

基于模具-制件相互作用的复合材料制件固化变形数值模型

元振毅, 王永军*, 王俊彪, 魏生民

(西北工业大学 陕西省数字化制造工程技术研究中心, 西安 710072)

摘 要: 针对复合材料制件在成型过程中的固化变形这一关键技术问题, 通过在模具与复合材料制件之间引入剪切层的方法, 建立了预测复合材料制件固化变形的解析计算模型和有限元仿真模型。剪切层的剪切模量用来衡量固化过程中模具与复合材料制件之间的相互作用, 其数值大小通过与实验数据进行比对而得到。基于建立的固化变形模型, 与文献中已有的实验结果进行了比较。结果表明: 所建立的模型具有较高的可靠性。同时针对 L 型复合材料制件建立了三维有限元仿真模型, 模型中除考虑材料各向异性和化学收缩效应以外, 还将成型过程中模具与复合材料制件间的相互作用考虑在内。模拟结果表明: 引入模具作用后 L 型零件的固化变形预测结果更加准确。

关键词: 复合材料; 固化变形; 有限元仿真; 解析模型; 模具-制件相互作用

中图分类号: TB330.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3851(2016)04-0902-08

热压罐成型工艺具有罐内温度及固化压力均匀分布、成型制件几何形状几乎没有限制等优点, 是目前广泛应用的复合材料制件的成型方法之一。在成型过程中, 由于金属模具作用、树脂基体的化学反应以及复合材料自身的材料各向异性等因素, 复合材料制件在脱模之后将发生固化变形。固化变形会直接影响复合材料制件的使用以及后续的连接装配, 严重时甚至会直接导致零件报废。传统解决固化变形的办法是依据技术人员的经验, 采用“试错法”对模具型面进行修正, 反复实验调试直至制造的零件满足设计要求为止, 这种方法耗时、费力, 也不满足复合材料“低成本”的制造要求。因此, 如何应用数值计算或有限元模拟的方法在设计之初准确地预测复合材料制件成型后的固化变形, 对于成型模具设计与制造具有重要指导意义。

近 30 年来, 许多研究者针对复合材料固化过程进行了数值模拟研究。Bogetti 和 Gillespie^[1]考虑了热传导与固化动力学的耦合, 针对厚截面复合材料制件采用有限差分技术进行了二维数值模拟。Twigg 等^[2-4]采用实验研究分析了模具与复合材料

制件在成型过程中的相互作用, 并发现对称铺层的复合材料层合板由于这种模具作用将在成型后产生较大的翘曲变形。Bapanapalli 和 Smith^[5]通过在数值模型中引入剪切层的方法来代替成型过程中模具对复合材料的影响作用。该方法通过改变剪切层的厚度和热膨胀系数来使模拟结果接近真实的实验值, 能较好地预测层合板的固化变形。但是一旦层合板的尺寸发生变化, 该剪切层参数就需要重新确定。Arafath 等^[6]同样通过引入剪切层的方法来替代模具与复合材料间的相互作用, 其计算结果表明复合材料制件固化变形量对树脂基体弹性模量的选择依赖较大。Kappel 等^[7]通过引入分层系数将复合材料层合板分为上下 2 层, 并假设层合板只有下层受到模具作用, 从而建立了固化变形分析模型。岳广全等^[8]通过在复合材料制件内部埋入光纤光栅的方法对成型过程中的模具作用进行了研究, 其结果表明复合材料与模具间的热膨胀系数的不匹配将引起制件固化后产生翘曲变形。笔者^[9]建立了包含热-化学、树脂黏度以及树脂流动 3 个子模型的复合材料固化过程多场耦合计算模型, 该模型考虑了固

收稿日期: 2015-05-22; 录用日期: 2015-07-14; 网络出版时间: 2015-07-29 14:46

网络出版地址: www.cnki.net/kcms/detail/11.1801.TB.20150729.1446.004.html

基金项目: 国家自然科学基金(51275420)

通讯作者: 王永军, 博士, 副教授, 研究方向为钣金成形、复合材料成型。 E-mail: wyongjun@nwpu.edu.cn

引用格式: 元振毅, 王永军, 王俊彪, 等. 基于模具-制件相互作用的复合材料制件固化变形数值模型[J]. 复合材料学报, 2016, 33(4): 902-909. YUAN Z Y, WANG Y J, WANG J B, et al. Numerical model on curing deformation of composite part based on tool-part interaction[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2016, 33(4): 902-909 (in Chinese).

