DOI: 10.3901/JME.2020.12.107

碳纤维增强环氧树脂基复合材料圆管 轴向压溃分层失效仿真*

庄蔚敏 刘 洋 刘西洋

(吉林大学汽车仿真与控制国家重点实验室 长春 130022)

摘要: 为了模拟单向碳纤维增强复合材料圆管的压溃失效形式及吸能特性,对圆管进行轴向压溃试验,获得圆管的压溃失效形式及压溃载荷-位移曲线。采用单层壳单元模型进行压溃仿真,确定 MAT54 材料模型中非试验可测量参数。建立多层壳单元模型,基于 Tiebreak 接触模拟分层失效,研究网格划分尺寸及壳单元层数对压溃失效形式的影响,通过与试验结果对比验证所建立模型的准确性。研究表明参数 YCFAC 和 SOFT 影响压溃载荷-位移曲线的峰值载荷和平均压溃载荷。网格尺寸和壳单元层数影响圆管的失效形式,网格尺寸越小,分层失效和基体开裂现象越明显。随着壳单元层数增加,初始峰值载荷呈递减趋势,所需计算时间呈指数型增长趋势。综合考虑计算成本和预测准确性,采用 4 层壳单元模型能够准确预测碳纤维圆管的轴向压溃性能和分层失效。

关键词: 碳纤维增强复合材料; 压溃仿真; 吸能特性; 分层失效

中图分类号: TB332

Simulation on Delamination Failure of Carbon Fiber Reinforced Epoxy Resin Composite Circular Tube under Axial Crushing

ZHUANG Weimin LIU Yang LIU Xiyang

(State Key Laboratory of Automotive Simulation and Control, Jilin University, Changchun 130022)

Abstract: In order to simulate the compression failure modes and energy absorption characteristics of unidirectional carbon fiber reinforced composite circular tube, the axial crushing tests are carried out to obtain the compression failure modes and the load-displacement curves. The crushing simulation of single shell layer model is carried out to determine the non-experimental measurable parameters in MAT54 material model. A multilayer shell layers models are established to simulate the delamination failure based on tiebreak contact. The effects of mesh size and shell layers on the compression failure mode are studied. The accuracy of the model is verified by comparing with the experimental results. The results show that the parameters YCFAC and SOFT affect the peak load and average crushing load of the load-displacement curve. The mesh size and the number of shell layers influence the failure modes of circular tubes. The smaller the mesh size, the more obvious the delamination failure and matrix cracking are. The initial peak load decreases with the increase of shell layers, and the calculation time increases exponentially. Considering the simulation cost and prediction accuracy, the four-layer shell model can accurately predict the axial crushing performance and delamination failure of carbon fiber composites circular tube.

Key words: carbon fiber reinforced composite; crushing simulation; energy absorption characteristics; delamination failure

0 前言

随着汽车轻量化的需求,新轻型材料在车身制造中得到广泛应用^[1-2]。碳纤维增强复合材料因具有

密度小、比强度大、比模量高及良好的吸能性等优势受到汽车制造业的青睐^[3-4]。金属薄壁结构受冲击时主要通过弯曲变形形成褶皱实现吸能,复合材料结构受轴向冲击时呈现脆性断裂、层束屈曲及分层失效等混合失效形式^[5-6],准确模拟纤维增强复合材料的失效行为及吸能特性对汽车被动安全性设计具有重要意义。

国内外学者通过试验及数值模拟方法研究了结

* 国家重点研发计划(2016YF B0101601)、国家自然科学基金(51775227、51375201)和吉林省省校共建计划专项(SXGJSF2017-2-1-5)资助项目。
20191105 收到初稿, 20200305 收到修改稿

构几何形状、纤维铺层角度及材料成分对复合材料结构压溃失效行为及吸能性的影响。解江等^[7]采用单层壳单元研究了不同纤维铺层角度对薄壁圆管轴向压溃吸能性的影响,结果表明随着纤维铺层角度增大,比吸能先增大后减小。LIU 等^[8]对碳纤维和铝合金薄壁圆管进行轴向压溃试验,对比了两种结构的吸能性和失效形式差异。FARLEY^[9]对比了碳纤维和玻璃纤维增强复合材料的吸能性,得出碳纤维复合材料的吸能特性更优。SIROMANI 等^[10]对复合材料薄壁圆管进行压溃试验,并采用三层壳单元对压溃过程进行数值模拟。CHERNIAEV 等^[11]建立单层壳单元方管的轴向压溃模型,对比不同材料模型对压溃仿真结果的影响。王振等^[12]通过试验与数值模拟方法研究了锥度与层数比值对碳纤维增强复合材料锥管轴向吸能特性的影响。BUSSADORI 等^[5]采用多层壳单元模型研究了摩擦因数及网格尺寸对方形管轴向压溃仿真结果的影响,但仿真获得的压溃失效形式并不能准确表征试验结果出现的分层失效。目前对复合材料管状结构的轴向压溃仿真多采用单层壳单元进行模拟,且仿真结果不能准确表征管状结构的分层失效等多种失效模式。

