

原状和重塑海洋粉土动力特性对比试验研究^①

全玉丁^{1,2}, 杨 贵^{1,2}, 刘汉龙^{1,2}

(1.河海大学岩土力学与堤坝工程教育部重点实验室,江苏 南京 210098;

2.河海大学岩土工程科学研究所,江苏 南京 210098)

摘要:利用振动三轴仪和共振柱仪对原状和重塑海洋粉土的动强度、动剪切模量和阻尼比进行试验研究,并对原状和重塑样所表现出的动力特性的差异进行对比分析。试验结果表明:在相同工况下,原状海洋粉土的动剪切模量和参考剪应变均大于重塑样,阻尼比与重塑样比较接近;归一化的 $G/G_{\max}-\gamma/\gamma_r$ 和 $\lambda-\gamma/\gamma_r$ 关系曲线可以很好地消除重塑样的扰动性所引起的影响;原状海洋粉土的液化应力比和动强度比在相同工况下的重塑样小,原状和重塑样在相同等效循环振次下的动强度的差异性随着固结比的增大而减小;在试样即将破坏时,重塑样的孔压急剧增大,原状样的孔压趋于稳定值。

关键词: 海洋粉土; 原状样; 重塑样; 动剪切模量; 阻尼比; 动强度

中图分类号: TU411

文献标志码: A

文章编号: 1000-0844(2014)04-0952-06

DOI:10.3969/j.issn.1000-0844.2014.04.0952

Comparative Test Study on Dynamic Characteristics of Undisturbed and Remolded Marine Silt

TONG Yu-ding^{1,2}, YANG Gui^{1,2}, LIU Han-long^{1,2}

(1.Key Laboratory of Geomechanics and Embankment Engineering, Ministry of Education, Hohai University, Nanjing, Jiangsu 210098, China; 2.Geotechnical Research Institute of Hohai University, Nanjing, Jiangsu 210098, China)

Abstract: The behaviors of dynamic strength, dynamic shear modulus, and damping ratio of undisturbed and remolded marine silt by dynamic triaxial and resonant column tests are analyzed. The test results show that under the same conditions, the dynamic shear modulus and reference shear strain of undisturbed silt are greater than those in the remolded soil, although the damping ratios are closer in value. In addition, the normalized $G/G_{\max}-\gamma/\gamma_r$ and $\lambda-\gamma/\gamma_r$ can weaken the influence caused by disturbance of the remolded silt. Moreover, the stress ratio of liquefaction and dynamic strength of undisturbed marine silt are smaller than remolded soil in the same conditions. Along with the increase in consolidation ratio, the difference in dynamic strength of undisturbed and remolded silt decreases under the same equivalent vibration cycle times. Further, the pore water pressure of remolded silt increases sharply, and the pore water pressure of remolded soil tends to be stable when the samples are about to be damaged.

Key words: marine silt; undisturbed soil; remolded soil; dynamic shear modulus; damping ratio; dynamic strength

① 收稿日期: 2014-08-20

基金项目: 国家自然科学基金项目(U1134207, 51109068)

作者简介: 全玉丁(1989—), 男, 硕士研究生, 主要从事土体动力特性试验研究. E-mail: tydoor1989@163.com

0 引言

占地球表面积 71% 的海洋蕴藏着无穷的宝藏,在陆地资源日益紧张的今天,海洋资源正逐渐受到人们的重视,很多国家都加大了对海洋资源的开发利用。

我国有辽阔的大陆架,那里蕴藏着丰富的石油、天然气等资源。伴随着国家对海洋资源的大力开发,海洋采油平台、海底管线等结构物日趋增多。但是我国的深、浅海水域常有地震发生,强烈的地震极有可能造成地基失稳从而导致海上工程设施发生破坏^[1]。一旦结构物在地震时发生毁坏,不仅会带来极大的直接经济损失,还会产生严重的次生灾害,如火灾、水体污染等。因此在进行海工结构物的地基设计计算时,须对海洋土的动力特性进行试验研究,以确定土体的动剪切模量和阻尼比等参数。

