

直立面板式格室挡墙主动土压力计算方法探讨

樊明尊¹, 宋飞¹, 刘学军²

(1. 长安大学 公路学院, 陕西 西安 710064; 2. 新疆建筑科学研究院(有限责任公司), 新疆 乌鲁木齐 830002)

摘要: 基于朗肯土压力理论和格室加筋土表观黏聚力, 针对直立面板式土工格室挡土墙提出一种主动土压力计算方法, 将面板式挡土墙后的土工格室加固的土体和未加固的土体分别计算主动土压力并求和, 将格室加固后的土压力非连续分布简化为线性分布, 根据土压力合力相等的原则求得土工格室加固后的等效主动土压力系数。采用所提方法进行参数分析, 揭示了由于土工格室对填料的约束效果可以减小面板后的主动土压力。算例中土工格室拉筋带高度从 0 m 增大到 0.2 m, 拉筋带间距从 0.8 m 减小到 0.2 m, 加筋土表观黏聚力从 0 kPa 增大到 55 kPa, 主动土压力系数分别减小约 53.3%, 33.8%, 53.3%。随着墙顶面均布荷载的增加, 对主动土压力减小有贡献的格室加筋土表观黏聚力范围也逐渐增大。

关键词: 土工格室; 直立面板式挡土墙; 主动土压力计算方法; 等效土压力系数; 参数分析

中图分类号: TU470

文献标识码: A

文章编号: 2096-7195(2022)02-0126-07

Calculation method of active soil pressure on vertical panel retaining wall

FAN Ming-zun¹, SONG Fei¹, LIU Xue-jun²

(1. Highway Institute, Chang'an University, Xi'an 710064, Shanxi, China;

2. Xinjiang Institute of Building Science Corporation, Wulumuqi 830002, Xinjiang, China)

Abstract: This paper proposes an active earth pressure calculation method for the vertical panel geocell retaining wall based on Rankine earth pressure theory and apparent cohesion of lattice reinforced soil. The geocell reinforced soil body and the unreinforced soil body are calculated separately, and then the total active soil pressure is obtained. The noncontinuous distribution of soil pressure behind geocell reinforcement is simplified to linear distribution. The equivalent earth pressure coefficient is presented based on the principle of equal soil pressure force. Parametric analysis using the proposed method yields the following conclusions. With the constraint effect of geocell on packing, the active soil pressure behind the panel is reduced. Based on the calculated examples in this paper, the geocell height increases from 0 m to 0.2 m, the geocell spacing decreases from 0.8 m to 0.2 m, the apparent cohesion force increases from 0 kPa to 55 kPa, and the equivalent earth pressure coefficient declines approximately 53.3%, 33.8%, and 53.3%. As the top load of the wall increases, the range of geocell reinforced soil apparent cohesion force gradually increases.

Key words: geocell; vertical panel geocell retaining wall; calculation method of active soil pressure; equivalent soil pressure coefficient; parameter analysis

0 引言

土工格室是由高分子聚合物条带经过焊接、插接、铆接或注塑形成的三维网状结构, 最初用于加固级配不良的无黏性土地基^[1-4]。土工格室因其具有独特的三维结构, 在加筋效果和填料选用范围等方面性能优于平面土工合成材料, 可用来加固软基、修建格室加筋边坡和格室挡墙, 在工程中得到广泛

应用。

一些学者采用试验研究和数值模拟分析的手段针对土工格室加筋土结构的力学行为展开研究。LUO 等^[5] 采用离心试验模拟加筋边坡, 研究表明土工格室显著提高了边坡的安全极限, 降低了边坡变形并使其均匀化。DASH 等^[6] 采用静态模型研究土工格室对直立面板土锚的性能改进, 研究结果表明土工格室能够明显提升砂土中直立面板土锚的性

