

DOI:10.3876/j.issn.1000-1980.2026.05.021

海上风电吸力筒基础灌浆材料特性及可回收性试验

翟汉波¹, 李婷婷¹, 代加林¹, 杨金康², 王伟臣², 付登锋², 黄 维³

(1. 中国长江三峡集团有限公司科学技术研究院; 2. 中国海洋大学环境科学与工程学院; 3. 中山大学土木工程学院)

摘要: 为优化海上风电吸力筒基础的水泥灌浆材料组成, 并验证吸力筒在不同水泥灌浆材料施工后的可回收性, 通过 18 组流动性试验、21 组无侧限抗压强度试验和 6 组吸力筒回收试验, 研究了不同水固比(0.75、1、1.1、2.5)与膨润土掺量(0%、20%、40%、60%、80%、100%)对水泥灌浆材料流动性、抗压强度及不同水泥灌浆材料对吸力筒在黏土中可回收性的影响机制。结果表明: 水固比一定时, 随着膨润土掺量的增加, 水泥灌浆材料流动度、抗压强度显著降低, 膨润土掺量大于或等于 60% 时基本丧失流动性, 膨润土掺量固定时, 流动度随水固比增大而提高(20%膨润土掺量下流动度为 210~290 mm), 但抗压强度随之下降; 60%、100%膨润土掺量的水泥灌浆材料可通过吸力筒内正压注水成功回收, 而 0%、20%膨润土掺量的水泥灌浆材料在充分凝固后会完全堵塞注水口导致回收失败。建议水泥灌浆材料初始流动度控制在 250~300 mm、30 min 后流动度不低于 200 mm, 水泥灌浆材料优选 60%膨润土掺量并提高水固比, 直至满足流动度范围, 以平衡施工可操作性、结构强度及可回收性需求。

关键词: 吸力筒基础; 灌浆材料; 膨润土掺量; 水固比; 流动性; 无侧限抗压强度; 可回收性

中图分类号: P751 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-1980(2026)05-0181-09

Experimental study on material properties and recyclability of grout for offshore wind suction bucket foundation

Zhai Hanbo¹, Li Tingting¹, Dai Jialin¹, Yang Jinkang², Wang Weichen², Fu Dengfeng², Huang Wei³

(1. China Three Gorges Corporation Science and Technology Research Institute;

2. College of Environmental Science and Engineering, Ocean University of China;

3. School of Civil Engineering, Sun Yat-Sen University)

Abstract: To optimize the composition of grout materials for offshore wind suction bucket foundations and verify the recyclability of suction buckets after construction with different grouts, 18 fluidity tests, 21 unconfined compressive strength tests and 6 suction bucket recovery tests were carried out to investigate the influence mechanisms of water-solid ratio (0.75, 1, 1.1, 2.5) and bentonite content (0%, 20%, 40%, 60%, 80%, 100%) on the fluidity and compressive strength of grout materials, as well as the recyclability of suction buckets in clay with different grouts. The results show that at a fixed water-solid ratio, the fluidity and compressive strength of grout materials decrease significantly with the increase of bentonite content, and the grout basically loses fluidity when the bentonite content is no less than 60%. At a fixed bentonite content, fluidity increases with rising water-solid ratio (210-290 mm for 20% bentonite content), while compressive strength decreases accordingly. Suction buckets with grouts containing 60% and 100% bentonite can be successfully recovered by positive-pressure water injection inside the bucket. In contrast, grouts with 0% and 20% bentonite content fully solidify and completely block the water injection port, leading to recovery failure. It is recommended that the initial fluidity of grout be controlled within 250-300 mm and the fluidity after 30 min be no less than 200 mm. A bentonite content of 60% is preferred, and the water-solid ratio shall be increased until the required fluidity range is satisfied to balance the requirements of constructability, structural strength and recyclability.

Key words: suction bucket foundation; grout material; bentonite content; water-solid ratio; fluidity; unconfined compressive strength; recyclability

随着全球能源转型加速推进, 海上风电凭借其风功率密度高、主导风向稳定及邻近电力负荷中心等优势发展迅猛^[1], 截至 2024 年, 其累计装机容量已达 83.9 GW^[2]。在海上风电场建设工程中, 风机基础成本占比

基金项目: 中国长江三峡集团有限公司科研项目(NBZZ202300461)

作者简介: 翟汉波(1989—), 男, 博士, 主要从事海洋工程地质勘察、海上风电基础与土相互作用研究。E-mail: zhai_hanbo@ctg.com.cn

通信作者: 李婷婷(1992—), 女, 博士, 主要从事海洋工程地质勘察、海上风电基础与土相互作用研究。E-mail: hfultt@163.com

高达 30.7%^[3],而单桩、导管架等传统基础形式造价高昂,严重制约了海上风电的规模化开发^[4]。吸力筒基础作为一种创新解决方案,可广泛应用于固定式和漂浮式风机基础工程^[5-8],通过负压贯入方式完成安装,具有安装噪音低、抗倾覆承载性能优及可回收再利用等优势^[9]。其安装过程主要分为 3 个阶段:①依靠结构自重贯入海床至一定深度;②通过负压泵排出筒内水体形成压差完成最终沉贯;③筒内灌浆,实现吸力筒顶盖与海床充分接触,完成安装^[10-12]。吸力筒回收时,则通过向筒内注水形成筒内外正压差,配合吊机完成吸力筒回收与重复利用^[13]。

