

土钉土体系统动力模型的建立及地震响应分析¹⁾

董建华²⁾ 朱彦鹏

(兰州理工大学土木工程学院, 兰州 730050)

摘要 建立了土钉土体系统动力计算模型, 这种模型将土体对土钉的作用处理成一个线性弹簧和一个与速度有关的阻尼器, 把面板对土钉的惯性作用简化为集中于土钉头上的等效质量加以考虑. 以此为基础, 建立土钉土体系统地震动力作用下的阻尼微分方程, 求解了在简谐地震作用下土钉动力响应的解析解. 最后, 结合一案例进行了分析, 并用大型非线性有限元软件 ADINA 对此计算模型进行了验证, 结果表明这种计算模型对土质较均匀的边坡动力设计和分析是安全、可靠、合理的.

关键词 土钉, 边坡, 动力模型, 地震响应, 抗震设计

中图分类号: TU476 **文献标识码:** A **文章编号:** 0459-1879(2009)02-0236-07

引 言

我国是一个多山的国家, 山地面积约占国土面积的 2/3, 这就从客观上决定了我国有大量的自然边坡. 同时, 我国地处世界上两条最活跃的地震带之间, 东有太平洋地震带, 西有喜马拉雅山 - 地中海地震带. 并且强震分布广, 破坏性地震几乎遍布各省, 其中西部地区地震活动强, 频度高. 我国正处于快速发展时期, 大量的修建城市、公路、铁路及矿山等工程会出现很多高边坡问题. 为了防止滑坡和泥石流的发生必然要支护, 这样才能保证建筑、高速公路和铁路的使用安全. 土钉支护结构是一种经济有效的柔性边坡支护结构, 目前我国不少地区得到广泛应用^[1,2]. 而这种支护结构必须按照永久性边坡支护进行设计, 必须考虑地震等偶然作用. 传统刚性挡墙 (主要指重力式) 的抗震设计理论与方法已经无法胜任这种新型柔性支护结构的分析与设计.

近年来, 对于土钉支护边坡的动力分析逐渐受到岩土工程界广泛关注. Sandri^[3] 研究了土钉墙地震稳定性及破坏机理. Collin 等^[4] 对土钉支护结构的地震动力性能进行了现场评价. Hanna 等^[5] 研究了地震地区土钉支护结构的设计问题. 针对华盛顿州 Puget Sound 区发生的 Ms6.8 级地震, Cotton 等^[6] 对美国在建的土钉支护结构地震响应进行了评估. Vucetic 等^[7] 给出了一系列土钉支护离心模型

试验, 通过施加不同量级的水平振动研究模型的抗震能力. 台湾大学对土钉加筋的动力作用机理做过研究, 包括模型试验、现场观察以及数值分析等^[8,9].

为了更深入地研究土钉支护边坡的抗震性能、工作机理与设计方法, 指导今后类似工程设计, 开展对土钉支护结构的动力特性及抗震设计理论是非常必要而迫切的.

目前, 常用的土钉支护边坡地震响应分析方法有: 边界元法、快速拉格朗日法和动力有限元法^[10,11]等. 有限元方法虽能全面地考虑各种因素, 但其建模复杂、参数不易确定以及计算耗时, 对于大量的工程设计是不切实际的.

本文提出的计算模型, 将土体对土钉的作用处理成一个线性弹簧和一个与速度有关的阻尼器, 把面板对土钉的惯性作用简化为集中于土钉头上的等效质量加以考虑. 根据这种计算模型可以比较准确地反映土钉的实际受力, 实现土钉、面层和土体的协同工作计算, 保证了在地震作用下土钉支护边坡的安全可靠性. 文中最后用有限元软件 ADINA^[12] 模拟了一个工程案例, 验证了本文方法的正确性. 这种计算方法给土钉支护结构的地震分析及抗震设计提供了一种新的途径.

1 土钉支护结构模型

土钉支护结构由被加固土体、放置在土中的土

2007-08-14 收到第 1 稿, 2007-11-21 收到修改稿.

1) 甘肃省科技攻关资助项目 (2GS064-A52-040) 和兰州理工大学科研发展基金 (SB04200901).

