

DOI: 10.11779/CJGE201903015

碎屑流冲击柔性网的离散元仿真研究

肖思友^{1, 2, 3}, 苏立君^{*1, 2, 3, 4}, 姜元俊^{1, 2, 3}

(1. 中国科学院山地灾害与地表过程重点实验室, 四川 成都 610041; 2. 中国科学院成都山地灾害与环境研究所, 四川 成都 610041;
3. 中国科学院大学, 北京 100049; 4. 中国科学院青藏高原地球科学卓越创新中心, 北京 100101)

摘要: 柔性网和碎屑流相互作用包括碎屑流散体运动冲击和柔性网连续大变形两个复杂的力学过程。由于目前柔性网和碎屑流相互作用的力学理论计算方法尚不成熟, 为此提出一种利用 Hertz-Mindlin 黏结接触模型模拟柔性结构, 利用无滑移的 Hertz-Mindlin 模型模拟碎屑流的离散元仿真方法。选择有横向支撑锚索的沟道碎屑流防护结构进行模拟计算, 并定义碎屑流动能变化率 W_k 和碎屑流死区质量与碎屑流总质量之比 F_m 来对比碎屑流冲击柔性网和刚性挡墙的动态响应过程。结果表明: 与冲击刚性挡墙不同的是, 碎屑流冲击柔性网时冲击荷载首先沿坡面方向冲击, 使承力锚索在水平方向和垂直方向均产生较大的变形。随后冲击荷载作用方向逐渐转变为以水平冲击为主, 使堆积区上部锚索的水平偏移值和碎屑流在水平方向的堆积范围增大。利用经验公式求得的作用于刚性挡墙的最大法向冲击合力与数值计算结果较为一致, 而利用经验公式求得的作用于柔性网的最大法向冲击合力比数值计算结果大 45%以上, 因此利用经验公式计算碎屑流作用于柔性网的最大法向冲击力时, 需要重新确定动土压力系数 C_D 和弗洛德数 Fr 之间的关系。

关键词: 碎屑流; 柔性网; 离散元方法; 黏结模型; 冲击

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 4548(2019)03 - 0526 - 08

作者简介: 肖思友(1991 -), 男, 博士研究生, 主要从事碎屑流与结构物相互作用方面的研究。E-mail: xsy07@imde.ac.cn。

Numerical investigation on flexible barriers impacted by dry granular flows using DEM modeling

XIAO Si-you^{1, 2, 3}, SU Li-jun^{1, 2, 3, 4}, JIANG Yuan-jun^{1, 2, 3}

(1. Key Lab. of Mountain Hazards and Earth Surface Processes, Chinese Academy of Sciences, Chengdu 610041, China; 2. Institute of Mountain Hazards and Environment, CAS, Chengdu 610041, China; 3. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China; 4. CAS Center for Excellence in Tibetan Plateau Earth Sciences, Beijing 100101, China)

Abstract: The interaction of flexible barriers and granular flows has two complex mechanical processes: the continuous large deformation of flexible barriers and the discrete motion of particles. Owing to the fact that the theoretical method for the interaction of flexible barriers and granular flows is immature, a DEM method is proposed. In this method, the Hertz-Mindlin bonding particle model is employed to simulate the flexible barriers. The no-slip Hertz-Mindlin model is used to simulate the granular flows. The flexible barrier with lateral anchorage cable is selected. The change rate of kinetic energy W_k and the ratio of the dead zone mass friction F_m to the total mass of the granular flows are defined to compare the dynamic impact response of flexible barriers to retaining wall. The results show that the impact of granular flows causes large horizontal deformation and vertical deformation of cables firstly. Then, the direction of impact load converts to the horizontal one, so that the horizontal deflection in the upper dead zone of cables and the horizontal accumulation range of granulars increase. The total normal force impacting on the retaining wall calculated by the empirical formula agrees with that of the numerical method. Based on the results of numerical simulation and theoretical calculation, the maximal total normal force impacting the flexible barrier calculated by the empirical formula is over 45% greater than the maximum total normal force calculated by numerical simulation. Therefore, it is needed to reappraise the relationship between dynamic pressure coefficient C_D and Froude number Fr before calculating the maximum normal force using the empirical formula.

Key words: granular flow; flexible barrier; DEM; bonding model; impact

0 引言

柔性防护网结构(SNS)由于高效的防护能力和

基金项目: 中科院西部之光“一带一路”国际合作团队项目(Y8R3640640); 中科院“百人计划”项目(Y9R2120120); 国家自然科学基金项目(41502334)

收稿日期: 2018 - 03 - 14

*通讯作者(E-mail: sulijun1976@163.com)

便携的安装方式而广泛应用于山区落石^[1-2]、泥石流^[3]、雪崩^[4]等自然灾害防治中。相比刚性格构结构, 柔性防护网具有安装成本低和安装效率高的优势。当碎屑流冲击柔性网时, 柔性网可以发生大变形延长冲击时间降低峰值冲击力, 从而具有更好的耗能效果^[5]。

