

复合材料成形过程中模具-构件 作用的一种表征方法*

孙亮亮, 王继辉, 丁安心

(武汉理工大学 材料科学与工程学院, 武汉 430070)

摘要: 利用光纤 Bragg(布拉格)光栅(fiber Bragg grating, FBG)传感器,结合理论模型,对碳纤维复合材料(CFRP)热压罐成形过程中模具-构件间的作用力进行了研究.结果表明,在模具表面涂覆脱模蜡的条件下,模具与构件界面间不仅存在滑动摩擦力,还会发生粘接作用.固化完成后,温度下降使模具与构件产生不同程度的变形,导致粘接力上升,达到极限值时发生脱粘现象.脱粘首先发生在边缘,沿模具长度方向向中心移动.模具与构件热膨胀系数的差异是摩擦力产生和构件发生变形的主要原因.

关键词: 模具; 构件; 粘接力; 滑动力; 热膨胀系数

中图分类号: O341 **文献标志码:** A

doi: 10.3879/j.issn.1000-0887.2016.03.003

引 言

碳纤维增强复合材料(CFRP)构件因其优异的性能在航空航天领域得到了广泛应用.但构件的尺寸稳定性较差,给装配增加了时间和成本.CFRP在固化成形工艺过程中产生的残余应力会造成构件变形,影响材料构件尺寸.正确理解残余应力的形成过程,预测CFRP构件的变形量,通过修改模具等手段,利用这一部分变形使CFRP构件的最终尺寸符合装配要求,可以有效地节省制造成本.

影响残余应力的因素很多,包括纤维与树脂热膨胀系数的不匹配、树脂聚合时的化学收缩、结构与模具的相互作用等^[1].复合材料各向异性的铺层、纤维与树脂热膨胀系数的差异、树脂化学收缩是影响残余应力的主要因素.但经常可以观察到对称铺层的较薄层合板也存在翘曲(如图1所示),这是在固化完成后,降温过程中,由于结构与模具的热膨胀系数不同造成的.在加热过程中,因压力的作用模具与构件会粘接到一起,模具的膨胀会带动构件紧靠模具的部分延伸,在界面上产生一个剪切力,并在厚度方向形成梯度分布.固化完成脱模后造成弯曲变形.

近年来,残余应力的研究中,粘弹性本构模型得到了较快发展,其中要考虑的一个重要因素为聚合物的粘弹性行为^[2-3].但不论是弹性模型还是粘弹性模型的研究,大多都没有考虑模

* 收稿日期: 2015-11-02; 修订日期: 2016-01-28

作者简介: 孙亮亮(1990—),男,硕士(E-mail: sunliangliang@whut.edu.cn);

王继辉(1962—),男,教授,博士,博士生导师(通讯作者. E-mail: jhwang@whut.edu.cn).

具的作用.针对模具-构件作用力的实验研究则更少.Twigg 等^[4-6]提出了一种量化表征模具-构件相互作用的方法,测出了模具-构件作用力的大小,并结合有限元模型进行了仿真模拟.Ersoy 等^[7]对固化全过程模具-构件摩擦力进行了监测.Kaushik 等^[8]提出了一种测试模具构件间静态与滑动摩擦因数的方法,并且解释了摩擦因数随固化过程的进行而发生变化的原因.Zeng 等^[9]在固化模型中引入摩擦力,研究了模具-构件作用力对航空结构件固化变形的影响,并通过实验手段进行了验证.研究表明,考虑模具作用能够更加准确地预测变形^[10-11].

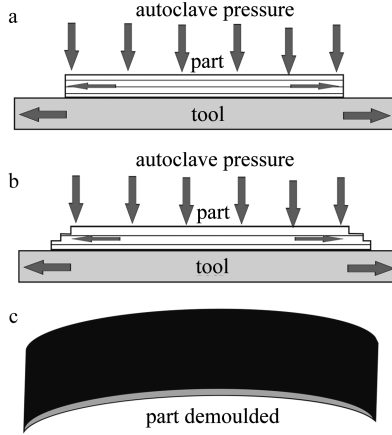


图1 模具-构件作用引起构件变形

Fig. 1 The part's deformation due to tool-part interaction

1 理论模型

如果模具和层合板的热膨胀系数有差异,一旦温度发生变化,二者的界面就会产生一个剪切力,此力的推动下产生热应变,用 ε_M 表示:

$$\varepsilon_M = (\alpha_T - \alpha_p) \Delta T, \quad (1)$$

式中, α_T 和 α_p 分别是模具和构件的热膨胀系数, ΔT 是温度变化.为便于建模分析,我们将界面间的力分为两种:滑动摩擦力和粘接力.