本文基于单向碳纤维增强复合材料圆管的轴向压溃试验结果,运用 LS-DYNA 建立单层壳圆管轴向压溃有限元模型,确定材料模型相关参数值。基于单层壳单元模型建立多层壳单元圆管轴向压溃有限元模型,研究网格尺寸和壳单元层数对圆管失效形式的影响。将仿真结果与试验结果对比,验证多层壳单元圆管轴向压溃有限元模型的准确性。

1 试验

1.1 压溃试验

所用材料为单向碳纤维增强树脂基复合材料,复合材料圆管试件由 12 层碳纤维增强环氧树脂层合而成,试件高度 $L=80$ mm,内径 $D=38.2$ mm,厚度 $t=1.7$ mm,圆管试件轴线与纤维方向夹角 $\theta=0^\circ$ 。为确保试验中圆管从一端发生渐进破坏,圆管端部设置了 45° 倒角,试件结构尺寸如图 1 所示。

图 1 圆管试件结构尺寸

采用 CSS-88100 电子万能试验机分别对两个试件进行轴向压溃试验,加载速率为 3 mm/min,设置压溃位移 $s=45$ mm,试件的轴向压溃试验如图 2 所示,获得的载荷-位移曲线见图 3。

图 2 圆管的轴向压溃试验

图 3 圆管的压溃载荷-位移曲线

1.2 能量吸收性能评价指标

采用初始峰值载荷、平均压溃载荷和比吸能对结构件的吸能特性进行衡量。

(1) 初始峰值载荷 $F_{\max}$ 为压溃过程中首次出现的载荷峰值,用于评价结构受外力破坏时的载荷水平。

(2) 平均压溃载荷 F_{mean} 为压溃过程中载荷的平均值

$$F_{\text{mean}} = \frac{\int F ds}{S} \quad (1)$$

式中, F 为压溃载荷, s 为压溃位移, S 为压溃总位移。

(3) 比吸能(Specific energy absorption, SEA)为结构件吸能量与参与能量吸收结构质量的比值,即压溃部分单位质量所吸收的能量大小

$$SEA = \frac{E_{\text{total}}}{M_c} = \frac{\int F ds}{\rho A L_c} \quad (2)$$

式中, E_{total} 为结构件总的吸能量, M_c 为结构件压溃部分的质量, ρ 为结构件材料密度, A 为结构件的横截面积, L_c 为压溃长度, F 为压溃载荷。

1.3 试验结果分析

由图 2 可知, 随着上压头下移, 圆管上端出现明显基体破碎现象, 并伴有少量的纤维断裂, 外层的碳纤维因基体开裂而撕裂成若干碳纤维束。同时, 圆管的内层碳纤维和外层碳纤维之间基体失效, 出现层间裂纹。随着上压头继续向下移动, 层内裂纹和层间裂纹继续扩展, 内层向中间“包裹”, 外层向外侧弯曲, 呈现炸裂“开花”状^[13]。

两次压溃试验获得的载荷-位移曲线变化趋势相近, 对试验数据进行对比分析, 如表 1 所示。两次试验中三个吸能性评价指标的最大偏差值为 6.2%, 试验的重复性较好。从试件 2 的载荷-位移曲线得出, 压溃初始阶段, 压溃载荷与位移呈线性增长关系。当压溃载荷达到最大值 44.7 kN 后, 载荷迅速下降至 41 kN, 随后载荷值有所上升, 并产生小幅度的波动, 碳纤维复合材料圆管发生稳定的渐进破坏, 平均压溃载荷值为 34.3 kN。

表 1 试件试验数据对比

参数	试件 1	试件 2
初始峰值载荷 F_{max}/kN	47.5	44.7
初始峰值载荷偏差 $R_{F_{\text{max}}}(\%)$	—	-5.9
平均压溃载荷 $F_{\text{mean}}/\text{kN}$	32.3	34.3
平均压溃载荷偏差 $R_{F_{\text{mean}}}(\%)$	—	6.2
比吸能 $SEA/(\text{kJ/kg})$	99.8	102.2
比吸能偏差 $R_{SEA}(\%)$	—	2.4

