

基于纤维强度折减效应的IV型气瓶爆破失效分析方法研究

李瑞奇 胡海晓 李书欣 陈宏达 曹东风 刘昊 郑凯东 张宇 刘锐

Research on the burst failure analysis method of type IV cylinders based on the fiber strength reduction effect

LI Ruiqi, HU Haixiao, LI Shuxin, CHEN Hongda, CAO Dongfeng, LIU Hao, ZHENG Kaidong, ZHANG Yu, LIU Rui

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20240827.005>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

基于冲击损伤的复合材料气瓶铺层顺序优化设计

Optimal design of laying sequence of composite gas cylinders based on impact damage

复合材料学报. 2022, 39(2): 777–787 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20210323.001>

T700碳纤维增强树脂复合材料气瓶封头非测地线缠绕强度

Non-geodetic winding strength of T700 carbon fiber reinforced resin composite cylinder head

复合材料学报. 2019, 36(12): 2772–2778 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20190324.001>

碳纤维增强树脂基复合材料气瓶电磁超声在线监测方法及失效机制

Electromagnetic ultrasonic on-line monitoring method and failure mechanism of carbon fiber reinforced resin matrix composite material gas cylinder

复合材料学报. 2024, 41(4): 1820–1829 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20230824.002>

碳纤维/环氧树脂复合材料L型接头拉伸失效机制

Tensile failure mechanism of carbon fiber/epoxy composite L-joints

复合材料学报. 2023, 40(1): 542–552 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20220317.003>

考虑纤维缠绕形态的复合材料结构拉伸承载行为

Tensile bearing behavior of composite structures considering filament wound morphology

复合材料学报. 2023, 40(2): 1167–1178 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20220419.010>

胶层厚度对碳纤维/双马来酰亚胺树脂复合材料平-折-平混合连接接头力学性能的影响

Effect of adhesive thickness on mechanical properties of carbon fiber/bismaleimide resin composite flat-joggle-flat hybrid (bonded-bolted) joint

复合材料学报. 2020, 37(11): 2825–2832 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20200121.003>



扫码关注微信公众号，获得更多资讯信息

基于纤维强度折减效应的 IV 型气瓶 爆破失效分析方法研究



分享本文

李瑞奇^{1,2,3}, 胡海晓^{*2,3}, 李书欣^{*1,2}, 陈宏达^{1,2}, 曹东风¹,
刘昊⁵, 郑凯东², 张宇⁴, 刘锐⁴

(1. 武汉理工大学 材料复合新技术国家重点实验室, 武汉 430070; 2. 国家能源氢能及氨氢融合新能源技术重点实验室, 佛山仙湖实验室, 佛山 528200; 3. 武汉理工大学 理学院, 武汉 430070; 4. 武汉理工大学 材料科学与工程学院, 武汉 430070; 5. 中国第一汽车股份有限公司研发总院, 长春 130000)

摘要: 复合材料储氢气瓶是高压气态储氢最有效的解决方案, 其中塑料内胆碳纤维全缠绕气瓶 (IV 型气瓶) 是储氢气瓶发展的重要方向。精确预测 IV 型气瓶的爆破压力与失效方式是 IV 型气瓶轻量化设计的基础。目前气瓶失效预测方法多基于传统层合模型建立, 未考虑螺旋缠绕过程中纤维交叉起伏形态影响。本文基于数值和实验方法, 探究了纤维起伏形态对纤维拉伸强度的影响规律, 进而发展了一种考虑纤维强度折减效应的 IV 型气瓶折减分析方法。使用该方法预测 3 种铺层 IV 型气瓶的爆破压力和失效模式, 并与不考虑纤维强度折减效应的传统分析方法进行对比。通过开展气瓶爆破实验, 验证了考虑折减分析方法能更准确预测气瓶失效位置与形式, 减小爆破压力预测误差, 最大误差从+15.42% 降低到+6.07%。

关键词: 复合材料; IV 型气瓶; 交叉起伏; 强度折减; 爆破失效

中图分类号: TB332; TB122 文献标志码: A 文章编号: 1000-3851(2025)05-2578-16

Research on the burst failure analysis method of type IV cylinders based on the fiber strength reduction effect

LI Ruiqi^{1,2,3}, HU Haixiao^{*2,3}, LI Shuxin^{*1,2}, CHEN Hongda^{1,2}, CAO Dongfeng¹,
LIU Hao⁵, ZHENG Kaidong², ZHANG Yu⁴, LIU Rui⁴

(1. State Key Laboratory of Advanced Technology for Materials Synthesis and Processing, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China; 2. National Energy Key Laboratory for New Hydrogen-ammonia Energy Technologies Foshan Xianhu Laboratory, Foshan 528200, China; 3. School of Science, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China; 4. School of Materials Science and Engineering, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China; 5. General Research and Development Institute, China FAW Co., Changchun 130000, China)

Abstract: Composite material hydrogen storage cylinders are the most effective solution for high-pressure gaseous hydrogen storage. The carbon fiber fully wrapped plastic liner cylinder (Type IV cylinder) is the most important potential in the development of hydrogen storage. Accurately predicting the burst pressure and failure mode of type IV cylinders is basement for the lightweight design of these cylinders. Current burst failure prediction methods are developed base on traditional laminated structural models, where the influence of fiber bundles cross undulation that occurs during the helical winding process are not considered. This paper comprehensively investigated the influence of fiber bundles cross undulation on the fiber strength by combining numerical and

收稿日期: 2024-06-03; 修回日期: 2024-07-23; 录用日期: 2024-07-28; 网络首发时间: 2024-08-28 10:10:23

网络首发地址: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20240827.005>

基金项目: 国家自然科学基金 (52273080); 2023 年湖北省重大攻关项目 (JD2023BAA028); 湖北省自然科学基金 (20231j0223)

National Natural Science Foundation of China (52273080); Major Research Projects in Hubei Province in 2023 (JD2023BAA028); Natural Science Foundation of Hubei Province (20231j0223)

通信作者: 胡海晓, 博士, 副教授, 硕士生导师, 研究方向为缠绕复合材料结构设计与监测 E-mail: yiming9008@126.com;

李书欣, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为复合材料材料-工艺-结构一体化应用 E-mail: lishuxin@whut.edu.cn

引用格式: 李瑞奇, 胡海晓, 李书欣, 等. 基于纤维强度折减效应的 IV 型气瓶爆破失效分析方法研究 [J]. 复合材料学报, 2025, 42(5): 2578-2593.

LI Ruiqi, HU Haixiao, LI Shuxin, et al. Research on the burst failure analysis method of type IV cylinders based on the fiber strength reduction effect[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2025, 42(5): 2578-2593(in Chinese).

experimental approaches, and a failure prediction method which takes into account of the strength knock-down effect was developed for type IV cylinders. The burst pressures and failure locations of three different types of IV cylinders were predicted and compared with the ones that predicted by traditional method which does not consider the strength knock-down effect. The physical bursting experiments were conducted, and the results validate that the numerical analysis method considering the strength knock-down effect can give more accurate prediction of the failure location and reduce the prediction error of the bursting pressure, the maximum error is reduced from +15.42% to +6.07%.

Keywords: composite; type IV cylinder; cross undulation feature; strength reduction; burst failure

随着全球能源结构的转型和对清洁能源需求的不断增长，氢能作为一种清洁、高效的能源载体，正逐渐成为新能源领域的研究热点^[1-3]。然而，氢能的高效储存和运输是实现其广泛应用的关键技术挑战之一。在众多储氢技术中，纤维缠绕复合材料高压储氢技术因技术成熟度和成本优势，被广泛应用于航空航天和交通运输领域^[4-7]。复合材料缠绕层作为载荷承担的主体，是决定气瓶结构承载能力和安全性的重要因素。爆破压力是高压储氢容器设计的关键指标之一。为提高复合压力容器的结构效率，降低储氢成本，通常在设计阶段使用有限元方法对缠绕结构的爆破行为进行分析并对缠绕层进行优化。目前储氢气瓶的有限元分析中，直接将气瓶缠绕层看作不同角度纤维层的堆叠，基于层合结构数值模型对纤维缠绕储氢气瓶的结构性能进行评估^[8-10]。但纤维束在螺旋缠绕过程中会产生交叉起伏，直接采用层合数值模型难以考虑交叉起伏形态特征对缠绕层力学性能的影响^[11-15]，影响爆破压力预测结果的准确性。

已有研究发现纤维束的交叉起伏会降低复合材料的力学性能^[16-18]。Shen 等^[19]建立了一种介观模型来研究纤维交叉起伏对缠绕复合材料刚度的影响，证明了纤维交叉起伏会产生显著影响纤维缠绕复合材料 (Filament-wound composites, FWC) 的弹性参数，并提出，缠绕纤维束厚度也是影响力学性能的一个关键因素。Henry 等^[20]研究了纤维缠绕圆筒在压缩载荷下损伤行为，发现纤维起伏会降低纤维缠绕圆筒的压缩强度。Chang 等^[21]研究了缠绕圆筒在拉伸、扭转和多轴载荷下的损伤响应，结果表明纤维损伤首先出现在缠绕交叉起伏区域，并沿此区域扩展。Chang 等^[22]进一步建立缠绕圆筒全尺寸模型，基于缠绕特征区域赋予材料属性，结果证明这种模型可以模拟缠绕圆筒的损伤过程。Hameed 等^[23]提出了一种模拟缠绕图案特征的压力容器分区建模方法。与传统的有限元模型相比，该模型可以捕捉缠绕图案对应

变分布的影响。Arellano 等^[24]则采用数字图像相关技术 (DIC) 对缠绕平板应变分布进行了监测，验证了分区建模方法的合理性。在此基础上，肖磊等^[25]使用数值仿真和实验手段相结合的方法进一步对比了 FWC 平板和标准层合复合材料 (Standard laminate composites, SLC) 平板的应变分布，结果证明缠绕结构菱形特征图案中部纤维交叉起伏区域存在明显的应变集中现象，是导致该区域损伤起始的主要原因。

在复合材料气瓶结构设计中，有限元分析是常用的手段之一^[26]。当前报道的建模类型包括轴对称模型^[11]和三维模型^[15]两大类。根据 Lekhnitskii 假设^[27]，材料围绕一个轴是对称的，使用轴对称模型不会影响爆破压力结果，并且可以有效提高计算效率^[28]。相比轴对称模型，三维模型可以考虑纤维缠绕变角度等特征，开展基于三维尺度的水压爆破和低速冲击分析^[29-30]，可提供更高的分析精度。三维壳单元模型通过在壳结构上定义复合材料厚度和方向模拟气瓶结构^[31-35]，从而降低气瓶建模的难度。壳单元在建模难度和计算效率上具有优势^[36-38]，但三维实体单元^[39-42]更能反映缠绕层的几何特征，更适合于精确计算和捕捉复合材料层间的损伤行为。为了研究结构失效机制，许多损伤失效模型被应用在气瓶有限元分析中，包括 Hashin 失效准则^[43]、Puck 失效准则^[31]、Hashin-Rottem 失效准则^[35]等。为了提高三维实体模型的计算效率，减少结构模型的尺寸，借助周期性边界条件，建立气瓶的 1/4^[44]、1/12^[8]和 1/72^[39]模型，是当前常用的有效手段。

