

DOI: 10.11779/CJGE2016S2024

# 饱和南京砂液化后循环加载的动力表观黏度分析

胡中华, 王 瑞, 庄海洋\*, 陈国兴

(南京工业大学岩土工程研究所, 江苏 南京 210009)

**摘 要:** 饱和砂土在地震作用下会发生液化变形, 从而引起建立在其上的建(构)筑物发生破坏。为了对饱和砂土液化后大变形的流体特性进行研究, 采用英国 GDS 公司的空心圆柱扭剪仪进行了饱和砂土液化后循环加载的流动性特性试验研究, 在试验中循环加载直至双幅剪应变达到 100%。通过对试验结果的分析, 主要研究了初始静剪应力及有效围压对饱和南京砂液化后发生大变形时的流体特性的影响规律。研究结果表明: 根据超孔压比确定的“零有效应力”状态末端试样其实已经进入剪胀阶段, 即超孔压的反应与液化时“零有效应力”状态相比具有明显的滞后效应; 初始静剪应力主要对饱和南京砂初始液化后的“零有效应力”阶段的表现黏度与剪应变率关系曲线的影响较大, 反而对反向卸载段的关系曲线影响较小。同时, 试验结果表明砂土液化后循环加载条件下砂土的流动性明显比单调加载条件下的流动性大的多。

**关键词:** 砂土液化大变形; 初始静剪应力; 有效围压; 流动特性

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2016)S2-0149-06

**作者简介:** 胡中华(1990-), 男, 硕士研究生, 主要从事岩土地震工程的教学和科研。E-mail: huzhonghua1990@sina.com。

## Apparent kinetic viscosity of saturated Nanjing sand due to liquefaction-induced large deformation in torsional shear tests

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

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

**Abstract:** The post-liquefaction dynamic flow deformation of saturated sand may cause severe damages on the ground and underground structures. To investigate the dynamic flow characteristics of the post-liquefied saturated sand, a series of undrained cyclic torsional shear tests on saturated Nanjing sand are conducted using the hollow column torsional shear apparatus by applying and measuring double amplitude shear strain up to about 100%. Based on the test results, how the effective confining pressure and the initial shear stress affect its dynamic flow characteristics in the liquefaction state is analyzed. The results show that the sample is actually in the dilation state at the end of "zero effective stress" determined by the excess pore pressure ratio. In other word, compared with the post-liquefaction "zero effective stress" state, the response of the excess pore pressure is hysteretic. The initial static shear stress has great effect on the apparent viscosity-strain rate relationship curves of saturated Nanjing sand in the "zero effective stress" state and the dilation state, while it has little effect on the apparent viscosity-strain rate relationship curves of saturated Nanjing sand in the reversal unloading state. Meanwhile, the easy flow property of saturated Nanjing sand under cyclic loading is obvious stronger than that under monotonic loading.

**Key word:** post-liquefaction flow deformation of saturated sand; initial shear stress; effective confining pressure; flow characteristic

## 0 引 言

饱和砂土在地震作用下会产生交变应力, 从而导致振动孔隙水压力的上升, 使得饱和砂土的应力状态逐渐朝着零有效应力的状态发展。当饱和砂土中的有效应力第一次达到零时, 则认为饱和砂土达到了“初始液化”状态。可液化的倾斜场地在地震作用下发生液化后, 在地震荷载与驱动静剪应力的共同作用下, 将会导致倾斜场地发生特大变形。1964 年的新泻地震

导致倾斜的可液化场地产生了数米的位移; 1983 年的日本地中海地震由于驱动剪应力的存在使得地表倾斜及靠近河岸、海岸的场地产生了很大的水平向永久变形; 由于场地的严重变形, 导致建立在场地上的建(构)

