

DOI: 10.16285/j.rsm.2017.0667

# 吸力历史对非饱和粉土动力变形特性的影响

李 宣<sup>1</sup>, 孙德安<sup>1</sup>, 张俊然<sup>2</sup>

(1. 上海大学 土木工程系, 上海 200444; 2. 华北水利水电大学 河南省岩土力学与结构工程重点实验室, 河南 郑州 450045)

**摘 要:** 以非饱和粉土为研究对象, 利用吸力可控的动三轴仪对其进行动力变形试验, 得到了在不同净围压和不同吸力路径下非饱和粉土试样的骨架曲线、动弹性模量和阻尼比, 研究了先脱湿后吸湿的吸力历史对其动力变形特性的影响。结果表明, 在同一净围压和吸力下, 非饱和粉土试样经历过先脱湿后吸湿的骨架曲线和动弹性模量比仅经过脱湿的要高, 而试样经历过先脱湿后吸湿的阻尼比比仅经过脱湿的要小; 此外, 随着非饱和粉土试样经历过最大吸力的增大, 其骨架曲线和动弹性模量增大, 而阻尼比减小。试验结果可用非饱和土的平均骨架应力和弯液面水的表面张力作用来解释, 并用两项联合预测非饱和土试样的最大剪切模量。

**关 键 词:** 土动力变形特性; 吸力控制动三轴试验; 非饱和土; 吸力历史; 预测

中图分类号: TU 443

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2018)08-2829-08

## Effect of suction history on dynamic deformation characteristics of unsaturated silt

LI Xuan<sup>1</sup>, SUN De-an<sup>1</sup>, ZHANG Jun-ran<sup>2</sup>

(1. Department of Civil Engineering, Shanghai University, Shanghai 200444, China;

2. Henan Province Key Laboratory of Rock and Soil Mechanics and Structural Engineering,

North China University of Water Resources and Electric Power, Zhengzhou, Henan 450045, China)

**Abstract:** Dynamic deformations of unsaturated silt have been tested using a suction controllable dynamic triaxial testing apparatus. The skeleton curve, dynamic elastic modulus, damping ratio were obtained at different net confining pressures and suction paths. The effect of drying and wetting cycle on dynamic deformation characteristics of unsaturated silt was studied. Test results show that at the same net confining pressure and suction, the skeleton curve and dynamic elastic modulus of silty specimens subjected to drying and then wetting are higher than that of the specimens subjected to drying path only. but the damping ratio of specimens under drying and then wetting is lower under drying path only. With increasing the maximum suction experienced, the skeleton curve and dynamic elastic modulus of unsaturated silt increase, and oppositely the damping ratio decreases. The test results can be explained by the average skeleton stress and the effect of surface tension of meniscus water, which are together used to predict the maximum shear modulus of unsaturated soil.

**Keywords:** dynamic deformation characteristic; suction-controlled dynamic triaxial test; unsaturated soil; suction history; prediction

## 1 引 言

铁路、公路和地铁工程等地基受到车辆荷载等动荷载作用会发生变形。此外, 受自然环境的影响, 这些工程的地基土通常是非饱和状态<sup>[1]</sup>, 并且会经历脱湿和吸湿循环路径。土体的土-水特征曲线具有滞回性, 即在同一吸力作用下, 脱湿曲线位于吸湿

曲线上方, 这种特性使得经历不同吸力历史的土体呈现出不同的力学性质。因此, 研究吸力历史对非饱和土体动力变形特性影响具有理论和实际意义。

目前, 有许多学者研究了吸力历史对非饱和土力学特性的影响, 如: Shemsu 等<sup>[2]</sup>对经历先吸湿后脱湿的吸力历史和不经历这种吸力历史的砂土进行三轴固结排水剪切试验, 试验结果表明, 当其他条

收稿日期: 2017-04-10

基金项目: 国家自然科学基金项目 (No. 41602295, No. 11672172)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (41602295, 11672172).

第一作者简介: 李宣, 男, 1989 年生, 博士研究生, 主要从事土动力学方面的研究工作。E-mail: xuanli@sina.cn

通讯作者: 孙德安, 男, 1962 年生, 博士, 教授, 主要从事土力学方面的研究工作。E-mail: sundean@shu.edu.cn

件相同时, 经历过吸力历史的砂土具有较高的峰值强度。Gallage 等<sup>[3]</sup>研究了在低吸力范围内经历吸湿过程和脱湿过程的粉砂强度, 结果表明, 在相同吸力下, 经历过吸湿过程的粉砂强度较高。Sun 等<sup>[4]</sup>研究了经历先吸湿后脱湿的吸力历史和不经历这种吸力历史的黏土的强度和变形特性, 试验结果表明, 在相同净应力和吸力条件下, 经历过吸力历史试样的饱和度较高, 其应力-应变关系曲线也较高, 变形较小。张俊然等<sup>[5]</sup>研究了与文献[4]相同的黏土的强度和变形, 令其经历先脱湿后吸湿的吸力历史, 与不经历这种吸力历史结果对比, 结果发现, 在其他条件相同情况下, 经历过吸力历史的试样强度较大, 变形较小。Wu 等<sup>[6]</sup>研究了毛细作用对砂土和粉土小应变剪切模量  $G_0$  的影响, 结果发现  $G_0$  随着饱和度的增大先增大后减小, 即存在一个最优饱和度使  $G_0$  取得最大值, 这说明非饱和土剪切模量或刚度与饱和度之间不是单调关系, 但此研究没有考虑吸力历史的影响。Ng 等<sup>[7]</sup>用弯曲元对经历吸湿过程和脱湿过程的粉土的小应变剪切模量  $G_0$  进行测试, 发现在同一吸力下, 吸湿路径上的  $G_0$  值比脱湿路径上的大。徐洁等<sup>[8]</sup>也利用弯曲元测试了与文献[7]相同的粉土小应变剪切模量  $G_0$ , 研究了干湿路径对  $G_0$  的影响。试验结果表明, 经过先脱湿后吸湿过程后, 试样的饱和度降低, 小应变剪切模量增大。此外, 基于试验结果对 Ng 等<sup>[7]</sup>提出的非饱和土小应变剪切模量  $G_0$  的半经验公式进行了改进, 引入了饱和度项, 从而考虑了干湿循环的影响, 从改进的公式可知, 影响非饱和土剪切模量或刚度的主要因素有孔隙比、净应力、基质吸力和饱和度<sup>[8]</sup>。刘文化等<sup>[9]</sup>研究了交通荷载下干湿循环对饱和粉质黏土动强度的影响, 结果发现, 经过干湿循环后, 试样的动强度大幅增加。