化过程树脂基体和纤维材料性能的时变特性, 其计算结果表明对于复合材料薄层板, 其固化过程中的温度峰值效果并不明显。

固化变形的合理预测是复合材料设计制造一体化中的关键技术。由于固化变形的影响因素比较多、模型复杂, 在实际计算过程中, 应保留主要因素, 忽略次要因素, 在保证计算精度的前提下简化计算量。目前, 国外研究人员对基本的平板类或 L 型制件的固化变形研究较多, 积累了大量实验数据。而国内研究人员对于基本的板类制件和 L 型制件固化变形的研究相对较少, 很多模型中都忽略了成型过程中模具对复合材料的影响作用。

因此, 笔者通过借鉴剪切层理论, 建立了预测复合材料制件固化变形的数值模型, 该模型可以准确地预测不同尺寸、不同铺层角度的平板或 L 型复合材料制件的固化变形。

1 模具-复合材料制件相互作用解析计算模型

成型过程中模具与复合材料制件之间热膨胀系数的不同是导致复合材料制件产生变形的主要原因之一, 尤其是平板类制件。由于金属模具的热膨胀系数要远大于复合材料沿纤维方向的热膨胀系数, 随着罐内温度和压力的升高, 模具与复合材料制件之间将发生相互作用, 产生剪切应力。由于固化过程中树脂基体的剪切模量很低, 该剪切应力沿复合材料的厚度方向就形成了一个应力梯度, 该应力梯度随着树脂的固化残留在制件内部, 直至固化完成。当复合材料制件脱模后, 该应力得到释放导致制件发生变形^[2-4]。

对于复合材料制件与模具之间, 很多模型都假设二者之间存在一层剪切层^[2-6, 10-11]。Arafath 等^[6]建立了含有剪切层的复合材料固化变形数学模型。但是其模型中认为剪切层的剪切模量、厚度与复合材料制件的长度和厚度有一定关系。这与文献^[4]中的实验结果并不吻合。本文同样采用引入剪切层的方法来代替模具与复合材料制件间的相互作用, 建立了复合材料制件固化变形的预测模型, 模型中认为, 剪切层剪切模量与模具材料、表面状态和脱模剂种类等因素有关, 一旦这些条件确定后, 剪切层的剪切模量和厚度是不随制件的长度和厚度等尺寸的变化而变化的。

升温过程中, 复合材料制件与模具因热膨胀系

数不同, 二者之间将产生相互作用, 复合材料制件模型如图 1 所示。图中: τ_{top} 为表面切应力; $2L$ 为制件总长度。

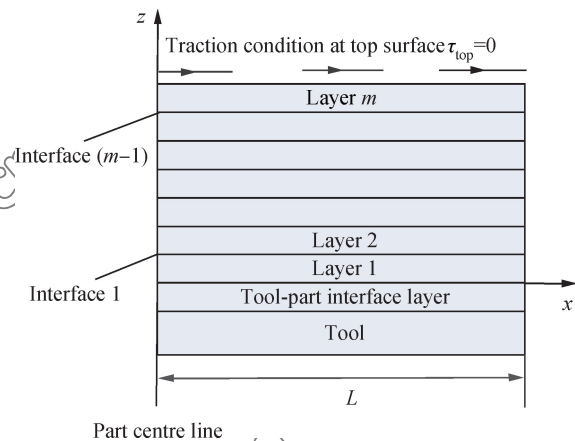


图 1 复合材料制件模型

Fig. 1 Composite part model

复合材料制件内部的残余应力和位移分布可以表示^[6]为

$$\begin{cases} u_{xx} = \sum_{n=1}^N [\sin(k_n x) (A_n e^{\beta_n z} + B_n e^{-\beta_n z})] + \epsilon_{\text{ther}} x \\ \sigma_{xx} = \sum_{n=1}^N [E_{xx} k_n \cos(k_n x) (A_n e^{\beta_n z} + B_n e^{-\beta_n z})] \\ \tau_{xz} = \sum_{n=1}^N [G_{xz} \beta_n \sin(k_n x) (A_n e^{\beta_n z} - B_n e^{-\beta_n z})] \end{cases} \quad (1)$$

式中: u_{xx} 和 σ_{xx} 分别为复合材料制件在长度方向的位移与应力; τ_{xz} 为制件内部受到的剪切应力; $\beta_n = ck_n$, $c = \sqrt{E_{xx}/G_{xz}}$, $k_n = (2n-1)\pi/2L$, $n=1, 2, \dots, N$, E_{xx} 和 G_{xz} 分别为复合材料制件的弹性模量和剪切模量; z 为复合材料厚度方向坐标; x 为复合材料制件长度方向坐标; ϵ_{ther} 为制件自由状态下的热应变; A_n 和 B_n 为待求系数。复合材料制件通常由多层预浸料铺贴而成, 因此式(1)可以进一步推广得到复合材料制件每一层的应力和位移分布情况^[6]:

$$\begin{cases} u_{xx}^i = \sum_{n=1}^N [\sin(k_n x) (A_n^i e^{\beta_n^i z} + B_n^i e^{-\beta_n^i z})] + \epsilon_{\text{ther}} x \\ \sigma_{xx}^i = \sum_{n=1}^N [E_{xx}^i k_n \cos(k_n x) (A_n^i e^{\beta_n^i z} + B_n^i e^{-\beta_n^i z})] \\ \tau_{xz}^i = \sum_{n=1}^N [G_{xz}^i \beta_n^i \sin(k_n x) (A_n^i e^{\beta_n^i z} - B_n^i e^{-\beta_n^i z})] \end{cases} \quad (2)$$

