

格室加筋土等效强度计算方法对比研究

付 娆, 宋 飞

(长安大学公路学院, 陕西 西安 710064)

摘 要: 本文通过对比基于填料内摩擦角以及基于填料应力-应变关系两种计算土工格室复合材料等效强度的方法, 研究表观黏聚力与填料邓肯-张模型非线性弹性常数以及土工格室刚度参数之间的关系, 分析两种方法的差别, 得到如下结论: 对于砂砾料, 基于填料内摩擦角计算方法仅能反映内摩擦角对于表观黏聚力的影响, 无法反映非线性弹性常数对于黏聚力的影响, 当填土的内摩擦角一定时, 用基于填料应力-应变关系的方法计算的表观黏聚力与参数 k 成负相关, 与破坏比成正相关; 用两种方法计算出的表观黏聚力都与土工格室切线模量正相关, 与网格尺寸负相关。用基于填料应力-应变关系的方法计算时, 试验常数 k 越小, 破坏比越大, 改变土工格室切线模量和试样最初直径对表观黏聚力的影响越大。

关键词: 土工格室; 等效强度计算方法; 非线性弹性常数; 内摩擦角; 格室刚度

中图分类号: TU470

文献标识码: A

文章编号: 2096-7195(2021)03-0188-07

Comparative study on equivalent strength calculation methods of geocell reinforced soil

FU Rao, SONG Fei

(Highway Institute, Chang'an University, Xi'an 710064, China)

Abstract: In this paper, the two methods of calculating the equivalent strength of geocell composite materials based on the internal friction angle of filler and the stress-strain relationship of filler are compared. The relationship between the apparent cohesion and the nonlinear elastic constants of Duncan Chang model and the stiffness parameters of geocell is studied, and the differences between the two methods are analyzed. The results showed that the calculation method can only reflect the influence of internal friction angle on the apparent cohesion, but cannot reflect the influence of nonlinear elastic constant on the cohesion. When the internal friction angle of the fill is fixed, the apparent cohesion calculated by the method based on the stress-strain relationship of the fill is negatively correlated with the parameter k , and positively correlated with the failure ratio. The apparent cohesion calculated by the two methods is positively correlated with the tangential modulus of the geocell and negatively correlated with the mesh size. The modulus is positively correlated with the mesh size and negatively correlated with the mesh size. The smaller the test constant k is, the larger the failure ratio is. The larger the effect of changing the tangent modulus of geocell and the initial diameter of specimen on the apparent cohesion is.

Key words: geocell; equivalent strength calculation method; nonlinear elastic constant; internal friction angle; cell stiffness

0 引 言

土工格室是一种三维立体网状或蜂窝状结构的土工合成材料, 对填土具有较强的侧向限制作用。目前土工格室对加固软土地基、堤坝工程、河道治理、挡土墙及边坡防护等方面产生了良好的工程效果, 已广泛应用于土木工程各个领域。

虽然土工格室在我国得到了广泛的应用, 成功解决了大量工程问题, 但是对土工格室加筋土结构的设计方法和设计规范仍不成熟, 格室加筋土的强度仍无成熟计算方法。一些学者采用三轴试验和数值模拟方法对格室加筋土的力学性质进行研究, Bathurst 和 Karpurapu^[1]、Rajagopal 等^[2]、Madhavi Latha 和 Murthy^[3]、Wu 和 Hong^[4]、Chen 等^[5]、陈