吸力筒安装完成后,常因负压不足或海床局部存在坡度,在筒盖与海床之间产生不均匀水膜空隙,致使设计承载力难以充分发挥^[14],因此,吸力筒负压沉贯完成后,通常采用筒内灌浆技术填充该空隙,使吸力筒基础能够将上部荷载充分传递至海床土体,大幅提高基础整体刚度与承载性能^[15-16]。目前相关学者围绕吸力筒的负压贯入开展研究,分析了在黏土、砂土及分层土中所需负压的大小与评估方法^[17],但针对灌浆对吸力筒承载性能及对其可回收性影响的相关研究仍较为匮乏。水下灌浆材料以水泥基体系为主导^[18-20],而海洋环境对其要求较为严苛:需兼具大流动性(如初始流动度大于或等于 290 mm)、抗海水分散性、高早期强度(静置 1 d 抗压强度大于或等于 40 MPa)及体积稳定性(24 h 膨胀率为 0.02%~0.50%)^[21-22],国内外多项工程均体现了该核心指标的重要性^[23]。

吸力筒基础水泥灌浆材料的流动性、抗压强度特性及可回收性的影响机理尚不明确,是制约该工程技术优化的关键瓶颈^[24]。流动性方面,传统观点认为,高流动性(坍落度大于或等于 240 mm)有利于浆体充填密实,但高掺量膨润土水泥灌浆材料黏度偏高,会使注浆压力显著增大,易造成海床土体局部扰动,甚至顶起吸力筒,造成吸力筒有效埋深降低,承载力无法达到设计要求^[25]。可见,流动性并非单向有益参数,需综合考虑土体强度、注浆压力及其对吸力筒可回收性的影响。

本文通过 18 组流动性试验、21 组无侧限抗压强度试验,研究不同水固比(0.75、1、1.1、2.5)与膨润土掺量(0%、20%、40%、60%、80%、100%)对水泥灌浆材料流动性和抗压强度特性的影响;针对黏土地层,通过 6 组吸力筒回收试验,探究不同水泥灌浆材料对吸力筒可回收性的影响机制,以期优化吸力筒基础水泥灌浆材料的研究提供科学依据。

1 试验方法

1.1 流动性试验

灌浆材料的截锥流动度是衡量水泥灌浆材料流动性能的核心指标,直接反映材料在施工过程中的可泵送性和填充密实性。流动性不足(流动半径小)将导致灌浆不密实,形成空洞或蜂窝状缺陷;流动性过高(流动半径过大)则可能引发离析,降低材料的均质性。根据 GB/T 2419—2005《水泥胶砂流动度测定方法》及规范建议,水泥灌浆材料流动性需分别测量初始流动度和 30 min 流动度。

a. 试验装置:KWQ2680 电动搅拌机、玻璃板(500 mm×500 mm)、截锥圆模(下口内径 100 mm、上口内径 70 mm、高 60 mm)、量壶、直尺和不同膨润土掺量的水泥灌浆材料。灌浆材料由多种成分组成,包括硅酸盐水泥、粉煤灰、减水剂、流变剂、缓凝剂、水下抗分散剂、钠基膨润土及水,各成分配比为粉煤灰 214.93 g、减水剂 1.91 g、流变剂 0.38 g、缓凝剂 0.76 g、水下抗分散剂 17.84 g。

b. 试验过程:①准确称取 1 000 g 充分预混的水泥灌浆材料样品,根据设定的膨润土掺量及对应的水固比(本文指水泥灌浆材料中所加水的质量与其固体质量的比值),称量所需的拌合用水量;②预先润湿搅拌锅与搅拌叶片,将称量完毕的水泥灌浆材料倒入搅拌锅中,开启搅拌机并设定转速为 900 r/min,搅拌机运行的同时,于 10 s 内匀速加入全部拌合用水;③保持 900 r/min 搅拌速度,持续搅拌 240 s;④将搅拌完成的浆体迅速装满坍落度筒,刮平筒口浆体,清理筒外及底板的多余浆体,随后,垂直、平稳提起坍落度筒,提离过程控制在 5~10 s,使浆体在无干扰状态下自由流动至静止状态,浆体装筒到坍落度筒完全提起整个过程应在 60 s 内完成;⑤浆体停止流动后,立即测量其坍落度,记录为初始坍落度值,同时测量浆体扩展后两个相互垂直方向的直径,计算平均值作为初始坍落扩展度值,步骤②~⑤的总时间需控制在 5 min 以内;⑥将底板上的残余浆体回收至搅拌锅,自加水拌合开始计时,达 30 min 时,以相同转速重启搅拌机,对锅内浆体再搅拌 180 s。随后,重复执行③~⑤的搅拌与测量操作步骤,所得坍落度与坍落扩展度,即为浆体 30 min 保留值。该试验在室内进行,室内温度为 24~26℃,室内湿度为 22%~36%。水泥灌浆材料流动性试验过程如图 1 所示,不

同配比水泥灌浆材料的流动性试验方案如下:①12 组试验用于探究同一水固比(均为 1,水固比工况代号 1)下不同膨润土掺量试样的初始和静置 30 min 后的流动度,其中膨润土掺量分别为 0%、20%、40%、60%、80%、100%,以 P 表示膨润土掺量,S 表示水固比,M 表示静置时间(取 0、30 min),试样编号为 $P_xS_yM_z$ (其中 x,y,z 为相应代号),如 P20S1M30 表示膨润土掺量为 20%、水固比为 1、静置时间为 30 min 的试样;②8 组试验用于探究不同水固比下不同膨润土掺量试样的初始和静置 30 min 后的流动度,其中水固比为 0.75、1.1、2(水固比工况代号分别为 2、3、4,下同),6 组试验编号分别为 P20S2M0、P20S2M30、P60S3M0、P60S3M30、P100S4M0、P100S4M30。