在原状和重塑土的研究方面,杨雪强等^[2]利用改进的应力控制式常规三轴仪,在不同的加载路径和排水条件下,对重塑和原状土分别进行了常规的三轴试验研究,得出了原状土的初始切线模量及其抗剪强度均高于重塑土。吴海生^[3]对太原地区的原状和重塑粉土在不同含水率和围压下的动弹性模量、阻尼比、动强度进行了测试对比分析,得到了其动力特性参数受含水量、围压的影响规律。王建华等^[4]采用剪切波速与振动三轴联合试验装置,研究了具有松散结构的原状和重塑饱和粉土抗液化强度之间的相关性。研究表明:对于具有松散结构的饱和和粉土,当重塑土样的剪切波速恢复到原状土样的剪切波速时,它们具有相同的抗液化强度,而且这一结论与确定液化破坏振次的应变标准无关。

由于海洋土的空间变异度大,钻井取样费用高,所取土样的数量和均匀性难以保证,所以对实际海洋粉土动力特性进行研究工作比较困难^[5]。大部分学者对土体这方面的研究主要是基于重塑样,虽然重塑样具有均匀性好、土样数量不受限制、数据重复性好等优点,但是它不具有原状样的天然结构,试验结果与原状样相比有较大差异。

本文通过共振柱和动三轴试验,分别对原状和重塑海洋粉土的动强度、动剪切模量和阻尼比等特性进行试验研究,试验所获得的结论对海工结构物的基础设计具有一定的参考价值。

1 试验概况

1.1 试验仪器主要特征参数

海洋土的动剪切模量和阻尼比在 GZZ—50 电

磁式共振柱试验仪上进行,其主要性能参数如下:试样尺寸为 $D50\text{ mm}\times100\text{ mm}$ 实心试样;最大扭转力矩为 $100\text{ N}\cdot\text{cm}$;轴向最大激振力为 20 N ;压力室最大侧向压力为 700 kPa ;系统最大振动频率为 500 Hz ;剪应变范围为 $10^{-6}\sim10^{-4}$;轴向应变范围为 $10^{-6}\sim10^{-4}$ 。

动三轴试验在 DDS—70 微机控制电磁式振动三轴仪上进行,仪器主要技术参数如下:试样为 $D39.1\text{ mm}\times80\text{ mm}$ 实心试样;波形为正弦波;轴向最大动力为 $1\,370\text{ N}$;侧向最大压力为 600 kPa ;最大反压为 300 kPa ;频率范围 $0.1\sim10\text{ Hz}$;最大轴向位移为 20 mm 。

1.2 试验土料

试验所用土料来源于江苏东台的东沙垦区边缘,距离岸边约 36 km ,取样深度达到 40 m ,具有海洋土的一般特性。通过物理特性试验,所获得的原状海洋粉土的基本物理参数如表 1 所示。为了尽可能地使重塑样的试验结果与原状样接近,制样时采用原状样的干密度作为控制条件。试样的饱和采用抽气饱和法,抽气时间为 1 h ,用水浸泡时间大于 10 h ,经检验,原状和重塑样最终的饱和度可达 95% 以上。

表 1 海洋粉土基本物理参数

Table 1 The basic physical parameters of marine silt

干密度	塑限/%	液限/%	塑性指数	液性指数	压缩模量/MPa
1.57	21.2	28.4	7	1.03	37.3

1.3 试验工况

共振柱试验的固结比 $K_c=\sigma_1/\sigma_3$ 为 1、围压 σ_3 分别为 $100、200、300\text{ kPa}$,试验采用自由振动法,激振方式采用旋转方式。

动三轴试验的工况如下,工况 I: $f=0.36\text{ Hz}$ 、 $K_c=1$ 、 $\sigma_3=200\text{ kPa}$;工况 II: $f=0.36\text{ Hz}$ 、 $K_c=1.5$ 、 $\sigma_3=200\text{ kPa}$ 。

动强度的试验结果与破坏标准的选取密切相关,破坏标准有应变标准、孔压标准、极限平衡标准和屈服标准四类^[6]。本试验所取标准为应变标准,在等压固结时取双幅应变 5% ,不等压固结时取总应变 10% 。在不等压固结时,采用先等压固结再将偏压分级加载的方法,每级加载的偏压为 50 kPa 。

