

DOI: 10.11779/CJGE201608004

纯主应力轴旋转下饱和软黏土的循环弱化及非共轴性

钱建固^{1,2}, 杜子博^{1,2}

(1. 同济大学地下建筑与工程系, 上海 200092; 2. 同济大学岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092)

摘要: 采用空心圆柱扭剪仪对原状饱和软黏土进行了纯主应力轴旋转应力路径的循环不排水试验, 加载过程中维持平均应力、广义剪应力和中主应力系数不变。观测了孔隙水压力和各应变分量在循环加载过程中的变化特性, 着重探讨了中主应力系数及广义剪应力对变形刚度以及非共轴特性的影响规律。主应力偏转的循环剪切路径下, 存在扭转剪切和轴向剪切两种不同的循环应力应变响应。试验结果表明: 循环加载路径下饱和软黏土的孔压及应变产生累积效应, 应力应变刚度呈现各向异性弱(强)化效应, 而应变增量呈现显著的非共轴性; 中主应力系数 b 影响特性表现为, b 值越大则刚度弱化越显著。试验观察还发现, 剪应力水平较低时循环变形刚度表现为强化, 非共轴角趋于增大; 反之, 剪应力水平较高时, 伴随着循环弱化, 非共轴角趋于减小。

关键词: 主应力轴旋转; 循环弱化; 非共轴; 各向异性; 饱和黏土

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2016)08-1381-10

作者简介: 钱建固(1972-), 男, 教授, 博士生导师, 从事软土力学与本构理论研究。E-mail: qianjiangu@tongji.edu.cn。

Cyclic degradation and non-coaxiality of saturated soft clay subjected to pure rotation of principal stress axis

QIAN Jian-gu^{1,2}, DU Zi-bo^{1,2}

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: A series of cyclic undrained tests on saturated soft clay subjected to pure rotation of the principal stress axis are conducted using the hollow cylinder apparatus (HCA). The magnitudes of the mean principal stress and the generalized shear stress as well as those of the intermediate principal stress parameter are kept constant during cyclic loading. The development rules of pore water pressure and strain components during loading are studied. Specifically, the effects of the intermediate principal stress parameter and the generalized shear stress level on the stiffness of stress-strain as well as non-coaxiality are addressed. During the cyclic rotation of the principal stress axis, two distinct cyclic shear responses, i.e., torsional shear stress-strain and shear stress-strain responses, are activated. The experimental observations show that along the cyclic loading path, the pore pressure and the strain accumulated. Meanwhile, the shear stiffness over stress-strain loops exhibits an anisotropic cyclic degradation, and the strain rate is manifested as non-coaxiality. As for the effect of intermediate principal stress parameter b , the stiffness decreases with the increasing value of b . It is also found that the non-coaxial angle increases with growing stiffness at a low shear stress level. Inversely, the stiffness reduction and non-coaxial angle increase are observed at a high shear stress level.

Key words: principal stress axis rotation; cyclic degradation; non-coaxiality; anisotropy; saturated clay

0 引言

在岩土工程建设与运营中, 地震、交通及波浪荷载作用会诱发地基中土单元主应力方向连续循环旋转^[1]。主应力轴旋转的非比例加载使土体变形行为极其复杂, 表现出与比例加载路径(双轴、三轴、真三轴等)明显不同的变形特性, 如非共轴性^[2]等。既有的试验观察^[3-11]表明, 单纯主应力轴循环旋转会导致土体产生累积塑性变形, 排水条件下产生累积塑性压缩体变,

不排水条件下产生累积孔压, 往复循环下最终可导致砂土液化破坏。然而, 在现有的本构理论框架中, 绝大多数模型都隐含了共轴性(应变率与应力的主方向一致性)的假设, 无法模拟纯主应力循环诱发的塑性变形。另一方面, 相比较主应力方向固定的循环动载(如循环三轴加载), 主应力方向循环偏转加载(如循

基金项目: 国家自然科学基金项目(41272291, 51238009, 51578413)

收稿日期: 2015-07-24

环扭剪)将诱发更为显著的变形刚度弱化^[12]。就土的应力-应变关系而言,面向主应力方向循环旋转下的土体本构理论工作鲜有报道,主要原因应归结于目前对这一复杂路径下土体变形的非共轴性及循环弱(强)化机理仍缺乏较为理性的认识,尤其是针对饱和和软黏土。必须指出的是,探讨这一复杂应力路径下的变形机理仍需要从土体单元试验着手。

在砂土方面, Ishihara 等^[3]首先采用扭剪仪首次开展了饱和砂土的主应力轴旋转试验发现,在剪应力幅值不变的不排水试验中,主应力轴旋转会产生累积孔压最终导致砂土液化破坏。但这一早期的循环扭剪试验施加的内外压相等,即耦合了中主应力系数和平均总应力对累计变形的影响^[14],为此, Symes 等^[4]、Nakata 等^[8]随后实现了砂土主应力轴纯旋转试验,也得到相似的观察结果。Miura 等^[6]在开展砂土排水试验研究时发现,主应力轴单纯旋转会产生较大体应变,而偏应变响应表现出显著的非共轴性。Yang 等^[13]进一步试验研究了砂土在主应力轴循环旋转加载下密实度、中主应力系数和广义剪应力对砂土不排水行为的影响规律,试验发现,砂土密实度越大,广义剪应力越小,中主应力系数越小,则累计变形(孔压)及刚度弱化效应越小,这与 Tong 等^[15]开展的砂土排水条件下主应力轴循环旋转试验试验结果相一致。近期, Cai 等^[16]较为详细地研究了砂土不排水条件下主应力轴旋转诱发的非共轴性行为,试验观察表明,非共轴角随剪应力增大而减小,砂土类型和砂土密实度在低剪应力水平下对非共轴角有显著影响,而在高剪应力水平下影响不显著,砂土各向异性在高剪应力水平下对非共轴角有显著影响。

相比较饱和砂土,目前国内外开展饱和黏土的非比例加载试验工作较少。Akagi 等^[17-18]对东京原状和重塑软黏土进行了主应力轴旋转下的排水试验,发现主应力轴纯旋转导致黏土产生塑性体应变,原状黏土的塑性体应变增量大于重塑黏土。沈扬等^[19]进行了杭州原状软黏土在不排水条件下主应力轴旋转对应力应变性状试验研究,研究发现主应力轴旋转会影响加载阶段试样主应力、主应变增量方向所表现出的非共轴性,并且此影响随旋转时剪应力水平的提高而趋于显著。严佳佳等^[20-21]、Zhou 等^[22]、杨彦豪等^[23]对杭州原状软黏土进行了不同中主应力系数下考虑主应力轴旋转的不排水试验研究,结果表明,中主应力系数对孔压和应变开展有显著影响,随主应力轴旋转,原状黏土刚度随中主应力系数增加下降显著,饱和黏土这一非共轴性与砂土有较大的差异性。

