

# 膨胀土原位剪切模量 – 剪应变衰减曲线与特征分析

李晶晶<sup>1,2</sup>, 孔令伟<sup>1,2</sup>, 金磊<sup>3</sup>

(1. 中国科学院武汉岩土力学研究所 岩土力学与工程国家重点实验室, 湖北 武汉 430071; 2. 中国科学院大学, 北京 100049;  
3. 武汉大学 土木建筑工程学院, 湖北 武汉 430072)

**摘要:** 为了评价原位应力状态膨胀土在小应变作用下的刚度衰减特性, 综合原位地震扁铲侧胀和室内共振柱试验, 分析应力历史、应力状态和试样扰动对膨胀土剪切模量衰减规律的影响。结果表明, 应力状态和应力历史对膨胀土剪切模量影响较大, 相同应力历史下, 剪切模量随围压增加而增大, 随着应变的发展, 衰减较快; 相同应力状态下, 经历加载–卸载过程的剪切模量–剪应变( $G-\gamma$ )衰减曲线位于仅经历加载过程的曲线上方, 但经历加载–卸载和加载–卸载–再加载过程后土的  $G-\gamma$  衰减曲线基本重合; 另外, 相同应力历史条件下, 土的原位剪切模量较室内共振柱试验所得剪切模量值大, 且衰减更快, 说明取样卸荷、运输及制样等扰动因素对土体结构造成了不可逆的损伤, 通过室内加卸载过程无法还原其原位力学性状; 参考剪应变不同时, 推求得到的原位  $G-\gamma$  衰减曲线的中间部分差异较大, 参考剪应变越小, 剪切模量衰减越快, 说明合理选取参考曲线和小应变剪切模量是推求原位  $G-\gamma$  衰减曲线的关键。该研究可为类似场地地震分析和沉降分析提供理论基础和技术支持。

**关键词:** 土力学; 膨胀土; 地震扁铲试验; 共振柱;  $G-\gamma$  衰减曲线

**中图分类号:** TU 41

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1000–6915(2017)04–1032–08

## In situ shear modulus and shear strain decay curves in expansive soils and analysis of its characteristics

LI Jingjing<sup>1,2</sup>, KONG Lingwei<sup>1,2</sup>, JIN Lei<sup>3</sup>

(1. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan, Hubei 430071, China; 2. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China; 3. School of Civil Engineering, Wuhan University, Wuhan, Hubei 430072, China)

**Abstract:** In order to evaluate the characteristics of stiffness decay of expansive soil at the in-situ stress state under the small strain condition, the in-situ seismic dilatometer test and the resonant column test are carried out to analyze the influence of stress history, stress state and disturbance on the modulus decay of expansive soil. Results show that both the stress state and stress history significantly affect the shear modulus of expansive soil. The shear modulus increases with the increasing of the confining pressure under the same stress path and the modulus decays faster with the development of shear strain. The shear modulus of soils following the loading-unloading path is greater than that of soils only following the loading path, while the  $G-\gamma$  decay curve of former is nearly the same as that of soils following the loading-unloading-reloading path. Besides, the in-situ shear modulus is greater than that from the resonant column tests of the same stress history, which indicates that disturbance caused by sampling, unloading, transportation and sample preparation contributes to the irreversible damage, so that the in-situ

**收稿日期:** 2016–04–12; **修回日期:** 2016–05–11

**基金项目:** 国家自然科学基金重点项目(41430634)

Supported by the State Key Program of National Natural Science Foundation of China(Grant No. 41430634)

**作者简介:** 李晶晶(1989–), 女, 2012年毕业于福州大学勘查技术与工程专业, 现为博士研究生, 主要从事特殊土的力学特性与边坡工程方面的研究工作。E-mail: smilinglee@hotmail.com。通讯作者: 孔令伟(1967–), 男, 博士, 现任研究员、博士生导师。E-mail: lwkong@whrsm.ac.cn

**DOI:** 10.13722/j.cnki.jrme.2016.0362

characteristics were not be presented in the indoor test results following the loading and unloading path. The in-situ  $G-\gamma$  decay curves derived with different reference strains exhibit an evident difference in the middle strain range, which shows the shear modulus decays faster with smaller reference strain. Selecting a reasonable reference curve and the shear modulus of small strain are the key to get the right in-situ  $G-\gamma$  decay curves.

**Key words** : soil mechanics ; expansive soil ; seismic dilatometer test ; resonant column test ;  $G-\gamma$  decay curve

## 1 引言

小应变剪切模量  $G_{\max}$  是土的基本力学参数, 一般是指应变小于  $10^{-5}$  (或至少小于  $10^{-4}$ ) 时土体的剪切模量<sup>[1]</sup>,  $G_{\max}$  可用于地震场地分析、基础设计等动力问题的同时, 亦被用于一些静力问题中的变形分析<sup>[2]</sup>。随着研究的深入, B. O. Hardin 和 V. P. Drnevich<sup>[3]</sup>通过室内动力试验发现土体在应变非常小的情况下也表现出非线性, 应变在 0.001% ~ 1% 范围内的土体的非线性性状在许多岩土工程问题中起到了关键的控制作用<sup>[4]</sup>, 如基础沉降、开挖面变形预测等。因此, 不能简单地使用单一的  $G_{\max}$  来分析土体力学和变形性状, 而剪切模量  $G$ -剪应变  $\gamma$  衰减曲线能很好地反馈土体刚度随着应变发展而衰减的性状, 甚至可以用来合理预测沉降<sup>[2]</sup>。

