

纤维增强复合材料薄壁圆管扭转失效分析

孙伟, 关志东, 黎增山*, 蒋思远, 贾云超

(北京航空航天大学 航空科学与工程学院, 北京 100083)

摘 要: 对碳纤维增强树脂基复合材料(CFRP)薄壁圆管的扭转屈曲、失效载荷和失效模式进行了试验和数值模拟。试验观察圆管在扭矩作用下的 3 种失效模式, 分析了不同失效模式的特征和机理。考虑圆柱壳的初始缺陷和非线性屈曲等因素, 利用 ABAQUS 建立了圆管屈曲和损伤的有限元模型。结果表明: 屈曲诱发圆管表面微裂纹的产生和扩展, 对圆管的失效有着加速作用; 扭转失效过程中圆管层间应力较低, 层间分层主要由管壁突然的破坏产生; 圆柱壳的初始缺陷对屈曲和失效载荷的模拟影响较大, 本文通过对比计算结果和试验数据确定了圆管的初始缺陷系数; 损伤模型的数值模拟结果与试验数据相一致, 验证了有限元模型的有效性。

关键词: 扭转失效; 非线性屈曲; 裂纹扩展; 层间分层; 初始缺陷

中图分类号: TB330.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3851(2016)10-2187-10

复合材料薄壁圆管作为一种典型的结构形式以其良好的可设计性、轻质高强等优点在工程上得到了广泛的运用。相比于传统金属, 复合材料还有着优异的抗疲劳特性, 可提高构件(如传递扭矩的驱动轴)的疲劳寿命。在扭矩载荷占主导的情况下管壁的扭转失效成为设计分析的重点。

国外对复合材料薄壁圆管的屈曲已有很多研究, 早期学者根据薄壳理论获得了扭矩载荷下复合材料圆柱壳屈曲载荷的解析表达式^[1-3]。Park 等^[4]运用几何非线性有限元方法计算出扭矩作用下复合材料圆柱壳的屈曲载荷和屈曲模态。Shokrieh 等^[5]通过有限元计算分析发现复合材料圆柱壳的自然频率随着扭矩的增加降低, 并讨论了影响屈曲载荷的因素。Tafreshi^[6-7]对含有分层缺陷的复合材料圆柱壳在轴压和内压载荷作用下的屈曲分别进行了计算分析。Takano^[8]基于厚壳理论对各向异性圆柱壳在扭矩和轴压组合载荷作用下的屈曲进行了研究, 考虑了横向剪切刚度和几何尺寸对屈曲的影响。Allahbakhsh 和 Shariati^[9]对组合载荷下含裂纹的复合材料圆柱壳的屈曲问题进行了计算分析。

中国学者李志敏和沈惠申^[10]对三维编织复合材料圆柱壳在外压作用下的屈曲进行了分析, 同时

考虑非线性前屈曲、大挠度和初始几何缺陷的影响。束永平等^[11]对反对称正交铺层剪切圆柱壳在外压下的屈曲和后屈曲进行了研究, 讨论了横向剪切变形、Batdorf 数、弹性模量比和初始几何缺陷对圆柱壳屈曲与后屈曲的影响。闫光等^[12]对完整复合材料圆柱壳轴向压缩性能进行了试验研究, 利用有限元方法对含矩形开口的复合材料圆柱壳进行计算, 分析了开口尺寸和铺层角度对屈曲载荷的影响。Zhang 和 Han^[13]研究了在扭矩载荷下含有缺陷复合材料圆柱壳的屈曲和后屈曲行为。Shen 和 Xiang^[14]考虑非线性屈曲和几何初始缺陷研究了组合载荷下复合材料圆柱壳的非线性后屈曲问题。胡晶等^[15]利用数值方法对碳纤维复合材料传动轴抗扭性能进行了优化分析, 研究了铺层角度、厚度、铺层顺序以及对称性对传动轴扭转刚度的影响规律。

国内外学者对复合材料圆管屈曲和后屈曲的研究已较为深入, 对扭转屈曲阶段的失效和破坏模式的研究相对较少。本文通过对多种碳纤维增强树脂基(CFRP)复合材料薄壁圆管的扭转失效试验得到了圆管扭转的 3 种失效模式, 运用有限元(FEA)方法对圆管扭转渐进失效过程进行了模拟, 揭示了失效过程中圆柱壳的屈曲和管壁材料的损伤以及层间

收稿日期: 2015-09-24; 录用日期: 2015-11-12; 网络出版时间: 2015-12-17 13:33

网络出版地址: www.cnki.net/kcms/detail/11.1801.TB.20151217.1333.006.html

基金项目: 航空科学基金(2015ZA51010)

通讯作者: 黎增山, 讲师, 硕士生导师, 研究方向为复合材料结构设计。 E-mail: lizengshan@buaa.edu.cn

引用格式: 孙伟, 关志东, 黎增山, 等. 纤维增强复合材料薄壁圆管扭转失效分析[J]. 复合材料学报, 2016, 33(10): 2187-2196.

SUN W, GUAN Z D, LI Z S, et al. Failure analysis of fiber reinforced composite thin-walled tubes under torsion load[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2016, 33(10): 2187-2196 (in Chinese).

分层 3 种失效机制之间的关系。

1 试 验

1.1 研究对象

图 1 为圆管扭转模型，图中： L 为复合材料圆管长度； D_m 为中径； h 为壁厚。一端固定，在另一端施加扭矩 T 。

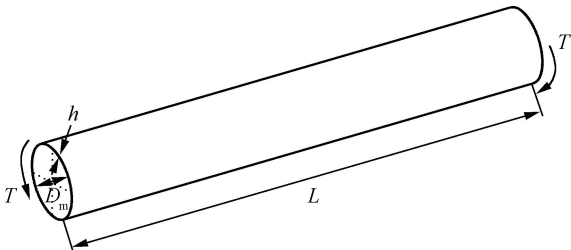


图 1 圆管扭转模型
Fig. 1 Torsion model of circular tube

1.2 试验参数

3 种复合材料圆管的几何参数见表 1，圆管试验段长度为 200 mm。复合材料圆管如图 2 所示，两端为铝质的固定加载端，通过热固性树脂将管身粘接固化在加载端上。

表 2 和表 3 分别为碳纤维/环氧树脂基复合材料单向带和界面的力学参数。试验件 0° 和 $\pm 45^\circ$ 2 类铺层各占 50%，采用相同的交错铺层方式。A