建峰等^[6]、宋飞等^[7]采用三轴试验研究了土工格室加筋土及土工织物包裹砂砾料的刚度和强度力学性质。他们的研究结果均表明,环形土工合成材料的约束作用可以等效为填料的围压增量,由于约束围压的作用,填土的刚度和强度会有所增加,土工合成材料的侧限约束作用在填土中引起的黏聚力增量称之为表观黏聚力,但加筋土的内摩擦角和未加筋土基本相同。侯娟等^[8]采用三维有限元数值分析方法研究了高强土工格室的作用机理,研究结果表明,高强土工格室中既有对土体侧壁的摩擦作用,又有格室内部砂土的环箍作用,可有效地限制砂土的水平位移,提高地基承载力。基于对土工格室加筋土三轴试验结果的分析,Bathurst和Karpurapu^[1]、Rajagopal等^[2]提出了基于填料内摩擦角的格室加筋土等效强度计算方法,得到了广泛应用。但是上述方法存在如下问题:计算过程中含有土工格室加筋土的破坏轴向应变这一未知数,这一参数必须通过土工格室加筋土的三轴试验确定,在实用过程中极不方便;计算中假定体变为0,这一假设条件的误差以及对于不同相对密度填料的适用性仍需进一步研究;计算公式仅考虑了填土内摩擦角对表观黏聚力的影响,未考虑填料应力应变关系的非线性以及砂砾料内摩擦角随围压增加而减小的力学特性对于表观黏聚力的影响。

针对上述问题,宋飞等^[9]采用增量法,基于弹性理论、土的屈服准则、剪胀方程以及薄壁圆筒张拉理论推导了基于填料应力-应变关系的土工格室加筋土等效强度计算方法,并且用土工格室加筋土的大型三轴试验结果、土工织物包裹碎石桩的常规三轴试验结果,验证了所提计算方法的正确性和有效性。该方法解决了基于填料内摩擦角的计算方法不能考虑填料体变以及无法确定土工格室加筋土的破坏轴向应变这两大问题,能够反映填料应力-应变关系的非线性、压硬性和剪胀性以及填料内摩擦角随围压变化这种强度非线性的力学特性对表观黏聚力的影响。

为了更加深入研究基于内摩擦角和基于应力应变关系两种方法在计算土工格室加筋土复合材料等效强度上的差别,本文在简要介绍两种计算方法公式的基础上,通过对比两种方法计算所得的表观黏聚力与填土邓肯-张模型非线性弹性常数以及土工格室刚度参数之间的关系,分析表观黏聚力变化规律,加深人们对土工格室加筋土力学特性及应力-应变响应计算方法的认识,为土工格室加筋土

结构设计提供参考。

1 两种计算方法简介

1.1 基于填料内摩擦角的计算方法

根据Bathurst等^[1-2]提出的土工格室加筋土等效强度计算公式,格室的约束围压引起的表观黏聚力由式(1)确定,即:

$$c_r = \frac{\sigma_g}{2} \tan(45^\circ + \frac{\varphi}{2}) \quad (1)$$

式中: φ 为土的内摩擦角; σ_g 为由于格室约束作用引起的围压增量,其表达式由式(2)得到^[1-2],即:

$$\sigma_g = \frac{2M_s}{D_\epsilon} \left(\frac{\epsilon_c}{1-\epsilon_1} \right) = \frac{2M_s}{D_0} \left(\frac{1-\sqrt{1-\epsilon_1}}{1-\epsilon_1} \right) \quad (2)$$

式中: ϵ_1 为试样的轴向应变; ϵ_c 为试样在轴向应变 ϵ_1 时的圆周向应变; M_s 为拉伸应变达到 ϵ_c 时对应的土工格室片的割线模量,由格室片的拉伸实验确定; D_0 , D_ϵ 为试样最初的直径和达到轴向应变 ϵ_1 时的直径。

1.2 基于填料应力-应变关系的计算方法

根据宋飞等^[9-10]提出的土工格室加筋土等效强度计算公式,土工格室内填料的竖向大主应力增量 $d\sigma_1$ 和水平小主应力增量 $d\sigma_3$ 之间的关系由式(3)确定,即:

$$d\sigma_1 = E_t d\epsilon_1 + m d\sigma_3 \quad (3)$$

式中: E_t 为邓肯-张双曲线应力-应变关系中的切线模量,根据Duncan等^[11]确定其表达式如下:

$$E_t = k p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^n \left[1 - \frac{R_f(\sigma_1 - \sigma_3)(1 - \sin \varphi)}{2c \cos \varphi + 2\sigma_3 \sin \varphi} \right]^2 \quad (4)$$

