DOI：10.16285/j.rsm.2017.12.007

南京饱和细砂液化后大变形条件下动剪切模量衰减特征研究

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：针对南京饱和细砂液化后特大变形条件下（双幅剪应变接近 100%）应力-应变关系特征，分析了有效围压和初始静剪应力比等因素对南京饱和细砂初始液化后特大变形条件下应力-应变关系曲线的影响规律，即在液化后多次循环加载条件下零有效应力阶段、剪胀阶段和反向卸载阶段的剪切模量随单向流动累积变形的衰减特征。结果表明：有效围压、初始静剪应力和循环加载幅值对南京饱和细砂初始液化后特大变形条件下应力-应变关系曲线在零有效应力阶段和剪胀阶段的剪切模量大小及其衰减特征的影响不明显，而对反向卸载阶段的剪切模量大小和衰减特征的影响相对较大。随着有效围压和加载幅值分别增大，南京饱和细砂初始液化后特大变形条件下应力-应变关系曲线反向卸载阶段剪切模量都有明显增大的趋势，同时其剪切模量随后续循环加载次数的衰减速度也变快。但随着初始剪应力的增大，该阶段剪切模量随后续循环加载次数的衰减速度有减慢的趋势。同时，基于试验结果，给出了南京饱和细砂初始液化后特大变形条件下应力-应变关系曲线在不同阶段的剪切模量与单向流动累积变形有关的衰减函数及其拟合参数确定方法。

关 键 词：南京饱和细砂；液化流动特大变形；剪切模量衰减；循环加载幅值；初始剪应力比

中图分类号：TU 452 **文献识别码：**A **文章编号：**1000－7598 (2017) 12－3445－09

Shear moduli reduction of saturated Nanjing sand under large deformation induced by liquefaction

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

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

Abstract: To study the post-liquefaction stress-strain relationship of saturated Nanjing sand, shear moduli reduction in the liquefaction state, the dilation state and the unloading state were investigated under different loading conditions. As results, the effective confining pressure, the initial shear loading, and the amplitude of cyclic loading have less effect on shear moduli reduction of saturated Nanjing sand in the liquefaction state and the dilation state. However, these factors have great effect on shear moduli reduction of saturated Nanjing sand in the unloading state. As the effective confining pressure and the cyclic loading amplitude increasing, the post-liquefaction shear moduli of saturated Nanjing sand in unloading stage are all stronger and the shear moduli soften faster under the subsequent cyclic loadings. Meanwhile, as the initial shear stress increasing, the post-liquefaction shear moduli of saturated Nanjing sand are also stronger, but it softens slower under the subsequent cyclic loadings. Based on the test results, the decay function of the shear moduli of saturated Nanjing sand in different loading stages are also given.

Keywords: saturated Nanjing sand; liquefaction-induced extreme flow large deformation; shear moduli decay; cyclic loading amplitude; initial shear stress ratio

1 引 言

砂土液化引起的场地侧向流动变形将会导致地面滑移达到数米的量级。例如，1964 年的新泻地震和 1983 年的日本海中部地震的震害调查中，倾斜砂土场地的地面位移达到了 12.71 m[1]；1971 年美国圣费尔南多地震中地面侧向位移达到了 3 m 多；1995 年日本阪神大地震中，在大阪、神户沿海回填土场地和人工岛地区都发生了极度液化，引起了大范围的地基水平方向永久变形，最大水平永久位移

收稿日期：2015-12-14

第一作者简介：庄海洋，男，1978 年生，博士后，教授，主要从事岩土地震工程和土-结构动力相互作用等方面的教学和科研工作。E-mail: zhuang7802@163.com

达 5 m 左右。因此，强震下砂土液化大变形及其场地失稳或滑移引起的严重震害已受到国内外研究人员的普遍关注与重视。

在循环荷载作用下，饱和砂土液化后产生流动大变形的主要原因是土体抗剪强度的丧失。因此，砂土液化流动大变形与其强度的关系也是评价砂土液化变形诸多计算方法中的必要条件。已有对饱和砂土液化后变形与强度关系的研究较多。例如，Yasuda 等[2]通过室内试验建立了液化后砂土的应力–应变双直线模型；Finn[3]研究结果指出了残余强度和液化后大位移的分析方法；Sze 等[4]研究了制样方法对砂土变形特征、孔压增长、应力–应变关系和动剪切模量等动力学特性的影响规律；陈宇龙等[5]对含非塑性细粒的饱和砂土进行单调加载和循环扭剪试验，研究了不同细粒含量饱和砂土的液化特性；张建民[6–7]、陈育民[8]、刘汉龙[9]等也分别对饱和砂土液化后流动大变形机制、应力–应变关系和本构特征等进行了系列的卓有成效的研究；但是，以往的试验研究中，土体的最大剪应变幅基本上没有超过 15%。鉴于此，Kiyota 等[10]采用循环扭剪试验研究了日本丰浦砂液化特大变形条件下（双向剪应变幅接近 100%）残余剪切模量与剪应变的关系，为砂土液化流动大变形的计算提供了有价值的参考。