2) E-mail: djhua512@163.com

钉体和护面板组成。天然土体通过土钉的就地实施加固并与喷射混凝土护面板相结合, 形成一个类似重力式的挡土结构, 以此抵抗墙后土体传来的土压力和其它力, 从而使得坡面稳定。土钉依靠与土体接触面上的粘聚力、摩阻力和周围土体形成复合土体。土钉在土体发生变形的条件下被动受力, 通过其受拉作用对土体进行加固, 土钉间土体的变形则由护面板予以约束。土钉支护结构立面与剖面如图 1 和图 2 所示。图中 α 为土钉与水平面夹角, S_h 为土钉水平间距, S_v 为土钉垂直间距, S_0 为首层土钉距坡顶的距离, H 为边坡高度。

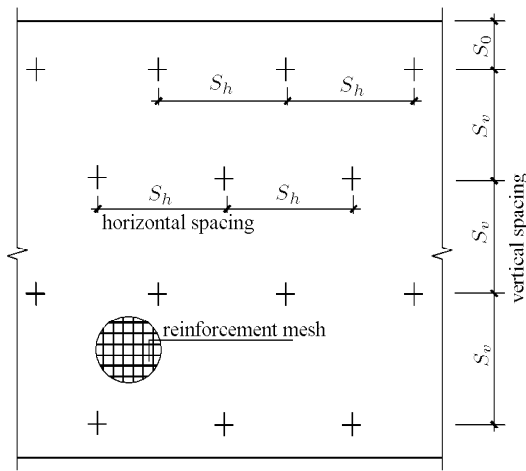


图 1 土钉墙立面

Fig.1 Elevation drawing of soil nailing structure

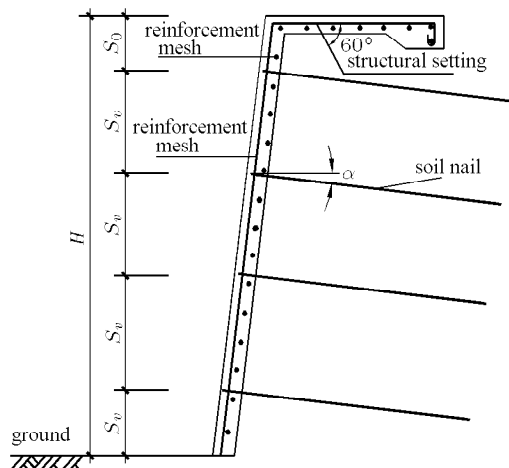


图 2 土钉墙剖面

Fig.2 Sectional drawing of soil nailing structure

2 土钉土体系统动力模型的建立 [13~16]

本文在建立土钉的水平地震动模型时, 采用了下述假设:

(1) 假设土钉为连续弹性的均质圆杆, 土钉在变形时满足平截面假定;

(2) 假设土钉锚固体周围土体为各向同性的均匀弹性体;

(3) 土钉锚固体周围土质与锚固体之间的相互作用用阻尼壶来模拟, 即用一个线性弹簧和一个与速度有关的阻尼器以平行方式耦合;

(4) 土钉锚固体周围的剪切应力是均匀的;

(5) 由于土钉与水平面夹角 α 一般在 $0^\circ \sim 10^\circ$ 之间, 水平地震波沿垂直于土钉轴向的分量很小, 因此忽略不计。

本文仅考虑水平地震作用, 如图 3 和图 4 所示土钉土体系统, 图中 M 为面板的等效质量, $u(x, t)$ 为沿土钉轴向的位移, k_0 为土钉端头阻抗弹簧刚度, k 为土钉侧弹簧刚度, c 为阻尼系数, $dm \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}$ 为惯性力, dm 为微元质量, $A\sigma$ 和 $A(\sigma + \frac{\partial \sigma}{\partial x} dx)$ 分别为微元左右两侧的轴向拉力, A 为土钉锚固体截面面积, σ 为轴向拉应力。取出土钉长度 dx 微元, dx 微元上的剪切力 dF 为

$$dF = kudx + c \frac{\partial u}{\partial t} dx \quad (1)$$

剪切应力

$$\tau(x, t) = \frac{dF}{2\pi r dx} = \frac{ku}{2\pi r} + \frac{c}{2\pi r} \frac{\partial u}{\partial t} \quad (2)$$

