

碳纤维缠绕复合气瓶的有限元数值分析

大连理工大学 邬丹丹 陈国清 周文龙



摘要 在仅考虑内压作用下,参考DOT CFRC标准对碳纤维缠绕压力容器在不同工况的应力、应变分布进行了有限元数值模拟研究。采用MSC.Marc 大型有限元程序建立纤维缠绕复合材料气瓶的有限元模型,建模过程中将纤维缠绕层视为复合材料层合板处理,并对封头处缠绕层厚度及缠绕角进行简化处理。通过有限元数值计算,确定了气瓶的最佳预紧压力。计算中考虑了纵向缠绕角的变化在爆破压力下对气瓶的影响。数值计算结果表明:气瓶的应变以瓶身中部和肩部两侧的环向处应变最大,而气瓶肩部的变形并不明显。通过气瓶承受内压爆破试验的实验验证与数值计算结果基本符合,表明模型的简化和建立是合理可行的。研究结果为复合材料气瓶的优化设计提供了理论依据。

关键词 纤维缠绕 复合气瓶 有限元 预紧压力 爆破压力

1 引言

碳纤维缠绕压力容器是指采用连续纤维缠绕工艺成型的承受内压载荷的薄壁壳体。该类容器主要由铝内胆、碳纤维增强缠绕层和玻璃纤维保护缠绕层组成^[1]。由于该容器采用不同的材料制成,在载荷作用下不同材料表现出的应力、应变状态也不同,如在内压作用下,纤维缠绕层还处在弹性范围时,金属内衬已进入塑性变形区。当复合材料高压容器卸压时外面的复合材料层由于弹性变形要恢复形变,而内衬经受塑性变形,形变不能完全恢复,因此将会产生变形不协调。外层复合材料卸压收缩将会使铝合金内衬压缩失稳,内衬将会出现向内塌陷的鼓包。当容器再次充压时,鼓包又被压回;卸压后,鼓包又出现。如此反复地充压、卸压,会使内衬在递增疲劳作用下破坏,最终导致复合材料高压容器的疲劳寿命大大降低。解决的办法可以对气瓶施加预紧压力,使铝内胆在零内压下处于适当的压应力状态,碳纤维处于拉应力的状态,通过应力的叠加从而降低工作压力下内胆的应力水平^[2]。由此可见,在考虑预紧压力的情况下,对碳纤维缠绕容器在内压作用下金属内衬的弹塑性大应变及其复合层的应力应变分布进行分析,是复合材料压力容器设计和制造的重要环节。但是这些分析计算

本身的复杂性决定了依靠传统的解析方法难以完成,而利用有限元工具对复合材料气瓶进行优化与计算是工程上普遍使用的有效方法之一^{[3][4]}。

本文以美国MSC.Software公司的通用有限元软件MSC.Marc^[5]为基础,采用弹塑性有限元方法对碳纤维缠绕复合气瓶的预紧压力及各种工况条件的应力应变分布进行相应的分析,并参考DOT CFRC标准^[6]计算获得气瓶相应的最佳预紧压力及爆破压力下纤维的强度转换率。

2 计算条件与模型建立

2.1 有限元网格模型

以国内某公司生产的3L碳纤维缠绕复合气瓶为例,采用三维实体单元Hex8划分网格建立有限元模型。复合气瓶的有限元网格如图1所示。

考虑到本文所研究的压力容器具有轴对称的几何形状,而且压力载荷也是均匀分布的,因此对压力容器取1/4(90°)柱体建立有限元模型。对金属内衬而言,将铝合金各向同性材料的属性赋予内胆。

对于纤维缠绕复合层而言,将其视为层合板模型处理。对每个子层建立和材料主方向一致的局部坐标系,沿厚度每单层一个单元,并将定义好的3D正交各

收稿日期:2007-05-22

作者简介:邬丹丹(1981-),硕士,材料加工工程专业;研究方向:碳纤维缠绕复合气瓶的有限元数值分析。

向异性材料属性按其局部坐标系的方向赋给该子层的实体单元。

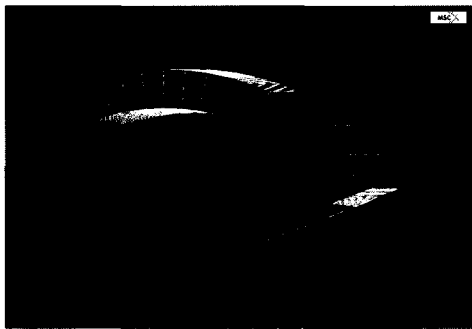


图1 复合材料气瓶的有限元网格模型

纤维缠绕层采用环向缠绕和纵向缠绕相结合的形式。其中封头部分为螺旋缠绕，筒体部分为环向缠绕与纵向缠绕的组合。缠绕角 α 参照公式^[5] $\sin\alpha=d_0/D_0$ ，其中 d_0 为封头极孔直径， D_0 为筒体外直径。从中确定筒身段螺旋缠绕角取整为 16° 。筒体的缠绕角分别为 90° 和 16° ，封头的缠绕角为变量，在 $16^\circ\sim 90^\circ$ 之间。为了方便建立模型，简化封头部分的结构，缠绕角一致取为 16° ，厚度取筒体部分的厚度。