鉴于南京片状细砂的特有颗粒形状特征，导致其液化特性和抗液化强度必然区别于圆颗粒饱和砂土。因此，以片状颗粒为主要成分的南京饱和细砂为循环剪切试验对象，采用空心圆柱扭剪仪，试验中使得双幅剪应变值接近 100%，研究了南京饱和细砂初始液化后流动特大变形对应的剪切模量衰减特征及其循环加载幅值、初始围压和初始静剪应力对饱和细砂液化后剪切模量衰减的影响规律，并初步给出了南京饱和细砂初始液化后特大变形条件下剪切模量的衰减函数。以期研究结果能够用于饱和砂土液化后引起的场地侧向流动变形的计算方法中。

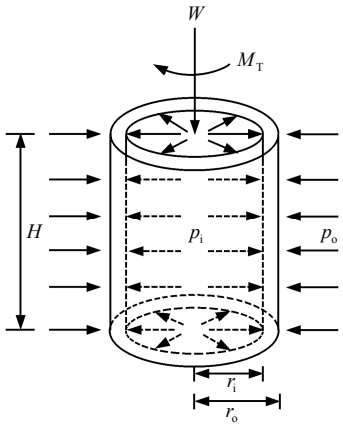
2 试验概况

2.1 试验设备

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)所示。试验仪器可对试样施加 4 个方向独立的循环荷载：轴力为 W、扭矩为 M_T、内围压为 P_i、外围压为 P_o，r_i、r_o 分别为扭剪仪压力室内、外半径如图 1(b)所示。



(a) GDS 动态空心圆柱扭剪仪



(b) 试验仪器可加载方式

图 1 GDS 动态空心圆柱扭剪仪与加载能力示意图
Fig.1 The GDS torsional shear apparatus and loading modes

2.2 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[11–13]，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 $\rho = 1.85$ t/m^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%，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。

2.3 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 $d_i = 60$ mm、外径 $d_o = 100$ mm、高度 $H =$



(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　The grain shape of Nanjing sand under the microscope

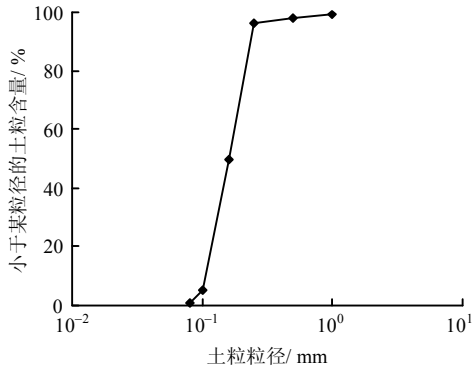
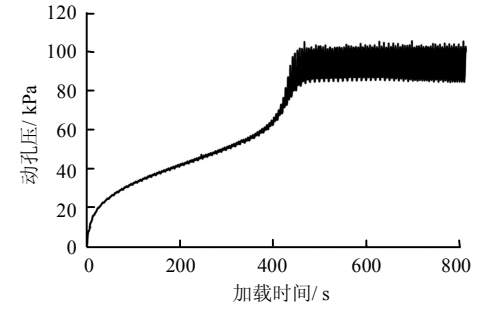