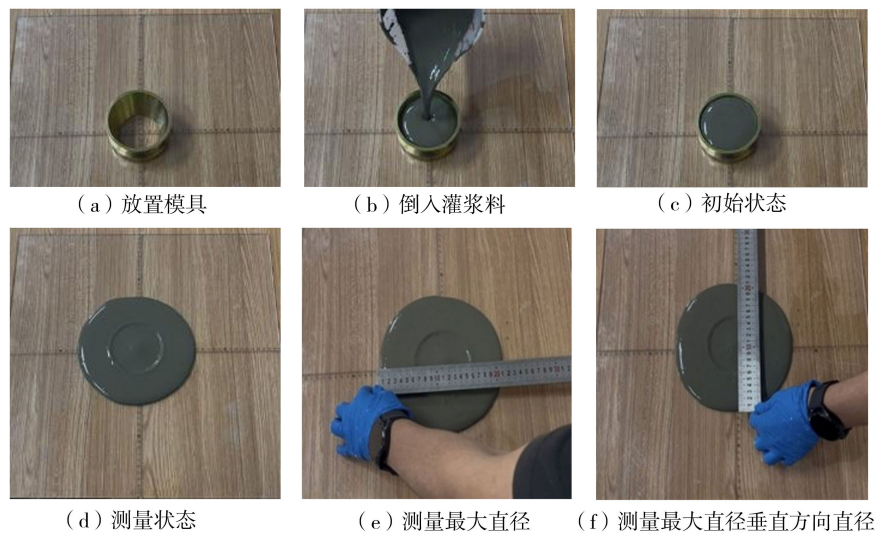


图 1 流动性试验过程
Fig. 1 Fluidity test process

1.2 无侧限抗压强度试验

a. 试验装置:天平(量程为 0~1 000 g,分度值为 0.1 g)、模具(直径 5 cm、高 10 cm)、KWQ2680 电动搅拌机、WCY-1 型应力应变无侧限压力仪、CSF-A 拉压力传感器(量程 1 t,用于测试高膨润土掺量水泥灌浆材料的强度)、CSF-B 柱式传感器(量程 5 t,用于测试低膨润土掺量水泥灌浆材料的强度),以及水泥灌浆材料,其成分配比同流动性试验。

b. 试验过程:①制备直径为 5 cm、高度 10 cm 的试验试样;②依据水泥灌浆材料配比方案及试验工况称取固体物料与水,将物料倒入搅拌桶,采用电动搅拌机搅拌 5 min 后,倒入模具中进行制样;③试样固结成型后,在其两端表面均匀涂抹一薄层凡士林,以阻隔水分蒸发,随后,按照规定的预定时间对试样进行固结;④将固结完成的试样放置于压力仪的下加压板上,缓慢升高下加压板,直至试样上表面与上加压板发生轻微接触,无预压荷载,此时将轴向位移传感器与轴向力传感器读数归零;⑤控制下加压板以恒定速率上升,使试样产生每分钟 1%的轴向应变速率,加载过程中,轴向应变每增加 0.1%,同步测量并记录对应的轴向荷载和轴向位移;⑥试验持续进行,当轴向荷载达到峰值或进入稳定变化阶段,继续加载使轴向应变再增加 3%~5%后停止试验,或轴向荷载全程未出现稳定阶段,则加载至轴向应变达到 20%时终止试验;⑦试验结束后,下降下加压板,取出试样,观察并记录试样最终破坏的形态与特征。

不同配比水泥灌浆材料的无侧限抗压强度试验方案如下:①18 组试验用于探究同一水固比(均为 1,水固比工况代号 1)下不同膨润土掺量分别经过不同固结时间后的无侧限抗压强度,其中 D 表示固结时间(取 3、7、28 d),其他同流动性试验,试样编号为 $P_xS_yD_u$ (其中 x,y,u 为相应代号),如 P20S1D3 表示膨润土掺量为 20%、水固比为 1、固结时间为 3 d 的试样;②3 组试验用于探究不同水固比下不同膨润土掺量的试样固结 28 d 的流动度),3 组试验编号分别为 P20S2D28、P60S3D28、P100S4D28。

无侧限抗压强度试验的破坏标准和破坏模式基于应力-应变关系和试样形态变化综合判定,依照 ASTM D2166/D2166M—2016《黏土无侧限抗压强度的标准试验方法》规定,以峰值应力或 20%轴向应变作为破坏标准,当试样表面出现明显倾斜裂缝、剪切带或整体崩解时,即使未达到理论峰值,也同样判定为破坏。

1.3 回收试验

吸力筒回收试验整体装置如图 2 所示,主要包含模型箱、吸力筒模型、吸力沉放及回收系统、竖向加载系统、灌浆系统、土强度测试系统、水下监测系统、传感器布设及控制与采集系统等。

试验采用尺寸为 1 500 mm×1 500 mm×1 500 mm 的立方体 PVC 模型箱,侧面距底部 150 mm 处设 1 150 mm×1 230 mm 的圆角矩形观察窗,观察窗采用双层钢化玻璃结构并配套刻度标尺,以方便观察试验过程。模型箱外侧覆有方钢支架,防止土体加载过程中箱体受力形变对试验精度造成影响。

吸力筒模型结构主要由筒壁与筒盖两部分构成。筒盖上部设有抽水口、注浆口及孔压传感器,其中抽水口配置硅胶薄膜与滤网,硅胶薄膜可增大吸力筒与固定环之间的摩擦力;筒壁贴有刻度尺,用于精准观察吸力筒贯入土体深度及筒内水膜厚度。吸力筒筒体由有机玻璃制成,外径为 300 mm,壁厚 10 mm,筒盖厚 40 mm,筒壁长度 300 mm,长径比 1.0。

吸力沉放与回收系统包括抽水泵与流量计。其中抽水泵可调频率范围为 833~3 333 Hz,对应电机转速为 833~3 333 r/min,开口流量范围为 1.5~6 L/min;流量计可实时可视化监测抽水泵的抽水速率。灌浆系统主要由单螺杆泵与连接管路组成,单螺杆泵流量为 0.1~0.5 m³/h,电机功率为 0.55 kW,转速 960 r/min。竖向加载系统由伺服电机、限位器、加载杆、反力架、反力架滑轨、拉压力传感器及吸力筒固定环组成,拉压力传感器量程为 1 t。

