中国科学: 技术科学 2026 年 第 56 卷 第 7 期: 1758 ~ 1767
SCIENTIA SINICA Technologica techcn.scichina.com
《中国科学》杂志社 SCIENCE CHINA PRESS
论 文 复杂恶劣条件下水电开发基础科学问题专刊

深厚覆盖层原状砂土咬合结构性及细观机理分析

张泽蔚[1], 杨晓通[1], 刘海天[1], 彭文明[1,2], 张建民[1], 王睿[1*]

1. 清华大学水利水电工程系, 北京 100084
2. 中国电建集团成都勘测设计研究院有限公司, 成都 610072
* E-mail: wangrui_05@mail.tsinghua.edu.cn

收稿日期: 2025-12-12; 接受日期: 2026-03-23; 网络版发表日期: 2026-07-10
国家自然科学基金(批准号: 52494971, 52425904)资助项目

摘要 土体的天然结构性直接影响其宏观力学特性, 进而影响工程场地原位岩土体力学参数的确定. 为提高我国西部深厚覆盖层上大型水利水电工程建设的安全性和经济性, 准确评估原位覆盖层土体的天然结构性至关重要. 已有研究表明, 原状结构性砂土与重塑砂土具有显著的力学性质差异, 但其结构性的细观机理尚不明晰. 本研究对比取自河湖沉积区的冻结原状砂土及砂雨法制备的重塑砂土, 开展了空心圆柱扭剪试验, 以比较两者宏观尺度上的力学行为, 并开展了无侧限烘干试验及X射线计算机断层扫描(X-ray computed tomography, XCT), 比较其组构特征. 结果表明: 在宏观尺度, 单调加载中原状砂土具有更高的初始剪切模量和更显著的剪胀性, 且随着加载进行, 这些差异逐渐减小, 不排水循环加载中原状土则表现出更高的抗液化强度; 无侧限烘干试验同样表明原状砂土具有结构性, 原状试样可在无侧限烘干条件下维持立样, 而长期固结的重塑土可一定程度再现这一现象. 细观扫描分析进一步显示, 原状土具有比重塑土更高的平均配位数和接触面积比, 且接触面积比的差异在大颗粒中更加明显. 原状砂土在上覆压力下的长期沉积过程可能是其咬合结构性的重要来源. 本研究结果有助于提升对于土体原位结构性的认识, 并为原状土的本构模拟提供依据.

关键词 原状砂土, 力学特性, CT扫描, 咬合结构性

1 引言

随着我国深厚覆盖层上水利水电工程的建设, 深层土体原位力学特性的准确评估成为了制约工程安全高效进行的关键瓶颈. 深层土体在长期地质作用下形成了特有的原位结构性, 实验室中根据重塑土样试验结果确定的参数往往难以反映原位土体的力学特性[1~3].

已有研究通过开展原状土取样试验, 并与重塑土对比后发现, 即使在保持密度相同的条件下, 原状砂土仍与实验室中的重塑土样表现出显著的力学特性差异: 原状土往往具有更高的小应变刚度和峰值强度, 但临界状态相近[4~6], 原状土在剪切过程中也表现出更明显的剪胀性[7,8]; 同时, 循环加载过程中原状土也表现出了更高的抗液化强度[5].

引用格式: 张泽蔚, 杨晓通, 刘海天, 等. 深厚覆盖层原状砂土咬合结构性及细观机理分析. 中国科学: 技术科学, 2026, 56: 1758–1767
Zhang Z W, Yang X T, Liu H T, et al. Interlocked fabric of an *in-situ* sand in thick alluvial deposit and its micro scale mechanism (in Chinese). Sci Sin Tech, 2026, 56: 1758–1767, doi: 10.1360/SST-2025-0411

© 2026 《中国科学》杂志社

这些力学性质差异的来源往往被归结为土的“结构性”这一概念[9,10]. 根据成因, 结构性可分为由生物、化学作用引起的胶结作用; 以及由颗粒间排列、接触变化引起的咬合作用[4,10]. 近年来, 对胶结结构的研究已经取得了长足的进展[11~15], 但由于难以保持原位结构性, 针对未胶结原状砂土的研究仍相对较少, 且难以解释试验中观察到的无胶结原状砂土与重塑砂土所存在的明显力学性质差异[4,16].

近年来, 随着computed tomography (CT)扫描技术的不断发展及其在岩土工程领域的应用, 对原状土体结构的细观观测成为了可能: Fonseca等人[17]在原状与重塑砂土三轴排水剪切试验的不同加载阶段取样扫描, 并发现原状与重塑土的颗粒长轴初始朝水平面集中, 初始接触法向整体呈近各向同性分布. 随着剪切进行, 剪切带外的颗粒定向未发生明显变化, 但接触法向向大主应力方向集中, 同时原状土的颗粒间平均接触面积总是高于重塑土; Quinteros和Carraro[18]通过CT扫描图像分析了原状砂土与不同制样方法重塑土的颗粒排列特性, 并发现现有制样方法均较难准确模拟原状土的结构性; Garcia等人[19]在三轴试验过程中同时开展扫描, 系统地分析了原状砂土的剪切变形特性, 并发现原状土的平均配位数与接触面积在加载初始阶段明显高于重塑土. 这些研究对于理解原状土的组构特性并解释其宏观力学性质具有重要意义. 然而, 现有研究尚未能通过这些细观结构充分解释原状砂土的宏观力学特性.

本文通过对高质量的冻结原状土样以及砂雨法重塑土样进行空心圆柱扭剪试验, 分析原状与重塑砂土的宏观力学性质差异; 并进一步采用无侧限烘干试验和CT扫描试验分析原状土的组构特征, 揭示原状土结构性的细观机理.

