

加筋土强度的理论研究及试验验证¹⁾

雷胜友²⁾

(长安大学公路学院, 西安 710064)

摘要 将加筋材料对土体强度提高的贡献等效成一种附加围压, 通过莫尔圆法, 求得小主应力增量, 并认为土体在破坏时处于极限平衡状态, 得到了黏聚力和内摩擦角同时变化时的加筋土强度表达式, 对该式作了详细讨论, 用该式计算了 6 例典型加筋土在轴对称荷载下的大主应力, 结果表明计算所得大主应力值与三轴试验值比较吻合.

关键词 加筋土, 附加围压, 强度指标变化

中图分类号: TU528.57 文献标识码: A 文章编号: 1000-0879(2012)06-042-04

DOI: 10.6052/1000-0879-12-169

THE STRENGTH OF REINFORCED SOIL AND EXPERIMENTAL VERIFICATION¹⁾

LEI Shengyou²⁾

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

Abstract The reinforcement of soil can be regarded as an equivalent confining pressure. Through analyzing Mohr's circle, the increase in the minor principal stress is obtained. Assuming that the soil is in a limit state at failure, a limit equilibrium equation is developed to calculate the strength of the reinforced soil while the cohesion and the internal friction angle of the reinforced soil change simultaneously. The formula is discussed in detail, the major principal pressures of the six kinds of reinforced soils under triaxial compression loading are calculated, and it is found that the calculated major principal pressures are entirely consistent with those obtained by the tri-axial tests.

Key words reinforced soil, additional confining pressure, the change of the strength indexes

本研究将筋材的作用等效成一种附加围压, 通过莫尔圆法得到黏聚力和内摩擦角同时变化时的加筋土强度表达式, 对该式进行了详细讨论, 用该式计算了 6 例典型加筋土的强度^[1-6], 并与试验值进行了比较, 验证了加筋土强度表达式的合理性, 为加筋土强度研究提供参考.

1 加筋土强度特性分析与讨论

我们认为土体加筋后的内摩擦角由 φ 变成 $\varphi + \Delta\varphi$, 黏聚力由 c 变成 $c + \Delta c$, $\Delta\varphi$ 和 Δc 分别为内

摩擦角增量和黏聚力增量, 其几何关系如图 1 所示.

在图 1 中圆①表示在 σ_3 作用下无筋土破坏的莫尔圆, 线 a 为其强度包线, 圆②表示在同样 σ_3 作用下加筋土破坏的莫尔圆, 线 b 为其强度包线. 加筋土中土骨架受到外荷载产生的 σ_1 和 σ_3 及筋所施加的附加压力 $\Delta\sigma_{3f}$ 的作用, 由于加筋土破坏时, 其中土也达到破坏状态, 并服从强度包线 a , 这样加筋土破坏时其中骨架的应力状态用圆③表示, 它的实际小主应力为 σ_{3f} , 围压为 σ_3 , 则 $\Delta\sigma_{3f} = \sigma_{3f} - \sigma_3$, 为筋对土骨架的附加应力, 将其代入极限平衡方程有

2012-04-23 收到第 1 稿, 2012-09-25 收到修改稿.

1) 陕西省自然科学基金项目 (2001C01), 地质灾害防治与地质环境保护国家重点实验室开放基金项目 (GZ2005-03), 长安大学土质学与土力学精品课程建设项目资助.

2) 雷胜友, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为土力学与岩石力学、高铁客专地基处理. E-mail: rongrong11085310@sina.com

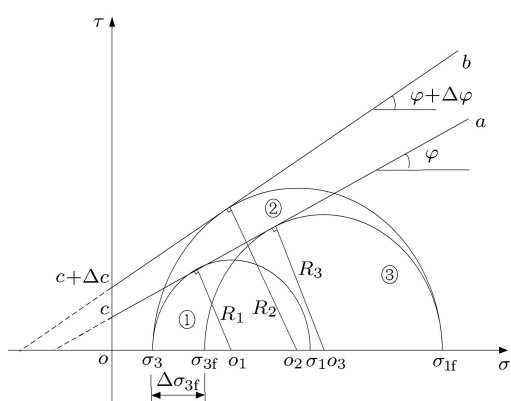


图 1 加筋土破坏时 Δc , $\Delta\varphi$ 与附加应力 $\Delta\sigma_{3f}$ 的关系

$$\sigma_1 = \left[1 + 4 \frac{\cos(\varphi + \Delta\varphi/2) \sin(\Delta\varphi/2)}{(1 + \sin\varphi)(1 - \sin(\varphi + \Delta\varphi))} \right] \sigma_3 K_p + \left\{ 1 + 2 \frac{\sin(\Delta\varphi/2) [\cos(\Delta\varphi/2) - \sin(\varphi + \Delta\varphi/2)]}{(1 + \sin\varphi)[1 - \sin(\varphi + \Delta\varphi)]} \sqrt{K_p} + \frac{\Delta c \tan(45^\circ + \varphi/2 + \Delta\varphi/2)}{c} \right\} \cdot 2c \sqrt{K_p} \quad (1)$$