2 试验结果及分析

2.1 动剪切模量试验结果分析

原状和重塑海洋粉土的动剪切模量 G 和剪应变 γ 关系曲线如图 1 所示。从图可以看出,在相同

的工况下原状样的动剪切模量均大于重塑样,小应变下的试验结果可以用 Hardin-Drnevich 骨干曲线进行很好的拟合。

原状和重塑粉土的 $1/G-\gamma$ 关系曲线如图 2 所示。表 2 是土体的最大动剪切模量 $G_{\max}$ 和参考剪应变 γ_r 的值,从表可以看出,原状粉土的 $G_{\max}$ 和 γ_r 均比重塑样大。当围压为 100 kPa 时,分别比重塑样大 15% 和 2%;当围压为 200 kPa 时分别大 18% 和 3%;当围压为 300 kPa 时,分别大 16% 和 3%。

基于以上分析,可以看出在相同工况下,原状样的最大动剪切模量和参考剪应变分别比重塑样大 16% 和 3% 左右。因此在采用重塑样的试验结果进行设计计算前,应当在保证安全度的前提下将试验结果进行折减。

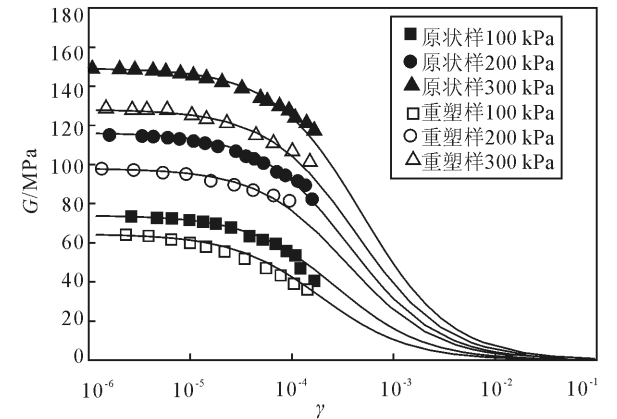


图 1 原状和重塑粉土的动剪切模量与剪应变关系曲线
Fig.1 The relationship between dynamic shear modulus and shear strain of undisturbed and remolded marine silt

表 2 原状和重塑粉土的 $G_{\max}$				
Table 2 $G_{\max}$ of undisturbed and remolded marine silt				
土料	固结比	围压/kPa	$\gamma_r/\%$	$G_{\max}/\text{MPa}$
原状样	1.0	100	0.027 9	74.07
		200	0.037 1	116.28
		300	0.045 1	149.25
重塑样	1.0	100	0.027 3	64.52
		200	0.035 9	98.04
		300	0.043 8	128.21

以最大动剪切模量 $G_{\max}$ 为纵坐标,平均固结应力 σ_m 为横坐标,在双对数纸上绘制关系曲线,该直线基本符合:

$$G_{\max}=K P_a\left(\frac{\sigma_m}{P_a}\right)^n \quad (1)$$

式中: K 为最大动剪切模量系数,当 $\sigma_m/P_a=1$ 时的 $G_{\max}$ 值; n 为最大动剪切模量指数,其值是直线的斜

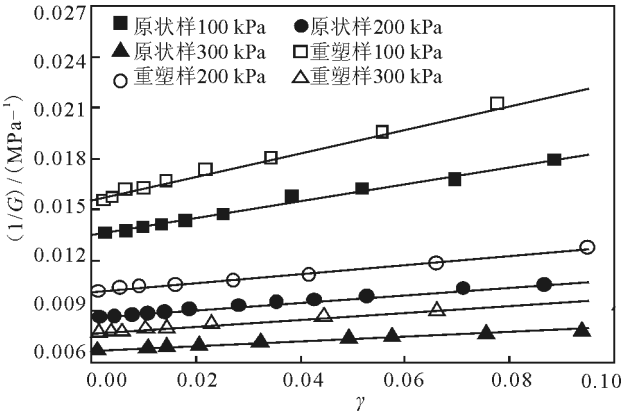


图 2 原状和重塑粉土的 $1/G-\gamma$ 关系曲线
Fig.2 The relationship between $1/G$ and γ of undisturbed and remolded marine silt

