

结构参数对复合材料 V 型构件固化变形影响  
试验及解析分析

王乾, 关志东\*, 王仁宇, 蒋婷

(北京航空航天大学 航空科学与工程学院, 北京 100191)

**摘要:** 为研究结构参数对复合材料 V 型构件固化变形的影响, 完成了针对 V 型构件厚度、拐角半径、拐角角度及铺层等结构参数的变形影响研究试验。基于剪力滞后理论和弯曲理论, 利用解析法建立了考虑结构参数影响的复合材料 V 型构件固化变形预测模型, 利用模型预测了 V 型构件的回弹变形并分析了不同结构参数对 V 型构件回弹变形的影响机制。结果表明: 回弹变形随着厚度的增大而减小, 厚度为 1~3 mm 之间, 角度回弹变形差异最大在 30% 左右; 回弹变形与拐角角度的补角呈约为 0.014 的比例; 拐角半径的不同导致变形的差异不超过 5%; 准各向同性铺层试验件展现了最大回弹变形, 0° 铺层的变形减小了 23.5%, 90° 铺层几乎不发生变形。模型分析结果表明, 厚度主要通过弯曲刚度和剪切变形两方面影响回弹变形; 铺层引起的力学性能和泊松效应的变化是使回弹变形有较大区别的主要原因; V 型构件直边变形最大为 0.20°, 对回弹变形影响较大。变形预测结果与试验结果对比验证了解析法模型的准确性。

**关键词:** 复合材料; 回弹变形; 结构参数; 剪力滞后; 解析法

**中图分类号:** TB330.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3851(2017)12-2722-12

Experimental and analytic analysis of the structure parameters  
on process-induced distortions of V-shaped composite parts

WANG Qian, GUAN Zhidong\*, WANG Renyu, JIANG Ting

(School of Aeronautic Science and Engineering, Beihang University, Beijing 100191, China)

**Abstract:** In order to study the influence of structure parameters on process-induced distortions of V-shaped composite parts, a series of experiments were performed to analysis the effect of structure parameters including part thickness, part radius, part angle and lay-up. Based on the shear-lag theory and bending theory, an analytical model considering the effect of structure parameters was developed to predict the spring-in of V-shaped composite parts and the influence mechanism of different structure parameters on spring-in with the model was analyzed. The results show that spring-in decreases with the increase of the thickness and the maximum variation of spring-in angle is about 30% when thickness is between 1 mm and 3 mm. There is a proportion relationship whose value is about 0.014 between spring-in angles and part angle. The differences of spring-in angles which result from different radius are less than 5%. The test pieces with quasi-isotropic lay-up exhibit the biggest spring-in angles. The spring-in angles of 0° lay-up pieces decrease by 23.5% and 90° pieces almost have no spring-in. Analysis results show that the influence of thickness on spring-in should consider its effect on bending stiffness and shear deformation; Mechanical properties and Poisson's effect differences caused by lay-up are the main reasons for spring-in diversity; The maximum distortions of flange is 0.20° which has greatly influences on spring-in. The comparison between simulation results and experiment verifies the accuracy of analytical model.

**Keywords:** composite; spring-in; structure parameters; shear-lag; analytic model

收稿日期: 2016-12-15; 录用日期: 2017-01-17; 网络出版时间: 2017-03-01 10:36  
网络出版地址: <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.1801.TB.20170301.1036.004.html>  
通讯作者: 关志东, 博士后, 教授, 博士生导师, 研究方向为复合材料结构设计 E-mail: [zdguan@buaa.edu.cn](mailto:zdguan@buaa.edu.cn)  
引用格式: 王乾, 关志东, 王仁宇, 等. 结构参数对复合材料 V 型构件固化变形影响试验及解析分析[J]. 复合材料学报, 2017, 34(12): 2722-2733.  
WANG Qian, GUAN Zhidong, WANG Renyu, et al. Experimental and analytic analysis of the structure parameters on process-induced distortions of V-shaped composite parts[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2017, 34(12): 2722-2733 (in Chinese).

热固性碳纤维增强树脂基复合材料结构在固化成型后内部积累残余应力从而导致其发生固化变形。带有拐角形式的复合材料结构固化变形的形式主要是角度回弹。角度回弹变形会严重影响复合材料结构的成型精度,从而带来装配难度。

回弹变形的主要原因是复合材料各向异性的热收缩和树脂的化学收缩<sup>[1-3]</sup>。复合材料单层板沿纤维方向的热膨胀系数远远小于纤维法向的热膨胀系数,当固化过程完成,热压罐温度降到室温时,沿厚度方向的收缩量远大于纤维方向,这将导致复合材料 V 型结构的角度的回弹。树脂的化学收缩对回弹变形的影响机制与热收缩相同,会促进回弹变形的产生<sup>[4-6]</sup>。

目前,许多学者<sup>[7-20]</sup>研究了影响复合材料固化变形的因素,研究结果表明,结构参数是影响复合材料回弹变形的重要因素,但不同结构参数的影响规律各不相同,并且存在一定的争议。

厚度是影响复合材料固化变形的重要因素,部分学者针对厚度进行了研究。Albert<sup>[7]</sup>和 Kappel 等<sup>[8]</sup>的研究结果表明,与厚度较大的 L 型试验件相比,较薄的试验件会产生更大的回弹变形。Sathish<sup>[9]</sup>通过试验和模拟的方法研究不同厚度的 U 型结构的回弹变形,试验结果证明,随着厚度的增加,试验件的回弹变形逐渐减小,并最终趋于稳定。Wisnom 等<sup>[10]</sup>和 Ersoy 等<sup>[11]</sup>利用相似的模拟方法证明,厚度的增加会导致更小的回弹变形产生。但张纪奎等<sup>[12]</sup>的研究成果并不支持这种结论。目前针对厚度的研究结果存在一定争议,争议不但包括厚度的影响趋势,同时包括厚度的影响机制。

拐角半径也是复合材料结构的重要结构参数。张纪奎等<sup>[12]</sup>通过对不同拐角半径 L 型结构的回弹变形进行模拟证明拐角半径对回弹变形几乎没有影响。Kappel 等<sup>[13]</sup>的试验结果也支持这种结论。但 Salomi 等<sup>[14]</sup>的研究结果显示,小拐角半径试验件展现更大的回弹变形。拐角半径对 V 型结构回弹变形的影响存在争议,需进一步研究。

庞杰等<sup>[15]</sup>的研究结果证明,通过优化铺层可达到控制变形的目的,因此研究铺层对复合材料固化变形的影响非常重要。Kappel 等<sup>[13]</sup>的研究结果证实,0°铺层的回弹角度比多方向的铺层小一些,比 90°铺层构件回弹变形要大一些。Abdelal 等<sup>[16]</sup>的试验结果显示,0°铺层试验件展现了最大回弹变形,准各向同性铺层其次,而 90°铺层的回弹变形

最小,但也达到 1.25°。Fernlund 等<sup>[17]</sup>的研究结果显示,准各向同性铺层回弹变形最大,交叉铺层次之,0°铺层最小。目前针对铺层的影响研究存在争议和矛盾。

拐角角度也是复合材料结构重要的几何参数,目前针对拐角角度影响的研究结果<sup>[18-20]</sup>比较一致,认为拐角回弹变形随着拐角的增大而增大,解释其变形机制如图 1 所示,并提出粗略的理论几何推导式<sup>[18-20]</sup>:

$$\Delta\theta = \theta_1 \left( \frac{\beta_i - \beta_l}{1 + \beta_i} \right) \tag{1}$$

式中:  $\beta$  表示复合材料固化过程产生的应变;  $\theta_1$  表示结构初始拐角角度;  $\Delta\theta$  表示结构的回弹角度变形。复合材料在固化过程中产生的应变主要源自温度变化造成的热胀冷缩以及树脂的化学收缩<sup>[4-6]</sup>,因此,式(1)被归纳为下式<sup>[7]</sup>

$$\Delta\theta = \theta_1 \left( \frac{\alpha_l \Delta T - \alpha_i \Delta T}{1 + \alpha_T \Delta T} \right) + \theta_1 \frac{(\epsilon_l - \epsilon_T)}{(1 + \epsilon_T)} \tag{2}$$

式中:  $\alpha$  表示热膨胀系数;  $\epsilon$  表示固化过程中树脂化学收缩量;  $\Delta T$  表示完成固化后降温过程的温差。实际上,该公式没有包含铺层及厚度等参数,同时树脂的化学收缩影响并不是线弹性过程,因此该公式存在一定的误差。

