

DOI: 10.11779/CJGE201407005

循环偏应力和循环围压耦合应力路径下饱和软黏土 动模量衰减规律研究

李校兵^{1,2}, 谷川^{2*}, 蔡袁强^{1,2}

(1. 浙江大学建筑工程学院滨海和城市岩土工程研究中心, 浙江 杭州 310058; 2. 温州大学建筑工程学院, 浙江 温州 325035)

摘要: 动模量一直是土动力学研究中最重要参数之一, 土动力学中使用最为广泛的等效线性本构模型即对动模量随动应变衰减规律的定量描述。在之前关于饱和软黏土动模量的研究中, 已经考虑到诸如固结比、塑性指数、土体结构、饱和度、先期应力历史、动荷载频率、时间效应等因素的影响。但是由于各种各样的原因, 鲜有文献涉及应力路径尤其是循环偏应力和循环围压耦合应力路径对饱和软黏土动模量衰减规律的影响。考虑到循环围压在土体动应力场中存在的普遍性, 通过一系列循环偏应力和循环围压耦合应力路径下的逐级加载试验, 研究了循环围压对饱和软黏土动模量衰减规律的影响。试验结果表明: 循环围压不但会改变了某一应变值下饱和软黏土动模量的大小, 而且其改变趋势及大小与相位差有关; 通过拟合分析证实 Hardin-Drnevich 模型并不适合循环偏应力和循环围压耦合应力路径下饱和软黏土动模量衰减规律的定量描述, 而基于 Stokoe 公式却得到了较为理想的拟合结果。

关键词: 饱和软黏土; 动模量; 循环围压; 应力路径

中图分类号: TU47

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2014)07-1218-09

作者简介: 李校兵(1974-), 男, 博士研究生, 副教授, 从事土动力学方面的研究工作。E-mail: lixb311@163.com。

Dynamic modulus degradation for soft saturated clay under coupling stress paths of cyclic deviatoric stress and cyclic confining pressure

LI Xiao-bing^{1,2}, GU Chuan², CAI Yuan-qiang^{1,2}

(1. Research Center of Coastal and Urban Geotechnical Engineering, College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University,

Hangzhou 310058, China; 2. College of Architecture and Civil Engineering, Wenzhou University, Wenzhou 325035, China)

Abstract: The dynamic modulus is always the most important parameter in soil dynamics, and the most popular equivalent linear constitutive model in geotechnical engineering is just to quantitatively describe the dynamic modulus degradation. In the previous researches on the dynamic modulus, the factors such as OCR, PI, soil fabric, saturation degree, stress history, frequency and aging have been considered. However, because of some reasons, the stress path, especially the coupling stress path of cyclic deviatoric stress and cyclic confining pressure, has rarely been studied. Considering the fact that the cyclic confining pressure is ubiquitous in soil stress fields, the influences of the cyclic confining pressure on the dynamic modulus of soft saturated clays are studied based on the step-by-step tests. The test results show that the confining pressure changes the magnitudes of the dynamic modulus under certain dynamic strains, and the changing tendency and magnitudes are related to the phase differences. The Hardin-Drnevich model is also proved not to fit the behavior of the dynamic modulus degradation, while the Stokoe equation is more appropriate.

Key words: soft saturated clay; dynamic modulus; cyclic confining pressure; stress path

0 引言

动模量一直是土动力学研究中最重要参数之一。土动力学中使用最为广泛的等效线性本构模型即对动模量随动应变衰减规律的定量描述。其中, 最为著名是 Hardin-Drnevich 模型^[1-3]:

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

式中, G 为动剪切模量, G_{\max} 为最大动剪切模量 (小应变剪切模量), γ 为动剪切应变, γ_r 为参考剪切应变,

基金项目: 国家杰出青年科学基金项目 (51025827); 国家自然科学基金项目 (51109164, 51308420); 浙江省自然科学基金项目 (Y1110567); 温州市科技计划项目 (S20090034)

收稿日期: 2013-10-10

*通讯作者

$$\gamma_r = \frac{\tau_{\max}}{G_{\max}}, \quad (2)$$

式中, τ_{\max} 为最大动剪应力。

包括 Hardin-Drnevich 模型在内的各种等效线性本构模型基本是对 $G/G_{\max} - \gamma$ 关系曲线的定量拟合, 而没有考虑各种因素的影响。但实际上, 大量实验研究^[4-10]表明: 包括超固结比(OCR)、塑性指数(PI)、土体组构(fabric)、饱和度(saturation degree)、先期应力历史(stress history)、动荷载频率(frequency)、时间效应(aging)等都会对 $G/G_{\max} - \gamma$ 关系曲线的形状产生影响。

在这些影响因素中, Vucetic 等^[6]指出塑性指数的作用最大。图 1 给出了不同塑性指数下的 $G/G_{\max} - \gamma$ 关系曲线。可见, 塑性指数的增加引起 $G/G_{\max} - \gamma$ 曲线的上升, 表明随着塑性指数的增加, 动模量的衰减速度减慢。可以推论, 对砂土等塑性指数为 0 的无黏性土, 当动应变幅值较小时 ($10^{-6} < \gamma < 10^{-4}$), 动模量衰减已较为明显; 而对黏性土, 动模量在动应变增大到一定程度时才开始明显衰减。在 Vucetic 等研究的基础上, Zhang 等^[11]通过一系列试验进一步表明了地质年代对土体动模量衰减规律的重要性, 指出地质年代的改变进一步体现为超固结比、孔隙比、饱和度、颗粒级配等次要因素的改变。他们将各种土体分为第四纪土体(Quaternary soil)、第三纪以及更老的土体(Tertiary and older soils)和新近残积土或者沉积土体(Residual / Saprolite soil), 并基于 Stokoe^[9]提出的等效线性本构方程, 将次要因素对动模量的影响根据土体地质年代的不同, 统一到塑性指数中来。Zhang 等的研究一方面证明了 Vucetic 等研究的正确性, 另一方面进一步表明: 塑性指数是影响 $G/G_{\max} - \gamma$ 关系的内因, 而其它大部分因素都是进一步通过影响塑性指数表现出来。

