

DOI:10.11918/202503035

固化淤泥破碎重塑后抗剪强度及孔隙结构变化规律

王柳江¹, 臧耀辉¹, 江后根¹, 赵海涛², 刘斯宏¹, 崔红斌³

(1. 河海大学 水利水电学院, 南京 210098; 2. 河海大学 土木与交通学院, 南京 210098;
3. 上海速宜环境科技有限公司, 上海 200051)

摘要: 为明确固化淤泥破碎重塑后的强度变化规律及其微观机制, 促进固化淤泥破碎重塑土的工程应用。本文采用工业废渣基固化剂, 对固化淤泥和破碎重塑土开展一系列直剪试验、扫描电镜 (SEM) 试验和压汞 (MIP) 试验, 研究了固化剂掺量、破碎前养护龄期和后养护龄期对破碎重塑土抗剪强度的影响, 并结合微观形貌和孔隙结构特征分析, 探讨了破碎重塑土抗剪强度变化的微观机制。结果表明: 初期重塑土的抗剪强度随固化剂掺量的增加和前养护龄期的延长而增长, 其内摩擦角在 $25^{\circ} \sim 50^{\circ}$, 与固化淤泥接近, 黏聚力在 $20 \sim 125$ kPa, 较固化淤泥显著降低; 破碎重塑土的抗剪强度主要来源于土团之间的摩擦咬合作用, 土团强度越高, 内摩擦角越大; 随着后养护龄期的增长, 破碎重塑土的土团颗粒及孔隙被水化产物胶结填充, 黏聚力增长显著, 但内摩擦角变化较小; 固化淤泥中以孔径 $0.01 \sim 0.10 \mu\text{m}$ 的小孔隙和 $0.1 \sim 1.0 \mu\text{m}$ 的中孔隙为主, 且中孔隙随着固化剂掺量的增加和养护龄期的增长逐渐转化为小孔隙; 破碎重塑后, 初期重塑土中的小孔隙体积明显减少, 孔径超过 $1 \mu\text{m}$ 的大孔隙及超过 $10 \mu\text{m}$ 的裂隙孔隙显著增加, 中孔隙体积变化不明显。

关键词: 固化淤泥; 破碎; 重塑土; 抗剪强度; 孔隙结构

中图分类号: TU411

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2025)06-0116-11

Changes of the shear strength and pore structure for solidified sludge after crushing and remodelling

WANG Liujiang¹, ZANG Yaohui¹, JIANG Hougen¹, ZHAO Haitao², LIU Sihong¹, CUI Hongbin³

(1. College of Water Conservancy and Hydropower Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China;

2. College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China;

3. Shanghai Soil Environmental Technical Inc., Shanghai 200051, China)

Abstract: To investigate the macroscopic strength changes and the underlying microscopic mechanisms of solidified sludge (SS) after crushing and remodelling, which enhances the engineering applications of crushed and remodeled solidified sludge (CRSS), a series of direct shear tests, scanning electron microscopy (SEM) analyses, and mercury intrusion porosimetry (MIP) tests were conducted on both SS and CRSS to examine the effects of curing agent content, pre-curing age, and post-curing age on the shear strength characteristics of CRSS. Furthermore, the microstructure and pore structure characteristics analyses were performed to explore the intrinsic mechanisms underlying the shear strength changes in CRSS. The results indicate that the shear strength of the initial CRSS increases with both curing agent content and pre-crushing curing age. The internal friction angle of the initial CRSS is comparable to that of SS, ranging from 25° to 50° , while cohesion decreases significantly, varying from 20 kPa to 125 kPa. The shear strength of CRSS primarily originates from the friction and interlocking between soil aggregates, where higher aggregate strength corresponds to a greater internal friction angle. As the post-curing age increases, soil aggregates and the pores between them in CRSS are cemented and filled with hydration products, resulting in a significant increase in cohesion while causing minimal changes in the internal friction angle. In SS, the pore structure is predominantly characterized by small pores with diameters ranging from $0.01 \mu\text{m}$ to $0.10 \mu\text{m}$ and medium pores from $0.1 \mu\text{m}$ to $1.0 \mu\text{m}$. With increasing curing agent content and curing age, medium pores in SS are progressively transformed into small pores. In CRSS, the volume of small pores decreases significantly, accompanied by a notable increase in large pores with diameters ranging from $1 \mu\text{m}$ to $10 \mu\text{m}$ and fissure pores larger than $10 \mu\text{m}$, while the volume of medium pores remains largely unchanged.

Keywords: solidified sludge; crushing; remodeled solidified soil; shear strength; pore structure

收稿日期: 2025-03-10; 录用日期: 2025-03-28; 网络首发日期: 2025-04-16

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.t.20250415.1650.002>

基金项目: 国家重点研发计划(2022YFE0105000); 国家杰出青年科学基金(52325803)

作者简介: 王柳江(1985—), 男, 副教授, 博士生导师

通信作者: 臧耀辉, 230402020009@hhu.edu.cn

近年来,随着水环境治理工程的广泛开展,我国每年产生巨量的疏浚淤泥^[1-2]。这些淤泥因具有含水率高,渗透性低,可压缩性大,黏粒含量高等特点,因此,采用传统的堆场处置方法已无法适应当前社会、经济及生态环境发展要求^[3]。固化处理技术因具有成本低,效率高,处置方量大等优势,逐渐成为疏浚淤泥资源化利用的有效途径之一^[4-7]。已有研究表明^[8],在高含水率淤泥中掺入固化材料并充分混合,可形成能够直接浇筑施工的流态混合物,由此得到的土体称为直接固化土。目前,关于直接固化土的强度、变形、耐久性以及环境特性的研究已经得到广泛开展,但在工程实施过程中,直接固化土往往受到现场条件制约而影响其直接使用。例如,受时间和空间上的限制,疏浚淤泥的固化搅拌与浇筑施工不能同步^[9-11];此外,直接固化土的脆性较强,其刚度与周围已有填土结构存在较大差异,利用直接固化土浇筑形成的堤防、路堤等结构与地基之间的变形协调性较差,容易产生内部土体开裂等问题,造成工程隐患^[12]。为解决上述问题,有研究提出将淤泥在临时堆场中预先进行固化处理,待工程需要时再对其进行破碎与碾压施工,由此形成的土称之为破碎重塑土^[10-11]。

关于直接固化土力学性能的研究,目前已有较多文献记载,而对破碎重塑土的研究相对较少。在此方面,日本学者较早开展了相关研究,Sato等^[12-13]采用水泥对淤泥进行固化处理,对破碎重塑土的力学性能和压实特性展开研究,验证了破碎重塑土作为堤防和道路填筑材料的适用性,并建立了破碎重塑土无侧限抗压强度与黏聚力和内摩擦角之间的相关性。Shinsha等^[14]采用固化海相淤泥再破碎的方法制备工程性质类似砂土的填料,通过开展三轴试验,研究了破碎重塑土的抗剪强度与破碎级配、水泥掺量及围压的关系。国内方面,朱伟等^[15]、黄英豪等^[16-17]、桂跃等^[9]研究了固化土破碎重塑后的强度损失特性以及破碎重塑后的后期强度恢复特性,发现破碎重塑土的抗压强度与固化剂掺量及固化土破碎前的养护龄期紧密相关;陈龙等^[18]利用水泥固化太湖疏浚淤泥制备破碎重塑土,并对其无侧限抗压强度、水稳性以及重金属浸出特性开展了测试研究;赵子荣等^[19]研究了前养护时间对破碎重塑土强度特性的影响,认为延长前养护时间有助于固化土破碎后颗粒的压实,但同时也会增加强度损失。综上,现有研究大多集中于破碎重塑土的宏观力学特性、压实特性及破碎时机选取等方面,对于破碎重塑土抗剪强度及微观孔隙结构变化规律的研究相对较少,且现有的研究大多采用水泥作为固化剂,极少采用工业废渣基固化剂。

为此,本文采用本课题组开发的工业废渣基固化剂(GCP)对疏浚淤泥进行固化,并通过对固化土和破碎重塑土开展一系列直剪试验、扫描电镜(scanning electron microscope, SEM)及压汞试验(mercury intrusion porosimetry, MIP),研究固化剂掺量(α_c)、破碎前养护龄期(t_e)以及后养护龄期(t_r)对固化淤泥破碎重塑后抗剪强度和微观孔隙结构变化规律的影响,探讨破碎重塑土抗剪强度变化的微观机制,以期为固化淤泥破碎重塑土在堤防、道路等填方工程中的应用提供试验依据。

