

DOI: 10.7511/jslx20230816005

# 柔性环连网多重非线性 DEM 分析法

余志祥<sup>\*1</sup>, 刘 键<sup>2</sup>, 田永丁<sup>1</sup>

(1. 西南交通大学 土木工程学院, 成都 610031; 2. 中铁二院工程集团有限责任公司, 成都 610031)

**摘要:**针对防落石柔性网系统的多体动力学计算难题,提出了一种用于环连网多重非线性分析的离散元分析方法。开展了12组单环准静态拉伸试验,获得了网环拉伸受力全过程的力-位移曲线,明确了多种钢丝缠绕圈数条件下钢丝环的拉弯临界荷载、破断力、破断变形及破断能量。据此,确定了离散元模型的等效物理参数,并考虑了钢丝环套接区域的压扁软化和拉弯复合受力特性,标定了网环单元离散元模型的 Bond 键拉弯刚度控制参数,解决了环网单元的弯-拉协调等效难题。建立了密集套结的环连网离散元模型,并开展了环连网顶破全过程的数值模拟,结合环连网部件试验结果进行了比较分析。研究表明,环连网离散元分析方法准确模拟了钢丝环单元的弯-拉大变形受力特征及接触区域拉、弯、压复合受力破断模式;同时再现了环连网部件顶破全过程的接触滑动、塑性变形及冲切破坏等关键物理现象;离散元模型的破断力峰值、破断变形、拉伸刚度、弯曲刚度等关键结果均与试验吻合,验证了方法的合理性与可靠性。研究成果为柔性防护工程多重非线性精确量化分析提供了新途径。

**关键词:**防护工程;环连网;离散元方法;拉伸试验;数值模拟

**中图分类号:** TU311; O242.1

**文献标志码:** A

**文章编号:** 1007-4708(2025)01-0122-08

## 1 引言

柔性防护网广泛用于崩塌落石防护,是一种在冲击作用下具有复杂非线性力学特性的大变形结构系统<sup>[1]</sup>。柔性环连网是柔性防护系统的核心拦截单元,由密集的钢丝环相互套结而成,形成密布的类似奥运五环的特殊结构形态,直接承受落石冲击,对防护系统的整体性能具有重要影响。由于环连网具有复杂的力学特性,因此,长期以来,其精确的力学计算方法一直是研究关注热点。

目前,柔性防护网受力性能研究方法通常包括理论解析、模型试验和数值模拟。由于环连网的力学特性受到大变形、滑移和材料弹塑性等多重非线性因素影响,理论解析必须采用大量假定进行简化,这导致解析计算结果的适应性较差<sup>[1]</sup>。模型试验常以小尺寸的网片单元为加载对象,其边界约束与柔性防护系统实际的多体协同工作状态差异较大,且有限的试验并不能代表复杂多变的现场落石冲击条件,导致试验结果的评价常与实际偏离<sup>[2]</sup>。

当前,有限单元法是环连网分析计算的主要途径,赵雅娜等<sup>[3]</sup>采用桁架单元构成 X 型子单元,用于模拟单个的 O 形网环,但由于 X 型子单元间共节点,导致环连网模型无法再现网环间的相对滑移变形,这会显著高估环连网的整体刚度;唐杰灵等<sup>[4]</sup>将 O 形网环简化为口形四桁架子单元模型,忽略了网环单元的拉弯协同受力特性,导致无法再现网环的拉弯失效破坏模式;Jin 等<sup>[5]</sup>采用连续介质假定,对大尺度的环连网进行膜单元等效,计算效率提高了近十倍,但是该模型只能用于环连网整体近似计算,忽略了单个网环的受力破坏特征;Cazzani 等<sup>[6]</sup>采用桁架单元模拟相邻两个网环单元的接触滑移边界,对提升计算精度具有一定意义;Yu 等<sup>[7]</sup>提出了环连网的离散环梁模型,该模型用圆截面环梁单元等效集束钢丝截面,同时考虑了网环单元间的接触滑移以及网环单元的拉弯受力特性,兼顾了局部网环单元和整体环连网的力学特性,显著提升了计算精度。

目前, Yu 等<sup>[7]</sup>提出的离散圆梁模型是计算钢

收稿日期: 2023-08-16; 修改稿收到日期: 2023-10-20.

基金项目: 四川省科技计划项目重点研发项目(2022YFG0141); 四川省科技计划资助项目(2023NSFSC0893); 国家自然科学基金(51678504); 国家重点研发项目(2018YFC1505405)资助.

作者简介: 余志祥<sup>\*</sup>(1976-), 男, 博士, 教授(E-mail: yzxrq@126.com).

引用本文: 余志祥, 刘 键, 田永丁. 柔性环连网多重非线性 DEM 分析法[J]. 计算力学学报, 2025, 42(1): 122-129.

YU Zhi-xiang, LIU Jian, TIAN Yong-ding. Multi-nonlinear DEM analysis method of flexible ring net [J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2025, 42(1): 122-129.

