doi:10.3969/j.issn.1001-4837.2025.06.001

试验研究

大容量Ⅳ型储氢气瓶过渡区域的分层失效行为研究

张云霄[1],范志超[1],王　哲[1],曹文红[2],徐　鹏[1],吕炎峰[2],李雨阳[3]
(1.合肥通用机械研究院有限公司,合肥 230031;2.浙江蓝能氢能科技股份有限公司,浙江绍兴 312300;
3.东华大学 材料科学与工程学院,上海 201620)

摘　要:针对内径330 mm、设计压力52 MPa大容量Ⅳ型储氢气瓶连接封头与筒身段的过渡区分层失效行为,基于多尺度仿真与内聚力界面层的损伤演化,分析了过渡区复合材料层的层内及层间失效机理,研究了分层损伤对结构强度的影响,通过参数分析给出了可能的设计及工艺优化方法。结果表明,结构几何不连续引起的弯曲应力、局部缠绕设计导致的厚度与刚度突变,以及层间性能差异等因素是造成大容量Ⅳ型储氢气瓶过渡区分层失效的主要原因,分层起始发生在较低压力(78 MPa)下,最终理论分层区域面积约为h^2。研究成果为复合材料储氢气瓶强度校核与设计优化提供了新思路。

关键词:Ⅳ型储氢气瓶;大容量;复合材料;过渡区;分层失效
中图分类号:TH138.22;TK91　　**文献标志码:**A

Investigation into the delamination of the transition in large-capacity type Ⅳ hydrogen storage cylinders

ZHANG Yunxiao[1],FAN Zhichao[1],WANG Zhe[1],CAO Wenhong[2],XU Peng[1],LYU Yanfeng[2],LI Yuyang[3]
(1.Hefei General Machinery Research Institute Co.,Ltd.,Hefei 230031,China;2.Zhejiang Blue Hydrogen Technology Co.,Ltd.,Shaoxing 312300,China;3.College of Materials Science and Engineering,Donghua University,Shanghai 201620,China)

Abstract: This study focuses on the delamination failure of the transition region connecting the dome and cylindrical section of a large-capacity type Ⅳ hydrogen storage cylinder with an inner radius of 330 mm and design work pressure of 52 MPa.Based on multi-scale simulation and cohesive zone modeling for interfacial damage evolution,the intralaminar and interlaminar failure mechanisms of the composite layers in the transition region were analyzed,and the influence of delamination damage on structural strength was investigated.Parametric analysis was also conducted to propose potential methods for design and manufacturing optimization.The results indicate that the main causes of delamination failure in the transition region of a large-capacity type Ⅳ hydrogen storage cylinder are bending stress induced by geometrical discontinuity of the structure,abrupt changes in thickness and stiffness due to local winding design,and differences in interlaminar properties.The delamination initiates under a pressure load of 78 MPa and the limited failure area is about h^2.The research findings provide new insights for the strength prediction and design optimization of composite hydrogen storage cylinders.

Key words:type Ⅳ hydrogen storage cylinder;large-capacity;composite material;transition;delamination

0　引言

氢能作为一种清洁高效、来源广泛的能源,正逐渐成为全球能源转型的重要载体。氢能有望在未来替代部分化石能源,助力于我国实现碳中和目标。氢能产业链包含制、储、加、用等环节,其中储运技术是制约氢能应用推广的关键环节,因此,实现安全高效、经济可靠的氢能储运技术成为当前的研究热点[1]。目前,高压气态储氢技术相对成熟,70 MPa车载复合材料(Ⅳ型)储氢气瓶[2]和

收稿日期:2025-03-25　**修回日期:**2025-05-02
基金项目:国家重点研发计划项目(2020YFB1506100);合肥通用机械研究院有限公司博士科技基金项目(2023010789)

用于公路长途运输的52 MPa大容量Ⅳ型管束瓶已经研制成功。随着日益增长的氢能储运需求，高压储氢技术正向着更高压力、更大容量的方向发展，准确可靠的强度分析对保证结构的完整与安全性具有重要意义[3]。