1 试验概况

1.1 试验淤泥

试验所用疏浚淤泥(dredged sludge, DS)取自马鞍山雨山湖清淤工程,试验前首先对其进行基本物理性质测试,所得指标列于表1,由此可知该淤泥属于低液限黏土。图1为淤泥的级配曲线,采用马尔文激光粒度分析仪测得,淤泥中细粒($<0.075\text{ mm}$)含量为88.5%,黏粒含量($<0.005\text{ mm}$)为17.5%。淤泥化学成分如表2所示,其中 SiO_2 、 Al_2O_3 和 Fe_2O_3 的含量分别为61.63%、19.51%和6.87%,表明其具有良好的火山灰反应性质。此外,该淤泥中的有机质含量为6.81%。已有研究表明^[20],有机质会阻碍水泥的水化反应,阻止 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 等水化产物生成,进而抑制后续的火山灰反应,采用普通硅酸盐水泥难以达到预期固化效果。为此,本文采用本课题组研发的新型工业废渣基固化材料GCP进行试验研究。

表1 试验土样的物理性质

Tab. 1 Parameters of the test sludge sample						
含水率/ %	液限/ %	塑限/ %	塑性指数 I_p	比重 G_s	孔隙比 e	有机质含 量/%
85.68	36.34	23.44	12.90	2.678	1.391	6.81

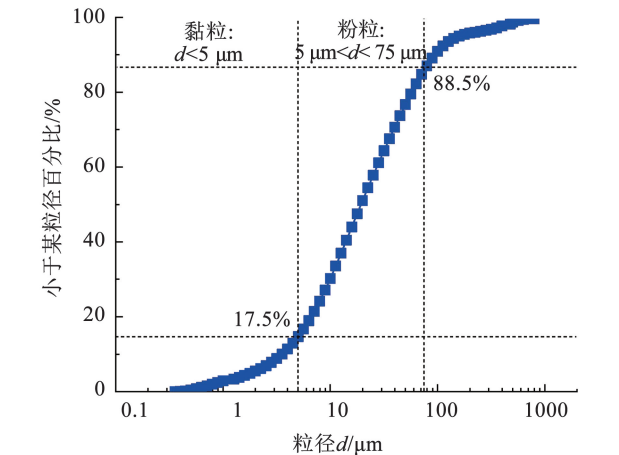


图1 试验淤泥级配曲线

Fig. 1 Grading curve of test sludge

表 2 原材料化学组成

Tab. 2 Chemical composition of raw materials							%
原材料	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	Fe ₂ O ₃	SO ₃	P ₂ O ₅
DS	61.63	19.51	3.63	2.71	6.87	0.17	0.21
OPC	21.52	7.83	57.12	1.61	2.93	3.55	—
GGBS	33.06	15.04	39.29	9.96	0.15	1.80	—
DG	1.67	0.62	39.02	—	0.44	53.98	—

1.2 固化材料

本文所采用的 GCP 固化剂主要成分为工业废渣,包括粒化高炉矿渣 (GGBS)、水泥 (OPC)、脱硫石膏 (DG) 以及少量外加剂。其中,粒化高炉矿渣由河南铂润铸造材料有限公司提供,其比表面积为 412 m²/kg,7 d 活性指数为 86%;脱硫石膏取自河南元亨净水材料厂,主要成分为 CaSO₄·2H₂O,作为硫酸盐激发剂;水泥为 P. O 42.5 普通硅酸盐水泥,作为碱激发剂。通过 X 射线荧光分析确定各原材料的化学成分,结果如表 2 所示。针对所采用的淤泥,首先开展配比优化试验,确定 GGBS: OPC: DG = 55: 30: 15,外加剂掺量为 GCP 用量的 2%,本文试验均采用该配比下的固化材料。

1.3 试验方案

对于破碎重塑土,其养护龄期 t 分为两个阶段:破碎前养护龄期 t_e ,以及破碎压实后养护龄期 t_r ($t = t_e + t_r$),特别地,对 $t_r = 0$ 的破碎重塑土称为初期重塑土。为分析固化剂掺量、 t_e 以及 t_r 对破碎重塑土抗剪强度的影响,并探讨重塑土抗剪强度参数较固化土的变化规律及其微观机制,设计试验方案如表 3 所示。其中,方案 1~3 对不同固化剂掺量和养护龄期下的固化土和初期重塑土开展直剪试验,并结合 SEM 和 MIP 测试分析,探讨固化淤泥破碎重塑后的抗剪强度变化机制;方案 4 对掺量 150 kg/m³、 $t_e = 7$ d、 $t_r = 0$ 、7、21、28 d 的破碎重塑土开展直剪试验,并对 $t_r = 21$ d 的试样进行 SEM 测试,探讨破碎重塑土后期抗剪强度的增长机制。此外,为了解破碎重塑土的水稳定性,将 $t_r = 21$ d 的试样浸水养护 7 d 再开展直剪试验,并与正常养护 28 d 的试样进行对比。

表 3 试验方案

Tab. 3 Experimental scheme						
编号	掺量 α_c / (kg·m ⁻³)	前养护龄期 t_e /d	后养护龄期 t_r /d	直剪 试验	SEM	MIP
1	100					
2	150	3、7、14、28	0	✓	✓	✓
3	200					
4	150	7	0、7、21、28(浸水)	✓	✓	

1.4 试样制备及试验方法

试样制备:首先向淤泥中加水并充分搅拌,制备成含水率为 100% 的泥浆,而后静置 24 h 待用;随后根据设计掺量添加固化剂并搅拌均匀;然后,将拌匀的泥浆分为两份,其中一份密封于塑料袋中养护,以待后续制备重塑土样,另一份直接制备成 $\Phi 6.18\text{ cm} \times 2\text{ cm}$ 的固化土样用于开展直剪试验。对于固化土样,制样后直接采用保鲜膜密封,随后置于 $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$ 、相对湿度不低于 95% 的养护箱中带模养护。对于破碎重塑土样,在达到预定前养护龄期后,将塑料袋内的固化淤泥取出并进行破碎,过 5 mm 筛,随后按照《土工试验方法标准》^[21] 进行轻型击实试验,击实后再用 $\Phi 6.18\text{ cm} \times 2.0\text{ cm}$ 的环刀进行取样,以确保各工况下试样的单位体积击实功相同。对于需要进行后养护的重塑土样,将其用保鲜膜密封后放入养护箱养护。

试验方法:考虑到固化淤泥渗透系数较低^[22],在短时间加载作用下孔隙水难以及时排出,土体近似处于非排水状态;此外,固化淤泥破碎重塑土常用于堤防、道路等填方工程,其施工期常受机械碾压等快速加荷作用,孔隙水难以及时消散,故通常采用快剪法直接测定固化土/重塑土的不排水强度参数^[9,17]。基于此,本文直剪试验采用快剪法,按照《土工试验方法标准》进行,试验采用南京土壤仪器厂生产的 ZFY-1 型应变控制式直剪仪,控制剪切速率为 0.8 mm/min,每组试验施加法向应力 (σ_v) 50、100、150、200 kPa,抗剪强度参数按照规范中的直线法拟合得到。对于 SEM 和 MIP 测试,取直剪试验结束后体积约为 1 cm³ 的立方体试块,将其浸于无水乙醇中止水化反应,然后将试块置于 60 °C 的真空干燥箱中干燥 12 h。对于进行 SEM 测试的试块,测试前对表面进行喷金处理。为降低试验结果的离散性,每次测试制备 3 个平行样,结果取平均值。

2 试验结果与分析

2.1 破碎重塑土剪应力-剪切位移曲线

图 2 为不同固化剂掺量下初期重塑土的剪应力-剪切位移以及竖向位移-剪切位移曲线,可以看到,固化剂掺量为 100 kg/m³ 时,初期重塑土的剪切特性与常规压实黏土相似,剪应力-剪切位移曲线为应变硬化型曲线,体积变形在剪切过程中表现为剪缩;当固化剂掺量增加到 150 和 200 kg/m³ 时,初期重塑土的剪切特性与密实砂土相似,剪应力-剪切位移曲线表现为应变软化型,且固化剂掺量越高,对应峰值剪应力的剪切位移越小,试样达到峰值剪切应力后的体积剪胀现象越明显,说明固化剂掺量越高,初期破碎重塑土的砂土化现象越明显。图 3

