DOI：10.16285/j.rsm.2023.0217

粉土地基中劲性复合桩抗压承载特性与荷载传递机制研究

文 磊[1,2]，刘 钟[1,2]，马晓华[1,2]，张 振[3]

（1. 浙江坤德创新岩土工程有限公司，浙江 宁波 315100；2. 坤德智慧岩土技术研究院，浙江 宁波 315100；
3. 同济大学 地下建筑与工程系，上海 200092）

摘 要：劲性复合桩（stiffened deep cement mixing pile，简称 SDCM 桩）兼具高强度芯桩的轴向荷载传递能力与搅拌桩较高的桩侧摩阻力优势，施工效率高、性价比高，在土木建筑领域中得到推广应用。然而，由于其荷载传递机制尚缺乏统一认识，现有计算方法与实测承载力差异较大。基于此，开展了粉土地基中 SDCM 桩现场足尺试验，研究了其抗压承载特性与荷载传递机制。搅拌桩固化剂采用普通水泥和 GS 固化剂（gypsum-slag soil hardening agent）。依据实测荷载−位移曲线分析了单桩抗压极限承载力及不同固化剂的影响，并通过现场桩身取芯及芯样无侧限抗压试验分析了现场施工水泥土与室内试样强度的差异。建立了考虑芯桩−水泥土、水泥土−土体接触面的三维弹塑性有限元模型，分析了竖向下压荷载条件下桩身轴力、接触面的剪切应力分布规律，探讨了 SDCM 桩的荷载传递机制与承载力提高原因。研究结果表明：粉土地基中 SDCM 桩抗压承载力大于纯搅拌桩和单独芯桩抗压承载力之和的1.5倍；在端阻力发挥作用后，桩底水泥土由于轴向受压变形，芯桩−水泥土之间的剪切变形会大幅增加，该位置易产生剪切破坏。水泥土固化后与地基土接触面性能的改善是 SDCM 桩相对传统灌注桩具有更高的承载力的主要原因。

关 键 词：劲性复合桩；粉土地基；抗压承载力；现场试验；数值模拟

中图分类号：TU 47 **文献标识码：**A **文章编号：**1000－7598 (2024) 02－511－14

Compressive bearing capacity and load transfer mechanism of stiffened deep cement mixing pile installed in silt

WEN Lei[1,2], LIU Zhong[1,2], MA Xiao-hua[1,2], ZHANG Zhen[3]

(1. Zhejiang Kunde Innovate Geotechnical Engineering Co., Ltd., Ningbo, Zhejiang 315100, China; 2. Kunde Research Institute of Intelligent Geotechnical Technology, Ningbo, Zhejiang 315100, China; 3. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China）

Abstract: Stiffened deep cement mixing (SDCM) pile are gaining popularity in civil and architectural engineering due to their combination of core pile advantages, such as high axial load transfer ability, and deep mixing column advantages, such as high side friction. SDCM piles offer high construction efficiency, high bearing capacity, and lower costs. However, the existing calculation methods for determining their bearing capacity often differ significantly from actual test results due to a lack of unified understanding regarding their load transfer mechanism. To address this, full-scale field tests of SDCM piles embedded in silt were conducted to study the compressive bearing characteristics and load transfer mechanism. Ordinary cement and gypsum-slag soil hardening agent were both used as the binder materials in SDCM pile. The pile load-displacement curves were measured, and the ultimate bearing capacity of a single SDCM pile under compression was analyzed. The influence of binder materials was also checked. Coring tests were conducted to obtain its unconfined compressive strength (UCS). The discreteness of UCS between the field mixing cemented soil and the laboratory test were also analyzed. A three-dimensional elastoplastic finite element numerical model considering the interfaces of core pile-cemented soil and cemented soil-in-situ soils was established. The distribution of axial force along pile shaft and the shear stress between contact surfaces under different loads applied to the pile head were explored. The load transfer mechanism was analyzed and the higher bearing capacity compared with bored piles were discussed. The results show that the ultimate compressive bearing capacity of the SDCM pile in silt is larger than 1.5 times the sum of the compressive bearing capacity of the pure deep mixing pile and the single core pile. As the end resistance takes effect and increases, the shear deformation between the core pile and the cemented soil at the pile tip will increase rapidly due to the axial compression of the cemented soil. Thus, this position is prone to shear failure. Compared with traditional bored piles, the improvement of the bearing capacity the SDCM pile is mainly due to the interface improvement caused by solidification.

收稿日期：2023-02-22 录用日期：2023-04-03

第一作者简介：文磊，男，1991 年生，博士，工程师，主要从事桩基础和软基处理方面的科研工作。E-mail: wenleihhu@163.com

Keywords: stiffened deep cement mixing pile; silt; compressive bearing capacity; field test; numerical simulation

1 引 言

劲性复合桩（stiffened deep cement mixing pile，简称 SDCM 桩）主要是指在传统水泥搅拌桩施工完成后插入强度和刚度较高的芯桩，待水泥土硬化后与芯桩组合形成整体复合桩体[1-2]。SDCM 桩兼具高强度芯桩的轴向荷载传递能力与水泥搅拌桩较高的桩侧摩阻力特点，属于优缺点互补创新法[3]的典范。SDCM 桩早期主要用于解决钻孔灌注桩的废弃泥浆处理问题[4]，主要采用深层搅拌法形成的水泥土柱与钢管复合而成。目前，劲性复合桩已发展成为一类具有上述复合桩特点的综合技术体系（广义劲性复合桩），其发展和改进主要包括：水泥土的施工方式，如机械搅拌、旋喷施工以及取土异位搅拌再回灌等；固化剂的优化设计，如常规水泥、各种专用泥土固化剂等；芯桩材料及类型，如管桩、方桩、楔形桩等，材料可以是钢材或钢筋混凝土等；芯桩的沉桩方式，如静压、螺旋植入、锤击等。相比传统灌注桩，SDCM 桩具有施工速度快、性价比高、环境友好等特点[5]，广泛适用于淤泥、淤泥质土、黏性土、粉土、砂土以及人工填土等地基[6-7]；并逐渐在建筑、市政、公路等工程领域中得到推广应用[8-13]。

SDCM 桩的承载性能及荷载传递机制主要涉及芯桩、外芯水泥土和桩周土体 3 种介质的受力变形以及芯桩−水泥土和水泥土−土体两个接触面的相互作用问题。凌光容[14]、李进军[15]、丁永君[16]、吴迈[17]等的研究结果表明，SDCM 桩的桩侧摩阻力与规范推荐的预制桩的侧摩阻力之比在 1.29～3.9 之间，单桩承载力高于同比混凝土灌注桩的 1.36～1.54 倍。任连伟[18-20]、刘汉龙[21-22]等的研究结果显示，SDCM 桩的单桩承载力比相同桩长、桩径的灌注桩高约 30%以上，桩周水泥土的厚度不宜小于 100 mm 或大于芯桩半径，水泥土的无侧限抗压强度不宜小于 1.5 MPa，且固底组合可有效提高单桩承载力。李俊才等[23-24]指出，素混凝土芯桩比常规芯桩更能与水泥土协调匹配，不会刺入水泥土外芯的底端，主要呈现复合地基性状；当芯桩采用刚性管桩时，SDCM 桩的受力与常规刚性桩相近；为保证管桩与水泥土之间的有效复合，二者之间的黏结应力应大于实际界面剪切应力的最大值。Voottipruex 等[25-27]指出 SDCM 桩的破坏模式主要包括芯桩材料破坏、芯桩端部水泥土破坏以及桩周土的破坏，即未考虑芯桩−水泥的黏结力破坏，并指出芯桩与水泥土的有效长度比在 0.57～0.85 之间，与王驰[28]的建议值 0.75～0.80 较为接近。

芯桩与水泥土之间的黏接性能是 SDCM 桩荷载可靠传递的前提与基础。俞建霖等[29]针对软土开展了芯桩混凝土−水泥土界面摩擦特性模型试验研究，结果显示芯桩−水泥土界面表现为脆性破坏，可采用三折线本构近似描述接触面在剪切过程中经历的弹性阶段、脆性阶段和剪切滑移阶段。周洁等[30]基于大型接触面剪切试验得出了相近的结果，且该试验中接触面存在法向正应力，因而剪切面残余强度比文献[29]的结果高。目前，芯桩−水泥土之间的黏结力主要采用经验系数法并按水泥土的无侧限抗压强度折算。

上述研究表明，针对劲性复合桩的承载性能已取得了一些研究成果，但劲性复合桩的承载力提高机制尚缺乏统一认识，造成现有设计方法与实测结果存在较大误差。黄熙龄等[31]指出该桩型“最大的问题是对水泥土的强度及摩阻力的机制了解不足”，其相对同直径的预制桩“过高的承载力值也是一个目前还无法解释的现象”。目前，行业标准《水泥土复合管桩基础技术规程》（JGJ/T 330－2014）[6]和《劲性复合桩技术规程》（JGJ/T 327－2014）[7]中桩侧土摩阻力的取值主要参考《建筑桩基技术规范》（JGJ 94－2008）[32]中泥浆护壁钻孔桩的建议值，并乘以相应的提高系数进行修正；芯桩−水泥土界面及桩端在计算承载力时的处理方式存在较大的差异。