在已有的文献报道中，气瓶多基于简化的轴对称模型和三维模型，将缠绕层假设为层合结构进行分析，忽略了纤维缠绕结构中的纤维交叉起伏对纤维方向强度的影响。但对缠绕结构的研究已经表明，纤维交叉起伏会影响缠绕结构的力学性能。因此在复合材料气瓶结构分析中，忽略纤维交叉起伏影响会减低预测精度，难以准确分析

缠绕结构的失效模式和强度。虽然通过建立包含纤维束形态的气瓶介观模型,可以直接考虑纤维束交叉起伏特征,但与平板模型和圆筒模型相比,气瓶模型更为复杂,在复合材料气瓶结构分析中使用该方法会显著增加建模难度,并降低计算效率。

为了评估纤维束介观交叉起伏形态的影响,实现气瓶爆破行为的准确预测,并兼顾计算效率,本文提出一种考虑纤维强度折减效应对气瓶层合模型进行修正的爆破失效分析方法(折减分析方法),并与不考虑纤维强度折减效应的爆破失效分析方法(传统分析方法)进行了对比。首先,采用实验和数值模拟相结合的方法研究纤维交叉起伏特征对缠绕平板拉伸行为的影响机制,探索缠绕参数对纤维拉伸强度的影响规律。然后,通过对传统层合模型分析方法中各角度缠绕层纤维方向拉伸强度进行修正,发展了一种考虑纤维交叉起伏影响的IV型气瓶爆破行为预测数值分析方法。最后,分别使用折减分析方法和传统分析方法,开展3种不同铺层IV型气瓶的爆破失效分析,并与对应铺层的气瓶水压爆破试验结果进行对比,验证本文提出的IV型气瓶爆破失效分析方法的准确性。

1 纤维强度折减效应研究

在纤维螺旋缠绕过程中,会形成一个以纤维交叉起伏为特征的区域,如图1所示。由纤维交叉引起的纤维束起伏可能会影响复合材料的拉伸强度。纤维强度折减效应研究选择了一个含纤维交叉起伏的特征区域作为研究对象,制备了纤维缠绕的FWC平板试样,用来模拟典型的纤维束交叉起伏特征。同时制备了相同角度的标准层合结构的SLC平板试样作为对照组。沿纤维的 $+\alpha^\circ$ 方向,对两类试样进行了单向拉伸的实验和仿真的对比分析,获得纤维交叉起伏结构的强度折减规律。

1.1 实验

首先进行FWC平板和SLC平板试样制备。如图2所示,将预浸料裁成长400 mm、宽6 mm的预浸带,模拟缠绕过程交叉铺贴获得缠绕平板,铺贴过程不考虑张力作用,采用真空袋压法制备了4组缠绕角度为 $\pm 10^\circ$ 、 $\pm 20^\circ$ 、 $\pm 30^\circ$ 和 $\pm 40^\circ$ 的FWC平板试样。作为对比,制备了4组相同角度的SLC平板试样。试样整体厚度为0.43 mm,共两层,其中试样长度方向沿着 $+\alpha^\circ$ 纤维束方向,实际

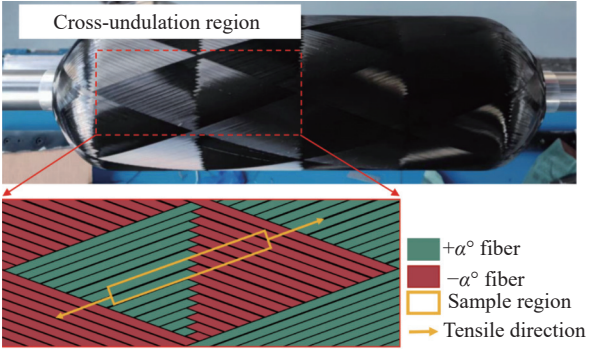
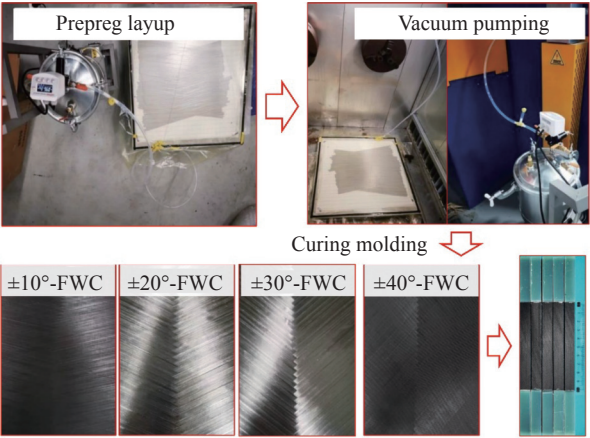


图1 纤维缠绕图案特征单元

Fig. 1 Schematic diagram of fiber winding pattern



FWC—Filament-wound composites

图2 固化成型和拉伸试样

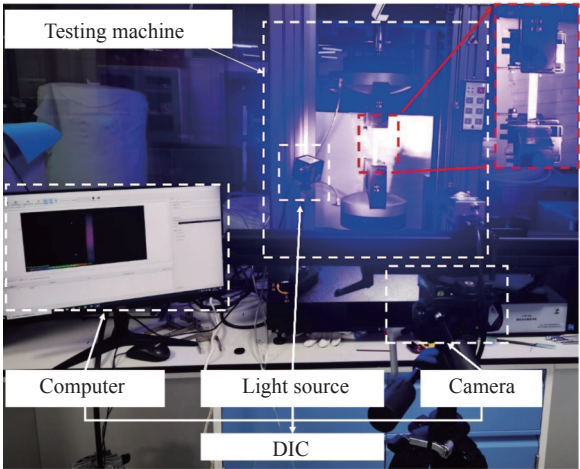
Fig. 2 Curing process and tensile specimens

平板试样的纤维束夹角为 $2\alpha^\circ$ 。

在电子万能试验机(LD23.104,力试科学仪器有限公司)上对试样进行拉伸试验,参考标准ASTM D3039^[45]进行加载,并使用DIC设备(Vic-2D, Correlated Solutions Europe)监测加载过程中试样表面的位移场和应变场,如图3所示。为确保DIC方法监测应变场的准确性,在试验前先对试样表面进行散斑喷涂。然后进行试样和设备安装,在加载过程中设置拍摄频率为1 Hz,拉伸位移速度为2 mm/min。拉伸载荷通过试验机传感器获得,实际位移通过DIC的非接触式引伸计获得。

1.2 有限元分析

基于ABAQUS/Explicit求解器建立了三维有限元模型,采用Hashin失效起始准则和渐进损伤演化方式模拟FWC平板和SLC平板试样的拉伸失效行为。为了在模型中准确建立纤维交叉起伏的细节特征,使用光学显微镜拍摄并测量了不同缠绕角度下FWC平板试样截面参数,如图4(a)所示。



DIC—Digital image correlation technology

图3 实验装置和加载方式

Fig. 3 Experimental equipment and loading apparatus

将测量的起伏角度作为评估缠绕结构起伏特征的关键参数。同时为了建立双层厚度的纤维缠绕结

构平板模型，进行缠绕层厚度对纤维折减系数影响的研究，进一步制备了双层厚度的缠绕结构试样，并测量了这些试样交叉区域的起伏角度，如图 4(b) 所示。图 4(c)、图 4(d) 为单层和双层 FWC 试样的纤维起伏角度随缠绕角度的变化规律，单层厚度试样平均起伏角度分别为 7.6°、7.7°、8.1° 和 8.6°，双层厚度试样的平均起伏角度分别为 9.3°、10.3°、11.6° 和 12.7°。

在 Abaqus 有限元软件中建立了 FWC 平板和 SLC 平板的有限元模型。SLC 平板的有限元模型和边界条件设置如图 5 所示，在左侧加载区域的上下表面施加固定约束，在右侧加载区域施加位移加载，加载速率与试验一致。样品的拉伸区域长度为 100 mm，为了避免边界处的应力集中导致样品过早失效，在拉伸区域的左侧和右侧各 7 mm 长度区域内未设置材料失效，而在拉伸区域中间的 86 mm 长度区域内考虑了材料失效。

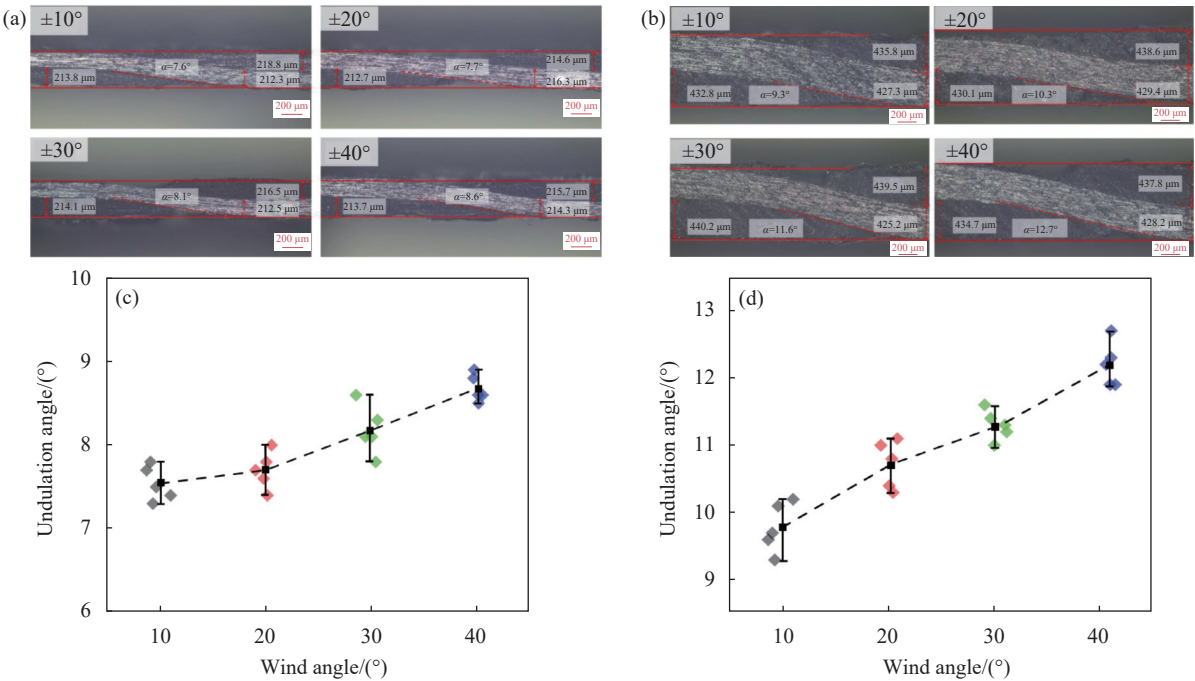


图4 起伏角度(α)随缠绕角度变化: (a)单层纤维的起伏形态; (b)2层纤维的起伏形态; (c)单层纤维变化规律; (d)2层纤维变化规律

Fig. 4 Variations of undulation angle (α) with the winding angle: (a) Undulation feature of single layer; (b) Undulation feature of 2 layers; (c) Variation curve of single layer; (d) Variation curve of 2 layers

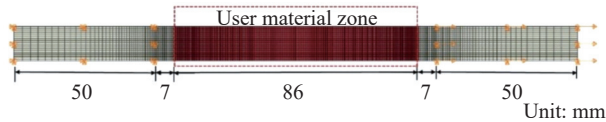


图5 标准层合复合材料 (SLC) 平板模型和加载条件

Fig. 5 Model of standard laminate composites (SLC) plate and its loading conditions

