

基于渐进损伤的纤维全缠绕铝内胆气瓶自紧工艺

章 昕 赵建平

(南京工业大学机械与动力工程学院,南京 211816)

文 摘 采用渐进损伤的分析方法对纤维全缠绕铝内胆气瓶的力学行为进行分析。基于三维 Hashin 失效准则,自定义刚度折减方案,编译 VUMAT 子程序,实现了复合材料层合板损伤的产生和演化过程的模拟。依据经典网格理论并结合实际情况,建立气瓶有限元模型。分析了复合材料层渐进损伤发展和累积的过程,验证了自紧工艺对提高气瓶承载力的必要性,提出了合理的自紧力范围。研究表明,损伤发生的顺序或可能性:基体拉伸>拉伸分层>纤维拉伸/基体压缩,且损伤大都从螺旋缠绕层开始。除基体拉伸损伤由封头向筒体发展,由复合材料外层向内层发展,其余损伤大都从筒体中部向两端发展,由内层向外层发展。当自紧力为最大工作压力的 1.5~1.65 倍时,气瓶的应力分配得到改善,承载能力得到提高。从减少复合材料的损伤和最大程度降低内衬应力的角度,最优自紧力应为最大工作压力的 1.5 倍。

关键词 纤维缠绕铝内胆气瓶,渐进损伤分析,VUMAT 子程序,自紧工艺

中图分类号:TB330.1

DOI:10.12044/j.issn.1007-2330.2018.04.006

Autofrettage Process Technology of Fiber Overwrapped Aluminum Liner Cylinder by Progressive Damage Analysis

ZHANG Xin ZHAO Jianping

(College of Mechanical Power Engineering, Nanjing Tech University, Nanjing 211816)

Abstract The progressive damage analysis was used to explore the mechanical behavior of the fiber overwrapped aluminum liner cylinder. The plan of stiffness degradation was designed by the Hashin failure criteria, and the VUMAT subroutine was programmed. The generation and evolution of the damage for the composite laminates are simulated. According to the classical grid theory and the actual situation, the finite element model of the cylinder is established. The development and accumulation of progressive damage for composite layer is analyzed. The necessity of autofrettage technology to improve the bearing capacity of cylinder is verified, and the range of reasonable force of autofrettage is put forward. Results show that the order or possibility of damage is matrix tension damage > tensile delamination damage > fiber tension damage/ matrix compression damage. Most of the damage starts from the spiral winding layer. In addition to the matrix tension damage from the head to the cylinder and the outside composite layer to the inside, most damages develop from the inner layer to the outer layer. The stress distribution and the carrying capacity of the cylinder structure are improved, when the force of autofrettage is 1.5~1.65 times of the maximum working pressure. The optimum force of autofrettage should be 1.5 times of the maximum working pressure from the standpoint of reducing the damage of composite material and minimizing the stress of lining.

Key words Carbon fiber overwrapped aluminum liner cylinder, Progressive damage analysis, VUMAT subroutine, Autofrettage process

0 引言

复合材料压力容器在工业生产中有着重要的应

用,它综合了传统压力容器和复合材料的优势,大大提升了压力容器的使用范围、效率和寿命^[1]。国内

收稿日期:2017-09-26

基金项目:国家重点研发计划项目资助(2017YFC08056-00-01)

第一作者简介:章昕,1992 年出生,硕士,主要从事移动式承压设备可靠性评估方面的研究。E-mail: Zhangxinsz92@126.com

通讯作者:赵建平,博士,教授。E-mail: jpzha071@163.com

外对于复合材料压力容器失效的分析和性能的预测主要方法为有限元软件分析与试验结果相对照,来验证分析结果的可靠性。纤维缠绕复合材料压力容器,由于其复合材料层的纤维缠绕结构的特殊性,在承载的过程中其应力是渐进变化的,材料性能也是逐渐退化的,因此需要运用渐进损伤的分析方法对复合材料层进行分析^[2]。在诸多的复合材料压力容器中,复合材料气瓶使用最为广泛。纤维缠绕气瓶又因其封头处缠绕方法的特殊性,要利用经典网格理论对气瓶封头处的几何方程进行分析^[3]。

通常在气瓶水压试验之前,需要进行一次自紧工艺循环,自紧力的大小往往高于水压试验压力,使得气瓶承载自紧力时内衬层发生屈服,自紧力卸载后内衬层存在一定的残余压应力,气瓶再承载时抵消一部分应力,提高气瓶承载力和疲劳寿命,同时优化内衬层和复合材料层之间的应力分布^[4-5]。

自紧工艺对气瓶是必不可少的一道工艺,本文基于复合材料的渐进损伤的分析方法,从理论和数值模拟的角度分析了复合材料气瓶自紧工艺的原理以及必要性,确定了合理自紧力的范围。