式中, k 和 c 均为常数, r 是土钉锚固体断面的半径。

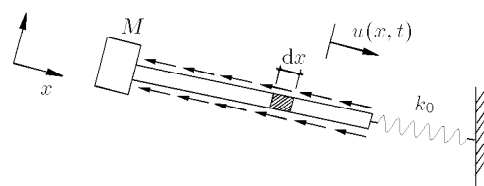


图 3 土钉简化计算模型图

Fig.3 Soil nailing calculating schematic diagram

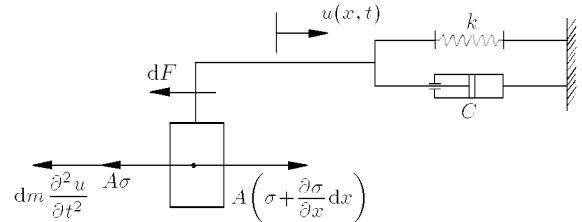


图 4 土钉土体动力系统图

Fig.4 Soil nailing and soil dynamic model system

由物理方程 $\sigma = E\varepsilon = E\frac{\partial u}{\partial x}$ 和平衡方程可以得到

$$A\frac{\partial \sigma}{\partial x}dx - \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}dm - dF = -dm\frac{\partial^2 u_g \cos \alpha}{\partial t^2} \quad (3)$$

式中, u_g 为水平地震激励, E 为土钉的弹性模量, 微元质量 $dm = \rho A dx$, ρ 为锚固体的密度, 代入式 (3) 得

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} - \frac{\rho}{E}\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} - \frac{ku}{EA} - \frac{c}{EA}\frac{\partial u}{\partial t} = -\frac{\rho}{E}\frac{\partial^2 u_g \cos \alpha}{\partial t^2} \quad (4)$$

为了简化分析过程, 本文将面板的惯性作用简化为集中于土钉头上的等效质量加以考虑.

边界条件

$$EA\frac{\partial u}{\partial x}\bigg|_{x=0} = -M\frac{\partial^2 u}{\partial t^2}\bigg|_{x=0} \quad (5)$$

$$EA\frac{\partial u}{\partial x}\bigg|_{x=l} = k_0 u\bigg|_{x=l} \quad (6)$$

弹簧刚度及阻尼系数取值如下^[17,18]

$$k(z) = \delta E_s(z) \quad (7)$$

$$c = 2\rho_s B(V_s + V_p) \quad (8)$$

式中 $E_s(z)$, V_s , V_p , B 及 ρ_s 依次为土的压缩模量, 剪切波速, 压缩波速, 土钉 - 土钉周围土体系统的等效宽度和土的密度; δ 为不随深度变化的土 - 土钉弹簧修正系数, 根据 Kagawa^[17,18] 等的研究, δ 的取值范围为 1.4~1.75 之间, 一般取 1.5~1.6 可获得较好计算结果, 因此本文 δ 取定值 1.5.

在弹性介质内, 剪切波速, 压缩波速, 由下式确定^[19]

$$V_s = \sqrt{\frac{E_s}{2\rho_s(1+\nu)}} \quad (9)$$

$$V_p = \sqrt{\frac{E_s(1-\nu)}{\rho_s(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad (10)$$

$$C_1 = \frac{k_0 M \omega^2 B \sin \sqrt{D}l + k_0 B E A \sqrt{D} - E A M \omega^2 B \sqrt{D} \cos \sqrt{D}l}{D[E A M \omega^2 \sqrt{D} \cos \sqrt{D}l - D(E A)^2 \sin \sqrt{D}l - k_0 E A \sqrt{D} \cos \sqrt{D}l - k_0 M \omega^2 \sin \sqrt{D}l]} \quad (18)$$

$$C_2 = \frac{M \omega^2 (k_0 M \omega^2 B \sin \sqrt{D}l + k_0 B E A \sqrt{D} - E A M \omega^2 B \sqrt{D} \cos \sqrt{D}l)}{E A D \sqrt{D} [E A M \omega^2 \sqrt{D} \cos \sqrt{D}l - C D (E A)^2 \sin \sqrt{D}l - k_0 E A \sqrt{D} \cos \sqrt{D}l - k_0 M \omega^2 \sin \sqrt{D}l]} + \frac{B}{E A D \sqrt{D}} \quad (19)$$