式中:上标 i 代表复合材料制件第 i 层铺层; A_n^i 和 B_n^i 为第 i 层的待求系数。对于铺层层数为 m 层的复合材料制件,则共有 $2m$ 个待求系数。对于复合材料层与层之间,假定其接触面位移和切应力相等,则有

$$\sum_{n=1}^N [\sin(k_n x) (A_n^i e^{\beta_n^i z_i} + B_n^i e^{-\beta_n^i z_i})] + \epsilon_{\text{ther}}^i x = \sum_{n=1}^N [\sin(k_n x) (A_n^{i+1} e^{\beta_n^{i+1} z_i} + B_n^{i+1} e^{-\beta_n^{i+1} z_i})] + \epsilon_{\text{ther}}^{i+1} x \quad (3)$$

$$\sum_{n=1}^N [G_{xz}^i \beta_n^i \sin(k_n x) (A_n^i e^{\beta_n^i z_i} - B_n^i e^{-\beta_n^i z_i})] = \sum_{n=1}^N [G_{xz}^{i+1} \beta_n^{i+1} \sin(k_n x) (A_n^{i+1} e^{\beta_n^{i+1} z_i} - B_n^{i+1} e^{-\beta_n^{i+1} z_i})] \quad (4)$$

对于复合材料制件的最表层,由于其并未与模具直接接触,其表面切应力 τ_{top} 为零,则有

$$\sum_{n=1}^N [G_{xz}^m \beta_n^m \sin(k_n x) (A_n^m e^{\beta_n^m z_m} - B_n^m e^{-\beta_n^m z_m})] = 0 \quad (5)$$

对于剪切层与第 1 层复合材料铺层之间,以及剪切层与模具之间同样存在接触面位移和切应力相等的关系:

$$\begin{cases} u_{xx}^s = u_{xx}^1, \tau_{xz}^s = \tau_{xz}^1 & z = 0 \\ u_{xx}^s = u_{xx}^{\text{tool}}, \tau_{xz}^s = \tau_{xz}^{\text{tool}} & z = -t_s \end{cases} \quad (6)$$

式中:上标 s 代表剪切层;上标 tool 代表模具; t_s 为剪切层的厚度,与预浸料单层厚度相同。由于剪切层的剪切模量很低,可以将式(6)进一步简化为

$$\tau_{xz}^1 = G^s \frac{u_{xx}^1 - u_{xx}^{\text{tool}}}{t_s} \quad (7)$$

式中: G^s 为剪切层剪切模量,通过改变剪切层剪切模量来表示不同的模具作用。利用式(2)~式(7)可以求解出复合材料制件内部的残余应力和应变分布。

关于式(2)~式(7)的求解,以式(3)和式(4)为例,将式(3)和式(4)左右两端乘以 $\sin(k_n x)$ 后沿零件长度方向进行积分,则有

$$\int_0^L \sin(k_n x) \sum_{n=1}^N [\sin(k_n x) (A_n^i e^{\beta_n^i z_i} + B_n^i e^{-\beta_n^i z_i}) + \epsilon_{\text{ther}}^i x] dx = \int_0^L \sin(k_n x) \sum_{n=1}^N [\sin(k_n x) (A_n^{i+1} e^{\beta_n^{i+1} z_i} + B_n^{i+1} e^{-\beta_n^{i+1} z_i}) + \epsilon_{\text{ther}}^{i+1} x] dx \quad (8)$$

$$\int_0^L \sin(k_n x) \sum_{n=1}^N [G_{xz}^i \beta_n^i \sin(k_n x) (A_n^i e^{\beta_n^i z_i} - B_n^i e^{-\beta_n^i z_i})] dx = \int_0^L \sin(k_n x) \sum_{n=1}^N [G_{xz}^{i+1} \beta_n^{i+1} \sin(k_n x) (A_n^{i+1} e^{\beta_n^{i+1} z_i} - B_n^{i+1} e^{-\beta_n^{i+1} z_i})] dx \quad (9)$$

式中:

$$\int_0^L \sin(k_n x) \sin(k_{n-1} x) dx = \frac{\sin(k_n L) \cos(k_{n-1} L) k_{n-1} - \cos(k_n L) \sin(k_{n-1} L) k_n}{k_n^2 - k_{n-1}^2} = 0 \quad (10)$$

$$\int_0^L \sin(k_n x) \sin(k_n x) dx = \frac{L}{2} - \frac{\sin(2k_n L)}{4k_n} = \frac{L}{2} \quad (11)$$

将式(8)和式(9)进一步简化可得

$$(A_n^i e^{\beta_n^i z_i} + B_n^i e^{-\beta_n^i z_i} - A_n^{i+1} e^{\beta_n^{i+1} z_i} - B_n^{i+1} e^{-\beta_n^{i+1} z_i}) = \frac{2(-1)^{n+1}}{L k_n^2} (\epsilon_{\text{ther}}^{i+1} x - \epsilon_{\text{ther}}^i x) \quad (12)$$

$$G_{xz}^i \beta_n^i (A_n^i e^{\beta_n^i z_i} - B_n^i e^{-\beta_n^i z_i}) = G_{xz}^{i+1} \beta_n^{i+1} (A_n^{i+1} e^{\beta_n^{i+1} z_i} - B_n^{i+1} e^{-\beta_n^{i+1} z_i}) \quad (13)$$