1 复合材料的渐进失效分析

1.1 复合材料失效准则和材料退化模式

复合材料的失效准则依据不同的分类标准可以分为很多类。依据在失效分析过程中有无失效模式可以分为:模式相关准则和模式无关准则。最大应力准则、最大应变准则、蔡-希尔(Tasi-Hill)强度准则、蔡-吴(Tasi-Wu)张量强度准则均属于模式无关的失效准则^[2]。

三维 Hashin 失效准则属于模式相关的失效准则。具体内容为^[6-8]:

(1) 纤维拉伸失效 ($\sigma_{11} > 0$):

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_T}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{X_T}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 \geq 1 \quad (1)$$

(2) 纤维压缩失效 ($\sigma_{11} < 0$):

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

(3) 基体拉伸失效 ($\sigma_{22} > 0$):

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

(4) 基体压缩失效 ($\sigma_{22} < 0$):

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{Y_C}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1 \quad (4)$$

(5) 基体拉伸剪切失效 ($\sigma_{11} < 0$):

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_C}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 \geq 1 \quad (5)$$

(6) 拉伸分层失效 ($\sigma_{33} > 0$):

$$\left(\frac{\sigma_{33}}{Z_T}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1 \quad (6)$$

(7) 压缩分层失效 ($\sigma_{33} < 0$):

$$\left(\frac{\sigma_{33}}{Z_C}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1 \quad (7)$$

式中,7个失效判据 $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, \tau_{12}, \tau_{13}, \tau_{23}$ 分别表示单层板中的6个应力分量; $X_T, X_C, Y_T, Y_C, S_{12}, S_{13}, S_{23}, Z_T, Z_C$ 分别表示单层板材料性能的9个常数。

复合材料层局部放大可以看作是层合板结构^[2]。层合板结构在承载的过程中,某一单层板发生损伤时,层合板不会直接失去承载能力,而是通过刚度矩阵的折减来实现材料性能退化的过程^[9]。基于 Chang 和 Camanho 材料刚度折减方案,提出刚度折减方案,具体内容见表1。其中,当折减系数为1时表示该材料参数没有发生折减。

表1 材料性能参数退化表

Tab.1 Stiffness reduction of materials

失效模式		E_{11}	E_{22}	E_{33}	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}	G_{12}	G_{13}	G_{23}
纤维	拉伸	0.07	1	1	1	1	1	0.07	0.07	1
	压缩	0.14	1	1	1	1	1	0.07	0.07	1
基体	拉伸	1	0.3	1	1	1	1	0.3	1	0.3
	压缩	1	0.4	1	1	1	1	0.4	1	0.4
分层	拉伸	1	0.3	0.3	1	1	1	1	0.3	0.3
	压缩	1	0.4	0.4	1	1	1	1	0.4	0.4
二次破坏		0.07	0.3	0.3	1	1	1	0.07	0.07	0.3

1.2 VUMAT 子程序编写及验证

参照复合材料渐进损伤分析的理论过程,主要包括应力应变的计算、失效模式的判断、失效评定、载荷的增加、刚度折减和最终失效等内容。逻辑图如图1所示。

根据文献^[10],选用如图2所示的层合板模型来验证子程序的正确性。层合板结构中间开孔,开孔直径 $D=15$ mm,长度 $L=250$ mm,宽度 $W=25$ mm,厚度 $t=1.68$ mm。层合板左端面施加全约束,层合板右侧施加位移约束。

模型计算可得,层合板的失效载荷为 1.14 kN,在该力的作用下层合板沿纤维方向的应力 S_{11} 的值为 310.4 MPa,而文献中试验所得的数据为 290.0 MPa,两者误差为 7.03%,说明子程序的正确性。

