

文章编号:

刚性基础下复合地基褥垫层细观工作机制

芮 瑞^{1*}, 孙 义¹, 朱 勇², 吴端正¹, 夏元友¹

(1. 武汉理工大学土木工程与建筑学院, 湖北武汉, 430070;

2. 中国科学院武汉岩土力学研究所 岩土力学与工程国家重点实验室, 湖北武汉, 430071)

摘 要: 垫层是保证变形协调、实现复合地基荷载合理分配的关键组件, 其细观工作机制的认识还不够深入, 参数选取主要依赖经验。为了进一步揭示垫层协调工作机制, 利用自制试验装置进行了 3 种不同填料高度下的砂垫层可视化平面应变试验。结合 2D DEM 数值正交试验, 揭示了不同尺寸参数组合下垫层的 3 种变形形态及其细观力链分布特征, 指出变形形态与垫层相对厚度(厚度与桩间净距的比值)有关, 并提出了按相对厚度控制垫层参数选取的建议。同时, 通过垫层细观工作机制分析, 提出垫层协调性能的评价指标, 利用正交试验分析得到了垫层厚度与桩间净距是影响垫层变形协调能力的显著因素, 给出了指标的取值上限值以指导垫层参数设计。

关 键 词: 褥垫层; 复合地基; 刚性基础; 工作机制; 模型试验

中图分类号: TU 472

文献标识码: A

Meso-scope Working Mechanism of Cushion of Composite Foundation under Rigid Slab

RUI Rui^{1*}, SUN Yi¹, ZHU Yong², WU Duan-zheng¹, XIA Yuan-you¹

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China; 2. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan, Hubei 430071, China)

Abstract: Cushion is the key component of composite foundation, which ensures the deformation coordination and rationality of load distribution between soils and piles. However, the meso-scope working mechanism of the cushion is not well investigated and the design parameters of cushion are mainly determined according to the experience. In order to reveal the coordination mechanism of the cushion, a test apparatus was designed to simulate the working of cushion in the composite foundation. Three visualized plane strain tests were carried out with different heights of the cushion. A series of 2D DEM simulations were tested with an orthogonal array. Both the model tests and simulation results showed the three similar patterns of deformation which related to the ratio of the cushion height and the net spacing of the piles. Meso-scope force chain distribution were also analyzed. In addition, a design suggestion of the cushion height was proposed by analyzing. Meanwhile, an index applied to assess the deformation coordination capability was presented. According to the variance analysis and range analysis, it was found that the height of the cushion and the net spacing of the piles are the significant factors which affect the deformation coordination capability. The upper limit value of the index was also explored and proposed to guide the design of cushion.

Key words: cushion; composite foundation; rigid slab; model test; working mechanism

1 引言

复合地基能够发挥桩间土的承载力, 可以获得较好的经济效益, 目前广泛的应用于高速铁路、房

建等领域。随着复合地基的发展, 各类半刚性桩^[1]、刚性桩^[2-4]也开始使用。在越来越多的采用高强度桩体, 各组成部分材料性质差异日益增大的今天, 复

收稿日期: 2017-07-30

基金项目: 国家自然科学基金项目(51208403);湖北省自然科学基金项目(2016CFB469);武汉市城建委科技计划项目(201639)

Supported by the National Natural Science Foundation of China(Grant No. 51208403); Natural Science Foundation of Hubei Province(Grant No.2016CFB469); Science and technology planning project of Wuhan Urban Construction Commission(Grant No. 201639);

作者简介: 芮瑞, 男, 1981 年生, 现任教授, 博士生导师, 主要从事岩土工程加固设计与理论、软土地基处理方面的研究与教学工作。E-mail: r.rui@whut.edu.cn; ruigrate@126.com.

合地基垫层的协调作用显得更为重要。国内学术界将垫层视作复合地基协调工作的核心,影响复合地基的破坏模式和承载力发挥^[5]。法国90年代开始大量采用的“Rigid Inclusions”(刚性增强体地基)考虑桩土协同工作,与复合地基设计理念类似。其设计指南(ASIRI)^[6]将垫层的协调工作归结为①基础与垫层之间相互作用和②垫层与桩及桩间土的相互作用两个方面。可见,褥垫层对刚性基础下复合地基各组件间协调工作的重要性是广泛的共识。

复合地基常采用“垫层刚度”来反映垫层的协调能力。合适的垫层刚度在满足垫层对复合地基变形协调的同时,可以合理的分配上部荷载。郑刚等人^[7]认为垫层协调工作存在两种极端情况:一是若垫层为绝对刚性,垫层就成为基础的一部分;二是若垫层为绝对柔性,则褥垫层又成为桩间土的一部分,则桩难以有效发挥承载力。认为出现第2种极端情况相对更为不利。俞建霖等人^[8]曾尝试考虑柔性基础下刚性桩地基的基础自身刚度,以及复合地基的基本参数,通过归一化得到了反映基础相对刚度的统一参数。不少学者尝试通过建立垫层破坏的力学模型,来推导垫层参数设计公式,主要发展了两类方法。第一种将垫层看作倒置的浅基础,借鉴地基极限承载力的计算模型。如池跃君等^[9]采用了Mandel和Salancon破坏模式,王年云^[10]采用Terzaghi破坏模式,王凤池等^[11]建议针对垫层较薄的情况,采用Mandel与Salancon整体破坏模式,较厚时采用Terzaghi破坏模式。另一种是基于“Trapdoor”理论发展起来的“虚拟桩”法,即假设桩顶以上存在一个与桩等截面的土柱和一个等沉面,以内外土柱的压缩量之差作为刺入量,并可计算桩土应力比。不论是刚性基础下复合地基垫层还是路堤下复合地基垫层与填料荷载传递,均有不少学者采用该方法^[12,13]。时至今日,刚性基础下复合地基的垫层设计仍然缺乏广泛认可的评价指标与理论,主要仍采用建议值法。