Ⅳ型储氢气瓶由金属阀座（Boss）、塑料内胆和碳纤维缠绕层组成。其中，内压载荷主要由复合材料层承担，而内胆起到密封氢气的作用[4]。尽管树脂基碳纤维复合材料（CFRP）具有较高的比强度、比刚度等优势，但其各向异性的力学性能，以及复杂的层内、层间失效机制给缠绕设计带来巨大挑战。近年来，数值仿真逐渐被应用于复合材料气瓶的受力分析，众多学者通过考虑复合材料的纤维断裂等失效模式，成功预测了爆破压力[3,5-7]。纤维缠绕是常见的复合材料储氢容器制造工艺，目前应用广泛的网格理论[8]假设了纤维承担所有的载荷，而忽略了树脂基体的作用，基于设计爆破压力下的筒身段薄膜应力状态提出了相应的平衡方程，并最终给出环向缠绕和螺旋缠绕层的厚度。对于气瓶两端封头及过渡区域，变角度、变厚度的缠绕方式、局部弯曲应力等因素引起的复杂应力状态并未考虑，因此，网格理论只适用于气瓶的初步设计[9]。通常通过增加螺旋缠绕层的方式保证封头的强度，并采用扩孔缠绕的工艺改善封头附近纤维堆积的问题[10]。然而，连接封头与筒身的过渡段作为整个气瓶的薄弱区域，并未受到足够重视。在内压载荷作用下，尤其对尺寸较大的大容量储氢气瓶，该区域承受薄膜应力及显著的弯曲应力，复合材料的各向异性等因素加剧了局部应力集中，因此易提前发生分层，并可能引发强度失效，但目前分层失效机理尚不明晰，缺乏针对性的设计优化方法，这不利于Ⅳ型储氢气瓶的高可靠性、稳定性设计及制造。

本文基于内径330 mm、设计压力52 MPa大容量Ⅳ型储氢气瓶的有限元模型，考虑复合材料的层内及层间复杂失效模式，针对性分析连接封头-筒身段的过渡区域内的结构失效机理，并提出潜在的解决办法和研究思路。

1 多尺度模型建立

1.1 复合材料RVE模型

为了快速获得储氢气瓶缠绕用T700碳纤维复合材料的力学性能，采用随机顺序扩展（RSE）算法[11]来生成复合材料的代表体积单元（RVE）细观模型（见图1），树脂基体中的碳纤维随机分布，三维RVE模型尺寸为60 μm×60 μm×5 μm，纤维直径7 μm，纤维体积分数为0.6，通过Python脚本建立模型后，分别赋予碳纤维及环氧树脂材料参数（见表1），网格类型为六面体单元为主，采用扫略方式划分网格，单元数量180 640，施加周期性边界条件后[12]，基于均匀化理论，计算获得T700碳纤维复合材料的力学性能参数（见表2）。

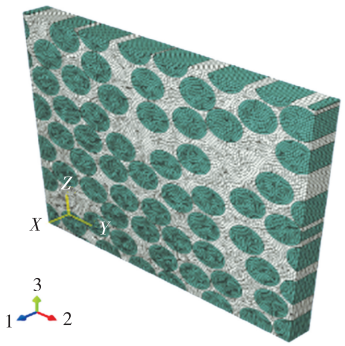


图1 复合材料RVE模型

Fig.1 RVE model of composite material

表1 T700碳纤维和环氧树脂材料属性

Tab.1 Material properties of T700 carbon fiber and epoxy resin

参数		数值
T700碳纤维	E_{f11}/GPa	230
	$E_{f22}=E_{f33}$/GPa	28
	$v_{f12}=v_{f13}$	0.23
	v_{f23}	0.30
	$G_{f12}=G_{f13}$/GPa	50
	G_{f23}/GPa	10
环氧树脂	E_m/GPa	3.2
	ν_m	0.35
	G_m/GPa	1.17

表2 T700复合材料和内聚力单元的材料属性

Tab.2 Material properties of T700 composite and cohesive element

参数		数值
T700复合材料	E_1/GPa	139.26
	$E_2=E_3$/GPa	9.22
	$\nu_{12}=\nu_{13}$	0.27
	ν_{23}	0.42
	$G_{12}=G_{13}$/GPa	4.28
	G_{23}/GPa	3.24
内聚力单元[13]	E_0/GPa	3.0
	ν	0.35
	N/MPa	60
	$S_s=T_s$/MPa	85
	$G_{\mathrm{I}C}$/(N·mm^{-1})	0.28
	$G_{\mathrm{II}C}$/(N·mm^{-1})	0.79

1.2 大容量Ⅳ型储氢气瓶模型

大容量Ⅳ型储氢气瓶结构及有限元模型如图2所示。储氢气瓶宏观模型全长2 100 mm，内径330 mm，塑料内胆厚度8 mm。基于网格理论和扩孔设计，初步确定复合材料缠绕层为48层环向缠绕层及40层螺旋缠绕层，总厚度41.584 mm，铺层方案具体为$12_4/90_8/12_2/15_2/18_2/90_8/23_2/30_2/36_2/90_8/12_4/15_2/18_2/90_8/23_2/30_2/36_2/90_4/12_2/24_2/90_4/29_2/38_2/90_4/12_2/90_4$。塑料内胆和金属Boss分别由高密度聚乙烯（HDPE）和316L不锈钢制成，其杨氏模量分别为0.84 GPa和200 GPa。T700碳纤维/环氧树脂复合材料的力学性能通过RVE模型确定。