目前较多的学者针对复合材料的结构参数进行了研究,但部分研究成果存在矛盾,并且大部分成果并没有针对相应的影响因素通过解析法进行解释和研究。

本文以 V 型结构为研究对象,材料选择碳纤维 T700/双马来酰亚胺树脂 QY9611,针对复合材料的结构参数设计一系列固化变形试验,研究厚度、拐角角度、拐角半径以及铺层对复合材料拐角结构固化变形的影响,分析各因素的影响趋势和影响程度,确定影响回弹变形的关键因素。基于剪力滞后

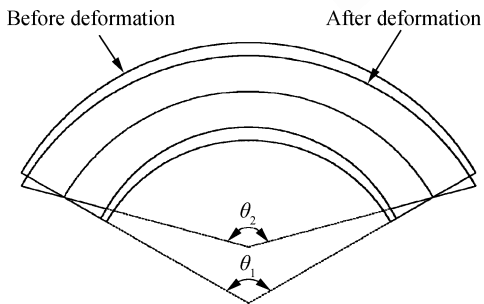


图1 拐角结构的固化变形机制

Fig. 1 Process-induced distortions mechanism of corner structure

理论和弯曲理论,利用解析法推导复合材料 V 型结构回弹变形预测公式,对不同结构参数的影响情况进行合理的分析和解释,深入研究影响机制,并与试验结果进行对比,验证解析法模型的准确性和有效性。

1 试 验

1.1 模具外形设计

本文中所用模具共有两种,分别定义为模具 A 和 B,模具尺寸外形设计具体如图 2 所示。模具为普通钢,模具 A 的拐角角度为 60°,拐角半径包括 8 mm 和 11 mm 两种尺寸,模具 B 的拐角角度为 90°,拐角半径为 8 mm。两种模具均可以同时进行阴模和阳模成型。

利用工装成型的标准试验件尺寸如图 3 所示,在该标准件的基础上改变其结构参数,研究不同参数对其固化变形的影响。标准件的铺层选择 $[45/-45/0]_{3s}$ 准各向同性铺层。

1.2 试验矩阵

为研究厚度、拐角半径、拐角角度以及铺层对复合材料结构回弹变形的影响,一系列 V 型构件通过热压罐工艺固化成型,并对其回弹角度进行测量。具体的试验矩阵如表 1 所示,成型后的试验件如图 4 所示。为排除可能干扰结构参数影响结果的模具因素,本文分别在阴模和阳模两种不同形式的模具上成型试验件。

1.3 固化工艺方法

在铺叠之前,需要用汽油和丙酮对模具表面的油渍和胶状物进行清洗,保证模具表面干净光滑。

清洗干净后,在模具表面贴一层脱模布,方便固化完成后进行脱膜处理。

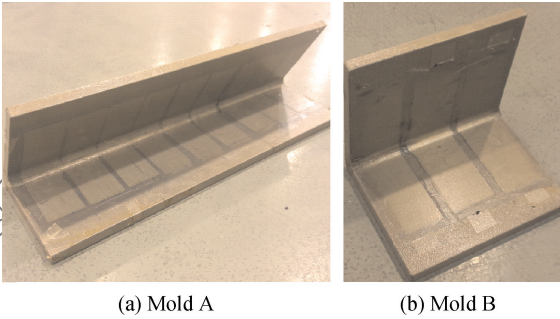


图 2 T700/QY9611 复合材料 V 型构件成型工装外形图  
Fig. 2 Outline drawing of tools for T700/QY9611 composite V-shaped parts

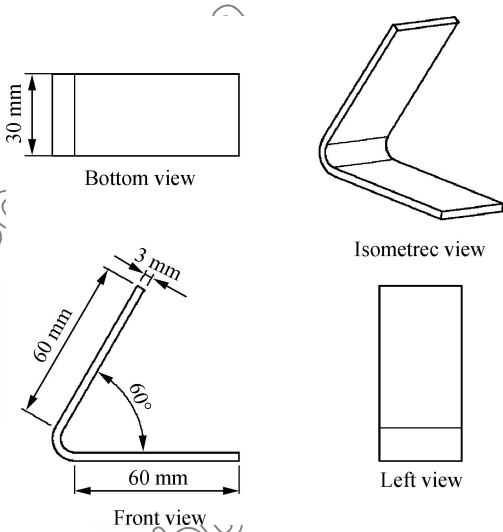


图 3 T700/QY9611 复合材料 V 型结构尺寸图  
Fig. 3 Physical dimension of T700/QY9611 composite V-shaped parts

表 1 T700/QY9611 复合材料 V 型构件回弹变形的试验矩阵

Table 1 Experiment matrix focusing on spring-in of T700/QY9611 composite V-shaped parts							
Part ID	Material	Lay-up	Thickness/mm	Radius/mm	Angle/(°)	Mold style	Number of specimens
A-1	T700/QY9611	$[45/90/-45/0]_s$	1	8	60	Fe-male	5
A-2	T700/QY9611	$[45/90/-45/0]_s$	1	8	60	Male	5
B-1	T700/QY9611	$[45/90/-45/0]_{2s}$	2	8	60	Fe-male	5
B-2	T700/QY9611	$[45/90/-45/0]_{2s}$	2	8	60	Male	5
C-1	T700/QY9611	$[45/90/-45/0]_{3s}$	3	8	60	Fe-male	5
C-2	T700/QY9611	$[45/90/-45/0]_{3s}$	3	8	60	Male	5
D-1	T700/QY9611	$[45/90/-45/0]_{3s}$	3	11	60	Fe-male	5
D-2	T700/QY9611	$[45/90/-45/0]_{3s}$	3	11	60	Male	5
E-1	T700/QY9611	$[45/90/-45/0]_{3s}$	3	8	90	Fe-male	5
E-2	T700/QY9611	$[45/90/-45/0]_{3s}$	3	8	90	Male	5
F-1	T700/QY9611	$[0]_{24}$	3	8	60	Fe-male	4
F-2	T700/QY9611	$[0]_{24}$	3	8	60	Male	4
G-1	T700/QY9611	$[90]_{24}$	3	8	60	Fe-male	4
G-2	T700/QY9611	$[90]_{24}$	3	8	60	Male	4



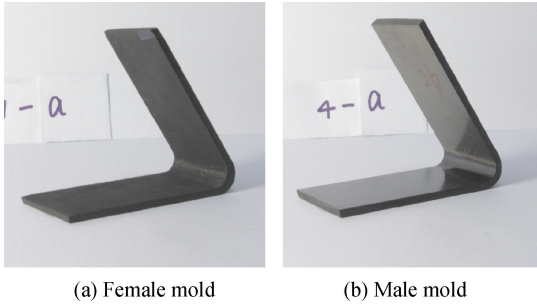


图 4 T700/QY9611 复合材料 V 型件  
Fig. 4 T700/QY9611 composite V-shaped parts

复合材料 V 型试验件铺叠过程中, 铺设第一层及每五层预浸料时需要通过真空袋对其施加 0.09 MPa 的压力并保持 30 min, 保证预浸料紧贴模具表面并排出每层预浸料间的气体, 保证铺叠紧实度和成型质量。铺叠完成后, 在试验件边缘放置 Airpad 橡胶阻挡固化过程中树脂流出。进罐前分别在试验件表面依次铺放可剥离层、吸胶材料、无孔隔离膜、透气毡以及真空袋, 如图 5 所示。在试验件边缘处放置热电偶, 以监控固化过程中试验件温度场变化。

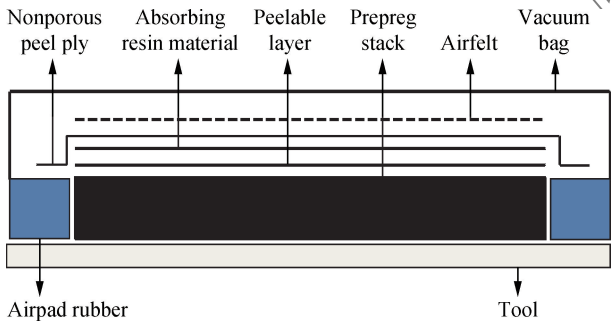


图 5 复合材料固化辅助材料的铺放  
Fig. 5 Layup of supplementary material in composite cure process