率; σ_m 为平均固结应力,取 $\sigma_m=(\sigma_1+2\sigma_3)/3$; P_a 为大气压,计算时取 100 kPa。

原状和重塑海洋粉土在固结比为 1 时的 $G_{\max}$ 与 σ_m/P_a 的关系曲线如图 3 所示。可以看出,原状样的关系曲线在重塑样的上方,且两条直线近似平行,因此可以得出原状样的 K 值大于重塑样, n 与重塑样相同。

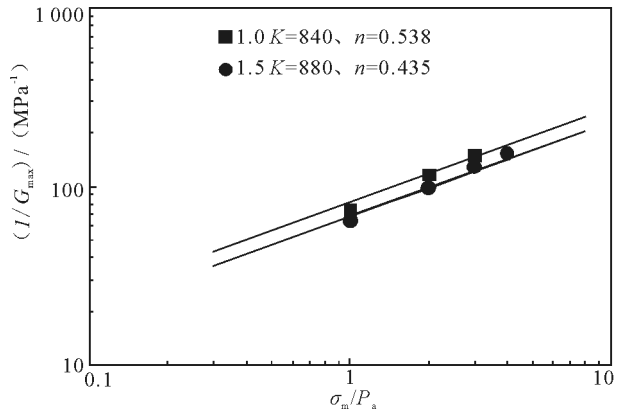


图 3 原状和重塑粉土的 $G_{\max}-\sigma_m/P_a$ 关系曲线
Fig.3 The relationship between $G_{\max}$ and σ_m/P_a of undisturbed and remolded marine silt

将两种土样的动剪切模量 G 除以各自的最大动模量 $G_{\max}$,剪应变 γ 除以各自的参考剪应变 γ_r ,可以得到归一化的 $G/G_{\max}$ 与 γ/γ_r 的关系曲线。原状和重塑粉土在固结比为 1,相应围压下的 $G/G_{\max}-\gamma/\gamma_r$ 关系曲线如图 4 所示。从图可以看出,原状和重塑样的 $G/G_{\max}-\gamma/\gamma_r$ 关系曲线基本落入一个很窄的带状范围内,重塑样的扰动所产生的影响在很大程度上被消除。根据点的分布特征,拟采用 Hardin-Drnevich 模型进行拟合,该模型表达式为:

$$\frac{G}{G_{\max}} = \frac{1}{1 + \frac{\gamma}{\gamma_r}} \tag{2}$$

为了更精确地拟合 $G/G_{\max}-\gamma/\gamma_r$ 关系曲线的特征,本文对哈丁模型进行了改动,变动后的公式如下:

$$\frac{G}{G_{\max}} = \frac{1}{1.02 + 0.53 \frac{\gamma}{\gamma_r}} \tag{3}$$

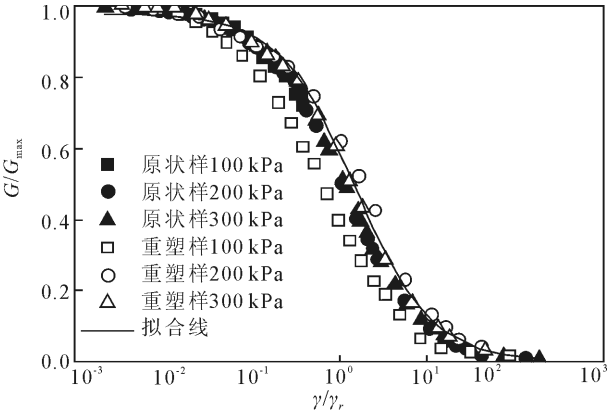


图 4 原状和重塑粉土的 $G/G_{\max}-\gamma/\gamma_r$ 关系曲线
Fig.4 The relationship between $G/G_{\max}$ and γ/γ_r of undisturbed and remolded marine silt

2.2 阻尼比试验结果分析

原状和重塑海洋粉土在固结比为 1.0、围压分别为 100、200、300 kPa 时的阻尼比 λ 与剪应变 γ 关系曲线如图 5 所示。从图可以得出当 γ 处于 $10^{-4} \sim 10^{-2}$ 之间时,海洋粉土的原状和重塑样的离散度较大。