应该说,目前试验研究对砂土变形行为特性已有

了较为深入的认识,而对黏土在主应力轴旋转下的变形特性以及影响机理的了解尚不够全面深入。实际上,由于饱和和软黏土的准静力非比例加载试验技术难度大且相当费时,既有的试验往往局限于单调加载或一两次往复循环,使得对纯主应力循环旋转加载下变形规律了解并不全面,更缺乏对非共轴行为的机理性认识。本文利用空心圆柱扭剪仪进行了不同中主应力系数和广义剪应力下的主应力轴循环旋转试验,侧重于对这一循环非比例加载的两种剪切应力-应变响应进行观察,揭示剪切刚度弱化(强化)的各向异性以及非共轴变形的演化规律,为构建复杂非比例循环加载的本构理论框架提供直接的试验依据。

1 试验设备与方案

1.1 空心圆柱扭剪仪

本文使用的试验仪器为同济大学 TJ-5Hz 空心圆柱扭剪仪,该仪器在加载过程中能够分别对试样施加独立控制的内压、外压、轴力及扭矩,从而完成对主应力方向和幅值变化的复杂应力路径加载。其中内压、外压及反压通过 3 组独立的液压控制设备进行施加并通过液压传感器测量相应的压力。对于轴力和扭矩的控制采用的是机电伺服控制系统,通过独立的压力传感器测量相应的轴力和扭矩。孔隙水压通过孔隙压力计测量,从而可计算出相应的有效应力。轴向位移和扭转位移通过两个 LVDT 传感器测量,试样的体积改变通过内压、外压及反压体变传感器测量,从而可计算试样的平均径向、切向应变。

TJ-5Hz 空心圆柱扭剪仪典型的试样尺寸为外径 100 mm,内径 60 mm,高度 200 mm。

1.2 试验土样制备

试验用土取自上海某深基坑开挖工地,取土面位于地表以下约 18~20 m 处,该软黏土层厚度约为 15~18 m,室内试验量测的土层物理指标: $w=38.4\%$, $I_p=18.2$, $I_L=0.99$, $G_s=2.75$, $e_0=1.060$ 。经一维压缩试验测试其先期固结压力 $p_c=148.6$ kPa。试样制备时,将原状土样放置于制样台上,用细钢丝锯沿定位柱从上而下切削土柱形成外壁,环向固定土样后,用土样切割器自试样底部中心点自下而上螺旋切削土柱形成内壁,处理光滑后得到空心薄壁圆柱土样。

1.3 试验参数及计算

试验加载中土单元上的轴力 W 、扭矩 T 、内压 P_i 和外压 P_o 及相应的轴向应力 σ_z 、径向应力 σ_r 、环向应力 σ_θ 和剪切应力 $\tau_{z\theta}$,见图 1。根据 Hight 等^[24]、Miura 等^[6]研究,应力应变参数可以根据薄壁假设计算如表 1 所示。

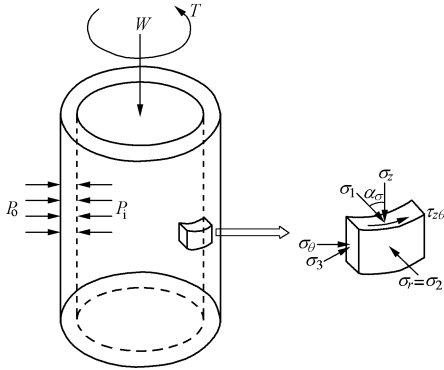


图 1 空心圆柱扭剪仪土单元应力状态

Fig. 1 Stress state of soil element in hollow cylinder apparatus

表 1 试验参数计算

Table 1 Calculation of test parameters

参数	计算公式
轴向应力	$\sigma_z = \frac{W}{\pi(r_o^2 - r_i^2)} + \frac{P_o r_o^2 - P_i r_i^2}{r_o^2 - r_i^2}$
径向应力	$\sigma_r = (P_o r_o + P_i r_i)/(r_o + r_i)$
环向应力	$\sigma_\theta = (P_o r_o - P_i r_i)/(r_o - r_i)$
剪切应力	$\tau_{z\theta} = \frac{3T}{2\pi(r_o^3 - r_i^3)}$
球应力	$p' = \frac{\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3}{3} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} - u$
广义剪应力	$q = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}$
轴向应变	$\varepsilon_z = z/H$
径向应变	$\varepsilon_r = -(u_o - u_i)/(r_o - r)$
环向应变	$\varepsilon_\theta = -(u_o + u_i)/(r_o + r_i)$
剪切应变	$\gamma_{z\theta} = \frac{2\theta(r_o^3 - r_i^3)}{3H(r_o^2 - r_i^2)}$
中主应力系数	$b = (\sigma'_2 - \sigma'_3)/(\sigma'_1 - \sigma')$
方向角	$\alpha_\sigma = \frac{1}{2} \arctan\left(\frac{2\tau_{z\theta}}{\sigma_z - \sigma_\theta}\right)$

1.4 试验方案

空心圆柱试样经 50 kPa 反压饱和后, 孔压系数 B 均能达到 0.97 以上, 然后试样首先在 p' 有效固结压力下等进行向固结, 等向固结完成后增加剪应力 q 至固定值进行不等向固结, 然后开始进行主应力轴循环旋转试验。主应力轴循环旋转过程中保持中主应力系数 b , 广义剪应力 q 以及总主应力 σ_1, σ_2 和 σ_3 大小不变, 只变化主应力轴的方向, 在 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2 - \tau_{z\theta}$ 偏平面上试验应力路径见图 2。试验中控制旋转速率为 $0.2^\circ/\text{min}^{[17]}$ 以保证孔压滞后影响小, 对应的剪切应变 ($\dot{\gamma}_{z\theta}$) 速率为 $0.04\%/ \text{min}$ 。试验方案包含 6 组试样, 根据广义剪应力 ($q=30 \text{ kPa}$ 和 $q=60 \text{ kPa}$) 与中主应力系数不同, 试验方案分为两个系列, 见表 2, 所有试样的有效固结压力均为 $p'=150 \text{ kPa}$ (略大于先期固结压力以确保软黏土处于正常固结状态)。

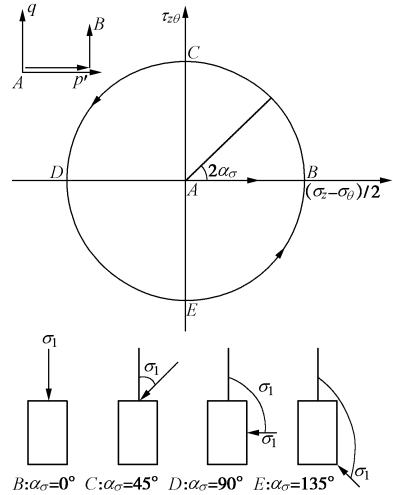


图 2 偏平面上应力路径

Fig. 2 Stress paths in deviatoric stress space

表 2 试验方案

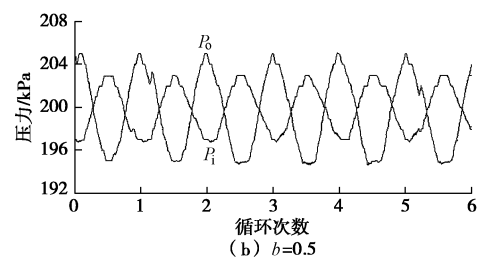
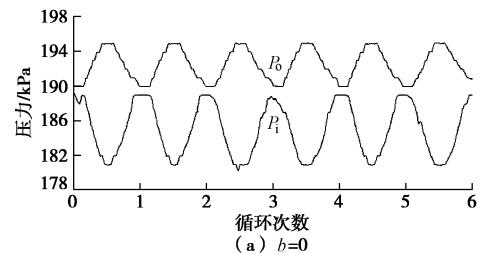
Table 2 Test programs

