

DOI: 10.11779/CJGE201712001

湛江黏土动剪切模量的结构损伤效应与定量表征

孔令伟¹, 臧 濛^{1,2}, 郭爱国¹

(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. 武汉轻工大学土木工程与建筑学院, 湖北 武汉 430023)

摘 要: 湛江黏土是一种具有高结构强度的灵敏性黏土, 其强度包络线在固结围压达到结构屈服应力时存在明显转折, 为了考察小应变条件下该黏土的动剪切模量随围压水平演化规律, 开展了原状样与重塑样在不同围压水平下的共振柱试验与三轴 CU 试验, 探讨考虑土体结构性损伤影响的动剪切模量表征方法。结果表明, 重塑土最大动剪切模量 G_{\max} 随有效围压的变化可用 Hardin 公式很好表征, 而原状土 G_{\max} 随有效围压的变化呈现先增大后减小特征, 其转折点对应围压大于结构屈服应力, 但最大动剪切模量与不排水剪切强度比值或经孔隙比函数归一化后的最大剪切模量随有效围压变化的转折特征点与结构屈服应力相当。出现上述现象的缘由在于该黏土 G_{\max} 同时受土体压硬性的正效应与结构损伤的负效应双重影响, 当固结压力小于结构屈服压力时, 正效应占主导, 反之则相反。针对 Hardin 公式未考虑结构性损伤的影响与难以延伸极端应力水平的不足, 提出具有更广适宜性的描述模式。基于不同固结压力下该黏土的静刚度与微观结构演变性状, 阐明了结构性损伤对其动剪切模量影响的物理机制, 并间接印证了提出表征公式的合理性。

关键词: 湛江黏土; 动剪切模量; 结构损伤; 共振柱试验; Hardin 改进公式

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2017)12-2149-09

作者简介: 孔令伟(1967-), 男, 湖北通山人, 博士, 研究员, 博士生导师, 主要从事特殊土的力学特性与灾害防治技术研究。E-mail: lwkong@whrsm.ac.cn。

Structural damage effect on dynamic shear modulus of Zhanjiang clay and quantitative characterization

KONG Ling-wei¹, ZANG Meng^{1,2}, GUO Ai-guo¹

(1. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan 430071, China; 2. School of Civil Engineering and Architecture, Wuhan Polytechnic University, Wuhan 430023, China)

Abstract: The Zhanjiang clay is a kind of sensitive clay with high structural strength, whose failure envelope has a significant breakpoint when the confining pressure reaches the structural yield stress. The resonant column tests and CU triaxial tests are performed on undisturbed and remoulded specimens to investigate the evolution rules of dynamic shear modulus with confining pressure under small strain, and the characterization method for dynamic shear modulus considering the structural damage effect is also discussed. The results show that the values of G_{\max} of remoulded and undisturbed specimens with the confining pressure are different: the former can be well described by the formula of Hardin, while the latter increases initially then decreases; and confining pressure at the the turning points are higher than the yield stress, however, the turning points of the ratio of shear modulus to shear strength or the normalized shear modulus by the void ratio function with confining pressure are close to the yield stress. The reason is that the values of G_{\max} of the structured clay are influenced by both the positive effect of compressive hardening and the negative effect of structural damage, and the former is predominant when the confining pressures are less than the yield stress, otherwise it is opposite. Focusing on the deficiencies of the formula of Hardin without considering the structural damage effect and difficultly extending to the extreme stress level, a widely suitable expression mode is proposed. Based on the change of static rigidity and microstructure of Zhanjiang clay with consolidation pressure, the physical mechanism of influence of structural damage on dynamic shear modulus is illustrated, and the rationality of the proposed formula is confirmed indirectly.

Key words: Zhanjiang clay; dynamic shear modulus; structural damage; resonant column test; modified formula of Hardin

0 引 言

动剪切模量作为土动力特性的重要参数, 在土体

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51179186, 41372314)

收稿日期: 2016-09-26

动力分析和场地地震安全性评价中具有重要作用，如何确定动剪切模量是土动力学长期关注的问题之一。原位测试法确定动剪切模量是以波动理论为依据，通过量测剪切波速获得，Ku 等^[1]建立了现场剪切波速数据库，通过小应变剪切模量评估土体应力历史及沉积地质年代；共振柱试验是室内测定土体小应变剪切模量最为可靠的方法，Senetakis 等^[2]在试验基础上，指出小应变下土体振动响应与颗粒接触形态以及微观机制密切相关；在工程实践中，则可由土的物理参数和应力状态根据经验公式估算，因 Hardin 公式能较好反映超固结比、孔隙比和有效应力对小应变剪切模量 G_{\max} 的影响，迄今在国内外应用最为广泛^[3]。

结构性黏土分布广泛，其工程特性均与其结构性关联，而土体的结构性损伤又受其应力状态制约，迄今关注结构损伤对黏土动剪切模量的影响很少。Park^[4]通过统计，将各类土初始动剪切模量与围压的关系归纳为幂函数；Kagawa^[5]通过测试 5 个场地海积软土的动剪切模量与阻尼比，发现其最大剪切模量 G_{\max} 与有效围压 s 成正比。对于大多数砂土、粉土及软土而言，其动剪切模量随固结压力增大而增大，业内已形成共识。但结构性土的力学特性在承受低于和高于结构屈服应力时，力学性状差异较大^[6-7]，其动剪切模量变化规律是否在结构屈服前后相一致，鲜见报道。事实上，随着平均应力增大，土体的结构性会发生不同程度的损伤，Hardin 公式在计算小应变剪切模量 G_{\max} 时，仅考虑有效应力增长引起 G_{\max} 增加，其实质是反映土体压硬性的效应，并未关注结构性的影响，而结构性作为黏土的固有属性，其损伤演变过程必然影响其强度和刚度，Hardin 公式是否完全适用于计算结构性土的小应变剪切模量尚值得深究。

