

文章编号:1006-2106(2008)09-0007-06

格栅加筋黏性土挡墙黏弹塑性有限元分析*

肖成志^{1**} 刘波¹ 孙建诚¹ 栾茂田²

(1. 河北工业大学, 天津 300132; 2. 大连理工大学, 大连 116024)

摘要:研究目的:针对格栅加筋黏性土挡墙,采用5元件西原流变模型和黏弹性模型分别考虑黏性回填土与筋材的流变特性,通过合理考虑筋材、填土与面板间的相互作用效应和加筋逐层填筑过程,编写了分析加筋黏性土挡墙工作性能的二维有限元数值程序,并以Denver黏性土试验挡墙为例,对加筋黏性土挡墙长期工作性能进行评价。

研究结论:有限元数值模拟结果与实测值吻合较好;挡墙面板侧向变形及试验墙顶部沉降受土体和筋材的蠕变特性影响明显;筋材应力在开始阶段变化明显,且有不同程度的增加,随着载荷持续时间的增加,筋材应力开始变小,筋材处于应力松弛状态。

关键词:土工格栅;黏性土;黏弹塑性有限元;Denver试验挡土墙

中图分类号:TU476 **文献标识码:**A

Analyses of FEM Based on the Visco - Elasto - Plasticity of Reinforced Cohesion Soil Retaining Wall by Geogrids

XIAO Cheng - zhi¹, LIU Bo¹, SUN Jian - cheng¹, LUAN Mao - tian²

(1. Hebei University of Technology, Tianjin 300132, China; 2. Dalian University of Technology, Dalian, Liaoning 116024, China)

Abstract: Research purposes: 5 - element Nishihara's rheological model of cohesion soil and creep model of geosynthetics are used to study long term behaviors of reinforced cohesion soil retaining wall. Additionally, the interaction effects of reinforcement and fills, panel and fill and panel and panel are rationally considered. The layer - by - layer filling process of backfills of retaining wall is also simulated. Nonlinear computations based on 2 - D FEM are numerically implemented by hybrid algorithm in which the incremental scheme is incorporated. Furthermore, Denver test wall of cohesion soil has been simulated by proposed method here.

Research conclusions: The simulated results agreed with the measured results well. Vertical displacement for top surface and lateral displacement for panel are affected by rheology of reinforced structure. Stresses of reinforcement increased with time at the beginning, during a specified time the stresses in it decreased and the reinforcement showed the behavior of relaxation.

Key words: geogrids; cohesion soil; FEM of visco - elasto - plasticity; Denver test wall

目前,土工合成材料凭借优异的工程特性而广泛用于铁路、城建和港口码头建设等岩土工程中。加筋

结构回填料通常可就地采用工程现场附近的碎石土或风化砂等粒状回填土,这些粒状回填土与筋材之间具

* 收稿日期:2008-01-10

基金项目:国家自然科学基金项目(50678032);博士后基金项目(20070420807);河北省科技厅科技攻关项目(072156130)

** 作者简介:肖成志,1976年出生,男,副教授,博士。

有良好的摩擦效应,其工程性质随时间的变化不大。但随着加筋结构应用范围的不断扩大,一些加筋结构受实际工程的地质条件和经济条件等各方面限制,在实际中也采用工程现场可提供的黏性土作为加筋回填料,并取得了成功。然而,由于早期国内外对黏性土填料的使用持怀疑态度,因此初始关于筋材加筋黏性土结构的分析研究相对较少。Bergado 等^[1-2]在室内模型试验和现场拉拔试验基础上分析了筋-黏性土界面作用特性,结果表明黏性土与筋材之间也能为其结构提供合适的抗拔阻力。进一步地,为了研究加筋黏性土结构的变形特性及其长期工作机理,一些数值方法如有限元法等广泛地用于加筋结构的应力-应变分析中。Sawicki^[3]假定土工格栅加筋挡土墙内蠕变发生在主动区,筋材采用黏弹性模型,提出了计算墙体侧向蠕变变形的办法,所得结果与实验结果吻合较好。Helwany^[4]等对格栅采用非线性流变模型,土体采用黏塑性本构关系,进行了加筋结构有限元分析,计算所得到的筋材自由端应变过大,所得结果不甚理想。

1 加筋挡土墙的施工力学问题

如图1所示,加筋挡土墙为变体系结构,其施工中回填与人工支护结构的施工过程同时存在,故结构计算域的范围和内容都在不断地发生变化,同时荷载边界条件也不断地改变。

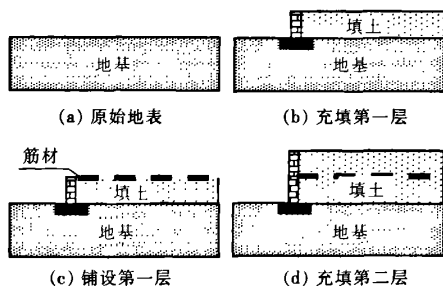


图1 土工格栅加筋挡土墙的填筑与面板支护过程示意图

1.1 充填和面板变化所引起的力学效应

假定充填前所确定地基计算域和边界条件分别为 Ω_0 和 $\{f\}_0$,将参与变形的计算域用有限元离散,并通过有限元计算确定地基在回填前的天然应力状态 $\{\sigma\}_0$ 。假定经历 $n-1$ 个时间步长到时间 t_{n-1} ,在下一时步 Δt_n 内,充填荷载分若干步施加,设第 i 步充填完成后,计算域总体刚度矩阵为 $[K]_{(t_n,i)}$,此时分析问题的计算域为 $\Omega_{(t_n,i)}$,对应体系的位移、应变和应力状态分别为 $\{u\}_{(t_n,i)}$ 、 $\{\varepsilon\}_{(t_n,i)}$ 和 $\{\sigma\}_{(t_n,i)}$,外荷载向量为 $\{F\}_{(t_n,i)}$,第 $i+1$ 步充填后将新增加充填层回填土单