$G_{\max}$  可通过测定土体的剪切波速  $v_s$ , 利用公式  $G_{\max} = \rho v_s^2$  很容易得到<sup>[2]</sup>, 因为测定剪切波速的方法很多, 包括弯曲元、共振柱、扭剪试验<sup>[5]</sup>等室内试验和地震扁铲侧胀试验(seismic dilatometer test, 简称 SDMT)、地震静力触探试验(seismic cone penetration test, 简称 SCPT)和自钻式旁压试验(self-boring pressuremeter, 简称 SBP)等原位试验。室内的  $G-\gamma$  衰减曲线可以通过共振柱试验得到, 然而, 由于试样的扰动、应力释放等原因, 室内试验很难完全真实反映土体的原位性状, 而原位试验中也尚无能直接得到  $G-\gamma$  衰减曲线的方法。

于是, 许多国外学者依据室内试验得到的  $G-\gamma$  衰减曲线形态, 利用各种原位试验推求原位  $G-\gamma$  衰减曲线或其近似曲线。M. Fahey 等<sup>[6]</sup>通过 SBP 卸载-再加载循环曲线寻求土体加卸载剪切模量  $G_w$  与  $G_{\max}$  的关系; P. W. Mayne 等<sup>[7]</sup>采用改进双曲线模型对湖积黏土和残积粉砂土的 SDMT 和室内试验的剪切模量衰减曲线进行拟合, 随后, 结合 SDMT、SCPTU、旁压试验(包括加载和卸载-再加载试验)等原位试验得到剪切模量, 确定其相应的剪应变范围, 同时指出室内单调剪切试验由于设备本身问题导致得到的刚度较土体实际的小<sup>[8]</sup>; B. M. Lehane

和 M. Fahey<sup>[9]</sup>结合 SCPT 和扁铲侧胀试验(flat dilatometer test, 简称 DMT)推求原位  $G-\gamma$  衰减曲线来实现砂土的沉降预测; S. Amoroso<sup>[10]</sup>利用 SDMT 来分别推求砂土和粉质黏土的  $G-\gamma$  衰减曲线, 并与 DMT, SCPT, SBP 和室内三轴试验进行对比。然而, 国内学者主要集中在原状土及重塑土的剪切模量衰减特征研究<sup>[11-12]</sup>, 对原位  $G-\gamma$  衰减曲线特征的研究尚未见报道。

总的来说, 原位  $G-\gamma$  衰减曲线的研究开展的较少, 研究区域主要集中在北美洲和欧洲, 研究对象以砂土和粉质黏土为主, 对于黏土的研究涉及不多。膨胀土作为一种特殊的黏土, 分布于我国的云南、广西、河南、山东、黑龙江等 20 多个省市, 已建成、在建及将建的高速公路均需穿越大量的膨胀土地段, 开挖引起坡面变形如何发展, 施工、车辆等的震动作用对堑坡稳定性又有何影响, 这些都与小应变下膨胀土刚度衰减规律息息相关。目前对膨胀土动力特性有所研究<sup>[13-14]</sup>, 但鲜见小应变下膨胀土刚度特性的研究文献。

本文依托内(乡)—邓(州)高速公路工程背景, 选取南阳典型膨胀土地层进行原位地震扁铲侧胀试验, 同时, 进行南阳原状膨胀土不同应力状态和应力历史的共振柱试验, 通过共振柱试验获取的室内  $G-\gamma$  衰减曲线和 SDMT 获得的参数来推求膨胀土原位  $G-\gamma$  衰减曲线, 以期还原膨胀土原位力学性状, 并分析扰动对土体  $G-\gamma$  衰减曲线的影响, 为类似场地沉降分析和地震分析等提供理论依据。

## 2 原位 $G-\gamma$ 衰减曲线推求方法

原位  $G-\gamma$  衰减曲线主要是依据室内  $G-\gamma$  衰减曲线形态, 通过原位试验确定曲线上的 2~3 个点进行曲线拟合得到的, 本文以曲线上的 3 个点进行拟合分析。

曲线上的 3 点为: (1) 由原位试验(SDMT, SCPT, SBP 等)得到剪切波速  $v_s$  以求得小应变  $\gamma_0$  下土体的剪切模量  $G_0$  (分别用  $G_{\max}$  和  $G_0$  表示室内和原位小应变剪切模量),  $\gamma_0$  一般指应变值为  $10^{-5}$ ; S.

Marchetti 等<sup>[15]</sup>通过试验说明了 SDMT 获取  $v_s$  的重复性高, 其变异系数仅为 1% ~ 2%, 因此通过 SDMT 得到的  $G_0$  是可靠的; (2) 由扁铲约束模量  $M_{DMT}$  得到“工作应变(working strain)”模量  $G_{DMT}$ <sup>[10, 16-17]</sup>或由 SBP 卸载-再加载曲线得到剪切模量  $G_{ur}$ <sup>[2, 6]</sup>, “中等”应变  $\gamma_{DMT}$  或  $\gamma_{ur}$  由  $G_{DMT}/G_0$  或  $G_{ur}/G_0$  比值, 求得其室内  $G/G_{max}$ - $\gamma$  衰减曲线上与  $G/G_0$  比值相等时对应的应变值; (3) 由扁铲操作模量  $M_{DV}$  得到“操作应变(operational strain)”模量  $G_{DV}$ <sup>[17]</sup>, 其应变值  $\gamma_{DV}$  同样从室内  $G/G_{max}$ - $\gamma$  衰减曲线中得到。

本文通过 SDMT 获取  $(\gamma_0, G_0), (\gamma_{DMT}, G_{DMT})$  和  $(\gamma_{DV}, G_{DV})$  3 点, 以室内  $G$ - $\gamma$  衰减曲线为标准, 得到原位  $G$ - $\gamma$  衰减曲线。具体步骤如下:

(1) 计算各深度土体的剪切模量  $G_0, G_{DMT}$  和  $G_{DV}$ , 得到  $G_{DMT}/G_0$  和  $G_{DV}/G_0$  比值。

各剪切模量由下式求得

$$\left. \begin{aligned} G_0 &= \rho v_s^2 \\ G_{DMT} &= \frac{1-2\mu}{2(1-\mu)} M_{DMT} \\ G_{DV} &= \frac{1-2\mu}{2(1-\mu)} M_{DV} \end{aligned} \right\} \quad (1a)$$

其中,

$$\left. \begin{aligned} M_{DMT} &= E_D R_M \\ M_{DV} &= 1.3 E_D / \sqrt{K_D} \end{aligned} \right\} \quad (1b)$$

式中:  $\rho$  为土体天然密度;  $\mu$  为泊松比, 坚硬状态土体  $\mu=0.25$ ;  $R_M$  为与扁铲土性指数  $I_D$  和水平应力指数  $K_D$  相关的系数;  $E_D$  为扁铲侧胀模量。

(2) 以室内的  $G/G_{max}$ - $\gamma$  衰减曲线为标准, 通过适宜的理论公式描绘曲线, 利用该公式计算得到与各剪切模量相对应的应变  $\gamma_0, \gamma_{DMT}$  和  $\gamma_{DV}$ , 其中,  $\gamma_0$  一般取  $10^{-5}$ 。

对动剪应力  $\tau$ -剪应变  $\gamma$  关系描述, 最具有代表性的包括 Hardin-Drnevich 方程和 Ramber-Osgood 方程。

Hardin-Drnevich 方程如下:

$$G = \frac{\tau}{\gamma} = \frac{G_{max}}{1 + \gamma/\gamma_r} \quad (2)$$

则

$$G/G_{max} = \frac{1}{1 + \gamma/\gamma_r} \quad (3)$$

其中,

$$\gamma_r = \frac{\sum (G\gamma/G_{max})^2}{\sum (G\gamma/G_{max}) / (1 - G/G_{max})} \quad (4)$$

式中:  $G, G_{max}$  分别为动剪切模量和最大动剪切模

量;  $\tau$  为动剪应力;  $\gamma, \gamma_r$  分别为剪应变和参考剪应变。

Ramber-Osgood 方程如下:

$$\frac{\gamma}{\gamma_r} = \frac{\tau}{\tau_{max}} \left( 1 + \alpha \left| \frac{\tau}{C_1 \tau_{max}} \right| \right)^{R-1} \quad (5)$$

$G/G_{max}$  与  $\gamma$  的关系为

$$\left( \frac{\gamma}{\gamma_r} \right)^{R-1} = \frac{1 - \frac{G}{G_{max}}}{\alpha \left( \frac{G}{G_{max}} \right)^R (C_1)^{R-1}} \quad (6)$$

式中:  $\alpha, C_1, R$  均为与土体种类等因素相关的试验参数。

为了克服 Hardin-Drnevich 方程过于简单而 Ramber-Osgood 方程参数过多的问题, K. H. I. Stokoe 等<sup>[18]</sup>提出了简单有效的公式:

$$G/G_{max} = \frac{1}{1 + (\gamma/\gamma_r)^\beta} \quad (7)$$

式中:  $\beta$  为曲率系数,  $\gamma_r$  为  $G/G_{max} = 0.5$  时对应的参考剪应变。

根据室内  $G$ - $\gamma$  衰减曲线(或  $G/G_{max}$ - $\gamma$  衰减曲线), 选择合适的描述关系式(式(3), (5), (7))。

(3) 将得到的 3 点  $(\gamma_0, G_0), (\gamma_{DMT}, G_{DMT})$  和  $(\gamma_{DV}, G_{DV})$  对式(3), (5), (7)进行拟合, 从而获得原位  $G$ - $\gamma$  衰减曲线。

### 3 堑坡工程地质特性

原位试验场地位于河南南阳内(乡)—邓(州)高速公路旁, 内邓高速公路师岗服务区正西方向约 500 m, 路堑边坡坡高约 6 m, 地震扁铲侧胀试验的试验点位于坡顶, 与坡面水平距离约 8 m, 试验深度 2 ~ 7 m; 取样深度为自坡顶以下 3 ~ 5 m。

#### 3.1 试验地层

该膨胀性黏土主要形成于中更新统, 为在一定水流条件和碱性或弱碱性的介质环境中形成的冲洪积沉积物。由于其形成年代较早, 在地质历史上经历了压密固结作用和地壳抬升及上覆地层被剥蚀过程, 往往具有超固结性<sup>[19]</sup>。

图 1 为钻探揭露试验场地土层, 0 ~ 1 m 为黑褐色根植土; 1 ~ 2 m 土体呈黄褐色, 硬塑状; 3 ~ 8 m 土层较均匀, 呈红褐色, 硬塑 ~ 坚硬状, 各土层中均含有黑色的铁锰结核与黄白色的姜石, 试验深度内无地下水出露。



图 1 南阳原位试验场地土层岩芯

Fig.1 Core samples from the in-situ test site in Nanyang

### 3.2 试验土层物性指标

根据《公路土工试验规程》(JTG E40—2007)对所取得的试验深度内的原状土样进行物性指标试验和 XRD 衍射试验,其基本物理性质指标及矿物成分如表 1,2 所示。从颗粒分析试验结果可知,南阳膨胀土黏粒含量较高,小于 0.005 mm 颗粒占 44.8%,小于 0.002 mm 颗粒占 31.4%;同时,其黏土矿物含量高达 52%,且以强亲水性矿物绿泥石和蒙脱石为主,使得其具有较强烈的胀缩性、较高的塑性(塑性指标为 29.2%)和膨胀性(膨胀率为 62%)。