根据前述, $u_g = U_g e^{i\omega t}$ 响应的虚部对应 $\bar{u}_g = U_g \sin \omega t$ 地震激励的响应, 所以令 $u(x, t)$ 的虚部为 $\bar{u}(x, t)$, 则土钉的轴力响应为

$$N(x, t) = E A \frac{\partial \bar{u}(x, t)}{\partial x} \quad (20)$$

3 简谐地震作用下土钉土体系统响应分析

本文考虑简谐振动, 设基岩顶部运动为 $\bar{u}_g = U_g \sin \omega t$, 为了简化计算将其改写为 $u_g = U_g e^{i\omega t}$, U_g 为简谐运动振幅, 按如此表达的地震动力求解后, 取其虚部便为对应于前者实际地震激励的响应^[13], 则方程变为

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} - \frac{\rho}{E}\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} - \frac{ku}{EA} - \frac{c}{EA}\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{\rho}{E} \cos \alpha U_g \omega^2 e^{i\omega t} \quad (11)$$

在稳态振动条件下, 设方程的解为 $u(x, t) = U(x) e^{i\omega t}$

代入方程 (11) 可得

$$\frac{d^2 U}{dx^2} + \left(\frac{\rho \omega^2}{E} - \frac{k}{EA} - \frac{i c \omega}{EA} \right) U = \frac{\rho \omega^2 \cos \alpha}{E} U_g \quad (12)$$

$$\text{设 } D = \frac{\rho \omega^2}{E} - \frac{k}{EA} - \frac{i c \omega}{EA}, B = \frac{\rho \omega^2 \cos \alpha}{E} U_g$$

$$\frac{d^2 U}{dx^2} + D U = B \quad (13)$$

解方程 (13) 得

$$U(x) = C_1 \cos \sqrt{D}x + C_2 \sin \sqrt{D}x + \frac{B}{D} \quad (14)$$

则方程的解为

$$u(x, t) = \left(C_1 \cos \sqrt{D}x + C_2 \sin \sqrt{D}x + \frac{B}{D} \right) e^{i\omega t} \quad (15)$$

C_1, C_2 由边界条件确定, 将式 (15) 代入式 (5) 和式 (6) 得

$$E A C_2 \sqrt{D} = M \omega^2 \left(C_1 + \frac{B}{D} \right) \quad (16)$$

$$E A (C_2 \sqrt{D} \cos \sqrt{D}l - C_1 \sqrt{D} \sin \sqrt{D}l) = k_0 \left(C_1 \cos \sqrt{D}l + C_2 \sin \sqrt{D}l + \frac{B}{D} \right) \quad (17)$$

解得

$$C_1 = \frac{k_0 M \omega^2 B \sin \sqrt{D}l + k_0 B E A \sqrt{D} - E A M \omega^2 B \sqrt{D} \cos \sqrt{D}l}{D[E A M \omega^2 \sqrt{D} \cos \sqrt{D}l - D(E A)^2 \sin \sqrt{D}l - k_0 E A \sqrt{D} \cos \sqrt{D}l - k_0 M \omega^2 \sin \sqrt{D}l]} \quad (18)$$

$$C_2 = \frac{M \omega^2 (k_0 M \omega^2 B \sin \sqrt{D}l + k_0 B E A \sqrt{D} - E A M \omega^2 B \sqrt{D} \cos \sqrt{D}l)}{E A D \sqrt{D} [E A M \omega^2 \sqrt{D} \cos \sqrt{D}l - C D (E A)^2 \sin \sqrt{D}l - k_0 E A \sqrt{D} \cos \sqrt{D}l - k_0 M \omega^2 \sin \sqrt{D}l]} + \frac{B}{E A D \sqrt{D}} \quad (19)$$

4 案例分析及数值验证

4.1 工程概况

甘肃定陇二级公路新建工程 K54+884.4 1-70 m 边坡支护, 边坡高度为 14.18 m, 边坡重要性系数:

1.0, 边坡与水平面夹角 65° , 安全系数取 1.3, 本工程抗震设防烈度为 8° , 地震动力加速度峰值取 $0.20g$, 边坡土体参数见表 1.

