

DOI: 10.16285/j.rsm.2020.1861

基于统一强度理论的临坡加筋地基极限承载力新解

晏 青, 赵均海, 张常光

(长安大学 建筑工程学院, 陕西 西安 710061)

摘 要: 针对加筋地基整体剪切破坏和复合破坏两种模式, 在统一强度理论的基础上, 考虑中间主应力、筋材层间距、加筋层数和筋材抗拉强度的综合影响, 推导了临坡条形基础加筋地基的极限承载力新解, 并给出了应用步骤。通过与其他方法的对比, 讨论了该方法的有效性和参数影响特性。研究结果表明: 所得极限承载力解答与文献模型试验结果吻合良好, 具有广泛的适用性; 随着中间主应力效应的增加, 整体剪切破坏和复合破坏下临坡加筋地基极限承载力均明显增大; 随着筋材层间距的增加, 整体剪切破坏下临坡加筋地基极限承载力先增大后减小, 而复合破坏下逐渐减小; 整体剪切破坏下加筋层数的影响分为 3 个阶段, 复合破坏下分为 2 个阶段; 同时, 筋材抗拉强度的影响不可忽略。该研究结果可为临坡加筋地基的优化设计提供有益的参考。

关 键 词: 临坡加筋地基; 极限承载力; 统一强度理论; 整体剪切破坏; 复合破坏

中图分类号: TU470

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2021) 06-1587-14

A new solution to the ultimate bearing capacity of reinforced foundation near slope based on the unified strength theory

YAN Qing, ZHAO Jun-hai, ZHANG Chang-guang

(School of Civil Engineering, Chang'an University, Xi'an, Shaanxi 710061, China)

Abstract: In view of two modes of general shear failure and composite failure of reinforced foundation, a new solution to the ultimate bearing capacity of strip footings resting on reinforced foundations near slope was derived based on the unified strength theory and the application procedures were given. Effects of the intermediate principal stress, the vertical spacing between reinforcement layers, the number of reinforcement layers, and the tensile strength of reinforcements were comprehensively taken into consideration in the new solution. Compared with other methods, the effectiveness and parameter influence characteristics of the proposed method were discussed. The results showed that the obtained solution to the ultimate bearing capacity of reinforced foundation agreed well with the results of model tests reported in the literature, and it had wide applicability. With the increase of the effect of intermediate principal stress, the ultimate bearing capacity of reinforced foundation near slope subjected to general shear failure and composite failure increased markedly. As the vertical spacing between reinforcement layers increased, the ultimate bearing capacity of reinforced foundation near slope increased first and then decreased under the general shear failure, but it would gradually reduce under the composite failure. The influence of the number of reinforced layers under the general shear failure can be divided into three stages, and that under the composite failure can be divided into two stages. Meanwhile, the effect of the tensile strength of reinforcements cannot be ignored. The research results can provide useful references for the optimization design of reinforced foundation near slope.

Keywords: reinforced foundation near slope; ultimate bearing capacity; unified strength theory; general shear failure; composite failure

1 引 言

在基础下方土体中布置单层或多层筋材加固地

基是地基处理的有效手段之一^[1-4]。文献[5-9]的模型试验结果表明, 采用加筋技术可提高地基的承载力, 且加筋地基破坏模式主要有 2 种: 一是整体剪切破

收稿日期: 2020-12-12

修回日期: 2021-04-08

基金项目: 国家自然科学基金 (No.51878056); 陕西省科技计划-社会发展领域项目 (No.2019SF-256); 地质灾害防治与地质环境保护国家重点实验室开放基金 (No.SKLG2020K022); 长安大学中央高校基本科研业务费专项资金 (No.300102289720)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China(51878056), the Social Development Foundation for Science and Technology Planning Project of Shaanxi Province (2019SF-256), the Opening Fund of State Key Laboratory of Geohazard Prevention and Geoenvironment Protection (SKLG2020K022) and the Fundamental Research Funds for the Central Universities of Chang'an University(300102289720).

第一作者简介: 晏青, 女, 1992 年生, 博士研究生, 主要从事岩土工程强度理论与应用研究。E-mail: yanqing1210@126.com

通讯作者: 张常光, 男, 1982 年生, 博士, 教授, 主要从事非饱和土与地下工程方面的教学与研究工作。E-mail: zcg1016@163.com

坏模式,二是加筋区土体冲剪破坏和筋材下土体整体剪切破坏形成的复合破坏模式。梁波等^[10]基于 Prandtl 地基破坏模式,考虑加筋摩擦约束力,以过渡区为隔离体,推导了单层加筋地基极限承载力的极限平衡法解答。刘拴奇^[11]、曹文贵^[12]等假定加筋地基发生整体剪切破坏,通过条分法和临界滑动场法得到了加筋地基的极限承载力表达式。Sharma^[13]、Chen^[14]等分别采用极限平衡法建立了加筋地基整体剪切破坏和复合破坏时的极限承载力解答。

上述加筋地基极限承载力的理论研究均针对水平地基,目前加筋技术已广泛应用于临坡或斜坡地基的加固处理,许多学者针对临坡加筋地基承载力进行模型试验和有限元数值模拟研究。文献[15-17]采用模型试验探讨了加筋参数对砂土边坡上条形基础的地基极限承载力影响特性。马庆宏等^[18]通过模型试验研究了加筋层数和加筋层埋深对斜坡加筋地基极限承载力和破坏形态的影响,并提出加筋层之上、加筋层层间和加筋层之下土体破坏 3 类形态。Sommers 等^[19]模拟现场原型条件,采用大型梁式离心机对临近边坡的条形基础进行模型试验,通过数字图像分析得到不同加载压力下加筋层的应变分布情况。Shin 等^[20]对加筋黏土边坡上条形基础进行不排水模型试验,讨论了地基极限承载力的加筋效果。Halder 等^[21]结合有限差分法与随机场模型,获得了土体强度参数空间变异性与随机性对临坡土工格纹加筋地基条形基础荷载-沉降的影响特性。这些研究表明:临坡加筋地基的承载力明显提高,且大多为临近边坡一侧发生破坏。以往模型试验和数值模拟有关临坡加筋地基破坏形态和承载特性的研究成果,为临坡加筋地基承载力的确定提供了参考依据,而针对临坡加筋地基极限承载力求解的理论研究较少。仅有 Jha 等^[22]利用加筋层的应力平衡,得到条形基础放置于边坡顶部时粉煤灰加筋地基的极限承载力公式。

以往临坡地基和水平加筋地基极限承载力计算采用的是 Mohr-Coulomb 强度准则,没有考虑地基土体强度的中间主应力效应^[23-25]。中间主应力对土体强度有明显的影响,未考虑中间主应力效应的土体强度偏于保守^[26-27]。统一强度理论^[28-29]是俞茂宏基于双剪单元体模型提出的一系列强度准则的集合,合理考虑了中间主应力 σ_2 对土体强度的影响,已在水平无加筋地基极限承载力确定中得到较为广泛的应用^[30-33]。因此,本文基于统一强度理论,考虑中间主应力和加筋参数(筋材层间距、加筋层数和筋材抗拉强度)的影响,假定加筋地基发生整体

剪切破坏和复合破坏两种模式,采用单侧滑动面推导临坡加筋地基的极限承载力解答,并给出应用步骤,通过对比其他方法,结合模型试验结果进行有效性验证,最后探讨各参数对临坡加筋地基极限承载力的影响特性。

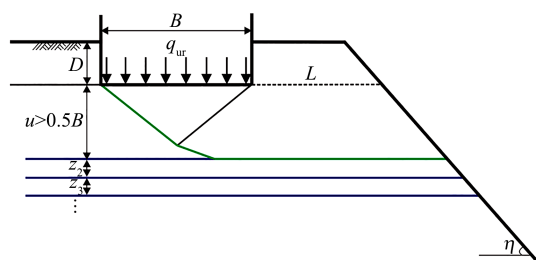
2 基本假定

某一临近边坡的刚性条形基础,对其下地基进行多层加筋处理,其中基础宽度为 B ,基础埋深为 D ,边坡倾角(即坡角)为 η ,土体处于极限平衡状态时地基极限承载力为 q_{ur} 。基于文献[15, 18-19]的模型试验结果可知,临坡加筋地基可能出现的 4 种破坏模式如图 1 所示。图 1(a)为筋材之上破坏,通常发生在首层加筋距 $u > 0.5B$ 时^[18];图 1(b)为筋材层间破坏,通常发生在首层加筋距 $u \leq 0.5B$ 时,而筋材层间距 $z_i > 0.5B$ 时^[18];图 1(c)为整体剪切破坏,通常发生在最底层筋材到底基距离 h_n 较大的砂土地基中^[15, 19];图 1(d)为复合破坏,此时 h_n 范围内土体发生冲剪破坏,加筋区之下的土体发生整体剪切破坏,这种情况通常发生在黏土地基或 h_n 较小的砂土地基中^[18]。图 1(a)、1(b)两种破坏模式下的筋材未能全部发挥增强作用,文献[13-14, 34]指出,控制首层加筋距 $u \leq 0.5B$ 和筋材层间距 $z_i \leq 0.5B$ 可避免这两种破坏的发生。因此,本文在 $u \leq 0.5B$ 和 $z_i \leq 0.5B$ 的范围内,基于图 1(c)、1(d)两种破坏模式进行临坡加筋地基极限承载力的公式推导。