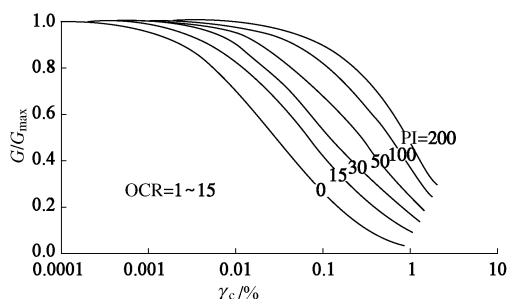


图 1 塑性指数对动模量衰减规律的影响

Fig. 1 Effects of plasticity index on $G/G_{\max} - \gamma$ relationships

不难发现, 在上述讨论的研究因素中, 并没有“应力路径”。这可能有两方面的原因: ①试验仪器的限制, 在动模量的研究中(尤其是早期研究中), 经常使用的

设备多为常规动单剪、常规动三轴、共振柱等, 这些设备只能施加单一的循环动应力, 无法实现不同形式的应力路径。虽然有人尝试通过空心扭剪设备研究动模量的衰减规律, 但是由于其应变的复杂性, 因此很难进行对比分析; ②与塑性指数、孔隙比等土体的固有性质相比, 应力路径是一种外部因素, “似乎”不会对土体的动“本构特性”产生影响。

但是, 越来越多基于三轴静力试验的结果^[12-19]表明: 应力路径对土体尤其是饱和土体应力-应变关系的影响不可忽略。这种静力应力路径指 $p-q$ 空间中由于偏应力和围压同时变化形成的应力路径。在这种应力路径下, 虽然存在两个同时变化的应力分量, 但是并没有增加应变分量, 因此可以进行应力-应变关系的对比。Cho^[22]等、Finno^[21]通过大量芝加哥黏土的静力排水试验, 研究了不同应力路径下割线模量的衰减规律, 指出在不同应力路径下, 无论割线模量的绝对数值还是变化规律都出现了很大程度的不同; 姚仰平等^[22]、罗汀等^[23-24]和路德春等^[25]基于日本 Toyoura 砂三轴压缩试验结果, 指出应力路径对塑性体应变和塑性剪应变的影响主要体现为剪应力比的影响; 王成华等^[26]通过对土体应力应变试验结果的分析, 发现土体普遍存在应力-应变关系转型现象, 并提出了按后破坏模量和临界围压两个参数判别土体应力-应变关系转型的方法; Lancellotta^[27]、Lade^[28]、王靖涛等^[29]指出应力路径的不同会造成体积应变-剪应变相对关系的改变, 从而进一步影响应变的发展速度和发展方向。他们的研究从一个侧面表明: 虽然相对于塑性指数、孔隙比等因素, 应力路径是一个“外在因素”, 但是仍然对本构关系产生了影响。

与偏应力和围压同时变化形成的静态应力路径类似, 循环偏应力和循环围压耦合形成的动态应力路径虽然增加了一个循环围压分量, 但是在不排水情况下, 仍然没有增加应变分量。同时, 很多学者已经指出^[30-33]: 在各种动力荷载尤其是地震荷载引起的动应力场中, 动正应力是普遍存在的, 同时发现循环正应力的存在会影响动应变的发展速度、动孔压的发展规律和动强度的大小, 指出了循环正应力在饱和土体动力特性中不可忽视的作用。同时, Brown 等^[34]、Nataatmadja 等^[35]、Zaman 等^[36]、Chan 等^[37]、Simonsen 等^[38]研究过变围压应力路径对颗粒土体回弹模量的影响, 指出应力路径对回弹模量的影响同样十分巨大, 也从一个侧面表明变围压对饱和土体动力特性中不可忽视的作用。

据笔者所知, 鲜有文献涉及循环偏应力和循环围压耦合应力路径对饱和软黏土动模量衰减规律的影响, 包括 Vucetic 等的研究也没有说明循环围压的存

在是否会改变 $G/G_{\max} - \gamma$ 关系曲线的发展规律。鉴于循环正应力存在的普遍性,因此十分有必要研究循环偏应力和循环围压耦合应力路径下饱和土体的动模量衰减规律,以更加全面的描述土体的动本构关系。因此,本文使用循环围压动三轴设备,基于应力控制的逐级加载试验,研究了循环围压对饱和软黏土应力-应变关系的影响,试验结果表明:循环偏应力和循环围压的耦合很大程度地改变了动模量的衰减规律,这种影响与应力路径斜率等因素有关,并基于 Stokoe 公式建立了考虑循环围压影响的饱和软黏土等效线性本构模型。

1 试验设备及试验土样

本试验所使用的设备为 GDS 变围压动三轴系统。该设备能够独立控制偏应力和围压,并且可以改变两者的相位差。动竖向力由伺服电机施加,动围压则通过油压施加。

由于本试验主要为对比性试验,因此需要保证试样的均一性。试验用土为重塑土,原土是温州地区软黏土,在温州大学南校区某处 5~7 m 处取得,土体的基本物理参数为:密度 ρ 为 1.60~1.63 g/cm³,比重 G_s 为 2.72,含水率 w 为 56%~62%,液限 w_L 为 76.5%,塑限 w_p 为 41.2%,塑性指数 PI 为 35.3,黏粒含量为 54.6%,细粒含量为 92.4%。

重塑土样的制作步骤为:将原土烘干并过筛,混合无气水制作泥浆,泥浆的含水率为 150%。然后使用大型固结仪对泥浆进行固结,压力保持在 50 kPa,固结时间约为 1 个月。将固结土块取出,切取高 100 mm,直径 50 mm 的土样制作三轴试样。把试样装配在三轴设备上之后,进一步通过反压进行饱和,测得 B 值达到 0.97 之后进行下一步固结试验。

2 试验方案

如图 2 所示,动剪切模量 G 为

$$G = \tau / \gamma, \quad (3)$$

式中, τ 为每一滞回圈最高点的动应力, γ 为每一滞回圈最高点的动应变。

在室内单元试验中,动模量一般基于应变控制式或者应力控制式逐级加载试验进行研究。日本相关规范^[39]建议,在颗粒材料的逐级加载试验中,每一级加载为 11 周,并选择第 10 周的试验结果计算该级的动模量和动阻尼。在每级加载完成之后,打开排水阀以使超孔压完全消散,然后施加下一级荷载。

