

平面缠绕碳纤维压力容器大变形有限元分析^①

侯林虎¹, 郑锡涛¹, 程勇²

(1. 西北工业大学 航空学院, 西安 710072; 2. 中国航天科技集团公司四院四十三所, 西安 710025)

摘要:根据纤维缠绕复合材料压力容器的结构和工艺特点,用 ANSYS 有限元软件建立了 2 种封头形式的复合材料压力容器计算模型,模型包括封头上纤维缠绕角和缠绕厚度的变化,并对内压作用下结构的应变分布进行了静力学非线性计算。由于在内压作用下压力容器会产生较大的位移,因此在计算时考虑了大变形的影响。结果表明,在内压作用下,圆筒段的纤维受到拉伸作用,椭球型封头的部分区域出现了弯曲,纤维受到了挤压,而平衡型封头上应力变化平缓,结构整体向外膨胀。比较发现,计算结果和试验结果吻合较好,所建立的有限元模型和计算方法能较好模拟压力容器的真实受力情况。

关键词:纤维缠绕复合材料;压力容器;几何非线性;应变分布

中图分类号: TB332

文献标识码: A

文章编号: 1006-2793(2010)02-0205-04

Large deformation finite element analysis of planar carbon fiber wound composite pressure vessel

GOU Lin-hu¹, ZHENG Xi-tao¹, CHENG Yong²

(1. School of Aeronautics, Northwestern Polytechnical University, Xi'an, 710072 China;

2. The 43rd Institute of the Fourth Academy of CASC, Xi'an 710025, China)

Abstract: Based on the structural and technical characteristics of the filament wound composite pressure vessel, two different finite element models were established by means of software ANSYS. The model includes variation of thickness and wrapping angles in dome. The strain distribution of the pressure vessel subjected to internal pressure was analyzed. Because the large displacement is caused by the internal pressure, the large deformation effects should be taken into account. The nonlinear analysis indicates that under internal pressure, fibers in the cylinder part of the vessel are in tension; partial region structure of the ellipsoid dome is bended and the fibers are in compression. The stress in the balanced planar wounded dome change more smoothly, and the structure is expanded. The calculated results also show a good agreement with the experimental results, and the finite element model and analysis technique can simulate the actual loading condition of pressure vessel perfectly.

Key words: filament wound composite; pressure vessel; geometric nonlinearity; strain distribution

0 引言

目前,纤维缠绕复合材料压力容器已广泛应用在航空航天工业和民用领域,如固体火箭发动机壳体、高压氧气或氢气储存器和化工管道等^[1-4]。

纤维的缠绕方式有环向缠绕、纵向缠绕和螺旋缠绕等^[1,5],可根据不同的结构形式和强度要求选择不同的缠绕方式。对于缠绕的复合材料压力容器,可用网格理论进行分析。经研究表明,在压力容器的圆筒段应用网格理论可得出较理想的结果,但由于在封头部位应力状态比较复杂,在内压作用下,压力容器会产生

较大变形,再应用网格理论则不能对应力-应变给出满意解析,因此须采用非线性有限元分析方法来解决。

文中考虑了压力容器封头缠绕角度和缠绕层厚度的变化,以及结构大变形效应,对封头为 2:1 椭球型面的纤维缠绕复合材料压力容器进行了几何非线性有限元分析,并与试验结果进行了对比。研究了在内压作用下压力容器的应力-应变分布,并对内压作用下封头的应力-应变关系作了深入分析,之后计算了平衡型平面缠绕压力容器的应力-应变分布,并与椭球型封头进行了对比。文中所用分析方法与得出结论可为纤维

① 收稿日期:2009-05-05;修回日期:2009-12-11。

作者简介:侯林虎(1985—),男,硕士,主要从事复合材料力学方面的研究。E-mail:zhengxt@nwpu.edu.cn

缠绕复合材料压力容器结构的设计与分析提供支持。

1 纤维缠绕复合材料压力容器的结构特点

纤维缠绕复合材料压力容器由金属接头和纤维缠绕壳体两部分组成。壳体的基本形状为柱形,从形式上可将其分成圆筒段(圆柱形薄壁壳)和两端的 2 个椭球型封头。封头段的结构形式如图 1 所示,图中 R 为赤道圆半径, r 为极孔半径。