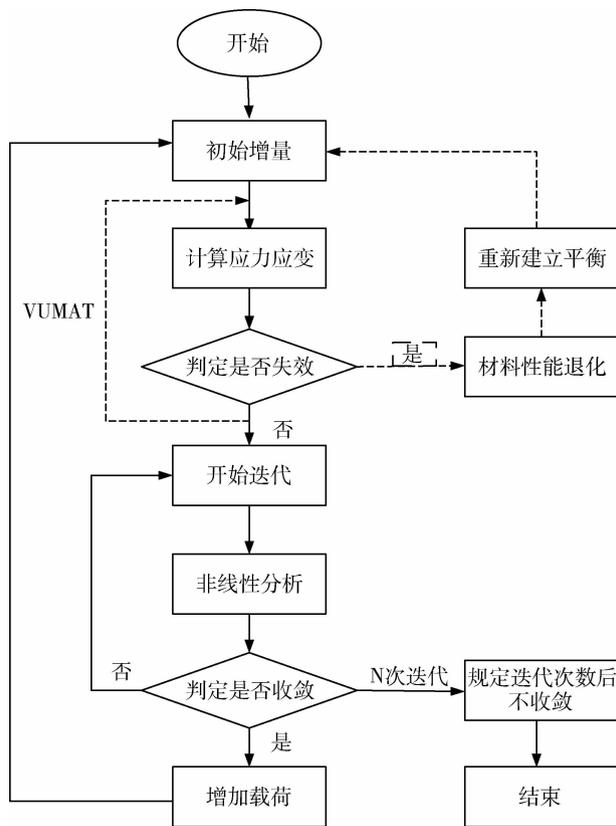


图1 子程序编写逻辑图

Fig.1 Logic diagram of the VUMAT program

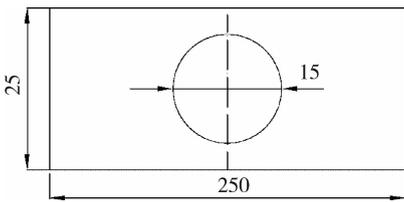


图2 含开孔结构复合材料层合板

Fig.2 Composite laminated plates with a center hole curve of layup under tensile loads hole

2 气瓶的渐进损伤分析

2.1 气瓶的几何模型

本文分析的对象为纤维全缠绕铝内衬气瓶,采用 ABAQUS 有限元软件建立模型并运用 VUMAT 子程序分析计算。气瓶内衬的内径为 95 mm,壁厚为 2.5 mm,筒身段的缠绕方式为环向和螺旋缠绕组合的方式,缠绕顺序为 $[90^{\circ}_2/14^{\circ}_2/90^{\circ}_2/14^{\circ}_2/90^{\circ}_2/14^{\circ}_2]$,其中,环向缠绕层的纤维厚度为 0.16 mm,螺旋缠绕层的纤维厚度为 0.18 mm,封头段只存在螺旋缠绕。封头段纤维缠绕厚度是随着平行圆直径的变化而变化,按照式(8)(9)进行计算^[11],计算结果见表 2。由于

Tab.4 Mechanical properties of T700/epoxy composite

E_1 /GPa	E_2 /GPa	μ_{12}	G_{12} /GPa	G_{13} /GPa	G_{23} /GPa	X_T /GPa	X_C /GPa	Y_T /GPa	Y_C /GPa	S_L /GPa	S_T /GPa	$G_{ft,c}$ /N·mm ⁻¹	$G_{fc,c}$ /N·mm ⁻¹	$G_{mt,c}$ /N·mm ⁻¹	$G_{mc,c}$ /N·mm ⁻¹
128	10.5	0.3	5	5	2.5	1.83	1.5	0.05	0.16	0.09	0.09	12.5	12.5	1	1

气瓶结构的对称性和受力的对称性,建立实际结构环向的 1/2 模型进行分析和计算。

$$\alpha = \arcsin (r/R) \quad (8)$$

$$t_f = h \sqrt{(R_0 - r^2)/(R - r^2)} \quad (9)$$

式中, α 为纤维缠绕角; r 为极孔半径; R 为纤维缠绕处平行圆半径; R_0 为内衬筒身段半径; t_f 为缠绕层厚度。

表 2 封头纤维缠绕角和纤维缠绕厚度随平行圆半径变化
Tab.2 Wound angle and real thickness of the composite on the head according to the radius of the parallel circle

序号	半径 R /mm	缠绕角 α /($^{\circ}$)	缠绕厚度 t_f /mm
1	15	53.13	0.971
2	17	44.901	0.726
3	19	39.167	0.593
4	21	34.85	0.507
5	23	31.449	0.445
6	25	28.685	0.398
7	27	6.388	0.361
8	29	24.443	0.331
9	31	22.774	0.306
10	33	21.324	0.284
11	35	20.051	0.266
12	37	18.925	0.25
13	39	17.92	0.235
14	41	17.019	0.223
15	43	16.205	0.212
16	45	15.466	0.201
17	47	4.792	0.192
18	49	14.176	0.184

气瓶内衬材料为铝合金 6061Al-T6,材料性能参数见表 3。纤维缠绕层采用 T700 型碳纤维为增强材料,环氧树脂为基体材料,材料参数见表 4。依据对称性,在轴向对称面施加对称约束,在内衬层和纤维缠绕层之间施加绑定约束。

表 3 铝合金 6061Al-T6 力学性能^[12]

Tab.3 Mechanical properties of 6061Al-T6 aluminum alloy

抗拉强度 σ_b /MPa	屈服强度 σ_s /MPa	弹性模量 E_L /GPa	泊松比
318	276	69	0.33

表 4 复合材料 T-700/环氧树脂力学性能^[13]