通过上述方法,将式(5)和式(7)进行简化后得

$$A_n^m e^{\beta_n^m z_m} - B_n^m e^{-\beta_n^m z_m} = 0 \quad (14)$$

$$A_n^1 \left(\frac{t_s}{G^s} G_{xz}^1 \beta_n^1 - 1 \right) - B_n^1 \left(\frac{t_s}{G^s} G_{xz}^1 \beta_n^1 - 1 \right) + A_n^{\text{tool}} e^{\beta_n^{\text{tool}} (-t_s)} + B_n^{\text{tool}} e^{-\beta_n^{\text{tool}} (-t_s)} = \frac{2(-1)^{n+1}}{L k_n^2} (\epsilon_{\text{ther}}^1 - \epsilon_{\text{ther}}^{\text{tool}}) \quad (15)$$

通过将式(12)~式(15)联立线性方程组,即可求得每一层的待求系数 A_n^i 和 B_n^i ,继而求得每一层的残余应力。根据所得的残余应力计算其产生的弯矩 M :

$$M = \int_0^{t_2} \sigma_{xx} \left(z - \frac{t}{2} \right) b dz \quad (16)$$

式中: b 为复合材料制件宽度; t_2 为复合材料制件总厚度。根据复合材料经典层合板理论,层合板的物理方程可以写为^[12]

$$\begin{bmatrix} \mathbf{N} \\ \mathbf{M} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{B} \\ \mathbf{B} & \mathbf{D} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \boldsymbol{\epsilon}^0 \\ \mathbf{k}^0 \end{bmatrix} \quad (17)$$

式中:

$$\mathbf{A} = \sum_{i=1}^m \mathbf{Q}^i (h_i - h_{i-1}) \quad (18)$$

$$\mathbf{B} = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^m \mathbf{Q}^i (h_i^2 - h_{i-1}^2) \quad (19)$$

$$\mathbf{D} = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^m \mathbf{Q}^i (h_i^3 - h_{i-1}^3) \quad (20)$$

其中: $\mathbf{A}$ 、 $\mathbf{B}$ 和 $\mathbf{D}$ 分别为层合板拉伸刚度矩阵、耦合刚度矩阵及弯扭刚度矩阵; $\boldsymbol{\epsilon}^0$ 和 $\mathbf{k}^0$ 分别为层合板中面的应变列阵和曲率列阵; $\mathbf{N}$ 和 $\mathbf{M}$ 分别为层合板中面的合力列阵和合力矩列阵; $\mathbf{Q}^i$ 为层合板第 i 层的

偏轴刚度矩阵; h_i 为层合板第 i 层距层合板中面的距离。通过式(17)即可计算出层合板中面的应变和曲率,进而可以得到复合材料制件的固化变形量。

2 有限元模型

针对复合材料固化变形,采用有限元软件 ABAQUS 建立了仿真计算模型。由于复合材料固化前后其材料属性会发生变化,需采用 ABAQUS 提供的 UMAT 用户子程序,通过特定的接口实现与 ABAQUS 主程序之间的数据交换。考虑到文中模型的对称性,在此只取模型的一半进行建模。模型由模具、剪切层及复合材料构成,均采用实体单元建模,有限元单元为 C3D20R,复合材料固化变形有限元模型如图 2 所示。复合材料每 1 层在厚度方向上划分 4 层网格。模拟过程分为 2 步:第 1 步模拟升温过程中的模具与复合材料间的相互作用。在升温过程中,树脂要经历由液态(viscous state)向橡胶态(rubbery state)的转变,其弹性模量会随之发生变化,该过程通过使用 FORTRAN 语言编程材料子程序 UMAT 实现。其中模具与剪切层、剪切层与复合材料之间均采用的是 ABAQUS 中的 Tie 连接;第 2 步来模拟模具-复合材料制件之间相互作用所导致的固化变形,即将模具和剪切层移除,模拟复合材料制件的脱模过程,这一步可以通过 ABAQUS 的 model change 功能实现。

