

•水利与土木工程•

DOI:10.12454/j.jsuese.202400249



本刊网刊

湿载作用下加筋黄土地基模型试验研究

张琬¹, 牟洪坤², 刘奉银^{1*}, 郭怀宁¹, 赵玮³, 薛一峰³

(1. 西安理工大学 土木建筑工程学院, 陕西 西安 710048; 2. 中建八局第四建设有限公司, 山东 青岛 266000;
3. 陕西省水利电力勘测设计研究院 水电工程分院, 陕西 西安 710001)

摘要:采用加筋法处理湿陷性黄土地基,即将一部分湿陷性黄土挖除,以一定间距铺设土工合成材料筋材,每铺设一层筋材后将挖出的黄土回填并压实。为探究该方法对湿陷性黄土地基不均匀沉降的改善效果,开展湿载作用下土工格栅加筋黄土地基模型试验,分析填土压实度和筋材刚度、层数、间距对地基受力和变形的影响,在此基础上探寻最优加筋参数。结果表明:与素土地基相比,加筋显著提高了地基的应力扩散效应,大幅降低了基础下方的土压力和地表沉降,使土压力和地表沉降的整体分布更加均匀,并使地基破坏模式由素土地基的冲剪破坏转变为整体剪切破坏;在湿载作用过程中,加筋区两侧出现由地表向地基内部发展的纵向裂缝,至地基破坏时,裂缝发展深度贯通整个加筋区;加筋黄土地基的内部土压力随填土压实度、筋材刚度和层数的增加而减小,随筋材间距的增加而增大,增加筋材层数对减小土压力最为有效,相比素土地基的最大减幅可达50%;加筋黄土地基主要依靠距地表一定深度范围内的筋材的承载能力和应力扩散作用减小湿陷沉降,即存在一个有效加筋深度,改变该深度范围以外筋材的参数,对改善地表不均匀沉降作用不大;加筋黄土地基的有效加筋深度约为基础宽度 B 的0.5倍,最佳筋材长度和刚度分别为 $3.0B$ 和 $500\sim 700$ kN/m。

关键词:湿陷性黄土;加筋地基;模型试验;湿载作用

中图分类号: TU411

文献标志码: A

文章编号: 2096-3246(2025)04-0197-11

湿陷性黄土浸水后,强度大幅降低,当其上部荷载超过土体残余强度时,土体结构被迅速破坏,并产生显著的不均匀变形,从而影响上部建筑物的正常使用^[1-2]。常见的湿陷性黄土地基处理方法包括强夯、换填、挤密桩等。另外,随着加筋土技术的发展,土工合成材料加筋法也逐渐在黄土地基加固中得到应用^[3-5]。

目前,土工合成材料加筋地基大多用于处理软土地基,将一定厚度的软土换填为砂土、碎石土等粗粒土,并在其中铺设水平筋材构筑加筋砂土地基(垫层),提高地基整体承载力。加筋砂土地基的相关研究多关注加筋参数(如首层筋材埋深、筋材间距、长度等)对地基承载力的影响。例如:Lai等^[6]开展条形基础下土工布加筋砂土地基的模型试验,发现最优筋材埋深、长度分别为0.4和4.0倍的基础宽度;El-Soud等^[7]通过模型

试验研究条形基础下单层土工格栅加筋地基的承载特性,提出加筋地基承载力照比素土地基可提高1.5~1.7倍,最优筋材埋深、长度分别为0.25和7.50倍的基础宽度;王家全等^[8]开展静动荷载下大比例模型试验,研究土工格栅加筋地基的变形和承载特征;Mehkardi等^[9]开展土工格室加筋地基的载荷试验,结果表明筋材最佳孔径为填土平均粒径的15倍。此外,加筋砂土地基的破坏模式也受到关注,Chen^[10-11]、Guo^[12]等采用透明砂土作为加筋地基试验模型的填料,观察筋材的断裂次序和地基的破坏形态,发现筋材发生“自上而下”还是“自下而上”断裂取决于筋材与填土刚度比的大小。基于地基破坏模式,侯娟^[13]、曹文贵^[14]、晏青^[15]等提出了加筋砂土地基承载力的计算理论。

除了砂土填料,也有学者探寻了细粒土填料加筋地

收稿日期:2024-04-09 修回日期:2024-06-10 网络出版日期:2024-08-17

基金项目:国家自然科学基金青年项目(42007264);陕西省自然科学基金基础研究计划项目(2023-JC-QN-0630);陕西省自然科学基金基础研究计划项目(2025JC-YBQN-388)

作者简介:张琬(1990—),女,讲师。研究方向:加筋土结构。E-mail: zhangwan@xaut.edu.cn

*通信作者:刘奉银,教授。E-mail: liufy@xaut.edu.cn

基的承载特性。Das 等^[16]开展了加筋砂土和饱和黏土地基的模型试验,对比发现加筋对黏土地基承载力的提升效果低于砂土地基,并提出加筋黏土地基的最优加筋参数;Abu-Farsakh 等^[17]开展了 6 组大比尺现场试验研究方形基础下土工格栅加筋黏土地基的承载特性,考虑了筋材层数、间距和刚度等因素的影响;Deb 等^[18]将细粒土掺入加筋砂土地基并对其开展载荷试验,得到细粒土掺量为砂土总质量的 5% 时,加筋地基承载力最高。

在土工合成材料处理湿陷性地基方面,现有研究多采用加筋砂土垫层置换湿陷性土层的方式,如:Alawaji^[19]在湿陷性土层上铺设加筋砂土垫层,控制地基沉降,并通过模型试验提出土工格栅的最佳宽度和埋置深度;Hanna 等^[20]研究了地下水上升条件下,在砂土置换层与湿陷性黄土层之间铺设土工布对地基湿陷变形的控制效果。目前,采用原位湿陷性土体回填的加筋地基的相关研究未见报道。

本文将土工格栅用于处理湿陷性黄土地基,即将部分湿陷性黄土挖除,然后按照一定竖向间距铺设土工合成材料,在铺设每层筋材后将挖出的土体回填并压实形成加筋黄土地基。加筋黄土地基可通过筋土间的摩擦、咬合作用和筋材自身的抗拉性能,限制土体的侧向隆起变形,从而提高地基承载力;此外,筋材可通过张力膜效应承担一部分竖向荷载,均化基底压力,以提高地基稳定性。另一方面,原位黄土回填可以减少弃土、节省造价,且压实后的黄土强度高、渗透性低,可减少地表水下渗,从源头上阻止黄土湿陷变形的发生。传统的强夯、换填、挤密桩法具有噪音大、费用高、工期长等缺点,相比之下,加筋黄土地基可视为一种施工简便、造价低廉、低碳环保,且协调变形能力强、承载力较高的湿陷性黄土地基处理方法,适用于黄土地区海绵城市设施、综合管廊、市政道路、各级公路等轻型线性工程的地基处理。

为探究土工格栅加筋结合原位黄土回填对湿陷性黄土地基不均匀变形的改善效果,本文开展湿载作用下的素土和加筋黄土地基模型试验,对比分析加筋对地基受力、变形和破坏模式的影响,并进一步分析不同填土压实度和加筋参数对加筋效果的影响,讨论加筋参数的选择。

