

控制试样初始剪切模量的动三轴液化试验*

Cyclic triaxial tests with controlled elastic shear modulus of specimen

黄 博¹, 陈云敏¹, 殷建华², 吴世明³

(1. 浙江大学 岩土工程研究所, 浙江 杭州 310027; 2. 香港理工大学 土木及结构工程系, 中国 香港; 3. 同济大学, 上海 200092)

摘 要: 研制了压电陶瓷弯曲元-动三轴试验系统, 解决了三轴仪内饱和试样的剪切波速测量问题, 并阐述了其原理。在此基础上, 通过先期振动控制重塑试样的初始剪切模量, 并通过不排水应变控制循环三轴试验研究了钱塘江饱和粉土和粉砂的液化性质。

关键词: 压电陶瓷; 弯曲元; 初始剪切模量; 临界剪应变

中图分类号: TU 411

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2000)06-0682-04

作者简介: 黄 博, 女, 1973年生, 现为浙江大学岩土工程专业博士生。

HUANG Bo¹, CHEN Yun-min¹, YIN Jian-hua², WU Shi-ming³

(1. Geotechnical Institute of Zhejiang University, Hangzhou 310027, China; 2. Department of Civil and Structure Engineering, The Hong Kong Polytechnic University, Hong Kong, China; 3. Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: In this study, bender elements measuring system was developed on an existing dynamic triaxial apparatus. The measuring technique of determining shear wave velocity in the saturated specimen and its principle are presented. Based on the new measuring system, the elastic shear modulus of the reconstituted specimens are controlled by prestraining to match those in situ with the intention to partly restore the original fabric. Undrained cyclic strain-controlled tests are conducted to analyze the liquefaction potential of the studied soil. The range and mean value of critical shear strain are presented based on the test results, which provides a basis for the evaluation of liquefaction potential. Comparison is also made between the results of the conventional reconstituted specimens and the improved specimens.

Key words: piezoceramic; bender element; elastic shear modulus; critical shear strain

1 前 言*

对于粉土和粉砂, 由于很难获得真正的原状土样, 所以室内试验大多采用重塑试样。室内试验结果的正确性, 主要取决于土样对实际土性条件的模拟。一般用相对密度作为主要控制指标, 但一方面, 现场测试相对密度有一定难度, 其值主要通过现场标贯值估计, 与真实情况有差异; 另一方面, 在对土体动力性状(主要是液化势)的研究中, 已有的证据表明, 土样的动力性能另有许多影响因素, 如试样成型方法、应力历史、超固结比等^[1, 2]。这些因素对于土体动力性质, 尤其是液化势的影响有时甚至超过相对密度, 仅控制重塑土样的相对密度不能完全反映天然土体的动力性质和抗液化强度。

DeAlba 等人对六种砂土的研究表明, 每种砂的弹性波速与抗液化强度之间都有很好的相关关系^[3]。Tokimatsu 等人对有着不同相对密度和应力历史的土样的试验也得到了相似的结论: 在给定土样和围压下, 土的初始剪切模量 $G_{\max}$ 与抗液化强度有很好的相关性^[4, 5]。刘小生等对砂土原位结构性的研究也认为, 土体成因、应力-应变历史、超固结等因素对动强度的影响与对土体剪切波速(或 $G_{\max}$)的影响趋势相同, 土的初始剪切模量 $G_{\max}$ 可以反映土的原状结构性^[6, 7]。Tokimatsu 和刘小生在试验中都发现预剪可以很大程度的提高砂土的抗液

化强度, Tokimatsu 的试验还证实扰动土样或重塑土样预剪后, 若试样 $G_{\max}$ 和相对密度都达到现场测试值, 则土样的液化强度与由原位冻结法得到的高质量原状土的抗液化强度一致。Pelli 等用预剪方法提高土样的剪切模量, 研究了重塑 Messina 砾砂样的液化势^[8]。