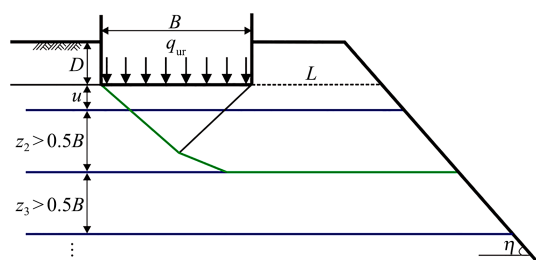
加筋地基发生整体剪切破坏时的计算模型如图 2 所示,由区域 I、II 和 III 共 3 部分组成。加筋地基发生复合破坏时的计算模型如图 3 所示,由区域 I、II、III 和 IV 共 4 部分组成。同时,实际工程中临坡加筋地基破坏可能出现图 2 和图 3 中的两种情况:当 DF 面斜向下时其与水平面的夹角 α 为正,滑移线的最深点出现在区域 III 内的 F 点;当 DF 面斜向上时角 α 为负,滑移线的最深点出现在区域 II 的 CD 面上。下面将按图 2 和图 3 求解临坡加筋地基的极限承载力,并作如下基本假定:

(1) 基础底面完全光滑,埋深 D 范围内的土体简化为等效均布荷载 q ,即 $q = \gamma D$ (γ 为土体重度)。 L 为基础至边坡坡肩的水平距离,可表示为 $L = aB$ (a 为距离系数,即距离 L 与基础宽度 B 的比值)。

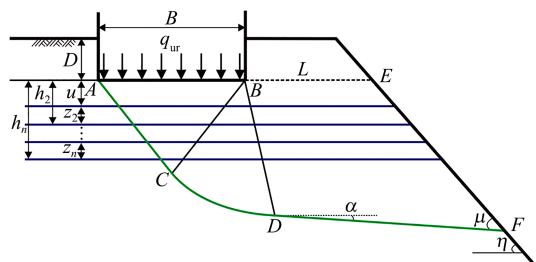
(2) 将 n 层加筋材料水平布置于地基土体中, $h_i (i = 2, \dots, n)$ 为第 i 层筋材到底基的垂直距离,则筋材层间距 $z_i = h_i - h_{i-1}$ 。假定加筋材料为柔性筋材,忽略其抗弯刚度对土体承载力的影响,只考虑筋材的拉力作用。地基土体破坏时,筋材发生拉断破坏,



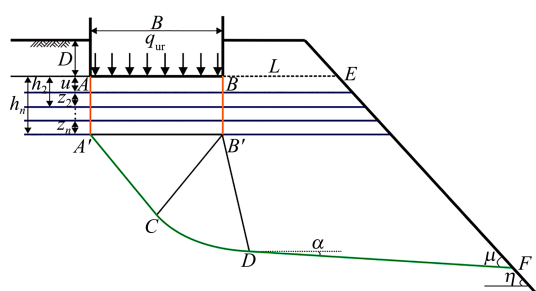
(a) 筋材之上破坏



(b) 筋材层间破坏



(c) 整体剪切破坏



(d) 复合破坏

图1 临坡加筋地基的破坏模式

Fig.1 Failure modes of reinforced foundation near slope

且有足够的锚固长度不被拔出。

(3) 图2和图3中区域I、II和III为整体剪切破坏区。临近边坡一侧土体先发生破坏，假定基础两侧土体受力状态相同，故区域I为对称弹性楔体，且图2中BC面与AB（图3中B'C面与A'B'）的夹角为 $\pi/4 + \varphi_1/2$ 。区域II为剪切过渡区，CD为对数螺旋线。区域III为朗肯被动区，DF与边坡表面EF的夹角为 $\mu = \pi/4 - \varphi_1/2$ 。图3中区域IV为冲剪破坏区。

(4) 土体强度采用基于统一强度理论的平面应

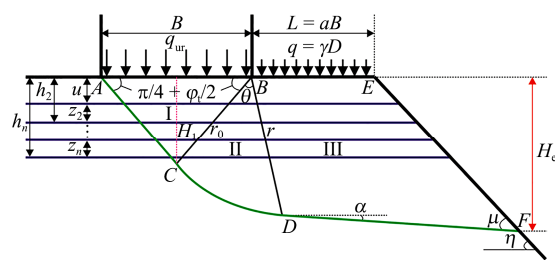
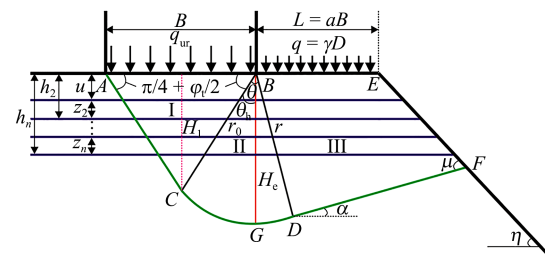
(a) $\alpha > 0$ (b) $\alpha \leq 0$

图2 临坡加筋地基整体剪切破坏计算模型

Fig.2 Calculation models for the general shear failure of reinforced foundation near slope

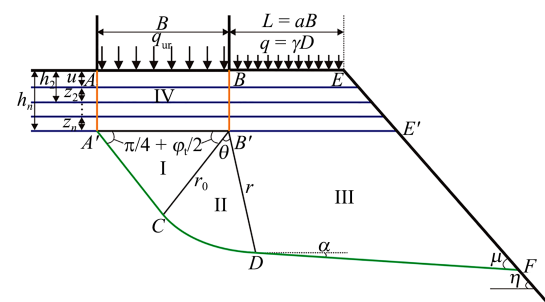
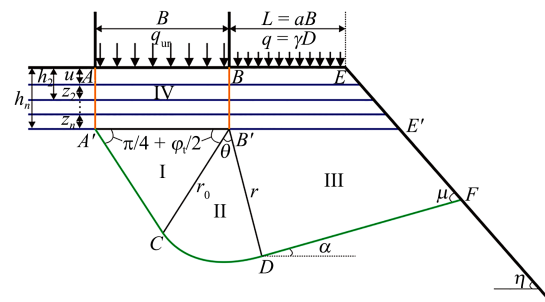
(a) $\alpha > 0$ (b) $\alpha \leq 0$

图3 临坡加筋地基复合破坏计算模型

Fig.3 Calculation models for the composite failure of reinforced foundation near slope

变抗剪强度公式，其表达式为^[28-29, 35]

$$\tau_f = c_t + \sigma \tan \varphi_t \quad (1)$$

其中， $\sin \varphi_t = \frac{2(1+b)\sin \varphi}{2+b(1+\sin \varphi)}$ ， $c_t = \frac{2(1+b)c \cos \varphi}{2+b(1+\sin \varphi)}$ 。

$$\frac{1}{\cos \varphi_t}。$$

$$\overline{BD} = \overline{BC} e^{\theta \tan \varphi_t} = \frac{B e^{\theta \tan \varphi_t}}{2 \cos(\pi/4 + \varphi_t/2)} \quad (7)$$

式中：\$\theta\$ 为 \$BD\$ 与 \$BC\$ 的夹角。

因 \$DF\$ 为 \$CD\$ 在 \$D\$ 点处的切线，令 \$DF\$ 与 \$BD\$ 延长线的夹角为 \$\psi\$，则由对数螺旋线方程的定义得^[39]

$$\cot \psi = \tan \varphi_t \quad (8)$$

由此求得 \$\psi\$、\$\alpha\$ 和 \$\theta\$ 分别为

$$\psi = \frac{\pi}{2} - \varphi_t, \alpha = \eta - \frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2}, \theta = \frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2} - \alpha \quad (9)$$

联立式 (3) 和式 (4)，求得被动土压力 \$E_{p1}\$ 为

$$E_{p1} = \frac{qL + W_3}{\cos \varphi_t} \sin(\varphi_t - \alpha) + c_t \overline{DF} + nT_r \sin(\xi + \alpha - \varphi_t) \quad (10)$$

隔离体 \$BCD\$ 的受力分析如图 5 所示，由 \$B\$ 点的力矩平衡得

$$\Sigma M_B = \int_0^\theta c_t r^2 d\theta + \frac{2}{3} E_{p1} \overline{BD} \cos \varphi_t - \sum_{i=1}^n (T_i h_i) \cdot \cos(\xi + \varphi_t - \alpha) - \frac{2}{3} E_{p3} \overline{BC} \cos \varphi_t + W_2 \lambda = 0 \quad (11)$$