1 模型试验

1.1 试验方案

开展湿载作用下加筋黄土地基模型试验,示意图如图 1 所示,地基上方条形的基础宽度 B 为 90 mm,地基长为 900 mm ($10.0B$)、高为 550 mm、宽为 400 mm,筋材长度 L 为 450 mm ($5.0B$),首层筋材距离地基表面距离 u 为 27 mm ($0.3B$), h 为间距。该地基模型的长度

和高度分别为基础宽度的 10.0 倍和 6.1 倍。根据 Hanna 等^[20]研究成果,当地基长度和高度分别超过基础宽度的 10.0 和 5.0 倍时,可忽略地基模型尺寸效应。

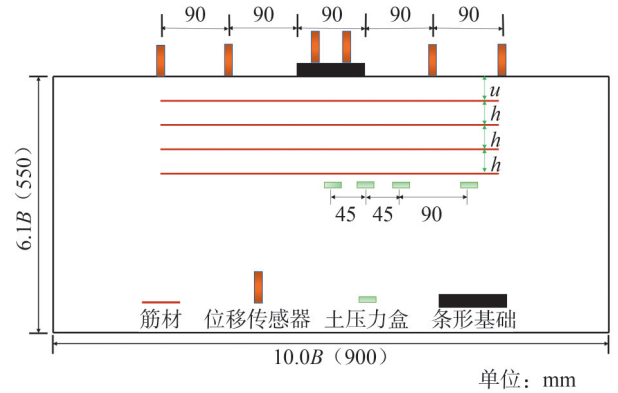


图 1 加筋地基模型示意图

Fig. 1 Diagram of reinforced foundation model

试验方案如表 1 所示,共设计 6 组模型。工况 1、2 为无筋和加筋黄土地基的对比试验,用于分析加筋对黄土地基湿陷变形的改善效果,这两组工况的土体压实度控制在 85%,满足 3、4 级公路地基的压实要求。工况 3~6 分别用于研究填土压实度 λ_c 、筋材刚度 J 、层数 N 和间距 h 对湿载作用下加筋黄土地基受力和变形特征的影响。工况 3~6 的加筋区土体压实度控制在 95%,满足 1、2 级公路地基的压实要求,非加筋区土体的压实度仍保持在 85%。

表 1 试验方案

Tab. 1 Test plan

| 工况 | 筋材长度 | 筋材层数 | 筋材间距 | 筋材刚度/ ($\text{kN}\cdot\text{m}^{-1}$) | 填土压实度/% |
|----|------|------|------|--|---------|
| 1 | | | | | 85 |
| 2 | 5.0B | 2 | 0.3B | 526 | 85 |
| 3 | 5.0B | 2 | 0.3B | 526 | 95 |
| 4 | 5.0B | 2 | 0.3B | 252 | 95 |
| 5 | 5.0B | 4 | 0.3B | 526 | 95 |
| 6 | 5.0B | 4 | 0.4B | 526 | 95 |

1.2 试验材料

试验所用土体取自陕西延安某工程现场的湿陷性黄土地层。试验中将原状黄土重塑压实制作地基模型,为使地基土保留一定的湿陷性,配置地基土含水率为 8%,对其开展室内土工试验得到地基土物理力学参数,如表 2 所示。

由表 2 可知:85% 压实度黄土的湿陷系数为 0.043,具有中等湿陷性;95% 压实度黄土的湿陷系数为 0.002,可认为湿陷性已消除。因此,工况 3~6 的加筋区土体无湿陷性,而加筋区下方土体具有中等湿陷性。

试验所用的两种不同刚度的筋材为泰安现代塑料有限公司生产的双向土工格栅,其网孔尺寸为 $32\text{ mm}\times$

32 mm,对其开展拉伸试验,得到的极限抗拉强度和2%应变下的刚度如表3所示。

表2 地基土物理力学参数

Tab. 2 Physical and mechanical parameters of foundation soil

| 压实度/ % | 含水率/ % | 密度/ (g·cm ⁻³) | 黏聚力/ kPa | 内摩 擦角/(°) | 压缩 模量/MPa | 湿陷 系数 |
|-----------|-----------|------------------------------|-------------|--------------|--------------|----------|
| 85 | 8 | 1.55 | 18.53 | 20.75 | 14.52 | 0.043 |
| 95 | 8 | 1.75 | 30.57 | 24.17 | 21.15 | 0.002 |

表3 筋材参数

Tab. 3 Parameters of reinforcements

| 类型 | 极限抗拉强度/ (kN·m ⁻¹) | 2%应变下拉伸力/ (kN·m ⁻¹) | 2%应变下刚度/ (kN·m ⁻¹) |
|---------|----------------------------------|------------------------------------|-----------------------------------|
| TGSG-15 | 16 | 5.0 | 252 |
| TGSG-30 | 32 | 10.5 | 526 |

1.3 相似比设计

本试验为缩尺模型,相似比 N 取10,相似关系如表4所示。

根据相似关系,对应的原型基础宽度为0.9 m,该值在条形基础宽度常见值范围内;表3中土工格栅对应的原型的筋材强度分别为160和320 kN/m,原型筋材刚度分别为2 520和5 260 kN/m,实际土工格栅的抗拉强度为100~4 500 kN/m,刚度为280~5 400 kN/m,故所选筋材符合要求^[21-22]。根据相似关系,所选黄土的黏聚力需为原型土的1/10,但过低的黏聚力在实际操作中很难实现^[23],在黄土相关的模型试验中,直接采用原型土作为试验材料的做法较为常见^[24-26]。

表4 模型试验相似关系

Tab. 4 Scaling laws adopted for model tests

| 参数 | 长度 | 密度 | 黏聚力 | 内摩擦角 | 筋材强度 | 刚度 |
|-----|--------|----|--------|------|----------|----------|
| 相似比 | 1/ N | 1 | 1/ N | 1 | 1/ N^2 | 1/ N^2 |

1.4 加载与监测装置

加载板采用尺寸为396 mm×90 mm的刚性板,荷载通过油压千斤顶施加,千斤顶与加载板之间连接有压力传感器,用于读取加载值,加载装置如图2所示。

在加载板两个对角各布置1个量程为100 mm的差动式位移传感器,以测量基础中心沉降。在地基表面沿地基长度方向布置4个量程为50 mm的位移传感器,以监测地基表面变形。在距地基表面140 mm深度处,自基础中心起沿筋材长度方向布置4个微型土压力计(直径10 mm,量程500 kPa),用于监测试验过程中加筋体下方的竖向土压力变化。考虑到基础中心至两侧范围土压力变化程度是逐渐减小的,因此设置靠近基础一侧的3个土压计相距较近,水平间距为45 mm,而第3、4个土压计的水平间距为90 mm。测量元件均连接在应变仪上,每隔1 s采集一次数据。

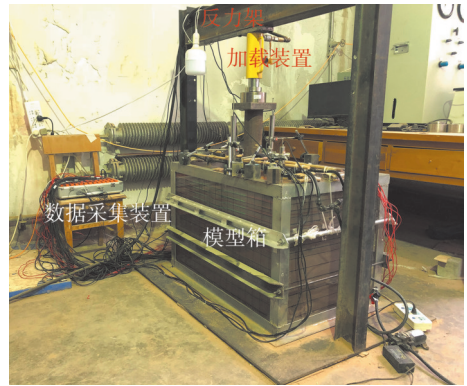


图2 加载装置

Fig. 2 Loading apparatus

1.5 试验过程

加筋地基模型制作过程如图3所示:1)在模型箱内壁涂抹凡士林以减小土体与箱壁之间的摩擦阻力;2)分层填筑地基,每层厚度为50 mm,采用压实板进行压实,并用水准尺找平;3)填筑至400 mm时,埋设土压计并在其上下两侧铺设10 mm细砂以保护元件;4)当填筑到每层筋材位置处,铺设筋材并在其与箱壁接触一侧撒上绿色彩砂,以突出筋材位置;5)重复以上步骤直至地基填筑完成;6)安装地基表面的条形基础。