目前对于碎屑流冲击柔性网计算方法主要有: ①基于经验公式的计算方法。Ng 等^[6-7]利用离心机试验对碎屑流和泥石流冲击柔性挡墙进行了模拟, 结果表明与落石不同的是碎屑流或者泥石流冲击结构物时其主要耗能在于颗粒之间的碰撞摩擦, 计算冲击力时需要同时考虑碎屑流或者泥石流冲击过程中的静态荷载和动态荷载, 但目前该方法主要用于冲击力的反演计算。②基于深度平均的计算方法。Ashwood 等^[8]基于试验对碎屑流冲击柔性网进行了研究, 并利用深度积分程序 DAN-W 计算得到了冲击力时程曲线。但深度平均方法难以准确描述散体颗粒的运动过程, 尤其是深度方向速度的不均匀现象。③有限元计算方法。采用 FEM 方法对落石和柔性网结构物的相互作用进行模拟时, 网片、拉锚绳均采用杆单元, 钢柱采用梁单元^[9]。目前该方法已经相对成熟, 并在试验中得到验证^[10-11], 但是 FEM 方法需要大量的节点单元, 因此计算效率相对较低。其次 FEM 方法是基于连续介质力学的假设, 其不适用于模拟散体颗粒的运动冲击过程。④SPH-FEM 方法。该方法理论上可以应用于碎屑流冲击柔性网的模拟, 碎屑流由 SPH 进行模拟, 柔性网由 FEM 进行模拟。目前 SPH-FEM 方法主要用爆破冲击领域, 应用于柔性网大变形的计算仍未见相关报道^[12-13]。⑤离散元计算方法。Bertrand 等^[14]和 Thoeni 等^[15]基于离散单元法理论 (DEM) 利用 YADE 离散元软件对落石冲击柔性网进行了数值分析, 其将网片等效为由柱单元连接而成, 并给出了力学参数的标定方法。在此基础上, Albaba 等^[16]利用 YADE 离散元软件对碎屑流冲击柔性网进行数值分析, 获得了拉锚绳和网片的受力特征。但当节点之间采用柱单元时, 节点之间始终保持一条直线, 与网的真实形变存在一定的差异。

为此在本文的 DEM 计算模型中, 碎屑流和柔性网均采用离散颗粒单元, 但由此带来的问题是离散单元数量的增加, 其量级可达到 10^5 以上。EDEM 是英国 DEM-Solution 公司开发的一种具有全球领先水平的 DEM 仿真商业软件^[17], 在模拟碎屑流冲击柔性网过程中, EDEM 的主要优点在于: ①高效的前后处理能力。EDEM 支持外部导入几何模型和离散单元坐标建模, 且具有强的可视化能力和参数后处理能力。②高效的并行计算能力, 可进行百万级颗粒的运算, 能基本满足碎屑流冲击柔性网工程应用的计算要求。因

此本文基于 EDEM 的 Hertz-Mindlin 黏结接触模型 (Hertz-Mindlin with bonding model) 给出了一种相对简便的碎屑流冲击柔性网的模拟计算方法, 以此对碎屑流冲击作用下的柔性网力学动态响应特征进行研究。

1 碎屑流冲击柔性网的 DEM 模型

1.1 Hertz-Mindlin 黏结接触模型

目前基于 EDEM 的 Hertz-Mindlin 黏结接触模型模拟柔性结构已取得较好的效果^[18]。该模型由 Potyondy 等于 2004 年首次提出, 并成功用于模拟岩石和混凝土破碎的 DEM 模拟^[19]。该模型通过定义相同或者不同半径颗粒之间的黏结键来模拟颗粒的法向和切向变形, 如图 1 所示。颗粒单元球心分别为 O_1 和 O_2 , 颗粒半径分别为 R_1 和 R_2 , 接触半径分别为 R_1^B 和 R_2^B , 黏结半径为 \bar{R} , 黏结键长度为 \bar{L} 。当黏结键生成以后, 黏结力 \bar{F}_i 和力矩 \bar{M}_i 随时步增加:

$$\left. \begin{aligned} \delta F_n &= -v_n S_n \delta t, \\ \delta F_t &= -v_t S_t \delta t, \\ \delta M_n &= -\omega_n S_t J \delta t, \\ \delta M_t &= -\omega_t S_n \frac{J}{2} \delta t. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中 A 为接触区域面积, $A = \pi \bar{R}^2$; J 为转动惯量, $J = \pi \bar{R}^4 / 2$; S_n 和 S_t 分别为法向和切向刚度; F_n 和 F_t 分别为法向黏结力和切向黏结力; M_n 和 M_t 分别为法向力矩和切向力矩; δt 为时步; v_n 和 v_t 分别为颗粒的法向和切向速度; ω_n 和 ω_t 分别为颗粒的法向和切向角速度。黏结键可以传递拉力、弯矩和剪力, 当黏结键所受到的最大法向和最大切向力大于设定的最大黏结力时, 黏结键断裂, 此后颗粒的接触模型为 Hertz-Mindlin 无滑动接触模型。定义法向应力最大值 σ_{\max} 和切向应力最大值 τ_{\max} 分别为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{\max} &< \frac{-F_n}{A} + \frac{2M_t}{J} \bar{R}, \\ \tau_{\max} &< \frac{-F_t}{A} + \frac{M_n}{J} \bar{R}, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中, 黏结力和力矩是在标准的 Hertz-Mindlin 力之外增加的。当黏结键生成以后, 颗粒间不再是自然的接触, 因此接触半径应该设置的比这些球颗粒的实际接触半径大。

1.2 柔性网的 DEM 模型的建立

2008 年, 《欧洲技术认可标准》(ETAC027) 将柔性网系统的体系构成定义为拦截结构、支撑结构和节点连接 3 部分^[20]。由于柔性网防护结构具有多种结构形式, 本文选取有横向支撑锚索的柔性网结构, 几何参数参考 Brighenti 等^[21]的柔性网拦截泥石流试验, 几

何结构如图 2 所示。防护网高度为 5 m，最大宽度为 15 m，最小宽度为 10 m，横向支撑锚索编号 Cab1~Cab6，间隔为 1 m，网片网格大小为 30 cm，锚索直径为 20 mm，网片直径为 6 mm。锚索的弹性模量为 1550 MPa。柔性网布置在沟道沟口，其主要的固定方式为上下支撑绳固定在沟道两帮，并设置横向支撑锚索以增强结构的抗冲击能力，Cab6 锚索固定在地面上，其主要承力结构为锚索。

