

DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20170531.001

纤维体积含量和富树脂对复合材料V型结构固化变形的影响

王乾, 关志东*, 蒋婷, 王仁宇

(北京航空航天大学 航空科学与工程学院, 北京 100191)

摘要: 为研究模具因素对复合材料纤维体积含量、富树脂以及固化变形的影响, 利用热压罐工艺完成了T700/QY9611复合材料V型结构成型试验, 对其纤维体积含量、富树脂厚度以及回弹变形进行测量与研究。建立了考虑热载荷、树脂收缩载荷、模具接触、纤维体积含量以及富树脂等因素的复合材料回弹变形预测三维有限元分析模型, 定量分析了纤维体积含量梯度和富树脂对回弹变形的影响。研究结果表明: 使用阴模模具产生10.0%的纤维体积含量梯度和2.2 mm的富树脂, 拐角半径增大后分别减小为6.8%和1.2 mm, 模具材料的影响较小; 使用阴模成型试验件变形增大21.0%, 使用拐角半径较大的阴模, 变形减小了9.6%, 阴模模具主要通过纤维体积含量和富树脂影响回弹变形; 模拟结果表明: V型构件的变形与纤维体积含量梯度和富树脂厚度呈正比例, 10%的纤维体积含量梯度导致13.5%的变形差异, 3.0 mm厚的富树脂会产生45.8%的变形差异。模拟结果与实验结果对比验证了模型的准确性。

关键词: 复合材料; 热压罐工艺; 回弹变形; 纤维体积含量; 富树脂; 有限元分析;

中图分类号: TB330.1

文献标志码: A

文章编号: 4000-3851(2018)03-0580-11

Influence of fiber volume content and resin-rich area on process distortions of V-shaped composite parts

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

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

Abstract: In order to study the effect of mold factors on fiber volume content, resin-rich and curing distortions of composite, a series of V-shaped T700/QY9611 composite parts were cured through autoclave process and the fiber volume, resin-rich area and spring-in were measured and studied. A three-dimensional finite element analysis (FEA) model considering the effect of thermal load, resin cure shrinkage, mold contact, fiber volume content and resin-rich was built to simulate the spring-in of V-shaped parts, and the effect of fiber content gradient and resin-rich on spring-in was quantitatively analyzed. The results show that there will be 10% of fiber volume content gradient and 2.2 mm thick resin-rich area in V-shaped parts fabricated on female mold and the value reduce to 6.8% and 1.2 mm for larger corner radius mold, meanwhile, mold materials have little effect on fiber volume content and resin-rich area. The spring-in of test specimens fabricated on female mold increase by 21.0% than male mold, and decrease by 9.6% with larger corner radius female mold. The female mold mainly affects spring-in through fiber volume content and resin-rich area. The simulation results show that spring-in are proportional to fiber volume content gradient and thickness of resin-rich area. 10% of fiber volume content gradient will lead to 13.5% of spring-in difference and 3.0 mm thick resin-rich area will result in 45.8% of spring-in difference. The comparison between simulation results and experiment verifies the model.

Keywords: composite; autoclave process; spring-in; fiber volume content; resin-rich; FEA

收稿日期: 2017-03-07; 录用日期: 2017-04-20; 网络出版时间: 2017-05-31 13:23

网络出版地址: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20170531.001>

通讯作者: 关志东, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为损伤容限设计、复合材料结构设计 E-mail: d5062010@163.com

引用格式: 王乾, 关志东, 蒋婷, 等. 纤维体积含量和富树脂对复合材料V型结构固化变形的影响[J]. 复合材料学报, 2018, 35(3): 580-590.

WANG Q, GUAN Z D, JIANG T, et al. Influence of fiber volume content and resin-rich area on process distortions of V-shaped composite parts[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2018, 35(3): 580-590 (in Chinese).

先进碳纤维增强树脂基复合材料以其比强度和比刚度高、可设计性强、抗疲劳性能好以及适宜大型整体结构成型等优点, 在航空航天领域得到广泛的应用。复合材料在飞机上的应用, 可以实现15%~30%减重效益, 这是其他材料不能达到的效果^[1-2]。但由于复合材料力学属性的各向异性, 完成固化过程后会发生固化变形^[3], 严重影响复合材料结构的制造精度, 大大增加废品率, 从而影响复合材料的制造成本。为合理控制固化变形, 达到精确制造的要求, 研究复合材料固化变形的影响机制具有重要的意义。

飞机复合材料结构以拐角形式居多, 在实际复合材料结构中, 产生回弹变形更为广泛。复合材料各向异性热膨胀系数和树脂的化学收缩是导致结构发生回弹变形的主要因素^[4-6]。由于复合材料法向热膨胀系数远大于环向热膨胀系数, 当复合材料完成固化并进行降温时, 其法向收缩量大于环向收缩量, 从而造成拐角结构的回弹变形。树脂在固化过程中发生体积收缩, 环向由于纤维约束, 其收缩量很小, 而厚度方向收缩很大, 因此, 树脂的化学收缩对回弹变形的影响趋势与热收缩相同, 将促进回弹变形的产生。

复合材料的纤维体积含量是影响回弹变形的重要参数, 大量学者从不同的方向研究了纤维体积含量对回弹变形的影响。张纪奎等^[7-9]通过数值模拟分析方法研究了不同参数对V型结构树脂分布的影响, 研究结果表明厚度和模具影响较大, 拐角半径影响很小。赵书婧^[10]通过有限元方法研究了固化压力对复合材料纤维体积含量的影响。刘哲^[11]利用数值模拟方法研究纤维体积分数对固化过程中残余应力的发展和固化变形的影响。朱凌宇^[12]利用细观力学模型研究不同纤维体积含量复合材料层合板的热膨胀系数。

国外学者同样针对纤维体积含量做了很多研究。Stefaniak等^[13]和Bapanapalli等^[14]以复合材料层合板为研究对象, 通过试验研究厚度方向不同位置的纤维体积含量分布, 研究结果表明复合材料层合板几乎不存在纤维体积含量梯度, Kappel等^[15]得到了相同的试验结果。Naji等^[16]针对阴模成型拐角结构的纤维体积含量进行了模拟研究, 并研究了不同纤维体积含量对回弹变形的影响。Akkerman等^[17]研究了不同模具形式对拐角结构厚度的影响, 研究结果显示阴模成型的拐角结构厚度较大, 阳模成型的厚度更小。Wisnom等^[18]获得了相同的研究成果。Zhao等^[19]利用单胞模型计算了不

