复合材料学报 Acta Materiae Compositae Sinica
第28卷 第2期 4月 2011年
Vol. 28 No. 2 April 2011

文章编号：1000-3851(2011)02-0217-05

含金属内衬的复合材料缠绕薄壁容器自紧设计的工程方法

孙 直，任明法*，陈浩然
（大连理工大学 工业装备结构分析国家重点实验室，大连 116024）

摘 要： 基于薄壁容器理论及卸载后容器内衬残余应变为零的假设，提出了一种含金属内衬的复合材料缠绕薄壁容器自紧设计的工程方法，在自紧压力预测中可分别考虑金属内衬的双线性随动和等向强化特征。通过与有限元分析结果比较，证明了本文中提出的自紧设计方法的简便性和有效性。以一典型容器为例，研究了在自紧工艺后内衬的残余应变场和工作压力时应力场分布，证明了采用本文中提出的自紧设计可明显提高容器的承载能力。

关键词： 复合材料；缠绕容器；金属内衬；自紧工艺设计；强化模型；承载能力；工程算法
中图分类号： TQ053.2；TB330.1 **文献标志码：** A

An engineering algorithm of autofrettage technique for composite overwrapped pressure vessels with metal inner

SUN Zhi, REN Mingfa*, CHEN Haoran
(State Key Laboratory of Structural Analysis of Engineering Equipment, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: Based on thin-wall vessel theory and null-unloading-residual-strain assumption, a simplified engineering formula for autofrettage pressure of composite overwrapped pressure vessels (COPV) was deduced, in which the effects of bilinear isotropic and kinetic hardening behavior for metal inner were considered respectively. The validity of the engineering formula was verified through comparing with FEM. As an example, the residual strain field after autofrettage technique and corresponding stress field under the service loading case for a typical COPV were studied. The results indicate that the load capacity of COPV significantly increases by means of the autofrettage technique provide in this paper.

Keywords: composite; overwrapped vessels; metal inner; autofrettage technique design; hardening model; load capacity; engineering algorithm

薄壁金属内衬复合材料缠绕容器继承了复合材料结构比强度和比刚度高、抗疲劳性能好以及结构可设计性等诸多优点，越来越受到航天和航空工程界的青睐[1]。但由目前服役的薄壁金属内衬复合材料缠绕容器破损实验可知，往往由于金属内衬首先破损，导致容器出现泄露和失效，而其复合材料纤维缠绕层内应力仍处于一种较安全的状态[2]。为此，可采用类似于金属厚壁高压容器的自紧工艺，在容器使用前，进行自紧内压加载。卸载后，金属内衬材料出现残余压应力，这种预应力状态不仅可降低在工作状态下容器内衬的应力水平，同时还可以调整复合材料缠绕层的应力，这样既可充分发挥复合材料纤维的高强度性能，又保证了金属内衬的安全，从而显著地提高其容器整体结构的承载能力。

Chen[3]、Jahromi[4]、Salzar[5]对纤维增强厚壁筒结构进行了自紧分析，主要研究了结构器壁的整体力学性能。Hu[6]、Kim[7]、张传勇[8]对复合材料缠绕压力容器自紧工艺进行了有限元分析，分别研究了微裂纹[6]、纤维断裂破坏[7]和容器屈服率[8]对自紧力选取的影响。目前国内外学者对纤维增强结构自紧力分析的研究对象主要为厚壁容器，研究方

收到初稿日期： 2010-03-03；**收到修改稿日期：** 2010-06-10
基金项目： 国家自然科学基金重点项目(90816025)；国家自然科学基金面上项目(10702012)
通讯作者： 任明法，副研究员，主要研究方向为复合材料工程结构分析与工艺力学 E-mail：renmf@dlut.edu.cn

法多采用有限元法。但工程界在进行薄壁金属内衬复合材料缠绕容器自紧工艺设计时急需一种简便可靠的工程计算方法，以指导工程设计。

本文中基于薄壁容器理论和卸载后残余应变为零的假设，采用复合材料层合板理论，分别推导了金属内衬材料具有双线性随动和等向强化特征时，复合材料缠绕薄壁容器自紧压力工程分析的简化公式。并以一典型容器为例，分别考虑了金属内衬材料对自紧力选取的影响。