为前养护龄期对初期重塑土剪应力-剪切位移及竖向位移-剪切位移曲线的影响,对应的固化剂掺量为 150 kg/m^3 。由图3可以看到,尽管试验结果有一定的离散性,但试验规律总体上符合前养护龄期越长,竖向应力越小,应变软化现象越明显,剪胀越明显的一般性规律。

由于固化淤泥破碎重塑后的水化反应仍在持续,且破碎时的前养护龄期越短,后期水化反应持续时间越长,后期强度增长越明显^[23]。图4为不同后养护龄期下破碎重塑土的剪应力-剪切位移及竖向位移-剪切位移曲线,其中固化剂掺量为 150 kg/m^3 ,前养护龄期为7 d。由图4可知,随着后养护龄期的延长,破碎重塑土的抗剪强度逐渐增长,且后养护龄期越长,竖向应力越小,应变软化和剪胀现象越明显。值得注意的是,当 $t_r=21\text{ d}$ 时,重塑土表现出明显的脆性特征,其剪应力达到峰值后迅速下降,残余强度与初期重塑土接近,这主要是由于水化硅(铝)酸钙(C-(A)-S-H)和钙矾石(AFt)等水化产物持续生成,对土团的胶结效果及土团间孔隙的填充作用逐渐加强,进而导致重塑土的黏聚力增大。因此,破碎重塑土的抗剪强度与固化土一样会随着养护时间继续增长。

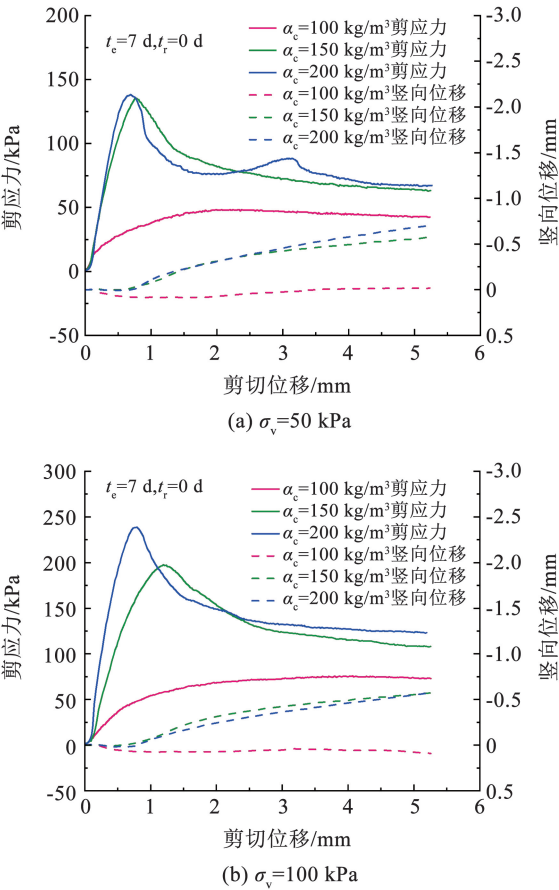


图2 不同掺量下初期重塑土剪应力-剪切位移曲线

Fig.2 Shear stress-shear displacement curve of initial CRSS at different curing agent contents

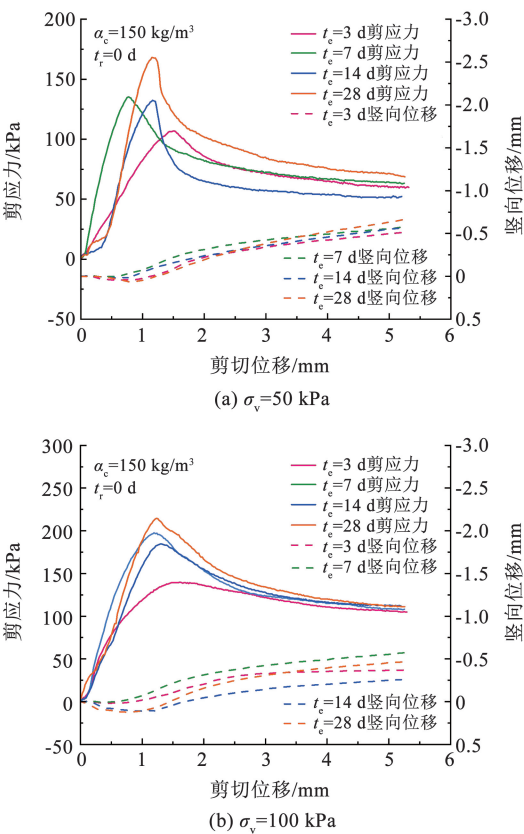


图3 不同前养护龄期下初期重塑土剪应力-剪切位移曲线

Fig.3 Shear stress-shear displacement curve of initial CRSS at different pre-curing ages

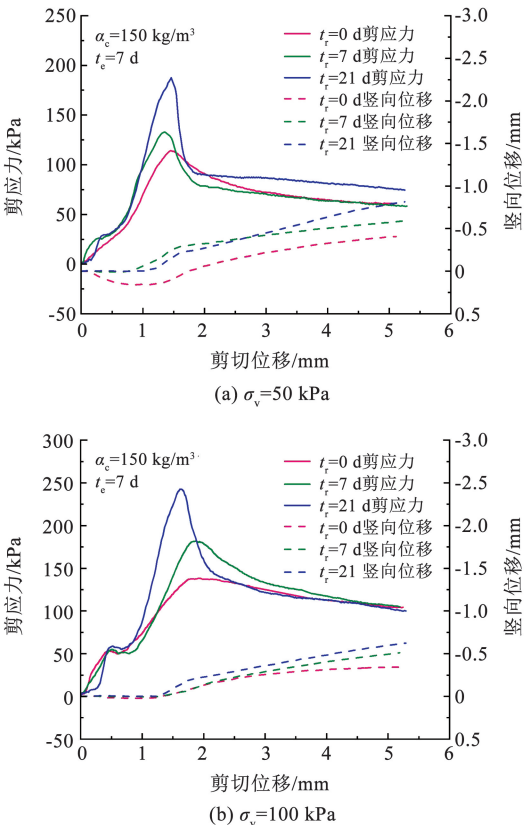


图4 不同后养护龄期下重塑土剪应力-剪切位移曲线

Fig.4 Shear stress-shear displacement curve of CRSS at different post-curing ages

2.2 破碎重塑土抗剪强度参数变化

根据直剪试验结果和摩尔-库伦强度公式,拟合得到固化淤泥和破碎重塑土的黏聚力 c 和内摩擦角 φ 。图 5 和图 6 给出了不同前养护龄期下固化淤泥和初期重塑土的黏聚力和内摩擦角随固化剂掺量的变化。可以看到,随着固化剂掺量和前养护龄期的增加,固化土和初期重塑土的黏聚力和内摩擦角总体上呈增长趋势,然而,当固化剂掺量超过 150 kg/m^3 、前养护龄期大于 7 d 后,初期重塑土的黏聚力和内摩擦角趋于稳定。值得注意的是,固化淤泥的黏聚力明显大于初期重塑土,在 $75 \sim 275 \text{ kPa}$ 之间,初期重塑土黏聚力在 $20 \sim 125 \text{ kPa}$;初期重塑土的内摩擦角基本位于 $25^\circ \sim 55^\circ$,且随着固化剂掺量和破碎前养护龄期的增加而逐渐增长,与固化淤泥破碎后的土团颗粒强度密切相关,此外,其内摩擦角与固化淤泥差异较小,甚至出现大于固化淤泥内摩擦角的情况,该研究结果与桂跃等^[9]的研究结果相似。上述现象可归因于固化土与初期重塑土内部结构及强度形成机制方面的差异:对于固化土,由于水化产物的胶结和填充作用,其内部展现出较强的胶结性整体结构,使其抗剪强度主要由水化产物的胶结作用主导,而颗粒间的摩擦咬合作用则相对较弱。对于初期重塑土,其形成过程破坏了固化土原有的胶结结构,导致土团间的胶结作用大幅削弱;在随后的击实过程中,不同尺寸的土团任意堆叠、嵌固,细小颗粒填充于土团之间的孔隙并相互挤压,使得初期重塑土的抗剪强度主要依赖于土团粒间的摩擦嵌固作用;此外,随着固化剂掺量的增加和前养护龄期的延长,单个土团粒体的强度提高,脆硬性增强,进一步强化了土团间的摩擦咬合作用,从而导致初期重塑土的内摩擦角较大。