复合地基垫层材料一般散体砂石材料,垫层厚度是最为重要的设计参数之一,其取值主要依据现场监测与试验的总结。韩云山等^[14]在CFG桩复合地基承载力试验中采用了碎石+石屑、中粗砂以及碎石+中粗砂三种垫层,得出垫层宜取50~150mm厚;张伟丽等^[15]通过水泥土搅拌桩4桩复合地基静荷载试验,得出复合地基承载力在垫层厚度为400mm时达到最大值。史三元等人^[16]采用在30mm厚砂垫层上敷设0~200mm厚碎石垫层,作为复合地基荷载试验的垫层,所得承载力最大值为30mm

砂垫层+50mm碎石垫层的组合。可见,不同的地层条件、桩土尺寸条件与垫层材料下获得的垫层最优设计厚度存在差异。

垫层的工作机制研究方面,张东刚等人^[17]开展了将浅基础倒置的平板加载(模拟桩顶刺入)模型试验,分析了垫层颗粒的压密、挤出和压碎等作用。郑俊杰等人^[18]则基于郑刚等人^[7]的模型试验进行了FEM-DEM数值模拟,将颗粒垫层按位移场划分了3个区域,并分析了鼓胀、滑裂等现象。朱小军等人^[19]通过室内模型试验,利用数字测量技术,研究了单桩复合地基的碎石垫层工作机制与剪切破坏模式。但由于垫层变形直观观察与测试的困难,目前对垫层的协调工作机制还缺乏深入了解,有必要采用可视化试验与数值模拟等手段对垫层的工作机制进行深入的探索。

课题组自主开发了模型试验装置^[20],该模型试验装置采用平板下移模拟复合地基受荷后的桩间土受力下沉,采用粒子图像测速技术(PIV)^[21]作为测试手段,对垫层颗粒流动开展可视化测试。结合颗粒DEM模拟等手段,探讨刚性基础下复合地基的垫层细观变形协调工作机制,区分不同组合条件的垫层变形形态与细观力链特征,提出了合理的设计参数建议。同时,尝试建立垫层变形协调能力评价指标与方法,为垫层参数设计提供指导。

2 垫层工作特性模型试验

2.1 试验垫层材料制备

复合地基垫层常采用粗砂与碎石作为垫层材料。模型试验采用的缩尺试验,因此选取粒径更小的砂颗粒作为试验材料,确保其粒径与桩间净距比值不大于1/150,以免出现影响试验结果的尺寸效应。实际选用武汉市白沙洲砂厂所产江砂,去除云母后烘干,筛取粒径0.25~0.43mm的粒组备用。

测试得到试验用砂的颗粒比重为2.67。由于垫层颗粒一般压实程度较高,将试验用砂的相对密度 D_r 控制在85%,对应的干密度为1.688g/cm³。

2.2 模型试验箱装置

模型试验利用课题组自主开发的多沉陷门(Multi-trapdoor)模型试验箱,见图1。试验箱内部尺寸为1200mm(长)×300mm(宽)×800mm(高)。

试验箱内部下方设有16块可拆卸的活动挡板,每块宽度75mm,试验箱前后采用厚30mm的有机玻璃挡板。活动挡板可以按照一定的组合,或固定

在装置上, 或通过长螺栓与下方的沉降板连接, 在丝杆升降机的控制下产生向下移动, 以实现桩土相对位移的模拟。采用 PIV 实现对垫层颗粒的全场位移量测, 操作过程详见文献^[20]。

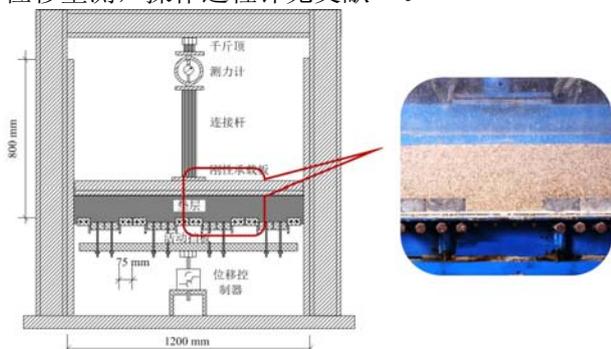


图 1 多沉降门试验箱装置图
Fig. 1 Multi-trapdoor test set-up

2.3 试验设计

实际工程中, 复合地基基础底板与上部结构施工过程中, 便开始出现桩端上刺入和桩土相对位移, 随着桩间土固结, 桩土相对位移进一步增大。假设复合地基垫层铺设后, 基础底板与上部结构迅速施工完成, 即上部荷载瞬时施加, 则可以采用图 1 所示的试验装置模拟桩间土固结过程的复合地基垫层工作。具体的试验操作过程如下:

(1) 通过控制填料质量达到所需要相对密度。为达到 $D_r=85%$, 每层虚铺砂料 15kg, 摊铺平整后夯实至厚度 25mm;

(2) 放置刚性承载板以模拟基础底板, 以 2.5kPa 为一级进行分级加载, 直至加载量达到设计荷载, 试验取 50kPa;

(3) 达到设计荷载后维持不变, 以缓慢的速度 (0.05mm/s) 控制活动板下移, 每下移 0.1mm 后维持约 5s, 待变形稳定后采集一张图像, 直到稳定的变形形态形成。

安排了一组复合地基垫层厚度单因素试验 (MT1、MT2、MT3), 垫层厚度 h 分别取 50mm、100mm 和 150mm。上部荷载均取为 50kPa, 桩间净距 ($s-a$) 和桩体宽度 a 均取为 150mm, 模型比尺约为 2~5。

2.4 试验图像位移分析

利用 PIV 技术获得不同厚度垫层位移, 见图 2。3 种不同厚度填料的垫层呈现出不同的变形形态。

从图 2 可以看到:

(1) 当 $h=50\text{mm}$ 时, 随着桩间土 (活动板) 的下移, 桩间土上方垫层中出现三角形下移区域,

并延伸至基础底板 (承载板)。随着桩间土下移量达到 10mm, 三角形区域即向两侧扩展至出现垂直滑移面;