能表现。HEGDE 等^[7]采用有限元分析软件 FLAC 3D 对土工格室进行三维的模拟,同时考虑到土工格室在实际工程中并不是如多数前人所模拟的那样是一个方框而是具有一定弧度,最后的计算结果表明土工格室较粗糙的表面比光滑的表面表现要好。周燕锋等^[8]从土工格栅的加固机理入手,采用著名的岩土分析软件 Geostuido,探究了土工格栅的长度、刚度、竖向间距、铺设方式等多种参数对加筋边坡的稳定性和永久变形等的影响,研究结果表明在边坡中土工格栅能够限制土体的侧向变形,有利于提高坡体的整体稳定性,减少土体的不均匀变形。屈战辉等^[9]提出作用在土工格室柔性挡墙上的主动土压力的计算方法。杨长卫等^[10]提出了将加筋土技术移植到重力式挡土墙中支挡结构的抗震设计方法并通过大型振动台试验对该方法进行了验证,该研究表明在地震烈度为 8 度以上的区域,采用加筋重力式挡土墙不仅可以提高挡土墙抗倾覆能力还可以减少圬工数量,达到提高抗震性能与经济节约的双重功效。

上述研究均表明,土工格室对于边坡的加固具有明显效果。但对于直立面板后设置土工格室拉筋带的挡土结构仍无系统研究,土工格室拉筋带对作用于面板上的土压力减小的幅度尚无研究,仍未提出直立面板式土工格室加筋挡土墙土压力计算方法并编制相关的计算程序。此外,土工格室拉筋带的高度、间距和格室加筋土的强度等因素对于土压力的影响仍无研究,理论研究的落后制约了该新型支挡结构在工程实践中的推广应用。

本文针对直立面板式土工格室挡土墙的主动土压力计算方法展开研究,将板式挡土墙后的土工格室加固的土体和未加固的土体分别计算主动土压力并求和,利用土压力合力相等的原则求解等效主动土压力系数,并根据土压力分布求解主动土压力合力作用点位置,在此基础上采用 Mathematica 编制相关计算程序。为确定直立面板式土工格室加筋土挡土墙后主动土压力提供一种快速简便的计算方法。

1 计算模型

1.1 土工格室拉筋带设置方式

拉筋带从主动土压力零点位置沿挡土墙均匀布置。拉筋带数量按照式(1)计算:

$$N=(H-nt_0)/(h+d) \quad (1)$$

式中: N 为拉筋带总数,条; H 为挡土墙高度, m ;

nt_0 为未加筋区土主动土压力零点距地面的距离, m ; h 为拉筋带高度, m ; d 为拉筋带之间的间距, m 。

d_1 为第一条拉筋带距地面或主动土压力零点的距离,取值范围为 $0 < d_1 < (h+d)$,如图 1 所示。

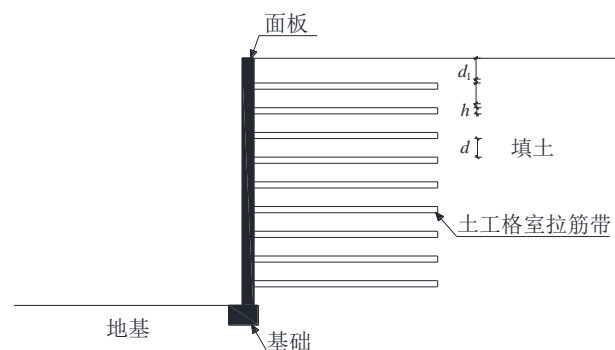


图 1 土工格室拉筋带布置方式

Fig. 1 Layout of geocell band

1.2 格室加筋土强度计算方法

BATHURST 等^[11]、RAJAGOPAL 等^[12]、CHEN 等^[13]和 SONG 等^[14]的研究结果表明,土工格室对于其中填料的加固作用可以等效为约束围压,提高填料的刚度和强度,由于格室对土体的约束作用,格室在土体中引起的黏聚力称之为表观黏聚力,而未加筋土的内摩擦角基本相同。本文在计算分析中将土工格室加筋土作为复合材料,赋值强度参数。

BATHURST 等^[11]和 RAJAGOPAL 等^[12]的研究结果表明,格室约束作用引起的表观黏聚力计算公式如下:

$$c_r = \frac{\sigma_g}{2} \tan(45^\circ + \frac{\varphi}{2}) \quad (2)$$

式中: c_r 为格室的约束围压引起的表观黏聚力, kPa ; σ_g 为格室的约束作用引起的围压增量, kPa ; φ 为土的内摩擦角, $^\circ$ 。

对于格室引起的约束围压 σ_g 有两种确定方法,一种是基于填料内摩擦角的方法,详见 BATHURST 等^[11]和 RAJAGOPAL 等^[12]的研究,另一种是基于填料应力应变关系的方法,详见 SONG 等^[15]的研究。