表 1 3 种复合材料圆管的几何参数

Table 1 Geometrical parameters of three kinds of composite circular tubes

Tube	L/mm	D_m/mm	h/mm
A	200	24.5	0.5
B	200	29.0	0.6
C	200	44.0	1.0



图 2 复合材料圆管
Fig. 2 Composite circular tube

管和 B 管沿厚度方向铺层数为 4，铺层顺序为 $[0/45/-45/0]$ ，单层厚度分别为 0.125、0.150 mm；C 型管沿厚度方向铺层数为 8，铺层顺序为 $[0/45/0/45/-45/0/-45/0]$ ，单层厚度为 0.125 mm。

1.3 试验设备

复合材料圆管装配示意图如图 3 所示，试验时将复合材料圆管固定在刚性平台上进行加载。固定销钉将试验件一端固定在支撑平台上，连接销钉将试验件另一端与加载轮盘固定，连接键上有滑槽可以释放轴向位移。试验机牵引刚性轮盘转动对圆管施加扭矩，试验使用 INSTRON 5966 型电子万能材料试验机加载，机架轴向载荷能力 $\pm 10\text{ kN}$ ，载荷测量精度为量程的 $\pm 0.005\%$ ，位置测量精度为满程的 $\pm 0.5\%$ 。在复合材料圆管中部对称粘贴 4 个应变片（编号分别为 1[#]、2[#]、3[#]、4[#]），应变片分布方案如图 4 所示。

1.4 试验加载和测量

试验按位移加载，加载速率为 5 mm/min，等效扭转刚度在载荷区间 $[T_1, T_2]$ 内测定，其中 T_1 满足切应变为 $1\,000\ \mu\epsilon$ ； T_2 满足剪切应变为 $3\,000\ \mu\epsilon$ 。失效试验以复合材料圆管断裂或载荷峰

表 2 碳纤维/环氧树脂基复合材料单向带的力学参数

Table 2 Mechanical parameters of unidirectional tape for carbon/epoxy matrix composites

Parameter	E_{11}/GPa	E_{22}/GPa	G_{12}/GPa	ν_{12}	X^T/MPa	X^C/MPa	Y^T/MPa	Y^C/MPa	S_{12}/MPa
Value	127.6	10.3	6.0	0.28	1 730	1 379	66.5	215	120

Notes: E_{11} —Longitudinal modulus; E_{22} —Transverse modulus; G_{12} —In-plane shear modulus; ν_{12} —In-plane Poisson’s ratio; X —Longitudinal strength; Y —Transverse strength; Subscript T—Tension; Subscript C—Compression; S_{12} —In-plane shear strength.

表 3 碳纤维/环氧树脂基复合材料界面的力学参数

Table 3 Mechanical parameters of interface for carbon/epoxy matrix composites

Parameter	K_{nn}/GPa	$K_{tt}=K_{ss}/\text{GPa}$	t_n^0/MPa	$t_t^0=t_s^0/\text{MPa}$	$G_n^C/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-1})$	$G_t^C=G_s^C/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-1})$
Value	975	560	17.77	30.11	0.2	1.0

Notes: K_{ii} —Interfacial stiffness ($i=n, t, s$); t_i^0 —Interfacial strength; G_i^C —Energies dissipated during damage for interface; Subscript n, t & s —Normal direction and two shear directions, respectively.

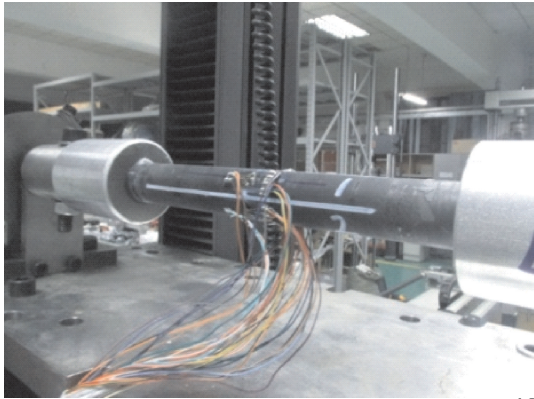


图3 复合材料圆管装配示意图

Fig. 3 Schematic of assembly of composite circular tube

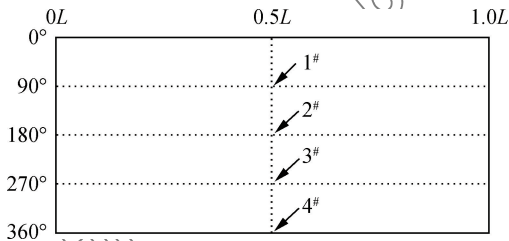


图4 应变片分布方案

Fig. 4 Distribution scheme of strain gauges

值突降 20% 为参考, 对应的峰值载荷作为扭转的失效载荷。试验过程中连续采集复合材料圆管表面测点应变, 采样频率为 2 Hz。

2 有限元模拟

2.1 复合材料损伤模型

采用二维 Hashin 准则^[16]计算单层的面内初始损伤, 损伤模式包括纤维拉伸失效、纤维压缩失效、基体拉伸失效和基体压缩失效。

纤维拉伸失效:

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X^T}\right)^2 \geq 1 \tag{1}$$

纤维压缩失效:

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X^C}\right)^2 \geq 1 \tag{2}$$

基体拉伸失效:

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{Y^T}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S^L}\right)^2 \geq 1 \tag{3}$$

基体压缩失效:

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{2S^{Tr}}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y^C}{2S^{Tr}}\right)^2 - 1\right] \frac{\sigma_{22}}{Y^C} + \left(\frac{\tau_{12}}{S^{Lo}}\right)^2 \geq 1 \tag{4}$$

式中: σ_{11} 、 σ_{22} 和 τ_{12} 分别为单向复合材料纵向、横向和面内剪切应力; S^{Lo} 和 S^{Tr} 分别为横向剪切强度和纵向剪切强度。复合材料单层的损伤参数参见文献^[17]的表 2。

2.2 界面单元损伤模型

通过在复合材料单层之间设置界面单元来模拟层间性能, 使用带厚度的三维 8 节点界面单元, 其示意图^[18]如图 5 所示。采用双线性(线弹性—线性软化)本构关系模拟界面单元的损伤, 界面单元双线性本构模型^[18]如图 6 所示。图中: K 为界面刚度; δ^0 为界面初始损伤对应的相对位移; δ^f 为界面失效对应的相对位移; D 为损伤变量 ($0 \leq D \leq 1$), $D = 0$ 表示界面未发生损伤, $D = 1$ 表示界面完全破坏, 此时 $\delta = \delta^f$ 。