在滑动摩擦力条件下,摩擦力遵循 Coulomb(库伦)第一定律,界面间的剪应力可表示为

$$\tau_s = \mu \cdot P, \quad (2)$$

式中, τ_s 是滑动摩擦剪应力, μ 是摩擦因数, P 是正压力.在此可以看出, τ_s 与热应变无关.

图2是总长为 $2L$ 的薄板模具剖面的受力图.取长 dx 的微元分析,由受力平衡条件可得

$$(\sigma + d\sigma - \sigma)t_T + \tau dx = 0, \quad (3)$$

式中, σ 为 x 方向的内部正应力, t_T 为模具厚度, τ 即为滑动摩擦剪应力 τ_s , 整理上式可得

$$d\sigma = \frac{-\tau_s}{t_T} dx. \quad (4)$$

由边界条件对其积分,整理后可得

$$\sigma = \frac{\tau_s(L-x)}{t_T}. \quad (5)$$

因此,内部正应力 σ 和剪应力 τ_s 沿模具长度方向的分布如图3所示. τ_s 为恒定值, σ 从模具中心到边缘线性减小.若已知模具的弹性模量 E_T , 则其应变为

$$\varepsilon = \frac{\tau_s(L-x)}{E_T t_T} \tag{6}$$

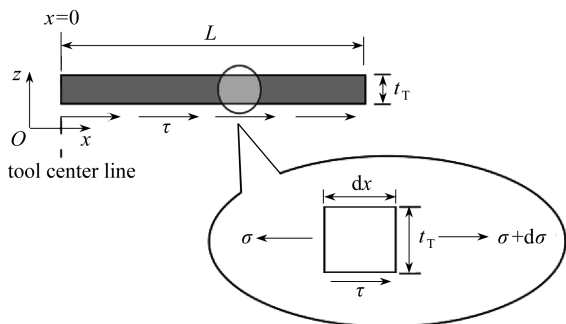


图2 半块模具滑动摩擦力示意图

Fig. 2 The diagram of a half thin tool under sliding friction conditions

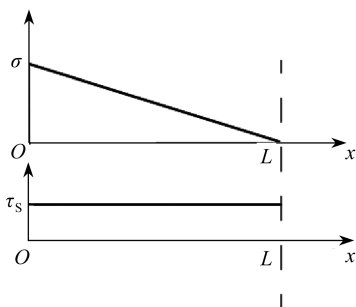


图3 滑动摩擦力条件下界面内部正应力和界面剪应力分布

Fig. 3 The interfacial shear and internal normal stress distributions along a sliding friction interface

界面间的另一种状态为粘接,认为模具与层合板部件间存在一较薄胶接层,示意图与受力状态如图4所示.由微元受力平衡方程可得

$$\tau = -\frac{d\sigma_1}{dx} t_p = \frac{d\sigma_2}{dx} t_T \tag{7}$$

$$\tau = G \cdot \gamma = G \frac{u_2 - u_1}{t} \tag{8}$$

式中, σ_1 和 σ_2 分别是构件与模具沿 x 方向的内部正应力, t_p, t 分别为构件与粘接层的厚度, γ 是粘接层剪应变, u_1 和 u_2 是构件和模具靠近粘接面一侧的位移, G 是粘接层的剪切模量.根据几何方程、物理方程和平衡方程有

$$\frac{du_1}{dx} = \varepsilon_1 = \frac{\sigma_1}{E_p} + \alpha_p \Delta T \tag{9}$$

$$\frac{du_2}{dx} = \varepsilon_2 = \frac{\sigma_2}{E_T} + \alpha_T \Delta T \tag{10}$$

对以上两式微分,变为

$$\frac{d^2 u_1}{dx^2} = \frac{d\sigma_1}{dx} \frac{1}{E_p} = -\frac{\tau}{E_p t_p} \tag{11}$$

$$\frac{d^2 u_2}{dx^2} = \frac{d\sigma_2}{dx} \frac{1}{E_T} = \frac{\tau}{E_T t_T} \tag{12}$$

对式(8)求二阶导数并代入式(11)、(12),可得

$$\frac{d^2 \tau}{dx^2} = \frac{G\tau}{t} \left(\frac{1}{E_T t_T} + \frac{1}{E_p t_p} \right) \tag{13}$$

