

# 循环预剪作用对饱和松砂抗液化强度影响

张振东<sup>\*1,2,3</sup>, 栾茂田<sup>1,2</sup>, 金丹<sup>1,2,4</sup>, 郭莹<sup>1,2</sup>

- (1. 大连理工大学 海岸和近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116024;
2. 大连理工大学 土木水利学院 岩土工程研究所, 辽宁 大连 116024;
3. 淮海工学院 土木工程学院, 江苏 连云港 222005;
4. 沈阳农业大学 工程学院, 辽宁 沈阳 110161)

**摘要:** 利用土工静力-动力液压三轴-扭转多功能剪切仪,在均等固结条件下,针对福建标准砂( $D_r=30\%$ ),进行了不同应力幅值的循环预剪试验和二次加载液化试验,探讨了波浪荷载的循环预剪作用对饱和砂土抗液化强度的影响.试验结果表明:循环预剪作用降低了饱和砂土孔隙比,但其影响程度较小.在较小的应力幅值范围和一定的循环次数内,循环预剪作用过程中所产生的最大孔隙水压力随着所施加的循环应力幅值的增加而呈线性的增长.在循环预剪过程中饱和砂土未发生液化条件下,随着循环预剪应力幅值的增加,饱和砂土的抗液化强度也不断得到提高.分析其原因,主要是在施加循环预剪作用时,饱和砂土孔隙的均匀化过程和砂土颗粒间咬合作用的增强,使砂土形成了较为稳定的结构.

**关键词:** 饱和砂土; 液化; 孔隙比; 循环预剪; 二次加载

**中图分类号:** TU432 **文献标志码:** A

## 0 引言

近年来,随着海洋工程的不断发展,尤其是近海石油资源的开发以及采油平台、海底管线、防波堤等海工建筑物与设施的修造,海洋土在波浪荷载作用下特性的研究显得日益重要.波浪荷载具有周期长、荷载作用时间长等特点,尤其是波浪荷载作用比较频繁,这使得海工结构在经受较大波浪荷载作用之前,已经受到不同程度的波浪荷载作用,这些前期波浪荷载的循环预剪作用将对海洋土产生明显的影响,甚至导致土体的液化<sup>[1]</sup>.

针对前期波浪荷载循环预剪作用对海洋土性质的影响,很多学者做了比较深入的研究. Finn等<sup>[2]</sup>通过三轴剪切试验和直接剪切试验,重点探讨了砂土液化或静力荷载作用所产生的前期应变对饱和砂土二次加载抗液化强度的影响.研究表明,饱和砂土的前期应变存在一个门槛值,当前期应变大于门槛值时,砂土的二次加载抗液化强度明显降低;当前期应变小于门槛值时,砂土的二次

加载抗液化强度得到提高.而在砂土发生液化之前就停止循环荷载的施加并重新固结排水,则再次进行液化试验所得到的抗液化强度同样得到提高. Ishihara等<sup>[3]</sup>根据前期循环应力历史的有效应力路径是否超出相变状态线对前期荷载的小预剪作用和大预剪作用进行了区分,超出相变状态线的预剪作用为大预剪作用,反之为小预剪作用.静力循环三轴试验表明,小预剪作用会提高饱和砂土的抗液化强度.而在拉压两个方向分别施加大小预剪作用时,土体在两个方向所表现出的性质也有较大的区别. Suzuki等<sup>[4]</sup>对饱和松砂施加5种不同预剪作用后(土体未发生液化),再进行循环荷载作用下的液化试验,研究发现,较小的前期应变提高了饱和砂土的抗液化强度,而较大的前期应变引起了抗液化强度的降低,区别前期应变大小的临界点称为门槛剪应变. Emery等<sup>[5]</sup>发现初次液化后,砂土颗粒的重新沉积形成了试样体上部松散、下部密实的不均匀性,这种不均匀性

直接导致了砂土二次加载抗液化强度的显著降低. 而 Oda 等<sup>[6]</sup>认为试样体的不均匀性虽然对砂土循环不排水特性有一定的影响, 但是其影响并不能充分解释砂土二次加载抗液化强度的显著降低. 而其抗液化强度的降低主要是由在预剪过程中土体所形成的高度各向异性结构造成的. Wichtmann 等<sup>[7]</sup>探讨了排水条件下循环预剪作用与饱和砂土抗液化强度的相关性. 试验研究表明, 随着排水条件下循环预剪作用的增强, 后续液化试验的孔隙水压力增长率降低, 砂土抗液化强度提高.