以上学者的研究表明,土工格室加筋土的表观黏聚力取决于格室的条带刚度、节点强度和网格尺寸大小,以及填料的强度和变形参数。

本文采用的是基于填料应力应变关系的方法来计算确定格室约束作用引起的围压增量,具体参数包括填料的参数和土工格室的参数,填料的力学参数是非线性弹性常数和强度参数,由 3 组常规三轴压缩试验确定,格室参数是网格尺寸、条带刚度

和节点强度,其中条带刚度和节点强度采用《公路工程土工合成材料试验规程》(JTGE500—2006)^[16]和《土工合成材料 塑料土工格室》(GB/T19274—2003)^[17]规定的拉伸试验确定。

1.3 主动土压力计算方法

主动土压力计算方法采用朗肯主动土压力,其主动土压力计算式为:

$$P_a=(\gamma z+q)K_a-2c\sqrt{K_a} \quad (3)$$

$$K_a=\tan^2(45^\circ-\frac{\varphi}{2}) \quad (4)$$

式中: γ 为土的重度, kN/m^3 ; c 为土的黏聚力, kPa ; z 为计算点深度, m ; q 为作用在挡土墙上的条形荷载, kPa ; P_a 为距离地面 z 米处的主动土压力, kPa ; K_a 为主动土压力系数。

如图2所示,针对土工格室拉筋带的设置方式,基于朗肯土压力理论计算成层土土压力的方法,本文提出首先对拉筋带加筋区和未加筋区分别计算主动土压力合力,然后根据主动土压力相等,将墙后土体等效为拥有等效土压力系数的均质土体计算方法。此外,当土体黏聚力 $c=0$ kPa 时便可退化为无黏性土。

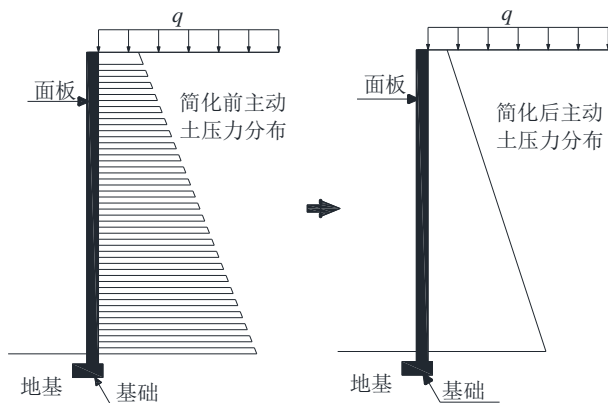


图2 主动土压力简化示意图

Fig. 2 Simplified scheme of active soil pressure

在计算加筋区土体的主动土压力时,加筋区和未加筋区的内摩擦角相同,只需考虑土工格室引起的额外表观黏聚力:

$$C_r=c+c_r \quad (5)$$

式中: C_r 为加筋区土体的黏聚力, kPa 。

主动土压力计算分为未加筋区和加筋区,分别按式(6)和式(7)计算:

$$P_a=(q+\gamma z)K_a-2c\sqrt{K_a} \quad (6)$$

$$P_{a1}=(q+\gamma z)K_a-2C_r\sqrt{K_a} \quad (7)$$

式中: P_{a1} 为加筋区距离地面 z 米处的主动土压力, kPa 。

主动土压力合力按如下公式计算:

$$E_a=E_{a0}-\sum_{i=1}^N E_{ai} \quad (8)$$

式中: E_a 为主动土压力合力, kN/m ; E_{a0} 为未加筋主动土压力合力, kN/m ; E_{ai} 为第 i 条拉筋带所抵消的主动土压力合力, kN/m 。