上述研究都说明吸力历史对非饱和土力学特性有显著影响。此外, 研究较多的是吸力历史对非饱和土静力特性的影响, 虽然已有学者研究了吸力历史对非饱和土的小应变剪切模量  $G_0$ 、动强度等动力特性影响, 但是吸力历史对非饱和土的骨架曲线、动弹性模量和阻尼比等动力变形特性的影响还没有研究。因此, 本文用吸力可控的动三轴仪, 对经历先脱湿后吸湿吸力历史的击实粉土的动力变性特性进行研究, 测试其骨架曲线、动弹性模量和阻尼比。

## 2 试验概况

### 2.1 试验材料和设备

试验研究用的土样是一种低液限粉土, 主要矿

物成分是石英, 相对密度  $G_s$  为 2.68, 液限  $w_L$  为 28.4%, 塑限  $w_p$  为 21.7%, 塑性指数  $I_p$  为 6.7。颗粒级配曲线如图 1 所示。

试验所用的动三轴仪为 GCTS 公司生产的 USTX-2000 非饱和土/饱和土静动三轴试验仪, 它属于气动式单向激振型循环三轴仪, 主要由加载架、压力室、压力控制面板与压力/体积控制器、通用数字信号调节和控制单元 (SCON-2000) 及数据采集处理系统组成。图 2 是其主机示意图, 其底座安装了一块进气值为 300 kPa 的陶土板, 孔隙气压通过试样帽施加。试样的吸力  $s = (u_a - u_w)$  通过从顶部施加孔隙气压  $u_a$ 、底部的孔隙水压为大气压 ( $u_w = 0$ ) 来控制。

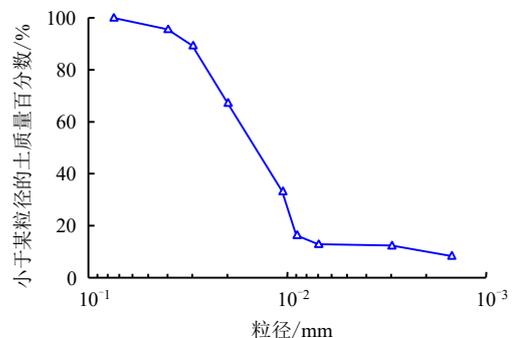


图 1 粉土的颗粒级配曲线

Fig.1 Grading curve of the silt

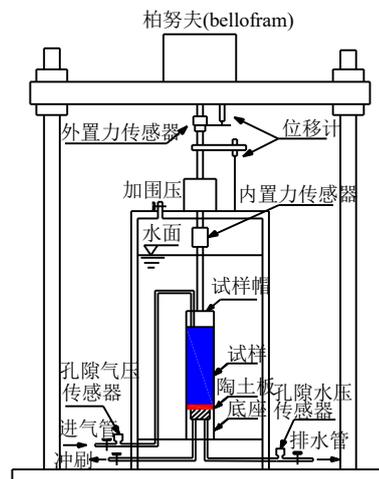


图 2 非饱和土静/动三轴仪主机示意图

Fig.2 Sketch of static/dynamic triaxial testing apparatus for unsaturated soils

### 2.2 试验方法

研究用的试样为非饱和重塑击实样, 直径为 38 mm, 高度为 76 mm。控制试样初始含水率为 20% 左右, 初始孔隙比为 1.0 左右, 用三开模制样, 分 4 层击实, 初始吸力约为 29 kPa。

试验分两个阶段，第 1 阶段是在预定的净围压和吸力作用下吸力平衡，施加的净围压分别为 50、100、200 kPa，在每一个净围压下施加 3 种不同的吸力路径，如图 3 所示，其中  $s$  为吸力，是孔隙气压与孔隙水压之差， $p$  为平均净应力。以目标净围压 100 kPa 为例，施加的应力/吸力路径如下：①在不排水的状态下对试样施加 20 kPa 的净围压进行预压，试样的吸力降至约 27 kPa，其状态由  $A$  点变化至  $B$  点；②将净围压和吸力同时增加至目标值 100 kPa 和 40 kPa，并在排水条件下使试样达到吸力平衡。此过程为试样经历的第 1 种吸力路径，即  $A \rightarrow B \rightarrow C_2$ ；③在步骤①的基础上，将净围压和吸力同时增加至目标值 100 kPa 和 70 kPa，并在排水条件下使试样达到吸力平衡。保持净围压不变，将吸力由 70 kPa 降至 40 kPa，使试样达到吸力平衡。此过程为试样经历的第 2 种吸力路径，即  $A \rightarrow B \rightarrow D_2 \rightarrow C_2$ 。同理，得到试样经历的第 3 种吸力路径  $A \rightarrow B \rightarrow E_2 \rightarrow C_2$ ，其中  $E_2$  点的吸力为 130 kPa。