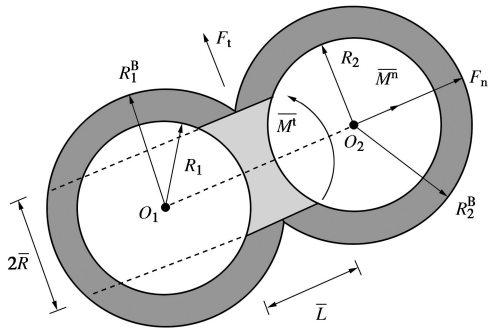


图 1 Hertz-Mindlin 黏结接触示意图

Fig. 1 Hertz-Mindlin bonding contact model

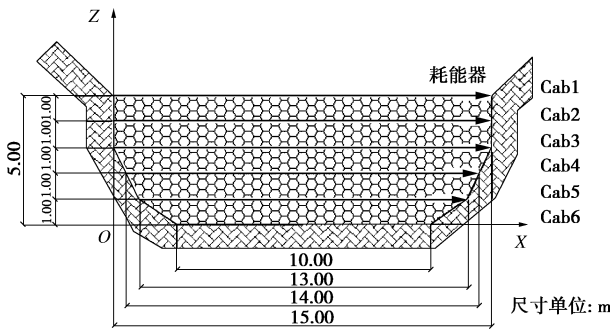


图 2 柔性网防护结构

Fig. 2 Structure of flexible barriers

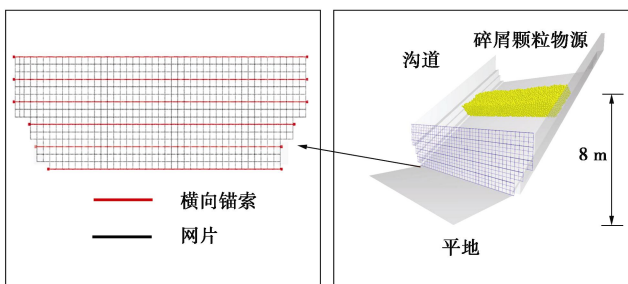


图 3 碎屑流冲击柔性网 DEM 模型图

Fig. 3 DEM model for impact of granular flows on flexible barriers

由于柔性网离散元模型需要按照一定的规则对颗粒进行排列，本文采用的方式是基于有限元网格的颗粒快速填充方法^[18]。为固定锚索两端，在两端设置一个只允许通过一个颗粒单元大小的几何固定边界，在

几何固定边界以外的锚索四周生成一圈固定颗粒。由于几何固定边界对固定颗粒运动的限制，因此可作为固定端。此外，通过设置不同黏结力学参数的固定颗粒作为简化的耗能器模型。边坡坡角为 40°，碎屑物流源距坡脚的垂直距离为 8 m，碎屑颗粒数量为 9740 个，体积为 40.78 m³，锚索颗粒数量为 2256 个，网片颗粒数量为 27767 个，建立后的模型如图 3 所示。为对比碎屑流对柔性防护结构和刚性挡墙防护结构的冲击特征，在柔性网相同位置设置一道刚性挡墙。

2 DEM 参数标定

碎屑流材料参数参考岩质碎屑流材料参数选取^[16, 22-23]。由于碎屑流颗粒粒径是锚索直径的 8~10 倍，因此适当的扩大锚索颗粒粒径使锚索半径等于图 1 中黏结半径 \bar{R} 。碎屑流和柔性网材料参数如表 1, 2 所示。锚索和网片 DEM 黏结力学参数采用锚索拉伸数值试验确定，即通过计算大量的锚索 DEM 黏结参数对应的锚索宏观力学参数，在此基础上，选择计算结果与实测的宏观力学参数最为接近的黏结参数作为锚索的 DEM 计算参数。试验示意图如图 4 所示，锚索长度为 1 m，锚索两端拉伸边界以 1 m/s 的速度向相反的方向运动。固定端固定颗粒的黏结刚度设置为锚索黏结刚度的 5 倍以减少两端变形对试验结果的影响，试验结果如图 5 所示。当锚索变形值达到 0.186 m 时，锚索被拉断，此时锚索内最大拉力为 910.6 kN，对应的锚索强度为 1559.1 MPa，其值与锚索宏观力学参数基本一致。通过数值试验计算得到的黏结接触参数如表 3 所示。

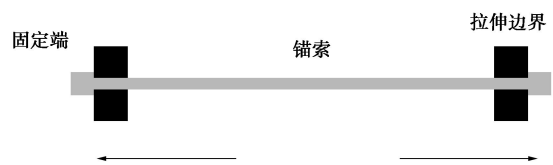


图 4 锚索拉伸数值试验

Fig. 4 Numerical experiment for cable tension

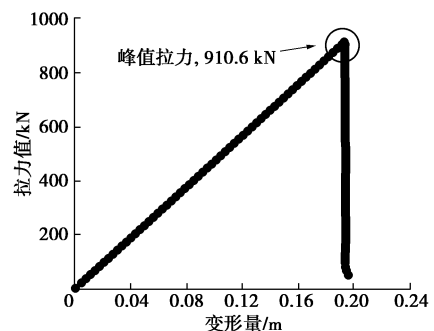


图 5 锚索拉伸应力与变形量关系曲线

Fig. 5 Curves of tensile force and deformation

表 1 模型材料参数

Table 1 Material parameters of granular flows and flexible barriers

材料参数	密度 $/(kg \cdot m^{-3})$	泊松比	剪切模量 $/Pa$	颗粒 半径/m
碎屑颗粒	2500	0.20	1×10^{10}	0.10
锚索颗粒	5500	0.15	3×10^{10}	0.02
网片颗粒	5000	0.15	3×10^{10}	0.01
固定颗粒	5000	0.15	3×10^{10}	0.02
沟道(挡墙)	2500	0.20	1×10^{10}	—

