

文章编号: 1007-2993(2024)05-0618-06

结构性黄土的小应变刚度特性研究

刘曙光

(河南省水利勘测设计研究有限公司, 河南郑州 450016)

【摘要】 由于存在以粉粒为主的土骨架和大量孔隙形成的架空结构以及粒间胶结作用, 原状黄土表现出显著的结构特性。为研究结构性对黄土小应变刚度的影响, 以典型的结构性黄土为研究对象, 利用固定-自由型 Stokoe 共振柱试验系统, 开展了原状与重塑黄土试样在不同围压下的共振柱试验。结果表明, 在小应变范围内, 原状与重塑黄土的刚度特性均表现出非线性特征, 其剪切模量-剪应变($G-\gamma$)关系可以采用 Hardin-Drnevich 双曲线模型进行拟合。结构性显著控制黄土的小应变刚度特性, 表现在原状土相较于重塑土具有更高的剪切模量、更低的刚度对围压的敏感性。研究还对结构性对黄土小应变刚度的控制作用开展了定量评价, 并与包括伦敦黏土、渥太华砂在内的多种黏性土、砂土进行了比较, 加深了对结构性黄土力学行为的理解, 为相关工程设计提供技术参考。

【关键词】 黄土; 结构性; 小应变刚度; 剪切模量; 共振柱

【中图分类号】 TU43

【文献标识码】 A

doi: 10.3969/j.issn.1007-2993.2024.05.018

Small Strain Stiffness Property of Structured Loess

Liu Shuguang

(Henan Water & Power Engineering Consulting Co., Ltd., Zhengzhou 450016, Henan, China)

【Abstract】 Because of the soil skeleton containing dominant silt as well as interparticle cementation, the natural loess behaves in a structured way. To study the influence of structural properties on the small-strain stiffness of loess, resonant column tests were performed on typical natural and remolded loess under different confining pressures. The results showed that both the original and remolded loess exhibit a nonlinear stiffness characteristic within the small strain range and their shear modulus-shear strain ($G-\gamma$) relationships can be fitted by the Hardin-Drnevich hyperbolic model. Structural properties were found to significantly control the small-strain stiffness properties of loess, as exemplified by a higher shear modulus and a lower sensitivity of the maximum shear modulus to confining pressure of natural loess compared to the case of remolded soil. In addition, this study quantified the effect of structure on the small strain stiffness of loess and makes comparisons with some well-studied sands and clays (including London clay and Ottawa sand). This research enhanced the understanding of the mechanical behavior of structured loess and can provide technical reference for related engineering design.

【Key words】 loess; structure; small strain stiffness; shear modulus; resonant column

0 引言

黄土是一种广泛分布于干旱、半干旱地区的黄色粉砂状的第四系堆积物。我国是世界上黄土分布区域最广、层厚最大、地质成因与地貌类型最复杂的地区。我国山西、陕西、河南、河北、宁夏、内蒙古、甘肃等省份分布有约 640000 km² 的黄土, 占全国陆地面积的 6.6%, 世界黄土分布面积的 4.9%。我国的黄土形成年代覆盖了整个第四纪, 按照形成时间不同, 将其分为午城黄土 Q₁、离石黄土 Q₂、马兰黄土 Q₃、新近堆积黄土 Q₄。由于取材方便, 黄土成为上述地

区重要的建筑材料和地基持力层。伴随着基础设施的大量兴建, 研究人员对黄土的物理指标^[1]、矿物组成与化学成分^[2]、湿陷性^[3]、强度特性^[4]、细微观结构特征^[5]等开展了较为系统的研究。

大量研究表明, 由于成土过程中的地质营力、气候环境和物质来源等独特要素, 典型的黄土具有以粉粒为主的土骨架和大量孔隙的架空结构^[4-5]。再加上颗粒联结处的胶结物质, 黄土形成了显著的结构强度, 天然状态下的黄土具有较高的强度指标, 一旦浸水或受到扰动, 土体原生结构发生崩解, 强度急剧下降, 极