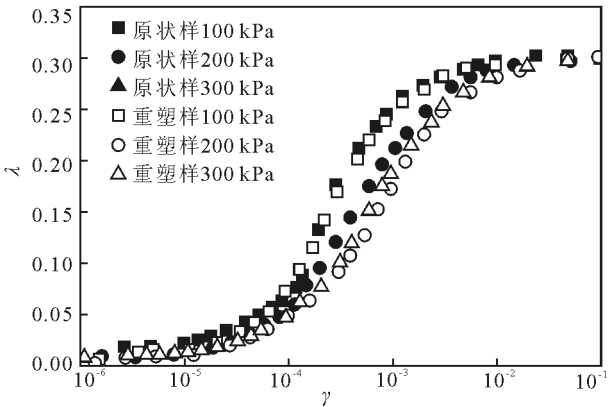


图 5 原状和重塑粉土的 $\lambda-\gamma$ 关系曲线
Fig.5 The relationship between λ and γ of undisturbed and remolded marine silt

将剪应变 γ 除以各自的参考剪应变 γ_r ,可以得到如图 6 所示的 $\lambda-\gamma/\gamma_r$ 的归一化关系曲线。从图

可以看出, $\lambda-\gamma/\gamma_r$ 与 $G/G_{\max}-\gamma/\gamma_r$ 关系曲线具有相同的特征,即曲线落入一个很窄的带状范围内,数据的离散度很小,表明重塑样的扰动性所产生的影响被消除。

在 Hardin-Drnevich 模型的滞回环中,假定滞回环的面积与三角形面积之比为 K_1 。当应变较大时 K_1 随着循环频率、循环次数和平均有效主应力稍有变化,基于此,文献[7]提出的修正公式为

$$\lambda = \lambda_{\max} \frac{\frac{\gamma}{\gamma_r} \left[1 + a \exp\left(-b \frac{\gamma}{\gamma_r}\right) \right]}{1 + \frac{\gamma}{\gamma_r} \left[1 + a \exp\left(-b \frac{\gamma}{\gamma_r}\right) \right]} \tag{4}$$

在利用式(4)对 $\lambda-\gamma/\gamma_r$ 关系曲线进行拟合时,采用如下的参数设置: $\lambda_{\max}=0.3$ 、 $a=-0.118$ 、 $b=0.113$ 。

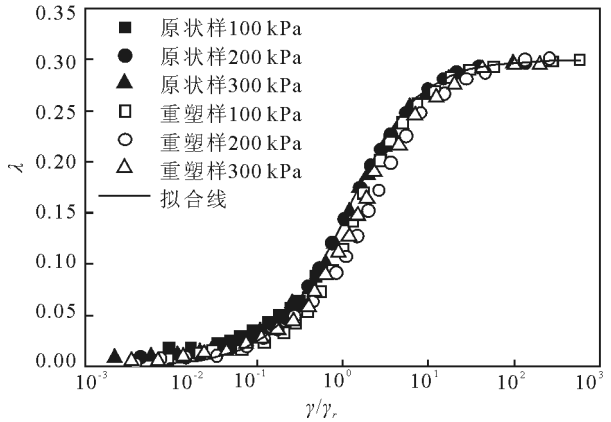


图 6 原状和重塑粉土的 $\lambda-\gamma$ 关系曲线
Fig.6 The relationship between λ and γ of undisturbed and remolded marine silt

2.3 动强度试验结果分析

海洋粉土的原状和重塑样在工况 I : $f=0.36$ Hz、 $K_c=1.0$ 、 $\sigma_3=200$ kPa 和工况 II : $f=0.36$ Hz、 $K_c=1.5$ 、 $\sigma_3=200$ kPa 的动强度曲线如图 7 所示。从图可以看出,在相同的工况下重塑样的动强度大于原状样。

