复合材料学报 第27卷 第6期 12月 2010年
Acta Materiae Compositae Sinica Vol. 27 No. 6 December 2010

文章编号：1000-3851(2010)06-0167-05

固化过程中模具与复合材料构件相互作用分析

岳广全，张博明*，戴福洪，杜善义
（哈尔滨工业大学 复合材料与结构研究所，哈尔滨 150080）

摘　要：通过在模具与复合材料之间引入剪切层的方法，建立预报相互作用下构件变形的有限元模拟程序，模拟结果与文献中的实验结果基本吻合。同时建立了剪切层性能参数预报模型，经实验与模拟结果的对比证明，该模型能够对不同工艺条件下及不同结构尺寸的复合材料构件的固化变形进行较为准确地模拟。

关键词：复合材料；模具；固化变形；剪切层；有限元
中图分类号：TB332　　**文献标志码**：A

Interaction between mold and composite parts during curing process

YUE Guangquan, ZHANG Boming*, DAI Fuhong, DU Shanyi
(Centre for Composite Materials and Structures, Harbin Institute of Technology, Harbin 150080, China)

Abstract: In FEM simulation programme, a shear layer was introduced to predict the deformation induced by the mold/composite interaction. And the predictions are in accordance well with the experimental measurements in the literature. A model to predict parameters of shear layers was developed. By comparing with experimental measurements, the simulation results are accurate for different processing conditions and different dimensions of composite parts.

Keywords: composites; mold; cure-induced deformation; shear layer; FEM

在热固性树脂基复合材料热压罐成型过程中，由于金属固化模具与复合材料之间的热膨胀系数不匹配导致了复合材料构件与模具之间的相互作用。在热压罐内压力的作用下复合材料构件紧贴在模具表面上，升温过程中，模具与复合材料之间产生剪切应力，模具承受压应力而构件将承受拉应力。模具与构件之间的相互作用从树脂基体进入黏弹性阶段，阶段Ⅱ开始出现(如图1所示)，此时复合材料的剪切模量很低，紧贴在模具表面的铺层受到的影响最大，而远离模具的铺层承受的剪切力远小于紧贴模具表面的铺层。因此，沿构件的厚度方向会形成了一个应力梯度，该应力梯度随着树脂的固化定型而残留在构件内，直至固化完成后，复合材料构件脱模，残余应力得到释放而导致构件变形[1-5](如图2所示)。

在树脂的黏性阶段(图1中的阶段Ⅰ)，复合材料处于树脂流动状态，复合材料与模具之间没有产生相互作用；在树脂的弹性阶段(图1中的阶段Ⅲ)，复合材料有较大的剪切模量，模具与复合材料之间产生剪切应力，构件内部出现拉应力，而其沿

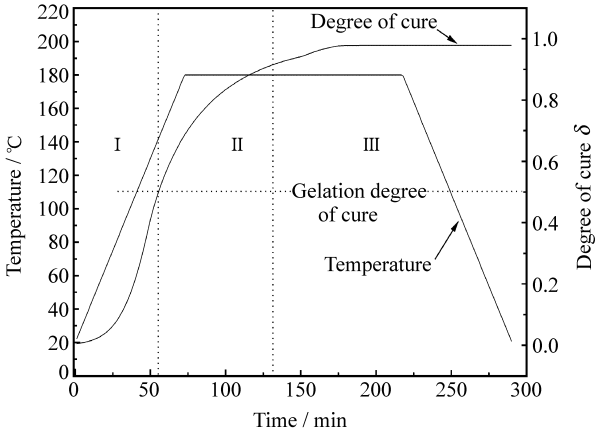

图1　T800/3900的固化曲线
（Ⅰ为黏性阶段；Ⅱ为黏弹性阶段；Ⅲ为弹性阶段）
Fig. 1　Cure cycle of T800/3900 (Ⅰ: Purely viscous behaviour; Ⅱ: Viscoelastic behaviour; Ⅲ: Elastic behaviour)

收稿日期：2009-10-19；**收修改稿日期**：2010-02-23
基金资助：国家自然科学基金项目(10872058)
通讯作者：张博明，教授，主要从事先进树脂基复合材料的研究　E-mail：zbm@hit.edu.cn