**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:** 2016-05-19

**\*通讯作者** (E-mail: zhuang7802@163.com)

筑物以及地下结构物发生了严重的破坏。

认为液化后的饱和砂土具有流体的特性最早源于 Sasaki 等<sup>[1]</sup>试验结果,液化后的饱和砂土与流体非常相似,可以通过总水力梯度来控制液化层的变形方向; Miyajima 等<sup>[2]</sup>、Tamate 等<sup>[3]</sup>、Towhata 等<sup>[4]</sup>通过拖球和拖管试验进一步证实了液化后的饱和砂土具有流体的性态;陈文化<sup>[5]</sup>利用 MTS 动三轴仪进行了初步的流滑试验;陈育民等<sup>[6-7]</sup>首次引入流体力学中表观黏度与剪应变率的概念,分析了液化后饱和砂土的流动特性;王志华等<sup>[8]</sup>利用动态圆柱扭剪仪,基于实验得到了应力-应变率关系曲线,定义了反应饱和砂砾土流动性的平均流动系数和流动性水平。

然而,在以往的剪切试验中,试样达到的最大剪应变幅被限制在了 20% 以内,而已有的震害资料表明可液化的倾斜场地产生的剪应变往往远远大于该值,利用以往试验得出的结果在工程中对土体的液化后大变形进行预测价值不大。同时,已有对砂土液化后流体特征的试验研究中,主要基于对饱和砂土试样先施加循环荷载达到液化后再施加单调荷载来测试液化后砂土的静力流体特征,这一试验加载方式与现场实际情况存在明显的差别。鉴于此,本文采用了南京工业大学岩土工程研究所购置的英国 GDS 公司空心圆柱扭剪仪对饱和南京细砂进行了一系列循环扭剪试验,试验中当砂土达到液化后继续施加循环荷载,直至控制试样的循环双幅剪应变达到 100%。在此基础上,对饱和南京砂初始液化后循环加载条件下的流体力学特性进行了分析,进一步加深对砂土液化后流动大变形特性的理解与机理分析,为相关的计算方法和工程实践提供有效的科学依据和指导。

## 1 试验概况

本文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,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。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,每装完一层南京砂都要进行振动击实。试验加载模式分为双向加载、单调加载和单向加载,当循环加载到试样液化后继续施加循环荷载直至土样的双幅剪应变接近 100%。具体试验仪器介绍、南京砂的物理状态、试验加载方法和试验工况等具体介绍见文献[9]。

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。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。因此,本文的试验结果将采用实验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,具体修正方法和效果见文献[9]。

循环扭剪试验中,无初始静剪应力作用时液化后饱和南京细砂的超孔压比、表观动力黏度、剪应力与剪应变的关系,以及剪应力与剪应变率的关系曲线如图 1 所示。图中用箭头标明了试验进行的方向,并用数字进行了区段的划分。为了便于在对数坐标中绘制出表观动力黏度—剪应变关系曲线,对图中的表观动力黏度值进行了取绝对值处理。

为了便于对数据进行整理分析,将液化后的每周循环扭剪曲线分为两个“半周”,图 1 标明了各半周的起点和终点。液化后继续对试样进行循环加载时,每一周要经过两次加载和两次卸载过程。在加载阶段,试样的超孔压比接近于 1 时(图中 1—2, 4—5),试样的剪应变在极低的剪应力作用下得到了快速的发展,此时剪应变率逐渐增大,表观动力黏度的数值较小,试样处在低强度段阶段;在试样的超孔压比减小时(图中 2—3, 5—6),剪应力与剪应变率的关系曲线出现了拐点,剪应变率逐渐减小为零,试样的表观动力黏度迅速增大,试样的剪应变在较大的剪应力作用下增长缓慢。在反向卸载阶段(图中 3—4, 6—7),超孔压比逐渐升高,表观动力黏度逐渐减小,试样进入了逆加载阶段。

从图中可以看出,在液化后的循环扭剪过程中,试样的有效应力两次经过了零点,而每周扭剪过程中剪应变的差别主要产生在有效应力通过零点的时刻。根据加载过程中超孔压比的变化,把一周循环加载中超孔压比大于 0.98 时的状态定义为“零有效应力”状态,反之则为“非零有效应力”状态。根据上述分析,初始液化后产生的剪应变  $\gamma$  可以根据其产生时对应的应力状态分解为两个分量:“零有效应力”状态下产生的剪应变  $\gamma_0$ ,“非零有效应力”状态下产生的剪应变  $\gamma_d$ ,则液化后产生的总剪应变  $\gamma$  可用公式  $\gamma = \gamma_0 + \gamma_d$  来表达。由于本文主要研究的是饱和砂土在大变形下的流动特性,故在整个加载历程中只选取单幅剪应变值超过 7.5% 时所对应的加载周数进行分析,并把单幅剪应变值达到 10% 的加载周数的两个“半周”,分别命名为“ $\gamma=10\%$  第 1 半周”、“ $\gamma=10\%$  第 2 半周”;单幅剪应变值达到 20% 的加载周数的两个“半周”,分别命名为“ $\gamma=20\%$  第 1 半周”、“ $\gamma=20\%$  第 2 半周”