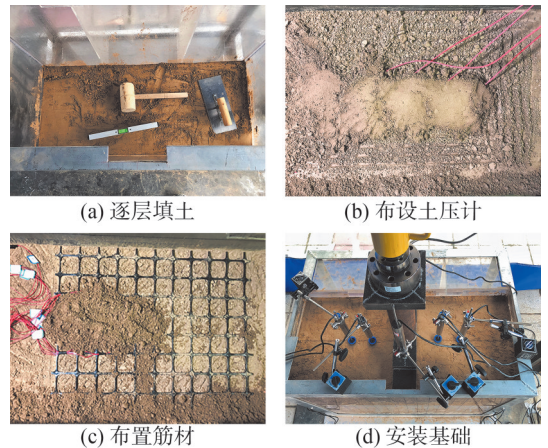


图3 加筋地基模型制作过程

Fig. 3 Building process of reinforced foundation

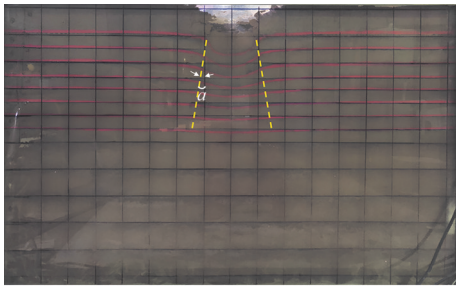
试验采取分级加载,每级施加荷载20 kPa,当测量元件读数稳定且15 min内地基沉降量小于0.1 mm时,认为地基变形趋于稳定,再进行下一级加载。当加载至120 kPa(该值为本试验无筋黄土地基极限承载力的0.4倍)且地基变形趋于稳定时,维持该荷载并开始浸水。采用“少量多次”的方法,先后浸水26次,每次浸水量为2 kg,每次待地基沉降达到稳定后(即15 min内地基沉降量小于0.1 mm),再进行下一次浸水。

2 试验结果分析

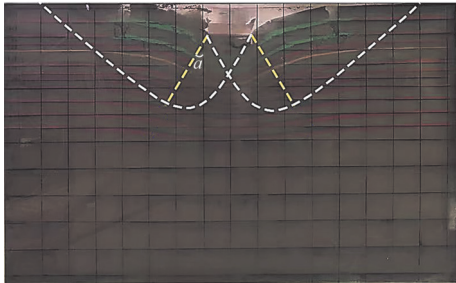
2.1 地基破坏模式

图4为无筋和加筋地基(工况2、5)的破坏形态。

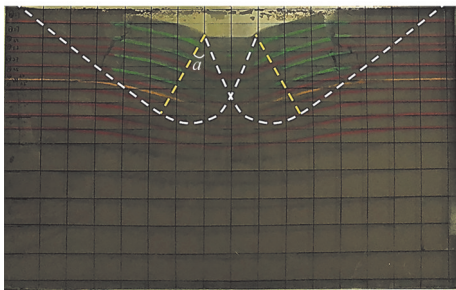
图4中,黄色线条与箱壁上竖直线的夹角为应力扩散角 α ,白色线条为滑动面。无筋地基破坏时,基底范围内土体产生明显沉降,基底两侧范围的土体变形较小,基础边缘处土体出现横向裂缝,地基没有明显的破坏区,符合冲剪破坏模式。与无筋地基相比,加筋地基的竖向位移沿水平方向分布范围更广,应力扩散角明显增大,破坏模式接近整体剪切破坏。此外,加筋地基在筋材边缘处产生明显竖向裂缝,贯通整个加筋区,最大裂缝宽度约为2.5 cm,裂缝产生的原因:随着地基沉降的增加,筋材产生较大的弯曲变形,拉拽加筋土体向内收缩,而加筋区与素土模量相差较大,两者不能协调变形,从而出现裂缝。



(a) 无筋地基(工况1)



(b) 加筋地基(工况2)



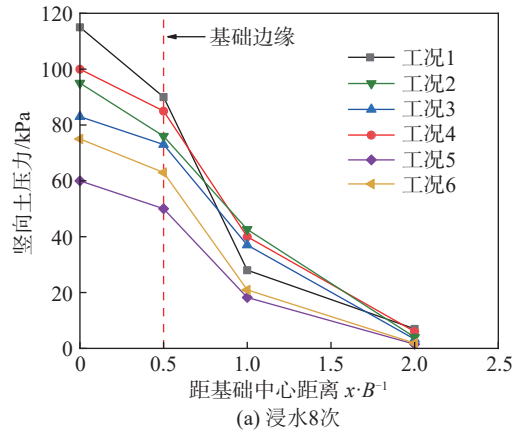
(c) 加筋地基(工况5)

图4 无筋和加筋地基的破坏形态

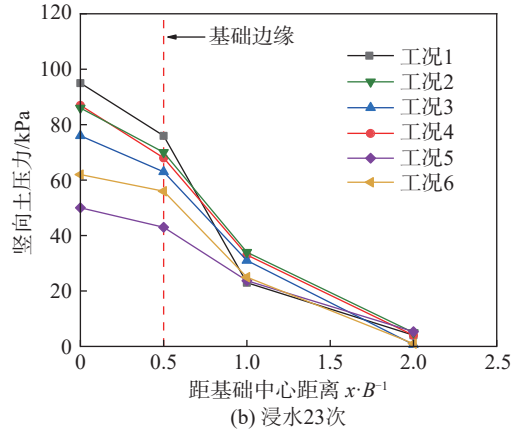
Fig. 4 Failure modes of unreinforced and reinforced foundations

2.2 加筋区下方土压力分布

图5为浸水过程中加筋区下方(无筋地基测点位置与加筋地基相同)的竖向土压力分布曲线。图5中,对横坐标值进行归一化处理,距基础中心距离 x 采用其与基础宽度 B 的比值表示,因地基具有对称性,故只对基础中心一侧的地基变形进行分析。由图5可见,在基底范围内,无筋地基(工况1)的土压力大于加筋地基,随着距基础中心距离的增加,无筋地基土压力迅速



(a) 浸水8次



(b) 浸水23次

图5 浸水过程中加筋区下方竖向土压力分布曲线

Fig. 5 Distribution curves of vertical earth pressures under reinforced zones during wetting

减小,接近甚至小于加筋地基的土压力。相较于无筋地基,加筋地基的基底土压力较小且整体分布更加均匀,这是由于筋材承担了一部分上覆荷载,且筋材与土之间的咬合和嵌固作用可使土体中的附加应力发生扩散和转移^[27]。在浸水过程中,浸水导致地基土体自重增大,各工况的土压力会先随着浸水次数增加而增大。但在浸水8~23次过程中,土压力呈减小趋势,这是因为浸水导致土体强度降低,加筋地基逐渐趋于破坏,故传递至加筋区下方的荷载减小。

