

DOI: 10.11779/CJGE201504011

# 动弹模量阻尼比测试技术与归一化特性研究

黄 斌<sup>1, 2, 3</sup>, 傅旭东<sup>1</sup>, 张本蛟<sup>1</sup>, 邱子锋<sup>1</sup>

(1. 武汉大学土木建筑工程学院, 湖北 武汉 430072; 2. 长江科学院, 湖北 武汉 430010; 3. 水利部岩土力学与工程重点实验室, 湖北 武汉 430010)

**摘 要:** 动弹模量与阻尼比是土动力分析最基本的力学参数, 一般通过较小应变范围的动三轴试验得到, 测试技术的可靠性与试验参数求取的准确性是进行抗震安全性评估的关键。通过室内动三轴试验, 比较了力与位移传感器内置与外置、不同相对位置等因素对滞回圈、动弹模量与阻尼比的影响, 提出了针对存在残余变形的不闭合滞回圈的动弹模量与阻尼比的计算方法, 比较了频率、围压、固结比等因素对试验成果的影响规律及特征, 并在 Janbu 公式中引入固结比的幂函数影响因子, 对不同围压、不同固结比下的动弹模量阻尼比进行了归一化特性研究。研究成果有利于提高国内科研机构在土动力参数测试方面的能力, 对抗震工程与科研有积极的参考价值。

**关键词:** 动弹模量; 阻尼比; 滞回圈; 围压; 固结比; 归一化

中图分类号: TU443

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2015)04-0659-08

**作者简介:** 黄 斌 (1981-), 男, 博士研究生, 高级工程师, 主要从事特殊土工程性质及土动力方面的研究。E-mail: cucumberhb@163.com。

## Test technology and normalized characteristics of dynamic elastic modulus and damping ratio

HUANG Bin<sup>1, 2, 3</sup>, FU Xu-dong<sup>1</sup>, ZHANG Ben-jiao<sup>1</sup>, QIU Zi-feng<sup>1</sup>

(1. College of Civil and Architecture Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, China; 2. Changjiang River Scientific Research Institute, Wuhan 430010, China; 3. Key Laboratory of Geotechnical Mechanics and Engineering of the Ministry of Water Resources, Wuhan 430010, China)

**Abstract:** Dynamic elastic modulus and damping ratio are the basic mechanical parameters for dynamic analysis of soils, which can be usually got by dynamic triaxial tests with small strain range. The reliability of test technology and the accuracy of the test parameters are the key to the aseismic safety assessment. Based on the results of the dynamic triaxial tests, the influences of several factors such as using internal or external sensors, relative position of force and displacement sensors on the hysteresis loop, dynamic elastic modulus and damping ratio are analyzed. A new method is proposed, which can be used to calculate the dynamic modulus and damping ratio when there is non-closed hysteresis loop of residual deformation, and the influence laws of the frequency, confining pressure, consolidation ratio and other factors on the test results and their characteristics are compared. The influence factor of power function is also added to the Janbu formula, and the normalized characteristics of dynamic elastic modulus and damping ratio with different confining pressures and consolidation ratios are studied. The research results will help improve the ability of domestic research institutions to test the dynamic parameters of soils, and this study also has a positive reference significance to the antiseismic engineering and scientific research.

**Key words:** dynamic elastic modulus; damping ratio; hysteresis loop; confining pressure; consolidation ratio; normalization

## 0 引 言

动弹模量 (动剪切模量) 与阻尼比是土动力分析最基本的力学参数, 可通过现场测试或室内试验得到, 相对现场测试的费用与工作复杂程度而言, 室内动三轴试验、共振柱试验、动单剪和扭剪试验已成为主要的测试手段。共振柱设备一般只能开展动弹模量 (动剪切模量) 与阻尼比试验, 无法对动强度、残余变形等进行测试; 动单剪的侧向受力状态不明确, 难以模

拟不同的应力状态; 实心扭剪的剪应力和剪应变不均匀, 空心扭剪制样困难等<sup>[1]</sup>。因此, 这些室内动力设备的普及程度均不及动三轴。

动弹模量与阻尼比一般通过  $10^{-4} \sim 10^{-2}$  应变范围的动三轴试验得到, 从目前国内外的动三轴设备来看,

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51309028, 51378403, 51309029);  
长江科学院中央级公益性科研院所基金项目 (CKSF2013035)

收稿日期: 2014-06-20

轴向作动方式有电液、电气、电机、电磁等，主要体现在振动频率、动力大小上有一定差异，而测试元件决定着设备的测试能力与成果的可靠性。力与变形传感器内置与外置、传感器相对位置、不闭合的滞回圈的处理方法等直接影响着动弹模量阻尼比试验成果<sup>[2]</sup>，甚至出现规律反常、紊乱的结果。测试技术的可靠性与试验参数求取的准确性是进行抗震安全性评估的关键。

国内外学者在动弹模量阻尼比方面取得了大量成果<sup>[3-9]</sup>，明确了影响土的动弹模量与阻尼比的众因素，包括平均有效主应力、应变幅、超固结比、八面体剪应力、加载历史、孔隙比、饱和度、塑性指数、频率等。工程中的岩土问题往往是多元的、复杂的，抓住本质因素才是关键。针对某一确定的原状土或填筑土而言，孔隙比、饱和度、塑性指数、超固结比等物理力学性质是确定的，影响动弹模量阻尼比的主要因素是平均有效主应力、应变幅、固结比等，从定性的影响程度分析到定量的归一化研究是动弹模量阻尼比研究的一大热点<sup>[10-13]</sup>。