在发生初始损伤前 ($\delta < \delta^0$), 界面单元的本构关系为线弹性:

$$t = \begin{bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & & \\ & K_{ss} & \\ & & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_n \\ \epsilon_s \\ \epsilon_t \end{bmatrix} = \mathbf{K} \boldsymbol{\epsilon} \tag{5}$$

式中: t_i 为作用于界面单元上下表面上的正应力 (t_n) 和 2 个切应力 (t_s, t_t); t 为应力矩阵; K_{nn} 、 K_{ss} 和 K_{tt} 均为界面的刚度系数; $\mathbf{K}$ 为界面刚度系数矩阵; $\epsilon_i = \delta_i / T_0$ 为应变分量, δ_i 为相对位移分量 ($i =$

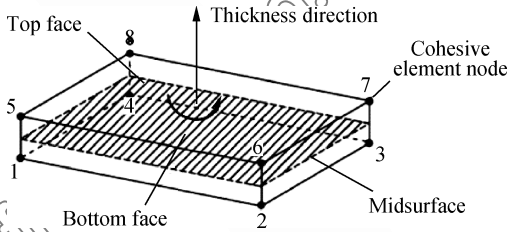


图5 三维 8 节点界面单元示意图^[18]

Fig. 5 Schematic of three-dimensional eight nodes interface element^[18]

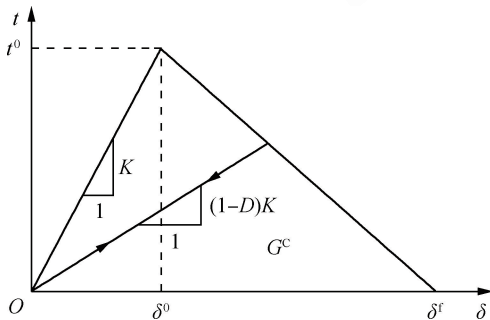


图6 界面单元双线性本构模型^[18]

Fig. 6 Bilinear constitutive model of interface element^[18]

$n, s, t)$, T_0 为界面单元初始厚度; ϵ 为应变矩阵。

界面单元的初始损伤通过二次应力准则来判断:

$$\left(\frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0}\right)^2 + \left(\frac{t_s}{t_s^0}\right)^2 + \left(\frac{t_t}{t_t^0}\right)^2 = 1 \tag{6}$$

式中: $\langle \rangle$ 为 Macaulay 符号。

当 $\delta = \delta^0$ 时,认为界面单元发生初始损伤;当 $\delta^0 < \delta < \delta^f$ 时,界面单元处于损伤软化阶段,界面刚度系数折减为

$$\mathbf{K} = (1 - D)\mathbf{K}^0 \tag{7}$$

根据 Benzeggagh-Kenane(BK) 准则^[19] 计算混合模式下界面刚度的衰减,混合能量释放率为

$$G^C = G_n^C + (G_s^C - G_n^C) \left(\frac{G_s}{G_T}\right)^\eta \tag{8}$$

式中: η 为 BK 准则中的指数系数,对于碳纤维/环氧复合材料, $\eta=1\sim2$; $G_s = G_s + G_t$; $G_T = G_n + G_s$ 。

根据混合能量释放率确定损伤变量:

$$D = \frac{\delta_m^f (\delta_m^{\max} - \delta_m^0)}{\delta_m^{\max} (\delta_m^{\max} - \delta_m^0)} \tag{9}$$

式中: δ_m^0 为混合模式下界面初始损伤对应的相对位移; $\delta_m^{\max}$ 为混合模型下界面在加载过程中相对位移的最大值; $\delta_m^f = 2G^C/T_{\text{eff}}^0$ 为混合模式下界面失效对应的相对位移, T_{eff}^0 为损伤起始时界面单元的等效应力。

2.3 有限元模型

采用 ABAQUS 模拟和分析圆管的扭转屈曲和失效。图 7 为复合材料圆管的屈曲模型(Model-1)。采用传统壳单元(S4R)模拟圆柱壳,周向网格划分数为 60,轴向网格划分数为 100,通过多点耦合约束(MPC)建立端部的边界约束,参考点为 RP-1 和 RP-2,边界条件的位移自由度(DOF)约束如图 7 所示。采用屈曲求解器(Buckle)分析圆管的线性屈曲,获取前 5 阶屈曲模态和线性屈曲载荷;将第 1

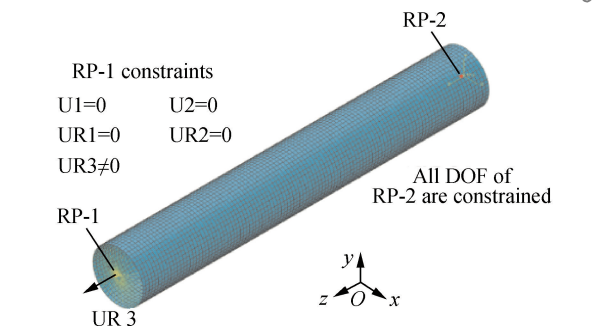


图 7 复合材料圆管的屈曲模型(Model-1)
Fig. 7 Buckling model of composite circular tube (Model-1)

阶屈曲模态以几何缺陷引入到有限元模型中并通过静态求解器(Static)分析圆管的非线性屈曲,获得屈曲载荷-位移曲线。

复合材料圆管的屈曲-破坏模型(Model-2)如图 8 所示,采用连续壳(Continuum Shell)定义复合材料单层(Ply),单元类型 SC8R。单层之间的界面(Coh)采用胶层单元(COH3D8)模拟,周向网格划分数为 60,轴向网格划分数为 50。采用显示求解器(explicit)分析求解失效载荷,通过质量缩放来加速准静态过程的求解。

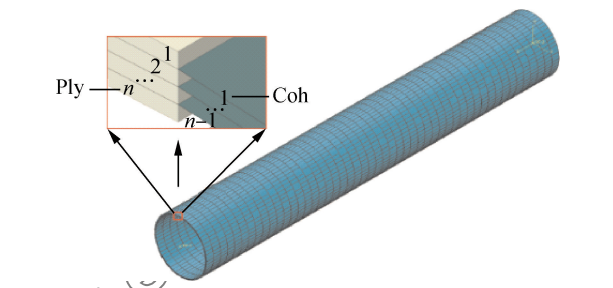


图 8 复合材料圆管的屈曲-破坏模型(Model-2)
Fig. 8 Buckling-failure model of composite circular tube (Model-2)

