

DOI: 10.7511/jslx20230902001

弹性/弹塑性纤维束扭转试验与数值模拟研究

李艳洁^{*1}, 孙雪¹, 杨鸿彬¹, 郭宇²

(1. 北京林业大学 工学院, 北京 100083; 2. 浙江大学 航空航天学院, 杭州 310023)

摘要:采用离散单元法(DEM)建立了节点球连接球柱纤维模型,进行了弹性和弹塑性纤维束的数值仿真,模拟了单股、7股和19股纤维束扭转过程。还进行单股和7股纤维束扭转试验,并与离散单元法仿真进行对比,验证了模型的准确性。结果表明,大扭转刚度纤维构成的纤维束能够承受更大的外部荷载;相同等效横截面积的纤维束,在扭转角度相同的情况下,19股纤维束能承受的扭矩大于7股纤维束。

关键词:离散单元法;纤维束扭转;弹性材料;弹塑性材料

中图分类号: TB301

文献标志码: A

文章编号: 1007-4708(2025)01-0075-08

1 引言

多股缆线因其具有高抗拉性和高柔韧性在工程界得到广泛应用。根据其材料不同可分为金属和非金属缆线。为了提高缆线的抗拉强度,通常的金属缆线均需要在正式使用前通过绞缆机进行扭转定型。在扭转定型过程中,每根金属缆线的变形均会经历弹性、弹塑性甚至理想塑性阶段。在不同材质缆线束的扭转过程中,缆线的力学特性如扭转刚度,会对扭矩产生影响。因此,研究影响缆线扭转过程的敏感参数的影响规律及其机理,具有重要的科学研究价值与实际应用需求。

目前已有的多种有限元模型研究金属缆线力学行为,大多集中在缆线的弹性行为上,而能够预测其塑性行为的分析模型仍然很少,一些结构复杂且规模较大的有限元仿真计算效率较低^[1-3]。此外,有关绞缆的力学分析多见于针对扭转定型后的多股绞缆,如对绞缆拉伸变形进行预测,以及拉伸载荷与延伸率关系的研究^[4-6]。

离散单元法 DEM(Discrete Element Method)是用于解决非连续性颗粒物质问题的数值计算方法,也可通过多个颗粒连接在一起来研究复杂形状材料的力学特性、切割及断裂等^[7,8]。为了模拟柔性纤维的变形过程,刚性单元间通过弹性键相互连

接的柔性纤维模型用来模拟颗粒的运动状态及受力过程,计算材料弹塑性问题^[9-12]。Guo等^[13]通过将 DEM 结果与有限元模拟结果相比较,验证了模型的可行性,该模型相比于传统的球链模型、椭球链模型和杆链模型具有单根纤维表面光滑且所需颗粒数量更少的优点。

本研究采用离散单元法模拟了弹性和弹塑性纤维束的扭转过程,利用单股和7股纤维扭转试验与仿真对比,验证仿真模型的准确性以及仿真方法的可行性,在此基础上分析扭转角度、纤维的扭转刚度和纤维直径对7股和19股纤维束扭转产生变形和受力的特性,为多股绞缆制作工艺的改进提供理论基础。

2 纤维束扭转试验

选取三种弹塑性材料(硬铝 LY11、低碳钢 Q235、紫铜 T1)和一种弹性材料(尼龙 66)进行单股和7股同材料纤维束扭转试验,通过试验测得四种材料的密度和弹性模量列入表1。将金属棒料进行车削加工至直径5 mm^[14],将7根金属棒排列为六角型,如图1所示,两端分别插入内六角形金属套筒,并用金属焊接胶进行灌封固定。套筒顶端六角柄连接处加工成与扭转仪器固定夹持孔相吻合的形状尺寸,用以在扭转试验中固定纤维束的两

收稿日期:2023-09-02;修改稿收到日期:2023-10-13.

基金项目:国家自然科学基金(31971803)资助项目.

作者简介:李艳洁^{*}(1980-),女,博士,教授(E-mail:liyanjie@bjfu.edu.cn).

引用本文:李艳洁,孙雪,杨鸿彬,等.弹性/弹塑性纤维束扭转试验与数值模拟研究[J].计算力学学报,2025,42(1):75-82.

LI Yan-jie, SUN Xue, YANG Hong-bin, et al. Experimental and numerical simulations on torsion of elastic and elasto-plastic fiber bundles[J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2025, 42(1): 75-82.

端。纤维束扭转试验试样参数如表 1 所示。本文的扭转试验选取的扭转角速度为 π rad/min, 进行三次试验, 取扭矩的平均值进行对比分析。每次扭转试验进行至试样扭断即停止, 试验过程如图 2 所示。

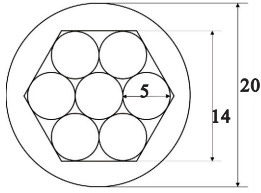


图 1 7 股纤维束横断面(单位:mm)

Fig. 1 Arrangement of seven strand-fiber bundle(unit:mm)

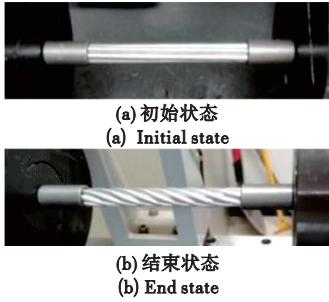


图 2 7 股铝棒扭转试验

Fig. 2 Initial and end states of the seven-strand aluminum rod for the torsion test