在固化过程中, 热压罐内部温度场和压力场如图 6 所示, 其中固化压力设置为 0.62 MPa, 确保内部树脂分布均匀。内部温度场包括两个恒温段: 第一个恒温段促使预浸料内部树脂流动均匀; 第二个恒温段确保树脂固化过程顺利进行, 完成最后的固化交联反应。

1.4 回弹变形测量

固化完成后, 由于可剥离层可能影响固化变形, 首先要把可剥离层去除, 并将复合材料 V 型构件切割成统一的尺寸, 以方便对其角度回弹的测量, 切割后的试验件如图 4 所示。利用游标角度尺

对复合材料 V 型构件回弹变形进行测量, 选用分度值为 2' 的游标角度尺, 如图 7 所示, 以提高角度变形的测量精度。

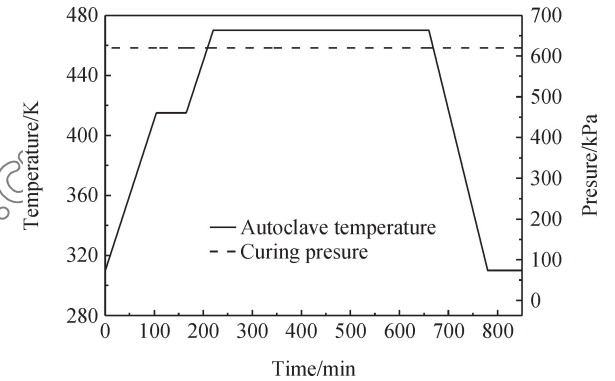


图 6 复合材料固化周期曲线  
Fig. 6 Curves of cure cycle of composites

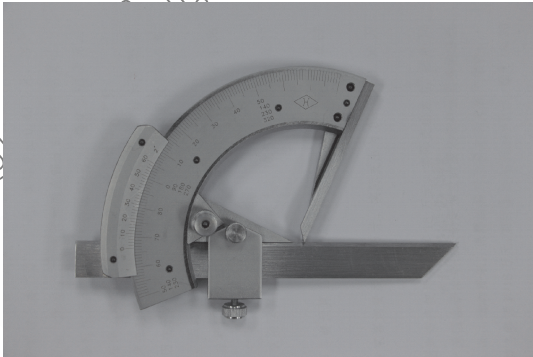


图 7 游标角度尺实物图  
Fig. 7 Physical photo of cursor point scale

2 试验结果

本文以 V 型结构为研究对象, 针对可能影响复合材料固化变形的因素进行分析试验, 由于在工业生产过程中, 工艺参数(固化温度和固化压力)都是确定的, 因此本文涉及试验都是在针对双马来酰亚胺树脂 QY9611 的固化工艺下完成的。试验结果如表 2 所示, 表中给出了每组试验件的平均回弹角度, 并计算了每组试验件回弹角度的标准差, 计算公式如下<sup>[13]</sup>:

$$s_{\Delta\theta} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{n=1}^n (\Delta\theta_n - \overline{\Delta\theta})^2} \tag{3}$$

式中:  $s_{\Delta\theta}$  表示回弹角度的标准差;  $\Delta\theta$  表示复合材料 V 型构件回弹角度。

2.1 厚度对 T700/QY9611 回弹变形的影响

不同厚度的复合材料构件在实际工程中应用很多, 但厚度对复合材料构件回弹变形的影响规律并



表 2 T700/QY9611 复合材料 V 型构件回弹变形的试验结果

Table 2 Experimental results of spring-in of T700/QY9611 composite V-shaped parts

Part ID	Material	Lay-up	Thickness/mm	Radius/mm	Angle/(°)	Mold style	$\Delta\theta/(^{\circ})$	$s_{\Delta\theta}/(^{\circ})$
A-1	T700/QY9611	[45/90/-45/0] <sub>s</sub>	1	8	60	Fe-male	2.15	0.21
A-2	T700/QY9611	[45/90/-45/0] <sub>s</sub>	1	8	60	Male	2.22	0.13
B-1	T700/QY9611	[45/90/-45/0] <sub>2s</sub>	2	8	60	Fe-male	1.81	0.12
B-2	T700/QY9611	[45/90/-45/0] <sub>2s</sub>	2	8	60	Male	1.84	0.09
C-1	T700/QY9611	[45/90/-45/0] <sub>3s</sub>	3	8	60	Fe-male	1.73	0.04
C-2	T700/QY9611	[45/90/-45/0] <sub>3s</sub>	3	8	60	Male	1.81	0.06
D-1	T700/QY9611	[45/90/-45/0] <sub>3s</sub>	3	11	60	Fe-male	1.68	0.10
D-2	T700/QY9611	[45/90/-45/0] <sub>3s</sub>	3	11	60	Male	1.73	0.09
E-1	T700/QY9611	[45/90/-45/0] <sub>3s</sub>	3	8	90	Fe-male	1.21	0.12
E-2	T700/QY9611	[45/90/-45/0] <sub>3s</sub>	3	8	90	Male	1.32	0.10
F-1	T700/QY9611	[0] <sub>24</sub>	3	8	60	Fe-male	1.32	0.07
F-2	T700/QY9611	[0] <sub>24</sub>	3	8	60	Male	1.37	0.08
G-1	T700/QY9611	[90] <sub>24</sub>	3	8	60	Fe-male	0.09	0.05
G-2	T700/QY9611	[90] <sub>24</sub>	3	8	60	Male	0.23	0.17

Notes:  $\Delta\theta$ —Spring-in angle of T700/QY9611 composite V-shaped parts;  $s_{\Delta\theta}$ —standard deviation of spring-in angle.

不清晰，目前存在较多争议。本文针对厚度为 1 mm、2 mm 和 3 mm 的 V 型构件进行固化成型试验，并对其回弹角度进行测量，结果如图 8 所示。可以看出，无论使用阴模和阳模模具，V 型试验件的角度回弹量均随着厚度的增加而减小。在厚度为 1~3 mm 之间，角度回弹变形差异最大在 30% 左右。由于本文研究的 V 型构件的厚度最大只有 3 mm，王仁宇等<sup>[21]</sup>的研究成果显示，厚度低于 3 mm 时，由于温度和固化度不均匀造成的影响可以忽略不计，因此无法通过温度不均匀性解释本文试验现象。Albert 等<sup>[7]</sup>的试验得到了与本文类似的结论，但所有试验件都是在阳模模具中成型，他认为模具与复合材料热膨胀系数的差异是导致回弹角度不同的主要因素，但不同模具形式造成复合材料构件的应力是完全相反的<sup>[12]</sup>，因此，Albert 的研

究成果无法解释阴模成型试验件的回弹变形变化的原因。通过对试验结果详细分析发现，不同模具形式对于 V 型结构回弹角度的影响很小，不能仅利用模具影响来解释回弹角度的变化规律。本文认为阴模成型试验件变形的变化规律存在两种可能的原因：(1)阴模成型试验件的拐角区域可能出现富胶现象，多余的树脂在降温过程发生体积收缩，从而导致弯矩增大，而 V 型构件的弯曲刚度随着厚度增加而增大，因此当厚度减小时，拐角角度回弹量逐渐增大；(2)固化过程中，V 型结构剪切模量较小，构件的层间发生剪切应变，从而导致处于橡胶态树脂化学收缩的影响与构件的几何尺寸存在一定关系，而不只是如式(2)所示的情况，该种关系可以通过类似于 Wisnom 等<sup>[10]</sup>提出的公式进行表征。初步认为式(2)中应当加入与厚度相关的参数进行回弹角度的计算。关于厚度影响的假设会在本文第四部分进行详细分析和研究。

2.2 拐角半径对 T700/QY9611 回弹变形的影响

在工业生产中，不同拐角半径的 V 型结构被广泛应用，研究其对 V 型结构回弹变形的影响具有重要意义。目前针对拐角半径的研究不多，并且存在争议，因此，本文分别对拐角半径 8 mm 和 11 mm 的 V 型构件的回弹变形进行试验，并归纳影响规律。

图 9 为不同拐角半径对固化变形的影响试验结果。可以看出，阴模成型试验件中，拐角半径 8 mm 试验件的回弹变形为 1.73°，而 11 mm 试验件的回弹变形为 1.68°；阳模成型的 8 mm 试验件回弹变形

