高心墙堆石坝坝坡加筋抗震稳定分析

李红军，迟世春，林 皋
（大连理工大学海岸与近海工程国家重点实验室，辽宁 大连 116024）

摘 要：目前强震区高土石坝抗震设计普遍采用加筋技术加固坝顶堆石，但加筋的效果如何评价是工程设计者关心的重要问题。传统的基于极限平衡的拟静力法无法反映坝体的动力特性及地震输入特性，得到的安全系数也不反映加筋坝体抗震的安全度。采用改进的Newmark滑块位移法对加筋堆石改善高坝坝坡的抗震稳定性，限制高土石坝地震变形等的工程效果进行了研究和探讨。计算中，首先依据堆石体和加筋堆石体的应力应变关系曲线得筋材与堆石的协调极限应变，进而确定筋材所能发挥的极限抗拉强度，利用瑞典－荷兰法结合蚁群复合形法搜索堆石加筋复合体潜在滑动体的位置，考虑竖向地震以及筋材与堆石的相互作用对滑动体屈服加速度的影响，改进了Newmark滑块位移法。结果表明，加筋减少地震变形最高可达80%，可有效地限制高土石坝坝顶的侧向滑动变形，提高坝体的抗震稳定性。

关键词：高心墙堆石坝；抗震安全评价；加筋；滑动位移
中图分类号：TU413 **文献标识码**：A **文章编号**：1000－4548(2007)12－1881－07

作者简介：李红军(1981－)，男，博士研究生，主要从事岩土地震工程、土工数值计算与分析等方面的科研。E-mail: lijunli1995@163.com。

Aseismic stability analysis for reinforced slopes of high core rock-fill dams

LI Hong-jun，CHI Shi-chun，LIN Gao
(State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: The reinforcement techniques have been widely adopted in modern aseismic design of high rock-fill dams. Nevertheless, how to evaluate the effects of reinforcement in aseismic design have become a very important problem. As compared with the minimum safety factors which were conventionally employed as the evaluation standard, the permanent deformation can better reflect the characteristics of rock-fill materials, ground motion input and the safety of reinforced dams. By use of the modified Newmark's sliding wedge method, the effect of reinforcement in enhancing the stability of slopes in high rock-fill dams and restricting the permanent deformation of dams was investigated. Firstly, the limit intensity and limit strain of reinforcement were determined based on the stress-strain relationship of reinforcement-composite and rock-fill materials. Secondly, the location of potential sliding surfaces was determined via a combination of ant colony algorithm and Fellenius method. The yielding acceleration of potential sliding bodies considering of the limited stress of reinforcement layers and vertical acceleration was computed. Finally, the transient movements were accumulated under the overloadings. It was shown that the reinforcement could reduce the permanent deformation up to 80% and improve the aseismic stability of high rock-fill dams subjected to strong ground motion effectively.

Key words: high core rock-fill dam; earthquake safety evaluation; reinforcement; sliding displacement

0 引 言

近年来，随着我国西部大开发战略的实施，西部高坝大库的建设越来越多。在这些高坝大库中，拟建的高土石坝占相当比例。但由于西部地区的地质条件复杂，地震频繁且强度高，因此，这些高土石坝的抗震安全是工程设计关注的主要问题之一。土石坝震害实例、振动台模型试验及地震动力反应分析均表明，坝体上部1/5～1/4坝高范围坝体的地震动力反应相对较大，是土石坝抗震设计防护的主要部位。对上述部位进行抗震加固是目前高土石坝抗震设计的主要措施。但如何进行坝顶堆石的抗震加固以及抗震加固的效果如何评价，是目前工程界广泛关注的问题。