本文中 BK 准则混合能量释放率指数参数 $\eta=1.45$,界面单元参数引自参考文献[20]中表 4(a)。

2.4 带缺陷的非线性屈曲分析

圆管的制造加工过程中不可避免的产生一定的缺陷,缺陷的存在可能大幅降低了圆管的屈曲载荷。Ismail 等^[21] 对圆管轴压的计算分析指出初始缺陷对破坏载荷和破坏模式也有显著影响。对复合材料而言常见的缺陷形式有:几何初始缺陷、材料的不均匀、壳厚的不均匀和非薄膜状态的前屈曲变形等,其中几何初始缺陷是主要的缺陷形式^[22],计算分析时通常将第 1 阶屈曲模态以几何初始缺陷的形式引入到有限元模型中^[23]。缺陷系数定义为 $\zeta = a/h$ (a 为缺陷幅值),文献[24]推荐用 100%壳厚度作为结构的几何初始缺陷。

为了确定计算模型所取的缺陷系数,分别取 ϵ 为 0.5%、1.0%、5.0%、10.0%、50.0%和 100.0%。缺陷系数对复合材料圆管扭转屈曲载荷的影响如图 9 所示。可以看出,缺陷系数在 0.5%~5.0%之间时,计算得到的屈曲载荷 T_{FEA}^b 与试验载荷峰值 T_{test}^m 的比值接近 1,从而可以确定缺陷系数取值范围。当缺陷系数大于 50.0%时,计算结果与试验结果差距较大且试验件的扭转刚度明显降低。根据以上分析结果,本文中缺陷系数取值为 1.0%。

不考虑材料损伤时复合材料圆管的扭矩随转角变化示意图如图 10 所示。曲线分为 3 个阶段: ① 线性阶段(OQ); ② 过渡阶段(QMP); ③ 负线性阶段(P-)。线性阶段扭矩-转角曲线为直线, 末端 Q 点为屈曲点; 过渡阶段复合材料圆管的扭转刚度迅速降低, 在 M 点扭转刚度为零, 扭矩达到最大值; 负线性阶段复合材料圆管的扭转刚度为负值, 圆管处于不稳定状态, 丧失承载能力。

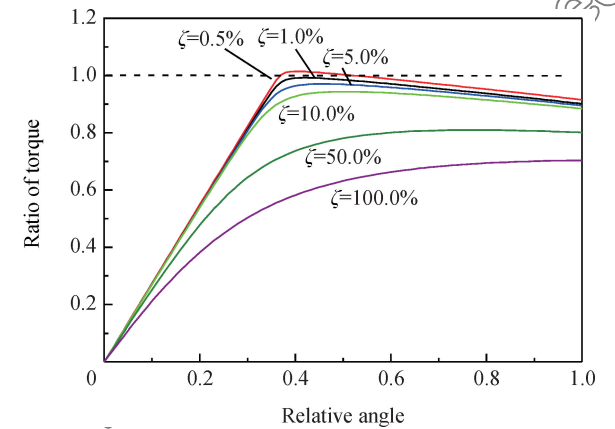


图 9 缺陷系数对复合材料圆管扭转屈曲载荷的影响
Fig. 9 Effects of imperfection coefficient on torsion buckling load of composite circular tubes

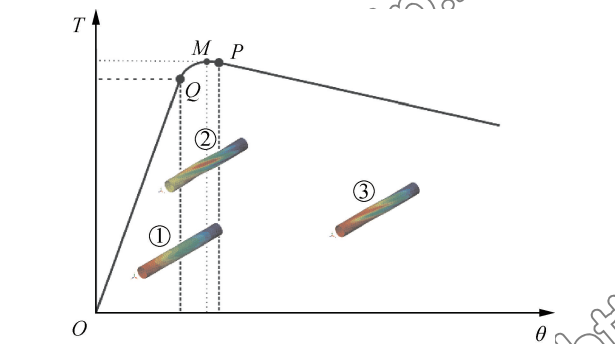


图 10 不考虑材料损伤时复合材料圆管的扭矩随转角变化示意图
Fig. 10 Schematic of torque variation with angle of composite circular tube without considering material damage

3 结果对比

3.1 屈曲分析结果

复合材料圆管屈曲载荷计算结果如表 4 所示。可以看出, 计算得到的复合材料圆管线性屈曲和非线性屈曲的屈曲模态一致, 非线性屈曲载荷大于线性屈曲载荷。

表 4 复合材料圆管屈曲载荷计算结果
Table 4 Calculation results of buckling load of composite circular tubes

Tube	Linear buckling load/(N · m)	Nonlinear buckling load/(N · m)	Lowest order buckling mode (m)
A	35.69	41.21	3
B	66.81	83.06	3
C	417.96	528.50	4

图 11 为复合材料圆管的最低阶屈曲模态。可以看出, A 管和 B 管的最低阶屈曲模态数为 3; C 管的最低阶屈曲模态数为 4。

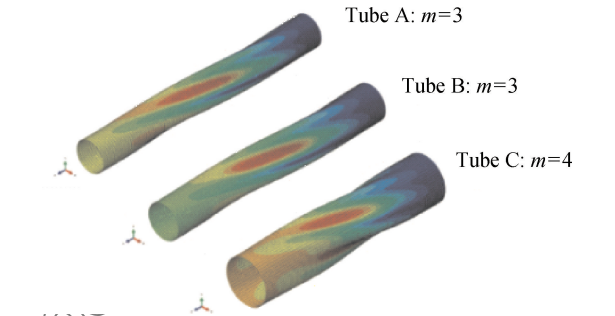


图 11 复合材料圆管的最低阶屈曲模态
Fig. 11 Lowest order buckling mode of composite circular tubes

