

DOI: 10.11779/CJGE201612004

饱和南京细砂初始液化后特大流动变形特性试验研究

庄海洋, 胡中华, 王瑞, 陈国兴

(南京工业大学岩土工程研究所, 江苏 南京 210009)

摘要: 针对地震中倾斜场地砂土液化流动大变形特征与机理, 以具有明显片状颗粒结构特征的南京细砂为研究对象, 采用了英国 GDS 公司的动态空心圆柱扭剪仪, 开展了饱和南京细砂液化后特大流动变形特性的循环扭剪试验研究, 主要分析了橡皮膜效应、有效围压、循环加载幅值和初始静剪应力等因素对南京细砂液化流动大变形特性的影响规律及其机理。试验结果表明: 在其它条件不变时, 随着有效围压增加, 饱和南京细砂抗液化强度和抗单向液化流动累积变形强度都有所增加。当保持围压不变时, 饱和南京细砂抗单向液化流动累积变形的强度有增加的趋势。随着初始静剪应力比的变大, 南京细砂的抗液化和抗单向累积变形强度特征可以分为三个不同阶段。在无初始静剪应力条件下饱和南京细砂液化后仍以循环液化流动变形为主和单向流动累积变形为辅。但是, 随着初始静剪应力比的增大, 饱和南京细砂抗液化强度和抗单向液化流动累积变形强度明显降低, 即主要发生单向液化流动累积变形破坏。当初始静剪应力比接近或超过循环动剪应力比时, 饱和南京细砂的抗液化和抗单向流动累积变形的强度又明显增大, 但仍以液化单向流动累积破坏为主。当初始静剪应力比继续增大到一定程度时, 饱和南京细砂已经很难液化, 其抵抗单向累积变形的强度也明显降低, 主要原因应为此时试样发生的是塑性累积大变形破坏。同时, 试验结果表明饱和南京细砂的液化后流动大变形特性也明显区别于含圆形颗粒为主的日本丰浦砂。

关键词: 饱和南京细砂; 液化流动大变形; 初始静剪应力比; 循环扭剪试验

中图分类号: TU441 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2016)12-2164-11

作者简介: 庄海洋(1978-), 男, 博士后, 教授, 主要从事岩土地震工程等方面的教学和科研。E-mail: zhuang7802@163.com。

Cyclic torsional shear loading tests on the extremely large post-liquefaction flow deformation of saturated Nanjing sand

ZHUANG Hai-yang, HU Zhong-hua, WANG Rui, CHEN Guo-xing

(Institute of Geotechnical Engineering, Nanjing Tech University, Nanjing 210009, China)

Abstract: To investigate the post-liquefaction flow deformation of saturated Nanjing sand mostly composed of flaky grains, the hollow column torsional shear apparatus is used to simulate the loading states of the soils in the site with large liquefaction-induced lateral deformation. The results show that the resistance of Nanjing sand against the liquefaction and the post-liquefaction accumulation deformation increase with the effective confining pressure, and they also have increasing tendency under the same effective confining pressure. Without the initial shear forces, the post-liquefaction deformation of saturated Nanjing sand is mainly the cyclic liquefaction-induced deformation, and single direction accumulated flow deformation is also found, which also increases with the cyclic loading. The effect of the initial shear forces should be divided into three stages. In the first stage, the resistance of Nanjing sand against the liquefaction and the post-liquefaction accumulation deformation decrease severely with the increasing initial shear forces, and the soil samples are mainly damaged by the large liquefaction-induced flow deformation. However, when the initial shear forces are close to the cyclic shear forces, the resistance of Nanjing sand against the liquefaction and the post-liquefaction accumulation deformation increase quickly with the increasing initial shear forces, and the soil samples are mainly damaged by the large liquefaction-induced flow deformation in this stage. When the initial shear force is large enough, the saturated Nanjing sand is not liquefied until the single direction accumulated deformation reaches 30%, which proves that the large deformation of the saturated Nanjing sand is mainly caused by the large plastic deformation. Meanwhile, the large post-liquefaction deformation of saturated Nanjing sand is also different from that of the Toyoura sand mainly composed of round grains.

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51278246); 江苏省自然科学基金面上项目(BK20141458)

收稿日期: 2015-10-19

Key words: saturated Nanjing sand; liquefaction-induced flow deformation; initial shear stress ratio; cyclic torsional shear test

0 引言

Hamada 等^[1]在针对 1964 年的新泻地震和 1983 年的日本海中部地震的震害调查中, 观察到倾斜砂土场地的地震液化后流动大变形现象, 发现即使在倾斜砂土场地坡度很小的情况下, 倾斜砂土场地的地面位移也达到了好几米, 这一震害给建在其上的建筑物、设备以及生命线工程带来极其严重的损害。然而, 到目前为止人们对地震中倾斜地面侧移发生的物理机制方面的研究相对较少, 对地基液化引起的倾斜地层侧移发生的物理机制尚未形成统一明确的认识, 特别是对倾斜地面下土层在动荷载作用下发生砂土液化引起的破坏模式与地面流动大变形等方面的物理机制的认识仍然不足。

在砂土液化变形特性的研究方面, Seed 等^[2-3]较早地通过轴向循环加载试验, 研究了砂土液化和液化后的变形特性, 为进行砂土液化机理及其特性的研究奠定了良好的研究基础; 而 Hyodo 等^[4]发现饱和松砂在双向和单调加载模式下, 试样的破坏形式主要是发生了液化, 而在单向加载模式下, 尽管试样没有发生液化, 但是残余累积变形将是导致试样发生破坏的主要原因; 周燕国等^[5]、周健等^[6]、Rahman 等^[7]分别考虑土体的颗粒级配、形状和结构特征等因素对砂土液化特性的影响研究, 进一步深化认识了土体物理状态的变化对砂土液化特性的影响规律; Sze 等^[8]分别采用湿法和干法制样, 研究了制样方法对砂土变形特征、孔压增长、应力应变关系和动剪切强度等动力学特性的影响规律; 张建民等^[9-10]基于试验观察和机理分析, 研究了砂土液化后流滑大变形和再固结体变形形成的机理, 界定了液化后循环剪切大变形过程中交替出现的三种物态; 陈育民等^[11]、刘汉龙等^[12]进行了一系列饱和砂土液化后大变形特性的试验, 基于不同动力学理论, 研究了饱和砂土液化后流动大变形特性及其力学描述方法; 徐小敏^[13]、Shamy 等^[14]分别从微观颗粒尺度揭示了液化临界状态的微观机理, 以及土体颗粒材料在液化前和液化后的各微观能量与细观能量的耗散特性, 并分别提出了基于微观尺度的砂土液化机理及其评价方法。

由于试验仪器的能力、试验在高应变下的非均匀性的变形、对试验中膜应力影响的修正存在技术难题, 以往的动三轴试验研究中砂土样的双幅剪应变值基本被限制在了 40% 左右, 导致对砂土初始液化后流动特大变形的研究明显不足。针对上述存在的问题, Chiaro 等^[16]、Kiyota 等^[17]通过自主研制的试验仪器对饱和日本丰浦砂 (Toyoura sand) 进行循环扭剪试验, 使得试