丝-环网力学响应最有效的方法。但是,由于以直代曲的原因,当离散梁单元数量较少时,这种方法的精度显著下降<sup>[8]</sup>,梁单元数量较多时又会显著提高计算成本<sup>[9]</sup>。加之,采用圆截面梁单元代替集束钢丝,会导致网环在抗弯刚度和抗拉刚度上无法协调。

相较而言,离散元方法(DEM)在考虑多重非线性因素的复杂影响时具有优势<sup>[10]</sup>。DEM 粒子集可以组合塑造出任意复杂的结构形态,DEM 粒子间通过虚拟 Bond 连接,Bond 相当于一个圆形截面梁,具有拉、压、弯、剪、扭复合受力特性,并且各 DEM 粒子间 Bond 的力学参数可单独设置。当其用于网环等效时,意味着网环的受弯及受拉特性可相互独立地控制,通过协调弹性模量、剪切模量、半径、强度等力学参数,从而实现网环单元弯-拉协调受力。同时,DEM 粒子构成的手串状网环单元可以轻易构建网环间的接触滑移边界,加之相对于赫兹接触模型,DEM 粒子间接触算法采用的线性弹簧阻尼模型更简单而且计算效率较高<sup>[11]</sup>。因此,采用 DEM 粒子构建环连网的等效模型,其关键在于确定 DEM 粒子的 Bond 参数,实现网环单元的拉弯协调受力模拟。

近年来,国内外学者研究了柔性环连网的离散元模拟方法。Zhu 等<sup>[10]</sup>建立了环网的 DEM 模型,分析了 Bond 的弹性模量、拉伸强度、截面尺寸力学性能参数对环网单元刚度和强度的影响,提出了弹性模量和截面尺寸的折减系数;Li 等<sup>[12]</sup>建立了离散元方法下的柔性防护网片,对 Bond 的力学参数进行了标定,并建立了 CFD-DEM 耦合动力学数值模型;Zhu 等<sup>[13]</sup>提出了一种基于离散元方法的柔性环网模型,用于模拟岩崩对柔性环网的冲击,研究了巨石尺寸、撞击位置、环网倾角和环网初始松弛对环网力学响应的影响规律;Dugelas 等<sup>[14]</sup>将网环用单个 DEM 粒子表示,通过输入力-位移关系建立粒子间接触关系,并研究了不同冲击动能以及单次冲击和多次连续冲击下离散元环网的动态响应。现有的离散元环连网数值模拟方法根据抗弯刚度或抗拉刚度进行参数等效,各 Bond 的力学参数相同,导致了数值网环的抗拉刚度过小或抗弯刚度过大的问题,即弯-拉受力依然不协调,显著影响了数值模型的计算精度。

为解决上述问题,采用理论推导和试验标定相结合的方式,建立了考虑环连网拉弯协调特性和接触压扁效应的 DEM 模拟方法,并利用试验数据标定了离散元模型的力学性能参数,提高了环连网

DEM 模型的计算精度。

## 2 网环力学特性

单个网环作为柔性环连网的基本受力单元,其力学特性决定了网片整体的宏观力学特性,对网环采用不恰当的力学模型,将产生很大的误差甚至错误,故在建立环连网整体离散元模型之前,针对单个网环的受力破坏特性开展了拟静力试验研究。

### 2.1 模型试验

试验所用的网环模型都是由直径为 3 mm、抗拉强度不低于 1770 MPa 的钢丝缠绕  $n_w$  圈而成,如图 1 所示。开展了 6 种不同钢丝缠绕圈数的单环拉伸试验,试验工况列入表 1,其中,R5/3/300 是指由 5 根直径为 3 mm 的钢丝缠绕而成的直径为 300 mm 的网环。

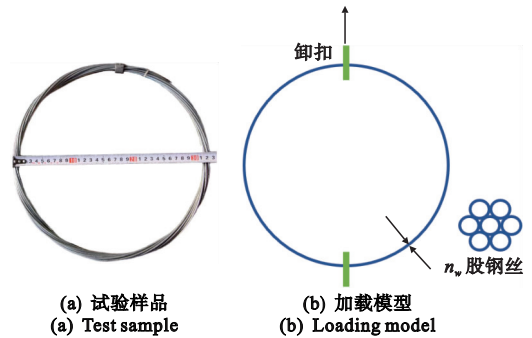


图 1 试验模型

Fig. 1 Experimental model

表 1 试验工况表

Tab. 1 Test conditions

规格	钢丝直径/mm	数量/组
R5/3/300	3	2
R7/3/300	3	2
R9/3/300	3	2
R12/3/300	3	2
R16/3/300	3	2
R19/3/300	3	2

试验装置由拉力试验机、数据采集设备、位移传感器和拉力传感器等组成,拉力传感器规格为 1000 kN,精度为 0.3%;位移传感器量程大于 1.5 m,精度为 0.3%,加载端位移加载速率为 5 mm/s,力和位移信号通过数据采集系统同步采集。安装模型时,将网环两端均与卸扣相连,下端通过卸扣与地面锚固点相连,上端通过卸扣与拉力试验机挂钩相连,如图 2 所示。数据采集前,先将上加载端缓慢抬升,使得上下端卸扣刚好接触到网