考虑边界条件解此微分方程得

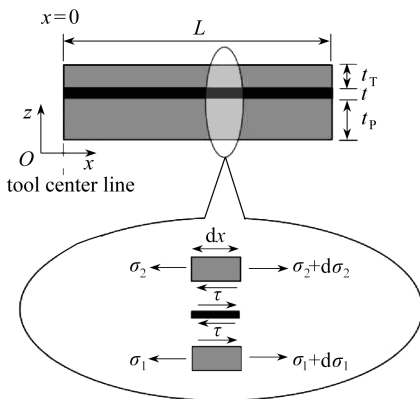


图4 粘接受力示意图

Fig. 4 Schematic of the thin tool loading in sticking interface conditions

$$\tau = (e^{\lambda x} - e^{-\lambda x}) \frac{G\varepsilon_M}{t\lambda(e^{\lambda L} - e^{-\lambda L})}, \tag{14}$$

式中

$$\lambda = \sqrt{\frac{G}{t} \left(\frac{1}{E_p t_p} + \frac{1}{E_T t_T} \right)}. \tag{15}$$

根据式(14)画出剪应力分布图,如图5所示,结合式(5),可得其正应力分布.从图中可以看出,大部分区域内的剪应力极低,只在接近界面尾部呈指数上升.这段应力上升区域被称为应力传递区,其长度用 L_s 表示.内部正应力及应变为

$$\varepsilon E = \sigma = \frac{1}{t_T} \int_L^x -\tau dx. \tag{16}$$

对于弹性材料和塑形材料来说,滑动摩擦和粘接状态有相似的作用.成形过程的大部分阶段处于两者的共同作用之下.模具长度方向任意一点的形变 δ 与界面间剪应力的关系如图6所示.当 δ 较小时, τ 与 δ 成正比关系,此时处于粘接状态;当 δ 达到临界值后,会出现脱粘现象, τ 直线下降成为定值,将 τ 的最大、最小值分别记为 τ_D 和 τ_S .

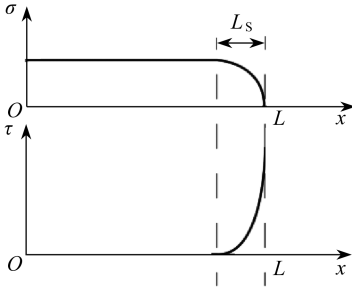


图5 粘接条件下界面内部正应力和剪应力分布

Fig. 5 Schematic of the interfacial shear and internal normal stress distributions

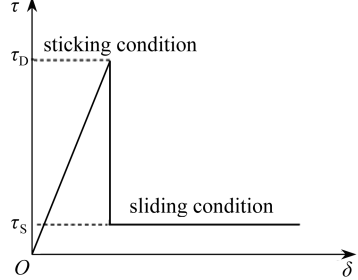


图6 界面剪应力与模具变形量的关系

Fig. 6 The interfacial shear stress as a function of tool deformation

2 实 验

2.1 模具-构件作用力的测试

本实验采用薄铝片作为模具,大小为 360 mm×100 mm×0.62 mm.将 8 根光纤 Bragg 光栅(中心波长 1 545 nm 和 1 550 nm)对称粘贴在模具表面,粘贴位置及方向如图7所示,粘贴所用胶水为 H610 双组份环氧胶.

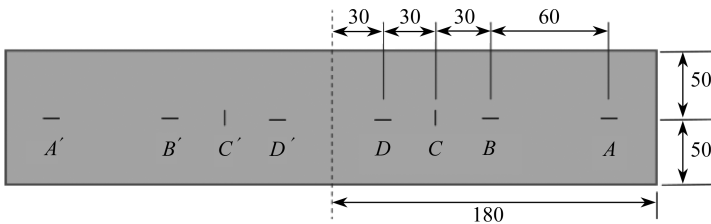


图7 光纤粘贴位置(单位: mm)

Fig. 7 Arrangement of FBG on the tool(unit: mm)

复合材料构件为 9 层单向板,长、宽与铝模具一致,纤维方向沿模具长度方向.原材料为

Hexcel 公司的 8552/AS4 单向预浸带,将模具一面打上脱模蜡(MEGUIARS 公司 M0811)后与 CFRP 板组合,放置到大理石平板上,大理石与平板构件之间用两层全氟乙丙烯(FEP)薄膜隔开,将整体进行真空封装后送入热压罐固化,封装好的样品如图 8 所示,固化工序曲线如图 9 所示,固化全过程施加 500 kPa 气压。