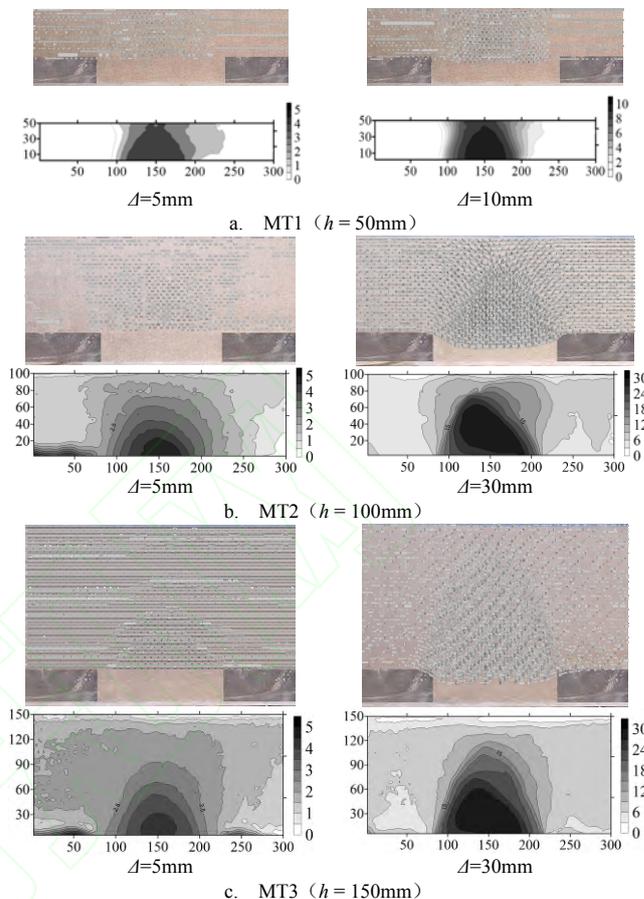


图 2 垫层照片与 PIV 位移图
Fig.2 Photos and displacement contours of the cushions

(2) 当 h 为 100mm 和 150mm 时, 随着桩间土 (活动板) 的下移, 桩间土上方垫层出现三角形下沉区域。随着下移量增大至最大设定下沉量 30 mm, 该三角形区域边界向两侧略有扩展, 但不会延伸至底板, 两侧桩顶上方的垫层颗粒从桩顶上方倒梯形区域不断补充到下沉区域内部。同时, 三角形下沉区域上方形成了等沉面。

3 垫层 DEM 数值正交试验

复合地基垫层模型试验前后有机玻璃挡板的摩擦影响无法消除。同时, 由于有机玻璃挡板刚度有限, 无法施加更大的上部荷载。采用 DEM 数值模拟则不受加载量的限制和挡板摩擦的影响。

3.1 DEM 细观参数标定

采用 2D DEM 模拟平面应变试验, 其可靠性很大程度上取决于细观力学参数的合理选取。对于模型试验砂土, 采用线性接触刚度模型所需确定的细

观力学参数包括：颗粒的法向接触刚度 k_n 、颗粒切向接触刚度 k_s 、颗粒间的摩擦系数 μ 以及数值颗粒集合体的孔隙率 n_{2d} 。采用长江科学院 PMY-II 型粗粒料大型平面应变试验仪对试验用砂进行了平面应变压缩试验，使用应力—应变曲线进行细观参数标定。模拟采用异型颗粒组合，大大提高了数值集合体的强度。最终选定了 80% 的条形与 20% 三角形颗粒组成混合体（颗粒形状见图 3），标定得到以下细观参数， $k_n=250\text{MN/m}$ 、 $k_s=25\text{MN/m}$ 、 $\mu=0.8$ 、 $n_{2d}=0.151$ 。针对模型试验用砂专门进行的颗粒组装与标定过程详见文献^[22]。

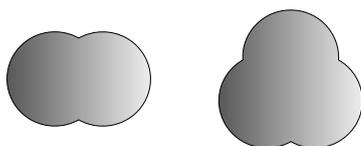


图 3 颗粒形状
Fig. 3 Particle shapes

3.2 DEM 数值模型及其可靠性验证

为了避免颗粒随机分布的不均匀性而导致的加载板倾斜，DEM 的模型试验采用双跨模型，如图 4 所示。模型两侧墙体摩擦系数设为 0，其它墙体摩擦系数设为 0.8。

建模与模拟过程如下：首先生成 12 个墙体，随后在墙体内随机生成颗粒，保证条形与三角形颗粒各占 80% 和 20%，让颗粒在重力场作用下达到平衡并获得指定孔隙率 ($n_{2d}=0.151$)；得到自重应力场后，采用一组由小颗粒组成的 clump 替换 11 号墙体以模拟刚性承载板，并对 clump 施加均布荷载；加载后计算达到稳定状态，将活动挡板 3 号和 7 号墙体以一定的速度向下移动，下移量每达到 1mm 暂停移动并运算平衡，重复以上过程直至总下移量到达 30mm。

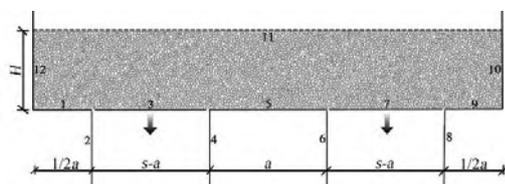


图 4 DEM 数值模型
Fig. 4 DEM numerical model

以 $h=100\text{mm}$ 的模型试验 MT2 为例，利用建立的 DEM 模型进行模拟，取 DEM 模拟双跨中的其中一跨，得到颗粒位移图见图 5。

从位移形态上看，模型试验（图 2b, $\Delta=30\text{mm}$ ）与图 5 所示的模拟结果较为接近，均出现了三角形下沉区域，验证了数值模型的可靠性。同时也可以

看到，由于 DEM 模拟不受挡板摩擦影响，颗粒位移的限制减小，位移影响范围有所扩大。

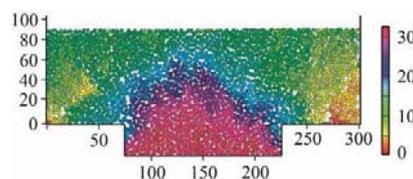


图 5 DEM 模拟颗粒位移图 ($h=100\text{mm}, \Delta=30\text{mm}$)
Fig. 5 Partical displacement of DEM simulation ($h=100\text{mm}, \Delta=30\text{mm}$)