由于需要考虑应力路径的影响,本文使用的逐级加载试验为应力控制式。与颗粒材料不同,当动应力幅值较大时,饱和软黏土在较大的加载周数下会出现

明显的软化,并且产生的超孔压很难完全消散。因此,有别于颗粒材料,根据王军等^[40]的建议,每一级加载周数为 3,并取第 2 周计算动模量。

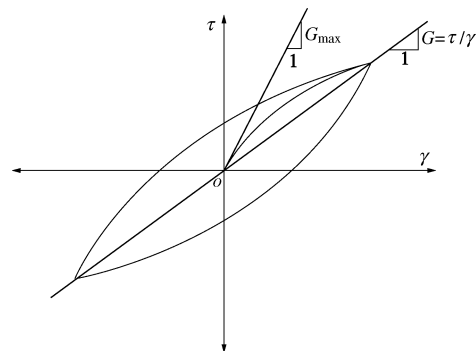


图 2 动模量的定义

Fig. 2 Definition of dynamic modulus

本文所使用的变围压动三轴设备可以独立控制偏应力幅值 q^{amp} 、围压幅值 σ_3^{amp} 以及两者的相位差 θ 。在 $p-q$ 空间中,当相位差 θ 为 0° 或者 180° 时,应力路径为一条直线,直线的斜率(在本文中表达为 η^{amp})为循环平均主应力幅值与循环偏应力幅值的比值,即

$$\eta^{\text{amp}} = p^{\text{amp}} / q^{\text{amp}}. \quad (4)$$

由于 $p^{\text{amp}} = \frac{\sigma_1^{\text{amp}} + 2\sigma_3^{\text{amp}}}{3} = \frac{q^{\text{amp}}}{3} + \sigma_3^{\text{amp}}$, 因此当相位差为 0° 时,式(4)变为

$$\eta^{\text{amp}} = 1/3 + \sigma_3^{\text{amp}} / q^{\text{amp}} \quad (\theta = 0^\circ). \quad (5)$$

因此当相位差为 180° 时,式(4)变为

$$\eta^{\text{amp}} = 1/3 - \sigma_3^{\text{amp}} / q^{\text{amp}} \quad (\theta = 180^\circ). \quad (6)$$

由式(5)、(6)可知,当围压恒定不变时,应力路径斜率恒为 1/3,但是并不为 0;当循环偏应力和循环围压的相位差等于 0° 时,应力路径斜率大于 0;当相位差等于 180°,且 $\sigma_3^{\text{amp}} / q^{\text{amp}} = 1/3$ 时,应力路径垂直;当相位差等于 180° 且 $\sigma_3^{\text{amp}} / q^{\text{amp}} > 1/3$ 时,应力路径斜率小于 0。

对每一组试验,逐级增大循环偏应力幅值,并保持应力路径的斜率一致。对每一级加载,基于预先设定的循环偏应力幅值以及应力路径斜率 η^{amp} 值,通过式(5)或式(6)计算循环围压幅值。本文总共进行了 9 组试验,其中 6 组的初始有效固结围压 p'_0 为 100 kPa,3 组的初始有效固结围压 p'_0 为 200 kPa,应力路径斜率选取 1/3, ± 1.5 及 ± 2.0 。具体的试验方案如表 1 所示,可见每一组试验的加载级数为 19,每一级的循环偏应力幅值详细列于表 1 中。

两组典型实验 ($\eta^{\text{amp}} = -1.5, 2.0$; $p'_0 = 100$ kPa) 的偏应力-时间、围压-时间以及加载应力路径曲线如图 3, 4 所示。可见,当 $\eta^{\text{amp}} = 2.0$ 时,循环偏应力和循环围压同相位,当 $\eta^{\text{amp}} = -1.5$ 时,循环偏应力和

循环围压异相位。对某一实验, 应力路径的斜率不会随着加载应力幅值的变化而变化, 而几乎重合。试验频率采用 0.01 Hz, 一方面保证围压的施加足够稳定、准确, 一方面为了使应力、应变的测量更加准确。

表 1 试验方案

| Table 1 Test programs | | | |
|-----------------------|------|--------------------------------|---------------------------|
| 固结围压 p'_0 /kPa | 试验编号 | 应力路径斜率 η^{ampl} | 每一级加载的循环偏应力幅值/N |
| 100 | 1-1 | 1/3 | 2, 3, 4, |
| | 1-2 | 1/3 | 5, 6, 8 |
| | 1-3 | 1.5 | 10, 15, 20 |
| | 1-4 | -1.5 | 25, 30, 35 |
| | 1-5 | 2.0 | 40, 45, 50, 60 |
| | 1-6 | -2.0 | 65, 70, 75 |
| 200 | 2-1 | 1/3 | 2 倍 100 kPa 下的 循环偏应力幅值 |
| | 2-2 | 2.0 | |
| | 2-3 | -1.5 | |

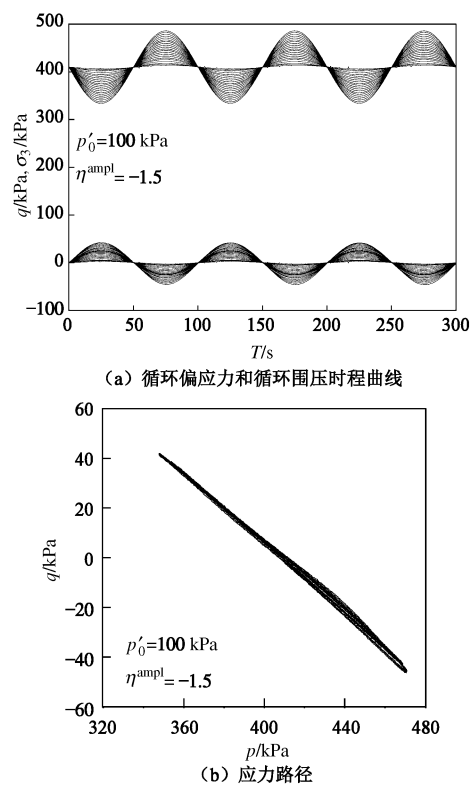


图 3 循环偏应力和循环围压时程曲线和应力路径

Fig. 3 Time histories of cyclic deviatoric stress and cyclic confining pressure and applied stress paths