表 1 边坡土体参数

Table 1 Slope soil parameters

Cohesion/ kPa	Internal friction/ (°)	Unit weight/ (kN · m ⁻³)	Limit friction prevented force/ kPa
15	28	16	50

4.2 支护方案及设计结果

边坡采用土钉墙支护, 采用拟静力极限平衡法进行支护结构计算及动力整体稳定性验算^[20]。最终设计结果如表 2 所示, 各层土钉与水平面夹角都为 10° , 土钉墙设计剖面如图 5 所示。

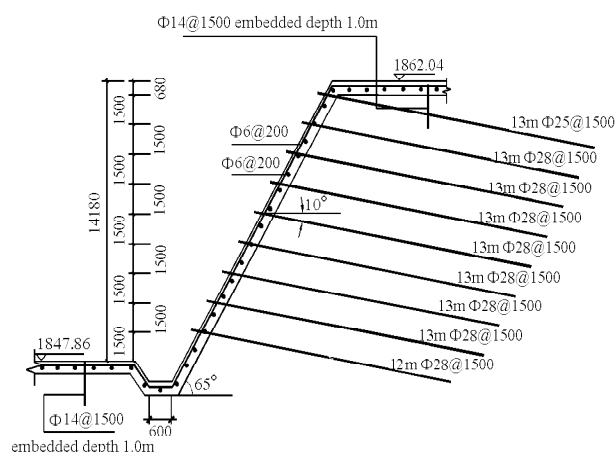


图 5 边坡土钉墙动力设计剖面

Fig.5 Sectional sketch of supporting structure for dynamic

表 2 土钉墙动力支护设计结果

Table 2 Design results of soil nailing for dynamic

Soil nailing layer number	Horizontal spacing/ m	Vertical spacing/ m	Soil nailing diameter/ mm	reinforcing steel diameter/ mm	Soil nailing length/ m
1	1.5	1.5	150	25	13.0
2	1.5	1.5	150	28	13.0
3	1.5	1.5	150	28	13.0
4	1.5	1.5	150	28	13.0
5	1.5	1.5	150	28	13.0
6	1.5	1.5	150	28	13.0
7	1.5	1.5	150	28	13.0
8	1.5	1.5	150	28	13.0
9	1.5	1.5	150	28	12.0

4.3 土钉地震动力响应分析

由于每一排土钉层数多, 由于篇幅有限, 本文仅选取第 5 层土钉进行分析. 计算参数选取如下: 土钉的密度 $\rho = 2650 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, 土钉的弹性模量 $E = 2.55 \text{ GPa}$, 土的压缩模量 $E_s = 1.55 \text{ MPa}$, 土的泊松比 $\nu = 0.3$, 土钉侧弹簧的刚度 $k = 2.325 \text{ MPa}$, 土钉侧土的阻尼 $c = 8.16 \times 10^3 \text{ kN/m} \cdot \text{s}$, 土钉端头阻抗弹簧 $k_0 = 3.22 \text{ MPa}$, 面层的等效质量 $M = 1125 \text{ kg}$, 土钉长度 $l = 13 \text{ m}$, 地震波选取正弦波, 地震频率为 2 Hz , 加速度峰值为 0.20 g .

图 6~图 8 分别给出了第 5 层土钉 $x = 0\text{m}$, $x = 5\text{m}$, $x = 13\text{m}$ 处的轴力地震响应时程, 从图中可以看出, 在稳态条件下土钉轴力随着时间呈明显的简谐振动. 土钉轴力响应是 x, t 的二元函数, 可用二元函数求极值得到 $N_{\max}(x, t)$, 表 3 给出了第 5 层土钉在不同点处的轴力峰值.

