

DOI: 10.11779/CJGE201403010

# 主应力轴纯旋转条件下原状黏土变形特性研究

严佳佳<sup>1</sup>, 周建<sup>1\*</sup>, 龚晓南<sup>1</sup>, 郑鸿宾<sup>2</sup>

(1. 浙江大学滨海和城市岩土工程研究中心, 浙江 杭州 310058; 2. 宁波万科房地产开发有限公司, 浙江 宁波 315000)

**摘要:** 采用空心圆柱扭剪仪对原状软黏土进行了不排水条件下的主应力轴纯旋转试验, 即主应力轴旋转过程中平均主应力、剪应力和中主应力系数都保持不变。重点研究了中主应力系数对原状软黏土在主应力轴纯旋转条件下的孔压和变形特性的影响, 基于试验结果对主应力轴纯旋转的影响机理进行了分析。试验结果表明: 即使3个主应力的值都保持不变, 原状黏土的孔压和应变也会随着主应力方向的旋转而累积, 经历主应力轴的旋转后土体刚度减小; 主应力轴连续旋转时主应变增量方向与主应力方向存在显著的非共轴现象; 中主应力系数对主应力轴旋转条件下孔压和应变的开展以及刚度衰减有显著的影响, 而对非共轴特性的影响较小。电镜扫描结果表明经历主应力轴旋转后黏土颗粒破碎聚集成较大的团粒, 大孔隙显著减少, 颗粒和孔隙分布趋于均匀, 主应力轴旋转的影响机理可以归结为主应力轴旋转对土体微观结构的扰动和破坏。

**关键词:** 主应力轴纯旋转; 原状黏土; 中主应力系数; 非共轴; 微观结构

中图分类号: TU47

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2014)03-0474-08

**作者简介:** 严佳佳(1986-), 男, 浙江余杭人, 博士研究生, 主要从事复杂应力路径条件下软黏土工程特性的试验和本构模拟方面的研究。E-mail: yanjia.01@163.com。

## Deformation behavior of intact clay under pure principal stress rotation

YAN Jia-jia<sup>1</sup>, ZHOU Jian<sup>1</sup>, GONG Xiao-nan<sup>1</sup>, ZHENG Hong-bin<sup>2</sup>

(1. Research Center of Coastal and Urban Geotechnical Engineering of Zhejiang University, Hangzhou 310058, China; 2. Ningbo Vanke

Real Estate Development Co., Ltd., Ningbo 315000, China)

**Abstract:** In this study, a series of undrained pure principal stress rotation tests on intact clay are carried out by use of a hollow cylinder apparatus. The magnitudes of the mean principal stress, shear stress and intermediate principal stress coefficient are kept constant during the principal stress rotation. The influence of the intermediate principal stress on pore water pressure and deformation behavior is studied in particular. The mechanism of the effect of the principal stress rotation is analyzed. The test results show that the pore pressure and strain of intact clay accumulate with the principal stress rotation even when the three principal stresses are kept constant. The directions of the principal strain increment and the principal stress are not coaxial. The influence of the intermediate principal stress coefficient on pore pressure and strain accumulation as well as stiffness degradation is significant, but not obvious on the non-coaxial behavior. The mechanism of the effect of the principal stress rotation can be attributed to the disturbance of the microstructure of intact clay.

**Key words:** principal stress rotation; intact clay; intermediate principal stress coefficient; non-coaxiality; micro-structure

## 0 引言

原状黏土一般都存在较显著的各向异性, 这就决定了在荷载作用下原状黏土的变形特性不仅与应力大小有关, 同时也与应力的方向有关。实际工程中土体一般处于空间受力状态, 3个主应力的值一般也不相等。中主应力相对大小以及大主应力方向对土体的变形特性都有较大的影响。常规三轴试验中大主应力的方向是固定的, 只能在水平或者竖直方向, 且不能独立控制中主应力的值。因此不能很好地研究大主应力方向和中主应力相对大小对土体特性的影响。在

设计过程中大主应力方向和中主应力变化的影响也往往没有引起足够的重视。而很多工况条件下(交通、波浪、多向地震等动荷载)作用于地基土体单元上的主应力方向会发生连续循环变化<sup>[1-3]</sup>。主应力方向变化对土体的影响早已为研究者所关注<sup>[1-7]</sup>, 中主应力相对大小的影响也是土体材料特性研究的重要课题<sup>[8-15]</sup>。为了研究土体单元在更真实和更普遍的受力状态下的

基金项目: 国家自然科学基金项目(50778162; 51178422; 51078329)

收稿日期: 2013-06-21

\*通讯作者

特性, 就有必要同时独立控制作用于土体单元上主应力的方向和大小。空心圆柱扭剪仪(HCA)通过独立控制的轴力和扭矩的耦合, 可以实现对主应力大小和方向的独立控制, 因此在主应力旋转等复杂应力条件下土体特性的试验研究中得到了较多的应用<sup>[1-17]</sup>。

Ishihara 等<sup>[1]</sup>较早利用 HCA 开展了剪应力( $q=(\sigma_1-\sigma_3)/2$ )不变而主应力轴连续旋转条件下砂土的试验, 对主应力轴连续旋转的影响进行了研究, 结果表明主应力轴连续循环旋转会使砂土产生显著的孔压和变形累积, 甚至液化破坏。但试验中平均主应力( $p=(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3)/3$ )和中主应力系数( $b=(\sigma_2-\sigma_3)/(\sigma_1-\sigma_3)$ )都是随大主应力轴的旋转而循环变化, 所以不能区分主应力轴旋转和中主应力系数变化的影响。Shibuya 等<sup>[18]</sup>认为 Ishihara 等的试验忽略了中主应力系数的影响, 并指出主应力轴旋转试验中  $p$ 、 $q$  和  $b$  应该保持不变。随后 Symes 等<sup>[4]</sup>、Miura 等<sup>[5]</sup>、Nakata 等<sup>[6]</sup>实现了  $p$ 、 $q$  和  $b$  都保持不变条件下的主应力轴纯旋转试验。试验结果表明单纯的主应力方向变化也会引起砂土塑性变形以及孔压的累积, 同样也会使砂土发生破坏。但这些试验中主应力系数  $b$  都为 0.5。