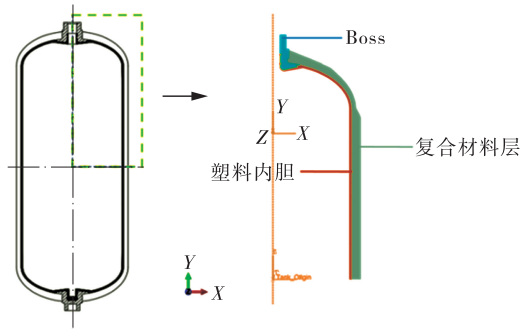


图2 大容量Ⅳ型储氢气瓶结构及有限元模型

Fig.2 Schematic and finite element model of a arge-capacity type Ⅳ hydrogen storage cylinder

在有限元软件Abaqus中建立气瓶的二维轴对称模型，内表面承受内压载荷P，底面施加轴对称约束，内胆与复合材料层绑定。通过逐层建模的方式得到复合材料缠绕层几何结构并进行网格划分，采取的网格类型为CAX4单元，网格数量143 616。复合材料的纤维断裂和树脂基体损伤通过经典Hashin准则[14]进行预测，其相关公式如下。

纤维拉伸失效：

$$F_f^t=\frac{\sigma_{11}^2}{X_T^2}+\alpha\frac{\sigma_{12}^2}{S^2}\le 1 \qquad (\sigma_{11}\ge 0) \quad (1)$$

纤维压缩失效：

$$F_f^c=\frac{\sigma_{11}^2}{X_c^2}\le 1 \qquad (\sigma_{11}<0) \quad (2)$$

树脂拉伸失效：

$$F_m^t=\frac{\sigma_{22}^2}{Y_T^2}+\frac{\sigma_{12}^2}{S^2}\le 1 \qquad (\sigma_{22}\ge 0) \quad (3)$$

树脂压缩失效：

$$F_m^c=\left(\frac{\sigma_{22}}{2S_t}\right)^2+\left[\left(\frac{Y_c}{2S_t}\right)^2-1\right]\frac{\sigma_{22}}{Y_c}+\frac{\sigma_{12}^2}{S^2}\le 1 \qquad (\sigma_{22}<0) \quad (4)$$

式中，F为损伤因子；X_T，X_c，Y_T，Y_c分别为复合材料在纤维方向和垂直于纤维方向的拉伸及压缩强度，分别取值2 400，1 400，72，160 MPa；α为粘性系数，取α=1.0；S，S_t为复合材料纵向和横向剪切强度，取值均为65 MPa。

在不同角度的复合材料层之间插入零厚度的内聚力层，用来模拟层间的失效行为，共计生成40 810个COHAX4内聚力单元（CE），相应的材料属性见表2，其本构关系通过牵引-分离准则描述，损伤起始判据为最大应力准则，即：

$$\max\left\{\frac{\sigma_n}{N},\frac{\sigma_s}{S_s},\frac{\sigma_T}{T_s}\right\}=1 \quad (5)$$

式中，N为拉伸强度；S_s，T_s为剪切强度。

然后基于能量计算考虑损伤演化过程，并对彻底失效单元进行删除。通过BK准则[15-16]来综合考虑拉剪不同失效模式的影响，则等效断裂韧性（G_C）：

$$G_C=G_{IC}+(G_{IIC}-G_{IC})\left(\frac{G_{IIC}+G_{IIIC}}{G_{IC}+G_{IIC}+G_{IIIC}}\right)^{\eta} \quad (6)$$

式中，G_{IC}，G_{IIC}，G_{IIIC}分别为Ⅰ型、Ⅱ型、Ⅲ型断裂韧性，其中，G_{IIC}和G_{IIIC}取值相同。

在隐式分析中，材料的软化行为或刚度退化行为可能会造成切线刚度矩阵非正定，使得求解过程收敛困难。因此，这里引入粘性正则化，粘性系数为10^{-4}，可以适当减缓界面损伤的扩展速度，改善模型的计算稳定性和收敛性。

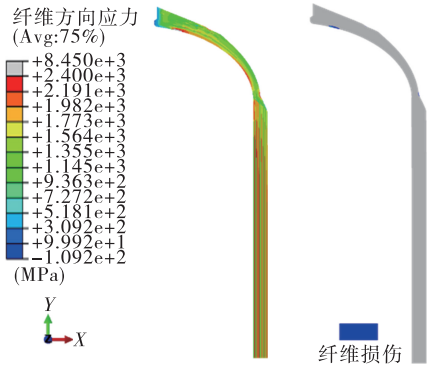
2 数值仿真结果分析

2.1 基于传统方法的气瓶强度校核

传统的薄壁（$h/2R\le 0.1$，其中，h，R分别为壁厚和半径）分析主要针对容器的直筒段，对于球形或圆柱形薄壁壳体，施加在容器内表面的压力载荷会在壳体上产生较高的环向应力和轴向应力。这些主应力始终是拉伸的薄膜应力，并且被认为在厚度方向上是恒定不变的。径向应力则是压缩应力，其值从容器内表面的内压P向容器外表面一侧逐渐减小至0。目前，广泛使用的网格理论，就是基于这种简化的复合材料压力容器的薄膜应力分析建立的。