图6以浸水8次时的监测结果为例,展示了各因素对土压力分布的影响。图6(a)显示,填土压实度越大,加筋区下方基底范围内的土压力越小,而基底以外土压力变化不大,这是因为填土压实度增大导致加筋区土体变形模量和筋土间摩擦作用增大,加筋区应力扩散作用随之增强所致。与其他3种因素相比,填土压实度对加筋区下方土压力的影响较弱。

由图6(b)可知,加筋区下方土压力随着筋材刚度的增大而减小,这是因为筋材的刚度越大,其承担的荷载也越大,传递到加筋区下方的荷载越小。筋材刚度为252和526 kN/m的加筋地基土压力最大值分别比无筋地基减小了14%和29%,减小幅度随筋材刚度

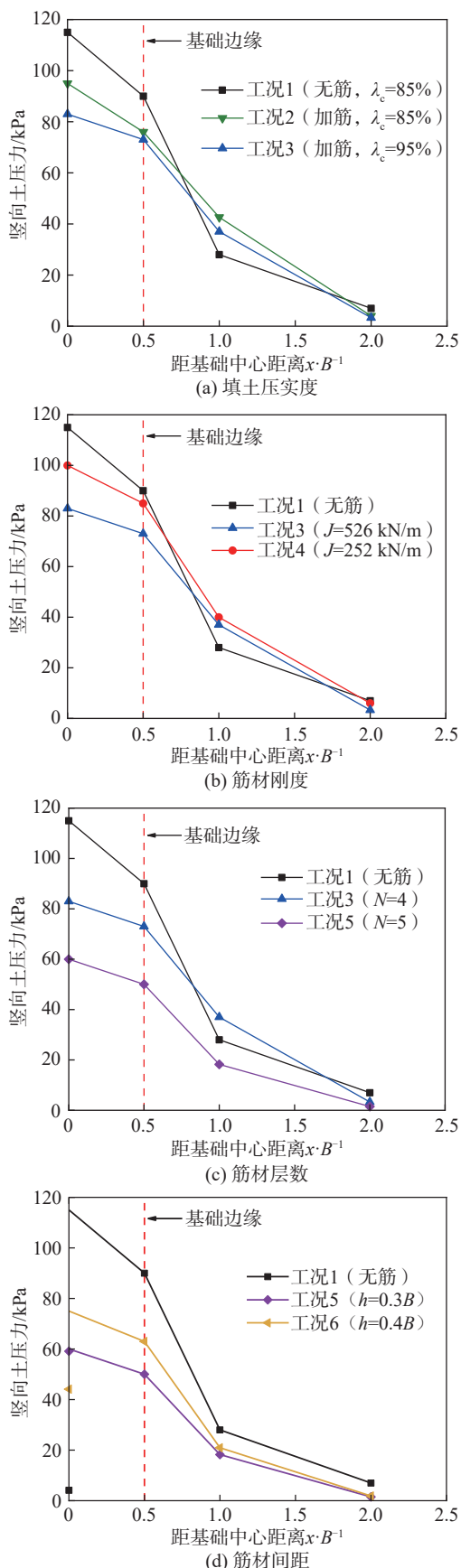


图6 浸水8次时各因素对土压力分布的影响

Fig.6 Influences of various factors on earth pressure distributions at the 8th wetting

近乎线性增加。

由图6(c)可知,筋材层数对加筋体下方土压力的影响程度较大,随着筋材层数增加,土压力减小,当筋材层数由2层增加至4层,基础中心下方的土压力相较无筋地基的减幅由29%增加至49%,后者也是本文所有工况中土压力减幅的最大值。筋材层数增加,筋材承担的荷载比例相应增大,因而传递至加筋区下方的荷载减小。另外,筋材层数增多,筋土间的摩擦力随之增大,应力扩散作用也增强,因此加筋体下方的土压力减小且分布更加均匀。

由图6(d)可知,筋材间距对加筋体下方土压力的影响也较为显著,土压力随筋材间距的增大而增大,这是因为间距增大,筋材对土体约束作用就会减小,导致加筋体的应力扩散作用减弱,故加筋体下方土压力增大且分布更不均匀。

2.3 基础中心处地基沉降

图7为不同因素对基础中心处地基湿陷沉降的影响。由图7可见,无筋地基和加筋地基的基础中心沉降曲线形态基本一致,地基沉降均随着浸水次数的增加近似匀速增大,当浸水达到24次左右时,沉降陡增,地基被破坏。与无筋地基相比,加筋地基的湿陷沉降显著降低,但破坏时刻提前,这是由于加筋使地基刚度增大,上覆荷载在加筋区的传递速度大于无筋地基。

图7(a)为填土压实度对加筋黄土地基基础中心湿陷沉降的影响。由图7(a)可见,填土压实度越大,地基湿陷沉降越小,例如,压实度为85%、95%的加筋地基湿陷沉降量分别为12.60、5.66 mm,较无筋地基分别降低了49.0%、77.1%。这除了与95%压实度的黄土无湿陷性有关,还由于压实度大的土体与筋材间的摩擦和嵌固作用更强,加筋区的“深基础”效应更加明显,地基抗变形能力得到进一步提升。

图7(b)为不同筋材刚度下基础中心地基沉降曲线。由图7(b)可见,地基沉降随筋材刚度的增大而减小,当浸水23次左右时,无筋地基、筋材刚度为252、526 kN/m的加筋地基的湿陷沉降量分别为24.8、15.3和5.7 mm,筋材刚度为252和526 kN/m的加筋地基沉降量较无筋地基分别降低38.1%和77.1%。

图7(c)和(d)分别展示了筋材层数和间距对加筋黄土地基基础中心湿陷沉降的影响。由图7(c)和(d)可见,不同筋材层数、间距的地基湿陷沉降曲线均较为接近,说明筋材层数和间距对加筋黄土地基湿陷变形的影响不大。这与加筋砂土地基的变形规律不同,即改变筋材层数和间距对加筋砂土地基的沉降有明显影响^[28-29]。