从主应力轴向剪切试验的结果中可以发现, 中主应力系数对土体的变形和强度特性有显著的影响<sup>[8-14]</sup>, 孔压系数, 峰值强度以及内摩擦角等都受中主应力系数影响, 且中主应力系数对孔压的影响比较复杂。目前主应力轴旋转试验中大、小主应力都只在垂直中主应力的平面内旋转, 所以研究主应力轴旋转下土体变形特性时需要考虑中主应力相对大小的影响。

Yang 等<sup>[3]</sup>研究了不排水条件下主应力轴纯旋转时中主应力系数对砂土孔压和变形开展的影响( $b=0, 0.5, 1$ )。试验结果表明主应力轴纯旋转条件下砂土孔压累积和变形发展受  $b$  值的影响显著, 在经历相同主应力循环旋转次数后中主应力系数越大孔压和变形累积也越大。童朝霞等<sup>[15]</sup>则进行了砂土排水条件下( $b=0.1, 0.5, 1$ )的试验, 发现主应力轴纯旋转下中主应力系数越大砂土的体应变累积也越快。Akagi 等<sup>[16]</sup>对东京原状和重塑黏土的研究认为中主应力系数对主应力轴旋转条件下黏土体应变的影响较小, 但试验中只考虑了  $b=0.5$  和  $b$  值随大主应力方向变化的情况。与砂土相比主应力轴纯旋转条件下中主应力系数对原状黏土孔压和变形特性影响的研究还较少。此外对于主应力轴旋转对土体影响机理的认识还不是很明确。

利用空心圆柱扭剪仪对杭州原状黏土进行不同中主应力系数( $b=0, 0.25, 0.5, 0.75, 1$ )的主应力轴纯旋转试验。主应力轴旋转过程中 3 个主应力的方向都保持不变, 大、小主应力轴在垂直中主应力的平面内连续旋转。对主应力轴纯旋转条件下原状黏土的变

形和孔压特性进行了研究, 分析了主应力轴旋转影响的机理, 并重点研究了中主应力系数的影响。土体宏观变形的本质还是土体微观结构的变化, 本文尝试从微观结构变化的角度对黏土孔压和变形累积的机理进行探讨。

## 1 试验条件与试验方案设计

### 1.1 试验仪器和材料

使用的试验仪器为浙江大学 ZJU-HCA 空心圆柱扭剪仪, 该仪器可以对空心圆柱试样施加独立控制的轴力、扭矩和内、外压力, 通过轴力和扭矩的耦合以及内、外压力的变化可以实现主应力轴连续旋转等复杂试验应力路径<sup>[19]</sup>。其中轴向应力  $\sigma_z$  和扭剪应力  $\tau_{z\theta}$  分别由轴力和扭矩控制, 径向应力  $\sigma_r$  和切向应力  $\sigma_\theta$  的控制则由内、外压力来实现。有关仪器的详细介绍及试样的受力状态, 应力应变参数计算等参见文献[19]。电镜扫描试验使用日立 S-3500N 扫描电镜完成。

试验用土为取自杭州某基坑开挖工地的原状黏土样, 取土面位于地表以下约 4 m 处。土样平均天然含水率  $w=45.0\%$ , 比重  $G_s=2.70$ , 密度  $\rho=1.75 \text{ g/cm}^3$ , 塑限  $w_L=22.6\%$ , 塑性指数  $I_p=23.4$ 。通过专用制样设备将原状黏土试块制备成  $200 \text{ mm} \times 100 \text{ mm} \times 60 \text{ mm}$  (高度 $\times$ 外径 $\times$ 内径)的空心试样。原状土试块的取样及空心试样的制样方法参见文献[19]。空心试样经反压饱(100 kPa)和后孔压系数  $B$  都能达到 0.97 以上, 然后对试样进行固结, 固结完成的条件参考《土工试验规程》当试样每小时排水量稳定小于  $100 \text{ mm}^3$  时即认为排水固结完成。

### 1.2 试验应力路径设计

主要研究主应力轴纯旋转条件下原状黏土变形开展和孔压累积特性及其影响机理, 重点分析中主应力系数的影响。试验方案共包含 5 个试样, 试验参数设置如表 1 所示。试样在相同剪应力条件下进行主应力轴纯旋转的不排水试验, 各试样在主应力轴旋转过程中保持中主应力系数  $b$  为不同定值。

受试验仪器的限制, 不能对试样直接进行不等向固结, 试样先在 150 kPa 有效固结压力下进行等向固结, 等向固结完成后在保持  $p=150 \text{ kPa}$ ,  $\alpha=0^\circ$  和  $b=0$  的条件下缓慢增加剪应力  $q$  到 37.5 kPa (0.1 kPa/min) 此过程中  $\sigma_1$  增加,  $\sigma_2$  和  $\sigma_3$  则同步减小以保证  $p$  和  $b$  不变, 再进行不等向固结。不等向固结完成后进行相应应力路径条件下的试验。试验应力路径如图 1 所示, 旋转起始点  $A$  为不等向固结完成时的应力状态。在  $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2 \sim \tau_{z\theta}$  平面内的设计和实际应力路径(以 RS7505 为例, 其他试样应力路径相同)如图 1 所示为