样在试验过程中双幅剪应变值能达到 100% (Chiaro 等把双幅剪应变幅超过 40% 时称为特大变形, 因此本文暂且把试验中双幅剪应变幅超过 40% 时称为试样的特大变形), 研究了初始静剪应力对饱和丰浦砂液化后大变形特性和强度衰减特性的主要影响规律。本文以片状颗粒为主要成分的南京细砂为循环剪切试验对象, 采用空心圆柱扭剪仪, 试验中使得试验的双幅剪应变值达到 100% 以上, 研究了循环加载幅值、有效围压和初始静剪应力对饱和南京细砂液化后特大变形特征的影响规律, 并与日本丰浦砂的相关试验结果进行对比, 探讨了在不同初始静剪应力条件下饱和南京片状细砂与丰浦砂液化后特大变形特性的异同点。

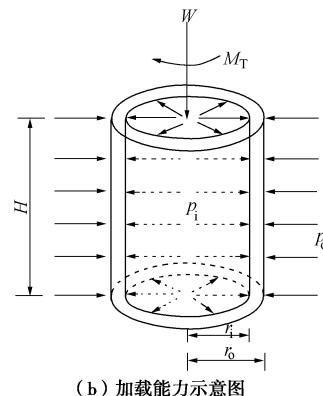
1 试验设备与步骤

1.1 试验设备

本试验采用了南京工业大学购置的英国 GDS 公司动态空心圆柱扭剪仪 (HCA), 该仪器主要由压力室及伺服主机系统, 水压伺服控制加载系统, 模拟信号与数字信号控制及转换系统, 计算机控制系统共 4 部分组成, 如图 1 (a)。试验仪器可对试样施加 4 个方向独立的循环荷载: 轴力 W 、扭矩 M_T 、内围压 P_i 、外围压 P_o , 如图 1 (b) 所示。



(a) GDS 动态空心圆柱扭剪仪



(b) 加载能力示意图

图 1 GDS 动态空心圆柱扭剪仪与加载能力示意图

Fig. 1 GDS torsional shear apparatus and loading modes

1.2 试验土样

试验采用的砂样取自于南京河西地区，属于典型的河漫滩相新近沉积土层，其主要含石英碎屑、少量的绿泥石、白云母片以及其他黏土矿物，颗粒呈片状，如图 2 所示。已有不少学者对南京细砂的力学特性进行过系列研究^[18-20]，研究结果表明片状颗粒的南京细砂与标准圆颗粒石英砂在组成和级配等方面都有一定的差别，主要表现为片状砂具有各向异性性质，具有与一般砂土不完全相同的特殊动力性质和液化特征，这一点已经引起有关专家的重视。南京细砂的主要物理指标为：平均天然密度 $\rho = 1.86 \text{ g/cm}^3$ ，最大孔隙比 $e_{\max} = 1.14$ ，最小孔隙比 $e_{\min} = 0.62$ ，相对密实度为 42%~46% 范围内，不均匀系数 $C_u = 2.31$ ，曲率系数 $C_c = 1.07$ ，对应的颗粒级配曲线如图 3 所示。同时，表 1 给出了 Chiari 进行试验所用的日本丰浦砂(Toyoura sand)与本文南京细砂主要物理指标的对照。



(a) 现场原状南京细砂



(b) 南京细砂的颗粒形状

图 2 显微镜下南京细砂的颗粒形状

Fig. 2 Grain shape of Nanjing sand under microscope

表 1 丰浦砂与南京细砂的主要物理指标对照

Table 1 Physical parameters of Nanjing sand and Toyoura sand

| 材料 | 颗粒相对密度 | 平均粒径 D_{50}/mm | 相对密度 $D_r/\%$ | 黏粒含量 /% | 最大孔隙比 e_{\max} | 最小孔隙比 e_{\min} |
|------|--------|----------------------------|------------------|------------|---------------------|---------------------|
| 丰浦砂 | 2.656 | 0.16 | 44~48 | 0.1 | 0.992 | 0.632 |
| 南京细砂 | 2.700 | 0.17 | 42~46 | 0.9 | 1.140 | 0.620 |

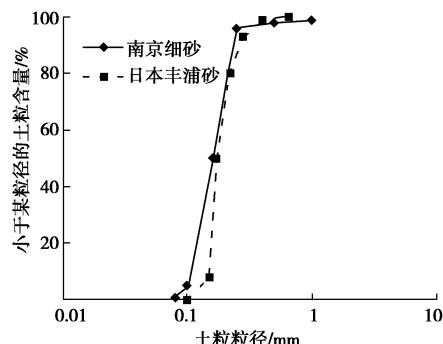


图 3 南京细砂和日本丰浦砂的颗粒级配曲线

Fig. 3 Grain-size distribution curves of Nanjing sand and Toyoura sand

1.3 试样制备与加载

本次试验采用空心圆柱试样，试样的尺寸为：内径 $d_i=60 \text{ mm}$ ，外径 $d_o=100 \text{ mm}$ ，高度 $H=200 \text{ mm}$ 。采用雨砂法进行分层装样，然后采用干砂分层振动击实控制法进行制样，控制试样下落的相对高度，每装完一层南京细砂都要进行振动击实。试样装好后，通入循环水进行饱和，当试样的饱和度达不到要求时，可以施加一定的反压来达到饱和的目的，确保试样试验前的孔压系数 $B \geq 0.95$ 。试样在均等固结压力下固结完成后，在排水条件下对试样施加静扭矩，静剪应力达到目标值且应变达到稳定时，再进行不排水条件下对试样施加循环扭矩，直至试样的双幅剪应变值达到 100%。

Hyodo 等^[4]把循环荷载的加载模式归结为 3 类：双向加载、单调加载、单向加载。在双向加载过程中，试样所受的剪应力要经过从正值变为负值的过程或者从负值变为正值的过程；在单向加载过程中，试样所受的剪应力始终保持为正值，且最小剪应力大于 0；在单调加载过程中，试样所受的剪应力也始终保持为正值，但最小剪应力刚好等于 0。据此本次试验制定的试验加载方案如表 2 所示。