土强度测试系统包括电机、电机驱动器、ball-bar(球形探头)、数据采集仪及数据采集软件。水下监测系统包括水下摄像头、摄像头支架和实时监控软件,结合透明亚克力吸力筒,可清晰观测、记录试验时吸力筒内水膜高度和灌浆过程。控制与采集系统由电控系统与控制软件组成,主要功能是调试、控制整个试验装置并记录、存储和传输试验数据。

在每组回收试验开始前,均采用球形仪在吸力筒预设贯入位置中心点进行土体抗压强度测试,获得土强度参数 q_{ball} 随深度的变化规律,通过式(1)^[26]计算得到不排水抗剪强度 s_u :

$$s_u = q_{ball}/N_{kt}$$

(1)

式中: N_{kt} 为锥尖阻力系数,本文所用球形仪取 10.5^[27-28]。

回收试验过程如下:①保持吸力筒注浆口与抽水口处于开启状态,采用静压方式以 0.2 mm/s 左右的速度将吸力筒下放至土体表面,并贯入至泥面以下一定深度处。根据工况设计要求,控制筒盖与泥面之间水膜厚度为 0 cm(无水膜)或 2 cm,完成吸力筒安装就位工作。②灌浆泵抽水润管,完成后排出管路内残留积水。将灌浆泵注浆管连接至吸力筒注浆口,同时在出浆口连接导流软管,用于排出水泥灌浆材料置换出的水膜。根据工况设计制备不同掺量的试样(膨润土掺量分别为 20%、60%、100%),缓慢向筒内注浆,避免注浆压力过大顶起吸力筒或冲击扰动筒内泥面。当出浆口有浆料溢出时视为注浆完成,立即停止注浆,关闭注浆口与出浆口阀门,断开注浆管与吸力筒的连接,清洗灌浆泵和注浆管。③静置 24 h,确保吸力筒内试样固结完成。④连接抽水泵与吸力筒抽水口,向筒内注水,使筒内产生正压。在实际工程中,吸力筒正压回收通常借助吊机协同完成,因此试验施加 500 N 的固定荷载协同筒内正压上拔,以模拟吊机在实际工程中提供的作用力。⑤当吸力筒内孔压不再上升时,将竖向加载系统设为位移控制模式,将吸力筒以 0.2 mm/s 左右的速度继续上拔,以完成后续回收。吸力筒回收试验方案如表 1 所示。

2 试验结果与分析

2.1 流动性试验

不同水固比对试样截锥流动度的影响如图 3 所示。可以看出,膨润土掺量固定时,试样的流动度随水固

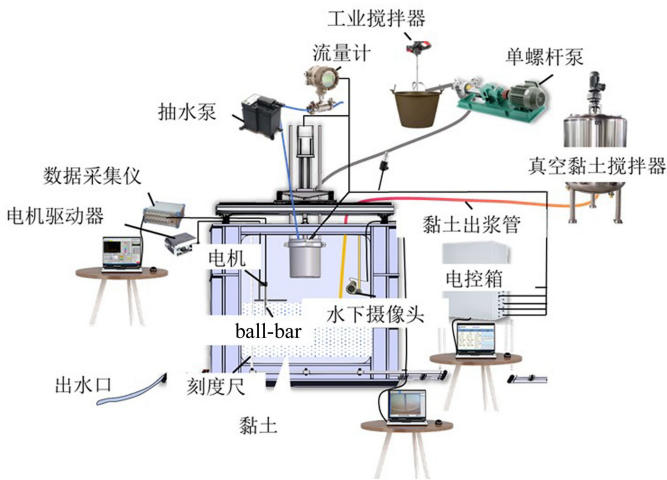


图 2 吸力筒回收试验装置
Fig. 2 Suction bucket retrieval test apparatus

表 1 吸力筒回收试验方案

Table 1 Scheme for suction bucket retrieval test

试样编号	水膜高度/cm	膨润土掺量/%	试验目的
G0	0		探究完全贯入不灌浆时的可回收性
G2	2		探究保留 2 cm 水膜不灌浆时的可回收性
P0G2	2	0	探究不同膨润土掺量试样灌浆后的可回收性
P20G2	2	20	
P60G2	2	60	
P100G2	2	100	

注:试样编号中 G 表示水膜高度。

比增大而提高。本文通过调节加水量,同时固体质量保持为 1 000 g 以获取不同的水固比,探究水固比对试样性能的影响。对于膨润土掺量为 20%的试样,水固比为 1 时流动度为 290 mm,水固比降至 0.75 时流动度为 210 mm;膨润土掺量为 60%的试样,水固比 1.1 时流动度为 141.5 mm,水固比降至 1 时流动度仅为 70 mm。当膨润土掺量为 20%、水固比小于 0.75,或膨润土掺量为 60%、水固比小于 1 时,试样完全丧失流动性,测得的流动度数值等同于截锥模具底面内径。从理论层面分析,若水固比持续无限增大,试样趋近于纯水或水泥净浆,其平面扩展直径因受模具体积约束而存在上限。因此,在膨润土掺量一定的条件下,试样流动度随水固比的变化存在上、下边界。相同水固比下不同膨润土掺量试样的流动度变化规律为:膨润土掺量由 0 增大至 100%,试样流动度持续下降,且下降速率逐步趋缓;当膨润土掺量达 60%时,试样已基本不具备流动性,继续提高膨润土掺量,试样几乎完全失去流动能力。

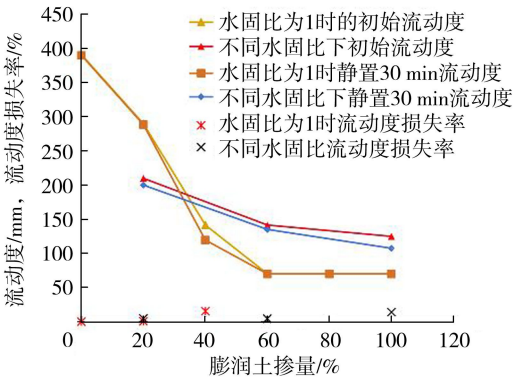


图 3 流动性试验结果

Fig. 3 Fluidity test results

不同膨润土掺量的试样在不同的静置时间下,其流动性试验结果如图 3 所示。静置 30 min 后,试样的流动度有不同程度的损失;低膨润土掺量条件下流动度损失相对较小,最小损失率仅为 0.26%;随着膨润土掺量的提高,流动度损失率随之增大,最大损失率可达 15.55%。