将式 (1) 简写成下式

$$\sigma_1 = [1 + F_1(\Delta\varphi)] \sigma_3 K_p + [1 + F_2(\Delta\varphi) + F_3(\Delta c) F_4(\Delta\varphi)] 2c \sqrt{K_p} = \bar{\sigma}_3 K_p + 2\bar{c} \sqrt{K_p} \quad (2)$$

其中

$$F_1(\Delta\varphi) = \frac{4 \cos(\varphi + \Delta\varphi/2) \sin(\Delta\varphi/2)}{(1 + \sin\varphi)[1 - \sin(\varphi + \Delta\varphi)]}$$

$$F_2(\Delta\varphi) = \frac{2 \sin(\Delta\varphi/2) [\cos(\Delta\varphi/2) - \sin(\varphi + \Delta\varphi/2)]}{(1 + \sin\varphi)[1 - \sin(\varphi + \Delta\varphi)]} \sqrt{K_p}$$

$$F_3(\Delta c) = \frac{\Delta c}{c}$$

$$F_4(\Delta\varphi) = \frac{\tan(45^\circ + \varphi/2 + \Delta\varphi/2)}{\sqrt{K_p}}$$

$$K_p = \tan^2(45^\circ + \varphi/2)$$

从式 (1) 和式 (2) 可以看出, $\Delta\varphi$ 和 Δc 都为正值时, $\Delta\varphi$ 增大了侧向约束 $\bar{\sigma}_3$, $\Delta\varphi$ 和 Δc 增大了视黏聚力 \bar{c} .

当 $\Delta\varphi$ 为正值, Δc 为负值时, 在有些情况下, 加筋土的强度会低于无筋土的强度.

令式 (1) 中 $\Delta\varphi = 0$, 则式 (1) 退化为

$$\sigma_1 = \sigma_3 \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\varphi}{2} \right) + 2(c + \Delta c) \tan \left(45^\circ + \frac{\varphi}{2} \right) \quad (3)$$

上式即为柔性筋加筋土的极限平衡方程.

令式 (1) 中 $\Delta c = 0$, 则式 (1) 退化为

$$\sigma_1 = \left\{ 1 + 4 \frac{\cos(\varphi + \Delta\varphi/2) \sin(\Delta\varphi/2)}{(1 + \sin\varphi)[1 - \sin(\varphi + \Delta\varphi)]} \right\} \sigma_3 K_p + \left\{ 1 + 2 \frac{\sin(\Delta\varphi/2) [\cos(\Delta\varphi/2) - \sin(\varphi + \Delta\varphi/2)]}{(1 + \sin\varphi)[1 - \sin(\varphi + \Delta\varphi)]} \sqrt{K_p} \right\} \cdot 2c \sqrt{K_p} \quad (4)$$

从式 (4) 可以看出, 土体加筋后仅有内摩擦角增大时, $\Delta\varphi$ 增大了侧向约束 $\bar{\sigma}_3$, 也增大了视黏聚力 \bar{c} .

将式 (4) 进一步改写, 可得

$$\sigma_1 = \left\{ 1 + 4 \frac{\cos(\varphi + \Delta\varphi/2) \sin(\Delta\varphi/2)}{(1 + \sin\varphi)[1 - \sin(\varphi + \Delta\varphi)]} + \frac{4c \sin(\Delta\varphi/2) [\cos(\Delta\varphi/2) - \sin(\varphi + \Delta\varphi/2)]}{\sigma_3 (1 + \sin\varphi)[1 - \sin(\varphi + \Delta\varphi)]} \right\} \sigma_3 K_p + 2c \sqrt{K_p} \quad (5)$$

由上式可以看出, 如果认为加筋后土体的黏聚力没有发生改变, 但黏聚力的存在对内摩擦角增大有贡献, 且与围压大小有关, 则式 (5) 可简写成下式

$$\sigma_1 = \sigma_3 \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\varphi_D}{2} \right) K_p + 2c \sqrt{K_p} \quad (6)$$

其中 φ_D 为等代内摩擦角.