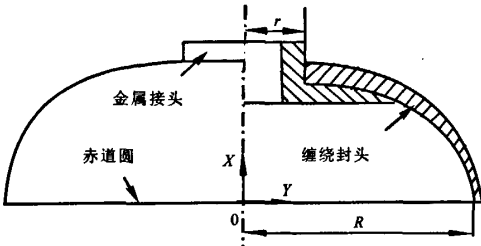


图 1 压力容器封头段的基本结构
Fig. 1 Configuration of pressure vessel dome

壳体的圆筒段采用纵向缠绕和环向缠绕相结合方式,纵向缠绕方式为平面缠绕,在封头上只有纵向缠绕。圆筒段纵向缠绕层单层厚度为 0.262 mm,环向缠绕层单层厚度为 0.268 mm。采用椭球型封头时,筒身段长度 270 mm,圆筒段内壁半径为 235 mm,后口端极孔半径为 120 mm,前口端极孔半径为 86 mm。封头内型面方程为 $\frac{x^2}{117.5^2} + \frac{y^2}{235^2} = 1$ 。采用平衡型封头时,保持压力容器的总长度、2 个开口大小、圆筒段缠绕层厚度与椭球型封头的结构一致,应用网格理论进行封头和缠绕线型的设计计算。

根据图 1 所示坐标系下平面缠绕的封头,利用几何关系,得到封头上纤维的缠绕角方程和缠绕层厚度方程^[6],分别为

$$\tan^2 \alpha = \frac{[y \tan \alpha_0 - \dot{y}(r + x \tan \alpha_0)]^2}{(1 + \dot{y}^2)[y^2 - (r + x \tan \alpha_0)^2]} \quad (1)$$

$$t = \frac{1}{y} \left\{ 1 + \frac{[y \tan \alpha_0 - \dot{y}(r + x \tan \alpha_0)]^2}{(1 + \dot{y}^2)[y^2 - (r + x \tan \alpha_0)^2]} \right\}^{1/2} \quad (2)$$

式中 α 为纤维缠绕角; y 为纤维经过点的回转半径; \dot{y} 为 y 对 x 的导数; r 为缠绕平面和赤道平面交线到轴线的距离; t 为纵向层厚度;以上参数都是正则化的。

而对于平衡型平面缠绕封头,需用微分方程(3)来计算封头形状,然后得到缠绕层厚度和缠绕角。

$$\ddot{y} = \frac{1 + \dot{y}^2}{y} \left\{ \frac{[y \tan \alpha_0 - \dot{y}(r + x \tan \alpha_0)]^2}{(1 + \dot{y}^2)[y^2 - (r + x \tan \alpha_0)^2]} - 2 \right\} \quad (3)$$

$y(0) = 1; \dot{y}(0) = 0$

对于本文所计算的封头,将封头的经线方程代入式(1)和式(2),可得到不同位置纤维缠绕角和缠绕厚度。从公式中容易得到,在远离极孔的位置,缠绕角和缠绕层厚度缓慢变化,而在接近极孔的位置,缠绕角和缠绕层厚度迅速增大,尤其在极孔边缘,缠绕层厚度无穷大。针对这一情况,在壳体制造时采用了纱线推移技术。

2 纤维缠绕复合材料压力容器的内压试验

为了考核椭球型封头压力容器壳体应变的分布状况和强度,对该壳体进行了水压检验和爆破试验。水压检验时,将壳体垂直放置,前开口朝上并连接液压装置,封闭其后开口端。试验时应变片的分布如图 2 所示(左端为前开口端)。水压检验增压程序为:从内压为 0 MPa 开始,每增加 1 MPa 记录 1 次应变和位移数据;内压增加到 10 MPa 后减压到 0 MPa。内压为 10 MPa 时,6#应变片测得应变的最大值,在整个试验的过程中,压力容器保持完好,无损伤,无渗漏。之后,对壳体进行了爆破试验,得到爆破内压为 19.8 MPa。