本文通过室内动三轴试验，比较了力与位移传感器内置与外置、不同相对位置等因素对滞回圈、动弹模量与阻尼比的影响，提出了针对存在残余变形的不闭合滞回圈的动弹模量与阻尼比的计算方法，比较了频率、围压、固结比等因素对试验成果的影响规律及特征，对不同围压、不同固结比下的动弹模量阻尼比进行了归一化特性研究。研究成果有利于提高国内科研机构在土动力参数测试方面的能力，对抗震工程与科研有积极的参考价值。

1 动弹模量阻尼比测试技术

1.1 传感器内置与外置的影响

动三轴试验装置及传感器布置见图 1 所示。作动器通过一传力杆对试样施加静动荷载，传力杆通过密封轴承穿过压力室顶盖进入压力室，压力室内、外均布置力传感器与位移传感器，比较传感器内置与外置对动弹模量阻尼比试验的影响。采用 98% 压实度的重塑黏土进行试验，土样的颗粒级配见图 2 所示，液限为 35.7%，塑性指数为 20.5；最大干密度为 1.78 g/cm<sup>3</sup>，最优含水率为 16.6%；98% 压实度的试样渗透系数为 1.11×10<sup>-6</sup> cm/s，有效应力黏聚力为 60.7 kPa，内摩擦角为 19.6°。围压为 300 kPa，固结比为 1.0，频率为 0.2 Hz，试验成果见图 3、4 所示。由图 3 可知，采用内置位移传感器测得的内变形绘制的滞回圈为光滑的椭圆形状，而外置位移传感器测得的外变形相对应的滞回圈在小应变下接近平面四边形形状，呈现双线性

特征，文献[2]也得出类似规律；大应变下，外变形绘制的滞回圈虽然也为椭圆，但光滑度不如内变形的滞回圈；外置力传感器测得的轴力要比内置力传感器要大些，这应该是传力杆与压力室顶盖的接触摩擦引起的。

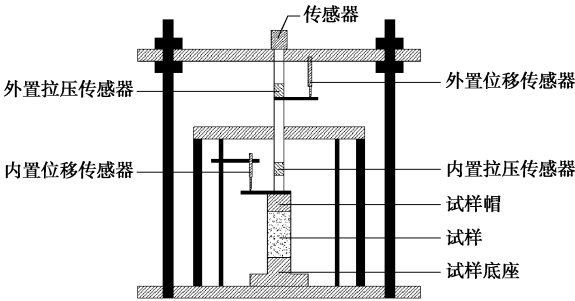


图 1 试验装置及传感器布置

Fig. 1 Test device and layout of sensors

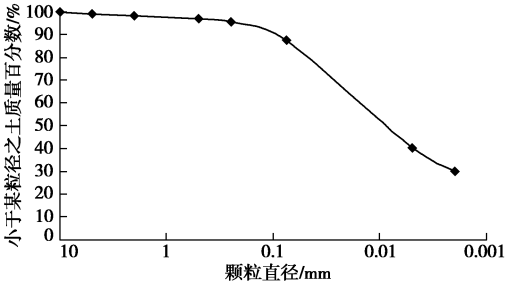


图 2 土样的颗粒级配曲线

Fig. 2 Grain-size distribution curve of soil samples

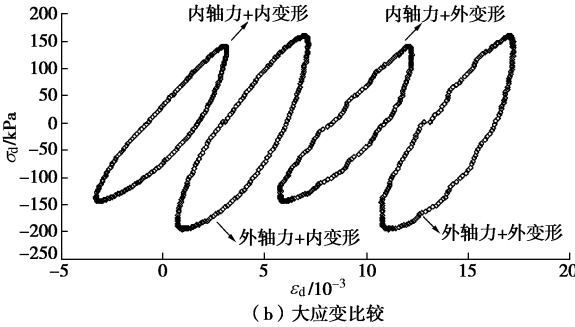
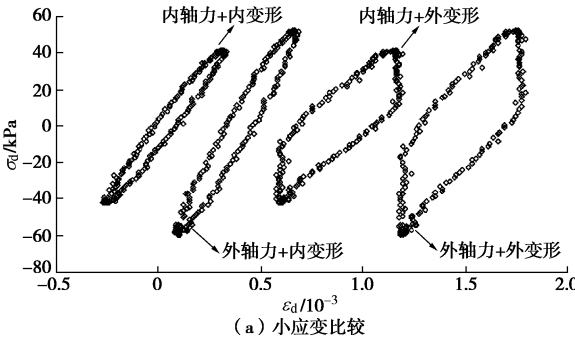


图 3 传感器内、外置试验成果比较

Fig. 3 Comparison of test results under internal and external sensors

由图 4 可知，外置力传感器对应的动弹模量偏大，

位移传感器内置与外置对动弹模量影响不大; 动应变小于  $1.5 \times 10^{-3}$  时, 外置位移传感器得到的阻尼比明显偏大, 且随动应变的变化规律也是紊乱的; 动应变大于  $1.5 \times 10^{-3}$  时, 传感器内、外置对阻尼比影响很小; 内置力与位移传感器相结合测得的阻尼比最小, 其它测试组合得到的阻尼比均偏大, 这是由设备阻尼耗能引起的。可见, 采用内置力传感器与内置位移传感器相结合的测试技术, 得到的滞回圈、动弹模量、阻尼比等数据精度高, 成果质量好, 有利于该方面的深入科学研究。