第 2 阶段在保持净围压和吸力不变条件下对试样施加动荷载。施加的动荷载为正弦波形，振动频率为 0.5 Hz。在同一净围压下，对一个试样分 6~7 级连续加载，令动应力幅值为净围压的 0.1~0.7 倍，每级荷载振动 3 次，取第 2 次振动得到的动应力-动应变滞回圈计算试样的动弹性模量和阻尼比。

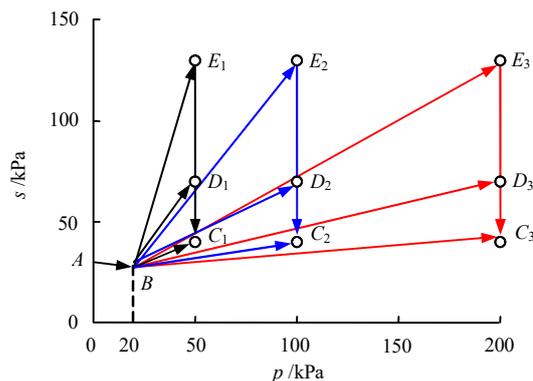


图 3 振动前的应力/吸力路径  
Fig.3 Stress/suction path before dynamic tests

表 1 汇总了各个试样在不同状态时的孔隙比和饱和度，其中  $e_0$ 、 $S_{r0}$ ， $e_1$ 、 $S_{r1}$ ， $e_2$ 、 $S_{r2}$  分别表示试样在制样后、最大吸力时和振动前的孔隙比与饱和度。由表可知，在同一净围压和同一吸力下，经过先脱湿后吸湿的孔隙比略有减小，而饱和度随着其经历最大吸力的增大而明显减小，即经历最大吸力越大，饱和度越低。这是土-水特性的滞回性产生的。由于在同一净围压下，每个试样的初始状态大致相同，而且施加动荷载前试样的吸力也相同，但控制其经历的吸力历史不同，故在相同净围压和吸力条件下，可研究吸力历史对试样动力变形特性的影响。

表 1 试样在不同状态时的孔隙比和饱和度  
Table 1 Void ratio and degree of saturation of specimens at different states

净围压 $\sigma_n$ / kPa	应力/吸力路径	吸力历史 / kPa	$e_0$	$S_{r0}$ / %	$e_1$	$S_{r1}$ / %	$e_2$	$S_{r2}$ / %
50	$ABC_1$	27→40	1.013	53.0	1.001	49.3	1.001	49.3
	$ABD_1C_1$	27→70→40	0.999	51.4	0.986	39.4	0.988	39.8
	$ABE_1C_1$	27→130→40	1.002	52.0	0.984	24.0	0.986	25.8
100	$ABC_2$	27→40	1.008	52.8	0.995	46.9	0.995	46.9
	$ABD_2C_2$	27→70→40	1.005	52.7	0.988	37.8	0.993	38.0
	$ABE_2C_2$	27→130→40	1.003	52.7	0.981	22.7	0.990	25.5
200	$ABC_3$	27→40	1.002	52.2	0.985	46.3	0.985	46.2
	$ABD_3C_3$	27→70→40	1.002	53.2	0.977	36.4	0.980	37.9
	$ABE_3C_3$	27→130→40	0.999	52.8	0.968	21.1	0.976	23.8

### 3 试验结果与分析

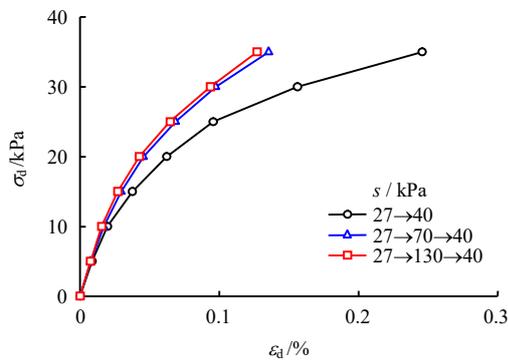
图 4 表示净围压 50、100、200 kPa 下经历 3 种不同吸力历史试样的骨架曲线。由图可知，在同样的净围压和吸力下，经历过先脱湿后吸湿试样的骨架曲线比仅经过脱湿的要高，而且经历先期最大吸力 130 kPa 试样的骨架曲线比经历先期最大吸力 70 kPa 的稍高。此外，对于同样的吸力路径，当动

应力幅值与净围压的比值相同时，累积的动应变随着净围压的增大而增大。例如，对于吸力路径  $A \rightarrow B \rightarrow D \rightarrow C$  而言，当动应力幅值与净围压的比值为 0.6 时，在净围压 50、100、200 kPa 时的累积的动应变分别为 0.098%、0.221%和 0.445%。

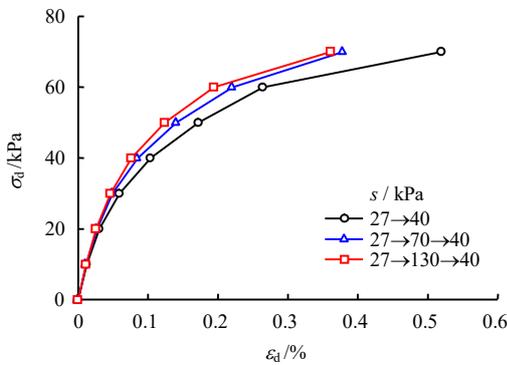
图 5 表示净围压 50、100、200 kPa 下经历 3 种不同吸力历史试样的动弹性模量。由图可知，试样的动弹性模量随着动应变的增大而减小。在净围压