表 1 扭转试验试样参数

Tab. 1 Physical parameters of torsion test samples

参数	数值
单根纤维直径 D_0 /mm	$D_0^1=10, D_0^2=5$
纤维束实际扭转长度 L_{twist} /mm	100
纤维密度 ρ /kg \cdot m $^{-3}$	$\rho_{br}=8960, \rho_{al}=2459, \rho_{st}=7621, \rho_{ny}=1136$
纤维弹性模量 E /GPa	$E_{br}=76.5, E_{al}=71.4, E_{st}=190.2, E_{ny}=2.1$
纤维泊松比 ν	$G_{br}=0.31, G_{al}=0.32, G_{st}=0.26, G_{ny}=0.28$
扭转角速度 ω /rad \cdot min $^{-1}$	π
纤维股数	1, 7

3 纤维束数值模型与仿真建模方法

3.1 纤维球柱单元模型

3.1.1 弹性球柱单元模型

采用节点球连接球柱纤维模型如图 3 所示, 该模型由多个长度一样的球柱单元连接而成, 每个球柱单元由一个圆柱体和两端球体组合而成^[13]。两相邻节点球间的柱体为刚性, 相邻球柱单元通过球体弹性键来连接, 不同球柱单元可以扭转、弯曲、拉伸和压缩。在纤维内部相邻的球柱单元通过节点

球来传递力和力矩。

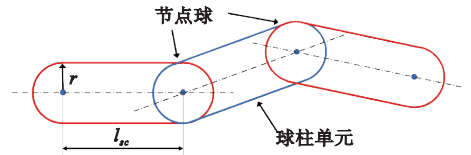


图 3 球柱单元构造的柔性细长纤维

Fig. 3 Bond connecting ball and column unit fiber

每一个节点球的平移与旋转运动均由牛顿第二运动定律控制, 即

$$m \frac{dv_i}{dt} = F_i^c + F_i^b + m_i g, J_i \frac{d\omega_i}{dt} = M_i^c + M_i^b \quad (1)$$

式中 v_i 和 ω_i 分别是质量为 m_i 、惯性矩为 J_i 节点球 i 的平移线速度和转动角速度矢量。节点球平动由接触力 F_i^c 、变形合力 F_i^b 和重力 $m_i g$ 驱动; 转动由接触力矩 M_i^c 和节点力矩 M_i^b 驱动。

球柱单元纤维模型中节点球受力如图 4 所示, 模型中节点球的法向力 F_n^b 和切向力 F_t^b 可分别表示为法向位移 Δ_n^b 和切向位移 Δ_t^b 的线性函数, 即

$$F_n^b = \frac{EA}{l_{sc}} \Delta_n^b = K_n^b \Delta_n^b, F_t^b = \frac{GA}{l_{sc}} \Delta_t^b = K_t^b \Delta_t^b \quad (2)$$

根据连接两个相邻球柱单元的公用节点球的相对扭转角速度 $\dot{\theta}_{twist}$ 和相对弯曲角速度 $\dot{\theta}_{bend}$ 增量, 计算节点球处的合扭矩和合弯矩增量。

$$dM_{twist}^b = \frac{GI_p}{l_{sc}} \dot{\theta}_{twist} dt = K_{twist}^b \dot{\theta}_{twist} dt \quad (3)$$

$$dM_{bend}^b = \frac{EI}{l_{sc}} \dot{\theta}_{bend} dt = K_{bend}^b \dot{\theta}_{bend} dt \quad (4)$$

式(2~4)中, E 和 G (其中 $G=0.5E/(1+\nu)$) 分别为材料的弹性模量和剪切模量, A 为球柱单元横截面积, $I=\pi r^4/4$ 是球柱单元截面惯性矩, $I_p=\pi r^4/2$ 是球柱单元截面极惯性矩, r 是球柱单元半径。

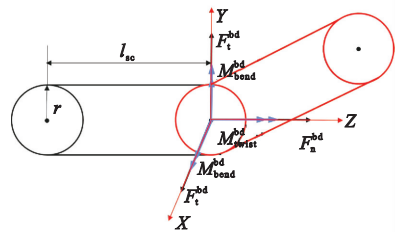


图 4 节点球所受的内力

Fig. 4 Internal force on the node sphere

仿真计算的球柱纤维模型中除了节点球合力和合力矩外, 还有法向阻尼力 F_n^{bd} 、切向阻尼力 F_t^{bd} 、扭转阻尼力矩 M_{twist}^{bd} 和弯曲阻尼力矩 M_{bend}^{bd} , 可分别表示为

$$F_{n(t)}^{bd} = \beta \sqrt{2m_i K_{n(t)}^b} v_{n(t)}^r \quad (5)$$

$$M_{\text{twist}(\text{bend})}^{\text{bd}} = \beta \sqrt{2J_i K_{\text{twist}(\text{bend})}^{\text{b}}} \dot{\theta}_{\text{twist}(\text{bend})} \quad (6)$$

式中 $K_n^{\text{b}}, K_t^{\text{b}}, K_{\text{twist}}^{\text{b}}$ 和 $K_{\text{bend}}^{\text{b}}$ 分别表示节点球处的法向刚度、剪切刚度、扭转刚度和弯曲刚度; $\mathbf{v}_n^r, \mathbf{v}_t^r, \dot{\theta}_{\text{twist}}$ 和 $\dot{\theta}_{\text{bend}}$ 表示质量 m_i 和转动惯量 J_i 的两个节点球之间相对法向速度、切向速度、扭转角速度和弯曲角速度。纤维变形和振动的动能耗散由节点球处节点球阻尼系数 β 决定。本文仿真计算中纤维模型的阻尼系数 β 取 $0.0335^{[15]}$ 。