表 2 模型接触参数

Table 2 Contact parameters

接触颗粒	静摩擦 系数	动摩擦 系数	恢复 系数	接触 半径/m
碎屑-碎屑	0.6	0.2	0.15	0.150
锚索-锚索	0.5	0.1	0.1	0.029
锚索-网片	0.5	0.1	0.1	0.029
网片-网片	0.5	0.1	0.1	0.014
碎屑-沟道(挡墙)	0.6	0.2	0.2	—
锚索-固定颗粒	0.6	0.2	0.2	0.048

表 3 黏结参数

Table 3 Bonding parameters

接触颗粒	每平方米 法向刚度 $/(N \cdot m^{-3})$	每平方米 切向刚度 $/(N \cdot m^{-3})$	临界 法向应 力/Pa	临界切 向应力 /Pa
锚索-锚索	8×10^{10}	5×10^{10}	3×10^{11}	1×10^{11}
锚索-网片	1×10^9	1×10^9	2×10^{11}	7×10^{10}
网片-网片	5×10^9	4×10^9	3×10^{11}	1×10^{11}
锚索-固定 颗粒	1×10^{11}	8×10^{10}	3×10^{12}	1×10^{12}

3 模拟结果及讨论

由于柔性网在冲击过程中可以发生大变形, 因此碎屑流冲击柔性网和刚性挡墙时, 碎屑流的冲击过程、能量变化规律和冲击力变化规律均不相同。通过数值分析对碎屑流冲击刚性挡墙和柔性网的上述 3 个过程进行分析对比, 以更加深入地研究碎屑流冲击柔性网的动态响应过程。

3.1 碎屑流颗粒冲击过程

碎屑流颗粒在 1.58 s 开始冲击结构物, 如图 6 (a) 和图 6 (c) 所示。碎屑流的最大前缘速度为 11 m/s 左右, 大部分颗粒速度为 2~8 m/s, 碎屑流颗粒的平均速度为 4.2 m/s。由于碎屑流粒径小于网片的孔径, 一部分碎屑流颗粒从网片流出, 如图 6 (b) 所示。对比 2.8 s 时碎屑流冲击柔性网和挡墙的速度分布图可以发现, 此时碎屑流冲击柔性网时最大速度为 8.42 m/s, 碎屑流冲击刚性挡墙的最大速度为 6.31 m/s, 且冲击柔性网的颗粒明显多于挡墙。图 7, 8 分别为碎屑流最终的堆积形态和柔性网的变形形态。结果显示碎