目前，土工加筋技术被广泛应用于软基加固、堤防、高速公路、铁道和挡土墙等土木工程实践中，取得了良好的工程效果与经济效益[1-4]。借鉴加筋土技

基金项目：国家自然科学基金重点资助项目（50639060）；国家自然科学基金面上资助项目（50479057）
收稿日期：2006－11－14

© 1994-2008 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

术，对坝顶堆石进行加筋，以提高堆石的整体性及抗震稳定性。自 1986 年首次在 Cascade 土石坝上铺设土工格栅进行坝顶抗震加固以来，坝顶加筋已成为目前高土石坝抗震加固设计的主要方法。近年来，160 m 高的青峰岭水库主坝加固工程[5]和 125.5 m 高的冶勒沥青混凝土心墙堆石坝[6]以及拟建的 261.5 m 高的糯扎渡心墙堆石坝和 240 m 高的长河坝心墙堆石坝等均拟采用堆石加筋技术进行坝顶抗震加固。堆石加筋依靠筋材与堆石体之间的摩擦和嵌锁咬合作用传递拉应力，增加堆石体的变形模量，改善加筋堆石复合体的抗剪强度和变形特性，达到加固坝顶的目的。但目前关于加筋结构中格栅与堆石体之间的作用机理尚未得到清楚的认识，设计理论与方法还远远不能满足工程需要。现阶段普遍采用最小安全系数法评价加筋后堆石坝顶的抗震稳定性，但该方法属拟静力法的范畴，无法反映坝体的动力特性及地震输入特性，得到的安全系数也不能准确反映坝体抗震的安全度[7]，而基于地震变形控制的设计是未来土石坝抗震设计的发展方向。本文以 240 m 高的长河坝心墙堆石坝为例，采用改进的Newmark滑块位移法[8]对加筋堆石改善高坝坝坡的抗震稳定性、限制高土石坝地震变形以及堆石加筋的工程效果进行了研究和探讨，得出了一些有益的结论。

1 加筋坝坡抗震稳定分析

1.1 拟静力抗震稳定分析

目前，格栅加筋结构的抗震稳定分析仍以拟静力极限平衡法为主。在早期的抗震设计中，大多采用修正的圆弧滑动法。这种方法忽略了因加筋引起的最危险滑动面位置的改变，认为筋材在整体稳定分析中仅提供一个拉力或附加抗滑力矩，不考虑筋材对土体抗剪强度的影响，往往造成偏于保守的评价结果。大量的工程实践和理论研究表明，筋材可显著地改善土料的力学特性。Buhan[9]通过理论推导得到了加筋土的宏观强度准则，结果表明加筋后土料的抗剪强度得到明显改善，且在对加筋和无加筋土坡的试验和现场观测发现，加筋后最危险滑动面的位置向靠近坡底地基的深部移动。

1.2 筋材－堆石体相互作用

在土工格栅加筋堆石体结构中，将土工格栅埋入堆石体中，依靠土工格栅与堆石体的相互作用以及格栅网眼所具有的特殊的嵌锁和咬合作用，限制其上下堆石体的侧向变形，增加堆石体结构的稳定性，提高堆石体的抗剪强度和变形特性。目前，国内外学者普遍认可的两种筋－土作用机理分别为摩擦加筋机理和准黏聚力机理（等效围压理论）[10-12]。

在加筋堆石体结构中，土工格栅被成层沿水平方向埋置于堆石体中。当加筋复合体结构发生滑动破坏时，在加筋复合体中将会产生滑动区和稳定区，滑动区堆石体的自重产生的水平推力和水平地震惯性力在筋材中形成拉力，有将筋材从堆石体中拔出的趋势，而稳定区的筋材被上负的堆石体束缚而锚固，即稳定区的堆石体与筋材之间的摩阻力将阻止筋材被拔出。如果滑动区堆石体产生的水平推力被稳定区筋材和堆石体之间的摩擦阻力所平衡，则整个加筋复合体结构的内部稳定性得到保证。欧阳仲春（1991）建议通过下式确定土工格栅与土体之间的摩擦阻力：

$$f = 2N\mu b\Delta l \quad 。 \tag{1}$$

式中 N 为稳定区内筋材的正压力；μ 为格栅与堆石体之间的摩擦系数，由加筋复合体材料的内摩擦角确定；b 为格栅宽度；Δl 为稳定区内筋材的有效长度。

当摩擦阻力 f 大于筋材受到的拉力而小于筋材的极限抗拉强度时，筋材与堆石体之间是完全锚固的，加筋结构处于稳定状态，反之，格栅与堆石体发生相对滑动，加筋结构产生侧向位移，直至结构失效。

准黏聚力机理是将加筋复合体中的筋材加固效果等效为附加围压，加筋复合体的抗剪强度得到显著改善。Yang（1972）通过加筋土三轴试验给出了加筋土破坏时附加围压 $\Delta\sigma_{3f}$ 与附加黏聚力 Δc 的关系，

$$\Delta\sigma_{3f} = 2\Delta c\tan\left(45^{\circ} - \varphi/2\right) \quad 。 \tag{2}$$

当筋材水平布置时，得到的附加黏聚力为

$$\Delta c = R_f\sqrt{K_p}/2\Delta H \quad 。 \tag{3}$$

式中 ΔH 为布筋间距，R_f 为试样破坏时筋材单位宽度所受的力（当三轴试验破坏为筋材拉断破坏时，R_f 即为筋材的拉断强度 R_T，如果破坏是由于筋材过度变形引起的，R_f 就是试样破坏时筋中的应变与其模量之积）。