元、面板、筋材及其接触面单元,该充填阶段作业完成后的计算域变为 $\Omega_{(t_n,i+1)}$,作用在该计算域上新增加的回填土体和面板体力分别为 $\{P\}_{(t_n,i+1)}^h$ 和 $\{P\}_{(t_n,i+1)}^p$,相应的充填土体、面板、筋材及接触面的刚度矩阵分别为 $[K]_{(t_n,i+1)}^h$ 、 $[K]_{(t_n,i+1)}^p$ 、 $[K]_{(t_n,i+1)}^r$ 和 $[K]_{(t_n,i+1)}^t$ 。面力边界为 $S_{(t_n,i+1)}$,且该边界上的面力为 $\{f\}_{(t_n,i+1)}$,此时计算域 $\Omega_{(t_n,i+1)}$ 内部当前的初始应力为上一时步结束时的初始应力 $\{\sigma\}_{(t_n,i)}$,它和作用在当前计算域上的外力 $\{F\}_{(t_n,i)}$ 和 $\{f\}_{(t_n,i)}$ 是不平衡的,此时计算域 $\Omega_{(t_n,i+1)}$ 将产生新的平衡态,并达到一个新的平衡应力场 $\{\sigma\}_{(t_n,i+1)}$ 。因而由充填产生的不平衡力为:

$$\{\Delta F\}_{t_n,i+1}^1 = \{\Delta P\}_{(t_n,i+1)}^h + \{\Delta P\}_{(t_n,i+1)}^p \quad (1)$$

其中

$$\{\Delta P\}_{(t_n,i+1)}^h = \int \alpha_{n,i+1} [N]_{(t_n,i+1)}^T \{P\}_{(t_n,i+1)}^h d\Omega$$

$$\{\Delta P\}_{(t_n,i+1)}^p = \int \alpha_{n,i+1} [N]_{(t_n,i+1)}^T \{P\}_{(t_n,i+1)}^p d\Omega$$

由荷载变化引起的不平衡力为:

$$\{\Delta F\}_{(t_n,i+1)}^2 = \{F\}_{(t_n,i+1)} - \{F\}_{(t_n,i)} \quad (2)$$

由此可得由充填和面板变化引起的力学效应为:

$$[K]_{(t_n,i+1)} \{\Delta u\}_{(t_n,i+1)} = \{\Delta F\}_{(t_n,i+1)} = \{\Delta P\}_{(t_n,i+1)}^1 + \{\Delta P\}_{(t_n,i+1)}^2 = \{\Delta P\}_{(t_n,i+1)}^h + \{\Delta P\}_{(t_n,i+1)}^p + \{F\}_{(t_n,i+1)} - \{F\}_{(t_n,i)} \quad (3)$$

式中

$$[K]_{(t_n,i+1)} = [K]_{(t_n,i)} + [K]_{(t_n,i+1)}^h + [K]_{(t_n,i+1)}^p + [K]_{(t_n,i+1)}^r + [K]_{(t_n,i+1)}^t$$

$\{\Delta u\}_{(t_n,i+1)}$ ——节点位移增量。

求得 $\{\Delta u\}_{(t_n,i+1)}$ 后,可得最终位移为:

$$\{u\}_{(t_n,i+1)} = \{u\}_{(t_n,i)} + \{\Delta u\}_{(t_n,i+1)} \quad (4)$$

1.2 加筋挡土墙结构蠕变产生的力学效应

加筋挡墙结构中,因土体和筋材的蠕变效应,使体系刚度下降,进而引起结构变形并由此产生相应的力学效应。假设第 t_n 时刻体系刚度矩阵为 $[K]_{t_n}$,在下一时步增量 Δt_{n+1} 内,由于土体和筋材的蠕变而产生的下降刚度为 $[K]_{t_{n+1}}^c$,下降后保留的刚度为 $[K]_{t_{n+1}}^r$,则 t_n 时刻的有限元表达式为:

$$[K]_{t_n} \{u\}_{t_n} = [[K]_{t_{n+1}}^c + [K]_{t_{n+1}}^r] \{u\}_{t_n} = \{F\}_{t_n} \quad (5)$$

在时步增量 Δt_{n+1} 内,由于 $[K]_{t_{n+1}}^c$ 的失去,式(5)已失去平衡,即在载荷不变时($\{F\}_{t_n} = \{F\}_{t_{n+1}}$),结构体系因刚度的变化使原有的力学体系状态失去了平衡,产生的不平衡力 $\{\Delta F\}_{t_n}$ 为:

$$\{\Delta F\}_{t_n} = \{F\}_{t_{n+1}} - [K]_{t_{n+1}}^r \{u\}_{t_n} \quad (6)$$

因而,由增量式表达的有限元公式为:

$$[K]_{t_{n+1}} \{\Delta u\}_{t_{n+1}} = \{F\}_{t_{n+1}} - [K]_{t_{n+1}}^e \{u\}_{t_n} \quad (7)$$