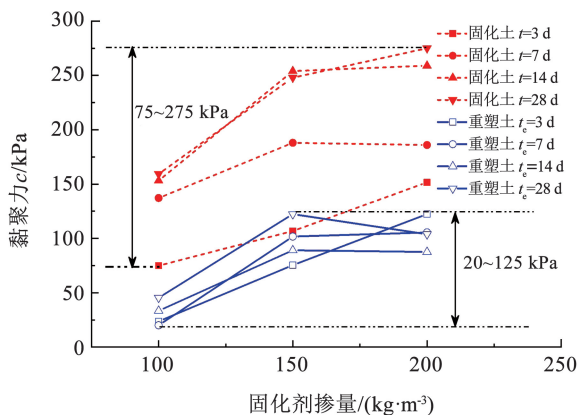


图 5 初期重塑土与固化土黏聚力比较

Fig. 5 Comparison of cohesions between initial CRSS and SS

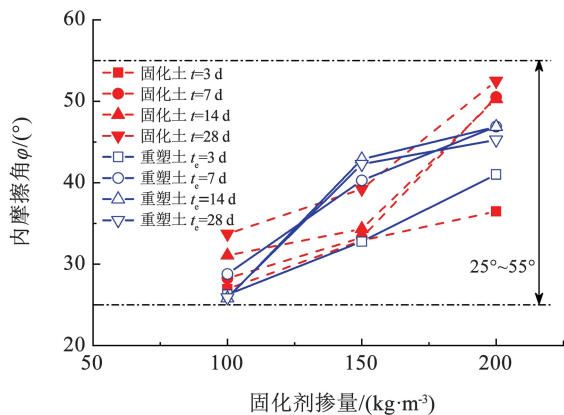


图 6 初期重塑土与固化土内摩擦角比较

Fig. 6 Comparison of internal friction angles between initial CRSS and SS

图 7 为破碎重塑土黏聚力和内摩擦角随总养护龄期的变化曲线,其中固化剂掺量为 150 kg/m^3 、前养护龄期为 7 d。可见,随着后养护龄期的延长,重塑土的黏聚力逐渐增大,当后养护龄期达到 28 d 时,黏聚力从 75 kPa 增加到 165 kPa ;相比较而言,内摩擦角的变化幅度较小,变化范围在 $35^\circ \sim 42^\circ$ 之间,这进一步表明:破碎重塑土后期抗剪强度的增长主要来源于后续水化反应所产生的胶凝产物在土团及土团间孔隙中的联结与填充作用。另外,将养护 21 d 后的试样放入水槽中泡水养护 7 d 后,发现其内摩擦角较泡水养护前减小了约 5° ,但黏聚力继续增加了 20 kPa ,这是由于渗入到试样内部的自由水在土团颗粒表面形成一层水膜,起到润滑作用,减小了土团之间的摩擦咬合作用,但同时也促进了试样内部水化反应的进行,提高了试样黏聚力。综上所述,破碎重塑土浸水后的抗剪强度变化不明显,具有较好的水稳定性。

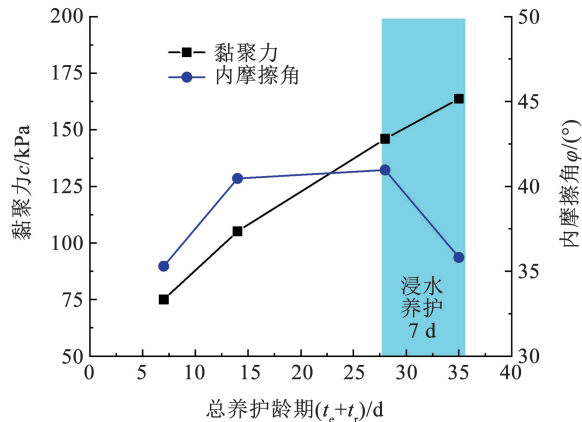


图 7 重塑土黏聚力和内摩擦角随总养护龄期的变化

Fig. 7 Change of cohesion and internal friction angle with total curing age of CRSS

2.3 重塑土微观形貌变化

图 8 给出了不同固化剂掺量和养护龄期下固化淤泥的 SEM 微观形貌,可以看到,固化土颗粒表面

附着大量 C-(A)-S-H 胶凝产物,同时有大量针棒状钙矾石 AFt 生成,对土颗粒间的孔隙起到填充作用。纤维状的 C-(A)-S-H 与 AFt 相互交织、联结,形成了连续致密的三维空间网络结构。图 8(a)~(c)为养护 7 d 时固化土的微观形貌随固化剂掺量的变化,可以发现,随着固化剂掺量的增加,生成的 C-(A)-S-H 与 AFt 数量明显增加,且 AFt 晶体形态由细长的针状变为粗壮的棒状,起到了更好的联结和填充作用,土体结构整体性明显增强。图 8(b)和图 8(d)~(f)为掺量 150 kg/m³ 时固化土的微观形貌随养护龄期的变化,可以看到,随着养护龄期的增长,水化产物数量逐渐增多,土体结构的致密性和整体性也明显增强。如养护 3 d 时,生成的 C-(A)-S-H 凝胶呈晶须状,AFt 呈细长的针状,颗粒之间的胶结强度相对较弱;随着养护时间延长,水化产物围绕颗粒周围或在孔隙中持续生长,养护 28 d 后,土颗粒之间的胶结接触由点状接触联结变为片状和层状的块状联结,土体团粒化现象变得十分明显,此时形成了极强的空间网络联结结构。此外,AFt 晶体尺寸较水化初期明显增大,更好地发挥了团粒间的搭接和孔隙填充效应。

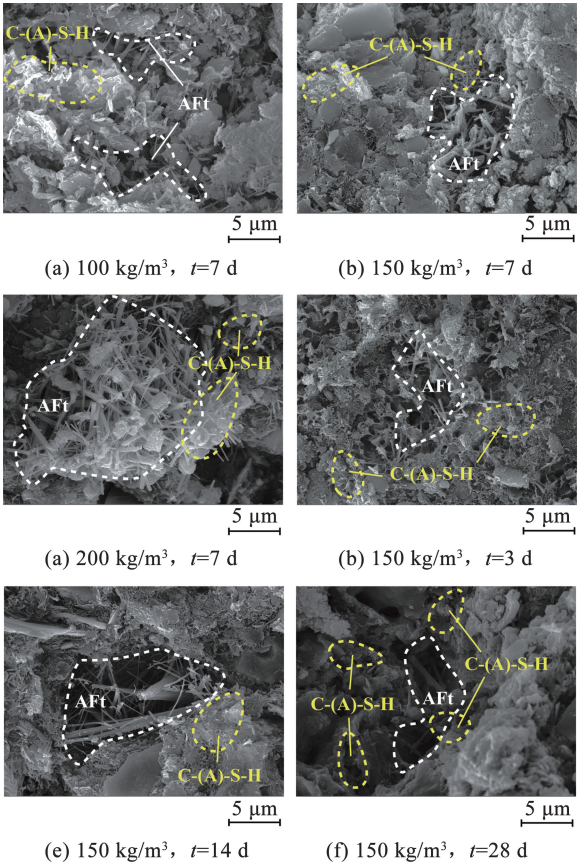


图 8 不同掺量和养护龄期下固化土 SEM 微观形貌

Fig. 8 SEM micromorphology of SS at different curing agent contents and curing ages

图 9 给出了部分固化土及初期重塑土的 SEM 微观形貌,以对比固化土破碎重塑前后的微观形貌变化。对比图 9(a)~(d) 可以看到,固化土在破碎重塑过程中,原本覆盖于土粒表面或填充于粒间孔隙的水化胶结产物遭到破坏,导致原有胶结性整体结构在粒间联结较弱处断裂,形成大小、形状不规则的小土团,并在击实过程中相互挤压形成重塑土。在此过程中,由于土团间水化胶结产物丧失,团粒间缺乏水化物的有效填充,致使在相邻土团接触不充分边界区域出现较为明显的大孔隙,从而使得初期重塑土的黏聚力大幅度降低。然而,土团内部的胶凝结构以及微孔隙结构尚未破坏,土团保留了原来固化淤泥的强度,土团间的摩擦和咬合作用明显,使得初期重塑土具有较高的内摩擦角。图 10 展示了不同前养护龄期和掺量下初期重塑土的微观形貌,结合图 9(c)~(d) 可以看出,随着固化剂掺量以及前养护龄期的增加,其破碎后的土团强度增大且形状更不规则,导致土团间的接触面积和接触点的数量增加,进而使得土团间的摩擦咬合作用也相应增强。