根据显微镜观察到的 FWC 平板试样截面交叉起伏几何特征，建立了 FWC 平板试样的细节模型，如图 6 所示。模型中的纤维起伏角度与测量的纤维起伏平均角度相同，在交叉起伏边缘和纤维束之间的间隙存在，并使用树脂对这些间隙进行了

填充。图 7 为建立的 FWC 平板的有限元模型，边界条件和加载方式与试验保持一致。在 FWC 平板左侧宽 50 mm 区域上下表面施加固定约束，在 FWC 平板右侧宽 50 mm 区域上下表面设置向右的拉伸位移载荷，加载速率与试验一致。为避免边界应力集中导致样品过早失效，试样中间宽 86 mm 区域的复合材料设置了材料失效，两侧 7 mm 区域未设置材料失效。

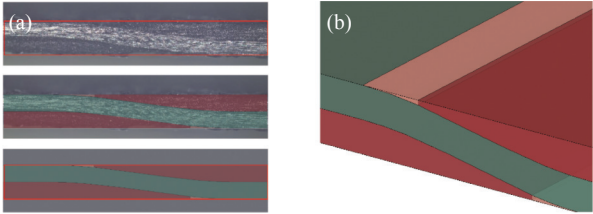


图 6 FWC 平板中纤维交叉起伏形态：(a) 实验观测截面图；
(b) 建模示意图
Fig. 6 Undulation of fiber bundle in FWC plate: (a) Experimental image;
(b) Modeling image

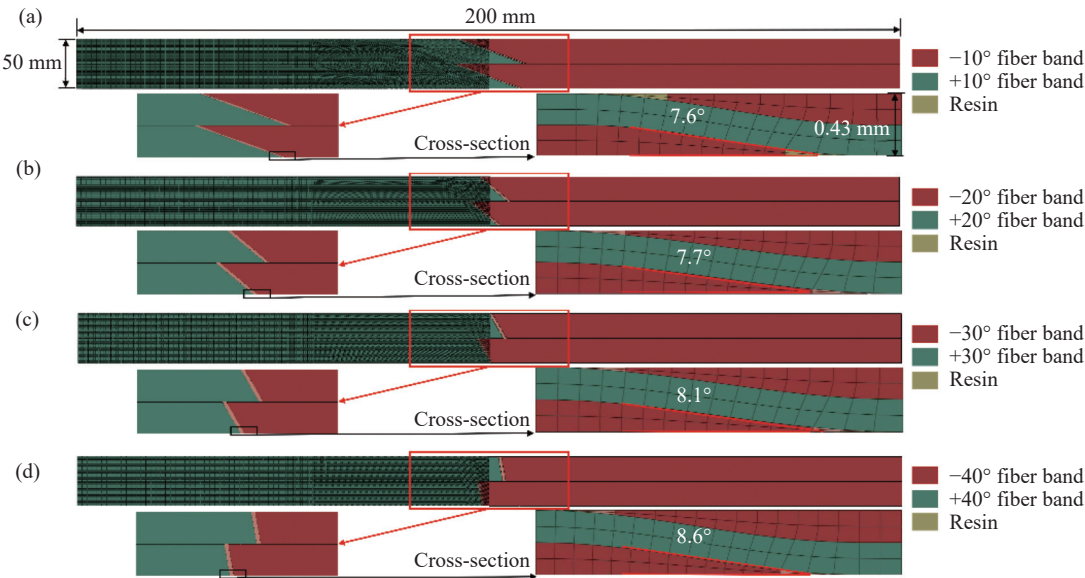


图 7 不同缠绕角度 FWC 平板有限元模型：(a) ±10°；(b) ±20°；(c) ±30°；(d) ±40°
Fig. 7 Finite element (FE) models of FWC plates with different winding angles: (a) ±10°; (b) ±20°; (c) ±30°; (d) ±40°

单向纤维束材料参数的弹性模量、泊松比和极限强度等参数通过试验测试获得，试验测试参考 ASTM 测试标准^[45-49]，详见表 1。

采用 Hashin 失效准则对纤维和基体的起始损伤进行判定，采用基于能量的线性本构描述材料损伤起始后的演化行为。平板拉伸失效分析和气瓶的爆破分析采用相同的失效准则，如下式：

纤维拉伸失效 ($\sigma_{11} > 0$):

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

纤维压缩失效 ($\sigma_{11} < 0$):

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

基体拉伸失效 ($\sigma_{22} > 0$):

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{S_T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{(\sigma_{23})^2 + \sigma_{22}\sigma_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1 \tag{3}$$

表 1 单向纤维束材料参数

Table 1 Material properties of unidirectional fiber bundle

Items	Value
Longitudinal modulus, E_{11} /GPa	125.4
Transverse modulus, $E_{22}=E_{33}$ /GPa	7.7
In-plane shear modulus, $G_{12}=G_{13}$ /GPa	3.8
Out-of-plane shear modulus, G_{23} /GPa	4.8
Major Poisson's ratio, $\mu_{12}=\mu_{13}$	0.33
Through-thickness Poisson's ratio, ν_{23}	0.35
Longitudinal tensile strength, X_T /GPa	2.18
Longitudinal compressive strength, X_C /GPa	1.2
Transverse tensile strength, Y_T /MPa	60
Transverse compressive strength, Y_C /MPa	140
Density of laminate, ρ /(kg·m ⁻³)	1 600
Tensile fracture energy of fiber, G_{Rf} /(N·mm ⁻¹)	133
Compressive fracture energy of fiber, G_{fc} /(N·mm ⁻¹)	40
Tensile fracture energy of matrix, G_{mf} /(N·mm ⁻¹)	0.6
Compressive fracture energy of matrix, G_{mc} /(N·mm ⁻¹)	2.1
Elastic modulus of resin, E /GPa	3.0
Density of resin, ρ_r /(kg·m ⁻³)	1 200
Poisson's ratio of resin, μ	0.3

基体压缩失效 ($\sigma_{22} < 0$):

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{S_{22}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{Y_C}\right) \left(\left(\frac{Y_C}{2S_{23}}\right)^2 - 1\right) + \frac{(\sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{23})}{S_{23}^2} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 \geq 1 \tag{4}$$

面内损伤演化:

$$d_i = \max \left\{ 0, \min \left\{ 1, \varepsilon_{eq}^f \frac{\varepsilon_{eq} - \varepsilon_{eq}^0}{\varepsilon_{eq}(\varepsilon_{eq}^f - \varepsilon_{eq}^0)} \right\} \right\} \tag{5}$$

其中: X_T 、 X_C 分别为纤维方向拉伸和压缩强度; Y_C 为垂直于纤维方向压缩强度; S_{22} 为垂直于纤维方向拉伸强度; S_{12} 、 S_{13} 、 S_{23} 为剪切强度; σ_{11} 、 σ_{22} 分别为纤维方向和垂直于纤维方向的正应力; σ_{12} 、 σ_{13} 和 σ_{23} 为剪切应力; ε_{eq}^0 为复合材料结构失效起始状态下的等效应变; ε_{eq}^f 为复合材料结构完全失效状态下的等效应变; ε_{eq} 为复合材料结构当前状态下的等效应变^[50]。

1.3 结果对比与分析

图 8 为 0.43 mm 厚度 4 组不同缠绕角的 FWC

平板和 SLC 平板拉伸实验的位移-载荷曲线。在加载过程中加强片和试件之间会发生滑动, 为了使位移值更接近实际值, 位移值使用 DIC 系统的电子引伸计功能测量, 载荷值采用试验机记录的加载力。从图中发现, FWC 平板的极限强度低于相同角度的 SLC 平板试件, FWC 平板的承载能力显著降低。与相同角度的 SLC 平板对比, FWC 平板刚度分别降低了 3.70%、2.93%、1.50% 和 0.55%, 均小于 5.00%。FWC 平板刚度降低并不明显, 因此本文重点讨论纤维强度折减效应。

图 9 和图 10 分别为实验和有限元分析中得到的 FWC 平板和 SLC 平板的长度方向应变场 (ε_{yy})。两者结果相比, FWC 平板的实验和模拟应变场都表现出应变集中。相反, SLC 平板的应变场没有显示出应变集中, 尽管位移增加, SLC 平板的表面应变保持着相对均匀的分布。有限元与实验的表面应变结果具有良好的一致性。

图 11 为两种平板各角度仿真 (FEA) 和实验 (EXP) 的位移-载荷曲线及 FWC 平板的纤维拉伸失

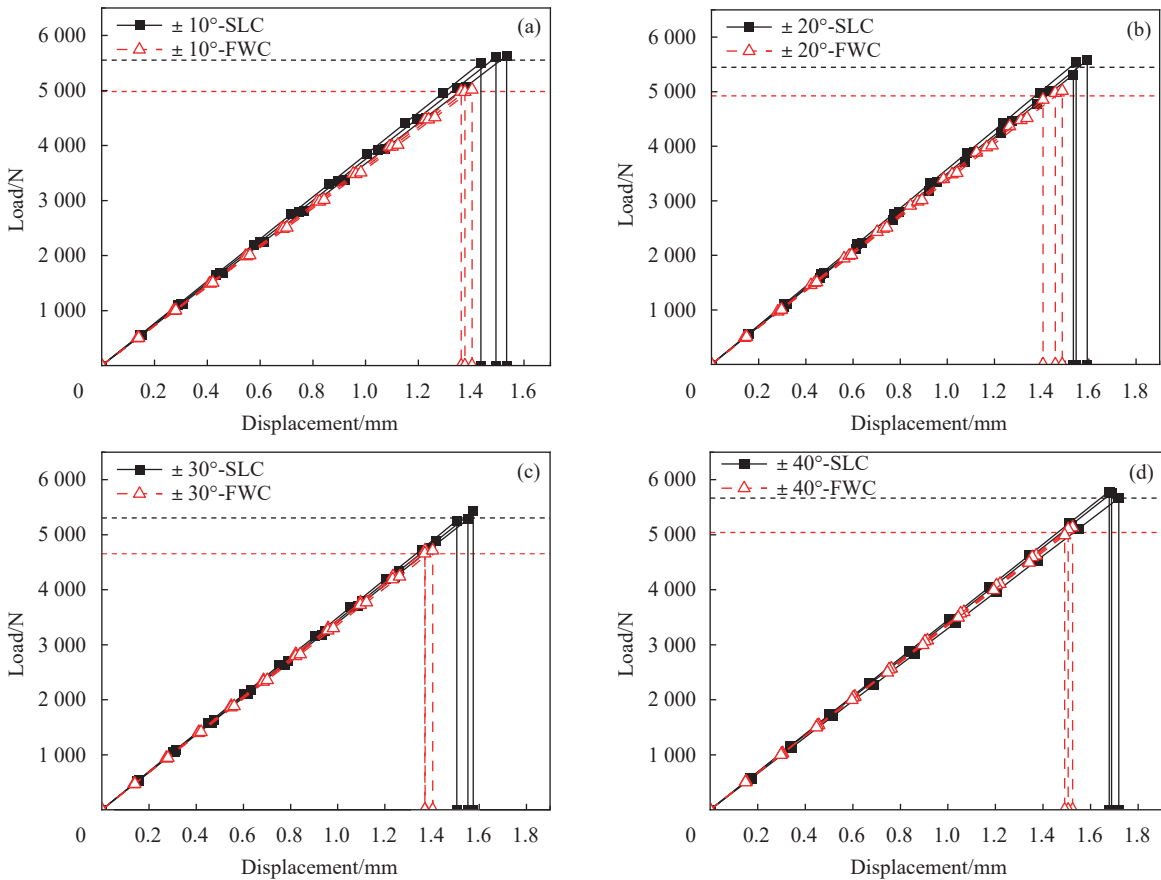


图 8 FWC 平板和 SLC 平板的位移-载荷试验曲线: (a) ±10°; (b) ±20°; (c) ±30°; (d) ±40°

Fig. 8 Experimental displacement-load curves of FWC and SLC plate specimens: (a) ±10°; (b) ±20°; (c) ±30°; (d) ±40°