但控制试样的剪切波速并不容易, 要在不扰动土样的前提下, 完成试样剪切波速的测试。压电陶瓷弯曲元技术的应用解决了在三轴仪中测试土样剪切波速的难题。本文利用压电陶瓷弯曲元测试系统, 使动三轴仪可以测量极小应变下饱和土样的剪切波速。在此基础上, 通过先期振动控制试样的剪切波速(剪切弹模), 并根据不排水应变控制循环三轴试验结果研究了钱塘江地区饱和粉土和粉砂的液化势, 得到了针对该地区土体的临界剪应变。文中还将一组仅控制密度的试样, 与同时控制密度和剪切模量的试样的试验结果进行了对比。

2 试样制备和压电陶瓷弯曲元测试系统

2.1 试样制备

试验所用土样为两种: 粉土和粉砂, 都取自钱塘江边。两种土样的物性指标参见表 1。重塑试样的制备采用多层湿捣法, 分五层进行。根据现场土体平均干

容重, 控制粉土样干容重为 14.8 kN/m^3 , 粉砂样干容重 16.6 kN/m^3 。试样直径 7.0 cm , 高度 14.0 cm 。试样通循环排气水, 并加反压进行饱和, 孔隙水压力系数 $B \geq 95\%$ 。土样等压固结, 考虑到现场土层上覆压力情况, 对粉土, 固结应力采用 $100, 150 \text{ kPa}$; 粉砂, 固结应力采用 $200, 300 \text{ kPa}$ 。试验完毕后, 马上拆除试样, 并测试试样的最终含水率。

表1 土样基本物理性质

Table 1 Physical properties of tested samples

土样	比重	D_{10} /mm	D_{50} /mm	D_{60} /mm	不均匀系数 $K_u = \frac{D_{60}}{D_{10}}$	曲率系数 $K_c = \frac{D_{30}^2}{D_{10} \cdot D_{60}}$
粉土	2.66	0.008	0.027	0.031	3.98	2.03
粉砂	2.65	0.005	0.123	0.159	30.5	4.90

2.2 试验原理

试验使用的动三轴仪为 GDS 公司生产的多频三轴振动仪。其振动方式可以选择应力控制或应变控制。振动波形为正弦波。其最大振动频率为 2 Hz 。试验结果由数据采集卡自动采集记录, 包括动应力、动应变和孔隙水压力等。为了测试土样的剪切波速, 得到剪切波速与原位一致的重塑试样, 在原有三轴仪上安装了压电陶瓷弯曲元。图 1 是压电陶瓷弯曲元测试装置示意图。

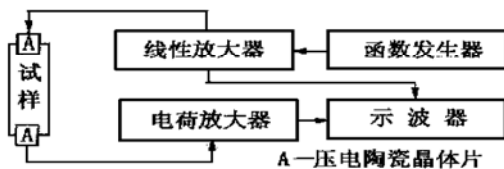


图1 弯曲元系统试验设备布置图

Fig. 1 Bender element system

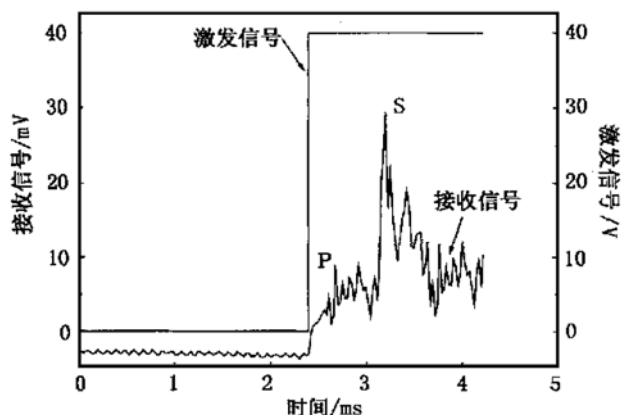


图2 典型的激发及接收信号

Fig. 2 Typical signals of a bender element test with a square pulse excitation

压电陶瓷弯曲元利用压电材料的特殊性质, 实现电讯号和质点机械振动讯号的互相转换。使用时, 压电陶瓷晶体片呈悬臂状被插入试样中, 压电陶瓷晶体通电后, 悬臂段会产生弯曲变形, 并带动周围土体产生