### 3.3 土体先期固结压力

图 2 为原状膨胀土压缩曲线,由 Cassagrande 方法确定土体的先期固结压力  $p_c = 160$  kPa,而当前上覆土层压力  $p_0$  约为 80 kPa,该膨胀土具有一定的超固结性。

## 4 膨胀土 $G-\gamma$ 衰减曲线特征

### 4.1 室内 $G-\gamma$ 衰减曲线特征

室内  $G-\gamma$  衰减曲线由共振柱试验(resonant column test,以下简称 RCT)得到,试验土样为膨胀土原状样。由于土体是“记忆性材料”,它对应力历史有一定的记忆性,该膨胀土具有一定的超固结性,应力历史对其力学性状必定存在影响。因此,本节充分考虑先期固结压力和当前上覆压力对室内原状土样剪切模量及其衰减特征的影响规律,下文在此基础上分析应力历史对原位  $G-\gamma$  衰减曲线特征的

影响。室内试验具体试验方案见表 3,其中 160 和 80 kPa 分别为试样的  $p_c$  和  $p_0$ 。4 种加载方式中,RCT80- Unloading(加载-卸载)和 RCT80- Reloading(加载-卸载-再加载)表示膨胀土可能的实际应力历史,其所受最大载荷等于  $p_c$  值,当前载荷等于  $p_0$  值;RCT80- Loading 表示不考虑其应力历史,直接加载到其  $p_0$  值;RCT160 为考虑其在  $p_c$  下的刚度衰减规律,同时,与激振围压为 80 kPa 的试验组进行对比,研究不同应力状态下土体刚度性状。

为了对比分析 Hardin-Drnevich 方程与 Stokoe 方程拟合得到的  $G-\gamma$  衰减曲线的异同,图 3 给出了 RCT80- Loading 和 RCT80- Unloading 的试验结果及其相应的拟合曲线。从图 3 中可以看出,2 个方程拟合的曲线具有较高的一致性,因此,本文选用简单的 Hardin-Drnevich 方程进行分析。

表 4 给出了最大剪切模量  $G_{max}$  和参考剪应变  $\gamma_r$ ,可以看出,应力历史对膨胀土  $G_{max}$  值影响较显著,激振围压都为 80 kPa 时,加载状态的  $G_{max}$  (73.78 MPa)比加载-卸载的  $G_{max}$  (84.32 MPa)小了 10.54 MPa;而  $p_c$  相同时,  $G_{max}$  的差值相对小了很多,RCT80- Unloading 和 RCT80- Reloading 间的  $G_{max}$  仅差了 1.81 MPa,它们与 RCT160 的  $G_{max}$  最大差值 (5.60 MPa)是其与 RCT80- Loading 的  $G_{max}$  最大差值 (10.54 MPa)的 53.1%。该试验结果印证了土体对应力历史的记忆性,不可忽视先期固结压力对膨胀土剪切模量的影响。

图 4 为不同应力历史(或应力状态)下南阳膨胀土的  $G-\gamma$  关系曲线。由图 4 可以看出:(1) 相同应力历史下,土体所受围压越大,  $G$  越大,即激振围压为 160 kPa 土体的  $G-\gamma$  曲线位于激振围压为 80 kPa 土体的  $G-\gamma$  曲线上方;(2) 激振围压相同,应力历史不同时,土体的  $G-\gamma$  曲线不同,与经历加载-卸载(加载-卸载-再加载)过程的  $G-\gamma$  曲线相比,只经历加载过程的  $G-\gamma$  曲线明显偏向  $\gamma$  轴,即  $\gamma$  相同时,其  $G$  值远小于加载-卸载(或加载-卸载-再加载)土体的  $G$  值;(3) 经历加载-卸载过程和加载-卸载-再

表 1 南阳膨胀土的物理性质指标

Table 1 Physical property indices of Nanyang expansive soil

含水率 $\omega / \%$	重度 $\gamma /$ ( $\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$ )	相对密度 $G_s$	饱和度 $S_r / \%$	自由膨胀 率 $\delta_{ef} / \%$	塑限 $\omega_p / \%$	塑性指 数 $I_p / \%$	颗粒组成 / %			
							> 0.05	0.05 ~ 0.005	0.005 ~ 0.002	< 0.002
24.7	19.8	2.71	95.3	62	26.2	29.2	5.5	49.7	13.4	31.4