2 单层壳单元圆管轴向压溃仿真

2.1 几何模型及网格划分

基于 LS-DYNA 建立圆管轴向压溃有限元模型, 如图 4 所示。复合材料圆管采用单层壳单元建模方法, 其尺寸与试验试件一致, 在圆管顶端设置

图 4 复合材料圆管轴向压溃有限元模型

两层厚度减薄单元模拟圆管 45°倒角薄弱环节。采用四节点壳单元对模型进行网格划分, 碳纤维复合材料圆管网格尺寸为 1 mm×1 mm, 刚性底板及刚性墙网格尺寸为 3 mm×3 mm, 采用 Belytschko-Tsay 单元算法。

2.2 材料模型及失效准则

采用 MAT54 材料模型对碳纤维增强复合材料圆管进行模拟, 设置圆管轴向为纤维方向, 通过设置壳单元厚度方向积分点个数来定义铺层。在平面应力状态下, MAT54 材料模型单层复合材料本构关系如下

$$\varepsilon_{aa} = \frac{1}{E_a}(\sigma_{aa} - \nu_{ab}\sigma_{bb}) \quad (3)$$

$$\varepsilon_{bb} = \frac{1}{E_b}(\sigma_{bb} - \nu_{ba}\sigma_{aa}) \quad (4)$$

$$2\varepsilon_{ab} = \frac{1}{G_{ab}}\sigma_{ab} + \alpha\sigma_{ab}^3 \quad (5)$$

式中, a 方向表示纤维方向(纵向), b 方向表示平面内垂直纤维的方向(横向), ε_{aa} 和 ε_{bb} 分别为纵向和横向应变, σ_{aa} 和 σ_{bb} 分别为纵向和横向应力, ν_{ab} 和 ν_{ba} 分别为泊松比和次泊松比, E_a 为纵向弹性模量, E_b 为横向弹性模量, G_{ab} 为面内切变模量, ε_{ab} 为切应变, σ_{ab} 为切应力, α 为切应力非线性影响因子。采用改进的 Chang-Chang 失效准则判别铺层的失效行为, 如式(6)~(9)所示。

纤维拉伸模式

$$\sigma_{aa} > 0 \quad e_f^2 = \left(\frac{\sigma_{aa}}{X_t}\right)^2 + \beta\left(\frac{\sigma_{ab}}{S_c}\right)^2 - 1 \quad (6)$$

式中, β 为纤维拉伸模式下剪切项的加权因子。

当纤维拉伸断裂引起铺层失效后, $E_a = E_b = G_{ab} = \nu_{ba} = \nu_{ab} = 0$ 。

纤维压缩模式

$$\sigma_{aa} < 0 \quad e_c^2 = \left(\frac{\sigma_{aa}}{X_c}\right)^2 - 1 \quad (7)$$

当纤维压缩模式下引起铺层失效后, $E_a = \nu_{ba} = \nu_{ab} = 0$ 。

基体拉伸模式

$$\sigma_{bb} > 0 \quad e_m^2 = \left(\frac{\sigma_{bb}}{Y_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{ab}}{S_c}\right)^2 - 1 \quad (8)$$

当基体开裂引起铺层失效后, $E_b = \nu_{ba} = 0 \rightarrow G_{ab} = 0$ 。

基体压缩模式

$$\sigma_{bb} < 0 \quad e_d^2 = \left(\frac{\sigma_{bb}}{2S_c}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y_c}{2S_c}\right)^2 - 1\right]\frac{\sigma_{bb}}{Y_c} + \left(\frac{\sigma_{ab}}{S_c}\right)^2 - 1 \quad (9)$$

当基体开裂引起铺层失效后, $E_b = \nu_{ba} = \nu_{ab} = 0 \rightarrow G_{ab} = 0$ 。

式中, e_f 和 e_c 分别为纤维纵向拉伸和压缩强度变化过程, e_m 和 e_d 分别为基体横向拉伸和压缩强度变化过程, X_t 和 X_c 分别为纵向的拉伸和压缩强度, Y_t 和 Y_c 分别为横向的拉伸和压缩强度, S_c 为面内剪切强度。当 $e_i^2 \geq 0 (i = f, c, m, d)$ 时, 表明材料在相应模式下失效。