振动, 这种运动以波的形式通过土介质传播, 到达试样的另一端, 由对端的压电陶瓷晶体片接收, 并转化成电讯号由电荷放大器接收。通过示波器记录激发波和接收波波形, 得到剪切波在土样中的传播时间。图 2 是接收到的典型激发和接收信号。

有关压电陶瓷弯曲元—动三轴试验系统的详情, 如压电陶瓷弯曲元安装中出现的技术问题、剪切波到时判断、试验结果稳定性和可靠性验证等, 将另文发表。

压电陶瓷弯曲元测试方法相应的动应变估计在 10^{-6} 量级, 是一种无损伤测试方法, 因此在测试剪切波速后, 可以进行其它的试验。

3 饱和粉砂土的弹性剪切模量控制

3.1 土样的初始差异

试样饱和固结完毕后, 利用压电陶瓷弯曲元测试土样的剪切波速。在接收的波形中, 叠加着波形稳定的频率为 50 Hz 的正弦交流电信号。试样中剪切波传播时间在 $10^{-4} \sim 10^{-3} \text{ s}$ 量级变化, 远大于电信号固有周期, 对于剪切波到达时间的读取并无影响。压电陶瓷弯曲元试验的重复性很好, 对于同一土样, 在一给定的围压下固结完毕后, 所测得的到达波形的形状和到达时间都极为一致, 只是由于剪切波在电信号的不同相位处叠加, 波形的幅值大小略有差异。

对于不同的土样, 控制条件尽可能保持相同。要求试样制备不更换试验人员, 严格控制干密度, 各个土样在制备时的初始含水率之差控制在 3% 之内, 试样的饱和度 $B \geq 95\%$ 。在相同的有效固结围压下, 土样的剪切波速相差在 $3\% \sim 10\%$ 不等, 个别相差 15% 以上, 离散性较大。可见, 虽然采用同一种制备方法, 并可以排除制样人员、密度和饱和度等因素的影响, 仍不能获得剪切波速完全一致的土样。

3.2 试样剪切模量的控制

重塑土样不具备天然土体的结构性, 其剪切波速一般都小于原位测试值。要提高重塑土样的动剪弹模, 使试样在动三轴试验前, 在排水条件下进行小应变幅的先期振动。

Hardin 和 Dmievich^[9] 曾指出低于 10^{-4} 振幅的先期振动对以后的剪切模量值不产生影响, 对于不同种类的土所对应的弹性应变界限值亦各不相同, 其变化范围在 $10^{-5} \sim 10^{-4}$ 。因此, 选取的振动应变幅值应大于界限值, 但又不能过大, 以免振动过程中, 引起孔隙水压力上升, 改变土样的有效围压及振密土样。视重塑土样与原状土剪切波速的差距, 动剪振幅在 $0.05\% \sim 0.1\%$ 左右, 振动频率采用 2 Hz , 每组振动循环次数 $5000 \sim 10000$ 次。一组振动完毕后, 待土样静置一段时间后(一般为 2 s)

时), 测试其剪切波速。根据最终含水率 w 和式(1):

$$G_{\max} = \rho_d V_s^2 = \rho_d (1 + w) V_s^2 \quad (1)$$

计算土样的最大剪切模量。其中, ρ_d 为土体的干密度。重复上述过程, 直至得到所希望的剪切模量。由于振幅很小, 排水剪切过程对土样密度的影响可以忽略。

根据现场跨孔试验测得的剪切波速, 并考虑到现场和室内试验中固结条件和固结应力的差异, 对固结应力为 100 kPa 和 150 kPa 的粉土, 控制其剪切波速分别为 180 m/s 和 195 m/s; 对固结应力为 200 kPa 和 300 kPa 的粉砂, 控制其剪切波速分别为 222 m/s 和 260 m/s。用式(1) 计算对应的剪切模量平均值分别为 59 MPa, 71 MPa, 103 MPa, 137 MPa。由于最终含水率的差异, 造成土样剪切模量的差异在 3% 以内, 可以将土样视为初始剪切模量一致。

