

DOI: 10.11779/CJGE201709016

面板倾角对模块式面板加筋土挡墙筋材内力的影响

张 垭, 汪 磊, 刘华北*

(华中科技大学土木工程与力学学院, 湖北 武汉 430074)

摘 要: 土工合成材料加筋土挡墙具有良好的力学性能和优越的经济性等优点, 在国内外得到了越来越广泛的应用。然而, 众多加筋土挡墙的试验数据表明, 对加筋土挡墙受力机理的理论研究是滞后于工程建设实践的。针对筋材内力计算这一重要问题, 研究了面板倾角对加筋土挡墙筋材内力的影响。首先, 以 RMC 试验挡墙为原型, 验证了数值模拟方法的有效性; 然后, 利用数值模拟方法, 分析了不同工况下, 加筋土挡墙内竖向土压力和筋材应变随着面板倾角增大的变化趋势。数值模拟结果表明, 筋材内力随着加筋土挡墙面板倾角的增大而降低。在数值研究结果的基础上, 从潜在滑动面附近土单元应力状态及滑动楔形体的平衡两个方面分析了面板倾角的作用机理, 定位了填土竖向土压力以及面板基底水平摩擦阻力两个影响筋材内力的关键因素。

关键词: 加筋土挡墙; 数值模拟; 面板倾角; 筋材内力; 土压力

中图分类号: TU41

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2017)09-1680-09

作者简介: 张 垭(1990-), 男, 重庆人, 硕士研究生, 主要从事加筋土挡墙内力研究。E-mail: 290407778@qq.com。

Influence of facing batter angle on reinforcement load of reinforced soil retaining wall with modular block facing

ZHANG Ya, WANG Lei, LIU Hua-bei

(Huazhong University of Science & Technology, Wuhan 430074, China)

Abstract: The reinforced soil retaining walls have the advantages of good mechanical performance and high cost effectiveness. They have been widely used all over the world. However, the theoretical researches on the reinforcement load and its mechanism have lagged behind the engineering practice. Many actual experimental data have proven this point. The influence of facing batter angle on the reinforcement loads of reinforced soil retaining wall is investigated. At first, by comparing with the measured results from two Royal Military College (RMC) test walls, the suitability of numerical simulations for the reinforced soil retaining walls is validated. Then, using the numerical simulation method, the vertical earth pressures and reinforcement loads on the reinforced soil retaining wall with different batter angles under different working conditions are analyzed. It is shown that the reinforcement load decreases with an increase in the facing batter angle. Based on the numerical results, the influencing mechanism of the facing batter angle on the reinforcement load is identified by analyzing the mechanical equilibrium of potential sliding wedge and the soil stress near the potential failure surface. The vertical soil stress and base frictional resistance of the facing are two important factors contributing to the reduction of reinforcement load.

Key words: reinforced soil retaining wall; numerical simulation; facing batter angle; reinforcement load; earth pressure

0 引 言

目前世界上现行的土工合成材料加筋土挡墙设计规范大都基于土压力系数法, 如中国交通部门^[1]、英国标准协会 (BSI)^[2]、美国联邦高速公路管理部门 (Department of Transportation Federal Highway Administration)^[3]和国家混凝土行业协会 (National Concrete Masonry Association)^[4]发布的加筋土挡墙设计规范。其他主流设计理论, 包括 DIBt 双楔法^[5]、基于剪力滞的设计方法^[6]、基于滑动体极限平衡的设计方法^[7]、应变相容设计方法^[8]、K-刚度法^[9]。

在上述的设计规范和理论之中, 大多数规范未考虑面板倾角对筋材内力的影响。然而, Allen、Bathurst 和 Mirmoradi 文章中的实测数据均表明^[10-11], 随着面板倾角的增加, 挡墙内筋材所受的拉力会明显减小。美国砌体规范 (NCMA) 和 K-刚度法考虑了面板倾角变化对挡墙内筋材内力的影响。其中砌体规范法使用了主动土压力法计算挡墙内筋材水平拉力:

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51379082)

收稿日期: 2016-06-20

*通讯作者 (E-mail: hbliu@hust.edu.cn)

$$F_{g(n)} = [\gamma_i D_n + q_l + q_d] K_a A_{c(n)} \cos(\delta - \omega) \quad , \quad (1)$$

式中, γ_i , D_n , q_l , q_d , K_a , $A_{c(n)}$, δ , ω 分别表示填土自重、该层填土的平均埋深、竖向附加活载、竖向附加恒载、库仑主动土压力系数、筋材分担的墙面板受压面积、墙背和填土间的外摩擦角、墙面对垂直方向的倾角。K-刚度法是基于大量工程实际数据, 采用线性拟合和数学回归方法, 得到了挡墙内最大筋材内力的计算公式:

$$T_{\max} = \frac{1}{2} K \gamma (H + S) S_V D_{\max} \Phi_g \Phi_{\text{local}} \Phi_{\text{fs}} \Phi_{\text{lb}} \Phi_c \quad , \quad (2)$$

式中, K , γ , H , S , S_V , D_{\max} , Φ_g , Φ_{local} , Φ_{fs} , Φ_{lb} , Φ_c 分别表示侧向土压力系数、填土重度、挡墙高度、附加荷载等效墙高、筋材分担的墙面板受压面积、荷载分布影响因子、整体刚度影响因子、局部刚度影响因子、墙面板刚度影响因子、墙面板倾斜影响因子、填料黏性影响因子。其中墙面板倾斜影响因子 Φ_{lb} 的计算公式为

$$\Phi_{\text{lb}} = \left(\frac{K_{\text{abh}}}{K_{\text{avh}}} \right)^d \quad , \quad (3)$$

