

预应力加筋体水平土压力及作用机理研究

杜运兴[†],袁兰,周芬

(湖南大学 土木工程学院,湖南 长沙 410082)

摘要:采用缩尺模型试验及三维有限元模拟研究了预应力筋长度对加筋体水平土压力分布的影响及加筋体中预应力筋的预拉力作用机理.研究表明:墙背土压力的大小与分布规律与预应力筋长度无关;预拉力作用下,预应力筋位置填料的水平土压力沿筋长方向呈两端大中间小的分布规律,其中部填料的水平土压力值增幅随预应力筋长度的增大而减小;随着预拉力的增加,填料水平应力值会超过竖向应力值并与大主应力值完全重合;填料的平均破坏比系数呈先减小后增大的变化趋势,填料的应力水平表明在预拉力作用下填料存在最优的应力状态.

关键词:加筋土挡墙;预拉力;土压力;机理分析;模型试验;有限元分析

中图分类号:TU472.3

文献标志码:A

Research on Horizontal Soil Pressure and Mechanism Analysis of Unbonded Prestressed Reinforced Body

DU Yunxing[†], YUAN Lan, ZHOU Fen

(College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China)

Abstract: The influence of the length of prestressed reinforcement on the distribution of horizontal earth pressure and the prestress mechanism of prestressed reinforcement were studied by using scale model test and three-dimensional finite element simulation. The study showed that the value and distribution of the earth pressure on the panel were independent on the length of prestressed reinforcement. With the action of prestress, the horizontal earth pressure value of prestressed reinforced layer was large at ends and small in the middle along the direction of reinforcement. The increase range of the pressure at middle of the layer decreased with the increase of the length of the prestressed reinforcement. With the increase of prestress, the horizontal stress value of filler can exceed the vertical stress value and coincide with the large principal stress value completely. The average failure ratio coefficient of filler decreased with the increase of prestress, and the stress level of filler presented an optimal safety state for the filler under the action of prestress.

Key words: reinforced earth retaining wall; prestressed; earth pressure; mechanism analysis; model test; finite element method

* 收稿日期:2018-10-16

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51378199), National Natural Science Foundation of China(51378199);长沙市科技计划重大专项资助项目(kq1703002, kq1804002), Major Project of Sci-Tech Plan of Changsha City(kq1703002, kq1804002);湖南省自然科学基金资助项目(2018JJ2050), Natural Science Foundation of Hunan Province(2018JJ2050)

作者简介:杜运兴(1971—),男,河南平顶山人,湖南大学教授

[†] 通讯联系人, E-mail: duyunxing@hnu.edu.cn

加筋土结构因具有造价经济、对地基承载力要求低、对地基变形适应性强等优点被广泛应用于铁路、公路、水利等工程领域^[1-2]。随着加筋土技术的广泛应用和深入研究,新型的加筋材料及加筋土形式应运而生。无黏结预应力加筋土技术就是近年来被提出的一种新型加筋技术。该技术由预应力筋、墙面板、侧压板及填料构成。其中预应力筋两端分别与墙面板、侧压板连接,填筑完成后可以对预应力筋进行张拉,使墙面板、侧压板之间的填料产生水平约束,从而达到增强填料强度、减小填料变形的目的。加筋体内水平土压力的大小与分布规律能够直接反映填料的受力状态并且影响挡墙的承载力与安全性,因此,对加筋体内水平土压力的研究至关重要。徐超等^[3]采用离心模型试验对短加筋土挡墙进行研究,试验中采用微型土压力计监测加筋体与稳定陡坡之间的土压力,研究发现二者之间的水平压力远小于理论值,仅为接触压力。杨广庆等^[4]对双级模块式加筋土挡墙进行现场试验研究,试验利用土压力盒测量了挡墙在柔性基础、刚性基础上的基底土压力分布规律。杜运兴等^[5]对预应力加筋土路堤进行室内试验,试验测得挡板高度方向水平土压力小于静止土压力,说明筋带对填料的约束作用减小了填料对挡板的土压力。

由于加筋土力学性能的复杂性,用试验方法难以全面反映加筋体的各项性能,因此许多学者采用数值模拟方法对加筋土结构进行研究。喻泽红等^[6]采用有限单元法模拟加筋土边坡破坏的渐进过程,研究表明筋材的拉伸模量与加筋密度对剪切滑移带影响较大。Chen 等^[7]利用有限差分法对不同几何布局的挡墙进行数值分析,研究表明墙面板倾角小于 80°时,挡墙的侧向位移会明显减小。Yang 等^[8]利用有限单元法研究了挡墙在侧向荷载作用下的力学性能,研究表明挡墙的破坏模式与侧向承载力主要取决于筋带长度与挡墙高度的比值。Yu 等^[9]指出经过工程实例验证的数值模型是非常有价值的,该模型可以用来对材料属性、几何布局类似的结构进行参数分析,数值仿真结果有助于提升人们对挡墙力学性能的认知,进而促进挡墙的优化设计。