碳纤维复合材料的材料参数如表 2 所示。刚性底板和刚性墙采用 MAT20_Rigid 材料模型, 其材料参数如表 3 所示。

表 2 复合材料圆管材料参数

参数	数值
密度 $\rho / (\text{g}/\text{cm}^3)$	1.53
纵向弹性模量 E_a / GPa	171.42
横向弹性模量 E_b / GPa	9.08
ab 面内切变模量 G_{ab} / GPa	5.29
bc 面内切变模量 G_{bc} / GPa	3.92
ca 面内切变模量 G_{ca} / GPa	5.29
主泊松比 ν_{ab}	0.32
纵向拉伸强度 X_t / MPa	2 326.2
纵向压缩强度 X_c / MPa	1 200.1
横向拉伸强度 Y_t / MPa	62.3
横向压缩强度 Y_c / MPa	199.8
面内剪切强度 S_c / MPa	92.3

表 3 刚性材料参数

参数说明	数值
密度 $\rho / (\text{g}/\text{cm}^3)$	7.80
弹性模量 E / GPa	210
泊松比 ν	0.3

2.3 边界条件和接触类型

复合材料圆管底端和刚性底板完全固定, 圆管顶端承受刚性墙的轴向压缩加载, 刚性墙与圆管接触类型设置为 *CONTACT_RIGID_NODES_TO_RIGID_BODY, 通过设置位移-时间曲线定义刚性墙的运动。

2.4 材料模型参数分析

MAT54 材料模型中存在非试验可测量参数 $ALPH$ 、 $BETA$ 、 $FBRT$ 、 $YCFAC$ 、 $SOFT$, 需要在数值模拟过程中通过控制变量法对上述参数进行确定, 通过分析可得参数 $YCFAC$ 和 $SOFT$ 对仿真得到的压溃载荷-位移曲线影响较大。参数 $YCFAC$ 为基体压缩失效后纤维方向压缩强度的折减系数, 基体压缩失效后, 纤维方向的压缩强度变为

$$X_c = YCFAC \times Y_c \quad (10)$$

参数 $YCFAC$ 取值范围为 $0 \sim X_c/Y_c$, 对 $YCFAC$

分别取值 1、3、5 和 7 进行仿真, 输出的压溃载荷-位移曲线如图 5 所示。 $YCFAC$ 的取值对压溃初始阶段的载荷无影响, 随着 $YCFAC$ 的取值增大, 曲线的第三个峰值载荷呈增大趋势, 当 $YCFAC$ 值为 5 和 7 时, 压溃载荷峰值突变至 66.6 kN 和 99.5 kN, 呈现不稳定趋势, 且 $YCFAC=7$ 时稳定阶段压溃载荷平均值较低。当 $YCFAC$ 的值较小时, 压溃载荷-位移曲线较稳定, 后续设置参数 $YCFAC=3$ 进行仿真。

图 5 参数 $YCFAC$ 对压溃载荷-位移曲线的影响

参数 $SOFT$ 为压溃前端单元材料强度的折减系数, $SOFT$ 取值范围为 $0 \sim 1$, 对 $SOFT$ 分别取值 0.2、0.3、0.4 和 0.5 进行仿真, 获得的压溃载荷-位移曲线如图 6 所示, $SOFT$ 值影响压溃过程中的峰值载荷及压溃稳定阶段的平均载荷。当 $SOFT \leq 0.4$ 时, 压溃载荷-位移曲线变化趋势较稳定, 当 $SOFT$ 取值为 0.2、0.3 和 0.4 时, 压溃平均载荷分别为 18 kN、27 kN 及 35 kN, 呈逐渐递增趋势。当 $SOFT=0.5$ 时, 压溃初始阶段压溃载荷峰值增加至 120 kN, 随后骤降至 5 kN, 呈现不稳定的变化趋势。通过对比得出 $SOFT=0.4$ 时, 仿真结果与试验值最接近, 后续采用该值进行仿真。各相关材料参数取值如表 4 所示。

图 6 参数 $SOFT$ 对压溃载荷-位移曲线影响

表 4 材料参数取值

参数	参数含义	数值
ALPH	材料本构切应力非线性影响参数	0.5
BETA	纤维拉伸模式中剪切项的权重系数	0.5
FBRT	基体压缩失效后纤维方向拉伸强度的折减系数	0.5
YCFAC	基体压缩失效后纤维方向压缩强度的折减系数	3
SOFT	压溃前端单元材料强度的折减系数	0.4

2.5 有限元模型验证

图 7 为碳纤维圆管在不同轴向压溃距离的仿真结果, 圆管的失效通过稳定的单元删除呈现, 为渐进失效过程。仿真与试验获得的压溃载荷-位移曲线及吸能性指标对比如图 8 和表 5 所示, 相对于试件 1