2 试验材料与流程

2.1 原状土制样方法

本文所采用的块状原状砂土从河床以下约20 m深处的深围井开挖面取样. 在经历现场原位降水位处理后试样含水量降低至约5%. 在现场将每个土块切割成边长为30 cm的正方体. 将封装好的试样提升出深围井至地面后, 放入温度维持在−5°C至−10°C之间的冷冻车中, 确保土体完全冻结后运输到低温制样室内.

为了防止砂土试样破坏, 在−5°C至−10°C的冷冻存储设施中进行试样切削. 采用专门开发的冻结试样电动切削设备, 按顺序依次切削试样的外径、高度和内径至设定的尺寸(如图1所示). 在切削高度和外径时, 试样底部由环箍夹紧固定在车床底座并匀速旋转, 每层切削试样厚度为0.5 mm. 当切削内径时, 为防止试样在切削过程中受力破裂, 在其外部环箍完整的护罩进行保护, 试样仍靠底座带动旋转.

完成制样后, 使用游标卡尺测量试样尺寸精度是否达标. 试样外径、内径、高度、壁厚的标准值分别为100, 60, 200和20 mm. 外径和内径测量选取试样上、中、下三个部位进行, 并取平均值; 高度测量选取试样水平面垂直的两个方向进行, 并取平均值; 除此之外, 在试样顶部和底部水平面分别选取垂直的两个方向测量空心圆柱壁厚并计算平均值. 制样尺寸误差控制在± 0.5 mm以内. Yang等人[16]介绍了更多取样、制样的相关细节, 评估认为本文所采取的原状土制样方法扰动效应较小, 经验证这种方法显著提高了冻结空心圆柱砂土试样的制样精度和成功率.

2.2 试验材料物理特性

原状土的筛分试验级配曲线如图2所示, 砂土中细颗粒含量(Fc)低于0.5%, 中值粒径d_{50}为0.304 mm, 颗粒粒径较为均一. 重塑土采用和原状土相同来源的现场采集土样经砂雨法制备, 并精准控制其级配和干密度与原状试样一致. 材料的基本物理性质如表1所示.

2.3 空心圆柱扭剪试验流程

试样在确认尺寸符合要求后装入试验机开展后续

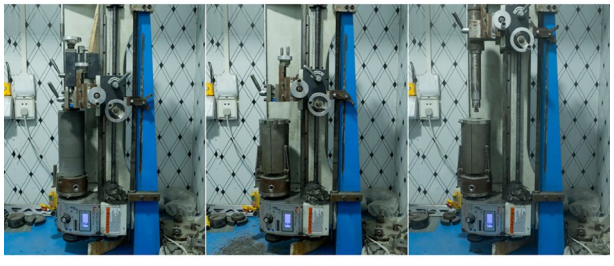


图 1 (网络版彩图)冻结原状试样切削装置和制备好的空心圆柱试样

Figure 1 (Color online) Cutting apparatus for frozen intact specimens and the prepared hollow cylindrical specimen.

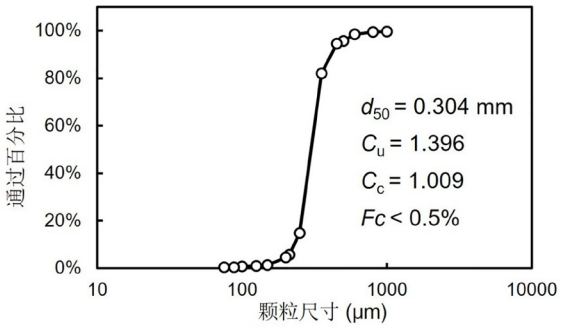


图 2 原状砂土级配曲线

Figure 2 Particle size distribution curve of intact sand.

表 1 原状砂土基本物理性质

Table 1 Basic properties of intact sand

d_{50} (mm)	G_s	ρ^d_{max} (g/cm^3)	ρ^d_{min} (g/cm^3)	Dr (%)	e
0.304	2.7	1.666	1.339	63	0.768

流程. 首先将切削好的试样放置在预先冷却的加载底座上, 并绑扎好预先冷却的内外乳胶膜. 冻结试样在−30 kPa压强下立样后, 将其安装至HCTS试验腔内, 紧接着采用内外腔30 kPa水压力围压立样, 并撤除真空立样压力, 在约25°C的室温下进行16 h以上的解冻.

试样解冻过程中, 不间断通二氧化碳气体, 以达到使试样完全融化和孔隙被二氧化碳完全填充的目的; 随后进行水头饱和, 使试样基本达到饱和状态; 为进一步确保试样饱和度, 采取反压饱和, 即对试样内注水至孔压达到200 kPa, 在此过程中同步线性提升试样围压至230 kPa, 从而确保该过程中有效围压始终为30 kPa; 接着测试试样饱和度, 控制试样不排水, 提升围压至330 kPa, 监测试样孔隙水压力的变化, 计算试样饱和度, 当B值达到0.95以上时, 进入固结阶段; 固结过程中围压和试样内部孔压维持恒定, 直至试样排水逐渐趋稳.

如前所述, 在完成切削后, 试样会被施加30 kPa的等向围压, 并在该围压下进行常温解冻、饱和等过程. 饱和后的解冻试样经过200 kPa的等向围压固结后, 其竖向有效应力恢复至与原位状态相当的水平.