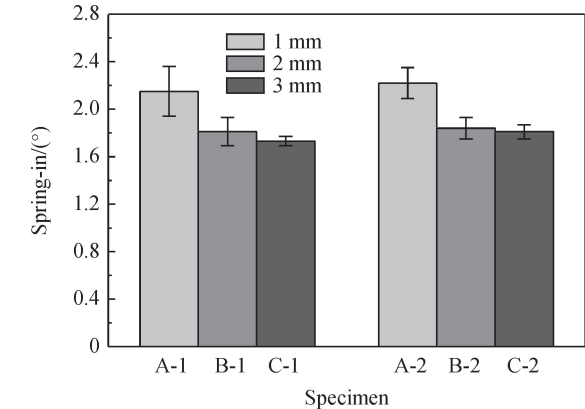


图 8 厚度对 T700/QY9611 复合材料 V 型构件回弹变形的影响

Fig. 8 Effect of thickness on spring-in of T700/QY9611 composite parts

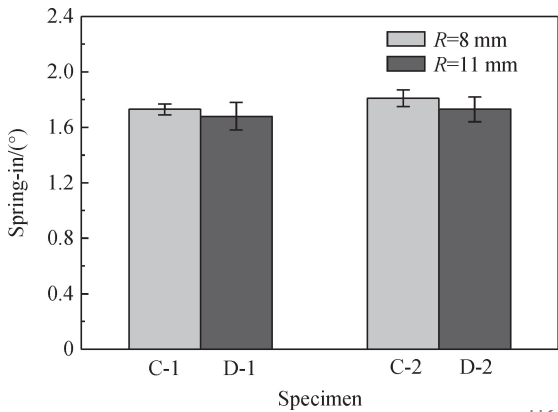


图 9 拐角半径对 T700/QY9611 复合材料 V 型构件回弹变形的影响  
Fig. 9 Effect of corner radius on spring-in of T700/QY9611 composite parts

为 1.81°, 而 11 mm 试验件为 1.73°。随着拐角半径的增大, 其回弹变形略有减小, 但减少率均低于 5%, 这说明拐角半径对 V 型结构的固化变形影响很小。

在实际试验过程中发现, 拐角半径的增加有助于固化过程压力分布均匀、提高成型质量、降低废品率。因此, 在不影响工程应用的前提下, 建议工厂采用拐角半径较大的结构。

2.3 拐角角度对 T700/QY9611 回弹变形的影响

实际工程中, 带有不同拐角角度的复合材料结构会应用于飞机设计和制造, 因此, 研究不同拐角角度对复合材料 V 型构件回弹变形的影响具有重要的意义。在本文试验中, 对 60°和 90°构件的回弹变形研究结果如图 10 所示。在阴模成型的 60°V 型构件的回弹变形为 1.73°, 而 90°构件只有 1.21°,

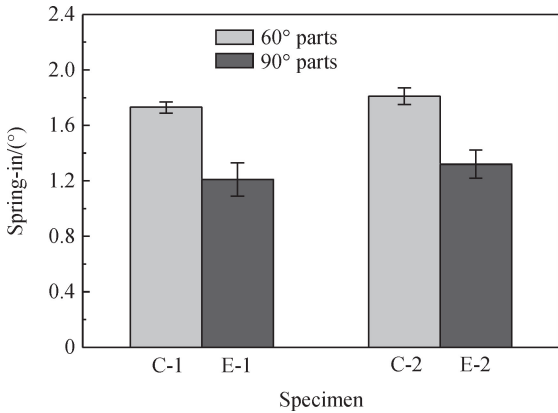


图 10 拐角角度对 T700/QY9611 复合材料 V 型构件回弹变形的影响  
Fig. 10 Effect of corner angle on spring-in of T700/QY9611 composite parts

减少了 30.1%; 而在阳模成型的构件同样产生了相同的效果, 60°构件变形量为 1.81°, 90°构件只有 1.32°, 减少了 27.1%。试验结果证明, 随着构件拐角角度的增加, 其角度回弹量有减小的趋势。

理论上, 角度回弹量确实与拐角角度存在线性关系。本文试验中, 拐角角度定义为试验件两个直边之间的夹角角度, 与式(2)的拐角角度互为补角。因此, 该理论公式应为

$$\Delta\theta = K(180^\circ - \theta)$$
$$K = \left[ \frac{\alpha_t \Delta T - \alpha_l \Delta T}{1 + \alpha_t \Delta T} \right] + \frac{(\epsilon_l - \epsilon_T)}{(1 + \epsilon_T)} \quad (4)$$

式中,  $\theta$  表示试验件的拐角角度。

通过对式(4)进行分析发现, 复合材料 V 型结构的角回弹量理论上确实与拐角角度的补角存在正比例关系。根据试验件回弹变形结果推导比例取值如图 11 所示。可以看出, 试验件对应的比例值都在 0.014 左右, 但不同试验件存在一定差异, 这说明回弹角度不完全与拐角角度的补角成正比例关系, 这主要是由于模具、纤维体积含量及厚度等外部因素对变形的影响, 但整体变化趋势不会发生变化, 即拐角角度越大, 其回弹角度越小。

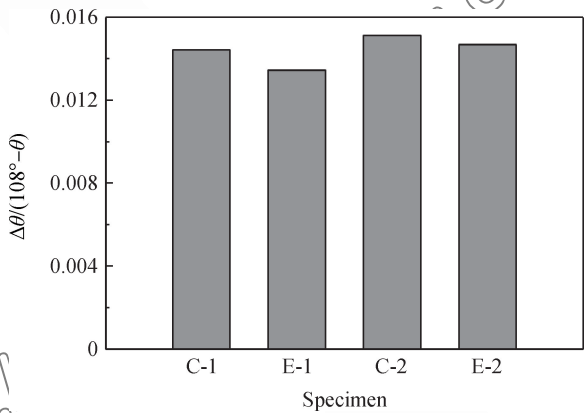


图 11 不同复合材料 V 型试验件的回弹角度与拐角角度补角的比值  
Fig. 11 Values of proportion between spring-in angles and corner angles supplementary of different test pieces

2.4 铺层对固化变形的影响

本文针对铺层[45/90/-45/0]<sub>3s</sub>、[0]<sub>24</sub>以及[90]<sub>24</sub>复合材料 V 型构件的固化变形进行了试验研究, 每种铺层在钢制阴模和阳模模具上完成 4 件试验件, 并测量每一件试验件的角度回弹取平均值, 结果如图 12 所示。可以看出, 阴模成型的试验件中, 准各向同性铺层[45/90/-45/0]<sub>3s</sub>展现了最大

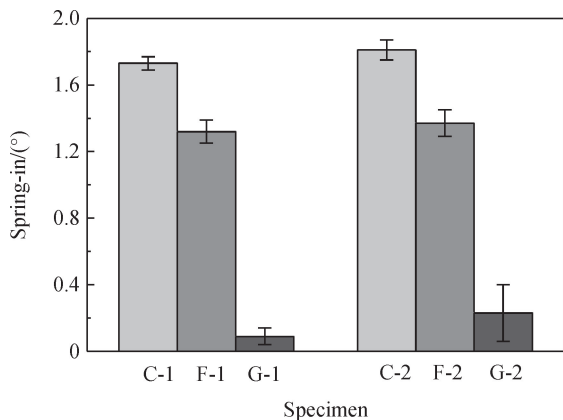


图12 铺层对 T700/QY9611 复合材料 V 型构件回弹变形的影响

Fig. 12 Effect of lay-up on spring-in of T700/QY9611 composite parts

的回弹变形, 角度回弹量为  $1.73^\circ$ , 与其他铺层的试验件相比, 其发生的回弹变形最大。复合材料 V 型构件发生回弹变形主要由于厚度方向收缩应变大于面内纵向的收缩应变。对于准各向同性铺层的构件, 由于面内纵向有  $0^\circ$  铺层, 从而导致复合材料构件在固化后发生的收缩应变远远小于沿厚度方向的收缩应变, 因此准各向同性铺层会导致较大的回弹变形。铺层为  $[0]_{24}$  的试验件的角度回弹量为  $1.32^\circ$ , 比准各向同性铺层的回弹应变小  $23.7\%$ , 这主要是由于泊松效应导致沿厚度方向的收缩应变小于准各向同性铺层, 从而导致其回弹变形减小。而对于铺层  $[90]_{24}$  构件, 其回弹变形为  $0.09^\circ$ , V 型构件几乎没发生变形, 这与预期结果相同。主要是由于构件固化后, 纵向和沿厚度方向的收缩应变相同, 结构发生整体收缩, 对拐角位置的角度没有影响。由于  $[90]_{24}$  铺层 V 型构件没有  $0^\circ$  铺层, 导致其弯曲刚度很低, 外力作用下很容易发生弯曲变形。