不同的循环预剪作用可以提高也可以降低饱和砂土的二次加载抗液化强度. 前人的研究主要集中于确定循环预剪作用提高或降低饱和砂土抗液化强度的分界点(即门槛剪应变)以及循环预剪作用使饱和砂土初次液化后其二次加载抗液化强度显著降低的主要原因. 而未发生液化且应变小于门槛剪应变条件下, 不同程度的循环预剪作用对饱和砂土抗液化强度的影响未做过较为深入的研究. 本文通过循环三轴试验, 根据循环预剪作用所施加的荷载幅值的不同, 探讨不同程度循环预剪作用对饱和砂土抗液化强度的影响.

## 1 试验条件与方法

本次试验所用仪器是静力-动力液压三轴-扭转多功能剪切仪, 试验中采用福建标准砂, 相对密度  $D_r$  控制为 30%. 通过测定, 该砂土的比重  $G_s = 2.643$ ; 最大与最小孔隙比分别为  $e_{\max} = 0.774$ ,  $e_{\min} = 0.537$ .

试样采用分层干装方法制备, 并依次通  $\text{CO}_2$ 、无气水与施加反压等进行试样的饱和, 制备试样的孔压系数  $B$  均达到 98% 以上. 试验中采用实心圆柱试样, 试样的直径为 61.8 mm, 高度为 150 mm. 循环荷载的振动频率采用 0.1 Hz.

为了深入探讨前期波浪荷载的循环预剪作用对饱和砂土抗液化强度的影响, 试验的具体实施步骤如下: 首先, 试样在周围压力  $\sigma_0 = 100$  kPa 条件下固结排水, 当试样固结稳定后关闭排水阀. 其次, 在不排水条件下对试样施加一定应力幅值的循环预剪作用并设定循环剪切次数. 在循环预剪作用完成后, 重新打开排水阀固结排水. 最后, 施加一定幅值的循环荷载直至试样液化破坏.

由于在试验过程中对试样进行了两次循环剪切作用, 为了便于区分, 将第 1 次循环剪切作用所施加的应力幅值定义为  $\sigma_{d1}$ , 将第 2 次循环剪切作用所施加的应力幅值定义为  $\sigma_{d2}$ , 并定义  $\sigma_{d1}/\sigma_{d2}$  为循环预剪系数, 代表相同 2 次加载应力幅值  $\sigma_{d2}$  条件下的循环预剪程度. 本文所进行试验共为 5 组, 具体实施方案如表 1 所示.

表 1 试验条件  
Tab. 1 Test conditions

组次	$\sigma_{d1}/\sigma_{d2}$	$\sigma_{d2}/\text{kPa}$	N	试样数		
一	0	58.0	试样 液化	4		
		54.5				
		51.6				
		46.1				
二	0.3 0.6 0.8	58.0	30	3		
		三	0.3 0.6 0.8	54.5	30	3
				四	0.3 0.6 0.8	51.6
五	0.3	46.1	30			1

## 2 试验结果与分析

### 2.1 典型时程曲线

图 1(a)、(b)、(c) 分别为无循环预剪作用、循环预剪系数  $\sigma_{d1}/\sigma_{d2} = 0.6$  和 0.8 条件下  $\sigma_{d2} = 58.0$  kPa 时的典型试验时程曲线, 其中  $N_f$  为破坏振次.

3 种条件下的竖向应变时程曲线较为相似, 都是在饱和砂土临近液化时, 试样体的竖向应变突然增大, 而之前较长一段时间内, 其竖向应变都很小. 对比 3 种条件下的孔隙水压力发展曲线发现, 随着循环预剪程度的提高, 二次加载过程中饱和砂土孔隙水压力的累积速率逐渐降低, 在相同的循环应力幅值条件下, 试样达到液化所需循环次数逐渐增加. 无循环预剪作用条件下, 试样达到液化所需的循环次数仅为 7 次, 而经过不同程度的循环预剪作用后, 达到液化所需的循环次数分别增加至 19 次和 49 次, 可见循环预剪对饱和砂土抗液化强度的提高有较为显著的作用.