表2 南阳膨胀土的矿物成分

Table 2 Mineral compositions of Nanyang expansive soil %

石英	长石	黏土总量	黏土矿物分量(以100%计)			
			蒙脱石	绿泥石	伊利石	高岭石
40	8	52	30	35	15	20

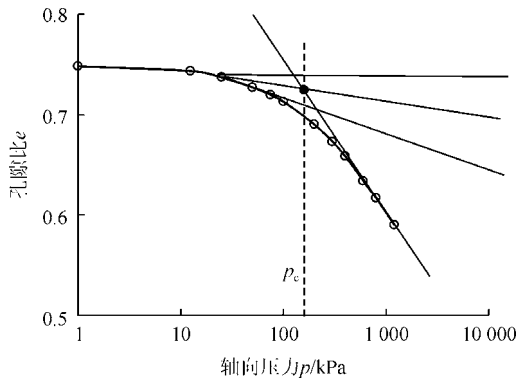


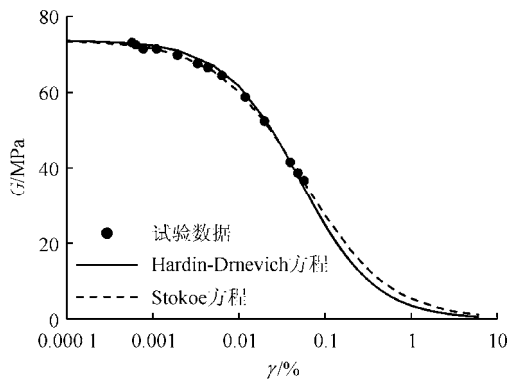
图2 膨胀土压缩曲线

Fig.2 Compression curve of expansive soil

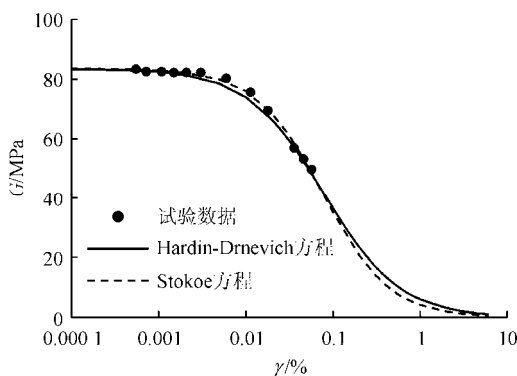
表3 试验方案

Table 3 Schemes of test

试验编号	应力历史/kPa	激振围压/kPa
RCT80- Unloading	0 160 80	80
RCT80- Reloading	0 160 0 80	80
RCT80- Loading	0 80	80
RCT160	0 160	160



(a) RCT80-Loading



(b) RCT80-Unloading

图3 不同方程下的 G-gamma 衰减曲线

Fig.3 Relationship curves between G and gamma of different equations

表4 最大剪切模量 G\_max 和参考剪应变 gamma\_r

Table 4 G\_max and gamma\_r of expansive soil from RCT

试验编号	最大剪切模量 G_max /MPa	参考剪应变 gamma_r
RCT160	88.11	0.000 780 1
RCT80- Loading	73.78	0.000 510 1
RCT80- Unloading	84.32	0.000 778 1
RCT80- Reloading	82.51	0.000 679 0

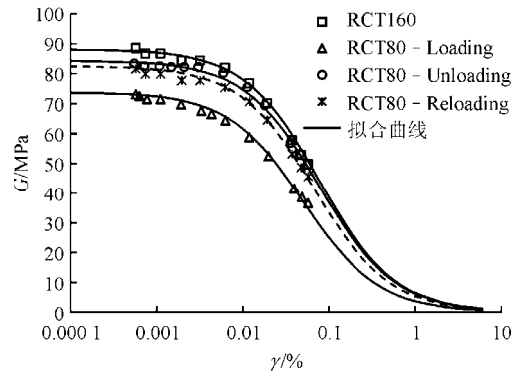


图4 剪切模量 G-剪应变 gamma 曲线(共振柱)

Fig.4 Relationship curves between G and gamma by RCT

加载过程土体, 不仅  $G_{max}$  值相差不大, 其  $G-\gamma$  曲线也近乎重合。这是由于土体具有压硬性, 当外载荷从 80 kPa(点 A)增加到 160 kPa(点 D)时(见图 5), 土体被压密, 孔隙比减小; 而外载荷相同, 应力历史不同, 相当于图 5 中的点 A(加载段)、点 C(卸载段)和点 B(再加载段), 从图 5 可以直观地看出, 土体经历较大载荷作用(点 D)后, 土体孔隙比减小, 颗粒间的接触点形成了初始的化合键<sup>[20]</sup>, 即使再经历卸载(点 C), 土体强度并没有按比例减小, 而在很大程度上得到了保留, 点 C 的孔隙比远小于点 A 的孔隙比, 宏观表现在刚度的增加上。

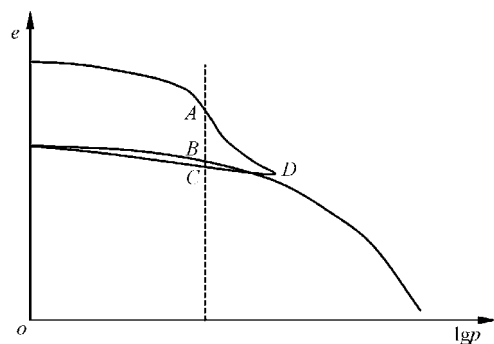


图5 膨胀土固结压缩曲线

Fig.5 Relationship between e and lg p of expansive soil

图 6 为南阳膨胀土在不同应力历史下的剪切模量归一化曲线, 即  $G/G_{max}-\gamma$  关系曲线。从图 6 中可

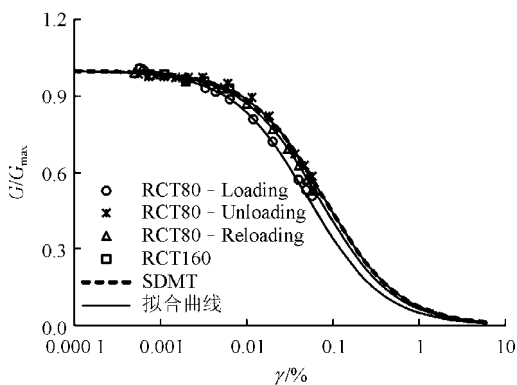


图 6 归一化剪切模量  $G/G_{max}$  - 剪应变  $\gamma$   
Fig.6 Relationship between  $G/G_{max}$  and  $\gamma$