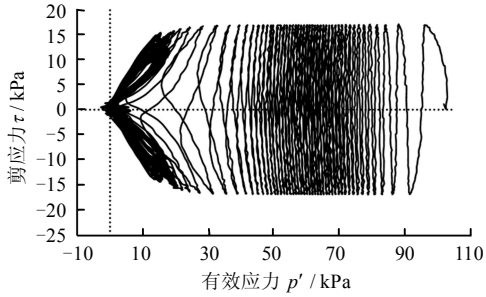
图 3　南京细砂的颗粒级配曲线

Fig.3　Grain-size distribution curve of Nanjing sand

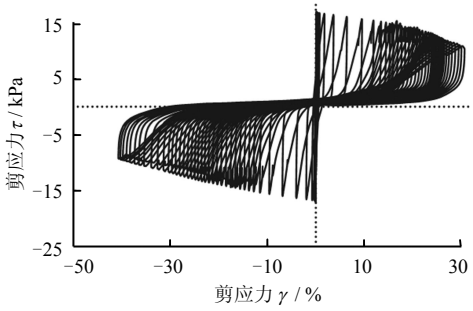
200 mm。采用雨砂法进行分层装样，然后采用干砂分层振动击实控制法进行制样，控制试样下落的相对高度，每装完一层南京细砂都要进行振动击实。试样装好后，通入循环水进行饱和，当试样的饱和度达不到要求时，可以施加一定的反压来达到饱和的目的，确保试样试验前的孔压系数 B≥0.95。试样在均等固结压力下固结完成后，在排水条件下对试样施加静扭矩，静剪应力达到目标值且应变达到稳定时，再在不排水条件下对试样施加循环扭矩，当试样测得有效应力 P' 接近于 0 时，判断土样达到初始液化，然后继续施加循环荷载，直至试样的双幅剪应变值（γ_{DA}，如图 6 中所示）接近 100%，典型的试样动孔压时程、有效应力路径和剪应力−应变关系如图 4 所示。



(a) 孔压时程



(b) 有效应力路径

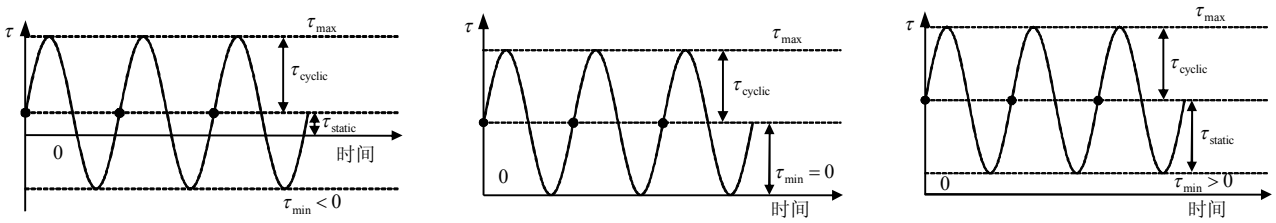


(c) 剪应力−应变关系曲线

图 4　试样典型的动孔压时程、有效应力路径和剪应力−应变关系 (τ_s = 0 kPa,$\tau_s \pm \tau_d$ = ±18 kPa)

Fig.4　The dynamic pore pressure time-history, effective stress path and the stress-strain curve of a sample (τ_s = 0 kPa,$\tau_s \pm \tau_d$ = ±18 kPa)

当初始剪应力从 0 开始增加时，将导致试验的加载模式发生变化，Hyodo 等[14]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，分别如图 5 所示。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 1 所示。



(a) 双向加载 (b) 单调加载 (c) 单向加载

图 5 循环扭剪加载试验加载模式

Fig.5 Loading modes for the cyclical torsional shear tests

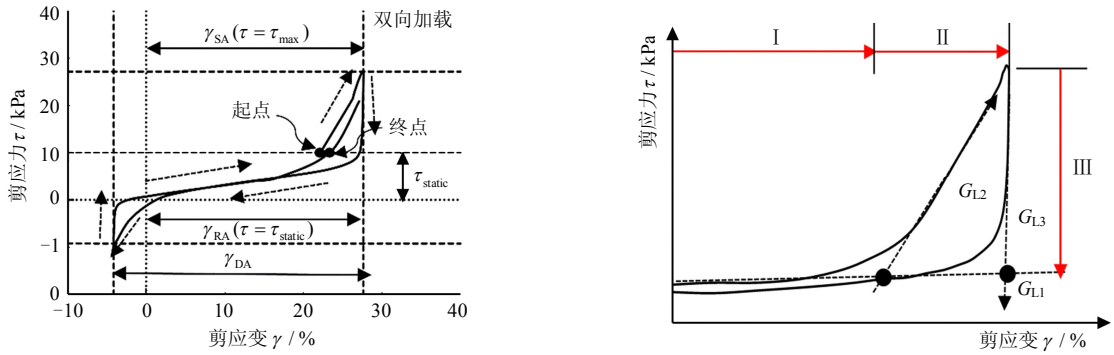
表 1 试验加载方案

Table 1 Loading methods for the tests

试样编号	有效围压 p_0' / kPa	循环剪应力比 $CSR=\tau_{cyclic}/p_0'$	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	0.312 5	0.00	25.00	−25.00	双向加载
2	100	0.250 0	0.00	25.00	−25.00	双向加载
3	120	0.208 0	0.00	25.00	−25.00	双向加载
4	150	0.167 0	0.00	25.00	−25.00	双向加载
5	100	0.167 0	0.00	16.67	−16.67	双向加载
6	200	0.167 0	0.00	33.34	−33.34	双向加载
7	250	0.167 0	0.00	41.68	−41.68	双向加载
8	100	0.140 0	0.00	14.00	−14.00	双向加载
9	100	0.180 0	0.00	18.00	−18.00	双向加载
10	100	0.300 0	0.00	30.00	−30.00	双向加载
11	100	0.180 0	0.30	21.00	−15.00	双向加载
12	100	0.180 0	0.60	24.00	−12.00	双向加载
13	100	0.180 0	0.14	32.00	−4.00	双向加载
14	100	0.180 0	0.18	36.00	0.00	单调加载
15	100	0.180 0	0.22	40.00	4.00	单向加载
16	100	0.180 0	0.27	45.00	9.00	单向加载