求得 $\{\Delta u\}_{t_{n+1}}$ 后, 即可得最终位移为:

$$\{u\}_{t_{n+1}} = \{u\}_{t_n} + \{\Delta u\}_{t_{n+1}} \quad (8)$$

2 加筋挡土墙黏弹塑性有限元分析

2.1 土的黏弹塑性本构关系

采用如图2所示的西原5元件模型考虑地基与填土的流变性。西原模型是由1个Hooke弹性体、1个Kelvin黏弹性体及1个Bingham黏塑性体串联而成的黏弹塑性本构模型, 共含有包括反映土体弹性模量参数 E_h 和 E_1 、土体黏滞系数 η_1 和 η_2 及起始摩擦阻力 σ_s 在内的5个参数。

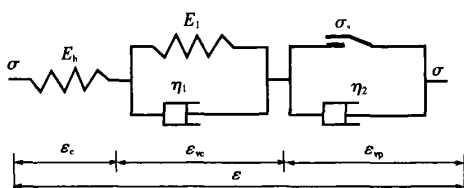


图2 土体流变模型

ε 与 σ 分别为某时刻土的应变与应力。流变模型的流变本构方程为:

$$\begin{cases} \frac{\eta_1}{E_1} \dot{\varepsilon} + \varepsilon = \frac{\eta_1}{E_h E_1} \dot{\sigma} + \frac{E_h + E_1}{E_h E_1} \sigma & (\sigma < \sigma_s) \\ \frac{d^2 \varepsilon}{dt^2} + \frac{\eta_1}{E_1} \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{E_h} \cdot \frac{d^2 \sigma}{dt^2} + \frac{E_h + E_1}{\eta_1 E_h} \cdot \frac{d\sigma}{dt} + \\ \frac{1}{\eta_2} \cdot \frac{d(\sigma - \sigma_s)}{dt} + \frac{E_1}{\eta_1 \eta_2} (\sigma - \sigma_s) & (\sigma \geq \sigma_s) \end{cases} \quad (9)$$

当土体进入黏塑性阶段时, 采用 Drucker - Prager 屈服准则与相关联流动法来确定黏塑性应变。

2.2 土工格栅的本构关系和有限元分析

2.2.1 土工格栅的本构关系

最初采用未考虑时间效应的格栅本构关系主要包括折线、双曲线和多项式等3种形式^[5]。然而, 试验表明, 土工合成材料在一定温度下长期受拉作用时, 往往表现出较显著的流变性^[6]。当前, 在有限元分析中, 考虑与时间相关的格栅本构模型较少, 本文在有限元分析中采用了作者基于试验所建立的土工格栅黏弹性本构关系^[7]:

$$T = E_0 \varepsilon^b \frac{1}{1 + (t/t_0)^{0.1}} \quad (10)$$

式中 T 、 ε ——分别为筋材的单位宽度上的拉力与应变;

T ——时间;

E_0 、 b 、 t_0 ——与筋材有关的模型参数。

由式(10)可得到 t 时刻用于非线性有限元分析的增量中点处的变形模量为:

$$E(t) = \frac{1}{A} E_0 b (\varepsilon_1 + 0.5 \Delta \varepsilon_t)^{b-1} \frac{1}{1 + (t/t_0)^{0.1}} \quad (11)$$

式中 A ——筋材单位宽度上截面积(m^2/m)。

由式(10)和式(11)可知, 计算模型共有4个参数。

2.2.2 土工格栅的黏弹性有限元分析

这里将格栅当作沿轴向变形的一维杆单元。设 t_n 时刻所对应的格栅内部应力和应变分别为 $\{\sigma\}_{t_n}$ 和 $\{\varepsilon\}_{t_n}$, 设单元 m 的2个节点载荷在时间步长 Δt_n 时间间隔内的变化为 $\Delta F_{t_n}^1$ 和 $\Delta F_{t_n}^2$, 单元内相应的应力增量为 $\Delta\{\sigma\}_{t_n}$ 。此时, 在节点上给定虚位移为 $\Delta u_{t_n}^1$ 和 $\Delta u_{t_n}^2$, 单元内产生的虚应变为 $\Delta\{\varepsilon\}_{t_n}$, 则对第 m 个单元, 应用虚功原理得:

$$\int_L \Delta\{\varepsilon\}_{t_n} \Delta\{\sigma\}_{t_n} A dx = [\Delta u_{t_n}^1 \quad \Delta u_{t_n}^2] \begin{Bmatrix} \Delta F_{t_n}^1 \\ \Delta F_{t_n}^2 \end{Bmatrix}^{(m)} \quad (12)$$

由 Hooke 定律可知:

$$\begin{aligned} \Delta\{\sigma\}_{t_n} &= E_{t_n} \Delta\{\varepsilon\}_{t_n}^{le} \\ &= E_{t_n} (\Delta\{\varepsilon\}_{t_n} - \Delta\{\varepsilon\}_{t_n}^v - \Delta\{\varepsilon\}_{t_n}^{ne}) \end{aligned} \quad (13)$$

