

DOI: 10.11779/CJGE201904003

广吸力范围内非饱和粉土动力变形特性

孙德安, 李宣

(上海大学土木工程系, 上海 200072)

摘要: 以非饱和粉土为研究对象, 利用饱和盐溶液蒸汽平衡法和吸力可控的动三轴仪进行动力变形试验, 得到了广吸力范围内非饱和粉土试样在净围压和吸力基本不变条件下的骨架曲线、动弹性模量和阻尼比, 研究了吸力对非饱和粉土动力变形特性的影响。结果表明, 在同一净围压下, 非饱和粉土试样的骨架曲线和动弹性模量随着吸力增大而提高, 而阻尼比随着吸力增大而减小。此外, 随着试样的水力状态从边界效应区到过渡区再到残余区的变化, 非饱和粉土试样的骨架曲线和动弹性模量的提高幅度逐渐减小, 而阻尼比减小的趋势显著, 动弹性模量随应变的衰减率随着吸力的增大而减小。

关键词: 非饱和粉土; 广吸力范围; 动力变形特性; 吸力控制动三轴试验; 蒸汽平衡法

中图分类号: TU435 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2019)04-0617-08

作者简介: 孙德安(1962-), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事土力学的研究。E-mail: sundean@shu.edu.cn。

Dynamic deformation characteristics of unsaturated silt over a wide suction range

SUN De-an, LI Xuan

(Department of Civil Engineering, Shanghai University, Shanghai 200072, China)

Abstract: By using a suction-controllable dynamic triaxial testing apparatus, a series of dynamic deformation tests are carried out on a unsaturated silt subjected to wide suctions imposed by the axial translation technique and vapor equilibrium method with saturated salt solution. The skeleton curves, dynamic elastic moduli and damping ratios are obtained over a wide suction range under almost constant net confining stress and suction. The effect of suction on dynamic deformation characteristics of unsaturated silt is studied. The test results show that at the same net confining pressure, the skeleton curves and dynamic elastic moduli increase with increasing suction, but the damping ratios decrease with increasing suction. As the hydraulic state of specimens changes from the boundary effect zone to the transition zone and then to the residual zone, the increase rates in the skeleton curves and dynamic elastic moduli decrease gradually, the decrease rate in the damping ratios is still obvious, and the decay rate of the dynamic elastic moduli with strain decreases with the increasing suction.

Key words: unsaturated silt; wide suction range; dynamic deformation characteristic; suction-controlled dynamic triaxial test; vapor equilibrium method

0 引言

通常, 地下水位线以上的土体大都处于非饱和状态。多数的公路、铁路和部分地铁工程直接建在非饱和土地基上。当这些工程建筑的地基承受地震、车辆等动荷载作用时会发生一定的变形, 因此, 研究动荷载下非饱和地基土的动力变形特性具有重要的实际意义。国内外学者对饱和土的动力特性已进行了深入的试验研究, 研究表明, 影响饱和土动力特性的主要因素包括平均有效应力、孔隙比、超固结比等^[1], 而吸力 s 作为非饱和土的一个重要应力状态变量^[2], 必定会影响非饱和土的动力特性。

土体的干湿状态会影响其吸力的大小, 于是许多学者通过控制试样的初始含水率或初始饱和度来研究

非饱和土的动力特性, 如: Wu 等^[3]、Qian 等^[4]利用共振柱仪测试了不同初始饱和度下砂土和粉土的小应变剪切模量 G_0 , 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 为最大; 田堪良等^[5]、骆亚生等^[6]利用动扭剪仪测试了不同湿度状态下黄土的动强度、动孔压、动剪切模量和阻尼比, 探讨了初始含水率对土动力特性的影响; 李又云等^[7]通过动三轴试验, 研究了初始含水率对压实非饱和黄土的动应力应变关系曲线、动弹性模量和阻尼比的影响。

上述的试验研究都仅控制了试样的初始含水率或初始饱和度, 而没有量测或控制试样的吸力, 于是也

就无法定义非饱和土试样的应力状态。骆亚生国内最早用控制吸力的方法研究非饱和土动力特性，他采用改进的扭剪仪（底座安装陶土板）研究了非饱和原状黄土及非饱和重塑黄土的动力特性^[8]。孙德安等^[9]利用非饱和土振动三轴试验仪测试了非饱和粉土的骨架曲线、动弹性模量和阻尼比，量测了固结完成时(即振动前)和振动结束后试样的吸力，并用非饱和土的平均骨架应力对试验结果进行解释。Mancuso 等^[10]、Vassallo 等^[11]、Hoyos 等^[12]利用可控制吸力的共振柱仪，测试了在不同吸力下非饱和土的小应变剪切模量。以上这些研究结果表明，土体的动弹性模量或动剪切模量随吸力的增大而增大，然而，这些试验研究所施加或量测到的试样吸力值都较低(0~500 kPa)。土的水力状态按吸力和饱和度大小可分为边界效应区、过渡区和残余区。上述提到的研究所测试土试样的水力状态均位于边界效应区和过渡区，而试样的水力状态位于残余区的动力特性未见报道和研究。干旱和半干旱区的土体往往处于残余区，因此研究处于残余区的土体动力特性具有重要实际意义。

本文以粉土为试验研究对象，在广吸力范围内进行土水特性试验和动力变形试验。利用压力板仪、饱和盐溶液蒸汽平衡法^[13]和吸力可控动三轴仪，测试粉土试样在低吸力段（吸力值在0~500 kPa之间）和高吸力段（吸力值在1.5 MPa以上）的土水特征曲线、骨架曲线、动弹性模量和阻尼比。对水力状态分别位于边界效应区、过渡区和残余区的粉土试样进行土水特性和动力变形特性试验研究。