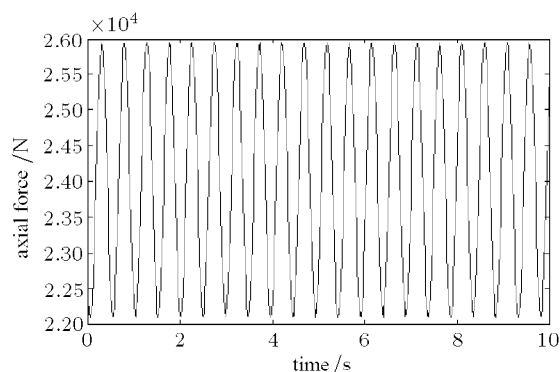
图 6 第 5 层土钉 $x = 0 \text{ m}$ 处轴力时程

Fig.6 The fifth layers soil nailing axial force time history in $x = 0$ m

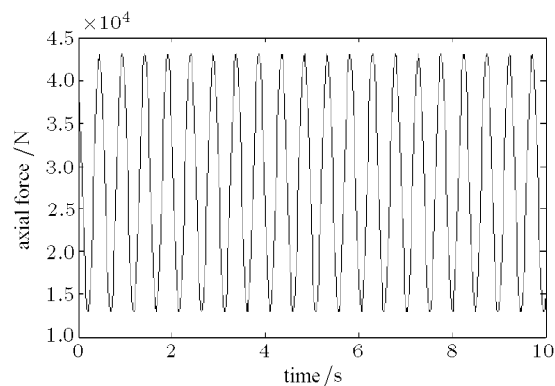
图 7 第 5 层土钉 $x = 5 \text{ m}$ 处轴力时程

Fig.7 The fifth layers soil nailing axial force time history in $x = 5 \text{ m}$

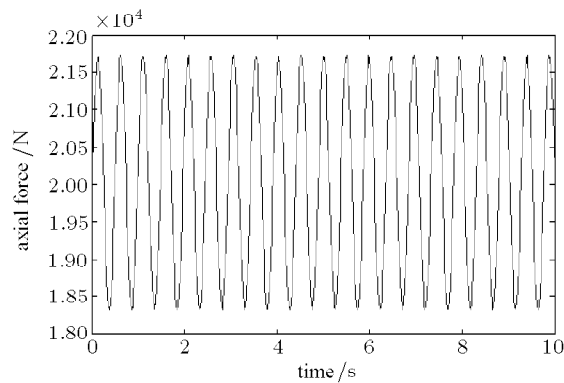


图 8 第 5 层土钉 $x = 13\text{ m}$ 处轴力时程

Fig.8 The fifth layers soil nailing axial force time history in $x = 13\text{ m}$

表 3 土钉轴力响应峰值

Table 3 Seismic response of soil nailing peak axial force

x position/ m	0	1	2	3	4	5	6
Peak axial force/kN	25.9	27.6	31.4	34.8	38.2	43.8	40.1
x position/ m	7	8	9	10	11	12	13
Peak axial force/kN	37.3	33.9	30.5	28.2	25.7	23.6	21.7

4.4 数值验证

为了更好地检验本文方法的合理性,采用大型非线性有限元软件 ADINA 进行了数值模拟,对模型先进行静力分析,再施加动力时程.土体采用三维实体 8 节点单元,土钉采用 rebar 单元,挡土板采用三维实体 8 节点单元,为了使模拟结果更加准确地检验以上提出的分析方法,整个模型本构关系应用弹性模型,土体和挡土板之间采用接触单元,模型尺寸为 $60\text{ m}\times1.5\text{ m}\times28.18\text{ m}$,输入地震波也选取正弦波如图 9,建立的有限元模型如图 10.

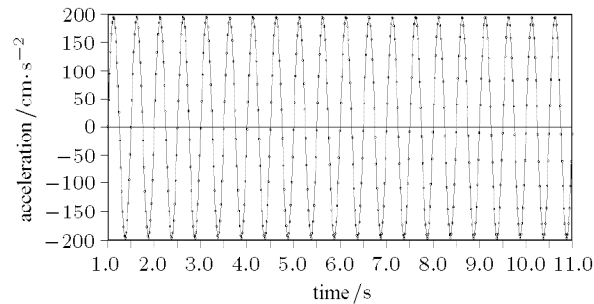


图 9 正弦水平向地震激励图

Fig.9 Sinusoidal horizontal earthquake excitations

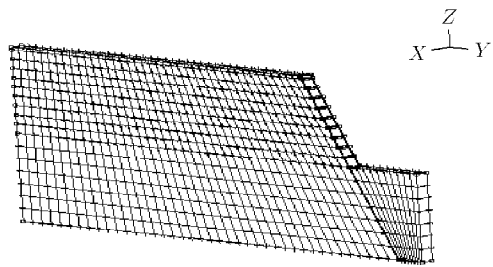


图 10 有限元整体计算模型

Fig.10 The finite element mesh of computing domain

图 11 为有限元分析的结果,对比图 7 和图 11,可以发现在稳态条件下解析结果和有限元结果比较吻合,而两者的振动频率稍微有点差别,这主要是土钉模型的简化造成的,对结果影响不大.此处要说明一点,图 7 的 x 轴从 0 开始,而图 11 的 x 轴从 1.0 开始,这是由于在有限元进行动力分析时,先要进行静力分析,然后施加动力时程,设置重启开始动力分析,因此整个时间向后推迟 1.0s.