—圆形 ( $A \rightarrow B \rightarrow C \rightarrow D \rightarrow A$ )。

表 1 试验方案设计

Table 1 Test programs				
试验编号	$p/\text{kPa}$	$q/\text{kPa}$	$b$	$\alpha/(^{\circ})$
RS7500	150	37.5	0	360
RS7525	150	37.5	0.25	360
RS7505	150	37.5	0.5	360
RS7575	150	37.5	0.75	360
RS7510	150	37.5	1	360

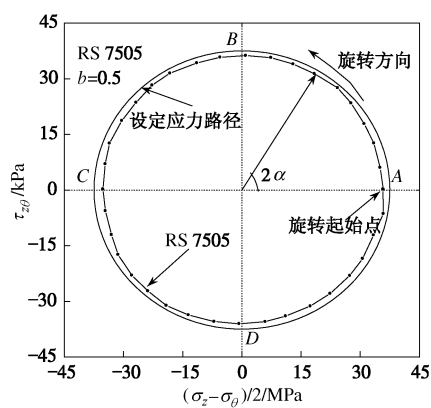


图 1 主应力轴纯旋转应力路径

Fig. 1 Stress path of pure principal stress rotation

试验过程中通过设定独立控制的应力参数  $p$ ,  $q$ ,  $b$  和  $\alpha$  来实现主应力轴纯旋转试验。各参数定义为

$$p = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3 = (\sigma_z + \sigma_r + \sigma_\theta)/3, \quad (1)$$

$$q = (\sigma_1 - \sigma_3)/2 = \sqrt{(\sigma_z - \sigma_\theta)^2/4 + \tau_{\theta z}^2}, \quad (2)$$

$$b = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} = \frac{\frac{2\sigma_r - \sigma_z - \sigma_\theta}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \tau_{\theta z}^2}}{\sqrt{(\sigma_z - \sigma_\theta)^2 + 4\tau_{\theta z}^2}}, \quad (3)$$

$$\alpha = \frac{1}{2} \cdot \tan^{-1}(2\tau_{\theta z}/(\sigma_z - \sigma_\theta)), \quad (4)$$

即通过对空心试样施加独立控制的轴力、扭矩、和内、外压力来实现对应力参数  $p$ ,  $q$ ,  $b$  和  $\alpha$  的控制。不等向固结完成后, 在保持  $p=150\text{ kPa}$ ,  $\alpha=0^{\circ}$  和  $q=37.5\text{ kPa}$  条件下调节中主应力系数  $b$  到相应的目标值(表 1)。当孔压和变形发展稳定后, 设定  $p$ ,  $q$ ,  $b$  的值不变, 只增大  $\alpha$  的值, 即大主应力轴开始连续旋转。此时, 作用于试样上的应力分量需要满足一定的关系:

$$\sigma_z = p - (2bq - q)/3 + q \cos 2\alpha, \quad (5)$$

$$\sigma_r = p + 2(2bq - q)/3, \quad (6)$$

$$\sigma_\theta = p - (2bq - q)/3 - q \cos 2\alpha, \quad (7)$$

$$\tau_{z\theta} = q \sin 2\alpha, \quad (8)$$

式中,  $\sigma_z$ ,  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\theta$ ,  $\tau_{z\theta}$  分别为轴向应力, 径向应力, 切向应力和扭剪应力。设定  $p$ ,  $q$ ,  $b$  和  $\alpha$  后各应力分量的变化规律也就确定了。主应力轴旋转  $180^{\circ}$  为一

个循环周期, 旋转速率  $0.2^{\circ}/\text{min}$ 。参考文献[16]以及对旋转结束后孔压的继续测量, 认为  $0.2^{\circ}/\text{min}$  旋转速率下孔压滞后的影响较小, 此时剪切速率为  $0.17\text{ kPa}/\text{min}$ , 此外在试样的上部和底部同时进行孔压测量, 试样的外表面也贴有滤纸条以减小孔压测量的滞后性。

由式 (1) ~ (8) 又可得到

$$\sigma_1 = p - (2bq - 4q)/3, \quad (9)$$

$$\sigma_2 = p + 2(2bq - q)/3, \quad (10)$$

$$\sigma_3 = p - (2bq + 2q)/3, \quad (11)$$

即主应力轴旋转过程中 3 个主应力的值都保持不变。

以试样 RS7505 为例, 主应力轴纯旋转过程中各应力分量随大主应力方向角的变化如图 2 (a) 所示, 相应的 3 个主应力的变化如图 2 (b) 所示, 其变化都符合式 (5) ~ (11) 的规律, 其他试样的应力分量变化与 RS7505 相似只是大小不同。

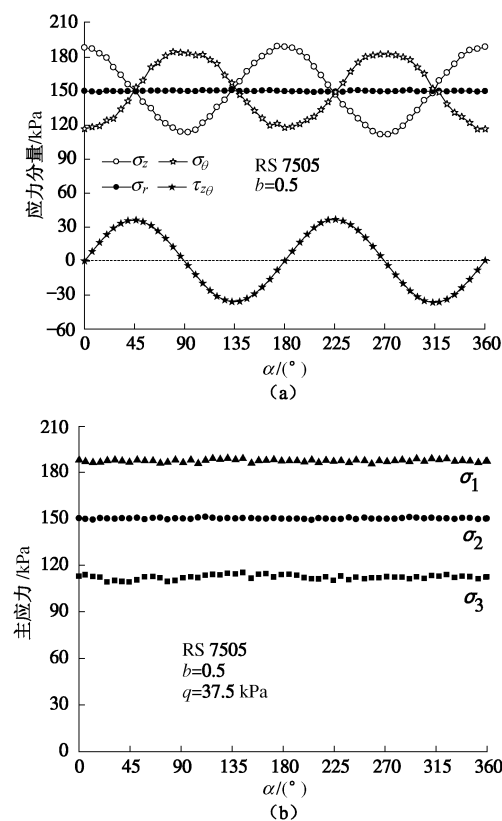


图 2 主应力轴旋转过程中应力分量的变化

Fig. 2 Variation of stress components during rotation

微观结构方面分别对不等向固结完成试样(该试样没有进行主应力轴旋转试验)和经历主应力轴纯旋转的试样(RS7505)切取微观试样进行电镜扫描试验, 对比经历主应力轴旋转前后土体微观结构的变化, 主要从微观结构的角度对主应力轴纯旋转影响机理的分析进行验证。