试验编号	p'/kPa	q/kPa	b
系列 I			
RCU-1	150	30	0
RSU-1	150	30	0.5
REU-1	150	30	1.0
系列 II			
RCU-2	150	60	0
RSU-2	150	60	0.5
REU-2	150	60	1.0

2 试验结果与分析

2.1 试验荷载和应力变化

试验中系列 I 内外压与循环次数的关系见图 3, 轴向压力、扭矩与循环次数的关系见图 4, 由图 4 可知, 不同中主应力系数下内外压变化不同, 而轴向压力与扭矩变化规律相似。独立控制这 4 个荷载可得总应力大小保持不变, 见图 5, 试验中偏平面上应力路径如图 6 所示, 与图 2 预设路径一致。



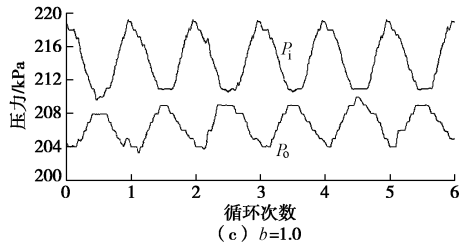


图3 系列 I 内压与外压变化

Fig. 3 Variation of outer and inner cell pressures for series I

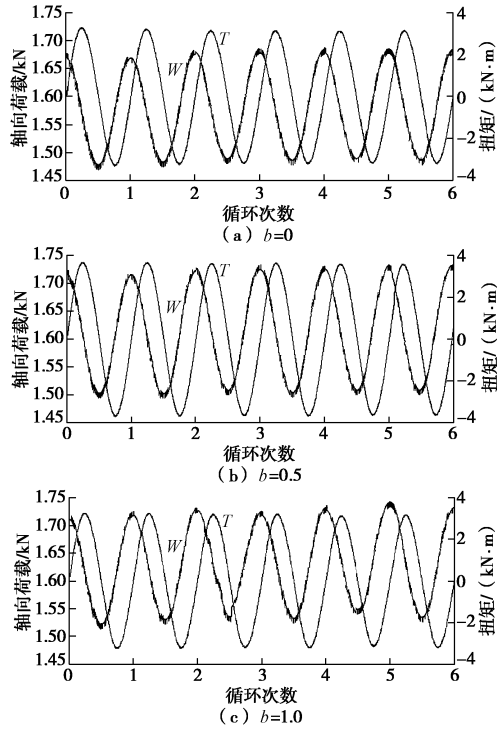


图4 系列 I 轴向压力与扭矩变化

Fig. 4 Variation of vertical load and torque for series I

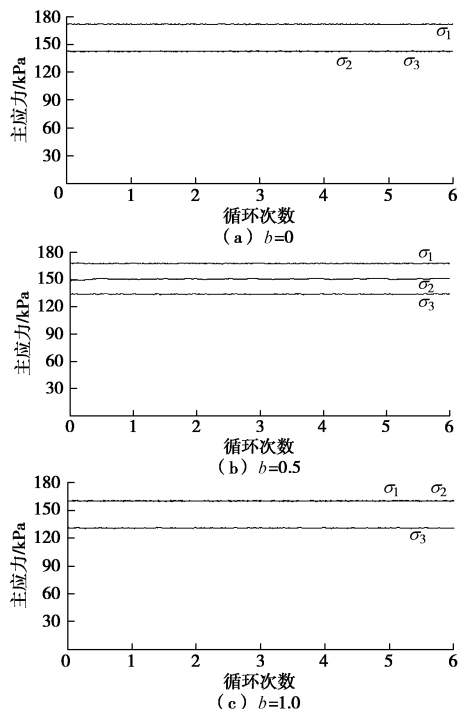


图5 系列 I 主应力大小

Fig. 5 Magnitudes of principal stresses for series I

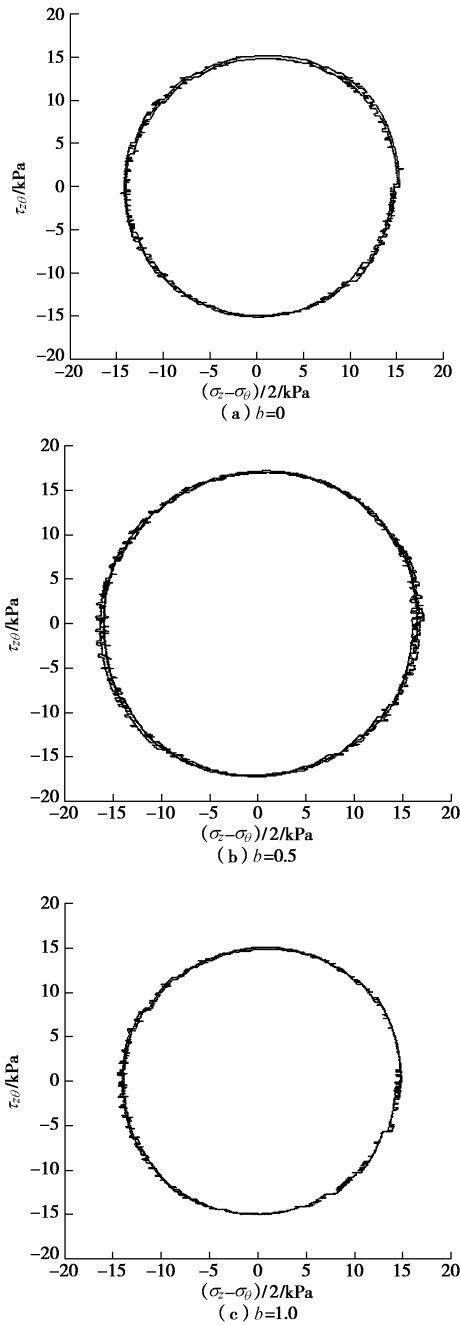


图6 系列 I 偏平面上应力路径

Fig. 6 Stress trajectory in deviatoric stress space for series I

2.2 孔压累积规律

不同中主应力系数和广义剪应力下主应力轴循环旋转引起的孔压变化见图 7, 由图可知, 虽然每个循环广义剪应力 q 保持不变, 但随主应力轴旋转, 孔压仍呈波动形式逐渐累积。对比图 7 中曲线可知, 广义剪应力一定条件下, $b=0$ 的孔压累积小于 $b=0.5$ 和 $b=1$, 这说明中主应力系数大小对主应力轴旋转下孔压累积有显著影响, 这是因为 $b=0$ 时大主应力方向与沉积方向 (即材料主方向) 一致, 则剪缩性小; 随着 b 值增大, 剪缩性越大, 则累计孔压越快。类似的, 相同中主应力系数下, 广义剪应力越大, 剪缩性越大, 则孔压累积越快, 这与砂土特性^[13]一致。