在碳达峰、碳中和以及固废资源综合利用背景下，采用工业废渣（如脱硫石膏、钢渣、矿渣等）制成广义固化剂[33-35]替代水泥应用于 SDCM 桩，在减少碳排放的同时可有效消纳部分工业固废。为此，本文采用 GS 固化剂（gypsum-slag soil hardening agent）和常规水泥，开展粉土地基中 SDCM 桩抗压承载性能现场试验研究，对比分析 GS 固化剂用于 SDCM 桩中的适用性；基于现场试验建立考虑芯桩−水泥土、水泥土−土体接触面的三维弹塑性有限元数值计算模型，分析 SDCM 桩的荷载传递规律，探讨 SDCM 桩承载力提高原因。

2 现场足尺试验

2.1 工程地质条件

现场足尺试验位于绍兴市杭州湾上虞经济技术开发区某厂区内，该场地属于杭州湾南岸绍宁（绍兴－宁波）平原地貌，主要由第四系滨海～河湖相沉积层组成：0～20 m 为砂质粉土，20～30 m 为淤泥质粉质黏土。地层分布及主要物理力学参数如

图 1 所示，图中γ为重度，w 为含水率，w_L 为液限，w_P 为塑限，I_p 为塑性指数，q_c 为锥尖阻力，f_s 为侧壁摩阻力，E_{s1-2} 为压缩模量，e 为孔隙比。上部粉土的含水率 w 在 20%～30%之间，静力触探试验锥尖阻力 q_c 大于 1.0 MPa，孔隙比 e 为 0.8～0.9，压缩模量 E_{s1-2} 大于 10 MPa，属于低压缩性中密粉土；下部淤泥质粉质黏土含水率高于液限，孔隙比大于 1.0，压缩模量约为 3.5 MPa，属于中等压缩性黏土。

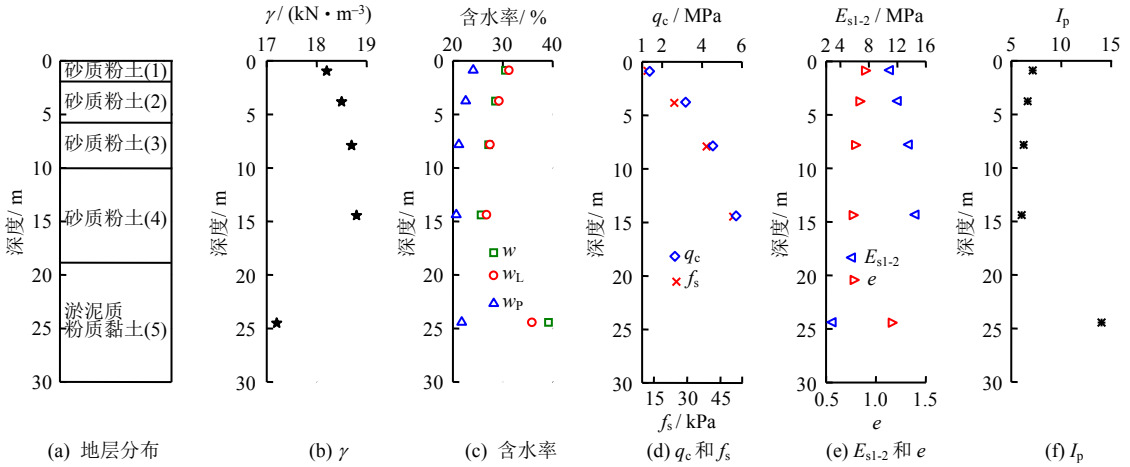


图 1　地层分布及主要物理力学指标

Fig.1　Layered soils and its main physical and mechanical properties

基于有效应力法土体的不排水剪切强度 c_u 可以表示为

$$c_u = a\sigma'_v \mathrm{OCR}^b \tag{1}$$

式中：σ'_v 为有效应力；OCR 为超固结比；a 和 b 分别材料参数，根据文献[36]其平均值可分别取为 $a=0.22$ 和 $b=0.8$。

Larsson 等[36]考虑预压作用给出了基于静力触探试验（cone penetration test，简称 CPT）结果的土体不排水强度计算公式：

$$c_u = \frac{q_T - \sigma_{v0}}{13.4 + 6.65 w_L}\left(\frac{\sigma'_c}{1.3\sigma'_{v0}}\right)^{b-1} \tag{2}$$

式中：q_T 为锥尖总阻力；σ_{v0} 和 σ'_{v0} 分别为上覆土总应力和有效应力；σ'_c 为前期固结应力，根据下式计算：

$$\sigma'_c = \frac{q_T - \sigma_{v0}}{1.21 + 4.4 w_L} \tag{3}$$

土体不排水强度也可根据室内固结快剪或三轴固结不排水剪试验（consolidated-undrained triaxial test，简称 CU 试验）的指标按原位有效固结应力进行转换[37-40]，按下式计算：

$$c_u = c\frac{\cos\varphi}{1-\sin\varphi} + \frac{(1+K_0)\gamma' z}{2}\frac{\sin\varphi}{1-\sin\varphi} \tag{4}$$

式中：c、φ 分别为基于固结快剪或 CU 试验得到的土体黏聚力和内摩擦角，为总应力指标；z 为计算点深度；γ' 为土体的有效重度；K_0 为静止土压力系数，当无有效应力指标时可按 $1-\sin\varphi$ 近似计算。

根据式（1）～（3）计算得到的土体不排水强度沿深度的分布如图 2 所示。从图中可见，CPT 的估算结果相对于其他方法偏高，后续计算按式（4）偏于保守确定土体的不排水剪切强度。

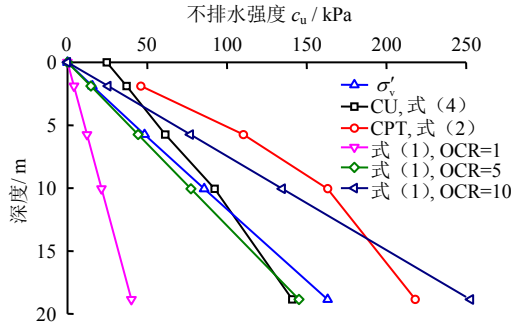


图 2　不同方法计算的土体不排水强度

Fig.2　Undrained shear strength of layered soils from different computing methods

2.2　室内配比试验方案

固化剂采用强度等级为42.5的普通硅酸盐水泥（代号 P.O42.5）和 GS 固化剂。通过现场取土进行室内配合比试验确定固化剂参数。固化剂掺入量 a_w 分别为 10%和 15%，并进行湿法（水灰比为 0.6）和干法下的固化土试块制作，在标准条件下养护 14 d 后进行室内无侧限抗压强度试验。试块尺寸与试验操作步骤参照《水泥土配合比设计规程》（JGJ/T 233－2011）[41]执行。

2.3 现场试验方案

现场足尺试验 SDCM 桩采用等芯桩设计，各桩的径向净距大于 6 m，以减小施工及静载时邻桩之间的相互影响。具体的试验方案见表 1。

搅拌桩的施工控制参数如下：搅拌转速为 25 r/min，灰浆泵流量为 140 L/min，喷浆总流量根据固化剂掺入量和水灰比计算，进而确定下钻及提钻速度并保证总搅拌翼板剪切次数达到 380 次（6 个搅拌翼板），如水泥掺入量为 15%，则水灰比在 0.5、0.6 和 0.7 时其下钻速率分别为 0.81、0.72、0.65 m/min，提钻速率分别为 0.77、0.87、1.00 m/min。本次试验中搅拌桩的施工工艺为“两搅一喷”，下搅喷浆。

表 1 现场足尺试验方案

Table 1 Test program of full-scale field tests

试桩类型	编号	桩长 / m	桩径 / mm	固化剂	掺入量 / %	水灰比
DSM	DSM1	12	1 000	水泥	15	0.5
	DSM2	12	1 000	水泥	15	0.6
	DSM3	12	1 000	水泥	15	0.7
	DSM4	12	1 000	GS	15	0.5
	DSM5	12	1 000	GS	15	0.6
	DSM6	12	1 000	GS	15	0.7
PHC	PHC	12	型号为 PHC-A-500-125			
SDCM	SDCM1	12	1 000	GS	10	0.6
	SDCM2	12	1 000	GS	10	0.6
	SDCM3	12	1 000	水泥	10	0.6