阳模成型试验件中, 铺层为  $[45/90/-45/0]_3$  的 V 型构件的回弹变形为  $1.81^\circ$ ,  $[0]_{24}$  构件的回弹变形为  $1.37^\circ$ , 而  $[90]_{24}$  铺层构件的回弹角度为  $0.23^\circ$ 。不同铺层构件的整体变形趋势与阴模成型的 V 型构件相同, 变形量略有增大, 这主要是阳模模具对 V 型构件的变形有促进作用, 导致其产生更大回弹变形。四种铺层中,  $[90]_{24}$  铺层的构件变形变化量最大, 由  $0.09^\circ$  增大到  $0.23^\circ$ 。由于  $90^\circ$  铺层的构件缺少  $0^\circ$  铺层, 导致其弯曲刚度下降, 模具在其内表面产生的拉应力会产生更大的影响, 促进 V 型构件进一步发生回弹变形, 从而导致其回弹角度的增大。

F-1 和 F-2 组试验件展现了较大的回弹角度标准差, 这里主要认为, 对于  $0^\circ$  铺层的构件, 由于纤维弯曲刚度较高, 导致铺叠过程纤维不能完全贴合模具, 从而导致 V 型构件中部分纤维出现起皱现象, 从而影响回弹变形<sup>[22]</sup>。G-2 组试验件的标准差达到  $0.17^\circ$ , 这也证明了由于较低的弯曲刚度导致试验件回弹变形易受除铺层外的因素诸如模具和纤维体积分含量的影响。

### 3 解析法模型

前文通过试验研究了厚度、拐角半径、拐角角度以及铺层对复合材料 V 型结构回弹变形的影响, 并分析了结构参数的影响规律和影响程度, 定性地解释了各参数产生相应影响的原因。本章将通过复合材料固化过程进行细致分析, 基于剪力滞后理论建立解析方法对复合材料 V 型结构的回弹角度进行推导, 并利用该方法对已有的试验件变形进行预测与分析, 通过与试验结果对比, 验证解析方法的准确性。

Wisnom 等<sup>[10]</sup>利用剪力滞后理论对带有圆弧结构的回弹变形进行了公式推导, 并获得了回弹角度的推导公式。但其并未针对带有直边的圆弧结构进行研究, 由于带有直边的圆弧在圆弧与直边的连接位置带有相应的约束, 影响结构在玻璃化前的剪切应变, 因此, 在进行回弹角度公式推导时, 需要考虑直边带来的约束作用。本文在进行公式推导前, 需进行部分合理的假设, 首先假设复合材料结构内部纤维体积分含量分布均匀, 同时由于结构厚度较薄, 认为固化过程中内部温度分布均匀, 并且假设当复合材料在第二个恒温段完成固化后不再发生化学收缩。

式(2)为复合材料拐角结构回弹角度预测公式, 其中包含热膨胀系数和化学收缩二者的影响。化学收缩的影响笼统的归纳到凝胶后的降温过程, 但在实际复合材料固化过程中, 并不是全部的化学收缩都会造成回弹变形, 由于面内的刚度并不为 0, 且剪切模量在该阶段很低, 随着复合材料拐角结构沿厚度方向收缩, 面内会发生剪切应变, 当剪切模量足够小时, 沿厚度发生的应变导致面内产生同等的剪切应变, 使结构不产生相应的面内应力, 因此只产生剪切应变  $\theta$  (见图 13), 不产生回弹角度; 当剪切模量足够大时, 复合材料结构面内不产生任何剪切应变, 全部的厚度方向收缩都转化为回弹角度。



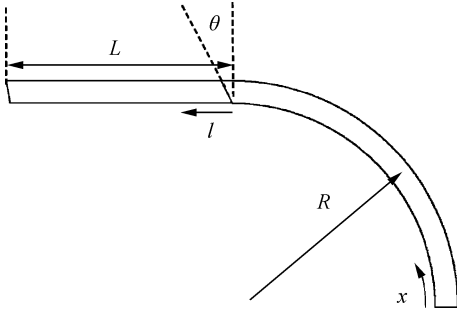


图 13 T700/QY9611 复合材料 V 型构件回弹变形机制

Fig. 13 Spring-in mechanism of T700/QY9611

composite V-shaped parts

当树脂发生凝胶到最后完成固化转变成玻璃态前, 树脂处于橡胶态, 此时复合材料的剪切模量不为 0, 但也不足够大, 随着复合材料发生沿厚度方向收缩, 也会发生一定的剪切应变。需要对固化过程中的由于树脂化学收缩导致的剪切应变  $\theta$  进行求解, 从而获得树脂化学收缩引起的回弹变形。

假设复合材料不发生剪切变形时, 树脂化学收缩造成的回弹角度为  $\theta_T$ , 凝胶后厚度方向应变为  $\varepsilon_T$ , 求得树脂收缩造成的回弹角度如下式所示:

$$\theta_T = \frac{(\varepsilon_1 - \varepsilon_T)}{(1 + \varepsilon_T)} \varphi \quad (0 \leq \varphi \leq 2\pi) \quad (5)$$

式中:  $\varepsilon_1$  表示复合材料面内收缩量;  $\varphi$  表示复合材料结构的初始拐角角度。式(5)可以转化为

$$\frac{d\theta_T}{dx} = \frac{(\varepsilon_1 - \varepsilon_T)}{(1 + \varepsilon_T)R} \quad (0 \leq x \leq \varphi R) \quad (6)$$

式中,  $R$  表示复合材料拐角结构的半径。

固化过程中, 固化压力约束复合材料结构始终贴合模具, 由于弯曲导致的旋转需要通过沿厚度方向的剪切来平衡, 因此可以得到<sup>[10]</sup>

$$\frac{M}{E_r I_z} = \frac{d(\theta - \theta_T)}{dx} \quad \left[ I_z = \frac{t^3}{12} \right] \quad (7)$$

式中:  $M$  表示复合材料单位宽度的弯矩;  $E_r$  表示复合材料完成固化前的有效弹性模量。联立式(6)和式(7)可得

$$\frac{12M}{E_r t^3} = \frac{d\theta}{dx} - \frac{(\varepsilon_1 - \varepsilon_T)}{(1 + \varepsilon_T)R} \quad (0 \leq x \leq \varphi R) \quad (8)$$

带有直边的拐角结构可以分成弯曲部分和直边部分进行分析(图 13)。在直边部分, 由于结构不发生因几何形状产生的回弹变形, 因此由式(8)可以推导出直边部分的剪切应变  $\theta$  与弯矩  $M$  的关系:

$$\frac{12M}{E_r t^3} = \frac{d\theta}{dx} \quad (0 \leq x \leq L) \quad (9)$$

根据弯曲理论<sup>[23]</sup>, 存在关系:

$$\frac{dM}{dx} = F_s \quad (10)$$

式中,  $F_s$  表示单位宽度的剪切力, 其与面内的平均剪切应变  $\theta$  和剪切模量的关系如下<sup>[10]</sup>:

$$F_s = \frac{\theta G_r}{k} \quad (11)$$

式中,  $k$  表示对剪切应力的修正系数。在弯曲理论推导过程中, 矩形截面梁单位宽度的弯曲切应力分布为抛物线形式分布<sup>[23]</sup>, 具体如式(12)所示, 在实际计算过程中, 通常引入  $k$  值, 将抛物线形式的剪切应力取值为常数形式,  $k$  属于经验系数, 一般取值范围为 1~1.2。在后期求解过程中发现,  $k$  值的取值对回弹变形的影响并不明显, 此处取  $k$  值为 1.2 即可。

$$\tau = \frac{3F_s}{2t} \left( 1 - \frac{4y^2}{t^2} \right) \quad \left( -\frac{t}{2} \leq y \leq \frac{t}{2} \right) \quad (12)$$

对于弯曲部分, 联立式(8)、式(10)和式(11)可得求解公式如下:

$$\frac{E_r t^2}{10G_r} \frac{d^2\theta}{dx^2} - \theta = 0 \quad (0 \leq x \leq \varphi R) \quad (13)$$