将试样从 HCA 压力室中取出后, 在试样的中部

用专用切土刀片切取微观试样土条, 长约 1.5 cm, 观察横截面约为 5 mm×5 mm, 本文取试样的竖直面进行微观试验。然后将土条放入-196℃液氮内冷冻后移入冷冻真空干燥仪内在-45℃条件下真空干燥 24 h 左右, 以最大程度保证土体原有微观结构不被破坏。将干燥土样掰断获取扫描断面, 最后将制备好的微观土样放进真空镀膜仪中喷金后移入扫描电镜内进行微观结构试验。制样和试验的详细步骤参见文献[26]。

## 2 试验结果与分析

### 2.1 主应力轴不排水纯旋转引起的应变

主应力轴纯旋转过程中试样各应变分量随主应力轴旋转的变化规律如图 3 所示。

从图 3 可以看到随着主应力轴的旋转, 原状黏土试样各应变分量都有一定的累积, 中主应力系数  $b$  对应变的开展有显著影响。这与 Akagi 等<sup>[16]</sup>认为的中主应力系数对排水条件下黏土变形特性影响不大的结论不同, 而与 Yang 等<sup>[3]</sup>、Nakata 等<sup>[6]</sup>对砂土的不排水试验结果相似。图 3 (a) 为轴向应变  $\varepsilon_z$  随主应力轴旋转的变化规律, 在一个旋转周期 ( $0^\circ \sim 180^\circ$ ) 内  $\varepsilon_z$  先负向增加后又逐渐减小, 旋转周期内试样以轴向拉应变为主, 而每个循环结束时 ( $\alpha=180^\circ, 360^\circ$ ) 试样基本都表现为轴向受压, 但  $b=1$  时试样始终为轴向受拉。主应力轴旋转过程中随着  $b$  值的增加试样轴向受拉更显著。

试样切向应变  $\varepsilon_\theta$  随主应力轴旋转的变化规律如图 3 (b) 所示, 其变化规律正好与轴向应变相反。每个旋转周期内  $\varepsilon_\theta$  先增加后减小, 试样切向主要为受压。每个循环末 ( $\alpha=180^\circ, 360^\circ$ ) 试样切向的变形方向由  $b$  值的大小决定,  $b=0$  和 0.25 时试样切向受压, 而  $b=0.5, 0.75$  和 1 时试样切向受拉, 随着  $b$  值的增加试样切向受拉更显著。

与其他各应变分量不同, 试样径向应变  $\varepsilon_r$  随大主应力方向角的增加基本呈线性增加 (图 3 (c))。  $b$  值的大小对试样径向变形特性也有显著影响,  $b=0$  和 0.25 时试样为径向受拉,  $b=0.75$  和 1 时试样为径向受压 (径向收缩), 而  $b=0.5$  时径向应变很小 ( $<-0.23\%$ ), 试样接近平面应变, 砂土平面应变条件在  $b=0.3$  左右<sup>[11]</sup>。

各应变分量中只有扭剪应变随主应力轴旋转的变化规律受  $b$  值的影响较小, 如图 3 (d) 所示。一个循环周期内扭剪应变先增加, 在  $\alpha=65^\circ$  左右达到峰值, 然后随主应力轴旋转而减小, 在  $\alpha=155^\circ$  左右达到最小值,  $b$  值对峰值扭剪应变有一定影响。旋转结束时大部分的扭剪应变都能恢复, 累积的扭剪应变较小, 且不同  $b$  值条件下试样的累积扭剪应变基本相同, 随