式中: k 、 n 为试验常数; R_f 为破坏比式; φ 为材料内摩擦角; p_a 为大气压;取值为101.4 kPa。式(3)中 m 为表述竖向应力增量和水平方向增量之间关系的系数,由填料屈服函数确定,可由下式确定^[9-10]:

$$m = \frac{\frac{\partial f}{\partial q} \frac{2 \partial f}{3 \partial p}}{\frac{1 \partial f}{3 \partial p} + \frac{\partial f}{\partial q}} \quad (5)$$

式中: f 为填土的屈服函数,一般条件下采用Mohr-Coulomb屈服函数、修正剑桥屈服函数、P-Z模型屈服函数来计算 m ,根据宋飞等^[9]的研究结果表明,P-Z模型屈服函数总体确定 m 而言比其他两个屈服函数预测效果更好。 p 和 q 分别为填料的球应力和剪应力,在三轴应力状态下分别为: $p = (\sigma_1 + 2\sigma_3)/3$, $q = \sigma_1 - \sigma_3$ 。

式(3)中 $d\sigma_3 = d\sigma_c + d\sigma_g$, σ_c 为土工格室加筋土的

小主应力; σ_g 为土工格室提供的约束围压。若忽略加筋土围压的变化, 则有 $d\sigma_c=0$ 。

$d\sigma_g$ 为格室引起的约束围压增量, 其表达式为^[9-10]:

$$d\sigma_g = \frac{2M_t}{D_\varepsilon} \frac{d\varepsilon_c}{(1-\varepsilon_1)} \quad (6)$$

式中: M_t 为格室的切线模量; D_ε 为试样达到轴向应变 ε_1 时的直径, 由式 (7) 确定^[5], 即:

$$D_\varepsilon = D_0 \sqrt{\frac{(1-\varepsilon_v)}{(1-\varepsilon_1)}} \quad (7)$$

土工格室的圆周向应变 ε_c 可由下式得到^[5], 即:

$$\varepsilon_c = \sqrt{\frac{(1-\varepsilon_v)}{(1-\varepsilon_1)}} - 1 \quad (8)$$

式 (8) 中填土的体应变 ε_v 由剪胀方程确定, 对于砂砾料而言, 常用的剪胀方程有 Rowe 剪胀方程^[12], Pastor-Zienkiewicz 模型中的剪胀方程^[13] 等。如采用 P-Z 剪胀方程, 则侧向应变增量由下式确定:

$$d\varepsilon_3 = A d\varepsilon_1 \quad (9)$$

体应变增量由下式确定:

$$d\varepsilon_v = \frac{2(1+\alpha)(M-\frac{q}{p})}{3(1+\alpha)(M-\frac{q}{p})+2} d\varepsilon_1 \quad (10)$$

式中: α 为材料常数, 根据 Pastor 等^[13-14], Pastor^[15], Ling 和 Liu^[16], Cola^[17], Ling 和 Yang^[18], Miral^[19], Ravanbakhsh 和 Hamidi^[20], Heidarzadeh 和 Oliaei^[21], 对于干砂 α 一般可以取 0.45。 M 可以由下式得到:

$$M = \frac{6 \sin \varphi_{cr}}{3 - \sin \varphi_{cr}} \quad (11)$$

式中: φ_{cr} 是指土的残余摩擦角。

如果假定格室加筋土的圆周向应变均匀, 则其增量 $d\varepsilon_c$ 由式 (12) 确定^[9-10], 即:

$$d\varepsilon_c = -d\varepsilon_3 \quad (12)$$

根据式 (3) ~ (12) 递推迭代可求得土工格室加筋土的应力应变关系, 根据 Mohr-Coulomb 准则以及格室拉力和结点强度比较来判别加筋土的破坏, 详细的递推迭代过程详见宋飞等^[9-10] 的研究。将式 (6) 计算出的所有迭代步的 $d\sigma_g$ 相加得到总的格室约束围压 σ_g , 将 σ_g 代入式 (1) 可得表观黏聚力 c_r 。