环,然后通过液压作动器施加荷载,使网环进入准静态拉伸。

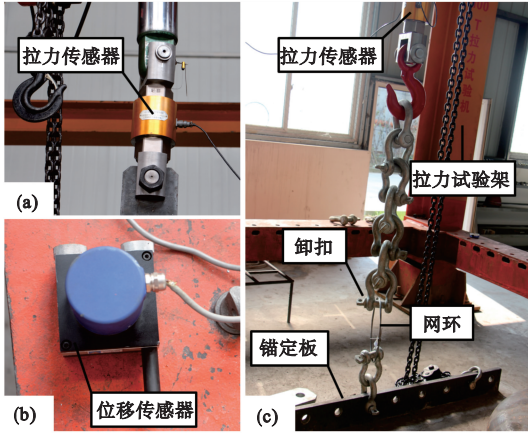


图2 拉伸试验装置  
Fig. 2 Tensile testing device

## 2.2 试验结果

网环拉伸破断过程具有典型的弯-拉两阶段特征,如图3所示。第I阶段,网环整体呈现弯-直变形状态,随着加载量增加,网环与卸扣接触区由于受弯区曲率影响,弯曲应力快速加大,产生塑性变形,直至达到  $F-D$  曲线的  $N$  点,形成塑性铰,此时,网环拉直,意味着网环受力进入阶段II,网环转变为拉伸变形为主,变形增量不明显,但网环轴拉力迅速增加,直至网环发生破断。

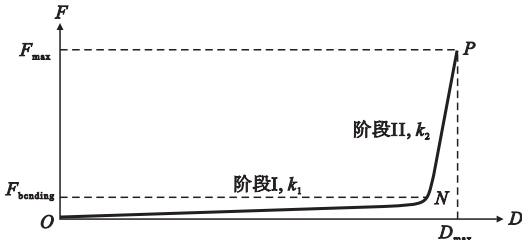
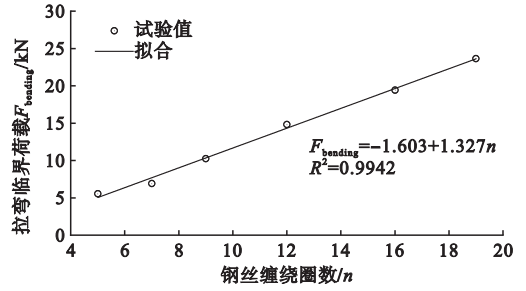


图3 网环受力  $F-D$  关系  
Fig. 3  $F-D$  relationship of ring net

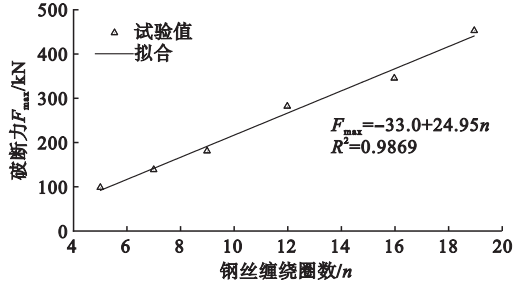
各工况的拉伸破断力  $F_{\max}$ 、破断位移  $D_{\max}$  (加载端位移)、拉弯临界荷载  $F_{\text{bending}}$  (即网环拉直时加载端的拉力)和网环能量耗散  $E$  如图4所示。总体来看,网环拉弯临界荷载、破断力和破断位移随钢丝缠绕圈数变化呈现明显的线性增大的关系,能量耗散呈指数增大的关系,且随着钢丝缠绕数量的增加,环网耗能的变化量越来越大,其原因可能在于钢丝彼此缠绕,在高轴拉力作用下,钢丝彼此之间存在着很高的内摩擦力,且随着钢丝缠绕圈数的增加,摩擦力会逐渐提高。同时,观察易知,随着网环钢丝缠绕圈数的增加,破断变形的总体增量不明显,拉弯临界荷载与网环破断力增量则相对显著。且对比可以发现,当钢丝缠绕圈数约成倍数关系

时,网环的破断力和拉弯临界荷载也近似成倍数关系增加。



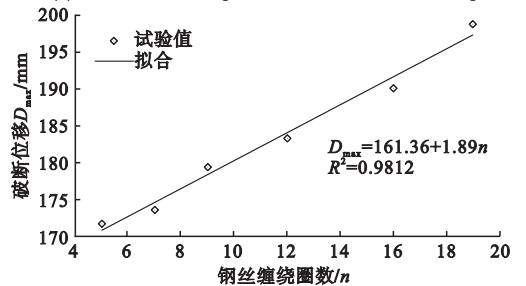
(a) 拉弯临界荷载-缠绕圈数曲线

(a) Curve of critical tensile bending load with the number of winding turns



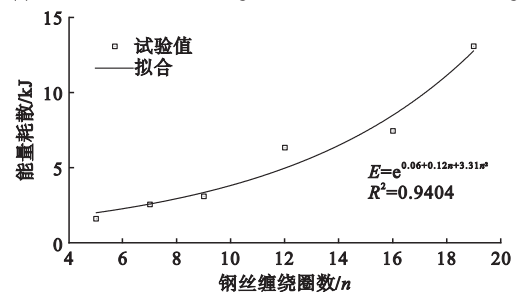
(b) 破断力-缠绕圈数曲线

(b) Curve of breaking load with the number winding turns



(c) 破断位移-缠绕圈数曲线

(c) Curve of maximum elongation with the number of winding turns



(d) 能量耗散-缠绕圈数曲线

(d) Curve of energy dissipation with the number of winding turns

图4 拉伸试验结果

Fig. 4 Results of tensile test

## 3 离散元数值模型建立

### 3.1 网环的离散元等效

网环进行离散元等效时,将钢丝环沿全周离散成若干通过 Bond 键串联的离散元,需要同时考虑几何尺寸相似与物理参数相似(图5(a))。因此,需要综合考虑直径、周长、材料密度、钢丝圈数、钢丝直径等参数的影响,相似方程为