本文在前人研究的基础上,通过改变预应力筋长度这一关键参数,研究其对加筋体内水平土压力分布规律的影响。在此基础上,利用数值方法研究预应力筋的预拉力作用机理。

1 缩尺模型试验

为获得与原型试验一致的应力场,本文采用增大填料密度的方法建立缩尺模型试验,试验中的填料是由粗、细钢砂按一定比例配置的。模型相似比原理及混合钢砂的配置过程见文献 [10]。由于最终确定的混合钢砂密度为 5.305 g/cm³,大致相当于普通密实中砂的 3 倍,因此缩尺模型试验可以模拟尺寸为其 3 倍的原型试验,即相似比常数 n 为 3。

1.1 试验材料

1) 钢砂填料

试验测得混合钢砂的力学参数见表 1。

表 1 填料参数

Tab.1 Parameters of the fill

物理量	内摩擦角 $\varphi/(^\circ)$	黏聚力 c/kPa	密度 $\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	曲率系数 C_c	不均匀系数 C_u
模型填料	28.7	0	5.305	1.13	2.891

2) 加筋材料

参照玻璃纤维土工格栅技术规范 (GB/T 21825—2008)^[11],利用 MTS 万能试验机对格栅主要力学性能进行测试,结果见表 2。

无黏结预应力筋由钢绞线和 PVC 管构成,将钢绞线穿过 PVC 管,并保证预应力筋在管内可自由滑动,且不与填料接触。缩尺模型试验所用钢绞线的材料参数见表 3。

表 2 玻纤格栅力学性能

Tab.2 Mechanical parameters of fiberglass geogrid

	弹性模量 E/GPa	厚度 t/mm	单位宽度面积 $A/(\text{mm}^2\cdot\text{m}^{-1})$	延伸率/%
原型	7.2	0.95	380	1.66
模型	7.2	0.95	123.5	1.66

表 3 钢绞线力学性能

Tab.3 Mechanical parameters of steel strand

	弹性模量 E/GPa	直径/mm	单位长度面积 $A/(\text{mm}^2\cdot\text{m}^{-1})$	破断拉力 F/kN
模型	200	6	95.3	18.6

3) 墙面板

缩尺模型包含 5 层、3 列钢筋混凝土模块式墙面板 (见图 1)。墙面板、侧压板尺寸均为 25 cm×25 cm×4 cm,其中墙面板四周有 2 cm 的翼缘或内收用

于安装时墙面板之间的卡嵌拼接。

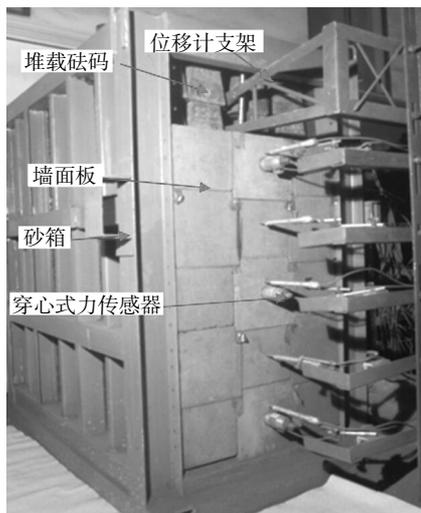


图1 试验装置图

Fig.1 Photograph of model test

1.2 试验工况及测点布置

缩尺模型建立在砂箱中,砂箱底部是混凝土地面,填料相当于填筑在刚性地基上.除箱体一侧安装墙面板外,箱体其余三侧内壁都安装钢化玻璃,其内表面光滑,填筑钢砂前对钢化玻璃的内表面进行涂油处理,进一步减少填料与砂箱之间的摩擦.本文设计了3个缩尺模型工况,3个模型除预应力筋长度不一样外,其余参数完全一致.每个模型分5层填筑,文中填筑层、墙面板层及加筋层均按照由下往上的顺序编号.试验工况详见表4.

填筑完成后,对第1、3、5层预应力筋分别施加8 kN、4 kN、1 kN的预拉力.模型顶部有堆载区,采用标准砝码施加竖向荷载,荷载分3级,每级荷载4.44 kPa.

表4 试验工况
Tab.4 Test cases

工况	第1层	第2层	第3层	第4层	第5层
1	预应力筋	玻纤格栅	预应力筋	玻纤格栅	预应力筋
	0.3H	0.3H	0.3H	0.3H	0.3H
2	预应力筋	玻纤格栅	预应力筋	玻纤格栅	预应力筋
	0.4H	0.3H	0.4H	0.3H	0.4H
3	预应力筋	玻纤格栅	预应力筋	玻纤格栅	预应力筋
	0.5H	0.3H	0.5H	0.3H	0.5H

试验在中列墙面板背部布置了5个土压力盒用于测量挡墙墙背土压力;在第1、3、5层预应力筋周围距离墙面板0、L/2、L(L为预应力筋长度)处分别布置了3个土压力盒来研究预拉力对填料水平

土压力的影响,并在墙面板处布置了5个水平位移计用于测量挡墙的水平位移.测点详见图2.