由式（2）和（3）可知

$$\Delta\sigma_{3f} = R_f/\Delta H \quad 。 \tag{4}$$

在极限平衡分析中，首先确定筋材单位宽度上所能提供的极限抗拉强度 R_f，代入式（4）得土体附加围压 σ_{3f}，由加筋土三轴试验结果知，加筋前、后土体的内摩擦角基本保持不变。因此，将所得到的 σ_{3f} 代入式（2）得加筋复合体的附加有效黏聚力 Δc。

1.3 极限抗拉强度

加筋堆石体中筋材所能提供的极限抗拉强度由筋材的规格、布置方式以及筋材的极限延伸率等因素决定。不同型号的土工格栅具有不同的极限抗拉强度和极限延伸率。本文在参考冶勒电站加固工程中土工格栅的选用标准和设计方要求的基础上，选用的土工格

© 1994-2008 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

栅的性能指标为：纵向极限抗拉力≥150 kN/m，极限延伸率≤8%。另外，由素堆石料在不同围压下应力应变关系曲线知，如图 1 所示，不同围压下堆石料破坏前的轴向应变最大约为 16%，对应的堆石料的侧向应变小于等于 8%。等效围压理论[13]将筋材的加固效果等效为附加围压作用在土体单元上，筋材与土料的变形协调或成一定比例，对分层加筋堆石体而言，等效附加围压的大小由筋材与堆石料在筋材铺设方向上的协调应变决定。赵川等给出的碎石土三轴试验结果表明[14]，当加筋复合体材料的轴向应变为 16%左右时，加筋复合体达到峰值强度，对应的侧向应变约为 8%，即当复合体结构发生破坏前，筋材与土料之间的极限协调应变约为 8%。因此，本文从安全和经济角度出发，选定 8%作为加筋复合材料发生破坏前的极限协调应变，并由式（2）～（4）确定滑动面上单位宽度上的附加极限抗拉强度和附加黏聚力。

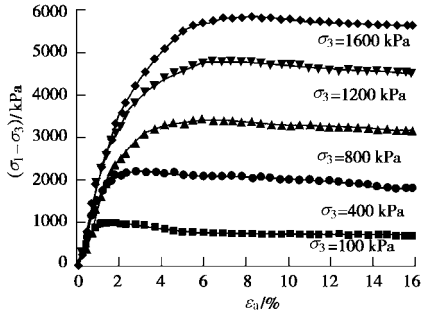


图 1 不同围压下堆石料应力应变关系曲线

Fig. 1 Relationship between stress and strain of rock-fill material

1.4　拟静力极限平衡法

传统的加筋土工结构极限平衡分析忽略了筋材的加固效果对潜在滑动面位置的影响，直接将筋材提供的附加抗拉力或抗滑力矩引入到极限平衡分析当中，即在极限平衡分析中仅考虑摩擦加筋机理的加筋效果而忽略了准黏聚力机理对加筋复合材料抗剪强度的影响，易产生较为保守的评价结果。大量工程实践和现场观测表明，加筋后土体结构的潜在滑动面及破坏机制均会发生一定程度的变化。因此，本文在以往极限平衡分析的基础上，针对高土石坝堆石体加筋的特点，将摩擦加筋机理和准黏聚力机理同时引入到加筋坝坡的整体稳定分析中，采用瑞典－荷兰法对加筋坝坡进行拟静力极限平衡分析。分析示意图如图 2 所示。

在计算过程中，首先依据确定的土工格栅的极限抗拉强度利用式（3）确定加筋复合体的附加黏聚力和总有效黏聚力等强度指标，进而确定加筋后滑动体的附加抗滑力矩，最后得到潜在滑动体的安全系数，继续搜索直至找到堆石体加筋复合体最危险滑动体的位置及最小安全系数。计算中附加抗滑力矩不仅包括附加拉力提供的抗滑力矩还包括附加的黏聚力提供的抗滑力矩。

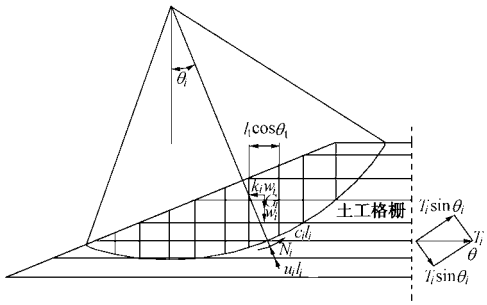


图 2 加筋坝坡瑞典－荷兰法分析示意图

Fig. 2 Schematic diagram of stability analysis in reinforced slope

作用在滑动体上的倾覆力矩

$$M_{\mathrm{o}}=R\sum_{i=1}^{n}\left(w_i\pm G_i^j\right)\sin\theta_i+\sum_{i=1}^{n}k_iw_i\left(y_{\mathrm{g}i}-y_{\mathrm{c}}\right)\quad,\quad(5)$$