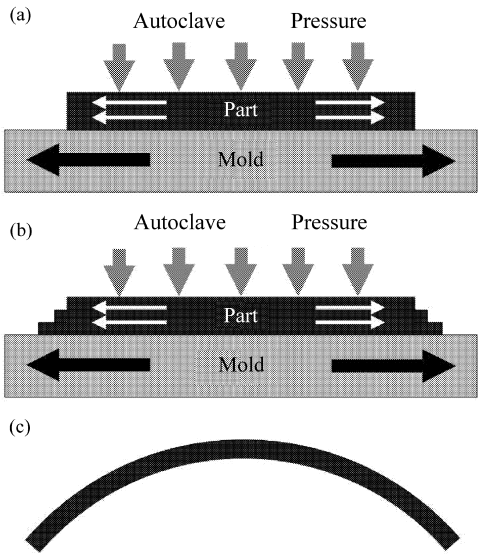

图 2　模具与复合材料相互作用示意图

Fig. 2　Schematic diagram of mold/composites interactions

厚度方向是均匀的，没有应力梯度产生，在脱模后构件由弹性变形恢复到固化定型后的形状，而不会引起构件的固化变形。因此，本文中针对树脂在黏弹性阶段时模具与复合材料之间的相互作用进行分析，研究其对复合材料固化变形的影响。

Twigg[5-7]等实验研究了模具与复合材料的相互作用，指出模具与复合材料在黏弹性阶段的相互作用既不是完全的粘接在一起，也不是纯粹的摩擦，而是一个变化的过程，刚开始产生相互作用时可以看作是粘接在一起的，随着相互作用的加强，界面的剪切应变增加到一定数值时，从构件两端开始出现摩擦。这种相互作用很复杂，不同的材料体系和工艺条件下的相互作用不同，很难掌握。

Satish[8]等引入剪切层来代替模具对复合材料固化变形的影响，假想在构件靠近模具的最底层有一层剪切层，该剪切层属于构件的一部分，通过改变剪切层的厚度及热膨胀系数使模拟结果接近真实的实验值，而最终确定在给定的材料体系、工艺压力下的剪切层厚度及热膨胀系数。但是在改变工艺压力或改变构件尺寸时确定的剪切层参数不能准确地预报构件的固化变形。本文中作者建立了剪切层性能参数随复合材料构件尺寸及工艺压力变化的数学模型，由此得到的剪切层参数能够准确地预报在不同工艺条件下，不同尺寸的复合材料构件的固化变形。

1　剪切层

本文中所建立的剪切层在有限元模型中位于与模具接触的复合材料构件底层，属于构件的一部分，在数值模拟过程中使用剪切层来等效模具与复合材料构件相互作用，预报构件的固化变形。不同于复合材料构件，剪切层的热膨胀系数为负值，在升温过程中构件膨胀，而剪切层收缩，剪切层与构件之间产生剪切力，如图 3 所示。该剪切力使剪切层内部产生拉应力而构件内部产生压应力，该应力分布在构件内部形成弯矩 M，该弯矩最终可导致复合材料构件向下的翘曲变形。