依此类推。

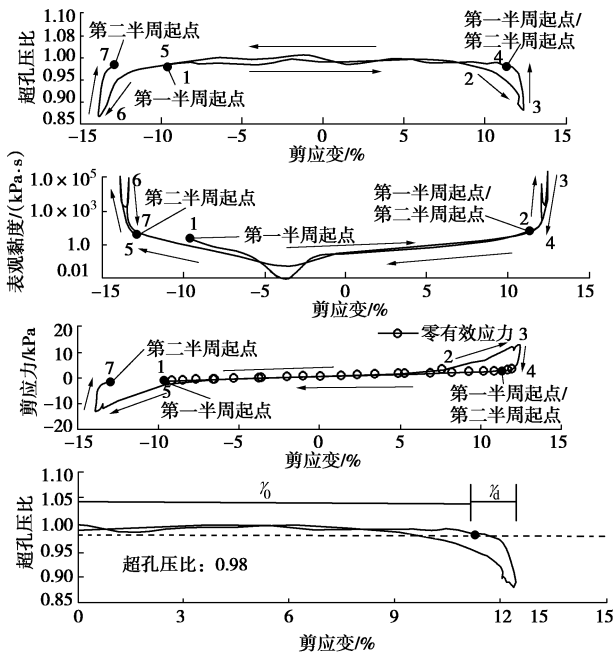


图1 液化后超孔压比, 表观动力黏度、剪应力与剪应变关系曲线及剪应力与剪应变率关系曲线

Fig. 1 Relationship curves among apparent viscosity, pore pressure ratio, stress, strain relation and stress-strain rate

## 2 实验结果分析

### 2.1 不同有效围压时饱和南京细砂流动特性的影响分析

在流体力学中, 通常需要研究流体的剪应力-剪应变率的关系, 因此在分析液化后砂土的流动特性时, 也采用了剪应变率的概念。饱和砂样的剪应变率可由试验数求得

$$\dot{\gamma}_i = \frac{1}{2} \left( \frac{\gamma_{i+1} + \gamma_i}{t_{i+1} - t_i} + \frac{\gamma_i + \gamma_{i-1}}{t_i - t_{i-1}} \right), \quad (1)$$

式中,  $\dot{\gamma}_i$  为  $t_i$  时刻的剪应变率,  $\gamma_{i-1}$ ,  $\gamma_i$  和  $\gamma_{i+1}$  分别为  $t_{i-1}$ ,  $t_i$  和  $t_{i+1}$  时刻的剪应变值。

根据剪应力-剪应变率的关系曲线可求得表观动力黏度:

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}}, \quad (2)$$

式中,  $\eta$  为表观动力黏度,  $\tau$  为剪应力,  $\dot{\gamma}$  为剪应变率。表观动力黏度的国际单位为  $\text{Pa} \cdot \text{s}$ , 由于计算中发现液化后的饱和砂土的表观动力黏度值较大, 所以在计算分析时取单位  $\text{kPa} \cdot \text{s}$ 。

