

DOI: 10.11779/CJGE202102001

# 吹填淤泥真空预压固结机理与排水体防淤堵处理技术

蔡袁强

(浙江工业大学土木工程学院, 浙江 杭州 310014)

**摘要:** 针对吹填淤泥真空预压地基处理效果差的关键问题, 全面总结了笔者及其课题组多年来的研究成果, 主要包括4个方面: ①采用超低压固结-渗透仪进行了大量的吹填淤泥固结、渗透试验, 发现了初始含水率和液限对压缩-渗透性状的影响规律, 建立了压缩过程中渗透系数的定量演化规律。②吹填淤泥真空预压过程中的位移、应变发展规律和土柱形成机理。基于粒子图像测速(PIV)技术和粒子追踪测速(PTV)技术, 获得了吹填淤泥真空预压固结过程中的土体位移、应变发展规律, 揭示了吹填淤泥真空预压固结机理, 获得了真空预压作用下不同初始含水率和不同级配吹填淤泥的土柱形成过程。③吹填淤泥真空预压固结计算方法。基于不均匀应变假定提出了土柱区内、外固结计算公式, 获得了不同边界真空度时空变化下的固结规律。以土柱形成过程为基础, 建立了考虑土柱影响的吹填淤泥真空预压固结计算方法。④通过室内和现场试验, 从增强真空渗流场、延缓土柱形成和改良土性等方面, 优化排水板滤膜孔径, 提出了分级、增压式、絮凝-真空预压等多项防淤堵处理技术, 缓解排水体淤堵, 提高固结速率, 加速吹填淤泥处理, 增强加固效果。研究成果对吹填淤泥场地开发利用, 缓解城市土地资源紧张, 促进城市可持续发展具有重要意义。

**关键词:** 吹填淤泥; 真空预压; 固结; 土柱; 增压; 絮凝

中图分类号: TU43 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2021)02-0201-25

**作者简介:** 蔡袁强(1965—), 男, 博士, 教授, 主要从事地基处理、基础工程学、土动力学等方面的教学和科研工作。  
E-mail: caiyq@zju.edu.cn.



## Consolidation mechanism of vacuum preloading for dredged slurry and anti-clogging method for drains

CAI Yuan-qiang

(College of Civil Engineering, Zhejiang University of Technology, Hangzhou 310014, China)

**Abstract:** Considering the key problem that the vacuum preloading method cannot efficiently improve dredged slurry, the research findings over the years obtained by the author's research team are comprehensively summarized, including the following four aspects: (1) A large number of consolidation-hydraulic conductivity tests are performed using the modified consolidation apparatus under low initial stress. Based on the test results, the influences of the initial water content and the liquid limit on the compression-permeability properties are discussed. The evolution laws of the permeability coefficient during the compression are obtained quantitatively. (2) The development laws of displacement and strain of soils and the formation mechanism of soil column during the vacuum preloading consolidation of the dredged slurry are illustrated. By utilizing the particle image velocimetry (PIV) and the particle tracking velocimetry (PTV) techniques, the development laws of the displacement and strain of soils during the vacuum preloading consolidation process are obtained. Furthermore, the consolidation process of the dredged slurry is revealed. Besides, the formation process of the soil columns under different initial water contents and particle-size distributions is obtained. (3) The analytical and numerical methods are proposed to calculate the consolidation of dredged slurries improved by vacuum preloading. Based on the uneven strain assumption, the consolidation solutions are derived for the clogging zone and the intact zone, respectively. Subsequently, the consolidation behaviors are studied under various distributions and development laws of vacuum preloading at the permeable boundaries. Besides, the consolidation model considering the formation of the soil columns is also established to investigate the relevant influences. (4) Based on the laboratory and field tests, several methods are proposed by enhancing the vacuum seepage fields, slowing the formation of soil columns, and improving the soil properties, to increase the consolidation efficiency. These methods include

收稿日期: 2020-12-25

applying staged vacuum preloading, booster PVDs, multi-flocculant treatment, and appropriate pore size of PVD filters. Using these methods, the clogging of the dredged slurry during the treatment process can be reduced, and then the consolidation speed and improvement quality can be increased. The research findings are of great significance to developing and utilizing dredging slurry sites, alleviating the shortage of urban land resources, and promoting the sustainable urban development.

**Key words:** dredged slurry; vacuum preloading; consolidation; clogging; vacuum gradient; flocculation

## 0 引言

中国沿海地区进行了大规模的海涂围垦工程,缓解了沿海城市土地资源紧张的形势,拓展了生存及生产空间,为中国海洋战略和“一带一路”倡议提供可贵的土地资源保障,对国民经济发展起到了重要的作用。海涂围垦以吹填淤泥为基础物源,吹填淤泥含水率高,颗粒极细,基本不具备强度,工程中广泛采用真空预压技术进行处理。自 Kjellman<sup>[1]</sup>首次引入这项技术以来,随着土工膜和竖向排水板(PVDs)的应用,这项技术得到了迅速发展<sup>[2-11]</sup>。PVDs的应用可以缩短排水路径和加速超孔隙水压力的消散,从而缩短固结时间。然而在采用真空预压进行吹填淤泥地基处理过程中存在如下问题:①吹填淤泥含水率高,颗粒极细,其压缩性、渗透性等基本性质尚不明确;②吹填淤泥真空预压过程中淤堵现象严重,其固结过程中的淤堵产生机理和位移、应变发展规律尚不明确;③现有固结计算方法用于吹填淤泥真空预压固结计算误差大,考虑淤堵影响的吹填淤泥固结计算方法仍空白;④缺少工程实用的有效防淤堵、促固结真空预压技术。这些问题严重阻碍了排水固结法在吹填淤泥地基处理中的应用<sup>[12-13]</sup>,造成处理效果无法满足后期工程建设对地基承载力及工后沉降的要求,导致工程事故频发。如浙江温州某围垦工程(7333.4 hm<sup>2</sup>)出现了施工机械无法进场、基坑坍塌、桩基倾斜、道路沉降过大以及管线断裂等系列事故,造成巨大的经济损失。

本文针对上述工程问题,系统地介绍了吹填淤泥的工程性质、吹填淤泥真空预压固结过程中的土体位移、应变发展规律、吹填淤泥真空预压固结计算方法和吹填淤泥真空预压防淤堵处理技术等。

## 1 吹填淤泥基本性质

### 1.1 吹填淤泥压缩性

吹填淤泥具有高含水率、高压缩性、低强度等特点<sup>[14-15]</sup>。为了研究不同初始状态下吹填淤泥的压缩与渗透特性,课题组采用超低压固结-渗透试验仪<sup>[16-17]</sup>,对温州、台州、杭州等不同地区的吹填淤泥在不同初始含水率下的压缩性,以及不同应力水平固结完成后的渗透性进行了试验研究。

试验初始荷载为1 kPa 避免了吹填淤泥在试验过程中的挤出问题。通过一系列低起始应力的一维压缩试验,得到了初始含水率从50%液限到3倍液限的吹

填淤泥压缩曲线。图1为不同初始含水率下温州吹填淤泥的 $e - \lg \sigma'_v$ 压缩曲线。试验结果表明,吹填淤泥在不同初始含水率情况下的压缩曲线存在差异,高含水率淤泥的压缩曲线位于低含水率淤泥压缩曲线的上方。除了含水率为3倍液限的吹填淤泥试样,其他试样都存在类似于原状土的屈服应力拐点,且屈服应力值随含水率的降低而增大。本文对不同种类淤泥在相近初始含水率下的压缩曲线进行比较,如图2所示。对比图2中曲线可以发现,即使初始含水率相近,不同液限淤泥的压缩曲线也存在差异。以上结果说明屈服应力的存在是导致不同初始状态淤泥压缩曲线差异的重要原因,而屈服应力取决于淤泥的液限以及初始含水率。本文通过对屈服应力与液限孔隙比和初始孔隙比的比值进行归一化分析,如图3所示,得到了一种预测屈服应力的方法:

$$\sigma'_{yr} = 6.4 \times (e_0 / e_L)^{-2.1} \quad (1)$$

式中, $\sigma'_{yr}$ 为屈服应力(kPa), $e_0$ , $e_L$ 分别为初始孔隙比和液限状态下的孔隙比。

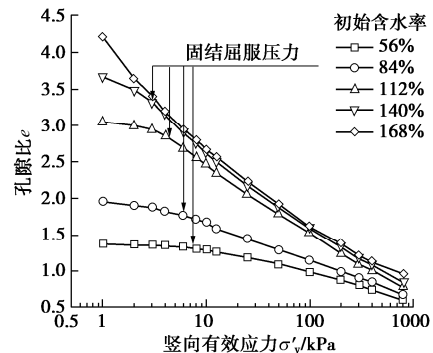


图1 不同初始含水率温州淤泥的 $e - \lg \sigma'_v$ 压缩曲线

Fig. 1  $e - \lg \sigma'_v$  curves of Wenzhou sludge with different initial water contents

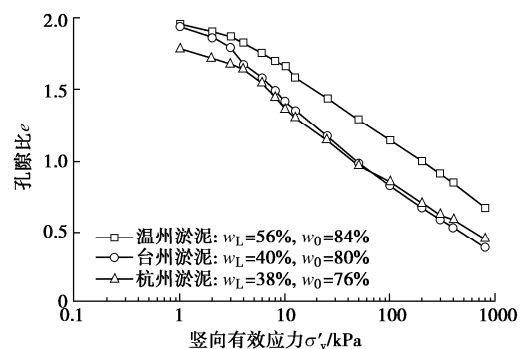


图2 不同淤泥在相近初始含水率下的 $e - \lg \sigma'_v$ 压缩曲线

Fig. 2  $e - \lg \sigma'_v$  curves of different sludges with similar initial water content

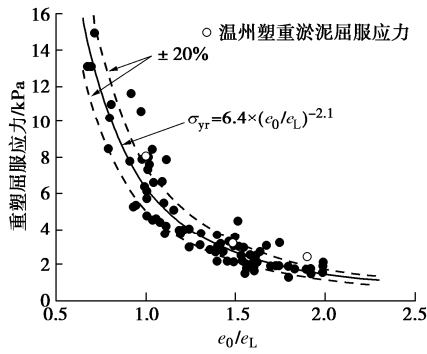


图 3 重塑屈服压力与不同淤泥  $e_0/e_L$  归一化关系

Fig. 3 Normalized relationship between yield stress and  $e_0/e_L$

### 1.2 吹填淤泥渗透性

通过变水头固结渗透试验对温州、台州和杭州的吹填淤泥进行了试验，探讨了竖向有效应力对土体渗透性状的影响。图 4 为 3 倍液限含水率的 3 种淤泥在不同应力水平下的渗透系数。土体渗透系数随竖向有效应力的上升而下降。以台州淤泥为例，当竖向有效应力为 5 kPa 时，吹填淤泥的渗透系数为  $1.17 \times 10^{-4}$  cm/s。而在固结试验结束时，即竖向有效应力为 800 kPa 时，土体渗透系数仅为  $7.76 \times 10^{-9}$  cm/s。不同应力水平下高含水率吹填淤泥的渗透系数差异极大。对比不同地区土样渗透曲线发现 3 种土样在低竖向应力状态下渗透系数差异较大。而随着竖向有效应力的增大，土体渗透系数的差异减小。

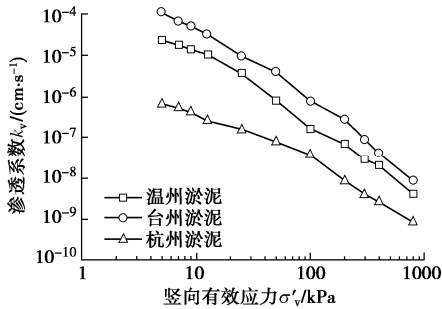


图 4 不同初始含水率吹填淤泥的  $k_v - \lg \sigma'_v$  渗透曲线

Fig. 4  $k_v - \lg \sigma'_v$  curves of sludge with different initial water contents

### 1.3 吹填淤泥压缩-渗透性状内在联系

不同初始含水率淤泥在不同竖向压力固结下渗透系数随应力水平的变化如图 5 所示，可以发现渗透系数随应力水平的变化同样呈现与淤泥的初始含水率相关。Zeng 等<sup>[16]</sup>通过分析不同地区淤泥的试验结果发现，压缩过程中土体渗透系数与应力水平关系的控制因素为液限孔隙比和初始孔隙比，进而提出了淤泥压缩过程中渗透系数随应力水平变化的计算表达式：

$$\lg k_v = C_1 + C_2 \lg \sigma'_v + C_3 (\lg \sigma'_v)^2 \quad (2)$$

式中  $\sigma'_v$  为竖向固结应力 (kPa)； $k_v$  为竖向渗透系数 (cm/s)， $C_1, C_2, C_3$  为与吹填淤泥的初始孔隙比  $e_0$  和液限孔隙比  $e_L$  相关的计算参数， $C_1 = -7.1 + 6.47 \lg(1 + e_0) - 6.141 \lg(1 + e_L)$ ， $C_2 = -0.23 - 2.361 \lg(1 + e_0) + 2.72 \lg(1 + e_L)$ ， $C_3 = 0.1 + 2.91 \lg(1 + e_0) - 0.92 \lg(1 + e_L)$ 。

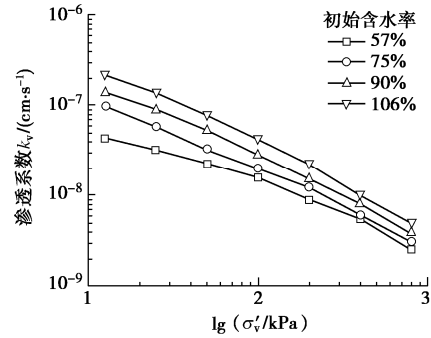


图 5 不同初始含水率温州淤泥的  $k_v - \lg \sigma'_v$  曲线<sup>[16]</sup>

Fig. 5  $k_v - \lg \sigma'_v$  curves of Wenzhou sludge with different initial water contents<sup>[16]</sup>

利用式 (2) 验证福州淤泥、连云港淤泥以及 Speswhite fine China clay 和 Southern Panther Creek clay 的渗透系数随应力水平的变化的试验结果，如图 6 所示。

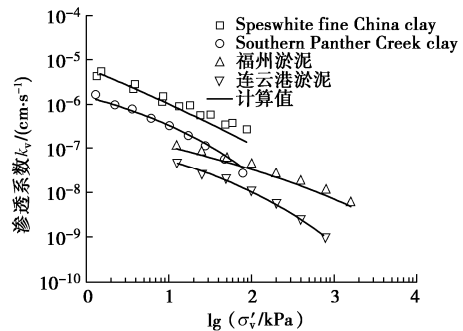


图 6  $k_v - \lg \sigma'_v$  曲线试验结果与计算结果的对比<sup>[16]</sup>

Fig. 6 Comparison between calculated and test results of  $k_v - \lg \sigma'_v$  <sup>[16]</sup>

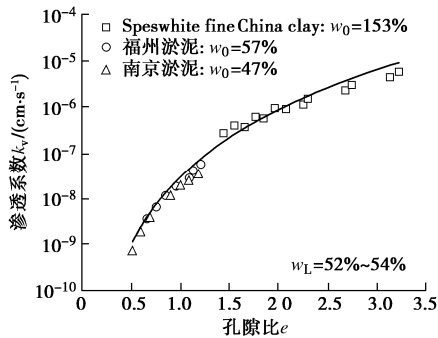
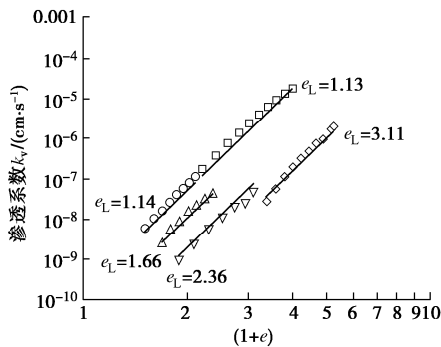
图 7 为液限相近的淤泥的  $k_v - e$  关系，可以看到  $k_v$  与  $e$  呈唯一性关系。如图 8 所示，在双对数坐标下  $k_v - e$  呈线性关系，斜率相近，截距与液限孔隙比相关。鉴于课题组数据库，得到渗透系数与孔隙比的关系式：

$$\lg k_v = -7.4 + 8.4 \lg(1 + e) - 7.21(1 + e_L) \quad (3)$$

式中， $k_v$  的单位为 cm/s。式 (3) 说明，压缩过程中渗透系数随初始含水率的变化，可以归结于初始含水率对压缩过程  $e - \lg \sigma'_v$  关系的影响。

## 2 吹填淤泥真空预压固结规律和土柱形成机理

目前对于真空预压固结过程中土体沉降的研究已经有很多<sup>[18]</sup>，许多室内试验与现场测试结果表明，

图7 相近液限淤泥的  $k_v - e$  曲线<sup>[16]</sup>Fig. 7  $k_v - e$  curves of sludge with similar liquid limit<sup>[16]</sup>图8 不同液限淤泥的对数坐标下的  $k_v - e$  关系<sup>[16]</sup>Fig. 8  $k_v - e$  relationship of sludge with different liquid limits under log-log coordinate<sup>[16]</sup>

计算沉降与实测沉降存在较大差异<sup>[9, 14, 19-20]</sup>。目前已有许多文献试图解释该现象, 并进行了固结理论修正<sup>[21-22]</sup>。现有研究表明, 在真空预压过程中, 土体在发生竖向沉降的同时也会产生水平方向变形, 这种现象在真空预压作用下吹填淤泥固过程中尤其显著<sup>[23]</sup>。但是, 对于在吹填淤泥的真空预固结过程发生这种现象的机理和解释仍旧存在争议。