3.3 DEM 数值试验安排

采用正交试验方法安排 DEM 数值试验，选取基础底板均布荷载 P 、垫层厚度 h 、桩间净距 ($s-a$) 和桩体宽度 a 4 个影响因素，每个因素选取 4 个水平。其中， P 取 100 kPa、200kPa、300kPa、400kPa； h 取 50mm、100mm、150mm、200mm；($s-a$) 和 a 取 75mm、150mm、225mm、300mm。根据正交表 $L_{16}(4^5)$ 安排试验组号，见表 1。表 1 中，桩土应力比 n 计算结果以及变形协调指标 K 也一并列出， K 的相关分析见下节。

表 1 数值正交试验安排
Table 1 Orthogonal test arrangement

试验编号	P (kPa)	a (mm)	$(s-a)$ (mm)	h (mm)	n	K (%)
NT1	100(1)	75(1)	75(1)	50(1)	5.93	0.311
NT2	100(1)	150(2)	150(2)	100(2)	7.32	0.25
NT3	100(1)	225(3)	225(3)	150(3)	9.53	0.2143
NT4	100(1)	300(4)	300(4)	200(4)	13.84	0.1754
NT5	200(2)	75(1)	150(2)	150(3)	6.72	0.1555
NT6	200(2)	150(2)	75(1)	200(4)	29.24	0.0856
NT7	200(2)	225(3)	300(4)	50(1)	6.57	0.4546
NT8	200(2)	300(4)	225(3)	100(2)	12.55	0.2628
NT9	300(3)	75(1)	225(3)	200(4)	9.06	0.143
NT10	300(3)	150(2)	300(4)	150(3)	10.43	0.222
NT11	300(3)	225(3)	75(1)	100(2)	25.32	0.1751
NT12	300(3)	300(4)	150(2)	50(1)	15.00	0.342
NT13	400(4)	75(1)	300(4)	100(2)	7.83	0.2863
NT14	400(4)	150(2)	225(3)	50(1)	3.25	0.4686
NT15	400(4)	225(3)	150(2)	200(4)	16.72	0.1294
NT16	400(4)	300(4)	75(1)	150(3)	38.74	0.1017

3.4 DEM 数值试验结果分析

(1) 垫层变形形态与桩土应力比分析

DEM 数值模拟则得到了 3 种变形形态。选取 3 种形态的代表试验结果，绘制垫层变形与力链网络分布，见图 6。从图 6 中可以看到：

① 当相对厚度 $(h/(s-a) < 1/3)$ 较小时, 桩间土上部垫层颗粒产生整体下沉, 如图 6a 所示。桩顶与基础底板之间直接形成强力链, 没有成拱现象。在桩间土下沉过程中, 由于中部失去力链支撑, 两侧颗粒间的强力链网络崩塌, 颗粒挤入中部下沉区域, 可称之为“未成拱形态”。类似的试验有 NT7、NT12 和 NT14;

② 随着 $h/(s-a)$ 的增大 $(1/3 \leq h/(s-a) < 2/3)$, 桩间土上方出现三角形下沉区域, 如图 6b 所示。桩顶与基础底板之间的强力链出现斜向的分支, 可称为“三角拱形态”。属于该形态的试验有 NT1~NT4、NT8、NT10 和 NT13;

③ 当 $h/(s-a) \geq 2/3$ 时, 上方的垫层颗粒出现同步下沉的情况, 见图 6c。桩顶之间形成了完整的强力链桥, 强力链桥上方形成较为均匀分布的力链网络结构, 可称为“完全拱形态”。属于该形态的试验有 NT5、NT6、NT9、NT11、NT15 和 NT16。

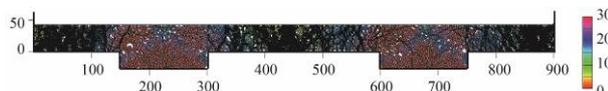
图 2a 中 $h=50\text{mm}$ 的模型试验结果似介于未成拱形态与三角拱形态之间, 在下沉量较小时为三角拱形态, 超过一定下沉量后扩展成垂直滑移面, 可能与下沉过程中斜向强力链失去支撑而完全崩塌有关, 从而进入未成拱形态。而图 2b、2c 的变形形态属于完全拱形态。

桩土应力比 n 与垫层相对高度 $h/(s-a)$ 之间的关系见图 7。 n 随 $h/(s-a)$ 的增长而提高。可见, 垫层相对厚度越厚, 成拱程度越高, 褥垫层向桩体集中的荷载也越高。未成拱形态的桩土应力比均值为 8.27, 三角拱形态的桩土应力比均值为 9.63, 完全拱形态的桩土应力比均值则达到 21.0。

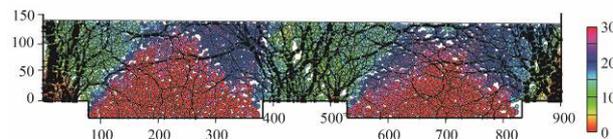
(2) 基础底板受力分析

当垫层变形协调能力不足时, 基础底板易出现受力不均匀的情况, 可能造成基础底板冲切破坏的发生。目前, 对于这方面的关注较少。

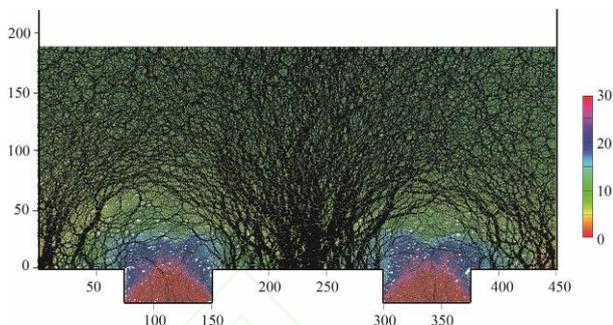
将 DEM 试验得到的基础底板接触作用力 N (分段统计) 按 $h/(s-a)$ 按从小到大的顺序排列, 如图 8 所示。当 $h/(s-a) \leq 1/3$ 时, 基础底板的受力极不均匀, 桩间土对应位置的大部分区段接触力接近于 0, 而桩顶对应位置的基础底板应力集中。当 $1/3 < h/(s-a) < 2/3$ 时, 接触应力呈“U”型分布, 仍然存在较大程度的不均匀现象。当 $h/(s-a) \geq 2/3$ 时, 基础底板作用力趋于均匀分布。



a. NT12 ($d=30\text{mm}$)



b. NT10 ($d=30\text{mm}$)



c. NT6 ($d=30\text{mm}$)