着循环次数的增加累积扭剪应变也有增加, 第一个循环累积的扭剪应变为-0.5%左右, 第二个循环为-1.0%左右。

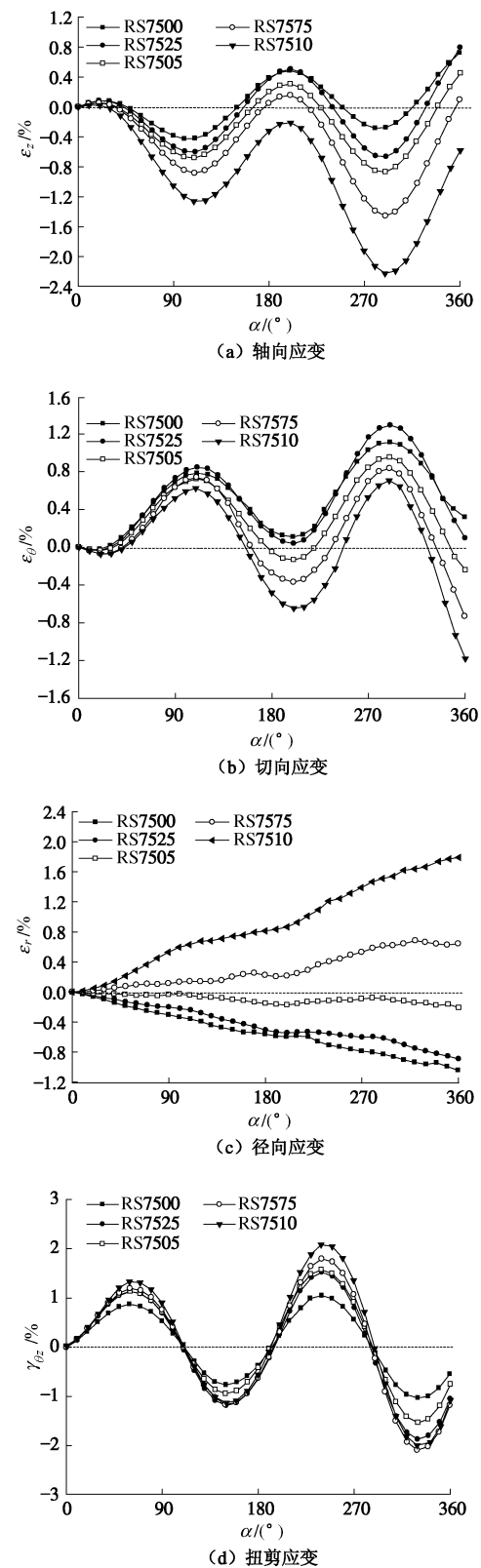


图 3 原状黏土试样各应变分量随  $\alpha$  变化

Fig. 3 Variation of strain components

从图 3 中可以发现随着主应力轴的连续旋转, 即

使  $p$ ,  $q$ ,  $b$  都不变, 原状黏土也会有应变累积, 与相同应力路径和类似应力条件下 ( $q/p$ ) 密砂 ( $D_r=90\%$ ) 的试验结果<sup>[3, 6]</sup>相比, 可以发现不排水条件下经历相同主应力轴旋转后原状黏土的变形累积更显著, 因此其受主应力轴旋转的影响也就更大。

结合图 2 (a) 中各应力分量的变化, 可以对主应力轴纯旋转条件下土体的变形规律进行分析。对比图 2 (a) 和图 3 中应力和应变变化曲线, 可以发现应变曲线的变化规律与相应的应力相似, 但应变峰值的出现要滞后应力峰值  $20^\circ$  左右。这一现象也存在于砂土的试验中<sup>[5]</sup>。太田 - 关口模型<sup>[20]</sup>能模拟主应力轴旋转过程中应变的开展, 但不能考虑应变峰值滞后的现象, 因此他们给出的模型经历主应力轴循环旋转后应变不会累积, 这与试验结果不符。

中主应力系数的大小体现了中主应力对试样径向的约束作用, 所以随着  $b$  值的增加试样径向变形由受拉变为受压,  $b=1$  时径向应力与大主应力相等, 相应的径向应变成为大主应变。所有试样的扭剪应力都相等 (式 (8)), 所以相应的扭剪应变也很接近, 中主应力的相对大小对其影响较小。这表明黏土的变形特性受所施加的应力 (路径) 影响很大。

图 4 为试样剪应力 - 剪应变关系曲线, 定义应力应变曲线的割线模量为土体的剪切刚度  $G$ <sup>[3]</sup>。虽然主应力轴只旋转了两周 ( $360^\circ$ ), 仍可以看到随着主应力轴的旋转原状黏土剪切刚度的减小趋势, 且  $b$  值越大, 刚度减小越快, 这与砂土的试验结果相同<sup>[3]</sup>, 主应力轴不排水旋转作用下黏土也有软化的趋势。

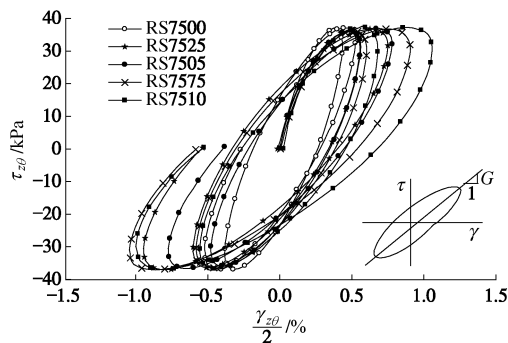


图 4 原状黏土试样剪切刚度随循环次数的变化

Fig. 4 Relationship between shear stress and strain

## 2.2 主应力轴纯旋转引起的孔压

不同中主应力系数下主应力轴纯旋转引起原状黏土孔压的变化如图 5 所示。图中给出了孔压与初始固结压力 (150 kPa) 的比值随主应力轴旋转的变化规律。

从图 5 中可以发现孔压的累积也随主应力轴的旋转而波动, 在每个循环结束时 ( $\alpha=180^\circ$ ,  $360^\circ$ ) 孔压达到该循环内的峰值。在整个旋转过程中, 第一

个循环内孔压增长更显著, 为固结压力 (150 kPa) 的 20%~30% 左右, 且波动性也很小, 几乎随着主应力方向的旋转而单调增加, 孔压增量是第二个循环内的两倍左右。每个循环内孔压的增长主要在后半个旋转阶段内比较显著。对砂土的排水和不排水条件下主应力轴纯旋转试验结果<sup>[3, 6, 15, 22]</sup>也都表明体应变或孔压在首个循环内的累积最为显著。在相同的应力路径条件下原状黏土和砂土的孔压响应规律很相似, 这说明孔压的累积主要受应力路径的控制。

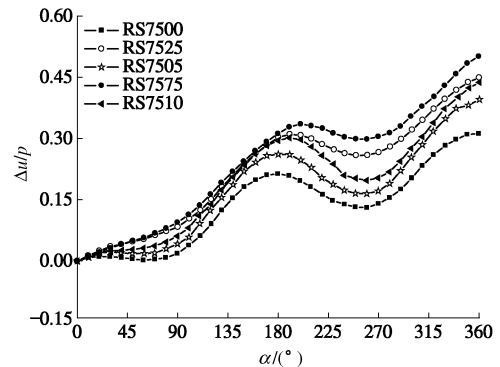


图 5 原状黏土试样孔压随  $\alpha$  的变化

Fig. 5 Variation of pore water pressure with  $\alpha$  of Series II

对比图 5 中的曲线可以发现中主应力系数  $b$  对主应力轴纯旋转条件下原状黏土孔压累积也有显著影响。但峰值孔压并不随  $b$  值的增加而单调变化, 经历相同的主应力轴幅时  $b=0$  的孔压累积最小, 而  $b=0.75$  和  $b=0.25$  的孔压都高于  $b=0, 0.5$  和 1。在主应力轴定向剪切的试验中也发现  $b$  值对孔压的影响也较复杂, 孔压的累积并不随  $b$  值的增加而单调增加<sup>[10-11]</sup>。这也说明孔压累积并不与应变开展一一对应。