1 试验概况

1.1 试验材料和设备

试验研究用的土是作者从日本带回来的经人工加工后的土样^[14]，商品名是 DL-clay，是一种低塑性粉土，主要矿物成分是石英， 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。

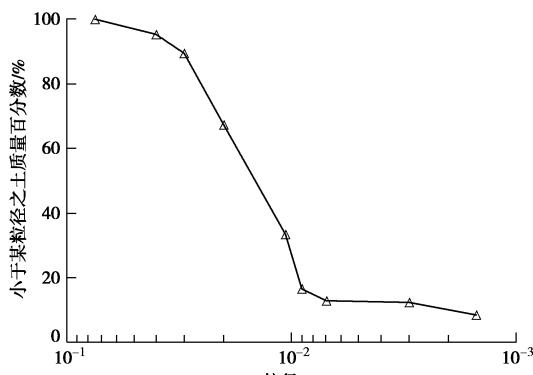


图1 粉土的颗粒级配曲线

Fig. 1 Grading curves of silt

低吸力段的土水特性试验所用的仪器为美国GCTS公司产的SWC-150土水特征压力板仪，通过轴平移技术控制土试样吸力。试验中，试样的孔隙气压 u_a 为施加于压力室的气压，试样底部通过排水管与大气连通，其孔隙水压为大气压($u_w=0$)。高吸力段的土水特性试验采用饱和盐溶液蒸汽平衡法。

动力变形试验所用的仪器为GCTS公司生产的USTX-2000非饱和/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。图2是其主机示意图，底座安装有进气值100 kPa或500 kPa的陶土板，孔隙气压通过试样帽施加。低吸力段的试样吸力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。高吸力段的试样吸力通过饱和盐溶液蒸汽平衡法控制。

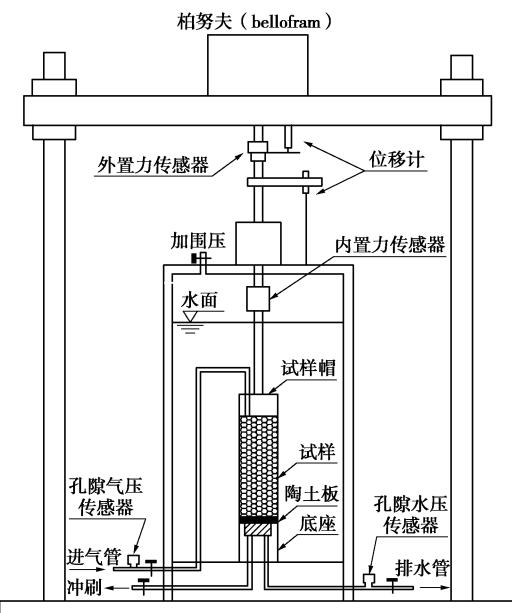


图2 非饱和土静/动三轴仪主机示意图

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

1.2 试验方案

土水特性试验用的试样为非饱和重塑压实样，直径为50 mm，高度为15 mm。控制试样初始含水率为20%左右，初始孔隙比为1.0左右，用千斤顶一次压制而成，初始吸力约为29 kPa。共进行三组试验：①先抽气饱和、再主脱湿过程（吸力路径为：29→0→2→4→8→15→30→60→120→240→500→3290→7480→21820 kPa）的土水特性试验；②先吸湿后、再脱湿过程（吸力路径为：29→15→10→5→10→20→40→80→160→320→500 kPa）的土水特性试验；③先脱湿后、再吸湿过程（吸力路径为：29→40→70→130→200→300→500→300→150→75→30→20→10→5 kPa）的土水特性试验。

动力变形试验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。

动力变形试验分两个阶段, 即吸力平衡和固结阶段与振动阶段。

关于吸力平衡和固结阶段, 对饱和样与非饱和样的施加应力路径不同, 说明如下。对饱和试样进行试验时, 试样在预定的围压 σ_c ($\sigma_c=50$ kPa) 作用下排水固结。对非饱和试样进行试验时, 试样在预定的净围压 σ_n 和吸力 s 作用下吸力平衡, 施加的净围压均为 50 kPa, 在 50 kPa 净围压下施加不同的吸力路径, 如图 3 所示, 其中 p 表示平均净应力。表 1 汇总了各个试样在振动开始时的孔隙比和饱和度。对表中所列试样在吸力平衡和固结阶段施加的应力/吸力路径说明如下:

(1) 对饱和试样进行试验时, 将底座的陶土板换

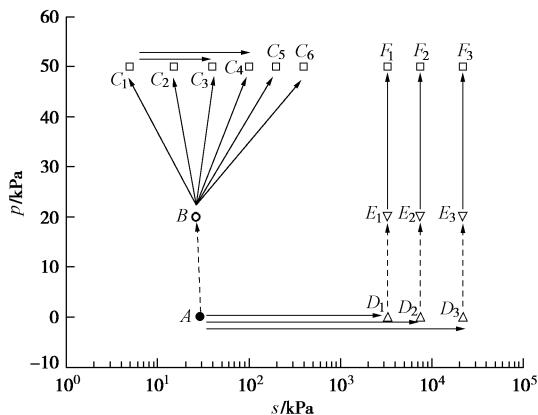


图 3 振动前的应力/吸力路径

Fig. 3 Stress/suction paths before dynamic tests

表 1 试样在振动开始时的孔隙比和饱和度

Table 1 Void ratios and saturation degrees of specimens at beginning of dynamic tests