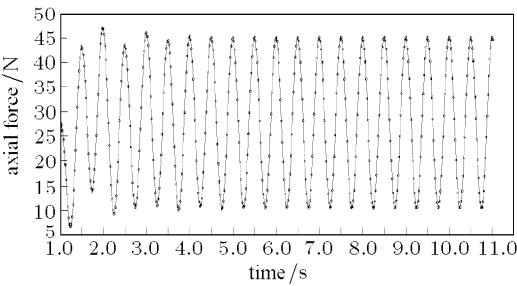


图 11 第 5 层土钉 $x = 5\text{ m}$ 处轴力时程

Fig.11 The fifth layers soil nailing axial force time history in $x = 5\text{ m}$

4.5 土钉抗震承载力验算

由设计可得土钉钉材直径 $d_b = 28\text{ mm}$, $f_y = 300\text{ MPa}$,令土钉地震最大轴力响应为 $N_{i\text{ max}}$,则单根土钉抗拉断裂由式 (21) 验算^[20]

$$K_N = \frac{\eta \pi d_b^2 f_y}{4 N_{i\text{ max}}} \geq 1.5$$

(21)

式中 η 为地震承载力调整系数.

两种分析计算得到 K_N 分别为 2.86 和 2.81,满足要求.通过计算发现,用拟静力极限平衡法和稳定性设计的土钉钢筋直径太大,不经济.

5 结 论

通过对土钉支护边坡地震动力响应分析的研究,可以得到以下结论:

(1) 根据弹性体动力理论,建立了土钉土体系统地震动力简化计算模型,考虑在水平地震激励下,获得了土钉轴力响应的解析解;

(2) 给出的计算模型可以比较准确地反映土钉的实际受力,实现了土钉、面板和土体的协同工作计算,保证了支护结构的安全、可靠;

(3) 这种算法可以推广到锚杆加固边坡和框架锚杆支护边坡,使柔性锚固结构地震响应分析和设计变得较为简单可行;

(4) 最后,结合一案例进行了分析,并用大型非线性有限元软件 ADINA 对此计算模型进行了验证,结果表明这种计算模型对土质较均匀的边坡动力设计和分析是可行的. 这种计算方法给土钉支护结构的地震作用分析及抗震设计提供了一种新的途径.