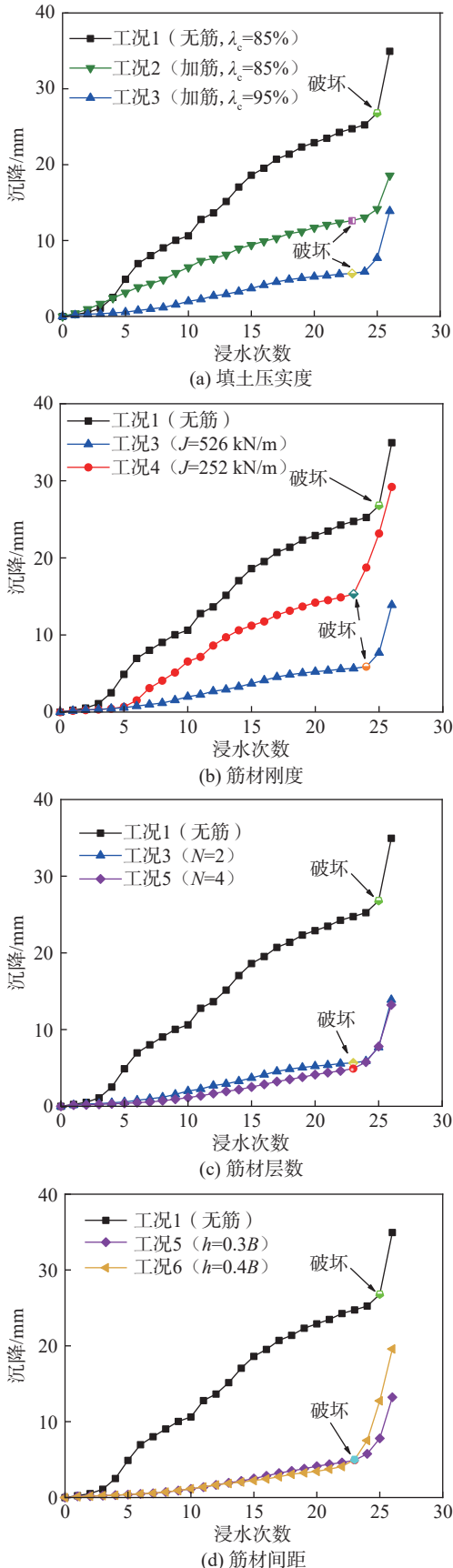


图 7 不同因素对基础中心处地基湿陷沉降的影响

Fig. 7 Influences of various factors on foundation settlements at the center of footing

2.4 地基表面变形

图 8 为不同因素对地基表面变形的影响。

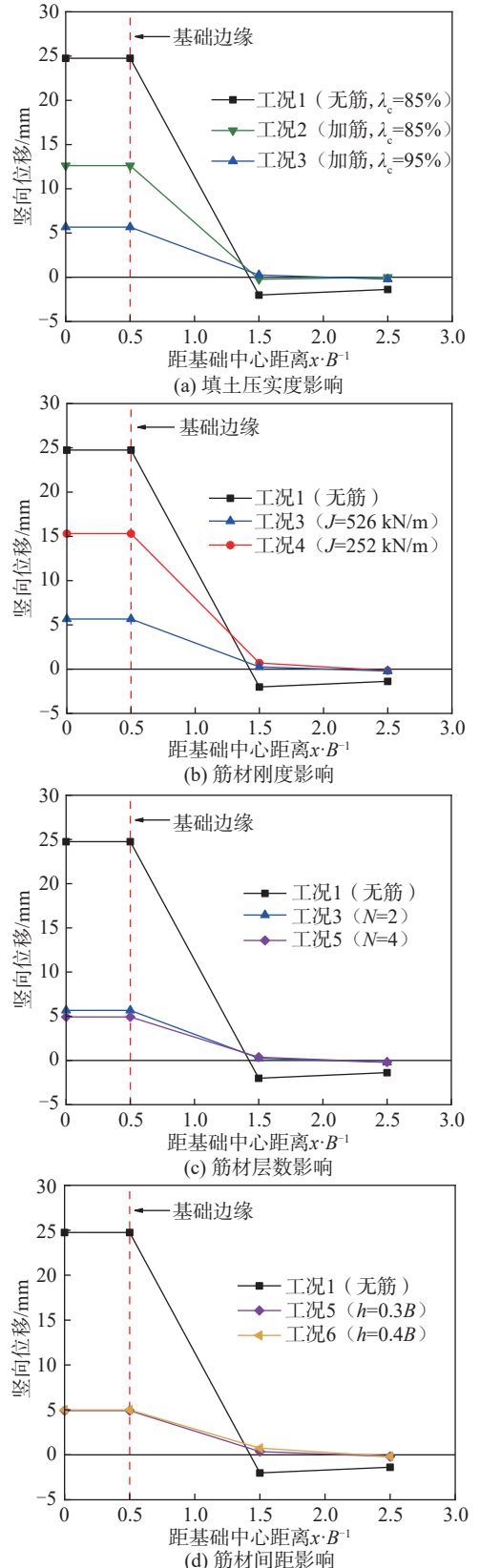


图 8 不同因素对地基表面变形的影响

Fig. 8 Influences of various factors on deformations of foundation surface

图8中,纵坐标的正值表示沉降、负值表示隆起。由图8可见,无筋地基基底范围内沉降最大,接近25 mm,随着距基础中心距离的增加,地表沉降逐渐减小,至距基础中心1.5B范围外,地表出现隆起,最大隆起量为2.5 mm。加筋后,基础范围内沉降显著减小,地表隆起得到有效抑制,地表变形趋向均匀。

由图8(a)可知,随着填土压实度增大,加筋黄土地基表面不均匀沉降减小,填土压实度为85%和95%的加筋地基最大、最小沉降量之比分别为120和50。图8(b)显示,筋材的刚度越大,筋材对地基不均匀沉降改善效果越明显,例如,筋材刚度为252和526 kN/m的地基最大、最小沉降量之比分别为150和50。由图8(c)和(d)可知,筋材竖向间距和层数对地基表面变形影响不大。

从筋材间距和层数对地表变形和加筋区下方土压力的影响看,这两种因素对土压力的影响显著,但对地表变形却几乎无影响,这说明加筋黄土地基主要依靠距地表一定深度范围内的几层筋材的承载能力和应力扩散作用来减小湿陷沉降,即存在一个有效加筋深度,在该深度范围以外再增加筋材层数或改变筋材间距,对改善地表不均匀沉降作用不大。对于加筋砂土地基,也存在类似的有效加筋深度^[16,19]。

3 最优加筋参数

利用数值模拟对比单层筋材的埋置深度对地表不均匀沉降的改善效果,以确定有效加筋深度范围。在此基础上,进一步确定筋材的最佳刚度和长度。

采用Abaqus有限元软件按照试验模型建立加筋地基3维数值模型,如图9所示。采用C3D8R实体单元(即8节点线性六面体单元)对地基土体进行网格划分,考虑到在上覆荷载作用下地基土体的变形主要集中在上部中心区域,为保证计算结果的准确性及计算效率,在网格划分时对荷载施加区域及附近的土层进行网格加密。约束模型左右两侧边界的水平位移,约束底部边界的水平和竖向位移。

地基土采用Mohr-Coulomb理想弹塑性模型。目前,数值软件中还没有一种非常合适描述黄土湿陷的本构模型,主要通过修改土体强度参数或弹性模量模拟黄土的湿陷特性。由于本文主要研究黄土地基的湿陷变形过程,因此选择对变形模量进行修正,采用李骏^[30]在“密模修正法”基础上提出的3维压缩条件下湿陷系数与湿陷割线模量之间的关系确定黄土湿陷后的弹性模量。试验所用黄土湿陷后的弹性模量如表5所示。

采用桁架(Truss)单元模拟土工格栅,即线弹性模型,并选择无压缩模式,模型参数取值参考试验筋材参数。

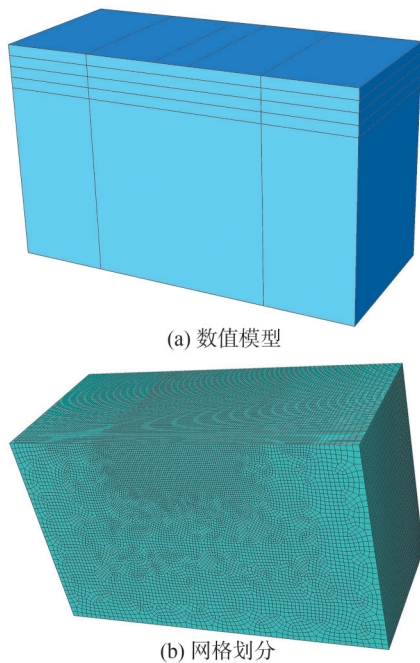


图9 加筋地基3维数值模型

Fig. 9 Three-dimensional numerical model of reinforced foundation

表5 黄土浸水后参数
Tab. 5 Parameters of wetting loess

| 压实度/% | 密度/(g·cm ⁻³) | 弹性模量/MPa |
|-------|--------------------------|----------|
| 85 | 1.84 | 2.18 |
| 95 | 1.95 | 3.17 |