试样 编号	应力/吸力路径	吸力 /kPa	孔隙比 e	饱和度 $S_r/\%$
饱和	—	0	0.993	98.3
TW15	$A \rightarrow B \rightarrow C_2$	15	0.978	60.6
TWD40	$A \rightarrow B \rightarrow C_1 \rightarrow C_3$	40	0.989	59.0
TWD100	$A \rightarrow B \rightarrow C_1 \rightarrow C_4$	100	0.983	40.4
TD40	$A \rightarrow B \rightarrow C_3$	40	1.001	49.3
TD100	$A \rightarrow B \rightarrow C_4$	100	0.989	34.2
TD200	$A \rightarrow B \rightarrow C_5$	200	0.981	24.1
TD400	$A \rightarrow B \rightarrow C_6$	400	0.990	16.1
TD3290	$A \rightarrow D_1 \rightarrow E_1 \rightarrow F_1$	3290	0.981	10.8
TD7480	$A \rightarrow D_2 \rightarrow E_2 \rightarrow F_2$	7480	0.977	7.3
TD21820	$A \rightarrow D_3 \rightarrow E_3 \rightarrow F_3$	21820	0.951	4.7

成透水石, 采用水头饱和方法饱和试样, 其过程如下: 安装试样完成后, 在排气不排水的状态下对其施加 20 kPa 的围压进行预压, 预压完成后提高与试样底部连接的排水管中蒸馏水的水头, 使其与试样中部保持约 1.5 m 落差, 打开排水阀, 使蒸馏水从试样底部进入, 从试样顶部流出, 并记录同一时间间隔内流入和流出的水量, 直至两者相等。饱和试样完成后再对试样施加 30 kPa 的围压, 至目标值 50 kPa, 再进行固结。如表 1 所示, 当固结过程完成后(即振动开始时), 试样的饱和度达到 98.3%。

(2) 对编号 TW15 试样所施加应力/吸力路径过程为: 安装试样完成后, 在排气不排水状态下对其施加 20 kPa 的总围压进行预压, 预压完成后试样的吸力从 29 kPa 降至约 27 kPa, 其状态由 A 点变化至 B 点。然后向试样施加孔隙气压至 15 kPa, 同时再增加 45 kPa 的总围压, 此时的净围压和吸力分别为 50 kPa 和 15 kPa, 气压传至试样底部后打开排水阀进行吸力平衡(由于排水阀是打开的, 孔隙水压(即为大气压) $u_w = 0$, 因此施加的孔隙气压即为吸力 $s=15$ kPa), 吸力平衡后其状态由 B 点变化至 C_2 点, 即: $A \rightarrow B \rightarrow C_2$ 。

(3) 对编号 TWD40 试样所施加应力/吸力路径过程为: 安装试样完成后, 在排气不排水的状态下对其施加 20 kPa 的总围压进行预压, 预压完成后试样的吸力从 29 kPa 降至约 27 kPa, 其状态由 A 点变化至 B 点。然后施加孔隙气压至 5 kPa, 同时再增加 35 kPa 的总围压, 此时的净围压和吸力分别为 50 kPa 和 5 kPa, 进行吸力平衡, 吸力平衡后其状态由 B 点变化至 C_1 点。将孔隙气压由 5 kPa 增加至 40 kPa, 同时再增加 35 kPa 的总围压, 保持净围压 50 kPa 不变, 再使试样达到吸力平衡, 吸力平衡后其状态由 C_1 点变化至 C_3 点, 即: $A \rightarrow B \rightarrow C_1 \rightarrow C_3$ 。对编号 TWD100 的试样所施加应力/吸力路径过程以此类推。

(4) 对编号 TD40 试样所施加应力/吸力路径过程为: 安装试样完成后, 在排气不排水的状态下对其施加 20 kPa 的总围压进行预压, 预压完成后试样的吸力从 29 kPa 降至约 27 kPa, 其状态由 A 点变化至 B 点。然后向试样施加孔隙气压至 40 kPa, 同时再增加 70 kPa 的总围压, 此时的净围压和吸力分别为 50 kPa 和 40 kPa, 进行吸力平衡, 吸力平衡后其状态由 B 点变化至 C_3 点, 即 $A \rightarrow B \rightarrow C_3$ 。对编号 TD100、TD200、TD400 的试样所施加应力/吸力路径过程以此类推。

(5) 对编号 TD3290、TD7480 和 TD21820 试样所施加应力/吸力路径过程为: 试样制完后, 分别放置在下层装有 K_2SO_4 、 KNO_3 和 KCl 饱和盐溶液保湿缸中的上层, 利用蒸汽平衡法对试样施加高吸力, 吸力平衡后其状态分别由 A 点变化至 D_1 、 D_2 和 D_3 点。将

试样移出, 先称重量并测量直径和高度, 然后将试样迅速安装在动三轴仪上。在高吸力试样底面与陶土板之间用两层聚四氟疏水膜隔开, 使其含水率在安装、受载和振动过程中保持不变。安装试样完成后, 在排气不排水的状态下对其施加 20 kPa 的总围压进行预压, 预压完成后其状态分别由 D_1 , D_2 和 D_3 点变化至 E_1 , E_2 和 E_3 点。然后仍在排气不排水的状态下向试样再施加 30 kPa 的总围压, 此时的总围压为 50 kPa, 其状态分别由 E_1 , E_2 和 E_3 点变化至 F_1 , F_2 和 F_3 点, 即 $A \rightarrow D_1 \rightarrow E_1 \rightarrow F_1$ 、 $A \rightarrow D_2 \rightarrow E_2 \rightarrow F_2$ 、 $A \rightarrow D_3 \rightarrow E_3 \rightarrow F_3$ 。

振动阶段是在试样固结/吸力平衡完成后, 进行振动试验。施加的动荷载为正弦波形, 振动频率均为 0.5 Hz。对饱和试样进行振动试验时, 分 6 级加载, 令动应力幅值 σ_d 为围压的 0.1~0.6 倍。对非饱和试样进行振动试验时, 分 7 级加载, 令动应力幅值 σ_d 为净围压的 0.1~0.7 倍。每级振动时关闭排水阀, 进行不排水振动, 使试样的孔隙压力尽量均匀分布。每级振动后打开排水阀, 消散孔隙水压, 使有效应力(饱和样)和净围压及吸力(非饱和样)回到振动前的数值。每级动应力幅值振动次数均为 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。