1　复合材料缠绕容器自紧力分析

1.1　基本假设

为了简化计算，便于工程应用，在容器自紧分析的过程中，作如下假设：(1) 不考虑在加卸载过程中复合材料缠绕层损伤及复合材料缠绕层与金属内衬之间分层破坏的影响，则可认为复合材料缠绕层性态为线弹性；(2) 由于容器缠绕层的刚度大于金属内衬的刚度，基于第 1 个假设，容器卸载主要体现为弹性卸载，因此，可以假设在自紧压力卸载后，金属内衬的残余应变为零。

1.2　器壁材料的等效刚度矩阵

由金属内衬材料与外部复合材料缠绕层组成的容器壁板可视为一种广义复合材料，采用复合材料层合理论，可以得到相应的广义刚度矩阵。若忽略耦合效应，将复合材料缠绕层和金属内衬材料的面内刚度矩阵叠加，可得

$$\begin{Bmatrix} N_\theta \\ N_z \end{Bmatrix} = \{[A]_{2\times2} + t[C]_{2\times2}\} \begin{Bmatrix} \varepsilon_\theta \\ \varepsilon_z \end{Bmatrix} \tag{1}$$

式中：$[A]$为复合材料缠绕层面内刚度矩阵；t 为金属内衬厚度；$[C]$为金属内衬材料刚度矩阵；下标 θ 和 z 分别为筒体的纬向和轴向。可根据等效应变值 $\varepsilon=\frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{\varepsilon_\theta^2+\varepsilon_z^2+(\varepsilon_\theta-\varepsilon_z)^2}$ 来判定金属内衬材料是否进入屈服状态，然后可得到相应的表达式。

设所研究的容器为薄壁容器，则容器壁板单位长度上的内力向量为

$$\{N_\theta \quad N_z\}^{\mathrm{T}} = \left\{\frac{PD}{2} \quad \frac{PD}{4}\right\}^{\mathrm{T}} \tag{2}$$

其中：P 为容器内压；D 为容器内半径。

将式(2)代入式(1)，便可得到容器屈服前后的内压-等效应变关系式：

$$\left.\begin{aligned} &K_a\varepsilon = P && P \leqslant P_s \\ &K_b(\varepsilon-\varepsilon_s) = P - P_s && P > P_s \end{aligned}\right\} \tag{3}$$

其中：K_a 和 K_b 分别为内衬屈服前、后器壁的广义刚度系数；ε_s 为内衬屈服应变；P_s 为容器内衬屈服时的压力。

1.3　复合材料缠绕容器自紧力计算

图 1 为在加卸载时，具有双线性硬化特征金属内衬容器的壁板应变随外压力变化曲线示意图。由图 1 可知，当施加自紧力时，内衬的应变为

$$\varepsilon_a = \frac{P_s}{K_a} + \frac{P_a - P_s}{K_b} \tag{4}$$

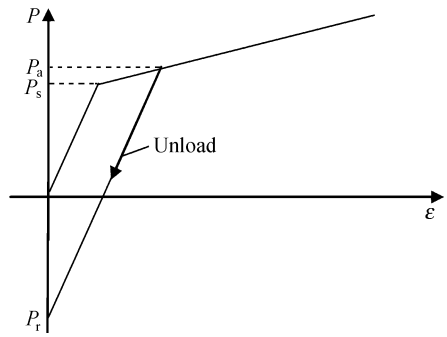

图 1　加卸载时，具有双线性硬化特征金属内衬容器的壁板应变随外压力变化曲线示意图

Fig. 1　Mises strain - pressure curves for cylinders of vessels with linear-hardening inners