## 2.3 主应力轴旋转阶段的非共轴特性

传统塑性理论认为塑性应变增量的方向与当前应力方向一致。但很多试验结果都发现在主应力轴旋转过程中主应变增量的方向与相应的主应力方向并不一致<sup>[22-24]</sup>, 一般将这种不一致性定义为土体的非共轴特性, 这也是土体各向异性特性的一种表现。将主应变增量方向角与主应力方向角之差定义为非共轴角  $\beta$ , 以此描述土体非共轴特性:

$$\beta = \alpha_{de} - \alpha \quad (12)$$

其中  $\alpha_{de}$  为主应变增量方向与竖直方向的夹角:

$$\alpha_{de} = \frac{1}{2} \arctan \left( \frac{d\gamma_{z\theta}}{d\varepsilon_z - d\varepsilon_\theta} \right) \quad (13)$$

式中,  $d\varepsilon_z$ ,  $d\varepsilon_\theta$ ,  $d\gamma_{z\theta}$  分别为轴向、切向和扭剪应变增量。

图 6 中分别给出了试样在第一和第二个循环内非共轴角随主应力轴旋转的变化规律, 采用总应变来分析原状黏土的非共轴性<sup>[22-23]</sup>。从图 6 中可以发现在主

应力轴纯旋转过程中原状黏土也存在显著的非共轴特性, 且非共轴角随着主应力轴的旋转也波动变化。虽然主应力轴旋转条件下应变的开展受  $b$  值的影响较显著, 但不同  $b$  值条件下原状黏土非共轴角的变化基本相同, 第一个循环内非共轴角平均值为  $27^\circ$ ; 第二个循环非共轴角略有增加, 平均值为  $27.5^\circ$ 。这与砂土的试验结果很相似, 砂土在排水条件下不同  $b$  值的非共轴角也基本相同<sup>[15, 22]</sup>。

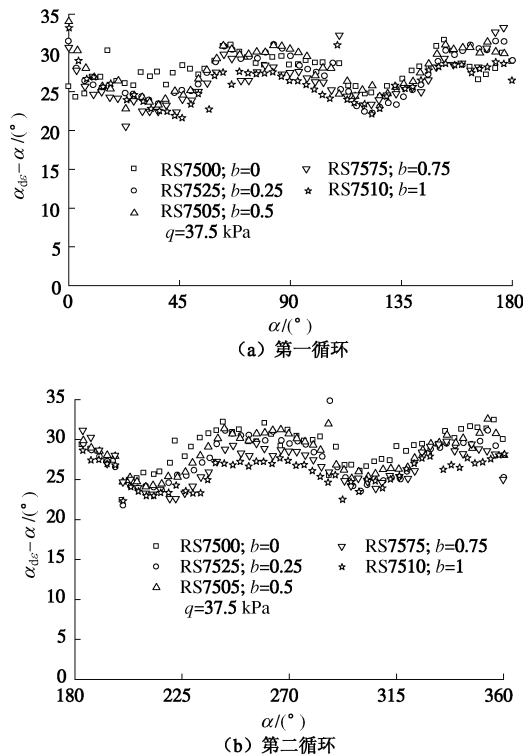


图6 第一组试验非共轴角随  $\alpha$  的变化

Fig. 6 Variation of non-coaxial angle with  $\alpha$

原状黏土非共轴角的变化基本以  $80^\circ$  为一个变化周期,  $0^\circ \sim 45^\circ$  范围(剪应力增加)内非共轴角随着主应力轴旋转而减小, 这与排水条件下砂土的非共轴角变化规律很相似<sup>[15]</sup>; 在  $45^\circ \sim 80^\circ$  范围(剪应力减小)内随着主应力轴旋转非共轴角又开始增加, 而这与砂土的试验结果完全不同, 排水条件下砂土在该阶段( $45^\circ \sim 80^\circ$ )内应变增量与应力增量基本共轴。试验结果也表明主应力轴纯旋转条件下黏土塑性流动的方向受主应力增量方向的控制<sup>[5]</sup>。在主应力轴旋转条件下传统弹塑性理论框架下塑性应变增量与应力张量共轴的假设对原状黏土不再适用。

#### 2.4 主应力轴纯旋转影响的微观机理分析

基于传统的弹塑性理论, 主应力方向的单纯改变不会引起材料的变形累积。但对土体的试验表明主应力方向的单纯改变也会引起土体显著的塑性变形。土体宏观变形的本质还是其微观结构的变化, 即土体组成颗粒及其排列的变化。排水条件下主应力轴纯旋转

试验已经证明了大主应力方向的单纯改变会引起砂土和黏土的体缩变形<sup>[15-16]</sup>。在不排水条件下主应力轴的旋转则会引起孔压的累积, 而由于孔隙水的存在使得土体不能得到进一步的压密作用; 相反由于超孔隙水压力的累积使得有效应力逐渐减小, 从而引起土体的软化。所以即使剪应力大小不变的条件下土体的变形开展也会增加(图3)。

