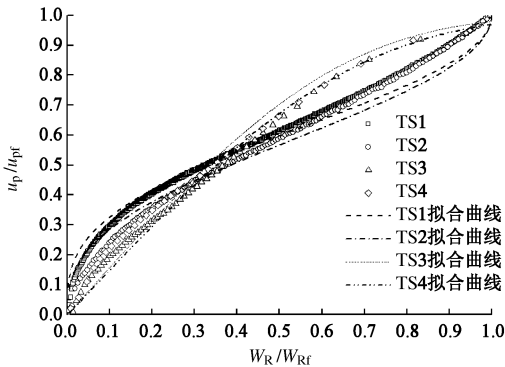


图 9 u/u_f 与 W_R/W_{Rf} 的拟合曲线

Fig. 9 Fitting curves of u/u_f and W_R/W_{Rf}

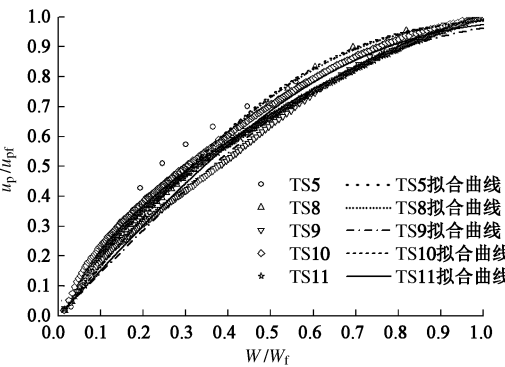


图 10 u/u_f 与 W/W_f 的拟合曲线

Fig. 10 Fitting curves of u/u_f and W/W_f

表 2 孔隙水压力 - 能量模型的拟合结果

Table 2 Fitting results of energy-pore water pressure model

试样	a	R^2
TS1	0.61699	0.97549
TS2	0.72480	0.96675
TS3	4.47908	0.98487
TS4	4.90377	0.97430
TS5	5.34702	0.97490
TS8	5.35060	0.99355
TS9	4.30229	0.98775
TS10	5.47348	0.97711
TS11	4.66189	0.98229

对模型参数 a 与影响因素 R_c , K_c 进行分析得出:

①参数 a 与轴 - 径向固结应力比 K_c 的相关性不大。②参数 a 与循环应力比 R_c 的相关性:

A 型, 具有一次函数的相关性, 关系式如下:

$$a = 2.168 + 13.353R_c \quad ; \quad (10)$$

B 型, 具有一次函数的相关性, 关系式如下:

$$a = -0.623 + 8.984R_c \quad 。 \quad (11)$$

5 结 论

本文对新钢太平尾矿库二期工程的饱和尾矿土进行了不排水循环剪切特性的试验研究, 着重探讨了循环应力比、轴 - 径向固结应力比等因素对孔隙水压力增长与累积能量耗散关系的影响, 并建立了两者之间的孔隙水压力 - 能量模型, 得到以下 5 点结论。

(1) 在不排水循环剪切试验中, 尾矿土受到循环荷载的作用下, 孔隙水压力的上升与塑性应变累积能量耗散和黏滞累积能量耗散有关。

(2) 均等固结条件下, 在 $R_c = 0.205 \sim 0.238$ 之间时存在临界循环应力比, 导致土体孔压增长方式发生改变。小循环应力比作用下, 孔隙水压力的增长主要受到黏滞累积能量耗散的影响。大循环应力比作用下, 孔隙水压力的增长主要由总累积能量耗散所致。当 R_c 达到 0.273 时, 土体发生结构崩塌式破坏。

(3) 轴 - 径向不均等固结条件下, K_c 在 1~1.3 之间存在临界固结应力比, 导致土体孔压增长方式发生改变。 $K_c = 1.2$ 时, 是试样崩塌式破坏到试样的孔隙水压力稳定增长的临界状态。 $K_c \geq 1.3$ 时, 孔隙水压力的增长主要由于总累积能量耗散所致。

(4) 通过引入参数分别考虑循环应力比和轴 - 径向固结应力比的影响, 并引用 A 型、B 型的孔压发展变化曲线形式, 初步建立了归一化孔隙水压力与归一化累积能量耗散之间的 A 型、B 型孔隙水压力-能量模型, 用于预测孔隙水压力增长特性。其中 A 型能量模型为 $u/u_f = 1 - e^{-a^{W/W_f}}$; B 型能量模型为 $u/u_f =$

$(2/\pi)\arcsin(W/W_f)^{1/2a}。$

(5) 通过分析孔隙水压力能量模型参数与影响因素的相关性可知, 模型参数与轴-径向固结应力比相关性不大; 在 A、B 型能量模型中, 模型参数与循环应力比都具有有一次函数的相关性, 函数关系分别为: A 型, $a = 2.168 + 13.353R_c$; B 型, $a = -0.623 + 8.984R_c$ 。

参考文献:

[1] 谢定义. 土动力学[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 1988. (XIE Ding-yi. Soil dynamics[M]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 1988. (in Chinese))

[2] SEED H B, LYSMER J, MARTIN P P. Pore-water pressure changes during soil liquefaction[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1976, 102(4): 323 - 346.