易造成较大变形甚至工程事故。总体而言,黄土的力学行为表现出与流水沉积形成的常规砂土、黏性土较大的差异,即使是颗粒组成相近的一般粉土,其力学行为亦不能与黄土一概而论。因此,黄土在工程实践中往往被归为特殊土,需要对其独特的结构特性及其对力学行为的影响进行系统研究。目前,研究者采用扫描电子显微镜、X射线计算机断层扫描(CT)等多种技术研究了黄土的多尺度结构特征,并开展了与其压缩和强度特征的关联性分析^[6-7]。然而,当前研究还较少涉及结构特征对黄土的小应变刚度的控制作用。事实上,实际工程中地基土单元体的在工作荷载作用下产生的应变值一般不超过 0.001%,如厂房机械振动、波浪荷载作用等。此外,交通荷载、地震、打桩等对应的应变范围在 0.001%~1%。研究表明^[8],土的动力学性质表现出高度的非线性特征。剪应变超过 0.001% 后土体动剪切模量 G 随着剪应变 γ 的增大发生衰减,这一现象可以由 G - γ 曲线反映,其中土在应变小于 0.001% 时对应的剪切模量即为最大剪切模量 G_{\max} 。 G_{\max} 是土动力特性的重要指标之一,也是重大工程场地地震反应分析的关键参数。当前研究普遍认为^[8-9], G_{\max} 受控于土的孔隙比、应力历史、结构特性等。例如,Liu 等^[8]指出,原状花岗岩残积土的 G_{\max} 可超过与原状土具有相同含水率和孔隙比的重塑土的 2 倍,并且二者的差异在土样屈服前更

为明显。然而,针对我国广泛分布的结构性黄土,目前还缺乏相应的研究。

为此,以我国河南地区典型的黄土为研究对象,通过对高质量原状和重塑土开展不同围压的共振柱试验,压力范围覆盖土体的原位上覆应力以及结构屈服应力,建立起剪切模量随剪应变、围压、孔隙比等的关系,在此基础上定量评价结构性对黄土的最大剪切模量的影响。本研究可以为黄土分布地区相关岩土工程设计提供参数和技术指导。

1 研究土样与试验方案

1.1 土样介绍

研究土样取自河南省新郑市某建筑工地,取样深度为 3.5 m,上覆压力 σ'_v 约 50 kPa。为减少取样扰动,采用人工挖槽法取得边长 25 cm 的块状原状黄土。土样的基本物理、力学性质指标见表 1,颗粒分布曲线见图 1。本研究的黄土含有 15.8% 的黏粒(粒径 $d < 0.005$ mm)、78.8% 粉粒($0.005 \text{ mm} < d < 0.075$ mm)以及 5.8% 的砂粒($0.075 \text{ mm} < d < 2$ mm)。此外,土样的液限和塑性指数相对较低,分别为 $w_L = 34.76\%$ 和 $I_p = 8.29$,见图 2。根据以上指标,可将研究土样归为低液限粉土(ML)。如表 1 所示,黄土具有较低的密度和含水率,但是其孔隙比却超过 1.0,这是其内部结构中的大孔隙含量较高所致。

表 1 本文研究的黄土的物理、力学指标

取样深度/m	比重 G_s	密度 $\rho / (\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	含水率 $w / \%$	液限 $w_L / \%$	塑限 $w_p / \%$	塑性指数 $I_p / \%$	结构屈服应力 P_c / kPa	孔隙比 e_0
3.5	2.71	1.55	15.64	34.76	26.47	8.29	100	1.022