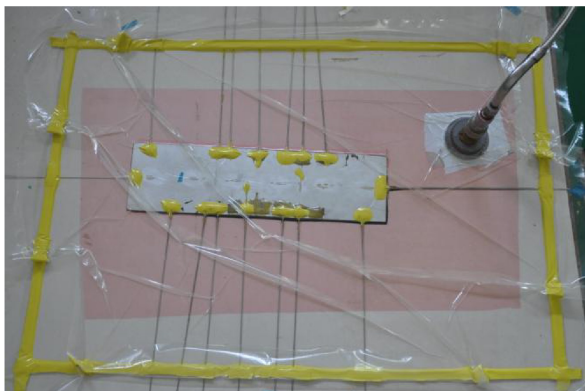


图 8 封装样品图

Fig. 8 The packaged experimental specimen

实验使用的光纤光栅解调仪为 Micron Optics 的 sm 130 解调仪,可对 FBG 传感器的反射波长进行实时监测.FBG 传感器实质上就是在光纤纤芯内形成的空间相位周期性分布的光栅,其主要特性是能够反射窄带光波.在复合材料领域,FBG 传感器主要用于固化过程应变^[10]、结构健康监测(冲击损伤^[12]、疲劳^[13]等)等方面。

Bragg 光栅反射的中心波长 λ_B 服从下面的关系式^[14]:

$$\lambda_B = 2n_e \Lambda, \quad (17)$$

式中, n_e 是光纤纤芯的有效折射率, Λ 是光栅周期。

当光栅所处环境的应力场或者温度场发生变化时,光栅周期及有效折射率都会发生变化,从而反射波长会发生移动,Bragg 波长 $\Delta\lambda_B$ 的漂移可表示为^[15]

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = S_\varepsilon \Delta\varepsilon + S_T \Delta T, \quad (18)$$

式中, $\Delta\varepsilon$ 和 ΔT 分别是光栅轴向应变变化和温度变化; S_ε 和 S_T 分别是应变灵敏系数和温度灵敏系数,实际应用时可分别测定,本文所用的 S_ε 为光栅轴向每发生 $1\mu\varepsilon$ 的应变变化,其反射中心波长移动 1.21 pm , S_T 为 $9.1 \text{ pm}/^\circ\text{C}$ 。在总波长漂移中减去温度漂移,为 FBG 所测轴向应变。

2.2 模具-构件作用对成形构件的影响

本实验采用平板碳钢与殷钢验证模具对构件固化残余应力的影响,复合材料构件为 10 层单向平板铺层,尺寸 $600 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$,在模具上表面打一层脱模蜡后将构件平铺在模具上,测试光栅平行于纤维方向埋在第 3 与第 4 层之间(从下往上),同时在等厚度平面埋置用钢套管保护的测温光栅,封装后送入热压罐实验,此部分碳纤维预浸料采用中复神鹰的 FAW100,其

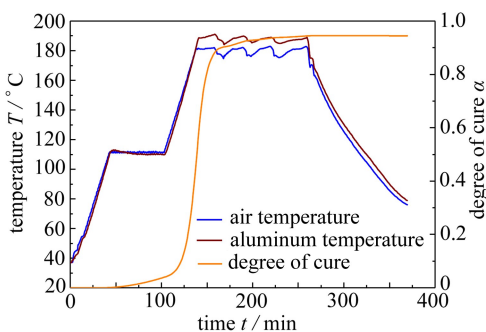


图 9 固化工序曲线

Fig. 9 The typical cure curves

余实验耗材与上一实验相同,实验前对所有模具都进行了表面处理,保证表面粗糙度相同,均为 $12.5 \mu\text{m}$ 。

3 结果与讨论

3.1 模具-构件作用力的大小

3.1.1 FBG 传感器监测铝板应变的可行性分析

图 10 是在模具与构件组装之前,对粘贴在模具表面的 FBG 传感器是否能够测得铝板模具的真实应变进行了一次分析的试验结果,FBG 传感器贴在铝模具表面,在升温过程中,铝片会产生热应变,此部分热应变与温差的比值应是铝的热膨胀系数(CTE)。若 FBG 与铝片贴合良好,应当可以准确测得铝的 CTE。因 FBG 传感器可对热应变与力学应变进行独立解耦,试验中用 A, B, C, D 这 4 根光栅测得的铝的 CTE 分别为 2.37×10^{-5} , 2.48×10^{-5} , 2.55×10^{-5} , $2.35 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$,与铝的真实 CTE($2.32 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$)非常接近,说明用粘贴在铝板表面的 FBG 检测铝板的应变是可行的。

3.1.2 应变变化分析

本文的研究对象为构件与模具界面间的作用力,但是 FBG 粘贴在模具非界面一侧,在此我们做一假设:由于模具较薄,在其厚度方向上正应力不存在梯度分布,即模具上下两个表面的内部正应力状态一致,这样就可以用非界面一侧测得的应变数据等效到界面一侧。

图 9 是固化工艺曲线,图中有两条温度曲线,一条为热压罐中的空气温度,由热压罐自带的热电偶测得;另一条为铝板温度,由贴于铝板表面钢套管中的 FBG 测得,此外,图中给出了 8552 树脂在其所处温度条件下的固化度曲线,其根据为固化动力学方程^[16]:

$$\frac{d\alpha}{dt'} = \frac{K\alpha^m(1-\alpha)^n}{1 + e^{C(\alpha - (\alpha_{c0} + \alpha_{cT}))}} \quad (19)$$