式中, K_{abh} 和 K_{avh} 分别是考虑和不考虑墙面板倾斜时主动土压力的水平分量, d 取 0.25。

上述两种方法在考虑面板倾角方面的差别是比较大的, 而且, 现有内力分析方法基本未揭示筋材内力随着面板倾角增大而减小的力学机理。

研究加筋土挡墙内部筋材的受力机理, 需要尽可能多的精确的应力应变数据作为支持, 但这在真实试验中是很难实现的, 因为挡墙内太多是测量元件势必影响挡墙内的应力场。然而, 这方面却是数值模拟方法的优点了, 只要建模方法恰当, 就能得到大量有效的加筋土挡墙内部的应力应变数据。彭芳乐、刘华北和栾茂田等人都使用过数值模拟方法对对加筋土挡墙进行过有效的研究^[12-17]。

为了研究墙面板倾角对加筋土挡墙内筋材内力的影响, 笔者以加拿大皇家军事学院 (RMC) 的试验挡墙为原型, 利用 ABAQUS 建立了一个有效的数值模型; 进而以数值模拟的方法分析了不同工况下, 面板倾角对挡墙内筋材内力及其附近竖向土压力分布的影响规律; 最后, 从潜在滑动面 (NCMA) 附近土单元和滑动楔形体的平衡分析角度对面板倾角因素的作用机理进行了解释。

1 数值模拟验证

1.1 数值模拟原型简介

本次加筋土挡墙数值模拟的原型即 RMC 挡墙中的 wall1 和 wall2^[18], 作为试验项目, 整个挡墙在建造

过程中预先埋入了应变计、伸缩计和土压力盒等测量元件。wall1 和 wall2 除筋材抗拉刚度不同, 其他几何尺寸及材料参数完全相同。挡墙截面和测量元件的位置如图 1 所示。

建立相应的数值模型进行计算, 如果数值模拟结果和实测数据能较好的吻合在一起, 则表明建立的数值模拟模型是有效的。由于实际试验采用混凝土模块面板, 每两个模块之间存在类似锯齿的不连续面。为了研究这种锯齿不连续面的影响, 本研究对比了两种数值模型的结果, 其中一种直接模拟锯齿型不连续面 (模拟 1), 另外一种假定面板背面为一斜面 (模拟 2)。

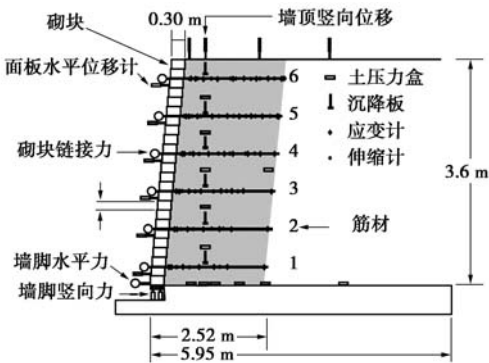


图 1 数值模拟原型

Fig. 1 Prototype of numerical model

1.2 相关模拟参数和假设简介

填土为 Duncan-Chang 模型, 参数见表 1, 重度为 16.8 kN/m³。砌块为弹性材料, 杨氏模量为 24 GPa, 泊松比为 0.15, 重度为 20 kN/m³。因为加筋土挡墙中的筋材应变一般都在 2% 以内, 所以本次模拟中, 假定筋材的抗拉刚度即土工合成材料在 2% 是割线刚度, 即根据原 wall1 取 $J=97.2$ kN/m, wall2 取 $J=48.6$ kN/m。根据原型加筋土挡墙的特点, 墙脚靠近地面的位置设置了刚度为 4×10^3 kN/m 弹簧模拟墙脚的约束。以上模型参数均来自文献[18]。

表 1 填土的 Duncan-Chang 模型参数

Table 1 Soil parameters of Duncan-Chang model

K	n	R_f	c /Pa	ϕ_0 /(°)	K_b	m	K_{ur}	P_a /Pa	$\Delta\phi$ /(°)
1150	0.5	0.86	1×10^3	45	575	0.5	1380	1×10^5	0

数值分析模拟假设筋材与填土完全咬合, 使用了 ABAQUS 中的 embedded 命令将筋材、填土和砌块连接在一起。接触的设置, 模拟使用厚度为 1 cm 的接触薄层来模拟砌块之间和砌块与填土之间的摩擦, 材料模型为 ABAQUS 自带的 D-P 模型, 接触薄层参数表 2 所示。施工模拟, 利用 ABAQUS 的单元生死功能 (model change) 即可实现, 压实荷载为 8 kPa^[18]。面板倾角的实现方法, 砌块错位和改变砌块的截面形式

为平行四边形, 分别对应模拟结果分析中的模拟值 1 和模拟值 2。

表 2 接触面参数

Table 2 Parameters of interfaces					
接触面	E/Pa	ν	$\phi/(^{\circ})$	$\psi/(^{\circ})$	$\beta/(^{\circ})$
砌块-土	1×10^6	0	50.27	11	1
砌块-砌块	5×10^6	0	55.46	0	1

在分析中假定筋材与填土咬合完好, 筋材与填土之间的相对滑移由填土单元模拟。由于试验中所采用的筋材为单向土工格栅, 筋材孔眼尺寸较大, 筋-土之间的摩擦强度接近填土的强度^[18]。且加筋土挡墙处于正常工作状态, 筋土之间出现较大滑移的可能性较小, 因此本研究与文献[13]一样, 不单独在筋土之间设置界面单元。

1.3 wall1 数值模拟结果分析

图 2 为比较了挡墙 wall1 面板水平位移的模拟值与实测值, 墙面板的水平位移模拟值和实测值的具有相同的变化趋势, 都表现为墙顶和墙脚处较小, 挡墙中部是水平位移最大的位置, 整个面板水平位移沿墙高方向呈抛物线形状, 墙面板的水平位移实测最大值略小于数值模拟结果, 从整体来看, 使用数值模拟的方法较好的预测了加筋土挡墙的墙面板水平位移, 且两种模拟方法的结果差别很小。