图 7 单层壳单元圆管轴向压溃过程

图 8 试验与仿真获得的压溃载荷-位移曲线

表 5 仿真与试验结果对比

参数	试验结果	仿真结果
初始峰值载荷 $F_{\max}/\text{kN}$	47.5	44.9
初始峰值载荷偏差 $R_{F_{\max}}(\%)$	—	-5.4
平均压溃载荷 $F_{\text{mean}}/\text{kN}$	32.3	34.8
平均压溃载荷偏差 $R_{F_{\text{mean}}}(\%)$	—	7.7
比吸能 $\text{SEA}/(\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1})$	99.8	106.7
比吸能偏差 $R_{\text{SEA}}(\%)$	—	6.9

的试验结果, 仿真结果的初始峰值载荷偏差为 5.4%, 平均压溃载荷偏差为 7.7%, 比吸能偏差为 6.9%。仿真与试验获得的压溃载荷-位移曲线具有较好的一致性, 表明所建立有限元模型的准确性。

3 多层壳单元圆管轴向压溃仿真

单层壳单元压溃模型不能直观反映碳纤维复合材料圆管压溃过程中的分层失效形式, 基于所建立的多层壳单元模型分别建立 $n(n=2, 3, 4$ 和 $6)$ 层壳单元圆管模型, 每层壳单元上赋予 $12/n$ 个碳纤维铺层, 通过设置各层圆管长度差值模拟圆管 45° 倒角薄弱环节。多层壳单元模型所使用的材料模型参数、失效准则及边界条件与单层壳单元模型相同。

3.1 接触类型及分层失效定义

多层壳单元模型中移动刚性墙与圆管之间设置 *CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE 接触。为防止各层圆管发生弯曲变形时, 单元之间接触穿透, 圆管自身设置 *CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE 接触。

对圆管模型相邻壳单元之间设置 tiebreak (*CONTACT_AUTOMATIC_ONE_WAY_SURFACE_TO_SURFACE_TIEBREAK) 接触来模拟分层失效。通过接触点的应力状态确定损伤的发生, 应力失效准则如式(11)所示

$$\left(\frac{|\sigma_n|}{NFLS}\right)^2 + \left(\frac{|\sigma_s|}{SFLS}\right)^2 \geq 1 \quad (11)$$

式中, σ_n 、 σ_s 分别为接触面正应力和切应力, $NFLS$ 和 $SFLS$ 分别为接触面法向破坏强度和切向破坏强度。该失效准则可用图 9a 所示的应力圆表示, 其中 $R_n = \frac{\sigma_n}{NFLS}$, $R_s = \frac{\sigma_s}{SFLS}$, 应力圆外部区域表示接触开始发生破坏。

如图 9b 所示, 层间应力 σ 随着载荷的增加持续增大, 当应力 σ 达到式(11)的失效条件, 接触点开始产生损伤, 界面发生分离; 随后层间接触应力 σ 随着界面分离距离 ζ 的增大呈线性递减, 当达到极限距离 $CCRIT$ 时, 两接触点分离, 发生分层失效。

图 9 Tiebreak 接触原理图

界面分离时的能量释放率 G_c 理论上等于 $\sigma-\zeta$ 曲线下方面积。

$$G_c = 0.5 \times S \times CCRIT \quad (12)$$

式中, $S = \sqrt{\max(\sigma_n, 0)^2 + |\sigma_s|^2}$, $CCRIT = 2E_{tie} / S$, E_{tie} 为层间失效能量释放率。

设 $E_{tie} = G_{llc}$, $\sigma_n = 0$, $\sigma_s = SFLS$, 则 $CCRIT$ 可表示为

$$CCRIT = \frac{2G_{llc}}{SFLS} \quad (13)$$

式中, G_{llc} 为模型 II 能量释放率。

采用文献[14]中的方法, 层间界面应力计算方法为

$$\bar{\tau}^0 = \sqrt{\frac{9\pi E G_c}{32 N_e^0 l_e}} \quad (14)$$

式中, E 为横向切变模量, G_c 为断裂能量释放率, N_e^0 为内聚力区域单元数量, l_e 为分层方向上的单元尺寸。

在多层壳单元圆管模型中, 接触设置 $CCRIT$ 参数设置时需要进行相应的换算

$$CCRIT' = \frac{n_{delam}}{n_{tie}} CCRIT \quad (15)$$

式中, n_{delam} 为真实试件铺层层间数量, n_{tie} 为数值模拟中 $tiebreak$ 接触的层间数量。

当圆管单元尺寸为 1 mm 时, 通过上述公式计算各多层壳单元的 $Tiebreak$ 接触参数如表 6 所示。

表 6 Tiebreak 接触参数

参数	壳单元层数 n_{layer}			
	2	3	4	6
N_e^0	5	5	5	5
单元尺寸 l_e	1	1	1	1
$NFLS/MPa$	17.9	17.9	17.9	17.9
$SFLS/MPa$	46.2	46.2	46.2	46.2
$CCRIT/mm$	0.057	0.057	0.057	0.057
$CCRIT'/mm$	0.627	0.314	0.209	0.125