主动土压力零点距地面的距离可按公式(9)和式(10)计算:

$$nt_0=\frac{2c\sqrt{K_a}-qK_a}{\gamma K_a} \quad (9)$$

$$lj_0=\frac{2C_r\sqrt{K_a}-qK_a}{\gamma K_a} \quad (10)$$

式中: nt_0 为未加筋区主动土压力零点距地面的距离, m ; lj_0 为加筋区主动土压力零点距地面的距离, m 。

在得到主动土压力合力 E_a 后,通过公式(11)和式(12)解得等效土压力系数:

$$E_a=\frac{H-nt_0}{2}[(q+\gamma H)K_{a1}-2c\sqrt{K_{a1}}] \quad (11)$$

$$K_{a1}=\tan^2(45^\circ-\frac{\varphi_1}{2}) \quad (12)$$

式中: K_{a1} 为经等效后的主动土压力系数。

2 参数分析

基于上述计算原理,采用数学软件 Mathematica 编制计算程序,实现了直立面板式土工格室加筋土挡墙的土压力计算方法,并进行了参数敏感分析,研究了土工格室拉筋带的高度、间距、格室加筋土的表观黏聚力和墙顶面均布荷载等因素对于主动土压力系数的影响。

2.1 基本工况

图3为一基本工况,挡土墙高度 10 m ,墙顶面上作用均布条形荷载 $q=20\text{ kPa}$,土工格室加筋土表观黏聚力 $C_r=60\text{ kPa}$,高度 $h=0.2\text{ m}$,各拉筋带之间间距 $d=0.2\text{ m}$ 并等间距分布。墙后土体为单层粉质黏土:重度为 $\gamma=20\text{ kN/m}^3$,内摩擦角 $\varphi=38^\circ$,黏聚力 $c=0\text{ kPa}$ 。

按照式(1)计算得出该工况需要设置拉筋带个数 $N=24$ 条。

经式(8)计算加筋后的主动土压力合力 $E_a=146.15\text{ kN/m}$ 。按照式(11)和式(12)将墙后土体等效为拥有等效内摩擦角的均质土体。

经计算得到等效土压力系数 $K_{a1}=0.11$ 。未简化的主动土压力合力作用点距底部的距离按式(13)

进行计算:

$$l_1 = \frac{W_a}{E_a} \quad (13)$$

$$W_a = W_{a1} - \sum_{i=0}^N W_{ai} \quad (14)$$

$$\sum_{i=0}^N W_{ai} = \sum_{i=0}^{n_1} E_{ai} h_i + \sum_{n_1+1}^N E_{ai} h_i \quad (15)$$

式中: l_1 为未简化的主动土压力合力作用点距底部的距离, m; W_{ai} 为加筋区的所抵消主动土压力合力矩之和, kN·m; h_i 为加筋区抵消主动土压力部分形心距底端的距离, m。

计算得到 $l_1=3.03$ m, 经过简化后的合力作用点距底边的距离 l_2 按式 (16) 计算:

$$l_2 = \begin{cases} \frac{H-nt_1}{3} & \text{化简后为三角形} \\ \frac{W_{a2}}{E_a} & \text{化简后为梯形} \end{cases} \quad (16)$$

$$W_{a2} = E_{a1} h_1 + E_{a2} h_2 \quad (17)$$

式中: nt_1 为得到等效土压力系数 K_{a1} 后重新计算得到的未加筋区主动土压力零点, m; W_{a2} 为简化后的主动土压力总合力矩, kN·m; E_{a1} 、 E_{a2} 分别为将梯形分割后的矩形和三角形面积的合力, kN; h_1 、 h_2 为各自图形形心距墙底的距离, m。

经计算得到 $l_2 = \frac{W_{a2}}{E_a} = 3.33 > l_1$

由上述计算过程可知, 将土工格室加固的土体简化为拥有等效内摩擦角的均质土体可以在一定程度上简化计算, 使产生的土压力分布图更加易读。相对未简化的土压力分布图, 简化后的土压力合力点更加偏上, 可以在一定程度上增加安全储备。