3.1.2 弹塑性球柱单元模型

柔性纤维的弹性变形达到临界内力后继续增大将进入弹塑性变形阶段。当内力达到塑性极限后进入理想塑性阶段。本文的弹塑性阶段本构模型简化为直线;理想塑性阶段的内力保持恒定。在弹性、弹塑性和理想塑性三个阶段的法向/切向力 $F_{n(t)}^{\text{b}}$ 、扭转/弯曲的内力矩 $M_{t(b)}$ 计算公式为

$$F_{n(t)}^{\text{b}} = \begin{cases} K_{n(t)}^{\text{e}} \Delta_{n(t)}^{\text{b}} & (\Delta_{n(t)}^{\text{b}} \leq \Delta_{n(t)}^{\text{e}}) \\ F_{n(t)}^{\text{e}} + K_{n(t)}^{\text{ep}} (\Delta_{n(t)}^{\text{b}} - \Delta_{n(t)}^{\text{e}}) & (\Delta_{n(t)}^{\text{e}} < \Delta_{n(t)}^{\text{b}} \leq \Delta_{n(t)}^{\text{p}}) \\ F_{n(t)}^{\text{p}} & (\Delta_{n(t)}^{\text{b}} > \Delta_{n(t)}^{\text{p}}) \end{cases} \quad (7)$$

$$M_{t(b)}^{\text{b}} = \begin{cases} K_e \theta_{t(b)}^{\text{b}} & (\theta_{t(b)}^{\text{b}} \leq \theta_{t(b)}^{\text{e}}) \\ M_{t(b)}^{\text{e}} + K_{\text{ep}} (\theta_{t(b)}^{\text{b}} - \theta_{t(b)}^{\text{e}}) & (\theta_{t(b)}^{\text{e}} < \theta_{t(b)}^{\text{b}} \leq \theta_{t(b)}^{\text{p}}) \\ M_{t(b)}^{\text{p}} & (\theta_{t(b)}^{\text{b}} > \theta_{t(b)}^{\text{p}}) \end{cases} \quad (8)$$

式中 $\Delta_{n(t)}^{\text{e}}$ 为弹性阶段法向或切向极限位移, $\theta_{t(b)}^{\text{e}}$ 为弹性阶段扭转或弯曲变形极限角;弹塑性变形法向或切向极限位移 $\Delta_{n(t)}^{\text{p}}$ 、弹塑性阶段极限角 $\theta_{t(b)}^{\text{p}}$ 、无纲弹性模量 K_e 可表示为

$$\Delta_{n(t)}^{\text{p}} = \Delta_{n(t)}^{\text{e}} + (F_{n(t)}^{\text{p}} - F_{n(t)}^{\text{e}}) / K_{n(t)}^{\text{e}} \quad (9)$$

$$\theta_{t(b)}^{\text{p}} = \theta_{t(b)}^{\text{e}} + (M_{t(b)}^{\text{p}} - M_{t(b)}^{\text{e}}) / K_{\text{ep}} \quad (10)$$

$$K_e = GI_p / l_{sc} \quad (11)$$

式中 弹性变形的法向或切向刚度系数 $K_{n(t)}^{\text{e}}$ 参考式(2)可得 $K_n^{\text{e}} = EA / l_{sc}, K_t^{\text{e}} = GA / l_{sc}$ 。

拉压、剪切、扭转和弯曲弹塑性本构模型的加载卸载路径如图5所示,认为弹塑性阶段材料的弹性模量和变形刚度为弹性阶段弹性模量和变形刚度的 n 倍,即 $K_{\text{ep}} = nK_e, K_{n(t)}^{\text{ep}} = nK_{n(t)}^{\text{e}}$ 。加载从原点 O 开始,并沿弹性路径①以斜率 K_e 移动,若在弹性状态卸载,则沿原路径返回;若扭矩超过弹性极限,即 $|M_{t(b)}^{\text{b}}| \geq M_{t(b)}^{\text{e}}$,则变形进入弹塑性阶段,沿路径②以斜率 K_{ep} 移动;若在弹塑性状态下卸载,则沿路径③返回,该路径斜率等于弹性阶段路径①斜

率;若在此阶段重新加载,则沿路径③继续单调增大,直到在相交点切换到弹塑性加载路径,即从路径③到路径②为止。当扭矩刚好超过塑性极限时,即 $|M_{t(b)}^{\text{b}}| > M_{t(b)}^{\text{p}}$,达到完全塑性状态,沿路径⑤移动,在该状态下扭转力矩保持恒定,即 $|M_{t(b)}^{\text{b}}| = M_{t(b)}^{\text{p}}$ 。若在完全塑性状态下卸载,则沿路径④返回,此时重新加载,则沿路径④继续移动直到与路径⑤相交。

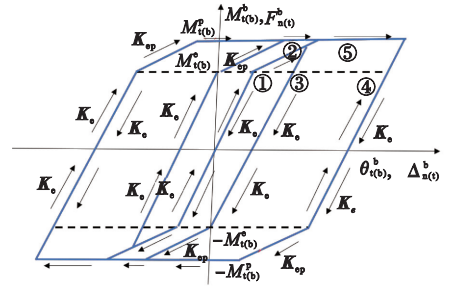


图5 弹塑性变形的加载与卸载循环路径
Fig. 5 Loading and unloading cycle paths for elastoplastic deformations