其中，

$$\left. \begin{aligned} \int_0^\theta c_t r^2 d\theta &= \frac{c_t \overline{BC}^2}{2 \tan \varphi_t} (e^{2\theta \tan \varphi_t} - 1), \\ W_2 &= \gamma S_2, S_2 = \frac{\overline{BC}^2}{4 \tan \varphi_t} (e^{2\theta \tan \varphi_t} - 1) \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

式中：\$E_{p3}\$ 为 \$BC\$ 上的被动土压力，作用在距 \$C\$ 点 \$\overline{FG}/3\$ 处，其方向与作用面法线的夹角为 \$\varphi_t\$；\$W_2\$ 为隔离体 \$BCD\$ 的土体自重；\$S_2\$ 为隔离体 \$BCD\$ 的面积；\$\lambda\$ 为 \$W_2\$ 到 \$B\$ 点的水平距离。

由式 (11) 求得被动土压力 \$E_{p3}\$ 为

$$E_{p3} = \frac{3 \int_0^\theta c_t r^2 d\theta}{2 \overline{BC} \cos \varphi_t} + \frac{\overline{BD}}{\overline{BC}} E_{p1} + \frac{3}{2} \frac{W_2 \lambda}{\overline{BC} \cos \varphi_t} - \frac{3 \sum_{i=1}^n (T_i h_i) \cos(\xi + \varphi_t - \alpha)}{2 \overline{BC} \cos \varphi_t} \quad (13)$$

图 6 为以 \$B\$ 点为原点、\$BC\$ 为 \$x\$ 轴建立的直角坐标系，参数 \$\lambda\$ 为

$$\lambda = y_1 \sin\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2}\right) - x_1 \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2}\right) \quad (14)$$

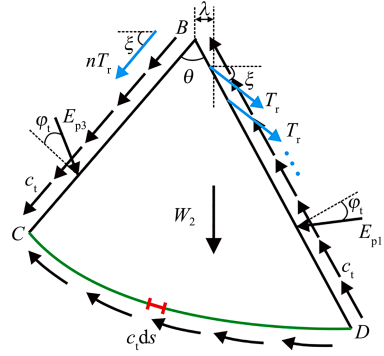


图 5 隔离体 \$BCD\$ 受力分析

Fig.5 Force analysis of the isolator \$BCD\$

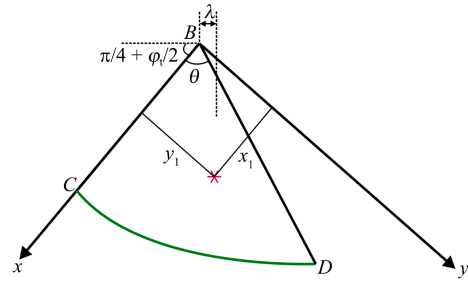


图 6 隔离体 \$BCD\$ 几何参数

Fig.6 Geometric parameters of the isolator \$BCD\$

$$x_1 = \frac{4 \tan \varphi_t \left[e^{3\theta \tan \varphi_t} (\sin \theta + 3 \tan \varphi_t \cos \theta) - 3 \tan \varphi_t \right]}{3(1 + 9 \tan^2 \varphi_t)(e^{2\theta \tan \varphi_t} - 1)} \overline{BC} \quad (15)$$

$$y_1 = \frac{4 \tan \varphi_t \left[e^{3\theta \tan \varphi_t} (3 \tan \varphi_t \sin \theta - \cos \theta) + 1 \right]}{3(1 + 9 \tan^2 \varphi_t)(e^{2\theta \tan \varphi_t} - 1)} \overline{BC} \quad (16)$$

式中：\$(x_1, y_1)\$ 为扇形 \$BCD\$ 形心的坐标^[39]。

隔离体 \$ABC\$ 对称半结构的受力分析如图 7 所示，其竖向力平衡为

$$\frac{q_{ur} B}{2} + \frac{W_1}{2} = E_{p3} \cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi_t}{2}\right) + c_t \overline{BC} \sin\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2}\right) + nT_r \sin \xi \quad (17)$$

式中：\$W_1 = \gamma S_1\$ 为隔离体 \$ABC\$ 的土体自重，\$S_1\$ 为隔离体 \$ABC\$ 的面积，即

$$S_1 = \frac{B^2}{4} \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2}\right) \quad (18)$$

将式 (13) 代入式 (17)，求得整体剪切破坏模式下临坡加筋地基的极限承载力 \$q_{ur}\$ 为

$$q_{ur} = q_u + \Delta q_u = c_t N_c + q N_q + \frac{1}{2} \gamma B N_\gamma + \Delta q_u \quad (19)$$

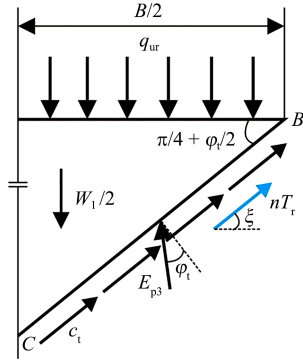


图7 隔离体 ABC 半结构的受力分析

Fig.7 Force analysis of the semi-structure of the isolator ABC

$$\left. \begin{aligned} N_c &= \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2}\right) + \frac{2}{B} \overline{DF} \cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi_t}{2}\right) e^{\theta \tan \varphi_t} + \\ &\quad \frac{3}{4} \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2}\right) \frac{e^{2\theta \tan \varphi_t} - 1}{\sin \varphi_t} \\ N_q &= 2 \frac{L}{B} \sin(\varphi_t - \alpha) \cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi_t}{2}\right) \frac{e^{\theta \tan \varphi_t}}{\cos \varphi_t} \\ N_\gamma &= 4 S_3 \sin(\varphi_t - \alpha) \cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi_t}{2}\right) \frac{e^{\theta \tan \varphi_t}}{B^2 \cos \varphi_t} + \\ &\quad \frac{6 S_2 \lambda}{B^3} - \frac{2 S_1}{B^2} \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

$$\Delta q_u = \frac{2}{B} n T_r \sin \xi + \frac{3}{B^2} T_r \sum_{i=1}^n h_i \cos(\xi + \varphi_t - \alpha) +$$

$$2 n T_r \frac{e^{\theta \tan \varphi_t}}{B \cos \varphi_t} \cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi_t}{2}\right) \sin(\xi + \alpha - \varphi_t) \quad (21)$$

式中: q_u 为临坡无加筋地基的极限承载力; N_c 、 N_q 和 N_γ 分别为黏聚力、超载和重度的承载力系数; Δq_u 为由筋材作用增加的临坡地基极限承载力。

3.1.2 $H_1 < h_n \leq H_e$

当 $H_1 < h_n \leq H_e$ 时, 需先确定有效加筋深度 H_e 。当 $\alpha > 0$ 时, 滑移线最深点为图 2(a) 中的 F 点, 此时有效加筋深度 H_e 为

$$H_e = (\overline{BD} \cos \varepsilon + \overline{DF} \sin \alpha) \cos \eta \quad (22)$$

当 $\alpha \leq 0$ 时, 滑移线最深点出现在 CD 面上, 对应图 2(b) 中 B 点正下方的 G 点^[12], 此时有效加筋深度 H_e 为

$$H_e = \overline{BG} = \overline{BC} e^{\theta_h \tan \varphi_t} = \frac{B e^{\theta_h \tan \varphi_t}}{2 \cos(\pi/4 + \varphi_t/2)} \quad (23)$$

式中: $\theta_h = \theta + \varphi_t/2 - \pi/4$ 为 BG 与 BC 的夹角。

因 $H_1 < h_n \leq H_e$ 范围的筋材拉力无法作用在区域

I 内, 应对筋材作用进行折减, 可取区域 I 深度 H_1 与筋材到基底距离 h_i 的比值为折减系数^[12], 则整体剪切破坏模式下临坡加筋地基的极限承载力 q_{ur} 可修正为

$$q_{ur} = q_u + \Delta q'_u = c_t N_c + q N_q + \frac{1}{2} \gamma B N_\gamma + \Delta q'_u \quad (24)$$

$$\Delta q'_u = \frac{2}{B} T_r \sum_{i=1}^n R_{Ti} \sin \xi - \frac{3}{B^2} T_r \sum_{i=1}^n (R_{Ti} h_i) \cos(\xi + \varphi_t - \alpha) +$$

$$2 T_r \sum_{i=1}^n R_{Ti} \frac{e^{\theta \tan \varphi_t}}{B \cos \varphi_t} \cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi_t}{2}\right) \sin(\xi + \alpha - \varphi_t) \quad (25)$$

式中: R_{Ti} 为筋材深度折减系数, 表达式为

$$R_{Ti} = \begin{cases} 1, & \text{当 } h_i \leq H_1 \text{ 时} \\ \frac{H_1}{h_i}, & \text{当 } H_1 < h_i \leq H_e \text{ 时} \end{cases} \quad (26)$$

当 $h_n \leq H_1$ 时, 筋材均满足 $h_i \leq H_1$, 则 $R_{Ti} = 1$, 式 (24) 退化为式 (19), 即式 (19) 可看作是式 (24) 的一种特例, 故式 (24) 为本文整体剪切破坏模式下临坡加筋地基的极限承载力计算总公式。