试样固结完成后, 进行排水各向异性单调加载试验, 大主应力方向与沉积面法线方向夹角分别为0°和90°(图3). 加载过程中, 中主应力系数恒定为b = 0.5, 平均应力保持200 kPa. 在不排水循环试验中, 施加的σ_r, σ_θ, 和σ_z保持恒定且相同, 同时施加纯循环扭转应力

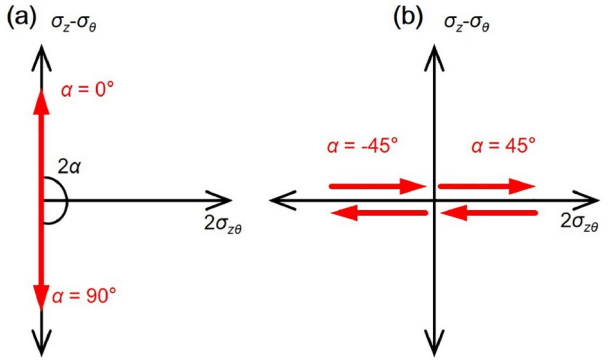


图 3 (网络版彩图)排水单调加载应力路径: (a) 排水单调加载试验; (b) 不排水循环加载试验

Figure 3 (Color online) Stress paths of drained monotonic loading test: (a) drained monotonic loading test; (b) undrained cyclic torsional shear loading test.

$\tau_{z\theta}$, 循环应力比(cyclic stress ratio (*CSR*), 即剪切应力$\tau_{z\theta}$幅值与有效围压p_c的比值)设置为0.25, 循环加载周期设置为300 s, 以减少加载速率的影响.

3 宏观力学特性分析

在分析单调加载试验结果时, 使用广义剪应力q(公式(1))和广义剪应变ε_q(公式(2))评估试样单调剪切行为.

$$q=\sqrt{\frac{(\sigma_1'-\sigma_2')^2+(\sigma_2'-\sigma_3')^2+(\sigma_1'-\sigma_3')^2}{2}}, \tag{1}$$

$$\varepsilon_q=\sqrt{\frac{2((\varepsilon_1-\varepsilon_2)^2+(\varepsilon_2-\varepsilon_3)^2+(\varepsilon_1-\varepsilon_3)^2)}{9}}. \tag{2}$$

图4(a)和(b)展示了原状试样和重塑试样在排水单调加载中加载方向为0°和90°的广义剪应力-广义剪应变曲线. 广义剪应力随广义剪应变变化的曲线具有明显的峰值, 在峰值的一半处计算其初始剪切模量和剪胀率更具代表意义. 初始割线剪切模量G_i的计算公式为$G_i=(q_h-q_{20})/(\varepsilon_{q,h}-\varepsilon_{q,20})/3$, 其中$q_h=q_{max}/2$, q_{20} = 20 kPa, $\varepsilon_{q,h}$和$\varepsilon_{q,20}$分别代表在广义剪应力q_h和q_{20}下对应的广义剪应变[16]. 在此定义下, 原状试样0°加载下的G_i为34.0 MPa, 约为重塑试样0°加载下的G_i (16.7 MPa)的两倍. 类似地, 重塑土试样在90°加载下的G_i为11.0 MPa, 原状土试样在90°加载下的G_i为24.0 MPa, 达到重塑土的两倍之多.

尽管原状土的剪切模量显著高于重塑土, 但从

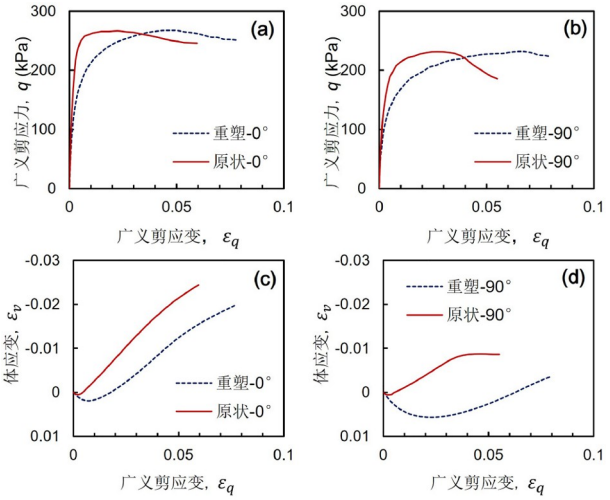


图 4　(网络版彩图)原状与重塑土不同大主应力方向单调加载结果: (a) 0°加载广义剪应力-广义剪应变曲线; (b) 90°加载广义剪应力-广义剪应变曲线; (c) 0°加载体应变-广义剪应变曲线; (d) 90°加载体应变-广义剪应变曲线

Figure 4　(Color online) Monotonic loading results of intact and reconstituted sand at different major principal stress directions: (a) generalized shear stress-strain curves at 0°; (b) generalized shear stress-strain curves at 90°; (c) volumetric strain-generalized shear strain curves at 0°; (d) volumetric strain-generalized shear strain curves at 90°.

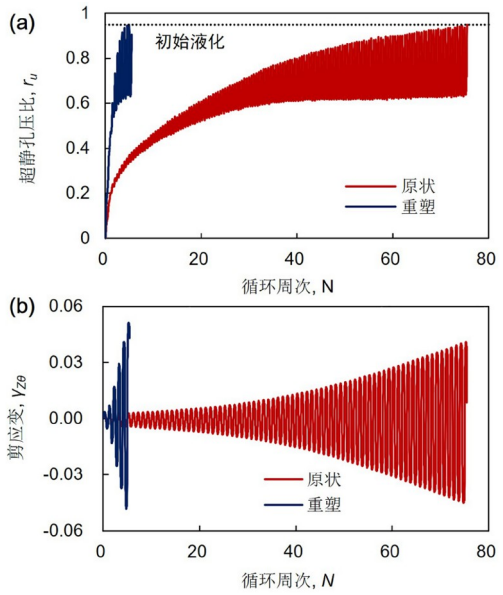


图 5　(网络版彩图)原状与重塑土不排水循环扭剪试验结果(*CSR* = 0.25): (a) 超静孔压比时程; (b) 剪应变时程

Figure 5　(Color online) Test results of intact and reconstituted sand under undrained cyclic torsional shear loading with *CSR* = 0.25: (a) time history of the excess pore pressure ratio; (b) time history of the torsional shear strain.

图4(a)和(b)中可以得出，原状试样和重塑试样在每个加载方向下的剪切强度都非常接近，表明两者在较大剪切应变状态下趋近于相似的力学状态.