将式 (1) 再作一改写, 得

$$\sigma_1 = \left\{ 1 + 4 \frac{\cos(\varphi + \Delta\varphi/2) \sin(\Delta\varphi/2)}{(1 + \sin\varphi)[1 - \sin(\varphi + \Delta\varphi)]} \right\} \sigma_3 K_p + \frac{4c \sin(\Delta\varphi/2) [\cos(\Delta\varphi/2) - \sin(\varphi + \Delta\varphi/2)]}{(1 + \sin\varphi)[1 - \sin(\varphi + \Delta\varphi)]} K_p + 2c \sqrt{K_p} + 2\Delta c \tan(45^\circ + \varphi/2 + \Delta\varphi/2)$$

令 $c = 0$, 则上式就退化为

$$\sigma_1 = \left\{ 1 + 4 \frac{\cos(\varphi + \Delta\varphi/2) \sin(\Delta\varphi/2)}{(1 + \sin\varphi)[1 - \sin(\varphi + \Delta\varphi)]} \right\} \sigma_3 K_p + 2\Delta c \tan(45^\circ + \varphi/2 + \Delta\varphi/2) \quad (7)$$

式 (7) 表明, 当筋材选择适当、形式合理, 加筋砂土不但有了视黏聚力, 而且也会使内摩擦角有很大的提高.

令 $\Delta c = 0$, 则式 (7) 退化为

$$\sigma_1 = \left\{ 1 + 4 \frac{\cos(\varphi + \Delta\varphi/2) \sin(\Delta\varphi/2)}{(1 + \sin\varphi)[1 - \sin(\varphi + \Delta\varphi)]} \right\} \sigma_3 K_p \quad (8)$$

式(8)表明,在某些特殊情况下,砂土加筋后,只有内摩擦角的增大,而无视黏聚力的存在。

观察式(2)可以发现,与无筋土强度表达式相比,式(2)中的对应项系数多出了因子 $(1 + F_1)$ 和 $(1 + F_2 + F_3F_4)$,其中 F_2, F_3, F_4 均为无量纲量, F_3 随 Δc 成正比例增大, F_1, F_2 和 F_4 随 $\Delta\varphi$ 的变化方程分别为

$$F_1 = -0.0003(\Delta\varphi)^2 + 0.0139\Delta\varphi - 0.00008$$

$$F_2 = 0.0259\Delta\varphi - 0.0104, F_4 = 0.0259\Delta\varphi + 0.9896$$

2 加筋土强度分析方法的试验验证

为了验证式(1)的合理性,计算了6例加筋土在破坏时的大主应力,并与试验值进行了比较,其结果如下。

无纺土工织物加筋黄土的内摩擦角比无筋土的稍大一点,但黏聚力大很多,表1结果显示计算的 σ_1 同试验得到的 σ_1 非常接近,其相对误差最大值为-5.48%。

表1 无纺土工织物加筋黄土三轴试验结果^[1]与理论计算对比

加筋情况	σ_3 / kPa	σ_1 试验值/ kPa (1)	σ_1 计算值/ kPa (2)	(1) - (2) (2) /%
$n = 1$	50	420	434.9	-3.44
	100	550	570.3	-3.56
	200	795	841.0	-5.48
	300	1150	1111.8	3.44
$n = 2$	100	655	636.9	2.85
	200	930	907.6	2.47
	300	1210	1178.4	2.69
$n = 4$	100	840	819.9	2.45
	200	1070	1090.7	-1.90
	300	1390	1361.4	2.10

从表2可以看出,土工网加筋黄土的强度比无筋土的低。这主要是在强度指标上,虽然加筋土的内摩擦角较无筋土有较大提高,但黏聚力降幅很大,才使得三轴试验结果表现为加筋土的强度比无筋土的强度低,可能是加筋材料对土体形成了类似于夹层节理作用,才出现了以上结果。在这里,内摩擦角的增量为正值,黏聚力的增量为负值,计算出的 σ_1 同试验得出的 σ_1 绝大部分比较接近,只有一例差别稍大,其相对误差为20.99%,可见式(1)对于黏聚力降低的情形也是适用的。