3.2 复合破坏

文献[13-14, 34, 40]的研究结果表明, 土工格栅和土工织物加筋黏土地基的有效加筋深度 H_e 分别为 $1.5B$ 和 $1.25B$, $h_i > H_e$ 时筋材的影响忽略不计。假定最底层筋材到基底距离 $h_n \leq H_e$, 加筋地基复合破坏时极限承载力的推导分为图 3 中区域 I、II、III 的整体剪切破坏区和区域 IV 的冲剪破坏区。 $\alpha > 0$ 和 $\alpha \leq 0$ 两种情况下极限承载力公式的推导过程相同, 因此, 取图 3(a) 计算模型进行复合破坏模式下临坡加筋地基极限承载力的公式推导。图 3(a) 中隔离体 $ABB'A'$ 半结构的受力分析如图 8 所示, 其竖向力平衡为

$$\frac{q_{ur} B}{2} + \frac{W_4}{2} = \frac{q_{ub} B}{2} + E_{p4} \sin \varphi_t + c_t h_n + n T_r \sin \xi \quad (27)$$

式中: $W_4 = \gamma B h_n$ 为隔离体 $ABB'A'$ 的土体自重; q_{ub} 为 $A'B'$ 面的承载力即筋材下整体剪切破坏区土体的极限承载力; E_{p4} 为 BB' 面上的被动土压力, 可根据朗肯土压力理论确定^[13-14], 即

$$E_{p4} = 2(c_t + \gamma D) h_n \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2}\right) + \frac{1}{2} \gamma h_n^2 \tan^2\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2}\right) \quad (28)$$

筋材下整体剪切破坏区如图 9 所示, 将 $B'E'$ 面上土体作用简化为超载 $q + \gamma h_n$, $B'E'$ 的长度为 $L' = L + h_n / \tan \eta$ 。 $A'B'$ 面的承载力 q_{ub} 的求解分析过程与

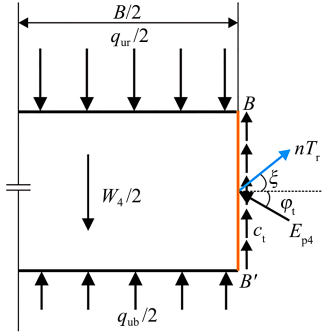


图8 区域IV半结构的受力分析

Fig.8 Force analysis of the semi-structure in zone IV

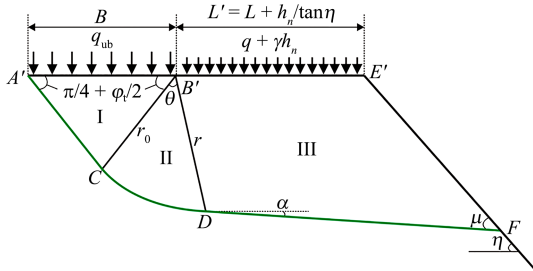


图9 筋材下整体剪切破坏区

Fig.9 General shear failure zone under reinforcements

3.1 节相似,但需去掉筋材拉力 T_r 的作用,可得 $A'B'$ 面承载力 q_{ub} 的表达式为

$$q_{ub} = c_t N'_c + (q + \gamma h_n) N'_q + \frac{1}{2} \gamma B N'_\gamma \quad (29)$$

$$\left. \begin{aligned} N'_c &= \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2} \right) + \frac{2}{B} \left(\overline{DF} + \frac{h_n \cos \eta}{\sin \mu} \right) \cos \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi_t}{2} \right) e^{\theta \tan \varphi_t} + \frac{3}{4} \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2} \right) \frac{e^{2\theta \tan \varphi_t} - 1}{\sin \varphi_t} \\ N'_q &= 2 \frac{L + h_n / \tan \eta}{B} \sin(\varphi_t - \alpha) \cos \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi_t}{2} \right) \frac{e^{\theta \tan \varphi_t}}{\cos \varphi_t} \\ N'_\gamma &= 4 S'_3 \sin(\varphi_t - \alpha) \cos \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi_t}{2} \right) \frac{e^{\theta \tan \varphi_t}}{B^2 \cos \varphi_t} + \frac{6 S_2 \lambda}{B^3} - \frac{2 S_1}{B^2} \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

式中: S'_3 为四边形 $B'DFE'$ 的面积,其表达式为

$$\begin{aligned} S'_3 &= \frac{1}{2} \overline{BD} \left(2L' \cos \varepsilon - \frac{1}{2} \sin 2\varepsilon + \overline{BD} \frac{\cos^2 \varepsilon}{\tan \eta} \right) + \\ &\frac{1}{2} \left(\overline{DF} + \frac{h_n \cos \eta}{\sin \mu} \right) \left(L' - \overline{BD} \sin \varepsilon + \overline{BD} \frac{\cos \varepsilon}{\tan \eta} \right) \sin \alpha \end{aligned} \quad (31)$$

将式(28)、(29)代入式(27),整理得复合破坏模式下临坡加筋地基的极限承载力 q_{ur} 为

$$\begin{aligned} q_{ur} &= c_t N'_c + (q + \gamma h_n) N'_q + \frac{1}{2} \gamma B N'_\gamma + \frac{2}{B} E_{p4} \sin \varphi_t + \\ &\frac{2}{B} c_t h_n + \frac{2}{B} n T_r \sin \xi - \gamma h_n \end{aligned} \quad (32)$$

Shin 等^[20]的模型试验结果表明,临坡加筋黏土地基的极限承载力 q_{ur} 随首层加筋距 u 的增加先增大后减小,随筋材层间距 z_i 的增加逐渐减小。一般地,水平加筋黏土地基极限承载力也随着筋材层间距的增加而降低^[34, 40]。然而,当加筋层数 n 为常数时,式(32)中承载力 q_{ur} 随最底层筋材到基底距离 h_n (实为首层加筋距 u 或筋材层间距 z_i) 的增加而增大,这有悖于筋材层间距的影响特性。故引入文献^[20]有关首层加筋距 u 和筋材层间距 z_i 的折减系数 s_u 和 s_{zi} , 对式(32)中由筋材作用增加的极限承载力项进行综合修正。 s_u 和 s_{zi} 分别为

$$s_u = \begin{cases} 0.32u/B + 0.87, & \text{当 } u/B \leq 0.4 \\ 1.19 - 0.48u/B, & \text{当 } 0.4 < u/B \leq 0.5 \end{cases} \quad (33)$$

$$s_{zi} = 1.3 - 0.9z_i/B, \text{ 当 } z_i/B < 0.5 \quad (34)$$

修正后复合破坏模式下临坡加筋地基的极限承载力 q_{ur} 为

$$\begin{aligned} q_{ur} &= c_t N'_c + (q + \gamma h_n) N'_q + \frac{1}{2} \gamma B N'_\gamma + \frac{2}{B} E_{p4} \sin \varphi_t + \\ &\frac{2}{B} c_t h_n + \frac{2}{B} T_r \sin \xi \left(s_u + \sum_{i=2}^n s_{zi} \right) - \gamma h_n \end{aligned} \quad (35)$$

3.3 对比其他方法

本文基于统一强度理论所建立的临坡加筋地基极限承载力新解(即式(24)和式(35)),针对加筋地基整体剪切破坏和复合破坏两种模式,综合考虑了中间主应力(参数 $0 \leq b \leq 1$)、加筋层数 n 、筋材层间距 z_i 和筋材抗拉强度 T_u 的影响,具有广泛的理论意义。

当筋材拉力 T_r 和最底层筋材到基底距离 h_n 为 0 时,式(24)和式(35)相等且均为临坡无加筋地基极限承载力的统一强度理论解答。统一强度理论参数 b 代表强度准则的不同选取,参数 $b = 0$ 时,式(24)和式(35)退化为临坡加筋地基极限承载力的 Mohr-Coulomb 强度准则解答;当参数 $b = 0$ 、筋材拉力 T_r 和最底层筋材到基底距离 h_n 为 0 时,式(24)和式(35)退化为文献^[39]基于 Mohr-Coulomb 强度准则的临坡未加筋地基极限承载力解答;当参数 $b = 1$ 时,式(24)和式(35)为临坡加筋地基极限承载力的双剪应力强度准则解答;当 $0 < b < 1$ 时,由