吹填淤泥在真空预压过程中会出现淤堵现象。具体表现为 PVD 周围形成致密的土柱, 渗透性极低, 影响固结效果<sup>[15, 24-25]</sup>。现有对于土柱形成过程的研究均基于间接的试验结果, 土柱的形成过程和机理仍未被直接观察到。

近年来, 数字图像技术在岩土工程领域得到了充分发展。图像粒子测速 (PIV) 技术作为一种非侵入性流体测速方法, 已被证明具有很高的准确性<sup>[26-28]</sup>。2003 年, White 等<sup>[29]</sup>首次将 PIV 技术引入岩土工程领域, 并建立了数字图像表面位移测量方法。粒子追踪测速 (PTV) 技术作为另一种粒子图像测量技术, 可以观测到不同粒径大小的颗粒位移运动情况。Hardy 等<sup>[30]</sup>观测了降雨时次毫米级土体颗粒在土体表面的运动情况。Cheng 等<sup>[31]</sup>利用 X 射线测量了三轴试验过程中砂土颗粒运动情况。课题组基于 PIV 和 PTV 技术进行真空预压模型试验, 首次揭示了吹填淤泥在真空预压作用下的固结机理, 观察到了土柱的形成过程。

## 2.1 真空预压过程中吹填淤泥的固结机理

在采用真空预压处理吹填淤泥时, 现场监测的沉降值和固结度与预测值总是存在较大差异<sup>[9, 14, 19-20]</sup>。Bergado 等<sup>[3]</sup>将这一现象归因于土体中细颗粒使 PVD 滤膜淤堵。Chai 等<sup>[23]</sup>认为, 土体在真空荷载下发生了向内的水平位移, 即在水平约束条件下不能保持一维压缩, 因此竖向位移会小于理论计算值。李金峰等<sup>[32]</sup>、Fang 等<sup>[33]</sup>认为, 在高真空压力梯度下黏土颗粒使 PVD 周围淤堵是发生这一现象的主要原因。课题组针对吹填淤泥真空预压固结和土柱形成机理不明确的问题, 研制了一种带有观察窗的模型箱 (图 9)。观察窗内土体的位移变化由 CMOS 相机拍摄记录, 并采用 PIV 算法进行计算。试验选用直径为  $53 \mu\text{m}$  的黑色染色砂作为示踪粒子。

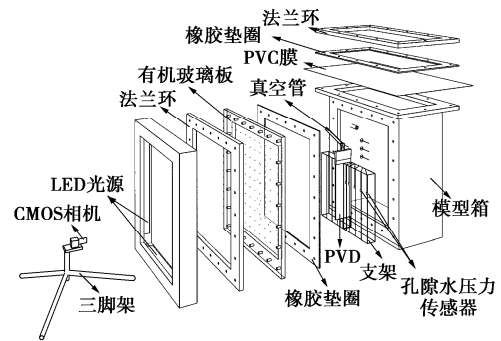


图9 试验仪器的示意图

Fig. 9 Schematic arrangement of test apparatus

### (1) 真空预压过程中的位移场

图 10 为试验开始后第 142 小时的位移场矢量大小。传统的一维固结理论认为固结度是均匀分布的<sup>[34]</sup>, 但本研究发现根据位移量的变化方向, 可以将真空预压过程中的淤泥定性分为 3 个区域: I 区, 位移矢量沿径向增加的区域; II 区, 位移矢量沿径向增加且沿竖向减小的区域; III 区, 位移矢量沿竖向减小的区域。如图 10 所示, I 区中的致密等值线意味着单元压缩剧烈, 而 II 区和 III 区中单元的压缩较弱。

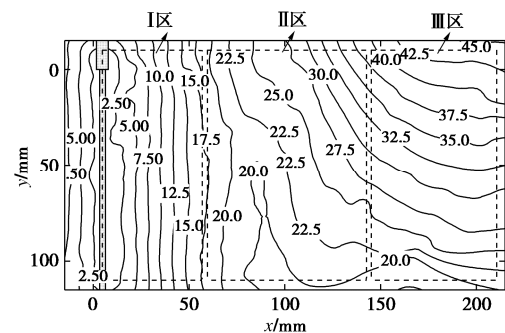


图10 吹填淤泥位移场

Fig. 10 Displacement fields of sludge

(2) 吹填淤泥单元的应变路径

图 11 给出了吹填淤泥单元的径向应变  $\varepsilon_r$  和竖向应变  $\varepsilon_v$ ，以及最大主应变  $\varepsilon_{max}$  和最小主应变  $\varepsilon_{min}$  随距 PVD 距离  $r$  的变化情况。 $z$  为距 PVD 顶部距离。吹填淤泥单元沿径向表现出 3 种应变模式。在  $r < 50$  mm 以内，单元主要在真空作用下发生径向压缩。在  $50 \leq r \leq 150$  mm 时，同时发生径向压缩和竖向压缩。在该范围内，由于土颗粒在单元中的不均匀位移，导致随着  $r$  增大，单元应变由径向压缩逐渐变为径向拉伸。在  $150 < r < 200$  mm 之内，单元竖向压缩。

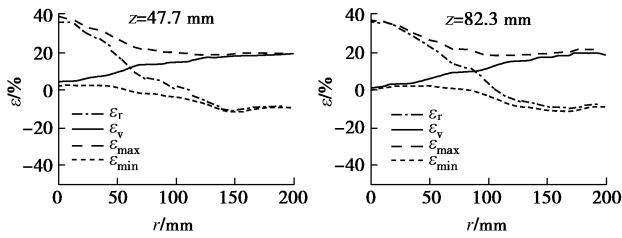


图 11 第 142 小时的应变路径  
Fig. 11 Strain paths at 142nd h

图 12 给出了吹填淤泥单元的应变随时间的变化规律。由图 12 可知，土单元的径向应变表现为先拉伸，再压缩。由于真空从排水板开始向远场传递，因此径向拉伸的持续时间随  $r$  的增加而增加。同时由于真空传递过程中的损失，拉应变值随着  $r$  的增大而减小。土单元的竖向压缩随时间增加，位于  $r=25.2, 48.8$  mm 的单元在短时间内竖向压缩趋于稳定，位于  $r=99.7, 149.2, 200.8$  mm 的单元竖向压缩在 142 h 后仍在增长。

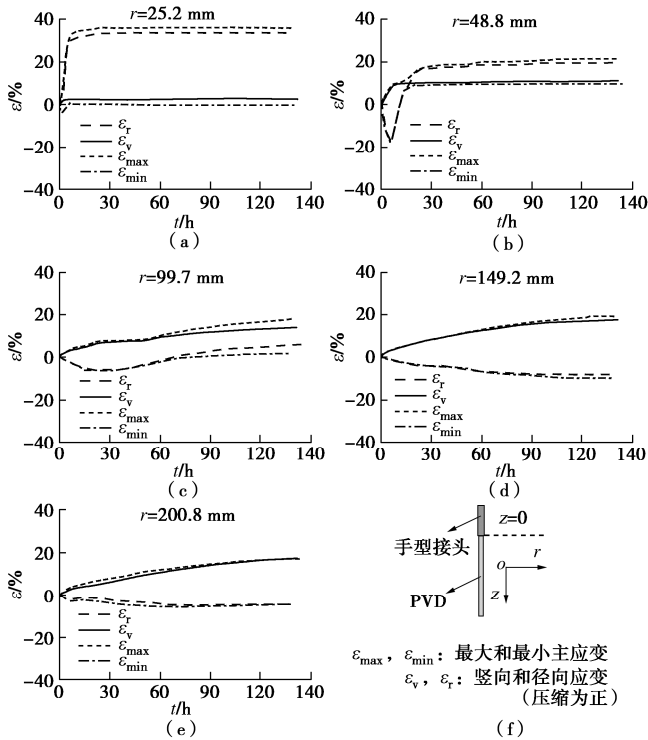


图 12 应变路径与时间的关系

Fig. 12 Relationship between strain paths and time

图 13 给出了在  $r = 10.1, 25.5, 35.0, 48.8, 62.5, 99.7, 149.2, 200.9$  mm 处单元在球应变  $\varepsilon_p$  - 偏应变  $\varepsilon_q$  坐标系下的应变路径，其中  $\varepsilon_p = \varepsilon_v + \varepsilon_r$ ， $\varepsilon_q = (\varepsilon_v - \varepsilon_r)/2$ 。在图 13 中， $\varepsilon_r = 0$  线表示一维竖向固结； $\varepsilon_v = 0$  线表示一维径向固结； $\varepsilon_r = \varepsilon_v$  线表示各向同性固结。从图 13 可以看出，淤泥单元的应变路径既不是传统认为的一维固结，也不是各向同性固结。此外，可以看出，在  $r=10.1, 25.5, 35.0, 48.8, 62.5$  mm 处的单元应变路径首先沿径向延伸，然后斜率发生突变，应变路径平行于  $\varepsilon_v = 0$  线，即单元的竖向应变梯度为 0。

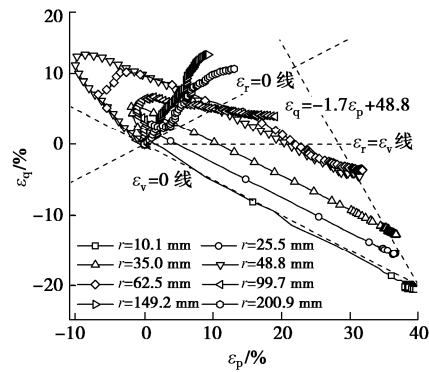


图 13  $\varepsilon_p - \varepsilon_q$  坐标中的应变路径(其中  $\varepsilon_p = \varepsilon_v + \varepsilon_r$ ;  $\varepsilon_q = (\varepsilon_v - \varepsilon_r)/2$ )

Fig. 13 Strain paths in  $\varepsilon_p - \varepsilon_q$  coordinates ( $\varepsilon_p = \varepsilon_v + \varepsilon_r$ ;  $\varepsilon_q = (\varepsilon_v - \varepsilon_r)/2$ )

位于  $r = 10.1, 25.5, 35.0, 48.8, 62.5$  mm 的单元的应变路径在 142 h 时已稳定。值得注意的是，在  $\varepsilon_p - \varepsilon_q$  空间中距 PVD 不同距离处单元的最终应变状态点分布在一个非常狭窄的区域，该区域近似为一条直线：

$$\varepsilon_q = -1.7\varepsilon_p + 48.8 \quad (4)$$

该线表示淤泥单元的最终应变状态。从式 (4) 中可以看出，随着单元球应变减小，偏应变增大，反之亦然。如果单元仅发生一维固结，即  $\varepsilon_p = 0$ ，则偏应变为 48.8%。如果单元仅发生各向同性固结，即  $\varepsilon_q = 0$ ，则球应变仅为 28.7%。

为了考虑淤泥单元的径向应变和竖向应变间的关系，将式 (4) 转换为  $\varepsilon_v$  和  $\varepsilon_r$  的关系式：

$$\varepsilon_v + 0.55\varepsilon_r = 22.2 \quad (5)$$

从式 (5) 可以看出，若淤泥单元仅受竖向压缩，即  $\varepsilon_r = 0$ ，则其最终竖向压缩值仅为 22.2%。若淤泥单元仅承受径向压缩，即  $\varepsilon_v = 0$ ，则其最终径向压缩值为 40.4%。式 (4)，(5) 表明，吹填淤泥的最终应变状态与固结过程无关，最终的竖向应变与径向应变呈特定比例。

2.2 土柱形成机理

在真空预压过程中，PVD 周围会形成渗透性极低的致密区域，也被称作“土柱”。已有很多学者对于土柱的形成原因进行了研究。唐彤芝等<sup>[24]</sup>将此现象归因于在较大的真空压力梯度下黏土组分的迁移；鲍树峰

等<sup>[14]</sup>则把这一现象归因于真空加载速度过快; 邓永锋等<sup>[25]</sup>观察到固结过程产生的尾水中胶体颗粒的平均直径随着施加真空的持续时间而减小, 将土柱淤堵现象归因于孔隙水中胶体颗粒填充土柱空隙。但受限于试验条件, 上述结论都是通过间接观察获得。为了揭示土柱的形成机理及其对固结过程的影响, 课题组采用 PIV 和 PTV 技术<sup>[35]</sup>对土柱形成机理进行了研究。如图 14 所示, 采用观察窗 1 (OW1) 拍摄的图像进行 PIV 分析, 观察窗 2 (OW2) 和观察窗 3 (OW3) 拍摄的图像进行 PTV 分析。

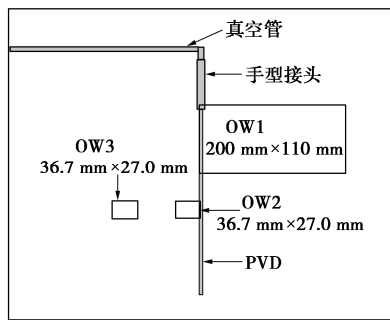


图 14 观察窗位置分布

Fig. 14 Configuration of observation windows

(1) 土柱形成过程

图 15 分别显示了在最初的 0~1 h, 1~2 h 和 2~3 h 内, PVD 周围吹填淤泥的最终位移。

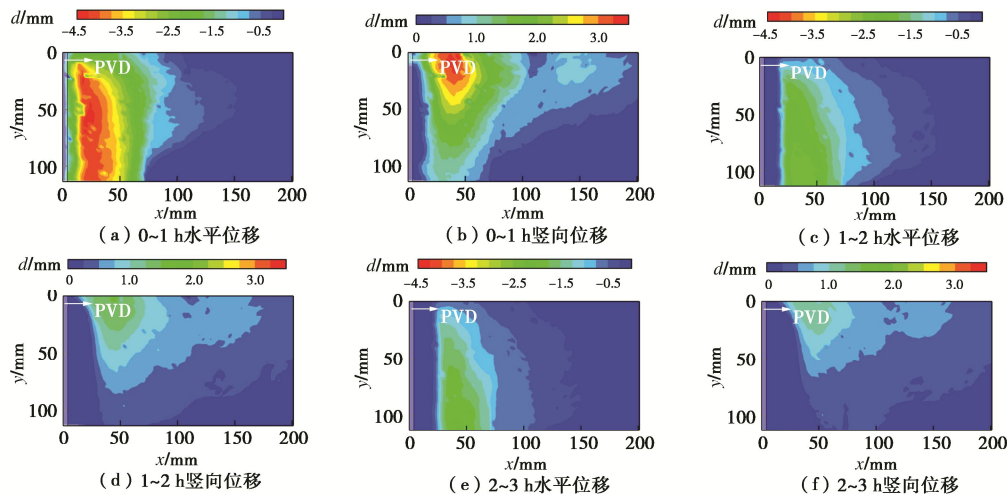


图 15 0~3 h 内的位移场变化云图

Fig. 15 Contours of displacement field within 0~3 h

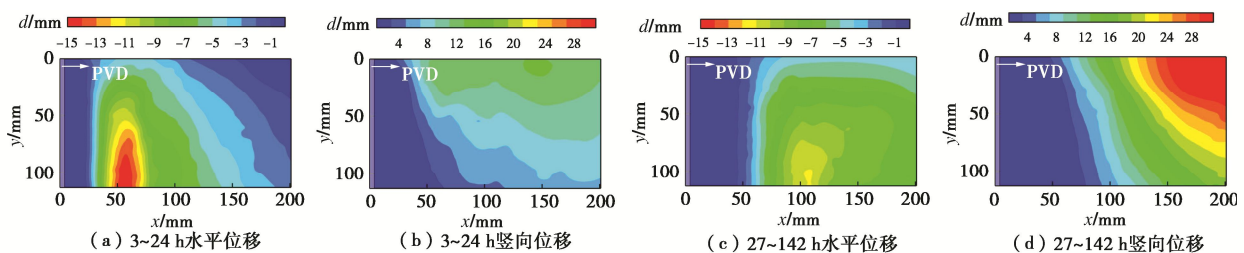


图 16 3~142 h 内的位移场变化云图

Fig. 16 Contours of displacement field within 3~142 h

如图 15 (a), (c), (e) 所示, 短时间内 PVD 附近已经形成了明显的不再发生径向位移的土柱区域。在土柱区域右侧, 土体在真空作用下产生径向位移。而远离 PVD 的区域真空未传递到, 没有发生径向位移。

在 0~1 h 的试验中竖向位移从排水板开始, 向外发展。到 3 h 时,  $r = 35$  mm 以内的土体竖向位移不再增大, 随着  $r$  增大竖向位移逐渐增大并在  $r = 45$  mm 处达到最大值, 随后逐渐减小。

图 16 (a) 显示了 3~27 h 内吹填淤泥的水平位移云图。0 ≤  $r$  < 35 mm 范围内, 单元不再发生径向和竖向位移, 是土柱的内部。35 ≤  $r$  ≤ 50 mm 范围内等值线密集, 单元径向位移有突变, 发生了剧烈的压缩, 是土柱的边缘。27~142 h 单元径向和竖向位移增长速率减小, 土柱增长缓慢。