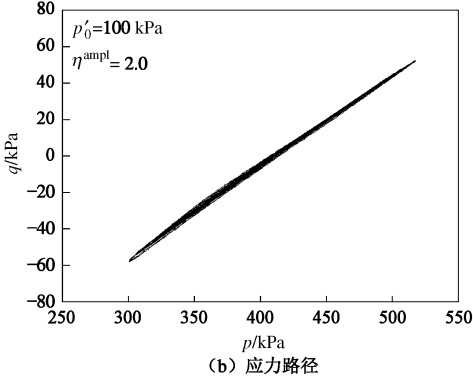
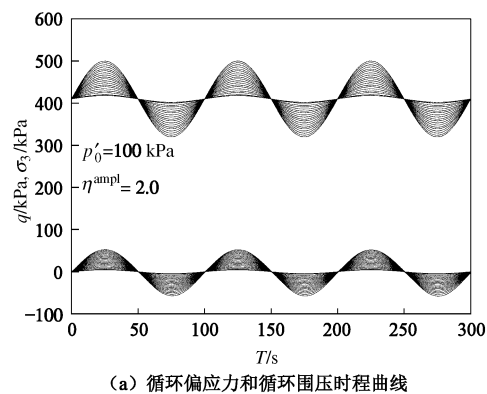


图 4 循环偏应力和循环围压时程曲线和应力路径

Fig. 4 Time histories of cyclic deviatoric stress and cyclic confining pressure and applied stress paths

3 试验结果

图 5 所示为 3 组典型试验 ($p'_0=100$ kPa; $\eta^{\text{ampl}}=1/3$, $\eta^{\text{ampl}}=-1.5$, $\eta^{\text{ampl}}=2.0$) 的滞回圈曲线; 图 6 所

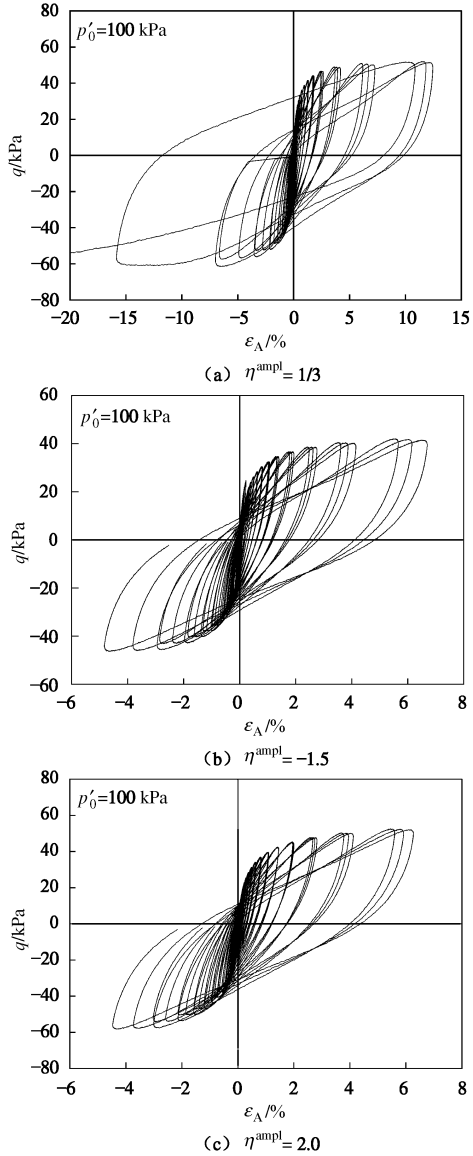


图 5 不同应力路径的滞回圈

Fig. 5 Stress-strain curves under different stress paths

示为同样 3 组试验的应变-时间曲线。对比不同应力路径下的滞回圈, 并没有发现明显的不同。

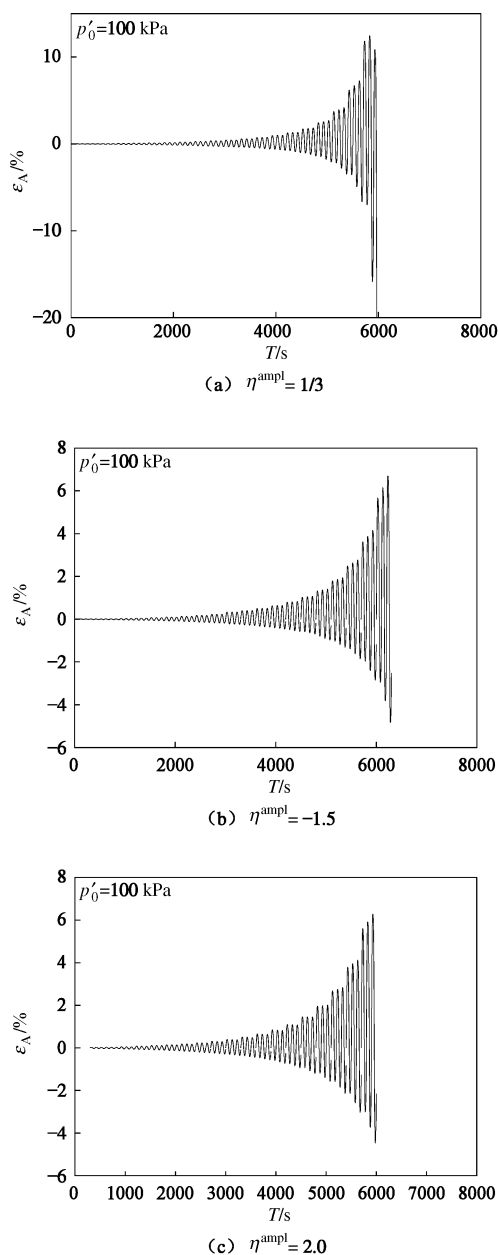


图 6 不同应力路径的应变发展曲线

Fig. 6 Stress-strain curves under different stress paths

为了更加细致地对比不同应力路径下滞回圈的区别, 选取每级加载第二周作骨干曲线。100 kPa 有效固结围压下上述 3 组试验的骨干曲线如图 7 (a) 所示, 200 kPa 有效固结围压下 3 组试验的骨干曲线如图 7 (b) 所示。可见, 随着应力路径斜率 η^{ampl} 的减小, 骨干曲线在压半圈向上提升, 而在拉半圈向下降低: 即在 180° 相位差下, 骨干曲线“缩短”, 而在 0° 相位差下, 骨干曲线“拉长”。这表明, 应力路径斜率对饱和软黏土的最大剪应力有所影响, 但是影响程度较小。

