

模具对复合材料层合板固化成型影响的数值分析



分享本文

刘馨阳¹, 赵海涛^{*1}, 袁明清¹, 鞠雪梅², 张博明³, 陈吉安¹

(1. 上海交通大学 航空航天学院, 上海 200240; 2. 上海宇航系统工程研究所, 上海 201108;

3. 北京航空航天大学 材料科学与工程学院, 北京 100191)

摘要: 针对复合材料层合结构与模具在固化工艺中的相互作用进行研究以提高制备精度。考虑摩擦力和粘结力在模具和制件接触界面间的共同作用, 改进一种复合材料层合结构固化应变及应力情况的数值计算模型并与已有实验结果进行比较。引入弹簧单元建立固化工艺有限元模型, 并对解析模型进行验证。最后通过解析模型对固化变形的影响因素进行探究。结果表明: 所建立的解析预报模型具有较高的计算精度及一定的实用性; 考虑模具作用的有限元模型可以更好地对层合板的变形趋势进行预报和分析。通过解析模型探究发现层合板长度、模具材料和表面情况均会对固化过程中的层间滑移产生影响, 对工艺条件制定具有更好的指导意义。

关键词: 复合材料层合板; 模具影响; 滑动摩擦力; 粘结力; 固化模拟

中图分类号: TB332 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3851(2021)06-1974-10

Numerical analysis of the effect of mold on the curing of composite laminates

LIU Xinyang¹, ZHAO Haitao^{*1}, YUAN Mingqing¹, JU Xuemei², ZHANG Boming³, CHEN Ji'an¹

(1. School of Aeronautics and Astronautics, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China;

2. Aerospace System Engineering Institute of Shanghai, Shanghai 201108, China;

3. School of Materials Science and Engineering, Beihang University, Beijing 100191, China)

Abstract: The interaction between the composite laminate structure and the mold during the autoclave curing process was studied to improve the manufacturing accuracy. Considering the joint effect of frictional force and adhesive force at the contact interface between the mold and the component, a numerical calculation model for curing strain and stress of the composite laminate structure was improved and compared with the existing experimental results. The spring element was introduced to establish a finite element model of the curing process and used to verify the analytical model. Finally, the influencing factors of curing deformation were explored through the analytical model. The results show that the analytical forecast model established has high calculation accuracy and practicability. The finite element model considering the role of the mold can better predict the deformation trend of the laminate. Through analytical model exploration, it is found that the length of the laminate, the mold material and the surface condition will have an effect on the interlayer slip during the curing process, which has a better guiding significance for the formulation of process conditions.

Keywords: composite laminate; mold influence; sliding friction condition; sticking force condition; curing simulation

热压罐成型工艺是复合材料结构较普遍成型方法之一。在外因和内因的共同作用下, 复合

材料预制品产生工艺变形。内因主要为预制体的几何特征和材料特性, 外因则是模具和工艺条件。

收稿日期: 2020-07-01; 录用日期: 2020-08-15; 网络首发时间: 2020-09-01 10:08:50

网络首发地址: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20200831.002>

基金项目: 上海航天科技创新基金 (SAST2018-021)

通信作者: 赵海涛, 博士, 副研究员, 硕士生导师, 研究方向为复合材料力学性能评价及固化模拟 E-mail: zht@sju.edu.cn

引用格式: 刘馨阳, 赵海涛, 袁明清, 等. 模具对复合材料层合板固化成型影响的数值分析 [J]. 复合材料学报, 2021, 38(6): 1974-1983.

LIU Xinyang, ZHAO Haitao, YUAN Mingqing, et al. Numerical analysis of the effect of mold on the curing of composite laminates[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2021, 38(6): 1974-1983(in Chinese).

复合材料构件在整个固化历程中，由于受到罐内压力的作用而紧密贴合在模具表面上。由于二者热膨胀系数存在差异，接触面之间相互作用。升温阶段时，模具与构件间将产生剪切应力，模具主要受压力作用而构件表现为受拉力作用。复合材料构件进入黏弹性阶段时会有较低的剪切模量，其底端(紧贴模具)铺层所受剪力远大于远端铺层，因而在构件层间产生应变，产生应力梯度形成残余应变及应力。最终残余应力在脱模后得到释放导致结构翘曲变形。

复合材料设计制造中，固化变形的合理预报十分重要。Twigg 等^[1-3]总结实验得出：模具与复合材料的接触不是单纯的粘结力或摩擦力的作用，开始时为粘结力，随后剪切应力达到一定值时两端便出现了摩擦力。不同的材料体系和工艺条件会导致相互作用的不同，十分复杂。Satish 等^[4]引入剪切层：设定紧贴模具的构件底层铺层为剪切层，调整剪切层的厚度和热膨胀系数直到变形结果贴近实验值。建立材料参数和压力大小与剪切层厚度和热膨胀系数间的对应关系。但层合板尺寸改变会使剪切层参数发生变化。Kappel 等^[5]引入分层系数这一概念：即将层合板分为上下2层，假设仅下层与模具相互作用的前提下分析结构的固化变形。国内也已有学者对固化过程中模具与复合材料构件的相互作用进行研究。岳广全等^[6-7]建立了复合材料制件的剪切层参数模型，可以实现在不同的结构尺寸和工艺条件下对结构的固化变形情况的预报。通过实验提出热膨胀系数的不匹配是构件固化后产生翘曲变形的主要原因。元振毅等^[8]也通过剪切层理论建立预测固化变形的数值计算模型。但该理论需要通过实验得到剪切层参数，增加了模型的使用成本和周期。孙亮亮等^[9]通过使用光纤光栅传感器，结合相互作用的理论模型，对模具和构件间的作用情况进行研究。提出减小二者间的粘结作用或热膨胀系数之差均可削弱残余应力及变形。杨晓波等^[10]、蒋成标等^[11]、刘德博等^[12]将光纤光栅与热电偶相结合，通过对预制件在固化工艺过程中的温度及应变情况的监测，分析总结了不同阶段模具对复合材料制件内部应变的影响规律。

影响固化变形的影响因素众多，模型复杂，实际计算时应保留主要因素进行考虑，以计算精度为前提简化计算量。如果从实际工程角度出发，将固化过程进行一定程度的简化，一方面可以避