湛江市是中国重点抗震设防城市之一，历史上曾发生过多次烈度 6~7 度的中强震，且具有震源浅、震感强的特点，而工程建设的抗震设计均涉及以强结构性著称的湛江组灰色黏土地层，以往多侧重于其微观结构与静力学特性探讨^[7-9]，对其动力特性认知尚处于探索阶段^[10]。为了揭示湛江黏土在小应变动剪切模量 G_{\max} 随固结应力的演化规律，本文开展了其原状样和重塑样在不同应力水平下的共振柱试验与三轴 CU 试验，探讨该黏土动剪切模量与其结构损伤的关联性

表征方法，并应用原状样在不同固结压力下的静刚度与微观结构演变性状分析结构性损伤对其动剪切模量影响的物理机制。

1 湛江黏土的基本性质与变形强度特征

1.1 基本特性

土样取自湛江市霞山区，埋深为 15.0~20.0 m。表 1 为其物理力学性质及颗粒组成。X-衍射测试的矿物组成：原生矿物石英占 34%、长石占 4%，次生黏土矿物占 62%；在次生黏土矿物中，蒙脱石占 10%，绿泥石占 35%，伊利石占 35%，高岭石占 20%。可见，该黏土含水率与孔隙比均很高，黏粒含量超过 50.0%，无侧限抗压强度达 133.0 kPa，具有不良的物理特性与较好的力学特性，黏土矿物为其黏粒组的主要成分。

1.2 变形强度特征

湛江原状土采用固定活塞的薄壁取土器取得，重塑土采用揉搓法备样，图 1 为原状湛江黏土压缩曲线，其 $e - \lg s$ 曲线具有结构性黏土的分段式变形典型特征，其结构屈服应力高达 400 kPa，灵敏度达 7.2，说明天然湛江黏土是一种强结构性的灵敏性黏土。

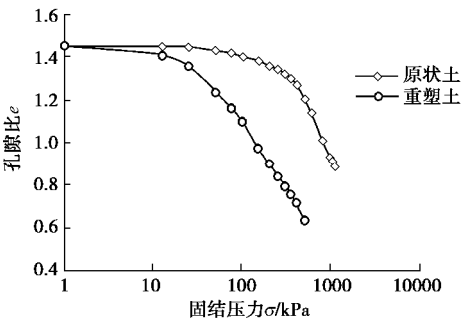


图 1 湛江黏土压缩试验曲线

Fig. 1 Compression curves of Zhanjiang clay

原状样和重塑样 CU 试验的应力 - 应变曲线如图 2 所示，当固结围压小于 400 kPa 时，原状土的应力 - 应变曲线呈现应变软化性状，破坏时的应变为 3%~5%，且伴有明显残余强度段；当固结围压增大到 800 kPa，其应力 - 应变关系表现为硬化型；而重塑土的应力 - 应变性状则表现为轻微应变软化和应变硬化特征，且在固结围压小于结构屈服应力时，原状土峰值强度高于重塑土，反之则相反。

表 1 湛江黏土基本物理力学性质指标平均值与颗粒组成

Table 1 Physical and mechanical average indexes and grain-size distribution of Zhanjiang clay

重度 γ (/kN·cm ⁻³)	含水率 $w/\%$	孔隙 比 e	液限 $w_L/\%$	塑限 $w_p/\%$	塑性 指数 I_p	竖向渗透 系数 K (/10 ⁻⁸ cm·s ⁻¹)	原状土无侧限抗 压强度 q_u/kPa	灵敏 度 S_t	结构屈服 应力 s_k /kPa	颗粒组成/ $\%$			
										> 0.05 /mm	0.005~0.005 5 /mm	0.002~0.002 5 /mm	< 0.002 /mm
17.2	57.4	1.46	60.5	28.2	32.3	1.74	133.0	7.2	400	6.5	37.4	21.9	34.2

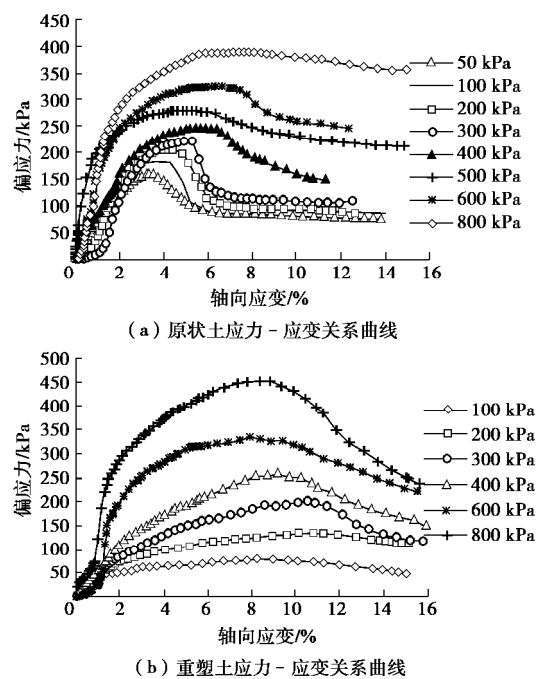


Fig. 2 Stress-axial strain relation curves of Zhanjiang clay

图 3 为原状土和重塑土由 CU 试验获得的总应力强度包络线, 其强度指标如表 2 所示。可见, 湛江黏土在不同应力水平下原状土的摩尔强度包络线存在明显转折点, 而重塑土的强度包络线表现为一条直线。原因是当围压小于结构屈服应力时, 原状土的变形小, 固结压密作用不明显, 结构强度发挥主导作用; 当固结压力大于结构屈服应力时, 其结构性逐渐破损, 土体显著压密, 包络线出现转折, 导致其强度指标在结构屈服应力前后不同, 结构屈服应力前的黏聚力远大于结构屈服应力后, 而摩擦角则有所提高。重塑土呈现较高强度指标是因固结体变大于原状土, 体现土体的压硬性效应。这些都表明从原状土结构破损到重塑土是一个渐变的过程, 经历了黏聚力的丧失和摩擦力的增长, 是一个此消彼长的过程。