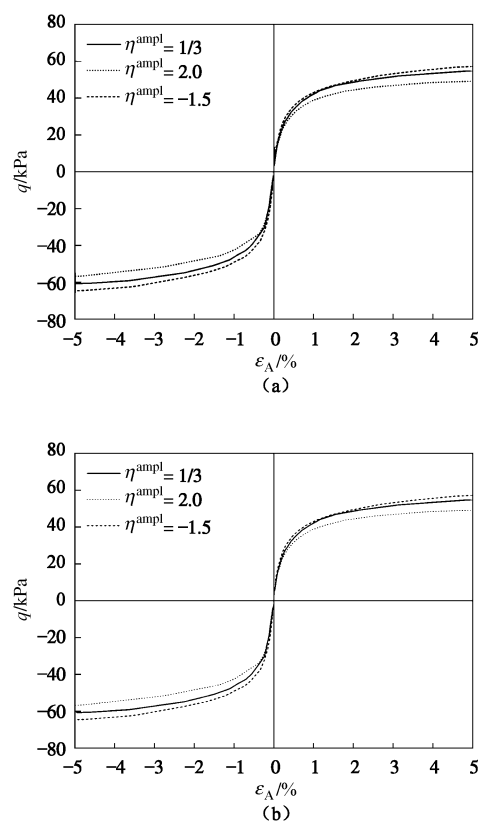


图 7 不同应力路径下的骨干曲线

Fig. 7 Backbone curves under different stress paths

4 循环围压对动模量衰减规律的影响

在动三轴试验中, 由于所测得的参数为偏应力和轴向应变, 因此计算得到的动模量为动弹性模量 E ,

$$E = q / \varepsilon \quad (7)$$

式中, ε 为轴向应变。

对饱和软黏土, 动剪切模量与动弹性模量的换算关系为

$$G = \frac{E}{1 + 2\mu} = \frac{E}{3} \quad (8)$$

动剪切应变与动轴向应变的关系为

$$\gamma = (1 + \mu)\varepsilon_a = 1.5\varepsilon_a \quad (9)$$

三轴设备的应变精度较低, 一般为 $10^{-3} \sim 10^{-4}$, 本试验结合 LVDT 测试应变, 因此精度可以达到 5×10^{-5} 。由于一般认为饱和软黏土的最大动剪切模量需要在应变等于 $10^{-5} \sim 10^{-6}$ 时获得, 因此本试验所有试样均同时结合弯曲元设备测量土体的最大动剪切模量。弯曲元测试在试样固结完成之后, 逐级加载之前进行。

试样在 100 kPa 固结完成之后的密度约为 1.64 g/cm^3 , 200 kPa 固结完成之后的密度约为 1.71 g/cm^3 。测得剪切波速之后, 通过下式计算最大剪切模量 (小应变剪切模量):

$$G_{\max} = \rho V_s^2 \quad , \quad (10)$$
式中, ρ 为密度, V_s 为剪切波速。9 组弯曲元测试的结果如表 2 所示。对 100 kPa 有效固结围压下的最大动剪切模量, 取 6 组试验的平均值 15.0 MPa; 对 200 kPa 有效固结围压下的最大动剪切模量, 取 3 组试验的平均值 31.5 MPa。

表 2 弯曲元测试结果

| Table 2 Test results of bender elements | | |
|---|---------------------------|------------|
| 试验编号 | 剪切波速/(m·s ⁻¹) | 最大剪切模量/MPa |
| 1-1 | 95.6 | 14.9 |
| 1-2 | 95.3 | 14.9 |
| 1-3 | 96.1 | 15.1 |
| 1-4 | 95.8 | 15.0 |
| 1-5 | 96.5 | 15.2 |
| 1-6 | 95.9 | 15.1 |
| 2-1 | 135.6 | 31.4 |
| 2-2 | 136.1 | 31.7 |
| 2-3 | 135.9 | 31.5 |

进行弯曲元试验的意义在于: 为了得到 $G/G_{\max} - \gamma$ 关系曲线, 首先要得到最大动剪切模量 G_{\max} 。但是, 同时又出现一个问题: 应力路径对最大动剪切模量有没有影响? 如果有影响, 那么不同应力路径下 $G/G_{\max} - \gamma$ 关系的对比将变得异常复杂和困难。但是, 可以从两个角度证明最大剪切模量与应力路径无关: 首先, 基于式 (10) 可知, 最大剪切模量是土体密度与剪切波速的唯一函数; 其次, 从弹塑性理论的角度, 最大动剪切模量在土体处于完全弹性状态时获得, 而弹性体的变形与应力路径无关。因此, 就可以将弯曲元测得最大剪切模量认为是所有试验中的最大剪切模量, 而与所要施加的应力路径无关。这样, 通过 G_{\max} 进行归一化, 就得到了不同应力路径下的 $G/G_{\max} - \gamma$ 关系曲线, 分别如图 8 ($p'_0=100$ kPa) 和图 9 ($p'_0=200$ kPa) 所示。

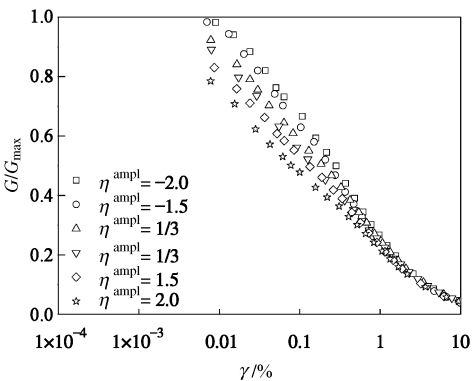


图 8 变围压对动模量的影响 ($p'_0=100$ kPa)

Fig. 8 Effects of cyclic confining pressure on dynamic modulus

可见, 循环围压不但对动剪切模量的存在影响, 而且与相位差有关。与围压恒定时的试验结果相比, 在相位差为 180° 的应力路径下, 动模量显着增大, 而在相位差为 0° 的应力路径下, 动模量显着降低。