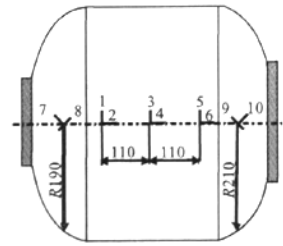


图 2 应变测量点
Fig. 2 Strain gauges distribution

3 非线性有限元理论和计算模型

分别用 ${}^t u_i$ 和 ${}^{t+\Delta t} u_i (i=1,2,3)$ 表示各质点在时间 t 和 $t + \Delta t$ 的位移,则从 t 到 $t + \Delta t$ 的位移增量可表示为^[7]

$$u_i = {}^{t+\Delta t} u_i - {}^t u_i \quad (4)$$

此时物体的虚位移原理可以表示为

$$\int_{t+\Delta t} {}^{t+\Delta t} \tau_{ij} \delta_{i+\Delta t} e_{ij}^{t+\Delta t} dV = {}^{t+\Delta t} W \quad (5)$$

式中 $\delta_{i+\Delta t} e_{ij}$ 是相应的无穷小应变的变分; ${}^{t+\Delta t} \tau_{ij}$ 是时间 $t + \Delta t$ 时的欧拉应力; ${}^{t+\Delta t} W$ 为时间 $t + \Delta t$ 时外载荷的虚功。

$${}^{t+\Delta t} W = \int_{t+\Delta t} \rho \delta_{i+\Delta t} u_k \delta u_k^{t+\Delta t} dS + \int_{t+\Delta t} \rho \delta_{i+\Delta t} f_i \delta u_i^{t+\Delta t} dV \quad (6)$$

式中 δu_k 为位移分量 ${}^{t+\Delta t} u_k$ 的变分; $\delta_{i+\Delta t} f_i$ 和 $\delta_{i+\Delta t} t_k$ 分别为时间 $t + \Delta t$ 时的体积载荷和面载荷; ${}^{t+\Delta t} V$ 、 ${}^{t+\Delta t} S$

和 ρ 分别是物体在 $t + \Delta t$ 时的体积、表面积和质量密度。

本文采用完全拉格朗日增量分析方法(T. L. 法)进行分析,非线性方程的求解采用 Newton-Raphson(N-R)方法。在求解时将载荷分成若干步逐级施加,当每一载荷步计算收敛后再进行下一步加载。结构的刚度矩阵在计算的过程中是不断更新的,即计算完1个子步后,以结构变形后的尺寸重新计算刚度矩阵,在下一步的迭代计算中应用重新计算的刚度矩阵。当2次迭代的结果之差在一定设定的范围内时收敛。

根据碳纤维缠绕复合材料压力容器的结构特点及 ANSYS 程序特点,缠绕壳体选用 shell91 壳单元,金属接头采用 solid95 体单元。壳体划分为四边形单元,在封头部位采用变厚度和变角度处理,由式(1)和式(2)计算得到。在极孔边缘,对应于压力容器制造时采用纱带推移技术,本文在建立模型时将孔边的1排单元厚度和角度设为常量。计算内压作用下压力容器的应变分布时,在压力容器内壁施加面力,在后接头端面施加固定位移约束。

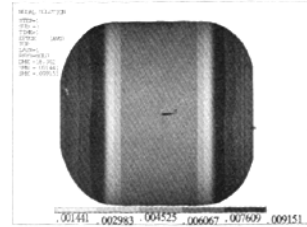
金属接头由钛合金制成,其材料常数: $E = 106 \text{ GPa}, \nu = 0.3$ 。壳体所用碳纤维复合材料的弹性常数分别为: $E_{11} = 133 \text{ GPa}, E_{22} = 10.4 \text{ GPa}, G_{12} = 4.14 \text{ GPa}, \nu_{12} = 0.29, \nu_{23} = 0.5$ 。

4 结果及分析

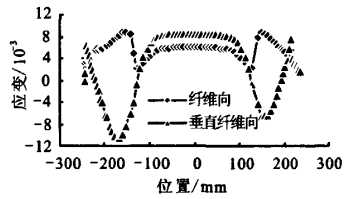
4.1 椭球型封头压力容器的计算结果

以内压为 10 MPa 时的结果为例,说明在内压作用下压力容器应变的分布。图 3 为 10 MPa 时压力容器各个位置的纤维向应变(略去了金属接头)。从图 3 可知:(1)在压力容器的圆筒段,纤维向应变为正值,不同位置的应变值相差较小;(2)封头部位应变状况较复杂,纤维不仅受到拉伸,而且在部分区域纤维横向受到了挤压;封头缠绕在接头部位的应变很小,且为正值;(3)在靠近接头的部位和靠近圆筒段区域,纤维向和垂直纤维向的应变均为正值;在封头中间部位,纤维向应变均为正值,沿纤维向受到拉应力,而在垂直与纤维的方向受到挤压,主要是由于内压作用下该区域出现了弯曲。