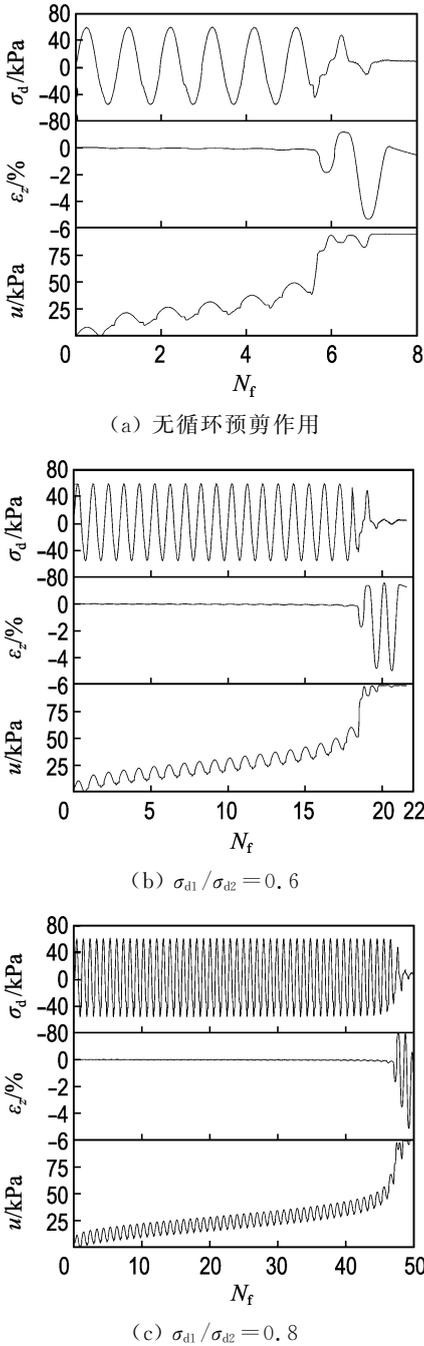


图 1 无预剪及二次加载下应力、轴向应变及孔隙水压力

Fig. 1 The stress and axial deformation as well as the pore water pressure measured in non-preloading and the second loading

### 2.2 循环预剪作用对饱和砂土孔隙比的影响

饱和砂土试样在第一次固结完成后,测得其初始孔隙比为 0.695 3。图 2 为二次加载应力幅值  $\sigma_{d2} = 51.6, 54.5$  和  $58.0$  kPa 条件下循环预剪系数  $\sigma_{d1}/\sigma_{d2}$  与重新固结后的孔隙比  $e$  的关系曲线。由图可见,随着循环预剪系数的增加,重新固结后

的孔隙比逐渐减小,用二次曲线分别对不同  $\sigma_{d2}$  条件下的循环预剪系数与孔隙比关系进行拟合后发现拟合曲线斜率的绝对值逐渐增大,说明随着循环预剪系数的增加,孔隙比的变化率也逐渐增大。

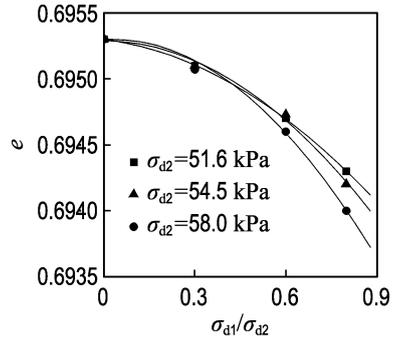


图 2 循环预剪系数对孔隙比的影响

Fig. 2 The dependency of the void ratio on the cyclic preloading coefficient

图 3 为饱和砂土试样在不同循环预剪应力幅值作用后重新固结排水测得的孔隙比  $e$  与循环预剪应力幅值  $\sigma_{d1}$  的关系曲线。如图所示,随着循环预剪应力幅值的增大,试样重新固结排水后的孔隙比不断降低,说明循环预剪对饱和砂土有一定的振动密实作用。然而,循环预剪作用对孔隙比的影响并不大,随着循环预剪应力幅值的不断增大,试样的再固结孔隙比仅仅在  $0.695 1 \sim 0.694 0$  变动,变化幅度不超过  $0.2\%$ 。由此可见,循环预剪作用所引起的饱和砂土孔隙比的变化很小,不足以对试样的抗液化强度造成较大的影响。