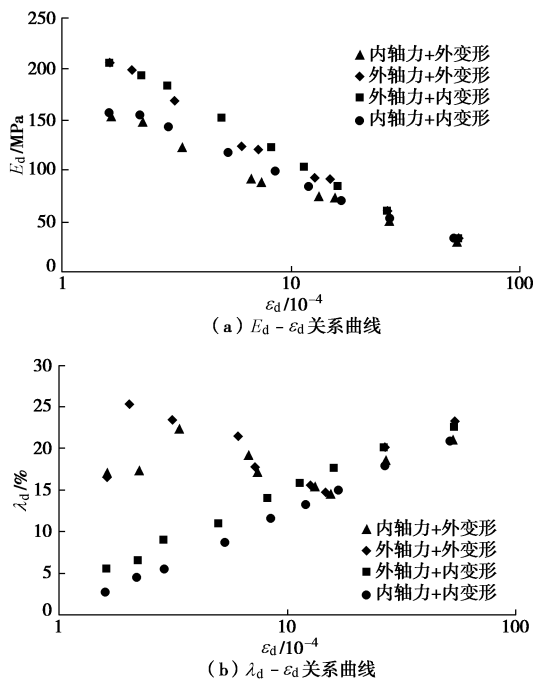


图4 传感器内、外置的动弹模量阻尼比试验成果

Fig. 4 Test results of dynamic elastic modulus and damping ratio under internal and external sensors

### 1.2 力与位移传感器相对位置的影响

采用典型的重塑黏土进行不排水动弹模量阻尼比试验, 比较力传感器与位移传感器在试样同一端或分别在试样两端对成果的影响, 围压为 300 kPa, 固结比为 1.5, 频率为 0.2 Hz。传感器相对位置见图 5 所示, 试验成果见图 6 所示。可见, 传感器不同相对位置对动弹模量成果基本没影响, 动应变大于  $10^{-3}$  时, 传感器不同相对位置测得的阻尼比也基本一致; 但动应变小于  $10^{-3}$  时, 力与位移传感器分别在试样两端测得的阻尼比相对传感器为同一端时要小些, 且随着动应变的减小, 传感器相对位置不同引起的阻尼比差异越大。这是因为位移传感器与作动器为试样的同一端, 测出的试样变形是即时的, 如果力传感器在试样的另一端, 加载在试样上的荷载经试样变形传递给另一端的力传感器, 相对试样变形, 力的测试存在一定延时, 尤其

是在较小的动荷载下这种影响更加明显。因此, 力传感器与位移传感器最佳相对位置应为试样的同一端。

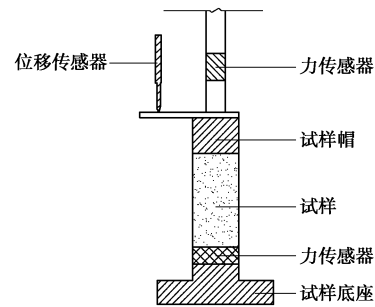


图5 力与位移传感器相对位置

Fig. 5 Relative position of force and displacement sensors

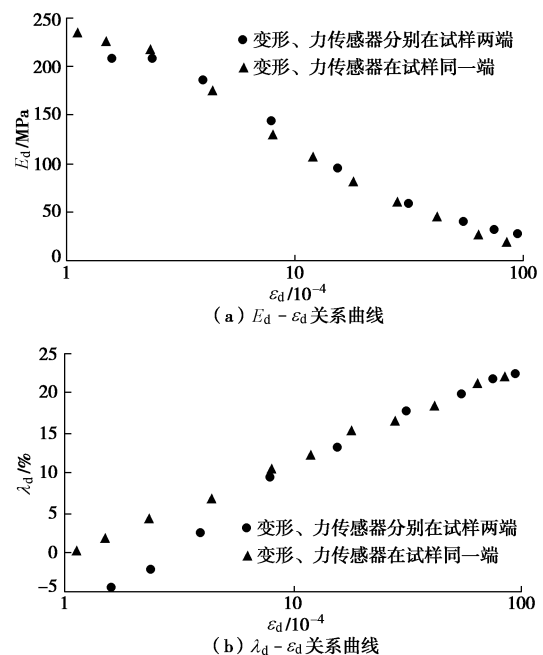


图6 力与位移传感器相对位置的试验成果比较

Fig. 6 Comparison of test results under different relative positions of force and displacement sensors

### 1.3 滞回圈不闭合的动弹模量及阻尼比求解

采用标准砂, 制样干密度为  $1.58 \text{ g/cm}^3$ , 进行了围压 300 kPa、固结比 1.5 的不排水动弹模量阻尼比试验。不同圈次应力应变滞回圈如图 7 所示。可知: 由于残余变形的产生, 应力应变滞回圈是不闭合的; 随着振次的增加, 残余变形逐渐趋于稳定, 滞回圈也逐渐趋于闭合。Hardin 等<sup>[4]</sup>发现固结比为 1.0 时, 滞回圈往往是闭合的, 固结比大于 1.0 时, 由于存在初始剪应力, 开始的滞回圈不闭合, 发生一定振次后滞回圈可认为是闭合的。一个循环滞回圈包括 4 个阶段: 相对于初始偏压状态的加载阶段 AB、加载到峰值后的卸载阶段 BC、相对于初始偏压状态的卸载阶段 CD、卸载到谷值后的加载阶段 DE, 残余变形主要发生在