4 控制试样剪切模量的动三轴液化试验结果

液化三轴试验采用应变控制, 向试样施加等幅双向正弦荷载。Dobry 首先提出用应变控制法进行液化试验, 采用循环剪应变作为判别土壤液化的指标^[10]。利用 Seed 提出的估算地震剪应力的公式和 $\gamma = \tau/G$, 可以得到水平地面深度 h 处的等效地震动剪应变 γ_e :

$$\gamma_e = 0.65 \gamma_d \frac{a_{\max}}{g} \frac{\sigma_v}{G_{\max} (G/G_{\max}) \gamma_e} \quad (2)$$

式中 γ_d 为折减系数, 决定于土体的密度和深度; g , $a_{\max}$ 分别为重力加速度和地面的最大水平地震加速度; σ_v 为深度 h 处土层上覆压力; $(G/G_{\max}) \gamma_e$ 为相应于剪应变 γ_e 时的动剪模量比。

将 γ_e 与液化时相应的土体剪应变 γ_{cr} 相比, 当 $\gamma_e < \gamma_{cr}$ 时, 土体不会液化; 当 $\gamma_e > \gamma_{cr}$ 时, 则该土体液化。

关于临界剪应变 γ_{cr} 的取值, 在工程界尚未达成共识。Dobry 取门槛剪应变(刚产生超孔隙水压力的剪应

变) $10^{-2}\%$ 。由于临界剪应变的取值过于谨慎, 利用剪应变对液化势的评估一直停留在初判阶段, 限制了这一判别方法的广泛使用。石兆吉等提出采用 2% ^[11], 该值是通过已震场地的经验分析得到的, 尚未经过室内试验结果的有力证明。

在循环应变荷载作用下, 随着循环次数的增加, 孔隙水压力增大, 而轴向应力不断衰减。以孔压等于围压作为初始液化的判别条件, 得到循环剪应变 γ 和初始液化时振动次数 N_L 之间的关系, 如图 3 所示。

由图中可知, 液化临界剪应变 γ_{cr} 不仅与土样的初始剪切模量有关, 还受到有效固结围压的影响。对于同一种土, 试样的初始有效围压越大, 其抗液化强度越高。这与现场土体的实际情况是一致的, 土层埋藏得越深, 越不易液化。

应变控制试验得到的 $\gamma - N_L$ 曲线和应力控制试验得到的 $\Delta\sigma/2\sigma'_{30} - N_L$ 曲线相似, 即 γ , $\Delta\sigma/2\sigma'_{30}$ 越大, 达到液化所需循环次数越少。而液化循环次数 N_L 是与地震震级有关的, 因此从试验结果可得到如下结论: 临界动剪应变 γ_{cr} 在不同的地震震级和烈度下, 其取值不应是一个常数。如果对不同地震震级, 都采用同一临界剪应变 γ_{cr} , 易对液化可能性造成误判。石兆吉提出的 2% 的临界剪应变, 与粉土和粉砂在 $N_L = 30$ (相当于 8 级地震) 时的临界剪应变平均值接近, 而对于地震震级小于 8 级时的情况, 石提出的 2% 可能过于保守, 易将非液化区判为液化区。

根据本次试验结果, 得到了土样在 $N_L = 10, 20, 30$ 时(相当于地震震级为 7, 7.5, 8 时的情况), 临界剪应变 γ_{cr} 的变化范围和平均值, 见表 2。在给定围压下, 两种土样的临界剪应变值在 1.3% ~ 5.98% 之间, 与石兆吉提出的 2% 在量级上是相符的, 因为本文和石兆吉都采用初始液化作为液化标准。石兆吉提出的临界剪应变 2% 是基于震害经验得到的多种土的经验值, 本次试验得到的是针对钱塘江粉土和粉砂的试验值。