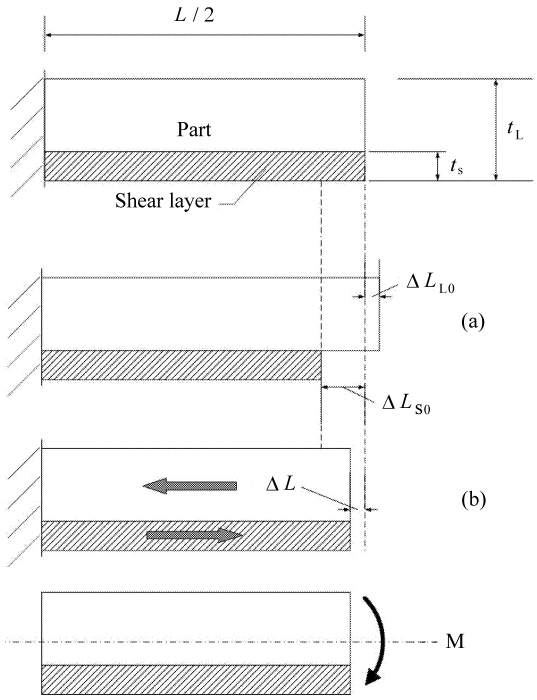

图 3　剪切层影响固化变形的示意图

Fig. 3　Schematic diagram of the effect of shear layer on cure-induced warpage

为了准确预报构件的固化变形，首先要确定剪切层的性能参数，主要包括剪切层力学性能参数、热膨胀系数及剪切层的厚度。其中剪切层的力学性能与复合材料构件的力学性能一致。在树脂模量较低的黏弹性阶段，相互作用主要发生在沿构件底层的纤维方向上，因此，在层合板的固化变形分析中，剪切层除了沿底层纤维方向的热膨胀系数不同于复合材料构件外，其它方向上的热膨胀系数都与构件一致。于是，剪切层可调控的性能参数包括沿底层纤维方向的热膨胀系数 α_s 和剪切层厚度 t_s。

影响模具与复合材料相互作用程度即影响剪切层性能参数的因素主要包括工艺因素和构件因素。其中工艺因素又包括固化压力和模具表面处理情况，而构件因素包括构件的材料体系、构件与模具

接触部分沿纤维方向上的长度及构件的厚度[6]。当以上因素中的任何一个发生变化时，剪切层的性能参数就要随之变化。而 α_s 的取值范围应从模具热膨胀系数的负值到零，t_s 从零到整个构件的厚度。

2 剪切层参数的关联模型

在升温过程中，剪切层与构件其它部分之间产生剪切应力，剪切层内产生拉应力而构件其它部分产生压应力，如图 3 所示。根据虎克(Hooke)定律，构件各个部分的应力可以表示为

$$\sigma_l = E_l \varepsilon_l \tag{1}$$

$$\sigma_s = E_s \varepsilon_s \tag{2}$$

其中：E 为物件沿长度方向上的弹性横量；下标 s 表示剪切层；下标 l 表示构件的其它部分。式中：$\varepsilon_l = \varepsilon' - \varepsilon_l^0$，$\varepsilon_s = \varepsilon' - \varepsilon_s^0$，$\varepsilon' = \frac{2\Delta L}{L}$，$\varepsilon_l^0$ 和 ε_s^0 为初始应变

$$\varepsilon_l^0 = \frac{2\Delta L_L}{L} = \alpha_l \Delta T \tag{3}$$

$$\varepsilon_s^0 = \frac{2\Delta L_s}{L} = \alpha_s \Delta T \tag{4}$$

其中：α_s 和 α_l 分别是剪切层和构件其它部分的热膨胀系数；ΔT 为温度变化。

假设沿构件长度方向层板内的应力分布是均匀的，且层板的中性面位于厚度方向的中心，构件内应力导致的弯矩可以表示为

$$M = (\sigma_s - \sigma_l) t_s b \left(\frac{t_l - t_s}{2} \right) \tag{5}$$

其中：b 为层板厚度。将式(1)至(4)代入式(5)可得

$$M = \frac{1}{2} E t_s b \Delta T (t_l - t_s)(\alpha_l - \alpha_s) \tag{6}$$

根据材料力学知识，构件最大翘曲变形量为

$$W_{max} = \frac{M(L/2)^2}{2EI} \tag{7}$$

其中：$I = \frac{b t_l^3}{12}$ 为构件的截面惯性矩。将式(6)代入式(7)可得

$$W_{max} = \frac{3}{16} \Delta T L^2 \frac{t_s (t_l - t_s)(\alpha_l - \alpha_s)}{t_l^3} \tag{8}$$

式(8)为在确定的固化压力下复合材料构件最大翘曲变形量的预报模型，该简化的理论模型定性地分析了剪切层的可变参数与复合材料层合板固化翘曲变形量之间的关系，可将其与表达层板翘曲变形量和各影响因素之间关系的经验公式进行比较，最终得到剪切层参数与各影响因素之间的关联模型，以此确定不同工艺条件下及不同结构尺寸时的剪切层参数。

3 剪切层的性能参数确定

在一定的工艺条件下，针对某一复合材料构件的固化变形数值模拟，首先要确定剪切层的热膨胀系数 α_s 和剪切层厚度 t_s。为了排除模具与复合材料之间相互作用之外的其它影响复合材料构件固化变形的因素，在确定剪切层性能参数时，研究对象为较薄的单向层合板。选取一组 t_s 值，考察各值在不同热膨胀系数 α_s 下，该材料体系的单向层合板翘曲变形的数值模拟结果。数值模型中的约束条件如图 4 所示。