式中 $\Delta\{\varepsilon\}_{t_n}^{le}$ ——线性弹性应变;

$\Delta\{\varepsilon\}_{t_n}^{ne}$ ——非线性弹性应变;

$\Delta\{\varepsilon\}_{t_n}^v$ ——黏弹性应变增量。

根据几何关系, 得到

$$\Delta\{\varepsilon\}_{t_n} = [B] \Delta\{\delta\}_{t_n}^{(m)} \quad (14)$$

将式(13)与式(14)代入虚功方程(12), 整理可得:

$$[K]^m \Delta\{\delta\}_{t_n}^{(m)} = \Delta\{F\}_{t_n} + \Delta\{F\}_{t_n}^v + \Delta\{F\}_{t_n}^{ne} \quad (15)$$

其中 $[K]^m = \int_L [B]^T E_{t_n} [B] A dx$; $\Delta\{F\}_{t_n} = \begin{Bmatrix} \Delta F_{t_n}^1 \\ \Delta F_{t_n}^2 \end{Bmatrix}$;

$$\Delta\{F\}_{t_n}^v = \int_L [B]^T E_{t_n} \Delta\{\varepsilon\}_{t_n}^v A dx;$$

$$\Delta\{F\}_{t_n}^{ne} = \int_L [B]^T E_{t_n} \Delta\{\varepsilon\}_{t_n}^{ne} A dx。$$

式中 $\Delta\{F\}_{t_n}^v$ ——黏性应变引起的附加节点荷载;

$\Delta\{F\}_{t_n}^{ne}$ ——非线性弹性应变引起的附加节点荷载。

在每一时间步长中, $\Delta\{F\}_{t_n}$ 和 $\Delta\{F\}_{t_n}^v$ 可认为是变化的, 而非线性弹性应变及其所引起的附加节点荷载增量 $\Delta\{F\}_{t_n}^{ne}$ 则是变化的。把非线性弹性应变及其引起的附加节点荷载增量作为二次初应变处理以此形成不平衡荷载增量, 通过反复迭代, 直至满足所要求的计算精度为止。

由式(15)求解出增量位移 $\Delta\{\delta_{t_n}\}$ 后,则可得到 t_{n+1} 时刻的结点位移 $\Delta\{\delta_{t_{n+1}}\}$ 为:

$$\Delta\{\delta_{t_{n+1}}\} = \{\delta_{t_n}\} + \Delta\{\delta_{t_n}\} \quad (16)$$

相应地,应力增量为:

$$\Delta\{\sigma_{t_n}\} = E_{t_n} \left(\frac{\Delta u_{t_n}^2 - \Delta u_{t_n}^1}{L} - \Delta\{\varepsilon_{t_n}^v\} - \Delta\{\varepsilon_{t_n}^{ne}\} \right) \quad (17)$$

于是 t_{n+1} 时刻的应力:

$$\{\sigma_{t_{n+1}}\} = \{\sigma_{t_n}\} + \Delta\{\sigma_{t_n}\} \quad (18)$$

2.3 面板本构模型

加筋挡土墙的面板一般采用混凝土预制面板,强度高,不易发生蠕变变形,因此,有限元分析时对面板采用线弹性模型,面板单元四边形等参单元。

2.4 接触面模型

针对加筋挡土墙结构,采用 Goodman 无厚度接触单元模拟填土与面板、填土与格栅及面板之间的滑移、脱开与闭合等非线性接触特性,并通过定义接触面之间的黏结力和摩擦角,采用 Mohr - Coulomb 准则来判断接触面的接触状态。为了模拟剪应力和切向相对位移非线性关系,利用如下的关系式来反映切向弹性刚度,即 K_t 为:

$$K_t = k_s \gamma_w \left(\frac{\sigma_n}{\rho_a} \right)^n \left(1 - \frac{R_t \tau}{\tau_f} \right)^2 \quad (19)$$

式中 k_s ——切向弹性刚度系数;

n ——切向弹性刚度对于约束压力依赖性的经验指数;

γ_w ——水的重度;

ρ_a ——标准大气压;

R_t ——接触面上的破坏应力比。

3 算例的对比分析

基于 Denver 黏性土试验挡土墙试验提供的相关参数基础,采用所建议的计算模型与数值分析方法对其进行了模拟计算分析。

3.1 Denver 试验挡土墙及试验过程^[8]

如图3所示,Denver 试验墙模型墙高为 304.8 cm,长度为 208.3 cm,宽度为 121.9 cm。加筋层数为 12 层,除最低层间距为 17.8 cm 之外,其它各层间距均为 27.94 cm。最低和最顶层的布筋长度为 198.1 cm。其他各层均为 167.6 cm,折返长度为 91.4 cm。对于黏性土挡土墙,其它各层的填料为黏性土。在模型装置的底板上铺填一层厚度为 17.8 cm 的粗粒料,形成粗糙底面。挡土墙面板采用木面板,并用胶合板通过销钉连接。