3.2 接触力模型

DEM 模拟计算最重要的模型之一即为单元间的接触力模型。本文球柱单元间的接触类型可分为球面-球面、球面-柱面、柱面-柱面平行和柱面-柱面倾斜接触4种类型,列入表2。本文法向接触力计算和接触检测由 Kidokoro 等^[10]提出,并由 Guo 等^[16]进行改进。法向、切向接触力的大小由两单元的接触姿态和接触重叠量决定。法向接触力采用 Hertz 模型,切向接触力采用 Mindlin 模型。

在接触模型中增加了接触阻尼力以考虑在碰撞过程中动能的耗散,接触阻尼力表示为

$$F_{\text{dn}(t)}^{\text{c}} = -c_n \beta^{\text{c}} \sqrt{2m_i K_{n(t)}^{\text{c}}} \mathbf{v}_{n(t)}^{\text{c}} \quad (19)$$

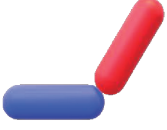



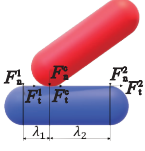
式中 接触阻尼系数 β^{c} 决定了碰撞过程中能量的耗散率,接触刚度 $K_{n(t)}^{\text{c}}$ 定义为 $K_n^{\text{c}} = dF_n / d\delta_n, K_t^{\text{c}} = 8G^* a$ 。若法向接触力 F_n 与 δ_n 成正比,则 $c_n = 1$;若法向接触力 F_n 与 $\delta_n^{3/2}$ 成正比,则 $c_n = \sqrt{5/6}$ 。 $\mathbf{v}_{n(t)}^{\text{c}}$ 是接触点处的相对速度,负号表示阻尼力矢量的方向与相对速度的方向相反。

3.3 纤维束扭转仿真方法

为了验证球柱单元模型和数值模拟方法的准确性和有效性,本研究选取与国标试验参数一致的仿真参数进行了单股纤维、7股和19股纤维束扭转的仿真计算,并将单股纤维和7股纤维的扭转仿真结果与试验结果进行了对比。模拟参数设定列入表3。

在开始进行数值模拟时,首先在足够大的长方体域里生成指定长度的单股纤维、7股或19股纤

表2 DEM接触力模型
Tab.2 Contact force models used in the DEM

类型	模型
Group I  (a) 球面-球面接触	$F_n^c = \frac{\sqrt{2r}}{3} \frac{E^c}{(1-\nu^2)} \delta_n^{3/2} \quad (12)$ <p>F_n^c 表示弹性法向接触力。E^c 为纤维材料在接触点的弹性模量, ν 为材料的泊松比, r 为纤维材料的半径, δ_n 为接触叠合量^[7]。</p>
Group II  (b) 球面-柱面接触	$F_n^c = \sqrt{\frac{8r}{27}} \alpha^{-3/2} \frac{E^c}{(1-\nu^2)} \delta_n^{3/2} \quad (13)$ <p>α 为常数, 取决于接触区域的形状, 取 0.974^[10]。</p>
Group III  (c) 柱面-柱面平行接触	$F_n^c = \frac{k\pi L^c}{2 \left(1.8864 + \ln \frac{L^c}{2b} \right)} \frac{E^c}{(1-\nu^2)} \delta_n \quad (14)$ <p>L^c 为接触面的轴向长度, b 为接触面的宽度, $b = \sqrt{2r\delta_n}$, 常数 k 设定为 2.5。</p>
Group IV  (d) 柱面-柱面倾斜接触	$F_n = \begin{cases} \frac{F_n^{\max} - 10(F_n^{\max} - 2F_n^{\min})}{\pi} \theta & (0 \leq \theta \leq \pi/10) \\ 2F_n^{\min} - \frac{5F_n^{\min}}{2\pi} (\theta - 0.1\pi) & (\pi/10 < \theta \leq \pi/2) \end{cases} \quad (15)$ <p>θ 为两球柱单元主轴夹角, $F_n^{\min} = \frac{2}{3} k \sqrt{r} \alpha^{-3/2} \frac{E^c}{(1-\nu^2)} \delta_n^{3/2}$, $F_n^{\max} = \frac{k\pi L^c}{2 \left(1.8864 + \ln \frac{L^c}{2b} \right)} \frac{E^c}{(1-\nu^2)} \delta_n$。</p>
切向力模型	$F_t = \begin{cases} F_t^0 + 8G^* a \cdot v_t^c \cdot dt & (F_t^1 \leq \mu F_n) \\ -\mu F \frac{v_t^c}{ v_t^c } & (F_t^1 > \mu F_n) \end{cases} \quad (16)$ <p>F_t^0 和 F_t^1 分别为前一个和当前时间步长的切向力矢量, 切变模量 G^* 可由 $\frac{1}{G^*} = \frac{(2-\nu_1)}{G_1} + \frac{(2-\nu_2)}{G_2}$ 得到, 其中 G_1, G_2 和 ν_1, ν_2 分别是两个球柱单元的剪切模量和泊松比, 有效接触半径 $a = \sqrt{2r\delta}/2$, $v_t^c \cdot dt$ 表示当前时间步长的切向位移增量。</p>
接触力的等效传递	 <p>(e) 接触外力分布</p>

纤维束, 纤维两端的球柱单元分别为固定端和加载端 (如图 6(a) 所示); 若为多股纤维束, 则两端的球柱单元固结为一个整体 (如图 6(b, c) 所示)。仿真开始时对加载端施加恒定的扭转角速度, 使得中间变形段的纤维或纤维束开始扭转, 输出加载过程中不同时刻的扭矩与试验测量得到的扭矩进行对比。

为了验证 7 股纤维束仿真模型的准确性, 本研究进行 7 股弹性尼龙棒束扭转试验与仿真对比以及 7 股弹塑性材料铜棒束扭转试验与仿真对比, 纤维束仿真参数列入表 3, 仿真过程如图 7 所示。