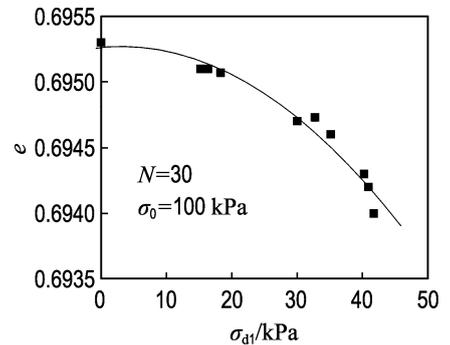


图 3 循环预剪应力幅值对孔隙比的影响

Fig. 3 The dependency of the void ratio on the cyclic preloading stress magnitude

### 2.3 循环预剪过程中应力幅值与最大孔隙水压力的相关性

图 4 为循环剪切次数  $N=30$ , 周围压力  $\sigma_0 =$

100 kPa 条件下,不同应力幅值的循环预剪作用中产生的最大孔隙水压力与各应力幅值之间的关系曲线.其中, $\sigma_{d2}=51.60$ 和 $46.07$  kPa 代表无循环预剪作用条件下取循环剪切次数  $N=30$  时的最大孔隙水压力值.由图可见,不同的循环应力幅值在循环次数  $N=30$  以内所产生的最大孔隙水压力值也有较大差别.在循环预剪系数  $\sigma_{d1}/\sigma_{d2}=0.3$  条件下,由于所施加的应力幅值较小,其相应的最大孔隙水压力值也较小,没有超过 10 kPa.而随着循环应力的增大,相应的最大孔隙水压力也逐渐增加. $\sigma_{d1}/\sigma_{d2}=0.6$  和  $0.8$  条件下的最大孔隙水压力处于  $10\sim 20$  kPa.当循环应力增至  $51.6$  kPa 时,其相应的最大孔隙水压力甚至达到了 40 kPa 以上.

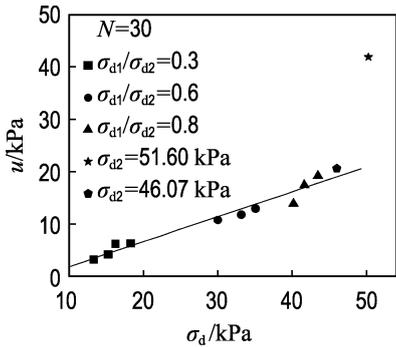


图 4 循环次数  $N=30$  条件下最大孔隙水压力与应力幅值的关系

Fig. 4 The relationship between the maximal pore water pressure and the cyclic stress magnitude under  $N=30$

然而从图中不难发现,在较小的应力幅值范围内,循环预剪作用过程中所产生的最大孔隙水压力随着所施加的循环应力幅值的增加而近似呈线性的增长.

### 2.4 循环预剪作用对饱和砂土抗液化强度的影响

图 5 主要针对不同程度的循环预剪作用条件下,周围压力  $\sigma_0=100$  kPa 时抗液化强度与破坏振次  $N_f$  的关系.由图可见,随着  $N_f$  的增加,饱和砂土的抗液化强度逐渐降低.同时,循环预剪作用对饱和砂土的抗液化强度影响较大.无循环预剪作用时饱和砂土的抗液化强度最低,循环预剪系数  $\sigma_{d1}/\sigma_{d2}=0.3$  和  $0.6$  条件下的饱和砂土抗液化强度虽然略有提高,但是仍与无循环预剪作用条

件下的比较接近.而循环预剪系数  $\sigma_{d1}/\sigma_{d2}=0.8$  条件下,饱和砂土的抗液化强度得到了显著的提高,其提高程度几乎达到了无循环预剪作用条件下抗液化强度的 20%.

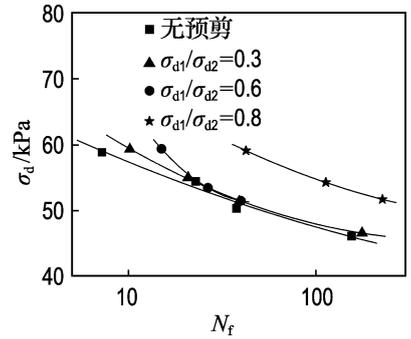


图 5 不同循环预剪条件下饱和砂土的抗液化强度曲线

Fig. 5 Dynamic strengths of the saturated sand against liquefaction under the different cyclic preloading conditions