免通过大量实验数据提供模型中复杂变量和化学反应所需参数；另一方面可以有效减少计算时间，提高模型的实用性^[13]。极大程度上降低生产成本及周期。

现有固化工艺模型中很少考虑摩擦力和粘结力的影响。本文对模具与复合材料层合结构在热压罐成型过程中的相互作用进行分析。考虑模具与层合板间的摩擦和粘结作用，建立复合材料层合结构固化应变及应力情况的数值计算模型，并求解计算出层合板沿纤维方向的最大应变。建立固化工艺有限元模型，该模型可以从一定程度上对变形趋势及固化成型质量进行准确预报，并进一步验证解析模型的可靠性。

1 复合材料层合板固化变形解析形式

复合材料固化成型过程中，对称铺层的复合材料平板类制件发生变形的主要原因之一是构件沿纤维方向的热膨胀系数非常小，与模具的热膨胀系数相互间不匹配。当热压罐温度和压力升高时，模具对预制体产生作用，接触界面间产生剪切力对构件成型质量具有一定消极的影响。现有的考虑模具与复合材料预制体相互作用这一因素的模型多通过设置剪切层的方式进行分析^[14-15]，模型建立较复杂。

模具主要在黏弹性阶段对预制件的成型质量产生影响。在这一阶段，预制体在拉力的作用下产生拉应力^[7]，同时较低的剪切模量又使层间应力传递较弱。因此，模具表面相贴的铺层拉应力最大，远远大于外铺层间的应力，形成应力梯度。已有研究表明：模具对预制体的作用主要是滑动摩擦力，同时伴随着粘结力的影响^[1]，二者相互作用在固化阶段共同对预制体产生影响。模具与复合材料层合结构在热压罐中的作用情况如图1所示。

铺贴的复合材料层合结构在热压罐加热加压成型过程中，各铺层会在模具及相邻铺层的作用下发生应变情况不一致，出现层间滑移的现象。从工程角度出发，以提高制备精度为前提，对层合板与模具接触界面间复杂的应力情况进行一定简化，分析推导固化过程中层合预制结构的应力及应变情况。模型结构如图2所示。

本文材料体系相关性能参数如表1所示。
不考虑体力，x方向上的平衡条件满足：

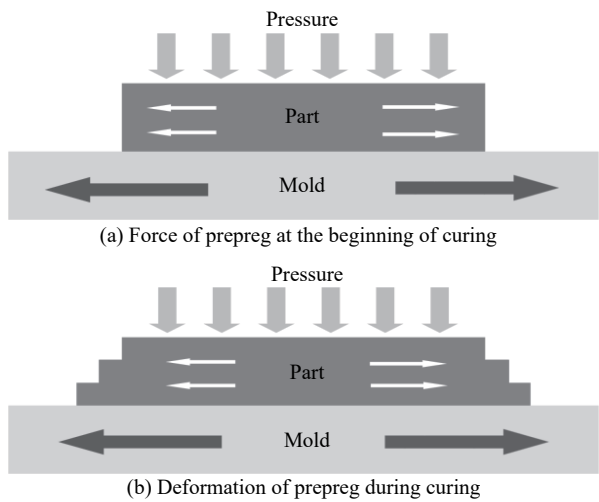


图1 固化过程中预浸料的受力及变形情况

Fig. 1 Stress and deformation of prepreg during curing

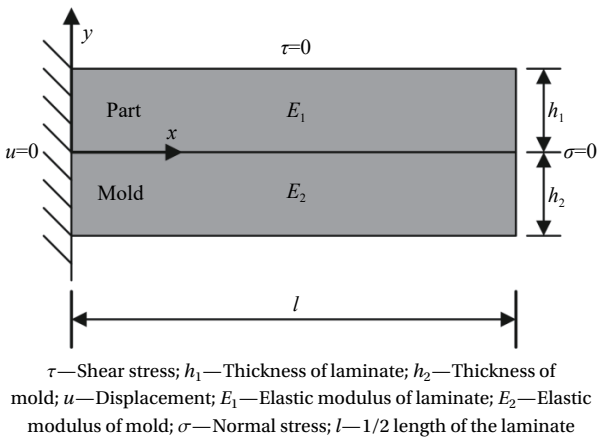


图2 复合材料层合板解析计算模型

Fig. 2 Analytical calculation model of composite laminates

表1 材料性能参数^[8, 16]

Table 1 Parameters for the materials^[8, 16]

Material	Young's modulus/GPa		Coefficient of thermal expansion/(10 ⁻⁶ °C ⁻¹)		Poisson's ratio
	0°	90°	0°	90°	
T300 carbon fiber	230	35	-1.5	27	0.28
Aluminium	72	—	22	—	0.32
5428 resin	3.5×10 ⁻³	—	44.1	44.1	0.35

Note: Young's modulus of 5428 resin is E_m^0 .

$$\frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0 \tag{1}$$

取微元 dx 进行分析，受力平衡条件可得：

$$(\sigma + d\sigma - \sigma)h + \tau dx = 0 \tag{2}$$

考虑模具与复合材料结构接触面间为摩擦力 τ_{sld} 和粘结力 τ_{adh} 的共同作用，则界面间剪切力可表示为二者大小之和：

$$\tau = \tau_{sld} + \tau_{adh} \tag{3}$$

其中， τ_{sld} 为接触截面间的滑动摩擦力（固化前期，复合材料构件层间以滑移为主^[17]）。剪力大小与界面所受法向应力大小关系为成正比，用下式表示：

$$\tau_{sld} = \mu \cdot p \tag{4}$$

式中： μ 为滑动摩擦系数； p 为罐内压力（本文不考虑黏度对摩擦系数的影响）。

长度为 $2l$ 的层合板在仅受滑动摩擦力作用下的情况如图3所示。

取一微元进行分析，通过平衡条件，则可得到

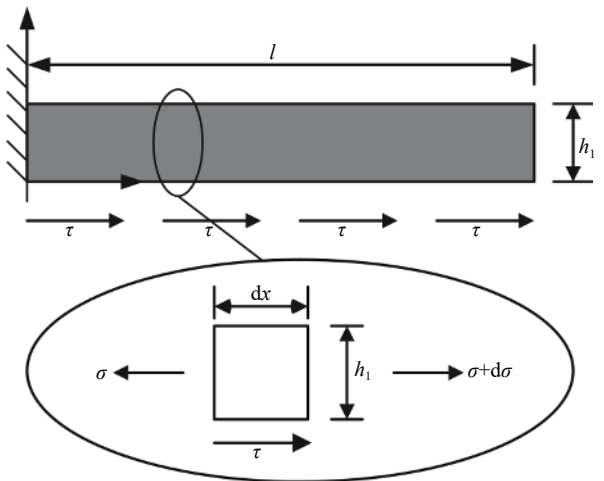
$$\sigma = \frac{\tau_{sld}(l-x)}{h_1} \tag{5}$$