数值模型建成后,先对其进行初始地应力平衡,而后在基础范围内分级施加均布荷载至120 kPa并维持稳定,接着通过“自上而下”分层改变土层参数的方法,模拟地基土体的浸水湿陷过程。

图10为数值计算和实测的素土和加筋地基(工况1、3)的地表竖向位移。对于工况3,数值计算的地表竖向位移值及其分布规律都与模型试验结果吻合。素土地基的数值计算结果与实测值较为接近,但没有反映

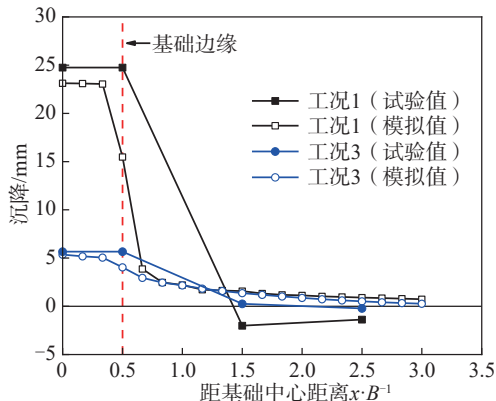


图10 数值计算和实测的地表竖向位移

Fig. 10 Numerical and measured vertical displacements of foundation surface

出试验模型地表隆起的现象,这是因为试验中刚性基础没入地基,将土体向两侧挤压导致隆起,而数值模拟中刚性基础用相同宽度的均布荷载代替,故没有地表隆起现象。

建立试验工况 3 所对应的原型加筋地基数值模型,并将筋材改为单层筋材,筋材埋深、刚度和长度取值如表 6 所示,当研究其中一种参数的影响时,其余参数保持基准值不变。

表 6 影响因素取值

Tab. 6 Values of influence factors

| 影响因素 | 加筋参数 |
|--|----------------------------------|
| 筋材埋深 $u \cdot B^{-1}$ | 0.1、0.2、0.3、0.4、0.5*、0.6、0.7、0.8 |
| 筋材刚度 $J/(\text{kN} \cdot \text{m}^{-1})$ | 252、350、526*、700、875 |
| 筋材长度 L | 2B、3B*、4B、5B |

注:*表示基准值。

图 11 为 3 种因素对加筋黄土地基湿陷变形的影响。图 11 中,横轴为各因素取值与基准值之比,纵轴为基础中心处地基沉降,引入参数 T_{BR} 对沉降进行无量纲处理, T_{BR} 定义为:

$$T_{\text{BR}} = \frac{N_{\text{R}}}{N_{\text{U}}} \quad (1)$$

式中, N_{R} 和 N_{U} 分别为加筋和无筋地基的基础中心处湿陷沉降量。

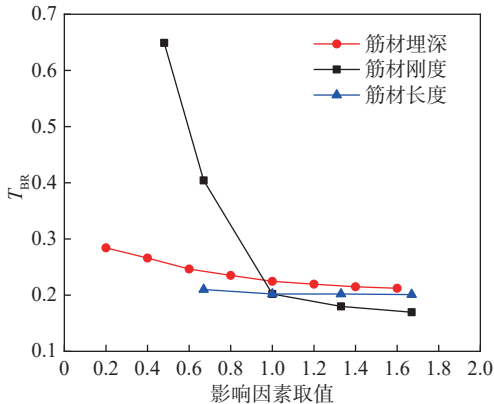


图 11 不同加筋参数对加筋黄土地基湿陷沉降的影响

Fig. 11 Influences of different reinforcement parameters on collapsible settlements of reinforced loess foundation

由图 11 可见,随筋材埋深增大,地基湿陷沉降减小,且减小速率不断降低,在超过基准埋深(0.5B)后,湿陷沉降趋于稳定。试验结果显示(工况 5、6),当第二层筋材深度从 0.6B 增加至 0.7B 后,地表变形无明显变化,说明 0.6B 已超出有效加筋深度。因此,加筋有效深度约为 0.5B,该有效深度值小于加筋砂土地基的有效深度值(约为 2.0B)^[16]。

随筋材刚度增大,加筋地基湿陷沉降先快速减小,当筋材刚度超过基准刚度(526 kN/m)后,沉降减小幅度显著下降,沉降趋于稳定。考虑到过大的筋材

刚度会加大加筋区与素土的模量差异,从而扩大加筋区两侧的裂缝,建议选取刚度为 500~700 kN/m 的筋材。筋材长度的改变对地基湿陷沉降影响微弱,但能看出筋材长度大于 3.0B 时,沉降值更加稳定,因此认为较优的筋材长度为 3.0B。

4 结 论

本文开展湿载作用下的土工格栅加筋黄土地基模型试验,研究土工合成材料加筋结合原位黄土回填对湿陷性黄土地基的处理效果,分析填土压实度和加筋参数对地基破坏模式、内部土压力、基础中心处沉降和表面变形的影响,并进一步利用数值模拟确定最优加筋参数。主要结论如下:

1) 加筋可显著提高湿陷性黄土地基的应力扩散效应,从而大幅降低基底下方的土压力和地表沉降,使土压力和地表沉降的整体分布更加均匀,并使地基破坏模式由无筋地基的冲剪破坏转变为整体剪切破坏。

2) 在加筋黄土地基浸水湿陷过程中,由于加筋区与其两侧的素土模量相差较大,两者不能协调变形,加筋区两侧逐渐发展出竖向裂缝,至地基破坏时,裂缝贯通整个加筋区。

3) 加筋黄土地基加筋区下方的竖向土压力随筋材间距的增加而增大,随填土压实度、筋材刚度和层数的增加而减小,其中增加筋材层数对减小土压力的作用最大,相比无筋地基的最大减幅可达 50%。

4) 加筋黄土地基主要依靠距地表一定深度范围内筋材的承载能力和应力扩散作用来减小湿陷沉降,即存在一个有效加筋深度,改变该深度范围以外筋材的参数,对改善地表不均匀沉降作用不大。

5) 在本文条件下,加筋黄土地基的有效加筋深度约为基础宽度 B 的 0.5 倍,最佳筋材长度约为 3.0B,最佳筋材刚度的范围为 500~700 kN/m。

加筋黄土地基是一种经济、环保的湿陷性黄土地基处理方法,本文证实了其可有效改善湿陷性黄土地基的不均匀沉降,并具有减载作用。加筋黄土地基适用于西北黄土地区道路、油气钻井平台等工程的湿陷性地基处理,也可用于降低综合管廊等地下结构上方的荷载。但加筋区两侧的纵向裂缝是加筋黄土地基工作过程中的一个不利因素,在今后的研究中,可考虑在土工格栅两端搭接土工布,减小加筋区边缘与素土间的模量差异,从而增强加筋区和素土的协调变形能力,以消除裂缝。

参考文献:

- [1] Li P, Vanapalli S, Li T L. Review of collapse triggering mechanism of collapsible soils due to wetting[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2016, 8(2):