其中：P_a、P_s 分别为容器的自紧压力和使内衬进入初始屈服时的压力。根据假设 2，设自紧工艺结束卸载后，金属内衬材料内的残余应变为 0，则等效残余压力为

$$P_r = P_a - \varepsilon_a K_a = (P_a - P_s)(1 - K_a/K_b) \tag{5}$$

若使经过自紧的容器内衬在工作压力下处于零应力状态，即

$$P_r = -P_w \tag{6}$$

式中，P_w 为容器设计工作压力。将式(6)代入式(5)，并令 $S=2P_s/P_w$ 为材料的动态刚度，得

$$\frac{P_a}{P_w} = \frac{S}{2} + \frac{K_b}{K_a - K_b} \tag{7}$$

1.3.1　考虑随动强化效应的自紧力公式的修正

对于铝合金这类韧性较好、刚度较低的材料，在受到循环载荷作用，尤其是存在反向应力状态时，Bauschinger 效应会对残余应力造成较大的影响，其影响可能会达到 25%[9-10]。为了研究 Bauschinger 效应对自紧力的影响，将金属内衬视为一种随动强化材料以推导自紧压力工程分析的简化公式。

图 2 为在加卸载时，具有随动强化或等向强化特征的金属内衬容器的壁板应变随外压力变化曲线示意图。其中随动强化及等向强化卸载曲线分别由

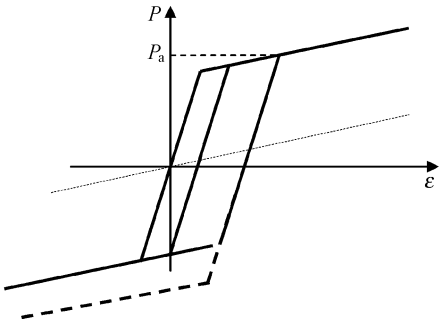

图 2　加卸载时，具有随动强化或等向强化特征金属内衬容器的壁板应变随外压力变化曲线示意图

Fig. 2　Mises strain - pressure curves for cylinders of vessels with kinematic-hardening or isotropic-hardening inners

实线和虚线表示。由图 2 可以看出：当自紧压力值达到某特征压力值后，其卸载到零应变所对应的等效残余压力值将不再增加。为此，当容器的工作压力大于这个特征压力值时，经自紧工艺处理的金属内衬应力状态不可能实现理想的零应力状态。考虑随动强化效应将自紧力公式修正为

$$\text{当 } S \geqslant 2\,\frac{K_a - K_b}{K_a} \text{时，} P_a = P_w\left(\frac{S}{2} + \frac{K_b}{K_a - K_b}\right);$$

$$\text{当 } S < 2\,\frac{K_a - K_b}{K_a} \text{时，} P_a = P_s\left(1 + \frac{K_b}{K_a}\right). \tag{8}$$

1.3.2　考虑等向强化效应的自紧力修正

在金属材料/结构进行弹塑性分析时经常采用等向强化假设。图 2 中的虚线为采用等向强化假设的金属内衬容器的壁板，在加卸载时其应变随外压力变化曲线示意图。由图 2 可知，与随动强化情况相类似，经自紧压力卸载后，在金属内衬内可能存在反向屈服的残余应力。不同的是，当自紧压力值达到某特征压力值后，其卸载到零应变所对应的等效残余压力值，在工作压力下能实现金属内衬零应力状态。考虑等向强化效应的自紧力公式的修正公式为

$$\text{当 } S \geqslant 2\,\frac{K_a - 2K_b}{K_a - K_b} \text{时，} P_a = P_w\left(\frac{S}{2} + \frac{K_b}{K_a - K_b}\right);$$

$$\text{当 } S < 2\,\frac{K_a - 2K_b}{K_a - K_b} \text{时，} P_a = P_w\left(\frac{S}{2} + \frac{K_a}{2(K_a - K_b)}\right). \tag{9}$$