2 试验结果分析

2.1 试样膜应力的修正

对空心圆柱试样进行循环扭剪加载时，试样内外膜的存在对试样所受的剪应力有着不可忽视的影响。

表 2 试验加载方案

Table 2 Loading methods for tests

| 试样编号 | 有效围压 p'_0 /kPa | 循环剪应力比 $CSR = \tau_{dynamic}/\tau_{static}$ | 静剪应力比 $SSR = \tau_{static}/p'_0$ | 最大剪应力 τ_{max} /kPa | 最小剪应力 τ_{min} /kPa | 加载模式 |
|------|---------------------|--|-------------------------------------|----------------------------|----------------------------|------|
| 1 | 80 | 0.313 | 0 | +25 | -25 | 双向加载 |
| 2 | 100 | 0.250 | 0 | +25 | -25 | 双向加载 |
| 3 | 120 | 0.208 | 0 | +25 | -25 | 双向加载 |
| 4 | 150 | 0.167 | 0 | +25 | -25 | 双向加载 |
| 5 | 100 | 0.167 | 0 | +16.67 | -16.67 | 双向加载 |
| 6 | 200 | 0.167 | 0 | +33.34 | -33.34 | 双向加载 |
| 7 | 250 | 0.167 | 0 | +41.68 | -41.68 | 双向加载 |
| 8 | 100 | 0.140 | 0 | +14 | -14 | 双向加载 |
| 9 | 100 | 0.180 | 0 | +18 | -18 | 双向加载 |
| 10 | 100 | 0.300 | 0 | +30 | -30 | 双向加载 |
| 11 | 100 | 0.180 | 0.30 | +21 | -15 | 双向加载 |
| 12 | 100 | 0.180 | 0.60 | +24 | -12 | 双向加载 |
| 13 | 100 | 0.180 | 0.14 | +32 | -4 | 双向加载 |
| 14 | 100 | 0.180 | 0.18 | +36 | +0 | 单调加载 |
| 15 | 100 | 0.180 | 0.22 | +40 | +4 | 单向加载 |
| 16 | 100 | 0.180 | 0.27 | +45 | +9 | 单向加载 |

响。特别是在剪应变达到较高水平时，膜应力的影响变的更加显著。对于本文研究砂土液化后特大变形的扭剪试验，更应该考虑试样所用橡胶膜对试样剪切大变形的影响。根据文献[15]，利用线弹性理论可推导出膜应力随扭转角度的计算公式：

$$\tau_m = \frac{t_m E_m (r_o^3 + r_i^3) \theta}{(r_o^3 - r_i^3) h} , \quad (1)$$

式中， θ 为底座的旋转角度， h 为试样的高度， r_o ， r_i 为试样的内、外半径， t_m ， E_m 分别为膜的厚度与杨氏模量，本次试验中所用橡皮膜的厚度为 0.1 mm，其杨氏模量约为 1500 kPa。

此外，本文参考文献[15]的做法，通过在空心圆柱内、外膜之间注入水来代替饱和砂样，在不排水的条件下通过控制双幅剪应变值达到 100% 来对空心圆柱水样施加扭矩，得出橡皮膜的剪应力应变关系，并与公式（1）的理论计算结果进行对比，如图 4（c）所示。总体来看，当单幅剪应变小于 20% 时，理论公式（1）计算的结果与试验结果基本一致；当单幅剪应变大于 20% 时，式（1）计算的结果慢慢大于试验结果，主要原因应为：当单幅剪应变较大时，橡皮膜发生了明显的屈曲变形，如图 4（b）所示，从而导致理论公式结果与实际情况出现明显的偏差。因此，本文根据试验结果，给出了橡皮膜剪应力与剪应变的拟合关系曲线，在本文的液化数据处理中，将采用所得拟合公式对不同剪应变条件下的试样应力应变关系进行必要的膜应力修正。

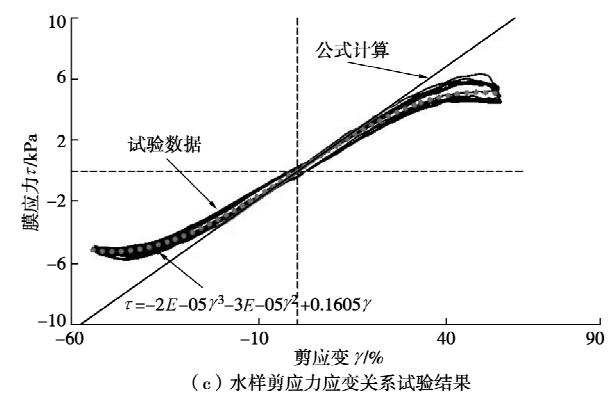


图 4 橡皮膜应力与剪应变的关系曲线及其扭剪大变形状态
Fig. 4 Shear stress-strain curves and large torsional deformations of rubber membrane