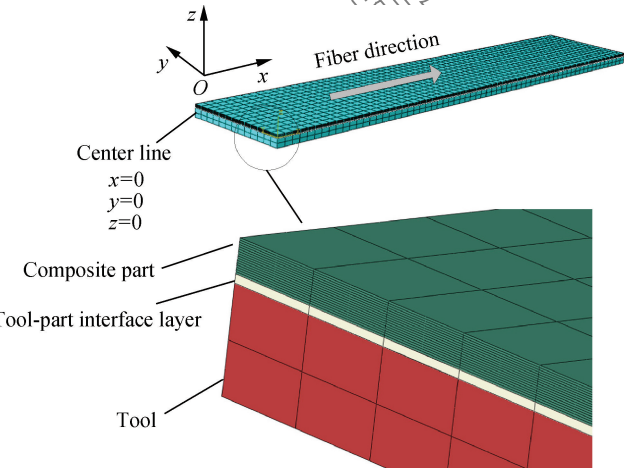


图 2 复合材料固化变形有限元模型

Fig. 2 Finite element model for curing deformation of composite

3 数值算例

3.1 剪切层参数的确定

许多研究者对模具与复合材料制件间相互作用

所产生的作用力或者二者之间的摩擦系数进行了实验研究,研究结果表明该相互作用极其复杂,其与热压罐内压力、升降温速率、模具表面状态及使用的脱模剂种类等因素都有关系,很难用具体的数值关系来描述^[13-14]。因此本文通过调整剪切层的剪切模量使制件的固化变形量与实验结果相符合从而得到特定工艺条件下的剪切层参数。算例一取自文献[5],层合板所用预浸料材料为 T800HB/3900-2,固化工艺条件详见文献[5],T800HB/3900-2 材料参数^[5, 15]如表 1 所示,预浸料单层厚度为 0.16 mm,所用模具材料为铝(6061-T6),模具材料参数见文献[6]。采用本文提出的解析计算模型对层合板固化变形进行了计算,T800HB/3900-2 复合材料层合板最大变形量与剪切层剪切模量之间的关系如图 3 所示。可以看到,当剪切层剪切模量 G^s 取 0.062 MPa 时,计算结果与实验结果最吻合,从而确定了该模具及工艺参数条件下的剪切层剪切模量。采用该数值后,T800HB/3900-2 复合材料平板制件固化变形比较如表 2 所示,图 4 为铺层为 [0/90]_s 的 T800HB/3900-2 复合材料制件固化变形(变形放大系数为 5)。可以看到,采用本文所述方法计算该复合材料层合板的固化变形与实验结果吻合度较高。由表 2 还可以看出,采用本文的解析计算模型和采用有限元方法计算出来的变形量是稍有区别的,采用有限元方法计算出来的变形量要偏小,这也许是二维模型(解析计算模型)与三维模型(有限元仿真模型)之间的区别,在二维解析计算模型中忽略了复合材料剪切模量 G_{23} 等材料参数的影响。

表 1 T800HB/3900-2 材料参数^[5, 15]

Table 1

Material parameters of T800HB/3900-2^[5, 15]

Parameter	Step 1	Step 2	
	Viscous state (20-160 ℃)	Rubbery state (160-180 ℃)	Glassy state (180-20 ℃)
E_1 /MPa	169 000	169 000	169 000
E_2, E_3 /MPa	0.086 2	140	8 070
G_{12}, G_{13} /MPa	0.05	37. 7	4 170
ν_{12}, ν_{13}	0.355	0.33	0.33
ν_{23}	0.41	0.41	0.41
α_1 /℃ ⁻¹	-0.001×10^{-6}	-0.001×10^{-6}	-0.001×10^{-6}
α_2, α_3 /℃ ⁻¹	8.95×10^{-6}	8.95×10^{-6}	8.95×10^{-6}
Chem1/%	0	0	0
Chem2/%	0	2. 5 ^[16]	0

Notes: E_1, E_2, E_3 — Elastic modulus; $\nu_{12}, \nu_{13}, \nu_{23}$ — Poisson's ratio; G_{12}, G_{23} — Shear modulus; $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ — Thermal expansion coefficient; Chem1, Chem2 — Chemical shrinkage.

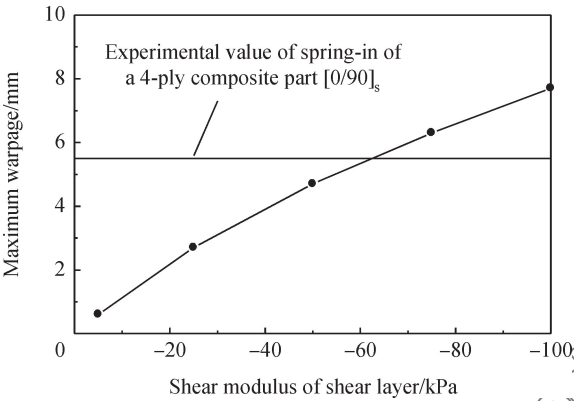


图3 T800HB/3900-2 复合材料层合板最大变形量与剪切层剪切模量之间的关系

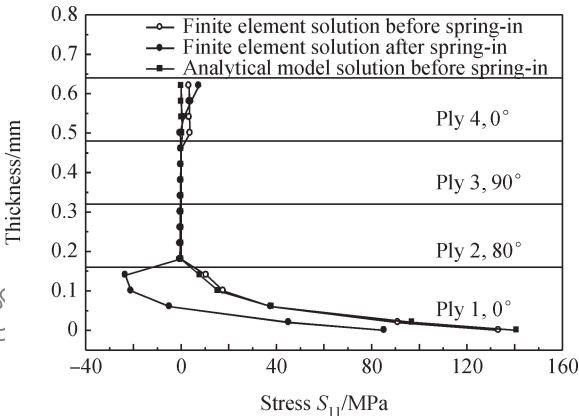


图5 T800HB/3900-2 复合材料制件内部残余应力厚向分布的比较结果($x=0.0635\text{ m}$)

Fig. 5 Comparative results of through-thickness internal residual stress of T800HB/3900-2 composite part ($x=0.0635\text{ m}$)

表2 T800HB/3900-2 复合材料平板制件固化变形比较

Table 2 Curing deformation comparison of T800HB/3900-2 composite flat parts

Lay-up	Maximum warpage/mm		
	Experiment ^[5]	Analytical model	FEM
[0/90] _s	5.498	5.5	4.5
[0 ₂ /90] _s	2.446	2.4	2
[0/90 ₂] _s	2.426	3.2	2.6
[0 ₃ /90] _s	1.226	1.3	1.3
[0 ₂ /90 ₂] _s	1.372	1.5	1.2
[0/90 ₃] _s	2.045	2.2	1.85

Note: ★ represents that shear modulus was calibrated by experimental result.