图4为构件的正应力与剪应力在模具轴向（长度）方向分布情况。

则在滑动摩擦力的作用下，各点应变为

$$\epsilon_{sld} = \frac{\tau_{sld}(l-x)}{E_1 h_1} \tag{6}$$

层合板在仅受粘结力作用下的情况如图5所示（假设接触界面间存在较薄一层粘结层）。



dx —Length of the differential unit of laminate; $d\sigma$ — Normal stress increment of the differential unit of laminate

图3 滑动摩擦力作用下构件受力情况

Fig. 3 Forces of components under sliding friction

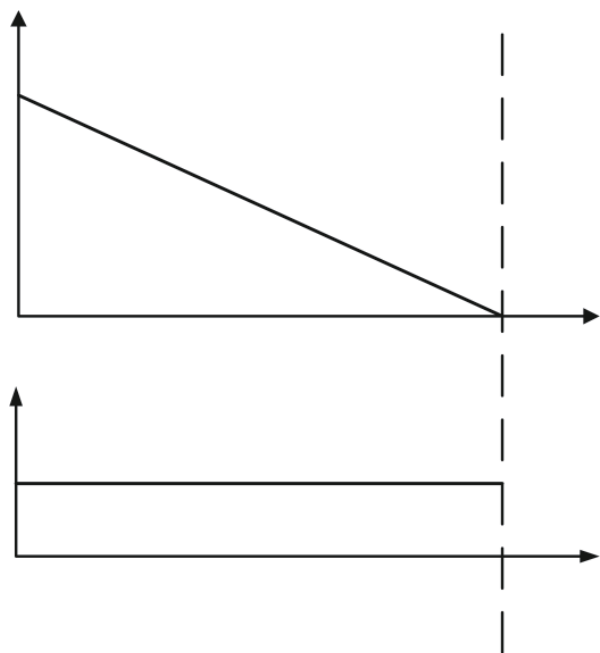


图4 滑动摩擦力影响下的复合材料层合板应力分布
Fig. 4 Stress distribution of composite laminates under the influence of sliding friction

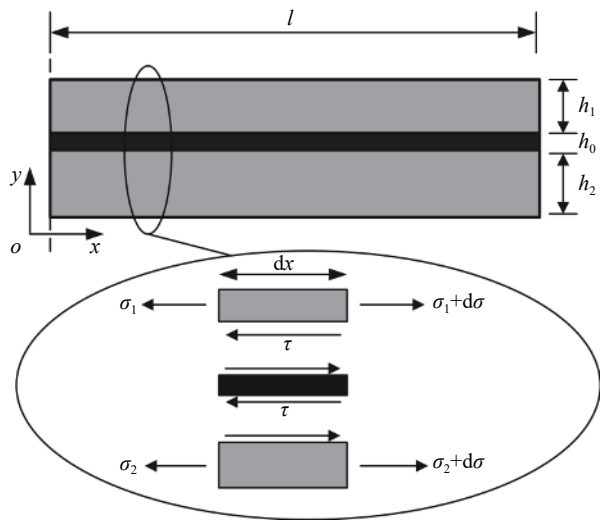


图5 粘结力作用下复合材料层合板界面受力情况
Fig. 5 Interface force of composite laminates under the action of bonding force

假设复合材料层合板贴近模具底端铺层为粘接层，则粘结力 τ_{adh} 的计算式为

$$\tau_{adh} = (e^{\lambda x} - e^{-\lambda x}) \frac{E \varepsilon_{ther}}{h_0 \lambda (e^{\lambda l} - e^{-\lambda l})} \tag{7}$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{E}{h_0} \left(\frac{1}{E_1 h_1} + \frac{1}{E_2 h_2} \right)} \tag{8}$$

式中， h_0 代表单层铺层厚度。粘结力作用下构件的应力分布情况如图6所示。

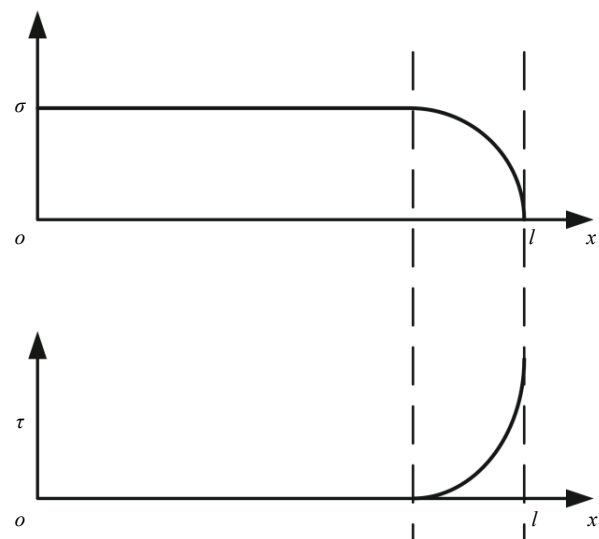


图6 复合材料层合板界面在粘结力作用下的应力分布
Fig. 6 Stress distribution of the interface of composite laminates under the action of bonding force

在很大长度范围内，剪应力几乎为零，而在接近界面长度末端部分剪应力出现指数型上升，为应力传递区。

热应变的计算式为

$$\varepsilon_{ther} = (\alpha_{CTE2} - \alpha_{CTE1}) \cdot \Delta T \tag{9}$$

其中： α_{CTE1} 是模具热膨胀系数； α_{CTE2} 是复合材料结构热膨胀系数； ΔT 为温度的改变量。

构件每层产生的应变可简化为线膨胀应变与滑动摩擦应变及粘结力产生的应变和，通过式(6)~(7)和式(9)可得，表示为

$$\varepsilon_{total} = \varepsilon_{ther} + \varepsilon_{sld} + \varepsilon_{adh} \tag{10}$$