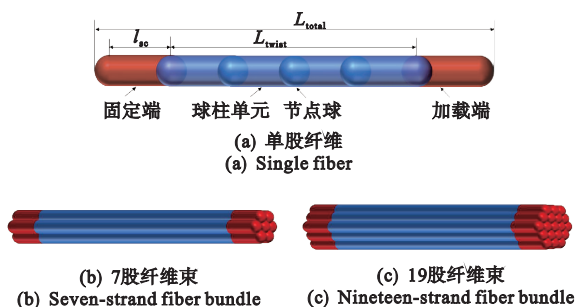


图6 单根纤维模型及纤维束排布方式
Fig.6 Single fiber model and fiber bundle arrangement

表3 扭转仿真参数
Tab.3 Torsion simulation parameters

参数	试验验证	影响参数分析
纤维直径 d_f/mm	单股 $d_f^1=10$ 7股 $d_f^7=5$	7股 $d_f^7=5$ 单纤维直径相等 19股 $d_f^{19}=5$ 等横截面积 19股 $d_f^{19}=3$
球柱单元长径比 AR_{sc}	2	1, 1.5, 2*, 2.5
实际扭转长度 L_{twist}/mm	100	100
纤维节点球数量 N_n	11	11
纤维密度 $\rho_f/\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	$\rho_{br}=8960$ $\rho_{al}=2459$ $\rho_{st}=7621$ $\rho_{ny}=1136$	$\rho_{sg}=1261$
纤维杨氏模量 E/GPa	$E_{br}=76.5$ $E_{al}=71.4$ $E_{st}=190$ $E_{ny}=2.1$	$E_{sg}=6.35$
纤维扭转刚度 G_t/MPa	$G_{ibr}=76.5$ $G_{tal}=71.4$ $G_{tst}=190$ $G_{tmy}=2.1$	0.635, 3.175 6.35* 31.75, 63.5
摩擦系数 μ	0.7	0.7
泊松比 ν	0.3	0.3
接触阻尼系数 β^c	0.016	0.016
节点球处阻尼系数 β	0.0335	0.0335
时间步长 $\Delta t/\mu\text{s}$	0.6	0.06, 0.3, 0.6* 1.2, 2.4
扭转角速度 $\omega/\text{rad}\cdot\text{min}^{-1}$	π	π

注: * 为基准值

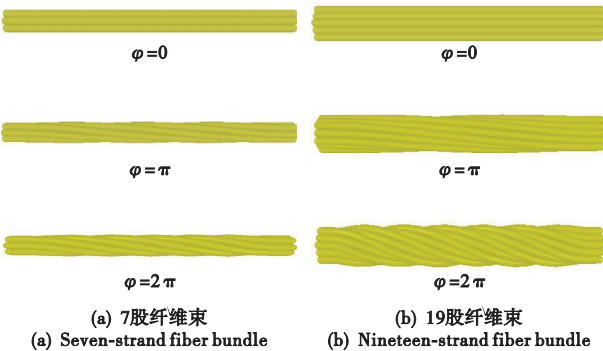


图7 纤维束扭转仿真过程

Fig.7 Torsion simulation processes of fiber bundles

3.4 关键参数敏感度分析

实际仿真运算过程中,球柱单元长径比和时间步长对计算效率和准确性均有影响。因此,本研究以弹性材料尼龙棒进行分析讨论,通过不断调整参数,从而得到最佳的参数取值。

3.4.1 球柱单元长径比的影响

本文纤维模型是由多个刚性的球柱单元连接

而成的,每个球柱单元通过弹性节点球连接,单根纤维中球柱单元长径比 AR_{sc} 越小,仿真计算结果准确性越高,但随着长径比的减小,单根纤维中球柱单元数量增加,仿真计算效率下降,因此,为选择合适的球柱单元长径比,对7股纤维束扭转进行了不同球柱单元长径比的仿真。如图8所示,对横坐标进行无量纲化处理变为单位长度扭转角,7股纤维束中 $AR_{sc} \geq 1$ 时,球柱单元数量的增加对仿真结果基本无影响,但接触检测次数增加,计算效率降低。为保证计算精准度的同时亦能提高仿真计算效率,本研究取球柱单元长径比 $AR_{sc}=2$ 进行仿真计算。

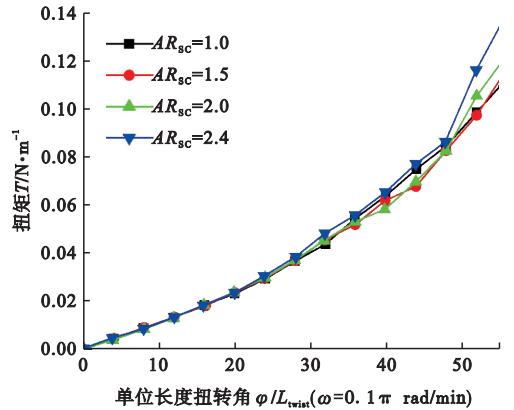


图8 球柱单元长径比对7股纤维束扭矩的影响($\omega=0.1\pi\text{ rad/min}$)
Fig.8 Comparison of influence of length-diameter ratio of spherocylinder element on torque of seven-strand fiber bundle($\omega=0.1\pi$)