[3] 徐志英, 沈珠江. 地震液化的有效应力二维动力分析方法[J]. 华东水利学院学报, 1981. (XU Zhi-ying, SHEN Zhu-jiang. 2D dynamic analysis of effective stresses of seismic liquefaction[J]. Journal of East China College of Hydraulic Engineering, 1981. (in Chinese))

[4] 汪闻韶. 饱和砂土震动孔隙水压力的产生、扩散和消散[M]. 天津: 中国工业出版社, 1964. (WANG Wen-shao. The generation, diffusion and dissipation of vibration pore water pressure in sature sands[M]. Tianjin: China Industry Press, 1964. (in Chinese))

[5] DOBRY R, LADD R S, YOKEL F Y. Prediction of pore water pressure build up and liquefaction of sands during earthquakes by the cyclic strain method[M]. Maryland: National Bureau of Standarts, 1982.

[6] 何广讷, 李万明. 振动能量下砂土的体变与孔隙水压力[J]. 地震工程与工程振动, 1987(2): 89 - 99. (HE Guang-ne, LI Wang-ming. Volumetric deformation and pore water pressure of sand under vibration energy[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 1987(2): 89 - 99. (in Chinese))

[7] 郭莹, 刘艳华, 栾茂田, 等. 复杂应力条件下饱和松砂振动孔隙水压力增长的能量模式[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(12): 1380 - 1385. (GUO Ying, LIU Yan-hua, LUAN Mao-tian, et al. Energy-based model of vibration-induced pore water pressure build-up of saturated loose sand under complex stress condition[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27(12): 1380 - 1385. (in Chinese))

[8] YAN J, SHEN Y, HUANG G. Energy-based method for analyzing the collapse characteristics of silt subjected to changes of principal stress orientation[J]. Journal of Testing and Evaluation, 2011, 39(5): 123 - 131.

- [9] FINN W D L, BHATIA S K. Prediction of seismic pore water pressures[J]. Stockholm, 1981, **21**: 201 - 206.
- [10] 徐杨青, 郭见扬. 波浪荷载下海洋土孔隙水压力内时模型的研究[J]. 岩土力学, 1991, **22**(3): 43 - 50. (XU Yang-qing, GUO Jian-yang. Study on the model of pore water pressure of marine Soil under wave loading[J]. Rock and Soil Mechanics, 1991, **22**(3): 43 - 50. (in Chinese))
- [11] 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.
- [12] 何广讷. 评价土体液化势的能量法[J]. 岩土工程学报, 1981(4): 11 - 21. (HE Guang-ne. Energy analysis procedure for evaluating soil liquefaction potential[J]. Chines Journal of Geotechnical Engineering, 1981(4): 11 - 21. (in Chinese))
- [13] SL 237—1999 土工试验规程[S]. 1999. (SL237—1999 Specification of soil test[S]. 1999. (in Chinese))
- [14] 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. Simple method to approximately determine the damping ratio of soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, **28**(S1): 789 - 791. (in Chinese))
- [15] 刘艳华. 复杂应力条件下饱和松砂振动孔隙水压力的能量模式研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2005. (LIU Yan-hua. Energy-based model of pore water pressure build-up of saturated loose sand under complex stress condition[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2005. (in Chinese))
- [16] ISHAC M F, HEIDEBRECHT A C. Energy dissipation and seismic liquefaction in sands[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1982, **10**(1): 59 - 68.
- [17] 张建民, 谢定义. 饱和砂土振动孔隙水压力增长的实用算法[J]. 水利学报, 1991(8): 45 - 51. (ZHANG Jian-min, XIE Ding-yi. The practical algorithm for estimating shaking-induced pore-water pressure[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1991(8): 45 - 51. (in Chinese))

《岩土工程学报》征订启事

《岩土工程学报》创办于 1979 年, 是我国水利、土木、力学、建筑、水电、振动等六个全国性学会联合主办的学术性科技期刊。由南京水利科学研究院承办, 国内外公开发行。主要刊登土力学、岩石力学领域中能代表当今先进理论和实践水平的科学研究和工程实践成果等。报道新理论、新技术、新仪器、新材料的研究和应用。欢迎国家自然科学基金项目及其他重要项目的研究成果向本刊投稿, 倡导和鼓励有实践经验的作者撰稿, 并优先刊用这些稿件。主要栏目有黄文熙讲座、综述、论文、短文、工程实录、焦点论坛、讨论和简讯等。

本刊被《中文核心期刊要目总览》连续多年确认为核心期刊, 并在建筑类核心期刊中位于前列; 本刊被科技部“中国科技论文统计源期刊”(中国科技核心期刊)及“中国科技论文与引文数据库”收录; 本刊被中国科学院“中国科学引文数据库”收录; 本刊被“中国知网”全文收录及“中国学术期刊综合评价数据库”收录; 本刊被“工程索引 Ei Compendex 数据

库”和“日本科学技术振兴机构数据库 JST”等国际数据库收录。本刊网址(www.cgejournal.com)全文发布本刊所有刊载文章。

本刊读者对象为土木建筑、水利电力、交通运输、矿山冶金、工程地质等领域中从事岩土工程及相关专业的科研人员、设计人员、施工人员、监理人员和大专院校师生。

本刊为月刊, A4 开, 双栏排版, 192 页, 每月中旬出版, 2017 年起每期定价 40 元, 全年 480 元。

本刊国际标准刊号 ISSN 1000 - 4548, 国内统一刊号 CN 32 - 1124/TU, 国内发行代号 28 - 62, 国外发行代号 MO 0520。欢迎广大读者在全国各地邮局订购, 也可在编辑部订购(不另收邮费)。编辑部订购地址: 南京虎踞关 34 号《岩土工程学报》编辑部; 邮编: 210024; 联系电话: 025-85829534, 85829543, 85829553, 85829556; 传真: 025-85829555; E-mail: ge@nhri.cn。

(本刊编辑部)