不考虑泊松效应的应力-位移关系， u 和 v 分别为 x 和 y 方向上的位移，应力-位移关系可由下式表示：

$$\sigma_{xx} = E_{xx} \left(\frac{\partial u}{\partial x} - \varepsilon_{total} \right) \tag{11}$$

$$\tau_{xy} = G_{xy} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \tag{12}$$

可用下面的表达式进行变量替换：

$$U = u - \varepsilon_{total} X \tag{13}$$

则

$$\frac{\partial U}{\partial x} = \frac{\partial u}{\partial x} - \varepsilon_{total} \tag{14}$$

$$\frac{\partial U}{\partial y} = \frac{\partial u}{\partial y} \tag{15}$$

假设构件在固化过程中不发生弯曲且厚度方

向位移 v 恒定:

$$\frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (16)$$

弹性模量、剪切模量等均随固化时间变化与 x 、 y 无关, 可得出:

$$E_{xx} \frac{\partial^2 U}{\partial x^2} + G_{xy} \frac{\partial^2 U}{\partial y^2} = 0 \quad (17)$$

分离变量解该方程:

$$U = X(x)Y(y) \quad (18)$$

可设解形式:

$$X = A_1 \cos(kx) + B_1 \sin(kx) \quad (19)$$

$$Y = A_2 e^{\beta y} + B_2 e^{-\beta y} \quad (20)$$

其中: $c = \sqrt{E_1/G_1}$; $\beta = ck$ 为剪切滞后系数; E 是弹性模量; G 为剪切模量。系数通过边界条件即可确定。

代入边界条件: $x=0$, $u=0$, 得 $A_1=0$; $x=l$, $\sigma_{xx}=0$, 即可得出 $\cos(kl) = 0$, 即 $k = k_n = \frac{(2n-1)\pi}{2l}$ ($n=1, 2, 3 \dots$)。

顶层无应力表面的层合板轴向各点位移与应力可用下式求解:

$$u = \sum_{n=1}^{\infty} \{D_n \sin(k_n x) \cosh[\beta_1(y-h_1)]\} + \varepsilon_{\text{total}} x \quad (21)$$

$$\sigma = \sum_{n=1}^{\infty} \{E_1 D_n k_n \cos(k_n x) \cosh[\beta_1(y-h_1)]\} \quad (22)$$

$$\tau_{xy} = \sum_{n=1}^{\infty} \{G_1 D_n \beta_1 \sin(k_n x) \sinh[\beta_1(y-h_1)]\} \quad (23)$$

当制件完全贴合到模具表面时, 满足连续边界条件(位移和剪切力)。则可由边界条件计算得到:

$$A_n = E_2 \beta_2 \sinh(\beta_2 h_2) \quad (24)$$

$$B_n = E_1 \beta_1 \cosh(\beta_2 h_2) \sinh(-\beta_1 h_1) \quad (25)$$

$$C_n = E_2 \beta_2 \sinh(\beta_2 h_2) \cosh(-\beta_1 h_1) \quad (26)$$

$$D_n = (-1)^{n+1} \frac{2\varepsilon_{\text{total}}}{lk_n^2} \frac{A_n}{(B_n - C_n)} \quad (27)$$

联立(24)~(27)可得 D_n , 将其与代入式(21)~(23)即可得到所需各点位移与应力值。

2 复合材料层合板固化工艺数值模拟

热固化成型是树脂基复合材料的主要成型方式, 复合材料性能和质量主要由固化工艺决定, 而材料参数的各向异性是使其发生固化变形的主要因素。材料参数(例如热膨胀和化学收缩等)各

向异性使结构的变形在不同方向上存在差别, 出现残余应力, 固化残余应力使纤维产生褶皱, 结构发生翘曲、分层等使其断裂韧性、疲劳强度等性能降低。复合材料结构在固化过程中的温度场分布与外部热源和反应放热的速率相关。要实现产品质量提高和生产成本降低, 复合材料固化变形的研究是非常重要的手段。

固化变形的分析需要从温度和固化度这两个因素出发, 考虑材料相关特性, 对热应力和化学收缩应力进行计算。建立的固化模型假设树脂不流动, 构件厚度不改变, 材料力学性能为弹性。

2.1 复合材料层合板固化工艺模型

2.1.1 热-化学模型

在复合材料固化成型工艺中, 热与化学反应相互交联耦合, 需从非线性内热源热传导的角度来研究温度场分布^[18]。对这一问题进行求解即可得到任意时刻、任意位置复合材料结构的温度及固化度。根据 Fourier 热传导定律^[19-20]和能量平衡原理, 忽略树脂层间流动影响, 各向异性复合材料三维瞬态热传导方程为

$$\rho_c c \frac{\partial T}{\partial t} = k_{xx} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_{yy} \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + k_{zz} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \dot{q} \quad (28)$$

$$\dot{q} = \rho_r H_u \frac{d\alpha}{dt} \quad (29)$$

式中: ρ_c 为预制体结构密度; K_{ij} ($i=x, y, z$) 为各向热传导系数; $\dot{q}$ 为内部热源; ρ_r 为树脂密度; c 为复合材料层合板的比热; H_u 为单位质量树脂总生成热; α 为固化度。

2.1.2 固化动力学模型

固化动力学方程旨在通过固化度和温度对树脂的固化率进行求解, 是建立工艺模型的基本和前提, 表达式如下:

$$\frac{d\alpha}{dt} = K(T)f(\alpha) \quad (30)$$

其中: $f(\alpha)$ 为固化反应机制函数(由实验获得); k 为固化速率。

所用固化动力学模型为^[21]

$$\frac{d\alpha}{dt} = 234\,000 \exp(-76\,290/RT) \alpha^{-0.437} \cdot (1-\alpha)^{1.051} \quad (31)$$

2.1.3 残余应力模型

复合材料在固化过程中发生从液态到固态的转变、材料参数及固化度等性能具有时变特性^[18]。以凝胶点为计算起点至玻璃态结束, 树脂的弹性模量可以根据混合律求解^[22]:

$$E_m = (1 - \alpha_{\text{mod}}) E_m^0 + \alpha_{\text{mod}} E_m^\infty \tag{32}$$

$$\alpha_{\text{mod}} = \frac{\alpha - \alpha_{\text{get}}}{\alpha_{\text{end}} - \alpha_{\text{get}}} \tag{33}$$