墙体建造完成后,在墙顶铺设厚度为 61.0 cm 的砂

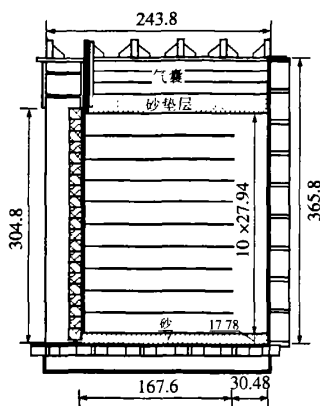


图3 Denver 试验加筋挡土墙(单位:cm)

垫层。然后通过气囊施加均布荷载。每级荷载集度为 20.7 kPa,直至达到 103.4 kPa 为止。每级荷载之间的时间间隔为 0.5 h。达到 103.4 kPa 后维持加载 100 h,观察墙体的变形状态。此后继续以集度为 20.7 kPa 进行分级加载,直至墙体破坏。

3.2 计算参数

3.2.1 黏性土计算参数

Denver 试验挡墙中,针对黏性土回填料进行了侧限压缩试验、等向压缩试验和三轴剪切试验 3 种试验^[8],文中采用西原模型对等向压缩试验结果进行拟和确定土的模型参数为 $E_h = 1.508 \text{ MPa}$, $E_2 = 4.102 \text{ MPa}$, $\eta_1 = 68.88 \text{ MPa} \cdot \text{d}$, $\eta_2 = 15.8 \text{ MPa} \cdot \text{d}$;另外,黏性土的强度参数为 $c = 51.5 \text{ kPa}$, $\phi = 15^\circ$ 。

3.2.2 试验筋材计算参数

Denver 试验墙分析中,筋材采用土工织物,极限强度为 $T_{ult} = 5.83 \text{ kN/m}$ 。试验在无约束条件下分析了筋材在拉力水平分别为材料强度的 24%、35% 和 45% 时的蠕变特性。通过用文中建议的非线性黏弹性模型对筋材的蠕变试验结果进行拟和,可知经验本构模型能够较好地与试验结果相吻合^[8]。由此所确定筋材参数为 $E_0 = 17.8 \text{ kN/m}$, $b = 0.512$, $t_0 = 2.62 \text{ h}$ 。另外,筋材横截面积为 $A = 0.002 \text{ m}^2/\text{m}$ 。

3.2.3 面板特性参数

Denver 试验挡墙中面板为胶合板,其厚度为 11.7 cm。由试验中的刚度试验分析可以确定面板弹性模量为 $E = 13.69 \text{ MPa}$,泊松比为 $\nu = 0.3$ 。

3.2.4 界面特性参数

根据 Denver 试验挡土墙试验针对黏性土填料与筋材间及填料与面板间界面的直剪试验,可得到界面特性参数,如表 1 所示。

表 1 黏性土试验挡土墙中的界面参数

界面	c/kPa	$\phi/(\circ)$	k_s	n	R_f	$K_n/(MPa \cdot m^{-1})$
填土-筋材	17.2	27	8 130	0.88	0.75	10^5
填土-面板	0.5	30	2 000			10^3

3.3 Denver 试验挡土墙的有限元数值分析

3.3.1 Denver 试验墙的有限元计算模型

如图 4 所示,Denver 黏性土试验加筋挡土墙有限元计算模型,土体和面板采用四节点等参单元模拟,筋材采用杆单元模拟,在填土与面板、填土与筋材及面板之间设置界面单元。节点总数为 478,单元总数为 566,其中土体单元数为 156,筋材杆单元为 125,界面单元为 273,面板单元为 12。

针对 Denver 黏性土试验墙,将整个试验中填筑与加载过程分成 4 个阶段进行有限分析模拟:

- (1) 填筑完成阶段(EOC);
- (2) 分级施加前 5 级均布荷载的阶段,每级荷载集度为 20.7 kPa,各级时间间隔 0.5 h 到结束;
- (3) 在均布荷载保持为恒定的 103.4 kPa 条件下

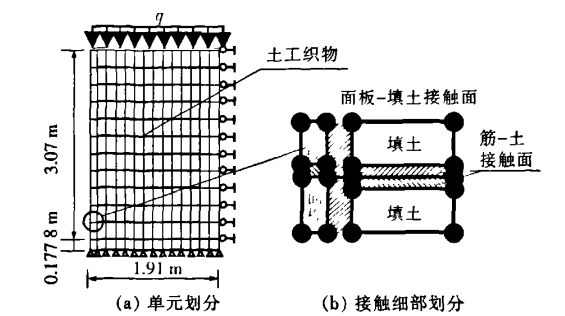
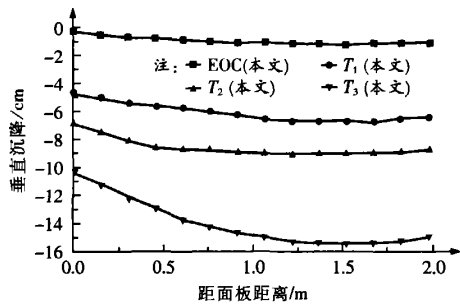