注：DSM 表示搅拌桩，为 SDCM 桩的水泥土部分；PHC 表示高强预应力管桩，为 SDCM 桩的芯桩部分。

2.4 现场足尺试验流程

SDCM 桩施工设备包括：单轴搅拌桩机、静压桩机、供浆系统及试验辅助机械。现场试验施工主要包括以下步骤：

（1）根据桩位布置进行各点位测设，并将搅拌桩基移至试验桩位。

（2）根据固化剂用量和水灰比制备浆液。

（3）开启搅拌桩机和供浆系统，按设计施工参数进行搅拌桩施工。

（4）对于劲性复合桩，在搅拌桩施工完成后利用静压桩机将芯桩居中垂直贯入搅拌桩中。

施工完成后自然养护 28 d 后进行静载试验。静载试验后进行水泥土桩身钻孔取芯并做无侧限抗压强度测试。现场足尺试验施工主要流程如图 3 所示。



(a) 搅拌桩机与后台联调测试 (b) 喷浆下搅施工搅拌桩

(c) 搅拌桩机移位及芯桩植入 (d) 喷浆下搅正式施工搅拌桩

图 3 现场足尺试验施工流程照片

Fig.3 Physical photos of the main steps during full-scale field tests

3 SDCM 桩足尺试验的数值模型

3.1 模型建立

基于有限元数值计算方法，采用有限元分析软件 ABAQUS 建立劲性复合桩的三维弹塑性数值模型。通过现场实测数据对本模型的可靠性进行验证，并在此基础上开展劲性复合桩在轴向压载下的荷载传递机制研究。考虑数值计算中本构关系对不同应力路径下超孔隙水压力模拟的适应性和准确性，本文中按文献[38, 40, 42]建议的总应力法进行计算，不单独考虑超孔隙水压力随时间的消散问题。

本计算模型主要包含两个分析步：①地应力平衡分析步，采用 ODB 导入法进行地应力平衡，平衡后竖向位移数量级为 10^{-5} m；②试验加载分析步，采用位移加载法在复合桩桩顶施加竖向位移，加载板尺寸与外芯搅拌桩相同。

根据对称性，本模型选取了 1/4 模型进行建模；模型深度方向取 25 m，水平方向取 10 m，以尽量减小边界效应。模型底部施加固定约束，模型四周施加水平方向约束，模型顶部为自由边界。本模型共包含 51 090 个实体 3D 单元，具体的网格划分如图 4 所示。

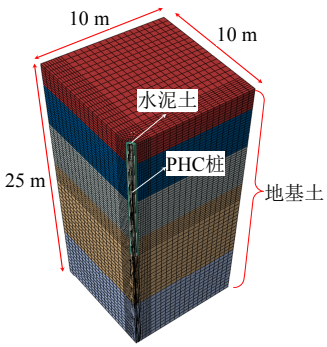


图 4 有限元数值模型及网格划分

Fig.4 Numerical simulation model and meshing

3.2 本构及参数选取

劲性复合桩的数值模型涉及到“三介质两界

面”，即芯桩、搅拌桩和地基土 3 种材料，以及芯桩−搅拌桩（记为 PHC-DSM）、搅拌桩−地基土（记为 DSM-soils）两个接触面的模拟方式。本模拟中土体采用满足摩尔−库仑强度准则的理想弹塑性模型，其屈服面是所有可能存在的屈服面的内包络面，物理意义明确[39]：土体的泊松比取为 0.495；考虑取样扰动对土体结构、应力的影响[43-45]，土体的弹性模量 E 根据文献建议按式（5）通过试算得到。

$$E = kE_{s1-2} \tag{5}$$

式中：k 为比例常数，各土层均取为 3.0。土体的不排水强度根据室内 CU 试验指标以及现场原位的有效固结应力按式（4）计算，并通过 ABAQUS 子程序 USDFLD 对每层土体分别设置按深度递增的不排水强度。

水泥土采用摩尔−库仑模型，其弹性模量按《水泥土复合管桩基础技术规程》[6]建议取下限 600 f_{cu}（f_{cu} 为固化土的无侧限抗压强度，根据现场取芯试验结果取值），泊松比取为 0.25，剪切强度按芯样无侧限抗压强度的 1/2 取值[46-47]。PHC 管桩桩身混凝土强度等级为 C80，采用线弹性本构关系，其弹性模量取为 38 GPa，泊松比取为 0.15。

接触面的设置是为了模拟不同介质之间的相对滑动，以更趋近于真实物理状态；对注浆类结构−土接触面，由于胶凝材料的固化作用及接触面粗糙度的改善，接触面的强度较高，破坏多发生在临近地基土层中。Potts 等[48]指出桩基础在竖向受荷条件下可不设接触面。Gerolymos 等[49]则指出此时所得解为上限解。参考相关文献，本文 DSM-soils 接触面采用绑定形式。

PHC-DSM 接触面采用双线性黏结模型进行模拟；最大剪切应力 τ_u 基于固化土的无侧限抗压强度试验结果按式（6）进行估算：

$$\tau_u = \alpha f_{cu} \tag{6}$$

式中：α 为黏结系数。《劲性复合桩技术规程》[7]建议 τ_u 取室内相同配比的水泥土试块（边长 70.7 mm）在标准养护条件下 90 d 龄期的无侧限抗压强度的 0.08～0.16 倍，折算至 28 d 龄期，则黏结系数 α 为 0.086～0.301，该范围与 Jamsawang 等[50]得出的结果一致。《水泥土复合管桩基础技术规程》[6]建议 τ_u 取与桩身水泥土同配比的室内水泥土试块（边长 70.7 mm）在标准养护下 28 d 龄期的抗压强度的 0.16 倍，同时考虑了桩身水泥土强度折减系数 0.33。俞建霖等[29]基于小比尺混凝土−水泥土界面摩擦特性试验得到的黏结系数范围为 0.064～0.259，均值为 0.141，该试验考虑了接触面的几何形状但未考虑法向应力的影响。周洁等[30]基于大型接触面剪切试验在 150 kPa 法向应力下得到接触面强度约为 0.122 倍的 28 d 无侧限抗压强度。彭涛等[51]认为黏结系数与法向应力相关，平均值约为 0.188，且随界面粗糙度增加，剪切强度也越高。在综合分析文献成果且参考《劲性复合桩技术规程》[7]的基础上取折中值 0.2，接触面的刚度取 10^5 kPa/m。同时，参照文献[52]利用耦合库仑摩擦的方式以模拟接触面黏结破坏后逐渐转变为滑动摩擦的残余剪应力。

4　结果与分析

4.1　室内配比试验

图 5 是室内固化土试块（水灰比为 0.6）无侧限抗压强度试验典型的应力−应变曲线。由图可见，对于相同固化剂，固化土强度随着掺入量的提高而增加，且 GS 固化土的强度增幅大于水泥固化土。同一掺入量下，GS 固化土的强度均高于水泥固化土。同时可以看出，在峰值强度较低时，固化土表现出明显的塑性材料特性；而峰值强度较高时，应力−应变曲线逐渐趋于脆性材料性质。室内试块抗压强度试验结果见表 2。从表中可见：试块强度结果较为

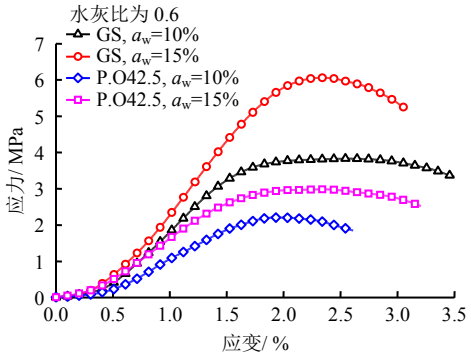


图 5　典型固化土的无侧限应力−应变曲线

Fig.5　Typical strain-stress curves of solidified soils under unconfined condition

表 2　室内无侧限抗压强度试验结果

Table 2　Test results of laboratory unconfined compression strength

固化材料	水灰比	a_w / %	f_{cu}/ MPa			平均值 / MPa
GS	0.0	10	4.0	5.7	5.7	5.1
	0.0	15	9.5	11.0	10.0	10.2
	0.6	10	3.8	3.8	3.9	3.8
	0.6	15	6.3	5.4	6.0	5.9
P.O42.5	0.0	10	3.2	3.4	3.4	3.3
	0.0	15	7.2	7.4	7.2	7.3
	0.6	10	2.3	2.2	2.2	2.2
	0.6	15	3.0	2.8	3.0	2.9

均匀，在湿法水灰比为 0.6 时，P.O42.5 和 GS 固化剂的掺入量由 10%提高到 15%时，强度分别增加了 31.8%和 55.26%；而在干法下，强度均提高了约 1 倍。根据《地基处理手册》[46]中的水泥土资料，不同掺入量下水泥土的强度经验关系可用下式估算：

$$\frac{q_{u1}}{q_{u2}}=\left(\frac{a_{w1}}{a_{w2}}\right)^{1.6} \tag{7}$$

式中：q_{u1} 和 q_{u2} 分别为对应掺入量 a_{w1} 和 a_{w2} 下的水泥土抗压强度。当掺入量由 10%提高到 15%时，强度约增加到 1.91 倍，本文干法结果与该计算值较为接近。同时，根据《地基处理手册》[46]中水泥土抗压强度与龄期之间的幂函数规律，从而可估算出 28 d 强度较 14 d 强度提高了约 31.95%。