和动应变水平相同条件下，与仅经过脱湿试样的动弹性模量相比，经历过先脱湿后吸湿试样的动弹性模量较大，试样经历先期最大吸力 130 kPa 的动弹性模量比经历先期最大吸力 70 kPa 的稍大。另外，对于同样的吸力路径，当动应变相同时，随着净围压的增加，试样的动弹性模量增长的幅度变小。

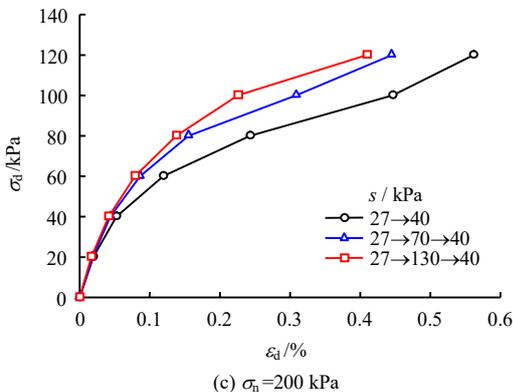
Gallipoli 等<sup>[10]</sup>提出的非饱和土弹塑性本构模型中采用了两个本构变量，分别描述非饱和土中体积水和弯液面水对土体力学特性的作用，其中一个本构变量是 Jommi<sup>[11]</sup>提出的平均骨架应力  $\sigma'$ ，另一个本构变量是黏结变量  $\xi$ 。



(a)  $\sigma_n=50$  kPa

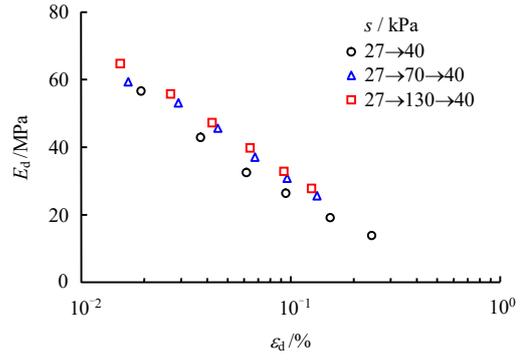


(b)  $\sigma_n=100$  kPa

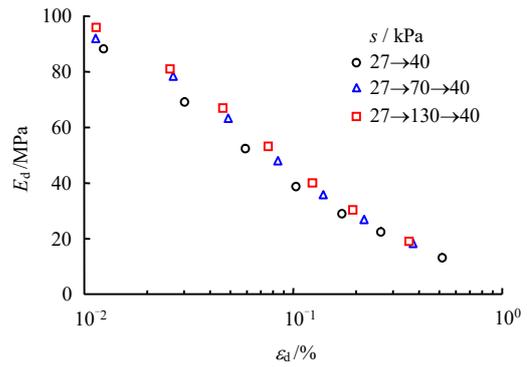


(c)  $\sigma_n=200$  kPa

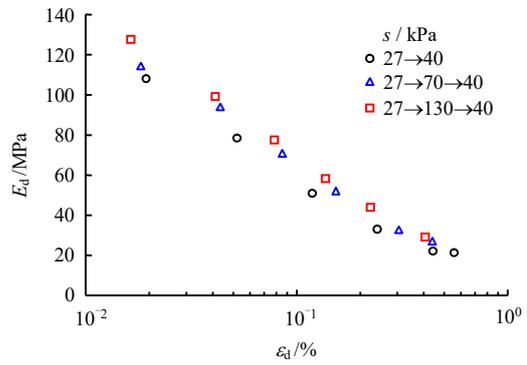
图4 经历不同吸力历史试样的骨架曲线  
 Fig.4 Skeleton curves of specimens subjected to different maximum suctions



(a)  $\sigma_n=50$  kPa



(b)  $\sigma_n=100$  kPa



(c)  $\sigma_n=200$  kPa

图5 经历不同吸力历史试样的动弹性模量  $E_d$   
 Fig.5 Dynamic elastic modulus  $E_d$  of specimens subjected to different suction histories

$$\sigma' = (\sigma - u_a) + S_r(u_a - u_w) \tag{1}$$

$$\xi = f(s)(1 - S_r) \tag{2}$$

式中： $\sigma$ 为总应力； $(\sigma - u_a)$ 为净应力； $S_r$ 为饱和度； $u_a$ 、 $u_w$ 为孔隙气压力和孔隙水压力； $(u_a - u_w)$ 为基质吸力； $f(s)$ 为吸力  $s = (u_a - u_w)$  的函数，表示在某一吸力  $s \neq 0$  下非饱和土中弯液面水的表面张力作用所施加在土颗粒间的正应力与在零吸力  $s = 0$  下非饱和土中弯液面水的表面张力作用所施加在土颗粒间的正应力之比，是标量，其值在 1.0~1.5 变化，其表达式为<sup>[12]</sup>

$$f(s) = \frac{3T_s (\sqrt{9+8rs/T_s} - 3)(\sqrt{9+8rs/T_s} + 1)}{rs \cdot 16} \quad (3)$$