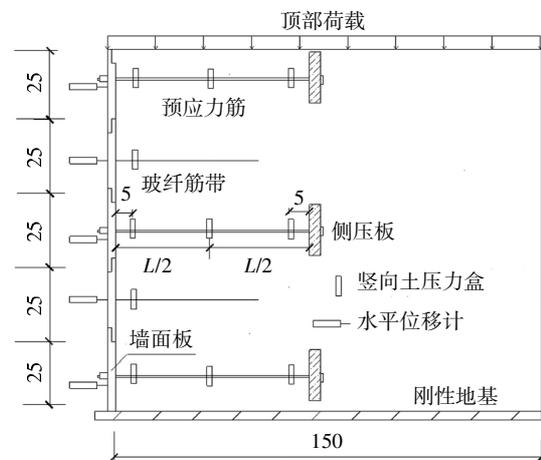


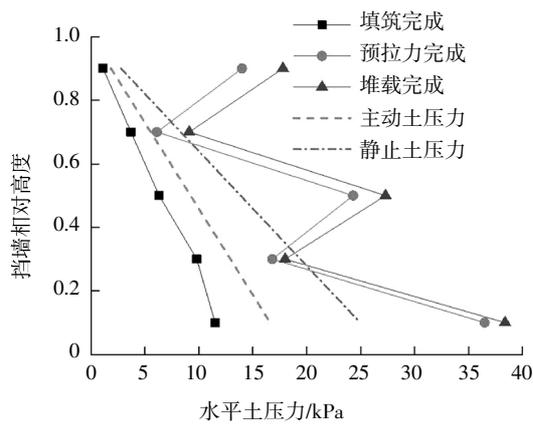
图2 测试仪器布置示意图(单位:cm)

Fig.2 Sketch of instrument layout (unit: cm)

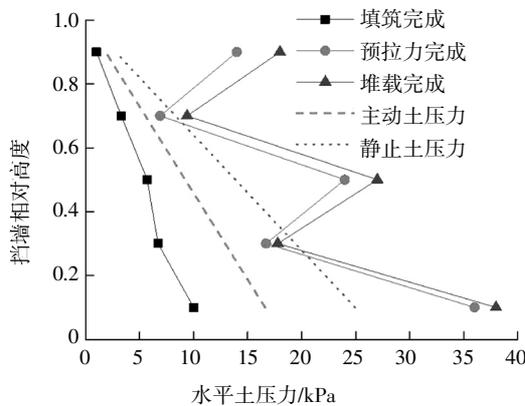
2 试验结果与分析

2.1 墙背土压力

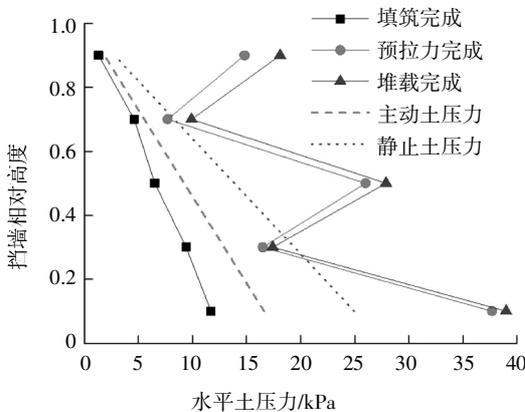
3种工况的墙背土压力实测值与朗肯主动土压力、静止土压力计算结果对比情况见图3.从图3中可以看出,填筑完成、预拉力施加完成、堆载完成后墙背土压力的大小和分布规律与预应力筋长度基本无关.填筑完成时,墙背土压力沿墙高方向呈三角形分布,其值约为主动土压力值的3/4.自重引起的墙背土压力值较主动土压力值小,一方面是因为朗肯主动土压力理论的假设(墙背光滑且挡墙发生整体平移)与实际情况有出入;另一方面墙面板与填料之间的摩擦作用、预应力筋对填料的约束作用都会引起墙背土压力值的减小.预拉力施加完成后,墙面板、侧压板会对填料产生水平约束作用,因此第1、3、5层墙背土压力值大幅度增加,这3层墙背土压力值均大于静止土压力.由于挡墙采用的是装配式墙面板,墙面板之间相互卡嵌拼接,因此第2、4层墙背土压力增加幅度较预应力加筋层要小,其值均介于主动土压力与静止土压力之间.堆载完成后,3种工况中各层墙面板背部土压力沿高度方向均略有增加,但由于顶部荷载在向下传递的过程中存在扩散和衰减作用,因此,越靠近挡墙底部,墙面板背部土压力的增长幅度越小,堆载后墙背土压力的分布形式仍保持为预拉力施加完成后的分布形式.



(a)工况 1



(b)工况 2



(c)工况 3

图3 墙背土压力

Fig.3 Earth pressure on the panel

2.2 墙面板水平位移

竖向荷载作用下,3个工况墙面板水平位移增量如图4所示.从图4中可以看出,水平位移增量沿墙高方向近似呈直线分布,表明挡墙具有较好的整体性.随着预应力筋长度的增大,挡墙水平位移增量逐渐减小,这是因为筋带越长,挡墙沿筋长方向的尺寸越大,挡墙的抵抗侧向变形的能力越强.