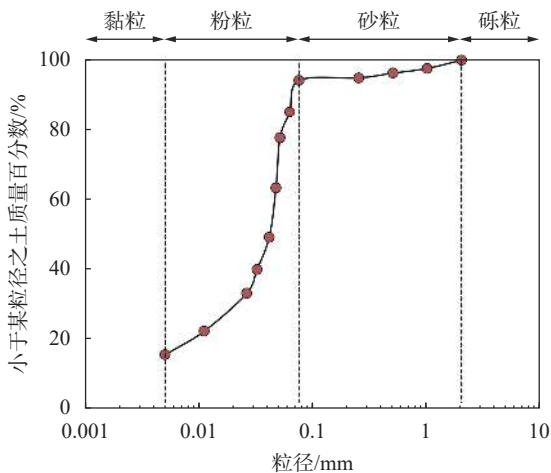


图 1 黄土的颗粒组成

对原状土进行一维压缩试验,利用卡萨格兰德法测得结构屈服应力约为 $P_c = 100$ kPa。由取土深度计算土体的原位上覆应力为 50 kPa,因此研究的黄

土为超固结土,超固结比 OCR 约为 2。然而,现场地质调查表明黄土质地疏松,具有明显的欠压密特征。上述现象表明黄土的超固结特性不但受控于应力历

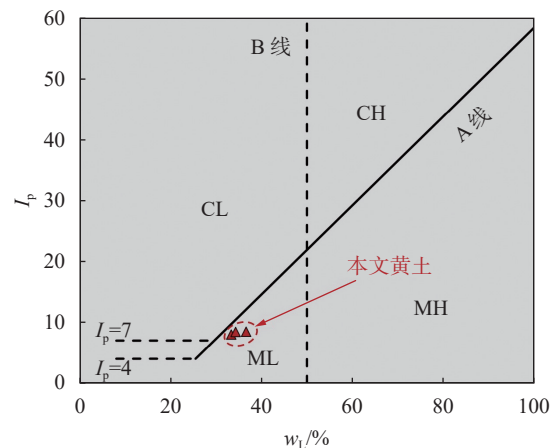


图 2 黄土的液塑限及分类

史,也受控于粒间胶结作用。当黄土堆积到一定厚度,经过短期降雨浸泡之后,水分逐渐蒸发,颗粒联结处的毛细水弯液面下降,但碳酸钙、水溶盐等物质保留下来并产生胶结效应。类似胶结引起土体表观超固结特性的现象在花岗岩、泥岩等的残积土中也曾被发现^[8,10]。对土样开展X射线衍射,矿物分析的结果表明土中原生矿物以石英(42%)、长石(15.6%)、方解石(10.1%)为主;黏土矿物大部分为伊蒙混层(16.4%)、伊利石(10.4%)和高岭石(5.4%)。

1.2 试验仪器与原理

本研究开展共振柱试验测定原状与重塑土的剪切模量及其随剪应变、围压的变化规律。采用的仪器设备为固定-自由型Stokoe共振柱试验系统,核心部件包括压力室、磁铁及线圈、驱动盘、加速度计、LVDT变形传感器等(见图3)。

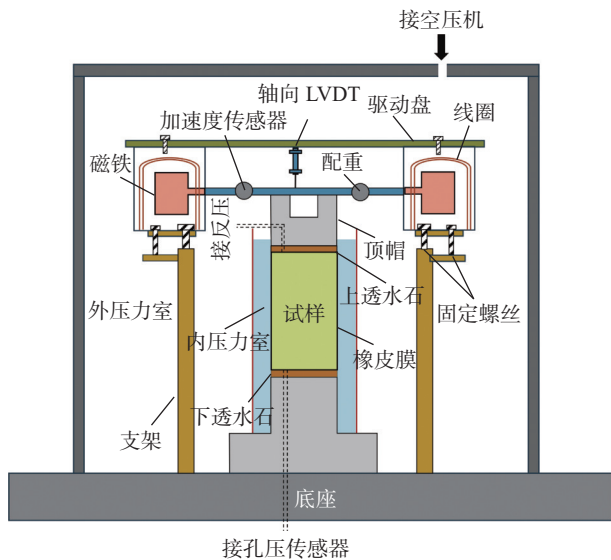


图3 GDS共振柱试验系统

共振柱试验的基本原理为一维波动理论。在一定的压力条件下,由仪器的电磁驱动系统对圆柱形试样顶端产生扭转激励,扭转力的大小由输入电压决定,通过自由端的运动参数获取试样的共振频率,试样的剪应变 γ 由加速度计测量;改变电磁驱动系统的电压,进而获取试样在不同应变水平的共振频率。试样的剪切模量与共振频率的关系为: $G=\rho(2\pi fH/\beta)^2$,其中 ρ 和 H 分别为试样的密度与高度, f 为特定激励电压下的共振频率(由控制软件直接读取)。 β 为固定-自由的共振柱基本方程 $III_0=\beta\tan\beta$ 的解, I 和 I_0 分别为试样和驱动系统的转动惯量,前者由 $I=1/8mD^2$ (m 和 D 分别为试样的质量和直径)计算,后者通过标定试验得到。