图4(c)和(d)展示了原状试样和重塑试样在排水单调加载中加载方向为0°和90°的体应变-广义剪应变曲线, 图中体应变正值表示体积收缩. 在所有工况下, 试样均首先经历体缩, 随后发生体胀. 与重塑土相比, 原状土的剪缩在较小剪应变处便结束，且原状土的最大收缩体应变显著低于重塑土. 换言之，原状土在小应变水平下的剪胀性显著高于重塑土.

与剪切模量的计算类似，在收缩体变峰值的一半处计算其初始剪胀率具有代表意义. 初始剪胀率D_i的计算公式为$D_i = \Delta\varepsilon_v/\Delta\varepsilon_q$，其中$\Delta\varepsilon_v = e_v^{\max}/2$，$\Delta\varepsilon_q$表示对应的广义剪应变增量. 根据这一定义, 0°加载下原状试样的D_i为0.37, 小于重塑试样对应的D_i = 0.46, 90°加载下原状试样的D_i为0.43，同样小于重塑试样对应的D_i = 0.62. 重塑土的D_i在所有工况下均显著大于原状土，表明原状试样具有比重塑试样更显著的初始剪胀性. 然而, 随着剪应变的发展, 原状和重塑试样的体应变-广义剪应变关系曲线斜率逐渐趋向一致, 再次表明两者在较大剪应变下趋近于相似的物理力学状态.

图5展示了在不排水循环剪切试验中, 原状试样和重塑试样在施加恒定循环应力比(*CSR* = 0.25)下的超静孔压比r_u和剪应变$\gamma_{z\theta}$随加载周次变化的时程曲线. 随着荷载循环次数的增加, 超静孔隙水压力逐渐增大, 试样有效应力相应逐渐减小，其中有效应力首次消失的点被称为初始液化点，在试验研究中，考虑到测量的不确定性以及多来源误差，通常将初始液化定义为超静孔隙压力比(r_u)首次超过0.95的状态，对应初始液化的循环次数记为N_L.

在相同的*CSR*下，重塑试样的有效应力下降速度明显快于原状试样，具体而言，重塑土的初始液化循环周次(N_L)为5.5, 而原状土的N_L为75.5, 表明原状土的结构性显著提高了其抗液化强度，这与其对初始模量和剪胀性的显著提高作用是相互印证的.

4　结构性细观机理

4.1　无侧限烘干试验

为了探究造成原状与重塑砂土宏观力学性质差异

的细观机理, 本研究对两种砂土采用小尺寸试样进行了无侧限烘干试验(见Yang等人[16]). 冻结试样含水量为18%左右, 被切割至指定尺寸(10 mm × 10 mm × 20 mm)后放入120°C的烘箱内进行烘干. 如图6(a) 所示, 冻结状态下的原状试样和砂雨法制备的重塑试样均能自行保持站立. 烘干30 min后, 重塑试样发生崩解, 而原状试样能够保持站立(图6(b)). 烘干6 h以上保证水分完全烘干后, 原状土仍能够维持立样状态, 这表明原状试样具有较强的原状结构特性. 然而, 当对试样容器施加非常轻微的扰动后, 原状试样也同样立即发生崩解(图6(c)), 且重复该试验多次后均能观察到相同现象. 这一现象表明, 原状试样能够维持立样的主要原因为颗粒间的咬合作用, 而非胶结作用.

为进一步探究咬合结构性的形成机理并排除胶结作用, 本研究针对三组不同时间固结后的重塑样进行了上述无侧限烘干试验. 其中, 重塑试样由砂雨法制备, 制样过程中控制其初始干密度为1.53, 与原状土相同. 撒砂完成后向试样缓慢滴入蒸馏水使其含水量与原状土相近(18%). 然后分5级逐级加载轴向应力至500 kPa, 每一级加载后等待10 min至压缩量稳定后进行下一级加载. 最后一级加载完成后, 保持轴向应力恒定为500 kPa使三组试样分别继续固结10 min, 1 d, 和7 d. 固结完成后将试样进行冻结切削, 然后开展无侧限烘干试验. 已有研究表明, 7 d固结时间已经可以使土体力学性质发生改变[20,21], 故本研究所设置的三组固结时间既能够定性地反映原状土沉积时间效应的影响, 又能够兼顾试验的可行性.

无侧限烘干试验结果表明, 固结10 min的试样在烘干后很快发生崩解(图7(b)), 而经过1和7 d固结后的重塑试样表现出了与原状试样相似的性质, 都能够维持立样至少一天, 且微扰后发生崩解(图7(c)). 这一现象进一步说明, 砂雨法制备的无胶结重塑土经过压力作用下一定时间的固结后也能够形成咬合结构性. 特别地, 已有研究表明这种时间效应会造成颗粒间相对位置的调整以及接触表面变化[22~24], 经过长时间固结的砂土会表现出更高的小应变刚度和抗液化强度[20,25], 与原状土的性质相似. 据此可以推测, 长期地质沉积过程中由时间效应引起的组构变化可能是造成原状土与重塑土力学性质差异的重要原因.

4.2 CT扫描试验

4.2.1 试验流程

为了进一步分析上述咬合结构性的细观机理, 定量确定原状土与重塑土的组构差异, 本研究对原状与重塑土各三组开展了冻结CT扫描试验. 冻结原状与重塑土样首先被切割为直径1 cm, 高1 cm的小型试样用于进行扫描. 该尺寸下每个试样包含约4000个颗粒, 既能够保证扫描的空间分辨率, 又能使试样具有代表性. 扫描过程中全程在试样顶部喷洒液氮, 使试样保持冻结状态, 试样底部安装温度传感器实时监测反馈, 扫描时始终维持试样温度在−8°C左右.