式 (24) 和式 (35) 可得到临坡加筋地基极限承载力的一系列新解答。

因此, 本文所得临坡加筋地基极限承载力新解可退化为已发表文献的解答, 并能得到多种未见发表的新解答, 适用于不同的工程实际情况。

3.4 应用步骤

针对首层加筋距 $u \leq 0.5B$ 和筋材层间距 $z_i \leq 0.5B$ 的临坡加筋砂土或黏土地基, 可利用式 (24) 和式 (35) 求解临坡加筋地基的极限承载力。给定一宽度为 B 、埋深为 D 的条形基础, 放置在坡角为 η 的边坡附近, 基础至坡肩的水平距离为 L , 对其下地基进行 n 层加筋处理, 已知地基土体的物理力学指标 (重度 γ 、黏聚力 c 和内摩擦角 φ): ① 首层加筋距 $0.25B < u \leq 0.5B$ 或筋材层间距 $0.25B < z_i \leq 0.5B$ 时的砂土地基, 根据式 (24) 求解临坡加筋地基的极限承载力; ② $u, z_i \in (0, 0.25B]$ 时的砂土地基和 $u, z_i \in (0, 0.5B]$ 时的黏土地基, 由式 (35) 计算临坡加筋地基的极限承载力。具体应用步骤如图 10 所示。

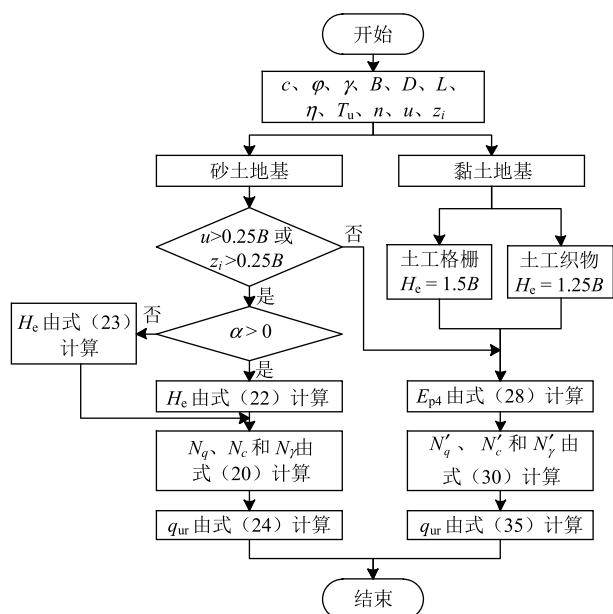


图 10 应用步骤流程图

Fig.10 Flowchart of application steps

4 模型试验对比

将本文整体剪切破坏和复合破坏模式下临坡加筋地基极限承载力新解 (即式 (24) 和式 (35)) 的计算结果分别与文献[15, 18, 20]中的模型试验结果进行对比, 以验证所得新解的有效性。

4.1 整体剪切破坏

文献[15]将条形基础埋置在砂土边坡中, 对多

层加筋地基的极限承载力进行了模型试验研究。在文献[15]的模型试验中临坡加筋地基发生整体剪切破坏, 将模型试验实测值与本文式 (24) 的计算值进行比较, 如图 11 所示。地基和加筋的参数为: $c = 0 \text{ kPa}$, $\varphi = 42^\circ$, $\gamma = 20 \text{ kN/m}^3$, $B = 0.08 \text{ m}$, $D = 0$, $a = 1.5$, $\eta = 34^\circ$, $u = z_i = 0.3B$, $T_u = 55 \text{ kN/m}$, $RF_{CR} = 5$, $RF_{ID} = 3$, $RF_D = 2$ 。

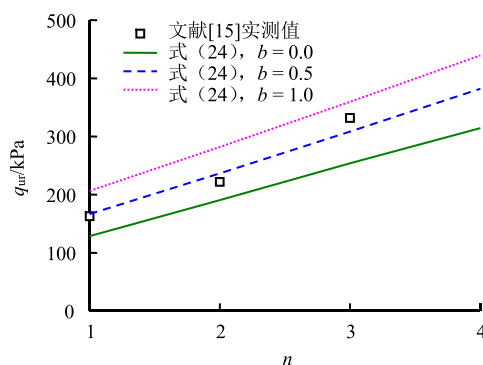


图 11 对比文献[15]模型试验结果

Fig.11 Comparisons with the model test results from literature [15]

由图 11 可知: 本文式 (24) 与模型试验所得临坡加筋地基极限承载力 q_{ur} 均随加筋层数 n 的增加明显增大。本文 $b = 0.5$ 时的计算值与文献[15]的模型试验实测值吻合良好, 二者的平均相对误差仅为 5.3%, 验证了本文式 (24) 的有效性, 亦表明试验砂土的抗剪强度应由参数 $b = 0.5$ 时的式 (1) 确定。当参数 $b = 0$ 时, 本文计算值明显小于文献[15]的实测值, 表明 Mohr-Coulomb 强度准则 ($b = 0$) 因未考虑中间主应力影响而低估了地基的承载潜能。当参数 $b = 1$ 时, 计算值明显大于实测值, 夸大了中间主应力对土体强度的提高作用。

4.2 复合破坏

文献[18]对临坡加筋砂土地基进行模型试验, 并获得加筋层之上、加筋层层间和加筋层之下土体的破坏模式。文献[18]指出在首层加筋距和筋材层间距 $u = z_i = 0.25B$ 时, 地基发生加筋层之下破坏即复合破坏, 将其试验结果与本文式 (35) 的计算值进行对比, 如图 12 所示。相关参数为: $c = 0.03 \text{ kPa}$, $\varphi = 38.36^\circ$, $\gamma = 16 \text{ kN/m}^3$, $B = 0.12 \text{ m}$, $D = 0$, $a = 0$, $\eta = 23^\circ$, $T_u = 1532 \text{ kN/m}$, $RF_{CR} = 5$, $RF_{ID} = 3$, $RF_D = 2$ 。

由图 12 可知: 当参数 $b = 0.5$ 时, 本文式 (35) 的计算值与文献[18]的模型试验结果较为接近, 平均相对误差仅为 5.4%, 进而验证了本文式 (35) 的

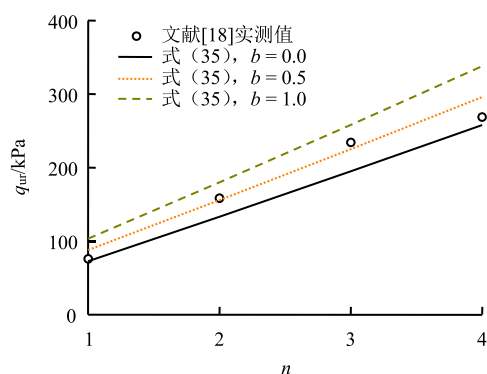


图12 对比文献[18]模型试验结果

Fig.12 Comparisons with the model test results from literature [18]

正确性, 同时说明试验所用砂土的抗剪强度应由参数 $b = 0.5$ 时的式(1)确定; 另外, 当参数 $b = 0$ (即忽略中间主应力效应) 时, 计算值小于试验结果而偏于保守; 当参数 $b = 1$ 时, 计算值明显大于试验结果而偏于危险。

文献[20]通过土工格栅加筋黏土边坡上条形基础的不排水模型试验, 研究了加筋参数对地基极限承载力的影响, 加筋地基呈现复合破坏特征。比较文献[20]的试验值与本文式(35)的计算值, 如图13所示。相关参数为: $c = 9.1 \text{ kPa}$, $\gamma = 18.25 \text{ kN/m}^3$, $B = 0.0761 \text{ m}$, $D = 0$, $a = 1$, $\eta = 45^\circ$; $u = 0.4B$, $z_i = 0.333B$, $T_u = 182 \text{ kN/m}$, $RF_{CR} = 5$, $RF_{ID} = 3$, $RF_D = 2$ 。因文献[20]不排水试验中内摩擦角 φ 为 0° , 但本文式(30)中 N'_c 表达式要求 $\varphi > 0^\circ$, 故取 $\varphi = 0.01^\circ$ 进行计算。

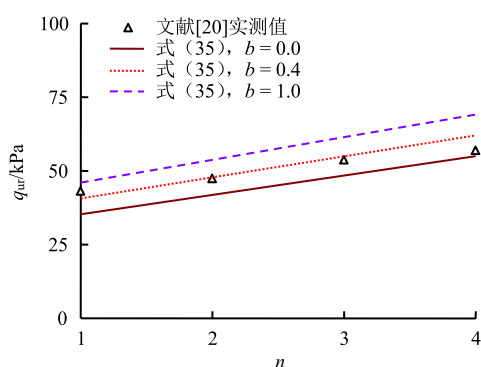


图13 对比文献[20]模型试验结果

Fig.13 Comparisons with the model test results from literature [20]

由图13可知: 当参数 $b = 0.4$ 时, 本文式(35)的计算值与文献[20]加筋黏土地基的试验值变化一致, 平均相对误差仅为4.8%, 验证了本文式(35)

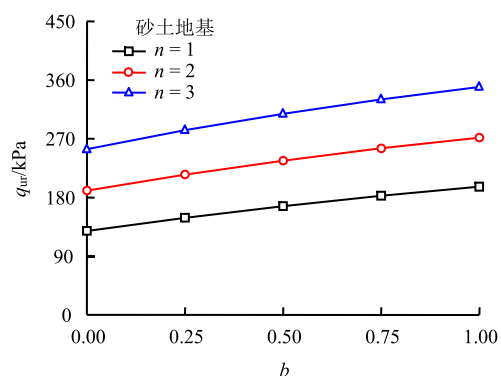
的有效性。同时, 不考虑中间主应力 ($b = 0$) 时式(35)的计算值偏小, 而 $b = 1$ 时计算值明显偏大。