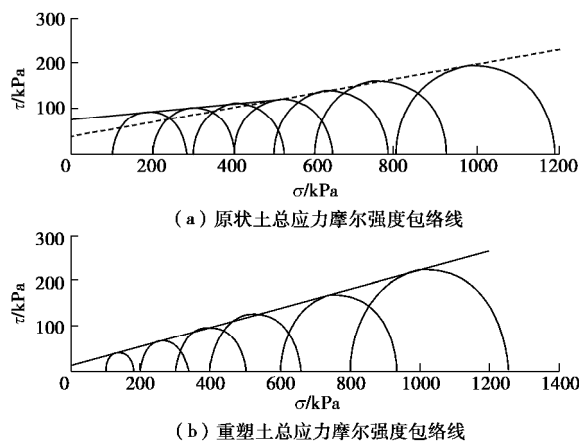


图 3 湛江黏土强度包络线

Fig.3 Strength envelope curves of Zhanjiang clay

表 2 湛江黏土抗剪强度指标				
Table 2 Shear strength parameters of Zhanjiang clay				
土样	结构屈服前		结构屈服后	
	c_1/kPa	$\varphi_1/(^\circ)$	c_2/kPa	$\varphi_2/(^\circ)$
原状土	75.6	5.0	39.6	9.1
重塑土	14.3	11.9	14.3	11.9

2 湛江黏土共振柱试验与动剪切模量结构损伤效应

2.1 试验方法与试验结果

共振柱试验在英国 GDS 公司生产 Stokoe 共振柱 (RCA) 上完成 (图 4), 试验采用分级等压固结, 在每级排水固结完成后量测变形与排水量, 并逐级增加振动应力, 测试扭转方向的自振频率和相应剪应变, 再切断动力, 测试土体振动衰减曲线。根据试样的体积与孔隙比变化, 由式 (1) 计算动剪切模量, 然后继续下一级围压试验, 直至试验完成。

$$G=r\left(\frac{2\pi fH}{b}\right)^2, \tag{1}$$

式中, G 为土样的动剪切模量, r 为土样的质量密度, f 为扭转振动共振频率, H 为土样的高度, b 为扭转振动频率方程的特征值。

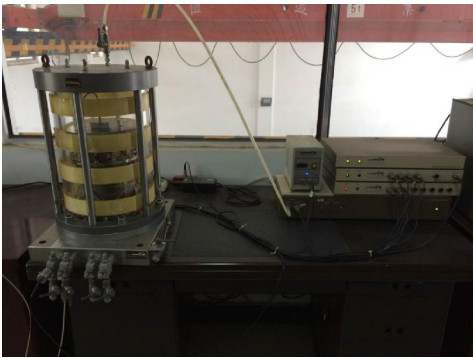


图 4 GDS 共振柱(RCA)测试系统

Fig. 4 GDS resonant column (RCA) test system

试样尺寸为直径 50 mm、高 100 mm, 试验前预先抽气真空饱和再进行反压饱和, 当饱和度达 98% 且固结完成后进行共振柱试验, 原状样各级有效围压分别控制为 50, 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800, 900 kPa, 重塑样则控制为 100, 200, 400, 600, 800 kPa。

图 5 为在不同固结压力下量测获得的动剪切模量 G 与剪应变 g 的关系曲线, 不难看出, G 随着 g 的增大而逐渐减小, 当 g 较小时, G 减小较缓慢, 而当 g 增大到一定程度, G 衰减加快。类比原状土和重塑土在不同围压下的试验曲线, 发现原状土和重塑土 G 随

围压变化规律并不一致, 重塑土 $G - g$ 曲线随围压增大呈现单调增长特征, 如图 5 (b) 所示; 而图 5 (a) 原状土 $G - g$ 曲线则随围压增大呈现先增大后减小的异常性状, 在围压为 600 kPa 时开始降低, 且该围压大于结构屈服应力 400 kPa, 该种现象在以往文献中尚少见报道。

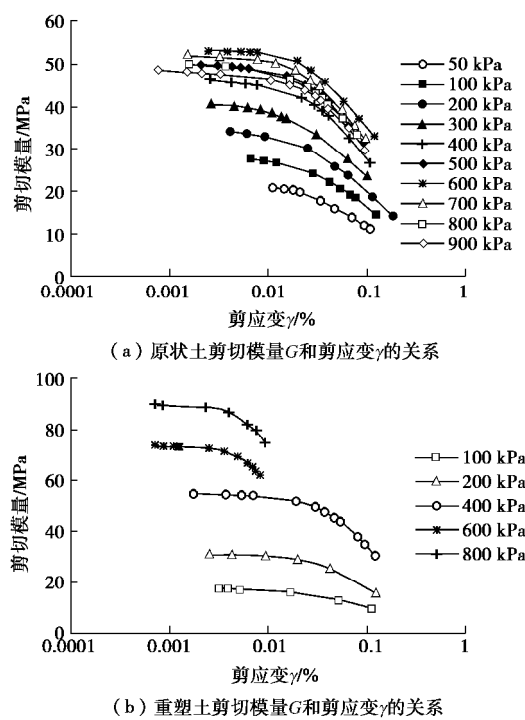


图 5 湛江黏土剪切模量 G 和剪应变 g 关系曲线
Fig. 5 Shear modulus G -shear strain g relation curves of Zhanjiang clay

2.2 最大动剪切模量与围压应力水平的关系

根据图 5 的曲线变化规律, 可以假定湛江黏土在小幅振动荷载作用下, 其动应力 - 应变关系也符合 Hardin-Drnevich 双曲线规律, 则其动剪应力 t 和剪应变幅值 g 的关系可采用式 (2) 描述, 由此可得式 (3) 所示的动剪切模量表述式。

$$t = \frac{g}{a + bg} \quad , \quad (2)$$

$$G = \frac{1}{a + bg} \quad , \quad (3)$$

式中, a, b 为试验参数。

由式 (3) 拟合图 5 试验结果, 可得到图 6 所示 $1/G - g$ 关系曲线, 则最大动剪模量值为 $G_{\max} = 1/a$, 原状土和重塑土在不同固结围压水平下的孔隙比 e 和最大动剪切模量 G_{\max} 如表 3 所示。

由表 3 容易得到如图 7 所示的湛江黏土最大动剪切模量 G_{\max} 与固结围压 s 关系, 不难发现, 原状土最大动剪切模量 G_{\max} 随围压增大呈现出先增大后减小