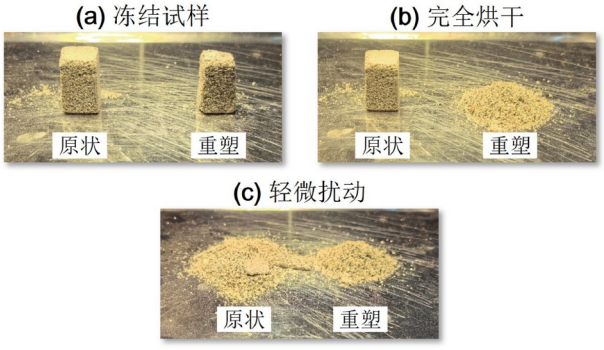


图 6 (网络版彩图)原状与重塑土无侧限烘干试验对比图: (a) 冻结试样保持站立; (b) 完全烘干后重塑试样崩解; (c) 轻微扰动后原状试样也发生崩解

Figure 6 (Color online) Comparison of unconfined oven-drying tests between intact and reconstituted sand: (a) frozen specimens remaining upright; (b) reconstituted specimen disintegrating after complete drying; (c) intact specimen also collapsing after slight disturbance.

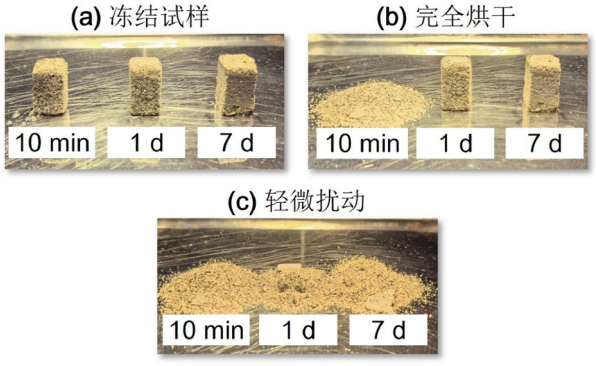


图 7 (网络版彩图)不同侧限压缩时间后重塑试样烘干试验结果: (a) 冻结试样保持站立; (b) 完全烘干后固结10 min的试样发生崩解; (c) 轻微扰动后固结1 d与7 d的试样也发生崩解

Figure 7 (Color online) Results of oven-drying tests on reconstituted specimens after different durations of confined compression: (a) frozen specimens remaining upright; (b) specimen consolidated for 10 min disintegrating after complete drying; (c) specimens consolidated for 1 d and 7 d also collapsing upon slight disturbance.

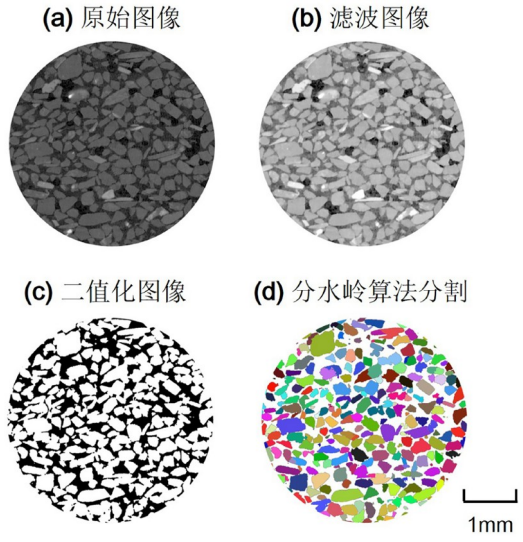


图 8　(网络版彩图)扫描图像处理流程: (a) 原始扫描图像; (b) 滤波后图像; (c) 二值化后图像; (d) 分水岭算法分割后图像

Figure 8　(Color online) Image-processing workflow for the scans: (a) raw image; (b) filtered image; (c) binarized image; (d) image after watershed segmentation.

获得CT扫描图像(图8(a))后, 本研究基于SPAM开源软件平台[26]进行了一系列图像处理过程: 扫描图像首先被施加形态学开闭滤波以去除噪声(图8(b)), 之后采用Otsu方法[27]进行二值化, 使三维扫描结果最终转化为三维二值图(图8(c)); 最后, 采用分水岭算法[28]将二值图像分割为具有独立标签的颗粒图像(图8(d)), 该图像可用于统计分析细观组构量. 详细的冻结扫描过程与图像处理方法可参见Zhang等人[29].

4.2.2　结果分析

基于对扫描图像的分析, 本研究系统对比了原状与重塑土在颗粒接触特征上的差异. 其中, 重塑土中大量存在的典型接触模式为点接触, 如图9(a)所示. 这种点接触在加载过程中容易发生滑移; 而原状土的典型接触模式更多为咬合接触(图9(b)), 其颗粒间接触区域并非单一接触点, 而是呈现出相互嵌入, 交错的形态, 接触面积显著大于点接触. 这种接触模式下颗粒咬合紧密, 在较高应力水平下才能够发生滑移, 且伴随着明显的剪胀, 其可以解释单元试验中观察到的原状土显著更高的剪切模量与剪胀性[6,10,19].

为了对这一接触特点进行定量的表征, 本研究采用了两个接触指标: 配位数(coordination number, *CN*)

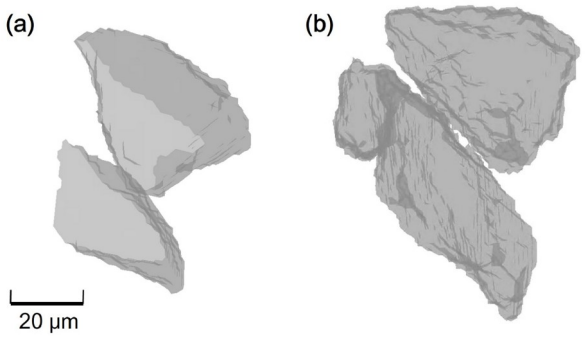


图 9　不同接触类型示意图: (a) 点接触; (b) 咬合接触

Figure 9　Schematic diagrams of different contact types: (a) point contact; (b) interlocked contact.

