

不同对流换热条件下复合材料层合板固化温度场与热应力分析

顾 威, 陈淑仙*

(中国民用航空飞行学院航空工程学院, 广汉 618307)

摘要: 采用有限元方法, 构建了 3234/T300B 复合材料层合板固化过程的物理模型以及数学模型。对不同对流换热条件下层合板固化时的温度场及热应力场进行了数值模拟。分析了不同对流换热系数对层合板固化阶段的热应力以及固化后残余热应力的影响。结果表明: 上表面施加的对流换热系数越大, 固化过程升温阶段层合板内部的热应力越小, 固化残余热应力显著减小。当施加的对流换热系数由 $5 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 增大到 $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时, 温度和热应力的下降幅度最大。研究表明通过引入对流换热条件来减小固化过程升温阶段层合板热应力以及固化残余应力是可行的, 也为优化热风枪固化方法提供了参数依据。

关键词: 树脂基复合材料; 层合板; 对流换热系数; 热应力

中图分类号: TB332 **文献标识码:** A **文章编号:** 2096-8000(2020)01-0005-07

1 引言

在对树脂基复合材料层合板进行固化时, 由于环境温度以及材料的固化反应放热影响, 层合板内部温度场的变化和分布会变得复杂。又因为树脂基复合材料内部的导热性能一般呈各向异性, 所以固化时内部的温度分布不均匀, 导致各部分的固化进程不一致, 同时因为传热的不均匀, 局部热应力较大, 最终影响复合材料层合板的质量^[1-3]。因此, 研究树脂基复合材料层合板固化工艺对温度分布、层合板各部分的固化均匀性以及各部分的热应力大小的影响, 可以有效减小复合材料层合板内部的热应力, 对提高固化质量和复合材料构件的品质有重要意义^[4]。

复合材料层合板在固化过程中, 受到热应力以及固化收缩阶段的收缩应力作用, 容易产生分层和变形, 造成层合板的力学性能下降^[5]。因此, 为了减小固化过程中的热应力, 近年来很多国内外研究人员针对固化过程和固化工艺参数展开了研究。Loos 等^[6]将树脂流动特性作为热应力产生的一个影响因素来进行研究, 得出材料性质对固化热应力的影响规律。Bogetti 等^[7]通过有限元分析证实了层合板的形状、材料自身性能是影响温度场和固化度的重要因素, 同时调整热传导的数学模型以及热固化方式也会热应力大小造成影响。丁安心等^[8]通过对应

力变形的本构方程进行研究, 提供了对挖补修理进行固化变形和残余应力预测的方法, 通过预测残余热应力, 保证固化方法的正确性。范世通等^[9]的研究表明厚度会对固化热应力造成很大的影响, 同时调整铺层的纤维体积分数和长径比也可以有效地减小层合板内部的热应力。陈浩然等^[10]对复合材料固化时的物理性质变化和热应力的数值变化进行了研究, 同时也给出相应材料破坏准则的具体形式。田秋实等^[11]将降温速率纳入热应力的影响因素进行研究, 发现降温越快, 材料越容易因为热应力过大出现损伤。陈淑仙等^[12]针对不同修补工艺对固化时的热应力场的影响进行研究, 结论表明通过增大挖补角度, 可减小升温 and 保温过程中的热应力, 避免应力集中。李世林等^[13]通过有限元方法计算了不同升温速率下, 层合板固化时的热应力场变化。得出了在升温阶段热应力随升温速率的提高而增大; 在保温和降温阶段, 层合板内部的热应力不受降温速率影响的结论。

目前已有的研究工作大多建立在使用热补仪、烘箱等设备对复合材料进行固化的基础上, 而在西锐飞机 SR-20 的 SRM 手册中, 提到一种通过热风枪设备对复合材料进行固化的方法, 国内采用的较少, 也鲜有人进行研究。在热风枪固化方法中, 会出现复合材料表面和外界空气对流换热的情况。用于固

收稿日期: 2019-03-18

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (51306201); 四川省科技厅项目 (2019YJ0722); 中国民用航空飞行学院项目 (J2019-033); 中国民用航空飞行学院研究生创新项目 (X2019-007)