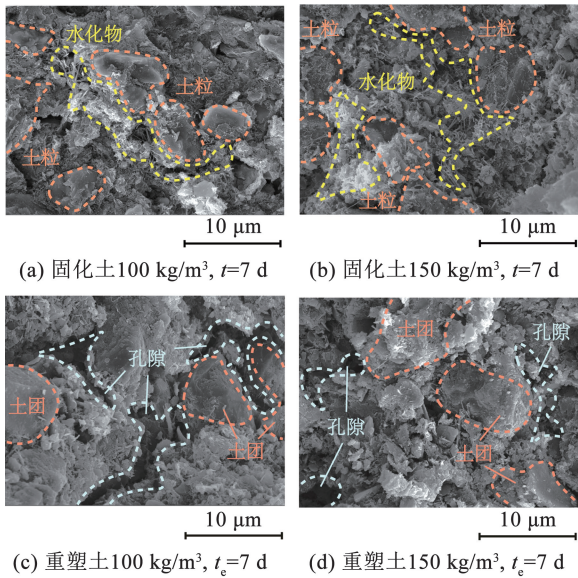


图 9 固化淤泥破碎重塑前后微观形貌变化

Fig. 9 Microstructural changes in solidified sludge before and after crushing and remolding

图 11 对比了不同后养护龄期下破碎重塑土的 SEM 微观形貌,对应的固化剂掺量为 150 kg/m³,前养护龄期 t_e=7 d。由图 11 可以看到,对于初期重塑土,土团之间有明显的孔隙,且水化产物对孔隙的填充效果不明显;当重塑土养护 21 d 后,由于水化反应的持续进行,土团之间的孔隙中发现了大量 C-(A)-S-H 胶凝物质以及针棒状的 AFt 晶体生成,使得土团间的联结作用及孔隙填充效应得以加强,

土体结构的整体性和密实性较初期重塑土明显增强,导致土体黏聚力增大,与图 7 对应。

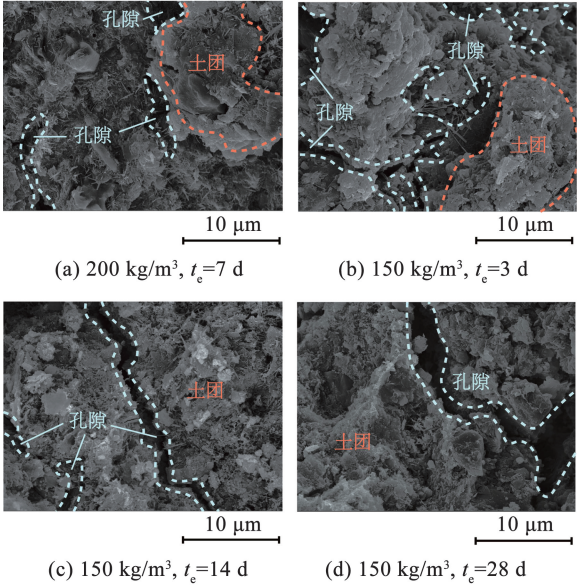


图 10 不同掺量和前养护龄期下初期重塑土的微观形貌
Fig. 10 Micromorphology of initial CRSS at different curing agent contents and pre-curing ages

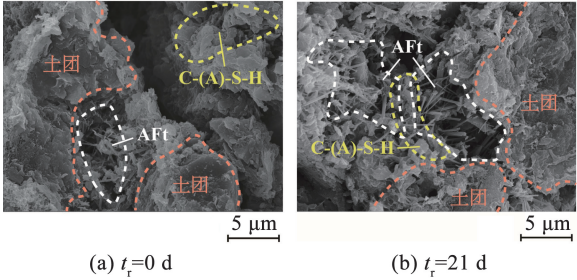


图 11 不同后养护龄期下的重塑土 SEM 微观形貌
Fig. 11 SEM Micromorphology of CRSS at different post-curing ages

2.4 破碎重塑土孔隙结构的变化

根据 MIP 试验压力与孔径之间的换算关系,可以得到累计进汞量和孔径间的关系曲线(累积进汞曲线)。图 12、图 13 为不同固化剂掺量和前养护龄期下固化淤泥和初期重塑土的累积进汞曲线。在试验过程中,汞先进入大孔径孔隙,随后再进入小孔径孔隙,较大的曲线斜率表征汞快速进入孔隙,说明该孔径分布范围内的孔隙体积较大。从图 12(a)、图 13(a)可以看到,对于固化淤泥,随着固化剂掺量和养护时间的增加,对应累积进汞曲线起始拐点的孔径逐渐变小,但累积进汞量基本不变,说明随着固化剂掺量和养护时间的增加,土体中的大孔径孔隙数量减小,小孔径孔隙数量增加,但由于淤泥初始含水率高、孔隙比大,固化剂掺量和养护时间对固化淤泥总孔隙体积的影响相对较小。对于初期重塑土,初期重塑土累积进汞曲线随固化剂掺量和前养护龄期的变化不明显,但相较固化淤泥,对应累积进汞曲线起始拐点的孔径明显增大,累积进汞量也有所增

加,说明固化淤泥破碎重塑后的大孔径孔隙数量增大,小孔径孔隙数量减少,总孔隙体积有所增大。

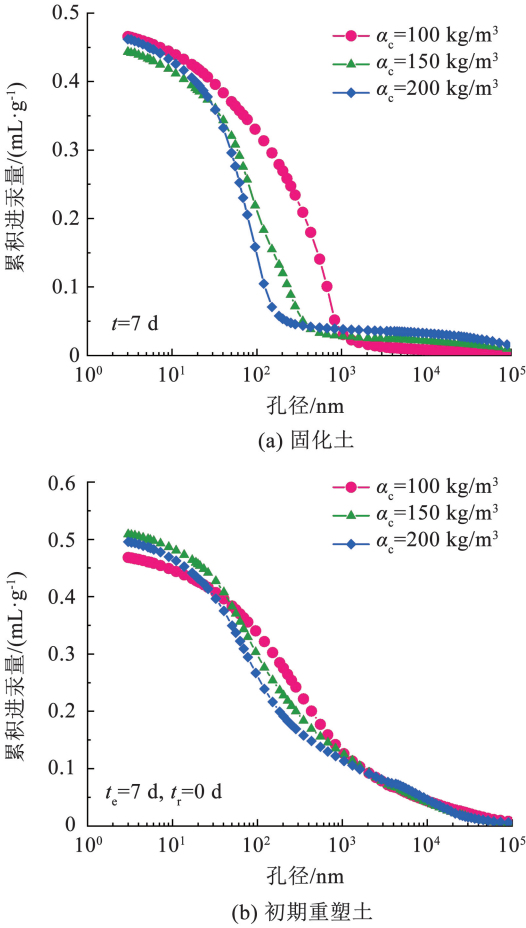


图 12 不同掺量固化土与初期重塑土累积进汞曲线
Fig. 12 Mercury injection curve of SS and initial CRSS at different curing agent contents

图 14 和图 15 分别为不同固化剂掺量和前养护龄期下固化淤泥和初期重塑土的孔径分布密度曲线,其中,logD 为孔径的对数值,孔径分布密度曲线主峰对应的孔径为最可几孔径。对于养护 7 d 的固化淤泥,由图 14(a)可以看出:当固化剂掺量从 100 kg/m³ 增加到 150 kg/m³ 时,孔径分布密度曲线的主峰向左侧偏移,即最可几孔径减小;当固化剂掺量从 150 kg/m³ 增加到 200 kg/m³ 时,最可几孔径基本不变,但对应该孔径的孔隙体积占比有所增加。值得注意的是,当固化剂掺量为 150 kg/m³ 时,孔径分布密度曲线出现“双峰”结构,对应左侧第 1 主峰的孔隙主要分布在团粒内,对应右侧第 2 主峰的孔隙主要分布在团粒之间。随着固化剂掺量的增加,水化反应增强,土体早期生成了大量水化产物,对土颗粒及其孔隙的胶结、填充作用加强,小团粒快速转化为大团粒结构,致使第 2 主峰消失,第 1 主峰对应孔径的孔隙体积占比增加。图 15(a)为掺量 150 kg/m³ 的固化淤泥孔径分布密度曲线随养护时