图 4 为不同内压下圆筒段应变计算值与试验值的比较(部分)。从图 4 可看出,随内压增大,应变也在增大,计算结果和试验值吻合很好。在接近赤道圆的部位由于变形较大,应变和内压的关系出现了微小的非线性,如图 4(a)所示,而在圆筒段中间部位,应变和内压呈良好的线性关系,如图 4(b)所示。



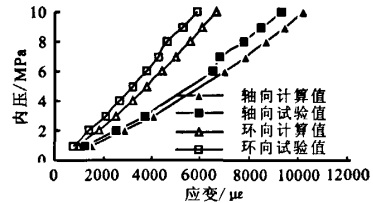
(a) 纤维向应变云图



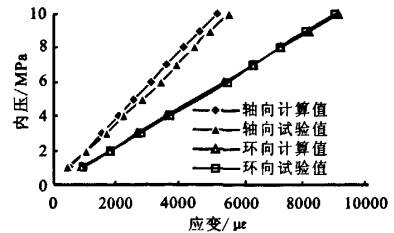
(b) 各个位置的应变

图 3 内压为 10 MPa 时压力容器的应变

Fig. 3 Strain of vessel under internal pressure at 10 MPa



(a) 1*和2*应变



(b) 3*和4*应变

图 4 圆筒段应变比较

Fig. 4 Strain comparison in cylinder part

图 5 为前封头应变计算值与试验值的比较。从图 5 可看出,在内压较小时,有限元计算结果和试验结果比较接近,但在内压较大时,两者结果有一定的偏差。7*和 8*应变片的位置更加接近赤道圆,这个区域的结构在内压作用下产生了弯曲变形,在纤维横向受到挤压。8*应变片测得的是内压 1 ~ 10 MPa 时的应变变化趋势,可见初始时随内压的增大,压应变值逐渐变大,内压达 6 MPa 后,压应变值逐渐减小。

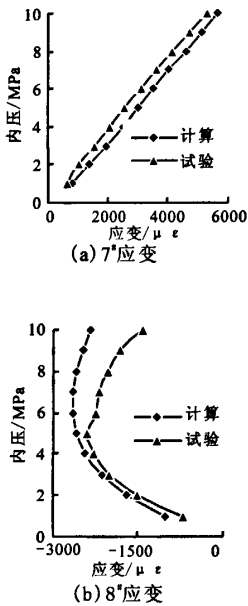


图5 前封头应变比较

Fig. 5 Comparison between experimental and calculated strain values in front dome

综上所述,发现在压力容器的圆筒段,外表面只有环向纤维,计算结果和试验结果吻合很好,而在压力容器的封头处,应变的计算值和试验结果有一定偏差。分析认为,在压力容器的圆筒段,环向纤维严格按照预定的路线缠绕,有限元计算模型准确地模拟了实际结构。而在封头部位纤维缠绕情况很复杂,由于采用了纱带推移技术,此时纤维缠绕的路径已不是严格按照平面缠绕的规律缠绕,尤其是极孔周围,纤维缠绕规律很分散,其缠绕角和缠绕厚度难以精确模拟,而在建立有限元模型时假设纤维按缠绕规律精确缠绕,并将极孔周围的单元厚度设置为常量,因此造成了计算与试验结果的差异。另外,随着内压的增大,可能出现树脂开裂、脱胶等材料非线性行为,而本文主要模拟的是大变形造成的非线性,没有考虑材料的非线性,因此,随着内压的升高,计算结果与试验结果差异有增大的趋势。平面缠绕的工艺较复杂,文中所作的简化有一定局限性,因此对计算结果有一定影响。

4.2 2种形式的封头计算结果比较

不同内压作用下后开口端椭球型封头上纤维向的应力变化曲线如图6所示,横坐标原点为赤道,沿坐标轴正方向为极孔方向。从图6可看出,壳体缠绕在金属接头上的部分受金属接头的影响,在不同内压作用下应力值及其变化量很小。在靠近赤道的部分,不同