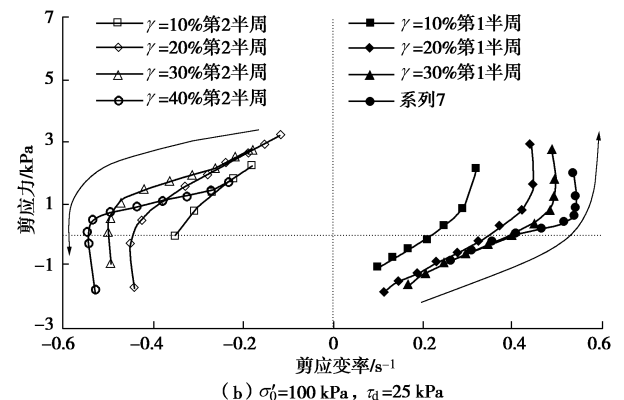
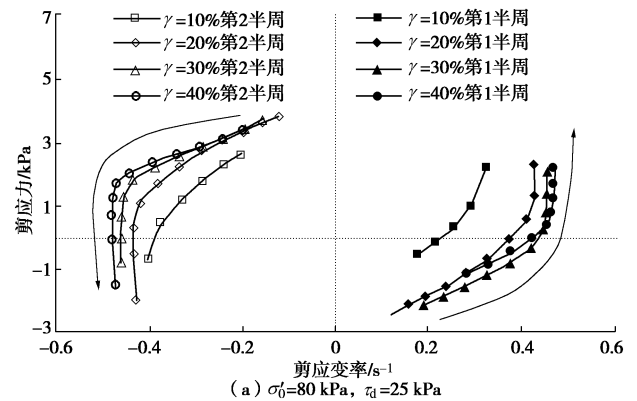
当保持动荷载幅值等于 25 kPa 不变时, 有效围压剪从 80 kPa 变化到 150 kPa 的试验, 试验所得在“零有效应力”状态下 (即根据动孔压比来判断) 剪应力与剪应变率的关系如图 2 所示。对图 2 进行对比分析

发现:

(1) 图中各半周的剪应力与剪应变率关系呈现出相同的规律, 在剪应变率为正的半周, 剪应变率随着剪应力的增大而增大, 剪应力与剪应变率曲线是一条下凸曲线; 在剪应变率为负的半周, 剪应变率随着剪应力的减小而减小, 剪应力与剪应变率的曲线是一条上凸曲线。总体来看, 在“零有效应力”阶段剪应力和剪应变率之间呈明显的非线性关系。

(2) 当砂土液化后达到的循环剪应变幅较小时, 试样的剪应力与剪应变率关系曲线变化平顺, 然而当加载次数增加所引起的循环剪应变幅增大时, 在试样的剪应力与剪应变率关系曲线的加载末端出现明显的拐点, 拐点后在剪应变率基本不变的情况下剪应力迅速增大。究其原因, 可能是当砂土初始液化后在较多后续循环荷载作用下动孔压比的反应与液化时“零有效应力”状态相比具有明显的滞后效应, 即在根据动孔压比确定的“零有效应力”状态末端试样其实已经进入剪胀阶段。

(3) 循环加载周数对剪应力与剪应变率关系曲线的形状几乎没有影响。但是, 总体上随着初始液化后加载次数的增多, 将造成“零有效应力”状态下剪应变率随剪应力的增加速度变快, 且达到的最大剪应变率也随之增加。尤其是砂土在初始液化后当循环剪应变幅从 10% 变化到 20% 时剪应变率有大幅提升。



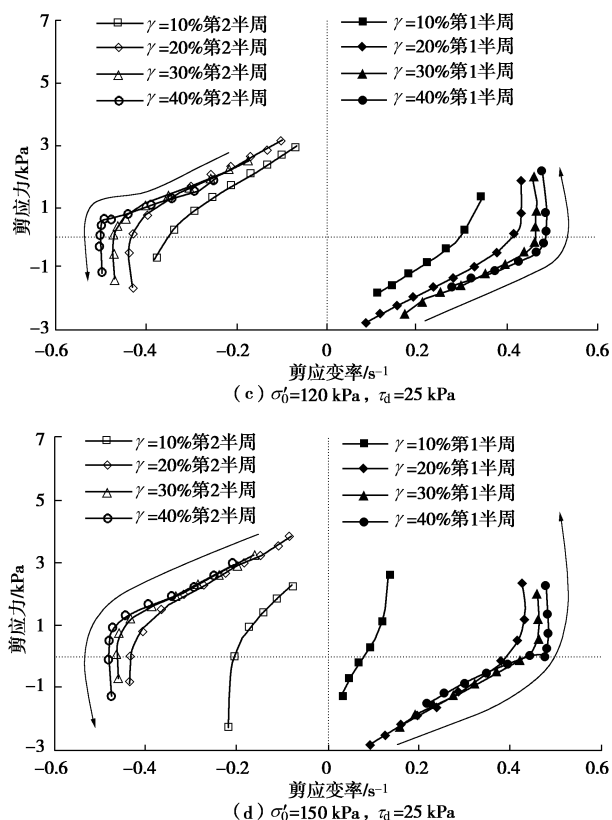


图2 “零有效应力”状态下剪应力与剪应变率关系曲线

Fig. 2 Stress-strain rate relationship curves of saturated Nanjing sand in zero effective stress state