Tab.4 Mechanical properties of T700/epoxy composite

E_1 /GPa	E_2 /GPa	μ_{12}	G_{12} /GPa	G_{13} /GPa	G_{23} /GPa	X_T /GPa	X_C /GPa	Y_T /GPa	Y_C /GPa	S_L /GPa	S_T /GPa	$G_{ft,c}$ /N·mm ⁻¹	$G_{fc,c}$ /N·mm ⁻¹	$G_{mt,c}$ /N·mm ⁻¹	$G_{mc,c}$ /N·mm ⁻¹
128	10.5	0.3	5	5	2.5	1.83	1.5	0.05	0.16	0.09	0.09	12.5	12.5	1	1

2.2 复合材料渐进损伤分析

从 16 MPa 开始逐渐增加气瓶内压直至爆破,探究气瓶的应力变化和复合材料的损伤累积和发展的过程。

2.2.1 复合材料层损伤过程

(1) 基体拉伸损伤,图 3 为基体拉伸损伤的发展

过程,如图所示基体拉伸损伤发生较早,内压为 25 MPa 时萌发,由封头开始向筒体发展。螺旋缠绕层最先发生,由复合材料层外侧向内侧发展。内压为 34 MPa 时,筒体开始大面积出现失效单元,40 MPa 时,发展更加迅速。

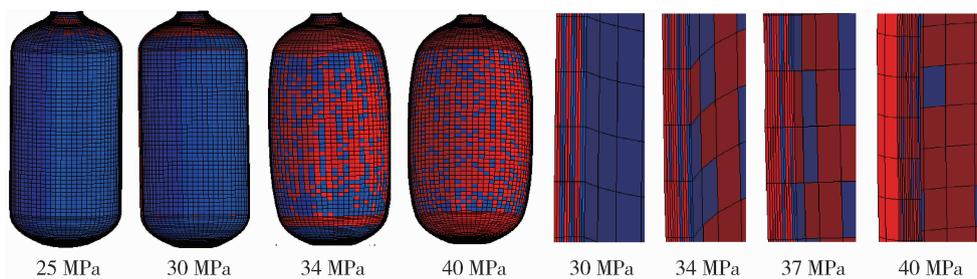


图 3 复合材料层基体拉伸损伤随内压的发展

Fig.3 Development of matrix tensile damage of composite under increasing internal pressure

(2) 基体压缩失效,图 4 为基体压缩损伤的发展过程,基体压缩损伤从内压为 34 MPa 开始,由筒体

中部开始向两端发展,螺旋缠绕层最先发生,由复合材料层内侧向外侧发展。

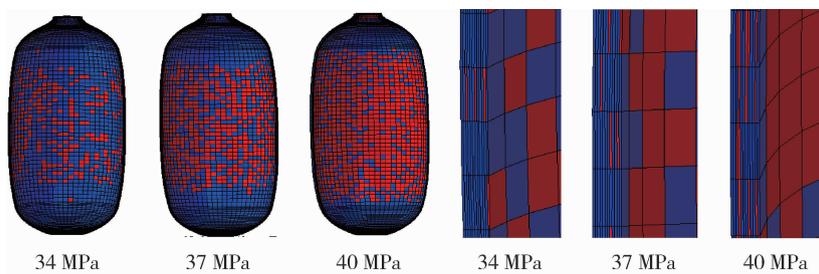


图 4 复合材料层基体压缩损伤随内压的发展

Fig. 4 Development of matrix compression damage of composite under increasing internal pressure

(3) 拉伸分层失效,图 5 为拉伸分层损伤的发展过程,拉伸分层损伤从内压为 30 MPa 开始,由筒

体底部开始向顶端发展,由复合材料内侧向外侧发展。

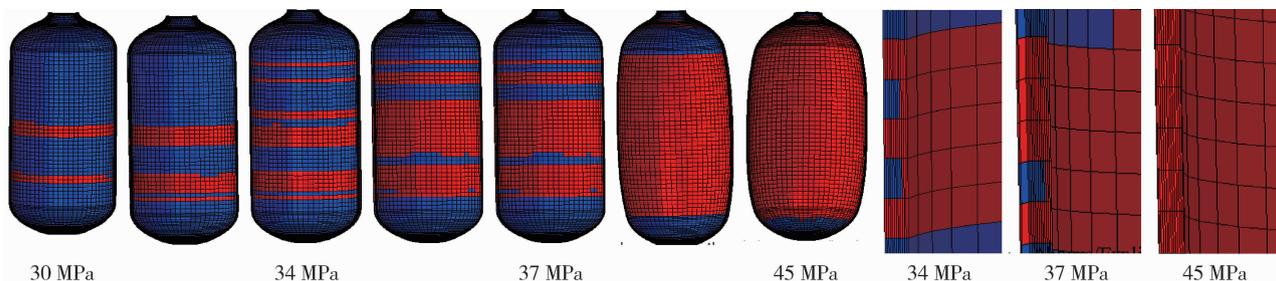


图 5 复合材料层拉伸分层损伤随内压的发展

Fig.5 Development of tensile delamination damage of composite under increasing internal pressure