对微分方程求解可得

$$\theta_{\text{curve}} = A_1 e^{ax} + B_1 e^{-ax} \quad (0 \leq x \leq \varphi R) \quad (14)$$

$$a = \sqrt{\frac{10G_r}{E_r t^2}} \quad (15)$$

对于直边部分, 联立式(8)、式(10)和式(11)可得求解公式如下:

$$\frac{E_r t^2}{10G_r} \frac{d^2\theta}{dx^2} - \theta = 0 \quad (0 \leq x \leq L) \quad (16)$$

同理, 对微分方程求解可得

$$\theta_{\text{fly}} = A_2 e^{ax} + B_2 e^{-ax} \quad (0 \leq x \leq L) \quad (17)$$

对于弯曲部分, 当  $x=0$  时, 其角度  $\theta$  为  $0^\circ$ , 可得

$$A_1 + B_1 = 0 \quad (18)$$

对于直边部分, 当  $x=L$  时, 其弯矩  $M$  为 0, 由此可得

$$M|_{x=L} = \frac{E_r t^3}{12} \frac{d\theta}{dx} = \frac{E_r t^3 a}{12} (A_2 e^{aL} - B_2 e^{-aL}) = 0 \quad (19)$$

在弯曲部分和直边部分连接处的弯矩  $M$  和角度  $\theta$  相等, 因此可得

$$A_1 e^{a\varphi R} + B_1 e^{-a\varphi R} = A_2 + B_2 \quad (20)$$

$$\alpha(A_1 e^{a\varphi R} - B_1 e^{-a\varphi R}) - \frac{(\epsilon_1 - \epsilon_T)}{(1 + \epsilon_T)R} = \alpha(A_2 - B_2) \tag{21}$$

联立式(18)~(21)求解可得

$$\begin{cases} A_1 = \frac{(\epsilon_1 - \epsilon_T)}{2(1 + \epsilon_T)Ra} \frac{e^{aL} + e^{-aL}}{e^{a\varphi R + aL} + e^{-a\varphi R - aL}} \\ B_1 = -\frac{(\epsilon_1 - \epsilon_T)}{2(1 + \epsilon_T)Ra} \frac{e^{aL} + e^{-aL}}{e^{a\varphi R + aL} + e^{-a\varphi R - aL}} \\ A_2 = \frac{(\epsilon_1 - \epsilon_T)}{2(1 + \epsilon_T)Ra} \frac{e^{a\varphi R - aL} - e^{-a\varphi R - aL}}{e^{a\varphi R + aL} + e^{-a\varphi R - aL}} \\ B_2 = \frac{(\epsilon_1 - \epsilon_T)}{2(1 + \epsilon_T)Ra} \frac{e^{a\varphi R + aL} - e^{-a\varphi R - aL}}{e^{a\varphi R + aL} + e^{-a\varphi R - aL}} \end{cases} \tag{22}$$

$\theta$  表示复合材料在完成玻璃化前由于厚度方向收缩导致的剪切变形;  $\theta_T - \theta$  表示复合材料玻璃化前树脂化学收缩造成的回弹变形, 本文假设复合材料完成固化后不再发生树脂的化学收缩。因此, 可以求得由化学收缩导致弯曲部分发生的回弹角度为  $\theta_{cs}$  式(23)。直边部分发生翘曲变形, 将其产生的转角定义为直边部分的回弹角度, 通过式(24)可求得回弹角度  $\theta_{ls}$ 。

$$\begin{aligned} \theta_{cs} &= \theta_T - \theta \\ &= \frac{(\epsilon_1 - \epsilon_T)}{(1 + \epsilon_T)R} \left[ x - \frac{(e^{aL} + e^{-aL})(e^{ax} - e^{-ax})}{2a(e^{a\varphi R + aL} + e^{-a\varphi R - aL})} \right] \\ &\quad (0 \leq x \leq \varphi R) \end{aligned} \tag{23}$$

$$\begin{aligned} \theta_{ls} &= \theta|_{x=0} - \theta \\ &= A_2(1 - e^{ax}) + B_2(1 - e^{-ax}) \\ &\quad (0 \leq x \leq L) \end{aligned} \tag{24}$$

通过对式(23)~(24)分析可知, 复合材料 V 型结构的角度的回弹变形随着长度的变化而改变, 当长度分别达到最大时, 其相应的回弹角度最大, 因此可求得由于化学收缩造成的最终回弹变形如下:

$$\begin{aligned} \theta_{csmax} &= \theta_T - \theta|_{x=\varphi R} \\ &= \frac{(\epsilon_1 - \epsilon_T)}{(1 + \epsilon_T)} \left[ \varphi - \frac{(e^{aL} + e^{-aL})(e^{a\varphi R} - e^{-a\varphi R})}{2Ra(e^{a\varphi R + aL} + e^{-a\varphi R - aL})} \right] \\ &\quad (0 \leq \varphi \leq 2\pi, L \geq 0) \end{aligned} \tag{25}$$

$$\begin{aligned} \theta_{lsmax} &= \theta|_{x=0} - \theta|_{x=L} \\ &= A_2(1 - e^{aL}) + B_2(1 - e^{-aL}) \\ &= \frac{(\epsilon_1 - \epsilon_T)(e^{a\varphi R} - e^{-a\varphi R})}{2Ra(1 + \epsilon_T)} \frac{(e^{aL} + e^{-aL} - 2)}{(e^{a\varphi R + aL} + e^{-a\varphi R - aL})} \\ &\quad (0 \leq \varphi \leq 2\pi, L \geq 0) \end{aligned} \tag{26}$$

本文复合材料试验件为 V 型结构, 实际本文探讨求解的方法只取了 V 型结构的一半进行分析, 由于对称原理, 复合材料 V 型结构的回弹变形应为本

文所求回弹角度的两倍, 同时, 本文对试验件回弹角度测量时, 包含了直边发生翘曲变形的角度, 因此, 可得其回弹变形求解公式, 如式(27)所示。本文成型试验件的角度包括 60°和 90°, 其对应的本文模型角度应为 V 型结构角度补角的一半, 即 60°和 45°。

$$\begin{aligned} \theta_{springin} &= 2 \left[ \varphi \left( \frac{\alpha_1 \Delta T - \alpha_2 \Delta T}{1 - \alpha_1 \Delta T} \right) + \theta_{csmax} + \theta_{lsmax} \right] \\ &\quad (0 \leq \varphi \leq 2\pi, L \geq 0) \end{aligned} \tag{27}$$

本文试验所用材料为 T700/QY9611, 为完成复合材料结构回弹变形的预测, 需要确定 T700/QY9611 的材料属性。因此, 本文分别设计了横向拉伸、纵向拉伸以及面内剪切三组基础力学试验, 完成了复合材料 T700/QY9611 层合板基础力学性能研究。拉伸试验采用 ASTM D3039 标准<sup>[24]</sup>, 对纵向拉伸模量、横向拉伸模量以及泊松比进行测量, 面内剪切试验采用 ASTM D3518 的标准<sup>[24]</sup>, 对材料的面内剪切模量进行测量。同时查阅文献获取双马来酰亚胺树脂完成固化后的热膨胀系数。单向复合材料 T700/QY9611 完成固化后的材料属性如表 3 所示。

表 3 单向复合材料 T700/QY9611 材料属性  
Table 3 Material properties of unidirectional T700/QY9611

Elastic parameters	Value
$E_1/\text{GPa}$	140.25
$E_2/\text{GPa}$	10.21
$E_3/\text{GPa}$	10.21
$\nu_{12}$	0.3
$\nu_{13}$	0.3
$\nu_{23}$	0.41 <sup>a</sup>
$G_{12}/\text{GPa}$	6.11
$G_{13}/\text{GPa}$	6.11
$G_{23}/\text{GPa}$	3.23 <sup>b</sup>
$\alpha_1/(10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1})$	0.2
$\alpha_2, \alpha_3/(10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1})$	40.3

Notes: <sup>a</sup>—Assumed; <sup>b</sup>—Calculated with the transverse isotropic assumption.