1.3 试验方案

本研究对原状与重塑黄土试样在25, 50, 100, 200 kPa的围压(p'_0)的条件下开展共振柱测试。采用试样的直径和高度分别为50 mm和100 mm,其中原状样直接通过人工切削块状样制备。为研究结构性对黄土小应变刚度的控制作用,本文还对与原状土具有相同含水率和孔隙比的重塑土样开展相同条件下的共振柱试验。重塑样制备流程如下:收集原状样切削过程中的散土,风干并碾散后按照原状样的含水率和孔隙比计算制备直径50 mm、高100 mm的圆柱形试样需要的干土和蒸馏水的质量,将二者充分混合后置于密封袋中静置过夜;再将充分混合好的湿土倒入模具中静压成形;最后推出试样,并测定各个试样的尺寸和密度。需要指出的是,本研究重塑样制备所需的散土来自原状样切削过程中产生的碎屑,相较于在现场直接收集散土,本文采用的方法可以最大限度降低黄土颗粒组成的空间变异性对试验结果的影响。此外,根据《土工试验方法标准》(GB/T 50123—2019)的要求,只有密度差值小于 0.03 g/cm^3 的原状或重塑试样才能用于共振柱试验,从而降低了试样不均匀的影响。

试验方案综合考虑了土的结构性和不同的固结围压的影响(见表2)。其中最低围压为25 kPa,低于土样的原位上覆应力(50 kPa);最高围压200 kPa超过黄土的结构屈服应力 P_c ,从而可以研究土体原生结构对小应变刚度的影响。根据《土工试验方法标准》(GB/T 50123—2019)^[11]开展共振柱试验,具体步骤如下:首先,将制备好的原状或重塑试样用橡皮膜包裹后安装于共振柱实验仪器底座上,依次安装上顶帽、磁铁及线圈、驱动盘、LVDT传感器等部件。其次,安装内压力室并注无气水至没过试样顶部。由于共振柱采用压缩空气施加围压,而市售橡皮膜隔水性能优于隔气性能,因此采用内压力室注水可以有效避免围压施加过程中气体进入试样内部改变试样饱和程度。再次,将安装好的试样按照表2施加不同的围压固结至超静孔隙水压力消散。最后对固结后的试样开展共振柱测试:输入不同的激励电压,由仪器配套的GDS RCA软件自动记录试样的剪应变值 γ 和共振频率 f ,通过改变输入的激励电压,得到不同应变下试样的共振频率,再根据1.2的有关公式计算试样相应的剪切模量,并得到 $G-\gamma$ 关系曲线。