5 参数分析

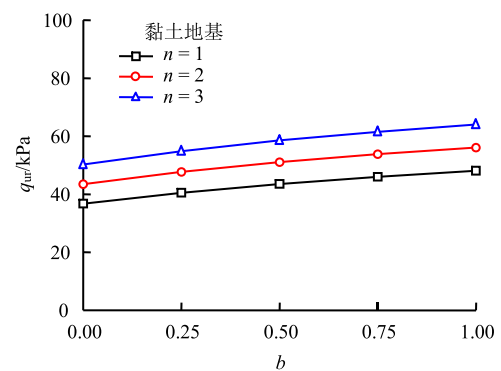
主要探讨中间主应力、筋材层间距、加筋层数和筋材抗拉强度对临坡加筋地基极限承载力的影响规律。整体剪切破坏模式下临坡加筋地基极限承载力即式(24)的参数分析采用4.1节中文献[15]的临坡砂土地基模型试验参数, 复合破坏模式下临坡加筋地基极限承载力即式(35)的参数分析采用4.2节中文献[20]的临坡黏土地基模型试验参数。

5.1 中间主应力

地基土体强度的中间主应力效应明显, 统一强度理论参数 b 可体现中间主应力效应的影响程度。图14为加筋层数 $n = 1, 2$ 和3时, 整体剪切破坏和复合破坏模式下临坡加筋地基极限承载力 q_{ur} 随参数 b 的变化规律。



(a) 整体剪切破坏



(b) 复合破坏

图14 中间主应力的影响

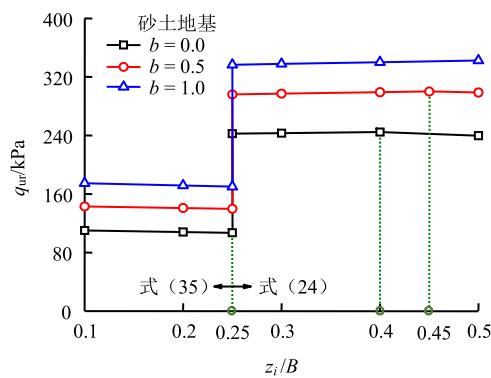
Fig.14 Influence of intermediate principal stress

由图14可知, 整体剪切破坏和复合破坏下临坡加筋地基极限承载力 q_{ur} 均随参数 b 的增加而增大。当加筋层数 $n = 1$, 参数 b 从0增加到1时, 整

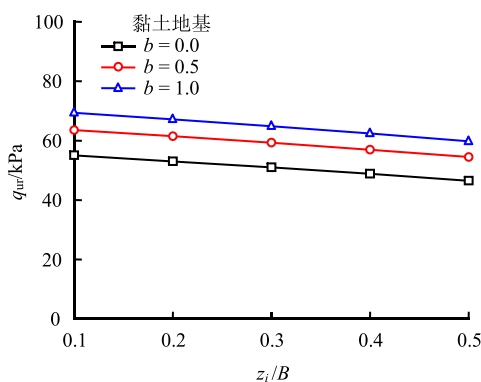
体剪切破坏下承载力 q_{ur} 增大了 52.6%，复合破坏下增大了 31.0%，这表明中间主应力对临坡加筋地基极限承载力有明显的影 响。参数 $b = 0$ 时因未考虑地基土体的中间主应力效应，承载力 q_{ur} 明显偏小。应考虑中间主应力对加筋地基极限承载力的提高，充分发挥地基土体的强度潜能，减少工程造价。

5.2 筋材层间距

最底层筋材到基底距离 h_n 随筋材层间距 z_i 的变化而变化，临坡加筋地基极限承载力也随之变化。图 15 为筋材层间距 z_i 对整体剪切破坏和复合破坏模式下临坡加筋地基极限承载力 q_{ur} 的影响规律，其中加筋层数 $n = 3$ ，参数 $b = 0, 0.5$ 和 1。当首层加筋距 $u \leq 0.25B$ 和筋材层间距 $z_i \leq 0.25B$ 时，临坡加筋砂土地基按照复合破坏模式式 (35) 计算极限承载力。当 $0.25B < z_i \leq 0.5B$ 时，根据整体剪切破坏模式式 (24) 计算。图 15(a) 中取首层加筋距 $u = 0.25B$ 。



(a) 复合→整体剪切破坏



(b) 复合破坏

图 15 筋材层间距的影响
Fig.15 Influence of vertical spacing between reinforcement layers

由图 15(a)可知：当筋材层间距 $0 \leq z_i < 0.25B$ 时，复合破坏下临坡加筋砂土地基极限承载力 q_{ur} 随层间距 z_i 的增加而减小；当 $0.25B < z_i \leq 0.5B$ 时，整体

剪切破坏下临坡加筋砂土地基筋材层间距的影响可分为 2 个阶段，即 $h_n \leq H_1$ 时承载力 q_{ur} 随层间距 z_i 的增加而增大， $H_1 < h_n \leq H_e$ 时承载力 q_{ur} 随层间距 z_i 的增加而减小。例如，参数 $b=0$ 时，当 z_i/B 从 0.1 增加至 0.25，承载力 q_{ur} 减小了 2.8%；当 $z_i/B = 0.25$ 时，整体剪切破坏下承载力 q_{ur} 较复合破坏增大了 1.27 倍；当 z_i/B 从 0.25 增加至 0.4，此时 $h_n \leq H_1 = 0.078$ m，承载力 q_{ur} 增大了 2.6%；当 z_i/B 从 0.4 增加至 0.5，此时 $h_n > H_1 = 0.078$ m，承载力 q_{ur} 减小了 3.6%。这是因为整体剪切破坏下，筋材到基底距离 h_i 与 H_1 的相对大小影响筋材深度折减系数，从而使得承载力先增大后减小，且最底层筋材到基底距离 h_n 的影响更早、更明显。另外，复合破坏下临坡加筋砂土地基的承载潜能无法充分发挥，应合理控制筋材层间距，避免加筋土体发生冲剪破坏。

由图 15(b)可知，复合破坏下临坡加筋黏土地基极限承载力 q_{ur} 随筋材层间距 z_i 的增加而减小，这与文献[20]的模型试验实测规律一致。当参数 $b = 0$ ，层间距 $z_i/B = 0.5$ 时的承载力 q_{ur} 较 $z_i/B = 0.1$ 时减小了 15.6%，故筋材层间距对复合破坏下临坡加筋黏土地基极限承载力 q_{ur} 有一定的影响。

5.3 加筋层数

加筋层数 n 的变化同时也代表筋材到基底距离 h_i 的变化。图 16 为加筋层数 n 对临坡加筋地基整体剪切破坏和复合破坏模式下极限承载力 q_{ur} 的影响规律，其中参数 $b = 0, 0.5$ 和 1。因文献[20]采用土工格栅加筋，图 16(b)中取有效加筋深度 $H_e = 1.5B$ 。

以图 16(a)中参数 $b = 0$ 为例，随着加筋层数 n 的增加，整体剪切破坏下临坡加筋砂土地基极限承载力 q_{ur} 的变化分为 3 个阶段：层数 n 从 1 增加到 4，承载力 q_{ur} 增大了 1.44 倍，此时最底层筋材到基底距离 $h_n \leq H_1$ ，承载力 q_{ur} 随层数 n 的增加线性增大；层数 n 从 4 增加到 8，承载力 q_{ur} 增大了 51.3%，此时 $H_1 < h_n \leq H_e$ ，承载力 q_{ur} 的增长率逐渐减小，这是因为当筋材到基底距离 $h_i > H_1$ 时，筋材作用深度折减系数 $R_{Ti} < 1$ ，筋材增强作用有所减弱； $n > 8$ 时，承载力 q_{ur} 随层数 n 的增加保持 $n = 8$ 时的结果不变，此时 $h_n > H_e$ ，不计筋材到基底距离 $h_i > H_e$ 的筋材作用。

随着加筋层数 n 的增加，复合破坏下临坡加筋黏土地基极限承载力 q_{ur} 的变化分为 2 个阶段（见图 16(b)）：当参数 $b = 0$ 时，层数 n 从 1 增加到 5，承载力 q_{ur} 增大了 73.4%，此时最底层筋材到基底距离 $h_n \leq H_e = 1.5B$ ，承载力 q_{ur} 随加筋层数 n 的增加线性增大；当层数 $n > 5$ 时，对应 $h_n > H_e$ ，只计 H_e 深度