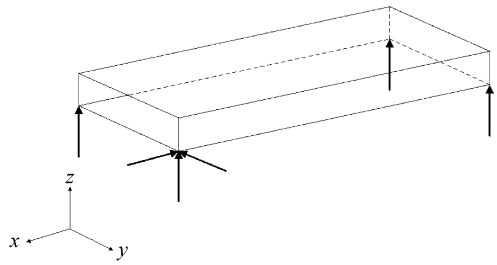

图 4 数值模型中的约束条件简图

Fig. 4 Sketch of boundary conditions of numerical model

以文献[5]中的 T800/3900 复合材料体系为例，其纤维体积含量为 0.6，固化曲线如图 1 所示。确定在 0.586 MPa 的固化压力和模具表面贴有脱模布的情况下剪切层热膨胀系数 α_s 和厚度 t_s。剪切层厚度分别取 0.02 mm 至 0.04 mm 的 5 个值，而剪切层热膨胀系数 α_s 分别取 -5.3×10^{-6}℃$^{-1}$、-10.3×10^{-6}℃$^{-1}$、-15.3×10^{-6}℃$^{-1}$ 及 -22.3×10^{-6}℃$^{-1}$。当构件尺寸为 600 mm ×100 mm×0.8 mm，预浸料单层厚 0.2 mm 时，构件最大固化翘曲变形量随剪切层性能参数变化的曲线如图 5 所示。而文献[6]中该尺寸构件固化变形的实验结果为 3.48 mm。

从图 5 可以看出，当剪切层厚度不变时，构件的翘曲变形量随着剪切层热膨胀系数 α_s 的增加而线性增加。并且每个剪切层厚度值都对应着一个能够满足构件最大翘曲变形实验结果的热膨胀系数值，同时参照剪切层热膨胀系数的取值范围，得到了 4 组能够满足该构件固化变形的 t_s 和 α_s 值：A：t_s=0.025 mm，$\alpha_s=-21.76\times10^{-6}$℃$^{-1}$；$B$：$t_s$=0.030 mm，$\alpha_s=-18.38\times10^{-6}$℃$^{-1}$；C：$t_s$=0.035 mm，$\alpha_s=-15.94\times10^{-6}$℃$^{-1}$；D：$t_s$=0.040 mm，$\alpha_s=-14.11\times10^{-6}$℃$^{-1}$。

文献[6]实验研究了影响模具与复合材料构件

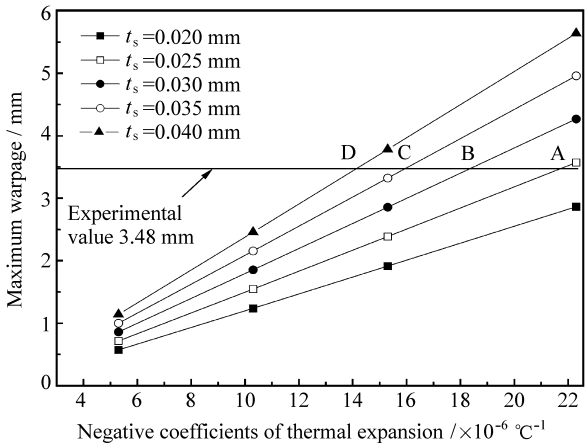

图 5　不同参数的剪切层下构件的最大翘曲变形量

Fig. 5　Maximum part warpages with different shear layers

相互作用的因素，指出构件的最大翘曲变形量 W 与构件长度 L、构件厚度 t_s 及固化压力 p 成比例变化，得到的经验公式如下：

$$W_{\max}^{\text{experience}} \propto \frac{p^{0.2} L^3}{t_1^2} \tag{9}$$

当构件尺寸或固化压力发生变化时，剪切层的性能也要随之变化才能准确地预报构件的固化变形。这里固定剪切层的热膨胀系数 α_s 不变，只改变剪切层的厚度来满足构件尺寸或固化压力变化时对剪切层性能的要求。而改变的剪切层厚度要能够满足下式：

$$\frac{W_{\max.t_s}}{W_{\max.t_s'}} = \frac{W_{\max.t_s}^{\text{experience}}}{W_{\max.t_s'}^{\text{experience}}} \tag{10}$$