为了降低不同数据处理方法造成的影响, 本文采用两种方法计算土柱边界: ①每个单元水平位移与其左侧单元水平位移差值为 0 的等值线; ②单元径向压缩为 0 的等值线。图 17 给出了使用了两种方法定义的土柱的边界随时间增长曲线。

$$R_{m1} / r_w = 3.64 \times (1 - e^{-4.99t/t_{max}}) \quad (6)$$

$$R_{m2} / r_w = 3.66 \times (1 - e^{-4.42t/t_{max}}) \quad (7)$$

式中  $R_{m1}$ ,  $R_{m2}$  分别是方法①、②得到的土柱厚度随

时间的变化曲线;  $r_w$  为排水板的等效半径,  $t_{max}$  为观测的最大时间, 两条曲线彼此接近。该公式可以为考虑土柱影响的固结计算方法提供依据<sup>[36-37]</sup>。

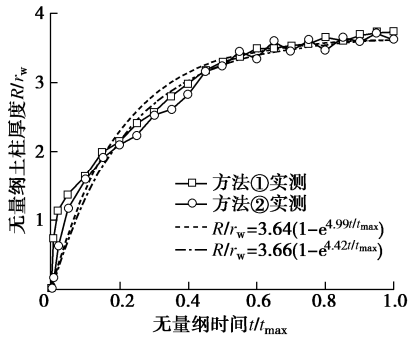


图 17 土柱半径随时间变化曲线

Fig. 17 Variation of radius of soil columns with time

(2) 土柱形成微观机理

图 18 显示了采用 PTV 技术计算的 0~3 h 和 24~27 h 内的无量纲颗粒轨迹。角坐标表示颗粒位移与水平线之间的夹角, 半径坐标表示颗粒的无量纲位移值, 其定义为颗粒的位移除以颗粒的直径。图中分别计算了粒径大于 85  $\mu\text{m}$  和小于 50  $\mu\text{m}$  土颗粒的位移。图中的每个点代表一个颗粒在所有帧图像中移动。

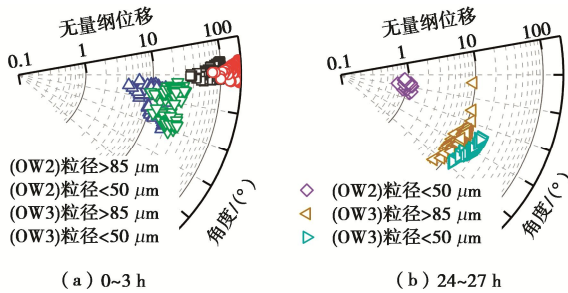


图 18 颗粒的无量纲位移

Fig. 18 Dimensionless displacements of particles

从图 18 可以看出, 真空预压初期, 靠近 PVD 处大、小颗粒的无量纲位移相似, 且位移方向与水平方向夹角较小。远离 PVD 的土颗粒位移方向与水平方向夹角较大, 且无量纲位移值较小。真空预压中期, PVD 附近土柱中的大颗粒已基本不发生位移, 而细颗粒仍有明显位移, 继续填充土柱中的孔隙。而远离 PVD 的大、小颗粒无量纲径向位移值相似。

图 19 给出了在 OW2 和 OW3 中 0~3 h 和 24~27 h 内大于 85  $\mu\text{m}$  和小于 50  $\mu\text{m}$  的两种类型的颗粒的无量纲径向位移曲线。真空预压初期, 远离 PVD 土颗粒无量纲位移更为集中, PVD 附近大、小土颗粒无量纲位移差异较大, 且大颗粒在 3 h 时无量纲水平位移值趋于稳定。土柱形成后, PVD 附近小颗粒仍继续运动, 且没有趋于稳定。

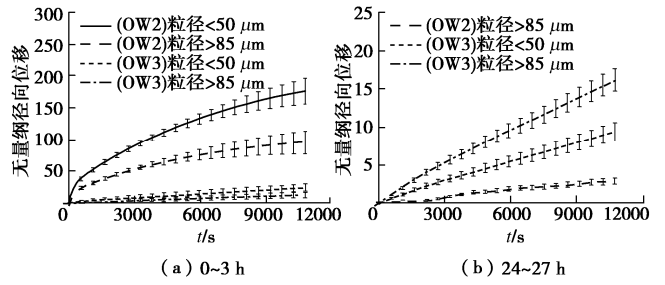


图 19 颗粒的无量纲径向位移

Fig. 19 Dimensionless radial displacements of particles

(3) 含水率对土柱厚度的影响

沈杰<sup>[38]</sup>在真空预压室内试验中发现, 土体初始含水率越高, 真空预压效果越差。娄晨晖<sup>[39]</sup>通过室内模型试验发现高含水率淤泥造成的 PVD 淤堵更严重, 整体的加固效果更差。本文进一步探讨了初始含水率对土柱形成的影响。试验分 3 组, 控制试验土体的初始含水率, 试验组如表 1 所示。

表 1 淤泥的初始含水率

Table 1 Initial water contents of sludges			
试验编号	$w_0 / \%$	$w_L / \%$	$w_0 / w_L$
1	106	53	2.0
2	133	53	2.5
3	159	53	3.0

如图 20 所示, 初始含水率为 106%, 133% 和 159% 的淤泥在 140 h 形成的土柱厚度分别为 117, 99, 86 mm, 土柱的最终厚度随初始含水率的升高而降低。试验初期, 土柱形成速率接近, 而中后期, 土柱厚度增长速率随含水率的增加而降低。

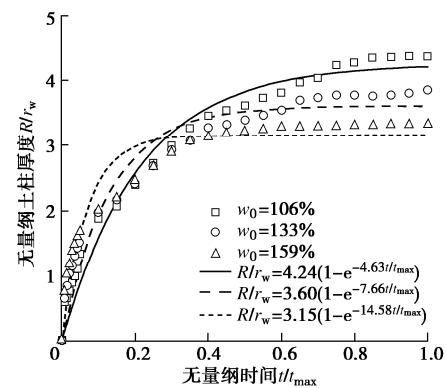


图 20 土柱半径随时间变化

Fig. 20 Variation of radius of soil columns with time

图 21 给出了不同径向距离处不同初始含水率土体的孔隙水压力消散情况。  $r = 25 \text{ mm}$  处, 3 组试验结果接近。而随着  $r$  的增大, 孔压消散速率随初始含水率的增加而降低。结合图 20, 21 可知真空预压过程中含水率高的淤泥形成的土柱虽然厚度较小, 但其对孔

压消散的影响更大。说明含水率高，小颗粒的移动显著，形成的土柱更为密实。

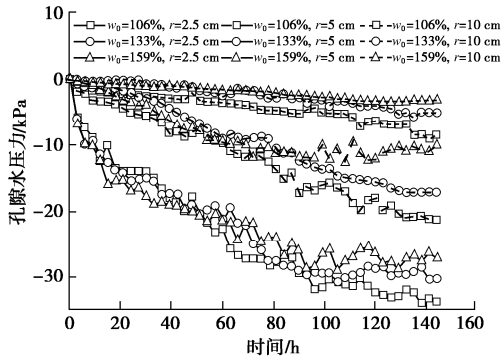


图 21 孔隙水压力消散曲线

Fig. 21 Curves of pore water pressure dissipation

(4) 吹填淤泥种类对土柱厚度的影响

为了探究吹填淤泥种类对土柱厚度的影响，分别对取自浙江省温州市、浙江省台州市和广东省广州市的吹填淤泥进行了试验。3 种类型的土的颗粒曲线如图 22 所示。从图中可以看出，台州土的细粒含量最多，占 68%，温州土和广州土细粒含量分别占 57%和 22%。试验过程中控制初始含水率为土体的 2 倍液限，试验参数如表 2 所示。

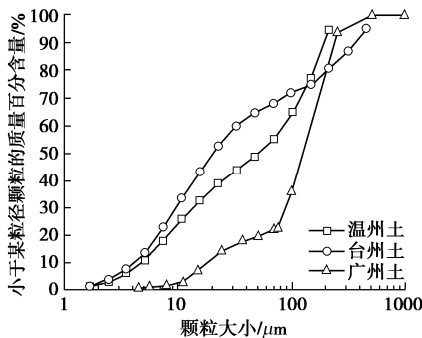


图 22 不同种类淤泥的粒径分布

Fig. 22 Particle-size distributions of different sludges

表 2 淤泥的初始含水率

Table 2 Initial water contents of sludges

试验土样	$w_0$ / %	$w_L$ / %	$w_0 / w_L$
温州土	106	53	2
台州土	80	40	2
广州土	54	27	2

图 23 给出了 3 种土的土柱厚度随时间的变化曲线。第 77 小时温州土、台州土、广州土形成的土柱厚度分别为 86, 79, 120 mm。粗颗粒含量较高的淤泥土柱生成速度在初期远大于其他两种土。

图 24 给出了不同径向距离处不同类型土体的孔隙水压力消散情况。 $r = 25$  mm 处，广州土孔压消散最快，且很快趋于稳定，而温州土与台州土在该处孔压消散情况相似。 $r = 50$  mm 处，广州土孔压至 -30 kPa，而温州土与台州土仅消散至 -20 kPa，且两种土

孔压消散曲线大致相同。 $r = 100$  mm 处，广州土、温州土和台州土分别消散至 -13, -8, -5 kPa。结合图 22, 23 可以发现，细颗粒含量多的淤泥土柱增长速率较低，但孔压消散更慢，这是由于细颗粒迁移大大降低土柱区域的孔隙率。

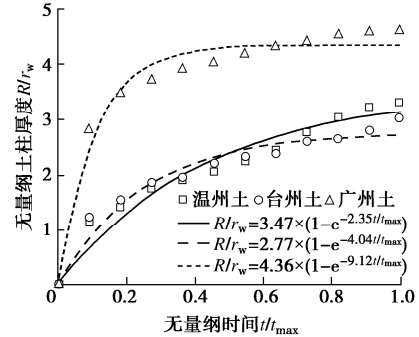


图 23 不同种类淤泥的土柱半径随时间变化

Fig. 23 Variation of radius of soil columns of different sludges with time

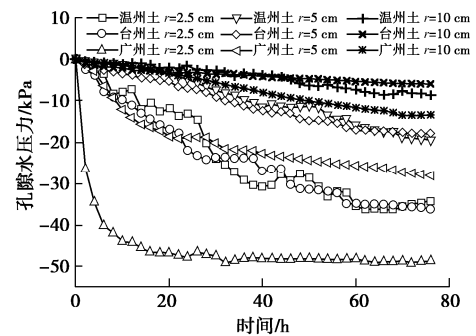


图 24 不同种类土体的孔隙水压力消散曲线

Fig. 24 Curves of pore water pressure dissipation of different sludges

2.3 排水板间吹填淤泥的位移场

实际工程中 PVD 的插板按三角形或矩形布置<sup>[40]</sup>。程建远等<sup>[41]</sup>发现梅花型布置方式加固效果明显优于正方形布置方式。《真空预压加固软土地基技术规程: JTS147》建议排水板的间距取 0.7~1.3 m。本文为了探究两个 PVD 间土体的位移规律，开展了双 PVD 的真空预压模型试验。在模型箱内装有土体，土体内插设 2 个 PVD，间距为 0.75 m。

(1) 吹填淤泥表面水平位移

图 25 为每 24 h 土体的位移变化。与单排水板相比，其水平位移值的分布规律相似，但是  $r > 200$  mm 的土体，其水平位移值逐渐降低。这是由于来自另一侧 PVD 的真空降低了真空对该范围内土体的影响，使水平位移值减小。

(2) 竖向位移

从整个试验过程来看，土体的竖向位移值随着距 PVD 的距离的增大而增大，与单排水板的发展情况类似。但是值得注意的是，PVD 远端的竖向位移值要远



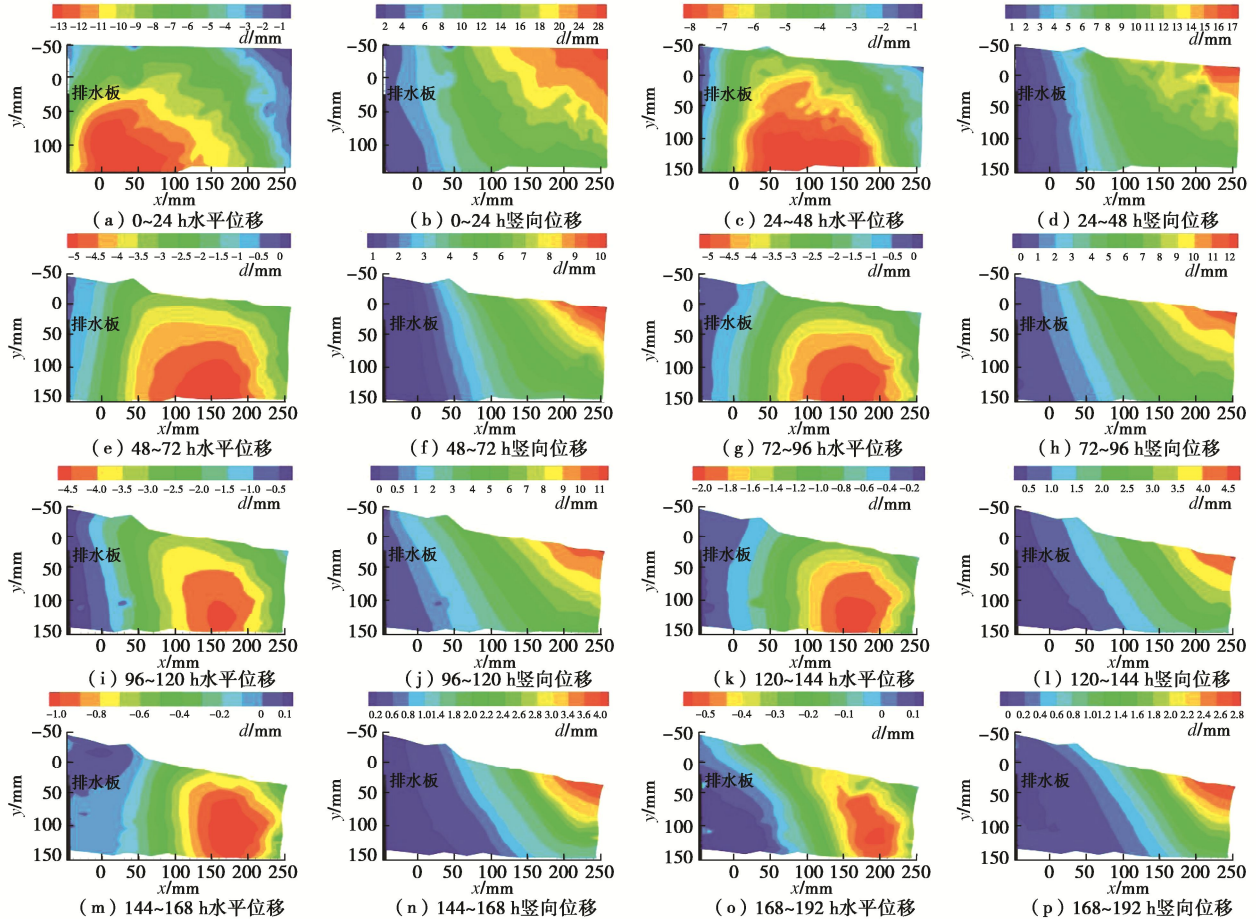


图 25 土体在每一个 24 h 内的位移变化云图

Fig. 25 Displacement patterns of sludge in each 24 h

大于单排水板情况下土体的竖向位移值。这是由于两排水板中间位置土体的竖向位移在两排水板作用下发生叠加。

### 3 吹填淤泥真空预压固结计算方法

竖井固结理论常用于真空预压地基处理设计及预测固结过程。该理论以任一排水板及其有效作用范围内的土体作为研究对象，建立以排水板为中心的轴对称固结模型<sup>[42]</sup>，根据平衡方程、渗流定律、连续性方程等构造相应的控制方程和边界条件，依据问题复杂程度使用解析法<sup>[43]</sup>或数值法<sup>[44]</sup>进行求解。按是否考虑土体固结过程中的几何方程非线性可分为小应变固结计算<sup>[45]</sup>和大应变固结计算<sup>[46]</sup>；按是否考虑真空度传递损失和井阻可分为理想井固结计算和非理想井固结计算；按是否考虑同一水平面不同位置的应变差异分为等应变固结计算<sup>[43]</sup>和自由应变固结计算<sup>[47]</sup>。

由于吹填淤泥含水率高，真空预压固结过程中变形大<sup>[48]</sup>，以往固结计算中常用的小应变假定不再适用。同时，加固过程中排水板周围形成的致密土柱也会对固结过程造成影响，然而采用考虑涂抹效应的固

结理论反映土柱的影响并不完善。

#### 3.1 考虑径竖向边界真空压力产生和衰减的大应变固结计算

竖井地基固结计算常以 Terzaghi<sup>[49]</sup>和 Barron<sup>[42]</sup>固结理论为基础，假定土体变形相对计算深度较小，忽略土体自重，以简化计算过程。然而，由于含水率高，孔隙比大，压缩性强<sup>[48]</sup>，吹填淤泥固结过程中土体变形大，小应变假设会造成较大的计算误差。Gibson 等<sup>[46, 50]</sup>在考虑土体自重和固结变形的基础上，基于拉格朗日描述建立了一维大应变固结理论。近年来，以 Gibson 大应变固结理论为基础，江辉煌等<sup>[51]</sup>和 Geng 等<sup>[52]</sup>推导了竖井地基大应变固结理论，然而这些研究未能考虑吹填淤泥真空预压过程中排水板的真空度损失。课题组采用大应变固结模型对考虑径、竖向真空度产生和衰减的固结过程进行了分析。