2 试验结果与分析

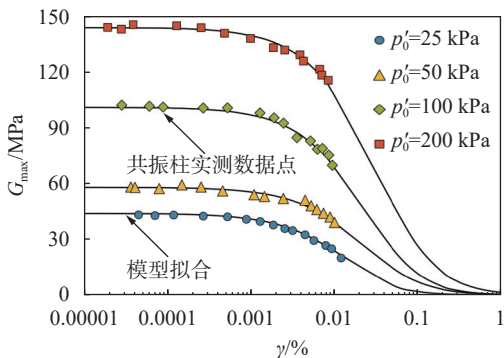
2.1 不同围压下黄土的 $G-\gamma$ 关系

图4给出了半对数坐标下原状与重塑黄土在不

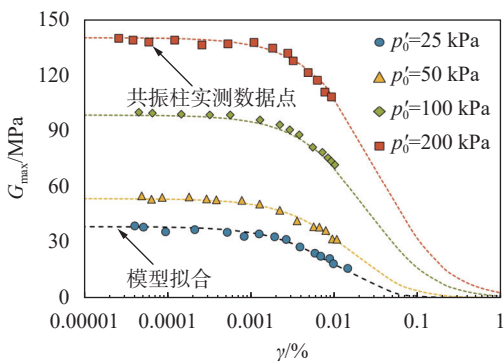
同围压下的 $G-\gamma$ 衰减曲线, 在 0.0001% ~ 0.01% 的剪应变范围内, 原状与重塑黄土均表现出非线性的 $G-\gamma$ 关系。即当剪应变较小时 (对于原状土, $\gamma < 0.0005\%$; 对于重塑土, $\gamma < 0.001\%$), 试样的剪切模量基本保持为一定值。而当剪应变一旦超过该阈值, 剪切模量随着剪应变的增大迅速降低, 当剪应变接近 0.01% 时, 剪切模量衰减至初始值的 46% ~ 80% (原状土) 或 40% ~ 77% (重塑土)。

表 2 共振柱试验试样信息

试样编号	试验对象	初始孔隙比	固结围压/kPa
U25	原状土	1.020	25
U50	原状土	1.024	50
U100	原状土	1.022	100
U200	原状土	1.023	200
R25	重塑土	1.020	25
R50	重塑土	1.024	50
R100	重塑土	1.022	100
R200	重塑土	1.023	200



(a) 原状土 $G-\gamma$ 衰减曲线



(b) 重塑土 $G-\gamma$ 衰减曲线

图 4 原状与重塑黄土不同围压下的共振柱试验结果

进一步分析图 4 中的数据发现, 原状或重塑黄土的 $G-\gamma$ 衰减曲线可以采用 Hardin-Drnevich 模型^[12]进行拟合, 拟合公式为:

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

式中: G_{\max} 为最大剪切模量; γ_r 为参考剪应变; 表征 $G-\gamma$ 拟合曲线拐点横坐标大小; a 为与曲线弧度相关的拟合参数。

2.2 G_{\max} 与围压及孔隙比的关系

根据公式 1 及拟合结果, 原状与重塑样的最大剪切模量与围压的关系见图 5。结果表明, 原状土的最大剪切模量较高, 而重塑过程破坏了其原生结构性, 因此重塑土的 G_{\max} 显著降低。具体而言, 重塑土的 G_{\max} 仅为原状土的 52% ~ 58%。此外, 随着围压的升高, 原状土的 G_{\max} 表现出非线性上升趋势, 见图 5(a)。当围压从 25 kPa 增加至 200 kPa 时, G_{\max} 提升了约 1.3 倍, 重塑样的这一数值为 1.65。事实上, 总结以往针对意大利原状硬黏土^[13]、英国重塑硬黏土^[14]、日本丰浦砂和石英砂^[15] 等研究发现, 不同种类的土体均表现出 G_{\max} 随着围压单调增长的趋势 (见图 5(b))。然而不同种类土的 $G_{\max}-p'_0$ 关系的斜率并不相同, 这体现了不同土体对的 G_{\max} 对围压升高的不同敏感程度。如意大利的原状硬黏土的斜率最小, 日本丰浦砂的斜率最大。显然, 随着围压的提高, 土的结构更加致密, 试样的 G_{\max} 增大。然而, 这一过程却受到原生结构中胶结作用的限制。当围压显著低于土的 P_c 时, 围压的升高并不会显著改变试样的孔隙比, 因此 G_{\max} 的提高程度有限; 当围压超过试样的 P_c 之后, 原生胶结作用被明显破坏, 在较高围压作用下孔隙比降低, 因此试样 G_{\max} 改变较为明显, 这也解释了图 5(b) 中原状黄土的 $G_{\max}-p'_0$ 关系由两段不同斜率的直线组成的原因。