2.2 边界条件和接触关系的定义

边界条件的正确确定，是保证有限元模拟结果准确的一个重要前提。施加在模型上的约束应该能够比较准确地反映结构变形的特点，并且有效地消除结构的刚体位移。因此，对模型需定义周向和轴向的位移

边界约束条件。在本文研究的模型中，定义了可变形接触体，接触体之间无相对滑动速度。在 Marc 软件中，通过接触表激活 glue 功能选项。

2.3 材料特性的定义

采用 Von Mises 屈服准则，各向同性硬化法则来描述内衬材料的塑性。内衬材料为弹塑性材料，缠绕层视为 3D 正交各项异性材料处理。内胆铝合金 6061 的材料参数通过实验确定。图 2 是采用拉伸试验确定的铝合金 6061 的真应力真应变曲线，其屈服强度为 298MPa；强度极限为 330MPa。

通过拉伸试验获得的材料参数如表 1、表 2 所示。

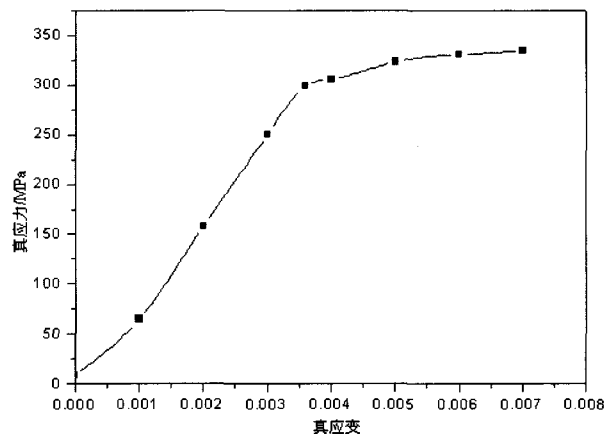


图2 铝合金的真应力—真应变曲线

表1 内胆和复合层纤维材料性能

实验材料	弹性模数/GPa	泊松比	屈服极限/MPa	强度极限/MPa	延伸率 $\delta/\%$
铝合金 6061	68.9	0.324	298	330	12
碳纤维 T700-12000	230	/	/	4600	≥ 1.9

表2 T700 碳纤维/环氧树脂复合材料性能参数

Ex/MPa	Ey/MPa	Ez/MPa	Vxy	Vyz	Vxz	Gxy/MPa	Gyz/MPa	Gxz/MPa
154100	11410	11410	0.33	0.49	0.15	7092	3792	7092

3 计算结果与分析

在不考虑预紧压力的情况下，气瓶承受 30MPa 的工作压力。有限元计算表明此时铝内胆的 Von Mises 应力为 301MPa，已经达到材料的屈服极限，而此时环向缠绕层纤维方向的应力为 349MPa，纵向层应力为 244MPa，纤维层材料的利用率偏低，仅达到其强度极限的 20% 左右。考虑到气瓶在工作压力下铝合金

内胆已经达到屈服，所以经过若干次的充、放气循环后，铝合金内胆产生因疲劳开裂，气瓶的使用寿命将大大降低，而外层复合材料缠绕层的作用还远远没有充分发挥出来。

经过预紧处理后再对该气瓶施加工作压力的计算表明，内胆的 Von Mises 应力显著降低，由 301MPa 下降到 168MPa，而此时环向缠绕层的应力却达到了 530MPa 左右，纵向缠绕层的应力也达到了 440MPa