## 2.2 不同加载幅值条件下饱和南京砂的流体动力学特性

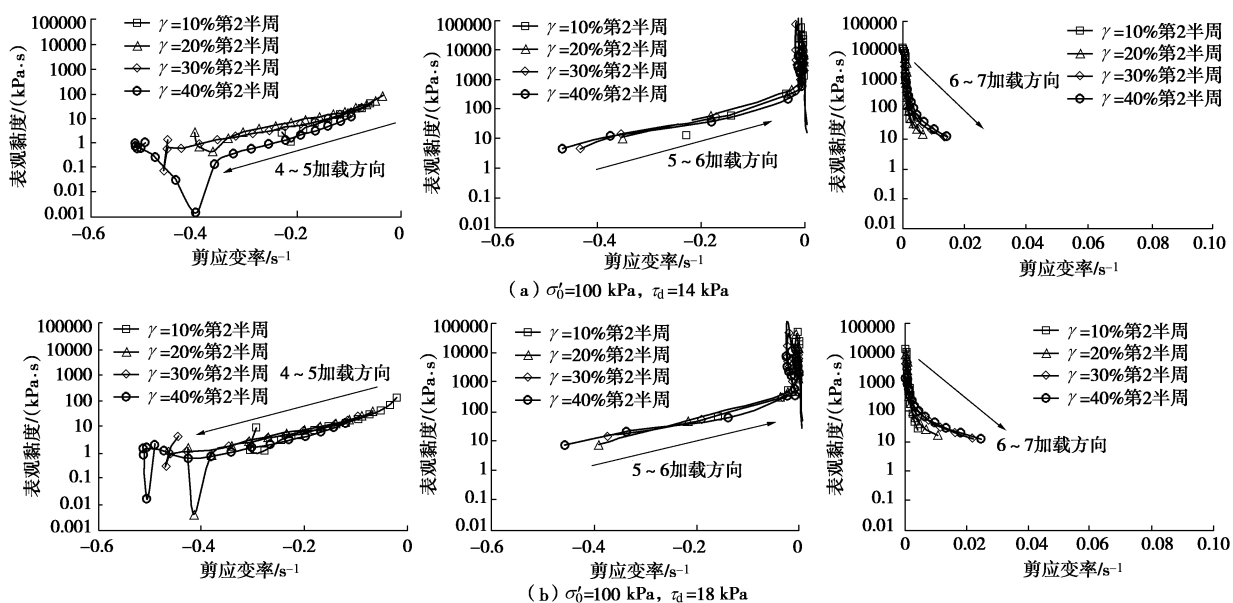
图3给出了不同加载幅值条件下饱和南京砂表观黏度与剪应变率的关系曲线, 总体来看, 加载幅值对不同加载阶段饱和南京砂的表观黏度与剪应变率关系曲线的影响规律基本相似于围压的影响, 都主要对反向再加载阶段的关系曲线有明显的影

响。随着循环加载幅值的不断增大, 上述变化规律越明显, 造成上述影响规律的主要原因应为: 循环加载幅值的变大将导致液化后砂土在剪胀阶段的强度恢复较多, 因此在反向再加载阶段试样达到再次液化的加载历程也更长, 将导致饱和南京砂在反向卸载段表观黏度与剪应变率的关系曲线变缓。根据图3也可以发现, 当加载幅值较小时, 随着饱和南京砂初始液化后达到的循环剪应变幅增大, “零有效应力”阶段的表观黏度与剪应变率的关系曲线有所下移。然而, 当加载幅值较大时, 随着饱和南京砂初始液化后达到的循环剪应变幅增大, “零有效应力”阶段的表观黏度与剪应变率关系曲线反而又有上移的变化趋势。