张建明认为砂土的体应变由可逆和不可逆部分组成<sup>[21]</sup>, 在主应力轴旋转剪切过程中有些颗粒被挤压破碎, 大孔隙被填充减少而产生不可逆的变形。与砂土相比黏土颗粒的刚度较小且黏土的塑性更显著, 颗粒的挤密和破碎更容易发生, 对黏土的试验也表明体应变随主应力轴的旋转而逐渐累积, 即体应变均不可恢复<sup>[16]</sup>, 所以主应力轴旋转对黏土变形的影响也更大。

为此本文对黏土试样微观结构的变化进行了观察对以上影响机理的分析进行验证。分别在固结结束时和主应力轴旋转结束时的试样上切取微观试样进行了电镜扫描试验。试样在垂直平面的微观结构图像如图7(a)、7(b)所示。采用南京大学刘春等开发的颗粒孔隙分析软件(PCAS)对SEM图像进行分析处理, 得到的二值化图像如图7(c)、7(d)所示。

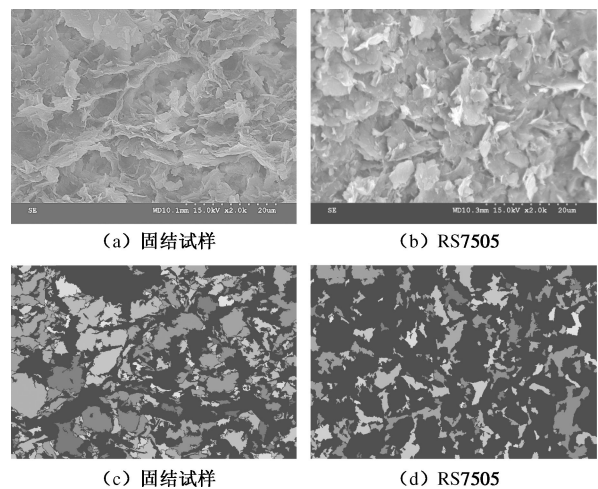


图7 原状黏土 SEM 图像和二值化图像

Fig. 7 SEM of intact clay after isotropic consolidation and pure principal stress rotation

图7(c)和(d)中黑色区域表示土体颗粒, 彩色区域表示颗粒间的孔隙。从图中可以看到原状黏土主要由一些片状和絮状结构的颗粒组成, 在固结压力下土体颗粒趋于水平向排列(垂直大主应力方向), 这与 Hicher 等<sup>[25]</sup>的试验结果相同。经历主应力轴连续旋转剪切之后黏土颗粒变为较大的团粒。从图7(c)中可以发现固结完成时黏土试样仍然存在一些较大的孔隙, 且孔隙的大小分布也不是很均匀。而经历主应力轴循环旋转后, 黏土颗粒变为较大的团粒, 颗粒间的

孔隙和颗粒的分布也变的更为均匀(图 7(d))。

从土体微观结构的变化可以发现,在主应力轴连续旋转剪切扰动下,黏土颗粒会聚集成排列紧密的团粒,颗粒间的大孔隙减少,不排水条件下试样孔隙的体积不会减小,但分布变的更为均匀。由于黏土颗粒的特点使得这种微观结构的改变基本都是不可逆的,这在宏观上表现为土体塑性应变的累积。在某一剪应力水平条件下最容易破碎的土体颗粒及大孔隙在经历主应力轴旋转剪切后基本都会破碎,而之后这种微观结构的变化也将趋于减小。这在宏观变形的表现即为在第一个旋转周期内孔压(图 5)或体应变的累积<sup>[5, 22]</sup>最显著。微观结构的变化规律很好地证明了以上的分析。即主应力轴连续旋转剪切下黏土的变形机理可以归结为主应力轴旋转剪切对土体微观结构的破坏和扰动。

### 3 结 论

利用空心圆柱扭剪仪对杭州原状黏土开展了一组主应力轴纯旋转试验,对主应力轴纯旋转条件下原状黏土应变和孔压的特性进行了研究,并重点分析了中主应力系数的影响,以及原状软黏土的非共轴特性,并从微观结构角度对主应力轴纯旋转的影响机理进行了分析,得到如下结论:

(1)  $p$ ,  $q$ ,  $b$  都保持不变条件下,原状黏土的应变和孔压都会随着大主应力方向的旋转而累积。

(2)  $b$  值对孔压和应变的开展都有显著的影响, $b$  值对孔压的影响更为复杂, $b=0$  时孔压累积最慢,而  $b=0.75$  时孔压发展最快。