左右。对外层复合材料而言,无论是纵向还是环向缠绕层,其材料的利用率都比较充分。

图3给出了气瓶在零压力和工作压力作用下内胆的最大 Von Mises 应力随预紧压力的变化曲线图。

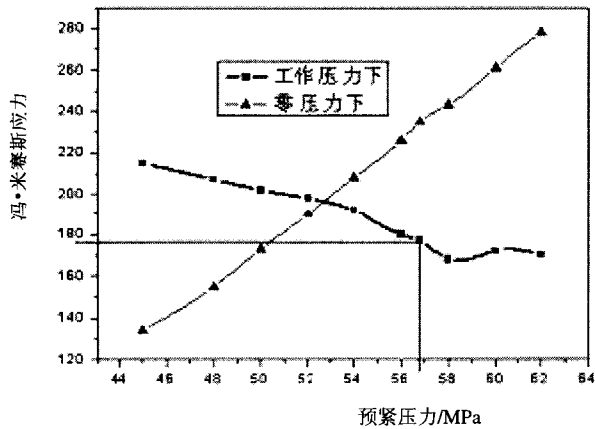


图3 零压力、工作压力下内胆的最大冯·米赛斯应力随预紧压力的变化曲线

图4给出了气瓶纤维应力比随预紧压力的变化曲线图。纤维的应力比,即最小爆破压力下纤维层的最大第一主应力 σ_{1b} 与工作压力下纤维层的最大第一主应力 σ_1 之间的比值。

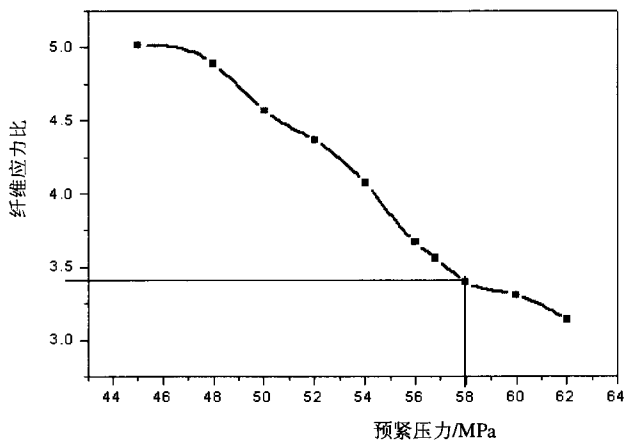


图4 气瓶纤维应力比随预紧压力的变化曲线图

参考 DOT CFRC 气瓶标准,预紧压力卸载后内胆的最大 Von Mises 应力要介于屈服应力的 60%~95% (178.8~283.1MPa) 之间;工作压力下内胆的最大 Von Mises 应力不能超过其屈服极限的 60%;气瓶的最小爆破压力要达到工作压力的 3.4 倍,即纤维的应力比要满足 σ_{1b}/σ_1 大于或者等于 3.4。由图3可以得出气瓶的 $P_{预} \geq 56.8\text{MPa}$,由图4可以得出气瓶的 $P_{预} \leq 58\text{MPa}$ 。

综合图3、4可以确定气瓶最佳的预紧压力范围为 $56.8 \leq P_{预} \leq 58\text{MPa}$,为了使气瓶在工作压力下内胆的应力水平最低,取58MPa作为气瓶的最佳预紧压力。

从图5、6、7的数值计算结果可以看出,预紧力卸载后对压力容器内胆而言最大环向压应力和最大 Von Mises 应力均位于容器筒身段;在工作压力下容器内胆的最大 Von Mises 应力位于封头和筒身的过渡段,即结构不连续区。另外,实验与理论计算结果均表明:气瓶的应变以肩部两侧以及瓶身中部环向外应变最大,而气瓶肩部的变形并不明显。

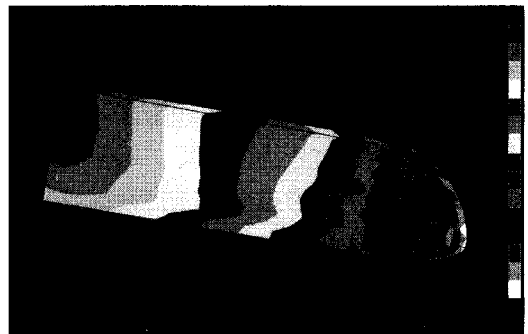


图5 零内压下内胆的 Von Mises 应力分布图

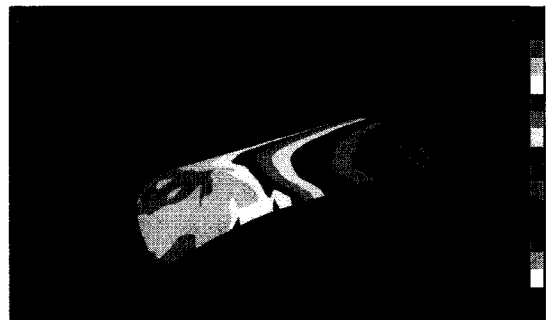


图6 零内压下内胆的环向应力分布图



图7 工作压力下内胆的 Von Mises 应力分布图

当纤维缠绕角不同时,在爆破压力下筒体环向缠绕层的有限元应力计算结果以及纤维强度转换率如表3所示。

表3 爆破压力下筒体环向缠绕层应力计算结果以及纤维强度转换率

气瓶编号	爆破压力/MPa	纤维缠绕角 α (°)	筒体环向缠绕层应力/MPa	纤维强度转换率/%
1	116	14	2250	84
2	112	16	2100	78.4
3	108	22	1880	70.2