间的变化。当养护时间从3 d 增加到7 d 时,主峰向左偏移,最可几孔径明显减小;养护7 和14 d 时,孔径分布密度曲线有较为明显的“双峰”结构;养护28 d 后,孔径分布密度曲线由“双峰”结构变为单峰,这是由于水化产物在养护过程中持续生成,团粒及其孔隙在胶结填充作用下逐渐转化为微小孔隙。

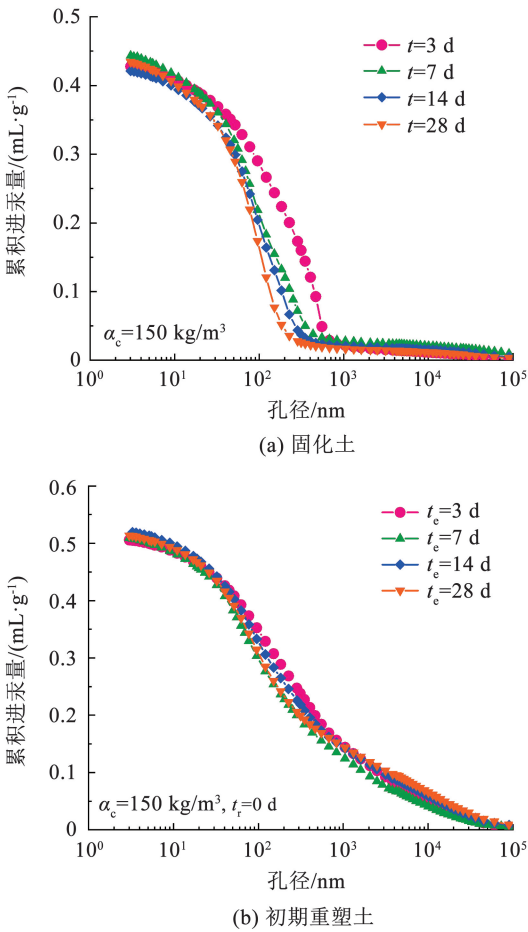


图 13 不同前养护龄期固化土与初期重塑土压汞曲线
Fig. 13 Mercury injection curve of SS and initial CRSS at different pre-curing ages

图 14(b)、图 15(b) 分别为初期重塑土的孔径分布密度曲线随固化剂掺量和前养护龄期的变化。由于破碎重塑过程破坏了固化淤泥的整体结构,很多大的团粒结构被破坏,导致小孔径孔隙数量减少,大孔径孔隙数量增加,但破碎重塑土中的土团基本保留了固化淤泥的强度,其最可几孔径也与固化淤泥基本一致。可以看到,对于 $t_e = 7$ d 的初期重塑土,当固化剂掺量为 100 kg/m^3 时,大孔径孔隙数量较多,随着固化剂掺量的增加,大孔径孔隙数量减少,小孔径孔隙数量增加,当固化剂掺量为 150 kg/m^3 和 200 kg/m^3 时,其初期重塑土的孔径分布基本一致。此外,对于固化剂掺量为 150 kg/m^3 的初期重塑土,当 $t_e = 3$ d 时,在 $0.05 \sim 0.50\text{ }\mu\text{m}$ 孔径范围内形成了一个峰值平台,说明前养护 3 d 的土团中存

在较多该孔径范围内的孔隙,该孔隙在后养护阶段还会继续转化为小孔隙; $t_e > 7$ d 时,不同前养护龄期下的孔隙分布密度曲线趋于一致,与抗剪强度变化规律一致。

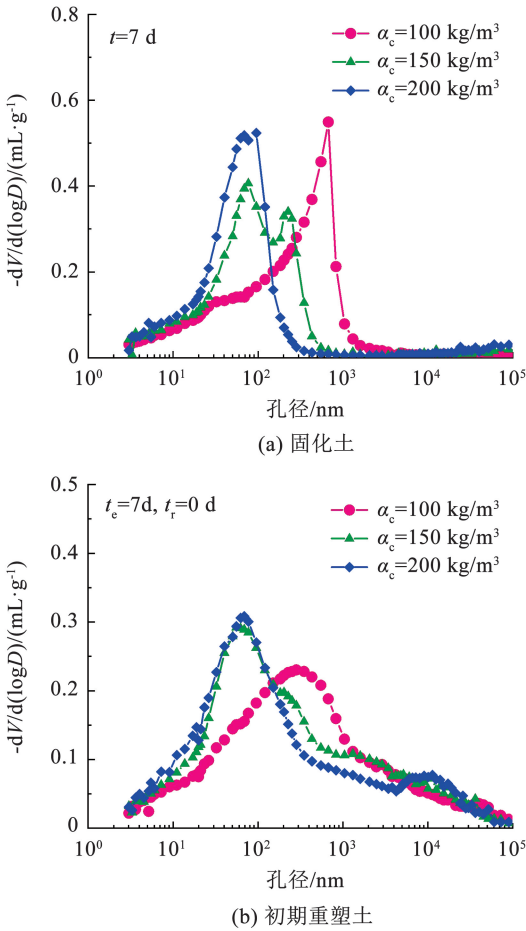


图 14 不同掺量固化土与初期重塑土孔径分布对比
Fig. 14 Comparison of pore size distribution of SS and initial CRSS at different curing agent contents

图 16 和图 17 分别给出了不同固化剂掺量和养护龄期下固化淤泥和初期重塑土中不同类别孔隙的体积分布特征。图中孔隙大小的划分参照 Horpibulsuk 等^[24]对固化黏土中的孔隙分类:直径小于 $0.01\text{ }\mu\text{m}$ 的为微小孔隙; $0.01 \sim 0.10\text{ }\mu\text{m}$ 为小孔隙; $0.1 \sim 1.0\text{ }\mu\text{m}$ 为中孔隙; $1 \sim 10\text{ }\mu\text{m}$ 为大孔隙;直径超过 $10\text{ }\mu\text{m}$ 的为裂隙孔隙。可以看到,固化淤泥中直径 $0.01 \sim 1.00\text{ }\mu\text{m}$ 的中、小孔隙占大部分,当固化剂掺量为 $100、150$ 和 200 kg/m^3 时,小孔隙体积分数随掺量的增加而增大,分别为 $27\%、51\%$ 和 69% ,而中孔隙体积分数则逐渐降低,分别为 $61\%、35\%$ 和 14% ;对于养护 3、7、14、28 d 的固化土,小孔隙体积分数随龄期的延长而增大,分别为 $33\%、51\%、54\%$ 和 64% ,中孔隙体积分数则呈逐渐降低趋势,分别为 $57\%、35\%、34\%$ 和 24% 。由此可知,

通过水化产物的胶凝和填充作用,固化淤泥土的中孔隙逐渐转化为小孔隙,这里小孔隙即为团粒内的孔隙,中孔隙即为团粒间的孔隙。

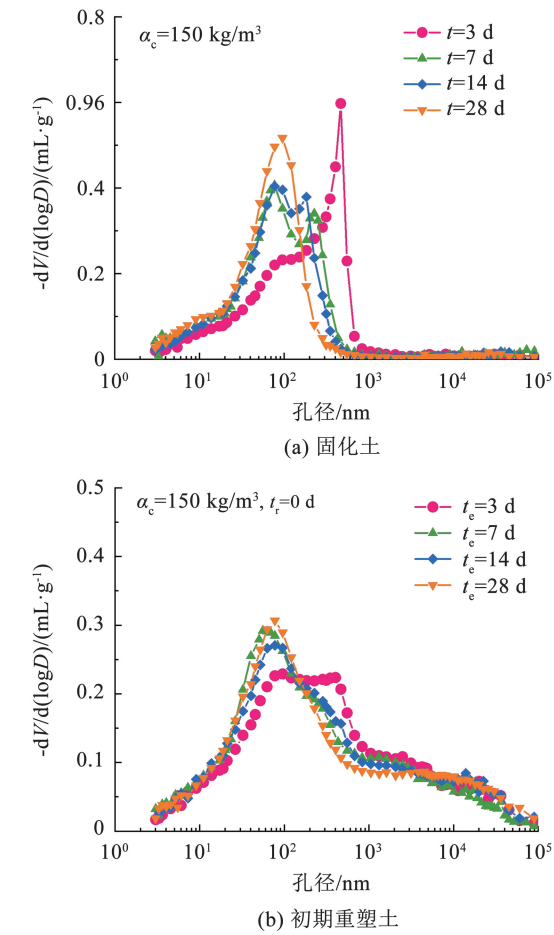


图 15 不同前养护龄期固化土与初期重塑土孔隙分布对比
Fig. 15 Comparison of pore size distribution of SS and initial CRSS at different pre-curing ages