式中, α 是固化度, t' 是时间, $K = Ae^{-\Delta E/(RT)}$ 为固化反应速率常数(A 为指前因子, R 为普适气体常数), m 和 n 为指数常数, C 是扩散因子, α_{c0} 是绝对零度下的固化度, α_{cT} 是特定固化度下固化度随温度的增长系数, T 是绝对温度,各参数数值见表 1。工艺曲线在 $180 \text{ } ^\circ\text{C}$ 保温平台处故意设置了几个起伏,对此下文将做说明。保温平台处铝板的温度高出约 $7 \sim 8 \text{ } ^\circ\text{C}$,这里面有树脂固化放热和测量系统误差等原因。

表 1 8552 树脂固化动力学参数

Table 1 Cure kinetics parameters of 8552 resin

parameter	value	parameter	value
A / min^{-1}	4.2×10^6	$\Delta E / (\text{J/mol})$	65 000
m	0.5	n	1.5
C	30	α_{c0}	-1.514 8
$\alpha_{cT} / \text{K}^{-1}$	5.171×10^{-3}		

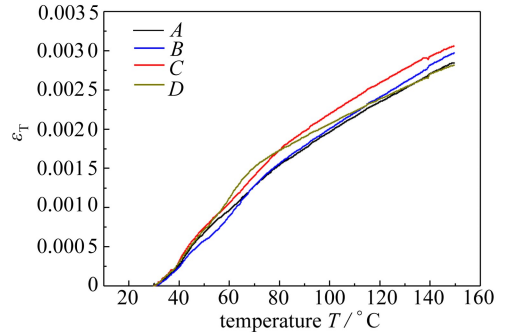


图 10 FBG 铝板热膨胀系数测试

Fig. 10 The aluminum tool's CTE test results with FBG

图 11 是 FBG 所测铝板模具的应变变化,包括热应变与机械应变,图中只给出了对称分布

的一侧 FBG 所测数据,另一侧数据差异不大,下文对结果的分析采用的是两侧数据的平均值。在降温阶段, A, B, C, D 这 4 处的应变变化均出现较明显的转折,这是铝板模具与构件之间的粘接脱开所引起,脱粘之前铝板的变形受到粘接作用的限制,脱粘之后只有滑动摩擦作用,滑动摩擦力远小于粘接力,因此图中曲线发生转折。

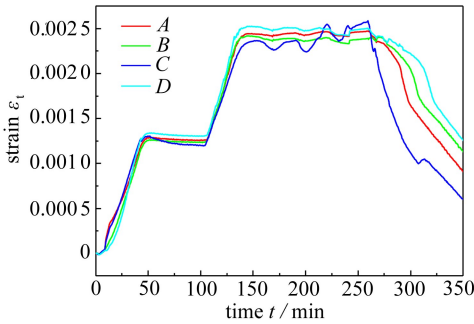


图 11 铝片表面总应变变化

Fig. 11 Total strain changes on the aluminum tool surface

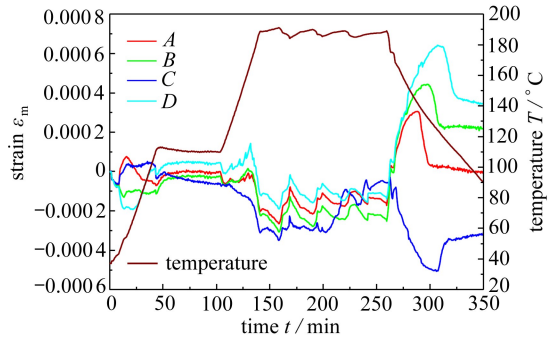


图 12 铝片表面机械应变变化

Fig. 12 Mechanical strain changes on the aluminum tool surface

从总应变中除去铝的自由热膨胀,剩余应变为机械应变,如图 12 所示。从图中可以看出,在 180 °C 的保温平台,当温度出现波动时,应变产生与温度波动趋势相反的变化。对比表 2 中各材料的 CTE 数据可以发现,温度升高时,铝板长度方向的膨胀大于构件,因此受到一个反向的收缩力,产生收缩应变,宽度方向正好相反。若铝与构件之间不存在粘接作用,当温度波动时,铝板的机械应变应当不会发生变化。

表 2 各材料性能参数^[17]

Table 2 Materials' parameters^[17]

material	8552/AS4 0°	8552/AS4 90°	aluminum
elastic modulus E /GPa	141	10	69
thermal expansion α /°C ⁻¹	0.21×10^{-6}	5.37×10^{-5}	2.37×10^{-5}

注 碳纤维复合材料弹性模量来自于 Hexcel 公司材料参数数据库。

Note The elastic modulus of CFRP is from Hexcel's material database.