纤维强度转换率定义为在爆破压力下筒体爆破时环向缠绕层的纤维应力与碳纤维预浸胶带的拉伸强度实测值(2679MPa)之比。有限元计算结果表明,在爆破压力下,缠绕角为 14° 的气瓶环向缠绕层纤维方向的应力达到了其强度极限的84%,当缠绕角为 16° 和 22° 时,环向缠绕层纤维方向的应力分别达到其强度极限的78.4%和70.2%,纤维缠绕层也并没有充分发挥它们的承载能力。纤维缠绕角在一定范围内的增加,会导致气瓶爆破压力的下降。尽管缠绕角 α 由公式 $\sin\alpha=d_0/D_0$ 决定,考虑到气瓶在设计或制造工艺技术方面的限制,允许 α 在一定范围内的变化($\pm 5^\circ$),基本没有背离或者是偏离该公式。

4 水压爆破试验

根据GB15385-1994 气瓶水压爆破试验方法^[8],并参照美国DOT标准,从10个气瓶中随即抽取2个进行水压爆破试验。在实际爆破过程中,为了预防封头或连接处的提前失效,在前后封头处采取补强设计措施进行局部补强,因此多数破坏仍发生在气瓶筒身段。两个气瓶的水压爆破压力分别为114MPa和116MPa。容器爆破后无碎片产生,破口基本位于筒体中部,爆破形式良好。容器爆破压力达到工作压力的3倍左右,满足安全性能的要求。水压爆破试验气瓶破坏后的情况如图8所示。

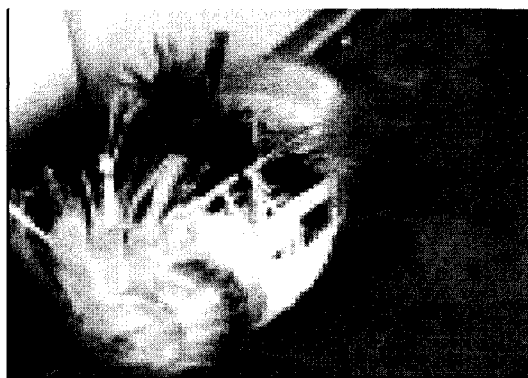


图8 碳纤维缠绕复合气瓶水压爆破后的情况

有限元计算表明,在实际爆破压力下两只气瓶环向缠绕层纤维应力只达到2100MPa左右,纤维强度转换率尚偏低,仅仅有78%左右。按照厂商提供的实际实验数据,碳纤维预浸胶带的强度转换率应该可以达到85%~95%之间。因此气瓶仍需从设计以及制造工艺方面进行研究改进,以提高其纤维强度转换率。

5 结论

a. 参照DOT CFFC标准,通过有限元数值计算获得了预紧压力范围56.8~58MPa,最佳预紧压力58MPa;

b. 通过施加58MPa的预紧压力,实现了在零内压条件下,复合气瓶内衬处于其压缩屈服极限应力为60%~95%的最佳应力范围。通过施加预紧压力,可以有效降低工作压力下气瓶金属内衬材料的应力水平,提高复合气瓶的疲劳寿命;

c. 数值计算的结果表明,铺层设计过程中纤维强度转化率尚偏低,仅在78%左右,气瓶铺层有待进一步优化以提高纤维强度转换率。

参考文献

- 杨福全,张天平,刘志栋,王小永. 复合材料气瓶的有限元建模与屈曲分析. 真空与低温, 2005 11(1): 41
- 黄再满,蒋鞠慧,薛忠民,黄毓圣. 复合材料天然气气瓶预紧压力的研究. 玻璃钢. 复合材料, 2001(9): 29~32
- Tauchert, T. R., Optimum design of a reinforced cylindrical pressure vessel. J. Comp. Mat., 1981(15): 390~402
- Adali, S., Fuzzy optimization of laminated cylindrical pressure vessels. In Composite Structures 6, Proc. 6th International Conference on Composite Structures. Elsevier Applied Science, London, UK, 1991, 249~259
- 陈火红编. MARC有限元实例分析教程. 北京: 机械工业出版社, 2002
- DOT-CFFC Standard, Carbon-fiber Aluminum Cylinder, 1996
- Dharmarajan, S., Analysis and design of reinforced plastic components. Reinforced Plastics—Principles Applications, General Dynamics/Astronautics, San Diego, USA, 1963
- GB 15385-1994 气瓶水压爆破试验方法