- 256–274.
- [2] Chen B, Liu Chaofan, Deng Rongsheng, et al. Macro-microscopic discrete element characteristics of confined compression and wetting test for unsaturated loess[J]. *Advanced Engineering Sciences*, 2024, 56(5): 212–220. [陈宝, 柳超凡, 邓荣升, 等. 非饱和黄土侧限压缩和湿陷试验的宏微观离散元特性分析[J]. *工程科学与技术*, 2024, 56(5): 212–220.]
- [3] Yang Xiaohua, Zhang Jianwei, Zhang Shasha, et al. Research progress on foundation treatment techniques of expressway in loess area[J]. *Journal of Chang'an University (Natural Science Edition)*, 2022, 42(1): 16–32. [杨晓华, 张建伟, 张莎莎, 等. 黄土地区高速公路地基处理技术研究进展[J]. *长安大学学报(自然科学版)*, 2022, 42(1): 16–32.]
- [4] Wang Qian, Liu Zhaozhao, Wang Lanmin, et al. Review on seismic reinforcement of loess foundation [J]. *Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering*, 2021, 41(6): 1366–1381. [王谦, 刘钊钊, 王兰民, 等. 黄土地基抗震处理技术研究进展与展望[J]. *防灾减灾工程学报*, 2021, 41(6): 1366–1381.]
- [5] Yan Changgen, Gu Liangjun, Yang Xiaohua, et al. Triaxial shear property of geocell reinforced loess[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2017, 30(10): 17–24. [晏长根, 顾良军, 杨晓华, 等. 土工格室加筋黄土的三轴剪切性能[J]. *中国公路学报*, 2017, 30(10): 17–24.]
- [6] Lai J, Yang B H. Laboratory testing and numerical simulation of a strip footing on geosynthetically reinforced loose sand[J]. *Journal of Testing and Evaluation*, 2017, 45(1): 51–60.
- [7] El-Soud S A, Belal A M. Bearing capacity of rigid shallow footing on geogrid-reinforced fine sand experimental modeling[J]. *Arabian Journal of Geosciences*, 2018, 11(11): 247.
- [8] Wang Jiaquan, Zhang Liangliang, Liu Zhengquan, et al. Large model test on geogrid reinforced sand soil foundation under dynamic loading[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2018, 39(10): 3539–3547. [王家全, 张亮亮, 刘政权, 等. 土工格栅加筋砂土地基大模型动载试验研究[J]. *岩土力学*, 2018, 39(10): 3539–3547.]
- [9] Mehrkardi G T, Behrad R, Moghaddas Tafreshi S N. Scale effect on the behavior of geocell-reinforced soil[J]. *Geotextiles and Geomembranes*, 2019, 47(2): 154–163.
- [10] Chen J F, Guo X P, Xue J F, et al. Load behaviour of model strip footings on reinforced transparent soils[J]. *Geosynthetics International*, 2019, 26(3): 1–32.
- [11] Chen J F, Guo X P, Sun R, et al. Physical and numerical modelling of strip footing on geogrid reinforced transparent sand[J]. *Geotextiles and Geomembranes*, 2021, 49(2): 399–412.
- [12] Guo X, Chen J, Xue J, et al. Centrifuge model and numerical studies of strip footing on reinforced transparent soils[J]. *Geosynthetics International*, 2023, 30(6): 602–627.
- [13] Hou Juan, Zhang Mengxi, Zhang Taotao, et al. Vertical stress analysis and calculations in horizontal-vertical reinforced foundation[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2015, 36(Supp2): 702–708. [侯娟, 张孟喜, 张陶陶, 等. 横-竖立体加筋地基中附加应力的分析计算[J]. *岩土力学*, 2015, 36(增刊2): 702–708.]
- [14] Cao Wengui, Tan Jianhui, Hu Weidong. Upper bound of ultimate bearing capacity for the reinforced grounds[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2018, 39(6): 1955–1962. [曹文贵, 谭建辉, 胡卫东. 水平加筋地基极限承载力的极限上限分析法[J]. *岩土力学*, 2018, 39(6): 1955–1962.]
- [15] Yan Qing, Zhao Junhai, Zhang Changguang. A new solution to the ultimate bearing capacity of reinforced foundation near slope based on the unified strength theory[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2021, 42(6): 1587–1600. [晏青, 赵均海, 张常光. 基于统一强度理论的临坡加筋地基极限承载力新解[J]. *岩土力学*, 2021, 42(6): 1587–1600.]
- [16] Das B M, Shin E C, Omar M T. The bearing capacity of surface strip foundations on geogrid-reinforced sand and clay—A comparative study[J]. *Geotechnical and Geological Engineering*, 1994, 12: 1–14.
- [17] Abu-Farsakh M, Chen Q M, Sharma R, et al. Large scale model footing tests on geogrid reinforced footing and marginal embankment soils[J]. *Geotechnical Testing Journal*, 2008, 31(5): 413–423.
- [18] Deb K, Konai S. Bearing capacity of geotextile-reinforced sand with varying fine fraction[J]. *Geomechanics and Engineering*, 2014, 6(1): 33–45.
- [19] Alawaji H A. Settlement and bearing capacity of geogrid-reinforced sand over collapsible soil[J]. *Geotextiles and Geomembranes*, 2001, 19(2): 75–88.
- [20] Hanna A, Soliman S. Experimental investigation of foundation on collapsible soils[J]. *Journal of Geotechnical and Environmental Engineering*, 2017, 143(11): 4017085.
- [21] Wang Jiaquan, Bai Lei, Lin Zhinan, et al. Analysis of boundary effects and bearing capacity of reinforced soil foundation model tests[J]. *Journal of Experimental Mechanics*, 2021, 36(1): 133–142. [王家全, 柏蕾, 林志南, 等. 加筋土地基模型试验边界效应与承载性能分析[J]. *实验力学*, 2021, 36(1): 133–142.]
- [22] Bathurst R J, Naftchali F M. Geosynthetic reinforcement stiffness for analytical and numerical modelling of reinforced soil structures[J]. *Geotextiles and Geomembranes*, 2021, 49(4): 921–940.
- [23] Li Lihua, Cao Yu, Liu Juqiang, et al. Experimental study on load bearing performance of stone columns under different reinforcement methods[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2023, 42(12): 3085–3094. [李丽华, 曹毓, 刘巨强, 等. 不同加筋方式下碎石桩复合地基承载性能试验研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2023, 42(12): 3085–