图 4 Denver 挡土墙的有限元计算模型

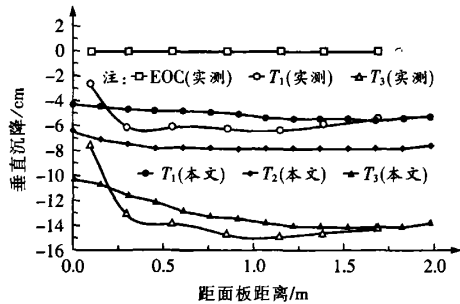
- 100 h 之内的阶段;
- (4) 继续分级加载至 227.4 kPa 的阶段。

3.3.2 Denver 试验墙顶部沉降和面板位移

考虑到 Denver 试验墙的顶部沉降和面板位移均为填筑完成后的实测值,这里不仅给出了考虑填筑过程时对应于 4 个计算阶段的 Denver 试验墙顶部沉降和面板位移变化,而且为方便同实验结果比较还将计算值做了相同的处理,即扣除了填筑完成时的计算结果,比较结果如图 5 和图 6 所示。

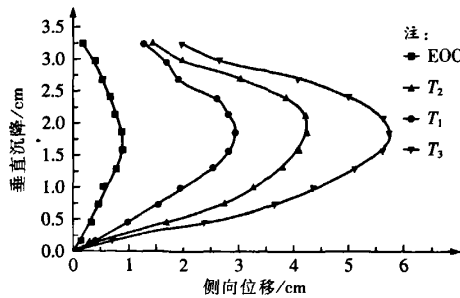


(a) 未扣除填筑完成时挡土墙顶部垂直沉降

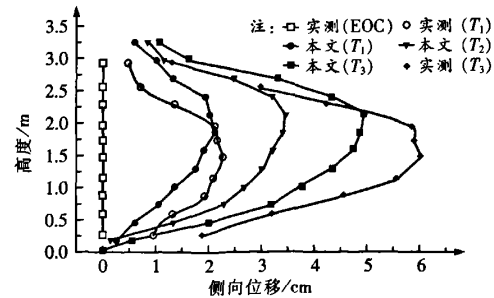


(b) 不同时间顶部沉降的计算与实测结果对比

图 5 Denver 黏性土挡土墙顶部沉降



(a) 未扣除填筑完成时面板侧向位移



(b) 不同时间面板水平位移的计算与实测结果对比

图 6 Denver 黏性土挡土墙的面板侧向变形

由图 5 可知,计算模拟的顶部沉降最大值出现在墙后中间部分,越靠近墙面板,沉降越小;由图 6 可知,面板位移在墙体中部大,上部和下部相对小。由图 5(a)和 6(a)可知,本文计算模拟的填筑过程完成

时的顶部沉降和面板位移较小,结果表明 Denver 试验墙的填筑过程对顶部沉降和面板位移的影响较小。由图可知,计算值与实测结果相比,具有相同的变化趋势,二者比较接近。总体上计算值比实测值偏小,对于计算的面板水平位移,靠近上部的值比实测值要大,而靠近底部时,正好相反。

通过比较图 5 和图 6 中恒定载荷 103.4 kPa 施加初期及持续作用 100 h 后的墙顶沉降及面板侧向变形可知,计算所得最大顶部沉降和最大面板侧向位移分别增长了 1.45 倍和 1.7 倍,且该阶段墙顶沉降及面板变形在最终计算结果中占有较大比例,说明结构在恒定载荷作用下蠕变效应比较明显。

3.3.3 土工织物应力随时间的变化

在 Denver 试验挡土墙的试验中,对离基底高度分别为 $0.15H$ 、 $0.52H$ 和 $0.88H$ (H 为试验挡墙高度) 处的 3 层土工织物的变形进行了监测,得到了不同时刻这 3 层土工织物沿加筋长度方向的应变变化。选取 T_1 阶段进行对比分析,3 层土工织物沿长度方向应变变化的实测值与计算结果对比如图 7 所示。由图可知,计算值与实测值吻合较好,筋材应变在中间层的应变要比上部和底部的应变要大些;在底部,应变最大值出现在离面板较近的地方,而在中间层的应变最大值发生在远离面板的部位。

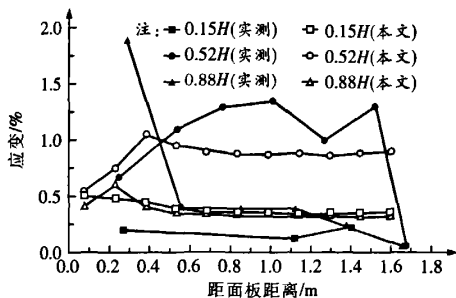
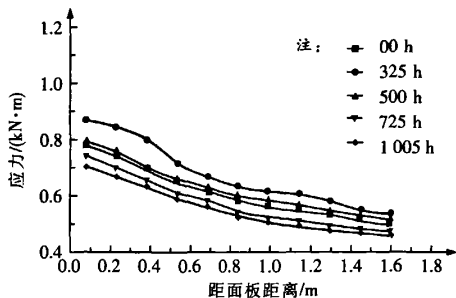
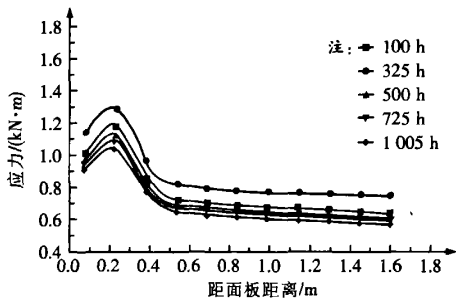