同纤维体积含量层合板的热膨胀系数。

目前的研究成果表明纤维体积含量对复合材料固化变形的影响很明显, 但目前针对使用不同模具材料、形式以及拐角半径的对拐角纤维体积含量分布影响的研究较少, 使用阴模容易产生富树脂区域, 富树脂对拐角结构回弹变形影响的研究也很少。因此, 本文通过试验研究模具形式、模具材料以及模具拐角半径对碳纤维/树脂基复合材料V型结构纤维体积含量分布的影响, 深入分析和研究纤维体积含量梯度和富树脂情况对V型结构回弹变形的影响, 建立考虑热收缩、树脂收缩、模具接触、纤维体积含量梯度以及富树脂影响的有限元模型, 利用模型预测V型构件的回弹变形并定量分析纤维体积含量梯度和富树脂对变形的影响。

1 试验

1.1 T700/QY9611 V型构件成型试验

为研究模具形式、模具材料以及拐角半径对复合材料拐角结构纤维体积含量的影响, 进而研究并确定其对回弹变形影响的规律和机制, 一系列V型构件通过热压罐工艺固化成型。成型模具共2套, 模具材料分别为普通钢和Invar钢。钢制模具包括8 mm和11 mm两种拐角半径, 两种模具均可以同时进行阴模和阳模成型。

试验件所用材料为T700/QY9611, 模型所用碳纤维和树脂的热力学属性通过引用同类材料参数获得^[20], 具体数值如表1所示。

表1 碳纤维T700及树脂QY9611的材料属性

Table 1 Material properties of carbon fiber T700 and resin QY9611

Carbon fiber(T700)	
E_{11f} /GPa	235
E_{22f} /GPa	14
G_{12f} /GPa	6.9
G_{23f} /GPa	5.0
ν_{12f}	0.2
ν_{23f}	0.4
$\alpha_{1f}/(\mu\epsilon \cdot ^\circ\text{C}^{-1})$	-0.4
$\alpha_{2f}, \alpha_{3f}/(\mu\epsilon \cdot ^\circ\text{C}^{-1})$	18
Resin (QY9611)	
E_r /GPa	2.1
ν_r	0.37
$\alpha_r/(\mu\epsilon \cdot ^\circ\text{C}^{-1})$	64

Notes: E_{11f} —Longitudinal elastic modulus of fiber; E_{22f} —Transverse elastic modulus of fiber; G_{12f} —Longitudinal shear modulus of fiber; G_{23f} —Transverse shear modulus of fiber; ν_{12f} —Longitudinal Poisson's ratio of fiber; ν_{23f} —Transverse Poisson's ratio of fiber; α_{1f} —Longitudinal coefficient of thermal expansion (CTE) of fiber; α_{2f}, α_{3f} —Transverse CTE of fiber; E_r —Elastic modulus of resin; ν_r —Poisson's ratio of resin; α_r —CTE of resin.

利用模具成型的标准试验件的铺层选择[45/0/-45/90]_{3S}，模具选择钢制阴模，拐角半径为8 mm，在该标准构件的基础上，改变其模具形式、模具材料以及拐角半径，研究不同参数构件的纤维体积含量分布，进而研究其对回弹变形的影响。

在固化过程中，热压罐内部温度场和压力场如图1所示。为充分体现模具参数对纤维体积含量和富树脂的影响，固化压力设置为0.30 MPa。在铺叠和固化过程中，尽量保证所有试验件的工艺参数相同，排除其他干扰因素，利用单一变量法研究模具形式、模具材料以及模具拐角半径对其纤维体积含量和回弹变形的影响。具体的试验矩阵如表2所示。

表2 T700/QY9611 V型构件回弹变形的试验矩阵

Table 2 Experiment matrix focusing on spring-in of prepreg-made T700/QY9611 V-shaped specimens

Parts ID	Mold material	Lay-up	Thickness/mm	Radius/mm	Angle/°	Mold style	Number of specimens
A-1	Steel	[45/90/-45/0] _{3S}	3	8	60	Female	3
A-2	Steel	[45/90/-45/0] _{3S}	3	8	60	Male	3
B-1	Steel	[45/90/-45/0] _{3S}	3	11	60	Female	3
B-2	Steel	[45/90/-45/0] _{3S}	3	11	60	Male	3
C-1	Invar	[45/90/-45/0] _{3S}	3	6	60	Female	3
C-2	Invar	[45/90/-45/0] _{3S}	3	8	60	Male	3

1.2 T700/QY9611 V型构件中纤维体积含量测量

不同模具参数的V型构件在拐角区域的树脂含量可能存在差异，导致构件厚度不同，因此为初步分析不同模具参数构件的纤维体积含量，分别对构件如图2所示的三个位置的厚度进行测量，并归纳变化规律。

使用阴模成型的试验件在拐角区域的厚度明显大于直边位置，阳模成型并未出现该种现象，因此，使用阴模成型会导致试验件拐角区域的纤维体积含量出现变化。为深入研究变化规律，需要对试验件拐角进行金相显微镜观测，选定试验件A-1-1，

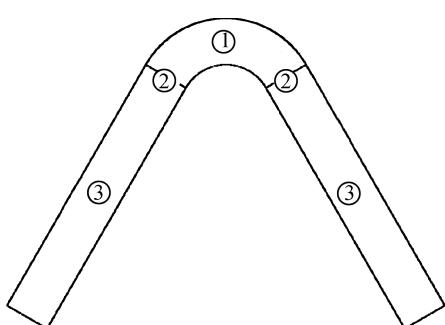


图2 V型构件不同位置的厚度差异

Fig. 2 Thickness variation of different sections in the V-shaped specimen

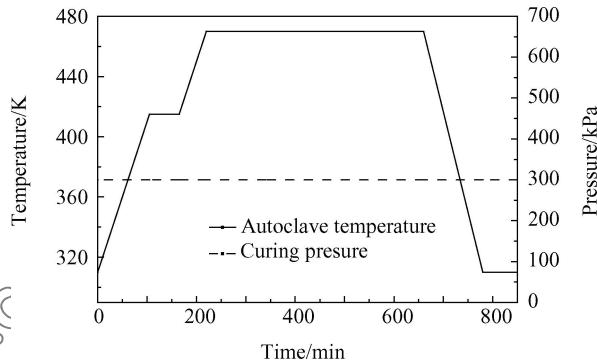


图1 T700/QY9611 固化周期曲线

Fig. 1 Curves of cure cycle for T700/QY9611

A-2-1、B-1-1以及C-1-1进行金相观测试验，通过试验件观测研究模具形式、模具材料以及模具拐角半径对纤维体积含量分布和富树脂情况的影响。

分别对不同构件的拐角和直边区域进行切割，利用环氧树脂进行封藏并对试验件表面进行打磨，保证截面光滑，通过莱卡DM4000金相显微镜对复合材料的截面进行观测并照相，获得复合材料结构截面的碳纤维和树脂的分布情况，并利用软件Matlab统计并计算构件不同位置的纤维体积含量和富树脂厚度。