屑流主要在 Cab4~Cab6 之间堆积, 与网面相交处的平均堆积高度为 1.02 m, 而刚性挡墙碎屑流的平均堆积高度为 2.42 m。

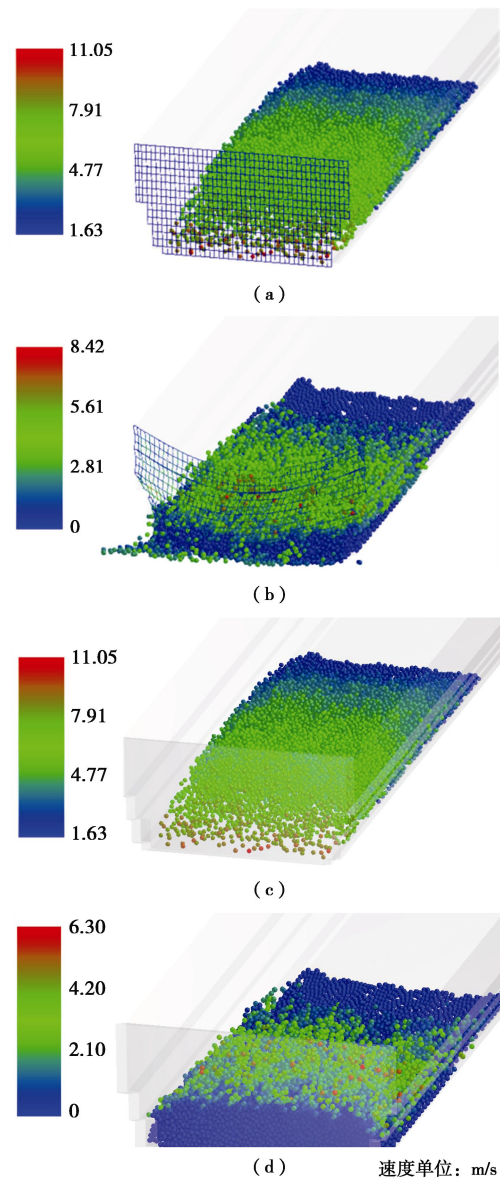


图 6 碎屑流冲击速度分布图

Fig. 6 Distribution of impact velocity

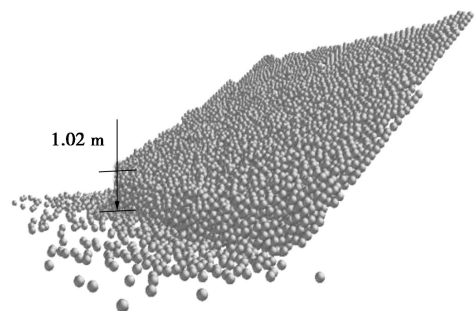


图 7 碎屑颗粒堆积形态

Fig. 7 Accumulation states of granular flows

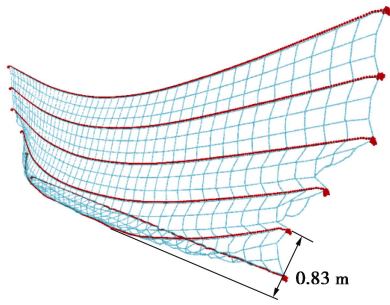


图8 碎屑流堆积后柔性网变形形态

Fig. 8 Deformed patterns of flexible barriers

图9为锚索拉力时程曲线,由图9可知,Cab4和Cab5的拉力明显大于Cab1~Cab3。Cab4的最大拉力为58.85 kN,Cab5的最大拉力为152.64 kN。由于碎屑流主要在Cab4~Cab6之间堆积,Cab4和Cab5为主要的承力锚索。图10为锚索中点水平偏移值时程曲线,Cab5中点水平偏移距离为0.83 m,而Cab4中点的水平偏移距离为1.05 m,这是由于碎屑流首先沿坡面冲击使Cab5锚索同时产生了较大的竖向变形和水平向变形,随着堆积区范围的变化冲击荷载水平分量所占冲击荷载比例逐渐增大,从而使Cab4的水平偏移值增大并超过Cab5的水平偏移值。后续碎屑流颗粒在堆积区上运动,由于颗粒间的摩擦碰撞降低了后续碎屑流颗粒运动速度并使运动方向转变为以水平向为主。Cab1~Cab3的水平偏移量表现出振荡变化的特点,且振荡频率相同,说明碎屑流堆积后,仍有一部分能量在柔性网内传递造成柔性网在碎屑流堆积后仍有一定的变形,这也表明柔性网具有更长的冲击能量耗散时间。

图11为网片内的最大拉力时程曲线,网片内拉力在2.41 s时达到最大值38.58 kN,网片内最大拉力明显小于锚索内最大拉力,约为锚索内最大拉力的25%。与锚索拉力变化不同的是,在2.41 s之后网片内的最大拉力开始下降,这是因为随着碎屑流颗粒冲击速度的降低,网片变形出现了一定的回弹,同时网片内拉力进行了重分配。

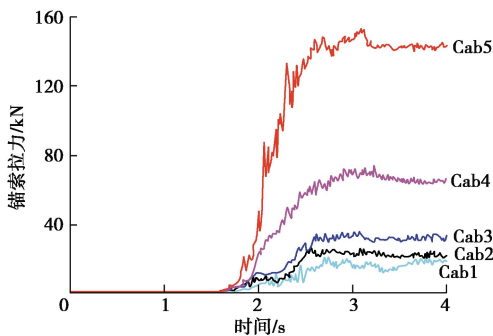


图9 锚索拉力时程曲线

Fig. 9 Time histories of tensile force of cables

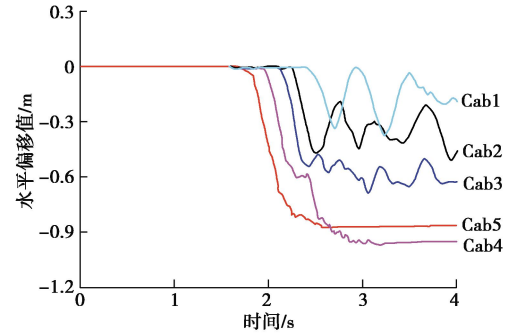


图10 锚索中点水平偏移时程曲线

Fig. 10 Time histories of deflections of cables

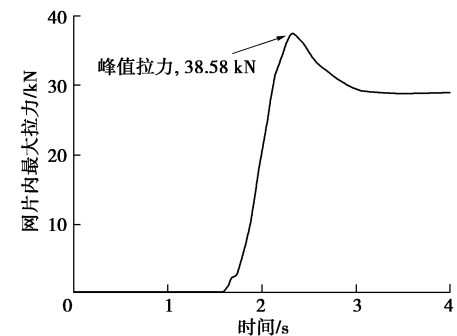


图11 网片的最大拉力时程曲线

Fig. 11 Time histories of maximum tensile forces of mesh

3.2 冲击能量分析

死区 (dead zone) 是由于防护结构使碎屑流颗粒静止形成堆积的区域^[24]。定义碎屑流动能变化率 W_k 和死区质量与碎屑流总质量之比 F_m 对冲击过程中碎屑流颗粒的能量变化规律进行对比, W_k 和 F_m 可以表述为

$$\left. \begin{aligned} W_k &= \frac{E_t}{E_{\text{tol}}} \\ F_m &= \frac{m_t}{m_{\text{tol}}} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

式中 E_t 为 t 时刻碎屑流颗粒总动能; E_{tol} 为冲击开始时刻的总动能; m_t 为 t 时刻死区碎屑流颗粒总质量; m_{tol} 为冲击开始时刻的总质量。

图12和图13分别为碎屑流动能变化时程曲线和死区质量变化时程曲线。由图12可知,在1.58~1.78 s时间段,碎屑流动能随时间增大而增大,这是因为在初始冲击阶段碎屑流前缘与结构物相互作用,但这部分占碎屑流总质量较少,该时段仍是碎屑流加速运动阶段。在1.58~2.08 s时间段,碎屑流动能变化趋势基本保持一致,在2.08 s后,冲击刚性挡墙的碎屑流颗粒动能的损失值明显大于冲击柔性网,说明刚性挡墙在单位时间内吸收的动能大于柔性网。由图13可知,在2.08 s后,挡墙的死区颗粒数量逐步大于柔性网的死区颗粒数量。冲击刚性挡墙的碎屑流颗粒在3.08 s后逐渐静止,而冲击柔性网的碎屑流颗粒在冲