表 3 列出了地震震级 M 所对应的等效循环次数 N_f 的值,当地震震级为 7 级时等效循环振次为 10 次。当 $N_f=10$ 时,由图 7 可得原状和重塑粉土在工况 I 和工况 II 下的动剪应力 τ_d 的值。在工况 I 下的 分别为 99.7 kPa 和 115 kPa,相差 15.3 kPa;在工况 II 下 τ_d 分别为 148 kPa 和 155 kPa,相差 7 kPa。因此,在相同的等效循环振次下可以得出原状和重塑海洋粉土动强度的差异性随着固结比的增大而减小。

表 3 地震震级与等效循环次数关系

Table 3 The relationship between earthquake magnitude and equivalent circulating times

震级	6	6.5	7.0	7.5	8.0
等效循环次数	5	8	10	20	30

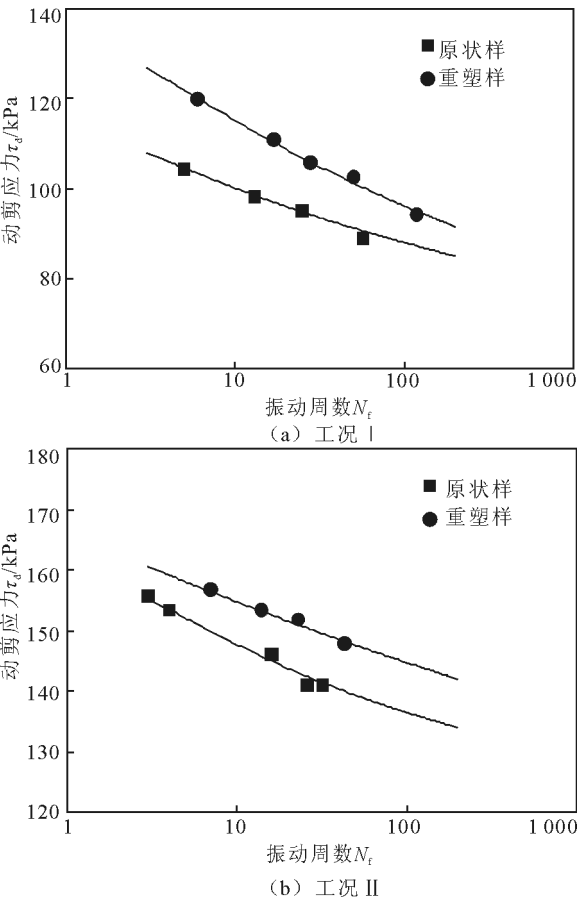


图 7 粉土在相应工况下的动强度曲线

Fig.7 The dynamic strength curves of marine silt under supposed conditions

由于粉土最终的破坏是以液化的形式发生的，因此可对原状和重塑海洋粉土的抗液化强度进行比较，其结果可为工程设计提供参考。抗液化强度是饱和砂土单元发生液化时所需的水平剪应力，饱和砂土发生液化的应力条件一般可用液化应力比 $\sigma_d/2\sigma_0$ 表示， σ_d 为试样破坏时的动应力； σ_0 为试样的平均固结压力， $\sigma_0 = (K_c\sigma_3 + 2\sigma_3)/3$ ； K_c 为固结比。从图 7 可以看出，原状粉土的液化应力比大于重塑样，即内试验得到的抗液化强度大于现场的土样。因此，当采用室内试验的结果进行海洋结构物的基础设计时需将结果进行修正。目前采用的修正公式为^[8]

$$\frac{\tau_d}{\sigma_v} = C_r \frac{\sigma_{ad}}{2\sigma_3}$$

(5)

式中： τ_d/σ_v 为现场土样的液化应力比； $\sigma_{ad}/2\sigma_3$ 为室内重塑土样的液化应力比； C_r 为液化应力比的修正系数，与密度有关，是一个意义更为广泛的经验系数。它不仅考虑了水平地面下土体单元实际受力与三轴试验受力状态不同的影响，而且还包括原状砂土结构完全破坏后砂土液化能力不同以及在单向剪切与多向剪切作用下液化不同的影响。