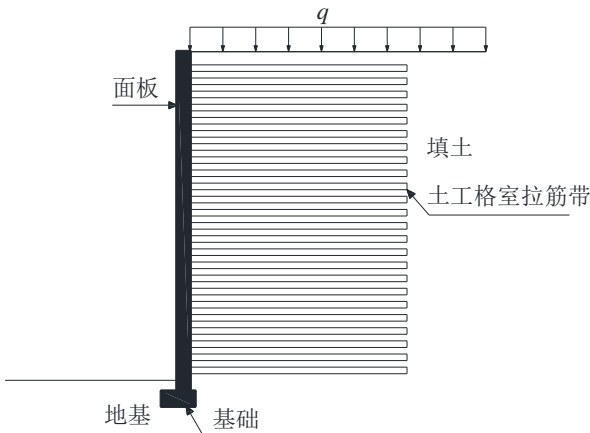


图 3 基本工况

Fig. 3 Basic working conditions

2.2 格室拉筋带高度和间距

影响拉筋带放置位置的主要有两个因素: 土工格室拉筋带的高度 h 和拉筋带之间的间距 d 。图 4

和图 5 为主动土压力系数随拉筋带间距和拉筋带高度变化的情况。计算分析中仅改变 h 和 d , 其余参数和基本工况相同。

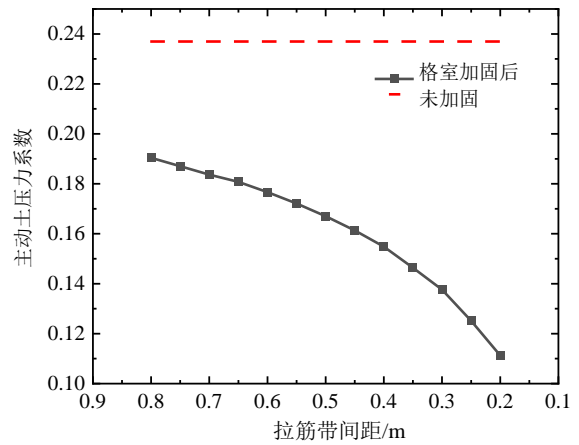


图 4 主动土压力系数随拉筋带间距变化

Fig. 4 Active soil pressure coefficient varies with geocell bands spacing

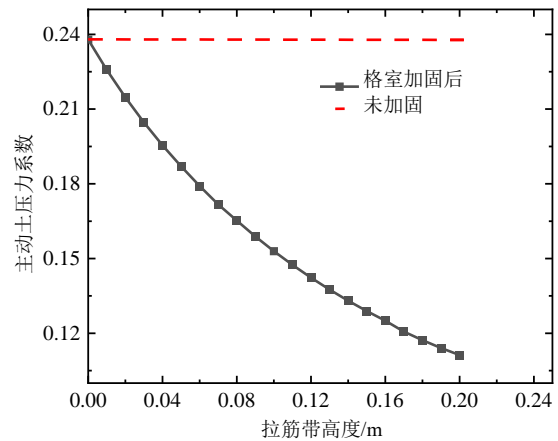


图 5 主动土压力系数随拉筋带高度变化

Fig. 5 Active soil pressure coefficient varies with geocell band height

如图 4 和图 5 所示, 拉筋带间距的减少和高度的增加都会导致等效主动土压力系数的减小。当格室拉筋带间距 $d=0.8、0.6、0.4、0.2$ m 时, 主动土压力系数分别减小为未加固主动土压力系数的 80.33%、74.53%、65.33%、46.94%。当格室拉筋带高度 $h=0.05、0.10、0.15、0.20$ m 时, 主动土压力系数分别减小为未加固主动土压力系数的 78.64%、64.30%、54.18%、46.76%。

2.3 加筋土表观黏聚力

土工格室拉筋带的加固效果是通过表观黏聚力体现的, 因此在拉筋带布置方式不变的情况下可以通过减小每个格室的大小、增加格室本身的刚度等来增加表观黏聚力。图 6 为墙后土体的主动土压力系数随表观黏聚力增加的变化情况。计算分析中仅改变 C_r , 其余参数和基本工况相同。