## 2.3 不同初始静剪应力条件下饱和南京砂流体动力学特性

当试样施加初始静剪应力时, 在循环加载后饱和南京砂的应力应变关系曲线将发生单方向偏移, 其具体效果见文献[9]。因此, 其在加载第一半周的应力应变关系曲线更能代表试样液化后的流体动力学特征。图3给出了不同初始静剪应力条件下饱和南京砂初始液化后对应于第一半周加载段的表观黏度与剪应变率之间的关系曲线, 与图2对比, 可以发现如下的不同规律:

(1) 初始静剪应力的变化对饱和南京砂初始液化后“零有效应力”阶段的表观黏度与剪应变率关系曲线的影响相对较大。总体来看, 当初始静剪应力从3 kPa变化到14 kPa时, “零有效应力”阶段的表观黏度随剪应变率的变化有趋缓的趋势, 尤其是当初始静剪应力为10 kPa和14 kPa时, 表观黏度基本不随剪应



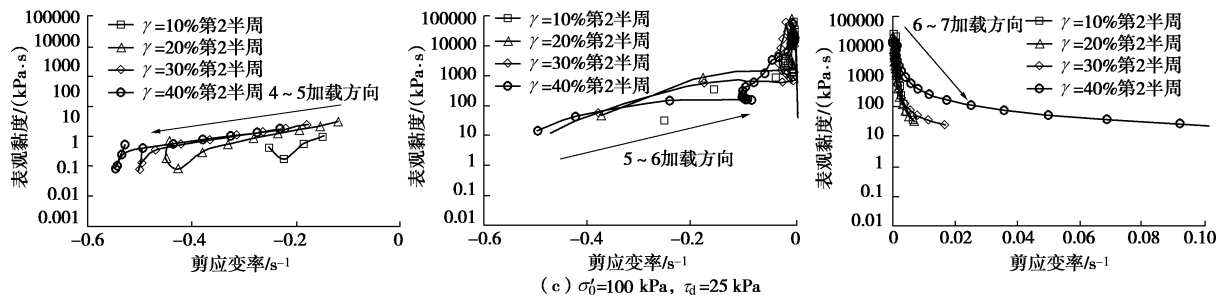


图 3 不同加载幅值条件下饱和南京砂初始液化后不同加载阶段表观黏度与剪应变率的关系曲线

Fig. 3 Apparent viscosity-strain rate relationship curves of saturated Nanjing sand under different cyclic loading amplitudes