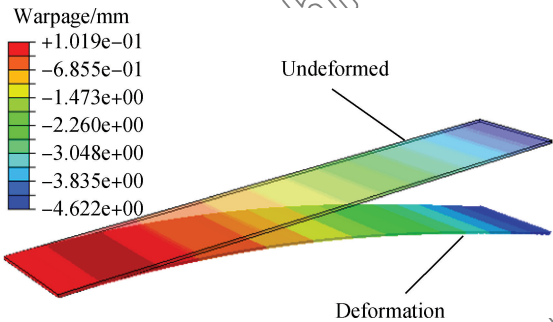


图4 铺层为[0/90]_s的T800HB/3900-2 复合材料制件固化变形(变形放大系数为5)

Fig. 4 Curing deformation of T800HB/3900-2 composite part with layer [0/90]_s(deformation magnified coefficient is 5)

图5为T800HB/3900-2 复合材料制件内部残余应力厚向分布的比较结果($x=0.0635\text{ m}$)。可以看到,在复合材料的第1层铺层内,采用解析计算模型计算出来的应力要更大一些,而在复合材料的第4层铺层内有限元模型计算出来的应力要大于解

析计算模型计算出的应力,这种应力分布情况将导致解析模型计算出来的弯矩要大于有限元模型应力分布所计算出的弯矩,故最终计算出的固化变形量也会有所不同。图5同时给出了采用FEM方法计算出的复合材料制件固化变形前后厚度方向上的应力分布。可以看到,在复合材料的第1层铺层内(0° 铺层),由于该层在回弹变形时以受压缩为主,回弹之后其应力显著减小,部分位置由回弹前的拉应力变为回弹后的压应力;中间2层为 90° 铺层,其沿零件长度方向弹性模量相对较小,回弹后应力只有 -0.5 MPa ;而最上层回弹时以拉应力为主,且越靠近制件表层拉应力越大。

3.2 层合板尺寸的影响

Arafath等^[6]认为剪切层剪切模量与制件的结构尺寸有关系,不同长度、厚度的制件,其剪切模量是不同的,而在本文中认为,剪切层的剪切模量与复合材料制件尺寸并无直接关联。Mezeix等^[11]同样研究了模具与复合材料间相互作用对固化变形的影响,其分别针对不同长度(300、400、500 mm)、不同厚度(4层、8层和16层)的层合板,采用钢制模具进行了实验研究。采用本文模型对其实验中不同结构尺寸的层合板固化变形进行了预测,T800HB/3900-2 复合材料制件固化变形计算结果如表3所示。可以看到,在剪切层剪切模量不变的情况下,本文模型可以较准确地预测不同结构尺寸复合材料制件的固化变形情况。同时可以看到,根据文献[11]的实验结果所确定的剪切层剪切模量与文献[5]中实验所确定的剪切模量是不同的。这表

表 3 T800HB/3900-2 复合材料制件固化变形计算结果

Table 3 Curing deformation calculation results of T800HB/3900-2 composite parts

Number of plies	Part length/mm	Maximum warpage/mm	
		Experiment ^[11]	Analytical model $G^*=0.6\text{ MPa}$
4	300	5.20	5.0★
	400	9.19	11.8
	500	23.30	22.6
8	300	1.45	1.3
	400	2.37	3.2
	500	4.50	6.3
16	300	0.32	0.35
	400	0.60	0.83
	500	1.47	1.70

Note: ★ represents that shear modulus was calibrated by experimental result.

明不同模具(钢制模具与铝制模具)材料会导致剪切层剪切模量有所区别。

4 L 型零件固化变形

对于 L 型或 U 型零件来说,引起其固化变形的重要因素是复合材料的各向异性。Radford 和 Rennick^[17] 给出考虑这种材料各向异性后的 L 型零件回弹角大小的数学公式:

$$\Delta\theta = \theta \frac{\alpha_L - \alpha_T}{1 + \alpha_T \Delta T} \Delta T \tag{21}$$

式中: α_L 和 α_T 分别为制件面内和沿厚度方向上的热膨胀系数; $\Delta\theta$ 和 θ 分别为制件回弹角度和回弹前角度; ΔT 为成型过程中温度变化范围。但是在实际过程中,树脂基体的化学收缩效应对固化变形的影响也十分重要,考虑这种因素后,式(21)扩展为

$$\Delta\theta = \theta \left(\frac{\alpha_L - \alpha_T}{1 + \alpha_T \Delta T} \Delta T + \frac{\varphi_L - \varphi_T}{1 + \varphi_T} \right) \tag{22}$$