采用该方法计算表观黏聚力时需要用到填土的邓肯-张模型的非线性弹性常数 k 、 n 、 R_f 、峰值内

摩擦角 φ 和残余内摩擦角 φ_{cr} 。参数的确定方法详见 Duncan 等^[11] 和 Boscardin 等^[22]。

2 两种方法计算结果比对

经过试算后发现 n 对于计算结果影响较小, 本文主要讨论 k 和 R_f 对格室加筋土表观黏聚力的影响, 对比分析基于填料内摩擦角的方法和基于填料应力应变关系的方法的差别。计算中采用 Mohr-Coulomb 屈服函数和 P-Z 剪胀方程。

2.1 参数 k 的影响分析

k 由轴向应变和偏差应力的关系确定, 采用邓肯-张双曲线模型进行计算, 由下式确定:

$$E_i = k p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^n \quad (13)$$

式中: k 和 n 分别代表 $\lg \left(\frac{E_i}{p_a} \right)$ 与 $\lg \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)$ 直线的截距和斜率; E_i 为土在邓肯-张双曲线应力-应变关系中的起始模量。根据常规三轴试验结果整理 k 和 n 的方法详见 Duncan 等^[11] 的研究。

图 1 给出了当格室加筋土的弹性常数 $R_f=0.9$, $\varphi=37^\circ$, $\varphi_{cr}=32^\circ$, 两种计算方法计算出的表观黏聚力 c_r 随参数 k 的变化关系曲线。参考 Madhavi Latha 等^[3,23] 的研究结果, 采用 Bathurst 公式计算表观黏聚力 c_r 时, 对于中密砂和密砂, 破坏轴向应变可近似取为 0.05。

由图 1 的对比分析可以看出:

(1) 当填土的内摩擦角 φ 确定后, 用 Bathurst 公式计算的表观黏聚力 c_r 不随参数 k 变化, 用基于填料应力应变关系的方法计算的表观黏聚力 c_r 随参数 k 的增大而减小。这是由于在填料的应力应变关系中, 两种方法达到的峰值一样, 内摩擦角一样, 但是二者达到峰值所需的破坏轴向应变不一样, 应力应变关系的非线性不一致, 由 Bathurst 公式可知, 表观黏聚力 c_r 仅与内摩擦角有关, 所以表观黏聚力 c_r 不随参数 k 变化; 由基于填料应力-应变关系的计算公式可知, 当 k 较小时, 应力应变曲线达到峰值较晚, 破坏轴向应变较大, 导致在填土破坏之前格室约束围压发挥较大, 因此得到的表观黏聚力也较大, 所以 k 与 c_r 成负相关;

(2) 用两种方法计算出的表观黏聚力 c_r 都与土工格室参数 M_t 正相关, 与 D_0 负相关;

(3) 无论在何种围压下, 用基于填料应力应变关系的方法得出的曲线趋势和形状大致相同, k 越小, 改变土工格室参数 M_t 、 D_0 对表观黏聚力 c_r 的影