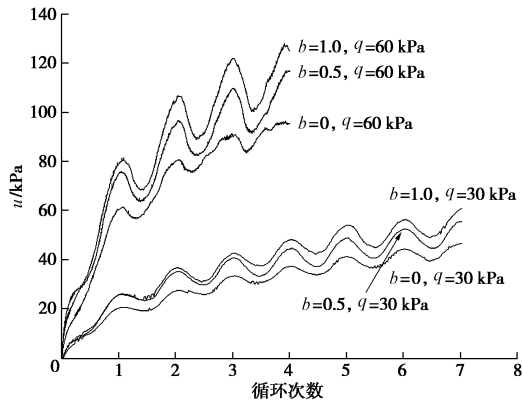
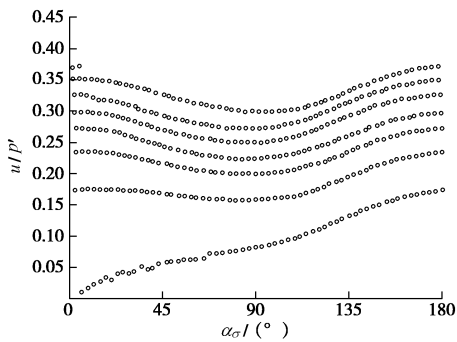


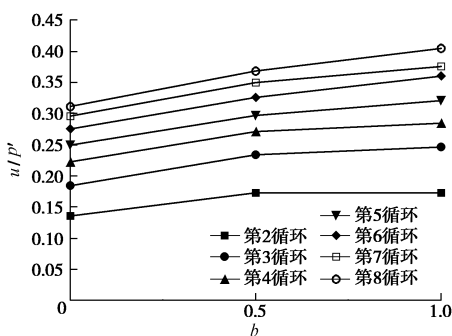
图 7 主应力轴旋转中孔隙水压力积累

Fig. 7 Pore water pressures generated in principal stress rotation

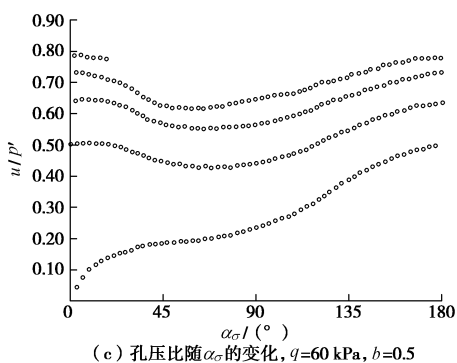
将孔压与初始有效应力的比值定义为孔压比, 每个循环内和不同中主应力系数下每个循环起始的孔压比变化规律见图 8。由图 8 (a)、(c) 可知, 第一个循环孔压逐渐增大, 而其余循环内孔压均先减小后增大, 但每个循环均有累积, 在循环的初级阶段, 孔压累积较快, 随循环数增加, 孔压累积变慢, 比如 $q=30$ kPa, $b=0.5$ 时, 第 1 循环孔压比累积为 0.174, 第 7 循环孔



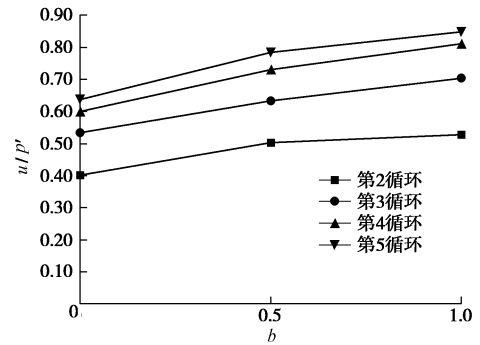
(a) 孔压比随 α_σ 的变化, $q=30$ kPa, $b=0.5$



(b) 不同循环起始孔压比随 b 的变化, $q=30$ kPa



(c) 孔压比随 α_σ 的变化, $q=60$ kPa, $b=0.5$



(d) 不同循环起始孔压比随 b 的变化, $q=60$ kPa

图 8 孔隙水压力变化规律

Fig. 8 Variation of pore water pressure ratio

压比累积为 0.019。对比图 8 (a)、(c) 可知, 广义剪应力越大, 每个循环内孔压比波动越大, 比如 $b=0.5$ 条件下第 3 循环内, $q=60$ kPa 时孔压比波动为 0.181, $q=30$ kPa 时孔压比波动为 0.073。图 8 (b)、(d) 进一步说明中主应力系数和广义剪应力对孔压比有着重要的影响。

由图 8 (a)、(c) 还可知, 除第 1 循环其余循环内 α_σ 在 $[0^\circ, 90^\circ]$ 孔压减小, 在 $[90^\circ, 180^\circ]$ 孔压增大, 在 45° 与 135° 附近孔压变化最大, 这些分段性变化规律与砂土特性相一致^[3, 13], 本质上是由土的各向异性所致。饱和软黏土不排水各向异性强度见图 9, 图 9 中 α_σ 表示不同主应力方向与沉积面的夹角, 由沿不同方向加载的强度不同可知, 原状软黏土存在各向异性。 α_σ 在 45° 强度最低, 即抵抗孔压累积能力最小, 因此, 孔压在此附近变化最大, 这是饱和软黏土天然各向异性的体现。而应力诱发各向异性导致土在剪切 ($\tau_{\theta\theta}$) 方向与偏应力 ($(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$) 方向抵抗孔压累积能力也不同 (刚度不同见 2.4), 结合 Ishihara 等^[3]对循环三轴和循环扭剪试验的研究结果可知, 孔压累积主要由偏应力 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 控制, 随 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 在 $[0^\circ, 90^\circ]$ 减小孔压而减小, 在 $[90^\circ, 180^\circ]$ 增大而孔压增加, 这是应力诱发各向异性的体现。