式中: φ_L 和 φ_T 分别为制件面内和沿厚度方向上的化学收缩系数。一般来说,认为在纤维方向上的化学收缩系数为 0^[18]。式(22)较好地反映了 L 型零件的固化变形机制,但是其并未考虑到复合材料制件铺层角度以及成型过程中模具与复合材料间相互作用对固化变形的影响。图 6 为 L 型 T800HB/3900-2 复合材料制件回弹机制。 $M_{ther-chem}$ 为复合材料各向异性(包括树脂化学收缩)所产生的弯矩。当 L 型零件的缘条部分长度较长时,则成型过程中的模具作用也会对固化变形产生影响。因此本文在考虑模具作用的基础上,建立了复合材料 L 型零件的

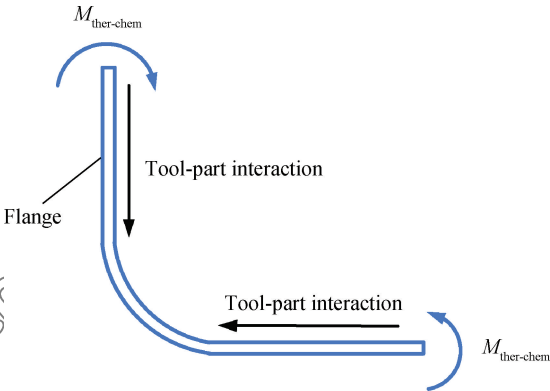


图 6 L 型 T800HB/3900-2 复合材料制件回弹机制
Fig. 6 Spring-in mechanism of L-shaped T800HB/3900-2 composite part

固化变形模型,并针对文献[5]中的实验结果进行了模型。模拟过程同样分为 2 步:第 1 步是采用第 1 节提到的模具与复合材料相互作用模型来计算升温过程中的模具与复合材料间的相互作用所产生的残余应力,该残余应力主要产生在 L 型零件的缘条部分;第 2 步模拟模具作用以及复合材料的各向异性所共同导致的制件回弹变形。剪切层的剪切模量取自 3.1 节, L 型 T800HB/3900-2 复合材料制件网格划分及边界条件如图 7 所示,材料参数见表 1。一般认为环氧树脂基体的化学收缩系数在 2%~7%之间^[16],在此取 2.5%。图 8 为铺层为[0/90]_s的 L 型 T800HB/3900-2 复合材料零件回弹变形(变形放大系数为 20)。表 4 为 L 型 T800HB/3900-2 复合材料制件固化变形计算结果。可以看到,考虑了模具作用以后, L 型零件回弹角度的预测要更加准确。因此,对于复合材料 L 型或 U 型零件,当

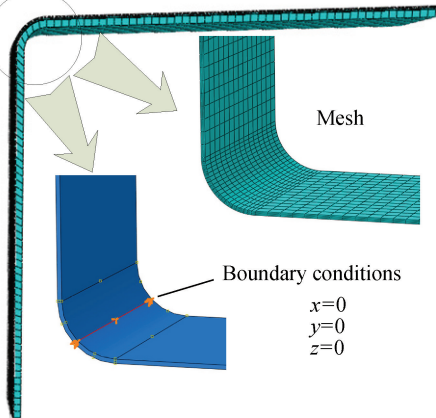


图 7 L 型 T800HB/3900-2 复合材料制件网格划分及边界条件
Fig. 7 Mesh generation and boundary conditions of L-shaped T800HB/3900-2 composite part

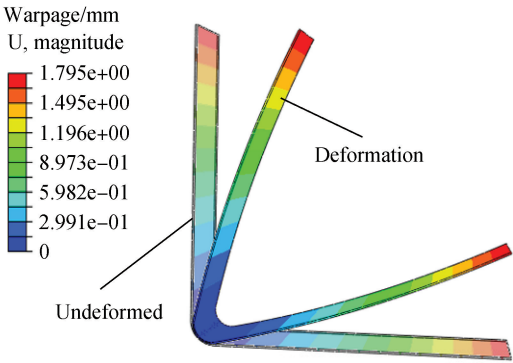


图8 铺层为 $[0/90]_s$ 的L型T800HB/3900-2复合材料零件回弹变形(变形放大系数为20)

Fig.8 Spring-in deformation of L-shaped T800HB/3900-2 composite part with $[0/90]_s$ layer (deformations magnified coefficient is 20)

表4 L型T800HB/3900-2复合材料制件固化变形计算结果

Table 4 Curing deformation calculation results of L-shaped T800HB/3900-2 composite parts

Spring-in/(°)			
Lay-up	Experiment ^[5]	FEM (without tool-part interaction)	FEM (with tool-part interaction)
$[0/90]_s$	1.90	1.16	2.02
$[0_2/90]_s$	1.75	1.18	1.57
$[0/90_2]_s$	1.80	1.12	1.63
$[0_2/90_2]_s$	1.55	1.17	1.42
$[0/90_3]_s$	1.40	1.08	1.44