3.4.2 时间步长的影响

时间步长是程序进行两次迭代计算间隔的时间,实际的时间步长是由时间步长系数乘以临界时间步长得到^[17]。在仿真计算过程中纤维运动是比较剧烈的,为了确保数值计算的稳定性,实际时间步长通常要小于临界时间步长 $\Delta t_{cri}^{[19]}$:

$$\Delta t = n\Delta t_{cri} \quad (20)$$

式中 Δt 为实际时间步长, n 为时间步长系数 ($n < 1$)。

图9为不同时间步长纤维束扭转的扭矩结果对比。时间步长对于本文纤维束扭转扭矩的影响不明显。但是,图9中当时间步长取 $2.4\mu\text{s}$ 和 $1.2\mu\text{s}$ 时,扭矩曲线分别在单位长度扭转角 32 rad/m 和 40 rad/m 时中断。时间步长对纤维束扭转的扭矩结果的影响机理是由于时间步长过大导致在计算过程中节点球处产生较大的内力^[13,19],从而导致计算发散而中断。另3个较小的时间步长则均未出现上述现象。但是,若时间步长设定过小,程序会进行更多的循环次数来完成不

必要的迭代,使计算效率降低。因此,为了保证仿真计算效率和程序的稳定性,本研究最终采用的时间步长为 $0.6 \mu\text{s}$ 。

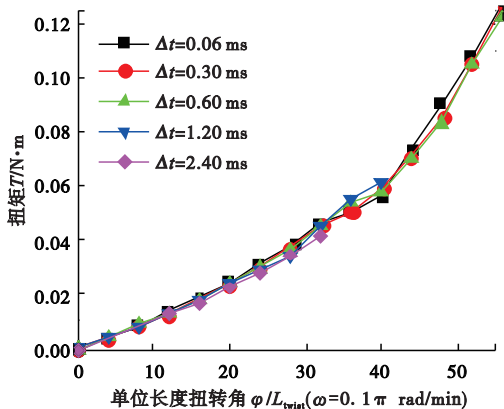


图9 时间步长对7股纤维束扭矩的影响($\omega=0.1\pi \text{ rad/min}$, $AR_{sc}=2$)

Fig. 9 Comparison of effect of time step on torque of seven-strand fiber bundle ($\omega=0.1\pi$, $AR_{sc}=2$)

4 纤维束扭转数值模拟结果与分析

4.1 试验结果及仿真准确性验证

本文试验和仿真中的单股和多股纤维束的扭转均为纯扭转。在多股纤维束扭转试验过程中,不对纤维束轴向位移进行约束,对于纤维束整体而言是纯扭转变形,在对纤维束一端固定的内六角套筒加载恒定扭转角速度开始扭转时,除中心纤维外的其余外围纤维均发生弯曲、扭转和拉伸的耦合变形,那么作用于六角套筒上的反向压力会作用在中心纤维上,使得中心的纤维产生扭转变形的同时有微小缩短变形。因此纤维束整体长度会有微量缩短。但是,本文选取与仿真对比的试验扭转角度皆不超过 2π ,纤维束纵向应变不超过 0.05% ,因此本文忽略由纤维束扭转引起的试样的缩短。

为了验证本文仿真模型和方法的准确性,采用与纤维束扭转试验一致的参数进行仿真并与试验结果进行对比,仿真参数如表3试验验证部分所示。图10(a,b)分别为4种弹性和弹塑性材料单股纤维和7股纤维仿真与试验结果对比。由图10(a,b)可见,无论是单股纤维还是多股纤维束的扭转仿真结果均与试验结果相吻合。这表明本研究采用的节点球连接球柱单元模型可用于模拟弹性及弹塑性纤维扭转过程,仿真方法具有可靠性和可行性。该数值模型和仿真方法可为工程上钢绞线、金属绞缆、光纤电缆的制作过程提供理论基础。

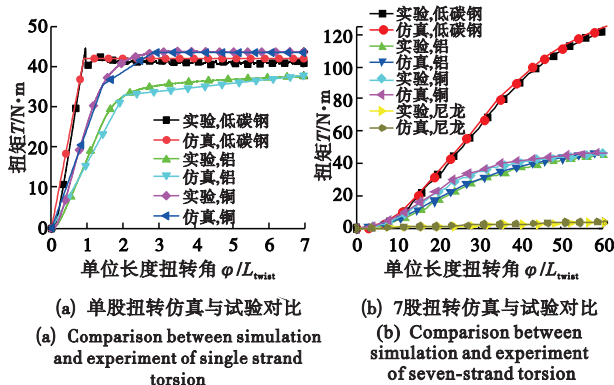


图10 仿真与试验对比

Fig. 10 Comparison of simulations and experiments

4.2 关键影响参数分析

4.2.1 扭转刚度的影响

纤维的扭转刚度可用来衡量纤维抵抗扭转变形的能力,扭转刚度越小,纤维越易发生扭转变形。

本文用 G_r^0 表示纤维材料扭转刚度的基准值(表3)。图11(a,b)显示了扭转角度在 $0\sim 2\pi$ 区间的纤维束扭转扭矩对比结果。对于7股和19股纤维束,扭转得到的扭矩均随着扭转刚度的增大而增大。对比图11(a,b)可见扭转角度相同时19股的扭矩约为7股的10倍,这是因为此处采用的是单根纤维直径相同的纤维束,导致19股纤维束扭矩明显大于7股。