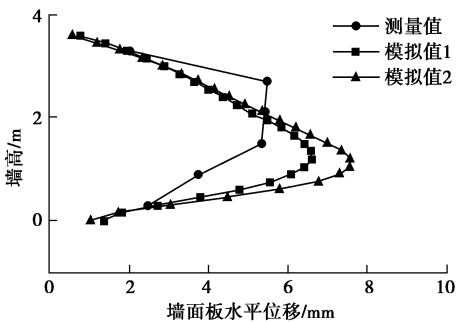


图 2 面板水平位移比较

Fig. 2 Comparison of lateral displacements of facing

图 3 选取了挡墙 wall1 中的 3 层筋材, 比较了筋材应变沿水平方向的分布的模拟值与实测值。从图中可以看出, 各层筋材的应变分布情况的实测值和模拟值趋势基本相同, 应变大小差别也较小, 底层筋材应变的最大值出现在靠近面板的位置, 而且随着高度的增大, 筋材最大应变点的位置不断后移, 这也符合加筋土挡墙潜在滑动面的假设。另外, 可以看出各层筋材所产生的最大应变的相对值较小, 都不到假设的 2%, 即挡墙内部筋材的抗拉强度没有被完全发挥, 之前使用线弹性材料模拟筋材的假定合理。

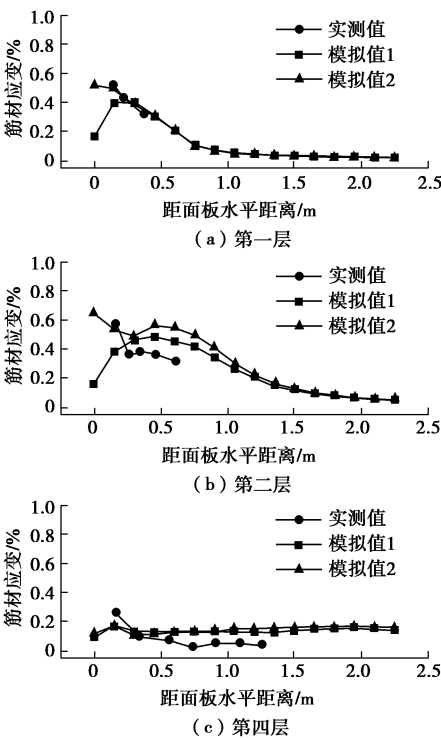


图 3 筋材应变分布比较

Fig. 3 Comparison of reinforcement strains along horizontal direction

1.4 wall2 数值模拟结果分析

图 4 比较了挡墙 wall2 面板水平位移的模拟值与实测值, 从图中可以看出, 墙面板的水平位移模拟值和实测值在墙面板的下方比较接近, 越靠近加筋土挡墙的腹部墙面板的水平位移越大, 而墙脚的面板水平位移较小。测量值显示, 挡墙的最大位移出现在面板的上部, 而且面板顶部的水平位移也很大, 根据挡墙 wall1 的实测数据和其他实际挡墙的测量数据可以知道, 面板水平位移的这种趋势是不合理的, 这很有可能是由于填土的压实过程中, 挡墙面板上部侧边的支撑刚度不够, 导致了墙面板上部的水平位移过大。

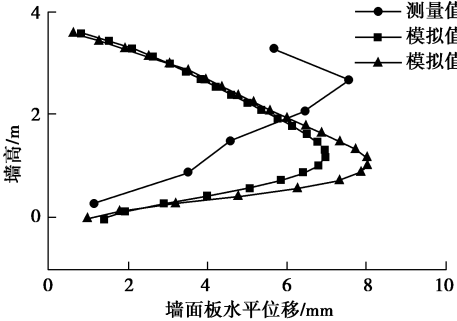


图 4 面板水平位移比较

Fig. 4 Comparison of lateral displacements of facing

图 5 选取了挡墙 wall2 中的 3 层筋材, 比较了筋材应变沿水平方向的分布的模拟值与实测值。从图中可以看出, 第一层和第二层筋材的应变模拟值与实测

值较为接近, 第四层筋材的应变实测值明显大于模拟值, 这与墙面板上部的水平位移过大的趋势相一致, 可能是由于填土的压实过程中, 挡墙面板上部侧边的支撑不够, 导致了墙面板上部的水平位移过大, 筋材的应变也就越大。而且模拟值 1, 2 对比可以看出, 面板采用模拟 2 对筋材应变的影响很小, 这种方式也相对模拟 1 减少了 ABAQUS 中的不收敛情况。

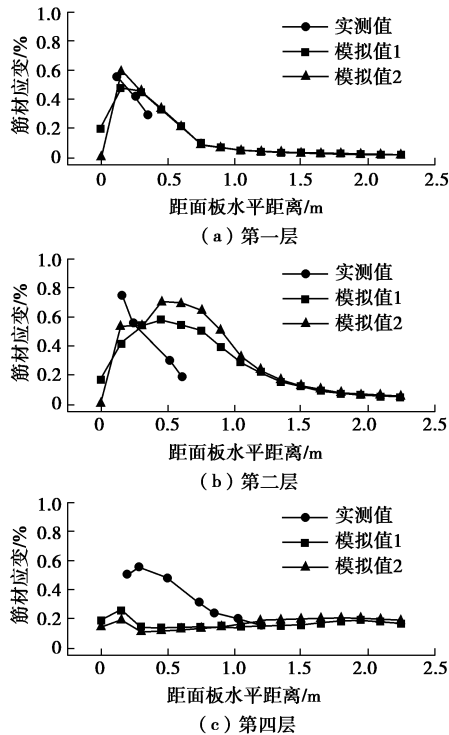


图5 筋材应变分布比较

Fig. 5 Comparison of reinforcement strains along horizontal direction

2 面板倾角对筋材内力的影响

2.1 基本模型简介

为了达到研究成果的可靠性和普遍性, 数值模拟的研究过程中建立了多种工况下的加筋土挡墙数值模型。这些模型中除了挡墙高度、面板倾角和筋材间距 3 个重要参数不同以外, 其他的特性完全相同。基本挡墙的几何参数如图 6 所示, 面板采用了模拟 2, 图中假设的潜在滑动面根据美国砌体规范 (NCMA) 理论确定的。