(4) 纤维拉伸失效,图 6 为纤维拉伸损伤的发展过程,纤维拉伸损伤从内压为 34 MPa 开始,由筒体

中部向两端发展,由内侧向外侧发展,当内压为 40 MPa 时开始向封头发展。

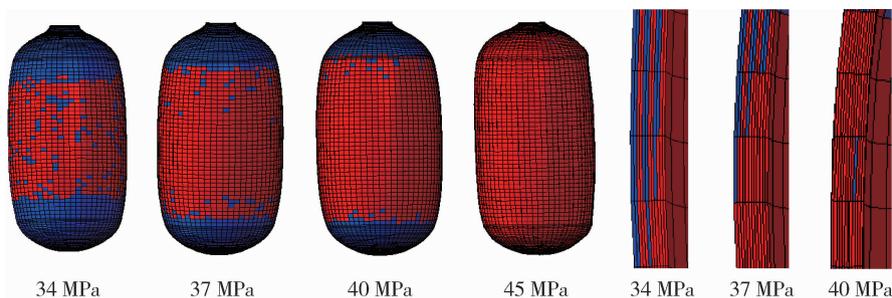


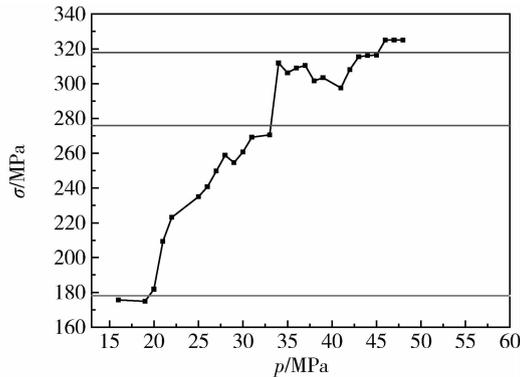
图 6 复合材料层纤维拉伸损伤随内压的发展

Fig.6 Development of fiber tensile damage of composite under increasing internal pressure

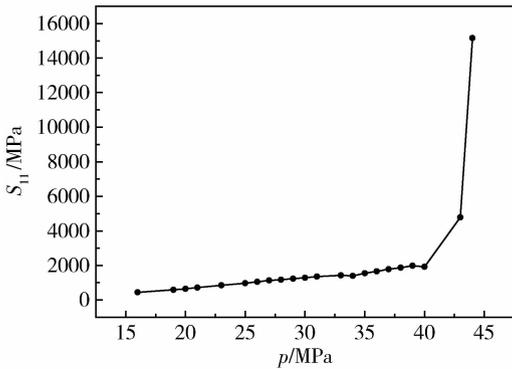
综上,复合材料层损伤发生的顺序或可能性:基体拉伸>拉伸分层>纤维拉伸/基体压缩。且损伤大都从螺旋缠绕层开始。除基体拉伸损伤由封头向筒体发展,由复合材料外层向内层发展,其余损伤大都从筒体中部向两端发展,由内层向外层发展。对于算例模型,当内压达到 34 MPa 时,筒体开始出现多种模式的损伤,因此从减少复合材料损伤的角度,自紧力应小于 34 MPa。

2.2.2 气瓶的应力分析

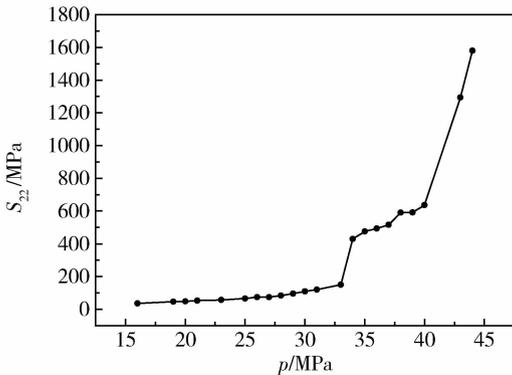
气瓶内衬应力变化和复合材料层周向及轴向应力变化见图 7。由图 7(a)可知,内衬应力随内压的增加逐渐变大,内压为 34 MPa 时内衬应力开始大幅



(a) 内衬应力变化



(b) 复合材料层周向应力变化



(c) 复合材料层轴向应力变化

图 7 复合材料气瓶应力随内压的变化
Fig.7 Stress of composite cylinder under increasing internal pressure

增加,在 44 MPa 时应力达到拉伸强度 318 MPa。由图 7(b)可知,当内压达到 40 MPa 时,复合材料层周向应力大幅增加,到 44 MPa 时应力激增,说明 44 MPa 为爆破压力。由图 7(c)可知,内压分别在 34 和 40 MPa 时,复合材料层轴向应力大幅增大。因此从应力变化的稳定性角度,自紧力应小于 34 MPa。