在较大的动荷载下振动 3 次之后, 饱和试样和吸力值较小的非饱和试样, 往往产生超孔隙水压上升, 此时每级荷载振动后, 打开排水阀让超孔隙水压充分消散, 之后再进行下一级动荷载振动试验。表 2 汇总了所有试样在动应力幅值 $\sigma_d=15, 20, 25, 30, 35$ kPa 下振动 N ($N=1, 2, 3$) 次结束时的超孔隙水压。从表 2 可见, 对于低吸力段的试样, 在动应力幅值 15, 20 kPa 的动荷载下振动 N ($N=1, 2, 3$) 次后, 几乎没有产生超孔隙水压 (≤ 1 kPa)。表 2 中没有给出 $\sigma_d=5, 10$ kPa 振动下的超孔隙水压, 因为其值都为零。然而, 在动应力幅值 25, 30, 35 kPa 的动荷载下振动 N ($N=1, 2, 3$) 次后, 超孔隙水压略有上升 (≥ 2 kPa)。因此, 在整理动应力幅值 25, 30, 35 kPa 的动荷载下振动第 2 次得到的数据时, 舍去超孔隙水压大于 1 kPa 的数据。对于高吸力段的试样, 在动应力值为 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35 kPa 的动荷载下振动 N ($N=1, 2, 3$) 次后, 几乎没有产生超孔隙水压。

根据波义耳定律(恒温状态下), 振动过程中试样的超孔隙气压 u_a 用下式来计算:

$$\bar{u}_{a0} V_{a0} = \bar{u}_a (V_{a0} + \Delta V_a) \quad (1)$$

式中, \bar{u}_{a0} 表示振动前试样的孔隙气的绝对压力, 本文每级应力振动后排气排水固结, 下一级振动前 \bar{u}_{a0} 为大气压, 即 $\bar{u}_{a0}=p_a$; V_{a0} 表示振动前试样的孔隙气体体积; \bar{u}_a 表示振动时试样的孔隙气的绝对压力, 即振动时试

样超孔隙气压 u_a 加上大气压 ($\bar{u}_a=u_a+p_a$); ΔV_a 表示试样孔隙气体的体积变化量, 在振动过程中, 假定 ΔV_a 等于试样体积变化量 ΔV 。

表 2 每级动荷载下振动 N 次结束时的超孔隙水压

Table 2 Excess pore water pressures at end of N time-vibration under each stage of dynamic loading (kPa)

试样编号	动应力幅值 σ_d /kPa				
	15	20	25	30	35
	振动次数 N (1/2/3)				
饱和	0/1/1	0/1/1	0/2/2	1/3/5	—
TW15	0/0/0	0/0/0	0/1/1	1/2/3	2/3/4
TD40	0/0/0	0/0/0	0/0/1	1/1/2	2/2/3
TWD40	0/0/0	0/0/0	0/0/0	0/1/1	0/1/2
TD100	0/0/0	0/0/0	0/0/0	1/1/1	1/2/2
TWD100	0/0/0	0/0/0	0/0/0	0/0/1	1/1/1
TD200	0/0/0	0/0/0	0/0/0	0/0/1	1/1/1
TD400	0/0/0	0/0/0	0/0/0	0/0/0	0/1/1
TD3290	0/0/0	0/0/0	0/0/0	0/0/0	0/0/0
TD7480	0/0/0	0/0/0	0/0/0	0/0/0	0/0/0
TD21820	0/0/0	0/0/0	0/0/0	0/0/0	0/0/0

图 4 表示初始孔隙比 1.0 和饱和度约为 60% 试样在动应力幅值 $\sigma_d=25$ kPa 下振动 3 次过程中体积应变的时程曲线(试样 TW15 的最后一点的数据)。由图可知, 振动第 2 次时试样的最大体积应变约为 0.1%。把孔隙比、饱和度和大气压以及振动体积变的数值代入式(1), 可计算得到振动第 2 次时试样的最大超孔隙气压约为 0.5 kPa, 这表明振动第 2 次时试样的孔隙气压增加非常小。

因此, 本文给出的动力变形特性都是在围压(饱和试样)或者净围压和吸力(非饱和试样)保持几乎不变条件下的数据。

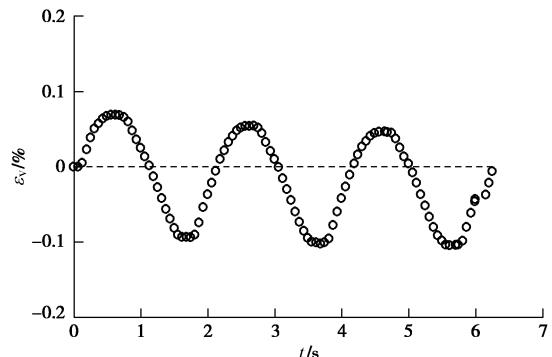


图 4 饱和度约为 60% 的试样在振动过程中体积应变的时程曲线 ($\sigma_d=25$ kPa)

Fig. 4 Time histories of volume strain of specimens with saturation degree of about 60% during vibration process ($\sigma_d=25$ kPa)

2 试验结果与分析

2.1 土水特性

图 5 表示粉土试样在不同吸力路径下的土水特征曲线。由图 5(a)所示的主脱湿曲线可知, 孔隙比 1.002

试样的进气值约 23 kPa, 残余吸力值约 134 kPa, 残余饱和度约 14.9%。如图 5 (b) 所示, 先吸湿后脱湿曲线和先脱湿后吸湿曲线都存在明显的滞回现象, 即脱湿曲线在吸湿曲线的上面。此外, 随着吸力的逐渐增大(吸力值大于 150 kPa), 先吸湿后脱湿曲线的脱湿段和从初始状态直接脱湿曲线以及主脱湿曲线相互靠拢, 表明随着吸力的不断增大, 经过不同吸力历史后的试样的脱湿段土水特征曲线接近。