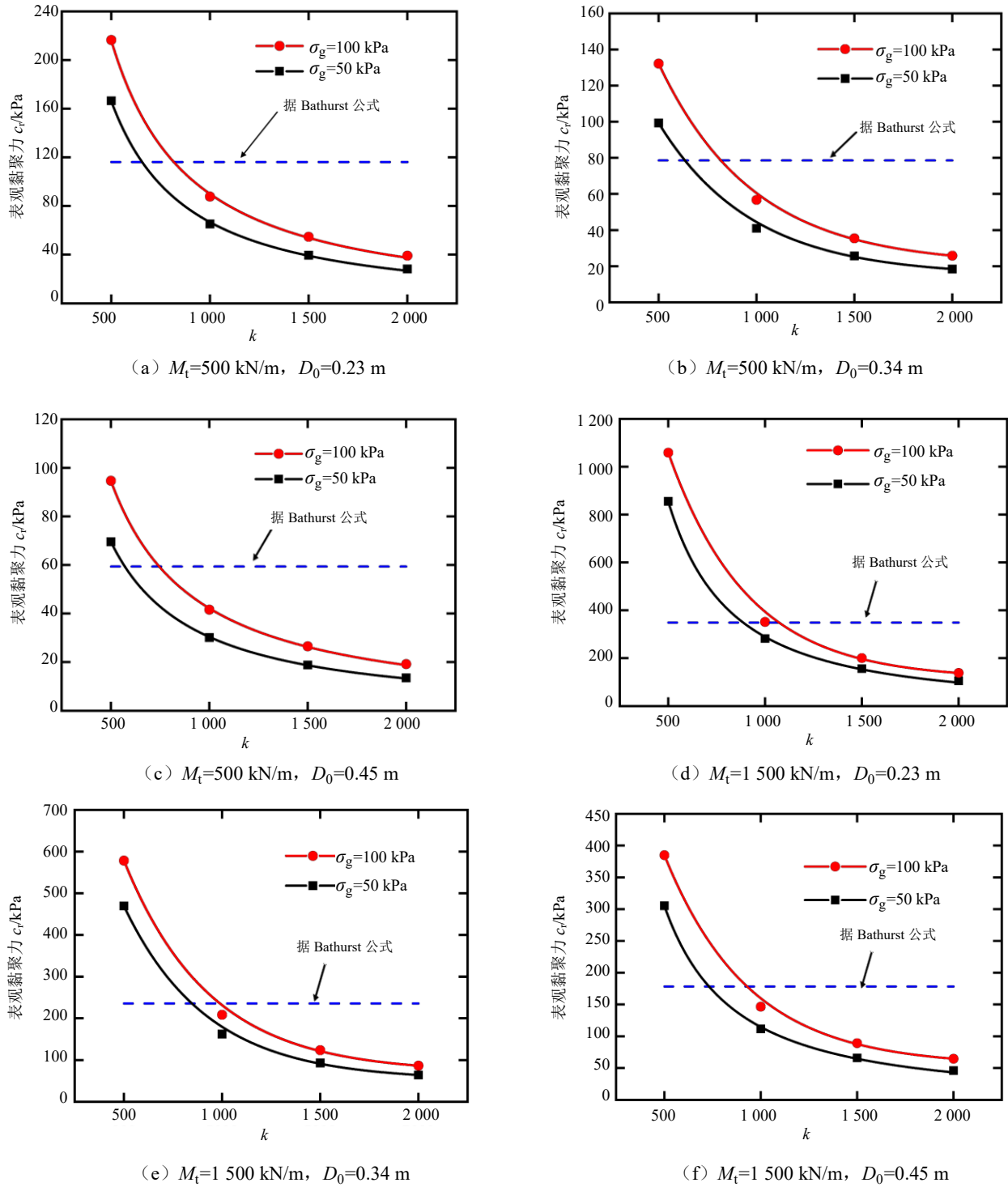


图1 参数 k 与表观黏聚力关系

Fig. 1 Relation between parameter k and apparent cohesive force

响越大。

2.2 参数 R_f 的影响分析

邓肯-张双曲线模型试验常数 R_f 代表试样的破坏比, 其表达式如下:

$$R_f = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}} \quad (14)$$

其中: $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ 为破坏偏差应力, $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ 为极限偏差应力。

图2给出了当格室加筋土的试验参数 $k=1500$, $\varphi=37^\circ$, $\varphi_{cr}=32^\circ$, 两种计算方法计算出的表观黏聚力 c_r 随参数 R_f 的变化关系曲线。与前文参数 k 的影响分析一致, 破坏轴向应变可近似取为 0.05。