由 DOT—CFFC 2007 标准^[14]可知,工作压力下的复合材料气瓶的内衬上任一点的最大拉伸应力不得超过材料屈服强度的 60%,即 $276 \times 60\% = 178$ MPa,由图 7(a)可知,气瓶的最大工作压力为 20 MPa。假设筒身达到爆破压力 p_b ,且认为壳体爆破时纵向和环向纤维抗力都达到发挥强度即 X_t 、 Y_t ,则纤维环向总厚度为^[15]:

$$t_{f\theta} = \frac{R p_b}{2 X_t} (2 - \tan^2 \alpha) \quad (10)$$

式中, R 为筒体半径, p_b 为爆破压力, α 为螺旋层角度, $t_{f\theta}$ 为环向层总厚度。

将爆破压力为 44 MPa 代入式(10),可得纤维环向层总厚度为 1.1 mm,与实际环向层总厚度 0.96 mm,误差为 14.5%,在工程允许的误差范围内,说明了有限元结果的正确性。

3 气瓶的自紧工艺

在气瓶水压试验之前,进行一次自紧工艺,自紧力的大小往往高于水压试验压力,使得自紧时内衬层发生屈服,自紧力卸载后内衬层存在一定的残余压应力,气瓶再承载时可抵消一部分应力,优化内衬层和复合材料层之间的应力分布。ASME 规定,水压试验压力:

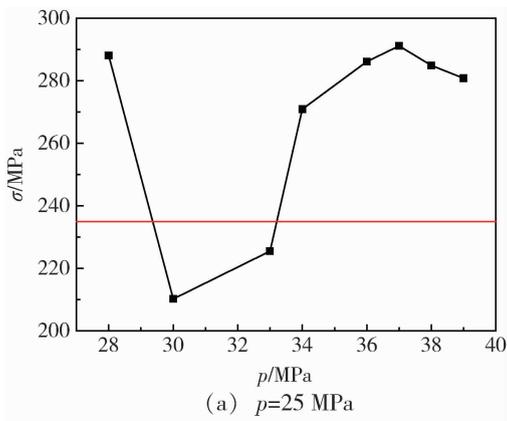
$$p_T = 1.3 p_w (\sigma / \sigma') \quad (11)$$

式中, p_T 为水压试验压力, p_w 为最大允许工作压力, (σ / σ') 为应力修正系数。

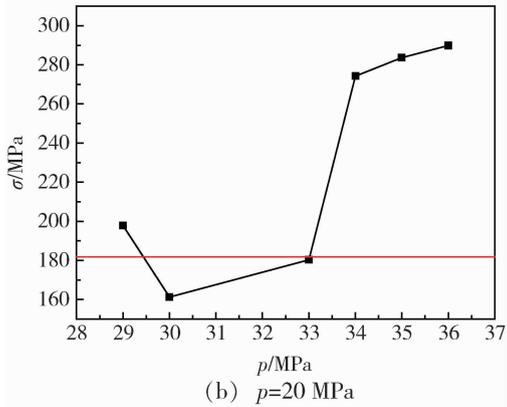
应力修正系数取 1,由气瓶的应力分析可知 p_w 为 20 MPa,所以 p_T 为 26 MPa。因此自紧力取值应大于 26 MPa,结合复合材料渐进损伤分析,自紧力应小于 34 MPa。分别取工作压力为 20、25 MPa,取自紧力范围为 28~39 MPa 进行试算,气瓶的应力变化见图 8~图 10。特别的,图中横线表示 25、20 MPa 工作压力下未经自紧工艺处理的气瓶的应力水平。

由图 8 可知,随着自紧力的增加,工作压力下气瓶内衬的应力先减小后增大。当自紧力为 30~33 MPa 时,内衬应力低于未经自紧的气瓶内衬的应力,当自紧力为 30 MPa 时,内衬应力达到最低,即自紧水平最好。

由图 9 和 10 可知,当自紧力为 30~33 MPa 时,经过自紧工艺的气瓶的复合材料层的周向及轴向应力远大于未经自紧的气瓶的复合材料层的周向及轴向应力,说明自紧工艺改善了气瓶结构的应力分配。