2　结果与讨论

设复合材料缠绕压力容器，其内衬由 6061T6 铝合金组成，厚度为 10 mm；外部缠绕 52 层 T700 碳纤维，单层厚度 0.25 mm，其中环向层 26 层，与母线方向成±12°的螺旋层各 13 层；筒体内半径 R=200 mm；完整封头内矢高 h=155 mm；直筒段半长度 L=147 mm；设计工作压力为 P=36 MPa。

2.1　“自紧压力卸载后金属内衬的残余应变为零”假设的验证

图 3 为通过有限元分析得到的在自紧压力卸载后，在容器直筒段不同位置内衬上的等效应变曲线图，其中横坐标为与离直筒段端部无量纲距离（x/L）。由于卸载后应变很小，纵坐标表示为应变值对数值。由图 3 可知：卸载后内衬应变远小于容器在自紧压力下的应变。因此，本文中采用的自紧压力卸载后金属内衬的残余应变为零的假设得到了验证。

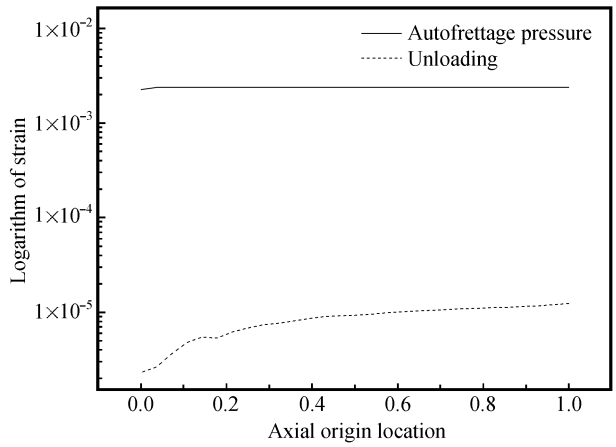

图 3　在直筒段不同位置内衬的等效应变分布

Fig. 3　Strain curves for inner of vessel cylinders

2.2　本文方法与文献[11]方法自紧工艺效果对比

根据公式（8）可知，该容器动态刚度 S=1.8325>2($K_a - K_b$)/K_a=0.9778，在卸载过程中在金属内衬内不会发生反向屈服。则自紧压力为 103.6 MPa。而由文献[11]方法得到的自紧压力为 51.69 MPa。

图 4 为容器经过本文或文献[11]自紧工艺后在工作压力下的内衬应力曲线图。从图 4 可以看出：(1) 按本文中方法给出自紧力，经过自紧工艺后，在工作压力时容器直筒段内衬均处于较小应力状态（约60 MPa），即约为材料屈服压力的五分之一。达到“经过自紧工艺后，在工作压力下容器内衬应力趋近于零”的较理想状态；(2) 由文献[11]方法得到的自紧压力，经过自紧工艺后，在工作压力时容器直筒段内衬内应力均在 100 MPa 以上。因此，采用本文中方法得到的自紧力进行自紧工艺后，在工作压力时

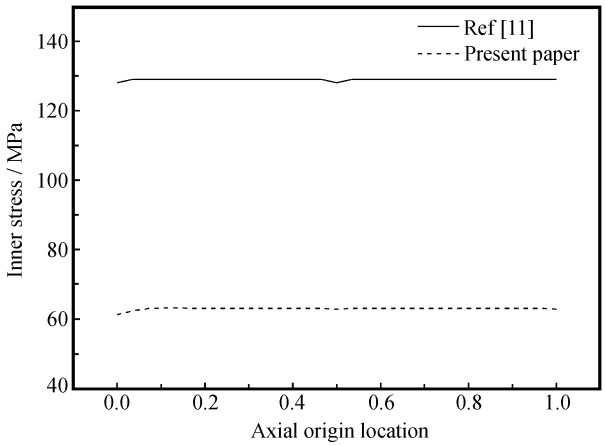

图 4　经自紧工艺后，工作压力下容器内衬的应力分布

Fig. 4　Stress curves for inner of vessel cylinders under working pressure after autofrettage technique