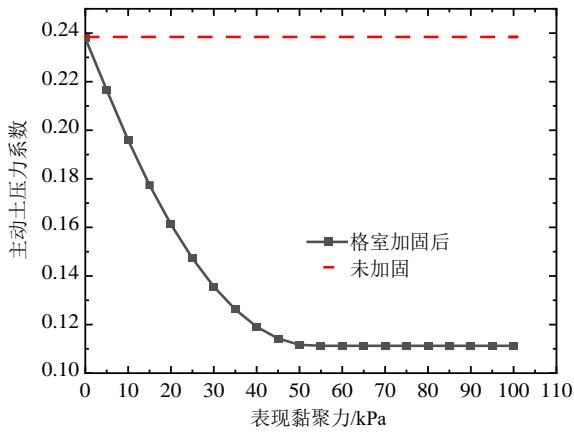


图6 主动土压力系数随表现黏聚力的变化

Fig. 6 Change of the active soil pressure coefficient with apparent cohesion force

如图6所示,随着格室加筋土表现黏聚力的提高,加固后主动土压力系数逐渐减小,但并不随表现黏聚力的增加一直减小下去,而是当表现黏聚力增加到一定数值后主动土压力系数就不再变化。说明存在一个表现黏聚力的临界值,当加筋土表现黏聚力大于该临界值时,对于主动土压力减小幅度将无贡献。经计算发现,在本算例中当表现黏聚力 $C_r=52.68$ kPa时就可以达到最大加固效果,此时加固后主动土压力系数 $K_{a1}=0.11$,加固前主动土压力系数 $K_a=0.238$,可见通过墙后土工格室的加固可将主动土压力系数显著减小至加固前主动土压力系数的46%,加固效果非常显著。

2.4 墙顶面荷载

当墙顶面均布荷载不同时,不同的土工格室加筋土表现黏聚力所能起到的加固效果是不同的。以基本工况为例,图7给出了不同表现黏聚力和附加荷载的情况下主动土压力合力的变化情况。计算分析中仅改变 C_r 和 q ,其余参数和基本工况相同。

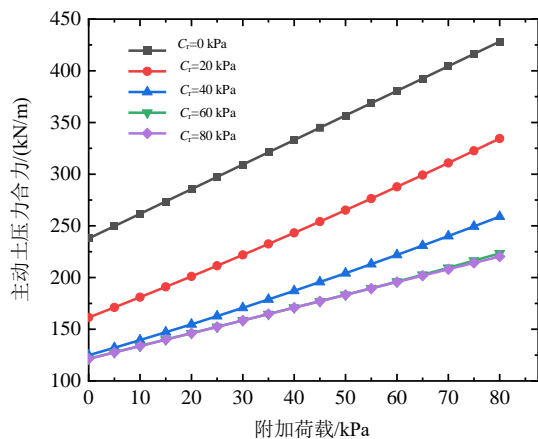


图7 不同附加荷载下主动土压力合力的变化

Fig. 7 Change of active soil pressure force under different additional loads

如图7所示,在附加荷载 $q=80$ kPa,表现黏聚力 $C_r=20、40、60、80$ kPa时的主动土压力分别为未加固主动土压力合力的78.13%、60.5%、52.2%、51.47%。

由图7可知,当附加荷载不变时,存在某一值使得表现黏聚力超过该值时格室的加固效果便不再变化。可将该值称为表现黏聚力临界值 C_{rc} ,其物理含义为小于该 C_{rc} 值, C_r 的增加对于主动土压力的减小有贡献;大于该 C_{rc} 值, C_r 的增加对于主动土压力的减小无贡献。表现黏聚力临界值 C_{rc} 的取值可按式(18)计算:

$$C_{rc} = \frac{(q + \gamma(H-d))K_a}{2\sqrt{K_a}} \quad (18)$$

式中: C_{rc} 为表现黏聚力临界值, kPa。

由式(18)可知 C_{rc} 是加筋区主动土压力零点位置位于最下侧拉筋带下边缘处表现黏聚力 C_r 的取值。易知在加筋区主动土压力零点位置以上的加筋区主动土压力为零,那么当 $C_r=C_{rc}$ 时所有的加筋区主动土压力全为零,一旦 $C_r > C_{rc}$,则超出的表现黏聚力对加固效果没有贡献。

模型分析结果表明表现黏聚力临界值与附加荷载的关系与理论推导相符合,该值与附加荷载成线性关系如图8所示。

从图8可以看出,土工格室表现黏聚力不变的情况下,当 q 从0 kPa增加到100 kPa, C_{rc} 从47 kPa增加到72 kPa。因此当墙顶上附加荷载较大时,应采用表现黏聚力较大的土工格室加筋土以取得较好的加固效果。