3.1.3 应力传递区域的长度

树脂固化使得铝与平板构件粘接,固化结束以后,降温时铝板长度方向的收缩变形远大于构件,因此受到拉伸方向的界面剪应力,当这个应力大于 τ_0 时,发生脱粘现象。脱粘首先发生在铝板模具的边缘,然后向模具中心移动,如图 13 所示。应力传递区域的前沿到达 FBG 所在位置时,铝板模具的内部正应变达到最大值 ϵ^i (图 13 虚线)。完全脱粘以后,应力传递区后缘达到 FBG 所在位置,内部正应变降到最小值 ϵ^f (图 13 实线)。在此期间,脱粘前沿移动的距离 Δx 为

$$\Delta x = L_S + L_F, \tag{20}$$

式中, L_F 为光栅的有效长度,本文所用 FBG 光栅段长度为 10 mm。

为计算 L_S , 将式(20)做如下变换:

$$L_S = \Delta x - L_F = \frac{\Delta x}{\Delta T} \Delta T - L_F, \tag{21}$$

式中, $\Delta x/\Delta T$ 是脱粘前沿的移动速率,由脱粘前沿通过每根 FBG 时所对应的温度得出,如图

14 所示,经线性拟合得到其值为 $5.05 \text{ mm} \cdot \text{C}^{-1}$. ΔT 是脱粘开始至结束的温度差,平均值为 5.62 C (图 14).经计算, L_S 为 18.38 mm .

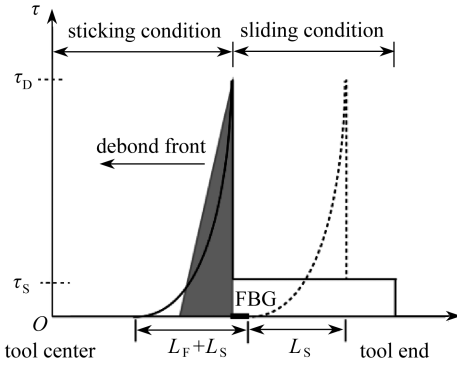


图 13 脱粘区域移动示意图

Fig. 13 Moving of the debond area

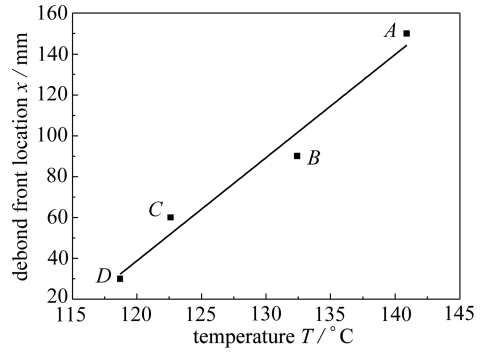


图 14 脱粘前沿移动随温度的变化

Fig. 14 The debond front migration with respect to temperature

3.1.4 估算 τ_D

由式(16)可知,铝板模具表面某点的应变为

$$\varepsilon = \frac{1}{t_T E_T} \int_L^x -\tau dx, \quad (22)$$

那么,脱粘发生时,FBG 所在点的应变变化为

$$\Delta \varepsilon = \varepsilon^i - \varepsilon^f = \frac{1}{t_T E_T} \left(\int_L^{x^i} (-\tau) dx - \int_L^{x^f} (-\tau) dx \right). \quad (23)$$

降温过程中,剪应力分布由粘接力与滑动力两个方程表示,直接对其积分十分复杂,在此我们进行近似计算.因为对曲线的积分可用一个三角形区域的面积表示(图 13 阴影部分面积代替曲线积分).当应力传递区通过 FBG 时,铝板模具的机械应变由峰值 ε^i 降到谷值 ε^f .在 $\tau_D \gg \tau_S$ 的前提下,有

$$\int_L^{x^f} (-\tau) dx - \int_L^{x^i} (-\tau) dx \approx \frac{1}{2} \tau_D L_S. \quad (24)$$

至此,我们已经可以计算出 τ_D :

$$\tau_D = \frac{2(\varepsilon^f - \varepsilon^i) t_T E_T}{L_S}. \quad (25)$$

用 $\varepsilon^f - \varepsilon^i$ 的平均值(由图 15 得到)计算出 τ_D 为 1.05 MPa .与金属-环氧树脂的粘接力相比,此处的粘接力偏低,因为二者中间存在脱模蜡隔离层.