作者简介: 顾威 (1995-), 男, 硕士研究生, 研究方向为复合材料热固化方法优化。

通讯作者: 陈淑仙 (1975-), 女, 博士, 教授, 主要从事复合材料热固化方面的研究, bellesavana@163.com。

化的热风枪,其风量一般数值较小,因此用热风枪对层合板进行加热的对流换热情况并不复杂。为了确定热风枪的具体工况参数,本文从对流换热系数(即膜系数)这一影响因素切入,结合不同膜系数情况下的层合板温度场和热应力场的计算结果,总结对流换热条件下层合板的固化温度以及热应力分布的变化规律,并在此基础上选取合适的对流换热系数范围,通过反推得到合理的热风枪固化工况参数,为热风枪固化方法的优化研究建立基础。综上所述,本文结合已进行的研究^[14]结果,采用 3234/T300B 预浸料铺设的层合板作为研究对象,创建用于计算整个固化过程的层合板三维模型,计算层合板的上表面在赋予不同膜系数时,温度场的分布与热应力变化情况,分析不同膜系数对层合板内部热应力的影响,最终选择合适的膜系数,为优化热风枪固化方法提供参数依据。

2 物理模型

本文采用的层合板由 3234/T300B 预浸料铺设而成,具体模型的尺寸为:长×宽×高=200 mm×200 mm×20 mm,采用 $[0/\pm 45/0]$ 铺层方式进行铺设,取模型下表面几何中心为原点, x 为纤维方向, z 为厚度方向,模型如图 1 所示。

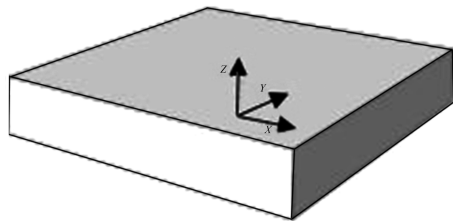


图 1 层合板物理模型

Fig. 1 Physical model of laminate

树脂基复合材料 3234/T300B 的物性参数如表 1 所示,3234/T300B 复合材料的弹性力学参数如表 2 所示。

表 1 3234/T300B 物性参数^[15]

Table 1 Property parameters of 3234/T300B

$\rho/\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	$C_p/\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot\text{K})^{-1}$	$k_{xx}/\text{W}\cdot(\text{m}\cdot\text{K})^{-1}$	$k_{yy}, k_{zz}/\text{W}\cdot(\text{m}\cdot\text{K})^{-1}$	$H_R/\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$	A	ΔE	m	n
1230	1260	5.43	0.41	4.01×10^5	1.5×10^{10}	94750	0.45	1.9

表 2 3234/T300B 弹性力学参数

Table 2 Elastic mechanics parameters of 3234/T300B

E_1/GPa	$E_2=E_3/\text{GPa}$	$\mu_{12}=\mu_{13}$	μ_{23}	$\alpha_1/(\text{K}^{-1}\times 10^{-6})$	$\alpha_2/(\text{K}^{-1}\times 10^{-6})$	$G_{12}=G_{13}/\text{GPa}$	G_{23}/GPa
128	8.3	0.32	0.33	0.13	43.6	4.5	2.98

表 1 中: ρ 为预浸料密度; C_p 为预浸料比热容; k 是 x 、 y 、 z 三个主轴上的热传导系数; H_R 为单位质量的树脂经过固化发出的热量; ΔE 为材料的活化能; A 为频率因子; m 、 n 为反应等级。

表 2 中: E 为预浸料的弹性模量; G 为剪切模量; μ 为泊松比; α_1 、 α_2 分别为材料的横向和径向方向上的热膨胀系数。

3 数学模型

3.1 瞬态热传导控制方程

根据热平衡原理,并结合图 1 的模型及坐标系,建立了层合板在固化历程中的三维瞬态热传导控制方程:

$$k_{xx} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_{yy} \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + k_{zz} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \dot{q} = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

式中: T 为层合板单元节点的瞬态温度; t 为固化已

经经过的时间; ρ 、 C_p 分别为预浸料的密度和比热; \dot{q} 为生热率。 H_R 与固化反应速率的关系为:

$$\dot{q} = \rho(1 - V_f) H_R \frac{d\alpha}{dt} \quad (2)$$

3234/T300B 的固化动力学方程为^[16]:

$$\frac{d\alpha}{dt} = A \exp\left(\frac{-\Delta E}{RT}\right) \alpha^m (1 - \alpha)^n \quad (3)$$