图 6 垫层变形与力链网络分布

Fig. 6 Deformation and force chain distribution of the cushions

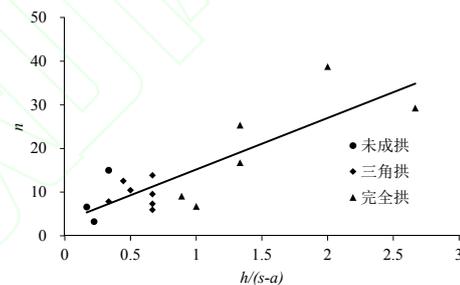
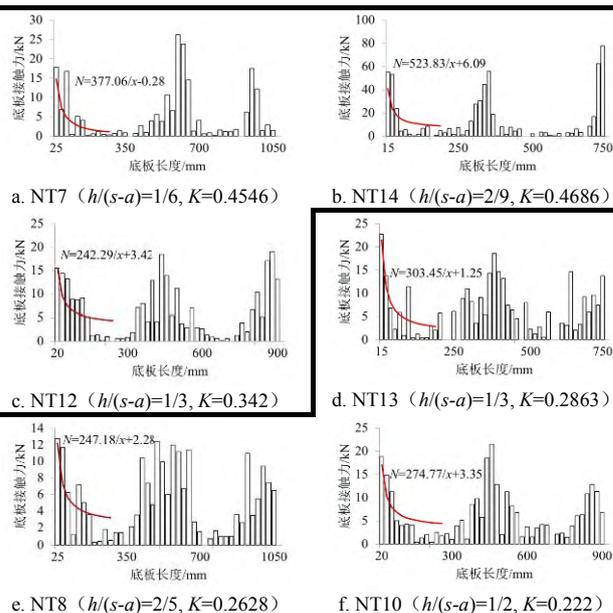


图 7 桩土应力比 n 与垫层相对高度 $h/(s-a)$ 关系

Fig. 7 Relationship between pile-soil pressure ratio n and cushion relative height of $h/(s-a)$



e. NT8 ($h/(s-a)=2/5, K=0.2628$)

f. NT10 ($h/(s-a)=1/2, K=0.222$)

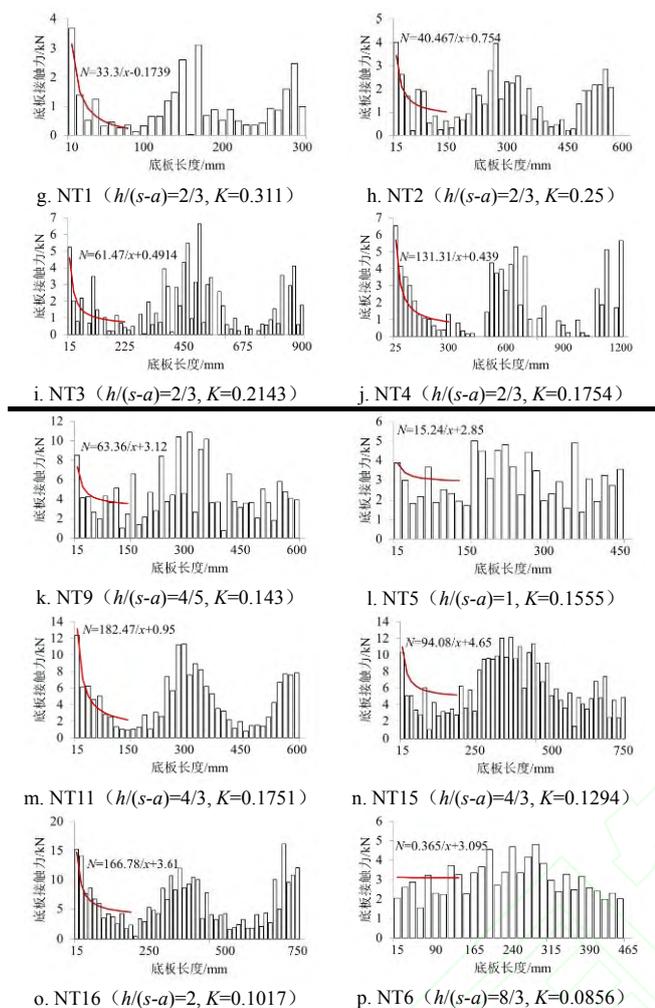


图8 基础底板接触作用力分布

Fig. 8 Deformation and force chain distribution of the cushion

3.5 垫层厚度取值探讨

国内外的复合地基相关规范对垫层设计的规定主要规定了垫层材料与垫层厚度。垫层厚度推荐值差别较大，国内针对不同的桩型推荐的垫层厚度在100~300mm之间^[23-25]，法国ASIRI指南^[6]则推荐采用400~800mm，主要考量即为了降低基础底板的应力集中。一些工程由于特殊的需要，厚度远超规范推荐值。如法国Bugey的Super-Phenix电站及1号反应堆的垃圾储存站工程中，采用了2~2.75m厚的冲积土作为垫层。希腊Corinth湾强震活跃区域的Rion-Antirion大桥（法国VINCI Construction公司设计建造），主桥桥墩采用了钢管桩复合地基，卵石垫层厚达2.8m。

变形协调是垫层荷载传递的前提条件，合格的垫层能保证垫层颗粒流动并填充到桩间土下沉的空隙中，不引起基础底板过度的应力集中，又可以很好的分配上部荷载。按照 $h/(s-a)$ 这一比值来推荐垫层厚度取值更具科学性。从以上DEM模拟中垫层

变形、力链分布形态的合理性，以及基础底板受力情况来看， $h/(s-a)$ 不应小于1/3，当 $h/(s-a) \geq 2/3$ 时更加有利于复合地基的协调工作。