- 3094.]
- [24] Gao Changhui, Liu Songyu, Du Guangyin, et al. Model tests on reinforcement of collapsible loess by pneumatic-vibratory probe compaction method[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2024, 46(2): 325–334. [高常辉, 刘松玉, 杜广印, 等. 气动振杆密实法加固湿陷性黄土的模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2024, 46(2): 325–334.]
- [25] Liu Deren, Zhang Zhuanjun, Wang Xu, et al. Study on field application parameters of unsaturated loess ground remodeling by humidification of water vapor[J]. Rock and Soil Mechanics, 2023, 44(Supp1): 73–82. [刘德仁, 张转军, 王旭, 等. 水蒸汽增湿重塑非饱和黄土地基现场应用参数研究[J]. 岩土力学, 2023, 44(增刊1): 73–82.]
- [26] Cao Weiping, Li Qingyuan, Zhao Min, et al. Model tests on thermal-mechanical behavior of energy piles in loess soils under intermittent operation mode[J]. China Civil Engineering Journal, 2024, 57(9): 123–134. [曹卫平, 李清源, 赵敏, 等. 间歇式运行模式下黄土地基中能量桩热-力特性模型试验[J]. 土木工程学报, 2024, 57(9): 123–134.]
- [27] Liu Yuchuan, Zuo Guangzhou, Chen Fuquan. Numerical research on stress distribution of geosynthetic reinforcement layer[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, 28(5): 903–908. [刘毓毓, 左广洲, 陈福全. 加筋垫层应力扩散特性试验研究[J]. 岩土力学, 2007, 28(5): 903–908.]
- [28] Moghaddas Tafreshi S N, Dawson A R. Comparison of bearing capacity of a strip footing on sand with geocell and with planar forms of geotextile reinforcement[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2010, 28(1): 72–84.
- [29] Useche-Infante D, Aiassa Martinez G, Arrua P, et al. Experimental study of behaviour of circular footing on geogrid-reinforced sand[J]. Geomechanics and Geoenvironment, 2019, 17(1): 45–63.
- [30] Li Jun. Study on interaction mechanism between surrounding rock hydro-collapse and lining structure of loess tunnel and its evaluation method[D]. Xi'an: Xi'an University of Technology, 2019. [李骏. 黄土隧道围岩湿陷与衬砌结构相互作用机制及其评价方法研究[D]. 西安: 西安理工大学, 2019.]

Physical Model Tests on Reinforced Loess Foundation Model Under Wetting and Loading

ZHANG Wan¹, MU Hongkun², LIU Fengyin^{1*}, GUO Huaining¹, ZHAO Wei³, XUE Yifeng³

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Xi'an University of Technology, Xi'an 710048, China;

2. China Construction Eighth Bureau Fourth Construction Company Limited, Qingdao 266000, China;

3. Shaanxi Province Institution of Water Resources and Electric Power Investigation and Design, Hydropower Engineering Branch, Xi'an 710001, China)

Abstract:

Objective Reinforcement method is utilized to treat the collapsible loess foundation in this study. The reinforced loess foundation is constructed by excavating a portion of the collapsible loess, laying geosynthetic reinforcement layers at specific spacing, and then backfilling and compacting the excavated soil. This study evaluates the improvement effect of geogrid reinforcements on the differential settlement of the collapsible loess foundation.

Methods Physical model tests were conducted on reinforced loess foundations under wetting and loading to examine the influence of the compaction degree of backfill and the stiffness, number, and spacing of reinforcement layers on the earth pressures and deformation of reinforced loess foundations. The width (B) of the strip footing above the foundation is 90 mm. The model foundation has a length of 900 mm ($10.0B$), a height of 550 mm, and a width of 400 mm. The length of the model reinforcement layer is 450 mm ($5.0B$). The uppermost reinforcement layer is 27 mm ($0.3B$) away from the surface of the foundation. Loess from Yan'an was selected for the foundation soil, and biaxial geogrids with different stiffnesses were used as model reinforcements. Linear variable differential transformers were installed above the foundation surface to measure the settlements of the foundation. Earth pressure sensors were installed below the reinforced zone. The load was applied gradually. When the load reached 120 kPa, the deformation was wetted gradually under this load. Finite element numerical simulations were conducted to model the physical tests and analyze the optimal parameters and arrangements of reinforcement layers for reinforced loess foundations.

Results and Discussions The results showed that, compared to the pure loess foundation, the inclusion of geogrids within the collapsible loess foundation significantly improves the stress diffusion effect of the foundation and thus reduces the internal earth pressures and surface settlements within the width of the footing. After reinforcement with geogrids, the failure mode of the composite foundation shifts from the punching shear failure of the pure loess foundation to overall shear failure. During the process of wetting and loading, longitudinal cracks develop from the foundation surface into the internal soil on both sides of the reinforced zone. When the foundation was damaged, the crack depth equaled the depth of the entire reinforced zone, and the maximum crack width reached 2.5 cm. The occurrence of these cracks resulted from the inability of the soil adjacent to the reinforced zone to deform in coordination with it due to the large difference in deformation modulus between the two parts. The internal earth pressures of the reinforced loess foundation decrease with the increase in compaction degree of the backfill, the stiffness, and the number of reinforcements, whereas they increase with greater reinforcement spacing. The increased compaction degree of the backfill enhances the deformation modulus and

the friction between the reinforcements and soil, which improves the stress diffusion effect and thus reduces the earth pressures below the reinforced zone. The greater the reinforcement stiffness, the higher the load borne by the reinforcements and the smaller the load transferred to the soil below the reinforced zone. The maximum earth pressures below reinforced foundations with reinforcement stiffnesses of 252 and 526 kN/m decreased by 14% and 29%, respectively, compared to the pure foundation. As the number of reinforcement layers increases, the proportion of the load carried by the reinforcements also increases, resulting in reduced load transmission to the soil beneath the reinforcement zone. In addition, increasing the number of reinforcement layers enhances the friction between the reinforcement and soil, which increases the stress diffusion effect and thus decreases the earth pressure within the width of the footing. As the vertical spacing between reinforcement layers increases, the restraint of the reinforcements on backfill deformation decreases, leading to a weakened stress diffusion effect of the foundation. Therefore, the earth pressures below the reinforced zone increased and became more unevenly distributed. Increasing the number of reinforcement layers proved most effective in reducing soil pressure, achieving a maximum reduction of 50% compared to the pure loess foundation. The reinforced loess foundation primarily relied on the bearing capacity and stress diffusion effect of the reinforcement layers within a specific depth range below the surface to reduce settlement, indicating the presence of an effectively reinforced depth. Altering reinforcement parameters beyond this depth does not affect reducing the differential settlement of the foundation. The effectively reinforced depth was approximately 0.5 times the width of the footing ($0.5B$). The optimal length and stiffness of the reinforcement layers were $3.0B$ and $500\sim 700$ kN/m, respectively.

Conclusions Reinforced loess foundation represents an economical and environmentally friendly method for treating collapsible loess foundations. This study confirms that placing geosynthetic reinforcements in loess can effectively reduce the uneven settlement of collapsible loess foundations and the earth pressure beneath the footing. The reinforced loess foundation is suitable for treating collapsible foundations in engineering projects such as roads and oil and gas drilling platforms in the northwest loess region. It can also be applied to reduce the load above underground structures, including comprehensive pipe galleries. However, the longitudinal cracks observed on both sides of the reinforced zone constitute a disadvantageous factor during the working process of the reinforced loess foundation. Future research can consider overlapping geotextiles at both ends of the geogrids to reduce the modulus difference between the reinforced zone and the pure soil, enhancing the coordinated deformation ability of the reinforced and unreinforced zones. Therefore, the formation of cracks can be eliminated.

Key words: collapsible loess; reinforced foundation; physical model test; wetting and loading

(编辑 周 璇)

引用格式: Zhang Wan, Mu Hongkun, Liu Fengyin, et al. Physical model tests on reinforced loess foundation model under wetting and loading[J]. *Advanced Engineering Sciences*, 2025, 57(4): 197–207. [张琬, 牟洪坤, 刘奉银, 等. 湿载作用下加筋黄土地基模型试验研究[J]. *工程科学与技术*, 2025, 57(4): 197–207.]