从表3可知,对于H-V加筋黏性土,当加筋材料为镀锌铁皮时,计算出 σ_1 同试验的 σ_1 比较接近,

表2 土工网加筋黄土的三轴试验结果^[2]与理论计算对比

加筋情况	σ_3 / kPa	无筋土 σ_1 /kPa	σ_1 试验值/ kPa (1)	σ_1 计算值/ kPa (2)	(1) - (2) (2) /%
$n = 1$	50	469.62	397.5	387.0	2.70
	100	686.37	528.3	522.4	1.12
	200	885.01	799.8	793.1	0.84
	300	1153.8	1099	1063.9	3.28
$n = 3$	50	469.62	407.2	395.7	2.92
	100	686.37	645.1	533.2	20.99
	200	885.01	858.4	808.2	6.21
$n = 5$	300	1153.8	1147	1083.2	5.85
	50	469.62	345.4	321.8	7.34
	100	686.37	509.9	463.3	10.06
	200	885.01	848.7	746.4	13.71
	300	1153.8	1140	1029.5	10.69

表3 H-V加筋黏土的三轴试验结果^[3]与理论计算对比

加筋情况	σ_3 / kPa	σ_1 试验值/ kPa (1)	σ_1 计算值/ kPa (2)	(1) - (2) (2) /%
镀锌铁皮 0.5cm	50	281.8	295.3	-4.56
	100	410.8	379.7	8.19
	150	460.8	464.2	-0.72
	200	541.2	548.6	-1.35
镀锌铁皮 2.0cm	50	305.2	297.1	2.73
	100	400.1	388.4	3.02
	150	526.4	479.7	9.74
	200	597.1	571.0	4.57
有机玻璃水平加筋	50	254.3	250.4	1.56
	100	330.1	330.0	0.04
	150	411.8	409.5	0.55
有机玻璃 0.5cm	200	496.8	489.1	1.57
	50	254.5	262.5	-3.03
	100	344.3	337.1	2.14
有机玻璃 2.0cm	150	420.3	411.7	2.08
	200	474.0	486.3	-2.54
	50	285.8	286.2	-0.14
	100	356.8	362.6	-1.60
	150	454.7	438.9	3.58
	200	505.2	515.3	-1.95

最大相对误差为9.74%。当加筋材料为有机玻璃时,计算值同试验值更加接近,其最大相对误差为3.58%。

镀锌铁皮和有机玻璃都属非柔性筋,其试验结果与前述有所不同。这就是当加筋材料为镀锌铁皮时,当无竖向筋时,加筋后土体的黏聚力增加较多,内摩擦角增加不多;当有竖向加筋存在时,加筋后土体的黏聚力和内摩擦角均增加很多,当竖向筋的高度增加时,则加筋复合体内摩擦角显著增加。从这一点看,当组合加筋中无竖向筋存在时,非柔性筋同柔性筋无区别。

当加筋材料为有机玻璃时,且仅有水平筋时,则复合体的黏聚力有很大提高,而内摩擦角则提高不

大, 仅为 1° 左右; 当有竖向筋存在时, 内摩擦角提高的最大值仅为 2.58° , 而黏聚力大幅度提高, 似乎竖向筋的高度对黏聚力的影响存在一个最佳值. 同样表现出有机玻璃作为加筋材料, 有无竖向筋存在时, 其加筋效果同柔性筋无实质性差别. 从试验后加筋材料的破坏情况看, 竖向筋被拉断, 加筋土的破坏属拉断破坏, 从实质上讲, 其效果等同于水平加筋形式, 因而仅有黏聚力的显著提高是合理的.

从以上分析可以看出, 不必区分筋材的刚柔, 而应区分有无竖向筋存在, 竖向筋存在, 加筋后土体的 c 和 φ 值显著提高, 否则, 则加筋后 c 值显著提高, 而 φ 值提高不大.

另外还计算了土工格栅加筋碎石土^[4]、土工带加筋碎石土^[5]、林木根系与黄土复合体^[6]在破坏时的大主应力, 其计算值同试验值非常接近, 为了节省篇幅, 在这里仅给出其相对误差值, 具体为: 土工格栅加筋碎石土只有一例的相对误差较大, 为 -8.74% , 其余相对误差皆在 5% 以内; 土工带加筋碎石土, 相对误差范围为 $6.9\% \sim 12.99\%$; 林木根系与黄土复合体, 最大相对误差为 8.82% .

以上结果表明式 (1) 适合于多种情形下加筋土强度的计算、预测.

3 结 语

将加筋材料对土体强度提高的贡献等效成一种附加围压, 通过莫尔圆法得到了黏聚力和内摩擦角同时变化时的加筋土强度表达式. 用该式计算了 6 例典型加筋土在破坏状态下的大主应力, 其计算值与试验值比较吻合, 从而说明笔者提出的加筋土强

度表达式是合理的, 具有普遍适用性. 该式还可以用于预测不同情形下加筋土的强度, 对加筋土工程中筋材和填料的选取有指导作用, 同时也可用于其他类似问题的分析.