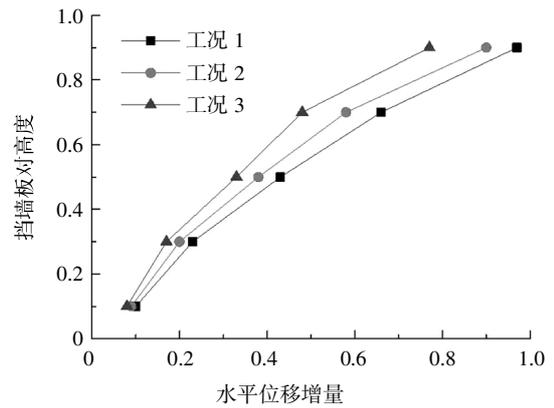


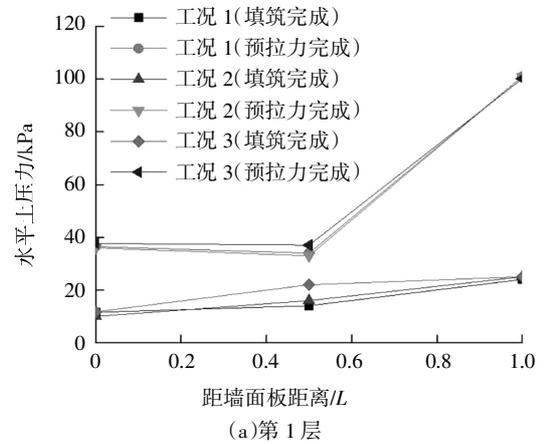
图4 墙面板水平位移增量

Fig.4 Horizontal displacement increment of wall panel

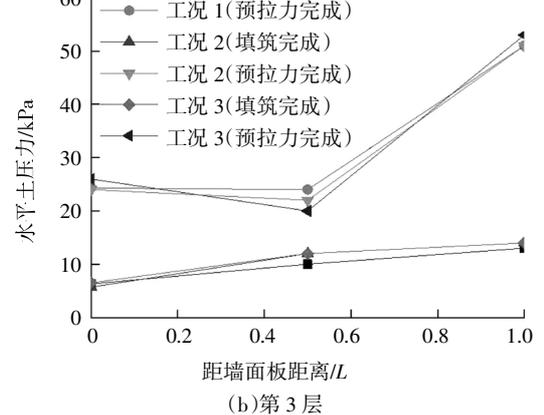
2.3 预应力加筋层水平土压力

图5为填筑完成、预拉力施加完成后3种工况预应力加筋层填料水平土压力分布图.

由图5可知,填筑完成时,3种工况第1、3、5层填料水平土压力值沿远离墙面板方向基本呈直线分布,侧压板一侧填料土压力值略大,这是由于侧压板前填料受到挡墙后方填料的挤压作用.预拉力施加完成后,由于距墙面板0.1L处测点土压力增加量大于L/2处测点,因此预应力加筋层填料的水平土压力值分布沿筋长方向呈两端大中间小.



(a)第1层



(b)第3层

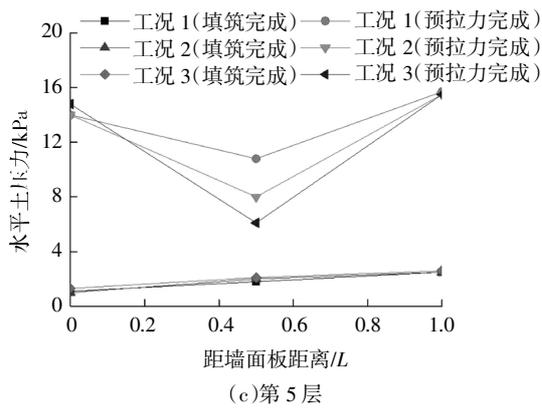


图 5 水平土压力分布图

Fig.5 Distribution of horizontal earth pressure diagram

从图 5 中还可以看出,距墙面板距离 0、L 处测点填料的水平土压力值增加量受预应力筋长度影响较小,而 L/2 处测点的水平土压力增加量受预应力筋长度影响较大.随着预应力筋长度的增大,L/2 处测点填料的水平土压力增加幅度越小,这是因为预应力筋的预拉力是通过墙面板、侧压板自挡墙两端向中间传递的,填料水平应力分布模型近似于图 6 所示,预应力筋长度越大,应力在传递过程中扩散作用越明显,因此挡墙中部填料获得的应力增加幅度越小.若要使加筋区填料的水平应力较为均匀,预应力筋长度不宜过大.