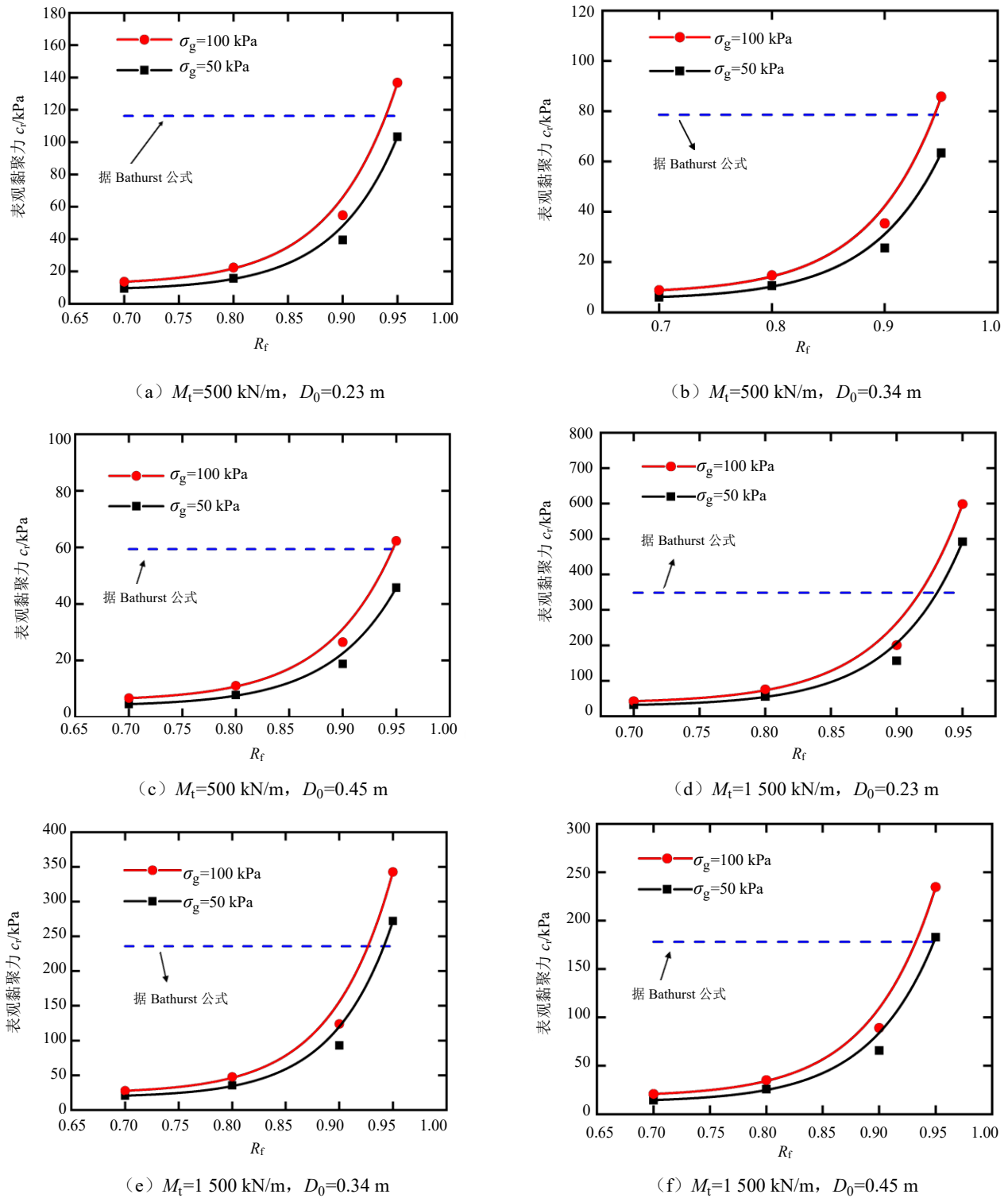


图2 参数 R_f 与表观黏聚力关系

Fig. 2 Relation between parameter R_f and apparent cohesive force

由图2的对比分析可以看出：

(1) 当填土的内摩擦角 ϕ 确定后，用 Bathurst 公式计算出的表观黏聚力 c_r 不随参数 R_f 变化，用基于填料应力应变关系的方法计算的表观黏聚力 c_r 随参数 R_f 的增大而增大。这是由于在填料的应力应变关系中，两种方法达到的峰值一样，内摩擦角一样，