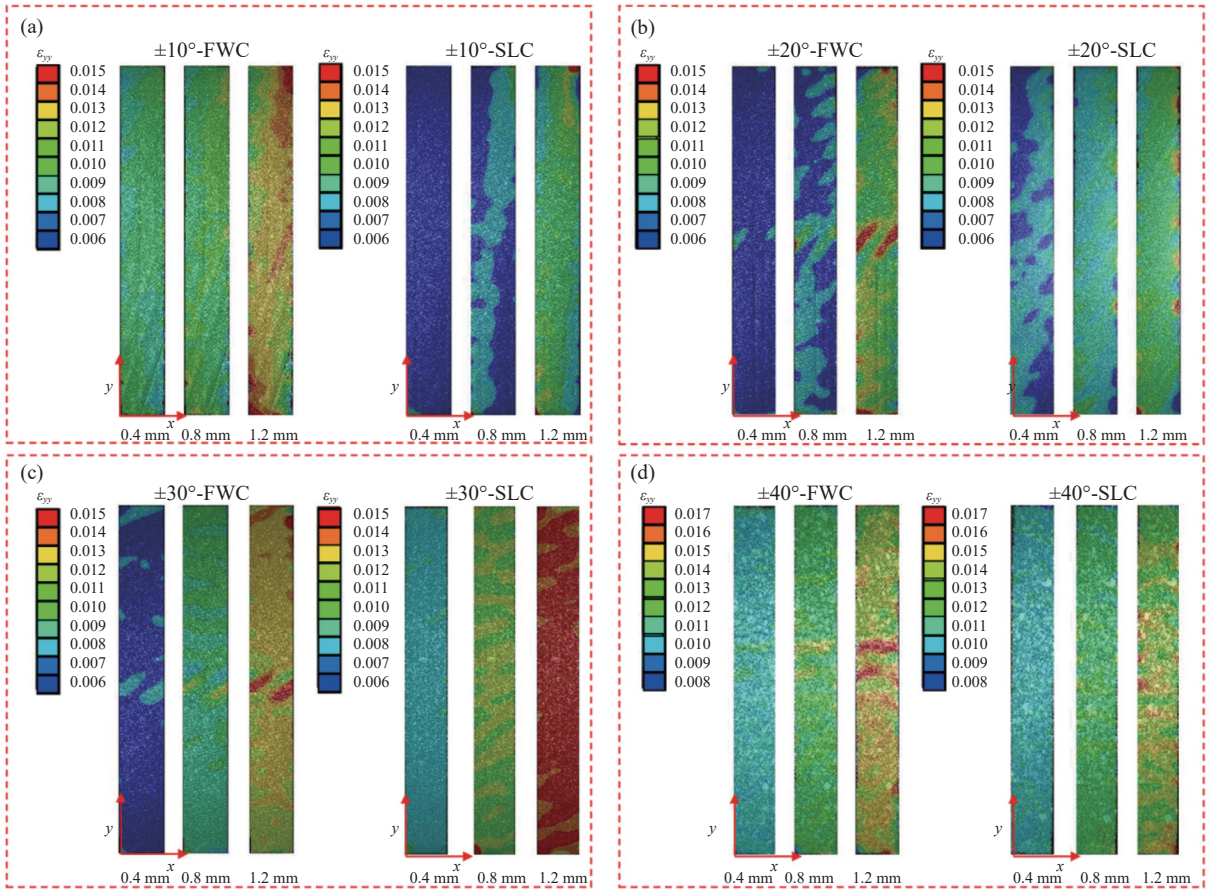


图9 数字图像相关技术(DIC)监测 FWC 平板和 SLC 平板长度方向应变(ϵ_{yy})结果: (a) $\pm 10^\circ$; (b) $\pm 20^\circ$; (c) $\pm 30^\circ$; (d) $\pm 40^\circ$

Fig. 9 Distribution of vertical strain (ϵ_{yy}) of FWC and SLC plates monitored by DIC: (a) $\pm 10^\circ$; (b) $\pm 20^\circ$; (c) $\pm 30^\circ$; (d) $\pm 40^\circ$

效云图。结果表明，仿真与实验所得的平板拉伸刚度高度一致，且在拉伸极限强度方面的误差较小，这验证了数值分析与实验结果之间具有很好的一致性。右侧云图为 FWC 平板纤维拉伸失效过程仿真结果。图 11 中载荷达到 a 点时，FWC 平板少数单元应力水平达到纤维拉伸起始失效判据，单元开始失效，单元刚度出现退化；随着继续载荷达到 b 点，失效面积逐渐扩展；最终加载至 c 点，缠绕交叉区域多数单元完全失效，FWC 平板失去承载能力。

图 12 为 4 000 N 载荷下 FWC 平板+ α° 层拉伸方向应变云图和纤维方向应力云图。可知，当载荷均为 4 000 N 时，FWC 平板在纤维交叉起伏区域均出现了明显的应变集中和应力集中现象，且随着缠绕角度的增大，应变集中和应力集中效果越明显，拉伸方向最大应变从 0.0127 增加到 0.0143，纤维方向最大应力从 1 713 MPa 增加到 1 986 MPa。同时，应变集中和应力集中的区域与纤维起伏的区域重合。据此可知，+ α° 层的起伏是导致应变集

中和应力集中产生的原因，使纤维过早达到其极限拉伸强度，进而导致 FWC 平板的承载能力下降。缠绕角度增加，纤维起伏角度越大，承载能力下降效果越明显，纤维强度折减效应越显著。由此分析，当相同角度缠绕层厚度增加时，纤维起伏角度也会增加，并使承载能力进一步下降，纤维强度折减效应更加显著。

1.4 纤维强度折减系数

图 13 为有限元分析两种厚度试样的拉伸失效载荷结果。可以发现，所有 FWC 平板的拉伸失效载荷都低于对应的 SLC 平板。定义 FWC 平板与 SLC 平板的最大失效载荷之比为纤维强度折减系数，则纤维强度折减系数的变化规律如图 14 所示。单层板的不同缠绕角度的强度折减系数分别为 0.93、0.91、0.90 和 0.89。双层平板不同缠绕角度的纤维强度折减系数分别为 0.80、0.78、0.70 和 0.68。随着缠绕角度变大，强度折减系数逐渐降低。同时缠绕层厚度的增加，相同缠绕角度的纤维强度折减系数也显著降低。

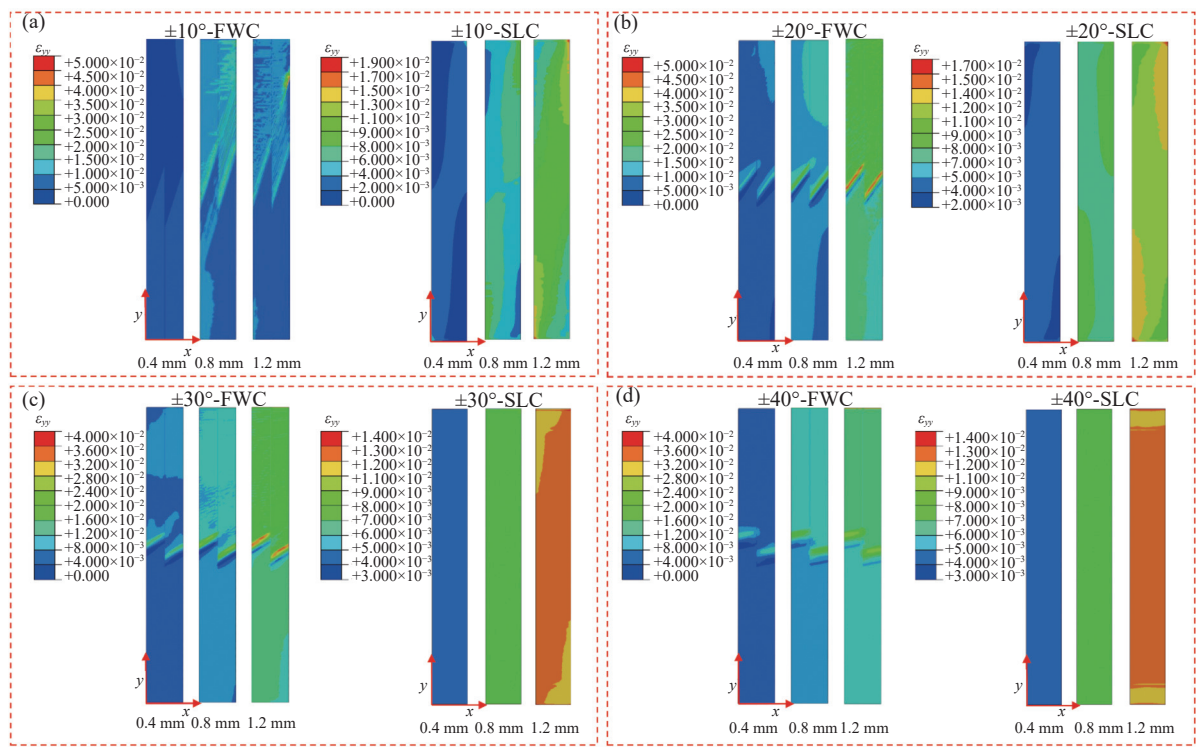
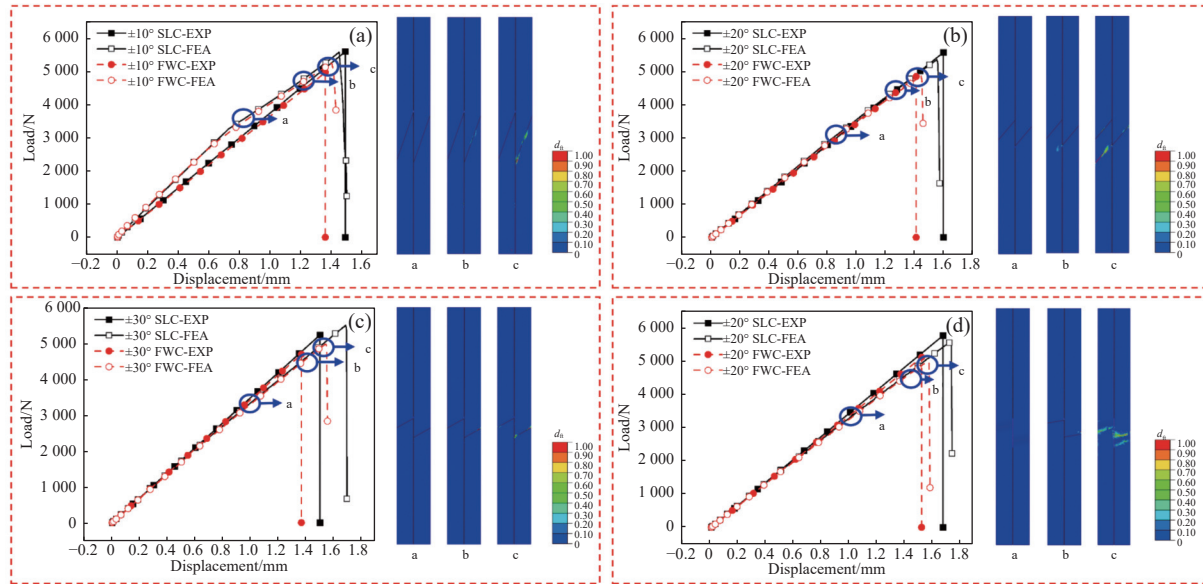