3.2 网格尺寸对失效形式的影响

复合材料分层失效仿真过程中, 网格尺寸影响接触参数的设置, 对压溃仿真结果有较大的影响。建立 2 层壳单元圆管轴向压溃模型, 分别采用单元尺寸为 0.75 mm、1 mm、1.5 mm 和 2 mm 对圆管进行网格划分, 获得的圆管轴向压溃失效形式如图 10 所示。

圆管被划分为不同网格尺寸时, 轴向压溃结果均为圆管被撕裂成若干纤维束。当网格尺寸为 0.75 mm 和 1 mm 时, 圆管单元变形模式较稳定, 内层壳单元向内卷曲, 外层壳单元向外弯折, 呈现

明显分层现象。网格尺寸越小, 外层纤维断裂和破碎现象越明显, 纤维束弯曲过程中基体沿纤维方向开裂数目越多。当网格尺寸增加到 1.5 mm 和 2 mm 时, 圆管失效时出现内外层圆管单元均向内卷曲或均向外弯折的纤维束, 不能直观反映试验的分层失效形式。综合考虑失效形式稳定性及计算成本, 后续采用 1 mm×1 mm 对圆管进行网格划分。

图 10 不同网格尺寸对应的压溃失效形式

3.3 壳单元层数对仿真结果的影响

圆管端部薄弱环节设置影响轴向压溃仿真结果的压溃载荷峰值, 且分层失效接触参数设置与圆管模型壳单元层数有关。各多层壳单元模型的圆管压溃失效形式如图 11 所示。

图 11 不同壳单元层数对应的压溃失效形式

各多层壳单元模型的失效形式均为典型的层束弯曲破坏形式, 分层失效的层束分别向内及向外弯曲, 层内裂纹及层间裂纹分别沿圆管轴向萌生和扩展, 同时出现纤维破碎现象。当壳单元层数为 2、3 和 4 时, 内外弯曲层束的卷曲程度随壳单元层数的减小而增大; 当壳单元层数为 6 层时, 圆管压溃过

程中层束弯曲同时出现明显的纤维破碎。因此, 对圆管采用 4 层壳单元建模, 仿真获得的失效形式与试验最接近。

各多层壳单元模型仿真获得的压溃载荷-位移曲线如图 12 所示, 当壳单元层数为 n 时, 在压溃初始阶段共出现 n 个峰值载荷, 壳单元层数与压溃初始峰值载荷及平均峰值载荷的关系如图 13 所示, 当壳单元层数为 2、3 和 4 时, 初始峰值载荷和平均峰值载荷都近似呈线性递减趋势, 当层数增加至 6 时, 递减速率变缓。由于圆管模型层数不同, 相应的单元厚度设置不同, 导致端部倒角薄弱环节设置几何尺寸上存在差异, 压溃初始阶段刚性墙与内层圆管单元接触面积不同, 导致壳单元层数越小, 压溃初始载荷峰值越大。当壳单元层数为 4 时, 仿真获得的初始峰值载荷与试验值最接近。

图 12 多层壳单元模型的压溃载荷-位移曲线

图 13 壳单元层数对峰值载荷的影响

由于初始峰值载荷受壳单元层数影响, 其数值波动较大, 仅对平均压溃载荷及比吸能进行评判。圆管吸能指标数值及其与试验值偏差如表 7 所示, 在压溃稳定阶段平均压溃载荷及比吸能值与试验值偏差均在 10% 以内, 表明所建立的多层壳单元圆管模型的准确性。

由图 14 可知, 随着壳单元层数增加, 数值模拟

计算时间呈指数增长趋势。综合考虑仿真获得的圆管失效形式的稳定性、各项吸能指标的偏差及计算成本, 对圆管采用 4 层壳单元模型进行数值模拟获得的仿真结果与试验吻合度最高。

表 7 壳单元层数对吸能指标的影响

参数	壳单元层数 n_{layer}			
	2	3	4	6
平均压溃载荷 $F_{\text{mean}}/\text{kN}$	29.8	30.8	33.9	34.2
平均压溃载荷偏差 $R_{F_{\text{mean}}}(\%)$	7.8	4.6	5	5.9
比吸能 $\text{SEA}/(\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1})$	96.9	96.4	97.8	100.9
比吸能偏差 $R_{\text{SEA}}(\%)$	2.9	3.4	2	1.1