但是二者达到峰值所需的破坏轴向应变不一样，应力应变关系的非线性不一致，由 Bathurst 公式可知，表观黏聚力 c_r 仅与内摩擦角有关，所以表观黏聚力 c_r 不随参数 R_f 变化；由基于填料应力-应变关系的计算公式可知，当 R_f 较小时，应力应变曲线达到峰值较早，破坏轴向应变较小，得到的表观黏聚力也较

小, 所以 R_f 与 c_r 成正相关。

(2) 无论在何种围压下, 用基于填料应力应变关系的方法计算时, R_f 越大, 改变土工格室参数 M_t 、 D_0 对表观黏聚力 c_r 的影响越大。

3 结 论

本文通过对比基于填料内摩擦角以及基于填料应力应变关系计算土工格室复合材料等效强度方法, 研究表观黏聚力与填土邓肯-张模型非线性弹性常数、土工格室刚度参数之间的关系, 得到如下结论:

(1) 对于砂砾料, 当填土的内摩擦角 ϕ 确定后, 用 Bathurst 公式计算的表观黏聚力 c_r 不随试验参数 k 、 R_f 变化, 用基于填料应力应变关系的方法计算的表观黏聚力 c_r 与参数 k 成负相关, 与参数 R_f 成正相关。

(2) 用两种方法计算出的表观黏聚力 c_r 都与土工格室参数 M_t 正相关, 与网格尺寸 D_0 负相关。

(3) 无论在何种围压下, 用基于填料应力应变关系的方法计算时, 当 k 越小, R_f 越大时, 改变土工格室参数 M_t 、 D_0 对表观黏聚力 c_r 的影响越大。

参考文献

- [1] BATHURST R J, KARPURAPU R. Large-Scale triaxial compression testing of geocell-reinforced granular soils[J]. Geotechnical Testing Journal, 1993, 16(3): 296-303.
- [2] RAJAGOPAL K, KRISHNASWAMY N R, LATHA G M. Behaviour of sand confined with single and multiple geocells[J]. Geotextiles and Geomembranes, 1999, 17(3): 171-184.
- [3] LATHA G M, MURTHY V S. Effects of reinforcement form on the behavior of geosynthetic reinforced sand[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2007, 25(1): 23-32.
- [4] WU C S, HONG Y S. Laboratory tests on geosynthetic-encapsulated sand columns[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2009, 27(2): 107-120.
- [5] 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(3): 35-44.
- [6] 陈建峰, 花嘉嘉, 冯守中. 不同填料土工织物散体桩桩体单轴压缩试验[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(1): 148-153.
- [7] CHEN Jian-feng, HUA Jia-jia, FENG Shou-zhong. Uniaxial compression tests on geosynthetic-encased stone columns with different fills[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, 41(1): 148-153.
- [8] SONG F, LIU H, YANG B, et al. Large-scale triaxial compression tests of geocell-reinforced sand[J]. Geosynthetics International, 2019, 26(4): 1-29.
- [9] 侯娟, 张孟喜, 韩晓, 等. 单个高强土工格室作用机理的有限元分析[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(S1): 26-30.
- [10] HOU Juan, ZHANG Meng-xi, HAN Xiao, et al. Mechanism of a high-strength geocell using FEM[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, 37(S1): 26-30.
- [11] 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.
- [12] 宋飞, 刘杰. 土工格室加筋土等效强度于等效刚度计算方法[M]. 北京: 中国水利水电出版社. 2020.
- [13] DUNCAN J M, BYRNE P, WONG K S, et al. Strength, stress strain and bulk modulus parameters for finite element analyses of stresses and movements in soil masses[R]. Geotechnical Engineering Research Report, No. UCB/GT/80-01. California: University of California-Berkeley, 1980.
- [14] ROWE P W. The stress-dilatancy relation for static equilibrium of an assembly of particles in contact[J]. Proc. Royal Soc. A, 1962, 269(1339): 500-527.
- [15] PASTOR M, ZIENKIEWICZ O C, LEUNG K H. Simple model for transient soil loading in earthquake analysis II: Non-associative models for sands[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1985, 9(5): 477-498.
- [16] PASTOR M, ZIENKIEWICZ O C, CHAN A. Generalized plasticity and the modelling of soil behaviour[J]. International Journal for Numerical & Analytical Methods in Geomechanics, 1990, 14(3): 151-190.
- [17] PASTOR M. Modelling of anisotropic sand behaviour[J]. Computers & Geotechnics, 1991, 11(3): 173-208.
- [18] LING H I, LIU H. Pressure-Level dependency and densification behavior of sand through generalized plasticity model[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2003, 129(8): 851-860.
- [19] COLA S, TONNI L. Adapting a generalized plasticity model to reproduce the stress-strain response of silty soils