一个循环圈次的开始 1/4 阶段, 即  $AB$  阶段, 进行动弹模量阻尼比计算不应采用残余变形主要发生阶段的数据。

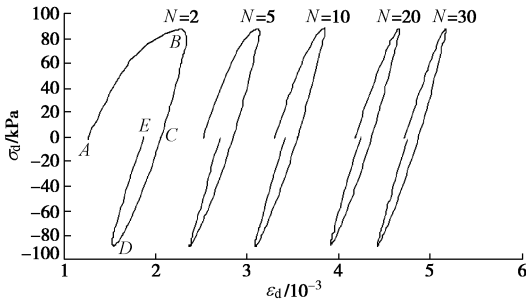


图 7 不同圈次应力应变滞回圈

Fig. 7 Stress-strain hysteresis loops under different numbers of loops

针对不闭合的滞回圈 (如图 8), 首先选取某圈次的应变峰值点  $A$  与应变谷值点  $B$ , 动应力、动应变的确定方法如下:

$$\sigma_d = \frac{\sigma_{dA} - \sigma_{dB}}{2}, \tag{1}$$

$$\varepsilon_d = \frac{\varepsilon_{dA} - \varepsilon_{dB}}{2}. \tag{2}$$

求解动弹模量、阻尼比的计算公式如下:

$$E_d = \frac{\sigma_d}{\varepsilon_d}, \tag{3}$$

$$\lambda_d = \frac{2 A_{\text{阴影}}}{\pi A_T}. \tag{4}$$

式中  $E_d$  为动弹性模量 (kPa);  $\sigma_d$  为动应力 (kPa);  $\varepsilon_d$  为动应变 (%).  $\lambda_d$  为阻尼比;  $A_{\text{阴影}}$  为滞回圈面积的 1/2;  $A_T$  为三角形  $ABC$  的面积。

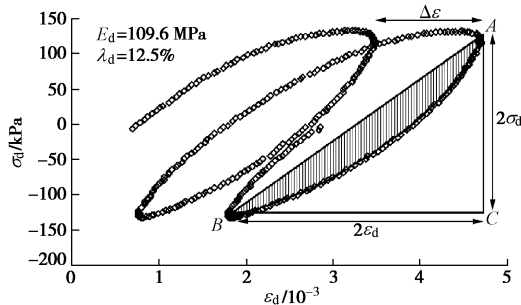


图 8 不闭合的应力应变滞回圈

Fig. 8 Non-closed stress-strain hysteresis loops

ASTM D3999-11<sup>[14]</sup>规定残余变形  $\Delta\varepsilon \leq 2 \times 10^{-3}$  时, 该振次的滞回圈数据不能用于计算动弹模量阻尼比。表 1 为不同圈次滞回圈求取的动弹模量、阻尼比成果, 可以看出, 当残余变形逐渐收敛时, 用式 (3)、(4) 求得的不同圈次滞回圈的动弹模量、阻尼比相差很小, 如圈次 2 得到的动弹模量较圈次 30 的动弹模量稍小, 阻尼比稍大些, 但相应的动应变也稍大, 这个

与动弹模量、阻尼比随动应变的变化规律是一致的。动弹模量阻尼比试验一般是对一个样进行多级动荷载试验, 为减小每级动荷载对下一级动荷载的影响, 要求每级的振动次数不宜大于 5 次。由表 1 知, 圈次 2 得到的动弹模量、阻尼比与更大圈次得到的动弹模量、阻尼比在参数应用效果上是基本一致的, 因此, 每级动荷载振动 3 次即可满足动弹模量阻尼比求取的试验要求。

表 1 不同圈次滞回圈求取的动弹模量阻尼比

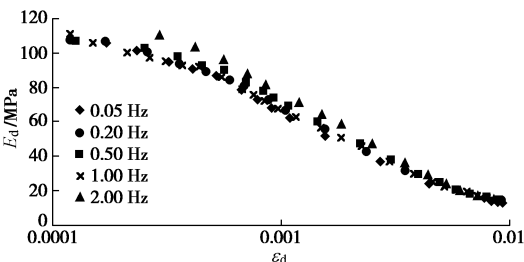
Table 1 Dynamic elastic moduli and damping ratios under different hysteresis loops

圈次	$\varepsilon_d$	$E_d/\text{MPa}$	$\lambda_d/\%$
2	$3.71 \times 10^{-4}$	234.4	6.3
5	$3.56 \times 10^{-4}$	245.8	5.1
10	$3.65 \times 10^{-4}$	240.5	5.6
20	$3.63 \times 10^{-4}$	240.6	5.0
30	$3.54 \times 10^{-4}$	246.7	4.9

## 2 动弹模量与阻尼比的影响因素

### 2.1 频率的影响

采用 1.1 节的高塑性黏土重塑样进行不同振动频率下的不排水动弹模量阻尼比试验, 频率分别取 0.05, 0.2, 0.5, 1.0, 2.0 Hz, 围压均为 200 kPa, 固结比为 1.5。图 9 为不同频率的动弹模量阻尼比试验成果。可以看出, 存在一个总体规律: 频率越大, 同一动应变下的动弹模量越大, 阻尼比却越小; 频率在 0.05~1.0 Hz 范围, 同一动应变下的动弹模量、阻尼比的变化非常小, 频率对动变形试验成果影响不大; 频率为 1.0~2.0 Hz 时, 频率对动弹模量、阻尼比的影响略为明显, 但影响程度仍小于 10%。张建民等<sup>[15]</sup>指出饱和砂土的动弹模量与动应变的关系基本不受振动频率影响, 文献[16]也得出类似规律: 频率越低, 试样动变形开展越充分, 同一动应变幅时动弹模量越小, 但减小幅度并不是很大。利用共振柱对土样进行扫频测试, 见图 10 所示, 可知, 试样为受迫振动时, 振动频率越接近共振频率, 其振动幅值越大, 频率低于 10 Hz 时, 频率对动应变的影响不大。因此, 动三轴试验认为振动频率对试验成果影响很小, 一般采用 0.2~1 Hz 的频率进行试验。