2 T700/QY9611 V型试件固化变形模型

2.1 模型的机制

T700/QY9611 V型试验件的固化工艺曲线如图1所示。在第一个恒温段，树脂处于黏性状态，树脂可以自由流动，弹性模量很小，不会产生残余应力；在第二个恒温段，树脂处于黏弹性，树脂的模量迅速上升，少数残余应力产生；降温过程是第三个阶段，该阶段的复合材料是完全线弹性，降温过程中复合材料发生收缩，内部会产生大量的残余应力。因此，建立三维有限元模型对T700/QY9611V型构件的降温过程进行模拟，预测其角

度回弹量, 该模型不但保证变形的计算精度, 同时可以有效提高计算效率。

为完成 V 型构件的回弹变形的模拟过程, 需要对结构的本构方程进行分析。在全局坐标系下, 通过对结构的本构关系分析可以获得其应力-应变的关系^[20]:

$$\begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & C_{16} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & C_{26} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & 0 & 0 & C_{36} \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & C_{45} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{45} & C_{55} & 0 \\ C_{16} & C_{26} & C_{36} & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_{xx} - \alpha_{xx} \Delta T \\ \epsilon_{yy} - \alpha_{yy} \Delta T \\ \epsilon_{zz} - \alpha_{zz} \Delta T \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} - 2\alpha_{xy} \Delta T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中: $[C_{ij}]$ 表示结构的刚度矩阵; ϵ_{ij} 表示 3 个方向的正应变分量; γ_{ij} 表示 3 个方向的切应变分量; α_{ij} 表示各方向的热膨胀系数; ΔT 表示温差; σ_{ij} 表示 3 个方向的正应力分量; τ_{ij} 表示 3 个方向的切应力分量。

纤维体积含量不同的单层的力学性能存在较大差异, 因此需要通过细观力学模型^[21]求解不同纤维体积含量的单层板的力学性能。

T700/QY9611 单层板的弹性模量、剪切模量、泊松比计算如下:

$$E_{11} = E_{11f}V_f + E_r(1-V_f) + \left[\frac{4(\nu_r - \nu_{13f}^2)\kappa_f\kappa_r G_r(1-V_f)V_f}{(\kappa_f + G_r)\kappa_r + (\kappa_f - \kappa_r)G_rV_f} \right] \quad (2)$$

$$E_{22} = E_{33} = \frac{1}{(1/4\kappa_T) + (1/4G_{23}) + (\nu_{12}^2/E_{11})} \quad (3)$$

$$G_{12} = G_{13} = G_r \left[\frac{(G_{13f} + G_r) + (G_{13f} - G_r)V_f}{(G_{13f} + G_r) - (G_{13f} - G_r)V_f} \right] \quad (4)$$

$$G_{23} =$$

$$G_r \left[\frac{\kappa_r(G_r + G_{23f}) + 2G_{23f}G_r + \kappa_r(G_{23f} - G_r)V_f}{\kappa_r(G_r + G_{23f}) + 2G_{23f}G_r - (\kappa_r + 2G_r)(G_{23f} - G_r)V_f} \right] \quad (5)$$

$$G_{23f} = \left[\frac{E_{33f}}{2(1 + \nu_{23f})} \right] \quad (6)$$

$$\nu_{12} = \nu_{13} = \nu_{13f}V_f + \nu_r(1-V_f) + \left[\frac{(\nu_r - \nu_{13f})(\kappa_f - \kappa_r)G_r(1-V_f)V_f}{(\kappa_f + G_r)\kappa_r + (\kappa_f - \kappa_r)G_rV_f} \right] \quad (7)$$

式中: E_{11} 、 E_{22} 、 E_{33} 分别为单层板 3 个方向的等效弹性模量; G_{12} 、 G_{13} 、 G_{23} 分别为单层板 3 个方向的等效剪切模量; ν_{12} 、 ν_{23} 分别为单层板 2 个方向的等效泊松比; V_f 为纤维的体积分数; G_r 为基体剪切

模量, 表达式如下:

$$G_r = \frac{E_r}{2(1 + \nu_r)} \quad (8)$$

κ_f 和 κ_r 分别为纤维和基体的体积模量, 表达式如下:

$$\kappa = \frac{E}{2(1 - \nu - 2\nu^2)} \quad (9)$$

κ_T 是单层板平面应变状态下的等效体积模量, 表达式如下:

$$\kappa_T = \frac{(\kappa_f + G_r)\kappa_r + (\kappa_f - \kappa_r)G_rV_f}{(\kappa_f + G_r) - (\kappa_f - \kappa_r)G_rV_f} \quad (10)$$

复合材料单层板的等效热膨胀系数为

$$\alpha_1 = \frac{\alpha_{1f}E_{11f}V_f + \alpha_rE_r(1-V_f)}{E_{11f}V_f + E_r(1-V_f)} \quad (11)$$

$$\alpha_2 = \alpha_3 = (\alpha_{2f} + \nu_{13f}\alpha_{1f})V_f + (\alpha_r + \nu_r\alpha_r)(1-V_f) - [\nu_{13f}V_f + \nu_r(1-V_f)]\alpha_1 \quad (12)$$

2.2 树脂化学收缩影响的确定

该模型假设当复合材料在最高温度完成固化时, 处于零应力状态。但在实际固化过程中, 由于树脂发生化学收缩, 部分残余应力随着交联反应已经在该过程中产生。为将树脂的化学收缩的影响引入模型, 可以将树脂交联反应的体积收缩量转换成等效热膨胀系数, 并添加到模型的原热膨胀系数中。

树脂的化学收缩效应发生在固化过程, 以六面体作为树脂体积收缩的研究对象, 假定六面体单元的尺寸为 $l_1 \times l_2 \times l_3$, 当六面体体积发生变化时, 假设各边长度变化量分别为 Δl_1 、 Δl_2 以及 Δl_3 , 则体积变化量 ΔV 为

$$\Delta V = l_1\Delta l_2l_3 + \Delta l_1l_2l_3 + \Delta l_1\Delta l_2l_3 + l_1l_2\Delta l_3 + l_1l_2\Delta l_3 + \Delta l_1l_2\Delta l_3 + \Delta l_1l_2l_3 + \Delta l_1\Delta l_2\Delta l_3 \quad (13)$$

由此可以得到体积变化率为

$$\Delta v = \frac{\Delta V}{V} = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 + \varepsilon_1\varepsilon_2 + \varepsilon_1\varepsilon_3 + \varepsilon_2\varepsilon_3 + \varepsilon_1\varepsilon_2\varepsilon_3 \quad (14)$$