图 10 FWC 平板和 SLC 平板长度方向仿真应变结果: (a) ±10°; (b) ±20°; (c) ±30°; (d) ±40°

Fig. 10 Numerical predicted distribution of vertical strain fields of FWC and SLC plates: (a) ±10°; (b) ±20°; (c) ±30°; (d) ±40°



d_f —Variable of fiber tensile failure state; FEA—Simulation; EXP—Experiment

图 11 仿真和实验位移-载荷曲线和 FWC 平板纤维拉伸失效演化: (a) ±10°; (b) ±20°; (c) ±30°; (d) ±40°

Fig. 11 Simulation and experimental displacement-load curves and the evolution of fiber tensile failure in FWC plate: (a) ±10°; (b) ±20°; (c) ±30°; (d) ±40°

根据图 14 中的纤维强度折减系数随缠绕角度和厚度的变化规律，建立纤维强度折减系数随厚度和角度的线性拟合公式，如下式所示：

$$\kappa = \frac{(t_f - t_2)}{(t_1 - t_2)}(\kappa_1 - \kappa_2) + \kappa_2 \tag{6}$$

式中： κ 表示纤维强度折减系数； t_1 和 t_2 表示本文中使用的单层和双层预浸料的厚度； t_f 表示缠绕单层的厚度； κ_1 和 κ_2 的表示式分别为： $\kappa_1 = 0.94 - 0.0013\alpha$ 和 $\kappa_2 = 0.85 - 0.0044\alpha$ ； α 表示当前的缠绕角度。

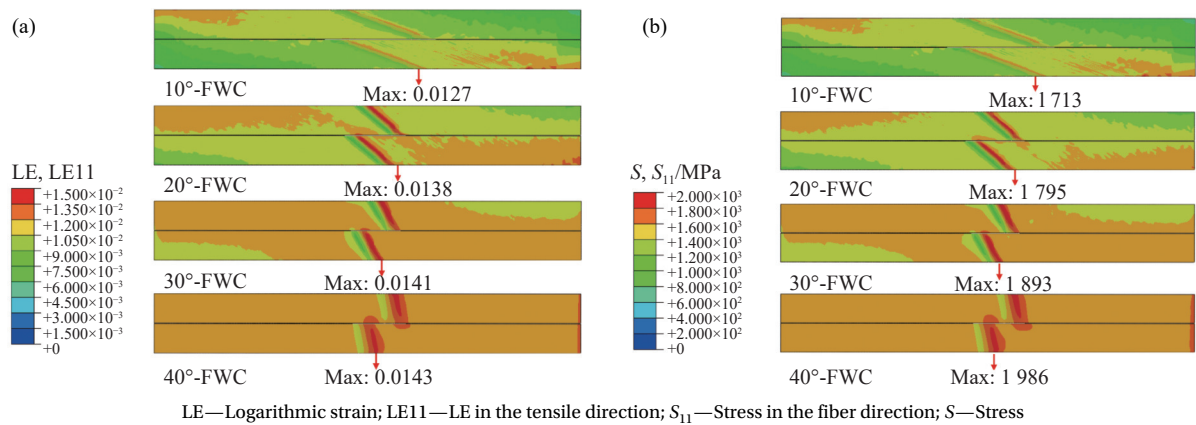


图 12 4 000 N 载荷下 FWC 平板+α°层云图: (a) 拉伸方向应变; (b) 纤维方向应力

Fig. 12 FWC plate +α° layer nephogram under 4 000 N: (a) Strain in the tensile direction; (b) Stress in the fiber direction

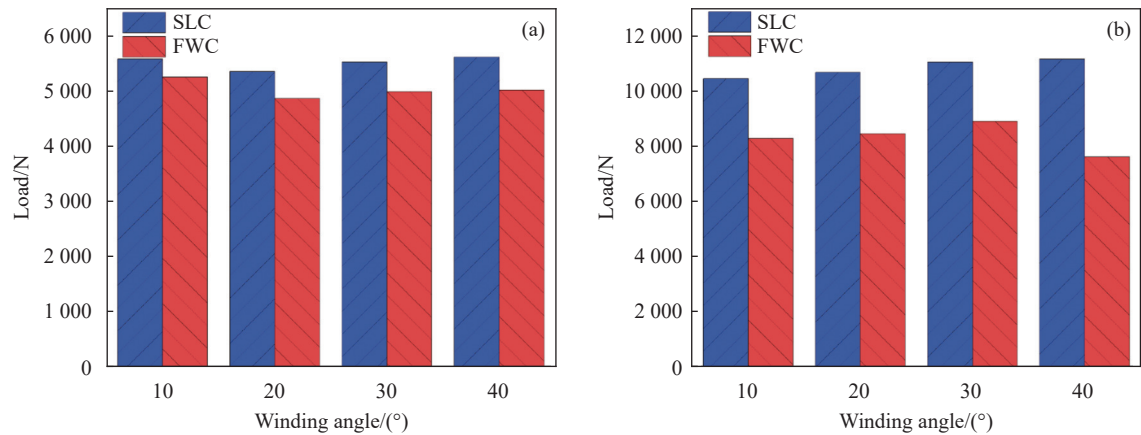


图 13 有限元分析预测的 FWC 平板和 SLC 平板拉伸失效载荷对比: (a) 单层厚度; (b) 双层厚度

Fig. 13 Comparison of tensile failure loads of FWC and SLC plates predicted by finite element analysis (FEA): (a) 1-layer thickness; (b) 2-layers thickness

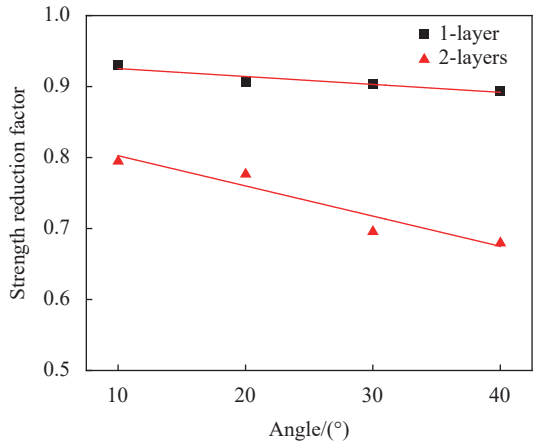


图 14 纤维强度折减系数随厚度和缠绕角度变化

Fig. 14 Variation of strength reduction factors with winding angle and thickness

当缠绕制品的纤维束带宽为 6 mm，缠绕螺旋层厚度在 0.4~0.8 mm，缠绕角度范围在 ±10°~±40° 之间，可以使用式 (6) 对纤维拉伸强度进行折减

分析。本文的气瓶数值分析中，使用该经验公式对气瓶不同缠绕层的拉伸强度进行折减，开展进一步的气瓶爆破失效分析，并与未考虑强度折减的分析方法进行了对比。

2 基于纤维强度折减效应的气瓶数值分析

基于本文提出的纤维强度折减效应，对 3 种不同铺层的 IV 型气瓶进行爆破行为预测，分别使用不考虑纤维强度折减效应的传统分析方法和考虑纤维强度折减效应的折减分析方法对气瓶爆破压力和爆破失效位置进行数值分析预测。

图 15 为气瓶数值分析框架。在气瓶数值分析中，首先建立包含变厚度分层信息的气瓶三维模型，并对气瓶划分网格。然后计算缠绕层不同位置的变角度信息后，将角度信息赋予在模型网格上。随后将考虑纤维强度折减效应的 VUMAT 材料参数赋予在气瓶缠绕层几何模型上，并赋予内胆对应的材料属性，继续设置模型的接触属性和

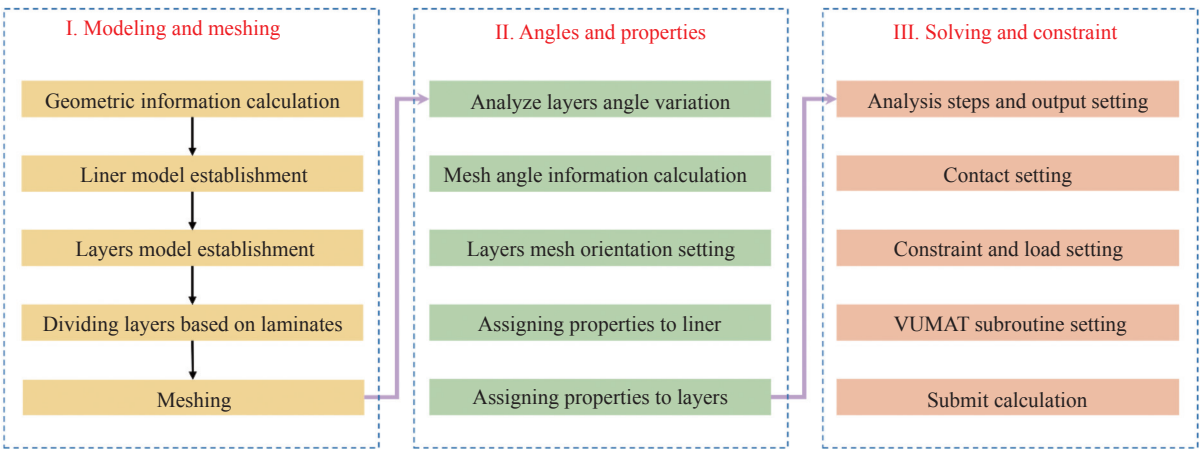


图 15 基于纤维强度折减效应的气瓶数值分析框架

Fig. 15 Numerical analysis framework for cylinders based on the effect of strength reduction effect

边界条件，最后提交计算进行气瓶的渐进损伤有限元分析。

2.1 铺层信息和材料参数

使用图 16 所示的 9 L-IV 型气瓶内胆进行铺层设计。筒身为高密度聚乙烯 (HDPE) 材料，两端金属封头 (BOSS) 为 6061-T6 铝合金材料。筒身长度 400 mm，外径 164 mm，厚度 5 mm，采用椭圆形封头，长轴为 82 mm，短轴为 53 mm，极孔半径为 23 mm。为了验证本文提出的折减分析方法在不同爆破失效模式下的预测精度和适用性，设计了 3 种不同铺层，铺层信息如下：

- A: $[\pm 14^\circ/\pm 90^\circ/\pm 90^\circ/\pm 25^\circ/\pm 90^\circ/\pm 35^\circ/\pm 90^\circ/\pm 14^\circ]$;
- B: $[\pm 14^\circ/\pm 90^\circ/\pm 90^\circ/\pm 25^\circ/\pm 90^\circ/\pm 35^\circ/\pm 90^\circ/\pm 90^\circ]$;
- C: $[\pm 14^\circ/\pm 90^\circ/\pm 25^\circ/\pm 90^\circ/\pm 35^\circ/\pm 35^\circ/\pm 90^\circ/\pm 14^\circ]$ 。