式中　w_i 为土条自重；G_i^j 为第 i 土条 j 时刻竖向惯性力；θ_i 为第 i 土条倾角；R 为潜在滑动体滑弧半径；$y_{\mathrm{g}i}$ 和 y_{c} 分别为各土条重心和潜在滑动体滑弧圆心的竖直坐标，以向下为正。

考虑加速度沿坝高分布的不均匀性，根据《水工建筑物抗震设计规范》确定潜在滑动体各土条形心点处加速度系数，

$$k_i=c_{\mathrm{z}}a_ik_{\max}\quad。\quad(6)$$

式中　C_{z} 为综合影响系数；a_i 为土条重心处的水平地震加速度分布系数，采用《水工建筑物抗震设计规范》建议的加速度分布系数；$K_{\max}$ 为地震输入加速度峰值系数。

以拟静力的形式考虑地震惯性荷载的影响，结合 Mohr-Coulomb 准则确定加筋后滑动体上的抗滑力矩

$$M_{\mathrm{r}}=R\sum_{i=1}^{n}\left\{c_i'l_i+\left[\left(w_i\pm G_i^j\right)\cos\theta_i-k_iw_i\sin\theta_i-u_il_i\right]\tan\varphi_i'\right\}+$$
$$R\sum_{i=1}^{n}\left(s_i\cos\theta_i+s_i\sin\theta_i\tan\varphi_i'\right)\quad。\quad(7)$$

式中　c_i' 为加筋复合体土条底部有效黏聚力，包括堆石体原有效黏聚力和附加黏聚力；l_i 为土条底部长度，$l_i=b_i/\cos\theta_i$；u_i 为土条底部孔压；φ_i' 为加筋复合体材料的内摩擦角，加筋前后基本不变[15]；s_i 为考虑损伤后筋材所能提供的极限抗拉强度；θ_i 为土条与圆心的连线与竖直方向的夹角，如图 2 所示。

利用式（5）和（7）确定潜在滑动体的安全系数

$$F_{\mathrm{s}}=\frac{R\sum_{i=1}^{n}\left\{c_i'l_i+\left[\left(w_i\pm G_i^j\right)\cos\theta_i-k_iw_i\sin\theta_i-u_il_i\right]\tan\varphi_i'\right\}}{R\sum_{i=1}^{n}\left(w_i\pm G_i^j\right)\sin\theta_i+\sum_{i=1}^{n}k_iw_i\left(y_{\mathrm{g}i}-y_{\mathrm{c}}\right)}+$$

© 1994-2008 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

$$\frac{R\sum_{i=1}^{n}\left(s_i\cos\theta_i+s_i\sin\theta_i\tan\varphi_i'\right)}{R\sum_{i=1}^{n}\left(w_i\pm G_i^j\right)\sin\theta_i+\sum_{i=1}^{n}k_iw_i\left(y_{gi}-y_c\right)}\quad 。\qquad (8)$$

采用蚁群复合形法[16]结合瑞典－荷兰法确定加筋坝坡的最危险滑动面的位置和最小安全系数。

2 加筋坝坡 Newmark 滑体位移分析

在传统的加筋土工结构抗震稳定分析中，结构的抗震安全性常以最小安全系数衡量。事实证明这类评价方法无法反映坝体的动力特性及地震输入特性，得到的安全系数也不能完全反映坝体抗震的安全度。而对高土石坝加筋结构而言，坝体上部 1/5～1/4 坝高范围坝体的地震动力反应相对较大，加筋后坝顶的地震变形问题是设计工作者最为关心的问题。因此，本文针对高土石坝堆石体加筋结构的特点拟从地震永久变形角度评估土工格栅在加固高坝坝顶中的工程和经济效果。这一方法不仅可对坝体结构进行有效的变形控制，且在潜在滑动体屈服角加速度的求解过程中同时考虑筋材与堆石体之间两种作用机理的影响，依据堆石体加筋复合体结构两种不同的破坏形式确定破坏面上的抗滑力矩，进而得到最危险滑动体在设计地震动下的时程屈服角加速度和永久滑移量。

2.1 加筋坝坡潜在滑动体屈服加速度

在传统的滑动体屈服加速度求解中，定义使潜在滑动体的安全系数等于 1.0 的峰值水平加速度作为滑动体的屈服加速度。然而，对于堆石体加筋复合体结构而言，土工格栅的存在使问题变得复杂化。鉴于此，本文结合长河坝土石坝工程重点研究了坝体加筋后筋材对潜在滑动体屈服加速度的影响，即筋材对土体材料抗剪强度的改善效果以及筋材在滑裂体达到临界破坏状态时所能提供的抗拉强度。此极限抗拉强度 s_i 的大小取决于筋材的失效强度或坝体稳定区内筋材与堆石料之间的摩擦力的大小。其表达式为

$$s_i=\mathrm{Min}\begin{cases}\delta_iT_il_i/H & (\varepsilon_r\le 0)\\ \sum_{j=1}^{m}\sigma_y^j\tan\varphi_j'\Delta l_j\end{cases},\qquad (9)$$