对于树脂收缩, 可以合理假设在三个方向上的应变是相等的, 因此, 体积变化率与应变的关系为

$$\begin{cases} \Delta v = 3\varepsilon + 3\varepsilon^2 + \varepsilon^3 \\ \varepsilon = \sqrt[3]{1 + \Delta v} - 1 \end{cases} \quad (15)$$

式中: Δv 表示树脂体积变化率; ε 表示树脂的线应变; 将线应变转化为等效热膨胀系数 α_{shr} :

$$\alpha_{shr} = \frac{\varepsilon}{\Delta T} \quad (16)$$

式中, ΔT 表示固化最高温度与室温的温差。

因此,模型中所用树脂的热膨胀系数为实际树脂热膨胀系数和化学收缩转化等效热膨胀系数的叠加,求解公式如下:

$$\alpha_r^{\text{model}} = \alpha_r + \alpha_{\text{shr}} \quad (17)$$

2.3 模具影响的确定

建立平板模型研究模具对T700/QY9611固化变形的影响。平板模型包括两部分:复合材料层合板和剪切层。模具的影响通过增加剪切层的热膨胀系数实现,具体情况如图3所示。通过平板模型研究不同厚度和热膨胀系数的剪切层对固化变形的影响。同时,利用试验成型不同尺寸的复合材料层合板,并对其发生的变形进行测量,对比模拟结果和试验结果,确定最优的剪切层厚度和热膨胀系数,以便进行复合材料V型构件固化变形模拟。

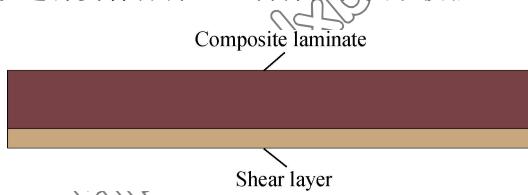


图3 T700/QY9611 平板模型

Fig. 3 Flat plate model of T700/QY9611

剪切层的弹性模量选择普通钢的弹性模量,厚度和热膨胀系数需要被进一步确定。通过改变模型中剪切层厚度和热膨胀系数,研究其对T700/QY9611层合板固化变形的影响。其中T700/QY9611层合板的长度为250 mm,宽度为25 mm,厚度为1 mm,铺层为[45/90/-45/0]_s。模拟的最大变形如表3所示。

试验测得使用普通钢成型的复合材料层合板的最大变形为5.10 mm,使用Invar钢的层合板几乎不发生任何变形。因此,模拟普通钢影响时,需要添加剪切层,而模拟Invar钢成型时,不需要添加剪切层。通过对比试验结果和模拟结果,确定剪切层的材料参数如表4所示。

表3 不同剪切层厚度和热膨胀系数的T700/QY9611平板变形

Table 3 Deformation of T700/QY9611 flat plate models with different thickness and coefficient of thermal expansion (CTE) of shear layer

Thickness/mm	CTE/($\mu\epsilon \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$)	0.01	0.02	0.03
Warpage/mm	9.5	1.871	3.101	3.968
	10.5	2.386	3.958	5.006
	11.8	3.057	5.073	6.493
	15.7	5.068	8.417	10.770

表4 剪切层的材料属性

Table 4 Material property of shear layer

Tool material	Thickness/mm	CTE/($\mu\epsilon \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$)	Young's modulus E/GPa	Poisson's ratio ν
Steel	0.02	11.8	200	0.3
Invar	0	—	—	—

表5 T700/QY9611不同尺寸平板的固化变形

Table 5 Process-induced distortions of different size T700/QY9611 laminate

Dimension/mm	Warpage/mm		Error/%
	Experiment	Simulation	
250×25×1	5.1	5.073	1.46
125×25×1	1.2	1.300	8.33
250×25×2	1.2	1.243	3.58

利用表4参数对不同尺寸的复合材料层合板的固化变形进行模拟,模拟结果如表5所示,通过与试验数据进行对比,最大误差都在10%以内,证明该组材料参数对模拟模具影响是准确和有效的。

2.4 三维有限元模型

基于上述理论分析建立了考虑热载荷、树脂收缩、模具、纤维体积含量梯度以及富树脂等因素影响的三维有限元模型对复合材料V型构件角度回弹进行预测,不但保证变形的计算精度,同时可以有效提高计算效率。在黏弹性状态下,残余应力产生的过程是非线性,模具和树脂化学收缩的影响将统一到线弹性模型中进行模拟。

由于复合材料在降温过程中产生大部分残余应力,因此该模型模拟复合材料的降温过程,并将其他阶段产生的应力统一归纳到该过程。王仁宇^[22]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,因此模型设置均匀温度场,初始温度设定为200℃,随后冷却到室温(20℃)。

固化变形模型使用8节点线性单元进行建模,模型采用6层单元建立,每一层单元分别设定为4层复合材料铺层的材料属性和厚度,根据纤维体积含量的不同,设定每一层单元不同的材料属性,具体数值根据细观力学模型计算求得。阴模成型试验件在拐角区域出现富树脂情况,因此,在模型中建立同样情况的富树脂情况,如图4所示,通过模型模拟和验证富树脂对复合材料回弹变形的影响。

3 结果与讨论

3.1 T700/QY9611 V型构件厚度

图5表示不同模具因素对V型构件厚度的影

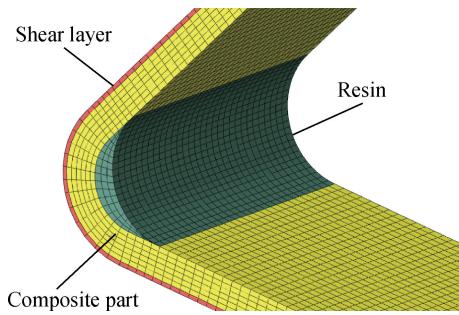


图 4 T700/QY9611 V 型构件固化变形模型

Fig. 4 Distortions model of T700/QY9611 V-shaped specimens

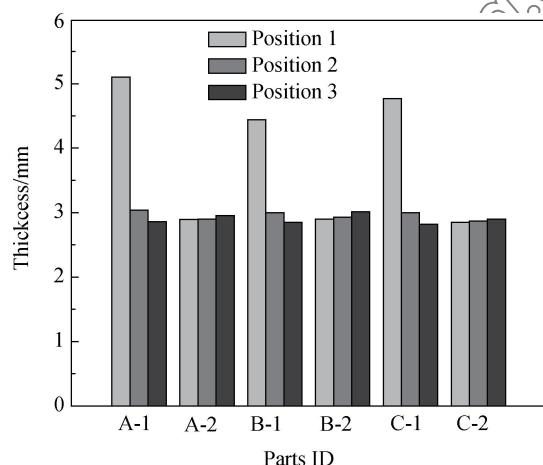


图 5 T700/QY9611 V 型构件厚度

Fig. 5 Thickness of T700/QY9611 V-shaped specimen

响。结果显示使用阴模成型的 V 型结构在拐角区域的厚度明显大于使用阳模成型，在直边区域的厚度没有较大差异。A-1 和 B-1 两组数据对比发现，模具的拐角半径增大有助于抑制厚度的增加，分析认为较大的拐角半径可以在厚度方向传递更大的固化压力，从而压实过程更充分。A-1 和 C-1 数据对比显示钢制模具导致更大的拐角厚度，Invar 钢更小一些，但两者的差异并不大。A-2、B-2 和 C-2 表示使用阳模成型拐角区域的厚度比平直段的厚度要小一些，纤维体积含量会更大一些，但厚度差异不超过 4%。