式中： E_m^0 代表固化开始前的弹性模量； E_m^∞ 为结束后弹性模量，关系上满足^[18] $E_m^\infty = 1\,000E_m^0$ ； α_{get} 、 α_{end} 分别表示凝胶时和结束时的固化度。

树脂的化学收缩随固化过程不断进行，直接影响构件的成型质量。化学收缩应变以树脂均匀收缩为前提可通过等式得到：

$$\Delta \varepsilon_m^{\text{sh}} = \sqrt[3]{1 + \Delta V_r} - 1 \tag{34}$$

树脂体积收缩量可由如下线性关系计算：

$$\Delta V_r = \Delta \alpha V_{\text{sh}}^T \tag{35}$$

式中， V_{sh}^T 为树脂体积收缩总量。

化学反应与热交换的应变求和即为热化学应变。材料体系的性能参数如表 2 所示。

表 2 碳纤维/双马 5428 材料参数^[16]

Table 2 Material properties of carbon fiber/BMI5428^[16]

Parameter	Value
$\rho_c/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	1 614
$c/(\text{J}\cdot(\text{W}\cdot^\circ\text{C})^{-1})$	1 050
$K_{11}/(\text{W}\cdot(\text{m}\cdot^\circ\text{C})^{-1})$	0.851
$K_{22}=K_{33}/(\text{W}\cdot(\text{m}\cdot^\circ\text{C})^{-1})$	0.426
Fiber volume fraction/vol%	60
$\alpha_{11}/10^{-6}^\circ\text{C}^{-1}$	0.19
$\alpha_{22}/10^{-6}^\circ\text{C}^{-1}$	40.3

Notes: ρ_c —Density of composite laminates; c —Specific heat capacity of composite laminates; K_{11} , K_{22} , K_{33} —Anisotropic thermal conductivities; α_{11} , α_{22} —Longitudinal and transverse thermal expansion coefficients.

2.2 复合材料层合板固化工艺有限元模拟

采用 ANSYS 可以对热-力耦合相关问题进行计算。将 2.1 节中计算得到的参数作为有限元模拟的输入参数，通过 APDL 语言及调用 FORTRAN 程序数值模拟固化工艺。忽略厚度方向上的应力，选取实体单元建立固化工艺模型。设置层合板两侧施加温度及压力载荷，四周为绝热边界条件。模拟计算出复合材料层合结构在工艺过程中的温度场和固化度情况。

以简化模型同时贴近实际工艺过程角度出发，将模具作为边界条件对层合板进行约束，建立层合板固化过程仿真模型。层合板除与模具相贴的第一层外，其余层的应力很小，因此模型主要考虑第一层受载情况，忽略层间作用对构件应变情况的影响。由于固化过程中，复合材料受模具作

用表现为界面张拉过程。因而，采用弹簧单元 COMBINE 14 来模拟结构在模具作用下出现拉应力的情况。其为两节点一维拉伸(或压缩)单元，每节点具有 3 自由度，只考虑轴向移动而不考虑弯曲或扭转。沿层合板长度方向边界设置两个弹簧单元，一端固定另一端自由移动(移动端边界处施加解析模型计算所得的轴向应变)。复合材料层合板在固化过程中上下表面长度方向上边界处温度变化情况如图 7 所示。

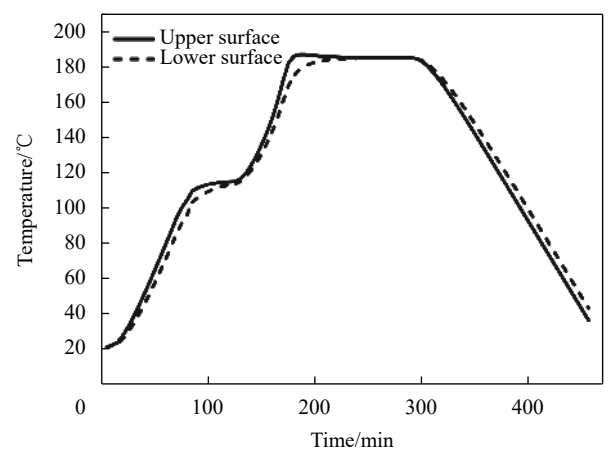


图 7 复合材料层合板固化温度历程

Fig. 7 Time course of curing temperature of composite laminates

复合材料层合板在固化过程中上下表面长度方向上边界处的固化度情况如图 8 所示。

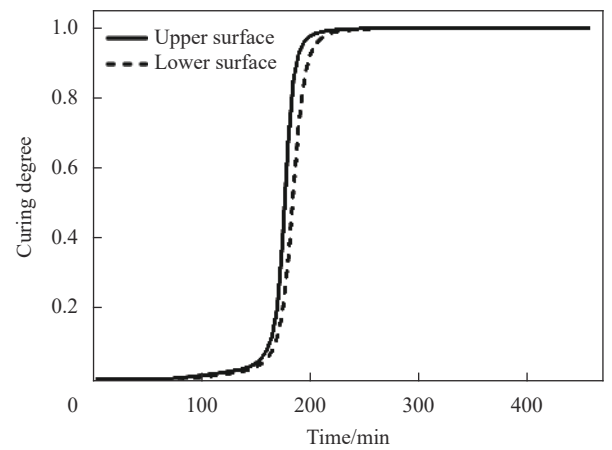


图 8 复合材料层合板固化度历程

Fig. 8 Time course of curing degree of composite laminate

模拟结果显示复合材料层合板在固化过程中上下表面边界处的温度及固化度不同时发生变化。由于热传导及模具的作用，下表面边缘附近温度在升温阶段温度低于上表面，而在降温阶段温度略高，并且下表面固化的完成较滞后。在模具作

用下，上下表面温度及固化度的变化差异使复合材料层合板应力分布不均，边缘附近残留较多应力形成梯度分布，是构件出现层间滑移，最终结构脱模翘曲变形的根本原因。因此需对模具作用下的构件固化应力情况进行分析。