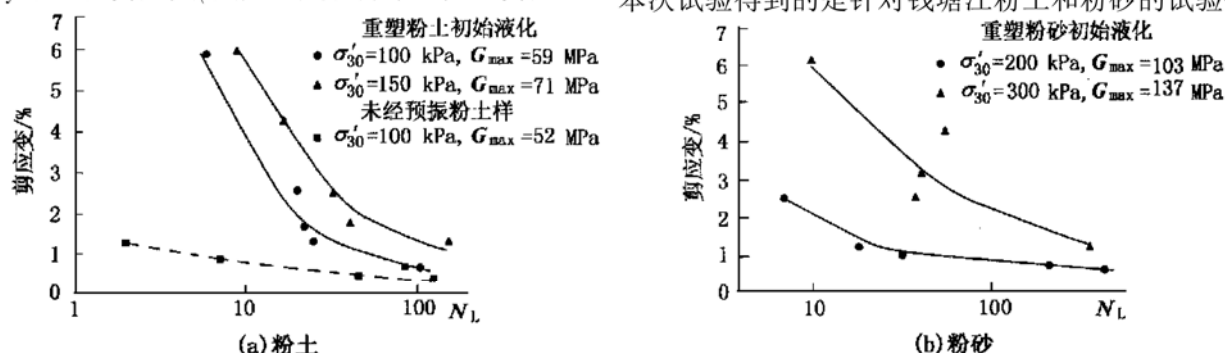


图 3 循环剪应变 γ 随液化循环次数 N_L 的变化曲线

Fig. 3 Relationship between the cyclic shear amplitude and number of cycles required to cause initial liquefaction

表2 临界剪应变 γ_{cr} 变化范围及均值
Table 2 Range and mean value of critical shear strain amplitude for tested soils %

N_L	粉土		粉砂	
	变化范围	平均值	变化范围	平均值
10	3.79~ 5.86	4.80	1.80~ 5.98	3.08
20	2.20~ 3.31	2.71	1.47~ 4.50	2.31
30	1.60~ 2.38	1.94	1.31~ 3.81	1.95

图 3(a) 中虚线所示是按一般的液化试验操作过程, 仅控制干密度的粉土土样在等向固结、有效围压 100 kPa 情况下, 应变控制不排水循环三轴试验下 γ - N_L 之间的关系曲线。该粉土样的制备方法、初始含水率、干密度都与控制剪切模量的粉土样一致, 在试验前测试土样的剪切波速, 其平均值约为 172 m/s, 相对应的剪切模量平均值约为 52 MPa。在相同的围压和制备条件下, 控制粉土的剪切模量后, 土样的剪切模量值增长到 59 MPa, 剪切模量约 13%。其液化试验结果如图 3(a) 中的三角形图标所示。由图可见, 仅控制密度的土样, 抗液化能力远远低于试验前经过先期振动的土样, N_L 越小, 这种差别也就越明显。当 $N_L = 10$ 时, 控制剪切模量的土样的液化临界剪应变比没有控制剪切模量的土样提高了 3 倍左右, $N_L > 100$ 后, 其差距已逐渐缩小渐趋于一致。可见, 先期振动的过程使土样的初始剪切模量提高。同时也使土样的抗液化能力大幅提高。先期振动造成的剪切模量增量 ΔG_{max} 与临界剪应变增量 $\Delta \gamma_{cr}$ 不是线性关系, 先期振动对剪切模量和临界剪应变的影响程度是不同的。