3.2 T700/QY9611 V 型构件纤维体积含量

由于 V 型构件位置 2 和位置 3 的厚度变化并不大，因此通过金相显微镜对复合材料 V 型构件的位置 1 和位置 2 的截面进行观测，并利用 Matlab 统计不同位置的纤维体积含量分布，研究不同模具因素对纤维体积含量和富树脂的影响。

图 6 表示试验件 A-1-1 在位置 1 的纤维分布情况，由图 6(a)~6(d) 分别表示逐渐远离贴模面的截

面。复合材料 V 型构件在拐角区域的纤维体积含量在贴模面最大，随着远离贴模面，其纤维体积含量逐渐减小。每层预浸料之间明显存在层间树脂，在 0°铺层位置的层间树脂尤为明显，这主要是由于在铺叠过程中，0°铺层的预浸料具有较高的弯曲刚度，导致在拐角区域不能完全与模具贴合。由图 6(d) 可以看出，在 V 型构件的拐角区域存在明显的富树脂现象。

为定量研究模具因素对复合材料纤维体积含量的影响，将复合材料 V 型构件的截面分成 6 个区域，如图 7 所示，利用 Matlab 软件对 6 个区域的纤维体积含量进行统计计算，同时对复合材料富树脂区域厚度进行测量。

图 8 为复合材料 V 型构件位置 1 和位置 2 的纤维体积含量。在拐角区域，A-1-1 和 A-2-1 的试验结果表明使用阴模成型会造成较大的纤维体积含量梯度，而使用阳模成型几乎不存在纤维体积含量梯度；A-1-1 的最大纤维体积含量梯度为 10.0% 左右，使用 Invar 钢模具的梯度最大为 8.0% 左右，略有减小，而使用拐角半径为 11 mm 模具成型的构件最大纤维体积含量梯度为 6.8%，明显小于 A-1-1。因此，使用拐角半径较大的模具或 Invar 钢模具会有助于减小 V 型构件拐角区域的纤维体积含量梯度。同时，试验结果显示贴近模具一侧的纤维体

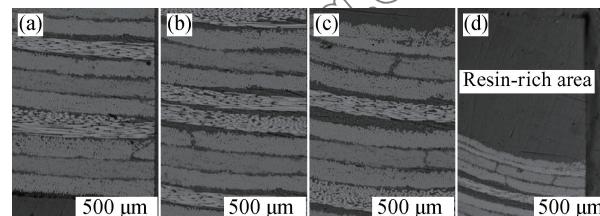


图 6 T700/QY9611 V 型试验件 A-1-1 在位置 1 的纤维分布情况

Fig. 6 Fiber distribution in position 1 of A-1-1

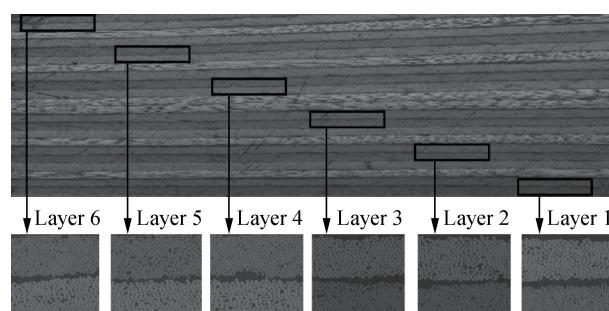


图 7 T700/QY9611 V 型试验件纤维体积含量测量示意图

Fig. 7 Sketch map of fiber volume measurement of specimen

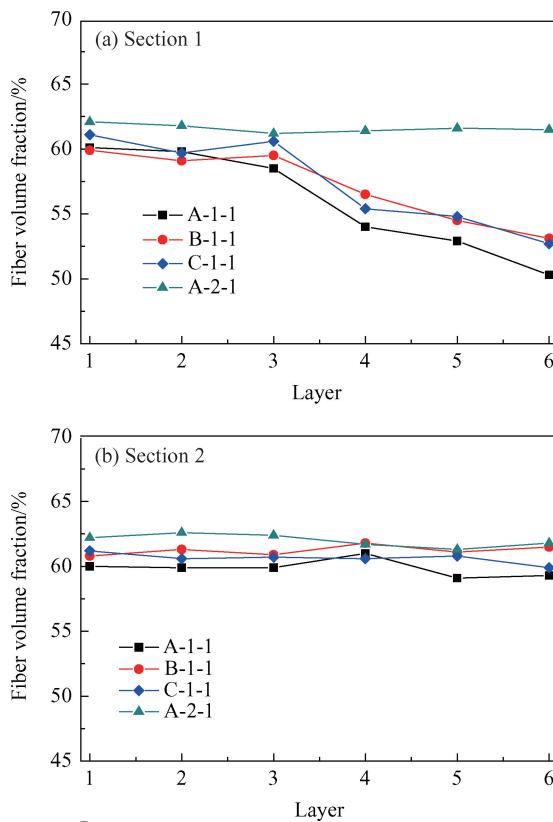


图 8 T700/QY9611 V 型构件的纤维体积含量

Fig. 8 Fiber volume content of T700/QY9611V-shaped parts

积含量分布均匀，当预浸料逐渐远离模具超过中心面后，纤维体积含量逐渐减小，因此试验结果证明复合材料 V 型构件贴近模具的部分区域是纤维体积含量均匀的，当超过一定距离后就会产生梯度。

由图 8(b)可以看出，不同试验件在直边位置的纤维体积含量分布均匀，不存在明显的纤维体积含量梯度。使用阳模成型试验件的纤维体积含量最大，使用大拐角半径或 Invar 钢模具成型的试验件次之，使用钢工装成型试验件的纤维体积含量最小，但不同试验件之间的最大差异不超过 3%，因此，模具因素对复合材料 V 型构件位置 2 的纤维体积含量影响很小。