2.2 无侧限抗压强度试验

水固比为 1 的条件下,不同膨润土掺量试样剪切破坏特征如图 4 所示。试样固结 3 d 时(图 4(a)),未掺膨润土的试样,在单轴压缩加载至峰值强度后,产生大量贯通上下表面的斜向裂缝,加载后期发生大块剥落物。膨润土掺量为 20%的试样,单轴压缩加载至峰值强度后,表面出现大量斜裂缝,少部分斜裂缝延伸至试样中部,造成试样中部土层膨胀或张裂,表现为脆性破坏特征。40%、60%膨润土掺量试样在单轴压缩至峰值强度后,呈现向外鼓胀破坏,有明显的剪切破坏面。

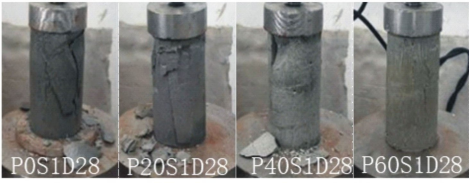
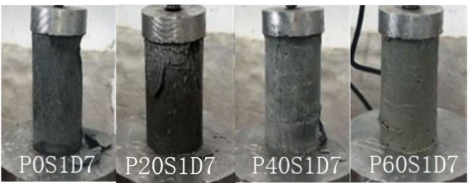
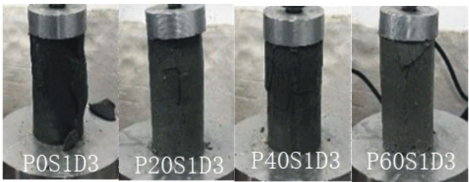


图 4 无侧限抗压强度试验结果

Fig. 4 Results of unconfined compressive strength test

由图 4(b)可知,固结 7 d 后,膨润土掺量为 0%、20%的试样经单轴压缩达到峰值强度后产生贯通上下表面的轴向裂缝,加载后期试样发生大块剥落,呈现脆性破坏特征;膨润土掺量为 40%、60%的试样经单轴压缩达到峰值强度后产生向外鼓胀变形,并出现显著剪切破坏面。试样固结 28 d 后(图 4(c))的破坏模式与固结 3、7 d 试样基本一致。水固比为 1 的试验条件下,膨润土掺量为 80%、100%的试样强度过低无法制样,因此未开展强度测试。

水固比为 1 的条件下,不同膨润土掺量试样的无侧限抗压应力-应变关系曲线如图 5 所示。可以看出,在膨润土掺量较低时,试样应力曲线存在明显峰值,达到峰值后发生脆性破坏,随后应力降低;而当膨润土掺量较高时,

应力达到峰值后变化趋势较小,与正常固结黏土相似。

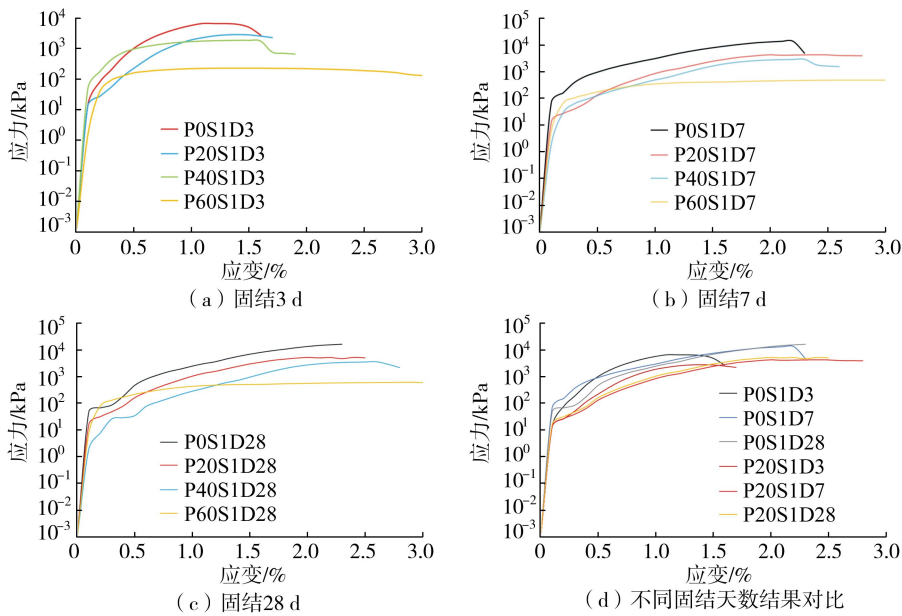


图 5 不同固结时间试样应力-应变关系

Fig. 5 Stress-strain relationships of specimens with different consolidation durations

不同膨润土掺量(0%、20%、60%、100%)试样的无侧限抗压强度试验结果显示,固结 28 d 后,P0S1D28 试样的峰值强度最高,可达 17 334. 5 kPa;随着膨润土掺量的增加,峰值强度呈逐渐降低趋势。固结 7 d 后各膨润土掺量试样的抗压强度均低于 28 d 的试样,其中最大为 13 367. 6 kPa(P0S1D7)。固结 3 d 时,试样抗压强度进一步降低,P0S1D3 为 6 876. 2 kPa,其余试样抗压强度同样随膨润土掺量增加而降低。

进一步分析可以发现,膨润土掺量 40%、60%试样的 7 d 抗压强度与 28 d 抗压强度比值,略高于膨润土掺量为 0%、20%的试样,而 3 d 抗压强度与 28 d 抗压强度的比值则在膨润土掺量为 40%时达到最高。总体而言,膨润土掺量的提升导致各固结天数下的峰值强度呈下降趋势,同时不同膨润土掺量会对试样早期抗压强度(3、7 d)相对于 28 d 占比产生差异化影响。