2.3 应变分量与应变路径变化规律

应变分量与主应力轴旋转循环次数的关系见图

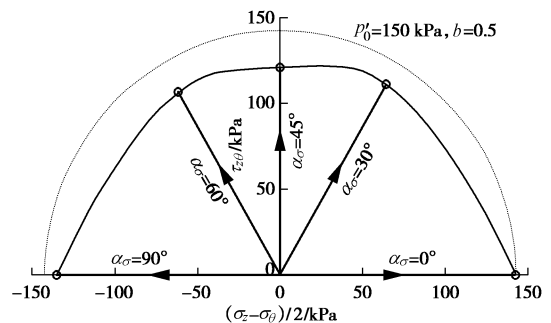


图 9 饱和软黏土空心圆柱不排水剪切强度的变化

Fig. 9 Variation of undrained strength of saturated soft clay in

HCA

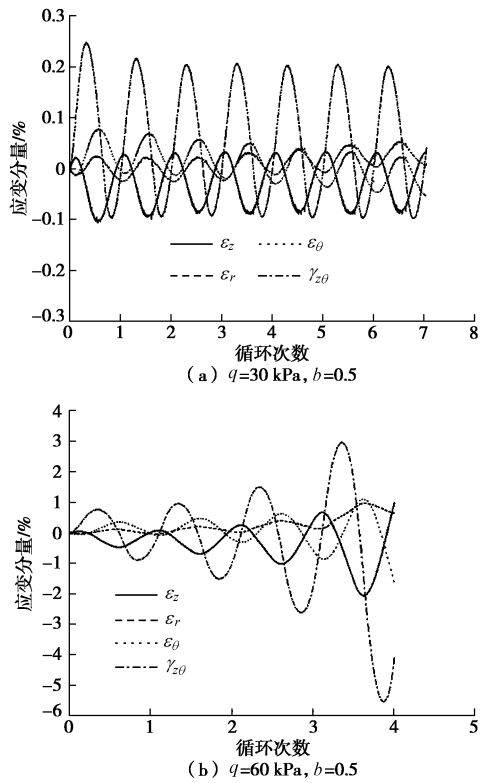


图 10 应变分量变化规律

Fig. 10 Variation of strain components

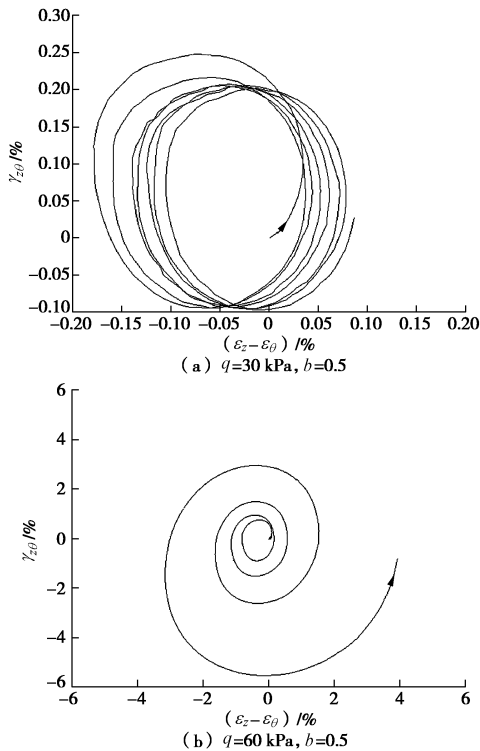


图 11 偏平面上应变路径变化规律

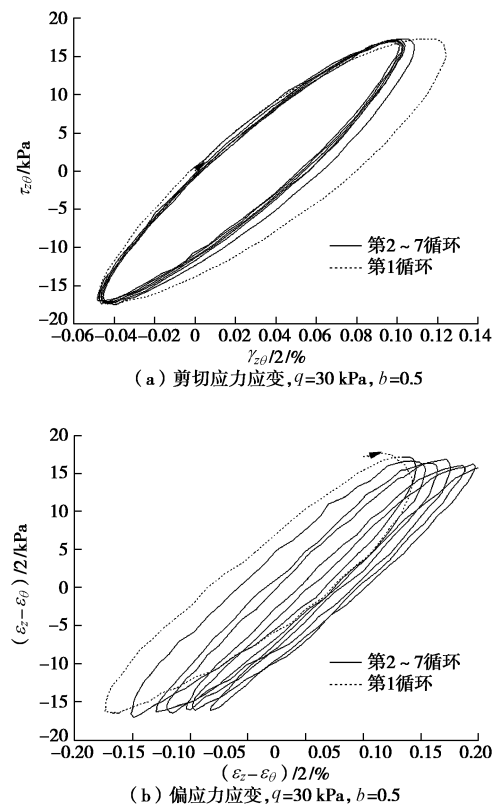
Fig. 11 Variation of strain paths in deviatoric strain space

10, 偏平面 $\gamma_{z\theta} - (\varepsilon_z - \varepsilon_\theta)$ 上的应变路径见图 11。由图 10 可知, $q=30 \text{ kPa}$, $b=0.5$ 时, 除径向应变 ε_r 外, 各应变分量随着主应力轴旋转逐渐稳定, $b=0$ 和 $b=1$ 时有相似的结果。而 $q=60 \text{ kPa}$, $b=0.5$ 时, 随着主应力轴旋转各应变分量均逐渐增大。由图 11 可知, $q=30$

kPa , $b=0.5$ 时, 偏平面上应变路径大小逐渐不变, 位置逐渐向一侧运动, 表明偏应变发展在大小维持稳定, 而 $q=60 \text{ kPa}$, $b=0.5$ 时, 随主应力轴旋转, 应变路径呈螺旋线向破坏发展, 对于 $b=0$ 和 $b=1$ 时结果相似。结合孔压累积规律可知, $q=30 \text{ kPa}$ 时, 孔压和变形表现为循环安定性 (即累计变形趋于稳定), 而 $q=60 \text{ kPa}$ 时, 孔压和变形则呈循环渐进式增大模式并趋于破坏。

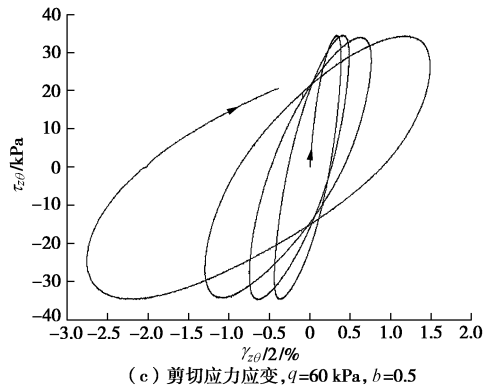
2.4 应力应变与刚度变化规律

图 12 为系列 I 和 II 的应力应变关系变化规律。由图 12 (a)、(b) 可知, $q=30 \text{ kPa}$, $b=0.5$ 时, 随主应力轴旋转, 剪切应力应变与偏应力应变表现出明显的滞回特性, 剪切应力 - 应变曲线初始表现为循环强化并趋于稳定, 即滞回曲线平均剪切刚度趋于常数, 滞回曲线最终趋于闭合呈现为黏弹性; 该广义剪应力水平下正偏应力 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ - 应变曲线向右移动, 呈现所谓的循环蠕变特性^[12], 与此同时平均剪切刚度表现为强化直至稳定。另一方面, 如图 12 (c)、(d), $q=60 \text{ kPa}$, $b=0.5$ 时, 主应力轴旋转导致剪切应力应变和正偏应力应变响应产生显著的循环弱化并伴随着累计塑性的发展, 滞回圈呈开放型性发展直至大变形破坏。必须指出的是, 既有报道的试验成果中, 无论是砂土还是黏土, 普遍观察到的是循环弱化现象。显然, 本试验研究表明, 对于饱和黏土, 理论上应存在某一门槛动应力水平, 动应力水平小于这一门槛值循环行为将呈现循环强化。如何模拟这种小应变的循环应力应变行为, 无疑是现有动力本构理论面临的挑战。