4 垫层变形协调机制与评价指标

4.1 垫层变形协调评价指标提出

采取颗粒作为垫层材料时，垫层颗粒滚动到桩间土下沉空间中，部分区域产生松动，部分区域产生剪胀而补偿部分桩间土下沉脱空增量，总体积增量在0与桩间土下沉量之间。因此，垫层的体积变化与垫层荷载协调性能紧密相关。

选取垫层体积变化率 V ：

$$V = \frac{\Delta A}{A} \times 100\% \quad (1)$$

其中， A 为垫层总体积， ΔA 为总体积变化量。对于不同协调变形性能的垫层，体积变化率指标 V 在0~1之间变化，垫层体积变化越小则变形协调性越好。同时也可以看到，同一试验的 V 值随下沉量变化而增大。

从模型试验和DEM数值模拟可以看到，垫层厚度越厚，变形协调能力越强。对数值模拟中的 V 进行测算，绘制其与垫层厚度和下沉量之间的关系，见图9、10。可以看到：

(1) 体积变化率与垫层厚度呈负相关关系，证明了体积变化率指标能够反映垫层的变形协调能力；

(2) 随着桩间活动挡板的下移，垫层总体积变化率 V 基本呈正比例，反映了在活动板在下沉的过程中，垫层颗粒的密实度在不断下降，整体体积出现了膨胀；

(3) 体积变化率与桩间土下沉量关系曲线斜率反映了垫层的变形调节能力，斜率数值越大，协调能力越差。

因此，将体积变化率随下沉量变化曲线初始斜率 K 作为垫层变形协调指标。

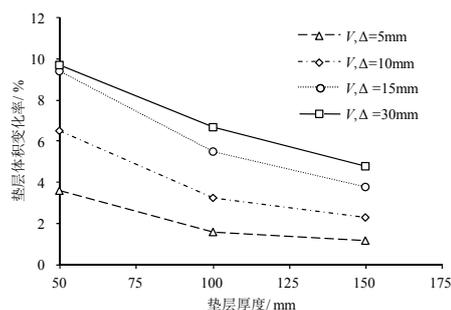


图9 垫层体积变化率与垫层厚度关系

Fig. 9 Relationship between the volume rate of change and thickness of the cushion

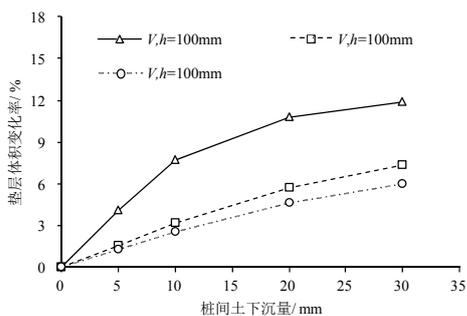


图 10 垫层体积变化率与桩间土下沉量关系

Fig. 10 Relationship between the volume rate of change of the cushion and settlement

4.2 垫层变形协调影响因素显著性分析

以变形协调指标 K 为目标, 对数值正交试验 4 个因素的显著性进行分析。计算 4 个因素的极差值 R_j , 统计结果如表 2 所示。

表 2 变形协调指标 K 极差分析

Table 2 Range analysis

I_j	0.238	0.224	0.168	0.394	0.231
II_j	0.240	0.257	0.219	0.244	0.237
III_j	0.221	0.243	0.272	0.173	0.232
IV_j	0.246	0.220	0.285	0.133	0.244
R_j	0.025	0.037	0.117	0.261	0.013

$T=3.7773$

注: $I_j \sim IV_j$ 为第 j 列因素的第 I 水平效应平均值; T 为总效应值之和。

从表 2 中得到的各个因素 R_j 值大小判断各因素对垫层变形协调能力的影响程度为 $h > (s-a) > a > P$ 。各个因素对垫层变形协调能力影响如图 11。

图 11 显示 K 值随着 $(s-a)$ 的增加而增大, 呈现正相关的趋势, 随垫层厚度 h 增大而减小, 呈现负相关的关系, 在 h 超过 100mm 后有收敛趋势。

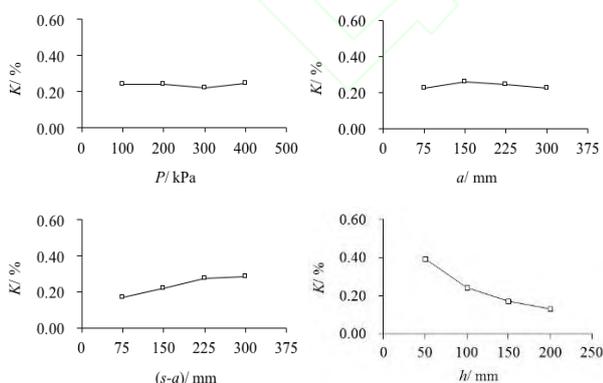


图 11 各因素影响

Fig. 11 Influences of the different factors

通过计算各个因素的列差平方和 S_j , 进一步构造统计量 F_j^Δ , 并与统计量 $F_{0.95}(3,3)=9.28$, $F_{0.99}(3,3)=29.5$ 进行比较, 判断因素的显著性。当某一因素的统计量 F_j^Δ 小于 $F_{0.95}(3,3)$, 可判定其对试

验结果影响不显著, 而当统计量 F_j^Δ 大于 $F_{0.95}(3,3)$ 时, 则可判定因素对试验结果影响显著, 大于 $F_{0.99}(3,3)$ 时可判定因素对试验结果影响非常显著。统计方差分析表如下表 3 所示。由表 3 可判断垫层厚度 h 以及桩间净距 $(s-a)$ 对垫层变形协调能力影响非常显著, 桩宽 a 和上部荷载 P 影响不显著。

因此, 采用多元非线性回归确定 K 与 h 、 $(s-a)$ 之间的关系, 得到回归方程 (2):

$$K = -1.9186 + 1.067e^{-12/(s-a)} + 1.009e^{14/h} \quad (2)$$

对回归方程 (4) 进行显著性检验, 以验证回归方程的拟合效果, 结果见表 4。

表 3 正交试验方差分析结果

Table 3 Results of the variance analysis

变差来源	S_j	自由度 f_j	S_j	F 比	显著性
h	0.158	3	0.053	403.25	**
$(s-a)$	0.034	3	0.011	87.05	**
a	0.003	3	0.001	8.806	
P	0.001	3	0.00033	3.733	
误差	0.0004	3	0.00013		
误差 Δ	0.0004	3			