$$l_0 = nd_{\text{DEM}} \quad (1)$$

$$n_w l_0 A_0 \rho_0 = nV_{\text{DEM}} \rho_{\text{DEM}} \quad (2)$$

式中  $l_0$ ,  $\rho_0$ ,  $n_w$  和  $A_0$  分别为网环周长、实际材料密度、钢丝缠绕圈数和单根钢丝的截面面积;  $n$ ,  $d_{\text{DEM}}$ ,  $V_{\text{DEM}}$  和  $\rho_{\text{DEM}}$  分别为构成单根网环的 DEM 粒子数量、DEM 粒子直径、单个 DEM 粒子的体积和 DEM 粒子的密度。

Bond 键基于圆截面梁理论,如图 5(b)所示,用于连接离散元,实现对宏观物理模型的塑形,并传递离散元颗粒体间的拉应力与剪应力,其最大拉应力和最大剪应力分别为

$$\sigma_{t,\max} = \max\left(\frac{F_{i,yy}}{A_{\text{Bond}}} + \frac{\sqrt{M_{i,z}^2 + M_{i,x}^2}}{W_{\text{Bond}}}, \frac{F_{j,yy}}{A_{\text{Bond}}} + \frac{\sqrt{M_{j,z}^2 + M_{j,x}^2}}{W_{\text{Bond}}}\right) \quad (3)$$

$$\tau_{\max} = \max\left(\frac{T_{i,y}}{W_{\text{P,Bond}}} + \frac{4\sqrt{F_{i,yz}^2 + F_{i,yx}^2}}{3A_{\text{Bond}}}, \frac{T_{j,y}}{W_{\text{P,Bond}}} + \frac{4\sqrt{F_{j,yz}^2 + F_{j,yx}^2}}{3A_{\text{Bond}}}\right) \quad (4)$$

式中  $A_{\text{Bond}}$ ,  $W_{\text{Bond}}$ ,  $W_{\text{P,Bond}}$  分别为 Bond 的截面面积、抗弯截面系数和抗扭截面系数,  $F_{i,yy}$  是指连接端为粒子  $i$ ,法线方向为  $y$  方向的平面上沿  $y$  方向的拉力,  $T_{i,y}$  为连接端为粒子  $i$  的绕  $y$  轴的扭矩,  $M_{i,x}$  为连接端为粒子  $i$  的绕  $x$  轴的弯矩。

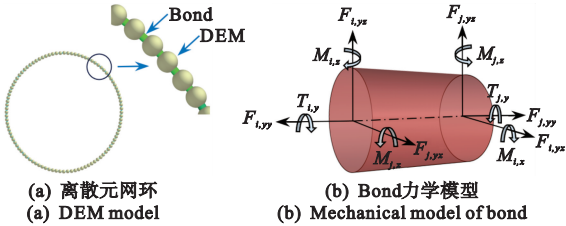


图 5 网环离散元等效模型

Fig. 5 Discrete element equivalent model of net ring

### 3.2 接触关系

数值模型中存在两种接触关系,即网环套接区域 DEM 粒子间的接触以及 FEM 模型与 DEM 粒子间的接触。其中,DEM 网环间的接触采用线性弹簧阻尼模型模拟,粒子间接触穿透量由式(5)表征:

$$\delta = r_i + r_j - |\mathbf{x}_i - \mathbf{x}_j| \quad (5)$$

式中  $r_i$ ,  $r_j$ ,  $\mathbf{x}_i$  和  $\mathbf{x}_j$  分别为粒子  $i$  和粒子  $j$  的半径和位置矢量。

粒子间接触力表示为

$$F_{n/t}^s = K_{n/t} \delta_{n/t} \quad (6)$$

式中  $F_n^s$  和  $F_t^s$  为粒子间法向接触力和切向接触力,  $K_n$  和  $K_t$  为粒子的法向刚度和切向刚度,  $\delta_n$  和

$\delta_t$  为法向接触量和切向接触量,  $K_n$  和  $K_t$  表示为

$$K_n = \begin{cases} k_i r_i k_j r_j K_{\text{Norm}} & (K_{\text{Norm}} > 0) \\ K_{\text{Norm}} & (K_{\text{Norm}} < 0) \end{cases} \quad (7)$$

$$K_t = K_{\text{Shear}} K_n \quad (8)$$

式中  $k_i$  和  $k_j$  为粒子  $i$  和粒子  $j$  的体积模量,  $K_{\text{Norm}}$  为法向刚度系数,  $K_{\text{Shear}}$  为切向刚度与法向刚度之比。

粒子间阻尼力为

$$F_{n/t}^d = C_{n/t} \nu_{n/t} \quad (9)$$

式中  $F_n^d$  和  $F_t^d$  分别为粒子间的法向和切向阻尼力,  $C_n$  和  $C_t$  分别为法向和切向阻尼系数,  $\nu_n$  和  $\nu_t$  为法向相对速度和切向相对速度,  $C_{n/t}$  为