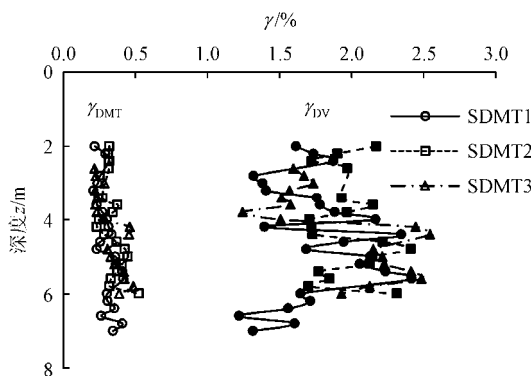


图 8 动剪切应变  $\gamma$  随深度变化曲线  
Fig.8 Dynamic shear strain  $\gamma$  varies with depths

可以看出，RCT80- Unloading 和 RCT160 的  $G/G_{max}$  -  $\gamma$  曲线近乎重合，RCT80- Reloading 的  $G/G_{max}$  -  $\gamma$  曲线也与之相近，但 RCT80- Loading 的  $G/G_{max}$  -  $\gamma$  曲线明显偏向于  $\gamma$  轴。究其原因主要是归一化曲线形态主要取决于  $\gamma_r$  的大小，且  $\gamma_r$  越小，曲线越陡，即刚度衰减越快。由表 3 看出，RCT80- Loading 的  $\gamma_r$  值最小，RCT160 和 RCT80- Unloading 的  $\gamma_r$  值相近。

4.2 原位  $G$ - $\gamma$  衰减曲线特征

本文以较符合南阳膨胀土实际应力历史的 RCT80- Unloading 的  $G/G_{max}$  -  $\gamma$  衰减曲线为基础进行原位  $G$ - $\gamma$  衰减曲线推求，各深度土体的  $G_{DMT}/G_0$ ， $G_{DV}/G_0$  比值和  $\gamma_{DMT}$ ， $\gamma_{DV}$  分别如图 7，8 所示，同一深度 3 个测点的  $G/G_0$  和  $\gamma$  均值范围如表 5 所示。与已有的研究成果相比，南阳膨胀土  $G_{DMT}/G_0$  值 (0.14 ~ 0.28) 与 S. Amoroso 等 [16-17] 研究的黏土的  $G_{DMT}/G_0$  值 (0.04 ~ 0.13) 没有交集，其  $\gamma_{DMT}$  值也较以往研究的黏土小，说明该值的地域差异较大，不能盲目使用其他地区经验值。对于  $\gamma_{DV}$  的研究涉及较少，仅涉及的有 S. Amoroso 等 [17] 得到的西澳洲砂土相应值，未见黏土相关参数取值，因而本试验可为接下来类似的研究提供数据支持。

表 5 土体  $G/G_0$  和  $\gamma$  范围

Table 5  $G/G_0$  and  $\gamma$  of soils

数据来源	土类	$G_{DV}/G_0$	$G_{DMT}/G_0$	$\gamma_{DV}/\%$	$\gamma_{DMT}/\%$
S. Amoroso 等 [16-17]	砂土	-	0.08 ~ 0.31	0.95 ~ 2.20	0.03 ~ 0.15
	粉砂	-	0.06 ~ 0.37	-	0.07 ~ 0.30
	粉土	-	0.10 ~ 0.23	-	0.32 ~ 0.52
	粉质黏土	-	0.07 ~ 0.19	-	0.23 ~ 1.75
	黏土	-	0.04 ~ 0.13	-	1.10 ~ 1.70
	软黏土	-	-	-	> 2.00
S. Marchetti 等 [21]	砂土	-	-	-	0.01 ~ 0.10
	粉土	-	-	-	0.10 ~ 1.00
本文	膨胀土	0.02 ~ 0.06	0.14 ~ 0.28	1.22 ~ 2.55	0.21 ~ 0.53

由 PMT 应力应变曲线初始加载段得到土体的剪切模量  $G_{PMT(IL)}$ ，以 SDMT 的  $G_0$  为标准将其归一化，得到试验深度内  $G_{PMT}/G_0$  示于图 7 中，可以看出，南阳膨胀土的  $G_{PMT}/G_0$  比值在  $G_{DV}/G_0$  和  $G_{DMT}/G_0$  之间且更接近于前者，从而可以推断出  $\gamma_{DMT} < \gamma_{PMT(IL)} < \gamma_{DV}$ ，且更接近于  $\gamma_{DV}$ ，这与 P. W. Mayne 等 [7] 得到  $\gamma_{PMT(UR)} > \gamma_{DMT} > \gamma_{PMT(IL)}$  的结论是一致的 ( $\gamma_{PMT(UR)}$  为 PMT 卸载 - 再加载剪切模量对应的剪应变)。

图 9 为南阳膨胀土  $G$ - $\gamma$  衰减曲线，虽然原位  $G/G_0$  -  $\gamma$  衰减曲线与 RCT80- Unloading 的  $G/G_{max}$  -  $\gamma$  衰减曲线重合，然而其相应的  $G$ - $\gamma$  衰减曲线却不同。原位  $G$ - $\gamma$  衰减曲线位于相同应力历史下 RCT 得到的  $G$ - $\gamma$  衰减曲线上方，即在应变相同的情况下，原位剪切模量大于原状土室内试验得到的剪切模量，且衰减更快，这说明取样卸荷、运输及制样等扰动过程中，膨胀土产生了不可逆的损伤，通过室内加载过程无法还原其原位力学性状。

从图 9 中还可以看出， $G_0$  是控制  $G$ - $\gamma$  衰减曲线形态的一个重要因素，主要决定应变在  $\gamma_{DMT}$  之前的曲线形态。在应变较小时， $G$  相差较大，随着应变的增加，相互之间的  $G$  值差距逐渐减小；当应变大