不同水固比条件下,20%、60%、100%膨润土掺量试样固结 28 d 后的无侧限抗压应力-应变关系曲线如图 6 所示。水固比为 0. 75 的试样固结 7 d 的峰值强度为 11 148. 8 kPa,远高于水固比为 1 的 20%膨润土掺量试样的峰值强度。针对 60%的膨润土掺量,水固比为 1. 1 的试样固结 7 d 的峰值强度和水固比为 1 的 60%膨润土掺量试样固结 7 d 的峰值强度相比无明显变化。100%膨润土掺量,在水固比为 1 时无流动性,无法进行制样,故其强度不作参考,当水固比提高至 2. 5 时,峰值强度为 1. 5 kPa。

2. 3 回收试验

各黏土试样的 s_u 随深度变化情况如图 7 所示。在每组试验开始前,均利用满流式球形仪在吸力筒贯入

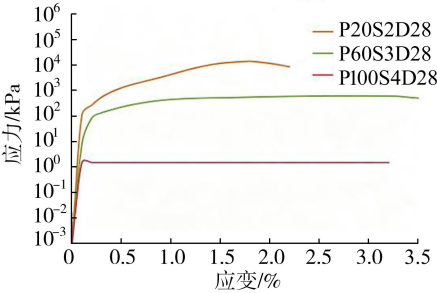


图 6 不同水固比下试样固结 28 d 无侧限抗压应力-应变关系曲线

Fig. 6 Strength of different specimens cured for 28 d under various water-solid ratios

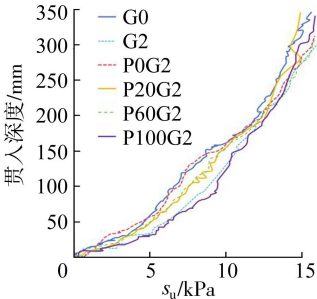


图 7 回收试验各试验组黏土不排水抗剪强度随深度变化

Fig. 7 Variation of undrained shear strength of clay with depth for each experimental group in retrieval test

位置中心点进行土体抗压强度测试,获得 q_{hall} 随深度变化情况。本文所用黏土均利用真空预压固结法制备,在 60 kPa 的负压下固结 7 d, s_u 随深度增加呈现增大趋势,6 组回收试验中土体强度相似,在 300 mm 处强度约为 15 kPa。

回收试验过程如图 8 所示。其中,G0、G2、P60G2、P100G2 组均可完成回收,基础贯入和回收上拔过程中竖向力值以及回收过程中超静孔压变化如图 9 所示。筒内正压逐渐增大,吸力筒逐渐向上拔出,在回收至 80~110 mm 时,筒裙对土体扰动较大,筒内无法再形成密闭空间,筒内孔压降为 0,随后通过位移控制完成回收。