的变化特性, 当围压达到 600 kPa 时开始降低, 该转折点对应围压大于结构屈服应力 400 kPa, 而重塑土 G_{\max} 随围压增大而呈现单调增大规律。此外, 在相同固结围压条件下, 当固结压力较小时, 原状土 G_{\max} 大于重塑土, 而当固结压力达到较高水平时, 原状土 G_{\max} 却低于重塑土。结合图 2 与表 2 的三轴 CU 试验结果, 说明在小围压固结条件下, 原状土最大剪切模量 G_{\max} 和不排水峰值强度 S_u 均高于重塑土, 当围压高于结构屈服应力后, 重塑土的固结效应显著, 呈现出较高的刚度与强度特性。

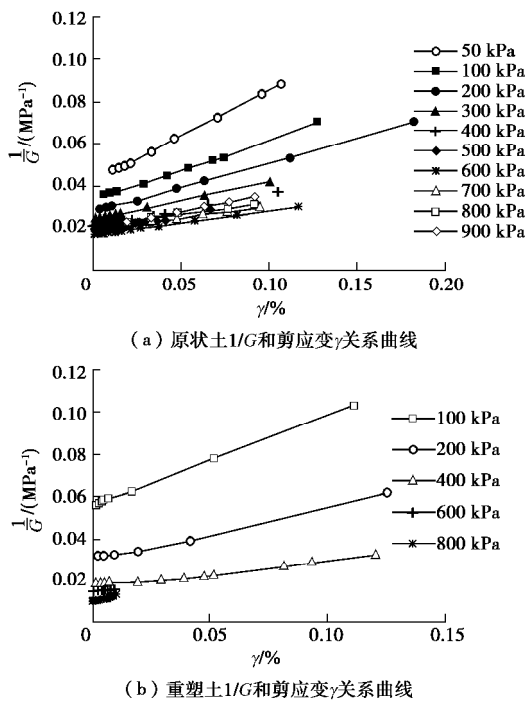
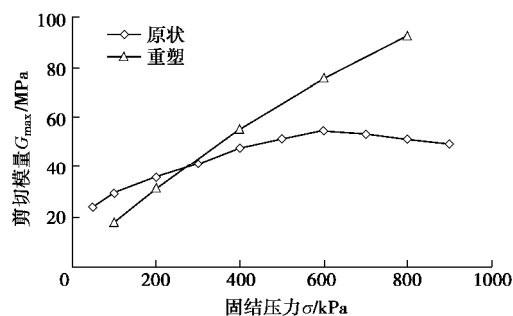
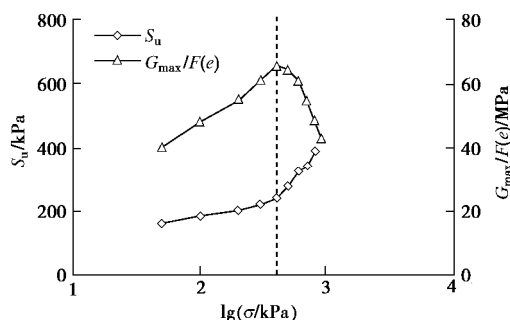
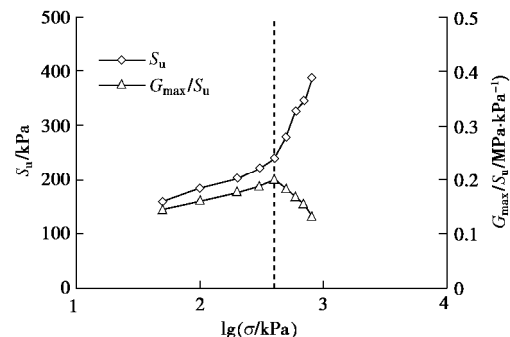


图 6 湛江黏土 $1/G$ 和剪应变 g 关系曲线
Fig. 6 $1/G - g$ relation curves of Zhanjiang clay

表 3 湛江黏土不同围压下的孔隙比 e 和最大动剪切模量 G_{\max}

Table 3 Values of void ratio e and maximum dynamic shear modulus G_{\max} of Zhanjiang clay under various consolidation pressures				
围压 /kPa	原状土		重塑土	
	孔隙比 e	模量 G_{\max}/MPa	孔隙比 e	模量 G_{\max}/MPa
50	1.41	23.81	—	—
100	1.38	29.76	1.05	17.95
200	1.34	35.97	0.88	31.95
300	1.30	41.67	—	—
400	1.24	47.85	0.74	55.55
500	1.16	51.55	—	—
600	1.08	54.64	0.67	75.76
700	1.02	53.48	—	—
800	0.96	51.55	0.61	92.59
900	0.90	49.75	—	—

图 7 湛江黏土 G_{\max} 和 s 关系曲线Fig. 7 Shear modulus G_{\max} -confining pressure s relation curves of Zhanjiang clay图 8 湛江黏土 $G_{\max}/F(e)$ 和 S_u 随固结压力 $\lg s$ 变化关系Fig. 8 Variation relations of $G_{\max}/F(e)$ and S_u with confining pressure $\lg s$ of Zhanjiang clay图 9 湛江黏土 G_{\max}/S_u 随固结压力 $\lg s$ 变化关系Fig. 9 Variation relation of G_{\max}/S_u with confining pressure $\lg s$ of Zhanjiang clay

为了论证原状样的刚度弱化特征与结构损伤的关联性, 将经孔隙比函数 $F(e)=1/(0.3+0.7e^2)$ 归一化后的模量 $G_{\max}/F(e)$ 和不排水峰值强度 S_u 与固结围压 s 的关系表示为如图 8 所示。发现原状土经孔隙比函数归一化后的最大剪切模量随围压变化的转折点与不排水峰值强度 S_u 随围压 s 变化曲线相一致, 也与结构屈服应力相当。为此, 将湛江黏土在不同固结围压水平下的 G_{\max}/S_u 变化规律一并列于图 9, 以兹对照。显然, 湛江黏土 G_{\max}/S_u 随着固结围压的增大也呈现明显的分段特征, 在小围压条件下, 因原状土的结构损伤较小, 其强度和刚度均随固结围压增大而增大, 但当围压应力水平达结构屈服应力 400 kPa 时, 原状土