基于本缠绕设计的仿真结果见图3。默认层间强度无限大即不会发生分层失效，在内压载荷下，复合材料层内纤维应力分布不均，筒身段环向缠绕层应力最高且由内层向外层递减，封头处内层应力也较高。而气瓶的爆破失效主要由纤维的应力损伤决定，当内压载荷达156 MPa且模型不包

含内聚力界面层时，可见复合材料层基本无纤维损伤〔见图3(b)〕。仿真结果表明，根据网格理论所设计的缠绕方案基本满足设计要求，即爆破压力应不低于156 MPa，且潜在爆破位置应位于直筒段。



(a)纤维方向应力 (b)损伤分布

图3 无内聚力层Ⅳ型储氢气瓶模型的纤维方向应力和损伤分布

Fig.3 Lamina stress in fiber direction and fiber damage for a type IV cylinder model without cohesive elements

2.2 气瓶过渡区的分层失效机理

图4示出内压载荷增加时，大容量Ⅳ型储氢气瓶过渡区域的受力分析，以及界面层失效的结果。在内压P增加至78 MPa时，过渡区域的中间层出现了Ⅰ型张开分层失效行为，具体位置为第二个环向缠绕层落纱点的前端。随着内压载荷的持续增加，厚度方向上的不同缠绕层之间陆续发生分层，并且分层面积在层间持续扩大。

引起气瓶过渡区域复合材料缠绕层提前发生分层失效的原因来自于多个方面，具体分析如下。

(1)宏观结构层面。

1个储氢压力容器由2个椭球形封头与1个圆柱形筒体组成，这两种几何形状具有不同的曲率半径并在连接处过渡(见图5[17])。当容器承受一个较高的内压载荷时，筒体一侧边缘因膨胀趋势而向外变形，封头一侧边缘则倾向于向内收缩变成“球形”。

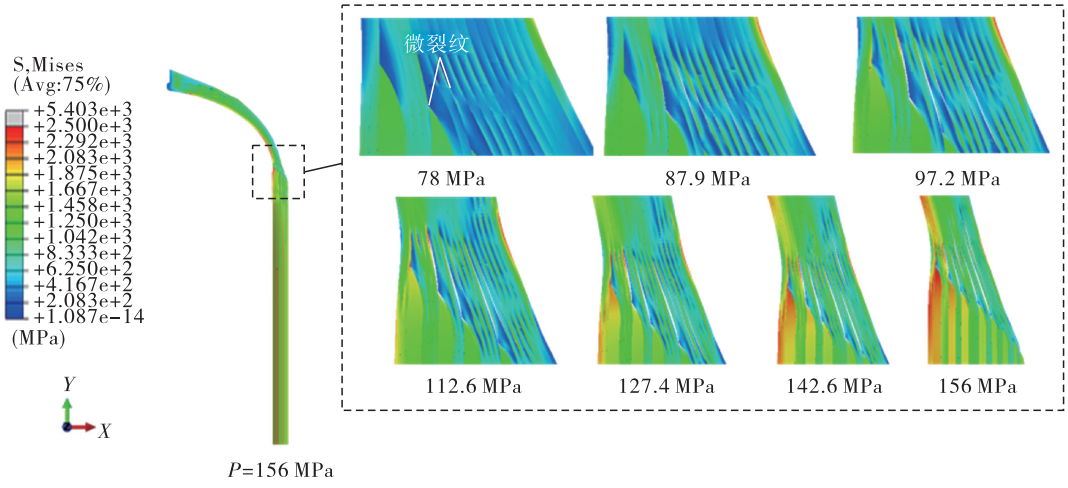


图4 不同内压载荷下气瓶缠绕层的Mises应力和层间损伤状态

Fig.4 Mises stress and interlaminar damage distribution for a pressurized cylinder

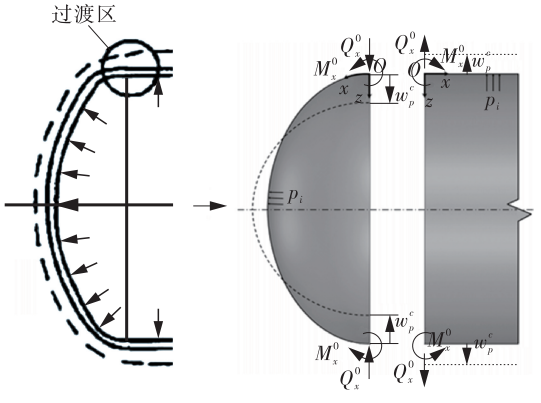


图5 为协调封头与直筒段变形而产生的剪力与弯矩

Fig.5 Shear forces and bending moments generated to coordinate the deformations between the dome and cylindrical part