##### (1) 边界条件和计算假定

在吹填淤泥固结过程中，真空度除沿排水板竖向衰减外，从水平排水管路向膜下传递过程中也会损失<sup>[53]</sup>。考虑水平方向真空度随时间指数增长，随与水平排水管路距离线性衰减的模式。土体上表面排水边界条件可表示为

$$p|_{z=0} = p_0 \left( 1 - (1 - k_{r1}) \frac{(r - r_w)}{(r_c - r_w)} \right) (1 - e^{-k_{r2}t}) \quad (8)$$

式中  $p_0$  为施加的目标真空度值； $e$  为自然指数， $t$  为固结时间； $k_{r1}$  为真空度径向衰减系数； $r$  为土体任一点到排水板的距离； $r_w$  为排水板等效半径， $r_c$  为排水板有效作用范围半径； $k_{r2}$  为径向真空度时间增长因子。

(2) 大应变固结计算模型

假定固结过程中土体仅发生竖向变形，竖向选用物质坐标  $z$  以考虑大应变，水平向仍为 Euler 描述，计算模型如图 26 所示。图 26 中  $k_{z1}$ ， $k_{z2}$  分别为竖向真空度衰减系数和时间增长因子。加固初期围绕排水板形成的土柱孔隙小，将其单独划分为初始渗透系数较小的区域。由考虑自重的平衡方程、考虑土骨架位移的孔隙水渗流连续性方程、达西定律及有效应力原理，可得孔隙比  $e$  为变量的控制方程：

$$\left. \begin{aligned} & \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ r \frac{k_c}{\gamma_w} \frac{d\sigma'}{de} \frac{\partial e}{\partial r} \right] + \\ & \frac{1}{(1+e)} \frac{\partial}{\partial z} \left[ \frac{k_v}{\gamma_w} \frac{d\sigma'}{de} \frac{\partial e}{\partial z} \frac{1}{1+e} + \frac{k_v(G_s-1)}{1+e} \right] = - \frac{1}{1+e} \frac{\partial e}{\partial t} \quad (r \leq r_c), \\ & \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ r \frac{k_r}{\gamma_w} \frac{d\sigma'}{de} \frac{\partial e}{\partial r} \right] + \\ & \frac{1}{(1+e)} \frac{\partial}{\partial z} \left[ \frac{k_v}{\gamma_w} \frac{d\sigma'}{de} \frac{\partial e}{\partial z} \frac{1}{1+e} + \frac{k_v(G_s-1)}{1+e} \right] = - \frac{1}{1+e} \frac{\partial e}{\partial t} \quad (r > r_c). \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

式中  $\sigma'$  为有效应力； $k_c$  为土柱区渗透系数； $G_s$  为土颗粒相对质量密度。通过代入不同的压缩、渗透关系，上述控制方程可计算相应的大应变非线性固结问题。由于大应变固结方程具有高度非线性，采用有限元偏微分求解软件 Flexpde 对其进行求解。

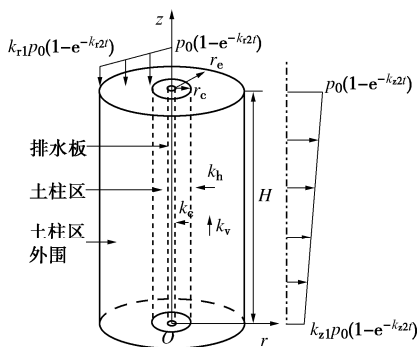


图 26 径向、竖向真空度时空变化的大应变固结计算简图  
Fig. 26 Analysis scheme of unit cell with vertical drains considering variation of vacuum pressure in radial and vertical directions

(3) 径向、竖向真空度时空变化的影响

计算采用线性  $e - \lg k$  和  $e - \lg p$  关系，假定上下边界均透水，内边界为真空度边界，外边界为不透水边界，初始堆载压力瞬时施加。

a) 径向、竖向真空度形成时间影响

在该部分分析中，径向、竖向沿程损失均为 0.5，两透水边界固结时间因子相同，依次取  $k_{r2}=k_{z2}=0.01, 0.2, 0.4, 3000$  进行计算，其中  $k_{r2}=3000$  用来模拟不考虑真空度瞬时达到目标值的情况。图 27 为不同时间因子下的孔压固结曲线。与小应变相似，时间因子越大，固结速度越快。当时间因子大于 0.2 时，边界真空度形成时间对固结速度的影响可以忽略。

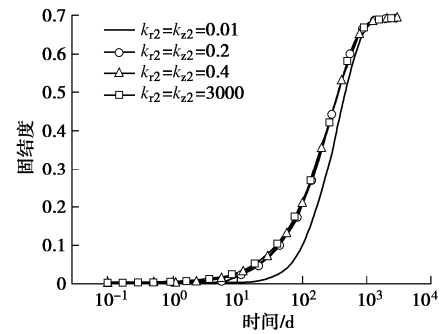


图 27 径向、竖向真空度时间因子对固结的影响  
Fig. 27 Consolidation of cases with various  $k_{r2}$  and  $k_{z2}$

b) 径向、竖向沿程损失的影响

图 28 (a)，(b) 所示反映不同排水板插入深度时真空度衰减的影响，从中可看出，考虑两个方向均衰减时 ( $k_{r1}=k_{z1}=0.5$ ) 的固结度最小，仅考虑一个方向衰减时的固结度次之，两方向均不衰减时的固结度最大。同时，对比图 28 (a)，(b) 可知，当加固深度较大时，竖向真空度衰减的影响明显大于水平方向衰减的影响，而当加固深度较小时，水平方向真空度衰减与竖向真空度衰减下的总固结度差别不大。

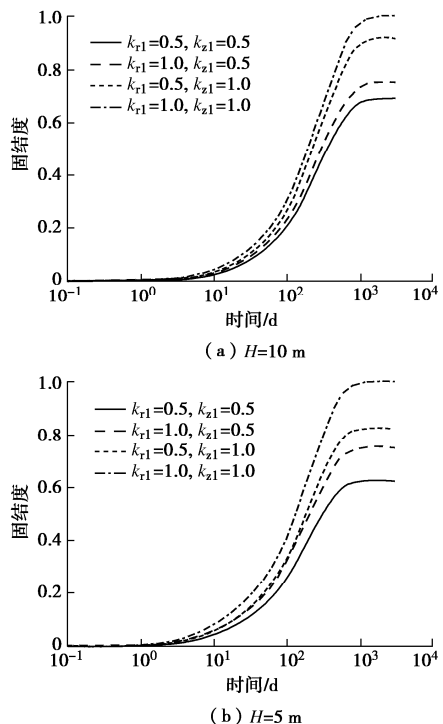


图 28 不同加固深度下径竖向真空度衰减的影响  
Fig. 28 Consolidation of cases with different soil thicknesses

c)不同真空度径向衰减下土柱对土中孔压径向分布的影响

吹填淤泥真空预压过程中常发生距离排水板不同位置处加固效果不均匀的情况,靠近排水板区域加固效果明显优于远离排水板区域。为考察不同径向衰减下土柱对孔压径向分布的影响,对不同的径向衰减系数,取固结过程中同一时间距离地表  $1/4H$  深处孔压进行对比,结果如图 29 所示,图中  $t$  表示固结时间。从图 29 中可以看出,加固早期土柱区的超静孔压消散速度较外围快。这主要是由于土柱区内的渗透系数较小,真空压力需要一定时间才会对外围土造成影响,因此外围土的孔压消散较慢。不同径向衰减下土柱对孔压的径向分布影响主要体现在固结后期。真空度的径向衰减越大,土柱内的超静孔压减小也越明显,不均匀固结现象也越突出。

d) 真空度竖向衰减对大小应变固结影响对比

忽略径向真空度沿程损失,不同真空度时间因子下考虑竖向真空度损失的大应变和小应变固结结果如图 30 所示。从图 30 中可以看出:不同时间因子下,大应变固结结果差异小于小应变固结;相同时间因子下,最初小应变固结的固结速度大于大应变固结,随后小于大应变固结,且真空度时间因子越小,二者的差异出现的越早。

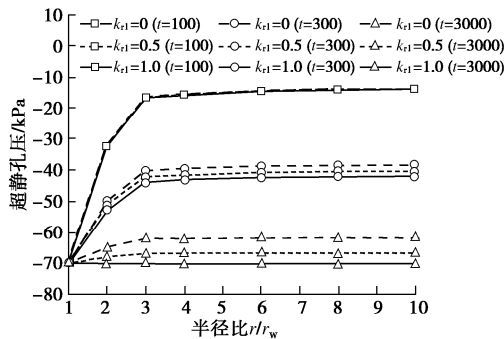


图 29 不同径向真空度衰减下超静孔压径向分布

Fig. 29 Radial distribution of excess pore water pressure under different radial losses

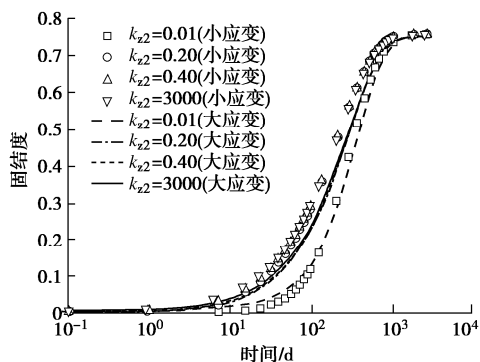


图 30 不同时间因子对小应变固结与大应变固结的影响

Fig. 30 Comparison between small and large strain solutions

### 3.2 考虑土柱效应的吹填淤泥不均匀应变固结计算

吹填淤泥真空预压固结过程中形成的土柱是影响加固效果的主要因素。Bergado 等<sup>[3]</sup>在试验中观察到细颗粒穿过排水板滤膜及附着在排水板外侧形成泥皮会导致排水板滤膜渗透系数降低。唐彤芝等<sup>[24]</sup>通过试验发现,由于滤芯和滤膜的堵塞,排水板通水能力降低。此外,Fang 等<sup>[33]</sup>对加固单元取样发现,排水板附近(即土柱区)具有小于外围土的渗透系数和压缩系数。与涂抹区不同的是,涂抹区的渗透系数往往是外围区域的  $1/3$  左右,而土柱区的渗透系数仅为外围区域的  $1/100$ 。此外吹填淤泥固结过程出现的排水板堵塞弯折还会导致排水板的通水能力随固结时间降低,即井阻逐渐增大。这一因素进一步阻碍了固结排水进程,对最终土体固结效果产生很大影响。Deng 等<sup>[54]</sup>和 Nguyen 等<sup>[22]</sup>分别求解了排水板排水能力随时间指数减小的固结解,但均建立在等应变假定基础上,不能考虑土柱对固结过程的影响。课题组在上述试验结果的基础上,建立了考虑吹填淤泥土柱的不均匀应变真空预压固结模型,并求解了土柱和外围的固结度表达式。

#### (1) 对排水板淤堵的考虑

为考虑排水板通水能力变化,模型中使用 Deng 等<sup>[54]</sup>结合 Chai 等<sup>[23, 55]</sup>试验结果提出的指数函数模型,排水板通水量的表达式如下:

$$q_w = q_{w0} e^{-a_w t} \quad (10)$$

式中,  $q_{w0}$  和  $q_w$  分别为排水板的初始和任意时刻通水量,  $a_w$  为排水板井阻增大系数。此外,为考虑真空度在排水板中的竖向沿程损失,假定真空度沿排水板竖向线性减小(梯度为  $dp/dz$ ),并设置排水板底端处  $z$  方向孔压梯度与真空衰减梯度  $dp/dz$  一致。此外,为考虑真空度在排水板中的竖向沿程损失,计算中假定排水板底端处  $z$  方向的孔压梯度值与真空度沿排水板线性减小的梯度值相等。排水板与土体接触边界孔压相等,流入排水板水量等于流出排水板水量。

#### (2) 基于不均匀应变假定的固结模型

现有的固结计算方法中,根据对同一水平面上各点沉降是否相等分为等应变固结和自由应变固结两种方法。等应变固结计算中假定同一水平面各点竖向变形相等,通过对径向求平均来求解复杂的固结问题,解的形式较为简便。自由应变固结计算中则假定同一水平面各点因固结速度差异发生不均匀沉降,计算中可准确求解径向各点固结情况,但解的形式较为复杂,求解困难。为研究土柱区域和外围区域压缩性和渗透性差异对固结过程的影响,课题组结合等应变法和自由应变法的优势提出了不均匀应变假定,分别在土柱和外围两块区域内做等应变假定,但两区域的应变不

相等，由此建立真空预压分析模型（图 31）。

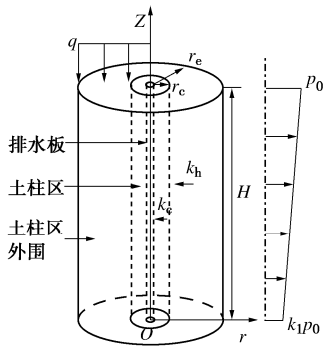


图 31 考虑土柱的不均匀应变固结计算简图

Fig. 31 Analysis scheme of unit cell with vertical drains considering soil columns

两区域内控制方程如下：

$$\left. \begin{aligned} -\frac{k_c}{\gamma_w} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial u_c}{\partial r} \right) &= \frac{\partial \varepsilon_{vc}}{\partial t} \quad (r_w \leq r \leq r_c), \\ -\frac{k_h}{\gamma_w} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial u_n}{\partial r} \right) &= \frac{\partial \varepsilon_{vn}}{\partial t} \quad (r_c \leq r \leq r_e). \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

边界条件为

$$\left. \begin{aligned} \text{(a) } r=r_e: \frac{\partial u_n}{\partial r} &= 0, \\ \text{(b) } r=r_c: k_c \frac{\partial u_c}{\partial r} &= k_h \frac{\partial u_n}{\partial r}, u_c = u_n, \\ \text{(c) } r=r_w: u_w &= u_c. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

式中， $u_c$  和  $u_n$  分别为土柱和土柱外围超静孔压， $\varepsilon_c$  和  $\varepsilon_n$  分别为土柱和外围的应变， $u_w$  为排水板中的超静孔压。对两方向进行积分后，解出两区域平均超静孔压分别为

$$\left. \begin{aligned} \bar{u}_c &= \left( q - \frac{1}{2} p(1+k_1) \right) \left[ \left( \frac{P_1 e^{J_1} - P_2 e^{J_2}}{P_1 - P_2} \right) - \left( \frac{P_1 P_2 (e^{J_1} - e^{J_2})}{P_1 - P_2} \right) \right] + \frac{1}{2} p(1+k_1), \\ \bar{u}_n &= \left( q - \frac{1}{2} p(1+k_1) \right) \left[ \left( \frac{P_1 e^{J_2} - P_2 e^{J_1}}{P_1 - P_2} \right) + \left( \frac{e^{J_1} - e^{J_2}}{P_1 - P_2} \right) \right] + \frac{1}{2} p(1+k_1). \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

式中， $P_1, P_2, J_1, J_2$  可由土单元参数和土性参数求得，具体表达式见参考文献[36]。其中，土柱厚度可根据 2.2 节中试验结果确定。

(3) 计算结果分析

采用上述解，可以对土柱和外围的固结分别求解，便于对吹填淤泥的不均匀固结现象进行分析。

a) 不同排水量衰减系数的影响

图 32 给出了为不同排水量衰减系数下两区域各自的固结度，其中， $U_c$  为土柱区孔压固结度， $U_n$  为外围孔压固结度。从图 32 中可以看出，排水板通水能力

衰减越快，最终固结度越小。初期土柱内固结迅速发展，而后趋于平缓；土柱区外固结发展平稳。当排水板通水能力几乎不变时，两区域的固结度可以在较短的时间内达到相同水平，而通水能力随时间指数迅速减小时，二者则需要更长的时间达到相同的固结水平，即土柱会造成不同区域固结不均匀。

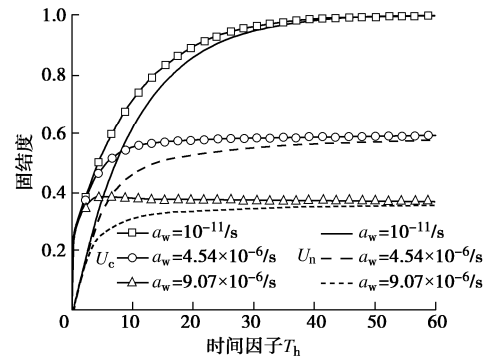


图 32 排水板通水量衰减速度对两区域固结的影响

Fig. 32 Effects of decay speed of discharge capacity on consolidation degree for soil columns and normal zone

b) 土柱渗透系数的影响

图 33 所示为土柱与外围渗透系数比值对两区域的固结度影响。由于土柱的渗透系数越小，真空在土中传递越慢，远离排水板区域的固结速度就越小。其中， $k_c/k_h=1/5$  为考虑涂抹效应中涂抹区和未扰动区的渗透系数比，能够反映涂抹效应对固结影响， $k_c/k_h=1/50$  和  $k_c/k_h=1/100$  反映土柱对固结的影响。从图中可以看出在排水板通水能力衰减系数相同的情况下，考虑涂抹效应影响时两区域最终固结度一致，采用土柱的影响时两区域的固结度差别显著，且土柱内、外的渗透系数差别越大，不均匀固结越显著。