2.4 饱和砂土液化后的剪切模量定义

为了研究南京饱和细砂初始液化后（即试样有效应力降为 0 时刻）特大变形对应的剪切模量衰减特征，针对其初始液化后的应力−应变关系曲线特征，分别把零有效应力阶段（即剪应力接近于 0 且变化很小时剪应变快速增长阶段，如图 6(b)中 I 阶段）、剪胀阶段（即土体剪切强度不断恢复阶段，如图 6(b)中 II 阶段）和反向卸载阶段（即方向剪应力迅速减小阶段，如图 6(b)中III阶段）的割线剪切模量分别标记为 G_{L1}、G_{L2}、G_{L3}。根据图 6 中各剪切模量的定义，对饱和砂土液化后单向流动累积变形（单幅剪应变 γ_{SA}，如图 6(a)所示）分别达到不同幅值时单次循环加载应力−应变关系曲线不同阶段的剪切模量进行计算，分析其在不同试验条件下随单



(a) 不同剪应变幅定义 (b) 不同阶段剪切模量定义

图 6 饱和砂土液化后应力−应变关系曲线不同剪应变幅和不同阶段的剪切模量

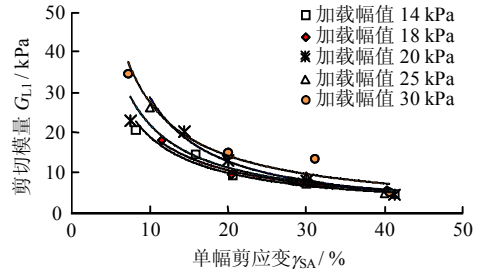
Fig.6 Post-liquefaction shear moduli and shear strains of saturated sand in different loading stages

向流动累积变形增大而衰减的规律。

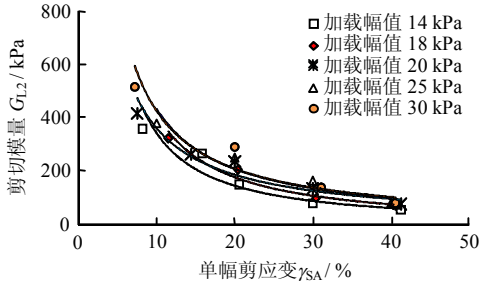
3　试验结果分析

3.1　加载幅值对液化后剪切模量的影响

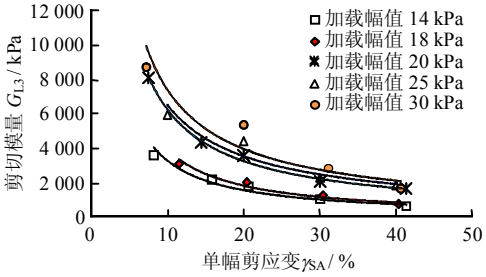
图 7 给出了不同循环加载幅值条件下南京饱和细砂初始液化后应力-应变关系曲线在不同阶段的剪切模量随单向流动累积变形的衰减曲线。总体来看，随着循环加载幅值的增加，应力-应变关系曲线在各阶段的剪切模量衰减曲线都有上移的趋势。但循环加载幅值对特大变形条件下零有效应力阶段和刚度恢复阶段剪切模量的影响不大，反而对反向卸载阶段剪切模量的影响尤为明显。造成上述影响规律存在的可能原因是随着循环加载幅值的变大，南京饱和细砂经过零有效应力阶段后剪胀阶段历时更长，因此，液化后南京饱和细砂的刚度恢复更多，进而造成应力-应变关系曲线各阶段的剪切模量也随循环加载幅值增加而增加，尤其是在对经过剪胀阶段后反向卸载阶段剪切模量的影响上尤为明显。