4.2 现场足尺试验结果分析

基于搅拌桩、预应力管桩以及劲性复合桩静载荷试验结果，分析各桩型的承载性能，并与现行规范中的理论计算方法进行对比分析。

4.2.1 单桩抗压承载力计算

PHC 管桩承载力可根据双桥头静力触探资料参考《建筑桩基技术规范》[32]按下式计算：

$$Q_{uk}=Q_{sk}+Q_{pk}=u\sum l_i\beta_i f_{si}+\psi q_c A_p \tag{8}$$

式中：Q_{uk} 为单桩竖向极限承载力标准值；Q_{sk} 为单桩总极限侧阻力；Q_{pk} 为单桩总极限端阻力标准值；u 为桩身周长；l_i 为桩周第 i 层土的厚度；A_p 为桩端面积；f_{si} 为第 i 层土的探头平均侧阻力（kPa）；q_c 为桩端平面上、下探头阻力，按规范算法取相应平均值（kPa）；ψ 为端阻力修正系数，对于粉土取 2/3；β_i 为第 i 层桩侧土侧阻力综合修正系数，对于黏性土和粉土，按下式计算：

$$\beta_i=10.04(f_{si})^{-0.55} \tag{9}$$

据此计算得到 PHC 单桩极限承载力计算值约为 1 321 kN。

搅拌桩的极限承载力可根据桩身材料破坏和桩周土破坏取其中的较小值[53]，计算式为

$$Q_{uk}=K\min\begin{cases}\eta f_{cu}A_p\\ u\sum l_i q_{si}+\zeta q_p A_p\end{cases} \tag{10}$$

式中：K 为安全系数，取 2.0；f_{cu} 取与桩身配比相同的室内试块在标准养护条件下 28 d 龄期的立方体抗压强度平均值（kPa），初步设计时，按 14 d 室内抗压强度结果及经验换算公式折算到 28 d 龄期强度；η 为桩身强度折减系数，按湿法取 0.25 计算；q_{si} 为搅拌桩桩侧第 i 层土的侧摩阻力（kPa），《深层搅拌法地基处理技术规范》（DL/T 5425－2018）[53]建议按地区经验取值，试验场地粉土按勘察报告均值取 15 kPa；q_p 为桩端土未经修正的承载力特征值，为 160 kPa；ζ 为桩端天然地基土承载力折减系数，取 0.5。据此，可计算得到 15%掺入量下 GS 固化剂和 P.O42.5 水泥的搅拌桩单桩极限承载力均为 1 257 kN（桩周土的破坏）。

等芯 SDCM 桩的极限承载力可按 PHC-DSM 界面破坏和桩周土破坏分别计算承载力，并取其中的较小值，采用《水泥土复合管桩基础技术规程》[6]建议按下式计算：

$$Q_{uk}=\min\begin{cases}u\sum q_{sik}l_i+q_{pk}A_p\\ u_p l\eta f_{cu}\xi\end{cases} \tag{11}$$

式中：q_{sik} 为对应第 i 层土的极限侧摩阻力标准值，按《建筑桩基技术规范》[32]中规定的泥浆护壁钻孔灌注桩极限侧阻力标准值的 1.5～1.6 倍取值，本文取 1.6 倍；q_{pk} 为桩端土极限侧摩阻力标准值，按《建筑桩基技术规范》[32]中规定的泥浆护壁钻孔灌注桩极限端阻力标准值；u_p 为芯桩外侧周长；l 为管桩长度；桩身固化土强度折减系数 η 取 0.33；ξ 为 PHC-DSM 界面极限侧阻力标准值与对应位置固化土立方体抗压强度的平均值之比，取 0.16。《劲性复合桩技术规程》[7]在计算桩周土破坏时，桩端土考虑强度增强系数 ξ_p，在计算芯桩−水泥土界面破坏时，采用 90 d 龄期的抗压强度作为计算基数，且同时考虑了芯桩的端承力。基于《水泥土复合管桩基础技术规程》[6]计算得到 10%掺入量下 GS 固化剂和水泥作为固化材料的 SDCM 桩极限承载力分别为 3 813 kN（桩周土破坏）和 2 846 kN（内外芯界面破坏）；而基于《劲性复合桩技术规程》[7]计算得到 10%掺入量下 GS 固化剂和水泥作为固化材料的 SDCM 桩极限承载力均为 4 507 kN（桩周土破坏），二者计算极限承载力值分别相差 18.2%（GS 固化剂）和 58.4%（水泥）。

4.2.2 荷载−位移（Q-s）曲线

图 6 是 DSM、PHC 和 SDCM 桩现场竖向抗压静载试验荷载−位移曲线。由图 6(a)可知，总体上，搅拌桩的荷载−位移曲线主要呈缓变型，表现出明显的非线性特性，无明显的直线段，且 GS 搅拌桩承载力要高于同掺入量下水泥搅拌桩承载力。同时，当水灰比为 0.6 时，GS 固化剂和 P.O42.5 水泥的搅拌桩均表现出“最优”性能，这主要凸显了粉土地基中该水灰比浆液对于施工的适应性较好；该最优水灰比受施工工艺、土质条件以及灰浆泵的性能等

影响。Lorenzo 等[54]针对黏土，基于室内试验结果提出最优水灰比的计算方法，即在一定掺入量下，新加入的水和土体中原有的水在搅拌、拌和时其状态接近土体的液限，此时其搅拌的均匀性可以达到理想化的最大值。需要注意的是，当水灰比较小时，浆液黏度大，灰浆泵负荷大，管路中沿程损失较大；另外，当浆液总量较小时，在全长同掺入量设计下对应的下搅速率要加快，当供浆状态不佳时喷浆量沿桩身的分布会受到影响，进而导致成桩质量问题，但可复喷复搅解决这一问题。因此，需要根据设备性能和工艺综合确定合适的水灰比。

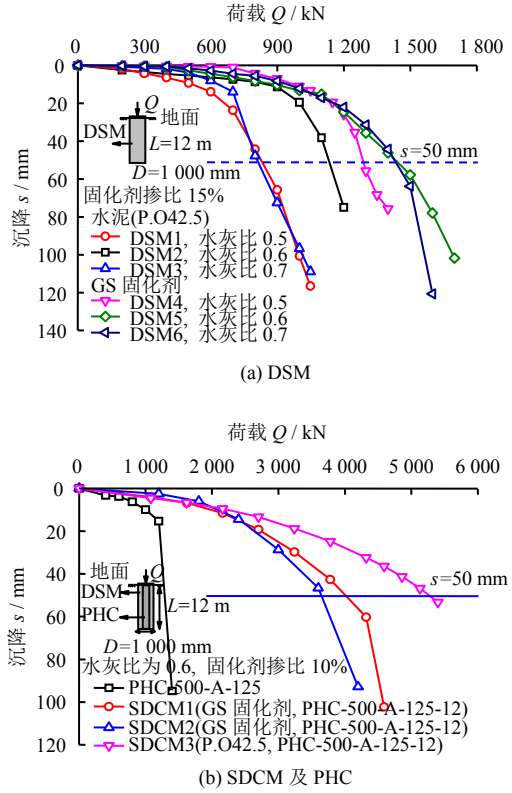


图 6　现场试验桩抗压静载试验结果

Fig. 6　Field test results of the piles under static axial compressive load

由图 6(b)可知，PHC 单桩的荷载-位移曲线呈陡降型，当荷载超过 1 200 kN 时，单桩沉降迅速增大，超过上级荷载累计沉降的 5 倍达到破坏。SDCM 桩的荷载-位移曲线均呈缓变型，且采用水泥搅拌桩的比采用 GS 搅拌桩的 SDCM 桩极限承载力更高：当荷载未超过 2 000 kN 时，二者 *Q*-*s* 曲线几乎一致；当荷载进一步增加时，则采用水泥搅拌桩的 SDCM 桩比采用 GS 的搅拌桩的沉降变形更大。参考《建筑基桩检测技术规范》（JGJ 106－2014）[55]，对于陡降型 *Q*-*s* 曲线，取发生明显陡降的起始点作为单桩极限承载力；对于缓变型 *Q*-*s* 曲线，对于直径大于 800 mm 单桩，可取 0.05*D* 沉降对应的荷载为单桩极限承载力。各试验桩的极限承载力实测结果汇总于表 3。由表可见，在相同掺入量下，GS 搅拌桩的承载力比水泥搅拌桩极限承载力高，在水灰比为 0.6 时，GS 搅拌桩的承载力比水泥搅拌桩高 27.5%；而 10%掺入量下 2 根 GS 固化剂 SDCM 桩的极限承载力分别约为 4 016.3 kN 和 3 653.7 kN，相差约一级荷载，为与芯桩同尺寸的 PHC 单桩极限承载力的 3 倍以上；同掺入量下水泥 SDCM 桩极限承载力为 5 268.3 kN，约为与芯桩同尺寸 PHC 桩的极限承载力的 4.4 倍；以 15%掺入量搅拌桩承载力作为参考，劲性复合桩的极限承载力大于搅拌桩和 PHC 管桩极限承载力之和的 1.5 倍。同时，对比规范计算值可知，SDCM 桩理论计算值与实测值差异较大，且规范方法本身也存在较大的差异。