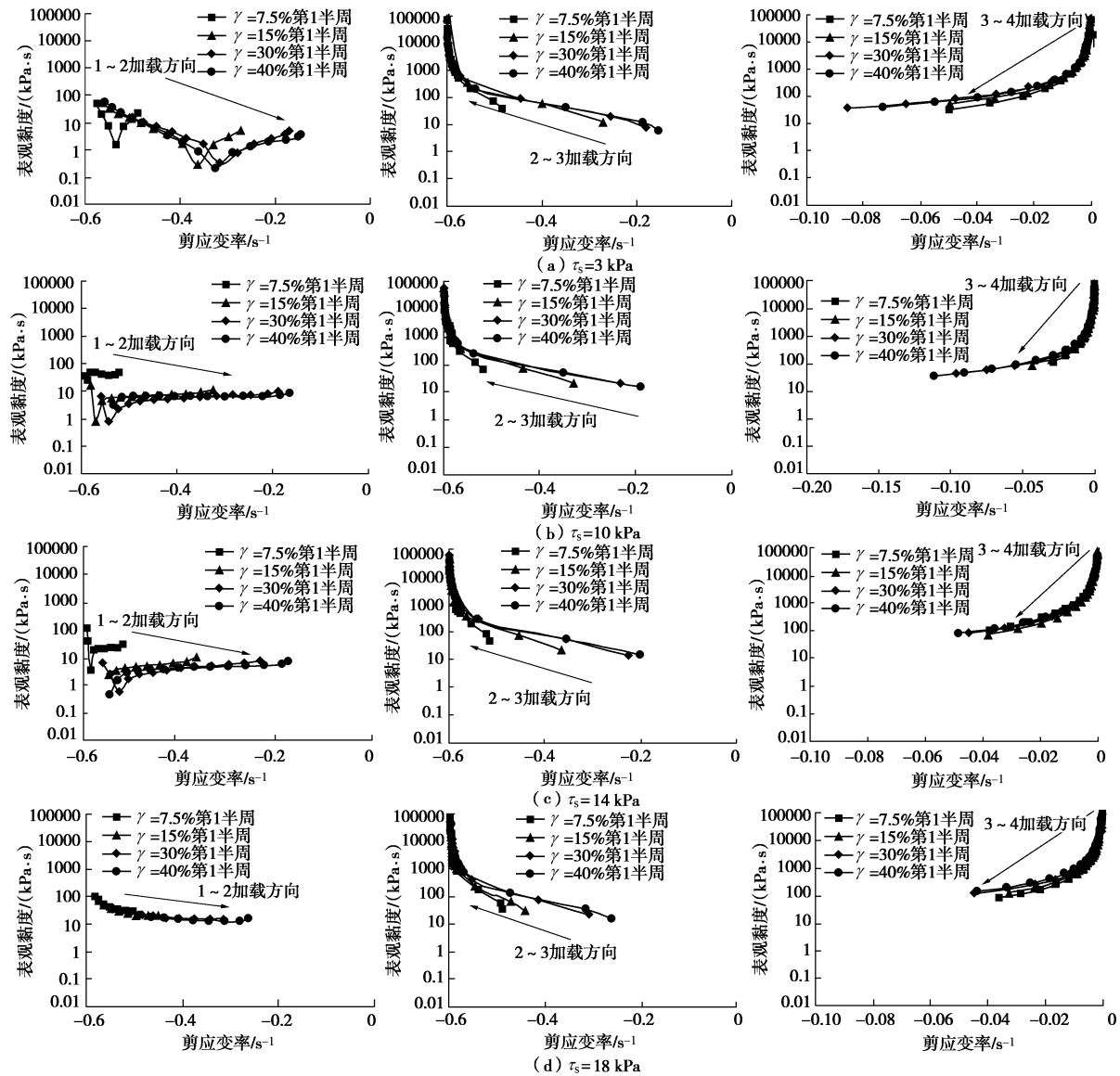


图 4 不同初始静应力条件下饱和南京砂初始液化后不同加载阶段表观黏度与剪应变率的关系曲线

Fig. 4 Apparent viscosity-strain rate relationship curves of saturated Nanjing sand under different initial static shear stresses

变率的变化而变化。同时, 在所有的有初始剪应力的试验中, 试样初始液化后随循环加载所达到的剪应变幅变大“零有效应力”阶段的最大剪应变率都有明显增大趋势, 但整个曲线没有明显的变化规律可循。

(2) 总体来看, 初始静剪应力对饱和南京砂在剪胀阶段和反向卸载阶段的表观黏度与剪应变率关系曲线的影响不大。当饱和南京砂初始液化后, 随着循环

加载达到更大的剪应变幅值时, 试样在该两个阶段的表观黏度都有增大的趋势, 在剪胀阶段表现的更为明显。同时, 在剪胀阶段表观黏度与剪应变率关系曲线在较小剪应变率阶段也变得连续光滑。

(3) 当初始静剪应力增大到 18 kPa 时, 即由所谓的双向循环加载变为单向循环加载时饱和南京砂初始液化后“零有效应力”阶段的表观黏度从 100 kPa·s

减小到 10 kPa·s, 该阶段表观黏度明显大于其它所有的对应试验结果(一般介于 20 kPa·s 和 1 kPa·s 之间), 造成上述影响的主要原因还有待进一步分析。

### 3 结 论

本文以南京砂为研究对象, 考虑初始静剪应力、加载幅值及有效围压的影响, 通过循环扭剪试验使得试样在循环加载条件下直至最大双幅剪应变接近 100%, 对其初始液化后循环加载条件下的流体动力学特征进行了分析。从对本文的试验结果的对比分析, 得到的主要研究结论如下:

(1) 饱和南京砂初始液化后在“零有效应力”阶段的剪应力与剪应变率的关系呈明显的非线性变化。尤其是在试样的剪应力与剪应变率关系曲线的加载末端出现明显的拐点, 拐点后在剪应变率基本不变的情况下剪应力迅速增大。造成上述现象的原因可能是根据超孔压比确定的“零有效应力”状态末端试样其实已经进入剪胀阶段, 即超孔压的反应与液化时“零有效应力”状态相比具有明显的滞后效应。

(2) 当砂土样液化后达到的循环剪应变幅较小时, 试样的剪应力与剪应变率关系曲线变化平顺, 然而当加载次数增加所引起的循环剪应变幅增大时, 在试样的剪应力与剪应变率关系曲线的加载末端出现明显的拐点, 拐点后在剪应变率基本不变的情况下剪应力迅速增大。究其原因, 可能是当砂土初始液化后在较多后续循环荷载作用下动孔压比的反应与液化时“零有效应力”状态相比具有明显的滞后效应, 即在根据动孔压比确定的“零有效应力”状态末端试样其实已经进入剪胀阶段。

(3) 初始静剪应力主要对饱和南京砂初始液化后的“零有效应力”阶段的表观黏度与剪应变率关系曲线的影响较大, 反而对反向卸载段的关系曲线影响较小。当在单向循环加载条件下饱和南京砂在“零有效应力”阶段的表观黏度明显相对较大, 具体原因有待进一步分析。

(4) 与以往的类似试验结果进行对比<sup>[6-7]</sup>, 可以发现本文的饱和南京砂在“零有效应力”阶段的表观黏度主要在 20 kPa·s 和 1 kPa·s 之间变化, 明显小于已有的相关试验结果(主要集中在 100 kPa·s 和 10 kPa·s 之间)。主要原因可能为本文试验的对象为具有明显片状颗粒特征的饱和南京砂明显区别于其他试验的砂样, 同时本文是基于循环动扭剪加载试验结果的分析, 与液化后静扭剪试验相比, 更能反应砂土液化过程中的动力流体特征。

### 参考文献:

- [1] SASAKI Y, TOWHATA I, TOKIDA K I, et al. Mechanism of permanent displacement of ground caused by liquefaction[J]. Soils and Foundations, 1992, **32**(3): 79 - 96.
- [2] MIYAJIMA M, KITaura M, KOIKE T, et al. Experimental study on characteristics of liquefied ground flow[C]// The First International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering. Balkema, 1995: 969 - 974.
- [3] TAMATE S, TOWHATA I. Numerical simulation of ground flow caused by seismic liquefaction [J]. Soils Dynamics and Earthquake Engineering, 1999, **18**: 473 - 485.
- [4] TOWHATA I, VARGAS-MONGE W, ORENSE R P, et al. Shaking table tests on subgrade reaction of pipe embedded in sandy liquefied subsoil[J]. Soils Dynamics and Earthquake Engineering, 1999, **18**: 347 - 361.
- [5] 陈文化. 液化流滑变形模型及初步实验[J]. 自然灾害学报, 2004, **13**(3): 75 - 80. (CHEN Wen-hua. Flow-slip deformations induced by seismic liquefaction and preliminary test results[J]. Journal of Natural Disasters, 2004, **13**(3): 75 - 80. (in Chinese))
- [6] 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, SHAN 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))
- [7] 陈育民, 刘汉龙, 周云东. 液化及液化后砂土的流动特性分析[J]. 岩土工程学报, 2006, **28**(9): 1139 - 1143. (CHEN Yu-min, LIU Han-long, ZHOU Yun-dong. Liquefaction and post-liquefaction flow behavior of sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, **28**(9): 1139 - 1143. (in Chinese))
- [8] 王志华, 周恩全, 吕 丛, 等. 基于流动性的饱和砂砾土液化机理[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(10): 1816 - 1722. (WANG Zhi-hua, ZHOU En-quan, LÜ Cong, et al. Liquefaction mechanism of saturated gravelly soils based on flowing property[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(10): 1816 - 1722. (in Chinese))
- [9] 庄海洋, 胡中华, 王 瑞, 等. 饱和南京砂初始液化后特大流动变形特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2016. (ZHUANG Hai-yang, HU Zhong-hua, WANG Rui, et al. Extremely large post-liquefaction flow deformations of saturated Nanjing sand by the cyclic torsional shear loading tests[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016. (in Chinese))