(a) 零有效应力阶段 G_{L1}



(b) 剪胀阶段 G_{L2}



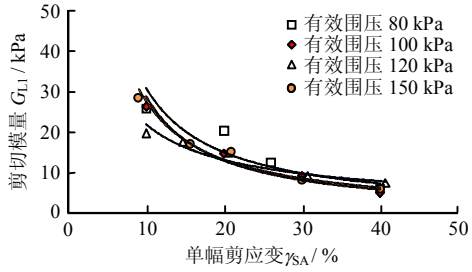
(c) 反向加载阶段 G_{L3}

图 7　不同循环加载幅值条件下南京饱和细砂剪切模量衰减曲线

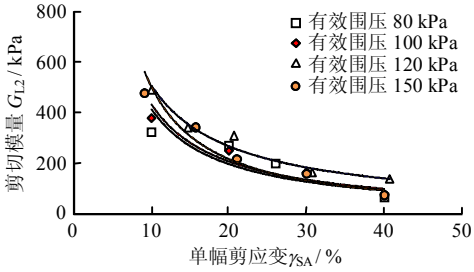
Fig.7　Shear moduli decay curves of saturated Nanjing sand under different loading amplitudes

3.2　围压对液化后剪切模量衰减的影响

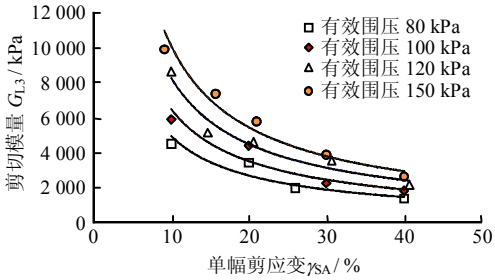
图 8 给出了保持循环加载幅值不变和有效围压不断增大的条件下南京饱和细砂初始液化后不同阶段剪切模量的衰减曲线。总体来看，有效围压对南京饱和细砂初始液化后零有效应力阶段和剪胀阶段剪切模量的影响不大，且没有明显的规律可循。但有效围压对南京饱和细砂初始液化后特大变形条件下应力-应变关系反向卸载阶段的剪切模量 G_{L3} 的影响较大，随着有效围压的增加，G_{L3} 的衰减曲线明显上移，但其随单向流动累积变形变大的衰减速度也越来越快。造成上述影响的主要原因应是有效围压本身对饱和砂土非液化状态的剪切强度也有很大的影响，即随着有效围压增大，饱和砂土的初始剪切模量也将明显增大，这一影响规律也应适用于南京饱和细砂初始液化后循环加载过程中处于非液化状态时对反向卸载阶段剪切模量的影响，至于该影响规律为什么不适用于南京饱和细砂在液化时零



(a) 零有效应力阶段 G_{L1}



(b) 剪胀阶段 G_{L2}



(c) 反向加载阶段 G_{L3}

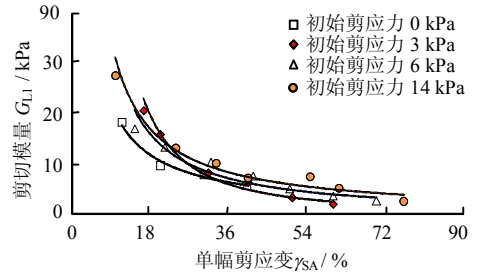
图 8　不同围压对南京饱和细砂剪切模量衰减曲线的影响

Fig.8　Shear moduli decay curves of saturated Nanjing sand under different effective confiding pressures