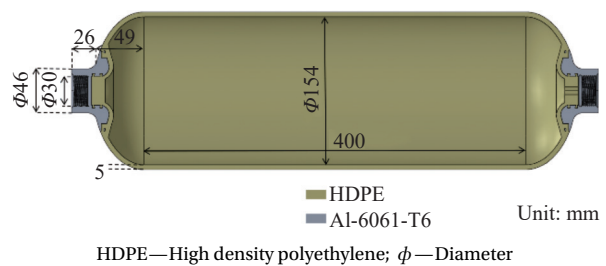


图 16 9 L-IV 型内胆尺寸

Fig. 16 Dimensions of the 9 L-IV type liner

螺旋层纤维方向拉伸强度 X_T 取折减后对应强度值，一个循环的螺旋层厚度为 0.5 mm，根据对纤维强度折减系数的经验公式计算，最终 $\pm 14^\circ$ 、 $\pm 25^\circ$ 及 $\pm 35^\circ$ 螺旋缠绕层的纤维强度折减系数分别为 0.90、0.88 和 0.86，对应折减后的螺旋层纤维拉伸强度分别为 2 250 MPa、2 200 MPa 和 2 150 MPa。本文所用 IV 型气瓶材料中的复合材

料缠绕层^[51]、BOSS^[52] 和筒身 HDPE 内胆^[53] 的材料属性如表 2 所示。

2.2 模型与边界条件

建立气瓶的 1/360 模型，单元类型为 C3D8R，模型共计 26 318 个单元，如图 17 所示。在气瓶剖面施加周期性边界条件，根据气瓶爆破试验工况建立边界条件：在气瓶左侧接头处设置为沿轴向

表 2 IV 型气瓶材料力学性能参数

Item	Value
Longitudinal modulus, E_{11} /GPa	154
Transverse modulus, $E_{22}=E_{33}$ /GPa	11.4
In-plane shear modulus, $G_{12}=G_{13}$ /GPa	4.8
Out-of-plane shear modulus, G_{23} /GPa	3.8
Major Poisson's ratio, $\mu_{12}=\mu_{13}$	0.3
Through-thickness Poisson's ratio, ν_{23}	0.33
Longitudinal tensile strength, X_T /GPa	2.5
Longitudinal compressive strength, X_C /GPa	1.2
Transverse tensile strength, Y_T /MPa	70
Transverse compressive strength, Y_C /MPa	180
Density of laminate, ρ /($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	1 600
Tensile fracture energy of fiber, G_R /($\text{N}\cdot\text{mm}^{-1}$)	133
Compressive fracture energy of fiber, G_{fc} /($\text{N}\cdot\text{mm}^{-1}$)	40
Tensile fracture energy of matrix, G_{mt} /($\text{N}\cdot\text{mm}^{-1}$)	0.6
Compressive fracture energy of matrix, G_{mc} /($\text{N}\cdot\text{mm}^{-1}$)	2.1
Elastic modulus of HDPE, E /GPa	1.1
Poisson's ratio of HDPE, μ	0.38
Yield strength of HDPE, σ_s /MPa	22.9
Ultimate strength of HDPE, σ_b /MPa	25
Fracture elongation of HDPE, $\delta/\%$	>600
Elastic modulus of BOSS, E /GPa	69
Poisson's ratio of BOSS, μ	0.324
Yield strength of BOSS, σ_s /MPa	298
Ultimate strength of BOSS, σ_b /MPa	330
Fracture elongation of BOSS, $\delta/\%$	12

Note: BOSS—Bolted opening support structure.

的固定约束，避免发生刚体位移；内胆的塑料部分和金属 BOSS 部分的接触属性设置为 Tie，模拟两者之间的固定效果；内胆外表面与缠绕层内表面的接触属性设置为 Tie，模拟两者之间的粘接效果。气瓶内表面施加 100 MPa 压力 (P)，基于 Hashin 失效准则进行分析，基于能量的线性本构描述材料损伤起始后的演化行为，实际爆破压力以缠绕层纤维贯穿损伤为判断依据。

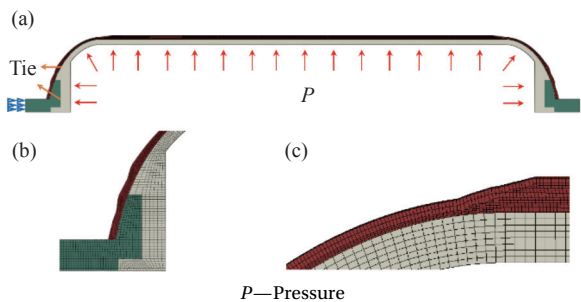


图 17 IV 型气瓶模型: (a) 整体模型和载荷; (b) 封头; (c) 过渡区域
Fig. 17 Type IV cylinder model: (a) Global model and loading; (b) Dome; (c) Transition region

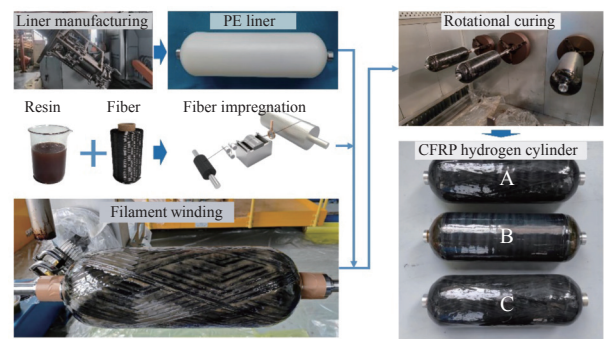
3 气瓶制备与水压测试

为了验证两种预测方法的准确性，根据 3 种缠绕线型制备了对应的 IV 型气瓶，并进行了水压爆破测试。

制备过程如图 18 所示，采用湿法缠绕工艺，对 IV 型气瓶进行缠绕制备。内胆主体材料为 HDPE，BOSS 材料为 6061-T6 铝合金。碳纤维缠绕层材料为光威 TZ700-24 K 级碳纤维增强树脂基复合材料，树脂为博汇 EpoTech®425 型环氧树脂。气瓶内胆使用滚塑工艺制成，通过滚塑模具将铝合金 BOSS 和聚乙烯内胆滚塑一体成型。根据湿法缠绕工艺要求，缠绕前先将树脂和固化剂按比例混合，倒入到胶槽中，纤维束经过胶槽滚轮浸润树脂后，连接到丝嘴位置，然后缠绕到瓶身位置。缠绕路径由一台六轴五联动数控缠绕机 (SLW01.6-500-4/1-5000CNC，湖南江南四棱数控有限公司) 控制，通过 CADWIND 软件编写的环向缠绕和螺旋缠绕程序，将纤维束按照缠绕层顺序缠绕在气瓶表面。缠绕完成后，将气瓶安装到旋转固化炉中，按照树脂固化曲线设置温度，经固化成型后，得到碳纤维增强树脂基体 (Carbon fiber reinforced polymer, CFRP) 复合材料储氢气瓶试样。

如图 19(a) 所示，根据标准 GB/T 15385—2022

《气瓶水压爆破试验方法》^[54]，使用水压爆破试验机 (EHM-8102，深圳市恩普达工业系统有限公司) 对 IV 型气瓶进行爆破测试。爆破前首先将在气瓶内部灌满水并排除内部空气，防止在爆破瞬间内部空气造成的碎片飞溅，损坏试验设备或者危害人身安全。然后使用高压水管连接爆破试验机 and 气瓶，水管和气瓶之间使用转接头连接，用生胶带和橡胶圈保证密封性。将气瓶放置在钢筒中，防止爆破碎屑飞出。最后启动试验机，加压开始爆破测试。测试装置如图 19(a) 所示。



CFRP—Carbon fiber reinforcedpolymer; PE—Polyethylene
图 18 IV 型气瓶制造

Fig. 18 Type IV cylinder manufacturing

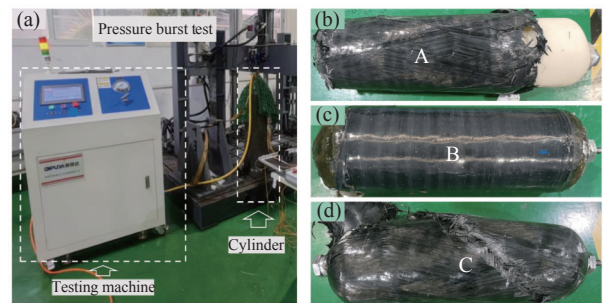


图 19 气瓶水压实验及爆破失效形式: (a) 试验装置; (b) A 铺层; (c) B 铺层; (d) C 铺层
Fig. 19 Pressure test and burst modes of type IV cylinders: (a) Burst test setup; (b) Layup-A; (c) Layup-B; (d) Layup-C

根据图 19(b)~19(d) 爆破试验结果，A 铺层气瓶的爆破压力为 62.86 MPa，爆破位置在封头与筒身过渡的肩部，B 铺层气瓶的爆破压力为 49.21 MPa，爆破位置在 BOSS 区域，C 铺层气瓶的爆破压力为 52.95 MPa，爆破位置在筒身区域。

4 结果与讨论

图 20 为气瓶爆破失效前纤维应力云图。图 20(a)~20(c) 为传统分析方法的结果，图 20(d)~20(f) 为折减分析方法的结果。对传统分析方法的结果进行

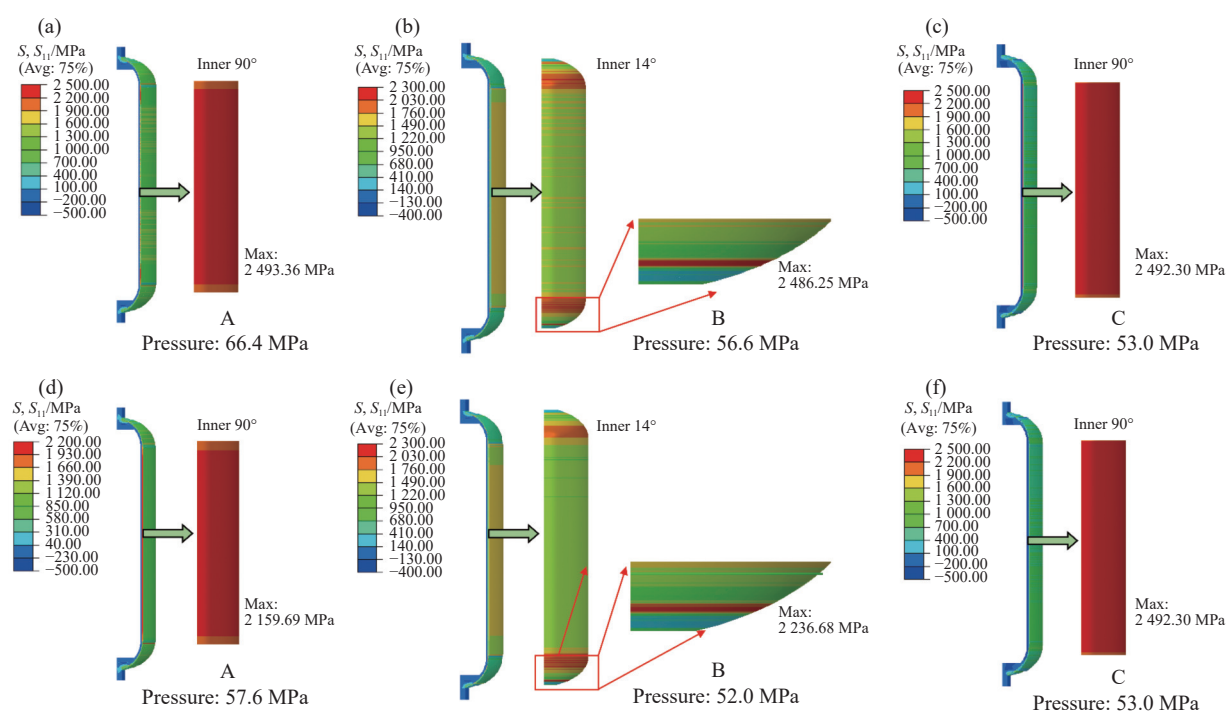


图 20 气瓶爆破失效前纤维应力云图: (a) A 铺层-传统分析方法; (b) B 铺层-传统分析方法; (c) C 铺层-传统分析方法; (d) A 铺层-折减分析方法; (e) B 铺层-折减分析方法; (f) C 铺层-折减分析方法