G_{\max}/S_u 曲线开始出现转折, 此时虽最大动剪切模量 G_{\max} 还有所增大, 但相对于不排水剪切强度 S_u 的增长幅度要小, 致使 G_{\max}/S_u 开始出现衰减趋势。随着固结围压的进一步增大, 土体结构发生渐进损伤, 其性状逐渐向重塑土过渡, 因土体压硬性效应使其 S_u 增长幅度较大, 而固结围压引起土体的结构损伤对 G_{\max} 的衰减程度也加大, 从而导致 G_{\max}/S_u 固结围压增大而显著减小。

从上述试验结果看, 重塑土最大动剪切模量随围压水平增加而增大的变化规律符合国内外已形成的共识认知; 但原状土最大动剪切模量随围压的变化呈现先增大后减小的特征, 且只有最大动剪切模量与不排水剪切强度比值以及经孔隙比函数归一化后的最大剪切模量随固结围压变化的转折点对应围压值才与结构屈服应力相当。究其缘由, 可以认为结构性黏土的刚度除受压硬性这一土体基本特性制约外, 还与其结构性这一固有属性相关, 对于结构性黏土而言, 其压硬性的表现可能因结构性强弱不同而各异。湛江黏土因具有很高的结构强度与灵敏度, 原状样最大动剪切模量随固结围压水平增大的变化特性, 除受固结压力与孔隙比函数的正效应影响外, 同时受应力水平诱导其结构损伤的负效应影响, 且在不同应力水平下的影响程度有所不同。当固结应力小于结构屈服压力时, 正效应占主导, 反之则由负效应主导, 这就是原状土与重塑土 G_{\max} 随围压的增大呈现不同变化规律的物理机制。

2.3 考虑结构损伤效应的最大动剪切模量表征方法

影响黏土 G_{\max} 因素很多, 包括试验条件以及土的物理特性, 对于一般黏性土, 主要因素为固结压力 s_c 或有效平均应力 s'_m 和孔隙比 e 。通常动模量 G_{\max} 随有效平均应力的增大与孔隙比的减小而增大。目前通用的 Hardin 经验公式将最大动剪切模量 G_{\max} 表示为有效围压和孔隙比的函数:

$$G_{\max} = AF(e) \left(\frac{s'_m}{p_a} \right)^n \quad (4)$$

式中 A 是反映各种应力或应变历史形成的土体常数; n 是拟合常数; s'_m 是平均有效应力; p_a 为标准大气压, 量纲与 s'_m 相同; e 是孔隙比, $F(e)$ 是孔隙比函数, 黏性土一般为 $F(e)=1/(0.3+0.7e^2)$ 。

仅从式 (4) 的表征形式看, 如平均有效应力 s'_m 按通常习惯不计标准大气压, 则 Hardin 公式的表述方式不适用于 $s'_m=0$ 的工况, 因为在 $s'_m=0$ 条件下, 土体刚度 $G_{\max} \neq 0$, 只是大小程度不同, 宜将式 (4) 作如下修改, 以满足 $s'_m=0$ 工况下的刚度计算。

$$G_{\max} = AF(e) \left(1 + \left(\frac{s'_m}{p_a} \right)^n \right) \quad (5)$$

显然, G_{\max} 随平均有效应力增加与孔隙比减小而不断增大, 为单调增函数。从结构性黏土的压缩变形特性看, 不管其初始扰动程度如何, 当应力水平很高时, 其 $e - \lg s$ 压缩曲线都会大致交于一点, 此点纵坐标为 $0.42e_0$ (e_0 为初始孔隙比), 其后的压缩曲线, 随着应力增大而基本一致。事实上, 在三轴等压固结过程中, 土体变形性状也基本类似。然而, 按式 (5) 则 G_{\max} 随 s'_m 增加而不断增大, 对于相同土体但初始扰动程度不同的土样, 该式无法满足应力水平足够高时处于刚度近似的要求。为此, 对于不同初始扰动程度的相同土体, 在不考虑结构损伤效应条件下, 假设 G_{\max} 随 s'_m 变化具有相同的演化律, 仅存在变化幅度不同, 且当应力水平足够高时, G_{\max} 存在渐近极值, 则可对式 (5) 作修正, 为消除孔隙比对 G_{\max} 的影响, 一般考虑经孔隙比函数归一化最大剪切模量 $G_{\max}/F(e)$ 与固结压力 s_c 或有效平均应力 s'_m 关系, 如下所示:

$$G_{\max}/F(e) = \frac{A \left(1 + \left(\frac{s'_m}{p_a} \right)^n \right)}{1 + B \left(1 + \left(\frac{s'_m}{p_a} \right)^n \right)} \quad (6)$$

式中, A , B , n 均为反映各种应力或应变历史形成的土体常数, n 为 $G_{\max}/F(e)$ 随 s'_m 变化快慢程度的速率因子, A/B 为理论上 s'_m 趋于无穷大的模量极限值, $A/(1+B)$ 则为 $s'_m = 0$ 的模量值 $G_{\max}/F(e_0)$ 。此时, 式 (6) 既能满足 $s'_m = 0$ 时 $G_{\max} \neq 0$, 又能保证 s'_m 足够大时最大剪切模量存在渐近值的要求。图 10 为重塑土经归一化后最大剪切模量与围压的拟合曲线 (拟合参数见表 4), 呈现出刚度随应力水平增大的良好压硬性, $G_{\max}/F(e)$ 极限值为 84.32 MPa。