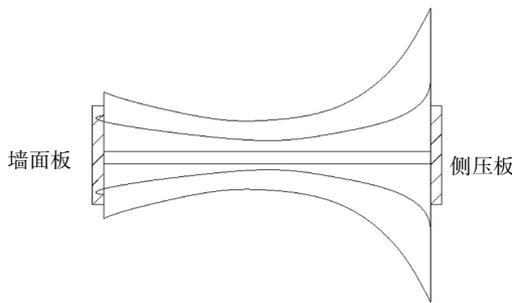


图 6 水平应力的分布模型

Fig.6 Distribution model of horizontal earth stress

3 数值模拟

基于工况 3 建立三维数值模型,利用数值模拟结果,进一步研究预应力筋的预拉力作用机理.模型的几何特性、网格划分及坐标设置情况如图 7 所示.图中隐藏了一半回填土.

3.1 建模方法

模型中墙面板、侧压板、填料、地基均采用八结点实体单元,预应力筋采用两结点梁单元,玻纤格栅采用四结点薄膜加强筋单元.其中填料采用线性

弹塑性模型,其余材料都采用线弹性模型.填料的本构模型为摩尔库仑模型,其屈服准则为式(1),计算时将填料强度指标 c, φ 按照式(2)转换为相关参数输入到模型中,其中 $\alpha=0.154, \sigma=0$.填料的弹性模量、泊松比分别为 30 MPa 和 0.3.填料采用相关联的流动法则,其表达式见式(3),其中 ε_{ij}^p 为塑性应变, λ 为比例系数, G 为塑性势函数.

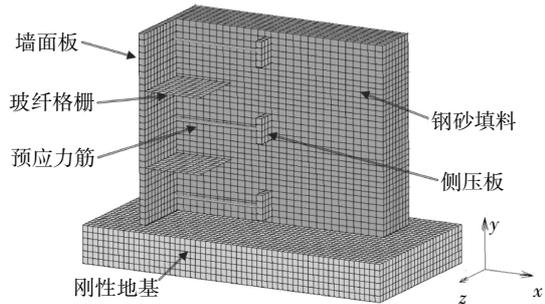


图 7 有限元模型

Fig.7 Finite element model

$$F = \alpha I_1 + \sqrt{J_2} - \frac{\sigma}{\sqrt{3}} = 0 \tag{1}$$

$$\alpha = \frac{\sin \varphi}{\sqrt{9 + 3\sin^2 \varphi}}, \sigma = \frac{3\sqrt{3} c \cos \varphi}{\sqrt{9 + 3\sin^2 \varphi}} \tag{2}$$

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} \tag{3}$$

模型的边界条件:地基地部所有结点位移 $x=0, y=0, z=0$,地基 4 个侧面与挡墙 3 个侧面(安装墙面板一侧除外)只对结点的法向位移进行约束.

在预应力筋的结点上建立伺服连接^[12],并对伺服连接的控制结点施加预拉力.首先对预应力筋某一单元进行分割,分割后界面会创建重复结点如图 8 所示.接下来定义一个外部控制结点用于施加集中力,预拉力施加阶段,该点相对于预拉力方向的其他方向自由度都必须约束.在结点 1、2 与控制结点之间的约束方程见下式:

$$u_3 = u_2 - u_1, v_1 = v_2, w_1 = w_2 \tag{4}$$

$$F_3 = -F_1 = F_2 \tag{5}$$

对控制结点施加集中力,即预应力筋的预拉力.当预拉力施加完成后约束控制结点所有方向自由度.

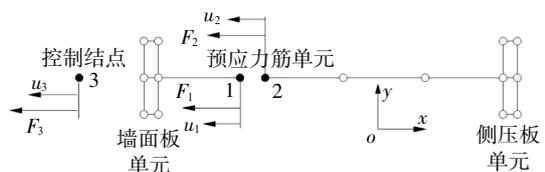


图 8 预拉力施加图

Fig.8 Application of prestress

预应力筋结点与相邻填料单元结点之间只进行 y, z 向自由度的约束, 保证它们之间位移协调. 而 x 向位移相互独立, 以模拟它们之间是无黏结的, 墙面板与墙面板之间的 y, z 向位移基本一致, x 向可以发生较小的相对位移. 模拟时, 墙面板之间对应结点 y, z 向采用结点连接, 使其位移保持一致, x 向采用弹簧结点连接, 可以通过调节弹簧刚度来控制墙面板与墙面板之间发生相对位移的难易程度. 本文中墙面板与墙面板之间弹簧刚度 K 为 1×10^8 N/m, 该值是通过模拟结果与实测值反演得到的.