3.2 等效剪切模量和失效载荷

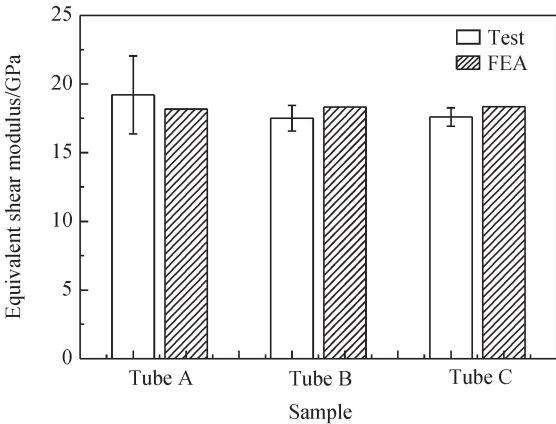
A 管、B 管和 C 管的每组试验分别包括 4 个试验件, 每个试验件的等效模量测 3 次, 得到复合材料圆管等效剪切模量和失效载荷试验结果, 并与有限元结果进行对比。复合材料圆管的试验结果和有限元结果对比如图 12 所示。

试验件断裂或载荷峰值降低 20% 视为试验件失效。表 5 为复合材料圆管非线性屈曲载荷结果与试验失效载荷结果对比, 根据对比结果可以初步确定 3 种复合材料圆管的失效模式, 如表 5 所示。

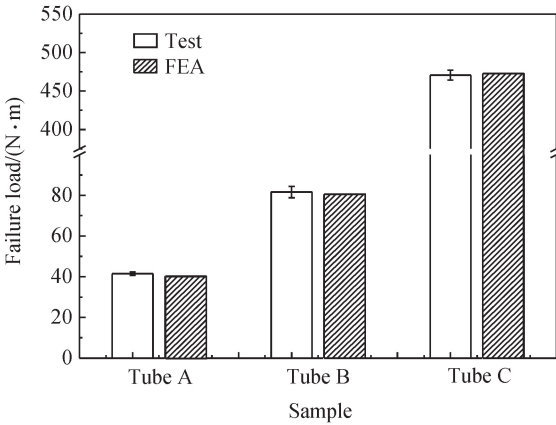
A 管 and B 管的非线性屈曲载荷结果与试验失效载荷结果非常接近, 说明 A 管和 B 管失效模式均为屈曲(Buckling)主导; C 管的试验失效载荷远低于非线性屈曲载荷, 表明 C 管为破坏失效(Failure)。

3.2.1 A 管的失效模式

图 13 为 A 管和 B 管的损伤模拟与真实裂纹。载荷突降 20%, A 管未发生破坏, 表面无可见裂纹, 二次加载扭转刚度和载荷峰值无明显变化。对 A 管表面处理通过裂纹观测仪观察到 A 管外表面有微裂纹(见图 13(a)), 对 A 管横向切剖面进行观测, 横截面区域内无裂纹、层间也未出现分层,



(a) Equivalent shear modulus



(b) Failure load

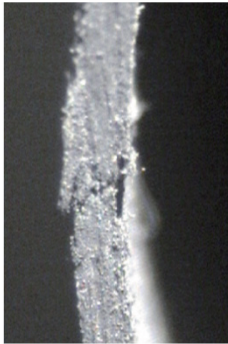
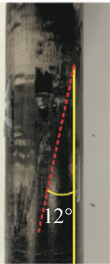
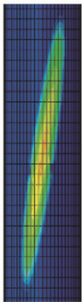
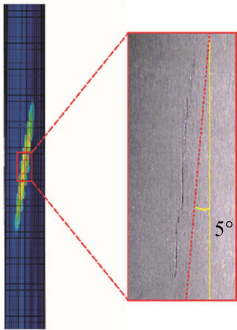
图 12 复合材料圆管的试验结果和有限元结果对比

Fig. 12 Comparison between test results and finite element results of composite circular tubes

说明微裂纹在试验件外表面萌生并未向内扩展，其失效模式为屈曲。

3.2.2 B 管的失效模式

B 管失效时伴随材料撕裂的响声，外表面有明显可见裂纹(见图 13(b))，横向剖面上观测到贯通裂纹(见图 13(c))，说明裂纹沿轴向和厚度方向均



(a) Damage simulation and cracks of Tube A (b) Damage simulation and cracks of Tube B (c) Cracks of Tube B at middle cross-section

图 13 A 管和 B 管的损伤模拟与真实裂纹

Fig. 13 Damage simulation and real cracks of Tube A and Tube B

表 5 复合材料圆管非线性屈曲载荷结果与试验失效载荷结果对比

Table 5 Comparison between nonlinear buckling load results and test failure load results of composite circular tubes

Tube	Nonlinear buckling load/(N·m)	Test failure load/(N·m)	Failure mode
A	41.21	40.30	Buckling
B	83.06	80.45	Buckling-failure
C	528.50	473.07	Failure

得到扩展。

图 14 为 A 管(A-3)和 B 管(B-4)的剪切应变-扭转载荷曲线。图中剪切应变曲线线性延伸与失效载荷的交点 F 为理想失效点，其对应的剪切应变反映复合材料圆管失效时的平均应变水平，表征复合材料圆管失效时的材料使用效率。以试验件 A-3 和 B-4 为例，根据扭转载荷-剪切应变曲线分析 A 管和 B 管的失效过程。失效过程中剪切应变出现了分叉，表明复合材料圆管发生了屈曲。屈曲前应变随扭转载荷线性变化，周向测点剪切应变曲线重合说明复合材料圆管处于薄膜应力状态；屈曲后应变分叉，薄膜应力状态转变为弯曲应力状态，试验件迅速失效。

屈曲后 A 管的剪切应变水平整体提升，原因在于复合材料圆管受力状态改变后应力水平的提升。B 管屈曲后应变水平整体下降，原因在于屈曲后管壁材料破坏造成了卸载，其失效模式与 A 管不同，它是由屈曲引起的材料破坏(Buckling-Failure)。B 管分岔点与失效点的距离相对较小，说明屈曲-破坏失效过程比较迅速，屈曲发生后复合材料圆管迅速破坏，屈曲失效则相对缓和。