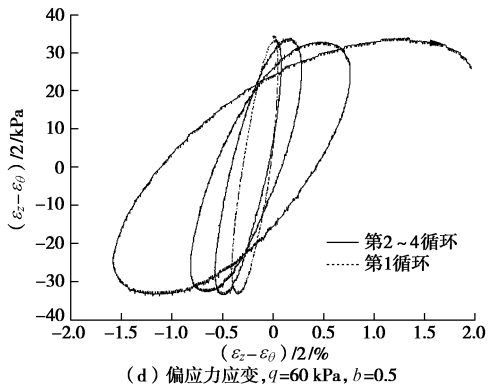


(a) 剪切应力应变, $q=30 \text{ kPa}$, $b=0.5$

(b) 偏应力应变, $q=30 \text{ kPa}$, $b=0.5$



(c) 剪切应力应变, $q=60$ kPa, $b=0.5$



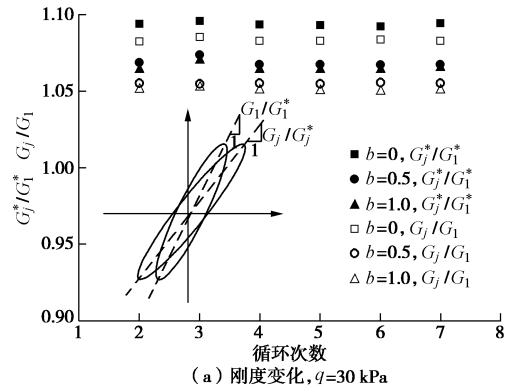
(d) 偏应力应变, $q=60$ kPa, $b=0.5$

图 12 应力应变关系

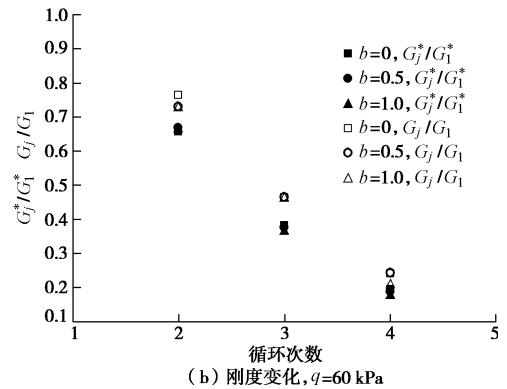
Fig. 12 Stress-strain relationship

为了进一步说明纯主应力旋转路径下两种循环弱(强)化响应的差异性, 这里定义第 j 个循环剪切应力应变曲线的割线模量为土体的剪切刚度 G_j^* , 正偏应力应变曲线的割线模量为土体的偏刚度 G_j , 以第 j 个循环的刚度与第 1 循环的刚度比值 G_j^*/G_1^* 、 G_j/G_1 表示刚度弱(强)化的演化规律。其中, 系列 I 和系列 II 的刚度变化规律如图 13 所示, 在 $q=30$ kPa 时, 剪切刚度和偏刚度从第 2 循环后基本保持不变, $q=60$ kPa 时, 在随后的循环加载过程中, 剪切刚度和偏刚度逐渐弱化。值得一提的是, 中主应力系数对剪切刚度和偏刚度始终一定程度的影响, 无论刚度强化稳定还是刚度弱化, $b=0$ 时的刚度大于 $b=0.5$ 和 $b=1$ 时的刚度, 而后两种中主应力状态下的差异性并不明显。

值得强调的是, 主应力轴旋转过程中剪切刚度和偏刚度弱(强)化存在差异性, 即 $G_j^* \neq G_j$, 表明土体循环刚度演化是各向异性, 这是诱发土体变形非共轴性的内在机理^[25]。与此同时必须注意的是, 对比图 13 (a)、(b) 还可以发现, 在剪应力水平较低时, 伴随着循环刚度强化, 剪切刚度比大于偏刚度比, 而剪应力水平较高时, 伴随着循环刚度弱化, 剪切刚度比则小于偏刚度比, 这表明, 两种剪切刚度弱(强)化相比较, 剪切刚度外荷载影响所诱发的弱(强)化性更为显著。



(a) 刚度变化, $q=30$ kPa



(b) 刚度变化, $q=60$ kPa

图 13 刚度变化

Fig. 13 Variation of stiffness

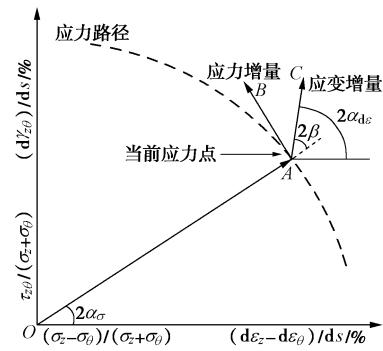


图 14 非共轴特性应力路径与应变增量图

Fig. 14 Stress paths and strain increment for noncoaxial behavior

2.5 非共轴性

在塑性理论中, 将塑性应变增量方向与当前应力主方向的不一致性定义为非共轴性^[26], 土体的这种变形特性首先由 Roscoe 等^[2]观察发现。由于实际在土工单元试验量测时很难将弹性应变增量从总应变增量中分离出来, 考虑到弹性应变所占比例相对较小, 试验量测时通常近似采用总应变增量代替塑性应变增量^[27-28]。应变增量矢量图见图 14, 图中应力方向角为 α_σ , 应变增量方向角为 α_{dc} , 非共轴角为 β , 应力增量为 \overline{AB} (ds), 单位应力增量下的应变增量为 \overline{AC} (物理意义上表示柔度), 分别计算如下:

$$\alpha_\sigma = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{2\tau_{z\theta}}{\sigma_z - \sigma_\theta} \right), \quad (1)$$

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

$$\beta = \alpha_{d\varepsilon} - \alpha_\sigma, \quad (3)$$

$$ds = \sqrt{\left[d \left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{\sigma_z + \sigma_\theta} \right) \right]^2 + \left[d \left(\frac{2\tau_{z\theta}}{\sigma_z + \sigma_\theta} \right) \right]^2}, \quad (4)$$

$$|\overline{AC}| = \frac{\sqrt{[d(\varepsilon_z - \varepsilon_\theta)]^2 + [d\gamma_{z\theta}]^2}}{ds} = \frac{d\varepsilon_1 - d\varepsilon_3}{ds}. \quad (5)$$

由图 14 可知,如果应变增量方向与应力增量方向一致,即 $2\beta=90^\circ$,则每步荷载增量产生的应变仅由应力增量唯一确定,而与当前应力状态无关,应力-应变关系类似于弹性行为,所产生的塑性变形称之为应力率塑性效应^[29];而当应变增量仅由当前应力状态确定,而与应力增量无关时,即 $\beta=0^\circ$,则塑性增量行为是经典的共轴塑性。