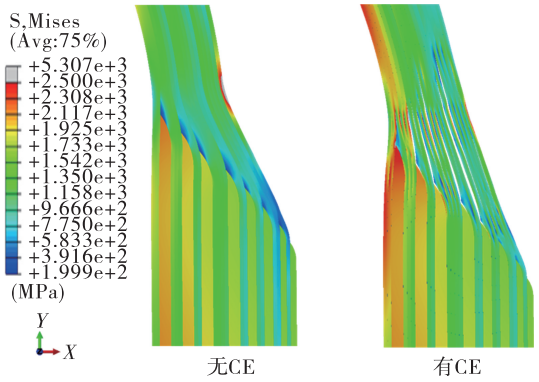
为了协调封头和筒体在连接处的变形趋势使其满足变形连续性条件，复合材料层内局部会产生一对剪力Q和弯矩M，导致该区域出现较高的弯曲应力。BELARDI等[17]基于弯曲理论和薄壁理论，建立了针对复合材料压力容器过渡区域的封闭式解析方法，并指出过渡区域因几何不连续而产生了弯曲效应，由此导致的应力集中水平显著高于薄膜应力，并且壁厚越小，结构刚度越低，局部弯曲效应越明显，而降低封头的椭球比可以有效缓解这种效应。陈汝训[18]认为该弯曲应力取决于变曲率连接处的内力且正比于$Pm^2\sqrt{Rh}$(m为封头椭球比)。总之，储氢压力容器因几何不连续而产生的二次应力与内压载荷引起的薄膜应力，两者共同导致了过渡区域内较高的应力

水平。

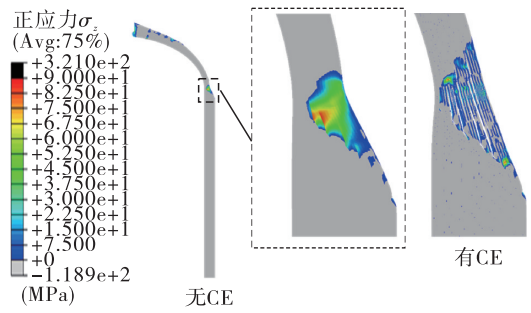
（2）局部结构层面。

复合材料的缠绕设计和材料属性特征加剧了过渡区域内的应力集中效应。一方面，所有的环向层落纱点均位于该部位，环向缠绕的终止，导致过渡区域内复合材料层厚度和结构刚度突变，特别是环向刚度的突然缺失，通过合理的环向层落纱点分布设计可以在一定程度上缓解这种突变，从而降低局部应力集中水平；另一方面，碳纤维复合材料正交各向异性的特点，以及不同缠绕角度的铺层方式，使得局部特别是层间的应力分布状态更加复杂且不均匀。

过渡区域复合材料层内Mises应力和厚度方向上正应力分布如图6所示。



（a）Mises应力



（b）厚度方向上正应力分布

图6 过渡区域复合材料层内Mises应力和厚度方向上正应力分布

Fig.6 Mises and normal stresses distribution within the composite layers in transition

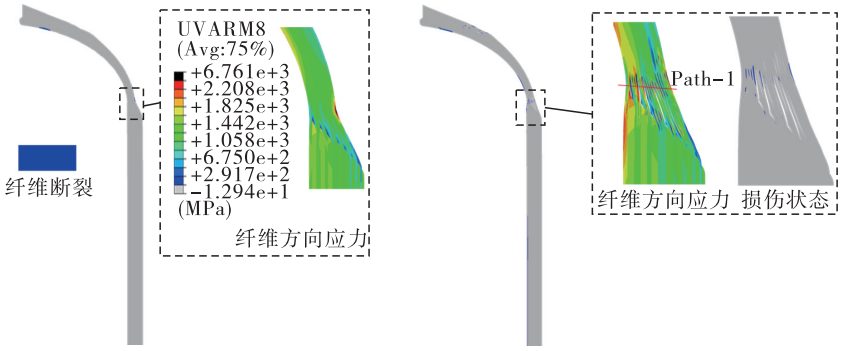
尽管目前从薄壁理论的角度开展了复合材料储氢容器的设计研究，但实际上氢能储运领域日益增加的储氢压力和容量的需求，对复合材料缠绕层的厚度设计提出了更高要求，而复合材料层的应力状态在厚度方向上存在一定梯度（见图6（a）），这种分布不均主要来源于厚壁效应和复合材料层间的性能差异。特别地，环向缠绕层落纱点前端存在一个低应力区，实际上该位置是环向层与螺旋层的交错区域，螺旋缠绕时纤维束可能在此处被环向层架空，从而形成富脂区，降低局部性能，本模型中未考虑该架空效应。从图6（b）可以看出，在156 MPa内压载荷下，过渡区域的复合材料层出现沿厚度方向的较高的正应力σ_z，该应力在其他区域均为压应力，因此其对结构的影响往往被忽略；而σ_z为拉应力的区域与分层失效区域高度重合，其值超过了内聚力单元的法向拉伸强度N，因此，复合材料层间的界面层发生了Ⅰ型张开型强度失效，并形成了一个有限的三角形分层区域，面积约为h^2。