3.2.3 C 管的失效模式

图 15 为 C 管的损伤模拟、真实裂纹和失效模

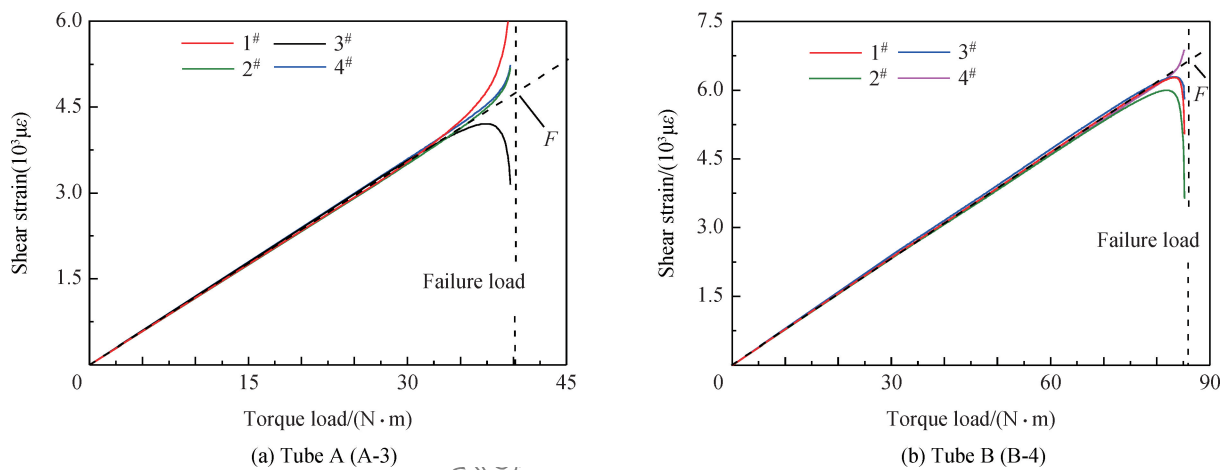


图 14 A 管(A-3)和 B 管(B-4)的剪切应变-扭转载荷曲线
Fig. 14 Shear strain-torque load curves of Tube A (A-3) and Tube B (B-4)

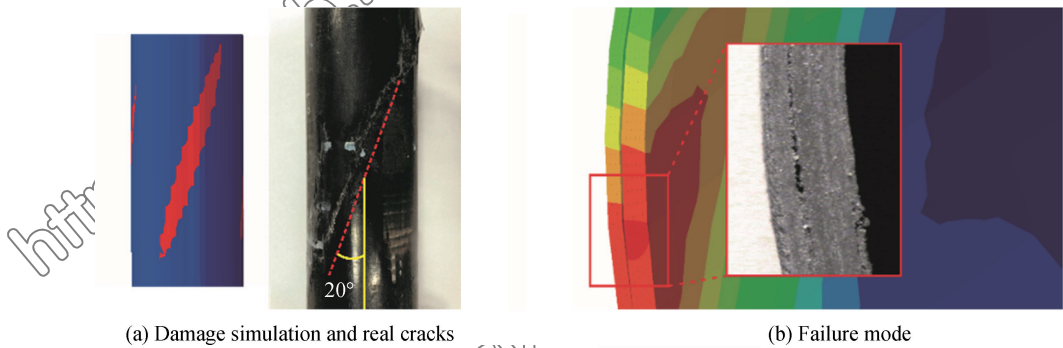


图 15 C 管的损伤模拟、真实裂纹和失效模式
Fig. 15 Damage simulation, real cracks and failure mode of tube C

式。C 管破坏突然且有较大断裂响声，载荷突降伴随着表面材料大面积撕裂和层间分层。主裂纹与轴线夹角约 20°(见图 15(a))，分层主要发生在第 3、4 层(Ply-3、Ply-4)之间(见图 15(b))，计算结果与试验破坏模式较为吻合。

3.3 复合材料圆管失效模式

考虑复合材料圆管的损伤和屈曲，圆管失效可能出现表 5 所列的 3 种形式：失效模式 Failure，复合材料圆管抗屈曲能力较强，管壁材料破坏先于结构屈曲，复合材料圆管发生强度破坏时，结构承载能力到达极限，应变水平较高；失效模式 Buckling，对易屈曲的复合材料圆管，屈曲发生后单层的局部应力水平虽然增长迅速，但整体都低于材料的破坏水平，扭转刚度的降低导致圆管失去承载能力；失效模式 Buckling-failure，介于屈曲失效和破坏失效之间，首先复合材料圆管出现屈曲，薄膜应力状态转化为弯曲应力状态，复合材料圆管上的应力重新分配并且局部应力大幅提升。在屈曲模态波峰和波谷处弯曲应力达到最大，波峰处的弯曲正应力诱发

表面微裂纹的产生和扩展，裂纹与轴向的角度表征屈曲变形模态与轴线的角度。

屈曲的发生会改变复合材料圆管内的应力分布，对复合材料体系而言这将加速材料的破坏导致结构失效，设计时应避免屈曲的发生。

3.4 层内损伤和层间分层的计算结果与分析

图 16 为载荷降低 20% 时管 A 和管 B 的基体损伤模拟结果。可以看出，A 管仅在外侧 0° 铺层 Ply-1 内出现了基体拉伸损伤(见图 16(a))，界面单元应力水平较低，未出现损伤。

B 管 0° 铺层 Ply-1 内基体拉伸损伤比较严重，±45° 铺层(Ply-2、Ply-3)内也现了基体拉伸损伤(见图 16(b))；同时，其内侧单层 Ply-4 内出现了基体压缩损伤(见图 16(c))，界面单元没有出现损伤。

A 管和 B 管层内损伤以基体损伤为主，主要位于屈曲模态的波峰，随着载荷的增加，损伤逐渐往两端扩展；层间应力一直保持较低的水平，并没有出现层间损伤，与试验现象吻合。

图 17 为扭矩峰值前后 C 管的层内损伤和层间

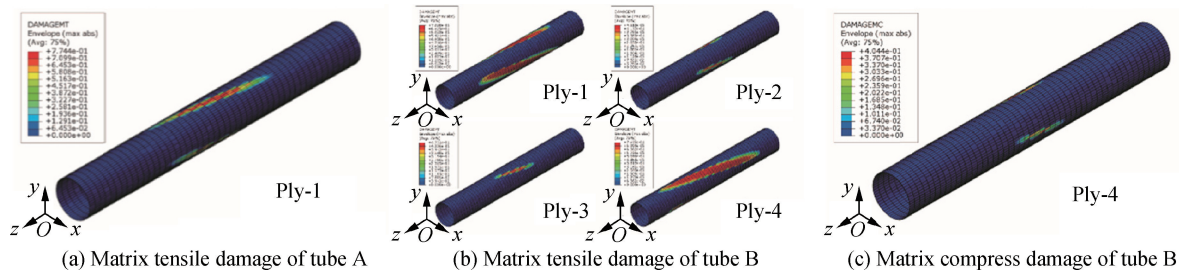


图 16 载荷降低 20% 时管 A 和管 B 的基体损伤模拟结果
Fig. 16 Matrix damage simulation results of tube A and tube B with 20% load drop