(a)  $E_d - \varepsilon_d$  关系曲线

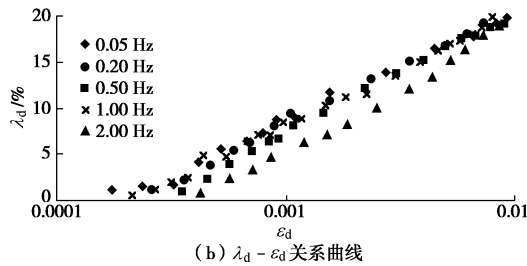


图9 不同频率的动弹模量阻尼比试验成果

Fig. 9 Results of dynamic elastic modulus and damping ratio under different frequencies

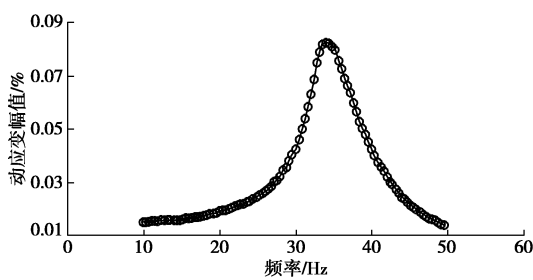


图10 共振柱扫频曲线

Fig. 10 Scanning curve of resonant column

## 2.2 围压的影响

采用高塑性黏土重塑样进行不同围压下的不排水动弹模量阻尼比试验, 围压分别取 100, 200, 300, 400, 500 kPa, 振动频率均为 0.2 Hz, 固结比为 1.5。图 11 为不同围压的动弹模量阻尼比试验成果。可知, 存在一个总体规律: 围压越大, 同一动应变下的动弹模量越大, 阻尼比却越小; 围压对动弹模量的影响非常显著, 但对阻尼比的影响较小, 尤其是动应变大于  $2 \times 10^{-3}$  时, 不同围压的阻尼比基本一致。

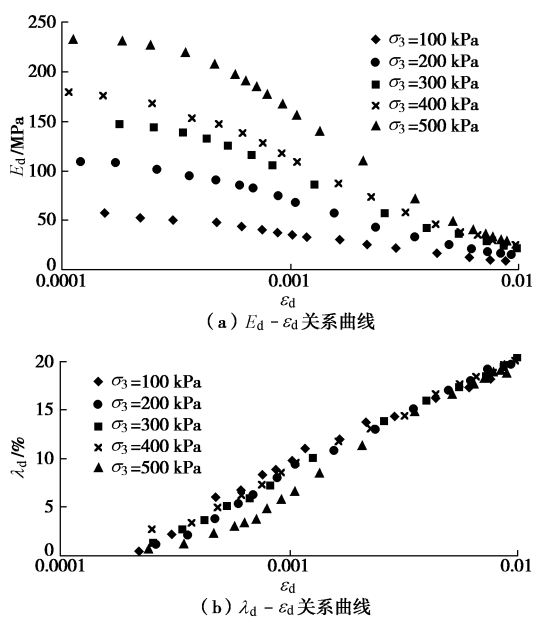


图11 不同围压的动弹模量阻尼比试验成果

Fig. 11 Results of dynamic elastic modulus and damping ratio under different confining pressures

## 2.3 固结比的影响

采用高塑性黏土重塑样进行不同固结比下的不排水动弹模量阻尼比试验, 固结比分别取 1.0, 1.25, 1.5, 1.75, 围压均为 200 kPa, 振动频率均为 0.2 Hz。图 12 为不同固结比的动弹模量阻尼比试验成果。可知, 存在一个总体规律: 固结比越大, 同一动应变下的动弹模量越大, 阻尼比却越小; 固结比对动弹模量、阻尼比的影响均非常显著; 相对围压而言, 固结比对阻尼比的影响要大得多。

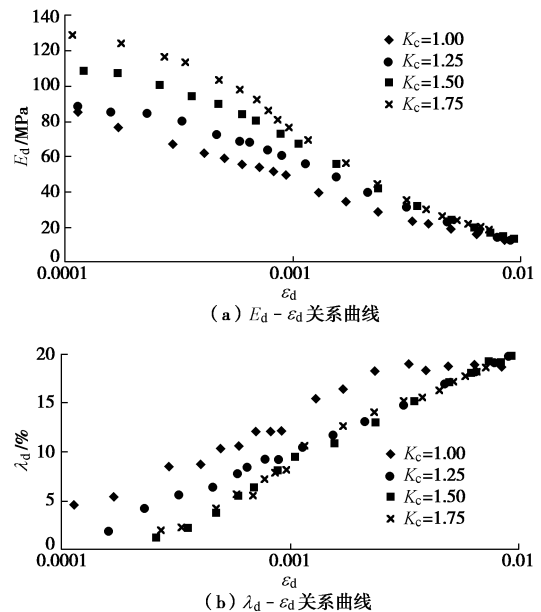


图12 不同固结比的动弹模量阻尼比试验成果

Fig. 12 Results of dynamic elastic modulus and damping ratio under different consolidation ratios