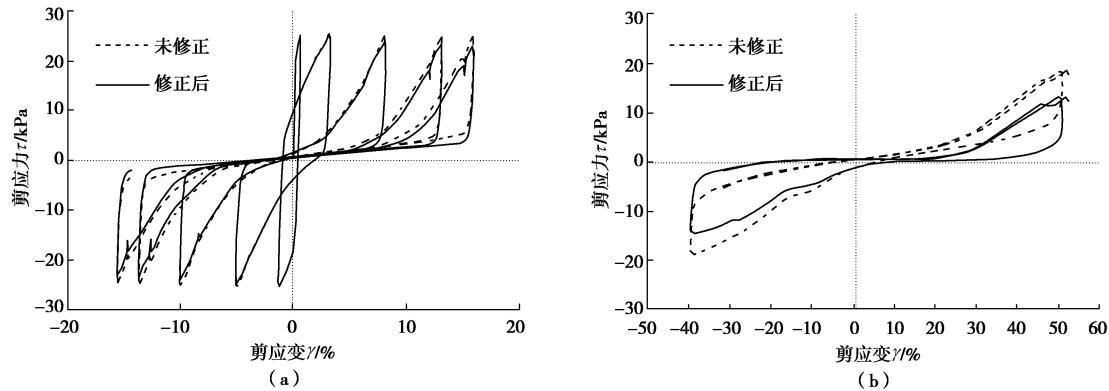


图 5 橡皮膜应力修正后应力应变关系曲线

Fig. 5 Shear stress-strain curves modified to clear away rubber membrane effect

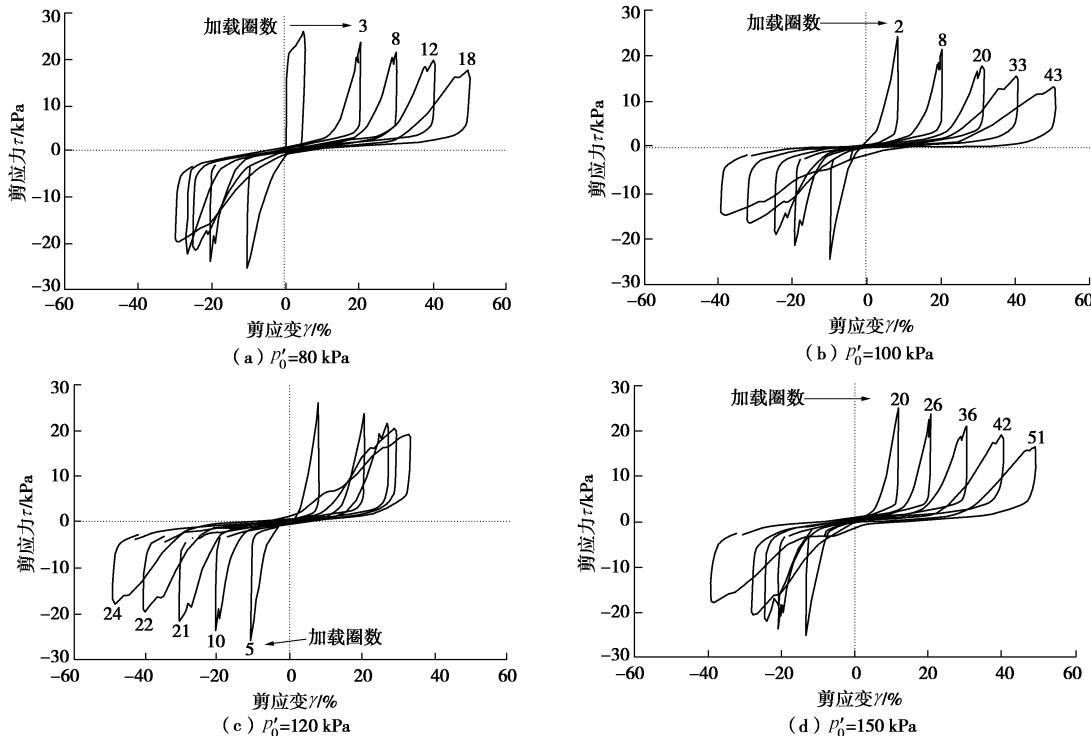


图 6 不同初始围压条件下南京细砂液化后应力应变关系曲线

Fig. 6 Shear stress-strain curves of saturated Nanjing fine sand under different effective confining pressures

图 5 给出了未经橡皮膜应力修正和修正后不同剪应变幅条件下应力应变关系曲线对比。总体来看, 当剪应变幅较小时, 橡皮膜的影响明显不大。随着剪应变幅的增大, 橡皮膜的影响越来越大, 未经修正的土样应力应变关系曲线在砂土液化时明显偏离理想的“零有效应力”状态, 当采用本文给出的橡皮膜修正公式, 经修正后的土样应力应变关系曲线在砂土液化时非常接近于“零有效应力”状态, 使得试验结果更接近于实际情况。

2.2 有效围压对饱和南京细砂液化后特大变形特性的影响

试样编号 1~4 为保持循环动荷载幅值 25 kPa 时试样围压从 80 kPa 变化到 150 kPa 的试验, 图 6 给出

了不同围压下试样在液化时和单幅剪应变分别达到 30%、40%、50% 对应的单次循环加载剪应力应变关系曲线。对图 6 进行对比分析可以看出: ①随着有效围压的增加, 试样达到初始液化状态所需的加载周数也在逐渐增多。在初始有效围压 $p'_0 = 80$ kPa 时, 试样在第一加载循环内就出现了接近加载液化状态的大变形现象, 第二圈试样即进入双向剪切液化大变形状态, 饱和南京细砂达到初始液化时单向累积流动变形基本没有出现, 即正负剪应力幅值基本相同。②当饱和南京细砂液化后, 在没有初始静剪应力条件下仍以循环流动变形为主, 且随着循环加载次数增加, 循环液化变形幅度也越来越大。同时, 单向流动累积变形也有所增加(单向流动累积变形为正负剪应变幅差值之绝

对值, 即表征砂土液化后单向流动残余变形特征), 且随着循环加载次数增加, 单向流动累积变形也越来越大, 但总体上仍以循环液化流动变形为主。

2.3 初始静剪应力比对南京细砂液化后特大变形特性的影响

试样编号 11~16 分别为不同初始静剪应力比条件下保持动剪应力比不变时的试验, 图 7~10 分别给出了不同初始静应力条件下部分饱和南京细砂的应力路径与应力应变关系曲线, 对不同初始静剪应力条件下的试验结果分析如下:

(1) 总体来看, 随着初始静剪应力变大, 饱和南京细砂达到初始液化时的振动次数先变少后变多 (如图 7~10), 而变化规律发生转变的临界点非常接近于当初始静剪应力接近于循环加载幅值时试样的受力状态。上述规律表明, 当液化土层现场地表倾斜度变大

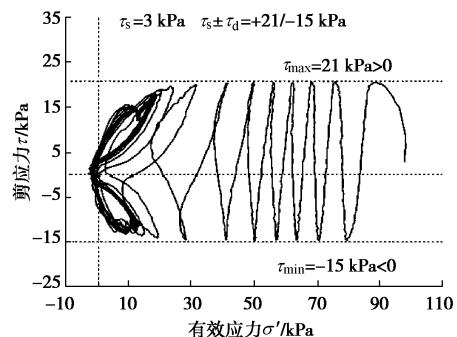


图 7 $\tau_s = 3 \text{ kPa}$ 时南京细砂有效应力路径与应力应变关系曲线

Fig. 7 Effective stress paths and stress-strain curves of Nanjing sand when $\tau_s = 3 \text{ kPa}$

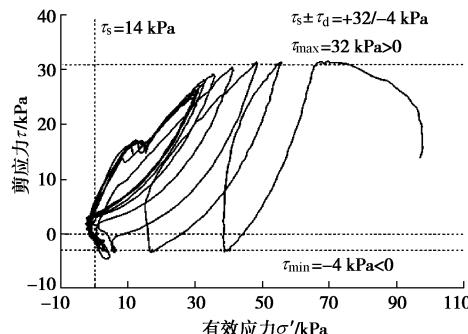


图 8 $\tau_s = 14 \text{ kPa}$ 时南京细砂有效应力路径与应力应变关系曲线

Fig. 8 Effective stress paths and stress-strain curves of Nanjing sand when $\tau_s = 14 \text{ kPa}$

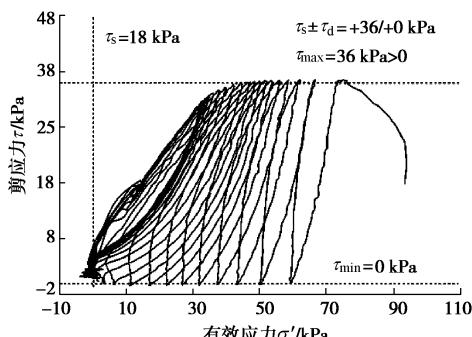
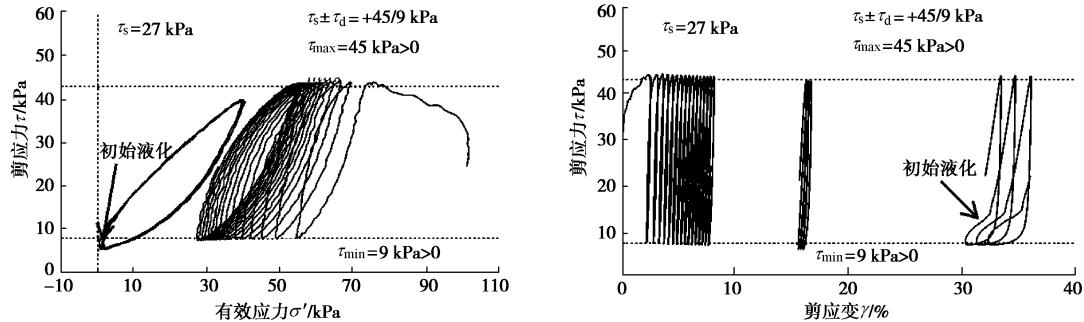