结合原状和重塑粉土在工况 I 和 II 的液化应力比与振次关系曲线，分别对修正系数 C_r 选取适当的数值将室内试验结果进行了修正。修正后的液化应力比与振次关系曲线如图 8 所示，对工况 I，所取修正系数 C_r 为 0.85；工况 II， C_r 取为 0.95。可见对于海洋粉土来说，在相同条件下固结比对于修正系数 C_r 的选取具有一定的影响。

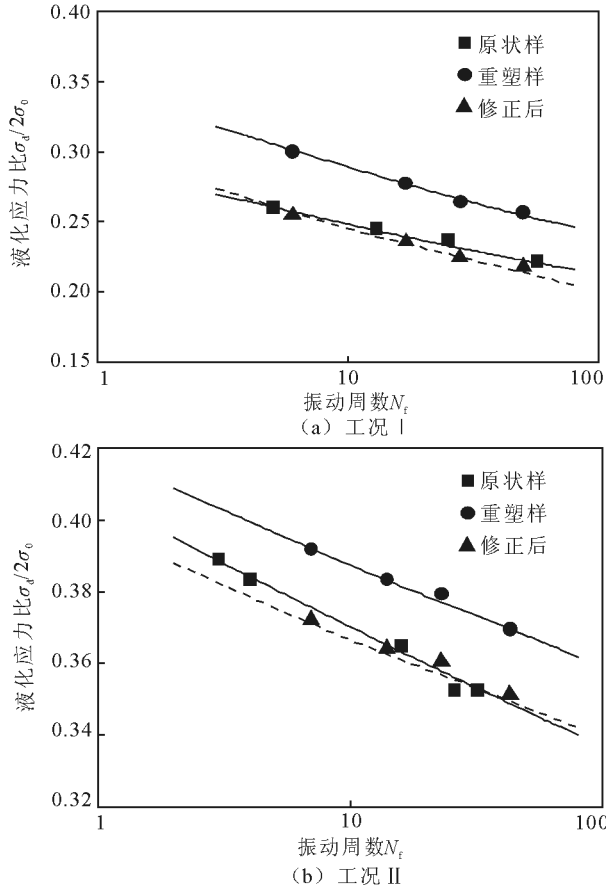


图 8 粉土修正后的液化应力比与振次关系曲线

Fig.8 The relationship between stress ratio of liquefaction and cycle ratio of marine silt after revising

2.4 孔隙水压力试验结果分析

土体在振动作用下产生的孔隙水压力是影响其抗震稳定性的重要因素，当用有效应力进行动力反应分析时，需要有振动孔隙水压力增长的模型。目前孔隙水压力的增长模型有三种：(1)孔隙水压力的

应力模型;(2)孔隙水压力的体变模型;(3)孔隙水压力内时模型。以孔隙水压力的应力模型为依据,分别对原状和重塑粉土的孔隙水压力的增长模式进行了对比分析。

原状和重塑粉土在工况 I ($f=0.36\text{ Hz}$ 、 $K_c=1.0$ 、 $\sigma_3=200\text{ kPa}$)时的孔压比与振次比关系曲线如图9所示。从图可以看出,重塑土样在临近破坏时孔压急剧上升直至破坏,用 Seed 提出的孔压模型可以对重塑样的孔压增长模式进行拟合。原状样的孔压发展模式与重塑样略有不同,孔压在试样的振动过程中逐渐上升,在即将破坏时没有急剧增长,而是趋于一个稳定值。这可能是由于原状样和重塑样的结构性差异所致。

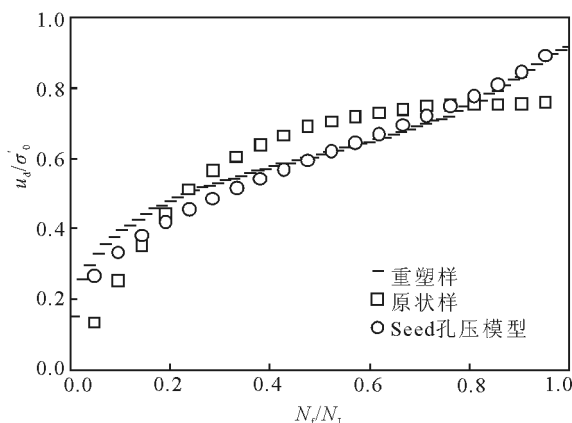


图9 粉土在工况 I 时的孔压比与振次比关系曲线

Fig.9 The relationship between pore pressure ratio and cycle ratio of marine silt under the condition I