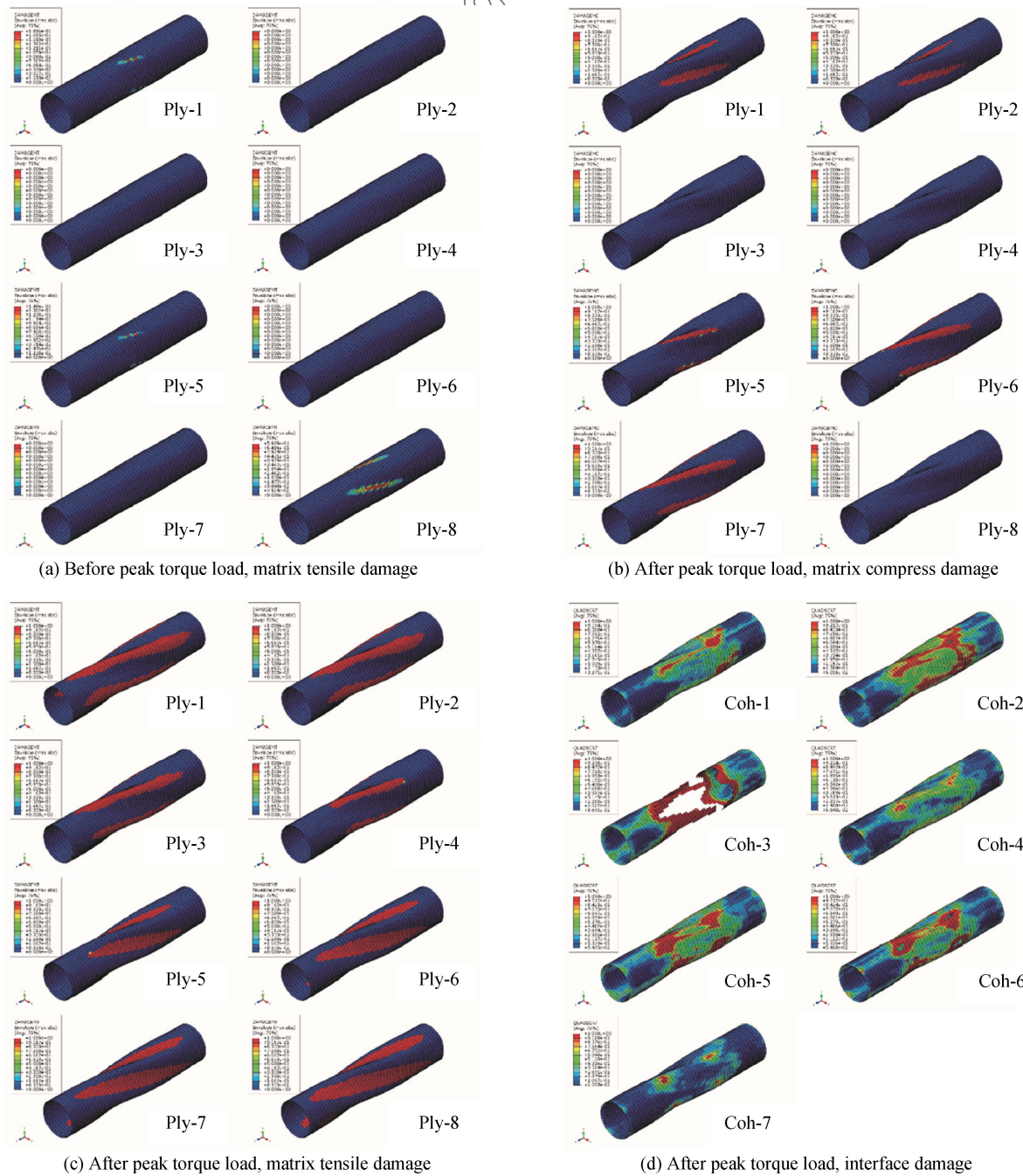


图 17 扭矩峰值前后 C 管的层内损伤和层间分层模拟结果

Fig. 17 Simulation results of laminates damage and interlaminar delamination of tube C before and after peak torque load

分层模拟结果。可以看出,扭矩载荷达到峰值时,单层(Ply-1、Ply-5、Ply-8)中只出现了基体拉伸损伤(见图 17(a)),其内侧单层损伤程度高于外侧。界面单元未出现损伤,说明分层并没有出现在结构的最大受载点。

当载荷发生突降对应着结构彻底破坏,损伤区域剧烈扩展,基体拉伸损伤扩展到所有单层中(见图 17(b)),并出现了基体压缩损伤(见图 17(c))和纤维拉伸损伤,伴随界面损伤管壁发生了层间分层(见图 17(d)),管壁材料损伤后出现了类似屈曲的变形模态,沿圆管周向屈曲模态的波峰和波谷之间存在反弯点,反弯点附近靠近壳中面的界面剪切力较高,中面外侧单层 Ply-3、Ply-4 之间的界面剪切应力最大;此外,单层 Ply-2 和 Ply-4 为 45°层,扭矩作用下主要处于压缩应力状态,较高的层间剪切应力和单层的压缩应力状态是造成单层 Ply-3、Ply-4 之间界面 Coh-3 分层的主要原因。

4 结 论

(1) 复合材料圆管扭转失效过程中屈曲会造成管壁应力状态的改变,在屈曲模态波峰和波谷处弯曲应力达到最大,并诱发复合材料表面裂纹产生和扩展,加速圆管的破坏。屈曲失效导致材料强度性能未能充分发挥,设计时需要避免。

(2) 复合材料圆管扭转分析中缺陷系数的取值范围应低于 50.0%,过大的缺陷系数会明显的削弱扭转刚度,降低屈曲和失效载荷。

(3) 利用 Hashin 准则能够有效的模拟复合材料薄壁圆管扭转渐进失效过程,结果显示,圆管损伤形式以基体损伤主要且基体拉伸损伤优先于基体压缩损伤。

参考文献:

- [1] CHEHIL D S, CHENG S. Elastic buckling of composite cylindrical shells under torsion[J]. *Journal of Spacecraft and Rockets*, 1968, 5(8): 973-978.
- [2] TABIEI A, SIMITSSES G J. Buckling of moderately thick, laminated cylindrical shells under torsion[J]. *AIAA Journal*, 1994, 32(3): 639-647.
- [3] BERT C W, KIM C D. Analysis of buckling of hollow laminated composite drive shafts[J]. *Composites Science and Technology*, 1995, 53: 343-351.
- [4] PARK H C, CHO C, CHOI Y. Torsional buckling analysis of composite cylinders[J]. *AIAA Journal*, 2001, 39(5):

951-955.