式中： $T_s$  为水的表面张力系数，在 20 °C 时， $T_s = 0.0728 \text{ N/m}$ ； $r$  为球状土颗粒的半径，取  $r = 10^{-6} \text{ m}$ ； $(1 - S_r)$  为气体饱和度。Gallipoli 等<sup>[10]</sup>假设  $(1 - S_r)$  与每单位非饱和土体积中弯液面数量之间存在唯一关系，于是用  $(1 - S_r)$  来间接表示每单位非饱和土体积中弯液面数量。

平均骨架应力  $\sigma'$  表示作用在土骨架上的平均应力，即总应力与用饱和度作为权重的气液两种流体的平均压力之差。黏结变量  $\xi$  表示弯液面水的表面张力作用在土颗粒间引起的正应力而阻止颗粒相对滑移的作用大小。

根据表 1，可以计算出净围压 50、100、200 kPa 下试样在不同状态时的平均骨架应力。图 6 表示 3 个净围压下试样在经历各个吸力状态时的平均骨架应力和与其对应的孔隙比之间的关系。试样的平均骨架应力在其经历的先期最大吸力状态时最大，且试样在此状态时的平均骨架应力随着其经历的先期最大吸力的增大而增大；试样的孔隙比随着其经历的先期最大吸力的提高而减小，这个规律说明经历先脱湿后吸湿后的试样具有类似于超固结土的性质。

文献[4]的静力剪切试验结果也表明试样经历高吸力后具有类似超固结土的性质。为了进一步研究证明该观点，控制非饱和和粉土试样的状态与上述振动三轴试验用的试样一致，用吸力可控的非饱和土静三轴仪对其进行试验，研究吸力历史对强度和变形的影响。图 7 表示净围压 100 kPa 下经历 3 种不同吸力历史的试样在三轴剪切过程中的应力-应变关系。由图可知，在同一净围压和吸力下，试样经历过先脱湿后吸湿的应力-应变曲线要高一些、强度要大一些、体变变小一些；随着试样经历先期最大吸力的提高，其应力-应变曲线变高、强度增大、体变减小，可见试样经历先期高吸力后具有类似超固结土的特性。

在本研究中，试样经历了先期较大吸力（也即较大平均骨架应力），使其在振动前时的孔隙比和饱和度均变小，从式（1）和式（2）可知，振动时净应力和基质吸力相同时，经历了先期较大吸力试样的平均骨架应力  $\sigma'$  变小而黏结变量  $\xi$  变大，前者使模量减小而后者使模量增大，两者的综合结果使得经历了先期较大吸力试样的骨架刚度或模量稍变大，因此，当其他条件都相同时，试样的骨架曲线

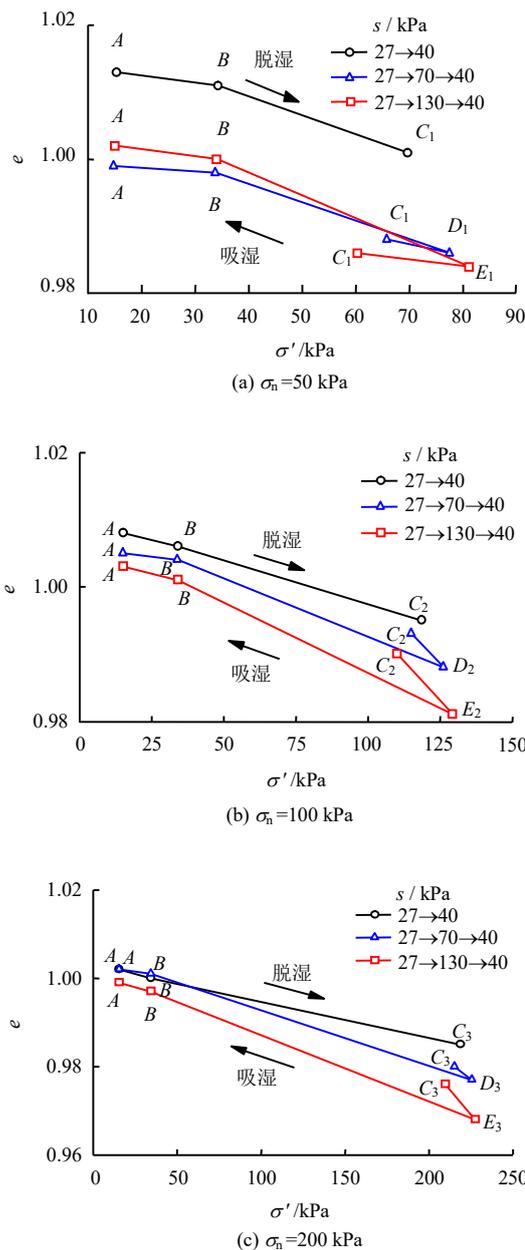


图 6 振动前试样经历的平均骨架应力  $\sigma'$  和孔隙比  $e$  关系  
Fig.6 Average skeleton stress  $\sigma'$  vs. void ratio  $e$  of specimens before vibration

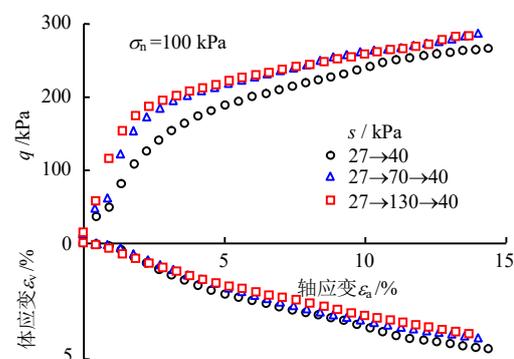


图 7 净围压 100 kPa 下经历不同吸力历史的试样在剪切过程中的应力-应变关系  
Fig.7 Stress vs. strain of specimens subjected to different suction histories during shearing