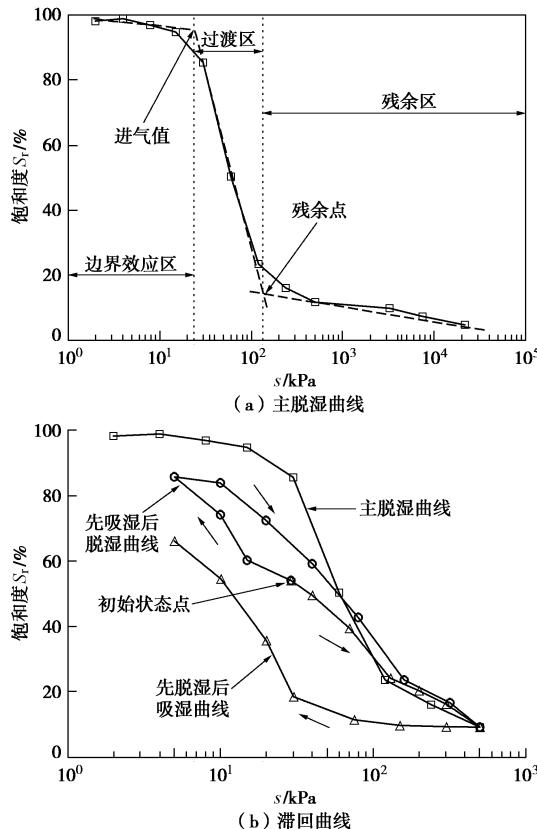


图 5 不同吸力路径下的土水特征曲线

Fig. 5 Soil-water characteristic curves under different suction paths

Salager 等^[15]测试了 5 种不同孔隙比黏质粉砂试样的土水特征曲线。结果表明, 当吸力大于 100~200 kPa 时, 以含水率 w 与吸力 s 关系表示的土水特征曲线非常接近, 说明即使试样的孔隙比不同, 只要含水率相同, 其吸力就几乎相同。为了进一步证实该观点, 控制粉土试样抽气饱和后的孔隙比为 0.838, 用压力板法和饱和盐溶液蒸汽平衡法相结合, 对其进行主脱湿过程的土水特性试验(吸力路径: 0→5→10→15→20→60→100→200→400→3290→7480→21820 kPa)。图 6 表示测得的主脱湿曲线, 图中同时给出孔隙比 1.002 试样的主脱湿曲线。由图可知, 当吸力超过约 100 kPa 时, 以 $s - w$ 关系表示的话, 不同孔隙比试样的土水特征曲线几乎相同。

因此, 在动力变形试验过程中, 即使试样体积(干密度或孔隙比)有所变化, 当吸力大于 100 kPa

时的常含水率试验就可认为是等吸力试验。也就是说, 此时的不排水试验是等吸力试验, 这是本研究进行高吸力段动力变形试验的基础。

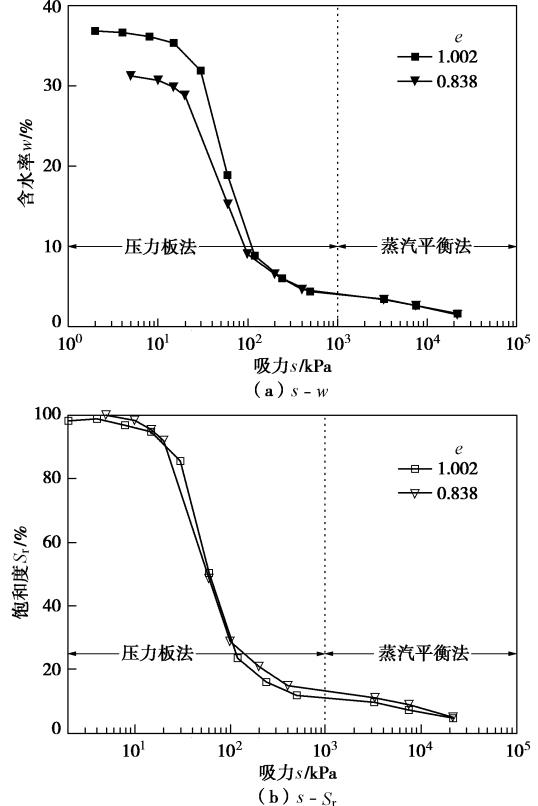


图 6 不同孔隙比下的主脱湿曲线

Fig. 6 Main drying curves under different void ratios

2.2 动力变形特性

(1) 骨架曲线、动弹性模量与阻尼比

图 7 表示粉土试样在同一净围压 50 kPa 和不同吸力条件下的骨架曲线、动弹性模量和阻尼比。由图 7 (a) 所示的动应力与动应变的关系可知, 在同一吸力条件下, 试样的动应力与动应变骨架曲线呈双曲线型。试样的骨架曲线随着吸力的增大而增高, 这表明: 试样的吸力越大, 越能有效地限制其动弹性应变的发展, 随着试样的水力状态从边界效应区到过渡区再到残余区的变化, 限制其动弹性应变发展的作用逐渐增强。

由图 7 (b) 所示的动弹性模量与动应变的关系可知, 在同一吸力条件下, 试样的动弹性模量随着动应变的增大而减小。在同一动应变条件下, 试样的动弹性模量随着吸力的增大而增大, 且随着试样的水力状态从边界效应区到过渡区再到残余区的变化, 其动弹性模量增长的幅度逐渐减小。