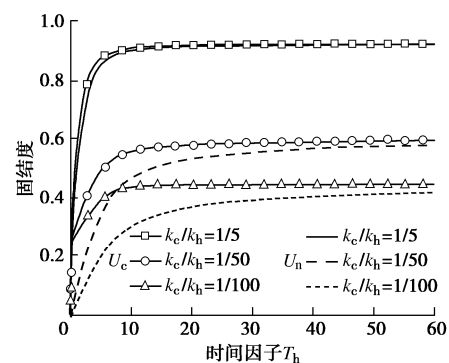


图 33 土柱区与外围渗透系数比对两区域固结的影响

Fig. 33 Effects of permeability ratio on consolidation degree for soil columns and normal zone

c) 土柱压缩系数的影响

图 34 给出了土柱压缩系数与外围压缩系数的比值为 1/1, 1/2, 1/10, 1/20 时的沉降。从图中可以看出，当土柱与土柱外围压缩系数相等时，由于土柱固结度比外围大，因此土柱沉降大于外围沉降。当土柱压缩系数小于外围时，初期由于土柱固结度远大于外

围, 其沉降也大于外围。后期虽然土柱区固结更快, 但该区域沉降量小于外围, 这与现场测试结果一致。

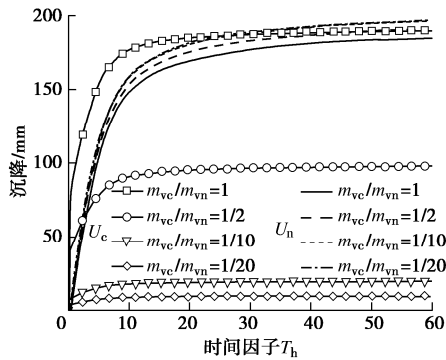


图 34 土柱区与外围压缩系数比对两区域沉降的影响

Fig. 34 Effects of compressibility ratio on settlements for soil columns and normal zone

d) 土柱厚度的影响

2.2 节的试验结果表明, 不同吹填淤泥在真空预压过程中形成的土柱尺寸差异较大。因此, 假定土柱厚度分别为 2.5 倍、5.0 倍、7.5 倍排水板半径, 研究其对固结过程的影响。图 35 所示为不同土柱厚度下的两区域固结曲线。从图中可以看出, 土柱厚度越大, 土体固结越慢, 但两区域固结度差距对土柱厚度的变化并不敏感。

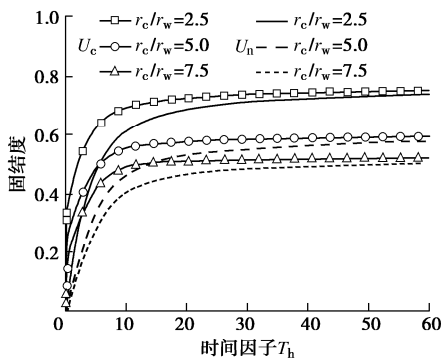


图 35 土柱半径对两区域固结的影响

Fig. 35 Effects of radius of soil columns on consolidation degree for soil columns and normal zone

### 4 吹填淤泥真空预压防淤堵处理技术

针对传统真空预压法处理吹填淤泥效果差的问题, 国内外学者对该技术进行了大量的改进。沈洪忠<sup>[56]</sup>采用低位真空预压法, 提高了真空压力传递效率, 加速排水固结。李丽慧<sup>[57]</sup>采用立体式真空预压法, 通过铺设多层排水管, 减少了真空传递损失。韦剑锋<sup>[58]</sup>通过将排水板水平辐射布置, 形成立体真空传递网, 增强了真空渗流场, 促进土体固结。刘松玉等<sup>[59]</sup>通过增加气压劈裂系统, 在土中形成裂隙, 增加深层软土的渗透性, 提高深层软土中的真空传递效率。苑晓青等<sup>[60-61]</sup>、Lei 等<sup>[62]</sup>和 Liu 等<sup>[63]</sup>通过分级加载的方式, 提高了真空加固效果。孙立强等<sup>[64]</sup>和 Wang 等<sup>[65]</sup>分别通过两阶

段抽真空和二次插板的方式, 使土体结构稳定, 缓解因土颗粒移动造成的淤堵效应。还有众多学者通过添加铝盐、褐煤、聚丙烯酰胺 (PAM)、石灰等絮凝剂对土体进行改性, 促使土颗粒絮凝成团, 提高土体渗透系数<sup>[66-70]</sup>, 但上述措施未结合真空预压。武亚军等<sup>[71-72]</sup>和 Lei 等<sup>[73]</sup>虽然结合了真空预压, 但未涉及到复合絮凝剂。本课题组围绕真空预压土柱形成机理和排水板淤堵效应, 从增强真空渗流场, 延缓土柱形成和改良土性等方面研发了系列防淤堵技术, 包括排水板优化选型、分级真空预压技术、增压式真空预压技术和絮凝真空预压等技术, 为大面积吹填淤泥处理工程提供指导。图 36 为技术路线图。

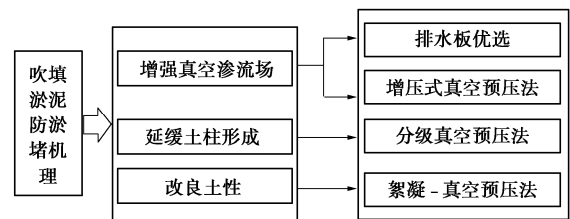


图 36 技术路线图

Fig. 36 Technological roadmap

#### 4.1 排水板优选

排水板由芯板和滤膜组成。对于含水率较高的吹填淤泥, 真空预压加固效果不佳的原因: ①芯板抗弯折性能差, 真空预压中会发生大幅度变形, 影响真空压力的传递效率<sup>[74]</sup>; ②排水板滤膜发生淤堵, 导致排水通道失效<sup>[75-76]</sup>。由于排水板通水、抗弯折性能、滤膜孔径等指标对排水固结影响较大, 课题组开展排水板选型和滤膜孔径试验, 提出孔径优选标准。

##### (1) 板型优选

目前, 常用的排水板有传统分离式和整体式两种类型。传统排水板 (图 37 (a)) 滤膜表面具有单面排水的凹凸结构, 芯板和滤膜分离。而新型整体式排水板 (图 37 (b)) 的滤膜与板芯是热熔融合成一体的, 滤膜渗透系数提高 60%, 排水板通水能力提高 2 倍, 抗弯折性能提高 20%。采用上述两种板型开展真空预压固结试验, 试验装置主要由模型桶和真空预压系统组成, 见图 38。模型桶为透明的有机玻璃圆桶, 其内径为 500 mm, 深度为 955 mm。



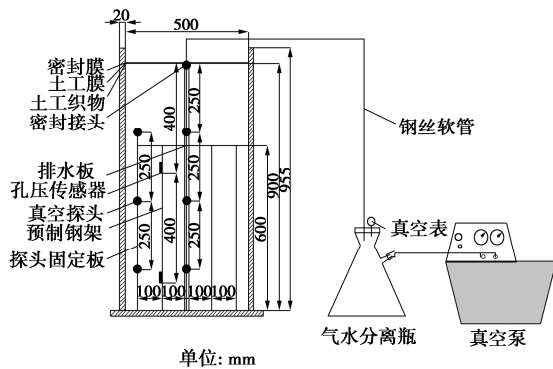
(a) 传统排水板



(b) 整体式排水板

图 37 排水板

Fig. 37 PVD



单位: mm

图 38 试验装置图

Fig. 38 Diagram of test apparatus

a) 真空度和排水量变化分析

图 39 为板中和土中真空度随时间的变化曲线图。试验结束后整体式排水板真空度达到 84 kPa，而分离式排水板中仅为 76 kPa。表明在吹填淤泥中整体式排水板的真空度传递效果好于分离式排水板。此外，采用整体式排水板和分离式排水板时土中真空度分别出现在 120, 145 h，说明整体式排水板缓解了淤堵，并提高了真空度传递效率。

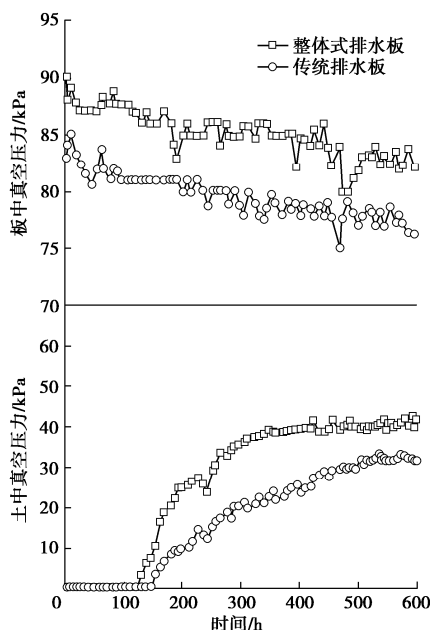


图 39 真空度随时间变化曲线

Fig. 39 Variation of vacuum pressure

b) 含水率和十字板剪切强度分布规律

图 40 给出了含水率和十字板剪切强度沿深度的分布规律。从图中看出，含水率沿深度变化的总体趋势相似，表层土体含水率最低，沿深度逐渐增加。整体式排水板处理后的土体含水率更低。如图 41 所示，试验后的排水板显示土体固结后，整体式排水板呈 S 形弯曲，分离式排水板则发生明显的扭结与折叠。

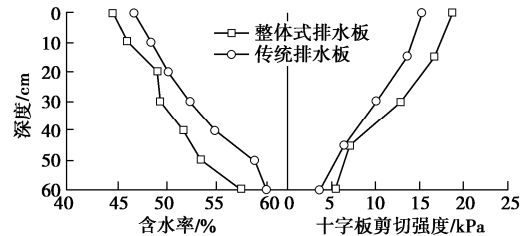


图 40 含水率和十字板剪切强度随深度变化曲线

Fig. 40 Variation of water content and vane shear strength with depth



(a) 传统排水板

(b) 整体式排水板

图 41 试验完成后土中挖出的排水板实拍照片

Fig. 41 PVDs after tests

(2) 滤膜孔径优化

滤膜孔径对吹填淤泥的排水固结有重要影响。滤膜的渗透性需要满足两个方面的要求：①滤膜孔径必须足够小，以防止细土颗粒进入过滤和流失；②滤膜孔径不能过小，以保证滤膜有足够的渗透性<sup>[77]</sup>。合理的滤膜孔径有利于在滤膜表面形成反滤层，缓解真空过程中的淤堵现象<sup>[78]</sup>。Carroll<sup>[79]</sup>提出了一个常用的滤膜孔径标准： $O_{95} \leq (2 \sim 3)D_{85}$ 。式中， $O_{95}$ 为滤孔占 95% 的平均孔径， $D_{85}$ 为质量占比 85% 的土颗粒粒径。Chu 等<sup>[80]</sup>认为上述滤膜孔径要求对新加坡海相黏土过于保守，提出了更宽松的标准： $O_{95} \leq (4 \sim 7.5)D_{85}$ 。课题组采用图 42 所示的梯度比试验装置，进行了 4 种滤膜孔径 (80, 120, 160, 320  $\mu\text{m}$ ) 的梯度比试验，研究滤膜孔径对吹填淤泥的梯度比变化规律，进而通过真空试验装置 (图 38)，研究滤膜孔径对吹填淤泥固结效果的影响。

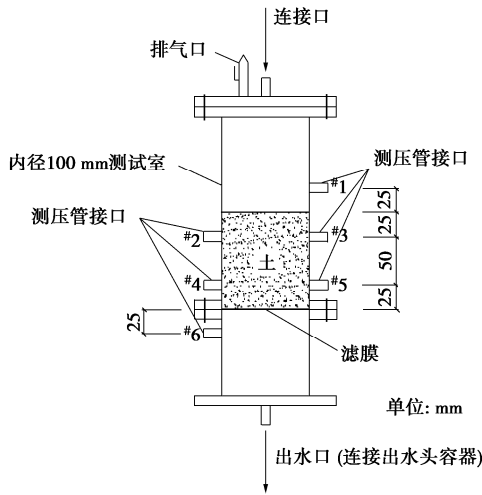


图 42 梯度比试验装置示意图

Fig. 42 Schematic diagram of GR test apparatus

a) 梯度比  $G_R$  变化规律

水力梯度  $i=5, 10$  的不同排水板滤膜  $G_R$  值随时间的变化如图 43 所示。 $i=5$  时, 在最终达到稳定状态之前, 所有滤膜  $G_R$  值都随时间增加, 并趋于稳定。这与乐超等<sup>[78]</sup>的研究结果相同, 表明滤膜存在淤堵现象, 孔径越小, 淤堵现象越明显。在 288 h 时, 水力梯度  $i$  瞬时从 5 变为 10。 $i=10$  时, 在所有滤膜中可以观察到梯度比的瞬时增加。这表明在高水头下, 土体颗粒以较快的速度移动并堆积在滤膜表面, 从而导致较严重的滤膜淤堵。此外, 随着时间的变化, 4 个滤膜的梯度比值先减小然后增大。根据美国陆军工程兵团<sup>[81]</sup>提出的梯度比准则, 在  $i=10$  时, 孔径为 320  $\mu\text{m}$  的滤膜的梯度比小于 3。说明该滤膜表面的淤堵较小, 且淤堵程度先减小后增大。接下来通过不同孔径滤膜的真空预压试验作进一步研究。

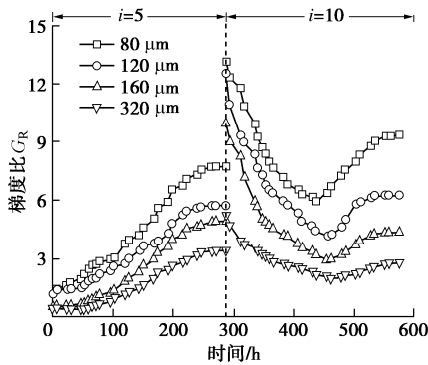


图 43 不同水力梯度下  $G_R$  随时间的变化曲线

Fig. 43 Curves of  $G_R$  with time at different hydraulic gradients

b) 排水量变化分析

图 44 显示不同滤膜孔径的排水量随时间的变化。可以看出 48 h 时的排水量达到了总排水量的 60.9%。随着滤膜孔径的增加, 早期排水量增加。中期孔径 120  $\mu\text{m}$  滤膜的排水量要高于孔径 160, 320  $\mu\text{m}$  滤膜的排

水量。最终孔径 120  $\mu\text{m}$  滤膜的排水量最高, 比孔径 80, 160, 320  $\mu\text{m}$  滤膜的高 16.3%, 4.5%和 9.4%。80  $\mu\text{m}$  滤膜的最终排水量最低, 原因是由于滤膜的孔径较小, 使得大量的土体颗粒积聚在滤膜表面, 造成淤堵。孔径 160, 320  $\mu\text{m}$  滤膜的孔径较大, 早期的滤膜淤堵很小, 有利于排水, 而后土体颗粒逐渐进入板内并淤堵排水通道, 部分移入滤膜表面并淤堵滤孔。由于土体颗粒的严重流失, 排水板周围的土体无法形成良好的反滤层, 导致排水板产生淤堵, 使得最终排水量相对较少。

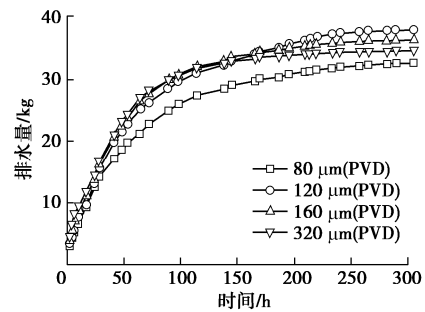


图 44 不同孔径滤膜的排水量随时间变化

Fig. 44 Variation of volume of drainage with time for different filters

c) 十字板剪切强度沿深度分布规律

图 45 为十字板剪切强度随深度和距排水板径向距离变化曲线。可见加固后的浅层十字板剪切强度接近, 且随着土体深度的增大而降低, 这是由于真空压力沿深度衰减的缘故<sup>[82]</sup>。此外, 孔径 120  $\mu\text{m}$  滤膜下十字板剪切强度最高。表明滤膜孔径 120  $\mu\text{m}$  的排水板具有最佳加固效果。结合土颗粒粒径大小, 可得到用于吹填淤泥真空预压处理的最优滤膜孔径标准:  $O_{95}=5.2D_{85}$ 。

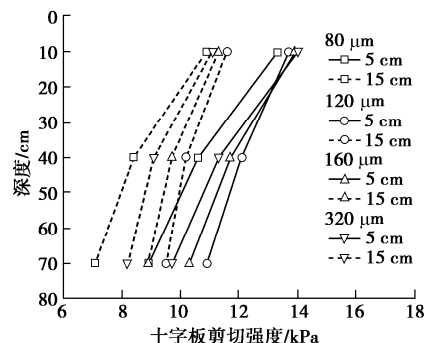


图 45 十字板剪切强度随深度和距排水板径向距离变化曲线

Fig. 45 Vane shear strengths at different depths and distances from PVD

4.2 分级真空预压技术

针对吹填淤泥真空预压加固过程中排水板容易淤堵, 固结速度减慢的问题, 分级真空加载是一种缓解

排水板淤堵的有效方式。Yuan 等<sup>[60]</sup>、Lei 等<sup>[62]</sup>、徐锴等<sup>[83]</sup>和 Liu 等<sup>[84]</sup>对分级真空预压技术进行了初步的研究。本课题组提出以真空梯度为基准的分级真空预压技术。

采用如图 38 所示的试验装置，模型桶内径为 600 mm，高度为 500 mm。开展不同真空梯度的分级真空预压对比试验，如表 3 所示。在上一级真空压力的作用下沉降和排水量（24 h 的排水小于 100 g）都趋于稳定时，开始施加下一级真空压力。

表 3 试验方案

Table 3 Test schemes

试验编号	加载方式	真空梯度/kPa	加载模式/kPa
1	一级	80	80
2	二级	60	20→80
3	三级	30	20→50→80
4	四级	20	20→40→60→80