墙面板与填料、侧压板与填料、填料与地基之间的界面抗剪强度采用摩尔库仑失效准则来定义. 界面的摩擦角 δ 、法向刚度 k_n 和切向刚度 k_s 可通过以下公式^[13]进行计算:

$$\tan \delta = 0.8 \tan \varphi_{\min} \quad (6)$$

$$k_n = k_s = \max[10(K+1.33G)] \quad (7)$$

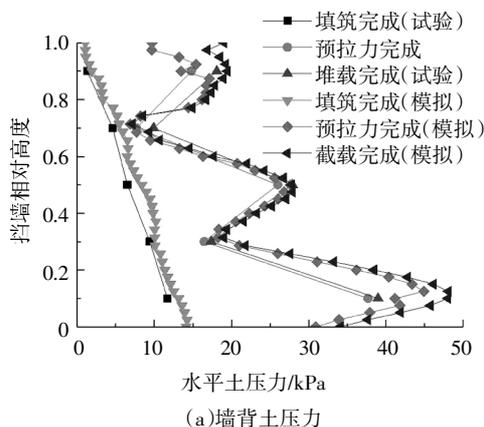
式中: φ_{\min} 为相邻材料内摩擦角的最小值; K, G 分别为材料的体积模量与剪切模量. 本文中填料与墙面板、侧压板、地基之间的界面摩擦角为 23.7° 、界面刚度为 $332\ 917$ MPa.

挡墙在正常工作状态下, 玻纤格栅与填料之间基本不出现滑移, 模拟时假设玻纤格栅与填料变形协调, 因此不必在格栅与填料之间设置界面单元, 可以采用结点连接方法使格栅单元结点与其周围填料单元结点 x, y, z 位移一致.

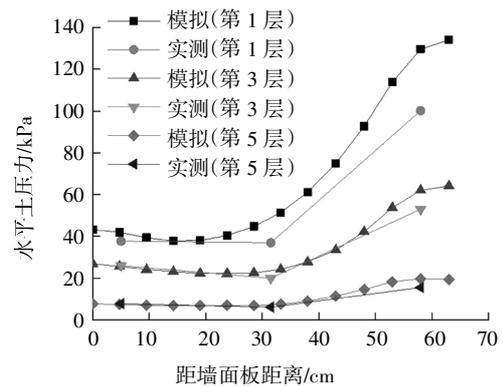
预应力施加完成后, 在挡墙顶部施加 13.32 kPa 的均布荷载来模拟试验中挡墙顶部的堆载情况.

3.2 模型验证

工况 3 墙背土压力及预应力施加完成后第 1、3、5 层水平土压力的模拟值与实测值如图 9 所示. 从图中可以看出, 模拟值与实测值具有相同的变化规律, 且二者在数值上具有较好的一致性, 整体来看, 数值模拟结果较好地反映了挡墙的应力场, 从而验证了用有限元方法分析该类型挡墙的合理性.



(a) 墙背土压力



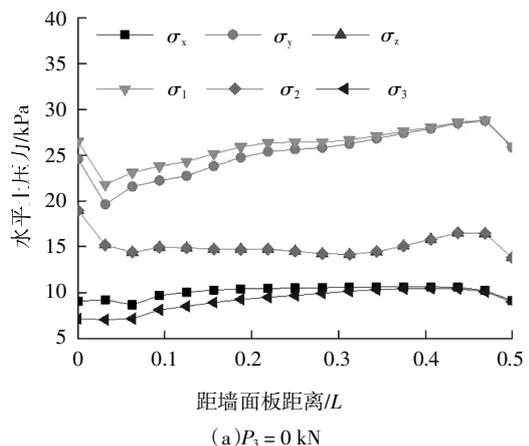
(b) 预应力加筋层水平土压力

图9 结果对比分析

Fig.9 Results comparison

4 预拉力作用机理分析

为研究预拉力的作用机理, 以工况 3 第 3 层预应力筋周围填料为研究对象, 观察预拉力对该层填料应力状态的影响. 图 10 为挡墙第 3 层预应力筋周围填料的土压力随预拉力的变化情况. σ_x 为沿预应力筋长度方向的水平应力, σ_y 为竖向应力, σ_z 为垂直于筋长方向的水平应力 (坐标系见图 7); $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 分别为大、中、小主应力. 由图 10(a) 可见, 重力荷载作用下, σ_y 的值接近大主应力 σ_1 的值, σ_z 的值与中主应力 σ_2 的值完全重合, σ_x 的值接近小主应力 σ_3 的值. 预拉力作用下, σ_x 的增长速率最大, 其次是 σ_z , 而 σ_y 受预拉力影响较小. 预拉力施加过程中填料的应力状态不断发生变化, 当第 3 层预拉力 P_3 从 0 kN 增大到 4.5 kN 时, σ_x, σ_z 逐渐超过 σ_y , 使 σ_y 的值变为最小, 与此同时 σ_x 与 σ_1, σ_z 与 σ_2, σ_y 与 σ_3 的值基本重合 (见图 10(b)). 若继续增大预拉力, x, z, y 方向应力值会与大、中、小主应力值完全重合, 此后, 填料小主应力值基本不变, 大、中主应力值会随着预拉力的增加明显增大.