- forming the venice lagoon basin[M]. Springer Netherlands, 2007.
- [18] LING H I, YANG S. Unified sand model based on the critical state and generalized plasticity[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2006, 132(12): 380-1391.
- [19] MIRA P, TONNI L, PASTOR M, et al. A generalized midpoint algorithm for the integration of a generalized plasticity model for sands[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2010, 77(9): 1201-1223.
- [20] RAVANBAKHS E, HAMIDI A. Development of a generalized plasticity constitutive model for cemented sands using critical state concepts[J]. International Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 7(4): 364-373.
- [21] HEIDARZADEH, HEISAM, OLIAEI, et al. Development of a generalized model using a new plastic modulus based on bounding surface plasticity[J]. Acta Geotechnica An International Journal for Geoengineering, 2018, 13(4): 925-941.
- [22] BOSCARDIN M D, SELIGE T, LIN R S, et al. Hyperbolic parameters for compacted soils[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1990, 116(1): 88-104.
- [23] MADHAVI L G, DASH S K, RAJAGOPAL K. Equivalent continuum simulations of geocell reinforced and sand beds supporting strip footings[J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2008, 26(4): 387-398.

【简 讯】

第十五届全国桩基工程学术会议（一号通知）

第十五届全国桩基工程学术会议拟于 2021 年 11 月在浙江杭州召开，会议以桩基技术创新发展为主题，届时将邀请桩基工程领域的知名专家学者作特邀报告、大会报告、专题报告，展现新时代桩基工程领域的最新研究成果与工程应用技术。组委会热忱邀请本领域的专家、学者、工程技术人员、在校研究生积极参与，共同探讨与交流桩基工程领域最新成果和技术！

会议主题：

- (1) 桩基基本理论与试验研究
- (2) 桩基工程设计与实践
- (3) 桩基工程施工新方法及装备
- (4) 桩基动力响应与防震、减振技术
- (5) 桩基工程新材料与制作新工艺
- (6) 桩基工程检测与监测
- (7) 桩基工程典型案例与事故处理
- (8) 海洋工程中的桩基技术

(9) 桩基工程技术标准有关问题

(10) 其他与桩基有关的工程技术问题

会议展览：

会议期间将举办桩基产品、岩土仪器设备展示及新产品专题报告，欢迎有关厂商、公司报名参加赞助，具体细节请联系会议秘书处。

组委会联系方式：

联系人：丁元新

联系电话：13626711239

投稿邮箱：dyx@zju.edu.cn

联系地址：杭州浙江大学紫金港校区安中大楼

邮政编码：310058

会议展览展示：

《基础工程》杂志社

王菲：18612335955

周梅：15910323004

李荣霞：15300268669