其中面板的倾角 D 为 0° , 5° , 10° , 15° , 20° , 挡墙的高度 H 为 4, 6, 8 m, 筋材的间距 S_v 为 0.2, 0.4, 0.6 m。地基土使用了莫尔-库仑模型, 其中弹性模量为 44.3 MPa, 泊松比为 0.26, 内摩擦角为 35.5° , 剪胀角为 3° , 黏聚力为 4 kPa。地基土的重度为 16.8 kN/m^3 。筋材的长度统一取 5.6 m, 抗拉刚度取 500 kN/m, 其他材料和假定与验证模型完全相同。

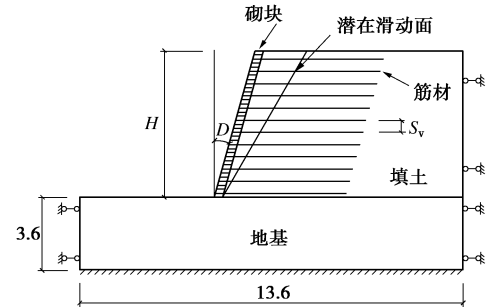
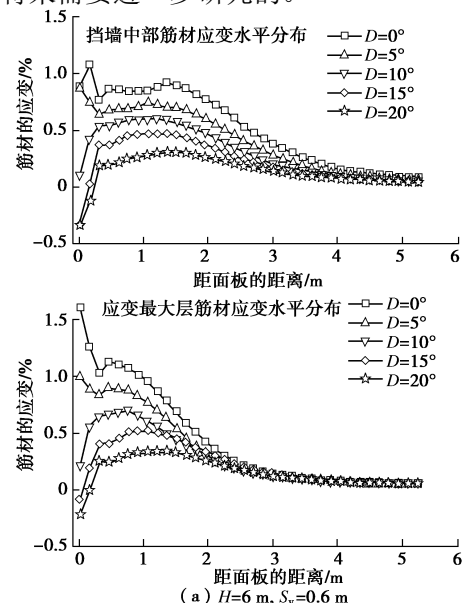


图6 基本模型示意图

Fig. 6 Illustration of model walls

2.2 面板倾角对筋材应变沿水平方向分布的影响

图 7 以两种特定工况为例, 展示了面板倾角对筋材应变沿水平方向的分布的影响规律。图中下半部分对应最大应变层筋材, 上半部分对应挡墙中部 (墙高 $1/2H$ 附近) 筋材。从图中可以看出, 从筋材锚固端 (靠近面板的一端) 到末端, 筋材的应变值都是先增大后减小, 最后变为零。而且挡墙中部的筋材应变峰值的位置明显更靠后。这跟挡墙内的潜在滑动面有关, 潜在滑动面附近的筋材应变最大, 沿墙高方向随墙高增大, 潜在滑动面的位置不断后移, 筋材最大应变点的位置也不断后移。随着墙面板倾角的增加, 筋材的应变也在减小。从图中可以看出, 面板倾角因素引起的筋材应变分布的差异主要体现在筋材靠近面板的部分, 离面板越近, 面板倾角因素对筋材应变的影响越大。具体表现为: 当挡墙倾角为 0° 和 5° 时, 靠近面板的位置会出现较大的连接应力, 随着倾角增大, 靠近面板位置的筋材应变迅速减小。倾角为 10° , 15° 时靠近面板处出现了筋材应变为负值的现象, 笔者认为由于面板倾角的存在, 靠近面板处的竖向土压力大大减小, 而由相邻土单元传递的水平土压力并未显著减小, 该处土单元呈现出很大的水平压缩变形, 而且筋材单元随土单元一起压缩变形, 而真实情况是否如此也是将来需要进一步研究的。



(a) $H=6 \text{ m}$, $S_v=0.6 \text{ m}$

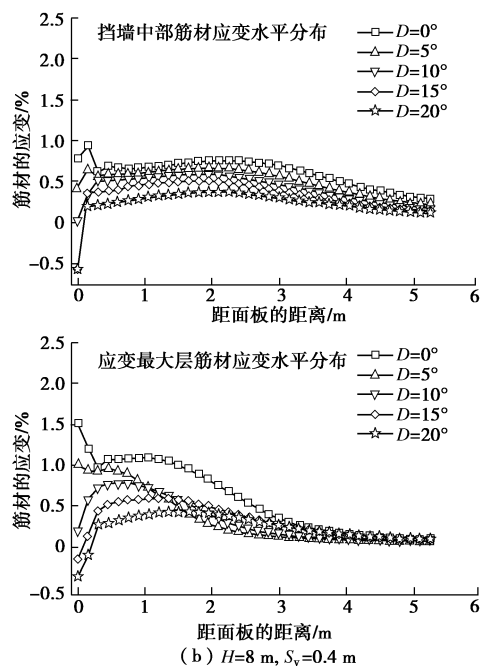


图7 面板倾角对筋材应变分布的影响

Fig. 7 Influence of facing batter angle on reinforcement strains

图8为各种工况下,加筋土挡墙内筋材最大应变随墙面板倾角增加而减小的走势图,图8(a)和图8(b)分别对应包含和不包含连接应力的情况。为了方便比较,图中纵轴取了各工况下挡墙内筋材的最大应变与相应 0° 倾角挡墙内筋材的最大应变的比值,从图中可以看出:从整体来看(图8(a)),当面板倾角从 0° 逐级增大到 20° 时,加筋土挡墙内筋材的最大应变值依次约减小为66.4%,49.2%,36.2%和24.6%。