复合材料位置 1 的富树脂厚度测量结果如图 9 所示。试验件 A-1-1 的富树脂厚度达到了 2.20 mm，而试验件 A-2-1 几乎不存在富树脂情况，说明模具形式对复合材料 V 型结构的富树脂情况影响很大，使用阴模会促进拐角区域富树脂的产生。试验件 B-1-1 与 A-1-1 对比发现使用更大的模具拐角半径有助于减少拐角区域富树脂现象，层间树脂厚度只有 1.2 mm，纤维体积含量梯度更小一些。试验件

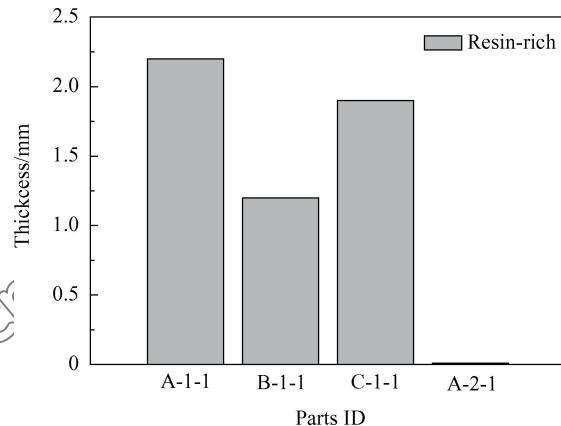


图 9 不同试验件富树脂区域的厚度

Fig. 9 Thickness of resin-rich area in different specimens

C-1-1 的金相显微镜观测结果与 A-1-1 非常相似，但拐角区域的富树脂厚度略小于 A-1-1。使用 Invar 钢模具对拐角纤维体积含量梯度和富树脂的影响较小。

3.3 T700/QY9611 V 型构件回弹变形

以 V 型结构为研究对象，测量每一件试验件的回弹角度，并计算每组试验件回弹角度的标准差^[23]：

$$s_{\Delta\theta} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{k=1}^n (\Delta\theta_k - \bar{\Delta\theta})^2} \quad (18)$$

图 10 表示各组试验件的平均回弹变形角度。使用阴模成型的试验件角度回弹量明显大于使用阳模成型试验件，增大了 21%，该结果与文献[7]研究的结果存在一定的差异，C 组试验件使用 Invar 钢成型试验件，Invar 钢热膨胀系数很小几乎不会对 V 型结构回弹变形造成影响，造成 C 组试验结果差异的唯一因素是纤维体积含量梯度和富

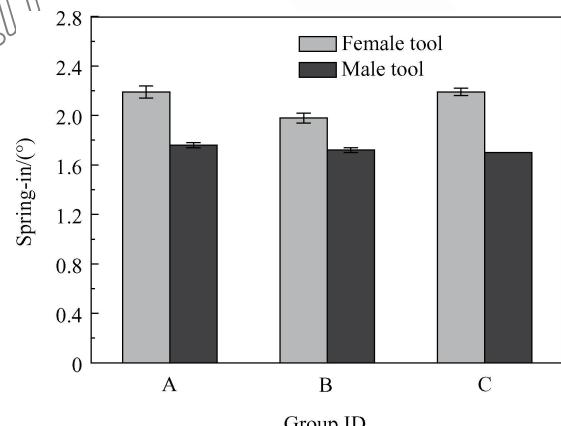


图 10 T700/QY9611 V 型构件平均回弹变形

Fig. 10 Average spring-in of T700/QY9611 V-shaped parts

树脂, A 组和 B 组试验件存在相同的影响因素, 因此这主要是由于纤维体积含量梯度和富树脂造成的影响; 试验件 B-1 比 A-1 的回弹角度减小了 9.6%, 该结果表明使用拐角半径大的模具成型 V 型结构有助于减小纤维体积含量梯度和富树脂区域, 从而减小回弹变形。A-1 和 C-1 对比结果表明使用钢和 Invar 钢成型的 V 型构件回弹角度差异不是很大, 这与其纤维体积含量的分布影响规律相同, 因此模具材料对回弹角度的影响较小。

为进一步研究并确定富树脂区域对复合材料 V 型构件回弹变形的影响, 利用锉刀将拐角区域的富树脂进行打磨, 打磨到刚好不损伤纤维的位置, 使拐角区域的厚度与平直段差异较小。打磨完成后测量 V 型构件的角度回弹量, 并与打磨前进行对比, 研究富树脂区域对回弹变形的影响。

分别选择试验件 A-1-3、B-1-3 以及 C-1-3 进行打磨处理, 图 11 为阴模成型试验件打磨前、打磨后以及阳模成型试验件的回弹变形对比。将拐角区域积累的树脂打磨掉后, 复合材料 V 型构件的回弹变形明显减小, A-1-3 和 C-1-3 分别减小了 14.1% 和 13.0%, B-1-3 减小量略小一些, 为 8.8%。由于试验件 B-1-3 富树脂区域厚度比 A 和 C 两组试验件小, 因此其对回弹变形的影响量较小。打磨后的试验件与阳模成型试验件回弹变形进行对比发现, 打磨后试验件的回弹变形均大于阳模成型试验件, 最大变形差异达到 5.8%。因此, 虽然去除了富树脂的影响, 但内部纤维体积含量梯度对变形的影响依旧存在。

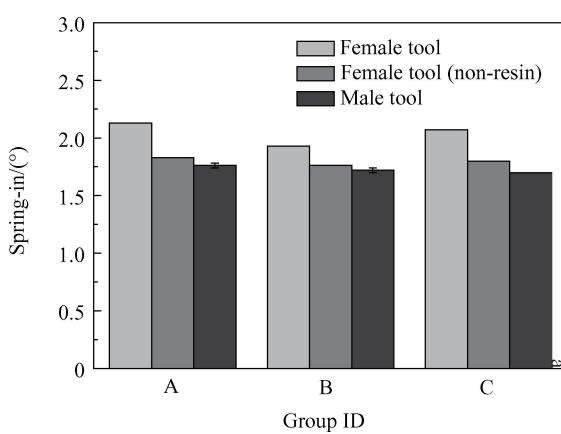


图 11 打磨前后 T700/QY9611 V 型构件回弹变形

Fig. 11 Spring-in angle of T700/QY9611 V-shaped parts before and after polishing

3.4 T700/QY9611 V 型构件模型预测与试验结果对比

图 12 为不同纤维体积含量复合材料厚度方向的热膨胀系数和树脂热收缩量。可以看出, 复合材料厚度方向热膨胀系数和树脂线收缩与纤维体积含量几乎呈反比例关系, 纤维体积含量增加, 二者减小。因此, 在模拟复合材料 V 型构件回弹变形时, 需根据纤维体积含量的差异, 对结构定义不同的材料属性。