和动弹性模量随着其经历的先期最大吸力的提高而有所提高。此外，同一净围压下，试样经历先期最大吸力 130 kPa 和经历先期最大吸力 70 kPa 在振动前时的孔隙比和饱和度相差不大，因此，两者的骨架曲线和动弹性模量相近。

图 8 表示净围压 50、100、200 kPa 下经历 3 种不同吸力历史试样的阻尼比。由图可知，试样的阻尼比随着动应变的增大而增大。在净围压和动应变水平相同情况下，经历过先脱湿后吸湿试样的阻尼比比仅经过脱湿的要低，经历先期最大吸力 130 kPa 试样的阻尼比比经历先期最大吸力 70 kPa 的稍低。此试验结果也可以用非饱和土的平均骨架应力和弯液面水的表面张力作用来解释，即：试样经历了先期较大吸力，相当于经历了较大的平均骨架应力，土颗粒间的黏结作用增强，使试样变硬，振动波在试样中传播速度增大，在传播过程中能耗减少，阻尼比也就减小。

### 4 最大动剪切模量的预测

假定骨架曲线为双曲线，利用图 9 所示的  $1/E_d - \epsilon_d$  关系可以倒推求得到最大动弹性模量  $E_0$ ，再根据式 (4) 可换算出最大动剪切模量  $G_0$  [13]。

$$G = \frac{E}{2(1 + \mu)} \quad (4)$$

式中： $\mu$  为泊松比。在本研究中，对于饱和土试样， $\mu = 0.5$ ；对于非饱和土试样，不同饱和度试样的  $\mu$  值为 0.3~0.42 [14]。Lambe 等 [15] 认为， $\mu$  对大多数岩土体的动剪切模量影响很小，为了便于计算，统一取非饱和土试样的  $\mu$  为 0.35。

图 10 表示净围压 50、100、200 kPa 下饱和粉土试样的动弹性模量。根据上述的  $G_0$  推求方法可得到经历不同吸力历史粉土试样的  $G_0$ ，如表 2 所示。

Hardin 等 [16-17] 研究了饱和和无黏性土和饱和黏性土的动剪切模量的影响因素，指出主要影响因素是平均有效应力  $\sigma'_0$ 、孔隙比  $e$  和超固结比  $OCR$ ，并提出了下面的经验公式：

$$\frac{G_0}{p_r} = Af(e)(OCR)^k \left( \frac{\sigma'_0}{p_r} \right)^n \quad (5)$$

式中： $G_0$  为最大动剪切模量； $p_r$  为参考压力； $A$  为与土性有关的常数； $f(e)$  为与孔隙比有关的函数； $k$  为超固结比的指数，与塑性指数大小有关； $n$  为平均有效应力的指数。

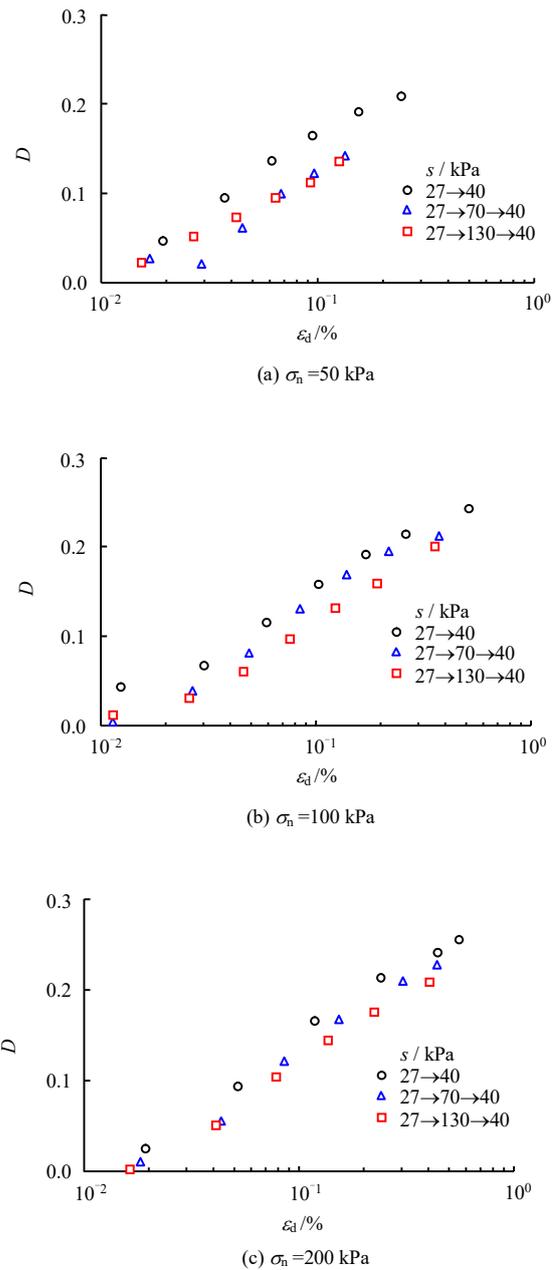


图 8 经历不同吸力历史试样的阻尼比  
Fig.8 Damping ratio of specimens subjected to different suction histories