式中：下标 t_s 表示已经确定的剪切层厚度，而下标 t_s' 表示改变的剪切层厚度。

当构件厚度变化时，将式(8)和式(9)代入式(10)，可以得到剪切层的厚度要满足的如下方程：

$$\frac{t_s(t_1-t_s)}{t_1^3} \Big/ \frac{t_s'(t_1'-t_s')}{t_1'^3} = t_1'^2/t_1^2 \tag{11}$$

同时，由于实际构件的厚度都很大，即 t_1 远大于 t_s，式(11)可简化为

$$\frac{t_1'^2}{t_1^2}\frac{t_s}{t_s'} = \frac{t_1'^2}{t_1^2} \tag{12}$$

于是，可得 $t_s'=t_s$。上式表明同样的剪切层性能参数可以预报不同厚度构件的固化变形，即不需要考虑构件厚度对模具与复合材料之间相互作用的影响。

分别以 600 mm×100 mm×1.6 mm 和 600 mm×100 mm×3.2 mm 的单向层合板为研究对象，将由图 5 得到的 4 组 t_s 和 α_s 值作为数值模拟过程中剪切层的性能参数，得到构件最大翘曲变形量的预报结果如表 1 所示，而 8 层和 16 层厚的单向层合板固化变形的实验结果分别为 0.97 mm 和 0.21 mm[6]。A 组 8 层和 16 层的模拟结果的误差都在 10%以内，于是选取 A 组的剪切层厚度 0.025 mm 与热膨胀系数 -21.76×10^{-6} ℃$^{-1}$ 作为在 0.586 MPa 固化压力和模具表面贴有脱模布的情况下，长度为 600 mm 构件固化变形的剪切层性能参数。

4　构件长度变化时剪切层的性能参数

当构件长度变化时，由式(8)至式(10)得到剪切层厚度计算公式(13)，参照如上得到的长度为600 mm 构件的剪切层性能参数，可确定不同长度构件的剪切层厚度，而保持热膨胀系数 $\alpha_s=-21.76\times10^{-6}$ ℃$^{-1}$ 不变。由公式(13)得到构件尺寸为 300 mm×100 mm×0.8mm 和 1200 mm×100 mm×0.8mm 时的剪切层厚度分别是 0.012 mm 和 0.053 mm，而后由数值模拟得到以上两个尺寸的构件固化变形的结果与实验结果的对照，如表 2 所示。模拟结果的误差均在 10%左右，说明模拟结果能够较好地与实验结果吻合。

$$t_s(t_1-t_s)/[t_s'(t_1-t_s')] = L/L' \tag{13}$$

5　固化压力变化时剪切层的性能参数

当固化压力变化时，由式(8)至式(10)得到剪切层厚度计算公式(14)，参照如上得到的固化压力为 0.586 MPa 时剪切层的性能参数，可确定不同固化压力下的剪切层厚度，同时保持剪切层的热膨胀系数 $\alpha_s=-21.76\times10^{-6}$ ℃$^{-1}$ 不变。以尺寸为 600 mm×

表 1　使用不同性能参数剪切层预报的构件固化变形

Table 1　Predicted parts warpage with different performance parameters of shear layers

	t_s/mm	α_s/×10⁻⁶ ℃⁻¹	Part warpage/mm			
			$[0]_8$	Error/%	$[0]_{16}$	Error/%
A	0.025	−21.76	1.040	7.20	0.222	5.7
B	0.030	−18.38	1.078	11.13	0.236	12.4
C	0.035	−15.94	1.149	18.45	0.242	15.2
D	0.040	−14.11	1.210	24.70	0.243	15.7

表 2 不同长度构件固化变形的模拟结果与实验结果

Table 2 Predicted and experimental part warpage with different part lengths

Part length/mm	Part warpage/mm								
	$[0]_4$			$[0]_8$			$[0]_{16}$		
	Prediction	Experiment	Error/%	Prediction	Experiment	Error/%	Prediction	Experiment	Error/%
300	0.618	0.64	3.4	0.185	0.20	7.5	0.094	0.09	4.4
1200	27.974	31.61	11.5	5.858	6.65	11.9	1.207	1.41	14.4