图 13 为复合材料 V 型构件回弹预测的变形云图, 具体角度回弹变形如图 14 所示, 模拟结果整体比试验结果稍小一些, 说明所取树脂化学收缩量偏小, 但模拟结果与试验结果对比误差最大不超过 10%, 证明模型对复合材料 V 型构件回弹变形模拟的准确性和有效性。

模拟结果中, 阴模成型试验件变形最大, 打磨后的试验件次之, 阳模成型试验件变形最小, 规律

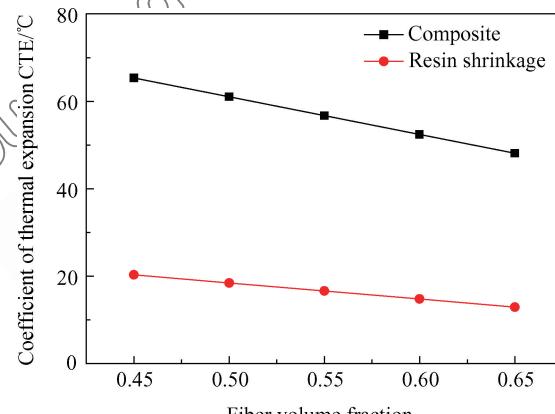


图 12 不同纤维体积含量的 T700/QY9611 V 型试件热膨胀系数和树脂收缩等效热膨胀系数(CTE)

Fig. 12 Coefficient of thermal expansion(CTE) of laminate and resin shrinkage for T700/QY9611 V-shaped parts with different fiber volume content

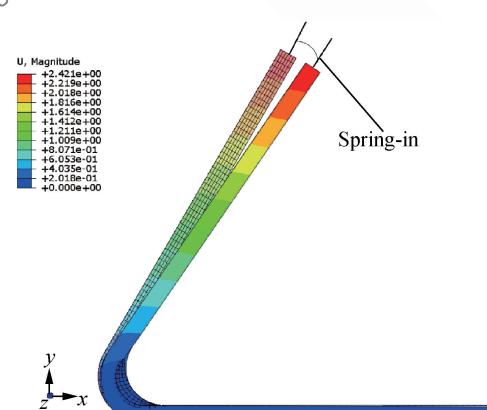


图 13 T700/QY9611 V 型构件模拟变形云图

Fig. 13 Simulated deformation of T700/QY9611 V-shaped parts

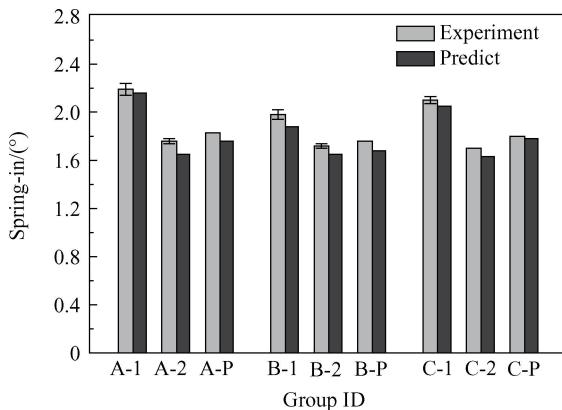


图 14 T700/QY9611 V 型结构固化变形模拟与试验结果对比图

Fig. 14 Comparison of simulation results and experimental results of spring-in in T700/QY9611 V-shaped composite parts

与试验结果相同。A-1 与 A-P 模拟结果对比显示打磨后试验件比富树脂试验件变形减小了 18.5%，说明富树脂是导致阴模成型试验件变形增大的主要原因。C 组试验件使用 Invar 钢成型，C-2 与 C-P 回弹变形模拟结果显示，C-P 回弹变形比 C-2 增大了 9.2%，该趋势与试验结果相符，由于 Invar 钢热膨胀系数很小，因此造成变形差异的原因不是模具因素，而是纤维体积含量梯度，证明纤维体积含量是影响复合材料 V 型构件回弹变形的重要因素。试验件 A-2 与 B-2 模拟结果与试验结果都非常接近，证明拐角半径不会直接影响 V 型构件的回弹变形，而 A-1 比 B-1 的变形结果大 10.0%，两组试验件差异主要为纤维体积含量分布和富树脂的厚度，因此，对于阴模成型工艺，拐角半径较大的模具更有利于减小纤维体积含量梯度和富树脂厚度，从而减小回弹变形的产生。

3.5 T700/QY9611 V 型构件变形影响因素定量分析

利用模型分别对不同纤维体积含量梯度和富树脂厚度的 V 型构件的回弹变形进行模拟和预测，定量分析不同纤维体积含量梯度和富树脂厚度对回弹变形的影响，模拟结果如图 15 所示。

首先模拟不同纤维体积含量梯度对回弹变形的影响，为排除其他因素，假设构件不存在富树脂情况，只存在纤维体积含量梯度，模拟和研究梯度为 0%~10% 对回弹变形的影响。由图 15(a) 可以看出，回弹变形与纤维体积含量梯度呈正比例关系，随着纤维体积含量梯度的增大，其回弹变形随之增大，当梯度达到 10% 时，其回弹变形增加了 45.8%。

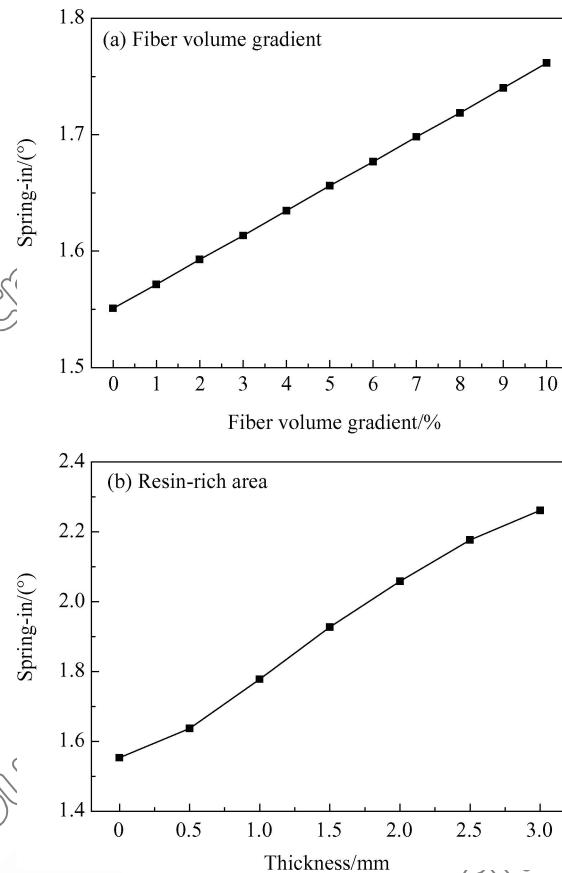


图 15 T700/QY9611 V 型构件纤维体积含量梯度和富树脂对回弹变形的影响

Fig. 15 Influence of the fiber volume gradient and resin-rich area on spring-in

13.5%，纤维体积含量梯度是影响回弹变形的重要因素。

由图 15(b) 可以看出，富树脂区域厚度越大，其回弹变形越大，二者几乎呈正比例关系，当最大厚度达到 3.0 mm 时，其回弹变形增加了 45.8%，富树脂对回弹变形的影响很大，可以通过优化固化工艺增加固化压力或固化后对富树脂区域打磨，减少富树脂情况产生，达到控制回弹变形的目的。