从图线的走势来看,随着面板倾角的增加,筋材的最大应变的减小速率越来越小,当倾角超过 10° 时,筋材的最大应变均匀减小。从前文的计算结果可以知道,当墙面板倾角大于 10° 以后,挡墙内的最大筋材应变即由连接应变转变为潜在滑动面附近的筋材应变,即相对于滑动面附近的筋材应变,连接应变对面板倾角的变化更加敏感。

除去连接应力的影响来看(图8(b)),当面板倾角从 0° 逐级增大到 20° 时,加筋土挡墙内筋材的最大应变值依次约减小为83.1%,66.2%,48.7%和32.9%。从图线的走势来看,可以近似认为滑动面附近筋材的应变与面板倾角之间的关系是线性的。

2.3 砌体规范和K-刚度法对面板倾角因素的比较

目前关于面板倾角对加筋土挡墙筋材应变的影响的预测方法主要有美国砌体规范(NCMA)和K-刚度法。其中砌体规范主要是通过引入库仑土压力的方法来考虑面板倾角的影响,而K-刚度法根据实际工程测量数据和数学归纳的方法引入了面板倾角的影响因子。以数值模拟结果为依据,图9比较两种预测方法的准确性。从图中可以看出,K-刚度法的计算结果明

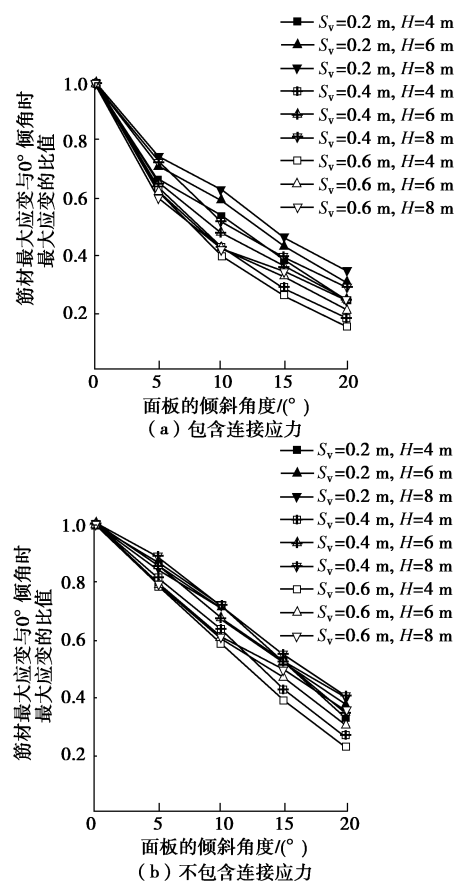


图8 面板倾角对最大筋材应变的影响

Fig. 8 Influence of facing batter angle on maximum reinforcement strain

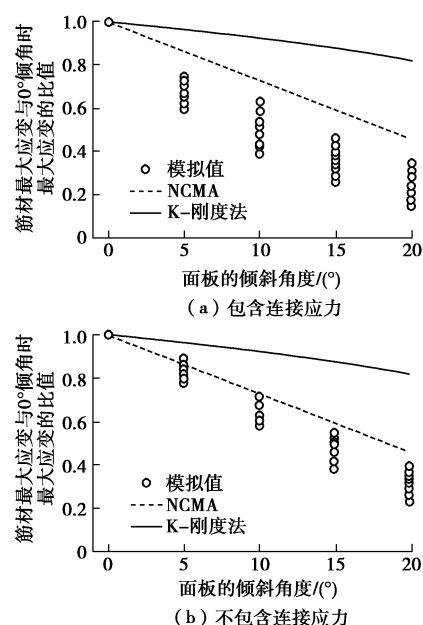


图9 两种方法对倾角因素影响预测准确性对比

Fig. 9 Comparison of two methods for predicting influence of facing batter angle

显大于砌体规范的计算结果,当面板倾角达到 20° 时,K-刚度法认为筋材的最大应变值减小至82.3%,而砌体规范的预测结果认为筋材的最大应变值减小至

45.8%。从两种方法对面板倾角因素的预测有效性来看,砌体规范对面板倾角增大引起的挡墙内筋材应变减小量的预测效果更好,K-刚度法的预测结果则非常保守;同样的,在对潜在滑动面的附近筋材应变减小量的预测准确性上也是砌体规范更优。

3 面板倾角因素影响筋材内力的机理

3.1 筋材附近的竖向土压力大小

图 10 以两种特定工况为例,展示了面板倾角对同一高度筋材附近竖向土压力的影响规律,图中统一取

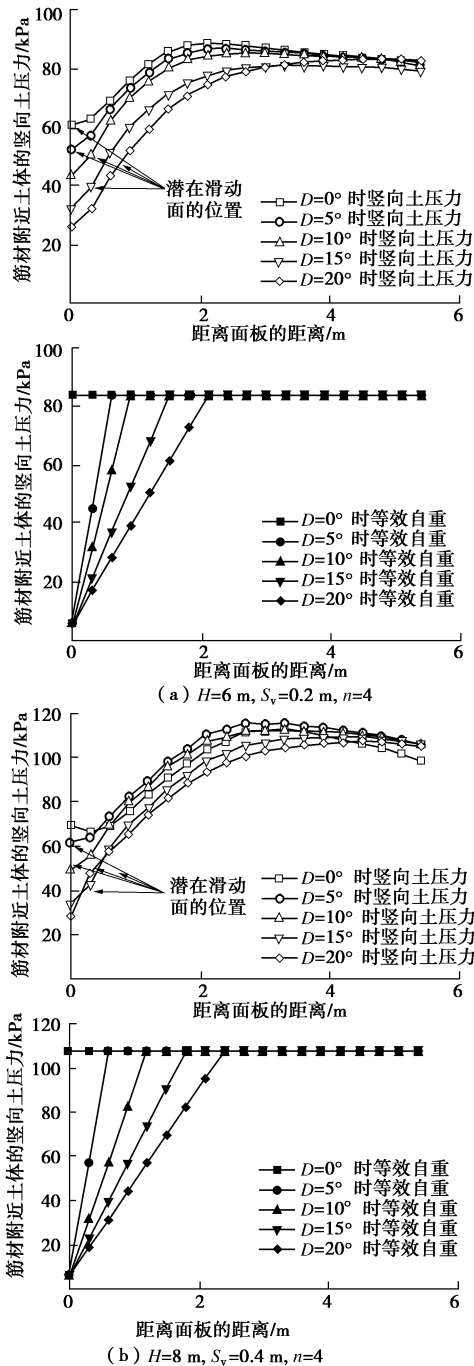


图 10 面板倾角对潜在滑动面附近竖向土压力的影响

Fig. 10 Influence of facing batter angle on vertical earth pressure along potential failure surface