图 9 $\tau_s = 18 \text{ kPa}$ 时南京细砂有效应力路径与应力应变关系曲线

Fig. 9 Effective stress paths and stress-strain curves of Nanjing sand when $\tau_s = 18 \text{ kPa}$

时下部砂土层越来越容易液化。但是, 当地表倾斜过大时, 即土坡内饱和砂土很难达到液化状态。

(2) 与无初始静剪应力条件下试验结果相比, 随着初始静剪应力逐渐变大, 试样在双向循环加载条件下的单向液化流动累积变形越来越快。但是, 当初始静剪应力大于动剪应力幅值后, 试样在单调加载或单向循环加载条件下试样明显越难液化 (如图 7~10), 虽然前若干次循环加载使得试样也发生较大的单向累积变形, 但是这种累积变形明显区别于单向液化流动累积变形, 其主要应为土体的塑性累积变形。当循环加载次数足够多时, 在单调加载或单向循环加载条件下南京细砂试样仍将会发生液化, 即当初始静剪应力为 27 kPa 时, 试样的循环累积变形达到 30% 后才出现初始液化现象。

图 10 $\tau_s = 27 \text{ kPa}$ 时南京细砂有效应力路径与应力应变关系曲线Fig.10 Effective stress paths and stress-strain curves of Nanjing sand when $\tau_s = 27 \text{ kPa}$

2.4 南京细砂抵抗循环累积变形的强度

通常, 抗液化强度或抵抗循环累积应变的强度可用试样在一定初始条件下受到循环荷载作用后达到特定的变形所需的循环应力比来表达。然而, 在许多情况下, 可以发现循环应力比不足以作为一个单一的参数来描述初始静剪应力对饱和砂样抗液化强度及抗循环累积应变强度的影响。针对这一问题, 本文中抗液化强度曲线与抵抗循环累积应变的强度曲线同时使用初始静剪应力比和循环应力比来表达。此外, 为了描述饱和砂样的抗液化强度, 本文引用了在循环剪应力最大时刻对应的双幅剪应变值 (γ_{DA}) 和单幅剪应变值 (γ_{SA}), 如图 11。在试验中由于施加初始静剪应力, 导致试样的应力 - 应变关系曲线不再对称。从图 11 中的结果可以看出, 在循环扭剪作用下双幅剪应变值不能很好地表示出试样在初始静剪应力方向上的剪应变累积。因此, 为了与前人的研究保持一致, 抗液化强度与抵抗累积变形的强度用达到指定单幅剪应变值 (γ_{SA}) 所需的循环加载周数来估算。

图 12 给出了无初始静应力条件下试样达到不同单向流动累积变形时围压与振动次数的关系曲线。根据图 12 (a) 可知, 当保持循环剪应力幅值不变时, 随着围压变大, 达到某一液化流动变形的振动次数也逐渐增加。但在不同围压变化区间内, 随着达到单向流动变形幅值的增大, 振动次数的增长规律也不尽相同, 当围压为 100 kPa 增加到 120 kPa 时, 随着所要达到单向流动累积变形的近似等幅增大, 所需的循环加载次数却越来越多, 即说明饱和南京细砂抗单向流动累积变形的强度越来越强, 而在其他围压变化过程中上述现象变并不明显。根据图 12 (b) 可知, 当保持循环剪应力比不变时, 随着围压变大, 达到某一液化流动变形的振动次数先增大后变小。总体来看, 当单向流动累积变形达到 7.5% 时试样基本达到液化状态, 这一结果与循环轴向压缩试验中的单幅轴向应变值 $\varepsilon_a = 5\%$ 具有一致性, 因此, 在循环扭剪试验中可以将单幅剪应变值 $\gamma_{SA} = 7.5\%$ 作为试样的破坏判别标准。

根据图 12 (c) 可以看出, 当保持围压不变时, 随着循环加载幅值的增大, 饱和南京细砂的抗液化强度和抵抗单向流动累积变形的强度都急剧减小, 当循环加载幅值达到足够大时 ($CSR \geq 0.25$), 试样在前两次循环加载中即发生了初始液化。总体来看, 在同一循环加载幅值条件下, 当单向流动累积变形从 7.5% 变化到 20% 时所需的循环加载次数很少, 随着单向累积变形等幅增大到 40% 时, 所需的循环加载次数却越来越多, 即说明饱和南京细砂抗单向流动累积变形的强度越来越强。

图 13 给出了保持循环剪应力比不变时初始静剪应力比与达到某单向流动累积变形时循环加载次数的关系曲线。从图 13 中可以看出, 关系曲线变化经历了如下 3 个变化阶段:

(1) 第 I 阶段: 当初始静剪应力比 $SSR \leq 0.14$ 时, 随着初始静剪应力比变大, 达到同一单向流动累积变形所需的循环加载次数越来越少, 尤其是从没有初始静剪应力变化到有静初始剪应力的阶段, 达到同一单向流动累积变形所需的循环加载次数迅速减小, 此后循环加载次数随初始静剪应力增大而变小的幅度明显减小很多。这一结果说明饱和南京细砂形成的可液化土层在很小的地面倾斜条件下可能就会很容易发生液化流动滑移大变形。同时, 此阶段也是饱和南京细砂随初始静剪应力比增大而越来越容易液化阶段, 在单向流动累积应变达到 7.5% 时, 所有试样基本上达到了初始液化。因此, 此阶段饱和南京细砂发生单向累积大变形的主要原因应为试样发生了单向液化流动变形破坏。

(2) 第 II 阶段: 当初始静剪应力比 $0.14 \leq SSR \leq 0.22$ 时, 随着初始静剪应力比变大, 达到同一单向流动累积变形所需的循环加载次数呈增加趋势, 尤其是在当初始静剪应力比从 0.18 变化到 0.22 过程中, 达到同一单向流动累积变形所需的循环加载次数急剧增加, 即试验加载方式从双向循环加载变化到单向循环加载时试样的单向流动累积变形特征发生了明显的

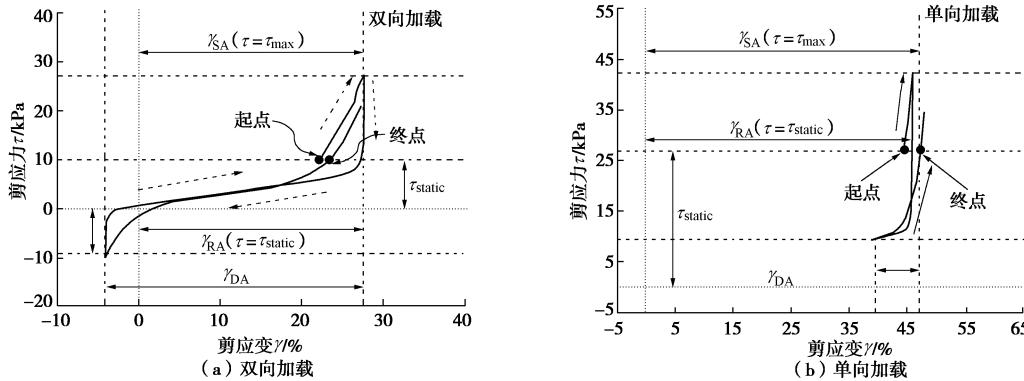


图 11 双向加载与单向加载模式下试样剪应变幅值的定义

Fig. 11 Definition of shear strain amplitude under bidirectional loading or uniaxial loading