模具材料为铝或钢制时,固化变形预测中需考虑到模具的影响作用。

5 结 论

(1) 通过在模具与复合材料制件之间引入1层剪切层来表示成型过程中模具与复合材料制件之间的相互关系,建立了复合材料制件固化变形解析计算模型和有限元仿真模型,通过与实验结果比较表明模型具有良好的效果。

(2) 通过计算实验与实验对比的方法,确定了剪切层的剪切模量,采用解析计算模型和三维有限元仿真模型与实验结果进行了比较,结果表明得到的剪切层的剪切模量可以较准确地预测不同铺层角度以及不同制件尺寸的复合材料制件的固化变形量。

(3) 针对L型T800HB/3900-2复合材料制件,建立了基于模具作用的固化变形三维有限元模型。结果表明,考虑成型过程中的模具作用后,L型零

件的回弹预测结果更加准确。

参考文献:

[1] BOGETTI T A, GILLESPIE J W. Two-dimensional cure simulation of thick thermosetting composites[J]. Journal of Composite Materials, 1991, 25(3): 239-273.

[2] TWIGG G, POURSAITIP A, FERNLUND G. Tool-part interaction in composites processing. Part I: Experimental investigation and analytical model[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2004, 35(1): 121-133.

[3] TWIGG G, POURSAITIP A, FERNLUND G. Tool-part interaction in composites processing. Part II: Numerical modeling[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2004, 35(1): 135-141.

[4] TWIGG G, POURSAITIP A, FERNLUND G. An experimental method for quantifying tool-part shear interaction during composites processing[J]. Composites Science and Technology, 2003, 63(13): 1985-2002.

[5] BAPANABALLI S K, SMITH L V. A linear finite element model to predict processing-induced distortion in FRP laminates[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2005, 36(12): 1666-1674.

[6] ARAFATH A R A, VAZIRI R, POURSAITIP A. Closed-form solution for process-induced stresses and deformation of a composite part cured on a solid tool: Part I-Flat geometries [J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2008, 39(7): 1106-1117.

[7] 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 and Manufacturing, 2011, 42(12): 1985-1994.

[8] 岳广全, 张嘉振, 张博明. 模具对复合材料制件固化变形的影响分析[J]. 复合材料学报, 2013, 30(4): 206-210.

[9] YUEG Q, ZHANG J Z, ZHANG B M. Influence of mold on cure-induced deformation of composites structure[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2013, 30(4): 206-210 (in Chinese).

[10] YUAN Z Y, WANY Y J, ZHANG Y, et al. Multi-field coupled numerical simulation of curing process for composites with time-dependent properties of materials[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2015, 32(1): 167-175 (in Chinese).

[11] 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.

- [11] 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.
- [12] 沈观林, 胡更开. 复合材料力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 2006: 88-93.
- SHEN G L, HU G K. Mechanics of composite materials [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2006: 88-93 (in Chinese).
- [13] JOVEN R, TAVAKOL B, RODRIGUEZ A, et al. Characterization of shear stress at the tool-part interface during autoclave processing of prepreg composites[J]. *Journal of Applied Polymer Science*, 2013, 129(4): 2017-2028.
- [14] ERSOY N, POTTER K, WISNOM M R, et al. An experimental method to study the frictional processes during composites manufacturing[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2005, 36(11): 1536-1544.
- [15] ÇINAR K, ÖZTÜRK U E, ERSOY N, et al. Modelling manufacturing deformations in corner sections made of composite materials[J]. *Journal of Composite Materials*, 2014, 48(7): 799-813.
- [16] KHOUN L, HUBERT P. Cure shrinkage characterization of an epoxy resin system by two in situ measurement methods [J]. *Polymer Composites*, 2010, 31(9): 1603-1610.
- [17] RADFORD D W, RENNICK T S. Separating sources of manufacturing distortion in laminated composites[J]. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 2000, 19(8): 621-641.
- [18] WUCHER B, LANI F, PARDOEN T, et al. Tooling geometry optimization for compensation of cure-induced distortions of a curved carbon/epoxy C-spar[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2014, 56: 27-35.

Numerical model on curing deformation of composite part based on tool-part interaction

YUAN Zhenyi, WANG Yongjun*, WANG Junbiao, WEI Shengmin

(Shaanxi Engineering Research Center for Digital Manufacturing Technology,
Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

Abstract: The deformation of composite parts during curing process is one of the key technique problems. Analytical calculation model and finite element simulation model were proposed to predict the curing deformation of composite parts by introducing a shear layer between the tool and composite part. The shear modulus of the shear layer was used to measure the interaction between the tool and composite part during curing process. The value of shear modulus was obtained by comparing with experimental data. Based on the proposed curing deformation model, the results were compared with experimental results in reference. Results show that the proposed model has good reliability. Meanwhile, a three dimensional finite element simulation model, which took part anisotropy of materials, chemical shrinkage and interaction between the tool and composite part in molding process into account, was also established for L-shaped composite part. Simulation results show that by introducing tool interaction, we could accurately predict curing deformations for L-shaped part.

Keywords: composites; curing deformation; finite element simulation; analytical model; tool-part interaction