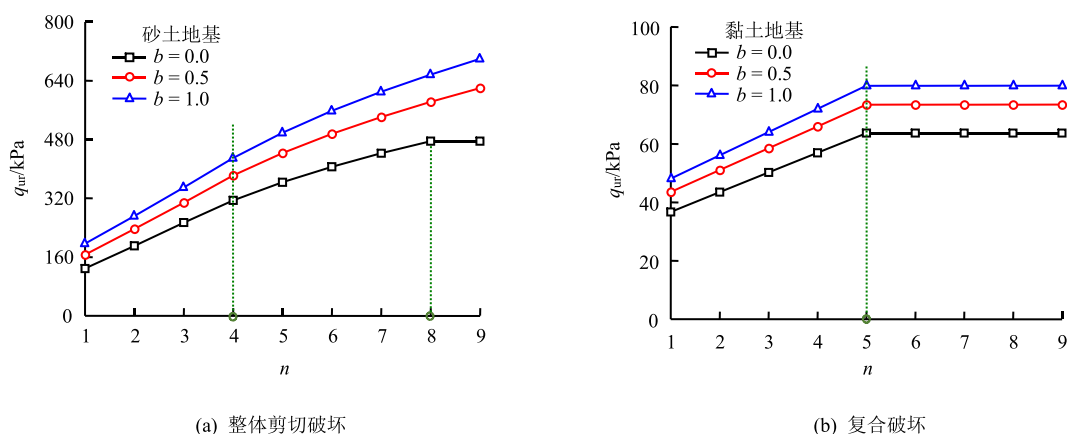


图 16 加筋层数的影响

Fig.16 Influence of the number of reinforcement layers

范围内的筋材作用,承载力 q_{ur} 保持不变。应根据有效加筋深度合理确定加筋层数,减少经济成本。

5.4 筋材抗拉强度

在地基加固处理的设计中,筋材抗拉强度是筋材种类选取的重要依据。筋材抗拉强度 T_u 对整体剪切破坏和复合破坏模式下临坡加筋地基极限承载力 q_{ur} 的影响如图 17 所示,其中加筋层数 $n=3$,参数 $b=0$ 、0.5 和 1。

由图 17 可知,整体剪切破坏和复合破坏下临坡加筋地基极限承载力 q_{ur} 均随筋材抗拉强度 T_u 的增加线性增大。当参数 $b=0.5$,筋材抗拉强度 T_u 从 30 kN/m 增加至 150 kN/m 时,整体剪切破坏和复合破坏下承载力 q_{ur} 分别增大了 2.1 倍和 32.8%。因此,筋材抗拉强度对临坡加筋地基极限承载力有重要的影响。抗拉强度较大的筋材经济成本较高,应根据设计需求合理选择筋材种类。

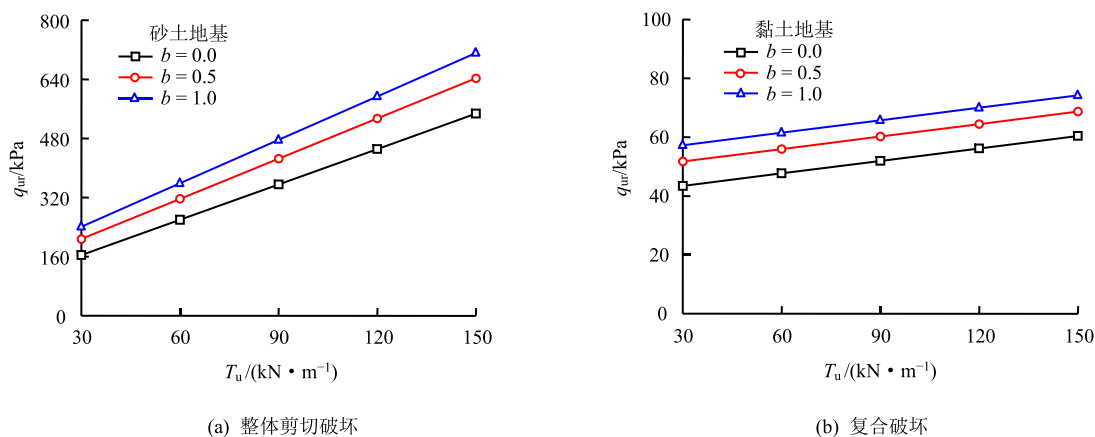


图 17 筋材抗拉强度的影响

Fig.17 Influence of tensile strength of reinforcements

6 结 论

(1) 针对加筋地基整体剪切破坏和复合破坏两种模式,所建立的临坡加筋地基极限承载力新解合理考虑了中间主应力、加筋层数、筋材层间距和筋材抗拉强度的共同影响,具有广泛的适用性,且对比 3 组模型试验结果验证了本文解答的有效性。同时,文献[39]临坡未加筋地基极限承载力的 Mohr-Coulomb 强度准则解答、临坡加筋地基极限

承载力的 Mohr-Coulomb 强度准则解答和双剪应力强度准则解答均为本文结果的特例。

(2) 中间主应力对整体剪切破坏和复合破坏下临坡加筋地基的极限承载力均有明显的影响,不考虑中间主应力得到的承载力明显偏小。另外,整体剪切破坏和复合破坏下临坡加筋地基极限承载力均随筋材抗拉强度的增加显著增大。

(3) 整体剪切破坏下临坡加筋地基极限承载力随筋材层间距的增加先增大后减小,这与最底层筋

材到基底的距离有关。复合破坏下临坡加筋地基极限承载力随筋材层间距的增加单调减小。应合理控制临坡砂土地基的筋材层间距,避免其发生复合破坏。

(4) 只计有效加筋深度范围内的筋材作用,随着筋材层数的增加,整体剪切破坏下临坡加筋地基极限承载力先线性增大后缓慢增大并最终保持不变,复合破坏下临坡加筋地基极限承载力先增大后保持不变,这都与最底层筋材到基底的距离有关。

参考文献

- [1] 欧阳仲春. 现代土工加筋技术[M]. 北京: 人民交通出版社, 1991.
OUYANG Zhong-chun. Modern geotechnical reinforcement techniques[M]. Beijing: China Communications Press, 1991.
- [2] 王钊, 王协群. 加筋地基的极限分析[J]. 清华大学学报(自然科学版), 2001, 41(6): 112-114.
WANG Zhao, WANG Xie-qun. Limit analysis for reinforced foundations[J]. **Journal of Tsinghua University (Science and Technology)**, 2001, 41(6): 112-114.
- [3] OURIA A, MAHMOUDI A, SADEGHPOUR H. Effect of the geotextile arrangement on the bearing capacity of a strip footing[J]. **International Journal of Geosynthetics and Ground Engineering**, 2020, 6(3): 1-14.
- [4] ZHANG L L, WANG J Q, KALIAKIN V N, et al. Load-bearing characteristics of square footing on geogrid-reinforced sand subjected to repeated loading[J]. **Journal of Central South University**, 2020, 27(3): 920-936.
- [5] 李驰, 王建华. 加筋风积砂地基承载力试验研究及计算分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(4): 687-691.
LI Chi, WANG Jian-hua. Model testing study and calculating analysis of bearing capacity on the reinforced aeolian sands ground[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2005, 24(4): 687-691.
- [6] 周健, 孔祥利, 王孝存. 加筋地基承载力特性及破坏模式的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(9): 1265-1269.
ZHOU Jian, KONG Xiang-li, WANG Xiao-cun. Bearing capacity behaviours and failure modes of reinforced grounds[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2008, 30(9): 1265-1269.
- [7] 白崇喜, 张中昊, 邵新妍. 条形基础下水平布置纤维增强聚合物筋材地基试验研究[J]. 岩土力学, 2015, 36(4): 953-957.
BAI Chong-xi, ZHANG Zhong-hao, SHAO Xin-yan. An experimental study of strip foundation on the grounds reinforced with horizontal FRP[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2015, 36(4): 953-957.
- [8] YAMAMOTO K, KUSUDA K. Failure mechanisms and bearing capacities of reinforced foundations[J]. **Geotextiles and Geomembranes**, 2001, 19(3): 127-162.
- [9] LATHA G M, SOMWANSI A. Bearing capacity of square footings on geosynthetic reinforced sand[J]. **Geotextiles and Geomembranes**, 2009, 27(4): 281-294.
- [10] 梁波, 杨有海. 加筋砂土地基承载力理论与试验分析研究[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(1): 123-127.
LIANG Bo, YANG You-hai. Theory and experiment on bearing capacity of reinforced sandy soil[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2008, 30(1): 123-127.
- [11] 刘拴奇, 卢坤林, 朱大勇, 等. 条形基础加筋砂土地基极限承载力计算[J]. 岩土力学, 2015, 36(8): 2307-2314.
LIU Shuan-qi, LU Kun-lin, ZHU Da-yong, et al. A method for calculating the ultimate bearing capacity of a strip footing on the reinforced sand[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2015, 36(8): 2307-2314.
- [12] 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.
CAO Wen-gui, TAN Jian-hui, HU Wei-dong. Upper bound of ultimate bearing capacity for the reinforced grounds[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2018, 39(6): 1955-1962.
- [13] SHARMA R, CHEN Q, ABU-FARSAKH M Y, et al. Analytical modeling of geogrid reinforced soil foundation[J]. **Geotextiles and Geomembranes**, 2009, 27(1): 63-72.
- [14] CHEN Q, ABUFARSAKH M Y. Ultimate bearing capacity analysis of strip footings on reinforced soil foundation[J]. **Soils and Foundations**, 2015, 55(1): 74-85.
- [15] YOO C. Laboratory investigation of bearing capacity behavior of strip footing on geogrid-reinforced sand slope[J]. **Geotextiles and Geomembranes**, 2001, 19(5): 279-298.
- [16] KESKIN M S, LAMAN M. Experimental and numerical studies of strip footings on geogrid-reinforced sand slope[J]. **Arabian Journal for Science and Engineering**, 2014, 39(3): 1607-1619.
- [17] BAAH-FREMPONG E, SHUKLA S K. Behaviour of a strip footing embedded in a sand slope reinforced with multilayer geotextile[J]. **Indian Geotechnical Journal**, 2020, 50(4): 560-576.
- [18] 马庆宏, 朱大勇, 雷先顺, 等. 无黏性土斜坡地基承载力模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(7): 1271-