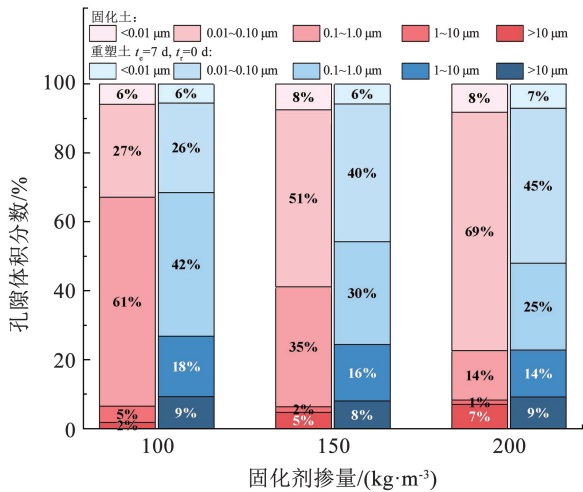


图 16 固化剂掺量对固化土与初期重塑土孔隙分布影响
Fig. 16 Effect of curing agent content on the pore distribution of SS and initial CRSS

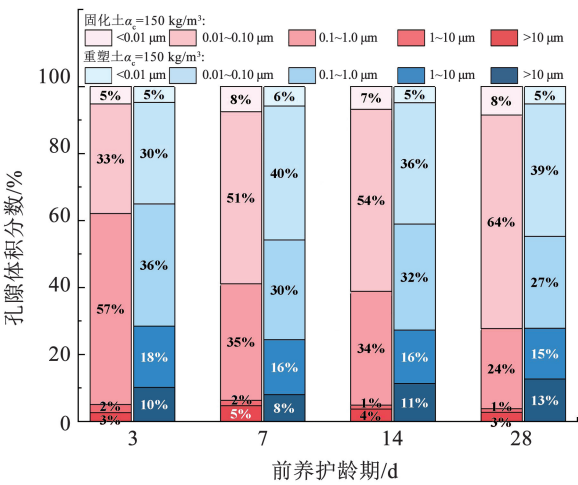


图 17 前养护龄期对固化土与初期重塑土孔隙分布影响
Fig. 17 Effect of pre-curing age on the pore distribution of SS and initial CRSS

当固化淤泥破碎重塑后,初期重塑土的孔隙分布整体上呈中、小孔隙数量减少,大孔隙和裂隙孔隙数量增加的变化趋势。对于掺量为 100 kg/m^3 、 $t_e = 7\text{ d}$ 的初期重塑土,孔径在 $0.1 \sim 1.0\text{ }\mu\text{m}$ 的中孔隙体积分数由破碎重塑前的 61% 减小到 42% ,大孔隙和裂隙孔隙的体积分数由破碎重塑前的 7% 增加到 27% ,小孔隙的体积分数基本保持不变;与此相似,对于掺量 150 kg/m^3 、 $t_e = 3\text{ d}$ 的初期重塑土,中孔隙体积分数由破碎重塑前的 57% 减小到 36% ,小孔隙体积分数变化较小。由此推断,当破碎前固化淤泥中的孔隙以中孔隙为主时,破碎重塑主要破坏了团粒间的胶结结构,对团粒内小孔隙结构破坏较小。对于掺量 150 和 200 kg/m^3 、 $t_e = 7\text{ d}$ 以及掺量 150 kg/m^3 、 $t_e > 7\text{ d}$ 的初期重塑土,小孔隙体积分数较破碎前明显减小,说明当破碎前固化淤泥中的孔隙以孔径在 $0.01 \sim 0.10\text{ }\mu\text{m}$ 之间的小孔隙为主时,破碎重塑对团粒间的胶结结构以及团粒内的小孔隙结构均有较大破坏作用,导致强度损失增大。

图 18 为初期重塑土的黏聚力 c 和内摩擦角 φ 随小/大孔隙体积分数的变化规律,可以看到,初期重塑土的内摩擦角随小孔隙体积分数增加而增大,随大孔隙体积分数增加而降低,并分别呈现良好的线性相关性,相关系数分别达到 0.910 和 0.804 。相比之下,黏聚力与小/大孔隙体积分数之间的线性关系较差。这说明破碎重塑土的抗剪强度不仅取决于孔隙结构特征和固化淤泥破碎后的土团颗粒强度,还与破碎后的颗粒级配、表面摩擦系数以及土粒间的基质吸力^[25]等因素有关,后续有待进一步研究。

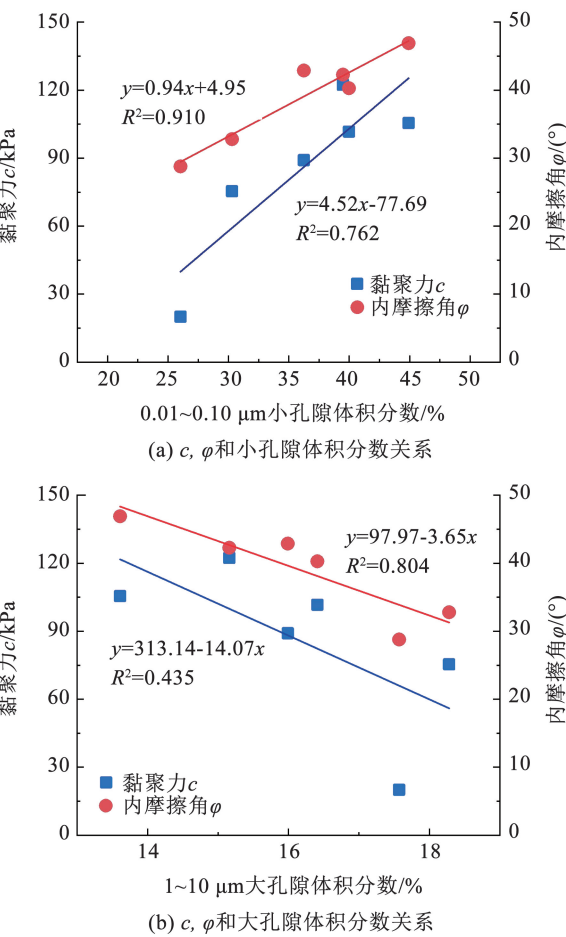


图 18 初期重塑土黏聚力、内摩擦角与小/大孔隙体积分数的关系

Fig. 18 Relationship among c , ϕ and volume fraction of small / large pore of initial CRSS

3 结 论

本文针对固化淤泥及破碎重塑土开展了直剪试验,并结合 SEM 和 MIP 测试,研究了固化剂掺量、前养护龄期以及后养护龄期对破碎重塑土抗剪强度和孔隙结构的影响,探讨了破碎重塑土抗剪强度变化的微观机制,得到了以下结论。

1) 初期重塑土的抗剪强度随固化剂掺量和前养护龄期的变化而变化,内摩擦角在 $25^{\circ} \sim 50^{\circ}$,黏聚力在 $20 \sim 125 \text{ kPa}$;随着后养护龄期的增加,破碎重塑土的内摩擦角变化较小,但黏聚力增长显著,且具有较好的水稳定性。

2) 破碎重塑土的抗剪强度主要来源于固化土破碎后土团之间的摩擦咬合作用,固化剂掺量越高、前养护龄期越长,破碎后的土团强度越高,土团间摩擦咬合作用越强;随着后养护时间增长,土团颗粒及其孔隙被水化产物胶结填充,黏聚力增加。

3) 固化淤泥中以孔径 $0.01 \sim 0.1.00 \mu\text{m}$ 的小孔隙和 $0.1 \sim 1.0 \mu\text{m}$ 的中孔隙为主,且中孔隙随着

固化剂掺量的增加和养护龄期的增长逐渐向小孔隙转化;固化淤泥破碎重塑后,土体中的小孔隙体积分数明显减少,孔径超过 $1 \mu\text{m}$ 的大孔隙以及超过 $10 \mu\text{m}$ 的裂隙孔隙增加显著,中孔隙变化较小。