3 过渡区分层失效的影响

大容量Ⅳ型储氢气瓶的复合材料层失效模式主要包含树脂基体开裂、纤维断裂及分层损伤，大多数研究针对前两者，其中树脂损伤发生较早，但对气瓶承载能力影响较小，而纤维断裂发生较晚但是影响很大，很少量的纤维断裂可能引起气瓶的爆破。一般认为，分层损伤对于受内压载荷的薄壳结构并不重要，事实上，本研究表明，由变曲率缠绕引起的几何不连续引起的弯曲应力及局部材料性能差异性引起的应力集中，造成了过渡区的复合材料分层行为，层间正应力驱动的界面失效反过来降低了三角形分层区域内的应力水平。但是，层间树脂失去了在复合材料相邻层之间传递正应力和剪切应力的媒介作用，复合材料无法作为一个整体承受载荷和变形，因此，分层失效显著降低了局部材料刚度，增加了该部位的结构变形量。

同时，层间树脂的失去作用也引起了复合材料层内应力重新分配，在弯曲效应的影响下，分离的复合材料单层在外侧产生了显著的应力集中。图7示出纤维方向应力与损伤状态对比。可以看出，不考虑分层时，127.4 MPa内压作用下，复合材料层内不会发生纤维损伤，过渡区域内的纤维应力水平大约只有拉伸强度的1/2。当考虑分层时，主导复合材料层失效的纤维应力因重新分配而分布极为不均，如图8所示。

沿着图7中复合材料层厚度方向路径Path−1由内向外，许多层的纤维应力都超过了2 400 MPa，并且内侧复合材料层的纤维应力水平增长更为显著，约为不考虑分层时的2~3倍。



（a）无CE （b）有CE

图7 纤维方向应力与损伤状态对比

Fig.7 Comparison of lamina stress in fiber direction and fiber damage state

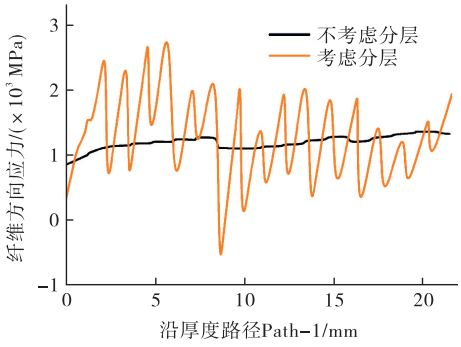


图8 复合材料层纤维方向应力沿厚度分布规律对比

Fig.8 Comparison of fiber stress distribution along the thickness direction of composite layers

由上述分析可知，内压载荷作用下的大容量Ⅳ型储氢气瓶的过渡区内较早发生分层失效并逐步扩展，其对结构的局部刚度和强度都会产生很大削弱，无法有效地限制过渡区域乃至封头的塑料内胆材料的变形，纤维的断裂和演化会很快地导致气瓶的爆破，且爆破位置位于过渡区域，局部的损伤累积对较低压力下的压力循环试验也极为不利。文中通过水压爆破试验，得到本铺层设计的大容量储氢气瓶爆破压力为132.1 MPa，且半椭球形封头沿过渡区撕裂（见图9），与上述分析结果相符。然而，目前复合材料储氢气瓶的分析优化主要针对圆柱形筒体[19]，并基于网格理论、有限元计算验证，以及反复的水压爆破、循环等试验来迭代设计，缺乏对复合材料储氢气瓶力学行为的全面理解，薄弱位置失效行为认识不清，往往造成设计制造的气瓶实际性能与设计预期不符。而有针对性的研究和优化，有助于复合材料储氢气瓶的轻量化、高强度、稳定性设计制造。



图9 水压爆破试验前后的大容量Ⅳ型储氢气瓶

Fig.9 Large-capacity type Ⅳ pressure cylinder image before and after burst

4 参数分析与讨论

图10示出不同模型参数下大容量Ⅳ型储氢气瓶过渡段的位移及分布。不考虑分层时，复合材料层位移分布均匀连续，分层损伤降低了该区域材料刚度，进而增加了位移。仿真结果发现，提升层间界面的断裂韧性G_{IC}和G_{IIC}，位移增加幅度明显降低。