该容器的内衬应力与文献[11]方法相比将下降 1/3。

图 5 为不同直筒段长度/直径比容器经过本文中自紧工艺后在工作压力下的内衬应力曲线图。由于封头段影响的减小，自紧后容器在工作压力下的内衬应力随着直筒段长度/直径比增加而降低，并在该比值达到 2 之后逐渐趋于稳定。

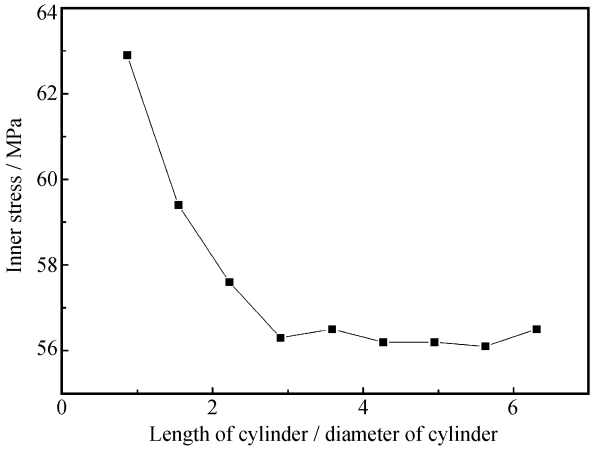

图 5　不同直筒段长度/直径比下，经自紧容器在工作压力下直筒段内衬的最大应力曲线图

Fig. 5　Maximum stress curve for inner of vessel cylinders with various length/diameter rates under working pressure after autofrettage technique

2.3　不同强化模型自紧压力预测值

图 6 显示了考虑不同强化模型时，容器的自紧压力曲线图。由图 6 可知：(1) 随着工作压力与屈服压力比值的增加，双线性材料内衬容器的自紧压力与工作压力的比值逐渐减小，并最终趋近于某一值。这是由于容器自紧压力必须超过容器屈服压

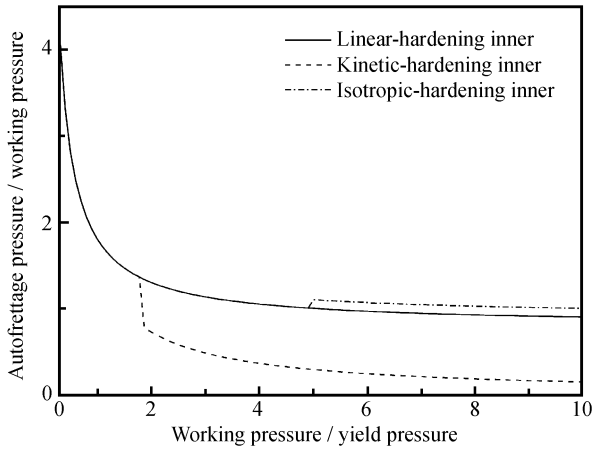

图 6　不同特征内衬容器自紧压力曲线图

Fig. 6　Autofrettage pressure curves for vessels with various inners

力，由此导致在较小工作压力时，自紧压力也会处于一种较大的状态，从而使得该比例较大；随着工作压力的增加，该比例逐渐趋于稳定。(2) 考虑随动强化特征时，在自紧压力达到某一特征值后，就无法通过增加自紧压力措施，使容器卸载后残余应力降低，其最佳自紧压力不会随着工作压力的增加而增加，因此曲线呈现突然下降的趋势。(3) 考虑等向强化特征影响时，若卸载过程存在反向屈曲，则存在卸载模量下降的阶段，为达到与线性硬化材料同样的残余应力，自紧压力需要有所提高。

3　结　论

(1) 基于薄壁容器理论及卸载后残余应变为零的假设，对内衬为双线性材料的复合材料缠绕容器进行了自紧工艺分析，得到了公式形式简洁、并具有一定精度的自紧压力工程计算方法。

(2) 得到的公式与文献[11]方法相比，在经过自紧工艺后，在工作压力下容器内衬内应力状态接近零应力状态。

(3) 分别给出了考虑随动强化与等向强化影响的自紧力公式，对于具有混合强化特性的金属内衬容器进行自紧力工艺时，可以通过考虑随动强化与等向强化影响的计算结果对比，选取合适的自紧力中间值进行自紧工艺。