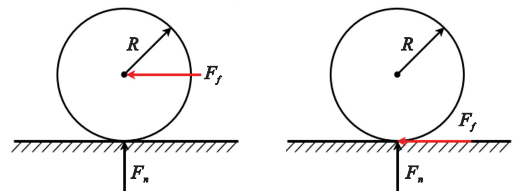
$$C_{n/t} = 2\xi_{n/t} \sqrt{\frac{m_i m_j}{m_i + m_j} K_{n/t}} \quad (10)$$

粒子间摩擦力与粒子间摩擦系数以及总法向力之间的关系为

$$F_f = \mu_f F_n \quad (11)$$

式中  $\mu_f$  为粒子间接触摩擦系数,  $F_n$  为粒子间总法向力,其包含了法向接触力和法向阻尼力。最终圆形网环由 100 个半径为 4.5 mm 的 DEM 粒子通过 Bond 键串联而成,网环与网环间彼此套接形成环连网。

网环与卸扣之间的接触关系(即 DEM 与 FEM 的接触关系),在 LS-DYNA 中,可以使用经典的罚函数接触定义(CONTACT\_AUTOMATIC\_NODES\_TO\_SURFACE)或 DEFINE\_DE\_TO\_SURFACE\_COUPLING 来实现,前者基于罚函数接触模型,后者是针对离散元方法提出的算法。两种接触关系定义的区别在于对粒子施加摩擦力的方式,如图 6 所示。前者将球形颗粒视为质量点,其中摩擦力作用于颗粒的质心,而不影响球体的旋



(a) NODES\_TO\_SURFACE (b) DE\_TO\_SURFACE\_COUPLING

图 6 DEM 粒子与结构的接触关系

Fig. 6 Contact relationship between DEM particles and structures

转,相比之下,后一种接触关系的摩擦力定义于粒子边缘,从而会在粒子上作用力矩。本文为了避免未知的、不可控的力矩作用,采用了经典的罚函数接触模型(CONTACT\_AUTOMATIC\_NODES\_TO

\_SURFACE)。

### 3.3 Bond 参数确定

根据试验结果,综合考虑网环单元的弯-拉复合受力特性以及接触区钢丝组合截面的局部压扁效应,采用分区方法建立网环离散元数值模型,即接触区 Bond 键的直径按照截面的抗弯截面模量等效原则确定,弹性模量根据抗弯刚度等效原则确定,等效公式为

$$W_0 = n_w d_0^3 / 32 = d_{1,eq}^3 / 32 \quad (12)$$

$$E_0 I_0 = E_0 n_w \frac{\pi d_0^4}{64} = E_{1,eq} \frac{\pi d_{1,eq}^4}{64} \quad (13)$$

$$E_0 = \frac{\Delta FL}{\Delta LA} \quad (14)$$

$$d_{1,eq} = \sqrt[3]{n_w} d_0 \quad (15)$$

$$E_{1,eq} = E_0 / \sqrt[3]{n_w} \quad (16)$$

式中  $n_w$  为钢丝缠绕圈数;  $d_0$  为实际单根钢丝的直径;  $d_{1,eq}$  为接触区域 Bond 键的直径;  $E_0$  为实际弹性模量;  $E_{1,eq}$  为接触区域 Bond 键的弹性模量;  $A$  为钢丝的总截面面积;  $\Delta L$  为试验结果力-位移曲线拉伸段的长度变化量;  $\Delta F$  为试验结果力-位移曲线拉伸段的力变化量。为了建模方便,弯曲区域假定与压扁软化区域相同,为圆环周长的 1/8,如图 7 所示。

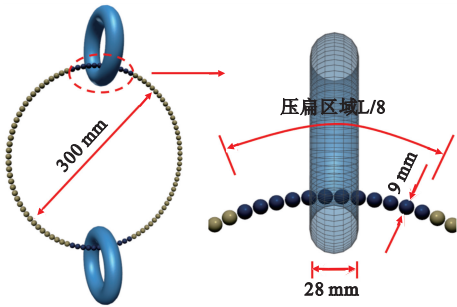


图 7 网环离散元模型

Fig. 7 Discrete element model of net ring

非接触区 Bond 键的直径按照截面面积等效原则确定,弹性模量根据抗拉刚度等效原则确定。

$$E_0 A_0 = E_0 n_w \frac{\pi d_0^2}{4} = E_{2,eq} \frac{\pi d_{2,eq}^2}{4} \quad (17)$$

$$A_0 = n_w \pi d_0^2 / 4 = \pi d_{2,eq}^2 / 4 \quad (18)$$

$$E_{2,eq} = E_0 \quad (19)$$

$$G = \frac{E_0}{2(1+\nu)} = 0.385 E_0 \quad (20)$$

$$d_{2,eq} = \sqrt{n_w} d_0 \quad (21)$$

式中  $d_{2,eq}$  为非接触区域 Bond 键的直径;  $E_{2,eq}$  为非接触区域 Bond 键的弹性模量;  $E$  为接触区域或非接触区域 Bond 键的弹性模量,  $G$  为相应区域 Bond