击 4.0 s 之后逐步静止堆积。

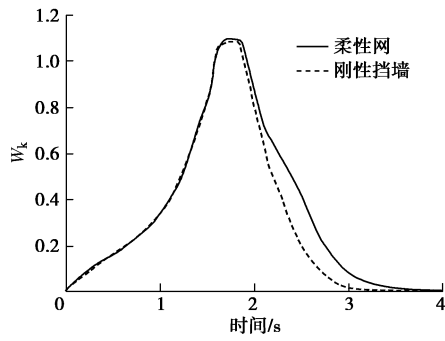


图 12 碎屑流动能变化时程曲线

Fig. 12 Time histories of kinetic energy of granular flows

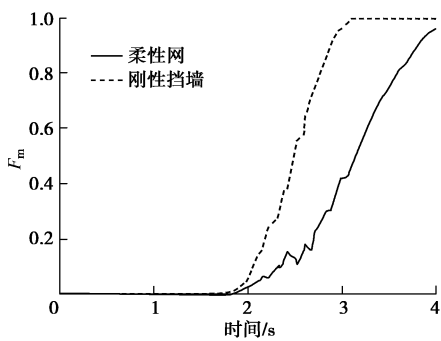


图 13 死区质量分数时程曲线

Fig. 13 Time histories of mass friction of dead zone

3.3 冲击力分析

碎屑流冲击力示意图如图 14 所示, 碎屑流法向冲击力 F 可以表示为^[25]

$$F = F_p + F_d + F_g \quad (4)$$

式中, F_p 为流动层静土压力, F_d 为流动层冲击土压力, F_g 为死区重力导致的土压力。流动层静土压力为

$$F_p = \frac{1}{2} k \rho g h^2 \cos \theta W \quad (5)$$

式中 ρ 为碎屑流密度 (kg/m^3); h 为流层厚度 (m); θ 为坡度 ($^\circ$); W 为挡墙宽度 (m); k 为土压力系数。主动土压力系数 k_{ac} 和被动土压力系数 k_{pc} 可以表示为^[26]

$$k_{ac} = \frac{\cos^2(\varphi - \alpha)}{\cos^2 \alpha \cos(\alpha + \delta) \left[1 + \left\{ \frac{\sin(\varphi + \delta) \sin(\varphi - \beta)}{\cos(\alpha + \delta) \cos(\alpha - \beta)} \right\}^{1/2} \right]^2} \quad (6)$$

$$k_{pc} = \frac{\cos^2(\varphi + \alpha)}{\cos^2 \alpha \cos(\alpha - \delta) \left[1 - \left\{ \frac{\sin(\varphi + \delta) \sin(\varphi - \beta)}{\cos(\alpha + \delta) \cos(\alpha - \beta)} \right\}^{1/2} \right]^2} \quad (7)$$

式中 φ 为颗粒内摩擦角; α 为竖直方向与挡墙的夹角; δ 为墙被与碎屑流颗粒的摩擦角; β 为堆积体表

面与水平方向的夹角。根据 Kwan 等^[27]的建议, 土压力系数也可直接取 1, 本文按土压力系数为 1 计算。

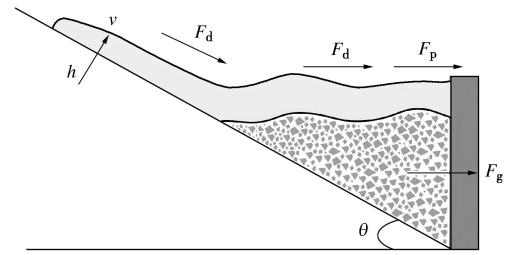


图 14 碎屑流冲击力示意图

Fig. 14 Sketch of force components on a retaining wall

当挡墙垂直于水平地面时, 碎屑流首先沿坡面方向冲击, 之后冲击荷载方向逐渐转为水平。根据数值分析结果可知最大法向冲击荷载方向为沿坡面方向, 如图 15 所示。冲击土压力可以表示为^[27]

$$F_d = \frac{1}{2} \rho v^2 C_D A \cos \theta \quad (8)$$

式中 v 为碎屑流流速 (m/s); A 为冲击受力面积 (m^2); C_D 为动土压力系数。 C_D 可以表示为

$$C_D = a Fr^{-n} \quad (9)$$

式中 Fr 为弗洛德数, $Fr = v / \sqrt{gh}$; a 和 n 为修正系数, 当 $0.8 < Fr < 6$ 时, $a = 9$ 和 $n = 1.2$ ^[28]。死区对挡墙的土压力为

$$F_g = G \frac{\sin(\theta - \delta_1)}{\cos(\delta_1 + \delta_2)} \cos \delta_2 \quad (10)$$

式中 δ_1 为颗粒与基底的摩擦角; δ_2 为颗粒与挡墙的摩擦角。

碎屑流作用于刚性挡墙最大法向冲击力对应时刻冲击速度分布如图 15 所示。碎屑流冲击刚性挡墙的平均速度 v_w 为 4.2 m/s, 平均流深 h_w 取刚性挡墙冲击力最大时刻的碎屑流层厚度 1.15 m。同理可以求得碎屑流冲击柔性网的平均速度 v_f 为 4.9 m/s, 平均流深 h_f 取刚性挡墙冲击力最大时刻的碎屑流层厚度 0.98 m。堆积宽度 l 取堆积区锚索的平均长度 13.5 m。