4 结 论

(1) 对于 T700/QY9611V 型结构，使用阴模成型容易拐角区域造成最大 10.0% 的纤维体积含量梯度和 2.2 mm 的富树脂情况，阳模没有出现该现象；使用拐角半径较大的模具纤维体积含量梯度下降为 6.8%，富树脂厚度减小为 1.2 mm；模具材料对纤维体积含量梯度和富树脂的影响不明显；直边纤维体积含量分布均匀。

(2) 阴模成型试验件的回弹变形比阳模增大了

21%; 使用拐角半径更大模具成型的试验件的回弹变形更小; 使用 Invar 钢和普通钢成型试验件回弹变形的差异较小。模具参数主要通过影响 V 型构件的纤维体积含量和富树脂分布影响回弹变形; 拐角区域富树脂情况会造成最大 14.1% 的变形差异; 纤维体积含量梯度导致的变形差异最大为 5.8%。

(3) 三维有限元模型的模拟结果显示 T700/QY9611V 型构件的回弹变形与纤维体积含量梯度和富树脂厚度呈正比例关系, 10.0% 的纤维体积含量梯度会造成 13.5% 的变形差异, 3.0 mm 厚的富树脂会产生 45.8% 的变形差异。

参考文献:

- [1] CMH-17 协调委员会. 复合材料手册 1, 聚合物基复合材料—结构材料表征指南 [M]. 上海: 上海交通大学出版社, 2014.
- CMH-17. Composite material handbook. 1, Polymer matrix composites—guidelines for characterization of structural materials [M]. Shanghai: Shanghai Jiaotong University Press, 2014 (in Chinese).
- [2] 陈祥宝, 张宝艳, 邢丽英. 先进树脂基复合材料技术发展及应用现状 [J]. 中国材料进展, 2009, 28(6): 2-12.
- CHEN X B, ZHANG B Y, XING L Y. Application and development of advanced polymer matrix composites [J]. Materials China, 2009, 28(6): 2-12 (in Chinese).
- [3] 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.
- [4] 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, 21(15): 1859-1863.
- PANG J, JIN H B. Stacking sequence optimization method based on cured deformation of composites [J]. China Mechanical Engineering, 2010, 21(15): 1859-1863 (in Chinese).
- [5] PATHAM B. Multiphysics simulations of cure residual stresses and springback in a thermoset resin using a viscoelastic model with cure-temperature-time superposition [J]. Journal of Applied Polymer Science, 2013, 129(3): 983-998.
- [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]. Composites Structures, 2015, 124: 196-205.
- [7] 张纪奎, 郦正能, 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, LI 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).
- [8] 张纪奎, 郦正能, 关志东, 等. 热固性复合材料固化过程三维有限元模拟和变形预测 [J]. 复合材料学报, 2009, 26(1): 174-178.
- ZHANG J K, LI Z N, GUAN Z D, et al. Three-dimensional finite element simulation and prediction for process induced deformation of thermoset composites [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2009, 26(1): 174-178 (in Chinese).
- [9] 张纪奎, 郦正能, 关志东, 等. 复合材料层合板固化压实过程有限元数值模拟及影响因素分析 [J]. 复合材料学报, 2007, 24(2): 125-130.
- ZHANG J K, LI Z N, GUAN Z D, et al. Compaction of laminated composites: Numerical simulation and analysis on influencing factors [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2007, 24(2): 125-130 (in Chinese).
- [10] 赵书婧. 复合材料热压罐固化变形及压实过程分析 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2011.
- ZHAO S Q. Analysis of composite material autoclave curing deformation and compaction process [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2011 (in Chinese).
- [11] 刘哲. 热固性树脂基复合材料固化变形数值模拟分析 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2014.
- LIU Z. Numerical simulation of curing deformation of thermosetting resin matrix composites [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2014 (in Chinese).
- [12] 朱凌宇. 热固性树脂基纤维增强复合材料固化变形研究 [D]. 南京: 南京航空航天大学, 2010.
- ZHU L Y. Study on curing induced shape distortion for thermosetting resin matrix fibre-reinforced composites [D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2010 (in Chinese).
- [13] 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 & Manufacturing, 2012, 43(7): 1081-1091.
- [14] BAPANAPALLI S K, SMITH 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.
- [15] 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.

- [16] NAJI M I, HOA S V. Curing of thick angle-bend thermoset composite part: Curing cycle effect on thickness variation and fiber volume fraction[J]. *Journal of Reinforced Plastics & Composites*, 1999, 18(8): 702-723.
- [17] AKKERMAN R, WIERSMA H W, PEETERS L J B. Spring-forward in continuous fibre reinforced thermosets [C]//Proceedings of the 6th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes. Rotterdam: A. A. Balkema, 1998: 471-476.
- [18] WISNOM M R, GIGLIOTTI M, ERSOY N, et al. Mechanisms generating residual stresses and distortion during manufacture of polymer-matrix composite structures[J]. *Composites Part A: Applied Science & Manufacturing*, 2006, 37 (4): 522-529.
- [19] ZHAO L G, WARRIOR N A, DONG A C. A thermo-viscoelastic analysis of process-induced residual stress in fibre-reinforced polymer-matrix composites[J]. *Materials Science & Engineering A*, 2007, 452(24): 483-498.
- [20] DONG C. Process-induced deformation of composite T-stiffener structures [J]. *Composite Structures*, 2010, 92 (7): 1614-1619.
- [21] JOHNSTON A, VAZIRI R, POURSARTIP A. A plane strain model for process-induced deformation of laminated composite structures [J]. *Journal of Composite Materials*, 2001, 35(16): 1435-1469.
- [22] 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(1): 130-135.
- [23] 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 (1): 130-135.
- [24] 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.