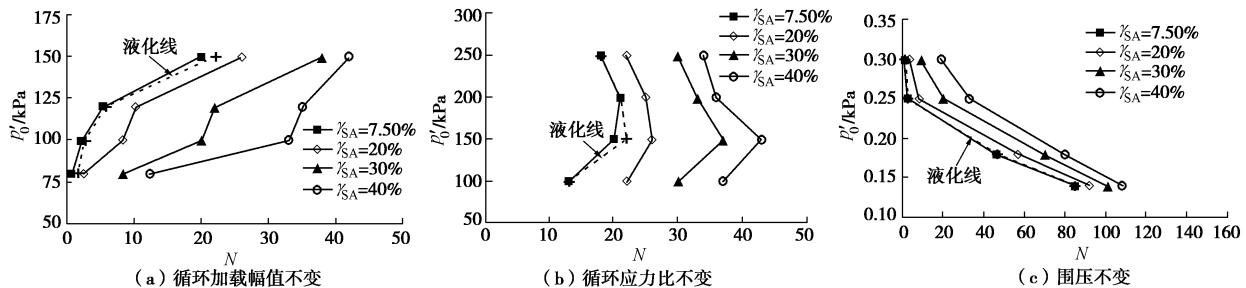


图 12 无初始静剪应力时饱和南京细砂抵抗单向流动累积变形的强度曲线

Fig. 12 Resistances of saturated Nanjing sand against accumulated deformation without initial shear stress

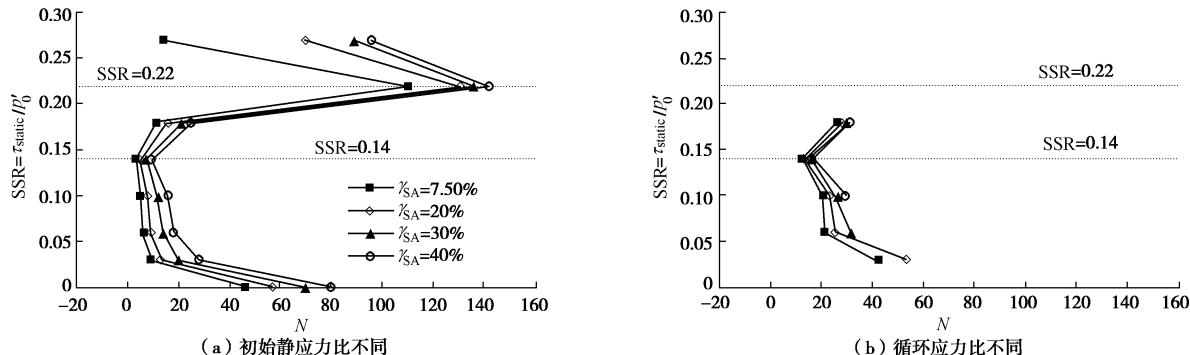


图 13 有初始静剪应力时饱和南京细砂抵抗初始液化和单向流动累积变形的强度曲线

Fig. 13 Resistances of saturated Nanjing sand against initial liquefaction and accumulated deformations with different initial shear stresses。此阶段也是饱和南京细砂越来越不容易产生液化阶段, 根据表 2 可知, 使得该阶段循环加载次数增加的主要原因为达到单向流动累积应变 7.5% 前的循环加载次数的增加。同时, 根据图 7~10 可知, 当初始静剪应力在此阶段变化时, 当试样的单向流动累积应变达到 7.5% 时也基本达到初始液化状态, 即单向累积大变形仍以砂土液化后单向流动累积变形为主, 但是此阶段达到某单向液化累积流动变形所需的循环加载次数明显增多。

(3) 第III阶段: 当初始静剪应力比从 0.22 增加到 0.27 时, 达到同一单向流动累积变形所需的循环加载次数又有所减小, 尤其是当所要达到的单向累积变

形为 7.5% 时的循环加载次数减小最为显著, 随后, 达到较大单向累积变形时所需的振动次数明显增多。根据图 10 可知, 当单向流动累积应变达到 30% 时试样仍还没有发生初始液化, 这一结果说明此阶段试样的单向累积大变形并非由砂土液化后单向液化流动大变形所引起的, 而主要是土样的塑性累积变形, 此阶段明显为土样发生了塑性累积大变形破坏阶段。

(4) 图 13 (b) 给出了达到特大单向液化流动累积变形时初始静剪应力比与振动次数的关系曲线, 曲线变化趋势与达到较小某单向流动累积变形时的趋势一致, 结合图 13 (a) 分析后可以发现, 随着所达到的单向液化流动累积变形变大, 在较小初始静剪应力

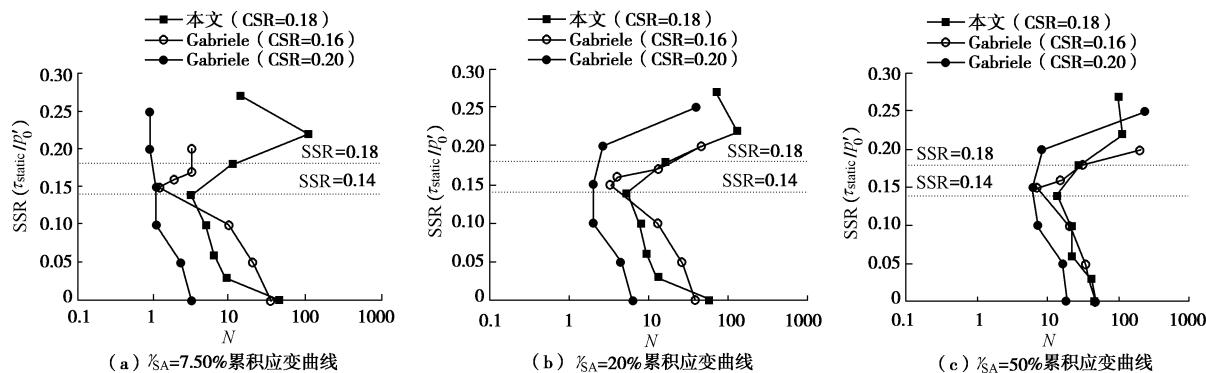


图 14 饱和南京细砂与饱和丰浦砂抵抗初始液化和单向流动累积变形的强度曲线的对比

Fig. 14 Resistances of saturated Nanjing sand against initial liquefaction and accumulated deformations compared with those of Toyoura sand

比条件下 ($SSR = 0.03$) 所需循环加载次数增加也越多, 但是随着初始静应力比增加, 达到更大的单向液化流动累积变形所需增加的循环加载次数有减小的趋势。