由于原状土经孔隙比函数归一化的最大剪切模量随有效围压增大呈现先增大后减小的变化特征 (图 8), 且转折点对应于结构屈服应力, 这表明要合理描述具有强结构性的湛江黏土最大剪切模量随围压的变化规律, 除平均有效应力 s'_m 及孔隙比 e 外, 尚应考虑结构损伤的影响, 而式 (6) 难以反映结构损伤的刚度软化效应。通过引入式 (7) 的刚度软化系数 k , 可得式 (8) 所示的考虑结构损伤效应的最大动剪切模量表征方法。

$$k = k_r + \frac{1 - k_r}{1 + \left(h \frac{s'_m}{p_c} \right)^l} \quad (7)$$

$$G_{\max}/F(e) = \frac{A \left(1 + \left(\frac{s'_m}{p_a} \right)^n \right)}{1 + B \left(1 + \left(\frac{s'_m}{p_a} \right)^n \right)} \left(k_r + \frac{1 - k_r}{1 + \left(h \frac{s'_m}{p_c} \right)^l} \right) \quad (8)$$

以下分析式 (7) 各参数物理意义, 并论证引入刚度软化系数 k 合理性与式 (8) 用于完整描述结构性黏土最大动剪切模量演变规律的有效性。

参数 k_r 为理论上 s'_m 趋于无穷大时的刚度软化系数, 可称为残余软化系数或最小软化系数; s'_m 足够大时的模量极值 $G_{\max}/F(e) = Ak_r/B$; l 是表征刚度软化快慢程度的速率因子, p_c 定义为结构性黏土的表观先期固结压力, 等同于结构屈服应力 s_k , 由压缩试验确定。 h 是结构屈服应力 p_c 与刚度软化系数 $k = (1 + k_r)/2$ 时平均有效应力 s'_m 的比值, 如令此对应平均有效应力 $s'_m = s_\omega$, 据式 (7) 可得 h 值。

$$h = \frac{p_c}{s_\omega} \quad (9)$$

由式 (9) 也可将式 (8) 改写成式 (10) 的形式, s_ω 为软化系数 $k = (1 + k_r)/2$ 时所对应的平均有效应力。

$$G_{\max}/F(e) = \frac{A \left(1 + \left(\frac{s'_m}{p_a} \right)^n \right)}{1 + B \left(1 + \left(\frac{s'_m}{p_a} \right)^n \right)} \left(k_r + \frac{1 - k_r}{1 + \left(\frac{s'_m}{s_\omega} \right)^l} \right) \quad (10)$$

从式 (7) ~ (10) 容易看出, 当 $s'_m = 0$ 时, 刚度软化系数 $k = 1$, $G_{\max}/F(e) = A/(1+B)$; 因 s_ω 大于 p_c , h 小于 1.0, 在平均有效应力 s'_m 小于结构屈服应力 p_c 时, 软化系数 $k \approx 1$; 当 $s'_m > p_c$ 时, 土体结构渐进破损, k 值逐渐减小, 直至逼近其极限值 k_r ; 当 $h = 0$ 时, 式 (8) 退化为式 (6), 对于结构性较弱土体, 压硬性占主导, k 接近 1, 式 (6) 与式 (8) 差异很小, 可用于表征重塑土与结构性不强的土体最大动剪切模量随固结应力演变特性。至此, 可以认为式 (8) 既可反映压硬性对结构性黏土最大动剪切模量的影响, 也可以考虑结构损伤的刚度弱化效应, 还可兼顾延伸于极端应力下结构性黏土的刚度响应特征。

结合该黏土结构屈服应力为 400 kPa 与表 3 试验结果, 采用式 (8) 对原状湛江黏土归一化最大剪切模量与围压关系进行定量表征, 拟合曲线和参数见图 10 与表 4。可以说, 式 (8) 能很好反映刚度软化过程, 归一化最大动剪切模量在固结应力小于结构屈服应力时, 呈现增函数特征, 而一旦超过结构屈服应力, 软化现象显著, 软化系数 $k = (1 + k_r)/2 = 0.65$ 时, 对应的平均有效应力 $s_\omega = 736$ kPa; 当应力水平增大至 1500 kPa 左右时, $G_{\max}/F(e)$ 达到刚度软化阶段的极小

表 4 原状土和重塑土的拟合参数
Table 4 Fitting parameters of undisturbed and remoulded clays

拟合参数	A/MPa	B	n	k_t	η	λ	极限值/MPa	R^2
原状土	28.45	0.1002	0.5517	0.2953	0.5434	4.399	83.84	0.9957
重塑土	12.48	0.1480	1.1010	—	—	—	84.32	0.9997

值, 其后随应力水平的增大而增大, 直至逼近极限值 83.84 MPa, 这刚好与重塑样的 G_{\max} 极限值 84.32 MPa 基本相当。

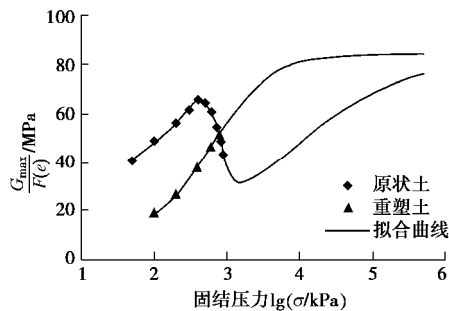


图 10 湛江黏土 $G_{\max}/F(e)$ 与围压 $\lg s$ 关系曲线

Fig. 10 Shear modulus $G_{\max}/F(e)$ and confining pressure $\lg s$ relation curves of Zhanjiang clay

实际上, 从力学机制看, 湛江天然黏土在固结围压水平不断增大过程中, 孔隙比函数归一化最大动剪切模量的演变过程历经了 3 个阶段: ①第一阶段 ($s_c = 0 \sim 400$ kPa), 因土体具有较强结构性与围压增大压硬性的共同正效应, 使其刚度呈强化特征; ②第二阶段 ($s_c = 400 \sim 1500$ kPa), 围压超过结构屈服应力, 导致土体结构渐进破损, 其结构状态渐向重塑土过渡, 结构损伤的副效应起主导, 刚度显著弱化; ③第三阶段 ($s_c > 1500$ kPa), 土体在高应力作用下, 其天然原始结构进一步破损, 向重塑土性能逼近, 压硬性的正效应重新占主导, 刚度不断强化, 并当应力水平足够高时, 其最大剪切模量渐近值与重塑土相同。由此可见, 式 (8) 能够很好地用于完整描述结构性黏土最大动剪切模量随应力水平变化的演变规律, 具有更广的适宜性。