Fig. 20 Fiber stress nephogram of cylinder before failure: (a) Layout A-traditional method; (b) Layout B-traditional method; (c) Layout C-traditional method; (d) Layout A-reduction modified method; (e) Layout B-reduction modified method; (f) Layout C-reduction modified method

分析, 根据图 20(a) 可知, A 气瓶在爆破失效前纤维方向最大应力出现在筒身段环向层位置, 当内部压力加载至 66.4 MPa, 环向层纤维方向应力值达到 2 493.36 MPa, 接近环向层复合材料纤维拉伸强度。图 20(b) 中, B 气瓶在爆破失效前纤维方向最大应力出现在靠近两端金属 BOSS 附近的最内层 14°螺旋层, 56.6 MPa 压力下该位置纤维方向应力为 2 486.25 MPa, 接近未折减 14°螺旋层复合材料纤维拉伸强度。图 20(c) 中, C 气瓶在爆破失效前纤维方向最大应力在筒身段环向层位置, 压力达到 53.0 MPa 时, 该位置纤维方向应力为 2 492.30 MPa, 接近环向层复合材料纤维拉伸强度。

根据图 20(d)~20(f), 对折减分析方法的结果进行分析。A 气瓶在爆破失效前最大应力同样出现在筒身中部最内层的环向缠绕层, 当内压达到 57.6 MPa 时, 最大应力为 2 159.69 MPa, 未达到环向层复合材料纤维拉伸强度。对于 B 气瓶, 在爆破失效前, 压力达到 52.0 MPa 时, 缠绕层纤维方向最大应力出现在金属 BOSS 附近最内层 14°螺旋层, 最大应力为 2 236.68 MPa, 接近折减后 14°螺旋层复合材料纤维拉伸强度。对于 C 气瓶, 在爆

破失效前, 最大应力出现在筒身中部最内层的环向缠绕层, 内压达到 53.0 MPa, 纤维方向最大应力为 2 492.30 MPa, 接近环向层复合材料纤维拉伸强度。

图 21 为气瓶爆破失效时纤维损伤云图, 将纤维损伤贯穿缠绕层作为判断气瓶爆破失效的依据。其中图 21(a)~21(c) 为传统分析方法的结果, 图 21(d)~21(f) 为折减分析方法的结果。对 A 气瓶进行分析, 根据图 21(a)、图 21(d) 结果发现, 使用传统分析方法预测的爆破压力为 68 MPa, 爆破发生在筒身位置。使用折减分析方法预测 A 气瓶爆破压力为 59.6 MPa, 气瓶爆破发生在筒肩位置。对 B 气瓶进行分析, 根据图 21(b)、图 21(e) 结果发现, 传统分析方法爆破压力为 56.8 MPa, 爆破发生在 BOSS 位置。使用折减分析方法, B 气瓶爆破压力为 52.2 MPa, 爆破发生在 BOSS 位置。对 C 气瓶进行分析, 根据图 21(c) 和图 21(f) 结果发现, 两种方法的爆破压力都是 56.4 MPa, 爆破位置都位于筒身位置。和图 19 中水压爆破试验的结果对比, 试验中 A 气瓶破坏位置在筒肩位置, 和折减分析方法破坏位置相同, 传统分析方法则破坏于筒身位置。试验中 B 气瓶破坏发生在 BOSS

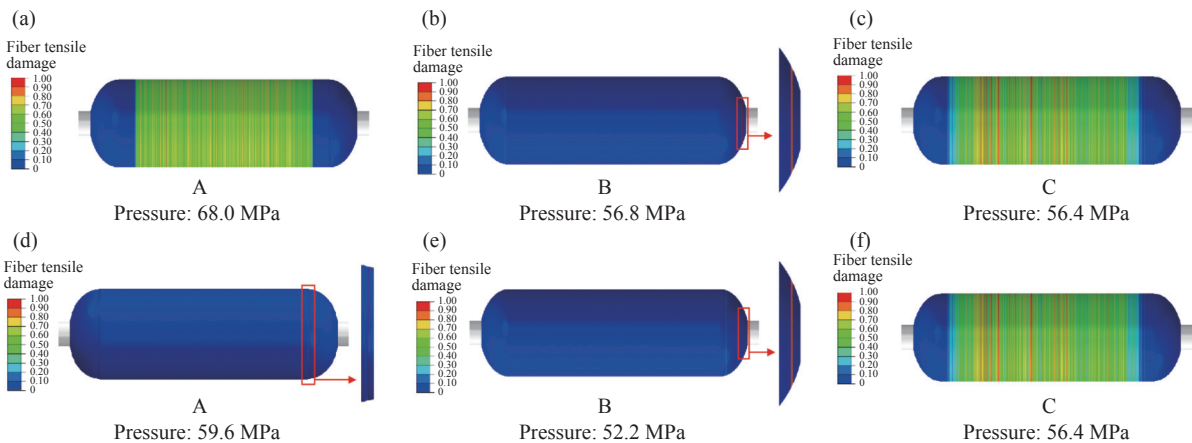


图 21 气瓶爆破失效纤维拉伸损伤云图对比: (a) A 铺层-传统分析方法; (b) B 铺层-传统分析方法; (c) C 铺层-传统分析方法; (d) A 铺层-折减分析方法; (e) B 铺层-折减分析方法; (f) C 铺层-折减分析方法

Fig. 21 Comparison of fiber tensile failure nephogram of cylinder: (a) Layup A-traditional method; (b) Layup B-traditional method; (c) Layup C-traditional method; (d) Layup A-reduction modified method; (e) Layup B-reduction modified method; (f) Layup C-reduction modified method

位置，与两种分析方法预测的爆破位置相同。试验中 C 气瓶破坏发生在筒身位置，与两种分析方法预测的爆破位置相同。

表 3 给出了 3 种铺层气瓶的实验与仿真爆破压力和爆破失效位置的结果对比。从表中可以发现，对 A 气瓶，折减分析方法得到的爆破压力误差为 5.19%，爆破位置预测正确；传统分析方法得到的爆破压力误差为 8.18%，爆破位置预测错误。对 B 气瓶，折减分析方法得到的爆破压力误差为 6.07%，爆破位置预测正确；传统分析方法得到的爆破压力误差为 15.4%，爆破位置预测正确。对 C 气瓶，两种方法预测的结果相同，爆破压力误差均为 6.52%，爆破位置预测正确。

综合以上结果分析，对于 A 气瓶，使用传统分析方法预测时，其爆破预测位置在筒身段，各角度缠绕层强度相同，最大应力出现在筒身段。而考虑纤维强度折减效应后，在环向层应力未达到强度极限之前，筒肩部位的螺旋层就已经达到

了经折减后的纤维拉伸强度，导致预测的爆破位置发生改变，爆破压力数值降低，更接近实验测试值。对于 B 气瓶，由于相对于 A 气瓶减少了一个±14°螺旋层，导致气瓶 BOSS 部位附近的螺旋层非常薄弱，成为爆破失效起始位置，增加的±90°环向层导致筒身冗余设计，因此气瓶爆破压力较小。对于两种分析方法，其预测的失效部位一致，均为 BOSS 区域，由于折减分析方法的螺旋层纤维强度进行了折减，因此其预测的爆破压力更低，误差更小。对于 C 气瓶，由于相对于 A 气瓶减少了一个±90°环向层，因此环向层的承载能力降低，而封头部位承载能力较强，气瓶在筒身段发生爆破。在两种分析方法中，其筒身段环向层的纤维拉伸强度相同，因此两种方法的预测结果一致。因此，本文提出的考虑纤维强度折减效应的 IV 型气瓶爆破失效分析，能更精准预测螺旋层主导的气瓶爆破压力和爆破形式，对于 IV 型气瓶的轻量化设计具有重要的指导意义。

表 3 气瓶爆破失效结果对比

Table 3 Comparison of burst failure results of cylinders

Number	Method	Pressure/MPa	Burst location	Error/%
A	Test	62.86	Transition region	—
	Traditional method	68.00	Cylinder body	+8.18
	Reduction modified method	59.60	Transition region	-5.19
B	Test	49.21	BOSS	—
	Traditional method	56.80	BOSS	+15.42
	Reduction modified method	52.20	BOSS	+6.07
C	Test	52.95	Cylinder body	—
	Traditional method	56.40	Cylinder body	+6.52
	Reduction modified method	56.40	Cylinder body	+6.52

5 结论

以提高气瓶分析精度为目的, 本文进行了纤维强度折减效应研究, 并发展了考虑纤维强度折减效应的IV型气瓶折减分析方法。得到以下结论:

(1) 基于纤维缠绕结构平板和标准层合结构平板拉伸的实验和仿真对比, 发现了缠绕结构纤维方向强度折减规律。随着缠绕角度和缠绕层厚度的增加, 折减系数减小, 纤维方向承载能力降低, 使用线性拟合获得本文气瓶缠绕层纤维强度随缠绕角度和厚度变化的折减经验公式;

(2) 开展了3种铺层气瓶的水压爆破试验, 并与两种预测方法的预测结果进行对比。结果发现, 折减分析方法较传统分析方法具有更高的爆破压力预测精度, 对A铺层和B铺层气瓶的爆破压力预测误差分别从+8.18%和+15.42%降低至5.19%和+6.07%;

(3) 3种铺层的爆破失效位置预测结果中, 折减分析方法较传统分析方法具有更高的预测准确度。采用纤维强度折减系数对IV型气瓶螺旋层纤维拉伸强度进行修正, 可有效提升气瓶爆破失效行为分析结果的合理性。

参考文献:

[1] SORRENTINO L, ANAMATEROS E, BELLINI C, et al. Robotic filament winding: An innovative technology to manufacture complex shape structural parts[J]. *Composite Structures*, 2019, 220: 699-707.

[2] FU J, YUN J, JUNG Y, et al. Generation of filament-winding paths for complex axisymmetric shapes based on the principal stress field[J]. *Composite Structures*, 2017, 161: 330-309.

[3] QUANJIN M, REJAB M R M, KAIGE J, et al. Filament winding technique, experiment and simulation analysis on tubular structure[C]//IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. Malaysia Pahang: IOP Publishing, 2018, 342(1): 012029.

[4] AIR A, SHAMSUDDOHA M, GANGADHARA PRUSTY B. A review of Type V composite pressure vessels and automated fibre placement based manufacturing[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2023, 253: 110573.

[5] AZEEM M, YA H H, ALAM M A, et al. Application of filament winding technology in composite pressure vessels and challenges: A review[J]. *Journal of Energy Storage*, 2022, 49: 103468.