3.1.5 估算 τ_S

脱粘以后,铝板与构件之间只存在滑动摩擦力作用,由式(6)可知,某点的滑动摩擦应变与其所处位置到模具端点的距离成正比且与温差及 CTE 无关.借助 FBG 所测的应变,可算出 τ_S .对式(6)进行微分,变为

$$\tau_S = -\frac{d\varepsilon}{dx} E_T t_T, \quad (26)$$

式中, $d\varepsilon/dx$ 为滑动应变随位置的变化率,由图 16 中拟合直线的斜率得出,图中加入了铝板边缘应变为 0 的条件.据此算出 τ_S 为 0.11 MPa .

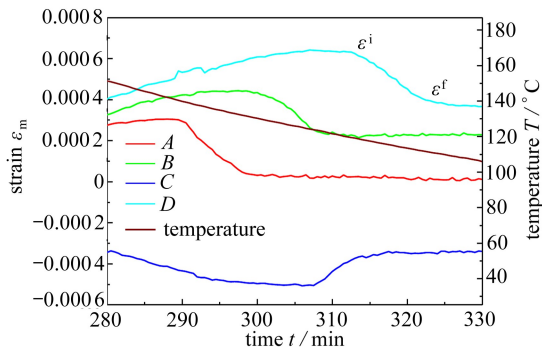


图 15 脱粘发生时机械应变的变化

Fig. 15 The mechanical strain changes during debonding

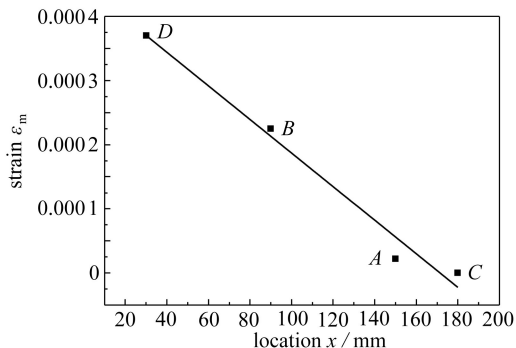


图 16 脱粘后机械应变与 FBG 位置的关系

Fig. 16 The mechanical strain vs. the FBG location

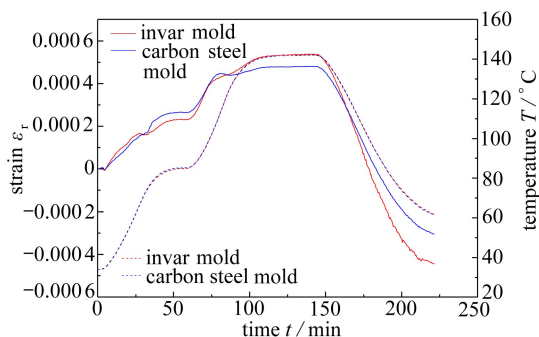


图 17 不同模具上的 CFRP 固化残余应力

Fig. 17 The cure residual stresses of CFRP on different molds



图 18 不同模具上 CFRP 固化后的翘曲

Fig. 18 The warpages after cure of CFRP on different molds

3.2 模具对构件残余应力的影响

图 17 显示了 2.2 小节实验中不同模具上平板构件固化残余应力的变化过程,从图中可以看出,两构件经历相同的温度变化历程(图中红、蓝两线),固化结束后在 60 °C 时,碳钢模具上的构件残余应变为 -4.44×10^{-4} ,殷钢上的只有 -3.06×10^{-4} 。因光纤埋在底部贴近模具一侧,构件向上翘曲时中面以下受压缩应力,所以测得的两个应变均为负值。碳钢上构件所测残余应力在数值上要大于殷钢,此分析结果与上文一致。模具与构件的 CTE 相差越大,推动两者界面间产生滑移变形的剪切力就越大,殷钢的 CTE 为 $0.9 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$,一般碳钢为 $1.0 \times 10^{-5} \sim 1.3 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$,显然殷钢与平板构件纤维方向的 CTE 较为接近,因此固化残余应力较小,变形也小,如图 18 所示(图中上方构件在碳钢上固化,下方构件在殷钢上固化)。构件固化后翘曲成弧状,弦长为 600 mm 的弧顶的翘曲高度:殷钢上为 10.5 mm,碳钢为 18.5 mm。

4 结 论

- 1) 在模具表面涂覆脱模蜡不能有效地阻止模具与构件之间的粘接,粘接力的大小与温度变化及 CTE 相关,固化完成后,温度变化会导致应变的增加,造成脱粘现象。
- 2) 滑动摩擦力 τ_s 较小,在固化完成后是一定值,与温度变化及 CTE 无关。
- 3) 模具是影响构件成形残余应力的一个重要因素,减弱模具与构件的粘接作用或减小两者间的 CTE 差距都可以有效减小残余应力及变形。