图 14 壳单元层数对计算时间的影响

3.4 圆管轴向压溃失效分析

4 层壳单元圆管模型的轴向压溃失效过程如图 15 所示, 在压溃初期阶段, 圆管顶端因薄弱环节的设置使内层纤维铺层最先弯曲变形, 同时各层壳单元间发生分层失效现象, 导致外侧 2 层壳单元 6 层纤维铺层向外翻卷, 内侧 2 层壳单元 6 层纤维铺层向内折叠, 与试验结果 7 层纤维铺层向内折叠接近。

图 15 4 层壳单元圆管轴向压溃失效过程

压溃过程中基体沿纤维方向开裂, 形成若干纤维束, 由于网格尺寸因素导致仿真获得外层基体裂纹的数目小于试验结果。在压溃稳定阶段, 内外纤维层束弯曲变形过程中会产生少量纤维破碎。随着压溃距离增加, 外层发生弯曲变形的纤维束长度变大, 出现层束下垂现象, 与试验结果一致。从图 15 可知, 圆管压溃过程中应力集中易在圆管与刚性墙接触区域及纤维束变形部位产生。

4 结 论

(1) MTA54 材料模型中参数 *YCFAC* 和 *SOFT* 对圆管结构压溃载荷-位移曲线影响较大。*YCFAC* 值主要影响曲线的第三峰值载荷, *SOFT* 值影响曲线的最大峰值载荷和平均压溃载荷。

(2) 网格尺寸影响多层壳单元模型的压溃失效结果; 网格尺寸越小, 层间分层失效及基体开裂现象越明显。

(3) 壳单元层数由 2 层增加至 4 层时, 圆管失效时纤维束卷曲变形程度变小, 外侧纤维束呈现下垂趋势; 当层数为 6 时, 纤维束出现大量破碎失效。

(4) 随着壳单元层数的增加, 初始峰值载荷呈递减趋势, 所需计算时间呈指数型增长趋势。综合考虑计算成本和预测准确性, 壳单元层数为 4 时, 圆管的失效形式及压溃性能指标与试验最接近。

参 考 文 献

- [1] 李永兵, 马运五, 楼铭, 等. 轻量化多材料汽车车身连接技术进展[J]. 机械工程学报, 2016, 52(24): 1-23.
LI Yongbing, MA Yunwu, LOU Ming, et al. Advances in welding and joining processes of multi-material lightweight car body[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2016, 52(24): 1-23.
- [2] ALESSANDRO F, ALESSANDRO F, GIANCARLO A A, et al. Experimental characterization of damped CFRP materials with an application to a lightweight car door[J]. Shock and Vibration, 2017(1): 1-9.
- [3] 宋燕利, 杨龙, 郭巍, 等. 面向汽车轻量化应用的碳纤维复合材料关键技术[J]. 材料导报, 2016, 30(17): 16-25.
SONG Yanli, YANG Long, GUO Wei, et al. A survey on key technologies for carbon fiber-reinforced plastics with applications to automobile lightening[J]. Materials Reports, 2016, 30(17): 16-25.
- [4] HESSE S H, LUKASZEWICZ H J A, DUDDECK F. A method to reduce design complexity of automotive composite structures with respect to crashworthiness[J]. Composite Structures, 2015, 129: 236-249.
- [5] BUSSADORI B P, SCHUFFENHAUER K, SCATTINA A. Modelling of CFRP crushing structures in explicit crash analysis[J]. Composites Part B: Engineering, 2014, 60: 725-735.
- [6] FERABOLI P, MASINI A, TARABORRELLI L, et al. Integrated development of CFRP structures for a topless high performance vehicle[J]. Composite Structures, 2007, 78(4): 495-506.
- [7] 解江, 马骢瑶, 霍雨佳, 等. 纤维铺层角度对复合材料薄壁圆管轴向压溃吸能特性影响研究[J]. 振动与冲击, 2018, 37(20): 200-206.
XIE Jiang, MA Congyao, HUO Yujia, et al. Effect of ply orientations on energy-absorbing characteristics of composite thin-walled circular tubes under axial compression[J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(20): 200-206.
- [8] LIU Q, SHEN H, WU Y, et al. Crash responses under multiple impacts and residual properties of CFRP and aluminum tubes[J]. Composite Structures, 2018, 194: 87-103.
- [9] FARLEY G L. Energy absorption of composite materials[J]. Journal of Composite Materials, 1983, 17(3): 267-279.
- [10] SIROMANI D, AWERBUCH J, TAN T M. Finite element modeling of the crushing behavior of thin-walled CFRP tubes under axial compression[J]. Composites Part B: Engineering, 2014, 64(18): 50-58.
- [11] CHERNIAEV A, BUTCHER C, MONTESANO J. Predicting the axial crush response of CFRP tubes using three damage-based constitutive models[J]. Thin-Walled Structures, 2018, 129: 349-364.
- [12] 王振, 宋凯, 朱国华, 等. 单向碳纤维复合材料锥管轴向吸能特性研究[J]. 振动与冲击, 2018, 37(7): 172-178.
WANG Zhen, SONG Kai, ZHU Guohua, et al. Axial energy absorption characteristics of unidirectional carbon-fiber composite cone tubes[J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(7): 172-178.
- [13] 田春雷, 皮爱国, 黄风雷. CFRP 复合材料层合圆筒轴向压缩试验与数值模拟[J]. 复合材料学报, 2013, 30(2): 159-164.