[6] ZHENG J, LIU P. Elasto-plastic stress analysis and burst strength evaluation of Al-carbon fiber/epoxy composite

cylindrical laminates[J]. *Computational Materials Science*, 2008, 42(3): 453-461.

[7] DATTA M, PIYALI H. Influence of winding angle on the physical properties of filament wound composite pipe[C]//The 3rd National Conference on Emerging Trends in Textile, Fibre and Apparel Engineering. Berhampore: GCETTB, 2016.

[8] XU P, ZHENG J Y, LIU P F. Finite element analysis of burst pressure of composite hydrogen storage vessels[J]. *Materials & Design*, 2009, 30(7): 2295-2301.

[9] ZU L, KOUSSIOS S, BEUKERS A. Design of filament-wound isotenoid pressure vessels with unequal polar openings[J]. *Composite Structures*, 2010, 92(9): 2307-2313.

[10] GUO K, WEN L, XIAO J, et al. Design of winding pattern of filament-wound composite pressure vessel with unequal openings based on non-geodesics[J]. *Journal of Engineered Fibers and Fabrics*, 2020, 15: 1-17.

[11] HU Z, CHEN M, ZU L, et al. Investigation on failure behaviors of 70 MPa Type IV carbon fiber overwound hydrogen storage vessels[J]. *Composite Structures*, 2021, 259: 113387.

[12] LIN S, YANG L, XU H, et al. Progressive damage analysis for multiscale modelling of composite pressure vessels based on Puck failure criterion[J]. *Composite Structures*, 2021, 255: 113046.

[13] ZHANG Q, XU H, JIA X, et al. Design of a 70 MPa type IV hydrogen storage vessel using accurate modeling techniques for dome thickness prediction[J]. *Composite Structures*, 2020, 236: 111915.

[14] DAGHIGHI S, WEAVER P M. Three-dimensional effects influencing failure in bend-free, variable stiffness composite pressure vessels[J]. *Composite Structures*, 2021, 262: 113346.

[15] WANG L, ZHENG C, LUO H, et al. Continuum damage modeling and progressive failure analysis of carbon fiber/epoxy composite pressure vessel[J]. *Composite Structures*, 2015, 134: 475-482.

[16] NAIK N, SHEMBEKAR P. Elastic behavior of woven fabric composites: I—Lamina analysis[J]. *Journal of Composite Materials*, 1992, 26(15): 2196-2225.

[17] GUO Z, LI Z, CUI J, et al. The effect of winding patterns on the mechanical behavior of filament-wound cylinder shells[J]. *Multidiscipline Modeling in Materials and Structures*, 2019, 16(3): 508-518.

[18] YIN D, LI Z. Theoretical analysis for the axial tensile response of the mesoscopic model for filament-wound composites[C]//Journal of Physics: Conference Series. Changsha: IOP Publishing, 2023, 2478(4): 042002.

[19] SHEN C, HAN X. Meso-scale model for calculating the stiff-

- ness of filament wound composites considering fiber undulations[J]. [Structural Engineering and Mechanics, An Int'l Journal](#), 2017, 62(3): 273-279.
- [20] HENRY T C, BAKIS C E, SMITH E C. Determination of effective ply-level properties of filament wound composite tubes loaded in compression[J]. [Journal of Testing and Evaluation](#), 2015, 43(1): 96-107.
- [21] CHANG Y, WEN W, XU Y, et al. Quasi-static mechanical behavior of filament wound composite thin-walled tubes: Tension, torsion, and multi-axial loading[J]. [Thin-Walled Structures](#), 2022, 177: 109361.
- [22] CHANG Y, ZHOU Y, WANG N, et al. Micro-mechanical damage simulation of filament-wound composite with various winding angle under multi-axial loading[J]. [Composite Structures](#), 2023, 313: 116925.
- [23] HAMEED MIAN H, RAHMAN H. Influence of mosaic patterns on the structural integrity of filament wound composite pressure vessels[J]. [International Journal of Structural Integrity](#), 2011, 2(3): 345-356.
- [24] ARELLANO M T, CROUZEIX L, DOUCHIN B, et al. Strain field measurement of filament-wound composites at ± 55 using digital image correlation: An approach for unit cells employing flat specimens[J]. [Composite Structures](#), 2010, 92(10): 2457-2464.
- [25] 肖磊, 胡海晓, 曹东风, 等. 考虑纤维缠绕形态的复合材料结构拉伸承载行为[J]. [复合材料学报](#), 2023, 40(2): 1167-1178.
XIAO Lei, HU Haixiao, CAO Dongfeng, et al. Tensile bearing behavior of composite structures considering filament wound morphology[J]. [Acta Materiae Compositae Sinica](#), 2023, 40(2): 1167-1178 (in Chinese).
- [26] ZHOU W, WANG J, PAN Z B, et al. Review on optimization design, failure analysis and non-destructive testing of composite hydrogen storage vessel[J]. [International Journal of Hydrogen Energy](#), 2022, 47(91): 38862-38883.
- [27] ONDER A, SAYMAN O, DOGAN T, et al. Burst failure load of composite pressure vessels[J]. [Composite Structures](#), 2009, 89(1): 159-166.
- [28] LEH D, MAGNEVILLE B, SAFFRÉ P, et al. Optimisation of 700 bar type IV hydrogen pressure vessel considering composite damage and dome multi-sequencing[J]. [International Journal of Hydrogen Energy](#), 2015, 40(38): 13215-13230.
- [29] ZHANG M, LYU H, KANG H, et al. A literature review of failure prediction and analysis methods for composite high-pressure hydrogen storage tanks[J]. [International Journal of Hydrogen Energy](#), 2019, 44(47): 25777-25799.
- [30] HAN M G, CHANG S H. Evaluation of structural integrity of Type-III hydrogen pressure vessel under low-velocity car-to-car collision using finite element analysis[J]. [Composite Structures](#), 2016, 148: 198-206.
- [31] JEBELI M A, HEIDARI-RARANI M. Development of Abaqus WCM plugin for progressive failure analysis of type IV composite pressure vessels based on puck failure criterion[J]. [Engineering Failure Analysis](#), 2022, 131: 105851.
- [32] ALAM S, YANDEK G R, LEE R C, et al. Design and development of a filament wound composite overwrapped pressure vessel[J]. [Composites Part C: Open Access](#), 2020, 2: 100045.
- [33] SHARMA P, BUROLIA A K, ADAK N C, et al. Effect of tension on liner buckling and performance of a type-4 cylinder for storage of compressed gases with experimental validation[J]. [Thin-Walled Structures](#), 2023, 189: 110928.
- [34] WU Q G, CHEN X D, FAN Z C, et al. Stress and damage analyses of composite overwrapped pressure vessel[J]. [Procedia Engineering](#), 2015, 130: 32-40.
- [35] LEH D, SAFFRÉ P, FRANCESCATO P, et al. A progressive failure analysis of a 700-bar type IV hydrogen composite pressure vessel[J]. [International Journal of Hydrogen Energy](#), 2015, 40(38): 13206-13214.
- [36] VELOSA J C, NUNES J P, ANTUNES P J, et al. Development of a new generation of filament wound composite pressure cylinders[J]. [Composites Science and Technology](#), 2009, 69(9): 1348-1353.
- [37] ATUL S T, BHAT S S, CHAVAN S S, et al. Finite element analysis of composite overwrapped pressure vessel for hydrogen storage[C]//2016 International Conference on Advances in Computing, Communications and Informatics (ICACCI). Jaipur: IEEE, 2016: 430-436.
- [38] ANTUNES P J, DIAS G R, NUNES J P, et al. Finite element modelling of thermoplastic matrix composite gas cylinders[J]. [Journal of Thermoplastic Composite Materials](#), 2008, 21(5): 411-441.
- [39] HONG J H, HAN M G, CHANG S H. Safety evaluation of 70 MPa-capacity type III hydrogen pressure vessel considering material degradation of composites due to temperature rise[J]. [Composite Structures](#), 2014, 113: 127-133.
- [40] RAMIREZ J P B, HALM D, GRANDIDIER J C, et al. A fixed directions damage model for composite materials dedicated to hyperbaric type IV hydrogen storage vessel-Part II: Validation on notched structures[J]. [International Journal of Hydrogen Energy](#), 2015, 40(38): 13174-13182.
- [41] BOUVIER M, GUIHENEUF V, JEAN-MARIE A. Modeling and simulation of a composite high-pressure vessel made of sustainable and renewable alternative fibers[J]. [International Journal of Hydrogen Energy](#), 2019, 44(23): 11970-11978.
- [42] LIAO B, JIA L. Finite element analysis of dynamic responses of composite pressure vessels under low velocity

- impact by using a three-dimensional laminated media model[J]. *Thin-Walled Structures*, 2018, 129: 488-501.
- [43] HU Z, CHEN M, PAN B. Simulation and burst validation of 70 MPa type IV hydrogen storage vessel with dome reinforcement[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2021, 46(46): 23779-23794.
- [44] BERRO RAMIREZ J P, HALM D, GRANDIDIER J C, et al. 700 bar type IV high pressure hydrogen storage vessel burst - Simulation and experimental validation[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2015, 40(38): 13183-13192.
- [45] ASTM. Standard test method for tensile properties of polymer matrix composite materials: ASTM D3039/D3039M-17[S]. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2017.
- [46] ASTM. Standard test method for compressive properties of polymer matrix composite materials using a combined loading compression (CLC) test fixture: ASTM D6641/D6641M-16[S]. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2016.
- [47] ASTM. Standard test method for in-plane shear response of polymer matrix composite materials by tensile test of a $\pm 45^\circ$ laminate: ASTM D3518/D3518M-18[S]. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2018.
- [48] ASTM. Standard test method for mode I interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites: ASTM D5528/D5528M-13[S]. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2013.
- [49] ASTM. Standard test method for determination of the mode II interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites: ASTM D7905/D7905M-19[S]. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2019.
- [50] WANG X, WANG Y, JI Y, et al. Modeling progressive damage and failure of single-lap thin-ply-laminated composite-bolted joint using LaRC failure criterion[J]. *Materials (Basel)*, 2022, 15(22): 8123.
- [51] 肖磊. 计及纤维交叉起伏影响的复合材料缠绕气瓶爆破失效分析[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2022.
- XIAO Lei. Burst failure analysis of composite wound cylinder considering the influence of fiber crossover and undulation [D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2022 (in Chinese).
- [52] 张杰, 蒋文杰, 杨锐, 等. 70 MPa 碳纤维缠绕储氢气瓶结构设计力学性能研究[J]. *压力容器*, 2023, 40(3): 28-37.
- ZHANG Jie, JIANG Wenjie, YANG Rui, et al. Study on structural design and mechanical properties of 70 MPa carbon fiber wound hydrogen storage cylinder[J]. *Pressure Vessel Technology*, 2023, 40(3): 28-37 (in Chinese).
- [53] 查燕. IV型储氢瓶塑料内胆坍塌失稳机理数值仿真研究[D]. 北京: 北京化工大学, 2022.
- CHA Yan. Numerical simulation research on the collapse and instability mechanism of the plastic liner of type IV hydrogen storage vessel [D]. Beijing: Beijing University of Chemical Technology, 2022 (in Chinese).
- [54] 中国国家标准化管理委员会. 气瓶水压爆破试验方法: GB/T 15385—2022 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2022.
- Standardization Administration of the People's Republic of China. Method for hydraulic burst test of gas cylinder: GB/T 15385—2022 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2022(in Chinese).