(4) 在分析过程中忽略了容器封头的力学响应[12]及其对直筒段应力状态的影响，且没有考虑在进行自紧力工艺时复合材料缠绕层损伤行为的影响。以上因素对自紧力工艺的影响还有待进一步研究。

参考文献：

[1] 沈　军，谢怀勤，侯涤洋. 纤维缠绕聚合物基复合材料压力容器的可靠性设计 [J]. 复合材料学报，2006，23(4)：124-128.
Shen Jun，Xie Huaiqin，Hou Diyang. Reliability design of fiber wound reinforced plastics pressure vessel [J]. Acta Materiae Compositae Sinica，2006，23(4)：124-128.

[2] 嵇　醒，戴　瑛，顾星若. 碳纤维缠绕铝内胆气瓶的有限元分析与自紧设计 [J]. 力学季刊，2003，24(3)：385-389.
Ji Xing，Dai Ying，Gu Xingruo. Finite element analysis and autofrettage design of filament wound pressure vessel with aluminum liner [J]. Chinese Quarterly of Mechanics，2003，24(3)：385-389.

[3] Chen Hungwen，Sun Huaiku，Liu Tienchih. Autofrettage analysis of a fibre-reinforced composite tube structure incorporated with a SMA [J]. Composite Structures，2009，89(4)：497-508.

[4] Jahromi B H，Farrahi G H，Maleki M. Residual stresses in autofrettaged vessel made of functionally graded material [J]. Engineering Structures，2009，31(12)：2930-2935.

[5] Salzar R S. Influence of autofrettage on metal matrix composite reinforced gun barrels [J]. Composites Part B，1999，30(8)：841-847.

[6] Hu J，Chandrashekhara K. Fracture analysis of hydrogen storage composite cylinders with liner crack accounting for autofrettage effect [J]. International Journal of Hydrogen Energy，2009，34(8)：3425-3435.

[7] Kim C H，Park J H，Kim C，Choi J C. Expert system for process planning of pressure vessel fabrication by deep drawing and ironing [J]. Journal of Materials Processing Technology，2004，155/156(30)：1465-1473.

[8] 张传勇，万晓宁，张建伟. 采用有限元法计算 CNG2 型气瓶自紧压力 [J]. 压力容器，2008，25(4)：21-23.
Zhang Chuanyong，Wan Xiaoning，Zhang Jianwei. The calculating for autofrettage pressure of CNG2 type cylinder by finite element analysis [J]. Pressure Vessel，2008，25(4)：21-23.

[9] Alegre J M，Bravo P，Preciado M. Fatigue behavior of an autofrettaged high-pressure vessel for the food industry [J]. Engineering Failure Analysis，2007，14(2)：396-407.

[10] 陈爱军，张新平，曾志华. 自紧球形容器内残余应力的弹塑性研究 [J]. 应用力学学报，2008，25(3)：512-515.
Chen Aijun，Zhang Xinping，Zeng Zhihua. Elasto-plastic analysis of residual stress in autofrettage sphere vessel [J]. Chinese Journal of Applied Mechanics，2008，25(3)：512-515.

[11] 张仁良，陈金岳，曾　欣. 碳纤维复合气瓶自紧工艺及其应力分析 [J]. 煤矿安全，2004，35(2)：27-30.
Zhang Renliang，Chen Jinyue，Zeng Xin. Autofrettage and stress analysis for composite overwrapped pressure vessels [J]. Mine Safety，2004，35(2)：27-30.

[12] 边文凤，贾宝贤，杜善义. 伪弹性合金内衬复合材料压力容器的强度分析 [J]. 复合材料学报，2009，26(1)：146-149.
Bian Wenfeng，Jia Baoxian，Du Shanyi. Analysis on the strength of composite pressure vessels with pseudo-elastic inner alloy lining [J]. Acta Materiae Compositae Sinica，2009，26(1)：146-149.