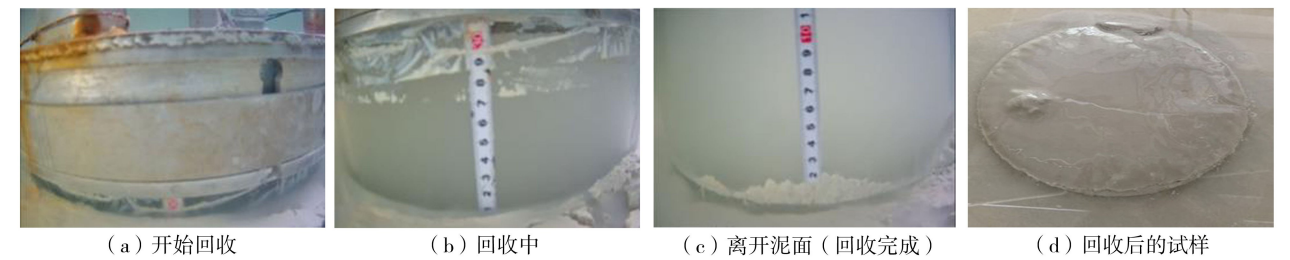


图 8 回收试验过程
Fig. 8 Retrieval test process

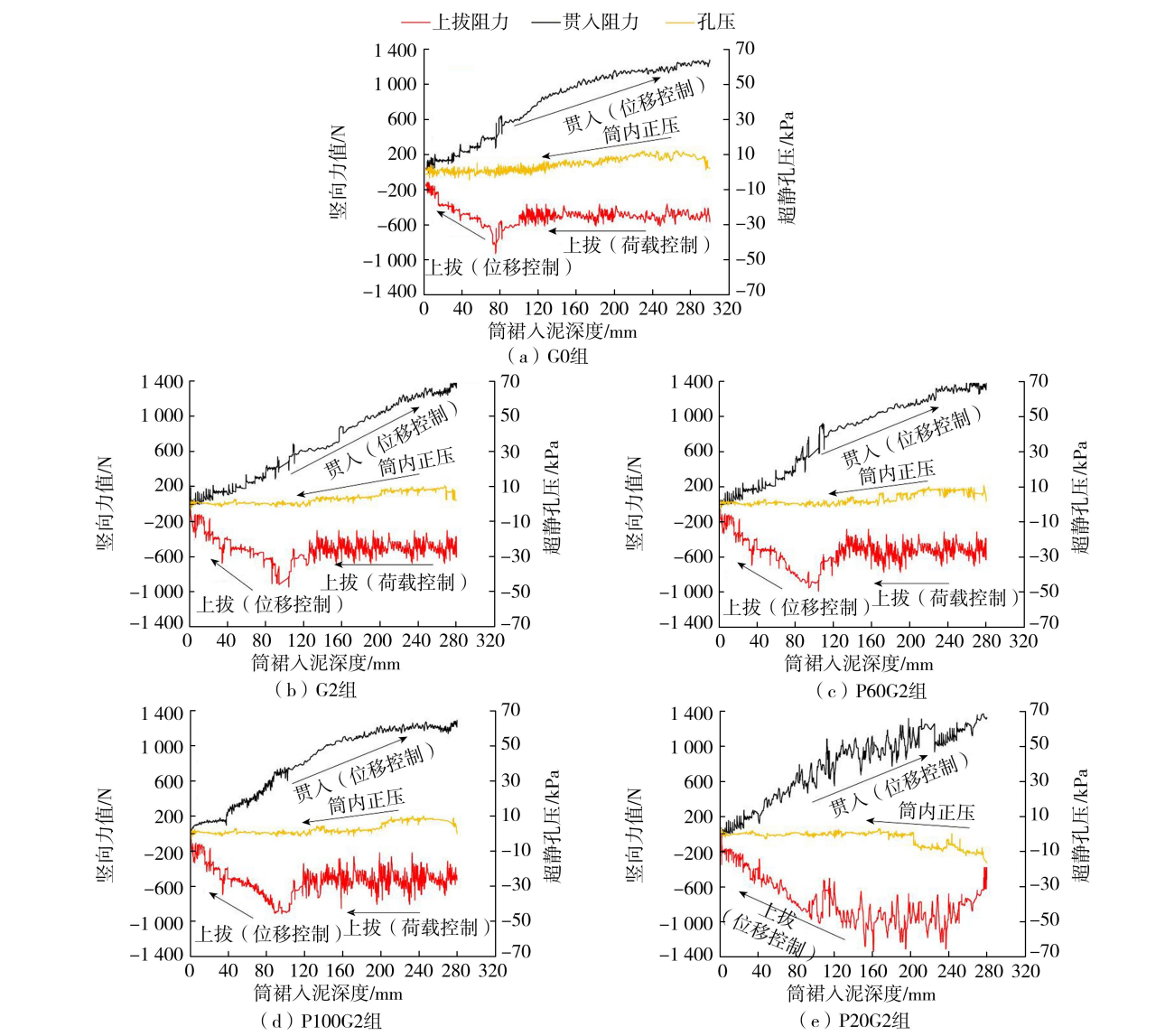


图 9 回收试验结果
Fig. 9 Retrieval test results

P20G2 组试样固结完成后将注水口堵住,无法进行正压回收,试验过程中竖向力值与筒内超静孔压变化如图 9(e)所示。由于灌浆液水泥含量较高,固结后与筒内孔压传感器相互黏结,考虑孔压传感器无法正确测量筒内孔压,因此通过位移控制将吸力筒拔出初期时筒内负孔压不作为参考。考虑到膨润土掺量更低的 P0G2 组(纯水泥)同样无法进行正压回收,因此未进行 P0G2 组试验。对比 P20G2、P60G2 与 P100G2 试验,回收阻力随吸力筒内膨润土掺量增大而降低,传统高强混凝土灌浆材料灌浆后(注水口堵塞)上拔吸力筒将导致基础内部产生被动吸力,如图 9(e)所示,回收竖向力显著增大导致回收失败。

3 结 论

- a. 水固比一定时,随着膨润土掺量的增加,水泥灌浆材料的流动度与抗压强度均降低;膨润土掺量一定时,随着水固比增大,水泥灌浆材料流动度提升、抗压强度下降;在控制水固比使不同膨润土掺量的水泥灌浆材料保持相同流动性的条件下,水泥灌浆材料强度仍随膨润土掺量增加而降低。
- b. 流动度过低易造成浆料泵送管道堵塞,流动度过高则易引发浆料离析。因此建议将水泥灌浆材料初始流动度控制在 250~300 mm,静置 30 min 后流动度不低于 200 mm,以保障灌浆过程中的流动性稳定,避免因施工延时导致浆料失效。
- c. 膨润土掺量为 60%、100%的吸力筒可进行注水顶升回收,其余掺量条件下吸力筒无法完成注水顶升回收。综合考虑灌浆材料力学性能与吸力筒的可回收性,建议采用 60%膨润土掺量的水泥灌浆材料开展筒内灌浆,并适度提高水固比,使材料兼具良好流动性与较高强度,同时保障吸力筒的可回收性。

参考文献:

[1] International Energy Agency. Global energy review 2021[R]. Paris:IEA,2021.

[2] Global Wind Energy Council. Global offshore wind report 2024[R]. Brussels:GWEC,2024.

[3] Oh K Y,Nam W,Ryu M S,et al. A review of foundations of offshore wind energy convertors:current status and future perspectives [J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews,2018,88:278-293.

[4] 杜剑强,李木盛,付小军,等. 海上风电建设成本趋势分析及石化行业投资建议[J]. 工程造价管理,2022(6):85-91. (Du Jianqiang,Li Musheng,Fu Xiaojun,et al. Trend analysis of offshore wind power construction costs and investment suggestions for petrochemical industry[J]. Engineering Cost Management,2022(6):85-91. (in Chinese))

[5] Zhong Fan,Lian Yushun,Zheng Jinhai,et al. Effects of shared lines with different materials on mooring response of the floating offshore wind turbine farm[J]. Chinese Journal of Ship Research,2024,19(4):59-70.

[6] 康思伟,张雨蓉,栾辰宇,等. 系泊锚在海上浮式风机中的应用[J]. 中国海洋平台,2023,38(3):16-21. (Kang Siwei,Zhang Yurong,Luan Chenyu,et al. Application of mooring anchors in offshore floating wind turbines[J]. China Offshore Platform,2023,38(3):16-21. (in Chinese))

[7] 代军,李佳佳,杨毅. 国内外漂浮式风电系泊系统技术发展研究[J]. 船舶工程,2024,46(11):175-180. (Dai Jun,Li Jiajia,Yang Yi. Research on technological development of mooring systems for floating offshore wind turbines worldwide [J]. Ship Engineering,2024,46(11):175-180. (in Chinese))

[8] 张继生,王军磊,李浩然,等. 海上浮式风机纵摇及其抑制研究进展[J]. 河海大学学报(自然科学版),2025,53(1):103-110. (Zhang Jisheng,Wang Junlei,Li Haoran,et al. Research progress on pitching and its suppression of floating offshore wind turbines[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences),2025,53(1):103-110. (in Chinese))

[9] Kirkwood B P. Cyclic lateral loading of monopile foundations in sand[D]. Cambridge:University of Cambridge,2016.