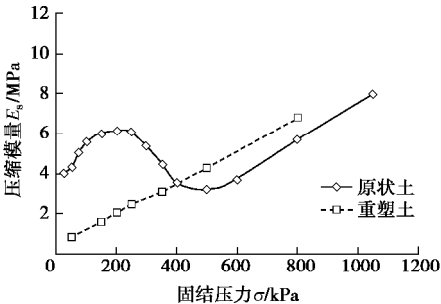
3 印证分析与机制讨论

受共振柱施加固结压力最大量程为 1.0 MPa 所限, 暂难以实施更大固结压力的共振柱试验直接验证图 10 原状土外延第三阶段曲线变化规律。但从宏观力学效应看, 结构性黏土的独特性主要表现为其工程特性在结构屈服前后具有很大不同, 通常都存在明显转折^[6]; 从微观机制看, 则主要体现在其初始状态的内部结构特征及在受荷过程中的演变性状。刚度作为表征土体在荷载下抗变形能力的参量, 无论是静刚度还是动刚度, 通常都采用模量来衡量, 诸如压缩模量、体积模量与动剪切模量等。虽然静模量与动模量并不

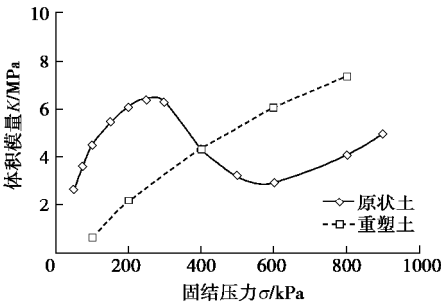
同, 也难以建立普适性的定量关系, 但从不同应力水平下的响应特征可相互定性印证, 原因在于土体性能的决定性内在要素归根结底始终和其物质成分、结构特征及形成过程相关联。正因如此, 从不同固结压力下静刚度与微观结构变化规律出发, 采用比拟与演绎思路求证图 10 外延第三阶段曲线变化规律的合理性, 并探讨其本质机制, 也不失为一种可行的间接佐证途径。

3.1 湛江黏土静刚度的应力水平效应

压缩模量 E_s 和体积模量 K 均可用以表征土体的静刚度, 由湛江黏土压缩曲线 (见图 1) 可获得其 E_s 随固结应力的变化规律, 根据 CU 试验等压固结排水过程中量测的体变则可计算出相应 K 值, 结果如图 11 所示。可以发现, 无论是 E_s 还是 K , 湛江黏土原状样的静刚度均随应力水平的增大而呈现出先增大后减小再增大 3 个阶段的变化规律; 而重塑样则一直呈压硬性特征, 且从数值上看, 在较低应力条件下, 原状样的压缩模量与体积模量也均比重塑样大, 反之则相反。这些规律都与图 10 的湛江黏土最大动剪切模量变化趋势相吻合, 从比拟结果看, 印证了强结构性黏土的动刚度同时受土体压硬性的正效应与结构损伤的副效应影响机制, 也间接证实了所提出描述方法的合理性。



(a) 压缩模量和固结应力关系



(b) 体积模量和固结应力关系

图 11 湛江黏土模量和固结应力关系曲线

Fig. 11 Relationship between modulus and confining pressure of Zhanjiang clay

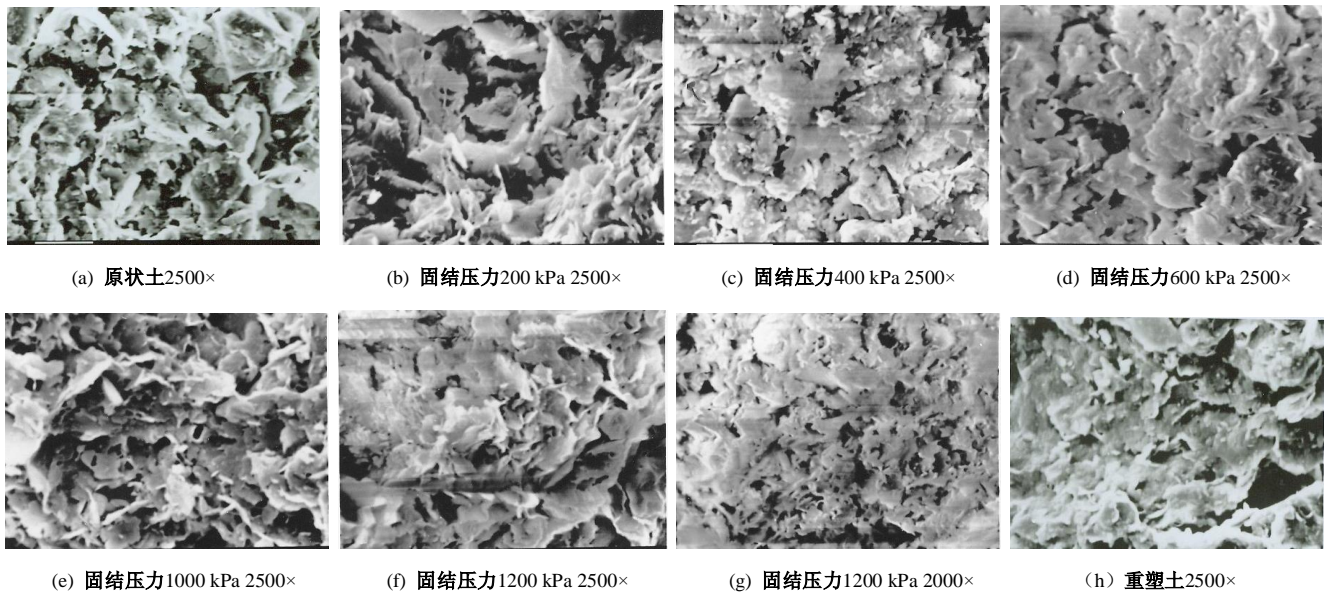


图 12 湛江黏土 SEM 照片

Fig. 12 SEM photos of Zhanjiang clay

3.2 湛江黏土的微观结构特征与应力水平效应

针对原状土及其平行历经不同固结压力的固结试验完成后试样,采用冷冻真空升华干燥法制备SEM试验样品,应用S-250MK III型扫描电镜追踪观测在200~1200 kPa固结压力下湛江黏土微结构形态演化规律,其原状样、重塑样及不同固结应力下原状土SEM照片如图12所示。从组构特征看,湛江黏土呈开放式絮凝结构,基本单元体间成架空形式,接触点数目较少,构成孔隙发育的骨架,无定向排列,而重塑样则呈开放叠片架结构,并具有定向排列特征。