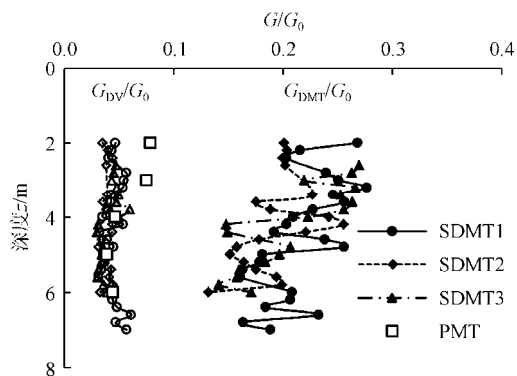


图 7 剪切模量比  $G/G_0$  随深度变化曲线

Fig.7 Dynamic shear modulus ratio  $G/G_0$  varies with depths

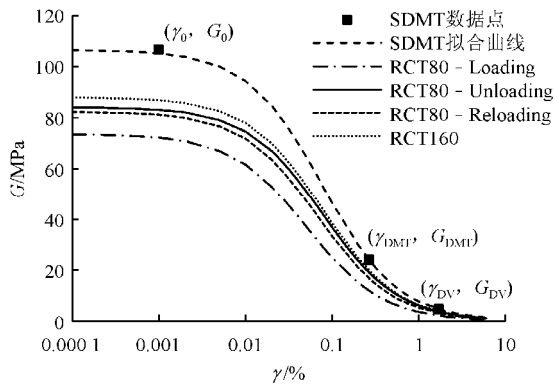


图9 剪切模量  $G$ -剪应变  $\gamma$  曲线  
Fig.9 Relationship between  $G$  and  $\gamma$

于  $\gamma_{DMT}$  值时,  $G$  值差别较小; 当应变超过了  $\gamma_{DV}$  值时,  $G$  值近乎趋于一致。因此, 在应变小于 0.21% 时, 南阳膨胀土原位与室内得到的  $G$  值相差较大, 而其刚度衰减特性在应变为 0.001% ~ 0.21% 范围内对工程设计影响较大, 因此获取准确合理的  $G_0$  值和还原原位  $G$ - $\gamma$  衰减曲线显得尤为重要。

为研究室内参考标准曲线的选取对原位  $G$ - $\gamma$  衰减曲线的影响, 分别以 RCT80 - Loading, RCT80 - Unloading 和 RCT160 为基础(即  $\gamma_r$  不同), 得到相应的原位  $G$ - $\gamma$  衰减曲线如图 10 所示。 $\gamma_r$  不同时, 其曲线形态的中间部分(应变值为 0.01 ~ 1%)差异较大,  $\gamma_r$  越小,  $G$  衰减越快; 相同应变下, 剪切模量差值在 0 ~ 11.27 MPa 范围内,  $\gamma_{DMT}$  和  $\gamma_{DV}$  取值范围也随之变化, 说明  $\gamma_r$  对  $G$ - $\gamma$  衰减曲线影响很大, 正确选取室内  $G$ - $\gamma$  参考曲线也是推求合理原位  $G$ - $\gamma$  衰减曲线的关键之一。

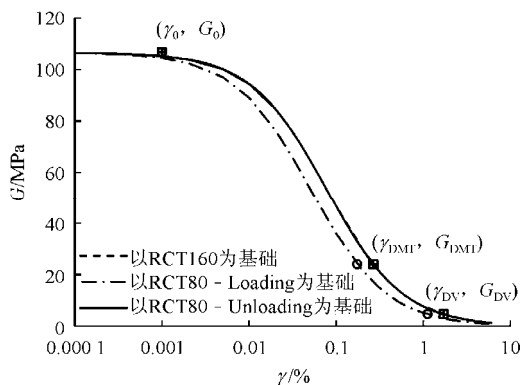


图 10 不同参考标准曲线下原位剪切模量  $G$ -剪应变  $\gamma$  曲线  
Fig.10 Relationship curves between  $G$  and  $\gamma$  of different reference curves

## 5 结论与建议

(1) 应力状态和应力历史对膨胀土剪切模量影

响显著, 相同应力历史下, 土体剪切模量随围压增加而增大, 且随应变发展, 衰减较快; 激振围压相同时, 经历较高外载荷后卸载和经历加载-卸载-再加载应力历史后的  $G$ - $\gamma$  曲线基本重合, 而只经历加载过程的  $G$ - $\gamma$  曲线明显偏向  $\gamma$  轴。

(2) 相同应力历史下, 膨胀土原位剪切模量较室内共振柱试验得到的剪切模量大, 且随着应变的发展衰减更快, 说明取样卸荷、运输及制样等扰动对膨胀土造成了不可逆的损伤, 室内加卸载过程无法还原其原位性状。因此, 还原土体原位  $G$ - $\gamma$  衰减曲线十分有必要。

(3) 南阳膨胀土的  $\gamma_{DMT}$  在 0.21 ~ 0.53% 范围内, 较以往研究的黏土  $\gamma_{DMT}$  值(1.1% ~ 1.7%)小, 说明其地域差异性较大, 不能盲目使用其他地区经验值; 膨胀土的  $\gamma_{DV}$  在 1.22 ~ 2.55% 范围内, 以往研究中未涉及黏土的该参数取值, 本文为接下来类似的研究提供数据支持。

(4) 参考剪应变不同时, 推求得到的原位  $G$ - $\gamma$  衰减曲线形态的中间部分(应变值为 0.01% ~ 1%)差异较大, 参考剪应变越小, 剪切模量衰减越快。正确选取室内试验参考曲线和获取可靠的小应变剪切模量是推求合理原位  $G$ - $\gamma$  衰减曲线的关键。