表 3　各试验桩极限承载力试验值

Table 3　Ultimate bearing capacity of the tested pile under compression

编号	固化剂	掺入量/%	水灰比	极限承载力/ kN	
				试验值	规范计算值
DSM1	P.O42.5	15	0.5	838.2	—
DSM2	P.O42.5	15	0.6	1 138.7	1 257[53]
DSM3	P.O42.5	15	0.7	817.3	—
DSM4	GS	15	0.5	1 294.0	—
DSM5	GS	15	0.6	1 451.9	1 257[53]
DSM6	GS	15	0.7	1 435.7	—
PHC	—	—	—	1 201.5	1 321[32]
SDCM1	GS	10	0.6	4 016.3	3 818[6]/4 507[7]
SDCM2	GS	10	0.6	3 653.7	
SDCM3	P.O42.5	10	0.6	5 268.2	2 846[6]/4 507[7]

4.2.3　取芯试验结果

图 7 为静载试验后取芯样的室内无侧限抗压强度试验结果箱线图，龄期为 70 d。

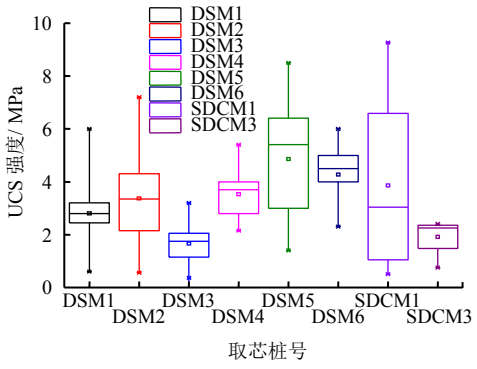


图 7　现场取芯样 UCS 结果箱线图

Fig.7　Box chart of the UCS results of field core sampling from piles

由图 7 可见，现场取芯样无侧限抗压强度（unconfined compressive strength，简称 UCS）试验结果总体离散型较大，最大值与最小值差异明显。对比表 2 可知，现场搅拌的均匀性与室内制样存在较大差距。从总体趋势上与静载试验结果趋于一致，表现为在水灰比为 0.6 时最高。

根据水泥土强度与龄期的关系将现场取芯试验结果折算到 14 d 龄期强度（折算系数为 1/1.90），取水灰比均为 0.6 时的平均值进行计算并与表 2 进行对比。当固化剂掺入量为 15%时，GS 搅拌桩和水泥搅拌桩的 14 d 龄期抗压强度分别约为 2.59、1.83 MPa，分别是室内同龄期强度的 43.9%和 63.1%；当固化剂掺入量为 10%时，GS 搅拌桩和水泥搅拌桩的 14 d 龄期强度分别为 2.19、1.36 MPa，分别为室内同龄期强度的 56.8%和 61.8%；均高于规范中的强度折减系数 0.33。

4.3 有限元数值计算结果分析

采用有限元数值分析方法，在基于现场实测数据验证模型正确性的基础上，分析 SDCM 桩的荷载传递机制以及承载力提高原因。

4.3.1 *Q-s* 曲线

图 8 为有限元法计算得到的 SDCM 桩荷载-位移曲线。当桩顶荷载小于 2 000 kN，计算结果与实测结果比较接近；当荷载增加并接近 4 000 kN 时，计算结果与采用水泥搅拌桩的 SDCM 桩结果较为吻合，略高于采用 GS 搅拌桩的 SDCM 桩实测结果。这可能是受搅拌桩成桩质量的影响，与现场芯样无侧限抗压强度试验结果的离散型是近似的。同时可以看出，当固化土强度超过 1.5 MPa 时，进一步增加强度对 SDCM 桩承载力的提升不明显；但若固化土强度较低，与芯桩的黏结力过小，则在荷载超过芯桩与固化土界面的极限黏结力后，该界面会发生脆性破坏，在实际工程设计中应对这一现象加以注意。

GS 和水泥固化土无侧限抗压强度按取芯试验结果折算至静载试验 28 d 龄期强度时，分别为 2.89、1.80 MPa。为了分析芯桩-固化土接触面黏结应力的变化及对复合桩承载力的影响，固化土的平均计算强度取保守值 1.5 MPa，当沉降量达到 50 mm 时，SDCM 桩极限承载力计算值约为 3 900 kN。

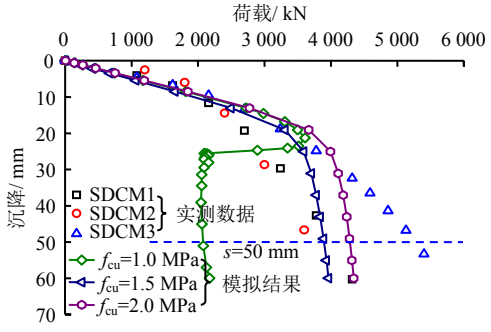
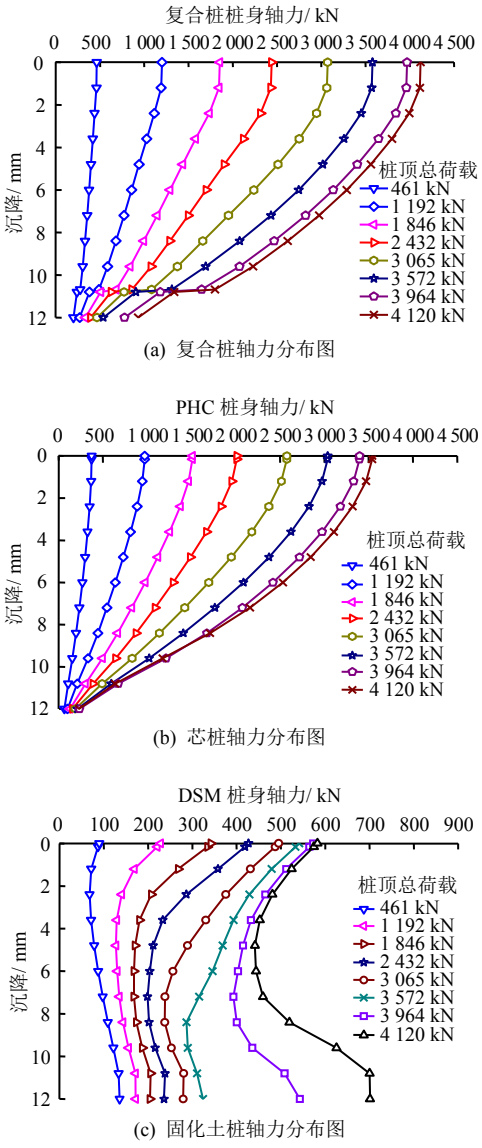


图 8 荷载-位移曲线

Fig.8 Load-displacement curves

4.3.2 桩身轴力与侧摩阻力分布

图 9 为不同荷载等级下劲性复合桩的轴力分布图。从图 9(a)可见，复合桩的轴力分布曲线的斜率随着荷载增加逐渐增大并趋于稳定，体现了荷载的自上而下传递以及复合桩桩侧摩阻力的自上而下逐渐发挥。当桩侧摩阻力达到极限后，继续增加上部荷载，轴力分布曲线几乎呈平行式右移，即桩端阻力逐渐发挥作用。本计算中端阻力约为 1 000 kN，约占总荷载的 23%，这主要是由于桩的长径比不大，且桩端土的承载力较高。



(a) 复合桩轴力分布图

(b) 芯桩轴力分布图

(c) 固化土桩轴力分布图

图 9 不同荷载等级下复合桩、芯桩及固化土桩轴力分布图

Fig.9 Axial force distributions of the composite pile, prestressed high strength concrete pile (PHC) and the deep soil mixing column (DSM) under different loads

由图 9(b)可见，PHC 芯桩的轴力分布规律与复合桩的轴力分布曲线近似。不同之处在于，当芯桩端阻力发挥完全后，继续增加荷载，其轴力分布曲线的斜率进一步增加，而不是呈平行式右移规律，即桩顶与桩端轴力增量不一致。这主要是由于桩侧土体摩阻力达到极限后，固化土部分桩端阻力开始发挥作用，并通过 PHC-DSM 界面传递与上部施加荷载平衡。本计算中芯桩端承力约为 300 kN，约占总荷载的 7.0%。

由图 9(c)可见，当桩顶总荷载超过 3 000 kN 时，桩顶荷载逐渐向芯桩集中，最大荷载分担约为 580 kN，约占上部总荷载的 14.0%；当桩顶总荷载超过 3 500 kN 时，固化土部分桩端轴力显著增加，最大值约为 700 kN。因此，固化土桩部分轴力分布曲线在荷载较大时呈类 C 形态，总体表现为桩顶和桩底轴力大，中间轴力偏小。

图 10 为不同荷载下 DSM-soils 和 PHC-DSM 两个界面的剪应力沿深度的分布图。由图 10(a)可见，随着荷载的增加，桩侧土体提供的侧摩阻力逐渐增加并自上而下逐渐发挥并达到极限值（约等于桩侧土体不排水强度）；该极限值与勘察报告提供的预制桩的桩侧阻力标准值的差异随着深度的增加呈增大趋势，在 5 m 和 10 m 深度位置该极限值分别为勘察报告提供值的 1.94 倍和 2.74 倍。同时，对比《劲性复合桩技术规程》[7]的建议值（侧阻力提高系数取 1.5）可知，其对浅层土体承载力预估偏高，而对深层土体的承载力预估偏低。因此，当桩长增加时其预估的承载力可能会偏低。