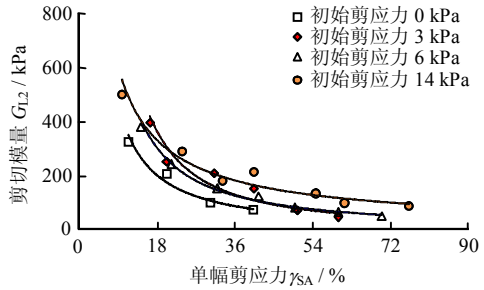
有效应力阶段和液化后刚度恢复阶段还需做进一步研究。

3.3 初始静剪应力对剪切模量衰减的影响

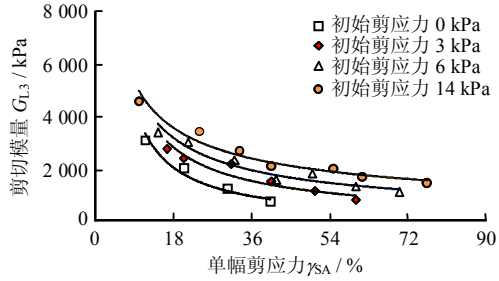
图 9 给出了保持循环加载幅值不变、围压不变和初始静剪应力变化时南京饱和细砂初始液化后剪切模量衰减曲线的对比。总体来看，初始静剪应力对南京饱和细砂液化不同阶段剪切模量的影响也较小，总体上初始静剪应力对 G_{L1} 和 G_{L2} 衰减曲线在较小单向流动累积变形阶段变化的影响无明显规律，在较大单向流动累积变形阶段有上移的趋势。初始静剪应力对 G_{L3} 的影响明显比对 G_{L1} 和 G_{L2} 的影响要大，随着初始剪应力增大，剪切模量 G_{L3} 的衰减曲线上移趋势明显，尤其是随着单向流动累积变形增大时，初始剪应力对 G_{L3} 的影响也有增大的趋势。与有效围压和循环加载幅值的影响规律不同，随着初始静剪应力增加，剪切模量 G_{L3} 随单向流动累积变形增大而衰减的速度明显变缓。造成初始剪应力增大对南京饱和细砂初始液化后应力-应变关系各阶段剪切模量提高的主要原因应与循环加载幅值的影响相似，即随着初始静剪应力增加，单向加载幅值变大，南京饱和细砂经过零有效应力阶段后，在剪胀阶段抗剪强度恢复的更多，进而造成应力-应变关系曲线各阶段的剪切模量也随初始静剪应力增加而增加的趋势。



(a) 零有效应力阶段 G_{L1}



(b) 剪胀阶段 G_{L2}



(c) 反向加载阶段 G_{L3}

图 9 不同初始静剪应力对南京饱和细砂剪切模量衰减曲线的影响

Fig.9 Shear moduli decay curves of saturated Nanjing sand under different initial shear stress

3.4 饱和砂土初始液化后剪切模量衰减函数

根据以上对试验结果的分析，可以发现，无论本文考虑的何种影响因素作用下，南京饱和细砂初始液化后在特大变形条件下的应力-应变关系曲线在不同阶段的剪切模量随单向流动累积变形的衰减曲线都可以表达为幂函数的形式：

$$\frac{G_{Ln}}{G_0}=a\gamma_{SA}{}^{b} \tag{1}$$

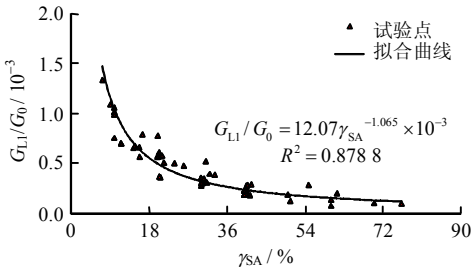
式中：G_{Ln} 为南京饱和细砂液化后应力-应变关系在不同阶段的割线剪切模量；G_0 为南京饱和细砂在不同加载条件下对应的初始加载段的初始剪切模量；a 和 b 为根据试验结果给出的衰减函数拟合参数；γ_{SA} 为南京饱和细砂液化后单向流动累积应变幅值。

根据图 7～9 可以发现，有效围压、循环加载幅值和初始静剪应力对南京饱和细砂初始液化后应力-应变关系曲线在零有效应力阶段和液化后刚度恢复阶段剪切模量的影响不大，且规律不明显。据此，图 10 给出了不考虑本文影响因素时南京饱和细砂初始液化后特大变形条件下应力-应变关系曲线 G_{L1}/G_0 和 G_{L2}/G_0 与单向流动累积变形幅值关系的拟合曲线，可以看出，不考虑各个影响因素的具体影响时 G_{L1}/G_0 和 G_{L2}/G_0 与单向流动累积变形具有很好的幂函数相关性。据此，可给出南京饱和细砂初始液化后特大变形条件下零有效应力阶段和液化后剪胀阶段剪切模量随单向流动累积变形幅值的衰减函数为

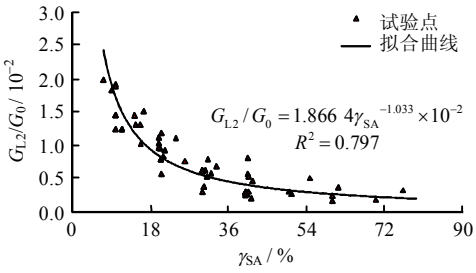
$$\frac{G_{L1}}{G_0}=12.07\gamma_{SA}{}^{-1.065}\times10^{-3} \tag{2}$$

$$\frac{G_{L2}}{G_0}=1.866\gamma_{SA}{}^{-1.033}\times10^{-2} \tag{3}$$

根据对图 7～9 的分析结果表明，有效围压、循环加载幅值和初始静剪应力对南京饱和细砂初始液化后在特大变形条件下的应力-应变关系曲线在反向卸载阶段剪切模量的大小及其衰减规律的影响较大。因此，建议在相关的砂土液化后流动大变形的具体计算方法中应充分考虑上述因素的影响。鉴于此，本文对式（1）中剪切模量 G_{L3} 衰减函数对应的拟合参数 a 和 b 随不同影响因素变化而变化的规律进行了分析。