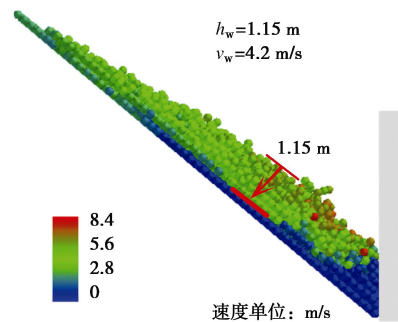


图 15 刚性挡墙流层厚度和冲击速度图

Fig. 15 Flow depths and average flow velocities

图 16 为碎屑流作用于刚性挡墙和柔性网的法向冲击合力。碎屑流堆积范围在锚索 Cab4~Cab6 之间, 冲击面积约为 27.83 m^2 , 作用于刚性挡墙最大法向冲击合力大小为 2287.9 kN , 最大平均法向冲击力为 82.21 kN/m^2 。而作用于柔性网上的最大法向冲击力的最大合力为 1260.5 kN , 最大平均作用力为 48.87 kN/m^2 。

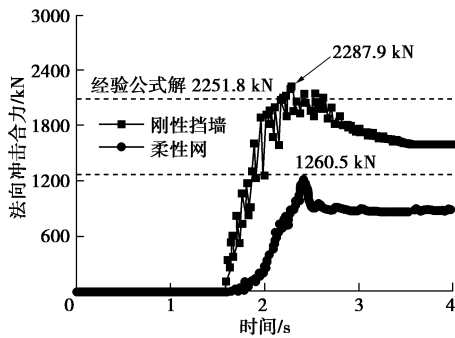


图 16 碎屑流法向冲击合力时程曲线

Fig. 16 Time histories of total impact forces on rigid retaining wall

利用式(4)~(10)可以计算得到作用在刚性挡墙和柔性网的最大法向冲击合力分别为 2251.8 kN 和 1981.9 kN 。对比数值分析结果, 作用于刚性挡墙的最大法向冲击合力与理论计算结果较为接近, 如图 16 所示。而根据理论公式计算得到的作用于柔性网的最大法向冲击合力明显大于数值计算结果 (1260.5 kN), 造成这种误差的主要原因是, 经验公式没有考虑柔性网大变形后碎屑流的运动特征和耗能过程。

对比 Brighenti 等^[21]、Ferrero 等^[29]的泥石流冲击柔性网试验, 泥石流平均流速为 4 m/s , 平均流深为 0.7 m , 当冲击时间为 $0 \sim 1.5 \text{ s}$ 时, 锚索内最大的拉力为 200 kN 左右, 数值模拟的最大锚索拉力为 152.64 kN , 冲击力在数量级上较为相近。由于文献所述的试验为泥石流冲击试验, 且在计算柔性网冲击力时只采用了平均流深和平均流速, 因此很难利用 DEM 模型对试验进行精细的仿真, 对比目前的模拟结果和试验结果, 二者冲击力在量级和变化规律上较为一致, 说明利用离散元模拟碎屑流冲击柔性网是可行有效的。

4 结 论

基于 Hertz-Mindlin 黏结模型和无滑移的 Hertz-Mindlin 模型对碎屑流冲击柔性网结构进行了模拟分析, 得到如下结论:

(1) 利用 Hertz-Mindlin 黏结模型和无滑移的 Hertz-Mindlin 模型分别模拟柔性网结构和碎屑流颗粒, 可以得到碎屑流冲击作用下柔性网的力学响应参数和碎屑流的离散运动力学特性。

(2) 碎屑流冲击柔性网时, 冲击荷载首先沿坡面方向使承力锚索发生大的水平方向和竖直方向的变形。随着堆积区范围的变化冲击荷载逐渐转为以水平冲击为主, 使堆积区以上锚索的水平偏移值增大, 造成颗粒进一步在水平向堆积。由于后续碎屑流颗粒在堆积区上继续运动, 与堆积区颗粒发生摩擦碰撞降低了后续碎屑流颗粒的运动冲击速度, 从而降低了峰值法向冲击力。

(3) 通过对比经验公式和数值模拟结果发现, 由经验公式计算得到的作用于刚性挡墙的最大法向冲击合力与数值计算结果较为一致, 而通过经验公式计算得到的作用于柔性网上的最大法向冲击合力明显大于数值计算结果。造成这种误差的主要原因是, 经验公式没有考虑柔性网大变形后碎屑流的运动特征与耗能过程。

(4) 由于锚索采用的是单球连接模式, 在这种连接方式下 Hertz-Mindlin 黏结模型不能模拟索结构的塑形变形阶段, 因此通过改进黏结模型实现锚索塑形阶段耗能模拟需要进一步研究。

参考文献:

- [1] KWAN J S H, CHAN S L, CHEUK J C Y, et al. A case study on an open hillside landslide impacting on a flexible rockfall barrier at Jordan Valley, Hong Kong[J]. Landslides, 2014, 11(6): 1 - 14.
- [2] GOTTARDI G, GOVONI L. Full-scale modelling of falling rock protection barriers[J]. Rock Mechanics & Rock Engineering, 2010, 43(3): 261 - 274.
- [3] CANELLI L, FERRERO A M, MIGLIAZZA M, et al. Debris flow risk mitigation by the means of rigid and flexible barriers-experimental tests and impact analysis[J]. Natural Hazards & Earth System Sciences, 2012, 12(5): 1693 - 1699.
- [4] MARGRETH S, ROTH A. Interaction of flexible rockfall barriers with avalanches and snow pressure[J]. Cold Reg Sci Technol, 2008, 51(2): 168 - 177.
- [5] BOETTICHER A, HÜBL J, WENDELER C, et al. Modeling the impact of shallow landslides on flexible protection barriers[C]// Mathematical Geosciences at the Crossroads of Theory and Practice. Salzburg, 2011: 659 - 670.
- [6] NG C W W, SONG D R, CHOI C E, et al. Impact mechanisms of granular and viscous flows on rigid and flexible[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2017, 54(2): 188 - 206.
- [7] NG C W W, SONG D R, CHOI C E, et al. A novel flexible barrier for landslide impact in centrifuge[J]. Géotechnique, 2016, 6(3): 1 - 5.
- [8] ASHWOOD W, HUNGR O. Estimating the total resisting