这种影响随着循环围压幅值的增大而逐渐增大。同时, 我们发现, 循环围压对动模量的影响随着动应变的减小在逐渐增大, 当应变超过 10^{-2} 时, 循环围压对动模量的影响基本可以忽略。在 200 kPa 有效围压下, 循环围压的这种影响更加明显。

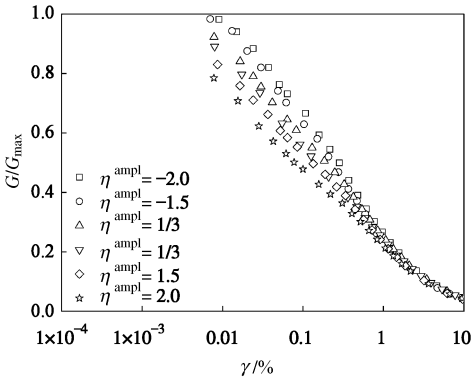


图 9 变围压对动模量的影响 ($p'_0=200$ kPa)

Fig. 9 Effects of cyclic confining pressure on dynamic modulus

参考塑性指数 PI 对 G/G_{\max} 的影响 (图 1, Vucetic) 发现循环围压对动模量的影响甚至与塑性指数相当。笔者猜测, 循环围压和循环偏应力耦合应力路径对动模量的影响可能与土体的弹塑性特性有关: 随着动应变的增大, 土体逐渐由弹性, 经历弹塑性, 然后向完全塑性转变。在完全弹性时 ($<10^{-6}$), 应力路径不影响土体的本构特性; 当应变增大到一定程度时 ($>10^{-3}$, 即塑性增大到一定程度时), 弹性应变与塑性应变相比已经很小, 应力路径对弹性-塑性应变耦合作用的影响已经很难体现; 但是当弹性应变 (回弹应变) 与塑性应变相差不大时, 变围压会对弹性-塑性应变耦合作用 (比如相对大小) 产生较大的影响, 宏观上则表现为对动模量的巨大影响。

5 考虑变围压因素的饱和软黏土等效线性本构模型

对本文 100 kPa 初始固结围压下 6 组实验结果通过 Hardin-Drnevich 方程拟合, 其中参考应变为

$$\gamma_r = 1.5 \varepsilon_r = 1.5 \cdot \frac{q_{\max}}{G_{\max}} \approx 0.26\% \quad . \quad (11)$$

因此初始有效围压为 100 kPa 时的 Hardin-Drnevich 拟合方程为

$$\frac{G}{G_{\max}} = \frac{1}{1 + \frac{\gamma}{0.26}} \quad (p'_0 = 100 \text{ kPa}) \quad . \quad (12)$$

图 10 中的实线为基于式 (12) 的 Hardin-Drnevich 拟合曲线。可见, 与实测数据相比, 拟合曲线偏离较大 (大部分实测数据位于拟合曲线之下), 这表明: Hardin-Drnevich 模型不能较好地考虑应力路径斜率的

影响。这主要因为 Hardin-Drnevich 模型只有一个待定参数即参考应变, 而试验结果已经表明参考应变受应力路径的影响不大, 可以忽略。

基于此, 本文使用 Stokoe 公式对试验数据进行拟合:

$$\frac{G}{G_{\max}} = \frac{1}{1 + \left(\frac{\gamma}{\gamma_r}\right)^\alpha} \quad (13)$$

与 Hardin-Drnevich 方程不同, Stokoe 公式中有两个参数, 其中 γ_r 也为参考应变, 但是定义方法与 Hardin-Drnevich 方程不同, 定义为 $G/G_{\max} = 0.5$ 时对应的应变; α 为试验参数, 与影响因素有关。

100 kPa 和 200 kPa 有效固结围压下, 不同应力路径斜率下的的 γ_r 值及 α 值如表 3 所示。可见, 随着应力路径斜率的减小, 参考应变 γ_r 值越来越大, 而试验参数 α 则逐渐减小。

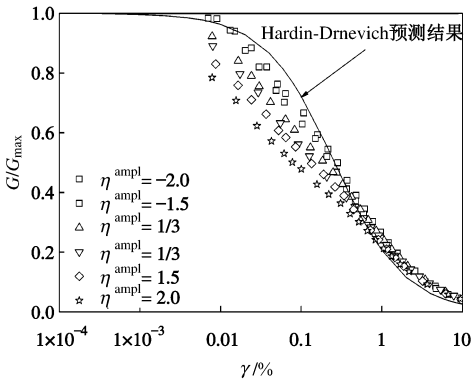


图 10 Hardin-Drnevich 模型对试验数据的拟合

Fig. 10 Relationships between Hardin-Drnevich data and test data

图 11 中的 3 条实线为基于式 (13) 的 Stokoe 拟合曲线, 每一条曲线的方程都已经表示在图中。可见, 不论对应力路径斜率为 1/3 (恒定围压), 还是对应力路径斜率为 1.5 & 2.0 (相位差为 0°) 或者 -1.5 & -2.0 (相位差为 180°) 的应力路径, Stokoe 公式都可以对实测数据进行较好地拟合。当相位差为 180° 时, 拟合曲线向上提升, 而相位差为 0° 时, 拟合曲线向下降低。

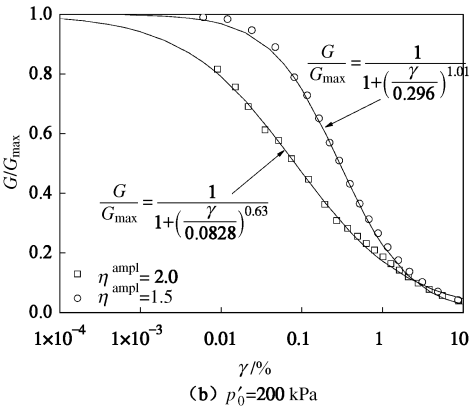
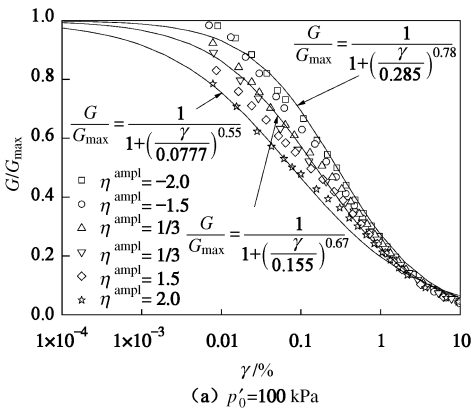