图7 Denver黏性土挡墙筋材应变分布的计算与实测值比较

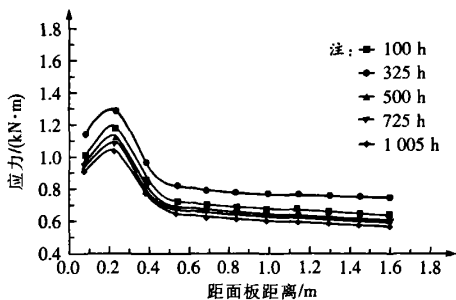
考虑到 Denver 试验挡土墙试验时间较短,为了分析稍长时间条件下筋材的应力变化,现模拟 Denver 试验挡土墙在载荷为 103.4 kPa 的长时间持续作用下,试验墙中筋材的应力变化情况。综合考虑土工织物蠕变试验的观测时间及实际有限元分析的时间计算步长,研究分析了时间在 100 h、325 h、500 h、725 h 和 1 005 h 时刻 3 个不同高度下格栅应力的变化情况,结果如图 8 所示。显然,筋材应力在开始阶段变化明显,并有不同程度的增加,随着载荷持续时间的增加,筋材中应力开始变小,筋材处于应力松弛状态。此外,随着时间增加,应力减小速度变慢,加筋挡土墙结构达到相对稳定状态。



(a) 高度为 $0.15H$



(b) 高度为 $0.52H$



(c) 高度为 $0.88H$

图8 持续载荷下 Denver 黏性土挡墙不同层筋材应力分布

4 结论

本文针对变体系的加筋黏性土挡墙结构,采用 5 元件西原流变模型和黏弹性模型分别考虑黏性回填土与筋材的流变特性,通过合理考虑筋材与填土、填土与面板及面板之间的相互作用效应,以及考虑加筋逐层填筑过程,采用增量-初应变迭代法,编写了分析土工合成材料加筋黏性土挡土墙结构的工作性能的二维有限元数值分析程序,并以 Denver 黏性土试验挡土墙为算例,对其进行了数值计算与分析。首先,通过有限元模拟计算结果与实测值对比分析可知二者吻合较好,验证了程序的正确性与可靠性;其次,由加筋黏性土挡土墙数值模拟分析结果可知,挡土墙面板侧向变形及

(下转第 34 页)

表 7 钢轨疲劳裂纹扩展速率

	$\Delta K = 10 \text{ MPam}^{1/2}$ 时的 $da/dN \text{ (m/Gc)}$	$\Delta K = 13.5 \text{ MPam}^{1/2}$ 时的 $da/dN \text{ (m/Gc)}$
试验结果	9.55	31.98
技术条件	≤ 17	≤ 55

2.11 落锤试验

根据公式 $H = 150 M_r/M_m$ 计算落锤高度,其中: M_r 为钢轨单位长度质量(kg/m); M_m 为锤头重量(kg)。计算得出:1 t 锤重时,落锤试验高度为 10.2 m。试样长度 1.3 m,轨头向上进行试验,结果 1 锤未断,挠度为 37 mm。满足暂行技术条件的要求。

3 结论

通过对攀钢产重载铁路用 68 kg/m 碳素钢轨各项性能的试验研究,得出如下结论:

(1) 钢轨的内部质量包括化学成分及残留元素、氢氧气体含量、非金属夹杂物、脱碳层深度、金相组织、低倍组织以及残余应力等各项指标均满足《68 kg/m 钢轨暂行技术条件》的要求;同时,非金属夹杂物和残余应力还达到了 AREMA-2004 的要求。

(2) 钢轨的化学成分靠近标准规定的上限,这保证了热轧钢轨的踏面硬度能达到标准规定值,也使钢

轨具备了良好的可淬性。

(3) 钢轨的力学性能指标包括拉伸强度、踏面硬度、断裂韧性、裂纹扩展速率以及落锤等均满足暂行技术条件的要求,其中踏面硬度偏低,刚刚达到标准要求。

(4) 试验研究结果表明,钢轨的内部质量和各项性能指标均达到了暂行技术条件的要求,可以上道试铺。

参考文献:

[1] 周清跃,周镇国,刘丰收,等. 重载铁路用 68 kg/m 钢轨可行性研究[R]. 北京:中国铁道科学研究院,2007.

[2] 陈朝阳,张银花,刘丰收,等. 攀钢 68 kg/m 标准碳素钢轨型式检验及性能综合评定[R]. 北京:中国铁道科学研究院,2007.

[3] 周清跃. 国内外最新钢轨标准汇编[Z]. 北京:中国铁道科学研究院,2004.

[4] 洗爱平,李培基,陈文绣,等. 攀钢 U71Mn 重轨中的氢与缓冷效果[J]. 钢铁,1995(5):37-41.

[5] 周清跃,张银花,陈朝阳,等. 国产 PD3 钢轨与进口钢轨材质性能的对比研究[J]. 中国铁道科学,2003(6):99-104.