有限元模型计算获得的固化后复合材料结构应变分布与解析模型对比如图 9 所示。二者趋势相近，因此验证了解析模型的可靠性。

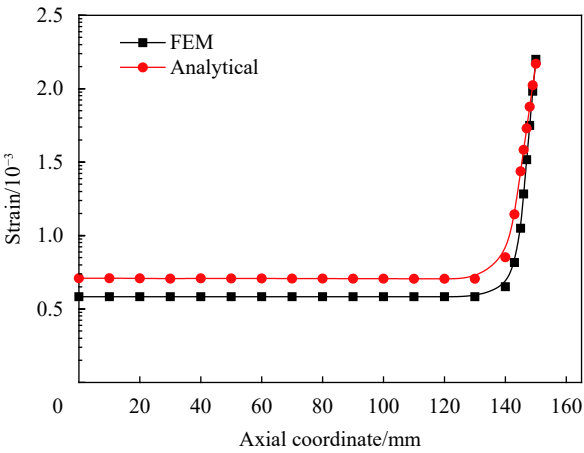


图 9 有限元模型与解析模型复合材料层合板应变情况对比
Fig. 9 Comparison of strain of composite laminate between finite element model and analytical model

3 模具作用下的复合材料层合板固化成型数值计算及影响因素

3.1 复合材料层合板轴向应变的解析计算

采用文献 [7] 中算例将具体各参数带入解析式模型进行计算，最终求得轴向最大应变为 2.17×10^{-3} ，与实验测量结果 $2\ 126.1 \times 10^{-6}$ 相比误差为 10.37%，证明该解析模型对层合板固化工艺的应变情况具有较高的精确度。

通过解析模型可以得出复合材料层合板沿纤维方向(轴向)的具体应变情况，分别计算构件在摩擦力、粘结力及摩擦和粘结力同时作用下的应变分布，如图 10 所示。

可以由轴向各点应变关系图得到：在一定长度范围内，应变变化较均匀；而在靠近层合板边界长度附近，出现了纤维向较大程度的应变变化。这是由于在相互接触的两个结构之间，仅在摩擦力影响下的剪切力大小与结构长度无关，而仅在粘结力作用下的剪切力与结构轴向长度相关，只在靠近边缘部分出现显著增加。固化过程在二者共同作用下，复合材料层合结构主要受滑动摩擦力的作用，在靠近边界一定长度范围内，粘结力

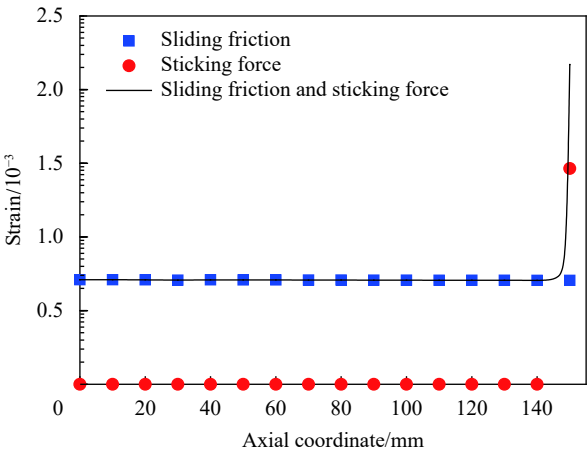


图 10 复合材料层合板轴向应变
Fig. 10 Axial strain of composite laminates

对结构的影响较大，出现了较大程度的结构变形，脱模后易导致翘曲的发生。

解析模型可以很好的对摩擦力、粘结力及二者共同作用下的层合板应变情况进行数值解析及预报，与有限元固化模拟的预报趋势相吻合，说明了模具与复合材料层合板相互作用随固化反应进行并在底层边界附近具有明显的残余应力集中现象，验证了解析解对于固化预报趋势的准确性。

3.2 几何特征对复合材料层合板固化成型影响

模具对复合材料结构的作用与几何特征相关^[23]。为探究不同几何特征对模具间相互作用的影响，分别选择不同长度下的复合材料层合板进行应变分析，变化情况如图 11 所示。

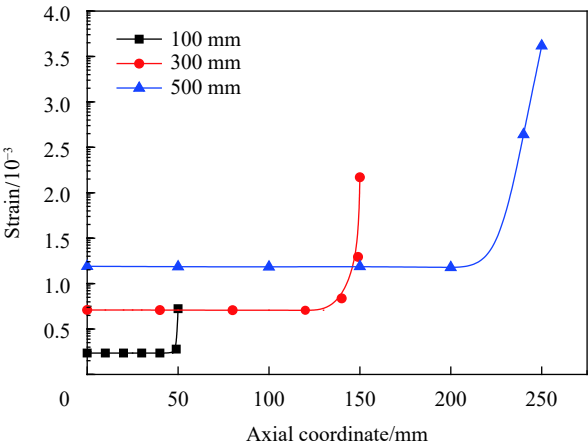


图 11 复合材料层合板不同长度下的应变分布
Fig. 11 Strain distribution under different lengths of composite laminates

在其他条件相同时，构件与模具间的相互作用会随长度增加而变大，层内应变差值显著增加。

从工艺角度出发，优化结构设计，生产工艺性更强的复合材料整体结构。

模具的厚度及预制件厚度均会影响界面间作用力的大小，为探究不同模具与复合材料构件厚度对预浸料的影响，分别计算层合板在 2 mm 和 20 mm 厚度时，不同模具厚度对其应变分布的影响，如图 12 所示。

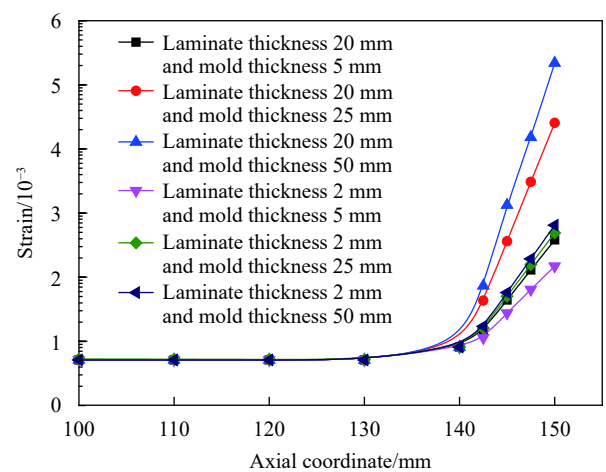


图 12 复合材料层合板及模具在不同厚度下的应变情况
Fig. 12 Strain of composite laminates and molds at different thicknesses