键的剪切模量,  $\nu$  为材料泊松比。数值模型参数列入表 2。

表 2 数值模型参数

Tab. 2 Numerical model parameters

参数	数值
泊松比	0.3
DEM 粒子弹性模量/Pa	2.07e+11
DEM 粒子半径/mm	4.5
DEM 粒子密度/kg·m <sup>-3</sup>	$\frac{n_w l_0 A_0 \rho_0}{n V_{DEM}}$
粒子静摩擦系数	0.5
粒子滚动摩擦系数	0.02
非接触区域 Bond 法向刚度/Pa	3.6 e+10
非接触区域 Bond 半径/mm	$\sqrt{n_w} r_0$
接触区域 Bond 法向刚度/Pa	$E_0 / \sqrt[3]{n_w}$
接触区域 Bond 半径/mm	$\sqrt[3]{n_w} r_0$
刚度比例系数/切向刚度/法向刚度	0.385

## 4 模型验证

### 4.1 钢丝环拉伸

单环拉伸力-位移曲线如图 8 所示,以 R5/3/3000 为例,拉伸位移在 0 mm~150 mm,网环处于弯直变形状态,即加载历程处于阶段 I(图 3),网环主要处于弹性弯曲状态,从模拟的力-位移曲线与试验曲线比较来看,弯曲刚度和试验结果吻合良好。拉伸位移超过 150 mm 以后,网环从弯直变形进入拉伸变形,直至破断,网环加载历程处于阶段 II,该阶段网环由受弯控制阶段过渡到受拉控制阶段,网环内力以拉伸受力状态为主,拉伸刚度与试验曲线一致,随着拉伸量不断变大,网环拉直,最终达到极限,在卸扣与网环接触的区域附近破断,破坏模式与试验现象一致。

各工况下数值反演和拉伸试验的破断力、破断位移、拉弯临界荷载和能量消耗对比列入表 3,可以看出,数值模型的破断力和破断位移与试验结果相近,误差在 10% 以内。

### 4.2 环联网顶破

为进一步验证离散元网环数值模拟方法在环网部件中的适用性,采用上文推导和标定的力学性能参数,根据文献[9],建立环网部件的离散元数值模型,并开展了环网面外顶破的数值反演。环网顶破受力全过程如图 9 所示,从环网受力开始,各网环之间相互接触,发生相对滑动,环联网从松弛状态逐渐变为绷紧状态,随着顶破端的不断提升,网

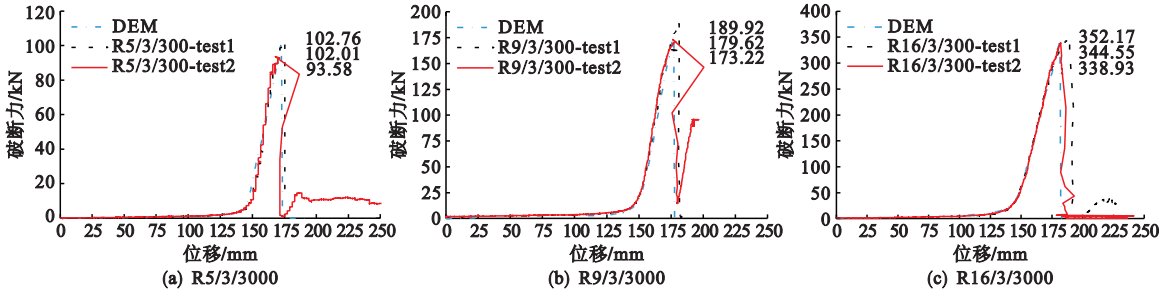


图8 单环拉伸力-位移曲线对比

Fig. 8 Comparison of load-displacement curve for single ring tensile test

表3 单环拉伸数值模拟与试验结果对比

Tab. 3 Comparison between numerical simulation and experimental results of single ring tensile test

试验/数值模拟	破断力/kN	破断位移/mm	拉弯临界载荷/kN	能量耗散/kJ
R5/3/300	98.2/102.6	171.7/172.8	5.6/5.1	1.6/1.6
R7/3/300	138.8/133.3	173.6/174.1	6.9/6.2	2.5/2.2
R9/3/300	181.1/179.3	179.4/176.8	10.2/10.8	3.1/2.9
R12/3/300	281.9/273.2	183.3/178.4	14.8/15.6	6.3/5.4
R16/3/300	345.6/344.6	185.4/181.6	19.4/18.2	7.4/7.5
R19/3/300	452.7/456.4	198.8/182.9	23.7/22.5	13.1/9.9

环发生了明显的塑性变形,与顶破端中心接触的网环从圆形逐渐变为椭圆,最终变形为正方形;与顶

破端边缘接触的网环由圆形转变成椭圆,最终变为梯形;与四周卸扣相连的网环由圆形逐渐变为椭圆,最终变形为三角形;其余部位的网环由圆形变为椭圆形,最终转变为矩形或菱形。最后,网环达到极限承载能力,在网环与顶破端接触区域附近发生破断,与文献[9]的试验破坏现象一致。

各工况试验和数值模拟的力-位移曲线对比如图9所示,可以看出,随着顶破端位移的增加,离散元环连网片的整体刚度在不断提高,且整体刚度提高的趋势和幅度均与试验曲线较为吻合;统计各工况下环网顶破试验和数值模拟的顶破力、顶破位移和能量耗散,列入表4,数值模拟与试验结果较为接近,误差在6%以内,验证了离散元网环数值模型在环连网部件中的合理性和适用性。