(1) 沉降量变化分析

图 46 为土体表面沉降随时间的变化规律。真空预压开始后，沉降立即发生。其次，在 732 h 时，一级加载试验达到 6.15 cm 的沉降量，其沉降开始稳定，这表明该试验的排水板已出现严重淤堵。在 252 h 时，二级、三级和四级加载试验的沉降量差异不大，然而，在施加不同的真空梯度后，二级、三级和四级加载试验的最终沉降量分别比一级加载试验的提高了 32%，43.9%和 63.1%。

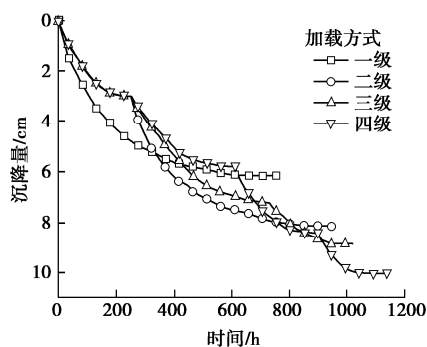


图 46 表面沉降随时间的变化

Fig. 46 Variation of surface settlement with time

(2) 沉降差变化分析

图 47 为最大差异沉降差随时间的变化情况。可见一级加载试验的沉降差最大，在试验结束时达到 2.55 cm。分级真空压力的作用下，三组试验的沉降差呈阶梯状发展，二级、三级和四级加载试验的最大沉降差比一级加载试验的降低了 20.8%、39.6%和 55.7%。表明分级真空加载方式能削弱土体的不均匀沉降，减少土颗粒径向移动，延缓淤堵形成。考虑到工程实践中

三级、四级加载工期较长，且真空压力不易控制和施工难度较高，因此工程中可采用二级加载方式。

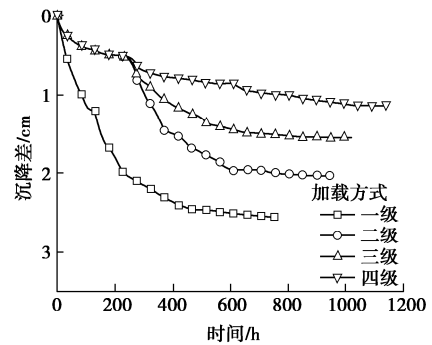


图 47 最大沉降差随时间的变化

Fig. 47 Variation of maximum settlement difference with time

4.3 增压式真空预压技术

常用的增压技术包括劈裂增压和均匀增压两种。由于吹填淤泥含水率高，更适合于均匀增压。金亚伟等<sup>[85]</sup>采用增压管向土体注入气压，增强真空渗流场，迫使孔隙水排出，提高固结效果。朱平等<sup>[86]</sup>提出了真空预压底部通入气流的加快排水方法，并对可控气流真空预压的工作原理进行了分析与研究。沈宇鹏等<sup>[87-88]</sup>通过实际工程验证了增压式真空预压的适用性，评价了增压条件下的加固效果。传统增压技术采用增压管增压（图 48 (a)），贴近排水板打设，无法用于抽真空。课题组采用增压板取代增压管（图 48 (b)）。增压板具有双重功能：①增压泵启动时提供压缩空气的入流通道；②真空泵启动时作为普通排水板，提供土中空气和水的排出通道。与增压管相比，增压板实现了一板两用，方便施工，节约造价。



(a) 增压管

(b) 增压板

图 48 增压管样式图

Fig. 48 Illustration of booster pipeline

(1) 增压机理

图 49 显示了增压式真空预压过程中土单元的应力状态。初始时，土单元处于平衡状态，如图 49 (a) 所示。通过施加真空压力，如图 49 (b) 所示，土单元在附加的各向同性增量应力  $\Delta\sigma_{vp}$  作用下固结，并发生竖向沉降和向内侧向位移。接下来，启动增压系统施加增压压力，如图 49 (c) 所示，土单元进一步受到压力增量  $\Delta\sigma_{bp}$  的作用发生固结。在增压过程中，增



压气流可以增加排水板间的水力梯度, 促进排水, 还可以直接冲刷增压板的排水通道和滤膜表面上的细颗粒, 有利于排水<sup>[10]</sup>。

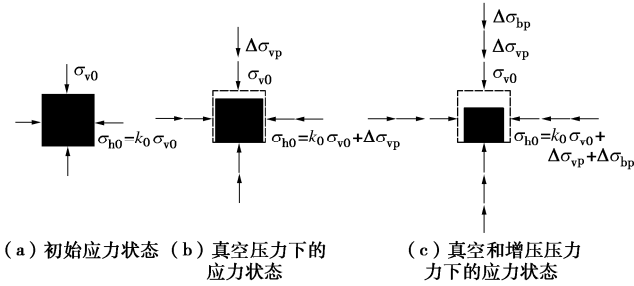


图 49 真空和增压压力作用下土单元的应力状态

Fig. 49 Stress states of soil element subjected to vacuum pressure and booster pressure

(2) 增压时机影响

增压时机是影响增压式真空固结效果的关键因素之一。课题组以土体固结度为依据研究了增压时机对土体加固效果的影响。

a) 孔隙水压力随时间消散规律

图 50 显示了土体 50 cm 深度处孔隙水压力随时间的变化趋势。总体来说, 孔隙水压力随着时间在不断消散, 并趋于稳定。在真空预压启动时开始增压对促进土体孔压消散效果不太明显。其主要原因是: 试验前期土体呈流动状且强度很低, 此时土体劈裂以剪切破坏为主, 导致增压气体直接穿透土体, 使增压板和排水板之间直接形成连通通道。而在固结度为 80% 时进行增压, 土体的强度高, 此时增压气流无法有效地挤压土体产生压力差, 增压效果同样不明显。在固结度为 40% 时进行增压, 土体加固效果得到了一定程度的提升, 但提升效果小于土体固结度为 60% 时开始增压的情况。

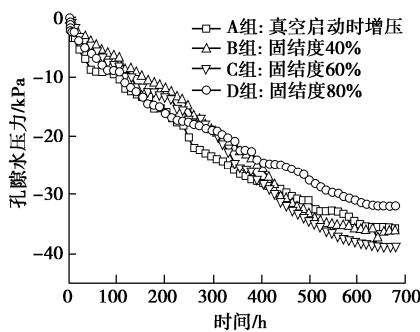


图 50 深度 50 cm 处孔隙水压力变化

Fig. 50 Variation of pore water pressure at depth of 50 cm

b) 含水率和十字板剪切强度沿深度分布规律

图 51 显示含水率和十字板剪切强度随深度变化趋势。从图中可以看出, 增压对土体的加固有促进作用, 且对土体深部的加固促进作用要大于土体表层, 使得土体加固处理得更均匀。还可以看出固结度为

60% 时开始增压, 土体最终含水率最低, 相对应的十字板剪切强度最高。因此, 最佳增压时机是土体固结度达到 60% 时开始增压。

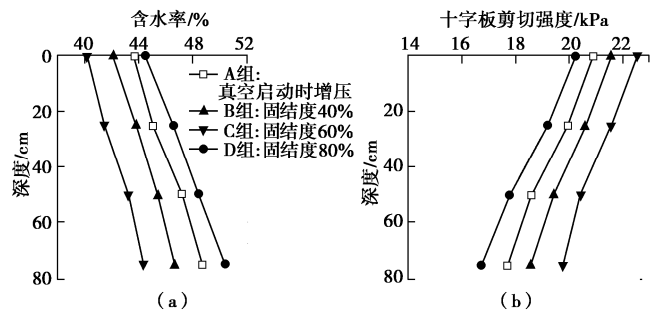


图 51 含水率和十字板剪切强度随深度的变化趋势

Fig. 51 Variation of water content and vane shear strength with depth

(3) 增压式真空预压法工程实践

工程场地位于浙江温州洞头区状元南片垦区, 该垦区东起花岗岛, 北至状元岙岛的山体山脚, 西至深门大桥, 南至围填堤塘。涂面整理工程堤内围垦面积约  $337.9 \times 10^6 \text{ m}^2$ , 吹填淤泥厚度 4~5 m, 初始含水率为 115%。本项目进行增压式和传统真空预压对比试验, 面积共  $900 \text{ m}^2$ 。场地被划分为两个区域: A 区采用传统真空预压法进行处理, 即采用传统排水板, 绑扎连接于水平透水滤管; B 区采用增压式真空预压法(图 52)进行处理, 即采用滤膜孔径为  $120 \mu\text{m}$  整体式排水板, 通过密闭接头连接于水平密闭管路。排水板间距为 800 mm, 按正三角形布置(图 53), 插板深度 5 m。将增压板插设在排水板围成的正六边形的中心, 增压板上部的密封软管深度不小于 1 m。增压压力为 20 kPa, 每天增压 2 h, 直到现场试验结束。试验过程中对孔隙水压力、沉降量进行监测, 试验结束后对含水率和十字板剪切强度等指标进行检测。

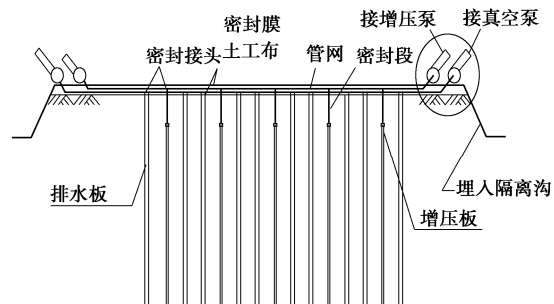


图 52 增压式真空预压法示意图

Fig. 52 Schematic layout of air booster vacuum preloading system

a) 孔隙水压力变化分析

图 54 显示两个区域的孔隙水压力随时间的变化趋势。增压系统启动前, B 区深度 1 m 和 3 m 处的孔

隙水压力消散量分别达到 67.4, 58.2 kPa, 比 A 区的孔压消散量分别提高了 53.3%和 67%。增压系统启动后, B 区孔隙水压力消散程度增加, 表明增压系统能够促进孔隙水压力消散。

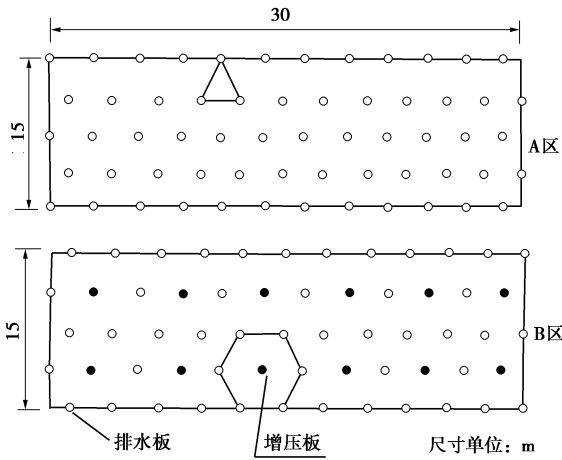
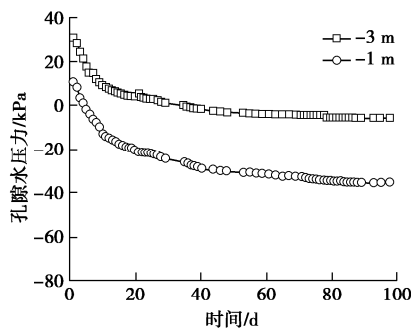
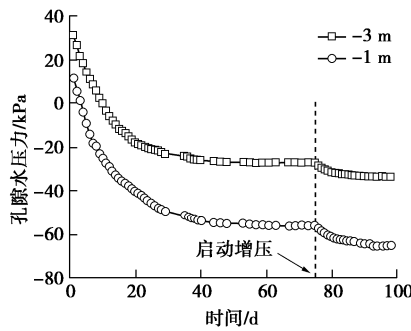


图 53 现场试验布置图

Fig. 53 Layout of in-situ test site



(a) A区



(b) B区

图 54 不同深度孔隙水压力的变化

Fig. 54 Variation of pore water pressure at different depths

b) 沉降量变化分析

图 55 为两个区域地表沉降量的变化规律。可以看出, 随着时间的增加, 地表沉降增加。由于整体式排水板、密闭接头和密闭管路的影响, B 区地表沉降要大于 A 区的情况。增压后, B 区地表沉降量增加了 78.7 mm, 占总沉降量的 6.24%。A 区地表沉降量仅增加 2.9 mm。B 区这一时期累积的地表沉降量是 A 区的 2.5 倍。在深度 2.5m 处, B 区土体沉降量是 A 区的 3.5

倍, 表明增压式真空预压技术适合于深层土体的加固。

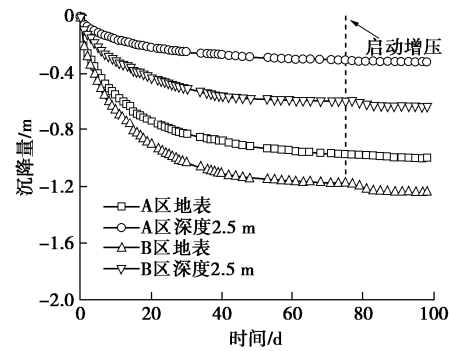


图 55 两个区域的地表沉降量随时间变化曲线

Fig. 55 Variation of surface settlements in two zones

c) 含水率和十字板剪切强度沿深度变化分析

图 56 给出了加固后的含水率分布规律。可以看出, 加固后两个区域的含水率有着大幅度降低, 且 B 区平均最终含水率比 A 区的降低了约 8.5%, 同样, B 区平均十字板剪切强度比 A 区的提高了约 50% (图 57), 表明增压式真空预压的加固效果十分显著。

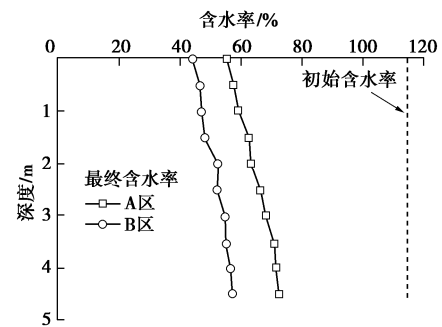


图 56 A 区和 B 区初始和加固后的土体含水率曲线

Fig. 56 Initial and post-soil improvement water content profiles for Zone A and Zone B

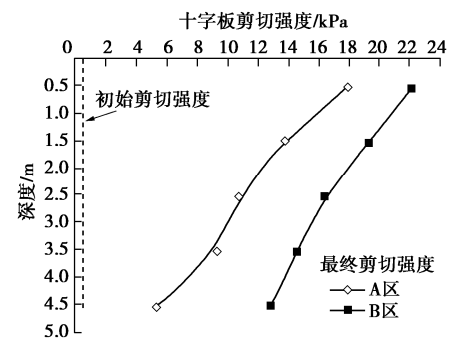


图 57 A 区和 B 区初始和加固后的土体十字板剪切强度曲线

Fig. 57 Initial and post-soil improvement vane shear strength profiles for Zone A and Zone B

4.4 絮凝-真空预压技术

向吹填淤泥中掺入絮凝剂能增强其渗透性。Lin 等<sup>[89]</sup>通过掺入 FeCl<sub>3</sub> 溶液对污泥进行絮凝处理, 并联合真空预压法快速降低含水率, 提高土体固结速率。武亚军等<sup>[71]</sup>、Lei 等<sup>[73]</sup>、Liu 等<sup>[90]</sup>将 PAM (聚丙烯酰胺)

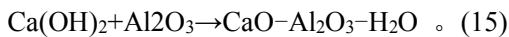
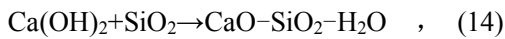
作为添加剂, 结果表明PAM化学处理后缓解了排水板周围的淤堵程度, 有助于孔隙水压力的消散, 从而提高了固结效率。课题组研发了石灰-APAM复合絮凝剂, 并通过现场试验进一步研究复合絮凝剂对真空固结效果的影响。

(1) 单一絮凝剂掺入比优化试验分析

试验装置见图 38, 模型桶内径为 300 mm, 高度为 400 mm。综合处理效果, 絮凝剂材料用量、价格等因素考虑, 本研究选用石灰作为絮凝剂, 掺入比(占干重比)分别是 0%, 1%, 1.5%, 2%和 2.5%。

a) 排水量随时间变化规律

图 58 显示了排水量随时间的变化趋势。在试验初期, 石灰处理过土样的排水速率较快, 且在 80 h 内达到稳定值, 明显快于未处理的淤泥土样, 尤其是掺入比 2%的淤泥, 48 h 内停止排水。此外, 在石灰掺入比 1%~2%范围内, 排水量随着掺入比的增大而增大。这是由于石灰掺入后, 土颗粒絮凝形成团粒结构, 土体渗透性增大<sup>[91-92]</sup>。然后随着掺入量的继续增加, 土体渗透系数反而降低<sup>[93-94]</sup>, 这是由于石灰与土体发生硬凝反应引起的:



由式(14), (15)得知, 反应生成水化硅酸钙(CSH)和水化铝酸钙(CAH)等胶结物, 充填于团粒间的孔隙, 堵塞排水孔道和减少水流, 并将部分水锁在土体中<sup>[95-97]</sup>。所以尽管排水速率增加, 掺入比 2.5%的土体排水量最小。