与接触面积比(contact area ratio, *CA*), 其可以根据扫描图像进行统计分析. 其中, 配位数为每个颗粒与其他颗粒的平均接触数; 而接触面积比采用Fonseca等人的定义[17]:

$$CA = \frac{1}{N_p}\sum_{i=1}^{N_p}\frac{1}{Sa_i}\sum_{j=1}^{N_{c,i}} Sca_j, \tag{3}$$

其中, N_p表示颗粒数量, N_c表示接触数量, Sa_i为颗粒i的表面积, Sca_j为接触j的面积, $N_{c,i}$为颗粒i的接触数量. 其中接触面积通过计算扫描图像中颗粒间的相邻体素数量获得. 这一指标反映了颗粒接触面积占总表面积的比例, 能够反映接触的紧密程度. 已有研究表明, 具有咬合接触特征的颗粒往往具有更高的平均接触面积[7,17,19].

图10展示了原状与重塑土颗粒中接触面积比与配位数的相关关系. 两者并未表现出明显的相关关系, 即具有相同配位数的颗粒可能具有完全不同的接触面积比. 这进一步说明了分别引入这两个指标来刻画颗粒接触特征的必要性.

通过对扫描图像进行颗粒统计分析, 图11展示了三组重塑试样(RS1, RS2, RS3)和三组原状试样(IS1, IS2, IS3)的接触指标频率分布直方图. 图中还绘制了原状和重塑土三组接触指标均值, 以及原状土与重塑土配位数分布的频率差. 重塑土平均频率更高的部分($f_{\overline{IS}} - f_{\overline{RS}} < 0$)由蓝色填充, 原状土平均频率更高的部分($f_{\overline{IS}} - f_{\overline{RS}} > 0$)由红色填充. 结果表明重塑土在低配位数($CN < 8$)的颗粒数量明显多于原状土, 而原状土则具有更多高配位数的颗粒, $CN > 8$的颗粒数量稳定高于重塑土(图11(a)). 三组重塑土的平均配位数为

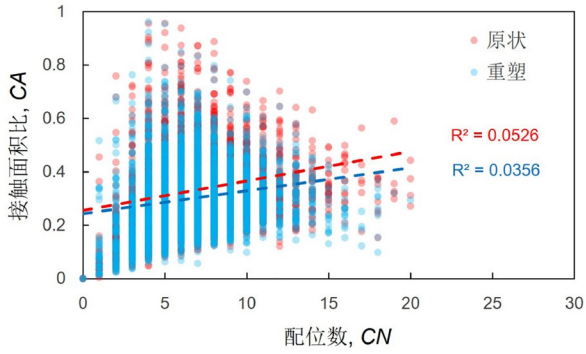


图 10 (网络版彩图)接触面积比(*CA*)与配位数(*CN*)相关关系图

Figure 10 (Color online) Relationship between contact area ratio (*CA*) and coordination number (*CN*).

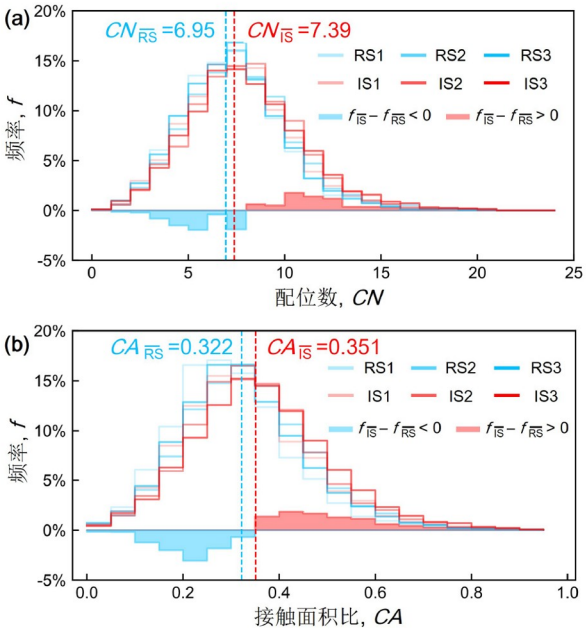


图 11 (网络版彩图)原状与重塑土接触指标频率分布直方图: (a) 配位数; (b) 接触面积比

Figure 11 (Color online) Frequency histograms of contact indices for intact and reconstituted sand: (a) coordination number; (b) contact area ratio.

6.95, 而三组原状土的平均配位数达7.39.

接触面积比的统计结果(图11(b))也表现出了相似的规律: 重塑土具有更多接触面积较小的颗粒(CA < 0.35), 而原状土具有更多高接触面积比的颗粒(CA > 0.35). 三组重塑土的接触面积比均值为0.322, 而三组原状土的接触面积比均值为0.351. 这些结果表明, 原状土不仅具有更高的平均接触数量, 而且接触间的紧密程度也更高, 定量地反映了原状土颗粒间的咬合接触特征.