本文模型同时需要复合材料在凝胶点到玻璃化完成之间的有效弹性模量、剪切模量以及厚度方向的收缩量, Ersoy 等<sup>[25]</sup>通过微观力学模型和试验方法获得单向复合材料橡胶态的材料属性以及沿厚度方向发生的沿厚度方向的收缩量, 本文模型所用材料属性通过引用同类材料参数获得, 具体数值如表 4 所示。

表 4 橡胶态复合材料 T700/QY9611 材料属性  
Table 4 Material properties of rubbery T700/QY9611

Elastic parameters	Value
$E_1/\text{GPa}$	132.2
$E_2/\text{GPa}$	165
$E_3/\text{GPa}$	165
$\nu_{12}$	0.3
$\nu_{13}$	0.3
$\nu_{23}$	0.95
$G_1/\text{GPa}$	44.3
$G_2/\text{GPa}$	44.3
$G_3/\text{GPa}$	41.6
$\epsilon_1/\%$	0
$\epsilon_T/\%$	0.48

本文试验件的铺层包括 $[0]_{24}$ 、 $[90]_{24}$ 以及准各向同性铺层 $[45/90/-45/0]_{3s}$ ,不同铺层的复合材料试验件的力学参数各不相同,需利用不同的参数进行回弹变形的预测。利用经典层合板理论对不同铺层的力学参数进行求解。由于泊松效应,准各向同性铺层构件的热膨胀系数和沿厚度收缩量与 $[0]_{24}$ 并不相同,可根据有限元方法进行推导求解,本文模型所用材料参数如表 5 所示。

表 5 模型中复合材料 T700/QY9611 材料属性  
Table 5 Material properties of T700/QY9611 in the model

Elastic parameters	$[0]_{24}$	$[90]_{24}$	$[45/90/-45/0]_{3s}$
$E_r/\text{GPa}$	132.2	0.165	55.34
$G_r/\text{MPa}$	43.0	43.0	43.0
$\alpha_l/(10^{-6}\text{ }^\circ\text{C}^{-1})$	0.2	40.3	8.44
$\alpha_T/(10^{-6}\text{ }^\circ\text{C}^{-1})$	40.3	40.3	53.73
$\epsilon_l/\%$	0	0.48	0
$\epsilon_T/\%$	0.48	0.48	0.64
$\Delta T/^\circ\text{C}$	180	180	180

4 讨 论

利用本文建立的解析方法分别对不同结构参数试验件的回弹角度进行预测,并与试验结果进行对比验证模型的准确性,如图 14 所示。通过模拟与试验相结合的方法分析不同结构参数对复合材料 V 型结构回弹变形的影响,并研究复合材料直边部分的翘曲变形情况。

由图 14 可以看出,本文模型的预测结果与试验结果拟合度很好,试验中不同结构参数对复合材料回弹变形的影响趋势在本文预测的结果中也得到了很好的体现。模拟结果略小于试验结果,但最大误差不超过 15%,对比结果证明了本文所建模型的准确性。由于模型未考虑模具接触影响和复合材料纤维体积分量的差异影响,因此模拟结果比试验结

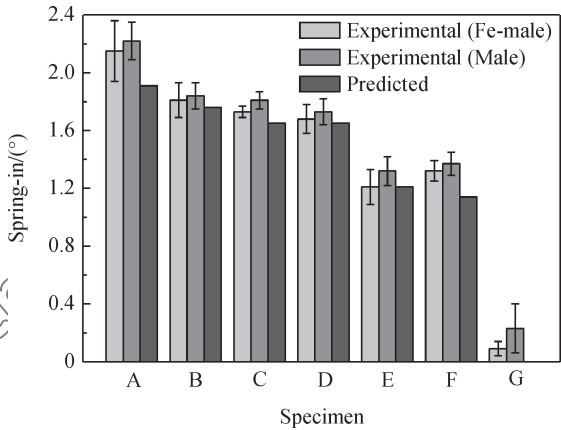


图 14 T700/QY9611 复合材料 V 型构件固化变形的试验结果与预测结果对比  
Fig. 14 Comparison of predicted results and experimental results of spring-in of T700/QY9611 composite V-shaped parts

果偏小。

厚度对复合材料 V 型结构回弹变形的影响在解析解中得到了证明,本文预测结果与试验结果展现了相同的影响趋势,本文解析公式证明厚度对回弹变形的影响趋势不完全是模具和不均匀温度场等外因影响的结果,不同厚度结构发生的剪切变形不同,从而导致最终回弹变形的不同,随着厚度的增加,其剪切变形越大,从而导致构件发生更小的回弹变形。本文对于厚度影响的模拟结果与试验结果存在一定误差,由于试验件厚度较小时,其弯曲刚度较低,受模具和纤维体积含量影响较大,因此会造成较大的回弹变形。拐角半径为 8 mm 和 11 mm 的试验件的回弹变形预测结果分别为 1.64° 和 1.65°,这与试验结果的影响趋势完全一致。模拟结果与试验结果均证明拐角半径对 V 型结构的回弹变形影响较小。本文解析解中存在拐角半径参数,但其对公式结果的影响会被相互抵消或减小,最终预测结果显示,拐角半径对回弹变形影响较小。

拐角角度对回弹变形的影响也在模型中得到了证明,60°和 90°V 型结构的回弹变形分别为 1.64°和 1.21°,与试验结果拟合度很好。通过对解析公式分析发现,拐角角度是公式中影响最直接的参数,但由于剪切应变与拐角角度不成正比例,因此,V 型结构回弹角度与其拐角角度的补角不完全呈线性增长的关系,但其影响趋势依旧与式(4)保持一致,随着 V 型结构拐角角度的增加,其回弹角度有明显减小的趋势。



本文通过解析公式分别对准各向同性铺层、 $0^{\circ}$ 铺层以及  $90^{\circ}$ 铺层的回弹变形进行预测，回弹角度分别为  $1.64^{\circ}$ 、 $1.15^{\circ}$ 以及  $0^{\circ}$ ，与试验结果的变形趋势一致。本文通过对解析公式分析认为，铺层主要通过影响 V 型结构厚度方向和化学收缩量影响其回弹变形。准各向同性铺层的热膨胀系数和化学收缩量最大，因此其回弹变形最大； $0^{\circ}$ 铺层次之，其回弹变形减小 23.7%；对于  $90^{\circ}$ 铺层结构，其厚度方向和面内的热膨胀系数和化学收缩量均完全相同，因此不发生任何回弹变形。试验结果中阳模成型的  $90^{\circ}$ 试验件存在平均  $0.23^{\circ}$ 的回弹变形，本文认为模具接触作用是造成其变形的主要原因， $90^{\circ}$ 试验件没有  $0^{\circ}$ 铺层，因此其弯曲刚度很低，受外因影响更大。

利用式(24)对基准试验件直边部分的回弹变形进行了计算，预测结果如图 15 所示。可知，直边部分的回弹变形在不同位置不同，位置越靠近边缘，其回弹变形越大。当达到直边边缘时，其回弹变形达到最大，回弹变形为  $0.20^{\circ}$ 。当直边部分长度达到 60 mm 时，对于厚度为 3 mm 的复合材料 V 型结构，测量其固化变形时应当考虑直边部分的固化变形。

利用式(26)研究不同长度直边的最大回弹变形，图 16 为式(26)对基准 V 型结构的预测结果。可知，直边的最大变形随着长度的增加而增加，当直边增大的某一范围后，其回弹变形区域稳定。当长度低于 30 mm 时，基准件直边回弹变形低于  $0.10^{\circ}$ ，此时直边的回弹变形影响较小；当长度超过 60 mm 时，直边回弹变形超过  $0.20^{\circ}$ ，对 V 型结构回弹变形影响较大；当长度超过 150 mm 时，直边的回弹变形区域稳定，达到  $0.30^{\circ}$ 。

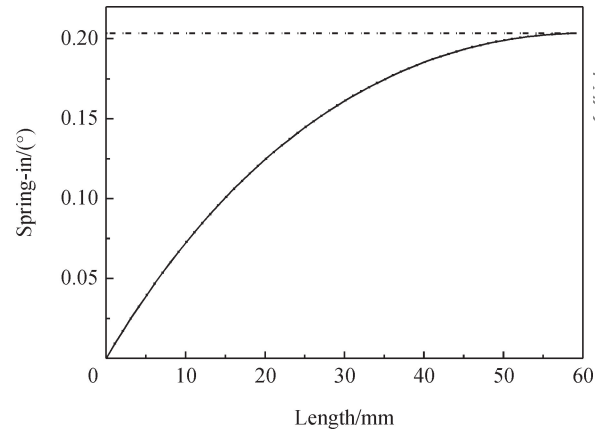


图 15 T700/QY9611 复合材料 V 型构件直边回弹变形  
Fig. 15 Flange spring-in of T700/QY9611 composite V-shaped parts