## 3 动弹模量阻尼比的归一化特性

### 3.1 动弹模量及阻尼比与动应变的归一化关系

Hardin 等<sup>[17]</sup>指出动模量与动应变呈双曲线关系。绘制以动应变  $\varepsilon_d$  为横坐标,  $1/E_d$  为纵坐标的关系图, 模量倒数  $1/E_d$  与动应变  $\varepsilon_d$  的关系可近似用直线表示, 见图 13 所示。直线截距的倒数即为最大动弹模量  $E_{dmax}$ 。

$$\frac{1}{E_d} = a\varepsilon_d + b, \quad (5)$$

$$b = \frac{1}{E_{dmax}}, \quad (6)$$

式中,  $a$ ,  $b$  为与围压、固结比有关的试验系数。

Hardin 等<sup>[17]</sup>指出阻尼比与动应变也呈双曲线关系。绘制以动应变  $1/\varepsilon_d$  为横坐标,  $1/\lambda_d$  为纵坐标的关系图, 阻尼比倒数  $1/\lambda_d$  与动应变  $\varepsilon_d$  的关系可近似用直线表示, 见图 14 所示。直线截距的倒数即为最大阻尼比  $\lambda_{dmax}$ 。

$$\frac{1}{\lambda_d} = \frac{c}{\varepsilon_d} + d, \quad (7)$$

$$d = \frac{1}{\lambda_{dmax}}, \quad (8)$$

式中,  $c$ ,  $d$  为与围压、固结比有关的试验系数。

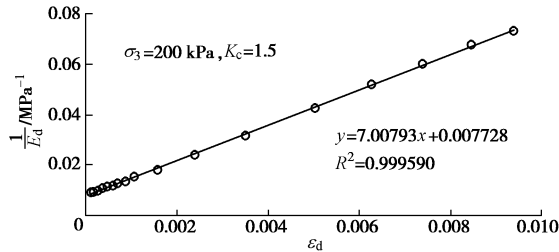


图 13  $1/E_d$  与  $\varepsilon_d$  关系

Fig. 13 Relationship between  $1/E_d$  and  $\varepsilon_d$

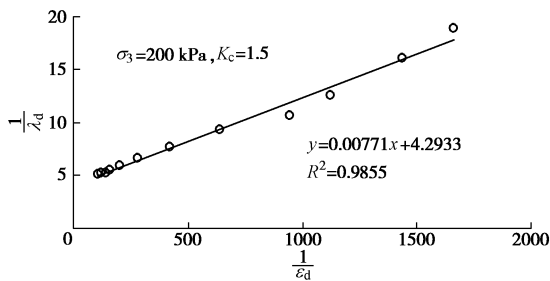


图 14  $1/\lambda_d$  与  $1/\varepsilon_d$  关系

Fig. 14 Relationship between  $1/\lambda_d$  and  $1/\varepsilon_d$

### 3.2 不同围压、固结比的动弹模量阻尼比归一化

针对 2.2 节和 2.3 节高塑性黏土重塑样不同围压、不同固结比的试验成果, 进行动弹模量阻尼比的归一化特性研究。

何昌荣<sup>[3]</sup>采用动三轴试验对原状黏土和扰动砂土进行了较系统的动弹模量阻尼比试验, 考虑了固结比  $K_c$  的影响, 在 Janbu<sup>[18]</sup>与 Hardin 等<sup>[19]</sup>的经验公式基础上, 提出了以下计算公式:

$$E_{dmax} / p_a = k_1 \cdot K_c^{m_1} \cdot (\sigma_3 / p_a)^{n_1}, \quad (9)$$

式中,  $p_a$  为大气压力,  $k_1$ ,  $m_1$ ,  $n_1$  为试验参数。

在试验数据处理过程中, 本文对式 (9) 进行了改进, 用平均主应力  $\sigma_m$  代替  $\sigma_3$ , 得出如下计算公式:

$$E_{dmax} / p_a = k_1 \cdot K_c^{m_1} \cdot (\sigma_m / p_a)^{n_1}. \quad (10)$$

针对本试验的高塑性黏土重塑样,  $m_1=1$  时最大动弹模量  $E_{dmax}$  的归一化效果最佳, 归一化曲线如图 15 所示。

同理, 系数  $a$  的归一化公式如下:

$$a \cdot p_a = k_2 \cdot K_c^{m_2} \cdot (\sigma_m / p_a)^{n_2}. \quad (11)$$

$m_2=0$  时系数  $a$  的归一化效果最佳, 归一化曲线如图 16 所示。

同理, 系数  $c$  的归一化公式如下:

$$c = k_3 \cdot K_c^{m_3} \cdot (\sigma_m / p_a)^{n_3}. \quad (12)$$

$m_3=3$  时系数  $c$  的归一化效果最佳, 归一化曲线如图 17 所示。

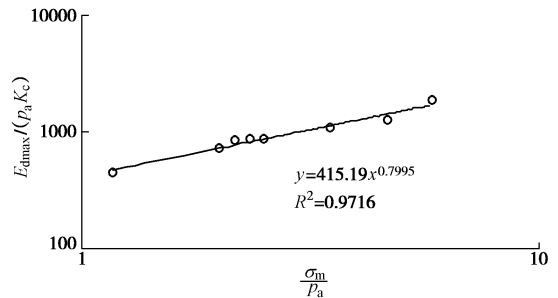


图 15  $E_{dmax} / (p_a K_c)$  与  $\sigma_m / p_a$  关系

Fig. 15 Relationship between  $E_{dmax} / (p_a K_c)$  and  $\sigma_m / p_a$

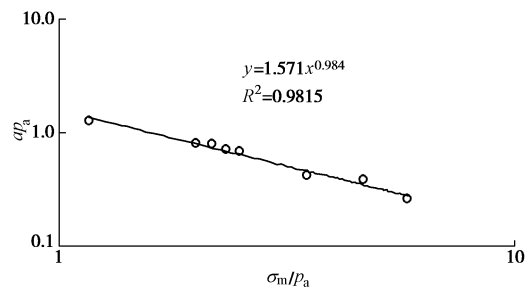


图 16  $a p_a$  与  $\sigma_m / p_a$  关系

Fig. 16 Relationship between  $a p_a$  and  $\sigma_m / p_a$

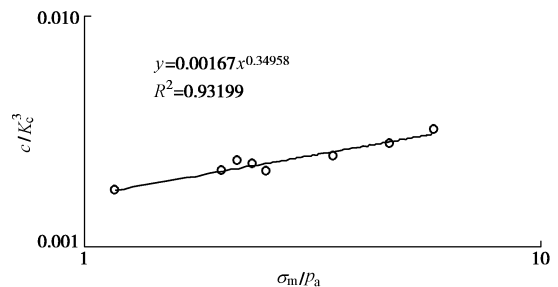


图 17  $c / K_c^3$  与  $\sigma_m / p_a$  关系

Fig. 17 Relationship between  $c / K_c^3$  and  $\sigma_m / p_a$

同理, 系数  $d$  的归一化公式如下:

$$d = k_4 \cdot K_c^{m_4} \cdot (\sigma_m / p_a)^{n_4}. \quad (13)$$

$m_4=-1$  时系数  $d$  的归一化效果最佳, 归一化曲线如图 18 所示。

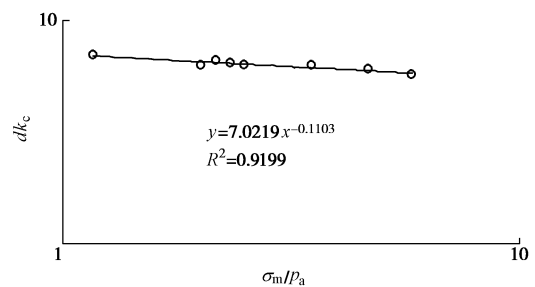


图 18  $dk_c$  与  $\sigma_m / p_a$  关系

Fig. 18 Relationship between  $dk_c$  and  $\sigma_m / p_a$

式 (5) ~ (7) 与 (10) ~ (13) 即为不同围压、不同固结比的动弹模量阻尼比归一化公式, 共 12 个参

数。本试验所用的高塑性黏土重塑样的归一化参数见表 2 所示。

表 2 动弹模量阻尼比归一化参数

Table 2 Normalized parameters of dynamic elastic modulus and damping ratio					
$k_1$	$m_1$	$n_1$	$k_2$	$m_2$	$n_2$
415.2	1	0.800	1.57	0	-0.984
$k_3$	$m_3$	$n_3$	$k_4$	$m_4$	$n_4$
0.00167	3	0.350	7.02	-1	-0.110

利用归一化公式及参数进行拟合，得到的  $E_d/E_{dmax}$ ， $\lambda_d/\lambda_{dmax}$  与  $\varepsilon_d$  关系曲线见图 19 所示，图中也标出了  $E_d/E_{dmax} + \lambda_d/\lambda_{dmax}$  数值曲线。可以看出， $E_d/E_{dmax} + \lambda_d/\lambda_{dmax}$  数值基本落在 0.9~1.0 之间，近似 1.0，基本符合 Hardin 等<sup>[17]</sup>提出的经验公式  $E_d/E_{dmax} + \lambda_d/\lambda_{dmax} = 1$ ，也验证了本文提出的动弹模量阻尼比归一化特性的合理性。

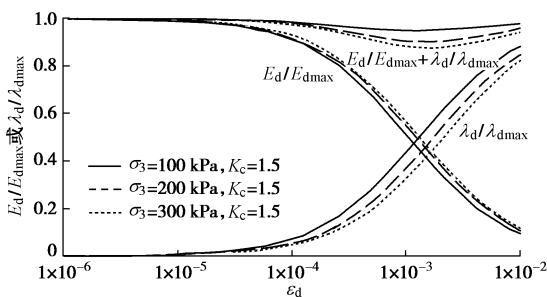


图 19  $E_d/E_{dmax}$ ， $\lambda_d/\lambda_{dmax}$  与  $\varepsilon_d$  关系

Fig. 19 Relationship between  $E_d/E_{dmax}$  (or  $\lambda_d/\lambda_{dmax}$ ) and  $\varepsilon_d$

4 结 论

本文通过室内动三轴试验，研究了动弹模量阻尼比测试技术、求解方法、影响因素、归一化特性，试验结果表明：

- (1) 内置力传感器与内置位移传感器相结合的测试技术，得到的滞回圈、动弹模量、阻尼比等数据精度高，成果质量好；力传感器与位移传感器最佳相对位置应为试样的同一端。
- (2) 滞回圈不闭合的动弹模量及阻尼比求解应采用一个循环圈次 1/4~3/4 段范围的数据点，每级动荷载振动 3 次即可满足动弹模量阻尼比求取的试验要求。
- (3) 振动频率对动弹模量阻尼比试验成果影响很小；围压、固结比越大，同一动应变下的动弹模量越大，阻尼比却越小；围压、固结比对动弹模量的影响较显著，但相对围压而言，固结比对阻尼比的影响要大些。
- (4) 在 Janbu 公式中引入固结比的幂函数影响因子，对不同围压、不同固结比下的动弹模量阻尼比双

曲线拟合系数进行线性拟合，归一化效果较佳，归一化公式及参数的计算结果符合经验规律。

参考文献：

[1] 吴世明. 土动力学[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2000. (WU Shi-ming. Soil dynamics[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2000. (in Chinese))

[2] KOKUSHO T. Cyclic triaxial test of dynamic soil properties for wide strain range[J]. Soils and Foundations, 1980, 20(2): 45 - 60.