## 参考文献(References):

- [1] 谷川, 蔡袁强, 王军, 等. 循环应力历史对饱和软黏土小应变剪切模量的影响[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(9): 1654-1660. (GU Chuan, CAI Yuanqiang, WANG Jun, et al. Effects of loading history on small-strain shear modulus of saturated clays[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(9): 1654-1660. (in Chinese))
- [2] FAHEY M, LEHANE B, STEWART D. Soil stiffness for shallow foundation design in the Perth CBD[J]. Australian Geomechanics, 2003, 38(3): 61-89.
- [3] HARDIN B O, DRNEVICH V P. Shear modulus and damping in soils: measurement and parameter effects[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1972, 98(6): 603-624.
- [4] JARDINE R J. Nonlinear stiffness parameters from undrained pressure meter tests[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1992, 29(3): 436-447.
- [5] YOUNG J U, CHOO Y W, KIM D S. Measurement of small-strain shear modulus  $G_{max}$  of dry and saturated sands by bender element, resonant column, and torsional shear tests[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2008, 45(10): 1426-1438.
- [6] FAHEY M, SCHNEIDER J A, LEHANE B M. Self-boring pressuremeter testing in Spearwood dune sands[J]. Australian

- Geomechanics, 2007, 42(4): 57-71.
- [7] MAYNE P W, SCHNEIDER J A, MARTIN G K. Small-and large-strain soil properties from seismic flat dilatometer tests[C]// Proceedings of the International Symposia on Pre-Failure Deformation Characteristics of Geomaterials. Rotterdam: A. A. Balkema, 1999: 419-426.
- [8] MAYNE P W. Class "A" footing response prediction from seismic cone tests[C]// Proceedings of the 3rd International Symposia on the Deformation Characteristics of Geomaterials. Lisse, Abingdon: A. A. Balkema, 2003: 883-888.
- [9] LEHANE B M, FAHEY M. Using SCPT and DMT data for settlement prediction in sand[C]// Proceedings of the 2nd International Conference on Site Characterization. Rotterdam: Mill Press, 2004: 1 673-1 680.
- [10] AMOROSO S.  $G-\gamma$  decay curves by seismic dilatometer (SDMT)[Ph. D. Thesis][D]. L'Aquila, Italy: University of L'Aquila, 2011.
- [11] 柏立懂. 荷载历史对砂土最大剪切模量影响的共振柱试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(11): 2 366-2 374.(BAI Lidong. Effects of loading history on maximum shear modulus of sand by resonant column tests[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, 30(11): 2 366-2 374.(in Chinese))
- [12] 李 剑, 陈善雄, 姜领发, 等. 重塑红黏土动剪切模量与阻尼比的共振柱试验[J]. 四川大学学报: 工程科学版, 2013, 45(4): 62-68. (LI Jian, CHEN Shanxiong, JIANG Lingfa, et al. Resonant column test on dynamic shear modulus and damping ratio of the remolded red clay[J]. Journal of Sichuan University: Engineering Science, 2013, 45(4): 62-68.(in Chinese))
- [13] 周小生. 双向循环荷载作用下膨胀土的动力特性与路基响应特征研究[硕士学位论文][D]. 北京: 中国科学院大学, 2010.(ZHOU Xiaosheng. The dynamic characteristics of expansive soil and dynamic behaviors of subgrade under the bidirectional cyclic loading[M. S. Thesis][D]. Beijing: Chinese Academy of Sciences, 2010.(in Chinese))
- [14] 毛 成, 邱延峻. 膨胀土与改性膨胀土的动力特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(10): 1 783-1 788.(MAO Cheng, QIU Yanjun. Testing study on dynamic properties of expansive soil and improved expansive soil[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(10): 1 783-1 788.(in Chinese))
- [15] MARCHETTI S, MONACO P, TOTANI G, et al. In situ tests by seismic dilatometer(SDMT)[J]. From Research to Practice in Geotechnical Engineering, 2008, 180: 292-311.
- [16] AMOROSO S, LEHANE B M, FAHEY M. Determining  $G-\gamma$  decay curves in sand from a seismic dilatometer test(SDMT)[C]// Proceedings of the International Conference on Geotechnical and Geophysical Site Characterization 4. London: Taylor and Francis Group, 2012: 447-452.
- [17] AMOROSO S, MONACO P, LEHANE B, et al. Examination of the potential of the seismic dilatometer(SDMT) to estimate in situ stiffness decay curves in various soil types[J]. Soils and Rocks, 2014, 37(3): 177-194.
- [18] STOKOES K H I, DARENDELI M B, ANDRUS R D, et al. Dynamic soil properties: Laboratory, field and correlation studies[C]// Proceedings of the 2nd International Conference on Earthquake and Geotechnical Engineering. Lisbon, Portugal: [s.n.], 1999: 811-845.
- [19] 冯玉勇, 曲永新, 徐卫亚. 南阳膨胀土的宏观结构与路堑边坡病害治理[J]. 工程地质学报, 2005, 13(2): 169-173.(FENG Yuyong, QU Yongxin, XU Weiya. Macrostructure of Nanyang expansive soils and treatment of hazards along the railroad trench[J]. Journal of Engineering Geology, 2005, 13(2): 169-173.(in Chinese))
- [20] 李广信. 高等土力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 2004: 121-122.(LI Guangxin. Advanced soil mechanics[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2004: 121-122.(in Chinese))
- [21] MARCHETTI S, MONACO P, CALABRESE M, et al. Comparison of moduli determined by DMT and back figured from local strain measurements under a 40 m diameter circular test load in the Venice area[C]// Proceedings of the 2nd International Conference on the Flat Dilatometer. Washington D C: [s. n.], 2006: 220-230.