(a) 零有效应力阶段 G_{L1}

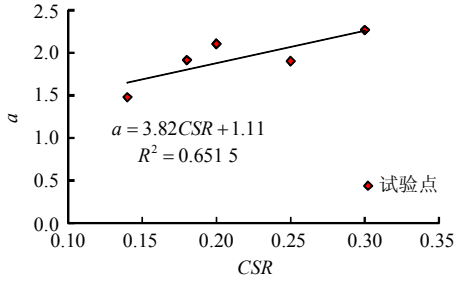


(c) 剪胀阶段 G_{L2}

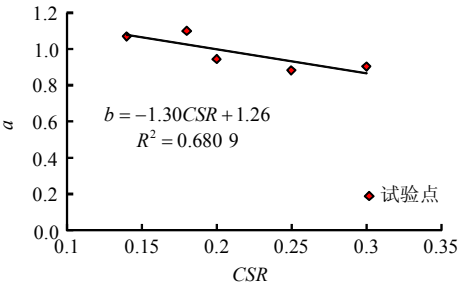
图 10　南京饱和细砂初始液化后剪切模量的统一衰减曲线

Fig.10　Uniform shear moduli decay curves of saturated Nanjing sand

图 11 给出了 G_{L3} 衰减函数对应的公式拟合参数 a 和 b 与循环剪应力比 CSR（CSR 为循环加载幅值与试样围压之比）的关系曲线。总体来看，随着循环剪应力比的增大，拟合参数 a 有明显的增大趋势，拟合参数 b 有减小趋势；图 12 给出了拟合参数 a 和 b 与有效围压的关系曲线，可以看出，随着有效围压的增大，拟合参数 a 的增大趋势明显，但拟合参数 b 基本不受有效围压的影响；图 13 给出了拟合参数 a 和 b 与初始静剪应力比 SSR（SSR 为初始静



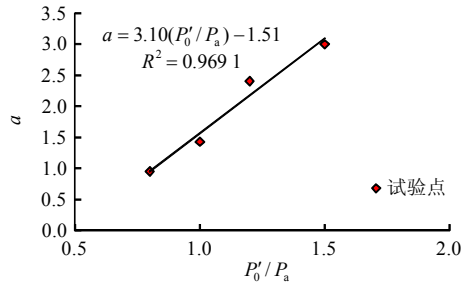
(a) 拟合参数 a 和剪应力 CSR 的关系



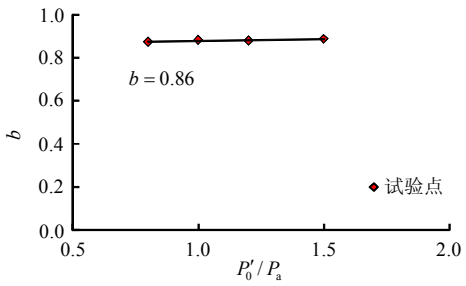
(b) 拟合参数 b 和剪应力 CSR 的关系

图 11　剪切模量 G_{L3} 衰减函数中拟合参数与循环剪应力比 CSR 的关系

Fig.11　Relationships between the fitting parameters for the shear moduli G_{L3} decay curves and the cyclic shear stress ratio



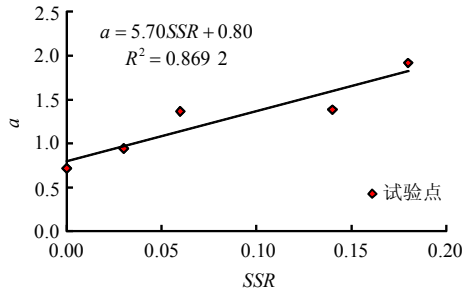
(a) 拟合参数 a 和有效应力比 P_0'/P_a 的关系



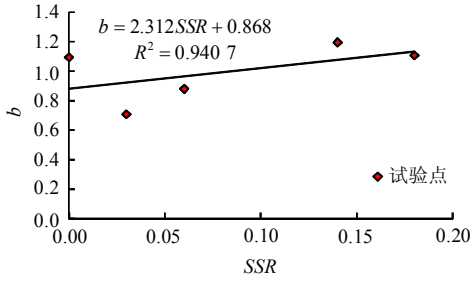
(b) 拟合参数 b 和有效应力比 P_0'/P_a 的关系

图 12　剪切模量 G_{L3} 衰减函数中拟合参数与有效围压比的关系

Fig.12　Relationships between the fitting parameters for the shear moduli G_{L3} decay curves and the effective confining pressure ratio