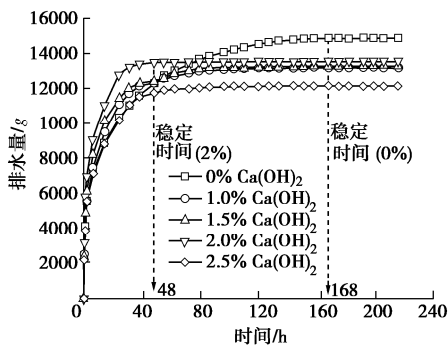


图 58 不同石灰掺量下排水量随时间变化曲线

Fig. 58 Variation of discharged water with time under various lime contents

b) 十字板剪切强度沿深度变化规律

图 59 显示不同掺入比下的十字板剪切强度沿深度变化曲线。在掺入比 0~2%范围内, 十字板剪切强度随掺入比增加而增大。掺入比 1.5%的土体十字板剪切强度比掺入比 2.0%的情况略微降低了 7.7%。此后随着掺入比增加到 2.5%, 十字板剪切强度呈下降趋

势。虽然掺入比 2%的土体十字板强度最大, 但是考虑尾水直接排放等因素, 因此吹填淤泥的最优掺入比建议为 1.5%。

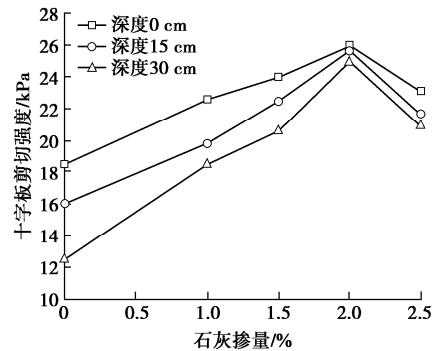


图 59 不同石灰含量十字板强度随深度变化曲线

Fig. 59 Variation of vane shear strength with depth under various lime contents

(2) 复合絮凝剂掺入比优化试验分析

在上述单一絮凝剂的基础上, 提出了一种更为有效的絮凝剂: 复合絮凝剂(石灰(Ca(OH)<sub>2</sub>)和阴离子聚丙烯酰胺(APAM)), 这种复合絮凝剂的工作机理是溶解在孔隙水的钙离子通过置换土颗粒表面的单价阳离子, 使得土颗粒表面扩散层厚度变薄进而产生絮凝、凝聚而形成团粒<sup>[91-93]</sup>, 并通过长分子链的 APAM 的官能团吸附土颗粒并架桥成较大的团粒, 从而增加孔隙率和渗透性, 提高真空固结效率<sup>[71-73]</sup>。对照组采用掺入比 1.5%的 Ca(OH)<sub>2</sub> 处理。另外 5 组额外增加的 APAM 掺入比分别为 0.025%, 0.05%, 0.075%, 0.1%, 0.125%, 研究复合絮凝剂对排水板淤堵特性的影响。

图 60 显示十字板剪切强度沿深度变化规律。从图中看出, 经复合絮凝剂预处理后, 十字板剪切强度都得到了大幅度提高。当 APAM 掺入比为 0.1%时, 土体十字板剪切强度最大。当 APAM 含量超过 0.1%时, 由于电荷中和和作用导致颗粒间排斥力增加, 使得土体颗粒间黏结作用减弱, 最终导致土样的十字板剪切强度下降。因此, 认为 APAM 的最优掺入比为 0.1%。

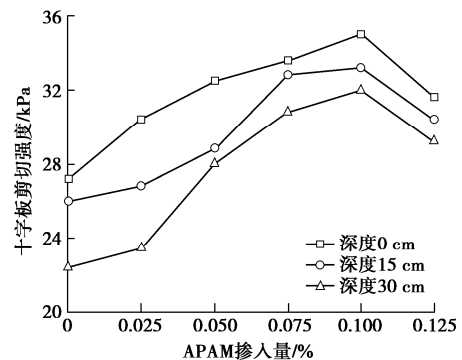


图 60 不同 APAM 掺量下十字板剪切强度

Fig. 60 Vane shear strengths at different doses of APAM

(3) 絮凝-真空预压法工程实践

工程场地位于温州龙湾二期(瓯飞起步区) #3 围垦区。在吹填场地内开挖现场试验模型池, 模型池平均深度 4 m, 60 m (长) × 45 m (宽)。试验场地淤泥采用来自于附近海域的淤泥土, 含水率为 170%。

絮凝搅拌系统主要由淤泥泵、絮凝剂入料系统以及淤泥-絮凝剂搅拌系统组成, 见图 61。现场实施阶段通过淤泥进口和絮凝剂进口流量控制来实现絮凝剂的添加。絮凝浆液的水灰比 1 : 10, 复合絮凝剂的掺入比为 Ca(OH)<sub>2</sub>1.5%+APAM 0.1% (与干土质量比), 通过管道输送到试验区域, 接着开展真空预压处理。通过沉降量、十字板剪切强度、锥头阻力和平板载荷试验测试分析进一步验证絮凝-真空预压的加固效果。

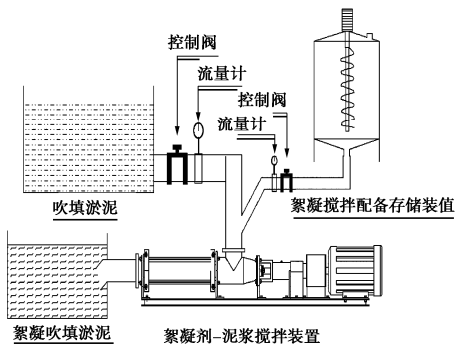


图 61 絮凝搅拌装置

Fig. 61 Device of flocculation and mixing

a) 沉降量变化分析

地表沉降量随时间变化曲线如图 62 所示, 累计沉降为 621 mm。真空预压初期, 地表沉降速率较大, 与时间几乎成线性关系, 说明对吹填淤泥的处理效果明显。真空 44 d 后, 沉降速率降低, 并在 60 d 左右基本趋于稳定。而未对土体进行絮凝预处理的工程<sup>[40]</sup>, 一般沉降量稳定时间接近 90 d。因此, 通过掺入复合絮凝剂对土体进行预处理, 可以大幅缩短处理时间。

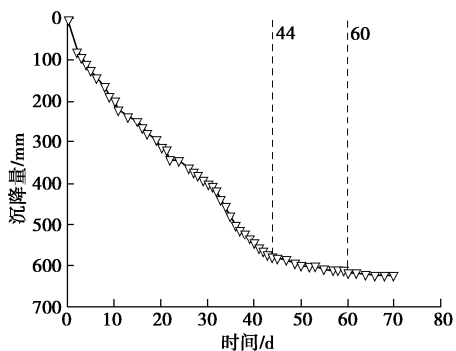


图 62 地表沉降量变化曲线

Fig. 62 Variation of surface settlement

b) 十字板剪切强度沿深度分布规律

图 63 显示十字板剪切强度随深度变化曲线。可以

看出, 处理后距 PVD 径向距离 0.05 m 处的十字板剪切强度达到了 14.8~24.6 kPa, 说明土体絮凝后能较大幅度地提高真空预压加固效果。

c) 锥头阻力沿深度分布规律

图 64 为加固后土体锥头阻力随深度变化曲线, 在距 PVD 径向距离 0.1, 0.3 m 处的平均锥头阻力分别为 0.39, 0.27 MPa。可见土体絮凝后进行真空预压, 沿深度方向更加均匀。

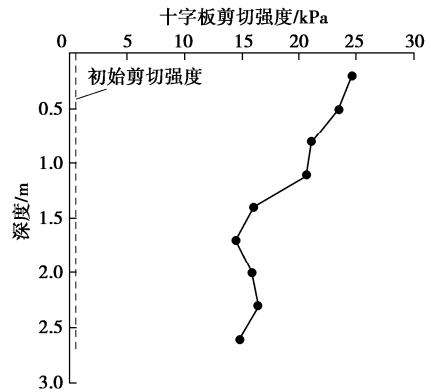


图 63 距 PVD 径向距离 0.05 m 处十字板强度随深度变化曲线

Fig. 63 Variation of vane shear strength at radial distance of 0.05 m with depth

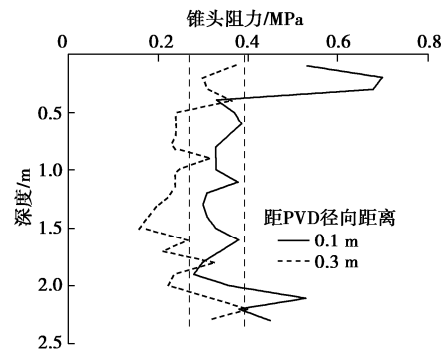


图 64 锥头阻力剖面图

Fig. 64 Cone resistance profiles

5 结 语

本文针对中国围海造地工程建设中的吹填淤泥地基处理关键问题, 发现了吹填淤泥初始含水率和液限对压缩-渗透性状的影响规律, 建立了吹填淤泥压缩过程中渗透系数的定量演化规律。揭示了吹填淤泥真空预压固结过程中的位移、应变发展规律, 提出了吹填淤泥真空预压固结机理, 描述了真空预压过程中土柱产生、发展的过程。结合该过程, 建立了吹填淤泥真空预压大应变固结计算模型并首次进行了求解, 基于不均匀应变假定提出了土柱区和非土柱区固结计算公式, 获得了不同边界真空度时空变化下的固结规律, 建立了考虑土柱影响的吹填淤泥真空预压固结计算方

法, 为吹填淤泥真空预压地基处理设计、计算提供了依据和方法。研发了排水板优选、分级真空预压、增压真空预压和絮凝-真空预压等一系列防淤堵、促固结技术, 应用于工程实践, 取得了良好的社会、经济效益。

随着中国沿海地区城市化进程的推进和“一带一路”的建设, 越来越多的围海造地工程需要进行地基处理。希望本文所取得的各项研究成果, 能够为吹填淤泥地基处理研究、设计、施工提供科学依据和技术支持, 为经济发展和社会进步做出贡献。本文不当之处望批评指正。

**致谢:** 感谢土力学和岩土工程界各位同行的信任, 让我有幸成为今年黄文熙讲座的主讲人; 本文研究和撰写过程中得到了浙江工业大学土木工程学院孙宏磊教授、曾玲玲教授、潘晓东副教授、史吏副教授、徐山琳博士后, 温州大学建筑工程学院王军教授、王鹏教授、符洪涛副教授等的大力帮助, 也部分反映了课题组的研究成果。

笔者的相关研究生论文成果是本文的主要基础, 这些研究生包括翁振奇、刘斯杰、何自立、陆靖凌、陆逸、张皓、朱彦臻。感谢国家自然科学基金委对笔者相关研究的持续支持。

#### 参考文献:

- [1] KJELLMAN W. Consolidation of clay soil by means of atmospheric pressure[C]// Proc Conf on Soil Stabilization, MIT, 1952: 258 - 263.
- [2] HOLTZ R D, JAMIOLKOWSKI M B, LANCELLOTTA R, et al. Prefabricated Vertical Drains: Design and Performance[M]. 1991.
- [3] BERGADO D T, MANIVANNAN R, BALASUBRAMANIAM A S. Filtration criteria for prefabricated vertical drain geotextile filter jackets in soft Bangkok clay[J]. Geosynthetics International, 1996, **3**(1): 63 - 83.
- [4] CHU J, YAN S W, YANG H. Soil improvement by the vacuum preloading method for an oil storage station[J]. Géotechnique, 2000, **50**(6): 625 - 632.
- [5] YAN S W, CHU J. Soil improvement for a storage yard using the combined vacuum and fill preloading method[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2005, **42**(4): 1094 - 1104.
- [6] SHEN S L, CHAI J C, HONG Z S, et al. Analysis of field performance of embankments on soft clay deposit with and without PVD-improvement[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2005, **23**(6): 46 - 485.
- [7] CHAI J, MIURA N, BERGADO D T. Preloading clayey deposit by vacuum pressure with cap-drain: analyses versus performance[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2008, **26**(3): 220 - 230.
- [8] CHAI J C, HONG Z S, SHEN S L. Vacuum-drain consolidation induced pressure distribution and ground deformation[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2010, **28**(6): 525 - 535.
- [9] FU H, CAI Y, WANG J, et al. Experimental study on the combined application of vacuum preloading-variable-spacing electro-osmosis to soft ground improvement[J]. Geosynthetics International, 2017, **24**(1): 72 - 81.
- [10] CAI Y Q, XIE Z W, WANG J, et al. New approach of vacuum preloading with booster prefabricated vertical drains (PVDs) to improve deep marine clay strata[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2018, **55**(10): 1359 - 1371.
- [11] ABUEL-NAGA H M, BERGADO D T, GNIEL J. Design chart for prefabricated vertical drains improved ground[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2015, **43**(6): 537 - 546.
- [12] ZHOU Y, CHAI J C. Equivalent 'smear' effect due to non-uniform consolidation surrounding a PVD[J]. Géotechnique, 2017, **67**(5): 410 - 419.
- [13] WANG P, HAN Y, ZHOU Y, et al. Apparent clogging effect in vacuum-induced consolidation of dredged soil with prefabricated vertical drains[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2020, **48**(4): 524 - 531.
- [14] 鲍树峰, 娄炎, 董志良, 等. 新近吹填淤泥地基真空固结失效原因分析及对策[J]. 岩土工程学报, 2014, **36**(7): 1350 - 1359. (BAO Shu-feng, LOU Yan, DONG Zhi-liang, et al. Causes and counter measures for vacuum consolidation failure of newly-dredged mud foundation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, **36**(7): 1350 - 1359. (in Chinese))
- [15] CAI Y Q, QIAO H H, WANG J, et al. Experimental tests on effect of deformed prefabricated vertical drains in dredged soil on consolidation via vacuum preloading[J]. Engineering Geology, 2017, **222**: 10 - 19.
- [16] ZENG L L, CAI Y Q, CUI Y J, et al. Hydraulic conductivity of reconstituted clays based on intrinsic compression[J]. Géotechnique, 2020, **70**(3): 268 - 275.
- [17] HONG Z S, ONITSUKA K. A method of correcting yield stress and compression index of Ariake clays for sample disturbance[J]. Soils and Foundations, 1998, **38**(2): 211 - 222.
- [18] 施建勇, 雷国辉, 艾英铎, 等. 关于真空预压沉降计算的研究[J]. 岩土力学, 2006, **27**(3): 365 - 368. (SHI Jian-yong,

- LEI Guo-hui, AI Ying-bo, et al. Research of settlement calculation for vacuum preloading[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2006, **27**(3): 365 - 368. (in Chinese))
- [19] LIU J, LEI H, ZHENG G, et al. Laboratory model study of newly deposited dredger fills using improved multiple-vacuum preloading technique[J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2017, **9**(5): 924 - 935.
- [20] ZHAN X J, LIN W A, ZHAN L T, et al. Field implementation of FeCl<sub>3</sub>-conditioning and vacuum preloading for sewage sludge disposed in a sludge lagoon: a case study[J]. *Geosynthetics International*, 2015, **22**(4): 327 - 338.
- [21] NGUYEN T T, INDRARATNA B, RUJIKIATKAMJORN C. An analytical evaluation of radial consolidation with respect to drain degradation[C]// Sixth International Conference on Geotechnique, Construction Materials and Environment, 2016, Bangkok.
- [22] KIM R, HONG S J, LEE M J, et al. Time dependent well resistance factor of PVD[J]. *Marine Georesources and Geotechnology*, 2011, **29**(2): 131 - 144.
- [23] CHAI J C, CARTER J P, HAYASHI S. Ground deformation induced by vacuum consolidation[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2005, **131**(12): 1552 - 1561.
- [24] 唐彤芝, 黄家青, 关云飞, 等. 真空预压加固吹填淤泥土现场试验研究[J]. *水运工程*, 2010(4): 115 - 122. (TANG Tong-zhi, HUANG Jia-qing, GUAN Yun-fei, et al. Experimental study on dredged fill sludge improved by vacuum preloading[J]. *Port & Waterway Engineering*, 2010(4): 115 - 122. (in Chinese))
- [25] DENG Y F, LIU L, CUI Y J, et al. Colloid effect on clogging mechanism of hydraulic reclamation mud improved by vacuum preloading[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2019, **56**(5): 611 - 620.
- [26] ZHAO C, KOSEKO J, LIU W. Local deformation behaviour of saturated silica sand during undrained cyclic torsional shear tests using image analysis[J]. *Géotechnique*, 2020, **70**(7): 621 - 629.
- [27] BOWMAN A J, HAIGH S K. Subsurface deformation mechanisms beneath a flexible pavement using image correlation[J]. *Géotechnique*, 2019, **69**(7): 627 - 637.
- [28] FRANZA A, MARSHALL A M, ZHOU B, et al. Greenfield tunnelling in sands: the effects of soil density and relative depth[J]. *Géotechnique*, 2019, **69**(4): 1 - 25.
- [29] WHITE D J, TAKE W A, BOLTON M D. Soil deformation measurement using particle image velocimetry (PIV) and photogrammetry[J]. *Géotechnique*, 2003, **53**(7): 619 - 631.
- [30] HARDY R A, JAMES M R, PATES J M, et al. Using real time particle tracking to understand soil particle movements during rainfall events[J]. *Catena*, 2017, **150**: 32 - 38.
- [31] CHENG Z, WANG J. A particle-tracking method for experimental investigation of kinematics of sand particles under triaxial compression[J]. *Powder Technology*, 2018:S003259101731029X.
- [32] LI J F, CHEN H, YUAN X Q, et al. Analysis of the effectiveness of the step vacuum preloading method: a case study on high clay content dredger fill in Tianjin, China[J]. *Journal of Marine Science and Engineering*, 2020, **8**(1): 38.
- [33] FANG Y G, GUO L F, HUANG J W. Mechanism test on inhomogeneity of dredged fill during vacuum preloading consolidation[J]. *Marine Georesources & Geotechnology*, 2019, **37**(8): 1007 - 1017.
- [34] TERZAGHI K, PECK R B, MESRI G. *Soil Mechanics in Engineering Practice*[M]. New York: John Wiley & Sons, 1996.
- [35] OUELLETTE N T, XU H, BODENSCHATZ E. A quantitative study of three-dimensional Lagrangian particle tracking algorithms[J]. *Experiments in Fluids*, 2006, **40**(2): 301 - 313.
- [36] LIU S J, CAI Y Q, SUN H L, et al. Consolidation considering clogging effect under uneven strain assumption[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2021, **21**(1): 04020239.
- [37] 蔡袁强, 周岳富, 王鹏, 等. 考虑淤堵效应的疏浚淤泥真空固结沉降计算[J]. *岩土力学*, 2020, **41**(11): 1 - 10. (CAI Yuan-qiang, ZHOU Yue-fu, WANG Peng, et al. Calculation on settlement of dredged slurry treated by vacuum preloading method with consideration of clogging effects[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2020, **41**(11): 1 - 10. (in Chinese))
- [38] 沈杰. 高含水率疏浚淤泥真空预压室内模型试验研究[D]. 南京: 东南大学, 2015. (SHEN Jie. Laboratory Model Test of Vacuum Preloading on Dredged Clays at High Initial Water Contents[D]. Nanjing: Southeast University, 2015. (in Chinese))
- [39] 娄晨晖. 排水板与初始含水率对真空预压加固吹淤泥效果及影响范围试验研究[D]. 温州: 温州大学, 2019. (LOU Chen-hui. Experimental on the Effect of PVDs and Initial Water Content on Vacuum Preloading Reinforcement and