了第 4 层筋材所在的高度。其中竖向土压力为模拟值,等效自重取土体正上方的填土和混凝土砌块的自重应力之和。从图中可以看出:筋材附近的竖向土压力并非均匀分布,靠近面板的位置最小,从筋材锚固端(靠近面板的一端)到末端,竖向土压力逐渐增加至一个稳定的最大自重应力,等于筋材末端的等效自重。需要说明的是,潜在滑动面附近的土压力是小于这个最大自重应力的。随着面板倾角的增加,筋材后半段的最大自重应力值不变,但是面板附近的土压力明显减小了。图中标注出了潜在滑动面对应的位置,可以看出,随着面板倾角的增大,加筋土挡墙内潜在滑动面附近的竖向土压力相应减小,这也是挡墙内最大筋材应变随着面板倾角增加而减小的原因之一。

3.2 潜在滑动面附近土单元的平衡分析

由上文可知,加筋土挡墙内潜在滑动面附近的竖向土压力减小,是挡墙内最大筋材应变随着面板倾角增加而减小的原因之一。本小节将以潜在滑动面附近土单元的平衡分析来证实。

本次分析以笔者文献中关于加筋土挡墙内筋材应变的分析理论为依据^[19],该理论的分析对象为滑动面附近的土单元,假设前提是土单元处于平面应变范畴,而且筋土完全咬合,不产生相对位移,即筋材和填土在水平方向的应变绝对值相等。取筋材附近的土单元为对象进行受力分析,如图 11 所示。根据广义胡克定律、土单元侧向水平应力的叠加关系和土单元与筋材水平向的应变协调 3 个条件,得到了该理论筋材应变增量 $\Delta\epsilon_r$ 的表达式:

$$\Delta\epsilon_r = \frac{\mu_t(1+\mu_t)}{(1-\mu_t^2)J_t/S_v + E_t} \Delta\sigma_z \quad (4)$$

式中, μ_t , $\Delta\sigma_z$, J_t , S_v , E_t 分别表示土单元的切线泊松比、竖向土压力增量、筋材抗拉刚度、筋材垂直间距、土单元切线杨氏模量。

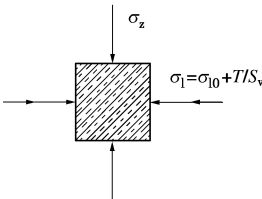


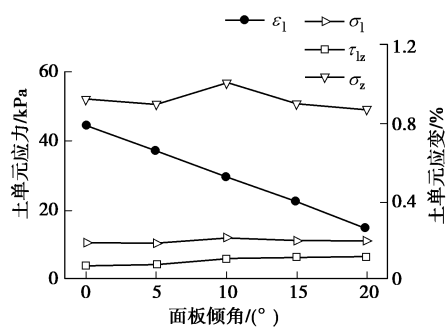
图 11 潜在滑动面附近土单元受力分析

Fig. 11 Equilibrium analysis of soil element along potential failure surface

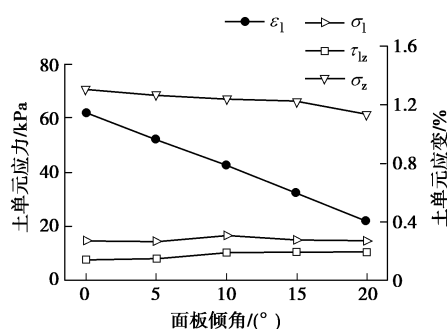
根据筋材应变增量 $\Delta\epsilon_r$ 的表达式可以看出,式中的 $\frac{\mu_t(1+\mu_t)}{(1-\mu_t^2)J_t/S_v + E_t}$ 项始终为正,这就意味着和 $\Delta\epsilon_r$ 和 $\Delta\sigma_z$ 始终保持正负号符号相同。所以,当面板倾角增加引起筋材应变减小时,潜在滑动面附近的土单元的竖向土压力也势必减小。这也从理论上证明了竖向

土压力的减小是面板倾角增大致使筋材应变减小的原因。

为了更加直观的展示,取了2种特定工况下相同墙高处潜在滑动面附近土单元的应力应变数据如图12所示。其中 H 为挡墙总高度, S_v 为筋材间距, n 为筋材所在的层号。从图中可以看出,忽略图12(a)中的一个应力奇异点,土单元受到的竖向土压力 σ_z 的变化趋势为不断减小,而土单元受到的水平应力 σ_1 和剪应力 τ_{1z} 变化量很小,可以认为土单元受到的水平应力并没有随着土单元和筋材水平方向应变的减小而变化。



(a) $H=6\text{ m}$, $S_v=0.4\text{ m}$, $n=4$



(b) $H=8\text{ m}$, $S_v=0.4\text{ m}$, $n=4$

图12 面板倾角对潜在滑动面附近土单元应力应变的影响

Fig. 12 Influence of facing batter angle on stress of soil element along potential failure surface

3.3 面板倾角与墙脚剪切力的关系

通过比较图12中土单元竖向土压力和水平向应变随面板倾角的变化速率可以看出,土单元附近竖向土压力的相对变化量明显更小。所以,随着加筋挡土墙面板倾角的增加,除了潜在滑动面附近的竖向土压力的减小,很可能还有其他因素引起挡墙内筋材最大应变的迅速减小。