(a) $P_3 = 0$ kN

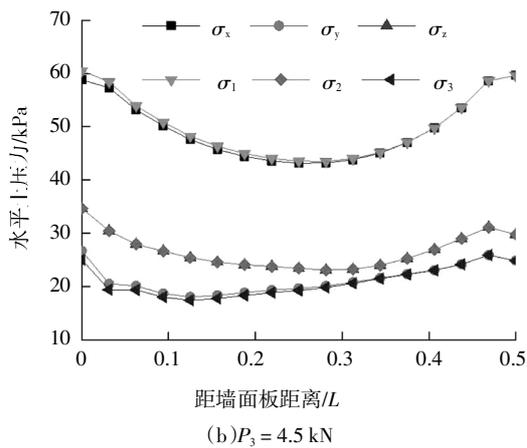


图 10 第 3 层预应力筋周围填料土压力

Fig.10 Earth pressure around reinforcement in 3th-layer

若已知填料中某一点的主应力值 σ_1, σ_3 , 即可画出一个摩尔圆, 通过摩尔圆与抗剪强度包线之间的距离来判断该点填料的应力状态与极限状态之间的关系. 以侧压板前方 0.25 m (侧压板高度) 处填料为特征点, 来说明预拉力对该点填料应力状态的改变情况 (图 11). 图中摩尔圆 a, b, c, d, e 分别与第 3 层预拉力 P_3 等于 0.5 kN、1.5 kN、2 kN、3.5 kN、5.5 kN 对应. 由图 11 可见, 随着预拉力的增大, $(\sigma_1 + \sigma_3) / 2$ 不断增大, 摩尔圆圆心不断向右移动, 但摩尔圆半径 r 先减小后增大. 这说明在预拉力施加过程中存在一个极值点, 当预拉力小于该值时, 随着预拉力的增大, 摩尔圆会逐渐远离抗剪强度包线, 填料更安全; 当预拉力大于该值时, 摩尔圆会逐渐接近抗剪强度包线, 填料接近破坏状态.

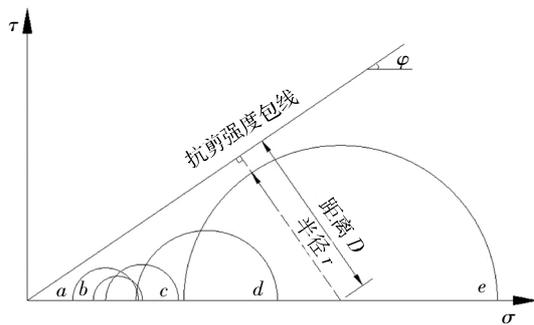


图 11 摩尔圆与抗剪强度包线关系

Fig.11 Relationship between mole circle and shear strength

为得到这个极值点, 本文定义了一个破坏比系数 f 来表示填料摩尔圆与抗剪强度包线之间的关系, 其定义如下:

$$f = r/D \tag{8}$$

其中: r 为摩尔圆的半径; D 为摩尔圆圆心到抗剪强度包线之间的距离. 当 $f < 1$ 时, 摩尔圆整体位于抗剪强度包线下方, 表示填料未发生剪切破坏; 当 $f = 1$ 时, 摩尔圆与抗剪强度包线相切, 填料处于临界状态; 当 $f > 1$ 时, 摩尔圆与抗剪强度包线相割, 表示填料发生剪切破坏.

特征点处填料的破坏比系数随预拉力的变化情况如图 12 所示. 从图 12 中可以看出, 随着预拉力的增大, f 呈先减小后增大的变化趋势, 预拉力为 2 kN 时, f 达到极小值点, 其值为 0.25. 当预拉力小于极小值点时, 曲线斜率较大, 填料很快达到极小值对应的最优应力状态; 当预拉力大于极小值点时, 随着预拉力的增大, f 逐渐增大并趋于 1.0, 曲线的斜率逐渐减小为 0, 曲线存在一个屈服平台.

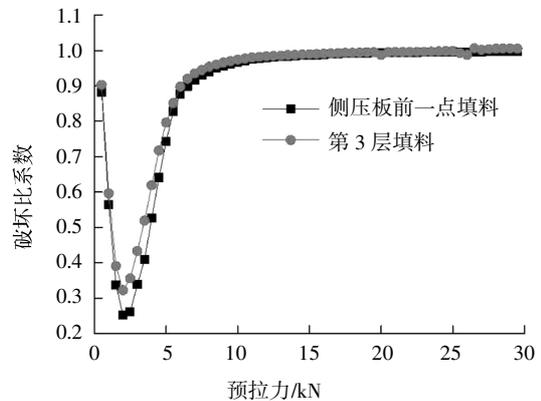


图 12 填料破坏比系数

Fig.12 Failure ratio coefficient of filler

为研究预拉力对整层填料的影响, 提取出第 3 层预应力筋位置处所有填料单元结点的大、小主应力值, 计算出各点在预拉力作用下的破坏比系数再取平均值, 用该平均值来反映整层填料的应力状态. 第 3 层填料的平均破坏比系数随预拉力的变化情况如图 12 所示. 从图中可以看出, 两曲线具有相同的变化规律.

通过以上分析可以看出, 无黏结预应力加筋土技术是通过主动施加水平向约束来提高填料承载能力的. 预拉力作用机理表现为: 预拉力会引起填料水平应力显著增大, 而对填料竖向应力影响很小, 当预拉力施加到某一值时, 填料大、中、小主应力值会与 x, z, y 方向应力值完全重合; 预拉力作用下, 填料摩尔圆圆心不断向右移动, 而半径先减小后增大, 通过定义破坏比系数发现填料在预拉力作用下存在最优应力状态.