式中 T_i 表示极限延伸率为 8%的土工格栅的极限抗拉强度；δ_i 为极限抗拉强度损伤因子[17-18]（蠕变、施工损伤、化学损伤、生物损伤等因素）l_i 为某条块底部长度；H 为布筋间距；m 为滑裂体外第 i 土条处与筋材相交的单元数；σ_y^j 为滑裂体外与筋材接触的第 j 个单元竖向应力；Δl_j 为筋材在第 j 个单元中的有效长度。

在极限平衡状态下考虑筋材与堆石料的两种作用机理，将 $F_s=1$ 代入式（8），得峰值地震加速度系数

$$k_{\max}=\frac{\sum_{i=1}^{n}\left\{c_i'l_i+\left[\left(w_i\pm G_i^j\right)\cos\theta_i-u_il_i\right]\tan\varphi_i'\right\}}{\sum_{i=1}^{n}w_ia_ic_z\sin\theta_i\tan\varphi_i'+\sum_{i=1}^{n}w_ia_ic_z\frac{\left(y_{gi}-y_c\right)}{R}}+$$
$$\frac{\sum_{i=1}^{n}\left(s_i\cos\theta_i+s_i\sin\theta_i\tan\varphi_i'\right)-\sum_{i=1}^{n}\left(w_i\pm G_i^j\right)\sin\theta_i}{\sum_{i=1}^{n}w_ia_ic_z\sin\theta_i\tan\varphi_i'+\sum_{i=1}^{n}w_ia_ic_z\frac{\left(y_{gi}-y_c\right)}{R}},\qquad (10)$$

$$k_y=\frac{\sum_{i=1}^{n}k_iw_i}{\sum_{i=1}^{n}w_i}\frac{\left(y_g-y_c\right)}{R_g^2}\quad ,\qquad (11)$$

式中，y_{gi} 为滑动体各土条重心纵坐标，y_g 为整个滑动体重心纵坐标，y_c 为圆弧圆心纵坐标，R_g 为滑动体重心到圆心的距离。

由式（6）确定滑动体各土条的临界水平地震加速度系数 k_i，最后代入式（11）得滑动体的平均屈服角加速度系数 k_y。

2.2 加筋坝坡永久滑动位移

利用动力有限元计算和加筋坝体拟静力极限平衡分析确定潜在滑动体的平均角加速度和屈服角加速度时程，比较各时刻它们的大小，当平均响应角加速度小于屈服角加速度时，潜在滑动体处于稳定状态；当平均响应角加速度等于或大于屈服角加速度时，潜在滑动体处于极限平衡状态并将发生滑动。采用 Newmark 刚塑性滑块模型估算潜在滑动体的最终滑移量。

$$\ddot{\theta}(t)=\left[k_{ave}(t)-k_y(t)\right]g\quad ,\qquad (12)$$

式中，$\ddot{\theta}(t)$ 为滑动体失稳后的有效角加速度。

对式（12）进行关于时间的二次积分，得到潜在滑动体的滑动角位移。将滑动角位移乘以滑弧半径，得潜在滑动体累计地震永久滑动位移

$$\theta=\iint\ddot{\theta}\mathrm{d}t\quad 。\qquad (13)$$

3 工程算例

以建立在深厚覆盖层上坝高为 240 m 的长河坝心墙堆石坝为例。坝顶上、下游堆石体内均匀铺设土工格栅，竖向间距为 2 m，加筋范围为坝顶堆石体以下 50 m，加筋最大长度 50 m。加筋方案如图 3 所示。坝体最大剖面如图 4 所示，坝体主要材料性质见表 1。根据危险性分析和地质资料，大坝设计基岩水平向峰值加速度采用基准期超越概率为 2%的加速度 0.359g。基于频谱分析结果，选用接近坝体自振周期的场地谱人工波作为设计地震动。动力计算采用水平顺河向和竖向地震动双向输入，竖向地震输入峰值加速度调整

© 1994-2008 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

为顺河向峰值加速度的 2/3。输入的基岩加速度时程曲线如图 5 所示。

表 1 坝体主要材料强度参数

Table 1 Strength parameters of major materials

项目	填筑密度 /(g·cm^{-3})	非线性指标		线性指标	
		φ^0 /(°)	$\Delta\varphi$ /(°)	φ' /(°)	c' /kPa
堆石料Ⅰ	2.36	51.6	9.1	42.3	10
堆石料Ⅱ	2.24	48.1	7.1	40.1	35
反滤料 1	2.32	41.3	4.3	36.3	37
心墙料	2.32	38.0	6.3	35.6	40
过渡料	2.21	50.8	9.8	40.4	30