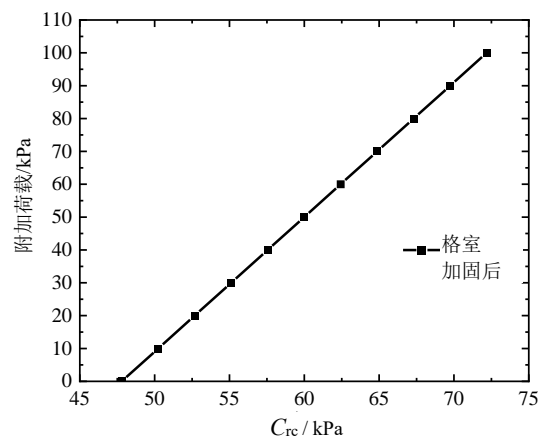


图8 表现黏聚力临界值 C_{rc} 与附加荷载的关系

Fig. 8 Relation between the apparent cohesive force C_{rc} critical value and the additional loading

3 结论

本文基于朗肯土压力理论和格室加筋土强度

参数提出了一种针对于直立面板式土工格室加筋土挡墙墙后主动土压力的计算方法, 计算分析了拉筋带、间距、加筋土表观黏聚力和墙顶面荷载等因素对于主动土压力的影响, 并与未加筋土的土压力进行了对比, 得到如下结论:

(1) 墙后铺设土工格室拉筋带可有效减小主动土压力的大小。土工格室加固的土体简化为具有等效主动土压力系数的均质土体可以在一定程度上简化计算。相对于未简化的土压力分布图, 简化后的土压力分布图得到的土压力合力矩更大, 设计上偏于安全。

(2) 在本文算例中, 当拉筋带高度从 0 m 增大到 0.2 m, 拉筋带间距从 0.8 m 减小到 0.2 m, 表观黏聚力从 0 kPa 增大到 100 kPa 时, 主动土压力系数分别减小约 53.3%, 33.8%, 53.3%。当表观黏聚力在达到某一值后土压力系数不再减小, 加固效果不再变化。

(3) 土工格室表观黏聚力不变的情况下, 顶面有附加荷载的边坡更能有效发挥土工格室的加固效果。随着墙顶面均布荷载的增加, 对主动土压力减小有贡献的格室加筋土表观黏聚力范围也逐渐增大。

需要指出的是, 本文研究主要针对土工格室拉筋带与墙面板未连接的工况, 此时格室主要起加固土体的作用。对于拉筋带与面板连接的工况, 应考虑拉筋带与面板连接处强度, 仍需进一步研究。