从本质上说，桩基础的承载力来源于地基土体，体现了桩基础对天然地基承载性能的利用程度；在计算分析中主要体现桩–土接触面的强度，该强度主要受地基土本身的力学性质和沉桩施工工艺等影响。《建筑桩基技术规范》[32]给出了传统的钻孔灌注桩和预制桩的侧摩阻力经验值，将施工工艺的考量包含在内。对于后注浆桩，由于注浆改善了桩–土接触面，对于地基承载力的利用更加充分，《建筑桩基技术规范》[32]同样给出了侧阻力和端阻力的提高系数经验范围，对比《水泥土复合管桩基础技术规程》[6]和《劲性复合桩技术规程》[7]可知，SDCM 桩的侧阻力提高系数与后注浆桩对于侧阻力的提高系数大致吻合。

API 规范[56]将土体的不排水强度乘以一个折减系数 α（$\alpha \leqslant 1$）作为极限桩侧摩阻力，该系数综合考虑了地基不排水强度和计算深度有效上覆应力的影响。根据本文的计算结果，当芯桩–水泥土界面不发生破坏时，SDCM 桩对于地基土体承载性能的利用相对较高，即 α 取值接近 1.0，这主要是由于搅拌桩固化后与桩周土体的接触面得到了改善，可以充分利用地基的承载性能，这也是 SDCM 桩相对传统钻孔灌注桩承载力提高很多的原因。桩端土的极限端阻力 q_{pu} 根据极限平衡理论[44]按下式计算：

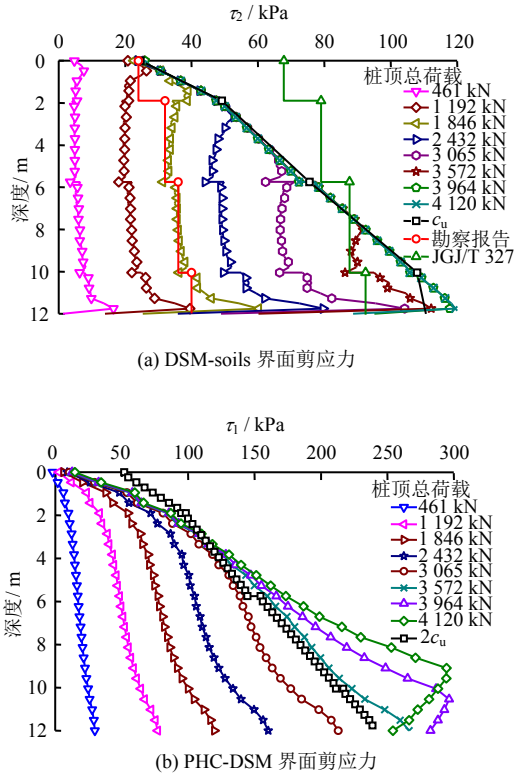
$$q_{pu} = N_c c_u + \gamma' h \tag{12}$$

式中：N_c 为承载力系数，$N_c = 6 \sim 9$（本计算中取 6）；h 为桩的入土深度。据此，采用图 2 中基于 CU 试验计算得到的土体不排水强度，计算得到 SDCM 桩的极限承载力约为 4 020 kN，与现场实测结果较为吻合。

由图 10(b)可见，PHC-DSM 界面剪应力随着荷载的增加而逐渐增加，其上部由于刚性加载板的存在“削弱”了侧阻力的发挥（限制了相对位移），这与群桩中承台对浅部土体侧阻力的发挥的“削弱”作用是一致的。在复合桩桩侧土的摩阻力达到极限前，同一深度位置 PHC-DSM 界面剪应力 τ_1（除桩顶部分外）与 DSM-soils 界面剪应力 τ_2 按下式计算：

$$\tau_1 d = \tau_2 D \tag{13}$$

式中：d 和 D 分别为芯桩和复合桩的直径。



(a) DSM-soils 界面剪应力

(b) PHC-DSM 界面剪应力

图 10　不同荷载下 DSM-soils 及 PHC-DSM 界面剪应力

Fig.10　Shear stresses of the DSM-soils and PHC-DSM under different loads

当复合桩桩侧土的侧阻力达到极限后，继续增加荷载则桩端阻力逐渐发挥作用。此时，桩端固化土与芯桩之间由于没有刚性加载板的位移协调，在受到地基反力时可近似看成复合地基的等应力加载，端部固化土与芯桩之间的相对位移会由于水泥土的轴向压缩而增加，导致接触面间的剪切应力快速增加。界面剪应力可能达到黏结力极限而发生破坏，并向上沿桩顶方向进行剪切力的传递。本文模拟条件下，PHC-DSM 接触面的剪切力会在桩底位置先达到极限值，属于危险位置。因此，对于此类工程地质条件，搅拌桩施工时宜在桩端位置进行局部加强，其桩长宜略大于芯桩长度，主要起到 2 个作用：①提高桩端位置固化土的强度和刚度，减小固化土在端阻力发挥时轴向的压缩量及与芯桩之间的相对位移；②在 SDCM 桩端部形成具有一定刚度的“半刚性”板，限制芯桩与水泥土在复合桩端部的相对位移，有利于复合桩的整体性能改善。这与任连伟等[18]提出的固底组合可有效提高 SDCM 桩承载力的结论是一致的。同时，应注意 PHC-DSM 界面的剪应力在超过黏结极限值后出现脆性破坏，界面剪切强度会从黏结力极限值衰减至以摩擦控制为主的残余黏结力。因此，采用芯桩全长并按黏结力极限值计算承载力是偏于不安全的。

4.3.3 SDCM 桩两种桩材的轴向应力比

图 11 为不同荷载下芯桩与外围搅拌桩桩身应力比沿深度的变化。由图可见，随着桩顶总荷载的增加，桩顶处芯桩与水泥土桩的轴向应力比也在逐渐增加，反映了加载过程中荷载逐渐向芯桩转移。李俊才等[23]指出，当静载试验中荷载仅施加于芯桩上时，桩顶轴向应力比最大值约为 50，约为本文计算结果的 2 倍；说明复合桩按整体进行荷载施加有利于减小芯桩的应力集中。在桩端位置，轴向应力比约为 2。

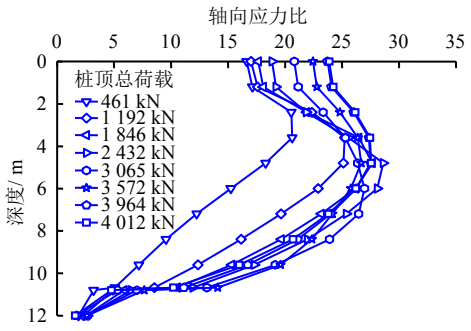


图 11 不同荷载下芯桩与外围水泥土桩身应力比

Fig.11 Stress ratio between core pile and DSM under different loads

4.3.4 桩端土的荷载-位移曲线

图 12 为桩端土的荷载-位移响应曲线。由图可知，芯桩端阻力与搅拌桩桩端阻力的发挥是同步的，变化规律与 API 规范[56]建议的端阻力计算结果比较接近。同时可以发现芯桩的端阻力略大于水泥土，这反映出芯桩-水泥土相对剪切位移对端阻力的发挥的影响。由此可见，《劲性复合桩技术规程》[7]中对于等芯桩亦采用端阻力提高系数来计算端承载力可能是不合适的，只可看成是深层土体侧摩阻力计算偏低的一种经验性“补偿”。

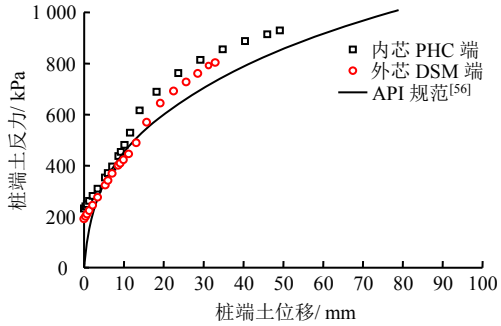


图 12 桩端荷载-位移曲线

Fig.12 Load-displacement curve at the pile tip

5 结 论

本文基于现场足尺试验和有限元数值分析相结合的方法，对粉土地基中 SDCM 桩的轴向抗压承载特性与荷载传递机制进行了研究，探讨了 GS 固化剂用于 SDCM 桩的适用性，分析了三介质两界面的特性对 SDCM 桩承载性能的影响，以及 SDCM 桩相对传统桩承载力提高的原因。在本文试验条件下，得到如下几点结论：

（1）SDCM 桩用于粉土地基适用性好，复合桩的承载力大于纯搅拌桩和单独芯桩承载力之和的 1.5 倍，与采用 GS 固化剂相比，水泥用于 SDCM 桩具有更大的优势。

（2）SDCM 桩端阻力未发挥前，在同一深度位置的芯桩-水泥土与水泥土-土的界面剪切应力的比值约等于搅拌桩和芯桩的外直径之比，但桩顶部分由于加载板的存在会削弱芯桩-水泥土之间摩阻力的发挥；而在复合桩端阻力发挥作用后，桩底水泥土由于轴向受压变形，芯桩-水泥土之间的剪切变形和剪切应力会快速增加，此位置会优先产生剪切破坏。因此，桩端会优先发生芯桩的向下刺入破坏，实际施工中应注重搅拌桩桩底复搅，加强桩端附近水泥土的质量，确保芯桩-水泥土界面的有效黏结及荷载的有效传递。

（3）水泥土固化后与地基土接触面性能的改善是 SDCM 桩相对传统钻孔灌注桩具有较高的承载力的主要原因，SDCM 桩侧土体提供的极限侧摩阻力约等于桩侧土体不排水强度。《劲性复合桩技术规程》[7]基于提高系数的方法计算桩侧土极限侧摩阻力，对于浅层土体会偏大，对于深部土体会偏小。

（4）等芯桩端承力的发挥与 API 规范建议的端阻力计算结果基本一致，《劲性复合桩技术规程》[7]规范中对于等芯桩亦采用提高系数来计算端承载力可能会偏于不安全。

参 考 文 献

[1] 叶观宝, 蔡永生, 张振. 加芯水泥土桩复合地基桩土应力比计算方法研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(3): 672-678.
YE Guan-bao, CAI Yong-sheng, ZHANG Zhen. Research on calculation of pile-soil stress ratio for composite foundation reinforced by stiffened deep mixed piles[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2016, 37(3): 672-678.