构件与模具的厚度均会影响成型质量：对于特定的模具材料，由于产生的温度较均匀，层间应变差值较小，薄板结构与模具厚度关联较小；而对于较厚的板而言，层间应变差值随模具厚度增加明显增大，模具厚度对其有较大影响。因此在确定预制件组分体系的情况下，可以根据其厚度选择匹配的工装来减小固化残余应力及变形。

模具与复合材料层合板不同的几何特征会影响板件最终的应变大小及分布。根据解析模型的预报结果，在确定复合材料预制结构长度及厚度的情况下匹配尺寸最合适的模具，减小其对制件变形的影响，提高工艺精度。

3.3 模具情况对复合材料层合板固化成型影响

模具对构件成型的影响可分为两种^[15]：(1) 模具与构件接触的界面间的剪力对残余应力分布的影响；(2) 模具导致的结构受热不均影响温度场分布。根据文献 [24]，选择不同材料模具，探究其对构件应变情况的影响，如图 13 所示。

模具材料不同热膨胀系数间存在差异 (INVAR 钢为 $12 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ ，铝为 $22 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ ，T300 碳纤维为 $27 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)^[24]，使构件应变分布不同。复合材料模具由于其与制件热膨胀系数十分接近极大程

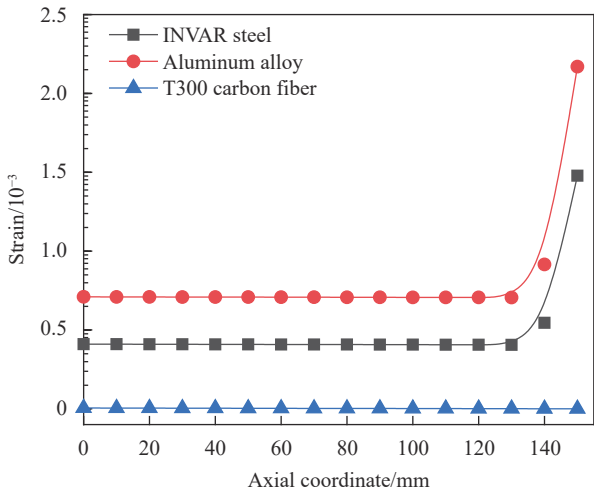


图 13 构件在不同材料模具下的应变分布
Fig. 13 Strain distribution of components under different material imolds

度上减小了与预浸料间的作用，但制造和使用成本也随之增加。对于不同材料的金属模具，合理选择与构件热膨胀系数相近的模具可减小界面间的相互作用，极大程度上抑制变形发生。

模具外表面光滑程度也会影响固化变形，在工艺操作过程中，通常会对其表面使用脱模剂、脱模布和隔离膜等以降低模具表面度结构的影响。由文献 [17] 中剪切拉伸试验得到的不同表面处理方式下滑动剪切的作用情况，得到不同表面处理方式下的应变分布如图 14 所示。

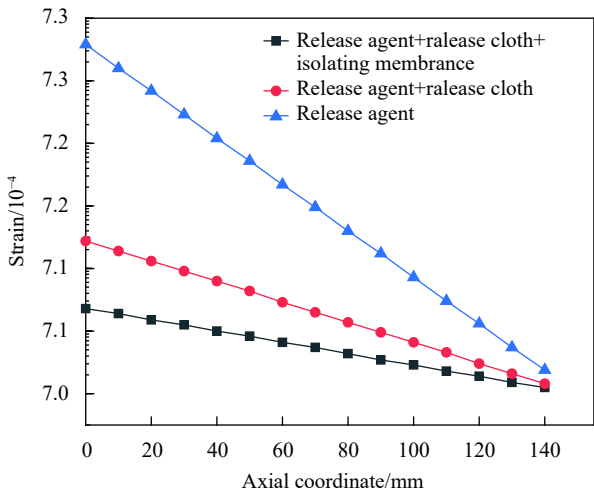


图 14 不同模具表面处理情况下构件应变情况分布
Fig. 14 Distribution of component strain under different mold surface treatments

模具表面处理方式不同应力分布结果不同：只用脱模剂时，产生的应变最大；同时使用脱模

剂和脱模布,会降低模具的影响,应力梯度放缓;同时选择脱模剂、隔离膜和脱模布时,滑移程度最低。这是由于采用多种表面处理手段可以在模具与复合材料构件间形成更厚的界面,改善模具的粗糙度,降低模具与构件间的摩擦因数,从而减小二者间剪切应力。滑动摩擦作用下中间位置处应变最大而边缘附近较小,在长度方向上具有累积性,表现为面内剪切效应。构件产生的应变梯度随着相互作用的减弱而减小。

模具直接决定成型质量。在减小成本的前提下,选择与预制体热膨胀系数相近的模具并对其表面进行适当的工艺处理可以有效减小应力梯度分布,抑制脱模后残余应力导致的变形。

综上所述,固化制度的制定在确定材料体系及工艺曲线的情况下,通过选择厚度匹配及热膨胀系数相近的模具并进行一定的表面处理操作,可有效促进模具和复合材料制件温度场及固化度场的均匀分布,减小接触界面间的相互作用从而降低应力梯度分布,改善变形。因此通过解析模型对不同条件下复合材料制件变形情况的分析具有十分重要的参考价值和指导意义。

4 结论

(1)考虑摩擦力与粘结力的作用,建立固化过程中复合材料层合板与模具间相互作用解析模型,并与实验结果进行对比。与有限元方法相比,解析计算在减少计算量的同时具有较高的准确性。利用解析模型探究固化变形影响因素,为工艺制度制定及模具选择提供重要参考依据。

(2)引入弹簧单元模拟张力建立固化仿真有限元模型,通过上下表面对应点处的温度及固化度变化情况,分析模具对复合材料层合板工艺成型的影响,证明了解析模型对结构轴向应变情况预报的可行性及可靠性。

(3)模具对复合材料层合板的影响在靠近边界位置以粘结力作用为主,其余主要表现为滑动摩擦力的作用,在层合结构边缘附近易产生较大应力梯度及变形。本文分析方法从工艺手段上减小结构的残余应变,从而降低残余应力、抑制脱模后翘曲变形的发生。

(4)模具与复合材料层合板之间作用与构件长度和厚度具有正相关性,与热膨胀系数差值及表面处理方式的复杂程度呈负相关。分析模型对合理进行模具尺寸及材料选择、优化工艺条件具有