由于大颗粒往往在砂土中形成应力传导的骨架并显著影响其宏观力学性质[30,31], 为进一步分析不同粒径范围颗粒对原状与重塑土接触差异的贡献, 本研究计算了不同粒径范围内原状与重塑土接触指标频率差的分布, 如图12所示, 其中原状土高于重塑土的总频率差$\sum f_{IS>RS}$可以反映原状与重塑土接触指标间的差异大小. 对于配位数(图12(a)), 尽管原状土高配位数颗粒多于重塑土, 但相对差异并不十分突出, 且不同粒径范围下原状土与重塑土的频率差并未表现出明显的差异; 而对于接触面积比(图12(b)), 原状土在高接触面积比处频率非常明显地高于重塑土($f_{IS} > f_{RS}$), 且在大颗粒($d_{60} < d \leqslant d_{100}$)中原状土与重塑土的差异格外显著. 随着分析粒径的增大, 在高接触面积比处原状土高于重塑土的颗粒数目频率从9.22%升至18.64%, 说明在

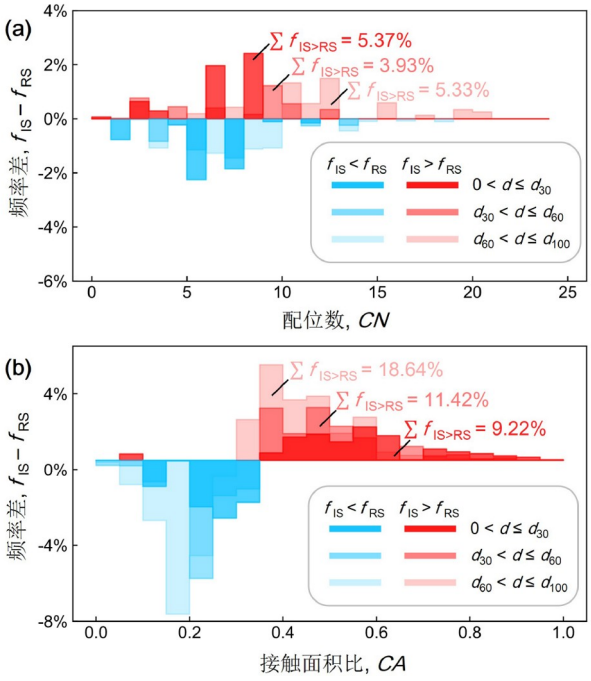


图 12 (网络版彩图)原状与重塑土不同粒径范围接触指标频率差分布直方图(以IS1和RS1为例): (a) 配位数; (b) 接触面积比

Figure 12 (Color online) Frequency-difference histograms of contact indices between intact and reconstituted sand for different particle-size ranges (using IS1 and RS1 as examples): (a) coordination number; (b) contact area ratio.

大颗粒中原状土与重塑土之间的差异变得更加明显. 这一现象很可能源于原状土所经历的时间效应: 随着沉积时间增长, 主要承担荷载的颗粒(通常是大颗粒)之间的接触面积逐渐增大, 原本的小面积接触也逐渐转变为大面积的接触.

综上, 细观分析结果表明, 原状土的咬合接触特征可以在细观上定量确定, 其比重塑土具有更高的平均配位数, 更大的平均接触面积, 且接触面积的差异在大颗粒中更加显著. 原状土在长期沉积过程中所经历的时间效应产生的颗粒滑移很可能是这些细观组构差异的产生来源.

5 结论

本文对高质量的冻结原状砂土开展了空心圆柱扭剪试验, 分析了其与砂雨法重塑土样的宏观力学性质差异; 同时采用无侧限烘干试验与CT扫描试验分析了原状与重塑砂土的细观组构特征, 揭示了其力学性质差异的机理. 研究取得的主要结论包括.

(1) 相较于相同密度的重塑土样, 在排水单调加载试验中原状土表现出了更高的小应变刚度与更明显的剪胀性, 但在应变较大时性质相近; 在不排水循环扭剪试验中, 原状土则表现出更高的抗液化强度. 说明原状结构性显著影响了其宏观力学特性.

(2) 原状土在无侧限烘干试验中能够维持立样, 经过长时间固结的砂雨法重塑土样能够再现这一现象. 说明原状土在长期上覆荷载作用下沉积过程中所经历的时间效应可能是其咬合结构性的主要来源.

(3) CT扫描结果定量测定了原状砂土细观结构性指标, 原状土具有更高的平均配位数与接触面积比, 且接触面积比的差异在大颗粒中更加显著, 从而产生明显的咬合结构性.

本研究联合宏观单元试验与细观CT扫描, 分析了深厚覆盖层原状砂土的力学特性及其细观机理, 取得的认识有利于为原状土的本构模拟提供依据. 本研究中CT扫描只对试样的初始阶段进行, 下一步应开展剪切试验过程中的动态CT扫描确定其结构性的演化规律.

参考文献

1 Qi J L, Xie D Y, Shi Y C. Research methods and current status of soil structure (in Chinese). Northwest Seismol J, 2001, 23: 99–103 [齐吉琳, 谢定义, 石玉成. 土结构性的研究方法及现状. 西北地震学报, 2001, 23: 99–103]

2 Shao S J, Zhou F F, Long J Y. Structural property and quantitative parameter of intact loess (in Chinese). Chin J Geotech Eng, 2004, 26: 531–536 [邵生俊, 周飞飞, 龙吉勇. 原状黄土结构性及其定量化参数研究. 岩土工程学报, 2004, 26: 531–536]

3 Shen Z J. Mathematical model for soil structure: Core issue of soil mechanics in the 21st century (in Chinese). Chin J Geotech Eng, 1996, 18: 95–97 [沈珠江. 土体结构性的数学模型——21世纪土力学的核心问题. 岩土工程学报, 1996, 18: 95–97]

4 Cresswell A, Powrie W. Triaxial tests on an unbonded locked sand. Géotechnique, 2004, 54: 107–115

5 Kiyota T, Koseki J, Sato T, et al. Effects of sample disturbance on small strain characteristics and liquefaction properties of holocene and pleistocene sandy soils. Soils Found, 2009, 49: 509–523

6 Ventouras K, Coop M R. On the behaviour of Thanet sand: An example of an uncemented natural sand. Géotechnique, 2009, 59: 727–738

7 Dusseault M B, Morgenstern N R. Locked sands. Q J Eng Geol, 1979, 12: 117–131

8 Goto S, Suzuki Y, Nishio S, et al. Mechanical properties of undisturbed tone-river gravel obtained by *in-situ* freezing method. Soils Found, 1992, 32: 15–25