内压时应变的变化较明显,在内压较小时,该区域纤维向受到挤压,应力呈现负值,并且随内压的增大纤维向受挤压的区域减小;内压达7 MPa时,纤维向应力全部为正值。在靠近金属接头的区域,由于受到金属接头的影响,受力状态很复杂,局部应力变化剧烈,从应力的结果可看出,该区域在受到拉伸的同时还有一定程度的弯曲,且随内压增大,弯曲的程度也在增大。

图7为平衡型平面缠绕封头上的应力变化曲线。从图7可看出,在内压作用下,封头上纤维方向为拉伸应力,且随内压增大,应力值变大。应力在封头上各个位置变化平缓,在接近极孔的位置,受金属接头的影响应力值迅速减小。

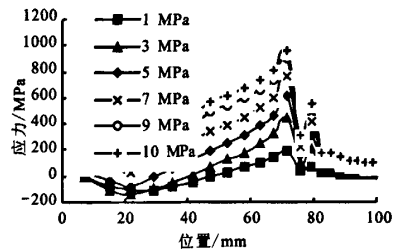


图6 不同内压下后开口端椭球型封头的应力分布
Fig. 6 Stress distribution of back ellipsoid dome under different pressure

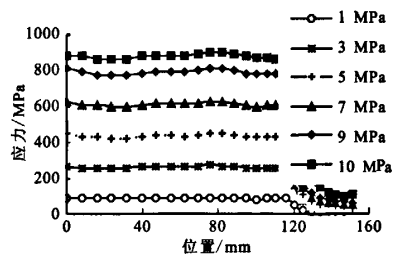


图7 不同内压下后开口端平衡型封头上应力分布
Fig. 7 Stress distribution of back balanced planar wounded dome under different pressure

对比2种不同形式的封头可看到,椭球型封头上应力变化剧烈,在2个十分接近的位置可能会出现完全不同的应力状态,而平衡型封头上的应力变化平缓,没有大的波动。椭球型封头的最大应力比平衡型平面封头大。

分析封头的变形可知,应用椭球型平面缠绕封头时,封头的局部会出现挤压现象,可能会造成局部分层,降低结构的性能。而平衡型平面缠绕封头受内压作用时封头会整体向外膨胀,不会出现局部受挤压现象,比椭球型封头更理想。

(下转第217页)

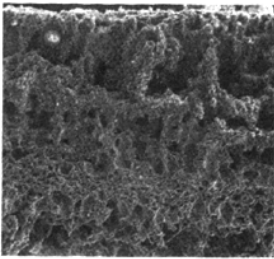


图 10 炭化层断面 SEM 照片
Fig. 10 SEM of charring layer profile

4 结论

(1) 炭化层取样试验得到的 EPDM 绝热层明显分为炭化层和基体层。热解可认为在一个面上发生;炭化层断面明显呈现出上部致密、中下部疏松的特点;炭化层表面均匀分布有白色颗粒状附着物;炭化层背面可见大量纤维,背面孔隙远大于表面孔隙;炭化层上部致密层 C 元素含量较大,O、Si 元素的含量较少。

(2) 不同烧蚀环境下炭化层结构有较大差异,随着试验工况恶劣程度的增加,炭化层上部致密层变薄。

(3) 烧蚀建模应考虑炭化层的结构特征;同时,考虑炭化层疏密变化造成的热物性变化,以及由于炭化层的疏松膨胀导致的热传导路径增长。

参考文献:

- [1] Dimitrienko Yu I. Thermal stresses and heat-mass transfer in ablating composite materials[J]. Int. J. Heat Mass Transfer, 1995,38(1):139-146.
- [2] 国义军. 炭化材料烧蚀热防护的理论分析与工程应用[J]. 航空动力学学报, 1994,12(1).
- [3] George Y Jumper, Jr. Thermo-mechanical ablation[R]. AD-A021275.
- [4] 杜新. 固体火箭发动机内绝热层烧蚀分析[J]. 固体火箭技术, 1994,17(4).
- [5] Dimitrienko Yu I. Effect of finite deformations on internal heat-mass transfer in elastomer ablating materials[J]. Int. J. Heat Mass Transfer, 1998,40(3):699-799.
- [6] Gerald Wayne Russell. Analytic modeling and experimental validation of intumescent behavior of charring heat shield materials[D]. The University of Alabama in Huntsville, 2002.