100 mm×0.8 mm 的构件为研究对象，由公式(14)得到固化压力为 0.103 MPa 时的剪切层厚度为 0.018 mm，而后得到固化压力为 0.103 MPa 时构件固化变形的模拟结果与实验结果对比如表 3 所示，模拟结果的误差为 8.4%，模拟结果能够较好地与实验结果吻合。

$$t_s(t_1-t_s)/[t_s'(t_1-t_s')]=(p/p')^{0.2} \tag{14}$$

表 3 固化压力 0.103 MPa 时固化变形的模拟结果与实验结果

Table 3 Predicted and experimental part warpage with 0.103 MPa pressure

	Prediction	Experiment	Error/%
Part warpage/mm	2.20	2.03	8.4

6 算例分析

由于模具与复合材料相互作用主要出现在构件底层的很小范围内[5-7]，而构件其余各层对相互作用影响很小，本文假设剪切层参数只与构件底层的纤维方向有关，而不考虑构件的铺层方式对相互作用及剪切层参数的影响，其只影响构件的模量、泊松比等力学性能，于是本文中建立的剪切层模型可用于预报任意铺层方式的构件变形。以层板 $[0/90]_s$ 为研究对象，将其固化变形的模拟结果与实验结果进行比较。试件 $[0/90]_s$ 尺寸为 300 mm×50 mm×0.5 mm，材料体系为 T300/5428，固化压力 0.4 MPa，按 3 中介绍的模拟试验的方法得到剪切层厚度 0.055 mm 与热膨胀系数 -12.0×10^{-6} ℃$^{-1}$。模拟结果与实验结果的对比如表 4 所示，模拟结果的误差为 6.1%，模拟结果能够较好地与实验结果吻合。

表 4 层板 $[0/90]_s$ 固化变形的模拟结果与实验结果

Table 4 Predicted and experimental part warpage for $[0/90]_s$

	Prediction	Experiment	Error/%
Part warpage/mm	1.91	1.80	6.1

7 结 论

(1) 引入了剪切层的概念来代替模具对复合材料构件固化变形的影响作用，建立了剪切层热膨胀系数和厚度随复合材料构件尺寸及工艺压力变化的数学模型。

(2) 通过模拟试验与实验对比的方法，确定了剪切层沿底层纤维方向的热膨胀系数 α_s 和剪切层厚度 t_s。并且得到的剪切层性能参数能够准确地模拟由于模具与复合材料相互作用导致的构件固化变形。

(3) 根据剪切层厚度的预报模型，得到不同构件尺寸以及不同固化压力下剪切层的性能参数，并且由此建立的剪切层模型能够准确地模拟构件的固化变形。

参考文献：

[1] Fernlund G, Rahman N, Courdji R, et al. Experimental and numerical study of the effect of cure cycle, tool surface, aspect ratio, and the lay-up on the dimensional stability of autoclave-processed composite parts [J]. Composites Part A, 2002, 33: 341-351.

[2] Johnston A, Vaziri R, Poursartip A. A plane strain model for process-induced deformation of laminated composite structures [J]. J Compos Mat, 2001, 35(16): 1435-1469.

[3] Radford D W, Rennick T S. Separating sources of manufacturing distortion in laminated composites [J]. J Reinforced Plast Compos, 2000, 19(8): 621-641.

[4] Potter K D, Campbell M, Langer C, et al. The generation of geometrical deformations due to tool part interaction in the manufacture of composite components [J]. Composites Part A, 2005, 36: 301-308.

[5] Twigg G, Poursartip A, Fernlund G. An experimental method for quantifying tool - part shear interaction during composites processing [J]. Compos Sci Technol, 2003, 63: 1985-2002.

[6] Twigg G, Poursartip A, Fernlund G. Tool-part interaction in composites processing, Part I: Experimental investigation and analytical model [J]. Composites Part A, 2004, 35: 121-133.

[7] Twigg G, Poursartip A, Fernlund G. Tool-part interaction in composites processing, Part Ⅱ: Numerical modeling [J]. Composites Part A, 2004, 35: 135-141.

[8] Satish K B, Lloyd V S. A linear finite element model to predict processing - induced distortion in FRP laminates [J]. Composites Part A, 2005, 36: 1666-1674.