图 6 所示为不同循环应力幅值  $\sigma_{d2}$  条件下,循环预剪系数  $\sigma_{d1}/\sigma_{d2}$  与二次加载液化破坏振次  $N_f$  的关系.由图可见,3 种循环应力幅值  $\sigma_{d2}$  条件下,循环预剪系数  $\sigma_{d1}/\sigma_{d2}$  与二次加载液化破坏振次  $N_f$  关系曲线的趋势比较一致.随着循环预剪系数的增加即循环预剪作用程度的提高,饱和砂土二次加载发生液化所需的破坏振次逐渐增加,在循环预剪系数较小时,破坏振次增加得较为缓慢,然而当循环预剪系数超过 0.6 时,破坏振次的增加开始加速,说明循环预剪系数超过 0.6 后,循环预剪作用对饱和砂土抗液化强度的提高更加显著.

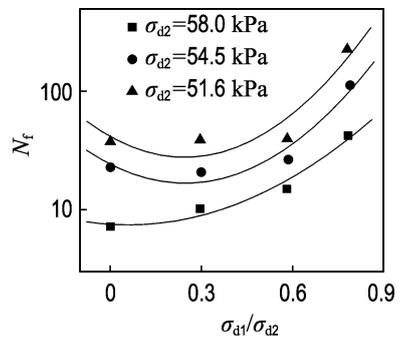


图 6 循环预剪系数与破坏振次的关系

Fig. 6 The relationship between the cyclic preloading coefficient and the number of loading cycles

综上所述,在未发生液化条件下,循环预剪作用(尤其当循环预剪程度较高时)使饱和砂土的二次加载抗液化强度有较为显著的提高。

通常影响饱和砂土抗液化强度的因素包括孔隙比、周围压力、应力幅值以及循环次数等<sup>[8]</sup>。其中孔隙比是一个十分重要的因素,由于循环预剪对饱和砂土有一定的振动密实作用,孔隙比降低,饱和砂土强度得到提高。但是分析循环预剪作用对孔隙比影响的试验结果表明,循环预剪作用对饱和砂土孔隙比的影响很小,孔隙比变化率不超过0.2%,不足以引起饱和砂土抗液化强度的较大改变。

分析表明:在周围压力不变,孔隙比变化较小的条件下,饱和砂土抗液化强度的提高主要有两个原因:第一,通常情况下,天然砂土的孔隙分布往往是不均匀的,在一个小的体积内,最大孔隙比与最小孔隙比之间相差很大<sup>[9]</sup>。而在施加循环预剪作用时,虽然平均孔隙比的变化比较小,但是其均匀化的过程仍然会发生,大孔隙不断变小,小孔隙相应变大<sup>[10]</sup>。因此,在砂土孔隙均匀化的过程中,其强度也得到了相应的提高。第二,由于循环预剪过程中砂土颗粒间的咬合作用得到增强,饱和砂土形成了更为稳定的结构<sup>[11]</sup>。砂土颗粒表面并非完全的光滑,而是具有一定的粗糙度。通常情况下,砂土颗粒之间的接触不够紧密,而在循环预剪作用过程中,砂土颗粒之间在循环应力的作用下不断相互摩擦,其粗糙表面的凸凹处逐渐相互咬合,增加了颗粒之间的接触点和接触面积,重新固结排水后,颗粒间的咬合作用得到增强,饱和砂土的抗液化强度得到提高。根据所施加的循环应力幅值的不同,砂土孔隙均匀化的程度以及砂土颗粒间咬合作用得到增强的程度也不同,因此,饱和砂土抗液化强度的提高程度也不同。通常,在循环预剪过程中饱和砂土未发生液化条件下所施加循环预剪作用的应力幅值较大,则饱和砂土抗液化强度也得到较大的提高。

### 3 结 论

(1) 循环预剪作用会引起饱和砂土孔隙比的降低,并且随着循环预剪系数以及循环预剪应力幅值的增大,试样重新固结排水后的孔隙比不断

降低,孔隙比变化率逐渐增大。然而,在饱和砂土未发生液化条件下,循环预剪作用对孔隙比的影响并不大,本试验中,其变化幅度不超过0.2%。

(2) 在较小的应力幅值范围内,不同的循环应力幅值在循环次数  $N=30$  以内所产生的最大孔隙水压力值也有较大差别,最大孔隙水压力随着应力幅值的增加而呈线性的增长。另外,循环预剪作用对二次加载过程中孔隙水压力的发展有较大的影响,随着试样循环预剪作用程度的提高,在相同的循环剪切应力  $\sigma_{a2}$  条件下,其孔隙水压力的累积速率逐渐降低,达到周围压力所需循环次数逐渐增加。