由图 7 (c) 所示的阻尼比与动应变的关系可知, 在同一吸力条件下, 试样的阻尼比随着动应变的增大而增大。在同一动应变条件下, 试样的阻尼比随着吸力的增大呈减小趋势, 且随着试样的水力状态从边界效应区到过渡区再到残余区的变化, 其阻尼比减小的趋势越明显。

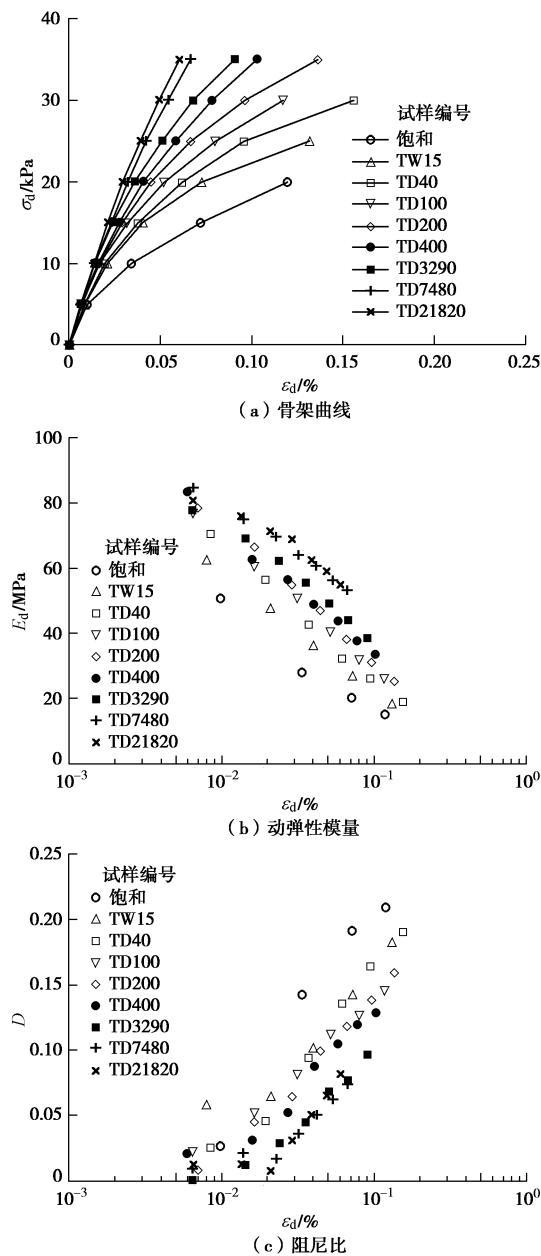


图 7 在净围压 50 kPa 和不同吸力条件下骨架曲线、动弹性模量和阻尼比

Fig. 7 Dynamic skeleton curves, elastic moduli and damping ratios under net confining pressure of 50 kPa and different suctions

图 7 的试验结果可理解为：土试样的吸力越大，含水率越低，土越硬，受力时的变形就越小，模量越大。而对于相同土样，模量越大，在一个应力循环过程中所耗散的能量越少，即滞回圈的面积越小，则阻尼比就越小。

(2) 模量比

假定骨架曲线为双曲线，即

$$\sigma_d = \frac{\epsilon_d}{\frac{1}{E_0} + \frac{\epsilon_d}{\sigma_{dmax}}} , \quad (2)$$

式中， E_0 是最大动弹性模量， σ_{dmax} 是最大动应力。将式(2)移项后可得

$$\frac{E_d}{E_0} = \frac{1}{1 + \frac{E_0 \epsilon_d}{\sigma_{dmax}}} . \quad (3)$$

利用图 8 所示的 $1/E_d - \epsilon_d$ 关系可以倒推求得到在同一净围压 50 kPa 和不同吸力条件下粉土试样的最大动弹性模量 E_0 ，如表 3 所示。

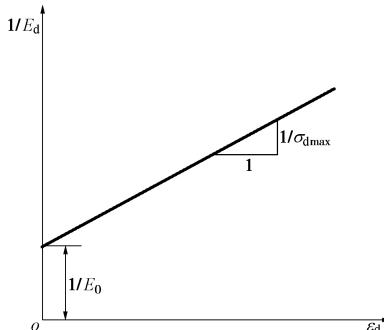


图 8 $1/E_d - \epsilon_d$ 关系示意图

Fig. 8 Schematic diagram between $1/E_d$ and ϵ_d

表 3 在净围压 50 kPa 和不同吸力条件下的 E_0

Table 3 E_0 under net confining pressure of 50 kPa and different suctions

试样 编号	吸力/kPa	振动开始时 饱和度 S_r /% <th>最大动弹性 模量 E_0/MPa</th>	最大动弹性 模量 E_0/MPa
饱和	0	98.3	53.76
TW15	15	60.6	69.44
TD40	40	49.3	76.34
TD100	100	34.2	80.65
TD200	200	24.1	86.96
TD400	400	16.1	78.13
TD3290	3290	10.8	81.97
TD7480	7480	7.3	84.75
TD21820	21820	4.7	85.47

图 9 表示同一净围压 50 kPa 和不同吸力条件下粉土试样的归一化动弹性模量比 E_d/E_0 与动应变 ϵ_d 的关系，图中曲线是用式(3)对试验结果进行拟合得到的。由图可知，在同一吸力条件下，试样动弹性模量 E_d 的衰减率随着动应变的增大而增大。在同一动应变条件下，试样 E_d 的衰减率随着吸力的增大呈减小趋势，且随着试样的水力状态从边界效应区到过渡区再到残余区的变化，其 E_d 的衰减率减小的趋势越明显。