[2] 邓亚光, 郑刚, 陈昌富, 等. 劲性复合桩技术综述[J]. 施工技术, 2018, 47(增刊 4): 262-264.
DENG Ya-guang, ZHENG Gang, CHEN Chang-fu, et al. Review of SCM composite column pile[J]. **Construction Technology**, 2018, 47(Suppl.4): 262-264.

[3] 刘汉龙. 岩土工程技术创新方法与实践[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(1): 34-58.
LIU Han-long. Technological innovation methods and practices in geotechnical engineering[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2013, 35(1): 34-58.

[4] 本间登三夫, 平井考典, 玉井達郎, 等. 水泥土与钢管复合桩施工方法[J]. 路基工程, 1995(5): 75-77.
NOBUMIO HONMA, KAENORI HIRAI, TATSURO TAMAI, et al. Construction method of cement-soil-steel pipe composite pile[J]. **Subgrade Engineering**, 1995(5): 75-77.

[5] DONG P, QIN R, CHEN Z. Bearing capacity and settlement of concrete-cored DCM pile in soft ground[J]. **Geotechnical and Geological Engineering**, 2004, 22(1): 105-119.

[6] 山东省建筑科学研究院. JGJ/T 330－2014 水泥土复合管桩基础技术规程[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2014.
Shandong Academy of Building Sciences. JGJ/T 330－2014 Technical specification for pile foundation of pipe pile embedded in cement soil[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2014.

[7] 万通建设集团有限公司. JGJ/T 327－2014 劲性复合桩技术规程[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2014.
Wantong Construction Group. JGJ/T 327 － 2014 Technical specification for strength composite piles[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2014.

[8] PHUTTHANANON C, JONGPRADIST P, WONGLERT A, et al. Field and 3D numerical investigations of the performances of stiffened deep cement mixing column-supported embankments built on soft soil[J]. **Arabian Journal for Science and Engineering**, 2022, 48(4): 5139-5169.

[9] 朱家祥, 陈征宙. 基坑支护的混凝土芯搅拌桩有限元分析[J]. 岩土力学, 2004, 25(增刊 2): 333-337.
ZHU Jia-xiang, CHEN Zheng-zhou. Finite-element analysis of concrete-cored deep cement mixing piles in deep excavation engineering[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2004, 25(Suppl.2): 333-337.

[10] 董平, 陈征宙, 秦然. 砼芯水泥土搅拌桩在软土地基中的应用[J]. 岩土工程学报, 2002, 24(2): 204-207.
DONG Ping, CHEN Zheng-zhou, QIN Ran. Use of concrete-cored DCM pile in soft ground[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2002, 24(2): 204-207.

[11] 钱于军, 许智伟, 邓亚光, 等. 劲性复合桩的工程应用与试验分析[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(增刊 2): 998-1001.
QIAN Yu-jun, XU Zhi-wei, DENG Ya-guang, et al. Engineering application and test analysis of strength composite piles[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2013, 35(Suppl.2): 998-1001.

[12] YE G, CAI Y, ZHANG Z. Numerical study on load transfer effect of stiffened deep mixed column-supported embankment over soft soil [J]. **KSCE Journal of Civil Engineering**, 2017, 21(3): 703-714.

[13] 李爱国. 劲性桩复合地基在大面积高堆载工程中的应用分析[J]. 安徽建筑, 2022, 29(3): 126-128.
LI Ai-guo. Analysis of the application of the strength composite pile foundation in large area high load engineering[J]. **Anhui Architecture**, 2022, 29(3): 126-128.

[14] 凌光容, 安海玉, 谢岱宗, 等. 劲性搅拌桩的试验研究[J]. 建筑结构学报, 2001, 22(2): 92-96.
LING Guang-rong, AN Hai-yu, XIE Dai-zong, et al. Experiment study on concrete core mixing pile[J].

Journal of Building Structures, 2001, 22(2): 92-96.

[15] 李进军, 丁永君, 李辉. 劲性搅拌桩的优化设计[J]. 建筑科学, 2007, 23(7): 101-103, 107.
LI Jin-jun, DING Yong-jun, LI Hui. The optimization design of reinforced mixing piles[J]. **Building Science**, 2007, 23(7): 101-103, 107.

[16] 丁永君, 李进军, 刘峨, 等. 劲性搅拌桩的荷载传递规律[J]. 天津大学学报, 2010, 43(6): 530-536.
DING Yong-jun, LI Jin-jun, LIU E, et al. Load transfer mechanism of reinforced mixing pile[J]. **Journal of Tianjin University**, 2010, 43(6): 530-536.

[17] 吴迈, 窦远明, 王恩远. 水泥土组合桩荷载传递试验研究[J]. 岩土工程学报, 2004, 26(3): 432-434.
WU Mai, DOU Yuan-ming, WANG En-yuan. A study on load transfer mechanism of stiffened DCM pile[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2004, 26(3): 432-434.

[18] 任连伟, 刘汉龙, 张华东, 等. 高喷插芯组合桩承载力计算及影响因素分析[J]. 岩土力学, 2010, 31(7): 2219-2225.
REN Lian-wei, LIU Han-long, ZHANG Hua-dong, et al. Bearing capacity calculation and influence factors analysis of jet grouting soil-cement-pile strengthened pile[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2010, 31(7): 2219-2225.

[19] 任连伟, 柴华彬. 高喷插芯组合桩承载特性的影响因素分析[J]. 岩土力学, 2012, 33(增刊 1): 183-192.
REN Lian-wei, CHAI Hua-bin. Analysis of factors influencing bearing characteristics of jet grouting soil-cement-pile strengthened pile[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2012, 33(Suppl.1): 183-192.

[20] 任连伟, 吕陈陈, 王新宇, 等. 均质砂土中高喷插芯组合桩多界面剪切特性对比试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2022, 41(4): 822-835.
REN Lian-wei, LÜ Chen-chen, WANG Xin-yu, et al. Model tests on multi-interface shear performance of jet grouting soil-cement-pile strengthened piles in homogeneous sand[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2022, 41(4): 822-835.

[21] 刘汉龙, 任连伟, 郑浩, 等. 高喷插芯组合桩荷载传递机制足尺模型试验研究[J]. 岩土力学, 2010, 31(5): 1395-1401.
LIU Han-long, REN Lian-wei, ZHENG Hao, et al. Full-scale model test on load transfer mechanism for jet grouting soil-cement-pile strengthened pile[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2010, 31(5): 1395-1401.

[22] 刘汉龙, 任连伟, 郑浩. 带承台高喷插芯组合单桩荷载传递特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(3): 525-532.
LIU Han-long, REN Lian-wei, ZHENG Hao. Experimental research on load transfer behaviors of single jet grouting soil-cement-pile strengthened pile with cap[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2009, 28(3): 525-532.

[23] 李俊才, 张永刚, 邓亚光, 等. 管桩水泥土复合桩荷载传递规律研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, 33(增刊 1): 3068-3076.
LI Jun-cai, ZHANG Yong-gang, DENG Ya-guang, et al. Load transfer mechanism of composite pile composed of jet-mixing cement and PHC pile with core concrete[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2014, 33(Suppl.1): 3068-3076.

[24] 李俊才, 邓亚光, 宋桂华, 等. 素混凝土劲性水泥土复合桩承载机制分析[J]. 岩土力学, 2009, 30(1): 181-185.
LI Jun-cai, DENG Ya-guang, SONG Gui-hua, et al. Analysis of load-bearing mechanism of composite foundation of plain concrete reinforced cement-soil mixing piles[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2009, 30(1): 181-185.

[25] VOOTTIPRUEX P, BERGADO D T, SUKSAWAT T, et al. Behavior and simulation of deep cement mixing (DCM) and stiffened deep cement mixing (SDCM) piles under full scale loading[J]. **Soils and Foundations**, 2011, 51(2): 307-320.

[26] VOOTTIPRUEX P, JAMSAWANG P, SUKONTASUKKUL P, et al. Performances of SDCM and DCM walls under deep excavation in soft clay: field tests and 3D simulations[J]. **Soils and Foundations**, 2019, 59(6): 1728-1739.