- 1280.
- MA Qing-hong, ZHU Da-yong, LEI Xian-shun, et al. Laboratory modelling test on bearing capacity of reinforced sand slopes[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2014, 36(7): 1271-1280.
- [19] SOMMERS A, VISWANADHAM B V. Centrifuge model tests on the behavior of strip footing on geotextile-reinforced slopes[J]. **Geotextiles and Geomembranes**, 2009, 27(6): 497-505.
- [20] SHIN E C, DAS B M. Ultimate bearing capacity of strip foundation on geogrid-reinforced clay slope[J]. **KSCE Journal of Civil Engineering**, 1998, 2(4): 481-488.
- [21] HALDER K, CHAKRABORTY D. Influence of soil spatial variability on the response of strip footing on geocell-reinforced slope[J]. **Computers and Geotechnics**, 2020, 122: 103533.
- [22] JHA J N, CHOUDHARY A K, GILL K S, et al. Bearing capacity of a strip footing resting on reinforced fly ash slope: an analytical approach[J]. **Indian Geotechnical Journal**, 2013, 43(4): 354-366.
- [23] 罗亚琼, 张超, 马婷婷. 基于上限极限分析多滑块临坡地基承载力计算[J]. **公路工程**, 2019, 44(3): 97-101.
- LUO Ya-qiong, ZHANG Chao, MA Ting-ting. Solution for bearing capacity of multi-slide ground adjacent slope based on upper limit analysis[J]. **Highway Engineering**, 2019, 44(3): 97-101.
- [24] KUMAR A, SARAN S. Bearing capacity of rectangular footing on reinforced soil[J]. **Geotechnical and Geological Engineering**, 2003, 21(3): 201-224.
- [25] HALDER K, CHAKRABORTY D. Effect of inclined and eccentric loading on the bearing capacity of strip footing placed on the reinforced slope[J]. **Soils and Foundations**, 2020, 60(4): 791-799.
- [26] 姜景山, 左永振, 程展林, 等. 应力状态对粗粒料力学特性影响的大型真三轴试验[J]. **岩土力学**, 2020, 41(11): 3563-3572.
- JIANG Jing-shan, ZUO Yong-zhen, CHENG Zhan-lin, et al. Effects of stress state on mechanical properties of coarse granular material using large-scale true triaxial tests[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2020, 41(11): 3563-3572.
- [27] 杨爱武, 杨少朋, 郎瑞卿, 等. 轻质固化盐渍土三维力学特性研究[J]. **岩土力学**, 2021, 42(3): 593-600.
- YANG Ai-wu, YANG Shao-peng, LANG Rui-qing, et al. Three-dimensional mechanical properties of light solidified saline soil[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2021, 42(3): 593-600.
- [28] 俞茂宏. 岩土类材料的统一强度理论及其应用[J]. **岩土工程学报**, 1994, 16(2): 1-10.
- YU Mao-hong. Unified strength theory for geomaterials and its applications[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1994, 16(2): 1-10.
- [29] YU M H. Unified strength theory and its applications[M]. Berlin, Heidelberg: Springer, 2004.
- [30] 范文, 白晓宇, 俞茂宏. 基于统一强度理论的地基极限承载力公式[J]. **岩土力学**, 2005, 26(10): 1617-1622.
- FAN Wen, BAI Xiao-yu, YU Mao-hong. Formula of ultimate bearing capacity of shallow foundation based on unified strength theory[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2005, 26(10): 1617-1622.
- [31] 高江平, 俞茂宏, 李四平. 太沙地基极限承载力的双剪统一解[J]. **岩石力学与工程学报**, 2005, 24(15): 2736-2740.
- GAO Jiang-ping, YU Mao-hong, LI Si-ping. Double-shear unified solution of Terzaghi ultimate bearing capacity of foundation[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2005, 24(15): 2736-2740.
- [32] MA Z Y, LIAO H J, DANG F N. Influence of intermediate principal stress on the bearing capacity of strip and circular footings[J]. **Journal of Engineering Mechanics**, 2014, 140(7): 04014041.
- [33] DENG L S, FAN W, YU B, et al. Influence of the unified strength theory parameters on the failure characteristics and bearing capacity of sand foundation acted by a shallow strip footing[J]. **Advances in Mechanical Engineering**, 2020, 12(2): 1-13.
- [34] CHEN Q, ABU-FARSAKH M, SHARMA R, et al. Laboratory investigation of behavior of foundations on geosynthetic-reinforced clayey soil[J]. **Transportation Research Record**, 2007, 2004(1): 28-38.
- [35] 张常光, 蔡明明, 祁航, 等. 考虑充填顺序与后壁黏结力的采场充填计算统一解[J]. **岩石力学与工程学报**, 2019, 38(2): 226-236.
- ZHANG Chang-guang, CAI Ming-ming, QI Hang, et al. A unified solution for calculating mine backfills considering the backfilling order and the back wall cohesion[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2019, 38(2): 226-236.
- [36] 陈榕, 栾茂田, 郝冬雪, 等. 加筋地基极限承载力的变分解法[J]. **岩土工程学报**, 2010, 32(5): 774-779.

- CHEN Rong, LUAN Mao-tian, HAO Dong-xue, et al. The ultimate bearing capacity of reinforced foundation by variational solution[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2010, 32(5): 774-779.
- [37] 邹维列, 王钊, 林晓玲. 土工合成材料的蠕变折减系数[J]. 岩土力学, 2004, 25(12): 1961-1963, 1968.
- ZOU Wei-lie, WANG Zhao, LIN Xiao-ling. Creep reduction factor of geosynthetics[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2004, 25(12): 1961-1963, 1968.
- [38] HOLTZ R D, CHRISTOPHER B R, BERG R R. FHWA-HI-98-038 Geosynthetic design and construction guidelines[S]. Washington: Federal Highway Administration, 1998.
- [39] 王红雨, 杨敏. 基坑附近既有建筑物地基承载力减损的估算[J]. 土木工程学报, 2005, 38(8): 99-105.
- WANG Hong-yu, YANG Min. An estimate for the loss of bearing capacity of the footing near excavations[J]. **China Civil Engineering Journal**, 2005, 38(8): 99-105.
- [40] YETIMOGLU T, WU J T H, SAGLAMER A. Bearing capacity of rectangular footings on geogrid-reinforced sand[J]. **Journal of Geotechnical Engineering**, 1994, 120(12): 2083-2099.
-
- 上接第 1586 页
- [20] 郑海忠, 严武建, 石玉成, 等. 重复列车荷载作用下季节性冻土区桥墩-基础场地振动特性及长期变形分析[J]. 工程地质学报, 2020, 28(4): 907-915.
- ZHENG Hai-zhong, YAN Wu-jian, SHI Yu-cheng, et al. Vibration characteristics and long-term deformation analysis of bridge pier-foundation site in seasonal frozen soil area under repeated train loads[J]. **Journal of Engineering Geology**, 2020, 28(4): 907-915.
- [21] 汪继文, 喻军. 土压力作用下邻近基坑地表沉降计算分析[J]. 建筑技术, 2014, 45(2): 178-180.
- WANG Ji-wen, YU Jun. Calculation and analysis of ground settlement of adjacent foundation pit under earth pressure[J]. **Architecture Technology**, 2014, 45(2): 178-180.
- [22] 浦少云, 饶军应, 杨凯强, 等. 循环荷载下土体变形特性研究[J]. 岩土力学, 2017, 38(11): 3261-3270.
- PU Shao-yun, RAO Jun-ying, YANG Kai-qiang, et al. Research on soil deformation characteristics under cyclic loading[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2017, 38(11): 3261-3270.
- [23] 王新志, 翁贻令, 王星, 等. 钙质土颗粒咬合作用机制[J]. 岩土力学, 2018, 39(9): 3113-3120.
- WANG Xin-zhi, WENG Yi-ling, WANG Xing, et al. Interlocking mechanism of calcareous soil[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2018, 39(9): 3113-3120.