图 15, 16 给出了 $q=30 \text{ kPa}$, $b=0.5$ 和 $q=60 \text{ kPa}$, $b=0.5$ 时纯主应力循环旋转下应变增量特性。不难看出,不同动应力水平下应变增量矢量都表现出不同程度的非共轴性,且在某一循环加载过程中,具有明显的分段特征:当 α_σ 在 $[0^\circ, 45^\circ]$ 和 $[90^\circ, 135^\circ]$ 变化时,即剪切应力 $\tau_{z\theta}$ 绝对值增大,偏应力 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 绝对值减小的两个区间, $(d\varepsilon_1 - d\varepsilon_3)/ds$ 增大,变形刚度减小,共轴塑性效应增强,应力率塑性效应较弱,从

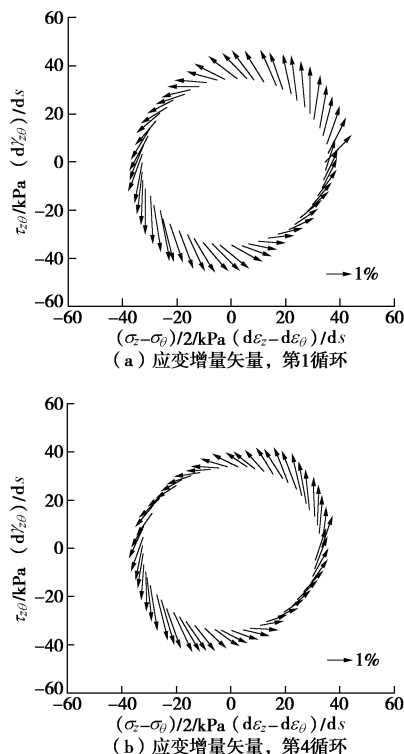


图 15 $q=30 \text{ kPa}$, $b=0.5$ 非共轴特性

Fig. 15 Noncoaxial behavior for test at $q=30 \text{ kPa}$ and $b=0.5$

而非共轴角度减小;而当 α_σ 在 $[45^\circ, 90^\circ]$ 和 $[135^\circ, 180^\circ]$ 变化时,即剪切应力 $\tau_{z\theta}$ 绝对值减小,偏应力 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 绝对值增加的两个区间,土体刚度较大,共轴塑性效应减弱,而应力率塑性效应增强,于是非共轴角增大。值得一提的是, Gutierrez 等^[27]开展砂土主应力偏转的非比例静力时发现,偏应力水平越低,变形刚度越大,则非共轴性越强,这与本文主应力循环偏转加载揭示的非共轴演化规律是一致的。

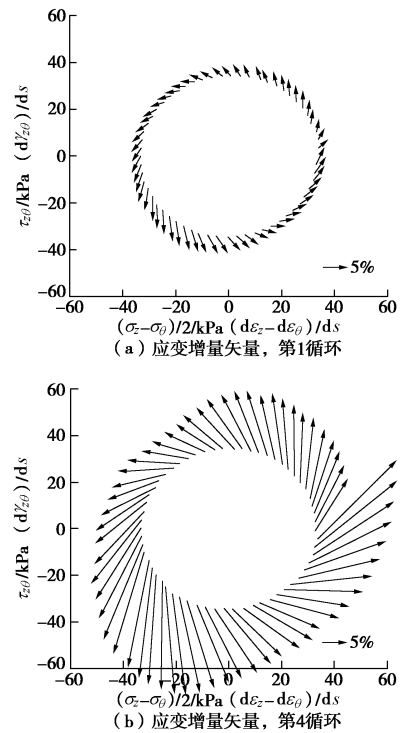
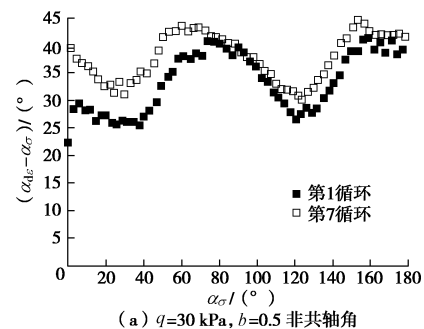
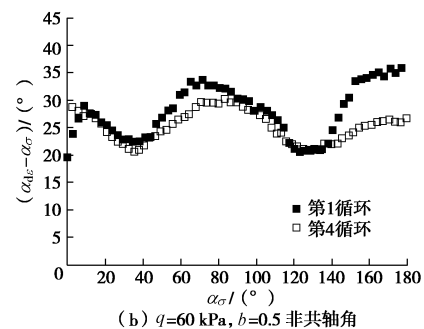


图 16 $q=60 \text{ kPa}$, $b=0.5$ 非共轴特性

Fig. 16 Noncoaxial behavior for tests at $q=60 \text{ kPa}$ and $b=0.5$



(a) $q=30 \text{ kPa}$, $b=0.5$ 非共轴角



(b) $q=60 \text{ kPa}$, $b=0.5$ 非共轴角

图 17 非共轴角变化

Fig. 17 Variation of noncoaxiality angle

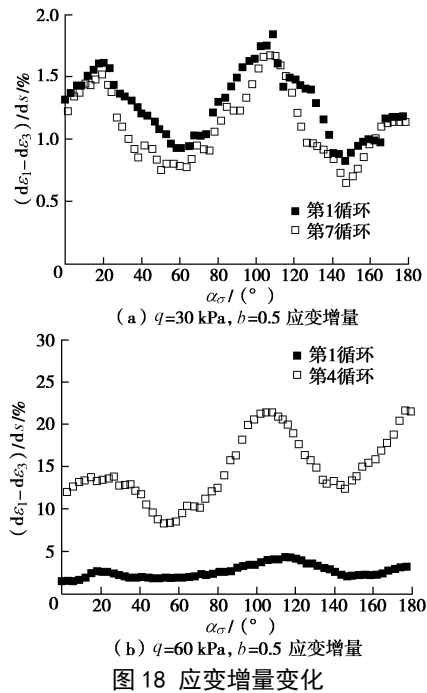


图 18 应变增量变化

Fig. 18 Variation of strain increment

为更好揭示循环加载过程中饱和软黏土非共轴性与土体刚度的相关性及其各向异性的内在机理, 图 17, 18 中分别给出了非共轴角和土体柔度(单位应力下应变增量大小)的演化规律, 结合图 9, 可以发现非共轴性与强度各向异性(图 9)相关性。 α_σ 由 $0^\circ \sim 45^\circ$ 变化时, 土的强度减小, 应变增量增大(图 18), 非共轴性减小(图 17); 反之, α_σ 由 $45^\circ \sim 90^\circ$ 变化时, 土的强度增大, 应变增量减小, 非共轴性增大。与此同时, 对比图 17, 18 还可以发现, 剪应力较低时, 由于循环刚度强化(图 18(a)), 非共轴性增强(图 17(a)); 而剪应力水平较高时, 循环刚度弱化, 非共轴性减弱。无疑, 非共轴性的循环演化规律与单个循环非共轴性依赖于刚度变化的分段性行为是一致的。

3 结 论

(1) 纯主应力轴循环旋转的加载路径下, 饱和软黏土的孔压呈波动形式累积增加, 中主应力系数 b 将对孔压产生不可忽略的影响, b 值越大则循环过程中累计孔压越大, 剪切刚度越小。