(上接第 12 页)

试验墙顶部沉降受土体和筋材的蠕变特性影响明显;筋材应力在开始阶段变化明显,且有不同程度的增加,随着载荷持续时间的增加,筋材应力开始变小,筋材处于应力松弛状态。数值与试验测试结果对比分析表明,在长期受力作用下,加筋结构中筋材应变值远小于 10% 的蠕变极限值,施工过程及工程完成初期时刻筋材应变与面板变形较为明显,建议在施工完成初期要密切关注结构的变形。

参考文献:

[1] Bergado D T, Hardiyatimo H C, Cisneros C B, et al. Pull-out resistance of steel geogrids with weathered clay as back-fill material[J]. Geotechnical Testing Journal, 1992, 15(1): 33-46.

[2] Collin J G. Earth Wall Design[Ph. D Thesis][D]. Berkeley: Dissertation of University of California, USA, 1986.

[3] Sawicki A. Creep of geosynthetic reinforced soil retaining walls[J]. Geotextiles and Geomembranes, 1999, 17(10): 51-65.

[4] Helwany M B, Wu J T H. A numerical model for analyzing long-term performance of geosynthetic-reinforced soil structures[J]. Geosynthetic International, Journal of the International Geosynthetics Society, 1995, 2(2): 429-453.

[5] 闫澍旺, Ben Barr. 土工格栅与土相互作用的有限元分析[J]. 岩土工程学报, 1997, 19(6):56-61.

[6] 王钊. 土工合成材料的蠕变试验[J]. 岩土工程学报, 1994, 16(6): 96-102.

[7] 栾茂田, 肖成志, 等. 土工格栅蠕变特性的试验研究及粘弹性本构模型[J]. 岩土力学, 2005, 26(2): 187-192.

[8] 介玉新. 加筋土的等效附加应力法分析及模型试验研究[D]. 北京:清华大学, 1998.

作者: 肖成志, 刘波, 孙建诚, 栾茂田, XIAO Cheng-zhi, LIU Bo, SUN Jian-cheng, LUAN Mao-tian
作者单位: 肖成志, 刘波, 孙建诚, XIAO Cheng-zhi, LIU Bo, SUN Jian-cheng(河北工业大学, 天津, 300132), 栾茂田, LUAN Mao-tian(大连理工大学, 大连, 116024)
刊名: 铁道工程学报 
英文刊名: JOURNAL OF RAILWAY ENGINEERING SOCIETY
年, 卷(期): 2008, 25(9)

参考文献(8条)

1. Bergado D T;Hardiyatimo H C;Cisneros C B Pullout resistance of steel geogrids with weathered clay as backfill material 1992(01)
2. Collin J G Earth Wall Design 1986
3. Sawicki A Creep of geosynthetic reinforced soil retaining walls[外文期刊] 1999(10)
4. Helwany M B;Wu J T H A numerical model for analyzing long-term performance of geosynthetic-reinforced soil structures 1995(02)
5. 闫澍旺;Ben Barr 土工格栅与土相互作用的有限元分析[期刊论文]-岩土工程学报 1997(06)
6. 王钊 土工合成材料的蠕变试验[期刊论文]-岩土工程学报 1994(06)
7. 栾茂田;肖成志 土工格栅蠕变特性的试验研究及粘弹性本构模型[期刊论文]-岩土力学 2005(02)
8. 介玉新 加筋土的等效附加应力法分析及模型试验研究[学位论文] 1998

本文读者也读过(10条)

1. 谭炜, 贾致荣, TAN Wei, JIA Zhi-rong 格栅模量对加筋软基路堤关键位移的影响[期刊论文]-地下空间与工程学报2008, 4(1)
2. 谢藏, 刘欣, 凌萍, XIE Wei, LIU Xin, LING Ping 格栅处理软土地基承载特性的有限元分析[期刊论文]-上海理工大学学报2000, 22(4)
3. 宋雅坤, 郑颖人, 刘一通, 唐晓松, SONG Ya-kun, ZHENG Ying-ren, LIU Yi-tong, TANG Xiao-song 土工格栅加筋土挡墙稳定性影响因素敏感性分析[期刊论文]-后勤工程学院学报2010, 26(3)
4. 单凌志, 贺冠军, 刘志方, SHAN Ling-zhi, HE Guan-jun, LIU Zhi-fang 旧路拓宽改建中土工格栅加筋的有限元分析[期刊论文]-山西建筑2009, 35(22)
5. 许闻博 土工格栅拉伸工艺的有限元模拟及优化[学位论文]2008
6. 郝行舟, 申霖, 王选仓 土工格栅处治填挖交界路基不均匀沉降技术研究[期刊论文]-中外公路2007, 27(5)
7. 李勤民 格栅加筋土挡墙弹粘塑性动力有限元分析[学位论文]2008
8. 马玉静 模块式土工格栅加筋土挡墙有限元分析与试验研究[学位论文]2006
9. 袁涛峰 台阶式格栅加筋挡墙三维数值分析[学位论文]2008
10. 尤胜明 加筋土挡墙试验研究及变形机理分析[学位论文]2009

引用本文格式: 肖成志, 刘波, 孙建诚, 栾茂田, XIAO Cheng-zhi, LIU Bo, SUN Jian-cheng, LUAN Mao-tian 格栅加筋黏性土挡墙黏弹塑性有限元分析[期刊论文]-铁道工程学报 2008(9)