[10] Faizi K,Faramarzi A,Dirar S,et al. Investigating the monotonic behaviour of hybrid tripod suction bucket foundations for offshore wind towers in sand[J]. Applied Ocean Research,2019,89:176-187.

[11] Haigh S K. Foundations for offshore wind turbines[C]//Proceedings of the 8th International Conference on Physical Modelling in Geotechnics. Perth:CRC Press,2014:45-50.

[12] 刘辉. 国内首例三桩吸力筒式导管架基础灌浆工艺[J]. 企业科技与发展,2021(12):28-31. (Liu Hui. Grouting technology for China's first three-pile suction bucket jacket foundation[J]. Enterprise Science and Technology & Development,2021(12):28-31. (in Chinese))

[13] Bhattacharya S. Design of foundations for offshore wind turbines[M]. Hoboken:John Wiley & Sons,2019.

[14] 仲伟秋,滕丽荣. 剪力键形状对海上风电场灌浆连接段影响[J]. 低温建筑技术,2014,36(3):72-74. (Zhong Weiqiu,Teng

Lirong. Influence of shear key shape on grouted connections for offshore wind farms [J]. Low Temperature Architecture Technology, 2014, 36(3): 72-74. (in Chinese))

[15] 康海贵,孙道明,莫仁杰,等. 海上风机桩基础与上部结构灌浆连接段优化分析[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版), 2013, 29(1): 77-85. (Kang Haigui, Sun Daoming, Mo Renjie, et al. Optimization analysis of grouted connections between offshore wind turbine pile foundations and superstructures[J]. Journal of Shenyang Jianzhu University (Natural Science), 2013, 29(1): 77-85. (in Chinese))

[16] 郑金海,丁星宇,管大为,等. 循环荷载作用下海上风机单桩基础周围砂土沉降与对流特性[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2020, 48(6): 552-561. (Zheng Jinhai, Ding Xingyu, Guan Dawei, et al. Characteristics of soil subsidence and convective motion around offshore windfarm monopile foundations subjected to long-term cyclic loading[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2020, 48(6): 552-561. (in Chinese))

[17] Dallyn P, El-Hamalawi A, Palmeri A, et al. Prediction of wear in grouted connections for offshore wind turbine generators [C]// Proceedings of the 26th International Ocean and Polar Engineering Conference. Rhodes: ISOPE, 2016: 680-687.

[18] Dallyn P, El-Hamalawi A, Palmeri A, et al. Experimental investigation on the development of wear in grouted connections for offshore wind turbine generators [J]. Engineering Structures, 2016, 113: 89-102.

[19] 袁煜晖,贺瑞,朱元张. 水平循环荷载下嵌岩单桩基础受力特性试验研究[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2024, 52(6): 97-106. (Yuan Yuhui, He Rui, Zhu Yuanzhang. Experimental study on characteristics of rock-socketed monopile under lateral cyclic loads [J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2024, 52(6): 97-106. (in Chinese))

[20] 贺瑞,金煜,吉吉,等. 海上风机大直径嵌岩单桩非线性动力特性[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2025, 53(1): 121-130. (He Rui, Jin Yu, Ji Ji, et al. Nonlinear dynamic characteristics of large diameter rock-socketed monopile for offshore wind turbine [J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2025, 53(1): 121-130. (in Chinese))

[21] 陶国荣,王梦赛,王宝民. 水下不分散混凝土研究与开发进展[J]. 低温建筑技术, 2019, 41(6): 6-10. (Tao Guorong, Wang Mengsai, Wang Baomin. Research and development progress of non-dispersible underwater concrete [J]. Low Temperature Architecture Technology, 2019, 41(6): 6-10. (in Chinese))

[22] 邓韶辉,王晓玲,石祖智,等. 基于 FIG 和 GWO-SVM 的灌浆功率时序预测[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2020, 48(5): 426-432. (Deng Shaohui, Wang Xiaoling, Shi Zuzhi, et al. Prediction of grouting power time series based on FIG and GWO-SVM [J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2020, 48(5): 426-432. (in Chinese))

[23] 丁成. 超高性能海上风电灌浆料试验研究[D]. 广州:华南理工大学, 2021.

[24] Tebbett I E. Recent developments in the design of grouted connections [J]. SPE Production Engineering, 1987, 2(3): 223-232.

[25] Cerfontaine B, Collin F, Charlier R. Numerical modelling of transient cyclic vertical loading of suction caissons in sand [J]. Géotechnique, 2016, 66(2): 121-136.

[26] 李忠信,孙泉雄,刘东华,等. 海上风电勘察中确定土体抗剪强度的实用方法[J]. 南方能源建设, 2021, 8(4): 37-42. (Li Zhongxin, Sun Xiaoxiong, Liu Donghua, et al. Practical methods for determining soil shear strength in offshore wind power surveys [J]. Southern Energy Construction, 2021, 8(4): 37-42. (in Chinese))

[27] Karlsrud K, Lunne T, Kort D A, et al. CPTU correlations for clays [C]// Proceedings of the 16th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering. Osaka: ICSMGE, 2005: 396-402.

[28] Wang B, Brooks G R, Hunter J A M. Geotechnical investigations of a large landslide site at Quyon [C]// Proceedings of the 68th Canadian Geotechnical Conference. Québec: CGS, 2015: 355-362.

(收稿日期: 2025 - 07 - 03 编辑: 胡新宇)