图 11 变围压对动模量的影响

Fig. 11 Effects of cyclic confining pressure on dynamic modulus

可见, Stokoe 公式能够通过应力路径对 γ_r 和 α 的影响, 进一步反映应力路径对动模量发展规律的影响。对温州重塑软黏土, 可见建立循环围压和循环偏应力耦合应力路径下的等效线性本构模型:

$$\frac{G}{G_{\max}} = \frac{1}{1 + \left(\frac{\gamma}{\gamma_r}\right)^\alpha} \quad (14)$$

其中, 参考应变 γ_r 即 $\frac{G}{G_{\max}} = 0.5$ 对应的剪切应变, 而 α 值受到应力路径斜率的影响

$$\alpha = f(\eta^{\text{ampl}}) \quad (15)$$

对本文 9 组试验数据, α 与应力路径斜率 η^{ampl} 几乎呈线性关系,

$$\alpha = -0.057 \cdot \eta^{\text{ampl}} + 0.067 \quad (16)$$

表 3 参考应变 γ_r 与 α 与应力路径斜率的关系

Table 3 Relationships among γ_r , α and η^{ampl}

| 应力路径斜率 η^{ampl} | γ_r | α |
|-----------------------------|------------|----------|
| 2.0 | 0.0777 | 0.55 |
| 1/3 | 0.155 | 0.67 |
| -2.0 | 0.285 | 0.78 |

6 结 论

基于动力荷载引起土体动力场中循环正应力存在的普遍性, 本文通过一系列应力控制的逐级加载试验研究了循环围压与循环偏应力耦合应力路径对 $G/G_{\max} - \gamma$ 衰减规律的影响, 试验结果表明:

(1) 循环围压的存在影响了骨干曲线的高度。与常规恒定围压应力路径下的骨干曲线相比, 相位差为 180° 的应力路径使骨干曲线增高, 而相位差为 0° 的应力路径使骨干曲线降低。

(2) 在相同的应变幅值下, 不同的应力路径下的动模量数值出现巨大差别: 与常规恒定围压应力路径相比, 斜率为负值的应力路径下动模量显著增大, 而斜率为正值的应力路径下动模量出现较大程度的降低。这种影响随着动应变幅值的降低而逐渐增大。

(3) 通过 Hardin-Drnevich 公式和 Stokoe 公式拟合的对比, 发现 Hardin-Drnevich 公式不能考虑应力路径斜率的影响, 而 Stokoe 公式可以较好的对不同应力路径下动模量衰减规律进行拟合。

(4) 在 Stokoe 公式的基础上, 建立了考虑循环围压和循环偏应力耦合应力路径的等效线性本构模型。

参考文献:

- [1] HARDIN B O, BLACK W L. Vibration modulus of normally consolidated clay[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE 1968, **94**(2): 353 - 369.
- [2] HARDIN B O, DMEVIEH V P. Shear modulus and damping in soils: Measurement and parameter effects[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, 1972, **98**(6): 603 - 624.
- [3] HARDIN B O, DMERVICH V P. Shear modulus and damping in soils: design equations and curves[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE 1972, **98**(7): 667 - 692.
- [4] SEED H B, WONG R T, IDRIS I M, et al. Moduli and damping factors for dynamic analysis of cohesionless soils[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1986, **112**(11): 1016 - 1032.
- [5] SUN J I, GOLESKORKHI R, SEED H B. Dynamic moduli and damping ratios for cohesive soils[C]// Report No UCB/EERC-88/15. Berkeley: University of California at Berkeley, 1988.
- [6] VUCETIC M, DOBRY R. Effect of soil plasticity on cyclic response[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1991, **117**(1): 89 - 107.
- [7] ISHIBASHI I, ZHANG X J. Unified dynamic shear moduli and damping ratios of sand and clay[J]. Soils and Foundations, 1993, **33**(1): 182 - 191.
- [8] ROLLINS K M, EVANS M D, DIEHL N B, et al. Shear modulus and damping relationships for gravels[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 1998, **124**(5): 396 - 405.
- [9] STOKOE KH II, DARENDELI M B, ANDRUS R D, et al. Dynamic soil properties: Laboratory, field and correlation studies[C]// Proc 2nd Int Conf on Earthquake Geotechnical Engineering. Lisbon, 1999, **3**: 811 - 845.
- [10] DARENDELI M B. Development of a new family of normalized modulus reduction and material damping curves[D]. Austin: University of Texas at Austin, 2001.
- [11] ZHANG J F, ANDRUS R D, JUANG C H. Normalized shear modulus and material damping ratio relationships[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2005, **131**(4): 453 - 464.
- [12] LAMBE T W. Stress path method[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, 1967, **93**(SM6): 268 - 277.
- [13] 孙岳崧, 濮家骝, 李广信. 不同应力路径对砂土应力 - 应变关系的影响[J]. 岩土工程学报, 1987, **9**(6): 78 - 87. (SUN Yue-song, PU Jia-liu, LI Guang-xin. Influences of stress paths on the stress-strain relationships of sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1987, **9**(6): 78 - 87. (in Chinese))
- [14] 陆士强, 邱金营. 应力历史对砂土应力应变关系的影响[J]. 岩土工程学报, 1989, **11**(4): 134 - 141. (LU Shi-qiang, QIU Jin-ying. Effect of stress history on stress-strain relation of sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1989, **11**(4): 134 - 141. (in Chinese))
- [15] 谢定义, 姚仰平, 陈存礼. 饱和砂土应力 - 应变的实验研究[J]. 陕西水利发电, 1994, **10**(1): 1 - 5. (XIE Ding-yi, YAO Yang-ping, CHEN Cun-li. The research of relation of stress ratio strain increment ratio for saturated sand[J]. Shaanxi Water Power, 1994, **10**(1): 1 - 5. (in Chinese))
- [16] 邱金营. 应力路径对砂土应力 - 应变关系的影响[J]. 岩土工程学报, 1995, **17**(2): 75 - 82. (QIU Jin-ying. Effects of stress path on stress-strain behavior of sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1995, **17**(2): 75 - 82. (in Chinese))
- [17] 刘国彬. 软土的卸荷模量[J]. 岩土工程学报, 1996, **18**(6): 18 - 23. (LIU Guo-bin. Unloading modulus of the shanghai soft clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1996, **28**(6): 18 - 23. (in Chinese))
- [18] 李广信, 郭瑞平. 土的卸载体缩与可恢复剪胀[J]. 岩土工程学报, 2000, **22**(2): 158 - 161. (LI Guang-xin, GUO Rui-ping. Volume-contraction in unloading of shear tests and reversible dilatation of soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2000, **22**(2): 158 - 161. (in Chinese))
- [19] BALASUBRALNNAIMA A S, CHAUDRY A R. Deformation and strength characteristics of soft Bangkok Clay[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, 1978, **104**(GT9): 1153 - 1167.
- [20] CHO W, FINNO R J. Stress-strain responses of block samples of compressible chicago glacial clays[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2000, **136**(1): 178 - 188.
- [21] FINNO R J, CHO W. Recent stress-history effects on compressible chicago glacial clays[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2007,