除此之外, 结果还表明, 无论是原状还是重塑黄土, 其 $G_{\max}-p'_0$ 关系均可用幂函数进行拟合, 拟合公式为: $G_{\max}/p_r = A(p'_0/p_r)^n$, 其中 A 和 n 为拟合参数。该公式给出了 G_{\max} (单位 MPa) 和 p'_0 (单位 kPa) 之间的关系, 引入参考压力 $p_r (=1 \text{ kPa})$ 的目的是使拟合参数的量纲为 1。图 5(c) 表明, 幂函数对原状与重塑黄土的 $G_{\max}-p'_0$ 关系拟合效果较好, 相关系数 R^2 普遍超过 0.9。原状土的拟合参数值为 $A=8300, n=0.535$, 重塑土的拟合参数值为 $A=2780, n=0.647$ 。显然, 参数 A 与土样在低围压 (1 kPa) 下的最大剪切模量数值有关, A 值大小反映了土体原生结构的影响, 其值越高, 表明土颗粒排列越紧密, 胶结效应越强。参数 n 实质上是图 5(c) 中的斜率大小, 反映了土体原生结构对外荷载的抵抗力大小。理论上, $n=0$ 意味着土体最大剪切模量完全不受围压影响, 这对应极强结构性情形。

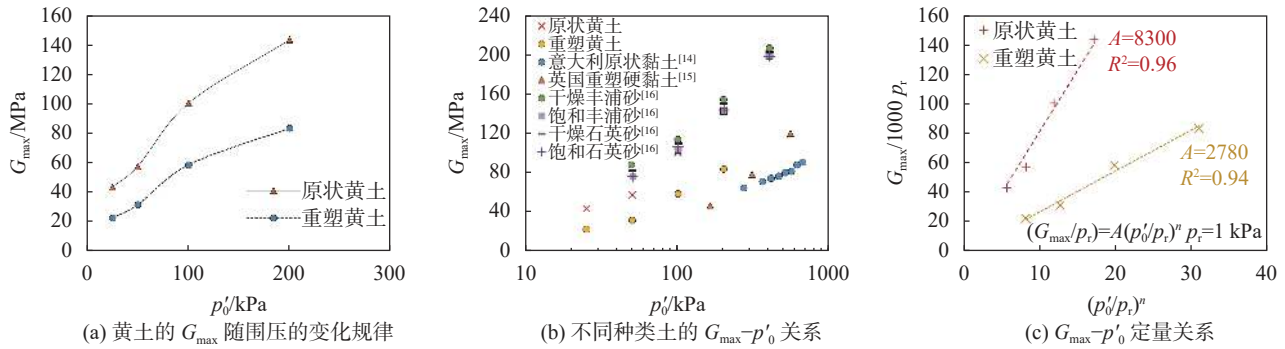


图5 最大剪切模量 G_{max} 与围压 p'_0 的关系

围压对土体 G_{max} 的影响实质上反映了结构调整产生的孔隙比 e 的变化。为定量反映 e, G_{max}, p'_0 三者的关系, 采用文献 [9] 提出的经验公式 $G_{max}/p_a = Bf(e)(p'_0/p_a)^n$ 对本研究黄土的共振柱数据进行拟合, 其中 p_a 为大气压力 (等于 101kPa), B 和 n 为拟合参数, $f(e) = e^{-1.3}$ 为孔隙比函数。图 6 表明, 对于原状土, 采用 $f(e)$ 归一化的 G_{max} 高于重塑土的数值, 这体现了原生结构性对土的小应变刚度的影响。

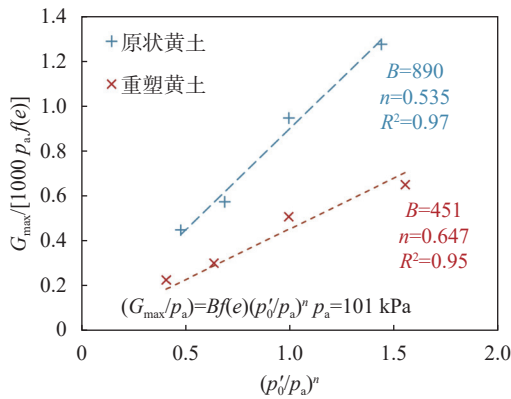


图6 最大剪切模量 G_{max} 与孔隙比 e 的关系

2.3 结构性对黄土小应变刚度影响的定量评价

前述结果揭示了原状黄土的结构性对其剪切模量的影响。经典土力学中一般采用灵敏度来量化土体结构性对强度的影响。灵敏度 S_l 的定义为原状与重塑土的无侧限抗压强度之比。为定量评价结构性