从图 12 所显示出的湛江黏土在不同固结压力下微观结构演化 SEM 照片看,随着固结压力的增大,土体微观结构总体上表现为从空架结构逐渐转化为片架结构,根据演变趋向可以粗略划分 3 个阶段:①结构微调阶段,该阶段固结压力小于结构屈服应力,各种孔隙含量相对稳定,宏观上土体略有压密,但变形不大,微观上表现为颗粒间的接触模式有局部调整,但未发生根本变化;②结构破损阶段,此阶段固结压力已超过结构屈服压力,集聚体间孔隙体积明显下降,集聚体间的连接发生破坏,原始结构破损逐渐显著,颗粒间接触模式逐渐过渡到以面-面镶嵌的状态为主,也趋于有序性;③结构固化阶段,土体微观结构已从初始架空结构逐渐转化为片架结构,整体形态与重塑土趋于一致,颗粒间呈现较密实接触,定向排列较明显,稳固的结构状态初见端倪。基于土体的宏观力学性质受控于其组构特征这一普遍规律,根据上述历经不同固结压力作用下湛江黏土微观结构的变化特征,从演绎推理的逻辑自洽性看,湛江结构性黏土的最大

动剪切模量随固结围压水平的提高必然呈现先增大后减小再增大 3 个阶段的变化规律,这也符合建立结构性模型的思路,即通过细观研究得出定性正确的规律性,定量的关系仍通过宏观研究确定^[11]。

综上所述,湛江黏土的静刚度与微观结构随不同固结压力水平的变化趋势,均呈现出与最大动剪切模量演变过程类似的三阶段特征,正好证实了湛江黏土最大动剪切模量随围压的演变性状与其强结构性密切相关,不仅表现出一一般黏土的压硬性效应,更具有显著的结构损伤效应。

4 结 论

(1) 湛江黏土是一种典型的强结构性土,其重塑样最大动剪切模量 G_{\max} 随有效围压增加而增大,但原状土 G_{\max} 随有效围压的变化呈先增大后减小的奇异特征,且其转折点对应围压大于结构屈服应力,经孔隙比函数归一化的 $G_{\max}/F(e)$ 随有效围压变化的转折特征点与结构屈服应力相当。

(2) 针对 Hardin 公式表征方式难以延伸极端应力水平与未考虑结构性损伤影响的不足,通过分析函数极限存在条件与引入描述结构损伤效应的刚度软化系数,提出能用于完整表征结构性黏土最大动剪切模量随应力水平变化演变规律的定量方法,具有更广的适宜性。

(3) 在宽应力水平范围条件下,湛江黏土最大动剪切模量随应力水平的逐渐增大呈现出先增大后减小再增大 3 个阶段的变化规律,缘由于其响应特征同时受土体压硬性的正效应与结构损伤的负效应双重影

响, 不同固结压力下湛江黏土的静刚度与微观结构演变性状也具有类似的特征, 间接印证了影响结构性黏土动剪切模量的物理机制。

参考文献:

- [1] KU T, MAYNE P W. Yield stress history evaluated from paired in-situ shear moduli of different modes[J]. *Engineering Geology*, 2013, **152**(1): 122 - 132.
- [2] SENETAKIS K, ANASTASIADIS A, PITILAKIS B K, et al. The dynamics of a pumice granular soil in dry state under isotropic resonant column testing[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2013, **45**: 70 - 79.
- [3] HARDIN B O, BLACK W L. Vibration modulus of normally consolidated clay[J]. *Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE* 1968, **94**(2): 453 - 69.
- [4] PARK D. Evaluation of dynamic soil properties: strain amplitude effects on shear modulus and damping ratio[M]. Ithaca: Cornell University, 1998.
- [5] KAGAWA T. Moduli and damping factors of soft marine clays[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1992, **118**(9): 1360 - 1375.
- [6] 沈珠江. 软土工程特性和软土地基设计[J]. *岩土工程学报*, 1998, **20**(1): 100 - 111. (SHEN Zhu-jiang. Engineering properties of soft soils and design of soft ground[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1998, **20**(1): 100 - 111. (in Chinese))
- [7] 谭罗荣, 孔令伟. 特殊岩土工程地质学[M]. 北京: 科学出版社, 2006. (TAN Luo-rong, KONG Ling-wei. Engineering behavior of special rock and soil[M]. Beijing: Science Press, 2006. (in Chinese))
- [8] ZHANG X W, KONG L W, LI J. An investigation of alterations in Zhanjiang clay properties due to atmospheric oxidation[J]. *Géotechnique*, 2014, **64**(12): 1003 - 1009.
- [9] 孔令伟, 张先伟, 郭爱国, 等. 湛江强结构性黏土的三轴排水蠕变特征[J]. *岩石力学与工程学报*, 2011, **30**(2): 365 - 372. (KONG Ling-wei, ZHANG Xian-wei, GUO Ai-guo, et al. Creep behavior of Zhanjiang strong structured clay by drained triaxial test[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2011, **30**(2): 365 - 372. (in Chinese))
- [10] 臧 濛, 孔令伟, 郭爱国. 静偏应力下湛江结构性黏土的动力特性[J]. *岩土力学*, 2017, **38**(1): 33 - 40. (ZANG Meng, KONG Ling-wei, GUO Ai-guo. Effects of static deviatoric stress on dynamic characteristics of Zhanjiang structured clay[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2017, **38**(1): 33 - 40. (in Chinese))
- [11] 沈珠江. 理论土力学[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2000. (SHEN Zhu-jiang. Theoretical soil mechanics[M]. Beijing: China Water & Power Press, 2000. (in Chinese))