(a) 拟合参数 a 和剪应力 SSR 的关系



(b) 拟合参数 b 和剪应力 SSR 的关系

图 13　剪切模量 G_{L3} 衰减函数中拟合参数与初始剪应力比 SSR 的关系

Fig.13　Relationships between the fitting parameters for the shear moduli G_{L3} decay curves and the initial shear stress ratio

剪应力与试样围压之比）的关系曲线，可以看出，拟合参数a和b都随初始静剪应力比的增大而增大。总体来看，有效围压、循环加载幅值和初始静剪应力对拟合参数 b 的影响较小，主要是对拟合参数 a 的影响较大。因此，根据式（1）可得南京饱和细砂初始液化后在特大变形条件下的应力-应变关系曲线在反向卸载阶段剪切模量的衰减函数中拟合参数 a 和 b 与有效围压、循环加载幅值比和初始静剪应力比的线性关系如表 2 所示。

表 2 剪切模量 G_{L3} 随单向流动累积变形幅值增大的衰减函数对应的拟合参数

Table 2 Fitting parameters for the shear moduli G_{L3} decay curves of saturated Nanjing sand

拟合参数	$\frac{p_0'}{p_a}$	CSR	SSR
a		$a=3.82CSR+1.11$	$a=5.7SSR+0.8$
b	$b=0.86$	$b=11.3CSR+1.26$	$b=2.312SSR+0.868$

4 结 论

（1）总体来看，有效围压、初始剪应力和循环加载幅值对南京饱和细砂初始液化后特大变形条件下应力-应变关系曲线在零有效应力阶段和剪胀阶段剪切模量的大小及其衰减特征的影响不明显，而对反向卸载阶段剪切模量的影响相对较大且规律明显。因此，建议在砂土液化后流动大变形的相关计算方法中零有效应力阶段和剪胀阶段剪切模量的衰减计算可不考虑本文提及的影响因素，但在反向卸载阶段应充分考虑相关因素的影响。

（2）随着有效围压、初始剪应力和循环加载幅值分别增大，南京饱和细砂初始液化后特大变形条件下应力-应变关系曲线在反向卸载阶段剪切模量都有明显增大的趋势。同时，随着有效围压和循环加载幅值分别增大，该阶段剪切模量随单向流动累积变形增大的衰减速度也变快。但随着初始静剪应力增大，该阶段剪切模量随单向流动累积变形增大的衰减速度有明显减慢的趋势。

（3）在达到同一单向流动累积变形幅值时，循环加载幅值和初始静剪应力分别增大所造成的反向卸载阶段剪切模量有增大趋势的主要原因可能是，增加了南京饱和细砂单次循环加载液化后在特大变形条件下的应力-应变关系在剪胀阶段的刚度恢复更多，最终导致该阶段的剪切模量都有明显变大的趋势。

（4）鉴于有效围压、初始静剪应力和循环加载幅值对零有效应力阶段和剪胀阶段剪切模量的大小及其衰减特征影响不明显，本文也给出了不考虑这些影响因素时南京饱和细砂初始液化后特大变形条件下零有效应力阶段和剪胀阶段剪切模量的统一衰减函数，同时也给出了在反向卸载阶段剪切模量衰减函数中拟合参数与有效围压、初始静剪应力和循环加载幅值的线性关系函数。

参 考 文 献

[1] HAMADA M. Large ground deformations and their effects on lifelines: 1964 Niigata Earthquake[R]//Case Studies of Liquefaction and Lifelines Performance During Past Earthquake. New York: National Centre for Earthquake Engineering Research, 1992.

[2] HAMADA M, YASUDA S, ISOYAMA R, et al. Observation of permanent displacements induced by soil liquefaction[C]//Proceedings of the Japan Society of Civil Engineers. [S. l.]: [s. n.], 1986, 3(6): 211－220.

[3] FINN W D L. Post liquefaction flow deformation[C]// PAK YAMAMURA. Soil Dynamics and Liquefaction 2000. Denver: ASCE, 2000: 108－122.

[4] SZE H Y, YANG J. Failure modes of dand in undrained cyclic loading: Impact of sample peparation[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2014, 140: 152－169.

[5] 陈宇龙, 张宇宁. 非塑性细粒对饱和砂土液化特性影响的试验研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(2):507－516.
CHENG Yu-long, ZHANG Yu-ning. Experimental study of effects of non-plastic fines on liquefaction properties of saturated sand[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2016, 37(2): 507－516.

[6] 张建民, 王刚. 砂土液化后大变形的机制[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.

[7] 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.

[8] 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.

[9] 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.

下转第 3461 页