(编辑:吕耀辉)

(上接第 208 页)

5 结论

(1) 采用完全拉格朗日增量分析的方法对纤维缠绕复合材料压力容器作了大变形几何非线性分析。根据结构特点,对封头段作了缠绕层的变厚度和变缠绕角处理,所采用的计算和处理方法合理,能够准确得到压力容器的受力状况,可为纤维缠绕复合材料压力容器结构的设计与分析提供参考。

(2) 对于采用椭球型封头的压力容器,由数值计算值和试验值比较可知,在压力容器的圆筒段,应变的计算值和试验值一致;在封头部位,2种结果在内压较小时能较好吻合,而在内压较大时,2种结果具有一定差别,但计算结果误差均在可接受范围内。

(3) 压力容器受内压作用时,椭球型封头上的部分区域向内凹陷,纤维受挤压,出现了负应力,并且靠近金属接头的位置受力状态复杂,随内压增大,应力变化更加剧烈。采用平衡型封头时,应力变化平缓,没有出现局部的挤压状态,结构更加稳定。

(4) 平衡型封头上的应力变化比椭球型封头平缓,结构没有出现局部受挤压现象。平衡型平面封头上的最大应力比椭球型封头小。因此,在结构允许的

情况下应用平衡型封头更为合理。

参考文献:

- [1] 王耀先. 复合材料结构设计[M]. 北京:化学工业出版社,2001.
- [2] Xinlin P Qing, Shawn J Beard, Amrita Kumar, et al. Advances in the development of built-in diagnostic system for filament wound composite structures[J]. Composites Science and Technology, 2006, 66:1694-1702.
- [3] Vasiliev V V, Krikanov A A, Razin A F. New generation of filament-wound composite pressure vessels for commercial applications[J]. Composite Structures, 2003, 62:449-459.
- [4] 陈浩然,任明法,赵伟. 复合材料缠绕壳体结构成型和使用过程多场分析的研究进展[J]. 力学进展, 2007, 37(2):233-245.
- [5] 郑传祥. 复合材料压力容器[M]. 北京:化学工业出版社,2006.
- [6] 王克秀. 固体火箭发动机复合材料基础[M]. 北京:宇航出版社,1994.
- [7] 王勖成. 有限单元法[M]. 北京:清华大学出版社,2006.

(编辑:薛永利)

平面缠绕碳纤维压力容器大变形有限元分析

作者: 缙林虎, 郑锡涛, 程勇, [GOU Lin-hu](#), [ZHENG Xi-tao](#), [CHENG Yong](#)
作者单位: 缙林虎, 郑锡涛, [GOU Lin-hu](#), [ZHENG Xi-tao](#)(西北工业大学, 航空学院, 西安, 710072), 程勇, [CHENG Yong](#)(中国航天科技集团公司四院四十三所, 西安, 710025)
刊名: [固体火箭技术](#) 
英文刊名: [JOURNAL OF SOLID ROCKET TECHNOLOGY](#)
年, 卷(期): 2010, 33 (2)

参考文献(7条)

1. 王耀先 [复合材料结构设计](#) 2001
2. Xinlin P Qing;Shawn J Beard;Amrita Kumar [Advances in the development of built-in diagnostic system for filament wound composite structures](#)[外文期刊] 2006(11/12)
3. Vasiliev V V;Krikanov A A;Razin A F [New generation of filament-wound composite pressure vessels for commercial applications](#)[外文期刊] 2003
4. 陈浩然;任明法;赵伟 [复合材料缠绕壳体结构成型和使用过程多场分析的研究进展](#)[期刊论文]-[力学进展](#) 2007(02)
5. 郑传祥 [复合材料压力容器](#) 2006
6. 王克秀 [固体火箭发动机复合材料基础](#) 1994
7. 王勖成 [有限单元法](#) 2006

本文读者也读过(2条)

1. [付福超](#) [纤维缠绕复合材料结构刚度预测模型与力学分析方法研究](#)[学位论文]2007
2. [张国](#) [具有金属内衬的纤维缠绕复合容器的结构分析](#)[学位论文]2003

本文链接: http://d.g.wanfangdata.com.cn/Periodical_gthjjs201002019.aspx