对土刚度的控制效应, 类比经典的灵敏度的定义, 为定量评价结构性对土刚度的控制效应, 类比经典的灵敏度的定义, 本文引入刚度灵敏度的概念, 即相同围压下原状样与重塑样最大剪切模量的比值 (G/G^*), 借此评价结构性对土的小应变刚度的控制程度。根据图 5 中的数据, 计算得到本文黄土在围压为 25, 50, 100, 200 kPa 下的 G/G^* 值分别为 1.92, 1.81, 1.71, 1.71。由于本文原状样的结构屈服应力为 100 kPa, 当围压较低时, 大部分原生结构特征得以保留, 因此 G/G^* 较高; 随着围压的升高, 固结过程中土的微观结构不断进行调整, 原生结构性被破坏, 因此 G/G^* 逐渐降低。当围压超过 P_c , 该参数基本保持不变, 表明土体结构达到稳定状态。

此外, 本研究还采用 $G_{max}-p'_0$ 关系拟合公式中参数 n 的数值来量化结构性对土的小应变刚度的控制程度。前已述及, n 反映了 G_{max} 的数值对围压改变的敏感程度。进一步, 原状与重塑土的 n 值之比 (R_n) 定量反映了结构性对刚度控制作用的程度。 R_n 越大表明土体结构性对刚度的控制作用越强。图 7 总结了本文黄土与文献中不同类型的砂土、黏性土、风化土的 n 与 R_n 值 [8, 16-19]。对于黏性土, R_n 由原状与重塑土的 n 值计算得到; 对于砂性土, R_n 由人工胶结的砂土和无胶结的砂土的 n 值计算得到。由图可知, 黄土 R_n 为 0.82, 与文献中的意大利黏土、伦敦黏土接近。同时, Mortar 砂和中粗砂的 R_n 值较低 (见图 7)。

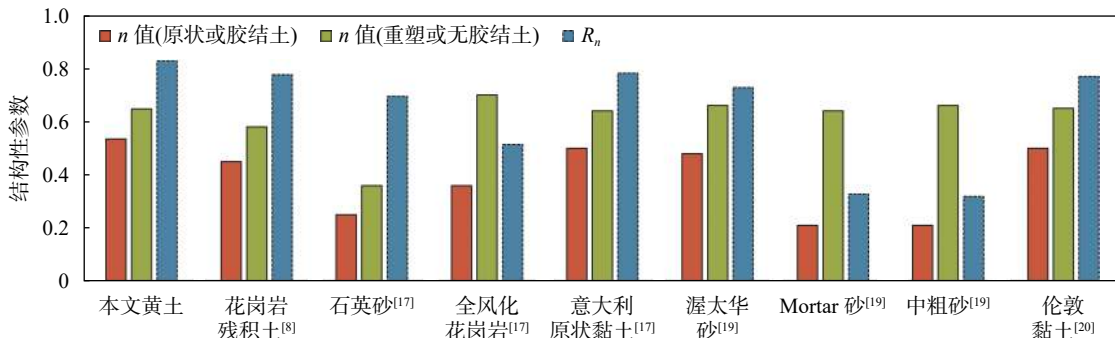


图7 结构性对小应变刚度的影响的定量评价

3 结论

(1) 在小应变范围内, 原状与重塑黄土的刚度表现出显著的非线性特征, 随着剪应变的增加, 剪切模量逐渐降低, 当 γ 接近 0.01% 时, G 衰减至初始值的 46% ~ 80%(原状土) 或 40% ~ 77%(重塑土)。黄土的 G - γ 衰减曲线可以采用 Hardin-Drnevich 双曲线模型进行拟合。

(2) 结构性黄土的最大剪切模量、孔隙比、围压的关系可以用 $G_{\max}/1000p_r = A(p'_v/p_r)^n$ 和 $G_{\max}/p_a = Bf(e)(p'_v/p_a)^n$ 拟合, 其中 A, B, n 为拟合参数。随着围压的升高, 试样的孔隙比降低, 最大剪切模量增大。由于结构性的存在, 原状黄土最大剪切模量和孔隙比随着围压改变程度低于重塑土, 两种土的拟合参数 A, B, n 数值大小很好地反映了这一差异。