(3) 随着主应力轴的循环旋转,不排水时原状黏土的刚度会逐渐降低, $b$  值越大刚度下降越显著。

(4) 主应力轴纯旋转过程中原状软黏土也存在显著的非共轴特性,非共轴角的变化规律与砂土有较大的不同,而  $b$  值对非共轴特性的影响不显著。

(5) 基于扫描电镜试验结果的分析认为主应力轴纯旋转的影响机理为大主应力方向的变化对土体微观结构的破坏和扰动。

### 参考文献:

- [1] ISHIHARA K, TOWHATA I. Sand response in cyclic rotation of principal stress directions as induced by wave loads[J]. Soils and Foundations, 1983, **24**(3): 11 - 126.
- [2] GRABE P, CLAYTON C. Effects of principal stress rotation on permanent deformation in rail track foundations[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2009, **135**(4): 555 - 565.
- [3] YANG Z X, LI X S, YANG J. Undrained anisotropy and rotational shear in granular soil[J]. Géotechnique, 2007, **57**(4): 378 - 384.
- [4] SYMES M J, GENS A, HIGHT D W. Undrained anisotropy and principal stress rotation in saturated sand[J]. Géotechnique, 1984, **34**(1): 11 - 27.
- [5] MIURA K, MIURA S, TOKI S. Deformation behavior of anisotropic dense sand under principal stress axes rotation[J]. Soils and Foundations, 1986, **26**(1): 36 - 52.
- [6] NAKATA Y, HYODO M, MURATA H, et al. Flow deformation of sands subjected to principal stress rotation[J]. Soils and Foundations, 1998, **38**(2): 115 - 128.
- [7] LIN H, PENUMADU D. Experimental investigation on principal stress rotation in Kaolin clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2005, **131**(5): 633 - 642.
- [8] LAM W K, TATSUOKA F. Effects of initial anisotropic fabric and  $\sigma_2$  on strength and deformation characteristics of sand[J]. Soils and Foundations, 1988, **28**(1): 89 - 106.
- [9] YOSHIMINE M, ISHIHARA K, VARGAS W. Effects of principal stress direction and intermediate principal stress on undrained shear behavior of sand[J]. Soils and Foundations, 1998, **38**(3): 179 - 188.
- [10] KUMRUZZAMAN M, YIN J H. Influences of principal stress direction and intermediate principal stress on the stress-strain-strength behaviour of completely decomposed granite[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2010, **47**(2): 164 - 179.
- [11] SAYAO A, VAID Y P. Effect of intermediate principal stress on the deformation response of sand[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1996, **33**(2): 164 - 179.
- [12] 苏佳兴, 蒋明镜, 李立青, 等. 偏应力比及中主应力系数对应力主轴偏转条件下干砂变形特性的影响[J]. 岩土工程学报, 2011, **33**(增刊 1): 448 - 453. (SU Jia-xing, JIANG Ming-jing, LI Li-qing, et al. Effects of deviatoric stress ratio and intermediate stress parameter on deformation behaviors of dry sands under principal stress rotation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, **33**(S1): 448 - 453. (in Chinese))
- [13] LADE P V, KIRKGARD M M. Effect of stress rotation and changes of  $b$ -values on cross-anisotropic behavior of natural, K0-consolidated soft clay[J]. Soils and Foundations, 2000, **40**(6): 93 - 105.
- [14] 许成顺, 栾茂田, 何 扬, 等. 中主应力对饱和松砂不排

- 水单调剪切特性的影响[J]. 岩土力学, 2006, **27**(5): 689 - 694. (XU Cheng-shun, LUAN Mao-tiao, HE Yang. Effect of intermediate principal stress on undrained behavior of saturated loose sands under monotonic shearing[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, **27**(5): 689 - 694. (in Chinese))
- [15] 童朝霞, 张建民, 于艺林, 等. 中主应力系数对应力主轴循环旋转条件下砂土变形特性的影响[J]. 岩土工程学报, 2009, **31**(6): 946 - 952. (TONG Zhao-xia, ZHANG Jian-min, YU Yi-lin, et al. Effects of intermediate principal stress parameter on deformation behavior of sands under cyclic rotation of principal stress axes[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, **31**(6): 946 - 952. (in Chinese))
- [16] AKAGI H, SAITOH J. Dilatancy characteristics of clayey soil under principal axes rotation[C]// Proceedings of the International Symposium on Prefailure Deformation Characteristics of Geomaterial. Sapporo: Balkema A A. 1994: 311 - 314.
- [17] 姚兆明, 黄茂松, 曹杰. 主应力轴循环旋转下饱和软黏土的累积变形[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(6): 1005 - 1012. (YAO Zhao-ming, HUANG Mao-song, CAO Jie. Cumulative deformation of saturated soft clay subjected to cyclic rotation of principal stress axis[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(6): 1005 - 1012. (in Chinese))
- [18] SHIBUYA S, HIGHT D W, SYMES M J. Discussion on the paper by Ishihara and Towhata (1983)[J]. Soils and Foundations, 1984, **25**(3): 107 - 110.
- [19] 沈扬. 考虑主应力方向变化的原状软黏土试验研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2007. (SHEN Yang. Experimental study on effect of variation of principal stress orientation on undisturbed soft clay[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2007. (in Chinese)).
- [20] OHTA H, SEKIGUCHI H. Constitutive equations considering anisotropy and stress reorientation in clay[C]// 3rd International Conference on Numerical Methods in Geomechanics. Aachen, 1979: 475 - 484
- [21] 张建民. 砂土的可逆性和不可逆性剪胀规律[J]. 岩土工程学报, 2000, **22**(1): 12 - 17. (ZHANG Jian-min. Reversible and irreversible dilatancy of sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2000, **22**(1): 12 - 17. (in Chinese))
- [22] TONG Z X, ZHANG J M, YU Y L, et al. Drained deformation behavior of anisotropic sands during cyclic rotation of principal stress axes[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, **136**(6): 1509 - 1518.
- [23] 蔡燕燕, 俞缙, 余海岁, 等. 加载路径对粗粒土非共轴性影响的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(6): 1117 - 1122. (CAI Yan-yan, YU Jin, YU Hai-sui, et al. Experimental study on effect of loading path on non-coaxiality of granular materials[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(6): 1117 - 1122. (in Chinese))
- [24] CAI Y Y, YU H S, WANATOWSKI D, et al. Noncoaxial behavior of sand under various stress paths[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2013, **139**(8): 1509 - 1518.
- [25] HICHER P Y, WAHYUDI H, TESSIER D. Microstructural analysis of inherent and induced anisotropy in clay[J]. Mechanics of Cohesive-frictional Materials, 2000, **5**(5): 341 - 371.
- [26] 曹洋, 周建, 严佳佳. 考虑循环应力比和频率影响的动荷载下软土微观结构研究[J]. 岩土力学, 待刊. (CAO Yang, ZHOU Jian, YAN Jia-jia. Microstructural study on soft clay under dynamic loading with the effect of cyclic stress ratio and frequency[J]. Rock and Soil Mechanics, in press. (in Chinese))