[27] VOOTTIPRUEX P, SUKSAWAT T, BERGADO D T, et al. Numerical simulations and parametric study of SDCM and DCM piles under full scale axial and lateral loads[J]. **Computers and Geotechnics**, 2011, 38(3): 318-329.

[28] 王驰. 混凝土芯水泥土搅拌桩复合地基承载与变形特性研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2014.
WANG Chi. Study on bearing and deformation characteristcs of concrete-cored DCM pile composite foundation[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2014.

[29] 俞建霖, 徐嘉诚, 周佳锦, 等. 混凝土芯水泥土复合桩混凝土−水泥土界面摩擦特性试验研究[J]. 土木工程学

报, 2022, 55(8): 93-104, 117.
YU Jian-lin, XU Jia-cheng, ZHOU Jia-jin, et al. Experimental study on frictional capacity of concrete-cemented soil interface of concrete-cored cemented soil column[J]. **China Civil Engineering Journal**, 2022, 55(8): 93-104, 117.

[30] 周洁, 任君杰, 刘钟. 考虑龄期影响的劲芯桩混凝土-水泥土接触面强度研究[J]. 工程地质学报, 2021, 29(增刊): 82-87.
ZHOU Jie, REN Jun-jie, LIU Zhong. Study on strength characteristics of concrete-cement interface of concrete soil cored DCM pile considering age effect[J]. **Journal of Engineering Geology**, 2021, 29(Suppl.): 82-87.

[31] 黄熙龄, 钱力航. 建筑地基与基础工程[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2017.
HUANG Xi-ling, QIAN Li-hang. Building ground and foundation engineering[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017.

[32] 中国建筑科学研究院. JGJ 94－2008 建筑桩基技术规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008.
China Academy of Building Research. JGJ 94－2008 Technical code for building pile foundations[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2008.

[33] 宁建国, 黄新. 利用工业废渣配制水泥系软土固化剂探讨[J]. 工业建筑, 2005, 35(增刊 1): 432-437, 536.
NING Jian-guo, HUANG Xin. Exploration of preparing cement-based stabilizing agent for soft soil by industrial cinders[J]. **Industrial Construction**, 2005, 35(Suppl.1): 432-437, 536.

[34] 黄新, 宁建国, 许晟, 等. 软土固化剂优化设计方法探讨[J]. 工业建筑, 2006, 36(7): 7-12, 18.
HUANG Xin, NING Jian-guo, XU Sheng, et al. Optimization design of soft soil stabilizer[J]. **Industrial Construction**, 2005, 36(7): 7-12, 18.

[35] 牛晨亮, 黄新, 李战国, 等. 利用工业废渣固化软土的试验研究[J]. 环境工程学报, 2009, 3(10): 1871-1874.
NIU Chen-liang, HUANG Xin, LI Zhan-guo, et al. Experimental research on utilization of industral wastes to stabilize soil[J]. **Chinese Journal of Environmental Engineering**, 2009, 3(10): 1871-1874.

[36] LARSSON R, ÅHNBERG H. On the evaluation of undrained shear strength and preconsolidation pressure from common field tests in clay[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2011, 42(4): 1221-1231.

[37] 李广信. 有效自重压力下预固结的三轴不排水试验[J]. 工程勘察, 2010, 38(12): 1-4.
LI Guang-xin. Undrained triaxial tests with pre-consolidation under effective overburden pressures[J]. **Geotechnical Investigation & Surveying**, 2010, 38(12): 1-4.

[38] 沈珠江. 基于有效固结应力理论的黏土土压力公式[J]. 岩土工程学报, 2000, 22(3): 353-356.
SHEN Zhu-jiang. Earth pressure of clay based on effective consolidation stress theory[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2000, 22(3): 353-356.

[39] 龚晓南. 软黏土地基土体抗剪强度若干问题[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(10): 1596-1600.
GONG Xiao-nan. Some problems concerning shear strength of soil in soft clay ground[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2011, 33(10): 1596-1600.

[40] 宋二祥, 付浩, 林世杰, 等. 饱和黏性土不排水分析中总应力强度指标的选用[J]. 土木工程学报, 2021, 54(9): 88-95.
SONG Er-xiang, FU Hao, LIN Shi-jie, et al. Discussion on the choice of strength parameters for the analysis of saturated clay under undrained conditions[J]. **China Civil Engineering Journal**, 2021, 54(9): 88-95.

[41] 福建省建筑科学研究院. JGJ/T 233－2011 水泥土配合比设计规程[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011.
Fujian Academy of Building Research. JGJ/T 233－2011 Specification for mix proportion design of cement soil[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2011.

[42] 宋二祥. 土力学理论与数值方法[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2020.
SONG Er-xiang. Theory and numerical methods in geomechanics[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2020.

[43] 钱家欢, 殷宗泽. 土工原理与计算[M]. 2 版. 北京: 水利电力出版社, 1994.
QIAN Jia-huan, YIN Zong-ze. Principles and computation in geotechnics[M]. 2nd ed. Beijing: China Water & Power Press, 1994.

[44] 本手册编写委员会. 桩基工程手册[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1995.
Committee of writing this handbook. Pile foundation engineering handbook[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 1995.

[45] 杨敏, 赵锡宏. 分层土中的单桩分析法[J]. 同济大学学报(自然科学版), 1992, 20(4): 421-428.
YANG Min, ZHAO Xi-hong. An approach for a single

pile in layered soil[J]. **Journal of Tongji University (Natural Science)**, 1992, 20(4): 421-428.

[46] 龚晓南. 地基处理手册[M]. 3 版. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008.
GONG Xiao-nan. Ground improvement handbook[M]. 3rd ed. Beijing: China Architecture & Building Press, 2008.

[47] 浙江省交通运输厅. DB33/T 2383－2021 公路工程强力搅拌就地固化设计与施工技术规范[S]. 杭州: 浙江省市场监督管理局, 2021.
Zhejiang Provincial Communication Department. DB33/T 2383－2021 Technical specification for design and construction of power mix in-situ solidification in highway engineering[S]. Hangzhou: Zhejiang Provincial Administration of Market Supervision, 2021.

[48] POTTS D M, ZDRAVKOVIĆ L. Finite element analysis in geotechnical engineering: application[M]. London: Telford, 2001.

[49] GEROLYMOS N, GIANNAKOS S, DROSOS V. Generalised failure envelope for laterally loaded piles: analytical formulation, numerical verification and experimental validation[J]. **Géotechnique**, 2020, 70(3): 248-267.

[50] JAMSAWANG P, BERGADO D T, BHANDARI A, et al. Behavior of stiffened deep cement mixing pile in laboratory[J]. **Lowland Technology International**, 2009, 11(1): 20-28.

[51] 彭涛, 李立业, 章定文. 水泥土−混凝土界面特性试验研究[J]. 现代交通技术, 2017, 14(3): 19-23.
PENG Tao, LI Li-ye, ZHANG Ding-wen. Experimental research on interfacial performance between cement treated soil and concrete[J]. **Modern Transportation Technology**, 2017, 14(3): 19-23.

[52] ZHU S, CHEN C, CAI H, et al. Analytical modeling for the load-transfer behavior of stiffened deep cement mixing (SDCM) pile with rigid cap in layer soils[J]. **Computers and Geotechnics**, 2022, 144: 104618.

[53] 中国电力企业联合会. DL/T 5425－2018 深层搅拌法地基处理技术规范[S]. 北京: 中国电力出版社, 2018.
China Electricity Council. DL/T 5425－2018 Technical specification for deep mixing ground treatment[S]. Beijing: China Electric Power Press, 2018.

[54] LORENZO G A, BERGADO D T. Fundamental parameters of cement-admixed clay—new approach[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2004, 130(10): 1042-1050.

[55] 中国建筑科学研究院. JGJ 106－2014 建筑基桩检测技术规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2014.
China Academy of Building Research. JGJ 106－2014 Technical code for testing of building foundation piles[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2014.

[56] American Petroleum Institute (API). API RP 2A-WSD Recommended practice for planning, designing, and constructing fixed offshore platforms-working stress design[S]. Washington, D.C.: American Petroleum Institute, 2000.

上接第 510 页

[17] 王家全, 畅振超, 唐毅, 等.循环荷载下加筋砾性土填料的动三轴试验分析[J]. 岩土力学, 2020, 41(9): 2851-2860.
WANG Jia-quan, CHANG Zhen-chao, TANG Yi, et al. Dynamic triaxial test analysis of reinforced gravel soil under cyclic loading[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2020, 41(9): 2851-2860.

[18] RAGOZZINO E. Seismic response of deep Quaternary sediments in historical center of L'Aquila City (central Italy)[J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 2016, 87: 29-43.

[19] SOUSA J B, WEISSMAN S L, DEACON JA, et al. Permanent deformation response of asphalt aggregate mixes[R]. Washington DC: National Research Program Council, 1994.

[20] PENG M J, XU Z H. Research on nonlinear constitutive relationship of permanent deformation in asphalt pavements[J]. **Science in China Series G: Physics Mechanics & Astronomy**, 2006, 49(6): 671-682.