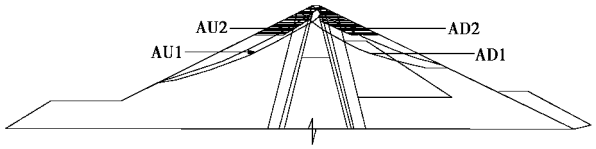


图 3 坝体加筋前后最危险滑动面位置示意图

Fig. 3 Schematic diagram of potential sliding surface of dam

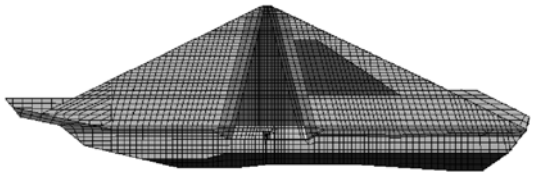


图 4 坝体网格剖分示意图

Fig. 4 FEM mesh of the maximum cross-section

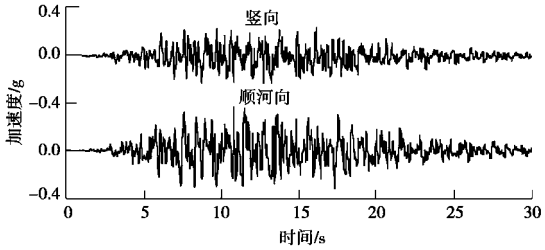


图 5 地震输入加速度时程

Fig. 5 Time-history of input ground motion

3.1 加筋坝坡拟静力抗震稳定分析

为便于比较分析，本文分别对坝体加筋和不加筋两种方案进行了拟静力极限平衡分析，最小安全系数的计算结果及两种方案的最危险滑动面的位置如表 2 和图 3 所示。

表 2 抗震稳定分析结果

Table 2 Results of pseudo-static stability of analysis

	方案	圆弧	圆心	半径	F_s	Δh/cm
上游	加筋	AU1	−346.9, 2014.2	474.9	1.695	130.1
	未加筋	AU2	−339.2, 2062.1	501.2	1.316	130.9
下游	加筋	AD1	429.6, 2154.9	639.6	1.727	99.1
	未加筋	AD2	393.2, 2199.1	652.4	1.616	99.3

注：Δh 为滑入、滑出点高程差。

由表 2 的计算结果可知，在未加筋方案中，上、下游坝坡最危险滑动面的最小安全系数分别为 1.316 和 1.616，滑弧较浅；而在加筋方案中，上、下游坝坡最危险滑动面的最小安全系数为 1.695 和 1.727，滑弧较深。加筋后的坝体上游坝坡潜在滑动面最小安全系数得到较大幅度提高，最小安全系数提高了 28.7%，最危险滑动面位置向坝体内部发展。从上、下游最危险滑动面的位置可以看出，加筋后坝体上、下游最危险滑弧几乎不穿过土工格栅内部，加筋前的最危险滑动体的稳定性得到显著提高。

3.2 滑动体平均屈服角加速度

基于上述滑动体平均屈服角加速度的计算原理，利用加筋坝体拟静力抗震稳定分析的结果和动力有限元分析结果确定各危险滑动面的平均屈服角加速度时程。为便于比较分析，对未考虑加筋作用的最危险滑动体的平均屈服角加速度同时进行了计算。在计算过程中，筋材发挥的极限抗拉强度大小取筋材的极限抗拉强度和筋材与堆石料之间的摩擦阻力之间的较小值。加筋复合材料所能提供的摩擦力取决于稳定区内的筋材承受的竖向应力以及筋土之间的有效抗剪强度。表 3 给出了两种方案下各潜在滑动体的平均屈服角加速度的计算结果。由表中结果可知，加筋前、后最危险滑动体的平均屈服角加速度变化较大，尤其是当未加筋前确定的最危险滑动面考虑筋材加固效果后屈服角加速度明显增大，最大增幅达 156.8%，较之最小安全系数的变化幅度更直观地表明了加筋后的坝体的整体性和坝坡的抗震能力均得到了显著的提高，且获得了高土石坝坝顶危险区域的地震永久变形情况。

表 3 最危险滑动体平均屈服角加速度计算结果

Table 3 Results of average angular sliding acceleration

	圆弧	屈服角加速度/(rad • s^{-2})		增幅/%
		未加筋	加筋	
上游	AU1	0.00187	0.00299	59.90
	AU2	0.00125	0.00321	156.80
下游	AD1	0.00243	0.00363	49.40
	AD2	0.00181	0.00421	132.50