参考文献

- [1] WEBSTER S L, WATKINS J E. Investigation of construction techniques for tactical bridge approach roads across soft ground[R]. Technical Report S-77-1, U. S. Army Engineer Waterways Experiment Station, Vicksburg, 1977.
- [2] REA C, MITCHELL J K. Sand reinforcement using paper grid cells[C]//Symposium on Earth Reinforcement, ASCE, Pittsburgh, 1978: 644-663.
- [3] WEBSTER S L. Investigation of beach sand trafficability enhancement using sand-grid confinement and membrane reinforcement concepts[R]. Report 1, Sand Test Sections 1 and 2, Technical Report GL-79-20, Geotechnical Laboratory, US Army Corps of Engineers Waterways Experimentation Station, Vicksburg, 1979.
- [4] WEBSTER S L. Investigation of beach sand trafficability enhancement using sand-grid confinement and membrane reinforcement concepts[R]. Report 1, Sand Test Sections 3 and 4, Technical Report GL-79-20, Geotechnical Laboratory, US Army Corps of Engineers Waterways Experimentation Station, Vicksburg, 1979.
- [5] LUO F Y, ZHANG G, LIU Y, et al. Centrifuge modeling of the geotextile reinforced slope subject to draw-down[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2018, 46: 11-21.
- [6] DASH S K, CHOUDHARY A K. Geocell reinforcement for performance improvement of vertical plate anchors in sand[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2018, 46: 214-225.
- [7] HEGDE A, SITHARAM T G. 3-Dimensional numerical modeling of geocell reinforced sand beds[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2015, 43: 171-181.
- [8] 周燕锋, 陈德立, 陈致富. 土工格栅加筋边坡稳定分析[J]. 盐城工学院学报: 自然科学版, 2015, 28(2): 69-74. ZHOU Yan-feng, CHEN De-li, CHEN Zhi-fu. Stability analysis of grilles reinforced slope[J]. Journal of Yancheng Institute of Technology: Natural Science Edition, 2015, 28(2): 69-74.
- [9] 屈战辉, 谢永利, 袁福发, 等. 土工格室柔性挡墙极限主动土压力计算方法[J]. 交通运输工学报, 2010, 10(1): 24-35. QU Zhan-hui, XIE Yong-li, YUAN Fu-fa, et al. Calculation method of active soil pressure of flexible retaining wall of geochamber[J]. Transportation Engineering Daily, 2010, 10(1): 24-35.
- [10] 杨长卫, 张建经, 陈强, 等. 加筋重力式挡土墙抗震设计方法研究[J]. 土木工程学报, 2015, 48(8): 77-85. YANG Chang-wei, ZHANG Jian-jing, CHEN Qiang, et al. Study on the seismic design method of reinforced gravity retaining wall[J]. Civil Engineering Journal, 2015, 48(8): 77-85.
- [11] BATHURST R J, KARPURAPU R. Large-scale triaxial compression testing of geocell-reinforced granular soils[J]. Geotechnical Testing Journal, 1993, 16(3): 296-303.
- [12] RAJAGOPAL K, KRISHNASWAMY N R, MADHAVI L G. Behavior of sand confined with single and multiple geocells[J]. Geotextiles and Geomembranes, 1999, 17: 171-184.
- [13] CHEN R H, HUANG Y W, HUANG F C. Confinement effect of geocells on sand samples under triaxial compression[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2013, 37: 35-44.

- [14] SONG F, LIU H B, YANG B Q, et al. Large-scale tri-axial compression tests on geocell-reinforced sand[J]. *Geosynthetics International*, 2019, 26(5): 388–395.
- [15] SONG F, JIN Y T, LIU H B, et al. Analyzing the deformation and failure of geosynthetic encased granular soil in the triaxial stress condition[J]. *Geotextiles and Geomembranes*, 2020, 48(6): 886–896.
- [16] 中华人民共和国交通部. 公路工程土工合成材料试验规程: JTG E50—2006[S]. 北京: 人民交通出版社, 2006. Ministry of transport of the People's Republic of China. Test Methods of Geosynthetics for Highway Engineering: JTG E50—2006[S]. Beijing: China Communication Press, 2006.
- [17] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 土工合成材料 塑料土工格室: GB/T 19274—2003[S]. 北京: 中国标准出版社, 2003. General administration of quality supervision, inspection and quarantine of the People's Republic of China. Geosynthetics-Plastic Geocell: GB/T 19274—2003[S]. Beijing: China Standards Press, 2003.
- [18] 钱建固. 土质学与土力学[M]. 北京: 人民交通出版社, 2015: 156–157. QIAN Jian-gu. Soil Properties and Soil Mechanics[M]. Beijing: China Communication Press, 2015: 156–157.

【简 讯】

岩土工程西湖论坛（2022）：海洋岩土工程（一号通知）

岩土工程西湖论坛（2022）拟定于2022年10月21—23日在杭州花家山庄召开。

海洋资源的开发利用是解决当前资源短缺、全球气候变化、环境恶化等难题，实现可持续发展的重要途径。海洋环境极端多变，工程地质条件复杂，海洋资源的开发和利用涉及大量的岩土工程问题。结合国家海洋强国、双碳目标等重大战略需求，更好地为我国工程建设服务，本次会议主题设定为“海洋岩土工程”。本次会议前，将围绕该主题组

织有关专家学者编写专著——岩土工程西湖论坛系列丛书第6册《海洋岩土工程》，并在中国建工出版社出版。

岩土工程西湖论坛组委会

联系人：宋秀英

0571-88208775, xysong2020@163.com

浙江大学滨海和城市岩土工程研究中心网址：

<http://www.zjdxyt.com>