- force in a flexible barrier impacted by a granular avalanche using physical and numerical modeling[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2016, **53**(10): 1700 - 1717.
- [9] 刘成清, 陈林雅, 齐欣. 落石冲击作用下不同连接方式被动防护网的受力分析[J]. *中国铁道科学*, 2016, **37**(2): 17 - 25. (LIU Cheng-qing, CHEN Lin-ya, QI Xin. Force analysis of passive protection nets with different connection modes under rockfall impact[J]. *China Railway Science*, 2016, **37**(2): 17 - 25. (in Chinese))
- [10] 赵世春, 余志祥, 韦韬, 等. 被动柔性防护网受力机理实验研究与数值计算[J]. *土木工程学报*, 2013(5): 122 - 128. (ZHAO Shi-chuan, YU Zhi-xiang, WEI Tao, et al. Test study of force mechanism and numerical calculation of safety netting system[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2013(5): 122 - 128. (in Chinese))
- [11] 赵世春, 余志祥, 赵雷, 等. 被动防护网系统强冲击作用下的传力破坏机制[J]. *工程力学*, 2016, **33**(10): 24 - 33. (ZHAO Shi-chuan, YU Zhi-xiang, ZHAO Lei, et al. Damage mechanism of rockfall barriers under strong impact loading[J]. *Engineering Mechanics*, 2016, **33**(10): 24 - 33. (in Chinese))
- [12] DU Y, MA L, ZHENG J Y, et al. Coupled simulation of explosion-driven fracture of cylindrical shell using SPH-FEM method[J]. *International Journal of Pressure Vessels & Piping*, 2016(139/140): 28 - 35.
- [13] ORTIZ R, ORTIZ R, COMBESCURE A. Three dimensional SPH-FEM gluing for simulation of fast impacts on concrete slabs[J]. *Computers & Structures*, 2011, **89**(23): 2484 - 2494.
- [14] BERTRAND D, TRAD A, LIMAM A, et al. Full-scale dynamic analysis of an innovative rockfall fence under impact using the discrete element method: from the local scale to the structure scale[J]. *Rock Mechanics & Rock Engineering*, 2012, **45**(5): 885 - 900.
- [15] THOENI K, GIACOMINI A, LAMBERT C, et al. A 3D discrete element modelling approach for rockfall analysis with drapery systems[J]. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 2014, **68**(2): 107 - 119.
- [16] ALBABA A, LAMBERT S, KNEIB F, et al. DEM modeling of a flexible barrier impacted by a dry granular flow[J]. *Rock Mechanics & Rock Engineering*, 2017(5): 1 - 20.
- [17] 王国强, 赫万军, 王继新. 离散单元法及其在 EDEM 上的实践[M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2010. (WANG Guo-qiang, HAO Wan-jun, WANG Ji-xin. *Discrete element method and its practice on EDEM*[M]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University Press, 2010. (in Chinese))
- [18] EDEM Solution. User's Manual, EDEM 2.7[M]. Edinburgh: EDEM Consulting Group Inc, 2015.
- [19] POTYONDY D O, CUNDALL P A. A bonded-particle model for rock[J]. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 2004, **41**(8): 1329 - 1364.
- [20] European Organisation for Technical Assessment, ETAG027. Guideline for European technical approval of falling rock protection kits[S]. 2008.
- [21] BRIGHENTI R, SEGALINI A, FERRERO A M. Debris flow hazard mitigation: a simplified analytical model for the design of flexible barriers[J]. *Computers & Geotechnics*, 2013, **54**(54): 1 - 15.
- [22] BI Y Z, HE S M, LI X P, et al. Geo-engineered buffer capacity of two-layered absorbing system under the impact of rock avalanches based on discrete element method[J]. *Journal of Mountain Science*, 2016, **13**(5): 917 - 929.
- [23] 毕钰璋, 何思明, 李新坡, 等. 约束条件下粗细混合颗粒动力机理分析[J]. *岩土工程学报*, 2016, **38**(3): 529 - 536. (BI Yu-zhang, HE Si-ming, LI Xin-po, et al. Kinetic mechanism of mixed particles under constraint conditions[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2016, **38**(3): 529 - 536. (in Chinese))
- [24] NG C W W, CHOI C E, LIU L H D, et al. Influence of particle size on the mechanism of dry granular run-up on a rigid barrier[J]. *Géotechnique*, 2017, **7**(1): 1 - 11.
- [25] JIANG Y J, TOWHATA I. Experimental study of dry granular flow and impact behavior against a rigid retaining wall[J]. *Rock Mechanics & Rock Engineering*, 2013, **46**(4): 713 - 729.
- [26] RANKINE W J M. On the stability of loose earth[J]. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, 1857(147): 9 - 27.
- [27] KWAN J S H, CHEUNG R W M. Suggestion on design approaches for flexible debris-resisting barriers[C]// Discussion Note DN1/2012, The Government of Hong Kong Standards and Testing Division. Hong Kong, 2012.
- [28] HOLZINGER G, HÜBL J. Impact forces on a debris flow breaker derived from laboratory experiments[C]// Mikos M, Gutknecht D eds. 10 Kongress Interpraevent 2004, Garda, 2004.
- [29] FERRERO A M, SEGALINI A, UMILI G. Experimental tests for the application of an analytical model for flexible debris flow barrier design[J]. *Engineering Geology*, 2015, **185**: 33 - 42.