图11示出不同界面断裂韧性参数下过渡区的界面失效情况（图中，中间白色区域为删除的彻底失效的界面单元）。可以看出，同时增加拉伸和剪切断裂韧性比只增加拉伸断裂韧性对阻碍分层扩展效果更为显著，说明过渡段复合材料的分层行为是Ⅰ，Ⅱ，Ⅲ混合型失效，由层间正应力主导，剪切应力共同作用。实际上经缠绕固化后，复合材料储氢气瓶过渡段复合材料层内可能出现大量原始界面缺陷[20]，大大降低了界面的强度和韧性，促使过渡区在更低的内压载荷下出现损伤，进而造成内

胆和复合材料层在爆破和疲劳试验中提前失效，偏离设计值。当将原铺层设计中的6层环向缠绕层变更为45°大角度螺旋层时，即使仍发生分层，但局部形变得到了非常有效的限制，如图10(d)所示。

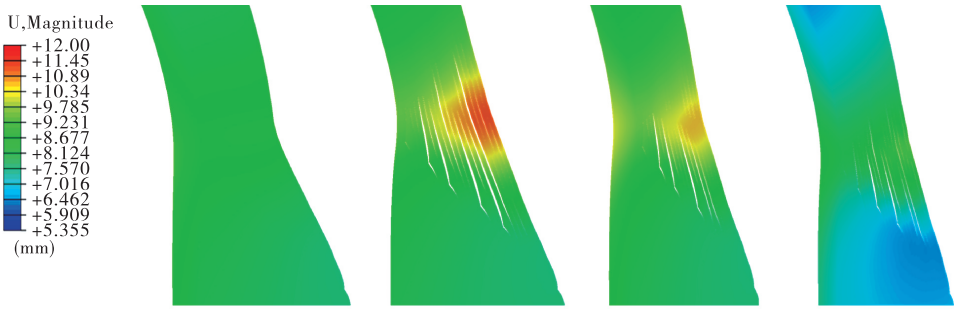


图10 不同模型参数下气瓶过渡区的位移云图

Fig.10 Displacement contour in the transition region with different model parameters

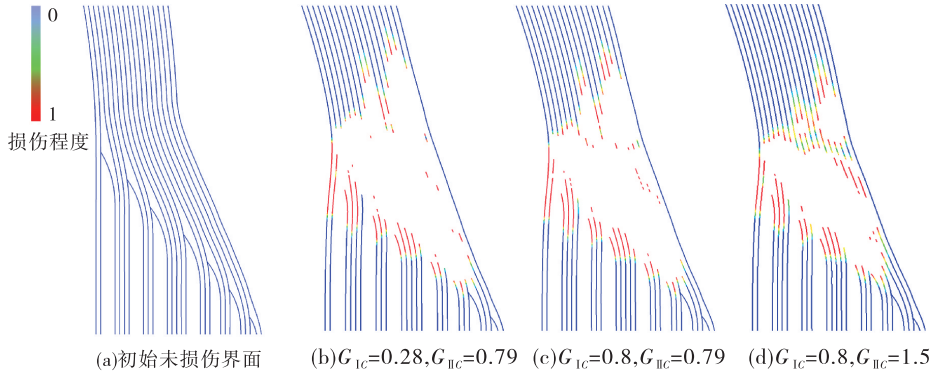


图11 不同界面断裂韧性参数下过渡区的界面失效情况

Fig.11 Interlaminar failure in the transition under different interface fracture toughness

考虑到目前复合材料储氢气瓶大容量、高压力的发展方向，针对变曲率缠绕的过渡区的优化研究意义会逐步凸显。设计上，在缠绕工艺允许的基础上，优化封头形状以降低弯曲应力，如合理降低椭球比，多使用大角度缠绕代替环向缠绕层并合理布局环向层落纱位置，避免过渡区内环向刚度锐减和厚度突变，减少应力集中，通过铺层优化降低层间应力，通过树脂增韧延缓层间裂纹扩展等。制造工艺上，通过展纱、线型规划等技术，优化减少纤维架空及树脂富集区的形成；基于缠绕张力及复合材料固化制度等的调整，减少树脂孔隙及层间缺陷的产生；或者通过干法缠绕等方式，实现过渡段的增厚补强。基于以上建议的改进方法，有望进一步提升复合材料储氢气瓶的性能及稳定性。

5 结论

（1）复合材料层间零厚度内聚力单元的损伤演化，可以较好地体现内压载荷下大容量Ⅳ型储氢气瓶过渡区的分层行为。造成该有限区域内（面积约为h^2）分层失效的主要因素包括：由宏观结构几何不连续引起较高的弯曲应力，局部缠绕设计导致的厚度突变与环向刚度锐减，复合材料层间性能差异等。

（2）复合材料储氢气瓶的过渡区分层会引起局部刚度、强度降低，缠绕层分离后应力集中水平显著升高，127.4 MPa内压载荷下，分层后应力水平为不考虑分层时的2~3倍，进而引起该部位提前失效。

（3）通过优化封头形状、增加大角度缠绕、铺层优化、树脂增韧、工艺控制等措施，可进一步提升复合材料储氢气瓶的性能和稳定性。

参考文献：

[1] 崔振莹.氢能储运技术现状及发展分析[J].中外能源，2024，29(7)：31-39.
CUI Z Y. Current status and development of hydrogen storage and transportation technologies[J]. Sino-Global Energy，2024，29(7)：31-39.