- 137(3): 197 - 207.
- [22] 姚仰平, 罗汀, 孙德安, 等. 黏土和砂土简单的三维本构模型[J]. 岩土工程学报, 2002, 24(2): 240 - 246. (YAO Yang-ping, LUO Ting, SUN De-an, et al. A simple 3-D constitutive model for both clay and sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2002, 24(2): 240 - 246. (in English))
- [23] 罗汀, 路德春, 姚仰平. 考虑应力路径影响下的三维本构模型[J]. 岩土力学, 2004, 25(5): 688 - 693. (LUO Ting, LU De-chun, YAO Yang-ping. Three dimensional constitutive model of sand considering stress path[J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, 25(5): 688 - 693. (in Chinese))
- [24] 罗汀, 姚仰平. 岩土材料应力路径无关硬化参量的构成方法[J]. 岩土力学, 2007, 28(1): 69 - 76. (LUO Ting, YAO Yang-ping. Method for developing hardening parameter independent of stress path for geomaterials[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, 28(1): 69 - 76. (in Chinese))
- [25] 路德春, 罗汀, 姚仰平. 砂土应力路径本构模型的试验验证[J]. 岩土力学, 2005, 26(5): 717 - 722. (LU De-chun, LUO Ting, YAO Yang-ping. Test validating of constitutive model of sand considering complex stress path[J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, 26(5): 717 - 722. (in Chinese))
- [26] 王成华, 李广信. 土体应力-应变关系转型问题分析[J]. 岩土力学, 2004, 25(8): 1185 - 1190. (WANG Cheng-hua, LI Guang-xin. Analysis of problem of pattern transition in stress-strain relations of soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, 25(8): 1185 - 1190. (in Chinese))
- [27] LANCELLOTTA R. Geotechnical engineering[M]. Rotterdam: A A Balkema, 1995.
- [28] LADE P V. Effects of voids and volume changes on the behavior of frictional materials[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1988, 12(4): 351 - 370.
- [29] 王靖涛, 周葆春. 减围压三轴压缩路径下重塑黏土本构关系的数值建模研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(1): 3190 - 3195. (WANG Jing-tao, ZHOU Bao-chun. Study on numerical modeling of constitutive relations for remolded clay under reduced triaxial compression path[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(1): 3190 - 3195. (in Chinese))
- [30] GU Chuan, WANG Jun, CAI Yuan-qiang, et al. Undrained cyclic triaxial behavior of saturated clays under variable confining pressure[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2012, 40: 118 - 128.
- [31] CAI Yuan-qiang, GU Chuan, WANG Jun, et al. One-way cyclic triaxial behavior of saturated clay: comparison between constant and variable confining pressure[J]. ASCE, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2013, 139(5). DOI: 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0000760.
- [32] 谷川, 蔡袁强, 王军. 地震 P 波和 S 波耦合的变围压动三轴试验模拟[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(10): 1903 - 1909. (GU Chuan, CAI Yuan-qiang, WANG Jun. Coupling effects of P-waves and S-waves based on cyclic triaxial tests with cyclic confining pressure[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(10): 1903 - 1909. (in Chinese))
- [33] 王军, 谷川, 蔡袁强, 等. 动三轴试验中饱和软黏土的孔压特性及其对有效应力路径的影响[J]. 岩石力学及工程学报, 2012, 31(6): 1290 - 1296. (WANG Jun, GU Chuan, CAI Yuan-qiang, et al. Behavior of pore water pressure in dynamic triaxial tests of saturated soft clay and its effect on effective stress path[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, 31(6): 1290 - 1296. (in Chinese))
- [34] BROWN S F, HYDE A F L. Significance of cyclic confining stress in repeated-load triaxial testing of granular material[M]. Washington: Transportation Research Board, 1975: 49 - 58.
- [35] NATAATMADJA A, PARKIN A K. Characterization of granular materials for pavements[J]. Canadian Geotechnical Journal, ASCE, 1989, 26: 725 - 730.
- [36] ZAMAN M, CHEN D, LAGUROS J. Resilient moduli of granular materials[J]. Journal of Transportation Engineering, ASCE, 1994, 120(6): 967 - 988.
- [37] CHAN F W K, BROWN S F. Significance of principal stress rotation in pavements[C]// Proc 13th ICSMFE. Rotterdam: Balkema, 1994: 1823 - 1826.
- [38] SIMONSEN E, ISACSSON U. Soil behavior during freezing and thawing using variable and constant confining pressure triaxial tests[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2001, 38: 863 - 875.
- [39] TATSUOKA F, SHIBUYA S, KUWANO R. Advanced laboratory stress-strain testing of geomaterials[M]. Rotterdam: Balkema, 2001: 92 - 110.
- [40] 王军, 蔡袁强, 丁光亚, 等. 双向激振下饱和软黏土动模量和阻尼变化规律试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(2): 423 - 432. (WANG Jun, CAI Yuan-qiang, DING Guang-ya, et al. Experimental research on changing rules of dynamic modulus and damping ratio of saturated soft clay under bidirectional exciting cyclic loading[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, 29(2): 423 - 432. (in Chinese))