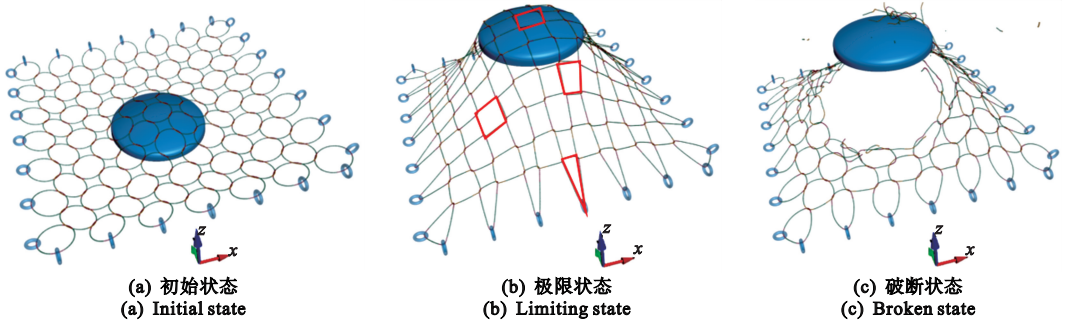


图9 环网顶破数值模拟过程

Fig. 9 Numerical simulation process of ring network breaking

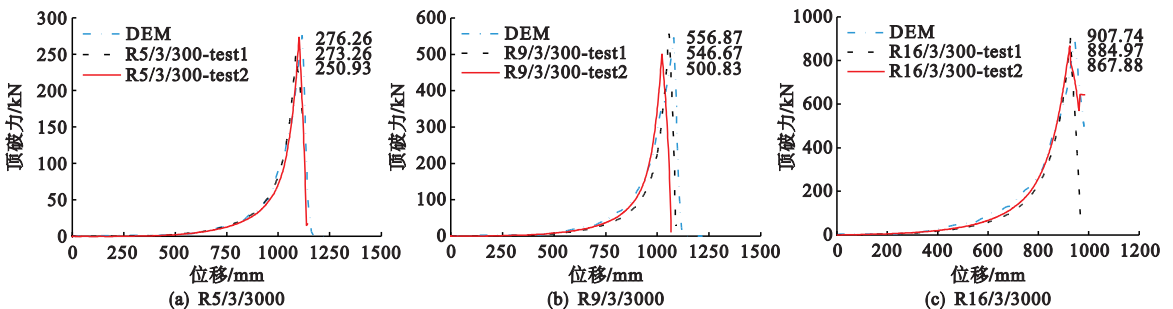


图10 环网顶破力-位移曲线对比

Fig. 10 Comparison of breaking force-displacement curve of ring network

表 4 环网顶破数值模拟与试验结果对比  
Tab. 4 Comparison between numerical simulation and experimental results of ring network breaking

试验/数值模拟	顶破力/kN	顶破位移/mm	能量耗散/kJ
R5/3/300	262.1/276.3	1102.7/1115.9	29.85/34.81
R7/3/300	303.4/316.5	1038.1/1060.1	41.58/41.66
R9/3/300	528.9/546.7	1012.5/1004.7	58.30/51.52
R12/3/300	632.1/611.5	937.4/962.9	87.45/94.06
R16/3/300	887.8/884.9	927.6/944.9	105.57/111.39
R19/3/300	1202.9/1130.2	917.7/920.2	149.93/147.09

## 5 结 论

综上所述,本文主要结论如下:

(1)圆形网环在拉伸过程呈现出典型的弯-拉两阶段特征,网环变形会从弯曲变形逐渐过渡到拉伸变形,且在与卸扣接触区域的钢丝环截面出现了压扁现象,网环的破断模式在于接触区域附近的钢丝受剪切破断;单环拉伸的拉弯临界荷载、破断力和破断位移随钢丝缠绕圈数均呈较为明显的线性增加关系,能量耗散随钢丝缠绕圈数呈明显的指数型增加关系;

(2)环连网顶破过程包含了网环发生相对滑动、产生塑性大变形与达到极限承载能力的三个阶段,环连网顶破力随钢丝缠绕圈数的增加而显著增加,顶破位移随钢丝缠绕圈数的增加而显著降低;环连网的整体刚度随顶破量的增加而显著提高,环连网各区域的网环发生了不同的变形历程,所有工况下环连网的破坏模式均在环连网和顶破头接触区域附近发生破断;

(3)根据网环单元弯拉两阶段的受力特性,分区域建立了离散元网环数值模型,即弯曲区(接触区)和拉伸区(非接触区)Bond的直径分别根据抗弯截面模量和面积等效原则进行确定;同时,为考虑弯曲区域钢丝环截面的压扁现象,弯曲区域Bond的弹性模量根据抗弯刚度进行确定,拉伸区域的弹性模量根据单环拉伸的力-位移曲线进行标定;

(4)开展了不同工况下的网环拉伸试验和环连网顶破试验的数值反演,数值模拟结果在顶破力、弯-拉临界荷载、顶破位移及能量耗散和试验结果较为吻合,误差在10%以内,验证了本文建立的离散元环连网数值模拟方法的合理性与可靠性。