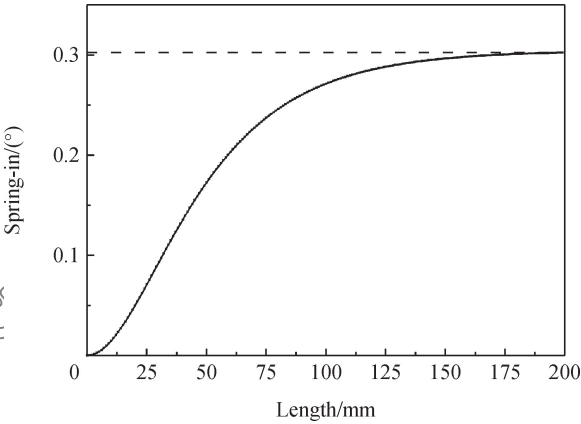


图 16 T700/QY9611 复合材料 V 型构件直边最大变形与长度的关系  
Fig. 16 Relationship between flange maximal distortion and length of T700/QY9611 composite V-shaped parts

5 结 论

(1) 通过试验研究结构参数对碳纤维 T700/双马来酞亚脲树脂 QY9611 复合材料 V 型结构回弹变形的影响，试验结果表明，厚度对复合材料 V 型结构回弹变形影响很大，厚度增加，回弹变形减小，最大差异在 30% 左右；拐角半径对回弹变形影响很小；V 型结构回弹变形与拐角角度的补角几乎呈正比例关系，拐角不同，比例系数有所差异；不同铺层构件的回弹变形差异很大，准各向同性铺层回弹变形最大，达到  $1.70^{\circ}$ ~ $1.80^{\circ}$  左右， $0^{\circ}$ 铺层减小了 23.7%， $90^{\circ}$ 铺层几乎不发生变形。

(2) 基于剪力滞后理论利用解析法建立了复合材料 V 型结构回弹变形预测模型，模型考虑了结构参数的影响。预测结果与试验结果表明，当厚度小于 3 mm 时，厚度影响原因主要是考虑弯曲刚度和剪切应变的变化两方面因素；V 型结构的回弹变形与拐角角度的补角几乎呈正比例关系，剪切应变的不同是影响比例系数的关键因素，同时模具和纤维体积含量也可能造成影响；铺层引起的力学性能的变化和泊松效应是回弹变形有较大区别的主要原因。试验结果与预测结果对比验证了本文解析法的准确性和有效性。

(3) 剪力滞后效应导致直边部分的回弹变形是影响 V 型结构回弹变形的重要因素。直边部分的最大回弹变形随着长度的增加而增加，当长度达到一定范围时，回弹变形趋势稳定。本文试验件直边长度为 60 mm 时，其直边最大回弹变形为  $0.20^{\circ}$ ，测量试验件回弹变形时，需要考虑直边部分的影响。

## 参考文献:

- [1] DING A, LI S, WANG J, et al. A three-dimensional thermo-viscoelastic analysis of process-induced residual stress in composite laminates[J]. *Composite Structures*, 2015, 129: 60-69.
- [2] KAPPEL E, STEFANIAK D, SPRÖWITZ T, et al. A semi-analytical simulation strategy and its application to warpage of autoclave-processed CFRP parts[J]. *Composites Part A: Applied Science & Manufacturing*, 2011, 42(12): 1985-1994.
- [3] DING A, LI S, SUN J, et al. A thermo-viscoelastic model of process-induced residual stresses in composite structures with considering thermal dependence[J]. *Composite Structures*, 2016, 136: 34-43.
- [4] NAWAB Y, SHAHID S, BOYARD N, et al. Chemical shrinkage characterization techniques for thermoset resins and associated composites [J]. *Journal of Materials Science*, 2013, 48(16): 5387-5409.
- [5] STEFANIAK D, KAPPEL E, SPRÖWITZ T, et al. Experimental identification of process parameters inducing warpage of autoclave-processed CFRP parts[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2012, 43 (7): 1081-1091.
- [6] MEZEIX L, SEMAN A, NASIR M N M, et al. Spring-back simulation of unidirectional carbon/epoxy flat laminate composite manufactured through autoclave process[J]. *Composite Structures*, 2015, 124: 196-205.
- [7] ALBERT C, FERNLUND G. Spring-in and warpage of angled composite laminates[J]. *Composites Science and Technology*, 2002, 62(14): 1895-1912.
- [8] KAPPEL E, STEFANIAK D, HOLZHÜTER D, et al. Manufacturing distortions of a CFRP box structure—A semi-numerical prediction approach[J]. *Composites Part A: Applied Science & Manufacturing*, 2013, 51(51): 89-98.
- [9] BAPANAPALLI S K, SMITH D L V. A linear finite element model to predict processing-induced distortion in FRP laminates[J]. *Composites Part A: Applied Science & Manufacturing*, 2005, 36(12): 1666-1674.
- [10] WISNOM M R, POTTER K D, ERSOY N. Shear-lag analysis of the effect of thickness on spring-in of curved composites [J]. *Journal of Composite Materials*, 2007, 41 (11): 1311-1324.
- [11] ERSOY N, GARSTKA T, POTTER K, et al. Modelling of the spring-in phenomenon in curved parts made of a thermosetting composite[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2010, 41(3): 410-418.
- [12] 张纪奎, 酆正能, 关志东, 等. 热固性树脂基复合材料固化变形影响因素分析[J]. *复合材料学报*, 2009, 26(1): 179-184.  
ZHANG J K, LING Z N, GUAN Z D, et al. Analysis on factors influencing process-induced deformation for thermoset composites[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2009, 26(1): 179-184 (in Chinese).
- [13] KAPPEL E, STEFANIAK D, HÜHNE C. Process distortions in prepreg manufacturing—An experimental study on CFRP L-profiles[J]. *Composite Structures*, 2013, 106: 615-625.
- [14] SALOMI A, GARSTKA T, POTTER K, et al. Spring-in angle as molding distortion for thermoplastic matrix composite[J]. *Composites Science & Technology*, 2008, 68(14): 3047-3054.
- [15] 庞杰, 金海波. 基于复合材料固化变形的铺层顺序优化方法[J]. *中国机械工程*, 2010(15): 1859-1863.  
PANG J, JIN H B. Stacking sequence optimization method based on cured deformation of composites[J]. *China Mechanical Engineering*, 2010(15): 1859-1863 (in Chinese).
- [16] ABDELAL G F, ROBOTHAM A, CANTWELL W. Autoclave cure simulation of composite structures applying implicit and explicit FE techniques[J]. *International Journal of Mechanics and Materials in Design*, 2013, 9(1): 55-63.
- [17] FERNLUND G, RAHMAN N, COURDJI R, et al. Experimental and numerical study of the effect of cure cycle, tool surface, geometry, and lay-up on the dimensional fidelity of autoclave-processed composite parts[J]. *Composites part A: Applied Science and Manufacturing*, 2002, 33(3): 341-351.
- [18] DONG C. Modeling the process-induced dimensional variations of general curved composite components and assemblies [J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2009, 40(8): 1210-1216.
- [19] ROHWER K, KAPPEL E, STEFANIAK D, et al. Spring-in and warpage—Progress in simulating manufacturing aspects [J]. *Mechanics of Composite Materials*, 2013, 49 (2): 193-200.
- [20] ERSOY N, POTTER K, WISNOM M R, et al. Development of spring-in angle during cure of a thermosetting composite[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2005, 36(12): 1700-1706.
- [21] 王仁宇, 关志东, 王乾, 等. 复合材料V型构件的固化变形预测及其工装型面设计[J]. *材料导报*, 2017, 31(2): 130-135.  
WANG R Y, GUAN Z D, WANG Q, et al. Cure-induced deformation prediction and tool surface design for V profile composite part[J]. *Materials Review*, 2017, 31(2): 130-135 (in Chinese).
- [22] ÇINAR K, ERSOY N. Effect of fibre wrinkling to the spring-in behaviour of L-shaped composite materials [J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2015, 69: 105-114.
- [23] 单辉祖. 材料力学(I): 第3版[M]. 北京: 高等教育出版社, 2009: 174-175.  
SHAN H Z. *Mechanics of Materials (I): third edition*[M]. Beijing: Higher Education Press, 2009: 174-175 (in Chinese).
- [24] American Society for Testing and Materials. Standard test method for open-hole tensile strength of polymer matrix composite laminates: ASTM D5766/D5766-11[S]. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 2007.
- [25] ERSOY N, GARSTKA T, POTTER K, et al. Development of the properties of a carbon fibre reinforced thermosetting composite through cure[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2010, 41(3): 401-409.