(3) 引入原状与重塑土最大剪切模量之比 G/G^* 和基于 G_{\max} - p'_v 关系拟合公式中参数 n 的 R_n 定量评价结构性对黄土小应变刚度的控制作用。对于本研究的黄土, 参数 G/G^* 随着围压的增大先降低, 当围压超过结构屈服应力之后基本保持不变。 R_n 为 0.82, 表明其小应变刚度受土体原生结构控制程度与意大利黏土、伦敦黏土等接近。

参 考 文 献

- [1] 陈默涵, 罗云海, 王晓燕, 等. 黄土地基水分入渗规律试验研究 [J]. *岩土工程技术*, 2023, 37(1): 95-99.
- [2] 邢玉东, 朱浮声, 王常明. 辽西黄土的物质组成与微观结构特征 [J]. *岩土工程技术*, 2008(3): 155-159.
- [3] 宋献华. 一种评价黄土及黄土地基湿陷敏感性的新方法 [J]. *岩土工程技术*, 2019, 33(5): 249-254.
- [4] 王弘起, 孙杰龙, 李大卫, 等. 不同含水率高填方黄土抗剪强度试验研究 [J]. *岩土工程技术*, 2022, 36(6): 507-510.
- [5] 高国瑞. 中国黄土的微结构 [J]. *科学通报*, 1980(20): 945-948.
- [6] 方祥位, 欧益希, 李春海, 等. 浸湿对原状 Q_2 黄土微观结构与力学性质的影响研究 [J]. *岩土力学*, 2015, 36(S2): 111-117.
- [7] 张杰, 张常亮, 李萍, 等. 结构性黄土压缩特性的微观非连续变形分析 [J]. *长江科学院院报*, 2021, 38(5): 123-130.
- [8] LIU X Y, ZHANG X W, KONG L W, et al. Effect of cementation on the small-strain stiffness of granite residual soil [J]. *Soils and Foundations*, 2021(8): 520-532.
- [9] HARDIN B O, BLACK W L. Sand stiffness under various triaxial stresses [J]. *Soil Mechanics and Foundation Division Journal*, 1966, 92(2): 27-42.
- [10] 张先伟, 孔令伟, 李宏程, 等. 津巴布韦泥岩残积土的工程地质特性及其微观机制 [J]. *工程地质学报*, 2018, 26(6): 1424-1432.
- [11] GB/T 50123—1999 土工试验方法标准 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2019.
- [12] STOKOE K H, DARENDELI M B, ANDRUS R D, et al. Dynamic soil properties: laboratory, field and correction studies [C]// *Proceeding of 2nd International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering*, Portugal: Portuguese Society for Geotechnique, 1999.
- [13] RAMPELLO S, SILVESTRI F, VIGGIANI G. The dependence of small strain stiffness on stress state and history of fine-grained soils: the example of Vallericca clay [C]// *Proceeding of International Symposium on Prefailure Deformation of Geomaterials*, Japan: Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering, 1994.
- [14] PENNINGTON D S, NASH D F T, LINGS M L. Anisotropy of G_0 shear stiffness in Gault Clay [J]. *Géotechnique*, 1997, 47(3): 391-398.
- [15] 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.
- [16] FERNANDEZ A L, SANTAMARINA J C. Effect of cementation on the small-strain parameters of sands [J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2001, 38(1): 191-199.
- [17] WANG Y, NG C W W. Effects of stress paths on the small-strain stiffness of completely decomposed granite [J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2005, 42(4): 1200-1211.
- [18] CHANG T S, WOODS R D. Effect of confining pressure on shear modulus of cemented sand [J]. *Developments in Geotechnical Engineering*, 1987, 43: 193-208.
- [19] OKEWALE I A. Effects of weathering on the small strain behaviour of decomposed volcanic rocks [J]. *Journal of GeoEngineering*, 2019, 14(2): 97-107.

收稿日期: 2023-08-04