- Range of Drainage Dredger Fill[D]. Wenzhou: Wenzhou University, 2019. (in Chinese))
- [40] WANG J, CAI Y Q, MA J J, et al. Improved vacuum preloading method for consolidation of dredged clay-slurry fill[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2016, **142**(11): 1 - 5.
- [41] 程建远, 袁俊俊. 不同排水板布置方式真空预压现场试验研究[J]. *中国水运(下半月)*, 2020, **20**(4): 259 - 261. (CHEN Jian-yuan, YUAN Jun-jun. Field test on vacuum preloading with different drainage arrangements[J]. *China Water Transport*, 2020, **20**(4): 259 - 261. (in Chinese))
- [42] BARRON RA. Consolidation of fine-grained soils by drain wells[J]. *ASCE Transactions*, 1948, **113**: 718 - 754.
- [43] 谢康和, 曾国熙. 等应变条件下的砂井地基固结解析理论[J]. *岩土工程学报*, 1989, **11**(2): 3 - 17. (XIE Kang-he, ZENG Guo-xi. Consolidation theories for drain wells under equal strain condition[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1989, **11**(2): 3 - 17. (in Chinese))
- [44] 沈珠江, 陆舜英. 软土地基真空排水预压的固结变形分析[J]. *岩土工程学报*, 1986, **8**(3): 7 - 15. (SHEN Zhu-jiang, LU Shun-ying. Analysis of consolidation and deformation of soft subsoil under vacuum[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1986, **8**(3): 7 - 15. (in Chinese))
- [45] HANSBO S. Consolidation of fine-grained soils by prefabricated drains[C]// *Proc 10th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, 1981, Stockholm.
- [46] GIBSON R E, SCHIFFMAN R L, CARGILL K W. The theory of one-dimensional consolidation of saturated clays: II finite nonlinear consolidation of thick homogeneous layers[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1981, **18**(2): 280 - 293.
- [47] YOSHIKUNI H, NAKANODO H. Consolidation of soils by vertical drain wells with finite permeability[J]. *Soils and Foundations*, 1974, **14**(2): 35 - 46.
- [48] LEI H, LU H, LIU J, et al. Experimental study of the clogging of dredger fills under vacuum preloading[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2017, **17**(12): 04017117.
- [49] TERZAGHI, KARL. *Theoretical Soil Mechanics*[M]. New York: John Wiley & Sons, Inc, 1943.
- [50] GIBSON R E, ENGLAND G L, HUSSEY M J L. The Theory of one-dimensional consolidation of saturated clays: I finite non-linear consolidation of thin homogeneous layers[J]. *Géotechnique*, 1967, **17**(3): 261 - 273.
- [51] 江辉煌, 赵有明, 刘国楠, 等. 砂井地基的大变形固结[J]. *岩土工程学报*, 2011, **33**(2): 302 - 308. (JIANG Hui-huang, ZHAO You-ming, LIU Guo-nan, et al. Large strain consolidation of soft ground with vertical drains[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2011, **33**(2): 302 - 308. (in Chinese))
- [52] GENG X, YU H S. A large-strain radial consolidation theory for soft clays improved by vertical drains[J]. *Géotechnique*, 2017, **67**(11): 1020 - 1028.
- [53] 鲍树峰, 莫海鸿, 董志良, 等. 新近吹填淤泥地基负压传递特性及分布模式研究[J]. *岩土力学*, 2014, **35**(12): 3569 - 3576. (BAO Shu-feng, MO Hai-hong, DONG Zhi-liang, et al. Research on transfer properties and distribution model of negative pressure in fresh hydraulic reclamation muck foundation[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2014, **35**(12): 3569 - 3576. (in Chinese))
- [54] DENG Y, LIU L, CUI Y J, et al. Colloid effect on clogging mechanism of hydraulic reclamation mud improved by vacuum preloading[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2019, **56**(5): 611 - 620.
- [55] CHAI J C, MIURA N. Investigation of factors affecting vertical drain behavior[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 1999, **125**(3): 216 - 226.
- [56] 沈洪忠. 低位真空预压软土地基加固技术在温州的应用[J]. *市政技术*, 2003(3): 35 - 38. (SHEN Hong-zhong. Application of low-position vacuum preloading soft soil foundation reinforcement technology in Wenzhou[J]. *Municipal Technology*, 2003(3): 35 - 38. (in Chinese))
- [57] 李丽慧. 立体式真空降水法分层加固吹填土的可行性研究[J]. *岩土工程学报*, 2002, **24**(4): 522 - 524. (LI Li-hui. The feasibility study of three-dimensional vacuum precipitation method to strengthen dredger fill in layers[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2002, **24**(4): 522 - 524. (in Chinese))
- [58] 韦剑锋. 天津市滨海新区吹填土工程处理现状及技术改进试验研究——吹填土水平辐射真空排水固结技术初探[J]. *工程勘察*, 2008(6): 20 - 23. (WEI Jian-feng. Tianjin Binhai New area dredger fill engineering treatment status quo and technical improvement test research: a preliminary study on horizontal radiation vacuum drainage consolidation technology of dredger fill[J]. *Engineering Investigation*, 2008(6): 20 - 23. (in Chinese))
- [59] 刘松玉, 韩文君, 章定文, 等. 劈裂真空法加固软土地基试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2012, **34**(4): 591 - 599. (LIU Song-yu, HAN Wen-jun, ZHANG Ding-yi, et al. Experimental study on soft soil foundation reinforcement by

- split vacuum method[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(4): 591 - 599. (in Chinese))
- [60] YUAN X Q, WANG Q, CHEN H. Laboratory Test on Dredger Fill Reinforced by Hierarchical Vacuum Preloading[C]// Multimedia Technology (ICMT), 2011 International Conference, 2011, Hangzhou.
- [61] 苑晓青, 王清, 孙铁. 分级真空预压法加固吹填土过程中孔隙分布特征[J]. 吉林大学学报(地球科学版), 2012, **42**(1): 169 - 176. (YUAN Xiao-qing, WANG Qing, SUN Tie. Pore distribution characteristics in the process of consolidation of dredger fill with stepped vacuum preloading method[J]. Journal of Jilin University (Earth Science Edition), 2012, **42**(1): 169 - 176. (in Chinese))
- [62] LEI H Y, QI Z Y, ZHANG Z P. New vacuum-preloading technique for ultrasoft-soil foundations using model tests[J]. International Journal of Geomechanics, ASCE, 2017, **17**(9): 04017049.
- [63] LIU J J, LEI H Y, FENG S X, et al. Improved synchronous and alternate vacuum preloading method on newly dredger fills: laboratory model study[J]. International Journal of Geomechanics, ASCE, 2018, **18**(8): 04018086.
- [64] 孙立强, 闫瀚旺, 李伟, 等. 超软土真空预压室内模型试验研究[J]. 岩土力学, 2011, **32**(4): 984 - 990. (SUN Li-qiang, YAN Shu-wang, LI Wei, et al. Study of super-soft soil vacuum preloading model test[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, **32**(4): 984 - 990. (in Chinese))
- [65] WANG J, CAI Y Q, FU H T, et al. Experimental study on the dredged fill ground improved by a two-staged vacuum preloading method[J]. Soils and Foundations, 2018, **58**(3): 766 - 775.
- [66] ZHEN G, YAN X, ZHOU H, et al. Effects of calcined aluminum salts on the advanced dewatering and solidification/stabilization of sewage sludge[J]. Journal of Environmental Science, 2011, **23**(7): 1225 - 1232.
- [67] THAPA K B, QI Y, CLAYTON S A, et al. Lignite aided dewatering of digested sewage sludge[J]. Water Resources 2009, **43**: 623 - 634.
- [68] 刘莹, 王清. 水泥与生石灰处理吹填土对比试验研究[J]. 工程地质学报, 2006, **14**(3): 424 - 429. (LIU Ying, WANG Qing. Laboratory model tests on consolidation of hydraulic fills treated with lime or cement additives[J]. Journal of Engineering Geology, 2006, **14**(3): 424 - 429. (in Chinese))
- [69] 胡挺, 武亚军, 徐方. 氢氧化钙与聚丙烯酰胺对高含水率淤泥固结的影响[J]. 长江科学院院报, 2018, **35**(8): 95 - 101. (HU Ting, WU Ya-jun, XU Fang. Effect of calcium hydroxide and anionic polyacrylamide on consolidation of slurry of high water content[J]. Journal of Yangtze Riverscientific Research Institute, 2018, **35**(8): 95 - 101. (in Chinese))
- [70] QUANG N D, CHAI J C. Permeability of lime-and cement-treated clayey soils[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2015, **52**(9): 1221 - 1227.
- [71] 武亚军, 陆逸天, 牛坤, 等. 药剂真空预压法处理工程废浆试验[J]. 岩土工程学报, 2016, **38**(8): 1365 - 1373. (WU Ya-jun, LU Yi-tian, NIU Kun, et al. Experimental study on solid-liquid separation of construction waste slurry by additive agent-combined vacuum preloading[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, **38**(8): 1365 - 1373. (in Chinese))
- [72] WU Y J, KONG G Q, LU Y T, et al. Experimental study on vacuum preloading with flocculation in waste slurry improvement[J]. Geomechanics and Engineering, 2017, **13**(2): 319 - 331.
- [73] LEI H Y, XU Y G, LI X, et al. Effect of polyacrylamide on improvement of dredger fill with vacuum preloading method[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2019, **31**(9): 04019193.
- [74] CAI Y Q, QIAO H H, WANG J, et al. Experimental tests on effect of deformed prefabricate dverticaldrainsindredged soil on consolidation via vacuum preloading[J]. Engineering Geology, 2017, **222**: 10 - 19.
- [75] 王宏伟. 不同排水板滤膜在地基固结中的对比研究[D]. 天津: 天津大学, 2009. (WANG Hong-wei. Comparative Study of Different Drainage Plate Filter Membranes in Foundation Consolidation[D]. Tianjin: Tianjin University, 2009. (in Chinese))
- [76] 丁长生. 天津临港工业区真空预压试验及塑料排水板保土性研究[D]. 天津: 天津大学, 2012. (DING Chang-sheng. Vacuum Preloading Test of Tianjin Lingang Industrial Zone and Research On Soil Retention of Plastic Drainage Board[D]. Tianjin: Tianjin University, 2012. (in Chinese))
- [77] WANG J, YANG Y L, FU H T, et al. Improving consolidation of dredged slurry by vacuum preloading using PVDs with varying filter pore sizes[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2020, **57**(2): 294 - 303.
- [78] 乐超, 徐超, 吴雪峰, 等. 两种塑料排水板滤膜淤堵特性试验研究[J]. 岩土力学, 2014, **35**(9): 2529 - 2534. (LE



- Chao, XU Chao, WU Xue-feng, et al. Experimental research on clogging characteristic of two types of PVD filters[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2014, **35**(9): 2529 - 2534. (in Chinese))
- [79] CARROLL R G. Geotextile Filter Criteria[R]. Washington D C: Transportation Research Board, 1983: 46 - 53.
- [80] CHU J, BO M W, CHOA V. Practical considerations for using vertical drains in soil improvement projects[J]. *Geotextiles & Geomembranes*, 2004, **22**(1): 101 - 117.
- [81] American Society for Testing and Materials(ASTM). Standard Test Method for Measuring the Soilgeotextile Clogging Potential by the Gradient Ratio: D5101-01[S]. 2003.
- [82] INDRARATNA B, SATHANANTHAN I, RUJIKIATKAMJORN C, et al. Analytical and numerical modeling of soft soil stabilized by prefabricated vertical drains incorporating vacuum preloading[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2005, **5**(2): 114 - 124.
- [83] 徐 锴, 林生法, 耿之周. 真空加载方式对排水板滤膜淤堵影响试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2016, **38**(增刊 2): 123 - 129. (XU Kai, LIN Sheng-fa, GENG Zhi-zhou. Experimental study on the influence of vacuum loading method on the clogging of drainage plate filter membrane[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2016, **38**(S2): 123 - 129. (in Chinese))
- [84] LIU J J, LEI H Y, ZHENG G. Laboratory model study of newly deposited dredger fills using improved multiple-vacuum preloading technique[J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2017, **9**(5): 924 - 935.
- [85] 金亚伟, 金亚军, 蒋君南, 等. 增压式真空预压固结处理软土地基/尾矿渣/湖泊淤泥的方法: CN101418566[P]. 2009-04-29. (JIN Ya-wei, JIN Ya-jun, JIANG Jun-nan, et al. The Treatment Method for Soft Soil Foundation/Tailing Slag/Lake Silt by Air-Booster Vacuum Preloading: CN101418566[P]. 2009-04-29. (in Chinese))
- [86] 朱 平, 孙立强, 闫澍旺, 等. 可控通气真空预压室内模型试验及其机制分析[J]. *岩石力学与工程学报*, 2011, **30**(增刊 1): 3041 - 3148. (ZHU Ping, SUN Li-qiang, YAN Shu-wang, et al. Laboratory model test and mechanism analysis of controlled ventilation vacuum precompression[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2011, **30**(S1): 3041 - 3148. (in Chinese))
- [87] 沈宇鹏, 余 江, 刘 辉, 等. 增压式真空预压处理站场软基效果试验研究[J]. *铁道学报*, 2011, **33**(5): 97 - 103. (SHEN Yu-peng, YU Jiang, LIU Hui, et al. Experimental study on the effect of pressurized vacuum preloading treatment of station yard soft foundation[J]. *Journal of the China Railway Society*, 2011, **33**(5): 97 - 103. (in Chinese))
- [88] 沈宇鹏, 冯瑞玲, 余 江, 等. 增压式真空预压处理软基的加固机理[J]. *吉林大学学报(地球科学版)*, 2012, **42**(3): 792 - 797. (SHEN Yu-peng, FENG Rui-ling, YU Jiang, et al. Strengthening mechanism of pressurized vacuum preloading treatment of soft foundation[J]. *Journal of Jilin University (Earth Science Edition)*, 2012, **42**(3): 792 - 797. (in Chinese))
- [89] LIN W A, ZHAN X, ZHAN T L, et al. Effect of FeCl<sub>3</sub>-conditioning on consolidation property of sewage sludge and vacuum preloading test with integrated PVDs at the Changan landfill, China[J]. *Geotextiles and Geomembranes*, 2014, **42**: 181 - 190.
- [90] LIU F Y, WU W Q, FU H T, et al. Application of flocculation combined with vacuum preloading to reduce river-dredged sludge[J/OL]. *Marine Georesources & Geotechnology*, 2019. DOI:10.1080/1064119X.2018.1564092.
- [91] WANG J, NI J F, CAI Y Q, et al. Combination of vacuum preloading and lime treatment for improvement of dredged fill[J]. *Engineering Geology*, 2017, **227**: 149 - 158.
- [92] RAJASEKARAN G, RAO S N. Permeability characteristics of lime treated marine clay[J]. *Ocean Engineering*, 2002, **29**(2): 113 - 127.
- [93] ALHASSAN M. Permeability of lateritic soil treated with lime and rice husk ash[J]. *Assumption University Journal of Thailand*, 2008, **12**(2): 115 - 120.
- [94] ONITSUKA K, MODMOLTIN C, KOUNO M. Investigation on microstructure and strength of lime and cement stabilized Ariake clay[J]. *Rep Fac Sci Eng Saga Univ*, 2001, **30**: 49 - 63.
- [95] LE RUNIGO B, CUISINER O, CUI Y J, et al. Impact of initial state on the fabric and permeability of alime-treated silt under long-term leaching[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2009, **46**(11): 1243 - 1257.
- [96] RAJASEKARAN G, MURALI K, SRINIVASARAGHAVAN R. Fabric and mineralogical studies on lime treated marine clays[J]. *Ocean Engineering*, 1997, **24**(3): 227 - 234.
- [97] WANG J, HUANG G, FU H T, et al. Vacuum preloading combined with multiple-flocculant treatment for dredged fill improvement[J]. *Engineering Geology*, 2019, **259**: 105194.