对潜在滑动面附近土单元的分析中,可以知道,随着面板倾角的增大,潜在滑动面附近的土单元的水平向应变迅速减小,但是土单元受到的水平应力却基本保持不变,这势必会造成潜在滑动面在水平方向受力的不平衡,促使滑动土体在水平方向受力的重分布。沿潜在滑动面剖开,取加筋挡土墙内的面板与滑动体土体为分析对象,如图13所示,滑动体及面板主要受力包括:滑动土体及面板的自重(G),筋材的拉力(T_1, T_2, \dots, T_n),填土的支撑反力(R),以及墙脚的剪切

力(T_g)和竖向支撑力(F_n),其中填土支撑反力的水平分量就等于 $\sigma_1/\cos\theta$ 沿潜在滑动面的积分,其中 θ 为潜在滑动面与水平面的夹角。

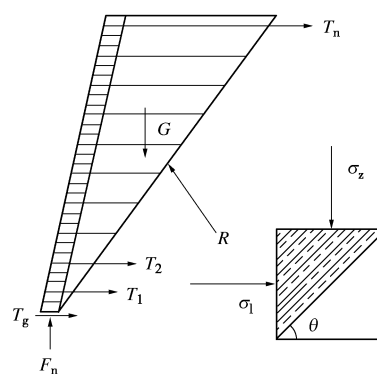


图13 滑动楔形体受力分析

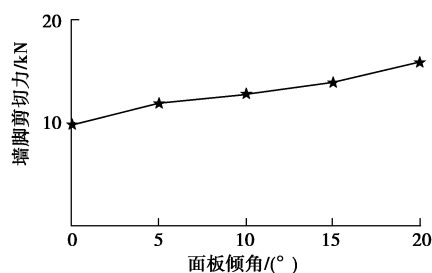
Fig. 13 Equilibrium analysis of potential sliding body

对楔形体取水平方向的平衡分析可知:

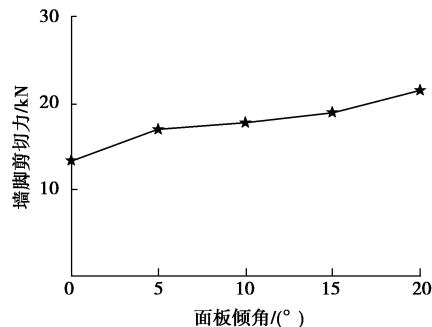
$$\sum_1^N T_n + \int \frac{\sigma_1}{\cos\theta} + T_g = 0 \quad (5)$$

由上文对潜在滑动面附近的土单元进行分析可知,随着面板倾角的增加,筋材提供的水平拉力 $\sum_1^N T_n$ 迅速减小,而滑动面附近的水平应力 σ_1 基本保持不变,为了满足滑动体在水平方向的平衡,即满足式(5)继续成立,墙脚的剪切力 T_g 必定增大。

为了验证墙脚剪切力随着面板倾角的变化趋势,同样取图12对应工况下的加筋土挡墙,分析墙脚剪切力随面板倾角的变化趋势。从图14中可以看出:随着面板倾角的增大,墙脚剪切力也明显增加。



(a) $H=6\text{ m}$, $S_v=0.4\text{ m}$, $n=4$



(b) $H=8\text{ m}$, $S_v=0.4\text{ m}$, $n=4$

图14 面板倾角对墙脚剪切力的影响

Fig. 14 Influence of facing batter angle on shear force at facing base

4 结 论

(1) 随着面板倾角的增加, 挡墙内筋材的最大内力迅速减小, 挡墙内筋材最大内力与面板倾角近似成线性关系。当面板倾角达到 20° 时, 挡墙内的最大筋材内力减小为 0° 倾角挡墙内最大筋材内力值的 40% 以下。

(2) 筋材内力沿水平方向的一般分布规律: 从筋材锚固端 (靠近面板的一端) 到末端, 筋材的内力值先增大后减小, 最后变为零, 沿挡墙高度方向, 筋材内力峰值的位置明显更靠后。当挡墙倾角小于 10° 时, 靠近面板的位置会出现较大的连接应力, 随着倾角增大, 靠近面板位置的筋材内力迅速减小。

(3) 美国砌体规范 (NCMA) 关于墙面板倾角对挡墙内最大筋材内力的影响大小的计算结果较为准确, 而 K-刚度法对面板倾角影响大小的计算结果则非常保守。

(4) 随着面板倾角的增加, 加筋土挡墙内筋材的最大内力值迅速减小, 引起这一变化的原因有两个: 一是筋材附近竖向土压力的减小, 另外一个为墙脚剪切力的增大, 而且墙脚剪切力的增大为引起筋材最大内力迅速减小的关键原因。

参考文献:

- [1] JTJ/T—019—98 公路土工合成材料应用技术规范[S]. 1998. (JTJ/T—019—98 Technical specifications for application of geosynthetics in highway[S]. 1998. (in Chinese))
- [2] BS 8006—1:2010 Code of practice for strengthened/reinforced soils and other fills[S]. 2010.
- [3] FHWA-NHI-10-024 Design and construction of mechanically stabilized earth walls and reinforced soil slopes-volume 1[S]. 2009.
- [4] NCMA Design manual for segmental retaining walls-second edition[S]. 1997.
- [5] DIBt German code of practice for the design of reinforced soil structures[S]. 1997.
- [6] ADIB M E. Internal lateral earth pressure in earth walls[D]. Calif: University of California, 1988.
- [7] LESHCHINSKY D. Geosynthetic reinforced soil structures[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1989, **115**(10): 1459 - 1478.
- [8] ADIB M E. Lateral earth pressure in reinforced soil walls[J]. Geotech Engrg, 1991.
- [9] MIYATA Y. Development of K-stiffness Method for geosynthetic reinforced soil walls constructed with $c-\phi$ soils[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2007, **44**(12): 1391 - 1416.
- [10] ALLEN T M. A new working stress method for prediction of reinforcement loads in geosynthetic walls[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2003, **40**(5): 976 - 994.
- [11] MIRMORADI S H. evaluation of the combined effect of toe resistance and facing inclination on behavior of GRS walls[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2016, **44**(3): 287 - 294.
- [12] 彭芳乐, 曹延波. 加筋砂土挡墙筋材层数影响的有限元分析[J]. 岩土工程学报, 2011(11): 1700 - 1707. (PENG Fang-le, Cao Yan-bo. FEM analysis of effect of reinforced layer numbers on bearing capacity and deformation of reinforced-sand retaining walls[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011(11): 1700 - 1707. (in Chinese))
- [13] 刘华北. 考虑蠕变、地震效应的土工格栅砂性土加筋挡墙弹塑性有限元分析[J]. 岩土工程学报, 2007(6): 917 - 921. (LIU Hua-bei. Elasto-plastic finite element analysis of geogrid-reinforced sandy soil retaining walls considering effect of creep and earthquake[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007(6): 917 - 921. (in Chinese))
- [14] 栾茂田, 李敬峰, 肖成志, 等. 土工格栅加筋挡土墙工作性能的非线性有限元数值分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, **24**(14): 2428 - 2433. (LUAN Mao-tian, LI Jing-feng, XIAO Cheng-zhi, et al. Numerical analysis of performance of geogrids reinforced retaining walls by nonlinear FEM[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, **24**(14): 2428 - 2433. (in Chinese))
- [15] 常倩倩, 束一鸣, 黄松, 等. 加筋间距对加筋挡土墙工作性能的影响[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2007(5): 557 - 562. (CHANG Qian-qian, SHU Yi-ming, HUANG Song, et al. Effect of bar spacing on performance of reinforced soil retaining walls[J]. Journal of Hohai University (Natural Science), 2007(5): 557 - 562. (in Chinese))
- [16] 彭芳乐, 李福林, 平川大贵, 等. 格栅加筋挡土墙加载速率相关的变形强度特性分析及有限元模拟[J]. 岩土工程学报, 2011(2): 174 - 180. (PENG Fang-le, LI Fu-lin, HIRAKAWA Daiki, et al. Deformation and strength characteristics of geogrid-reinforced soil retaining wall under change of loading rate and its FEM simulation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011(2): 174 - 180. (in Chinese))

- [17] 肖成志, 栾茂田, 杨庆, 等. 加筋挡土墙长期工作性能的黏弹塑性有限元分析[J]. 岩石力学与工程报, 2006(10): 1990 - 1996. (XIAO Cheng-zhi, LUAN Mao-tian, YANG Qing, et al. Numerical analysis of long-term performance of reinforced earth retaining walls by FEM based on viscoelasto-plasticity[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006(10): 1990 - 1996. (in Chinese))
- [18] HATAMI K, BATHURSTR J. Development and verification of a numerical model for the analysis of geosynthetic-reinforced soil segmental walls under working stress conditions[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 42(4): 1066 - 1085.
- [19] LIU H. Nonlinear elastic analysis of reinforcement loads for vertical reinforced soil composites without facing restriction[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 2016, 142(6): 04016013.

第十届全国土动力学学术会议

(一号通知)

主办单位: 中国振动工程学会土动力学专业委员会; 中国地震学会岩土工程防震减灾委员会。

支持单位: 中国土木工程学会土力学与岩土工程分会; 中国水利学会岩土力学专业委员会; 中国力学学会岩土力学专业委员会; 中国地震学会地震工程委员会; 中国地震学会基础设施防震减灾委员会; 中国建筑学会地基基础分会; 江苏省地震学会。

承办单位: 南京工业大学。

协办单位: 《岩土工程学报》; 《防灾减灾工程学报》; 《地震工程与工程振动》; 《地震工程学报》。

第十届全国土动力学学术会议将于2018年11月2日—4日在南京召开。本次会议是继1980年12月6日—12日在安徽合肥召开的“土的动力特性学术讨论会”后从事土动力学与岩土地震工程的科技人员和工程人员的又一次盛会, 在汶川特大地震10周年之际的2018年召开“第十届全国土动力学学术会议”, 将是一次具有历史意义的学术盛会。

会议主题与内容: 围绕“一带一路”战略、“建设海洋强国”战略和“西部大开发”战略中的重大工程灾害灾前预防与综合防范, 本次会议重点研讨防灾减灾救灾工作实施“两个坚持、三个转变”新理念中遇到的土动力学与岩土地震工程领域的前沿科学与关键技术。

具体征文专题如下: ①土的动力特性与本构关系; ②土与结构动力相互作用; ③土动力学数值与物理模拟研究; ④土动力学室内试验方法与新技术; ⑤原位动力测试与表征技术; ⑥砂土液化评价与防治; ⑦强地震动与场地非线性效应; ⑧环境振动与测试技术; ⑨近海工程的特殊土动力学问题; ⑩重大工程的土动力学与岩土地震工程问题; ⑪工程场地地震损失评估与灾害保险。

大会秘书处联系人: 庄海洋 13584050564, 吴志坚 13919182444, 陈炜昀 13770620150、赵凯 13951863149, 王盛年 15077865785。通讯地址: 南京工业大学虹桥校区实验楼 400-1室(鼓楼区中山北路200号, 210009)。论文提交邮箱: 王盛年 myresort@126.com, 赵凯 zhaokai@njtech.edu.cn。重要时间: 论文全文截止2018年4月30日, 修改稿截止2018年5月30日, 论文录用通知2018年6月30日。

会议论文征集: 会议论文应为未经正式发表的最新成果, 学术委员会将组织专家对提交论文进行审查, 推荐优秀论文在《岩土工程学报》专刊发表, 其余论文将在《防灾减灾工程学报》、《地震工程与工程振动》和《地震工程学报》增刊发表。

(大会组委会 供稿)