9 Wijewickreme D, Soysa A, Verma P. Response of natural fine-grained soils for seismic design practice: A collection of research findings from British Columbia, Canada. Soil Dyn Earthquake Eng, 2019, 124: 280–296

10 Cuccovillo T, Coop M R. On the mechanics of structured sands. Géotechnique, 1999, 49: 741–760

11 Coop M R, Atkinson J H. The mechanics of cemented carbonate sands. Géotechnique, 1993, 43: 53–67

12 Yu Y, Pu J, Ugai K. A damage model for soil-cement mixture. Soils Found, 1998, 38: 1–12

13 Zhang A, Dafalias Y F, Jiang M. A bounding surface plasticity model for cemented sand under monotonic and cyclic loading. Géotechnique, 2023, 73: 44–61

14 Jiang M, Yu H-S, Leroueil S. A simple and efficient approach to capturing bonding effect in naturally microstructured sands by discrete element

method. Numer Meth Eng, 2007, 69: 1158–1193
15 Tengattini A, Nguyen G D, Viggiani G, et al. Micromechanically inspired investigation of cemented granular materials: Part II—From experiments to modelling and back. Acta Geotech, 2023, 18: 57–75
16 Yang X, Peng W, Zhang J M, et al. Experimental investigation and analysis of monotonic and cyclic behaviour of a natural sand in intact and reconstituted states. Eng Geol, 2026, 361: 108497
17 Fonseca J, O'sullivan C, Coop M R, et al. Quantifying the evolution of soil fabric during shearing using scalar parameters. Géotechnique, 2013, 63: 818–829
18 Quinteros V S, Carraro J A H. The initial fabric of undisturbed and reconstituted fluvial sand. Géotechnique, 2023, 73: 1–15
19 Garcia F E, Andò E, Viggiani G, et al. Influence of depositional fabric on mechanical properties of naturally deposited sands. Géotechnique, 2024, 74: 250–264
20 Toyota H, Takada S. Aging effects on liquefaction resistance of sand estimated from laboratory investigation. Soils Found, 2023, 63: 101318
21 Wang Y H, Tsui K Y. Experimental characterization of dynamic property changes in aged sands. J Geotech Geoenviron Eng, 2009, 135: 259–270
22 Michalowski R L, Wang Z, Nadukuru S S. Maturing of contacts and ageing of silica sand. Géotechnique, 2018, 68: 133–145
23 Castilla-Barbosa M, Ocampo-Terreros M, Rincón-Arango O. A review of sand aging: Mechanisms and impacts. Geotech Geol Eng, 2024, 42: 6727–6755
24 Fonseca J. The evolution of morphology and fabric of a sand during shearing. Dissertation for Doctoral Degree. London: University of London, 2011
25 Daramola O. Effect of consolidation age on stiffness of sand. Géotechnique, 1980, 30: 213–216
26 Stamati O, Andò E, Roubin E, et al. Spam: Software for practical analysis of materials. JOSS, 2020, 5: 2286
27 Otsu N. A threshold selection method from gray-level histograms. IEEE Trans Syst Man Cybern, 1979, 9: 62–66
28 Beare R, Lehmann G. The watershed transform in ITK—Discussion and new developments. Insight J, 2006, doi: 10.54294/lf8u75
29 Zhang Z, Yang X, Liu H, et al. Role of contact interlocking on the mechanical behavior of an uncemented intact sand. Acta Geotech, 2025, 20: 5785–5804
30 Liu D, O'Sullivan C, Carraro J A H. The influence of particle size distribution on the stress distribution in granular materials. Géotechnique, 2023, 73: 250–264
31 Jin Z, Liu J, Ma G, et al. How does the largest cluster in the strong network rule granular soil mechanics? A DEM study. Num Anal Meth GeoMech, 2025, 49: 839–859

Interlocked fabric of an *in-situ* sand in thick alluvial deposit and its micro scale mechanism

ZHANG ZeWei[1], YANG XiaoTong[1], LIU HaiTian[1], PENG WenMing[1,2], ZHANG Jian-Min[1] & WANG Rui[1]

[1] *Department of Hydraulic Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China*
[2] *Chengdu Engineering Corporation Limited, PowerChina, Chengdu 610072, China*

The natural structure of soil significantly affects its macroscopic mechanical properties, and in turn influences the determination of *in-situ* geotechnical mechanical parameters for engineering design. To enhance the safety and cost-effectiveness of high dams on thick deposits, accurate evaluation of the natural structural properties of *in-situ* soil is crucial. Previous studies have demonstrated pronounced mechanical differences between intact structured sand and reconstituted sand, yet the micro-scale origin of this structure remains unclear. This study compares the macroscopic mechanical behavior of intact sand and reconstituted sand prepared by air pluviation through hollow-cylinder torsional shear (HCTS) tests on samples from a river-lake sedimentary layer. Unconfined drying tests and X-ray computed tomography were also performed on specimens to quantify their initial fabric. At the macro scale, intact sand exhibits a greater initial shear modulus and more pronounced dilatancy in drained monotonic loading tests, with these differences diminishing as loading progresses. Additionally, intact sand exhibits greater liquefaction resistance than that of reconstituted sand in undrained cyclic torsional shear tests. The unconfined drying tests also verify the structural nature of undisturbed sand: undisturbed specimens can maintain their integrity under unconfined drying conditions, while reconstituted sand subjected to long-term consolidation can replicate this phenomenon to a certain extent. Further scanning analysis reveals that intact sand displays marked interlocking contacts, reflected by larger coordination numbers and contact area ratio than reconstituted sand, with the disparity in contact area ratio being most pronounced for coarse particles. The observed interlocked structure is attributed to aging effects during long-term sedimentation. These findings advance the understanding of natural soil structure and provide a basis for constitutive modeling of intact sand.

intact sand, mechanical properties, X-ray computed tomography, interlocked structure

doi: 10.1360/SST-2025-0411