3.3 坝坡加筋地震滑动位移计算

本次坝体动力响应分析是在双向输入的基础上进行的，因此，对于永久滑动位移的计算应考虑时程竖向加速度对滑动体屈服加速度和累计滑动位移的影响。两种方案下各危险滑动体在设计地震动作用下累计滑动位移如表 4 所示，图 6 和图 7 给出了各潜在滑动体屈服角加速度和滑动位移时程发展曲线。

从加筋前、后的最危险滑动体的累计滑动位移结果可以看出，坝体加筋前上、下游坝坡最危险滑动体

© 1994-2008 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

AU2 和 AD2 的滑动位移分别为 65.56 cm 和 51.51 cm，占滑动体深度的 0.504%和 0.520%，而加筋后上、下游坝坡的滑动体 AU1 和 AD1 的累计滑动位移分别为 16.47 cm 和 7.33 cm，占整个滑动体深度的 0.127%和 0.074%。

表 4 滑动体永久变形计算结果

Table 4 Results of sliding displacement of sliding bodies

	圆弧	滑动位移/cm	占滑动体高度的百分比/%
上游	AU1	16.47	0.127
	AU2	65.56	0.504
下游	AD1	7.33	0.074
	AD2	51.51	0.520

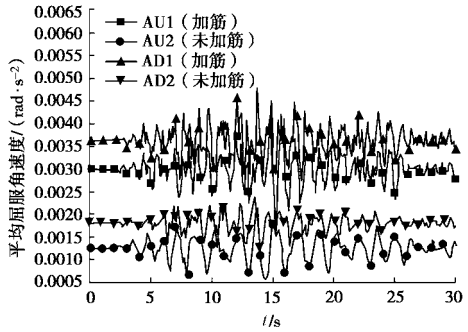


图 6 滑动体平均屈服角加速度时程发展曲线

Fig. 6 Time history of average yielding acceleration

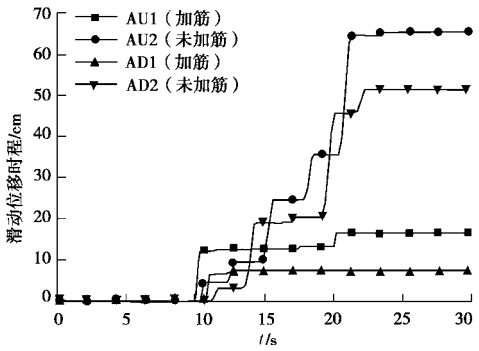


图 7 滑动体滑动位移时程发展曲线

Fig. 7 Time history of sliding displacement

由图 6 和图 7 可知，各潜在滑动体首次滑动的时间基本一致，都在 10 s 左右。加筋后的滑动体在 12 s 后滑动位移基本停止增长，而未加筋滑动体直到 23 s 左右滑动才逐渐趋于平缓。表明加筋土工结构中的土工格栅有效地限制了滑动体在地震时程中的侧向位移，增加了坝顶危险区域的稳定性和承载能力，且相对于采用安全系数作为评价的指标而言，滑动位移更直观地表明土工格栅对土体结构抗震稳定性以及承载能力的改善效果，更适合高土石坝类加筋结构的抗震安全评价。

4 结 论

目前，高土石坝抗震设计大多采用堆石加筋技术加固坝顶。但如何准确评价堆石加筋对提高高土石坝抗震安全的工程效果是工程设计者非常关注的问题。本文结合长河坝心墙堆石坝，对加筋堆石体的工程力学特性以及堆石加筋坝坡的抗震安全评价方法进行了初步地研究与探讨，得到以下结论:

（1）与传统的纤维加筋土相比，堆石体加筋复合体中土工格栅与堆石体等粗粒料的界面接触效率较高，联锁作用较强，允许的协调应变范围较大，约为 8%，且加筋效果更为显著，可有效地改善高土石坝坝顶部分的抗震性能。以本坝为例，加筋堆石可以减少地震变形最高可达 80%。

（2）堆石体加筋复合体中筋材与堆石料之间的工作机理和破坏形式的认识理解是高土石坝加筋土工结构抗震稳定分析的关键，准黏聚力和摩擦加筋机理分别从宏观和准细观角度对筋材的作用机理进行了研究。堆石体中铺设土工格栅形成加筋复合体结构，内摩擦角基本不变，黏聚力则显著提高。

（3）相对于传统的采用最小安全系数衡量土工格栅的抗震加固效果而言，地震滑移量不仅可直接对加筋土工结构进行有效的变形控制，而且可更直观地表明土工格栅对土体结构抗震稳定性以及承载能力的改善效果，更适合高土石坝类加筋结构的抗震安全评价。