- [5] SHOKRIEH M M, HASANI A, LESSARD L B. Shear buckling of a composite drive shaft under torsion[J]. *Composite Structures*, 2004, 64(1): 63-69.
- [6] TAFRESHI A. Efficient modelling of delamination buckling in composite cylindrical shells under axial compression[J]. *Composite Structures*, 2004, 64(3-4): 511-520.
- [7] TAFRESHI A. Delamination buckling and postbuckling in composite cylindrical shells under external pressure[J]. *Thin-Walled Structures*, 2004, 42(10): 1379-1404.
- [8] TAKANO A. Buckling of thin and moderately thick anisotropic cylinders under combined torsion and axial compression[J]. *Thin-Walled Structures*, 2011, 49(2): 304-316.
- [9] ALLAHBAKHS H, SHARIATI M. Buckling of cracked laminated composite cylindrical shells subjected to combined loading[J]. *Applied Composite Materials*, 2012, 20(5): 761-772.
- [10] 李志敏, 沈惠申. 三维编织复合材料圆柱壳在外压作用下的屈曲分析[J]. *固体力学学报*, 2008, 29(1): 52-58.
- LI Z M, SHEN H S. Buckling of 3D braided composite cylindrical shells under external pressures[J]. *Acta Mechanica Solida Sinica*, 2008, 29(1): 52-58 (in Chinese).
- [11] 束永平, 张建武, 吴金松. 反对称正交铺层剪切圆柱壳在外压下的屈曲和后屈曲[J]. *复合材料学报*, 1999, 16(4): 121-129.
- SHU Y P, ZHANG J W, WU J S. Buckling and postbuckling of antisymmetrically laminated cross-ply shear-deformable cylindrical shells under external pressure[J]. *Acta Materialiae Compositae Sinica*, 1999, 16(4): 121-129 (in Chinese).
- [12] 同光, 韩小进, 阎楚良, 等. 复合材料圆柱壳轴压屈曲性能分析[J]. *复合材料学报*, 2014, 31(3): 781-787.
- YANG G, HAN X J, YAN C L, et al. Buckling analysis of composite cylindrical shell under axial compression load[J]. *Acta Materialiae Compositae Sinica*, 2014, 31(3): 781-787 (in Chinese).
- [13] ZHANG X, HAN Q. Buckling and post buckling behaviors of imperfect cylindrical shells subjected to torsion[J]. *Thin-Walled Structures*, 2007, 45(12): 1035-1043.
- [14] SHEN H S, XIANG Y. Buckling and post buckling of anisotropic laminated cylindrical shells under combined axial compression and torsion[J]. *Composite Structures*, 2008, 84(4): 375-386.
- [15] 胡晶, 李晓星, 张天敏, 等. 碳纤维复合材料传动轴扭性能优化设计[J]. *复合材料学报*, 2009, 26(6): 177-181.
- HU J, LI X X, ZHANG T M, et al. Design optimization on torsion property of carbon-fiber composite drive shaft[J]. *Acta Materialiae Compositae Sinica*, 2009, 26(6): 177-181 (in Chinese).
- [16] HASHIN Z. Failure criteria for unidirectional fiber composites[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1980, 47(2):

- 329-334.
- [17] SONG K, LI Y Y, ROSE C. Continuum damage mechanics models for the analysis of progressive failure in open-hole tension laminates[C] // 52nd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference, Virginia: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2011: 1-18.
- [18] ABAQUS Inc, Ltd. Abaqus theory manual. Version V 6.12 [M]. Rhode Island: ABAQUS Inc, Ltd, 2012.
- [19] BENZEGGAGH M L, KENANE M. Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass-epoxy composites with mixed-mode bending apparatus[J]. Composites Science and Technology, 1996, 56(4): 439-449.
- [20] HE W, GUAN Z D, LI X, et al. Prediction of permanent indentation due to impact on laminated composites based on an elasto-plastic model incorporating fiber failure[J]. Composite Structures, 2013, 96(4): 232-242.
- [21] ISMAIL M S, PURBOLAKSONO J, ANDRIYANA A, et al. The use of initial imperfection approach in design process and buckling failure evaluation of axially compressed composite cylindrical shells[J]. Engineering Failure Analysis, 2015, 51: 20-28.
- [22] MEYER-PIENING H R, FARSHAD M, GEIER B, et al. Buckling loads of CFRP composite cylinders under combined axial and torsion loading-experiments and computations[J]. Composite Structures, 2001, 53(1): 427-435.
- [23] REITINGER R, RAMM E. Buckling and imperfection sensitivity in the optimization of shell structures[J]. Thin-Walled Structures, 1995, 23(95): 159-177.
- [24] MEDWADOWSKI, STEFAN J. Buckling of concrete shells: An overview[J]. Journal of the International Association for Shell and Spatial Structures, 2004, 45: 51-63.

Failure analysis of fiber reinforced composite thin-walled circular tubes under torsion load

SUN Wei, GUAN Zhidong, LI Zengshan*, JIAN Siyuan, JIA Yunchao

(School of Aeronautic Science and Engineering, Beihang University, Beijing 100083, China)

Abstract: The torsion buckling, failure load and failure modes of the carbon fiber reinforced polymer (CFRP) thin-walled circular tubes were tested and numerical simulated. Three failure modes of the circular tubes under torque were observed in the test, and the characteristics and mechanism of different failure modes were analyzed. Buckling and damage finite element models of the circular tubes were established by ABAQUS considering the factors such as initial imperfection and nonlinear buckling etc. of cylindrical shells. The results show that buckling could induce micro crack produce and propagation on the surface of the circular tubes, and it accelerates failure of the circular tubes. The interlaminar stress of the circular tubes under torque failure process is relatively small, and the interlaminar delamination is mainly caused by the sudden damage of the tube wall. The initial imperfection of the cylindrical shells has a great influence on the buckling and failure loads. The initial imperfection coefficient of the circular tube was determined by comparing the calculation results with test data in this paper, and the numerical simulation results of damage models and test data are consistent, which verifies the effectiveness of the finite element models.

Keywords: torsion failure; nonlinear buckling; crack propagation; interlaminar delamination; initial imperfection