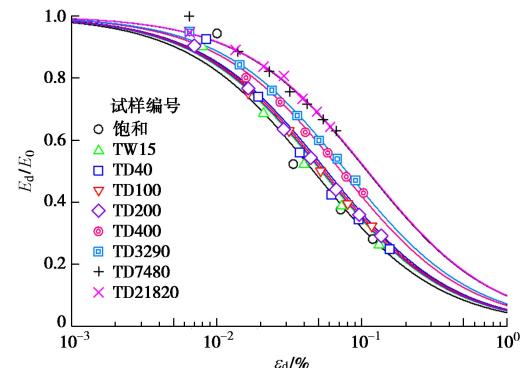


图 9 在净围压 50 kPa 和不同吸力下的动弹性模量比 E_d/E_0

Fig. 9 Dynamic elastic modulus ratios E_d/E_0 at net confining pressure 50 kPa and different suctions

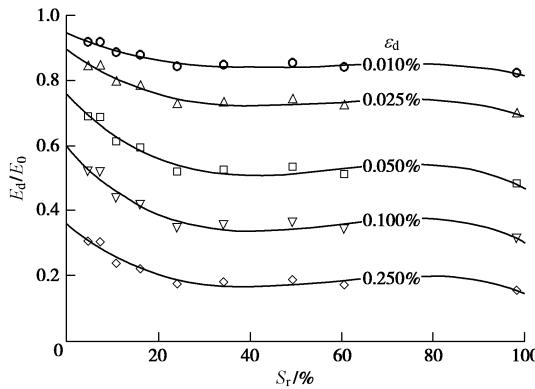


图 10 相同动应变条件下的动弹性模量比 E_d/E_0 与饱和度 S_r 关系

Fig. 10 Relationship between dynamic elastic modulus ratio E_d/E_0 and degree of saturation S_r under same dynamic strain

此外, 当试样的水力状态在边界效应区和过渡区时, 其归一化动弹性模量比 E_d/E_0 相互靠拢, 基本在同一条线上, 而当试样的水力状态在残余区时, 其归一化动弹性模量比 E_d/E_0 随着吸力的增大而增高。

为了研究试样动弹性模量 E_d 的衰减率对饱和度变化的敏感度, 从图 9 中提取了 5 组同一动应变 (0.01%, 0.025%, 0.05%, 0.1%, 0.25%) 条件下的归一化动弹性模量比 E_d/E_0 作为纵坐标, 与振动开始时饱和度 S_r 作为横坐标, 两者的关系如图 10 所示。由图可知, 在同一饱和度条件下, 试样动弹性模量 E_d 的衰减率随着饱和度的增大先较快地增大后有所减小, 在饱和度约为 25% 左右处, E_d 的衰减率达到最大值, 当试样趋于饱和时, 动弹性模量 E_d 的衰减率又增大到饱和度约为 25% 左右时的值。这个规律与吴世明^[16]的试验结果规律是一致的。

(3) 饱和度的影响

在振动前经历不同的应力/吸力路径的试样 TWD100 和 TD100, 尽管在振动开始时两者的吸力相同 (100 kPa), 孔隙比非常相近, 分别为 0.983 和 0.989, 如表 1 所示, 但经过吸湿—脱湿过程的试样 (TWD100) 的饱和度 (40.4%) 要高于仅经过脱湿过程的试样 (TD100) 的饱和度 (34.2%), 因此可以认为在振动开始时, 除了饱和度不同, 其他条件都相同。

图 11 是 TWD100 和 TD100 两个试样的骨架曲线、动弹性模量和阻尼比, 通过对比这两个试样的动力变形试验结果, 可研究不同饱和度条件下非饱和粉土的动力变形特性。Sun 等^[17]通过三轴剪切试验研究了饱和度对非饱和土力学性质的影响, 试验结果表明即使控制试样的净应力和吸力相同, 经过吸湿—脱湿过程的试样的饱和度比没经过的要高, 而且其应力应变关系曲线也高。由图 11 可知, 经过吸湿—脱湿过程的试样 (试样 TWD100) 的动弹性模量和骨架曲线比仅经过

脱湿过程的试样 (试样 TD100) 的要高, 试样 TWD100 的阻尼比比 TD100 试样的要低, 这表明当其他条件 (密度和吸力) 大致相同时, 非饱和试样的饱和度越高, 其骨架曲线越高, 模量越大。此结论是有条件的, 即密度和吸力相同条件下的结论。通常, 试样饱和度越高 (吸力越低) 时刚度越小。