[3] 何昌荣. 动模量和阻尼的动三轴试验研究[J]. 岩土工程学报, 1997, 19(2): 39 - 48. (HE Chang-rong. Dynamic triaxial test on modulus and damping[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1997, 19(2): 39 - 48. (in Chinese))

[4] 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.

[5] ATKINSON J. Stiffness of fine-grained soil at very small strains[J]. Géotechnique, 1995, 45(2): 249 - 265.

[6] SUBRAMANIAM P, BANERJEE S. Shear modulus degradation model for cohesive soils[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2013, 53: 210 - 216.

[7] SEED H B, WONG R T, IDRIS I, et al. Moduli and damping factors for dynamic analyses of cohesionless soils[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1986, 112(11): 1016 - 1032.

[8] RAY R P, WOODS R D. Modulus and damping due to uniform and variable cyclic loading[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1988, 114(8): 861 - 876.

[9] ZHANG J, ANDRUS R D, JUANG C H. Normalized shear modulus and material damping ratio relationships[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2005, 131(4): 453 - 464.

[10] 栾茂田, 何 杨, 许成顺, 等. 黄河三角洲粉土循环剪切特性的试验研究[J]. 岩土力学, 2008, 29(12): 3211 - 3216. (LUAN Mao-tian, HE Yang, XU Cheng-shun, et al. Experimental study of cyclic shear behaviour of silty soils in Yellow River Delta[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(12): 3211 - 3216. (in Chinese) )

[11] 蔡袁强, 王 军, 徐长节. 初始偏应力作用对萧山软黏土动弹模量与阻尼影响试验研究[J]. 岩土力学, 2007, 28(11): 2291 - 2302. (CAI Yuan-qiang, WANG Jun, XU Chang-jie. Experimental study on dynamic elastic modulus and damping

- ratio of Xiaoshan saturated soft clay considering initial deviator stress[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, **28**(11): 2291 - 2302. (in Chinese))
- [12] 刘汉龙, 杨 贵, 陈育民. 筑坝反滤料动剪切模量和阻尼比影响因素试验研究[J]. 岩土力学, 2010, **31**(7): 2030 - 2034. (LIU Han-long, YANG Gui, CHEN Yu-min. Experimental study of factors influencing dynamic shear modulus and damping ratio of dam inverted fills[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, **31**(7): 2030 - 2034. (in Chinese))
- [13] 袁晓铭, 孙 静. 非等向固结下砂土最大动剪切模量增长模式及 Hardin 公式修正[J]. 岩土工程学报, 2005, **27**(3): 264 - 269. (YUAN Xiao-ming, SUN Jing. Model of maximum dynamic shear modulus of sand under anisotropic consolidation and revision of Hardin's formula[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, **27**(3): 264 - 269. (in Chinese))
- [14] ASTM D3999/D3999M — 11 Test methods for the determination of the modulus and damping properties of soils using the cyclic triaxial apparatus[S]. 2013.
- [15] 张建民, 王稳祥. 振动频率对饱和砂土动力特性的影响[J]. 岩土工程学报, 1990, **12**(1): 89 - 97. (ZHANG Jian-min, WANG Wen-xiang. Effect of vibration frequency on dynamic properties of saturated sand soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1990, **12**(1): 89 - 97. (in Chinese))
- [16] 张 茹, 涂扬举, 费文平, 等. 振动频率对饱和黏性土动力特性的影响[J]. 岩土力学, 2006, **27**(5): 699 - 704. (ZHANG Ru, TU Yang-ju, FEI Wen-ping, et al. Effect of vibration frequency on dynamic properties of saturated cohesive soil[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, **27**(5): 699 - 704. (in Chinese))
- [17] HARDIN B O, DRNEVICH V P. Shear modulus and damping in soils[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1972, **98**(7): 667 - 692.
- [18] JANBU N. Soil compressibility as determined by oedometer and triaxial tests[C]// 3rd Eur Conf Soil Mech. Wiesbaden, 1963: 19 - 24.
- [19] 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.

## 第六届中日岩土工程学术会议

(2015 年 8 月 31~9 月 1 日 日本 北海道)

### 二号通知

**主办单位:** 中国土木工程学会土力学及岩土工程分会; 日本地盘工学会。

**会议主题:** 中日岩土工程新进展。

**会议语言:** 英语。

**会议专题:** 地下空间技术; 环境岩土工程; 地基处理; 防灾减灾; 桩基工程; 隧道工程; 土的特性及其模拟; 地震工程; 数值模拟。

**重要日期:** ①2015 年 4 月 15 日前, 提交全文; ②2015 年 6 月 15 日前, 论文录用通知; ③2015 年 8 月 31~9 月 1 日, 会议。

**注意事项:** ①直接提交全文 (.doc 和.pdf 文件), 全文长度在 4~6 页; ② 论文格式按照本次会议版式排版 (见附件);

③所有论文将正式出版 (第三届中日岩土工程会议论文集已被 ISTP 检索, 第五届岩土工程会议论文集已被 EI 检索, 本次会议论文争取 EI 检索)。本次会议在日本北海道举行, 预计参加会议的人会比较。由于会议接待条件有限, 中方参加会议人数暂定 40 人左右。参会资格以大家论文被录用的投稿时间和本人所在单位参会人数来考虑。欢迎大家积极投稿, 投稿信箱 chinajapanconf6@163.com。

**联系人:** 姚仰平, 胡伟 (电话: 18628195933), 韩剑 (电话: 18696458497)。

**联系地址:** 清华大学水利系岩土所土力学及岩土工程分会, 邮编: 100084; 北京航空航天大学交通学院机场系, 邮编: 100191。