4) 初期重塑土的抗剪强度与孔隙结构特征存在一定相关性,并与固化淤泥破碎后的颗粒级配、表面摩擦系数以及土粒间的基质吸力等因素有关,有待进一步研究。

参考文献

[1] 黄英豪, 戴济群. 我国疏浚淤泥处置与利用研究进展[J]. 中国水利, 2024(3): 25

HUANG Yinghao, DAI Jiqun. Research progress on disposal and utilization of dredged sediment in China [J]. China Water Resources, 2024(3): 25

[2] 韩爽, 谈云志, 杨舒涵, 等. 膨胀珍珠岩调控固化淤泥物理-力学性能的方法[J]. 岩土力学, 2024, 45(11): 3324

HAN Shuang, TAN Yunzhi, YANG Shuhan, et al. Method of using expanded perlite to regulate physico-mechanical properties of solidified sludge [J]. Rock and Soil Mechanics, 2024, 45(11): 3324. DOI:10.16285/j.rsm.2023.1951

[3] 何俊, 张驰, 管家贤, 等. 碱渣固化疏浚淤泥的动变形特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2023, 42(S1): 3712

HE Jun, ZHAG Chi, GUAN Jiaxian, et al. Dynamic deformation for dredged soil solidified with soda residue [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2023, 42(S1): 3712. DOI:10.13722/j.cnki.jrme.2022.0472

[4] 朱伟, 闵凡路, 吕一彦, 等. “泥科学与应用技术”的提出及研究进展[J]. 岩土力学, 2013, 34(11): 3041

ZHU Wei, MIN Fanlu, LV Yiyan, et al. Subject of “mud science and application technology” and its research progress [J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, 34(11): 3041. DOI:10.16285/j.rsm.2013.11.031

[5] 林楚轩, 孙宏磊, 翁振奇. 生物酶联合水泥固化淤泥力学性能及机理[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2024, 56(7): 46

LIN Chuxuan, SUN Honglei, WENG Zhenqi. Strength and solidification mechanism of cement solidified sludge improved with biological enzyme [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2024, 56(7): 46. DOI:10.11918/202302052

[6] PU S Y, ZHU Z D, WANG H R, et al. Mechanical characteristics and water stability of silt solidified by incorporating lime, lime and cement mixture, and SEU-2 binder [J]. Construction and Building Materials, 2019, 214: 111

[7] 张国防, 王博, 张海旭, 等. OPC-GBFS-NS 体系土体硬化剂固化土壤的作用效果研究[J]. 建筑材料学报, 2022, 25(1): 61

ZHANG Guofang, WANG Bo, ZHANG Haixu, et al. Effects of OPC-GBFS-NS system based soil stabilizer on soil stabilization [J]. Journal of Building Materials, 2022, 25(1): 61. DOI:10.3969/j.issn.1007-9629.2022.01.009

[8] 顾欢达, 陈甦. 河道淤泥的流动化处理及其工程性质的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2002(1): 108

GU Huanda, CHEN Su. Engineering properties of river sludge and its stabilization [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2002(1): 108

- [9] 桂跃, 余志华, 刘海明, 等. 滇池固化淤泥重塑土的重塑时机及强度恢复特性试验[J]. 吉林大学学报(地球科学版), 2014, 44(6): 1928
GUI Yue, YU Zhihua, LIU Haiming, et al. Suitable compaction moment and strength recovery properties of remodeled stabilized dredged soil from Dianchi Lake[J]. Journal of Jilin University (Earth Science Edition), 2014, 44(6): 1928. DOI:10.13278/j.cnki.jjuese.201406201
- [10] 桂跃, 高玉峰, 李振山, 等. 高含水率疏浚淤泥材料化土击实时机选择研究[J]. 地下空间与工程学报, 2010, 6(5): 1072
GUI Yue, GAO Yufeng, LI Zhenshan, et al. Study on the compaction timing of the quicklime-stabilized dredged sediment of high-water-content[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2010, 6(5): 1072
- [11] 黄英豪, 董婵, 关云飞, 等. 击实对固化淤泥物力学性质的影响[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(9): 1728
HUANG Yinghao, DONG Chan, GUAN Yunfei, et al. Effect of compaction on physical and mechanical properties of solidified dredged materials[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(9): 1728
- [12] SATO A, HATAKEYAMA O. Influence of preparation conditions on solidified-crushed soil characteristics and strength[J]. International Journal GEOMATE, 2021, 20(79): 48
- [13] 佐藤厚子, 西本聪, 铃木辉之. 固化破碎土の强度特性[R]. 北海道: 第2回日中地盘シンポジウム, 2005
- [14] SHINSHA H, KUMAGAI T. Material properties of solidified soil grains produced from dredged marine clay[J]. Soils and foundations, 2018, 58(3): 678
- [15] ZHU W, HUANG Y, ZHANG C L, et al. Effect of curing time on mechanical behavior of crushed solidified dredged material[C]// Proceedings of GeoCongress, 2008: Characterization, Monitoring, and Modeling of GeoSystems, 2008: 597
- [16] HUANG Y, ZHU W, QIAN X, et al. Change of mechanical behavior between solidified and remolded solidified dredged materials[J]. Engineering Geology, 2011, 119(3-4): 112
- [17] 黄英豪, 朱伟, 张春雷, 等. 固化淤泥重塑土力学性质及其强度来源[J]. 岩土力学, 2009, 30(5): 1352
HUANG Yinghao, ZHU Wei, ZHANG Chunlei, et al. Mechanical characteristics and strength source of remolded solidified dredged material[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(5): 1352
- [18] 陈龙, 陈永辉, 李德晟, 等. 明挖隧道固化土的重塑及重金属浸出特性研究[J]. 中国公路学报, 2023, 36(11): 335
CHEN Long, CHEN Yonghui, LI Desheng, et al. Remolding and heavy metal leaching properties of solidified soil in open-cut tunnel construction[J]. China Journal of Highway and Transport, 2023, 36(11): 335. DOI:10.19721/j.cnki.1001-7372.2023.11.014
- [19] 赵子荣, 徐建勇, 陈永辉, 等. 压实时间对固化土强度影响试验[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2016, 44(6): 531
ZHAO Zirong, XU Jianyong, CHEN Yonghui, et al. Experimental study on influence of compaction period on strength of solidified soil[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2016, 44(6): 531. DOI:10.3876/i.issn.1000-1980.2016.06.010
- [20] 范昭平, 朱伟, 张春雷. 有机质含量对淤泥固化效果影响的试验研究[J]. 岩土力学, 2005(8): 1327
FAN Zhaoping, ZHU Wei, ZHANG Chunlei. Experimental study on influence of organic matter content on solidified dredging[J]. Rock and Soil Mechanics, 2005(8): 1327. DOI:10.16285/j.rsm.2005.08.030
- [21] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 土工试验方法标准: GB/T 50123—2019[S]. 北京: 中国计划出版社, 2019
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Standard for geotechnical testing method: GB/T 50123—2019[S]. Beijing: China Planning Press, 2019
- [22] 陈瑞敏, 简文彬, 张小芳, 等. CSFG-FR 协同作用改良淤泥固化土性能试验研究[J]. 岩土力学, 2022, 43(4): 1020
CHEN Ruimin, JIAN Wenbin, ZHANG Xiaofang, et al. Experimental study on performance of sludge stabilized by CSFG-FR synergy[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(4): 1020. DOI:10.16285/j.rsm.2021.1017
- [23] 王柳江, 臧耀辉, 江后根, 等. 淤泥固化土破碎重塑后的强度变形特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2025, 44(1): 197
WANG Liujiang, ZANG Yaohui, JIANG Hougen, et al. Experimental study on the strength and deformation characteristics of sludge solidified soil after crushing and remodeling[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2025, 44(1): 197. DOI:10.3724/1000-6915.jrme.2024.0305
- [24] HORPIBULSUK S, RACHAN R, CHINKULKIJNIWAT A, et al. Analysis of strength development in cement-stabilized silty clay from microstructural considerations[J]. Construction and Building Materials, 2010, 24(10): 2011
- [25] 马勤国, 郭皓公, 罗晓晓. 非饱和花岗岩残积土的剪切特性与抗剪强度分析[J]. 华南理工大学学报(自然科学版), 2024, 52(11): 55
MA Qinguo, GUO Haogong, LUO Xiaoxiao. Analysis on shear characteristics and shear strength of unsaturated granite residual soil[J]. Journal of South China University of Technology (Natural Science Edition), 2024, 52(11): 55. DOI:10.12141/i.issn.1000-565X.230470

(编辑 吕雪梅)