遗憾的是, 由于试验条件和技术的限制, 没能取得高质量的原状土进行对比试验, 以检验与现场土体有相同初始弹性模量和密度的重塑试样, 其抗液化强度是否和原状土相同。可以肯定的是, 对土样施加小应变幅的先期振动使试样结构发生变化, 更接近于现场天然沉积土, 而土样的初始剪切模量是反映土样结构特性的一个很好指标。

5 结 语

采用压电陶瓷弯曲元测试技术可以方便地测试土样的剪切波速(剪切弹模), 从而可利用弹性剪切模量作为室内试样制备的控制指标来模拟现场土体进行有关试验。且这种技术属于弹性测试, 不影响土样的静、动力性质, 可探讨多种因素对初始剪切模量的影响。

本次试验通过小应变幅的先期振动, 成功地控制了土样初始剪切波速(模量), 保证了土样初始状态、结构的一致性, 试验结果更为集中。同时控制土样的初始剪切模量和密度可以在一定程度上恢复土样的天然结构性。试样的抗液化强度也比只控制相对密度的试

样要高得多。在小应变幅先期振动后, 试样抗液化强度的增值要大于剪切模量的增值。具有与现场土体相同的初始剪切模量和密度的重塑土样是否能完全有效地模拟现场土体的动力性质还有待进一步研究。

临界动剪应变 γ_{cr} 在不同地震震级和烈度下, 其取值不应是一个常数。本次试验得到钱塘江粉土和粉砂的液化临界剪应变值在 1.3%~ 5.98% 之间, 与石兆吉提出的 2% 在量级上是相符的, 而采用 Dobry 提出的门槛剪应变 $10^{-2}\%$ 值, 则过于保守。

本文得到了香港理工大学的资助(项目号: S771), 在此表示衷心的感谢。

参考文献:

- [1] Mori K, Seed H B, Chan C K. Influence of sample disturbance on sand response to cyclic loading[J]. J of Geotechnical Engineering Division, ASCE, 1978, **104**(3): 323~ 339.
- [2] Chen Y C. Evaluation of liquefaction resistance of sand by its maximum shear modulus[A]. Proceedings of the 7th International Offshore and Polar Engineering Conference[C]. Honolulu, 1997. 671~ 675.
- [3] DeAlba P, Baldwin K, Janoo V, Roe G, Celikkol B. Elastic-wave velocities and liquefaction potential[J]. Geotechnical Testing Journal, 1984, **7**(2): 77~ 88.
- [4] Tokimatsu K, Yamazaki T, Yoshimi Y. Soil liquefaction evaluations by elastic shear moduli[J]. Soils and Foundations, 1986, **26**(1): 25~ 35.
- [5] Tokimatsu K, Hosaka Y. Effects of sample disturbance on dynamic properties of sand[J]. Soils and Foundations, 1986, **26**(1): 53~ 64.
- [6] 刘小生, 汪闻韶, 赵 冬. 饱和原状砂静、动强度特性试验研究[J]. 水利学报, 1991(11): 41~ 46.
- [7] 刘小生, 赵 冬, 汪闻韶. 原状结构性对砂土动力变形特性的影响试验[J]. 水利学报, 1993(2): 32~ 42.
- [8] Pelli F, Yoshimi Y, Tokimatsu K, D'Appolonia E. Liquefaction potential evaluation for the Messina Straits Crossing by field and laboratory testing[A]. Third International Conference on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics[C]. Missouri, 1995. 207~ 210.
- [9] Hardin B O, Drnevich V P. Shear modulus and damping in soils: measurements and parameter effects[J]. J Soil Mech and Found, 1973, **98**(6): 603~ 624.
- [10] Dobry R, Powell D J, Yokel F Y, Ladd R S. Liquefaction potential of saturated sand—the stiffness method[A]. Proc 7th World Conference on Earthquake Engineering, Vol 3[C]. Istanbul, Turkey. 1980. 25~ 32.
- [11] 石兆吉, 等. 土壤液化势的剪切波速判别法[J]. 岩土工程学报, 1993, **15**(1): 74~ 80.