参 考 文 献

- 1 朱彦鹏, 李忠. 深基坑土钉支护稳定性分析方法的改进及软件开发. 岩土工程学报, 2005, 27(8): 939~943 (Zhu Yanpeng, Li Zhong. Improvement on stability analysis of soil nailing in foundation excavations and its software development. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2005, 27(8): 939~943 (in Chinese))
- 2 朱彦鹏, 王秀丽, 李忠等. 土钉墙的一种可靠性自动优化设计法. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(Supp.1): 3123~3130 (Zhu Yanpeng, Wang Xiuli, Li Zhong, et al. Optimal design method of reliability for soil nailed walls. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2006, 25(Supp.1): 3123~3130 (in Chinese))
- 3 Sandri D. Retaining walls stand up to the Northridge earthquake. Geotechnical Fabrics Report, IFAI, St. Paul, MN, USA, 1994, 12(4): 30~31
- 4 Collin JG, Chouery-Curtis VE, Berg RR. Field observations of reinforced soil structures under seismic loading. Earth Reinforcement Practice, Ochiai, Hayashi & Otani (eds), Balkema, Rotterdam, 1992. 223~228
- 5 Hanna S, Juran I, Levy O, et al. Recent developments in soil nailing-design and practice. *Journal of Engineering and Applied Science*, 1998, 81: 259~284
- 6 Cotton PE, David M, Luark PF, et al. Seismic response and extended life analysis of the deepest top-down soil nail wall in the U.S. *Geotechnical Special Publication*, 2004, 124: 723~740
- 7 Vucetic M, Tufenkjian MR, Doroudian M. Dynamic centrifuge testing of soil-nailed excavations. *Geotechnical Testing Journal*, 1993, 16(2): 172~187
- 8 陈建仁. 土钉加筋边坡之耐震研究. 台湾: 台湾大学土木工程研究所, 2001 (Chen Jianren. Study on the Anti-earthquake of Soil Nailed Slopes. Taiwan: Institute of Civil Engineering, Taiwan University, 2001 (in Chinese))
- 9 赖荣毅. 土钉模型边坡动态反应仿真. 台湾: 台湾大学土木工程研究所, 2003 (Lai Rongyi. Dynamic Response Simulation of Modal Soil Nailed Slopes. Taiwan: Institute of Civil Engineering, Taiwan University, 2003 (in Chinese))
- 10 Bathurst RJ, Karpurapu R, Jarrett PM. Finite element analysis of a geogrid reinforced soil wall. Grouting, Soil Improvement and Geosynthetics, ASCE Geotechnical Special Publication, 1992, 1(30): 1213~1224
- 11 Ho SK, Rowe RK. Finite element analysis of geosynthetic reinforced soil walls. Proceedings of Geosynthetics '93, Vancouver, Vol 1, 1993. 203~216
- 12 ADINA Research and Development Inc, ADINA Theory and Modeling Guide. Report ARD 95-8, ADINA R&D Inc, Watertown, MA, 1995
- 13 帕兹 M. 结构动力学理论与计算. 北京: 地震出版社, 1993 (Parz M. Structure Dynamics Theory and Calculating. Beijing: Earthquake Press, 1993 (in Chinese))
- 14 杨桂通. 土动力学. 北京: 中国建材工业出版社, 2000 (Yang Guitong. Soil Dynamics. Beijing: China Architecture Material Industry Press, 2000 (in Chinese))
- 15 谢定义. 土动力学. 西安: 西安交通大学出版社, 1998 (Xie Dingyi. Soil Dynamics. Xi'an: Xi'an Communication University Press, 1998 (in Chinese))
- 16 Yokoyama T, Liu K. A numerical and experimental study of transient tensional waves in stepped circular bars. *International Journal of Engineering Science*, 2000, 38: 287~307
- 17 Takaaki Kagawa. Lateral pile-group response under seismic loading. *Soils and Foundations*, 1983, 23(4): 75~86
- 18 Seed HB, Idriss IM. Soil moduli and damping factor for dynamic response analysis, Report EERC 70-10, Earthquake Research Engineering Center, University of California, Berkeley, Dec, 1970
- 19 王兰民. 黄土动力学. 北京: 地震出版社, 2003 (Wang Lanmin. Loess Dynamics. Beijing: Earthquake Press, 2003 (in Chinese))
- 20 Seed HB, Whitman RV. Design of earth retaining structures for dynamic loads. ASCE Specialty Conference on Lateral Stresses in the Ground and Design of Earth Retaining Structures, Ithaca, NY, 1970. 103~147

(责任编辑: 邵丽华)

DYNAMIC CALCULATION MODEL AND SEISMIC RESPONSE FOR THE SYSTEM OF SOIL NAILING AND SURROUNDING SOIL¹⁾

Dong Jianhua²⁾ Zhu Yanpeng

(College of Civil Engineering, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, China)

Abstract A dynamic calculation model of soil nailing structure for slope protection is proposed in the present paper. The interaction between soil and soil nailing is treated as linear spring and damping system related to velocity. The inertia of the facing upon soil nailing is simplified as an equivalent concentrated mass. Excitation equations of vibration response under horizontal harmonic earthquake are established, and the analytical solutions are obtained for steady vibration. 3D nonlinear FEM with ADINA software is carried out to verify the proposed model. The results show that the present model is safe and credible for the design of uniform soil slope. The calculation model provides a new approach for earthquake analysis and antiseismic design of the structure protected by soil nailing.

Key words soil nailing, slope, dynamic calculation model, seismic Performance, antiseismic design

Received 14 August 2007, revised 21 November 2007.

1) The project supported by the Gansu Province Science and Technology Foundation of China (2GS064-A52-040) and Scientific Research Development Foundation of Lanzhou University of Technology (SB04200901).

2) E-mail: djhua512@163.com