## 参考文献(References):

- [1] 乔杨镛. 被动柔性防护网系统的大变形机理与控制[D]. 西南交通大学, 2019. (QIAO Yang-kai. Large Deformation Mechanism and Control of Passive Flexible Protective Net System[D]. Southwest Jiaotong University, 2019.)
- [2] 柳春, 余志祥, 郭立平, 等. 基于SPH-FEM耦合方法的落石冲击拱形钢筋混凝土棚洞数值模拟[J]. 振动与冲击, 2019, **38**(13): 118-125. (LIU Chun, YU Zhi-xiang, GUO Li-ping, et al. Numerical simulation for rock-fall impacting an arch RC hangar tunnel based on SPH-FEM coupled method[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2019, **38**(13): 118-125. (in Chinese))
- [3] 赵雅娜, 余志祥, 赵世春. 柔性防护系统环形拦截网分区等代模型[J]. 西南交通大学学报, 2019, **54**(4): 808-815. (ZHAO Ya-na, YU Zhi-xiang, ZHAO Shi-chun. Ring-net subdivision equivalent model of flexible protection system[J]. *Journal of Southwest Jiaotong University*, 2019, **54**(4): 808-815. (in Chinese))
- [4] 唐杰灵, 李天斌, 曾鹏, 等. 岩爆柔性防护网及其动力特性分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2019, **38**(4): 793-802. (TANG Jie-ling, LI Tian-bin, ZENG Peng, et al. Study on rockburst flexible protective net and its dynamic characteristics[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2019, **38**(4): 793-802. (in Chinese))
- [5] Jin Y T, Yu Z X, Luo L R. A membrane equivalent method to reproduce the macroscopic mechanical responses of steel wire-ring nets under rockfall impact[J]. *Thin-Walled Structures*, 2021, **167**: 108227.
- [6] Cazzani A, Mongiovi L, Frenez T. Dynamic finite element analysis of interceptive devices for falling rocks[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Minings Sciences*, 2002, **39**(3): 303-321.
- [7] Yu Z X, Liu C, Guo L P, et al. Nonlinear numerical modeling of the wire-ring net for flexible barriers[J]. *Shock and Vibration*, 2019, **2019**(1): 3040213.
- [8] 柳春. 柔性防护结构坡面地质灾害作用的离散化分析理论与方法[D]. 西南交通大学, 2020. (LIU Chun. Discrete Analysis Theory and Method of Geological Disaster Action on Slope Surface of Flexible Protective Structure[D]. Southwest Jiaotong University, 2020. (in Chinese))
- [9] Xu H, Gentilini C, Yu Z X. An energy allocation based design approach for flexible rockfall protection barriers[J]. *Engineering Structures*, 2018, **173**: 831-



852.

- [10] Zhu Z H, Yin J H, Ouyang C J, et al. Zhuo-hui. Modeling a flexible ring net with the discrete element method [J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2020, **146**(2):04019120.
- [11] Liu C, Yu Z X, Zhao S C. Consideration of maximum impact force design for a rock shed against dry granular flow[J]. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 2022, **26**(7):2963-2984.
- [12] Li X Y, Zhao J D, Kwan J S H. Assessing debris flow impact on flexible ring net barrier: A coupled CFD-DEM study [J]. *Computers and Geotechnics*, 2020, **128**:103850.
- [13] Zhu Z H, Yin J H, Qin J Q, et al. A new discrete element model for simulating a flexible ring net barrier under rockfall impact comparing with large-scale physical model test data[J]. *Computers and Geotechnics*, 2019, **116**:103208.
- [14] Dugelas L, Coulibaly J B, Bourrier F, et al. Assessment of the predictive capabilities of discrete element models for flexible rockfall barriers[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2019, **133**:103365.

## Multi-nonlinear DEM analysis method of flexible ring net

YU Zhi-xiang<sup>\*1</sup>, LIU Jian<sup>2</sup>, TIAN Yong-ding<sup>1</sup>

(1. School of Civil Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China;

2. China Railway Eryuan Engineering Group Co., Ltd., Chengdu 610031, China)

**Abstract:** A discrete element method for nonlinear multibody analysis of a ring net is proposed to address the computational challenges of multibody dynamics in flexible rockfall protection net systems. Twelve sets of single-ring quasi-static tensile tests were conducted out and the force-displacement curves were obtained, and the critical loads, breaking forces, breaking deformations, and breaking energies of the steel wire rings were determined under various wire winding turns. Accordingly, equivalent physical parameters of the discrete element model (DEM) were determined, considering the flattening softening and combined tensile-bending properties of the wire ring contact area. Furthermore, the bending-tensile stiffness control parameters of the Bond key of the ring net model were calibrated, addressing the challenging problem of bending-tensile coordination equivalent of the steel wire ring net. The DEM of the ring net with dense sets of knots was further established, and numerical simulations of top breaking of the ring network were conducted, followed by a comparative analysis with experimental results. The research demonstrates that the DEM of the ring net reproduces the bending-tensile deformation characteristic and tensile-bending-compression failure mode of the wire ring element in the contact area. It also reproduces the key physical phenomena of contact sliding, plastic deformation and shear failure throughout the process of top breaking tests. The key results, such as peak breaking force, breaking elongation, tensile stiffness, and bending stiffness of the DEM are consistent with the experimental results, validating the effectiveness and reliability of the proposed method. The findings provide a new approach for the quantitative analysis of flexible protection engineering.

**Key words:** protective engineering; ring net; discrete element method; tensile test; numerical simulation