TIAN Chunlei, PI Aiguo, HUANG Fenglei. Experimental and numerical study on CFRP tubes under axial crushing[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2013, 30(2): 159-164.

- [14] TURON A, DÁVILA C G, CAMANHO P P, et al. An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models[J].

Engineering Fracture Mechanics, 2007, 74(10): 1665-1682.

作者简介: 庄蔚敏, 女, 1970 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为车身结构轻量化设计。

E-mail: zhuangwm@jlu.edu.cn

刘洋(通信作者), 男, 1994 年出生, 博士研究生。主要研究方向为车身结构轻量化设计。

E-mail: l_yang18@mails.jlu.edu.cn

第 9 届上银优秀机械博士论文奖——特别奖

功率超声珩磨磨削区空泡溃灭微射流冲击特性及试验研究

作 者: 叶林征

毕业学校: 中北大学

指导教师: 祝锡晶

功率超声珩磨是一种超声辅助精密加工方法, 依靠油石的运动达到去除材料及改变表面微观形貌的效果, 加工过程中, 超声波传入磨削液会产生空化效应, 空泡溃灭过程中会产生微射流、冲击波、声致发光等次级效应, 会对材料表面产生不容忽视的影响, 尤其是空泡溃灭微射流的冲击作用。因此, 文中提出超声珩磨环境中空泡溃灭微射流冲击特性的研究, 主要工作如下。

(1) 考虑超声珩磨微观加工过程中材料的尺度效应并采用了基于细观机制的应变梯度塑性理论, 建立了单油石磨削力模型及比磨削能模型。考虑尺度效应时磨削力明显增大且珩磨深度对磨削力的影响最大。珩磨深度分别低至某一阈值后, 随珩磨深度继续减小, 磨削力及比磨削能均呈现非线性增大。

(2) 考虑了煤油蒸气的冷凝与蒸发、超声珩磨压力及珩磨头速度, 构建了超声珩磨磨削区单空化泡动力学模型, 分析了空泡半径、泡内温度、泡内压力及泡内煤油蒸气分子数的动态演变规律。通过研究超声珩磨因素对空化泡运动过程的作用, 发现珩磨压力有较大影响, 而珩磨头的回转速度具有较小影响, 往复速度几乎没有影响。

(3) 针对空泡溃灭微射流冲击壁面这一物理现象, 依据流体力学、固体力学及冲击动力学, 建立了微射流冲击壁面的三维流固耦合数学模型。

(4) 探讨了微射流冲击过程中固体区域及液体区域的行为变化。壁面凹坑直径与微射流直径正相关且 $d_p/d_f \approx 0.95 \sim 1.2$, 凹坑径深比与微射流速度负相关且其比值为 $15 \sim 80$ 。随冲击角度的增大, 壁面压强、凹坑深度及等效应变均先略有增大随后减小。微射流冲击过程中形成的侧向射流速度高于微射流冲击速度。

(5) 进行了超声珩磨空化观测试验、空泡溃灭微射流冲击试验反演分析及超声珩磨空化正交试验。反演分析结果表明凹坑等效应变、等效应力、微射流冲击强度及速度均与凹坑径深比密切相关, 在 $16 \sim 68$ 的径深比下, 微射流冲击强度为 $420 \sim 500$ MPa, 微射流速度为 $310 \sim 370$ m/s。分析了距离、超声振幅、试验时间对凹坑最大直径、表面侵蚀率、表面粗糙度的影响。在控制一定条件下, 空化效应有助于改善工件表面质量, 提出超声空化表面处理方法。