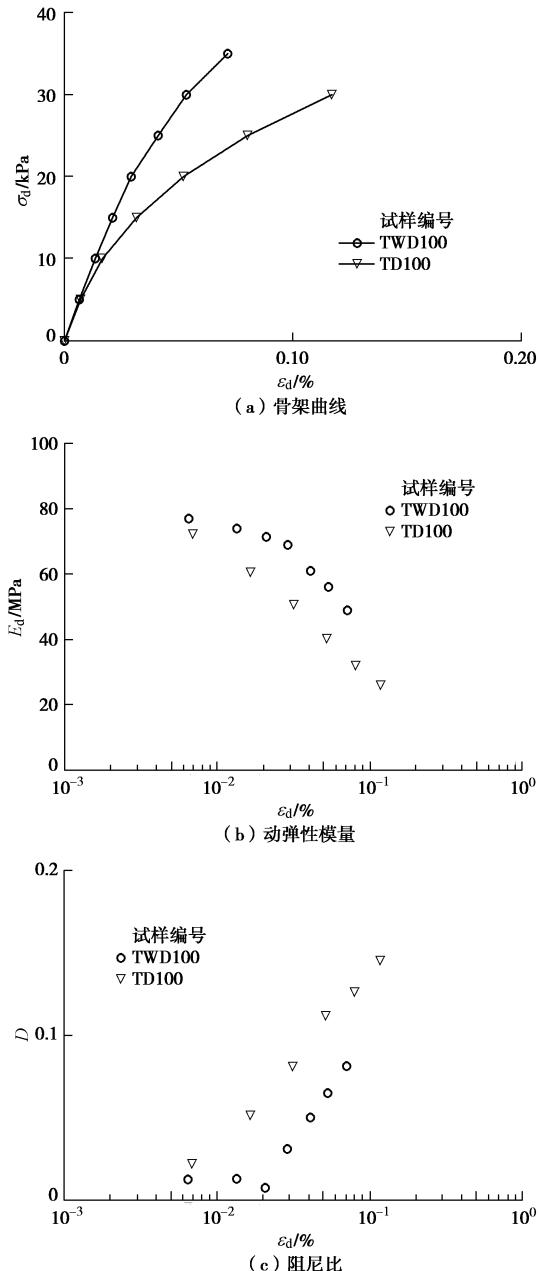


图 11 TWD100 和 TD100 试样的骨架曲线、动弹性模量和阻尼比

Fig. 11 Skeleton curves, dynamic elastic moduli and damping ratios of specimens TWD100 and TD100

3 结 论

利用饱和盐溶液蒸汽平衡法和吸力可控的动三轴仪, 对广吸力范围内非饱和粉土试样进行了动力变形试验, 研究了吸力对非饱和粉土动力变形特性的影响。

可总结如下结论。

(1) 吸力会影响非饱和粉土的动力变形特性。在同一净围压下, 非饱和粉土试样的骨架曲线和动弹性模量随着吸力增大而提高, 阻尼比随着吸力增大而减小。随着试样的水力状态从边界效应区到过渡区再到残余区的变化, 非饱和粉土试样的骨架曲线和动弹性模量提高的幅度逐渐减小, 而阻尼比减小的趋势较明显。

(2) 对于给定的动应变幅, 试样动弹性模量 E_d 的衰减率随着吸力增大呈减小趋势, 且随着试样的水力状态从边界效应区到过渡区再到残余区的变化, E_d 的衰减率减小的趋势越明显。

参考文献:

- [1] 谢定义. 土动力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2011. (XIE Jing-yi. Soil dynamic[M]. Beijing: Higher Education Press, 2011. (in Chinese))
- [2] LU N, LIKOS W J. Unsaturated soil mechanics[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]. WEI Chang-fu, HOU Long, JIAN Wen-xing, trans. Beijing: Higher Education Press, 2012. (in Chinese))
- [3] 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.
- [4] QIAN X D, GRAY D H, WOODS R D. Voids and granulometry: effects on shear modulus of unsaturated sands[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1993, **119**(2): 295 – 314.
- [5] 田堪良, 张慧莉, 张伯平, 等. 动扭剪荷载作用下非饱和黄土动力特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, **23**(24): 4151 – 4155. (TIAN Kan-liang, ZHANG Hui-li, ZHANG Bo-ping et al. An experimental study on dynamic properties of unsaturated loess under dynamic torsional shear[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, **23**(24): 4151 – 4155. (in Chinese))
- [6] 骆亚生, 田堪良. 非饱和黄土的动剪模量与阻尼比[J]. 水利学报, 2005, **36**(7): 830 – 834. (LUO Ya-sheng, TIAN Kan-liang. Dynamic shear modulus and damping ratio of unsaturated loess[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2005, **36**(7): 830 – 834. (in Chinese))
- [7] 李又云, 谢永利, 刘保健. 路基压实黄土动力特性的试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, **28**(5): 1037 – 1046. (LI You-yun, XIE Yong-li, LIU Bao-jian. Experimental research on dynamic characteristics of roadbed compaction loess[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, **28**(5): 1037 – 1046. (in Chinese))
- [8] 骆亚生. 非饱和黄土在动、静复杂应力条件下的结构变化特性及结构性本构关系研究[D]. 西安: 西安理工大学, 2003. (LUO Ya-sheng. Variation characteristics of soil structure and structural constitutive relation of unsaturated loess under static and dynamic complex stress conditions[D]. Xi'an: Xi'an University of Technology, 2003. (in Chinese))
- [9] 孙德安, 吴 波. 非饱和粉土的动弹性模量和阻尼比研究 [J]. 水利学报, 2012, **43**(9): 1108 – 1113. (SUN De-an, WU Bo. Study on dynamic modulus and damping ratio of unsaturated silt[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2012, **43**(9): 1108 – 1113. (in Chinese))
- [10] MANCUSO C, VASSALLO R, d'ONOFRIO A. Small strain behavior of a silty sand in controlled-suction resonant column-torsional shear tests[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2002, **39**: 22 – 31.
- [11] VASSALLO R, MANCUSO C, VINALE F. Effects of net stress and suction history on the small strain stiffness of a compacted clayey silt[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2007, **44**: 447 – 462.
- [12] HOYOS L R, SUESCUN-FLOREZ E A, PUPPALA A J. Stiffness of intermediate unsaturated soil from simultaneous suction-controlled resonant column and bender element testing[J]. Engineering Geology, 2015, **188**: 10 – 28.
- [13] GREENSPAN L. Humidity fixed points of binary saturated aqueous solutions[J]. Journal of Research of the National Bureau of Standards, 1977, **81**(1): 89 – 96.
- [14] ABE H, HATAYAMA M. The results of unconfined and triaxial compression tests on unsaturated soil conducted simultaneously[C]// Proc Symposium on the Investigation, Design and Construction of Unsaturated Soil Engineering. Tokyo, 1993. (in Japanese)
- [15] SALAGER S, EL YOUSSEFI M S, SAIX C. Definition and experimental determination of a soil-water retention surface[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2010, **47**(6): 609 – 622.
- [16] 吴世明. 非饱和无黏性土的动剪切模量[J]. 岩土工程学报, 1985, **7**(6): 33 – 41. (WU Shi-ming. Dynamic shear modulus of partly saturated cohesionless soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1985, **7**(6): 33 – 41. (in Chinese))
- [17] 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.