(3) 在未发生液化条件下,循环预剪作用对饱和砂土的抗液化强度有一定的提高。尤其当循环预剪作用程度较高时,饱和砂土抗液化强度的提高较为显著。分析其原因,主要是在施加循环预剪作用时,饱和砂土孔隙的均匀化过程和砂土颗粒间咬合作用的增强,使砂土形成了较为稳定的结构。

**致谢:**大连理工大学邱大洪院士对本项研究工作给予了特别的关心与支持。

### 参 考 文 献:

- [1] 钱寿易,楼志刚,杜金生. 海洋波浪作用下土动力特性的研究现状和发展[J]. 岩土工程学报, 1982, 4(1):16-23
- [2] FINN D W L, BRANSBY P L, PICHERING D J. Effect of strain history on liquefaction of sand [J]. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 1970, 96(6):1917-1933
- [3] ISHIHARA K, OKADA S. Effect of stress history on cyclic behavior of sand [J]. *Soil and Foundations*, 1978, 18(4):31-45
- [4] SUZUKI T, TOKI S. Effects of preshearing on liquefaction characteristics of saturated sand subjected to cyclic loading [J]. *Soils and Foundations*, 1984, 24(2):16-28
- [5] EMERY J J, FINN W D L, LEE K W. Uniformity of saturated sand specimen [M] // *Evaluation of Relative Density and Its Role in Geotechnical Projects*

- Involving Cohesionless Soils.** Philadelphia:ASTM, 1973;182-194
- [6] ODA M, KAWAMOTO K, SUZUKI K, *et al.* Microstructural interpretation on reliquefaction of saturated granular soils under cyclic loading [J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2001, **127**(5):416-423
- [7] WICHTMANN T, NIEMUNIS A, TRIANTAFYLIDIS T, *et al.* Correlation of cyclic preloading with the liquefaction resistance [J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 2005, **25**(12):923-932
- [8] BAS B M. 土动力学原理[M]. 吴世明, 顾尧章, 译. 杭州:浙江大学出版社, 1984
- [9] BHATIA S K, SOLIMAN A F. Frequency distribution of void ratio of granular materials determined by an image analyzer [J]. **Soils and Foundations**, 1990, **30**(1):1-16
- [10] 沈珠江. 复杂荷载下砂土液化变形的结构性模型 [C] // 第五届全国土动力学学术会议论文集. 大连:大连理工大学出版社, 1998:1-10
- [11] 苏 栋, 李相崧. 地震历史对砂土抗液化性能影响的试验研究 [J]. **岩土力学**, 2006, **27**(10): 1815-1818

## Effect of cyclic preloading on resistance to liquefaction of saturated loose sand

ZHANG Zhen-dong<sup>\*1,2,3</sup>, LUAN Mao-tian<sup>1,2</sup>, JIN Dan<sup>1,2,4</sup>, GUO Ying<sup>1,2</sup>

- ( 1. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;  
 2. Institute of Geotechnical Engineering, School of Civil and Hydraulic Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;  
 3. Department of Civil Engineering, Huaihai Institute of Technology, Lianyungang 222005, China;  
 4. School of Engineering, Shenyang Agricultural University, Shenyang 110161, China )

**Abstract:** A series of tests were performed, including the cyclic preloading tests with different stress magnitudes and the second loading liquefaction tests on Fujian saturated loose sands with a relative density of 30% under isotropic consolidation condition by using the soil static and dynamic universal triaxial and torsional shear apparatus. And the effect of the cyclic preloading on the resistance to liquefaction of saturated loose sands was investigated. Experimental data indicate that the void ratio of saturated sands has a negligible reduction after cyclic preloading. And in the given cyclic numbers the maximal pore water pressure during the cyclic preloading increases linearly with the increment of cyclic stress magnitude which is small. Moreover, with the increment of the cyclic preloading stress magnitude, the resistance to liquefaction of saturated sands in the second loading is increased continuously under the condition that the liquefaction does not occur during the cyclic preloading. The reason is that more stable structure is constructed because of the uniformity of the void and the better interlocking of the particles when the cyclic preloading is performed on the saturated sands.

**Key words:** saturated sand; liquefaction; void ratio; cyclic preloading; second loading