重要参考价值。

参考文献:

- [1] TWIGG G, POURSAITIP A, FERLUND G. An experimental method for quantifying tool-part shear interaction during composites processing[J]. *Composites Science and Technology*, 2003, 63(13): 1985-2002.
- [2] TWIGG G, POURSAITIP A, FERLUND G. Tool-part interaction in composites processing, Part I: Experimental investigation and analytical model[J]. *Composites Part A: Applied Science & Manufacturing*, 2004, 35: 121-133.
- [3] TWIGG G, POURSAITIP A, FERLUND G. Tool-part interaction in composites processing, Part II: Numerical modeling[J]. *Composites Part A: Applied Science & Manufacturing*, 2004, 35: 135-141.
- [4] SATISH K B, LLOYD V S. A linear finite element model to predict processing-induced distortion in FRP laminates[J]. *Composites Part A: Applied Science & Manufacturing*, 2005, 36: 1666-1674.
- [5] 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.
- [6] 岳广全, 张博明, 戴福洪, 等. 固化过程中模具与复合材料构件相互作用分析[J]. *复合材料学报*, 2010, 27(6): 167-171.
YUE G Q, ZHANG B M, DAI F H, et al. Interaction between mold and composite parts during curing process[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2010, 27(6): 167-171(in Chinese).
- [7] 岳广全, 张嘉振, 张博明. 模具对复合材料构件固化变形的影响分析[J]. *复合材料学报*, 2013, 30(4): 212-216.
YUE G Q, ZHANG J Z, ZHANG B M. Influence of mold on cured-induced deformation of composites structure[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2013, 30(4): 212-216(in Chinese).
- [8] 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).
- [9] 孙亮亮, 王继辉, 丁安心. 复合材料成形过程中模具-构件作用的一种表征方法[J]. *应用数学和力学*, 2016, 37(3): 245-255.
SUN L L, WANG J H, DING A X. Characterization of the tool-part interaction during the curing of CFRP composites[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2016, 37(3): 245-255(in Chinese).

- [10] 杨晓波, 湛利华, 蒋成标, 等. 模具材料对复合材料制件固化过程应变的影响分析[J]. 南京航空航天大学学报, 2018, 50(1): 24-29.
- YANG X B, ZHAN L H, JIANG C B, et al. Influence of mould materials on curing process and deformation of composite part[J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2018, 50(1): 24-29(in Chinese).
- [11] 蒋成标, 湛利华, 杨晓波, 等. 模具构件相互作用对复合材料固化应变的影响分析[J]. 玻璃钢/复合材料, 2018(6): 11-15.
- JIANG C B, ZHAN L H, YANG X B, et al. Influence of tool-part interaction on cure-induced strain in composite[J]. Fiber Reinforced Plastics/Composites, 2018(6): 11-15(in Chinese).
- [12] 刘德博, 湛利华, 丁星星, 等. 模具表面状态对复合材料构件固化变形的影响[J]. 宇航材料工艺, 2019, 49(1): 63-67.
- LIU D B, ZHAN L H, DING X X, et al. Influence of tool surface condition on cure-induced deformation of composite structure[J]. Aerospace Materials & Technology, 2019, 49(1): 63-67(in Chinese).
- [13] 唐古文, 张博明. 复合材料设计制造一体化中的固化变形预报技术[J]. 航空制造技术, 2014(15): 32-37.
- TANG Z W, ZHANG B M. Prediction of curing deformation in integrated design and manufacture of composites[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2014(15): 32-37(in Chinese).
- [14] 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 II-Curved geometries[J]. Composites Part A: Applied Science & Manufacturing, 2009, 40(10): 1545-1557.
- [15] NASIR M N M, AMINANDA Y, MEZEIX L, et al. Spring-back simulation of flat symmetrical laminates with angled plies manufactured through autoclave processing[C]//IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. IOP Publishing, 2016, 152(1): 012046.
- [16] 岳广全. 整体化复合材料壁板结构固化变形模拟及控制方法研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010.
- YUE G Q. Study on simulation and control method of cure-induced deformation for integrated composite panel[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2010(in Chinese).
- [17] 胡海晓. 碳纤维增强热固性复合材料固化变形机理实验研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2016.
- HU H X. Experimental study on curing deformation mechanism of carbon fiber reinforced thermosetting composites[D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2016(in Chinese).
- [18] SVANBERG J M, HOLMBERG J A. Prediction of shape distortions Part I. FE-implementation of a path dependent constitutive model[J]. Composites Part A: Applied Science & Manufacturing, 2004, 35(6): 711-721.
- [19] 元振毅, 王永军, 张跃, 等. 基于材料性能时变特性的复合材料固化过程多场耦合数值模拟[J]. 复合材料学报, 2015, 32(1): 167-175.
- YUAN Z Y, WANG Y J, ZHANG Y, et al. Multi-field coupled numerical simulation for curing process of composites with time-dependent properties of materials[J]. Acta Materialiae Compositae Sinica, 2015, 32(1): 167-175(in Chinese).
- [20] 贺继林, 蒙元明, 王特, 等. 基于材料物性参数时变特性的复合材料层合板固化残余应变应力数值模拟[J]. 玻璃钢/复合材料, 2017(5): 41-47.
- HE J L, MENG Y M, WANG T, et al. Numerical simulation of curing residual stress and strain of composite laminates with time-dependent physical parameters of materials[J]. Fiber Reinforced Plastics/Composites, 2017(5): 41-47(in Chinese).
- [21] BROUWER W D, VAN HERPT E, LABORDUS M. Vacuum injection moulding for large structural application[J]. Composites Part A: Applied Science & Manufacturing, 2003(34): 551-558.
- [22] HOSSEINI-TOUDESCHKY H, SADIGHI M, VOJDANI A. Effects of curing thermal residual stresses on fatigue crack propagation of aluminum plates repaired by FML patches[J]. Composite Structures, 2013, 100: 154-162.
- [23] 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 & Manufacturing, 2014, 56: 27-35.
- [24] 李斌. 航空复合材料曲面结构件固化变形和残余应力研究[D]. 沈阳: 沈阳航空航天大学, 2019.
- LI B. The research of residual stress and deformation in the curing-process of composite surface part in aircraft industry[D]. Shenyang: Shenyang Aerospace University, 2019(in Chinese).