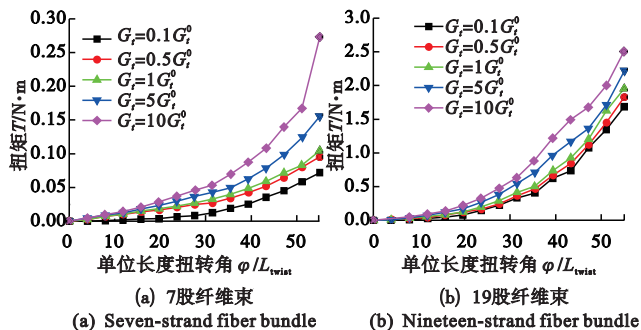


图11 扭转刚度对纤维束扭矩的影响对比

Fig. 11 Comparison of effects of bending stiffness on torques of fiber bundles

4.2.2 纤维股数对纤维束扭转结果影响

图13(a)对比了单根纤维直径相等(5 mm)的7股和19股纤维束扭转的扭矩与纤维束有效横截面积相同(纤维束横截面积为 $43.75\pi \text{ mm}^2$,单根纤维直径分别为5 mm和3 mm)的7股和19股纤维束的扭矩。

由图13(a)可见,19股单根直径5 mm的纤维束扭矩明显大于另外两种纤维束。这说明纤维束试样整体的扭矩只与有效横截面积正相关,与股数关系不大。该现象与单根圆柱形国标试件扭转的

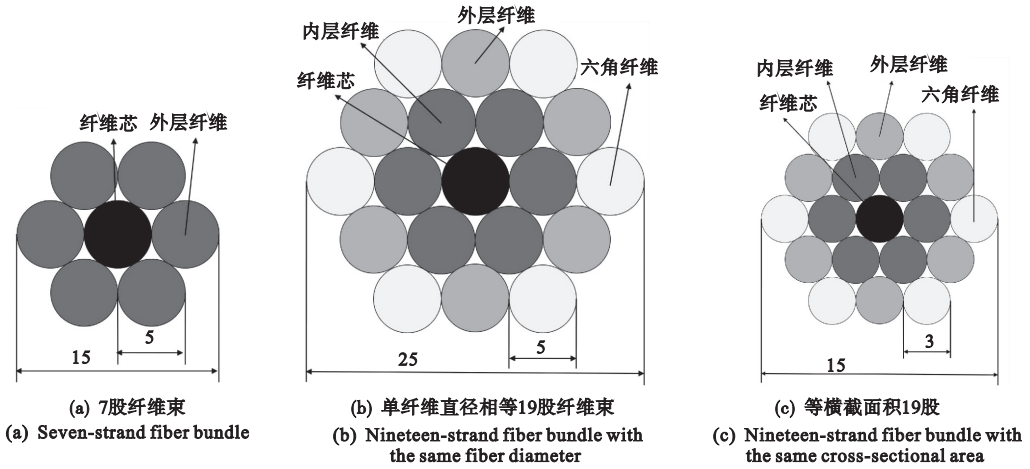


图 12 不同纤维束横截面
Fig. 12 Cross sections of different fiber bundles

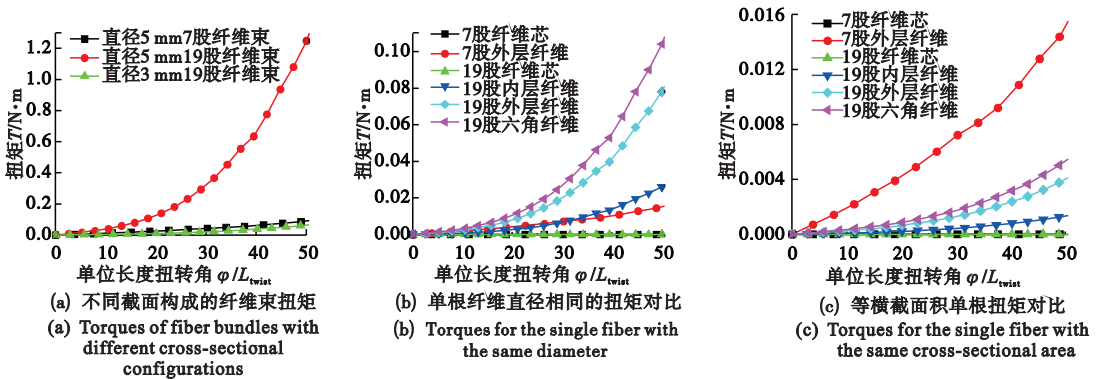


图 13 纤维束及每股纤维扭矩值

Fig. 13 Torque values of fiber bundles and per fiber

扭矩结果是一致的。但是,为了深入地分析在纤维束内部每个位置上的纤维在此过程中的扭矩贡献量,进一步分析了构成纤维束的不同位置上的纤维的扭矩,如图 13(b,c)所示,纤维芯的扭矩约为 $10^{-6} \text{ N} \cdot \text{m}$,同一纤维束中相同位置的纤维扭矩相同,19 股纤维束中,外层纤维所受扭矩约为内层纤维的 3 倍,六角纤维所受扭矩约为内层纤维的 4 倍,纤维位置距离扭转中心越远,随加载端旋转而发生弯曲、扭转和拉伸的耦合变形越大,导致扭矩越大;单纤维直径相等的情况下,扭转过程中,19 股外层纤维和六角纤维对内层纤维的压力逐渐增大,使得 19 股内层纤维所受扭矩逐渐大于 7 股外层纤维。等横截面积情况下,19 股纤维束中每根纤维所受扭矩均小于 7 股纤维束中外层纤维,多股数构成的纤维束可增强纤维束的扭转强度。