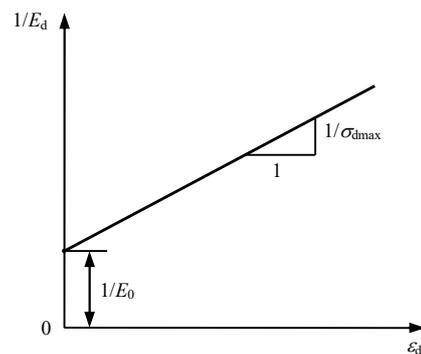


图 9  $1/E_d - \epsilon_d$  关系示意图  
Fig.9 Schematic diagram between  $1/E_d$  and  $\epsilon_d$

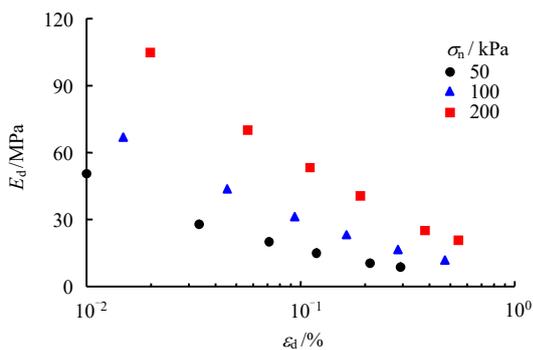


图 10 不同围压下饱和试样的动弹性模量  
Fig.10 Dynamic elastic modulus of saturated specimens at different confining pressures

表 2 经历不同吸力历史试样的 G0  
Table 2 G0 of specimens subjected to different suction histories

吸力历史 / kPa	不同σn(kPa)下的 G0 / MPa		
	50	100	200
27→0 (饱和)	17.92	24.69	38.31
27→40	27.23	38.99	47.48
27→70→40	28.06	39.82	50.05
27→130→40	29.63	41.15	52.16

在以下计算中，取  $p_r = 1 \text{ kPa}$ ； $f(e) = 1 / (0.3 + 0.7e^2)$ ， $n = 0.5$ ；试验粉土塑性指数  $I_p = 6.7$ ，取  $k = 0.06$ <sup>[13]</sup>，根据表 2 中饱和粉土的最大动剪切模量值可标定出  $A = 2579$ 。用平均骨架应力  $\sigma'$  代替式 (5) 中的平均有效应力  $\sigma'_0$ ，再将其他参数代入式 (5) 后可得

$$G_0 = \frac{2579(OCR)^{0.06}(\sigma')^{0.5}}{0.3 + 0.7e^2} \quad (6)$$

用式 (6) 对非饱和粉土的最大动剪切模量进行预测，预测结果如图 11 所示。由图可知，预测结果明显小于实测值，说明平均骨架应力并不能完全考虑非饱和土的力学特性，比如不可恢复的土体结构失稳变形。

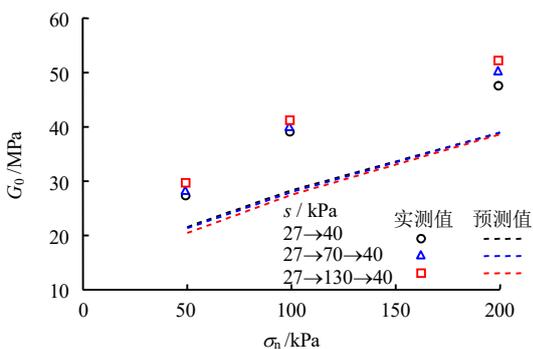


图 11 非饱和试样的最大动剪切模量的实测与预测值  
Fig.11 Predicted and measured results of maximum dynamic shear modulus of unsaturated specimens

徐洁等<sup>[18]</sup>将平均骨架应力  $\sigma'$  和黏结变量  $\xi$  引入最大动剪切模量  $G_0$  的经验公式，提出了可预测非饱和砂土、粉土和低塑性黏土  $G_0$  的简化公式，简化公式仅含有两个参数  $C_0$ 、 $C_s$ ：

$$G_0 = C_0(1+e)^{-3} \left[ \left( \frac{\sigma'}{p_r} \right)^{0.5} + C_s \xi^{0.5} \right] \quad (7)$$

将式 (7) 中  $[(\sigma' / p_r)^{0.5} + C_s \xi^{0.5}]$  代替式 (6) 中  $(\sigma')^{0.5}$ ，并取  $p_r = 1 \text{ kPa}$ ，可得

$$G_0 = \frac{2579(OCR)^{0.06}[(\sigma')^{0.5} + C_s \xi^{0.5}]}{0.3 + 0.7e^2} \quad (8)$$

由表 2 中的经历吸力历史为 27→40 试样的  $G_0$  可以标定出参数  $C_s = 4.36$ ，此外，当吸力  $s = 40 \text{ kPa}$  时， $f(s) = 1.05$ 。用式 (8) 对经历吸力历史为 27→70→40 kPa 和 27→130→40 kPa 试样的最大动剪切模量  $G_0$  进行预测，预测结果如图 12 所示。由图可知，预测结果与实测结果基本吻合，因此，在分析非饱和土的力学特性时，应同时考虑作用在土骨架上的体积水应力和弯液面水的表面张力在土颗粒间引起的正应力。

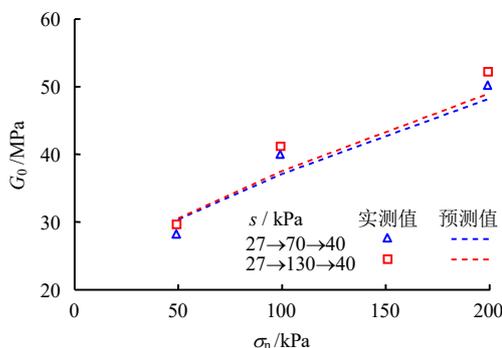


图 12 经历不同吸力历史试样的最大动剪切模量的实测与预测值

Fig.12 Predicted and measured results of maximum dynamic shear modulus of specimens subjected to different suction histories