3 结论

土体的动强度、动剪切模量和阻尼特性试验研究是地震等动荷载作用下土工建筑物设计和计算分析的基本依据。本文通过共振柱和动三轴试验分别对原状和重塑海洋粉土的动强度、动剪切模量和阻尼比进行了研究,主要结论如下:

(1) 原状粉土的动剪切模量、参考剪应变、最大动剪切模量系数和指数均大于重塑样,二者阻尼比的差异性很小。

(2) 海洋粉土归一化后的 $G/G_{\max}-\gamma/\gamma_r$ 和 $\lambda-\gamma/\gamma_r$ 基本落入一个很窄的带状范围内,扰动性造成的影响在很大程度上被消除。因此,在原状样数量不足的情况下可以利用重塑土样进行足够多的动力试验,通过试验获得可信度高的试验曲线。

(3) 在相同工况下原状海洋粉土的动强度和液

化应力比均小于重塑样;在相同的等效循环振次下,原状和重塑海洋粉土动强度的差异性随着固结比的增大而减小。

(4) 在相同工况下,原状和重塑海洋粉土在振动过程中的孔压增长模式有所不同,在土样即将破坏时原状样的孔压趋于稳定值,重塑样的孔压急剧增加直至试样破坏。

参考文献(References)

- [1] 邱大洪.海岸和近海工程科学中的科学问题技术[J].大连理工大学学报,2000,40(6):631-637.
QIU Da-hong. Scientific and Technical Problems in Coastal and Offshore Engineering Science[J]. Journal of Dalian University of Technology, 2000, 40(6): 631-637. (in Chinese).
- [2] 杨雪强,刘文治,刘祖德,等.武汉原状粉质黏土与其重塑土的试验对比研究(I):试验结果描述[J].广东工业大学学报,2013,30(1):18-24.
YANG Xue-qiang, LIU Wen-zhi, LIU Zu-de, et al. A Contrastive Study of Nature and Remoulded Silty Clays in Wuhan (I): Description of Experimental Results [J]. Journal of Guangdong University of Technology, 2013, 30(1): 18-24. (in Chinese).
- [3] 吴海生.太原地区原状粉土与重塑粉土动力特性研究[D].太原:太原理工大学,2009.
WU Hai-sheng. Research on the Dynamic Characteristic of Undisturbed and Remolded Silt in Taiyuan [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Technology, 2009. (in Chinese).
- [4] 王建华,赵娜.相同剪切波速的原状与重塑饱和松散粉土的抗液化强度[J].岩土工程学报,2007,29(1):39-43.
WANG Jian-hua, ZHAO Na. Cyclic Liquefaction Resistances of Undisturbed and Remolded Saturated Loose Silts With the Same Shear Wave Velocity [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(1): 39-43. (in Chinese).
- [5] 王淑华,楼志刚.原状和重塑海洋粘土经历动载后的静强度衰减[J].岩土力学,2000,21(1):20-27.
WANG Shu-hua, LOU Zhi-Gang. The Degradation of Undrained Shear Strength of Undisturbed and Remolded Marine Clay After Cyclic Loading [J]. Rock and Soil Mechanics, 2000, 21(1): 20-27. (in Chinese).
- [6] 谢定义.土动力学[M].北京:高等教育出版社,2011.
XIE Ding-yi. Soil Dynamics [M]. Beijing: Higher Education Press, 2011. (in Chinese).
- [7] 顾淦臣,沈长松,岑威钧.土石坝地震工程学[M].北京:中国水利水电出版社,2009.
GU Gan-chen, SHEN Chang-song, CEN Wei-jun. Earthquake Engineering for Earthrock Dams [M]. Beijing: China Water Power Press, 2009. (in Chinese).
- [8] 殷宗泽.土工原理[M].北京:中国水利水电出版社,2007.
YIN Zong-ze. Earthwork Principle [M]. Beijing: China Water Power Press, 2007. (in Chinese).