参考文献(References):

- [1] Shokrieh M M, Kamali Shahri S M. 7-modeling residual stresses in composite materials[C]// Shokrieh M M, ed. *Residual Stresses in Composite Materials*. Woodhead Publishing, 2014: 173-193.
- [2] 许进升, 杨晓红, 赵磊, 王鸿丽, 韩龙. 聚合物时温等效模型有限元应用研究[J]. *应用数学和力学*, 2015, **36**(5): 539-547. (XU Jin-sheng, YANG Xiao-hong, ZHAO Lei, WANG Hong-li, HAN Long. Finite element application of the time-temperature superposition principle (TTSP) to polymer[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2015, **36**(5): 539-547. (in Chinese))
- [3] 张盼, 许英杰, 汪海滨, 顾靖伟. 基于粘弹性本构模型的双搭接胶接头应力分析[J]. *应用数学和力学*, 2015, **36**(2): 159-166. (ZHANG Pan, XU Ying-jie, WANG Hai-bin, GU Jing-wei. Stress analysis of lap bonding joint using viscoelastic constitutive model[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2015, **36**(2): 159-166. (in Chinese))
- [4] Twigg G, Poursartip 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] Twigg G, Poursartip 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.
- [6] Twigg G, Poursartip A, Fernlund G. Tool-part interaction in composites processing—part II: numerical modelling[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2004, **35**(1): 135-141.
- [7] Ersoy N, Potter K, Wisnom M R, Clegg M J. An experimental method to study the frictional processes during composites manufacturing[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2005, **36**(11): 1536-1544.
- [8] Kaushik V, Raghavan J. Experimental study of tool-part interaction during autoclave processing of thermoset polymer composite structures[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2010, **41**(9): 1210-1218.
- [9] Zeng X, Raghavan J. Role of tool-part interaction in process-induced warpage of autoclave-manufactured composite structures[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2010, **41**(9): 1174-1183.
- [10] Johnston A, Hubert P, Nelson K, Poursartip A, Fernlund G. A sensitivity analysis of modeling predictions of the warpage of a composite structure[C]//43rd International SAMPE Symposium and Exhibition. Anaheim, California, 1998: 629-640.
- [11] Ersoy N, Garstka T, Potter K, Wisnom M R, Porter D, Stringer G. 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] Karalekas D, Cugnoni J, Botsis J. Monitoring of process induced strains in a single fibre composite using FBG sensor: a methodological study[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2008, **39**(7): 1118-1127.
- [13] Takeda S-I, Aoki Y, Nagao Y. Damage monitoring of CFRP stiffened panels under compressive load using FBG sensors[J]. *Composite Structures*, 2012, **94**(3): 813-819.
- [14] Yashiro S, Okabe T. Estimation of fatigue damage in holed composite laminates using an embedded FBG sensor[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2011, **42**

- (12): 1962-1969.
- [15] Antonucci V, Giordano M, Cusano A, Nasser J, Nicolais L. Real time monitoring of cure and gelification of a thermoset matrix[J]. *Composites Science and Technology*, 2006, **66**(16): 3273-3280.
- [16] Garstka T, Ersoy N, Potter K D, Wisnom M R. In situ measurements of through-the-thickness strains during processing of AS4/8552 composite[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2007, **38**(12): 2517-2526.
- [17] Ersoy N, Garstka T, Potter K, Wisnom M R, Porter D, Clegg M, Stringer G. 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.

Characterization of the Tool-Part Interaction During the Curing of CFRP Composites

SUN Liang-liang, WANG Ji-hui, DING An-xin

(School of Materials Science and Engineering, Wuhan University
of Technology, Wuhan 430070, P.R.China)

Abstract: Experiments with fiber bragg grating (FBG) sensors and the related theoretical model were used to study the tool-part interaction during the curing of carbon fiber reinforced polymer (CFRP) composites. The results show that on the condition of using release agent, the sliding friction and sticking force exist simultaneously between the tool and the part. After curing, temperature drop causes different degrees of deformations in the part and in the tool, therefore the sticking force rises and finally reaches a limit value to trigger the debonding process. The debonding area first occurs at the ends of the part, then moves to the part's center along the tool's length direction. The thermal expansion coefficient difference between the part and the tool makes the main cause for the interfacial friction and the part's deformation.

Key words: tool; part; sticking force; sliding friction; thermal expansion coefficient

引用本文/Cite this paper:

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 Liang-liang, WANG Ji-hui, DING An-xin. Characterization of the tool-part interaction during the curing of CFRP composites[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2016, **37**(3): 245-255.