表 4 回归方程的方差分析表

Table 4 Variance analysis of the regression equation

变差来源	SS	f	MS	F	显著性
回归分析	0.1879	2	0.094	129.37	**
残差 e	0.00944	13	0.000726		
总计 T	0.19739	15			

相关系数如下:

$$r = \sqrt{\frac{SS_R}{SS_T}} = \sqrt{\frac{0.187948}{0.197391}} = 0.976$$

通过上述 F 检验和相关系数的检验, 说明回归方程是可靠的。

4.3 垫层变形协调指标取值初探

复合地基垫层变形协调允许值取决于两个方面的要求。首先, 要避免基础底板、桩体的应力集中, 以免造成底板冲切破坏与桩体因承载力不足而破坏, 决定了变形协调指标 K 的上限。如果以确保基础底板受力良好为条件。根据图 7, 垫层变形协调指标宜满足 $K \leq 0.1754$ 。

综合 3.5 节垫层厚度取值建议, 垫层参数设计宜满足以下条件:

$$\begin{cases} h \geq 2/3 \cdot (s-a) \\ K \leq 0.1754 \end{cases} \quad (3)$$

以某拟建水闸水泥土搅拌桩复合地基为例，其桩径 $a=0.55\text{m}$ ，桩间距 $s=1\text{m}$ ，如按照 $2/3(s-a)$ 计算，则取垫层厚度为 300mm 。按照式 (2) 计算得到 $K=0.1775$ ，基本满足式 (3) 的要求。实际工程中按照相关设计标准与经验选取 300mm 厚碎石垫层，可以获得较好的变形协调能力，有利于保证水闸底板安全与耐久性。

5 结论

利用自制的多沉陷门试验装置进行了 3 组不同垫层厚度的刚性基础下复合地基垫层工作可视化试验，并采用 2D DEM 补充开展了 4 因素 4 水平数值正交试验。通过试验数据处理与分析，获得以下主要结论：

(1) 刚性基础下复合地基垫层存在 3 种主要变形形态，分别为相对厚度 $h/(s-a) < 1/3$ 时的“未成拱形态”、 $1/3 \leq h/(s-a) < 2/3$ 时的“三角拱形态”以及 $h/(s-a) \geq 2/3$ 时出现的“完全拱形态”；

(2) 当 $h/(s-a) < 1/3$ 时，基础底板的受力极不均匀，桩间土对应位置的大部分区段接触力接近于 0。当 $1/3 \leq h/(s-a) < 2/3$ 时，基础底板接触力分布趋于均匀，但仍呈“U”型分布。当 $h/(s-a) \geq 2/3$ 时，底板接触力趋于均匀分布。通过变形形态与基础底板接触力分析，提出将 $h/(s-a)$ 作为垫层设计参数，并建议 $h/(s-a)$ 不宜小于 $1/3$ ，宜采用 $h/(s-a) \geq 2/3$ ；

(3) 进一步的，提出了将垫层体积变化率与桩间土下沉量曲线的初始斜率 K 作为变形协调指标。以 K 为目标，得到垫层各参数对变形协调性能的影响程度依次为：垫层厚度 $h >$ 桩间净距 $(s-a) >$ 桩宽 $a >$ 上部荷载 P ，且 h 与 $(s-a)$ 影响显著， a 和 P 的影响不显著；

(4) 对数值正交试验数据进行了多元非线性回归，计算得到了变形协调指标 K 的计算公式。结合保证不出现垫层基底脱空的要求确定了 K 值的上限，提出了垫层参数设计要求。

以上研究是在平面应变条件和二维条件下得到的，垫层的变形协调性能还应与垫层材料本身的特性相关。模型试验与 DEM 模拟没有考虑上部荷载施加过程中的桩间土沉降，仅考虑荷载时间后的桩间土固结沉降过程，可能与实际工程存在一定的差别。垫层细观工作机制、以及提出的垫层参数设计要求还有待在实际工程和三维条件下进一步完善。

参 考 文 献

- [1] 闫明礼, 张东刚. CFG桩复合地基技术及工程实践(第2版) [M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2006. (YAN Ming-li, ZHANG Dong-gang. CFG pile composite foundation technique and practice[M]. Beijing: China Water Conservancy Publishing House, 2006. (in Chinese))
- [2] 刘汉龙, 谭慧明. 加筋褥垫层在 PCC 桩复合地基中的影响研究[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(9): 1270-1275. (LIU Han-long, TAN Hui-ming. Influence of reinforced cushion in PCC pile composite foundation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, 30(9): 1270-1275. (in Chinese))
- [3] 雷金波, 徐泽中, 姜弘道, 许永明. PTC型控沉疏桩复合地基试验研究[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(6): 652-656. (LEI Jin-bo, Xu Ze-zhong, JIANG Hong-dao, Xu Yong-ming. Experimental studies on composite foundation with sparse PTC piles to control settlement[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27(6): 652-656. (in Chinese))
- [4] 夏元友, 芮 瑞. 刚性桩加固软土路基竖向土拱效应的试验分析[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(3): 327-331. (XIA Yuan-you, RUI Rui. Experimental analysis of vertical soil arching effect of embankment reinforced by rigid piles [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(3): 327-331. (in Chinese))
- [5] 龚晓南. 复合地基理论及工程应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002. (GONG Xiao-nan. Theory and application of composite foundation[M]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2002. (in Chinese))
- [6] ASIRI. Recommendations for the Design, Construction and control of rigid inclusion ground improvements, ASIRI National Project, Presses des Ponts, Paris, France; 2012.
- [7] 郑 刚, 刘双菊, 伍止超. 不同厚度褥垫层刚性桩复合地基工作特性研究 [J]. 岩土力学, 2006, 27(8): 1357-1360. (ZHENG Gang, LIU Shuang-ju, WU Zhi-chao. Study on behavior of rigid pile composite ground with different cushion thicknesses[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, 27(8): 1357-1360. (in Chinese))
- [8] 俞建霖, 龚晓南, 江 璞. 柔性基础下刚性桩复合地基的工作性状[J]. 中国公路学报, 2007, 20(4): 1-6. (YU Jian-lin, GONG Xiao-nan, JIANG Pu. Working behavior of composite ground improved by rigid piles under flexible foundation[J]. China Journal of Highway and Transport, 2007, 20(4): 1-6. (in Chinese))