5 结论

本文通过缩尺模型试验研究了预应力筋长度对加筋体中水平土压力的影响,并结合数值模拟方法研究了预应力筋的预拉力工作机理,对上述研究结果总结如下:

1)填筑完成后,墙背土压力沿墙高方向呈三角形分布,其值约为朗肯主动土压力值的3/4.预拉力施加完成后,预应力加筋层墙背土压力增加幅度大于玻纤格栅加筋层.在预应力筋长度研究范围内,墙背土压力的大小及分布规律与筋带长度无关.

2)预应力筋的预拉力通过墙面板、侧压板自挡墙两端向中间传递,相同预拉力作用下,预应力筋越长挡墙中部填料水平土压力增加幅度越小.

3)有限元分析表明,预拉力对填料水平应力影响较大,其值沿筋长方向呈两端大中间小的分布趋势.当预拉力施加到某一值时,填料大、中、小主应力值会与 x 、 z 、 y 方向应力值完全重合.

4)随着预拉力的施加,填料的平均破坏比系数呈先减小后增大的变化趋势,表明当预拉力施加到某一值时填料可处于最优应力状态.

参考文献

- [1] YOO C, KIM S B. Performance of a two-tier geosynthetic reinforced segmental retaining wall under a surcharge load: Full-scale load test and 3D finite element analysis [J]. *Geotextiles & Geomembranes*, 2008, 26(6):460—472.
- [2] AGHAYARZADEH M. The effect of reinforced block rotation on face horizontal deformation of Geogrid reinforced soil retaining walls [J]. *Journal of Clinical Psychopharmacology*, 2012, 10(2): 96—104.
- [3] 徐超, 罗玉珊, 贾斌, 等. 短加筋土挡墙墙后连接作用的离心模型试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2016, 38(1):180—186.
XU C, LUO Y S, JIA B, *et al.* Effects of connection forms on shored mechanically stabilized earth walls by centrifugal model tests [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2016, 38(1):180—186. (In Chinese)
- [4] YANG G Q, ZHOU Y T, XIONG B L, *et al.* Behaviors of two-step geogrid reinforced earth retaining wall on rigid foundation [J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 2012, 43(12):1500—1506.
- [5] 杜运兴, 龙述尧, 尚守平. 预应力加筋中砂路堤模型静力试验研究[J]. *湖南大学学报(自然科学版)*, 2008, 35(2):27—30.
DU Y X, LONG S Y, SHANG S P. Static model-test study on reinforced medium-sandy embankment with prestress [J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2008, 35(2):27—30. (In Chinese)
- [6] 喻泽红, 邹银生, 王贻荪. 土工合成材料加筋边坡滑移带的模拟分析[J]. *湖南大学学报(自然科学版)*, 2005, 32(2):59—63.
YU Z H, ZOU Y S, WANG Y S. Simulated analysis of patterns of shear bands in geosynthetic reinforced slopes [J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2005, 32(2):59—63. (In Chinese)
- [7] CHEN R H, WU C P, HUANG F C, *et al.* Numerical analysis of geocell-reinforced retaining structures [J]. *Geotextiles & Geomembranes*, 2013, 39(8):51—62.
- [8] YANG K H, WU J T H, CHEN R H, *et al.* Lateral bearing capacity and failure mode of geosynthetic-reinforced soil barriers subject to lateral loadings [J]. *Geotextiles & Geomembranes*, 2016, 44(6): 799—812.
- [9] YU Y, BATHURST R J, MIYATA Y. Numerical analysis of a mechanically stabilized earth wall reinforced with steel strips [J]. *Soils & Foundations*, 2015, 55(3):536—547.
- [10] 杜运兴, 周芬, 梁强. 双根无黏结预应力筋加筋体力学性能研究 [J]. *长江科学院院报*, 2017, 34(2):45—51.
DU Y X, ZHOU F, LIANG Q. Mechanical properties of reinforced body with double unbonded prestressed reinforcements [J]. *Journal of Yangtze River Scientific Research Institute*, 2017, 34(2):45—51. (In Chinese)
- [11] GB/T 21825—2008 玻璃纤维土工格栅 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2008:8—9.
GB/T 21825—2008 Glass fibre geogrid [S]. Beijing: China Standard Press, 2008:8—9. (In Chinese)
- [12] 郁大照, 陈跃良. 含裂纹螺栓件应力强度因子三维有限元分析 [J]. *机械工程学报*, 2011, 47(20):121—126.
YU D Z, CHEN Y L. Stress intensity factor of cracks in bolted joints based on three-dimensional finite element analysis [J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2011, 47(20):121—126. (In Chinese)
- [13] GU M, COLLIN J G, HAN J, *et al.* Numerical analysis of instrumented mechanically stabilized gabion walls with large vertical reinforcement spacing [J]. *Geotextiles & Geomembranes*, 2017, 45(4):294—306.