(2) 较高循环剪应力(广义剪应力)水平下, 饱和软黏土行为表现为循环弱化, 相比较正偏应力-应变滞回曲线, 剪应力-应变滞回曲线刚度弱化更为明显; 较低循环剪应力水平下, 饱和软黏土在初始循环过程中表现为循环强化, 随后剪切刚度基本维持不变, 相比较正偏应力-应变曲线, 剪应力-应变曲线刚度强化更为明显。

(3) 伴随循环强化, 在偏应变路径的外包络轨迹呈现封闭式平移变化并趋于稳定; 而伴随循环弱

化, 偏应变路径的外包络轨迹呈螺旋线开放式放大并趋于破坏。

(4) 纯主应力轴循环旋转路径下将产生扭转剪应力应变和轴向剪应力应变两种滞回响应, 无论是循环弱化还是循环强化, 两类刚度的衰减或增大规律表现为各向异性, 这是诱发的非共轴性潜在机理; 伴随着循环强化, 非共轴性趋于增强, 而伴随着循环弱化, 非共轴性趋于减弱。

参考文献:

- [1] ISHIHARA K. Soil response in cyclic loading induced by earthquakes, traffic and waves[C]// Proceedings of the 7th Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. 1983: 42 - 66.
- [2] ROSCOE K, BASSETT R, COLE E. Principal axes observed during simple shear of a sand[C]// Proceedings Geotechnical Conference on Shear Strength Properties of Nature Soils and Rocks Norwegian Geotechnical Society. Oslo, 1967: 231 - 237.
- [3] ISHIHARA K, TOWHATA I. Sand response to cyclic rotation of principal stress directions as induced by wave loads[J]. Soils and Foundations, 1983, **23**(4): 11 - 26.
- [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] SYMES M J, GENS A, HIGHT D W. Drained principal stress rotation in saturated sand[J]. Géotechnique, 1988, **38**(1): 59 - 81.
- [6] MIURA K, MIURA S, TOKI S. Deformation behavior of anisotropic sand under principal stress axes rotation[J]. Soils and Foundations, 1986, **26**(1): 36 - 52.
- [7] VAID Y P, SAYAO A, HOU E, et al. Generalized stress path dependent soil behaviour with a new hollow cylinder torsional apparatus[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1990, **27**(5): 601 - 616.
- [8] 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.
- [9] TONG Z X, YU Y L, ZHANG J M, et al. Deformation behavior of sands subjected to cyclic rotation of principal stress axes[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, **30**(8): 1196 - 1202.
- [10] 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))
- [11] 郭莹, 栾茂田, 何杨, 等. 主应力方向循环变化对饱和和松砂不排水动力特性的影响[J]. 岩土工程学报, 2005, **27**(4): 403 - 409. (GUO Ying, LUAN Mao-tian, HE Yang, et al. Effect of variation of principal stress orientation during cyclic loading on undrained dynamic behavior of saturated loose sands[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, **27**(4): 403 - 409. (in Chinese))
- [12] 钱建固, 王永刚, 张甲锋, 等. 交通动载下饱和软黏土累计变形的不排水循环扭剪试验[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(10): 1790 - 1798. (QIAN Jian-gu, WANG Yong-gang, ZHANG Jia-feng, et al. Undrained cyclic torsion shear tests on permanent deformation responses of soft saturated clay to traffic loadings[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(10): 1790 - 1798. (in Chinese))
- [13] YANG Z X, LI X S, YANG J. Undrained anisotropy and rotational shear in granular soil[J]. Géotechnique, 2007, **57**(4): 371 - 384.
- [14] SHIBUYA S, HIGHT D W, SYMES M J. Discussion on the paper by Ishihara and Towhata (1983)[J]. Soils and Foundations, 1984, **24**(3): 107 - 110.
- [15] 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**(11): 1509 - 1518.
- [16] CAI 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): 1381 - 1395.
- [17] 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.
- [18] AKAGI H, YAMAMOTO H. Stress dilatancy relation of undisturbed clay under principal axes rotation[J]. Deformation and Progressive Failure in Geomechanics, 1997, 211 - 216.
- [19] 沈扬, 周建, 龚晓南, 等. 考虑主应力方向变化的原状软黏土应力应变性状试验研究[J]. 岩土力学, 2009, **30**(12): 3720 - 3726. (SHEN Yang, ZHOU Jian, GONG Xiao-nan, et al. Experimental study of stress-strain properties of intact soft clay considering the change of principal stress direction[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, **30**(12): 3720 - 3726. (in Chinese))
- [20] 严佳佳, 周建, 管林波, 等. 杭州原状软黏土非共轴特性与其影响因素试验研究[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(1): 96 - 102. (YAN Jia-jia, ZHOU Jian, GUAN Lin-bo, et al. Experimental study on non-coaxiality and influence factors of intact Hangzhou soft clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(1): 96 - 102. (in Chinese))
- [21] 严佳佳, 周建, 龚晓南, 等. 主应力轴纯旋转条件下原状黏土变形特性研究[J]. 岩土工程学报, 2014, **36**(3): 474 - 481. (YAN Jia-jia, ZHOU Jian, GONG Xiao-nan, et al. Deformation behavior of intact clay under pure principal stress rotation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, **36**(3): 474 - 481. (in Chinese))
- [22] ZHOU J, YAN J J, LIU Z Y, et al. Undrained anisotropy and non-coaxial behavior of clayey soil under principal stress rotation[J]. Journal of Zhejiang University, 2014, **15**(4): 241 - 254.
- [23] 杨彦豪, 周建, 周红星. 主应力轴旋转条件下软黏土的非共轴研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, **34**(6): 1259 - 1266. (YANG Yan-hao, ZHOU Jian, ZHOU Hong-xing. Non-coaxial behaviour of soft clay subjected to principal stress rotation[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, **34**(6): 1259 - 1266. (in Chinese))
- [24] HIGHT D W, GENS A, SYMES M J. The development of a new hollow cylinder apparatus for investigating the effects of principal stress rotation in soils[J]. Géotechnique, 1983, **33**(44): 355 - 383.
- [25] DESRUES J, CHAMBON R. Shear band analysis and shear moduli calibration[J]. International Journal of Solids and Structures, 2002, **39**(13): 3757 - 3776.
- [26] QIAN J G, YANG J, HUANG M S. Three-dimensional noncoaxial plasticity modeling of shear band formation in geomaterials[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2008, **134**(4): 322 - 329.
- [27] GUTIERREZ M, ISHIHARA K, TOWHATA I. Flow theory for sand during rotation of principal stress direction [J]. Soils and Foundations, 1991, **31**(4): 121 - 132.
- [28] WRONG R K S, ARTHUR J R F. Sand sheared by stresses with cyclic variation in direction[J]. Géotechnique, 1986, **36**(2): 215 - 226.
- [29] RUDNICKI J W, RICE J R. Conditions for the localization of the deformation in pressure sensitive dilatant materials[J]. Journal of the Mechanics & Physics of Solids, 1975, **23**(6): 371 - 394.