## 5 结 论

(1) 非饱和粉土的动力变形特性会受吸力历史的影响，即当其他条件都相同时，经历过先脱湿后吸湿非饱和粉土试样的骨架曲线和动弹性模量比仅经过脱湿的要高，而经历过先脱湿后吸湿试样的阻尼比比仅经过脱湿的要低。此外，非饱和粉土试样的骨架曲线和动弹性模量随着其经历的先期最大吸力的提高而增大，阻尼比随着其经历的先期最大吸力的提高而减小。

(2) 可以用非饱和土的平均骨架应力和弯液面

水的表面张力作用来解释吸力历史对非饱和粉土动力变形特性的影响: 试样经历了先期较大的平均骨架应力, 其孔隙比和饱和度减小, 骨架刚度变大, 阻止土颗粒相对滑移的稳定作用增强, 使试样具有类似于超固结土的性质。

本文仅研究了经历过一次先脱湿后吸湿吸力历史对非饱和粉土动力变形特性的影响, 经历过两次或多次干湿循环的吸力历史对其动力变形特性的影响需要进一步研究。

### 参考文献

- [1] 崔凯, 李永奎. 川西崩坡积混合土循环荷载下非饱和动本构模型[J]. 岩土力学, 2017, 38(8): 2157—2166.  
CUI Kai, LI Yong-kui. Study on constitutive model of unsaturated Chuanxi talus mixed soil under cyclic loading[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2017, 38(8): 2157—2166.
- [2] SHEMSU K A, KIYAMA S, AOYAMA S, et al. Experimental study of the effect of cyclic suction loading on shearing behavior of collapsible soils[C]//Proceedings of International Symposium on Advanced Experimental Unsaturated Soil Mechanics. [S. l.]: [s. n.], 2005.
- [3] GALLAGE C P K, UCHIMURA T. Effects of wetting and drying on the unsaturated shear strength of a silty sand under low suction[C]//Proceedings of 4th International Conference on Unsaturated Soils. [S. l.]: [s. n.], 2006.
- [4] SUN D A, SUN W J, XIANG L. Effect of degree of saturation on mechanical behaviour of unsaturated soils and its elastoplastic simulation[J]. **Computers and Geotechnics**, 2010, 37(5): 678—688.
- [5] 张俊然, 许强, 孙德安. 吸力历史对非饱和土力学性质的影响[J]. 岩土力学, 2013, 34(10): 2810—2814.  
ZHANG Jun-ran, XU Qiang, SUN De-an. Effect of suction history on mechanical behavior of unsaturated soils[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2013, 34(10): 2810—2814.
- [6] WU S M, GRAY D H, RICHART F E. Capillary effects on dynamic modulus of sands and silts[J]. **Journal of Geotechnical Engineering, ASCE**, 1984, 110(9): 1188—1203.
- [7] NG C W W, XU J, YUNG S Y. Effects of wetting-drying and stress ratio on anisotropic stiffness of an unsaturated soil at very small strains[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2009, 46(9): 1062—1076.
- [8] 徐洁, 周超. 干湿路径影响粉土小应变剪切模量的试验研究[J]. 岩土力学, 2015, 36(增刊 1): 377—381.  
XU Jie, ZHOU Chao. Experimental study of effect of wetting-drying path on small-strain shear modulus of silt[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2015, 36(Supp.1): 377—381.
- [9] 刘文化, 杨庆, 唐小微, 等. 交通荷载作用下非饱和土的动力特性试验研究[J]. 防灾减灾工程学报, 2015, 35(2): 263—268.  
LIU Wen-hua, YANG Qing, TANG Xiao-wei, et al. Experimental study on dynamic characteristics of unsaturated soils under traffic loading[J]. **Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering**, 2015, 35(2): 263—268.
- [10] GALLIPOLI D, GENS A, SHARMA R, et al. An elasto-plastic model for unsaturated soil incorporating the effects of suction and degree of saturation on mechanical behavior[J]. **Géotechnique**, 2003, 53(1): 123—135.
- [11] JOMMI C. Remarks on the constitutive modeling of unsaturated soils[C]//Proceedings of Experimental Evidence and Theoretical Approaches in Unsaturated Soils Proceedings of an International Workshop on Unsaturated Soils. [S. l.]: [s. n.], 2000.
- [12] ZHOU C, NG C W W, CHEN R. A bounding surface plasticity model for unsaturated soil at small strains[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2015, 39(11): 1141—1164.
- [13] 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.
- [14] LU N, LIKOS W J. 非饱和土力学[M]. 韦昌富, 侯龙, 简文星, 译. 北京: 高等教育出版社, 2012.  
LU N, LIKOS W J. Unsaturated soil mechanics[M]. Translated by WEI Chang-fu, HOU Long, JIAN Wen-xing. Beijing: Higher Education Press, 2012.
- [15] LAMBE T W, WHITMAN R V. Soil mechanics[M]. New York: Wiley, 1979.
- [16] HARDIN B, BLACK W. Sand stiffness under various triaxial stresses[J]. **Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division**, 1966, 92(SM2): 27—42.
- [17] HARDIN B, BLACK W. Vibration modulus of normally consolidated clay[J]. **Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division**, 1968, 94(SM2): 353—369.
- [18] XU J, ZHOU C. A simple model for the hysteretic elastic shear modulus of unsaturated soils[J]. **Journal of Zhejiang University-Science A (Applied Physics & Engineering)**, 2016, 17(7): 589—596.