- [9] 池跃君, 沈伟, 宋二祥. 垫层破坏模式的探讨及其与桩土应力比的关系[J]. 工业建筑, 2001, 31(11): 9-11. (CHI Yuejun, SHEN Wei, SONG Erxiang. Discussion on pile soil relationship between failure model of cushion and stress ratio[J]. Industrial Construction, 2001, 31(11): 9-11. (in Chinese))
- [10] 王年云. 复合地基上褥垫层设计的理论分析[J]. 建筑结构, 1999, (12):24-26. (WANG Nian-yun, Theoretical analysis of cushion design on Composite Foundation[J]. Building Structure, 1999, (12):24-26. (in Chinese))
- [11] 王凤池, 朱浮声, 王述红, 董天文. 复合地基的褥垫层设计[J]. 东北大学学报(自然科学版), 2004, 25(3): 287-290. (WANG Feng-chi, ZHU Fu-sheng, WANG Shu-hong, DONG Tian-wen. Cushion design of composite foundation[J]. Journal of Northeastern University(Natural Science), 2004, 25(3): 287-290. (in Chinese))
- [12] 元乐, 施建勇, 侯仟. 复合地基桩体对垫层的刺入量研究[J]. 岩土力学, 2011, 32(3):815-824. (QI Le, SHI Jian-yong, HOU Qian. Research on pile penetration into cushion of composite ground[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(3):815-824. (in Chinese))
- [13] 刘吉福. 路堤荷载下复合地基桩、土应力比分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2001, 22(4):674-677. (LIU Fu-ji. Analysis on pile-soil stress ratio for composite ground under embankment[J]. 2001, 22(4):674-677.(in Chinese))
- [14] 韩云山, 白晓红, 梁仁旺. 垫层对CFG桩复合地基承载力评价的影响研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(20):3498-3503. (HAN Yun-shan, BAI Xiao-hong, LIANG Ren-wang. Cushion influence on bearing capacity of composite foundation with cement-flyash-gravel piles[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(20):3498-3503. (in Chinese))
- [15] 张伟丽, 蔡健, 林奕禧, 等. 垫层对水泥土搅拌桩复合地基沉降的影响研究[J]. 岩土力学, 2010, 31(12):4027-4032. (ZHANG Wei-li, CAI Jian, LIN Yi-xi, et al. Study of influence of cushion on settlement of cement-soil mixing pile composite foundation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(12):4027-4032. (in Chinese))
- [16] 史三元, 杨砚宗, 王浩然. 垫层对载荷试验成果影响的试验分析[J]. 煤炭工程, 2008, (7):86-89. (SHI San-yuan, YANG Yan-zong, WANG Hao-ran. Analysis of the influence of the thickness on the result of load test[J]. Coal Engineering, 2008, (7):86-89. (in Chinese))
- [17] 张东刚, 张震, 闫明礼, 李帅, 罗鹏飞. 端承刚性桩复合地基增强体上刺入试验研究[J]. 建筑科学, 2014, 30(5): 52-57. (ZHANG Dong-gang, ZHANG Zhen, YAN Ming-li, LI Shuai, LUO Peng-fei. Model tests research on pile penetrating into cushion in end-bearing pile composite foundation[J]. Building Science, 2014, 30(5): 52-57. (in Chinese))
- [18] 郑俊杰, 董友扣, 马强, 蒋明镜. FDM-DEM耦合分析刚性桩复合地基褥垫层特性[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2011, 39(8): 36~39. (ZHENG Jun-jie, DONG You-kou, MA Qiang, JIANG Ming-jing. Analyzing the behaviours of rigid pile composite foundation through FDM-DEM coupling simulation[J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology(Natural Science Edition), 2011, 39(8): 36~39. (in Chinese))
- [19] 朱小军, 赵学亮, 龚维明, 等. 复合地基垫层破坏模式的试验研究与数值模拟[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2013, 43(3):629-633. (ZHU Xiao-jun, ZHAO Xue-liang, GONG Wei-ming, et al. Experimental Study and Numerical Simulation of Cushion Failure Mode in Composite Foundation[J]. Journal of Southeast University: Natural Science Edition, 2013,43(3): 629-633. (in Chinese))
- [20] RUI R, van TOL A F, XIA Y Y, van EEKELEN S J M, HU G. Investigation of soil-arching development in dense sand by 2D model tests[J]. Geotechnical Testing Journal, 2016, 39(3): 415-430.
- [21] WHITE D J, TAKE W A, BOLTON M D. Soil deformation measurement using particle image velocimetry (PIV) and photo grammetry[J]. Géotechnique, 2015, 53(7):619-632.
- [22] 徐路畅, 芮瑞, 胡港, 等. 砂土颗粒DEM模拟中颗粒集合体的组装与标定[J]. 武汉理工大学学报, 2015, 37(07): 64-68. (XU Lu-chang, RUI Rui, HU Gang, et al. Particle Assembly and Calibration of Sand Using DEM [J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2015, 37(07): 64-68. (in Chinese))
- [23] GB/T 50783-2012, 复合地基技术规范[S]. 北京: 中国计划出版社, 2012. (GB/T 50783-2012 Technical code for composite foundation[S]. Beijing: China Planning Press, 2012. (in Chinese))
- [24] JGJ 79-2012 建筑地基处理技术规范[S]. 2012. (JGJ 79-2012 Technical code for ground treatment of buildings[S]. 2012. (in Chinese))
- [25] JGJ/T 210-2010 刚性桩复合地基技术规范[S]. 2010. (JGJ/T 210-2010 Technical specification for rigid-flexible pile composite foundation[S]. 2010 (in Chinese))