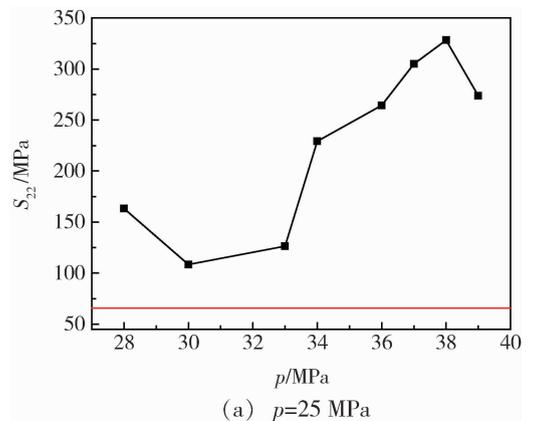
(a) $p=25$ MPa



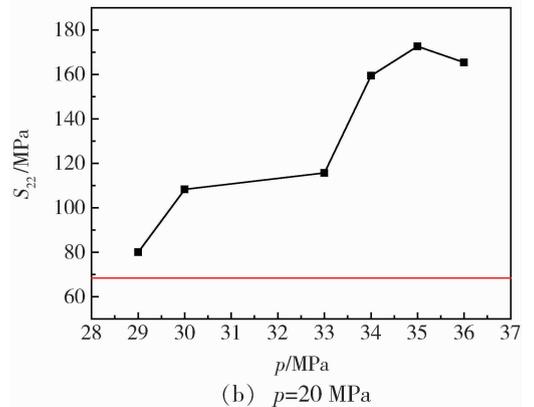
(b) $p=20$ MPa

图 8 不同自紧力下,内衬应力的变化

Fig.8 Stress of liner under different force of autofrettage



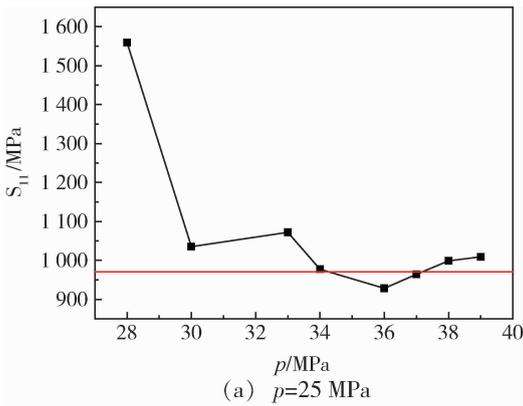
(a) $p=25$ MPa



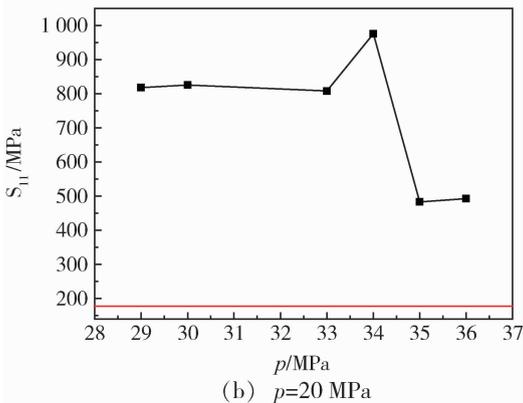
(b) $p=20$ MPa

图 10 不同自紧力下,复合材料层轴向应力的变化

Fig.10 Axial stress of composite layer under different force of autofrettage



(a) $p=25$ MPa



(b) $p=20$ MPa

图 9 不同自紧力下,复合材料层周向应力的变化

Fig.9 Circumferential stress of composite layer under different force of autofrettage

根据 DOT-CFFC 2007^[14],自紧力下内衬的筒身段必须处于屈服状态,自紧力卸载后内衬层 Mises 最大应力应大于内衬材料屈服强度的 60%,但不得超过其屈服强度的 95%。图 11 是不同自紧力作用下,气瓶卸载后内衬的应力。可知当自紧力为 30~33 MPa 时,卸载后的气瓶内衬压应力大于屈服强度 60%,即 177.6 MPa,小于屈服强度 95%,即 262.2 MPa,满足规定要求。

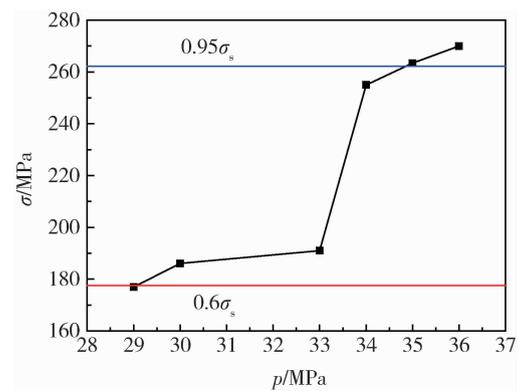


图 11 不同自紧力作用,卸载后内衬的应力

Fig.11 Stress of liner under load-off after different force of autofrettage

等效塑性应变图描述的是整个过程中结构塑性应变的累积结果^[2]。图12是沿路径从极孔顶端到气瓶底部的等效塑性应变的分布情况,可知,30 MPa的自紧力作用时,气瓶筒身段不仅处于屈服状态,且等效塑性应变最大,满足规定要求。