参 考 文 献

- 1 胡再强, 陈存礼, 张革伟. 加筋土的力学特性试验研究. 西安公路交通大学学报. 1996, 16(增刊): 111-115 (Hu Zaiqiang, Chen Qunli, Zhang Gewei. Test researches on mechanics properties of reinforced soil. *Journal of Xi'an Highway University*, 1996, 16(Sup.): 111-115 (in Chinese))
- 2 谢婉丽, 王家鼎, 王亚玲. 加筋黄土变形和强度特性的三轴试验研究. 地球科学进展. 2004, 19(增刊): 333-339 (Xie Wanli, Wang Jiading, Wang Yaling. Triaxial tests study on deformation and strength characteristics of reinforced loess. *Advance in Earth Sciences*, 2004, 19(sup.): 333-339 (in Chinese))
- 3 张贤波. H-V 加筋黏性土的强度与变形特性. [硕士论文]. 上海: 上海大学, 2007 (Zhang Xianbo. Deformation and strength of soil reinforced with horizontal-vertical(H-V)reinforcing Elements. [Master Thesis]. Shanghai: Shanghai University, 2007 (in Chinese))
- 4 保华富, 周亦唐, 赵川等. 聚合物土工格栅加筋碎石土试验研究. 岩土工程学报. 1999, 21(2): 217-221 (Bao Huafu, Zhou Yitang, Zhao Chuan, et al. Study on geogrid reinforced stone. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1999, 21(2): 217-221 (in Chinese))
- 5 黄仙枝, 白晓红. 土工带加筋碎石土大型三轴试验研究. 建筑结构学报, 2005, 26(2): 124-128 (Huang Xianzhi, Bai Xiaohong. Experimental study on geobelt reinforced crushed gravel by large-scale triaxial test. *Journal of Building Structures*, 2005, 26 (2): 124-128 (in Chinese))
- 6 刘秀萍, 陈丽华, 宋维峰. 林木根系与黄土复合体的三轴试验. 林业科学, 2007, 43(5): 54-58 (Liu Xiuping, Chen Lihua. Triaxial tests on root-soil composite. *Scientia Silvae Sinicae*, 2007, 43(5): 54-58 (in Chinese))

(责任编辑: 刘希国)

(上接第 41 页)

- 3 Jeffrey RG, Bungler AP. A detailed comparison of experimental and numerical data on hydraulic fracture height growth through stress contrasts. SPE 106030, 2009
- 4 陈德春, 李文静, 张仲平等. 水力压裂水平缝支撑剂层稳定性分析模型研究. 力学与实践, 2007, 29(4): 20-23 (Chen Dechun, Li Wenjing, Zhang Zhongping, et al. The stability analysis models of proppant packing for hydraulically formed horizontal fracture. *Mechanics and Practice*, 2007, 29(4): 20-23 (in Chinese))
- 5 Daneshy AA. Factors controlling the vertical growth of hydraulic fractures. SPE 118789, 2009
- 6 王自强. 界面断裂力学简介与展望. 力学与实践, 1991, 13(4): 1-8 (Wang Ziqiang. Interface fracture mechanics introduction and prospect. *Mechanics and Practice*, 1991, 13(4): 1-8 (in Chinese))
- 7 黎立云, 宁海龙, 刘志宝等. 层状岩体断裂破坏特殊现象及机

- 制分析. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(增 2): 3933-3938 (Li Liyun, Ning Hailong, Liu Zhibao, et al. Special phenomena of fracture and mechanism analysis of layered rock mass. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2006, 25(s2): 3933-3938 (in Chinese))
- 8 方修君, 金峰. 基于 ABAQUS 平台的扩展有限元法. 工程力学, 2007, 24(7): 6-10 (Fang Xiujun, Jin Feng. Extended finite element based on ABAQUS. *Engineering Mechanics*, 2007, 24(7): 6-10 (in Chinese))
- 9 曾溅辉, 彭继林, 邱楠生. 砂-泥岩界面碳酸盐溶解-沉淀反应及其石油地质意义. 天然气地球科学, 2006, 17(6): 760-764 (Zeng Jianhui, Peng Jilin, Qiu Nansheng, et al. Carbonate dissolution-precipitation in sandstone-shale contact and its petroleum geological meanings. *Natural Gas Geoscience*, 2006, 17(6): 760-764 (in Chinese))

(责任编辑: 刘希国)