2.5 南京细砂与丰浦砂试验结果对比

根据表 1 给出的南京细砂与日本丰浦砂的物理参数对比, 两种砂在主要物理特征上还是比较接近的。另外, Gabriele 等^[7]对日本丰浦砂液化大变形特性的试验方案与本文的试验方案也非常接近。因此, 本文中对南京细砂的试验结果与丰浦砂的试验结果进行了对比分析如下:

(1) 总体来看, 达到同一单向流动累积变形所需循环加载次数随初始静应力比的变化总体趋势基本一致, 即随着初始静剪应力比增大, 单向液化流动累积变形先易后难, 且变化规律的临界点都为初始静剪应力比值略小于循环剪应力比。

(2) 与丰浦砂相比, 当试样从没有初始静剪应力变化到有初始静剪应力时, 饱和南京细砂比丰浦砂更易发生单向液化流动累积变形, 随后初始静剪应力比对南京细砂的单向液化流动累积变形的影响明显弱于对丰浦砂的影响, 造成这一区别的可能原因为南京片状颗粒砂的特殊结构, 导致很小初始静剪应力就会触发相对密度较小的南京片状颗粒砂发生明显的单向液化流动累积变形。

(3) 根据图 14 (a) 可以看出, 当初始静剪应力比接近或者超过循环剪应力比时, 在本文采用的循环剪应力比 ($CSR = 0.18$) 大于丰浦砂试验采用的剪应力比 ($CSR = 0.16$) 情况下, 南京细砂达到初始液化所需的循环加载次数反而比丰浦砂要多得多, 即表明此阶段饱和南京细砂的抗液化强度应远高于丰浦砂。但是, 根据图 14 (b) 可以看出, 当饱和南京细砂初始液化后单向流动累积变形从 7.5% 增大到 20% 时, 其所需增加的循环加载次数又明显小于丰浦砂所需的次

数, 即表明在较大初始静剪应力比条件下饱和南京细砂初始液化后比丰浦砂更易产生单向液化流动累积变形。主要原因可能是在较大初始静应力比条件下片状颗粒砂液化后比圆粒砂更易产生侧向流动大变形。

(4) 通过单向流动累积变形从 20% 变化到 50% 时的曲线对比, 在南京砂循环加载幅值大于日本丰浦砂的加载幅值时, 两者的强度曲线非常接近, 也就是说: 在较小初始静剪应力状态下南京砂初始液化后抗液化流动大变形强度明显强于日本丰浦砂, 而在较大初始静剪应力状态下南京砂抗单向累积变形强度又明显弱于日本丰浦砂。

(5) 根据图 14 (a) 也可以看出, 当初始静剪应力比很大时, 南京细砂和丰浦砂达到同一单向流动累积变形所需的循环加载次数都出现减小的现象, 即都出现当初始静剪应力比很大时土体发生了塑性累积变形破坏。但是, 南京细砂出现塑性累积变形破坏所需的初始静剪应力比比丰浦砂要大得多, 主要原因可能为在较大初始静剪应力作用下饱和南京细砂的片状颗粒之间的互相嵌挤咬合形成了较高的抗剪强度。

3 结 论

本文以南京细砂为研究对象, 采用循环扭剪试验对其液化后特大变形特征进行了试验研究, 主要对不同有效围压和初始静应力比条件下南京细砂的抗液化和抗单向流动累积变形地强度进行了分析, 并与已有丰浦砂类似试验结果进行了对比, 得到以下 6 点结论。

(1) 在进行砂土液化后流动大变形特性循环扭剪试验研究时, 当剪应变幅较小时, 橡皮膜的影响不大。随着剪应变幅的增大, 橡皮膜的影响也越来越大, 未经修正的土样应力应变关系曲线在砂土液化状态下明显偏离理想的“零有效应力”状态。因此, 在进行砂土液化流动大变形的试验中应对试验结果进行膜应力修正。

(2) 在没有初始静剪应力条件下, 试样围压主要对饱和南京细砂抗液化和抗循环剪切流动变形的强度有影响。随着循环剪切流动变形增大, 试验的单向流动累积变形也将有所增加, 但仍主要以循环剪切流动变形为主。同时, 在围压保持不变时, 随着单向累积变形近似等幅逐级增大到 40% 时, 每级所需的循环加载次数却越来越多, 即说明饱和南京细砂初始液化后抗单向流动累积变形的强度也越来越强。

(3) 初始静剪应力对南京细砂抗液化和抗单向流动累积变形的强度有着重要影响, 随着初始静剪应力比的变大, 饱和南京细砂的抗液化和抗单向流动累积变形的强度特征可以分为 3 个不同阶段: 即第一阶段南京细砂的抗液化和抗单向流动累积变形的强度明显降低, 为砂土液化单向流动变形破坏阶段; 第二阶段为初始静剪应力比接近和超过循环动剪应力比时南京细砂的抗液化和抗单向流动累积变形的强度明显增强, 仍主要以液化单向流动变形破坏阶段; 第三阶段为较大初始静剪应力比条件下南京细砂并未发生液化单向流动大变形, 而主要发生了塑性累积变形破坏。

(4) 当初始静剪应力从无到有时, 南京细砂的抗液化和抗单向流动累积变形的强度迅速减小很多, 这一结果明显区别于具有圆粒结构特征的丰浦砂, 主要原因为南京片状颗粒砂的特殊结构, 导致很小初始静剪应力就会触发相对密度较小的南京片状颗粒砂结构发生改变, 使其发生明显的单向液化流动累积变形。

(5) 初始静剪应力比接近和超过循环动剪应力比时, 南京细砂的抗液化和抗累积变形的强度明显高于具有圆粒结构特征的丰浦砂, 尤其是抵抗塑性累积变形破坏的强度更高, 主要原因应为南京细砂的片状颗粒形状在较大初始静剪应力作用下颗粒之间的互相嵌挤咬合形成了较高的抗剪强度。

(6) 本文从宏观上分析了南京片状颗粒砂的初始液化后流动大变形特性区别于具有圆粒结构特征的日本丰浦砂的物理力学机理, 还缺少微观结构的机理性解释, 部分结论还有待于从南京细砂微观颗粒结构出发的动力学试验进行验证与完善。

参考文献:

- [1] HAMADA M. Large ground deformations and their effects on lifelines: 1964 Niigata Earthquake. Case studies of liquefaction and lifelines performance during past earthquake[R]. New York: National Centre for Earthquake Engineering Research, 1992.
- [2] SEED H B, LEE K L. Liquefaction of saturated sands during cyclic loading[J]. J Soil Mech Found Eng Div ASCE 92, 1966(SM6): 105 – 134.
- [3] VAID Y P, THOMAS J. Liquefaction and post liquefaction behavior of sand[J]. J Geotech Eng ASCE, 1995, 121(2): 163 – 173.
- [4] HYODO M, TANIMIZU H, YASUFUKU N, et al. Undrained cyclic and monotonic triaxial behaviour of saturated loose sand[J]. Soils and Foundations, 1994, 34(1): 19 – 32.
- [5] 周燕国, 梁田, 李永刚, 等. 含黏粒砂土场地液化离心机振动台试验研究[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(9): 1650 – 1658. (ZHOU Yan-guo, LIANG Tian, LI Yong-gang, et al. Site liquefaction of sand containing clay by centrifuge shaking table tests[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(9): 1650 – 1658. (in Chinese))
- [6] 周健, 陈小亮, 杨永香, 等. 饱和层状砂土液化特性的动三轴试验研究[J]. 岩土力学, 2011, 32(4): 967 – 973. (ZHOU Jian, CHEN Xiao-liang, YANG Yong-xiang, et al. The characteristics of liquefaction of Saturated layered soil by dynamic triaxial tests[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(4): 967 – 973. (in Chinese))
- [7] RAHMAN M M, LO S C R. Effect of sand gradation and fines type on liquefaction behavior of sand-fines mixture[J]. Geotechnical Special Publication, 2011(318): 1 – 11.
- [8] SZE H Y, YANG J. Failure modes of sand in undrained cyclic loading: impact of sample preparation[J]. J Geotech Geoenviron Eng, 2014, 140: 152 – 169.
- [9] 张建民, 王刚. 砂土液化后大变形的机理[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(7): 835 – 840. (ZHANG Jian-min, WANG Gang. The mechanism of large deformation after sand liquefaction[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(7): 835 – 840. (in Chinese))
- [10] 张建民. 砂土动力学若干基本理论探究[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(1): 1 – 50. (ZHANG Jian-min. Several research of basic theory of sandy soil dynamics[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(1): 1 – 50. (in Chinese))
- [11] 陈育民, 刘汉龙, 邵国建, 等. 液化及液化后砂土的流动特性分析[J]. 岩土工程学报, 2009, 31(9): 1408 – 1413. (CHEN Yu-min, LIU Han-long, SHAO Guo-jian, et al. Liquefaction and post-liquefaction flow behavior of sand [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 31(9): 1408 – 1413. (in Chinese))
- [12] 刘汉龙, 周云东, 高玉峰. 砂土地震液化后大变形特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2009, 24(2): 142 – 146. (LIU Han-long, ZHOU Yun-dong, GAO Yu-feng. The study of extremely large post-liquefaction flow deformations of saturated sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 24(2): 142 – 146. (in Chinese))
- [13] 徐小敏. 砂土液化及其判别的微观机理研究[D]. 杭州:

- 浙江大学, 2012. (XU Xiao-min. The study of microscopic mechanism of saturated sand liquefaction evaluation[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2012. (in Chinese))
- [14] SHAMY UE, DENISSEN C. Microscale characterization of energy dissipation mechanisms in liquefiable granular soils[J]. Computers and Geotechnics, 2010, 37(7): 846 – 857.
- [15] CHIARO G, KIYOTA T, DE SILVA L, et al. Extremely large post-liquefaction deformations of saturated sand under cyclic torsional shear loading[C]// Earthquake Geotechnical Engineering Satellite Conference VX II th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering. Alexandria, 2009.
- [16] CHIARO G, KIYOTA T, KOSEKI J. Strain localization characteristics of loose saturated Toyoura sand in undrained cyclic torsional shear tests with initial static shear[J]. Soils and Foundations, 2012, 52(3): 498 – 510.
- [17] KIYOTA T, JUNICHI K, TAKESHI S. Relationship between limiting shear strain and reduction of shear moduli due to liquefaction in large strain torsional shear tests[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2013, 49: 122 – 134.
- [18] 陈文化, 孙 谋, 刘明丽, 等. 南京细砂的结构特性与地铁地基液化判别[D]. 岩土力学, 2003, 24(5): 755 – 758. (CHEN Wen-hua, SUN Mou, LIU Ming-li, et al. Study of Nanjing sand structural characteristics and the subway foundation liquefaction estimation[D]. Rock and Soil Mechanics, 2003, 24(5): 755 – 758. (in Chinese))
- [19] 吴焕然. 南京细砂颗粒形状及静态液化特性研究[D]. 南京: 南京大学, 2014. (WU Hunran. Study of Nanjing sand particle shape and static liquefaction characteristics[D]. Nanjing: Nanjing University, 2014. (in Chinese))
- [20] 朱建群, 孔令伟, 钟方杰. 南京细砂强度特征与静态液化现象分析[J]. 岩土力学, 2008, 29(6): 1461 – 1466. (ZHU Jian-qun, KONG Ling-wei, ZHONG Fang-jie. Analysis of Nanjing sand strength characteristics and the static liquefaction phenomenon[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(6): 1461 – 1466. (in Chinese))

2nd International Symposium on Asia Urban GeoEngineering

24(Fri.)-27(Mon.) November 2017

Hunan University
Changsha, China

Host: International Society for Soil Mechanics and Geotechnical Engineering ATC6.

Organizers: Hunan University, Tianjin University, Chinese Institution of Soil Mechanics and Geotechnical Engineering.

Website: <http://www.isaug2017.org/>

Invitation: You are warmly invited to attend the 2nd International Symposium on Asia Urban GeoEngineering on November 24-27, 2017 in Changsha, a historical and modern city in Hunan, China. The aim of this symposium is to share ideas and experiences about urban geoengineering in Asian countries among engineers, researchers and academia professors.

Symposium theme: Environmental friendliness, sustainability and diversity in urban geoengineering.

Topics: ①Fundamental behavior and constitutive model of geomaterials; ②Excavation engineering; ③Tunnelling; ④Urban environmental geotechnical problems and disaster effects; ⑤Risk and safety assessment, management and control in urban geoengineering; ⑥Design standards of deep excavation among asian countries.

Conference Language: The official language of the conference will be English.

Important dates: Abstract submission deadline: Dec. 31, 2016; Abstract submission notice: Feb. 28, 2017; Full paper

submission deadline: Apr. 30, 2017; Full paper submission notice: Jun. 30, 2017; Early bird registration open: Mar. 31, 2017; Symposium: Nov. 24~27, 2017.

Abstracts and paper submission: The abstract should be written in English and should clearly explain the contents of the studies discussed. The abstract (no more than 800 words) must include the title of the paper, authors, affiliation of authors, e-mail address of corresponding author, 4-5 keywords and the text in English. The content of the full papers submitted should be scientific, advanced, innovative, and must not have been published in any academic journals or reported in any academic meetings. Please send it to our official mailbox: urban.geoeng@163.com, with your telephone number.

The author of the selected paper will be invited to make an oral presentation on the 2nd-ISAUG. Accepted papers will be published in <>Proceeding of 2nd International Symposium on Asia Urban GeoEngineering>>, and the selected papers after peer-review will be recommended to be published in Journal of Zhejiang University-SCIENCE A (Applied Physics & Engineering).

Correspondence: Dr. Xin Tan, College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, Hunan Province, China, Tel: +86-731-88821342; Email: urban_geoeng@163.com.