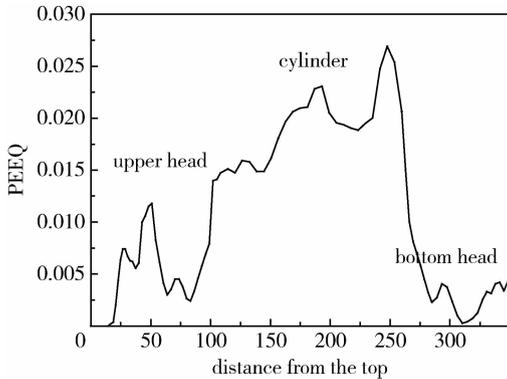


图12 30 MPa自紧力作用时,气瓶的塑性等效应变
Fig.12 Plastic equivalent strain of cylinder under 30 MPa force of autofrettage

综上,当自紧力为30~33 MPa,即最大工作压力的1.5~1.65倍时,气瓶内衬应力减小,复合材料层应力大幅提高,气瓶应力分配得到改善承载能力得到提高,是合理的自紧力范围。从减少复合材料的损伤和最大程度降低内衬应力的角度,最优自紧力应为30 MPa,即最大工作压力的1.5倍。

4 结论

本文基于渐进损伤分析的方法,从数值模拟角度分析了气瓶复合材料层渐进损伤发展和累积的过程以及气瓶的应力变化。验证了自紧工艺对提高气瓶承载能力的必要性,确定了合理自紧力的范围,结论如下。

(1)基于复合材料渐进失效分析,全缠绕气瓶复合材料层损伤发生的顺序或可能性:基体拉伸>拉伸分层>纤维拉伸/基体压缩,且损伤大都从螺旋缠绕层开始。除基体拉伸失效由封头向筒体发展,由复合材料外层向内层发展,其余损伤大都从筒体中部向两端发展,由内层向外层发展。对于算例模型,当内压达到34 MPa时,筒体开始出现多种模式的损伤,因此从减少复合材料损伤的角度,自紧力应小于34 MPa。

(2)基于气瓶的应力分析,当算例模型内压为34 MPa时内衬应力开始大幅增加,在46 MPa时应力达到拉伸强度。当内压达到40 MPa时,复合材料层周

向应力大幅增加,到44 MPa时应力激增。内压分别在34和40 MPa时,复合材料层轴向应力大幅增大。因此从应力变化的稳定性角度考虑,自紧力应小于34 MPa。

(3)基于气瓶的自紧工艺的研究,当自紧力为最大工作压力的1.5~1.65倍时,气瓶内衬应力减小,复合材料层应力大幅提高,气瓶的应力分配得到改善,是合理的自紧力范围。从减少复合材料的损伤和最大程度降低内衬应力的角度,最优自紧力应最大工作压力的1.5倍。

参考文献

- [1] 刘永纯,董雨达. 复合材料压缩天然气(CNG)气瓶应用研究(上)[J]. 纤维复合材料, 2000, 17(3): 50-52.
- [2] 王宗鑫. 考虑自紧工艺的纤维全缠绕铝内胆气瓶渐进失效分析[D]. 南京: 南京工业大学, 2017.
- [3] 施建伟. 基于ABAQUS复合材料层合板渐进损伤有限元分析[D]. 山西: 中北大学, 2015.
- [4] 开方明. 铝内衬轻质高压储氢容器强度和可靠性研究[D]. 浙江: 浙江大学, 2007.
- [5] 陈营. 铝合金内衬碳纤维全缠绕气瓶有限分析和优化设计[D]. 大连: 大连理工大学, 2011.
- [6] HASHIN Z. Failure criteria for unidirectional fiber composites[J]. Journal of Applied Mechanics, 1980, 47(2): 329-334.
- [7] HASHIN Z. A fatigue failure criterion for fiber reinforced materials[J]. Journal of Composite Materials, 1973, 7(4): 448-464.
- [8] HAHN H T. Nonlinear elastic behavior of unidirectional composite laminae[J]. Journal of Composite Materials, 1973, 7(1): 102-118.
- [9] 李伟占. 复合材料层合板损伤失效模拟分析[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2012.
- [10] 李明, 马力, 吴林志, 等. 含孔复合材料层合板拉伸强度研究[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2011, (Z1): 1-5.
- [11] 张国晋. 纤维缠绕气瓶压力过载及冲击损伤行为研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2014.
- [12] 罗翔鹏. 复合材料圆筒壳及气瓶的有限元分析与研究[D]. 北京: 北京化工大学, 2012.
- [13] WU Q G. Stress and damage analysis of composite over-wrapped pressure vessel[J]. Procedia Engineering, 2015, 130(6): 32-40.
- [14] Basic requirements for fully wrapped carbon-fiber reinforced aluminum lined cylinders(DOT-CFFC), 2007.
- [15] 郑强. 全缠绕复合气瓶有限元分析和优化设计[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2008.