[2] LI F D，CHEN X D，XU P，et al. Optimal design of thin-layered composites for type Ⅳ vessels：Finite element analysis enhanced by ANN[J]. Thin-Walled Structures，2023，187：110752.

[3] ZHANG M, LV H, KANG H R, 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.

[4] WANG X L, TIAN M M, CHEN X D, et al. Advances on materials design and manufacture technology of plastic liner of type Ⅳ hydrogen storage vessel [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2022, 47(13):8382-8408.

[5] LIN S, YANG L Q, 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.

[6] WANG L, ZHENG C X, WEI S, et al. Micromechanics-based progressive failure analysis of carbon fiber/epoxy composite vessel under combined internal pressure and thermomechanical loading [J]. Composites Part B: Engineering, 2016, 89:77-84.

[7] NEBE M, SORIANO A, BRAUN C, et al. Analysis on the mechanical response of composite pressure vessels during internal pressure loading: FE modeling and experimental correlation [J]. Composites Part B: Engineering, 2021, 212:108550.

[8] 赫晓东,王荣国,矫维成,等.先进复合材料压力容器[M].北京:科学出版社,2016:44-45.
HE X D, WANG R G, JIAO W C, et al. Advanced composite pressure vessels [M]. Beijing: Science Press, 2016:44-45.

[9] 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.

[10] 鄢家乐,陈学东,范志超,等.70 MPa车载Ⅳ型储氢气瓶铺层设计与实验验证[J].西安交通大学学报,2022,56(10):71-80.
YAN J L, CHEN X D, FAN Z C, et al. Layered design and experimental verification of 70 MPa vehicle-mounted type Ⅳ hydrogen storage cylinder [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2022, 56(10):71-80.

[11] HAYDER H M S, AFRASIAB H, GHOLAMI M. Efficient generation of random fiber distribution by combining random sequential expansion and particle swarm optimization algorithms [J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2023, 173:107649.

[12] OMAIREY S L, DUNNING P D, SRIRAMULA S. Development of an ABAQUS plugin tool for periodic RVE homogenization [J]. Engineering with Computers, 2019, 35(2):567-577.

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

[14] HASHIN Z, ROTEM A. A fatigue failure criterion for fiber reinforced materials [J]. Journal of Composite Materials, 1973, 7(4):448-464.

[15] MOHAMMED Y. Comparative study on prediction of fracture toughness of CFRP laminates from size effect law of open hole specimen using cohesive zone model [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2018, 191:277-285.

[16] GHADIRDOKHT A, HEIDARI-RARANI M. Delamination R-curve behavior of curved composite laminates [J]. Composites Part B: Engineering, 2019, 175:107139.

[17] BELARDI V G, OTTAVIANO M, VIVIO F. Bending theory of composite pressure vessels: A closed-form analytical approach [J]. Composite Structures, 2024, 329:117799.

[18] 陈汝训.复合材料天然气气瓶设计的几个问题[J].宇航材料工艺,2001,31(5):55-57.
CHEN R X. Some problems with natural gas composite cylinder design [J]. Aerospace Materials & Technology, 2001, 31(5):55-57.

[19] WANG Q, QIN H, JIA L, et al. Failure prediction and optimization for composite pressure vessel combining FEM simulation and machine learning approach [J]. Composite Structures, 2024, 337:118099.

[20] 时岩,沈子韬,滕国阳,等.储氢气瓶缠绕层缺陷的多尺度工业CT检测及其成因分析[J].无损检测,2024,46(11):5-11.
SHI Y, SHEN Z T, TENG G Y, et al. Multi-scale industrial computed tomography detection and source analysis of defects in the wrapping layer of hydrogen storage cylinders [J]. Nondestructive Testing, 2024, 46(11):5-11.

作者简介:张云霄(1994),男,助理研究员,主要从事复合材料储氢气瓶结构与工艺设计方面的工作,通信地址:230031 安徽省合肥市蜀山区长江西路888号合肥通用机械研究院有限公司,E-mail:yzhangge@connect.ust.hk。

本文引用格式:
张云霄,范志超,王哲,等.大容量Ⅳ型储氢气瓶过渡区域的分层失效行为研究[J].压力容器,2025,42(6):1-8.
ZHANG Yunxiao, FAN Zhichao, WANG Zhe, et al. Investigation into the delamination of the transition in large-capacity type Ⅳ hydrogen storage cylinders [J]. Pressure Vessel Technology, 2025, 42(6):1-8.