5 结论

本研究采用离散单元法建立了弹性和弹塑性材料的节点球连接球柱单元纤维模型,进行了单股纤维、7 股和 19 股纤维束扭转仿真计算,并与扭转

试验结果进行对比。在此基础上分析了影响扭转仿真的敏感参数影响规律,讨论了扭转刚度和股数对纤维束扭转的影响,得到以下结论。

- (1)弹性(尼龙)和弹塑性(铜、铝、低碳钢)材料的纤维束扭转仿真结果均与试验结果吻合较好,验证了仿真模型的准确性与仿真方法的可行性。
- (2)在纤维束扭转角度较大时,纤维间相互挤压作用增强,造成纤维间摩擦力增大,纤维束所受扭矩明显增加。
- (3)随着纤维束的股数增加,单根纤维的扭转刚度对整体纤维束受到的扭矩影响减小。纤维束横截面积相同的 19 股纤维束扭矩略小于 7 股纤维束;相同单位长度扭转角的情况下,等横截面积 19 股纤维束能承受的扭矩大于 7 股纤维束。

参考文献(References):

[1] Xiang L, Wang H Y, Chen Y, et al. Elastic-plastic modeling of metallic strands and wire ropes under axial tension and torsion loads [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2017, **129**: 103-118.

- [2] Foti F, de Luca di Roseto A. Analytical and finite element modelling of the elastic-plastic behaviour of metallic strands under axial-torsional loads [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2016, **115**: 202-214.
- [3] Foti F, Martinelli L. Modeling the axial-torsional response of metallic strands accounting for the deformability of the internal contact surfaces; Derivation of the symmetric stiffness matrix [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2019, **171**: 30-46.
- [4] Fontanari V, Benedetti M, Monelli B D. Elasto-plastic behavior of a Warrington-Seale rope; Experimental analysis and finite element modeling [J]. *Engineering Structures*, 2015, **82**: 113-120.
- [5] Utting W S, Jones N. The response of wire rope strands to axial tensile loads; Part I. Experimental results and theoretical predictions [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1987, **29**(9): 605-619.
- [6] Utting W S, Jones N. The response of wire rope strands to axial tensile loads; Part II. Comparison of experimental results and theoretical predictions [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1987, **29**(9): 621-636.
- [7] Thornton C, Antony S J. Quasi-static shear deformation of a soft particle system [J]. *Powder Technology*, 2000, **109**(1-3): 179-191.
- [8] Iliescu D, Gehin D, Iordanoff I, et al. A discrete element method for the simulation of CFRP cutting [J]. *Composites Science and Technology*, 2010, **70**(1): 73-80.
- [9] Ai J, Chen J F, Rotter J M, et al. Assessment of rolling resistance models in discrete element simulations [J]. *Powder Technology*, 2011, **206**(3): 269-282.
- [10] Kidokoro T, Arai R, Saeki M. Investigation of dynamics simulation of granular particles using spherocylinder model [J]. *Granular Matter*, 2015, **17**(6): 743-751.
- [11] Gautam S S, Dixit P M. Simulation of large deformation elasto-plastic impact problems using two different objective stress measures [J]. *Procedia Engineering*, 2017, **173**: 432-439.
- [12] Tangri H N, Guo Y, Curtis J S. Packing of cylindrical particles; DEM simulations and experimental measurements [J]. *Powder Technology*, 2017, **317**: 72-82.
- [13] Guo Y, Wassgren C, Curtis J S, et al. A bonded spherocylinder model for the discrete element simulation of elasto-plastic fibers [J]. *Chemical Engineering Science*, 2018, **175**: 118-129.
- [14] GB/T 5224-2014. Steel Strand for Prestressed Concrete [R]. Standards Press of China Beijing, 2014.
- [15] Guo Y, Buettner K, Lane V, et al. Computational and experimental studies of flexible fiber flows in a normal-stress-fixed shear cell [J]. *AIChE Journal*, 2019, **65**(1): 64-74.
- [16] Guo Y, Liu Q Z, Li Y J, et al. Discrete element method models of elastic and elastoplastic fiber assemblies [J]. *AIChE Journal*, 2021, **67**(8): e17296.
- [17] Guo Y, Wassgren C, Hancock B, et al. Validation and time step determination of discrete element modeling of flexible fibers [J]. *Powder Technology*, 2013, **249**: 386-395.
- [18] Kafui K D, Thornton C, Adams M J. Discrete particle-continuum fluid modelling of gas-solid fluidised beds [J]. *Chemical Engineering Science*, 2002, **57**(13): 2395-2410.
- [19] Langston P, Kennkedy A R, Constantin H. Discrete element modelling of flexible fibre packing [J]. *Computational Materials Science*, 2015, **96**: 108-116.

Experimental and numerical simulations on torsion of elastic and elasto-plastic fiber bundles

LI Yan-jie^{*1}, SUN Xue¹, YANG Hong-bin¹, GUO Yu²

(1. School of Technology, Beijing Forestry University, Beijing 100083, China;

2. School of Aeronautics and Astronautics, Zhejiang University of Technology, Hangzhou 310023, China)

Abstract: A bonded spherocylindrical fiber model was established using the Discrete Element Method (DEM) for both elastic and elasto-plastic fiber bundles, which were applied to simulate the torsional process of single strand, seven-strand and nineteen-strand fiber bundles. Additionally, experiments of torsion tests were conducted on single strand and seven-strand fiber bundles, and the results were compared with the DEM simulations to validate the accuracy of the models. The findings indicate that fiber bundles composed of high torsional stiffness fibers can withstand larger external loads. Furthermore, for fiber bundles with the same equivalent cross-sectional area, the nineteen-strand fiber bundle can withstand larger torques compared to the seven-strand fiber bundle when subjected to the same torsional angle.

Key words: Discrete Element Method; fiber bundle torsion; elastic material; elasto-plastic material