（4）加筋堆石体施工引起的筋材损伤及筋材强度变形特性的改变和土工格栅的技术性能要求选择标准、布置间距以及铺设位置等均需进一步深入研究。

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: 13－14. (OUYANG Zhong-chun. Modern technology of reinforced earth[M]. Beijing: China Communications Press, 1991: 13－14. (in Chinese))

[2] 王 钊. 国外土工合成材料的应用研究[M]. 香港: 现代知识出版社, 2002. (WANG Zhao. Collection of papers abroad on researches and applications of geosynthetics[M]. Hong Kong: Modern Knowledge Press, 2002. (in Chinese))

[3] 杨果林. 现代加筋土技术应用与研究进展[J]. 力学与实践, 2002, **24**(1): 9－17. (YANG Guo-lin. Research progress on reinforced earth[J]. Mechanics in Engineering, 2002, **24**(1): 9－17. (in Chinese))

[4] 陈忠达. 公路挡土墙设计[M]. 北京: 人民交通出版社, 1999: 146－162. (CHEN Zhong-da. Earth retaining wall

© 1994-2008 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

design of highway[M]. Beijing: China Communications Press, 1999: 146－162. (in Chinese))

[5] 李道田. 青峰岭水库土石坝加固技术及加筋砾石料的应力应变特性研究[D]. 南京：河海大学，2006. (LI Dao-tian, Research on the reinforcement technology and stress-strain behavior of geo-grid rock-fill for Qingfengling earth dam[D]. Nanjing: Hohai University, 2004. (in Chinese))

[6] 李永红，王晓东. 冶勒沥青混凝土心墙堆石坝抗震设计[J]. 水电站设计，2004，**20**(2)：40－45. (LI Yong-hong, WANG Xiao-dong. Aseismic design of Yele asphalt concrete core rockfill dam[J]. Design of Hydroelectric Power Station, 2004, **20**(2): 40－45. (in Chinese))

[7] 杨　明. 加筋土挡墙抗震分析中的屈服加速度[J]. 岩石力学与工程学报，2002，**21**(5)：728－731. (YANG Ming. Yielding acceleration of reinforced earth retaining walls in earthquake analysis[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2002, **21**(5): 728－731. (in Chinese))

[8] Newmark. Effects of earthquakes on dams and embankment[J]. Geotechnique, 1965, **15**(2): 139－160.

[9] BUHAN P D, MANGIAVACCHI R, NOVA R. Yield design of reinforced earth walls by a homogenization method[J]. Geotechnique, 1989, **39**(2): 165－181.

[10] YANG Z. Strength and deformation characteristic of reinforced sand[D]. California: University of California, 1972.

[11] 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. (JIE Yu-xin. A study on geosynthetic-reinforced earth by equivalent additional stress method and model tests[D]. Beijing: Tsinghua University, 1998. (in Chinese))..

[12] 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. (YAN Shu-wang, BEN Barr. Finite element modelling of soil-geogrid interaction with application to interpret the pullout behaviour of geogrids[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1997, **19**(6): 56－61. (in Chinese))

[13] 介玉新，李广信. 加筋土数值计算的等效附加应力法[J]. 岩土工程学报，1999，**21**(5)：614－616. (JIE Yu-xin, LI Guang-xin. Equivalent additional stress method for numerical analysis of reinforced soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1999, **21**(5): 614－616. (in Chinese))

[14] 赵　川，周亦唐. 土工格栅加筋碎石土大型三轴试验研究[J]. 岩土力学，2001，**22**(4)：419－422. (ZHAO Chuan, ZHOU Yi-tang. Experimental study on polymer geogrid reinforced crushed gravel by large-scale triaxial test[J]. Rock and Soil Mechanics, 1999, **21**(2): 217－221. (in Chinese))

[15] 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): 2428－2453. (in Chinese))

[16] 李　亮，迟世春，林　皋. 基于蚁群算法的复合形法及其在边坡稳定分析中的应用[J]. 岩土工程学报，2004，**26**(5)：691－696. (LI Liang, CHI Shi-chun, LIN Gao. The complex method based on ant colony algorithm and its application to the slope stability analysis[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, **26**(5): 691－696. (in Chinese))

[17] 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. (WANG Zhao. Creep test of geosynthetics[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1994, **16**(6): 96－102. (in Chinese))

[18] 王　钊，李丽华，王协群. 土工合成材料的蠕变特性和试验方法[J]. 岩土力学，2004，**25**(5)：723－727. (WANG Zhao, LI Li-hua, WANG Xie-qun. Creep properties and testing methods of geosynthetics[J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, **25**(5): 723－727. (in Chinese))

© 1994-2008 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net