式中: V_f 为预浸料的纤维体积分; α 为固化度,初始固化度取 1×10^{-4} ; R 为摩尔气体常数。

3.2 热应力控制方程

层压板的热应力会受到温度引起的初始应变 ε^0 影响,具体公式为:

$$\varepsilon^0 = \beta_T \Delta T [1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0]^T \quad (4)$$

式中: β_T 为计算涉及材料的热膨胀系数; ΔT 为单元节点的温度改变量。除此之外,还要考虑由树脂自身弹性而引起的附加应变 ε 。因此,复合材料总应变为:

$$\varepsilon_x - \varepsilon_x^0 = \frac{1}{E} [\sigma_x - \mu(\sigma_y + \sigma_z)] \tag{5}$$

$$\varepsilon_y - \varepsilon_y^0 = \frac{1}{E} [\sigma_y - \mu(\sigma_x + \sigma_z)] \tag{6}$$

$$\varepsilon_z - \varepsilon_z^0 = \frac{1}{E} [\sigma_z - \mu(\sigma_y + \sigma_x)] \tag{7}$$

可得总应力 σ 为:

$$\sigma = D(\varepsilon - \varepsilon^0) = DBq^e - D\varepsilon^0 \tag{8}$$

上式中,节点的位移向量 q^e 、弹性系数矩阵 D 、几何矩阵 B 、热膨胀系数 β_T 、温度变化量 ΔT 等参数的具体数值可参考文献[14]。

3.3 初始条件及边界条件

3.3.1 初始条件

计算过程中层合板的初始条件为:

$$T(x,y,z,t) \big|_{t=0} = T_0, \alpha \big|_{t=0} = 0 \tag{9}$$

式中 $T_0 = 303\text{ K}$ 。

3.3.2 边界条件

(1)本文采用控制变量法进行研究,为了保证加热条件的一致性,采用热补仪对复合材料层合板进行固化,层合板的下表面及四周与电热毯接触,为第一类边界条件。即:

$$T_s = T_H(t) \tag{10}$$

式中: T_s 为层合板与热补仪加热装置直接接触时的表面温度; T_H 为热补仪的加热温度,由固化工艺温度曲线决定。固化温度从 303 K (室温)开始,经过 1800 s 升温至 363 K ;在经过预固化阶段后,温度保持在 363 K ,持续 1800 s ;接着以 2 K/min 的速率升温至 398 K ,并保持 7200 s ,直到固化完成。从 12000 s 开始,以 3 K/min 的速率进行降温,经过 1920 s ,温度降至室温。固化工艺温度曲线如图2所示。

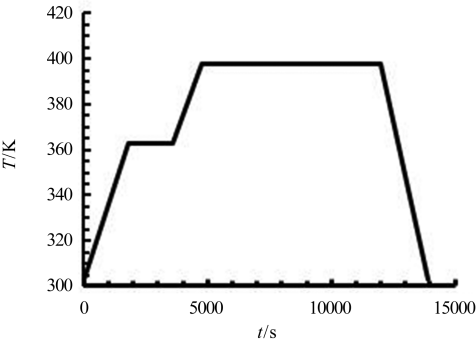


图2 固化工艺温度曲线

Fig. 2 Curing temperature curve

(2)层合板上表面与空气进行对流换热,边界条件为:

$$Q = hA(T_w - T_\infty) \tag{11}$$

式中: T_w 、 T_∞ 分别为层合板上表面和周围空气的温度, T_∞ 为 303 K ; A 为预浸料铺设层合板的上表面面积; Q 为单位时间内通过表面的热流量; h 为赋予在表面上的膜系数。

4 计算方法

本文基于有限元方法,采用 CTD8T 温度-位移耦合单元计算层合板在固化过程中的温度与热应力。为了保证结果的合理性,需要验证模型是否正确。因此参照文献[11]中 3234/T300B 层合板的固化工艺参数进行了固化过程的数值模拟,并与文献中同一工况下的实验数据比较。对比结果如图3所示。由图中可知仿真结果与实验数据基本相同,证明了本文的计算模型以及方法的正确性。

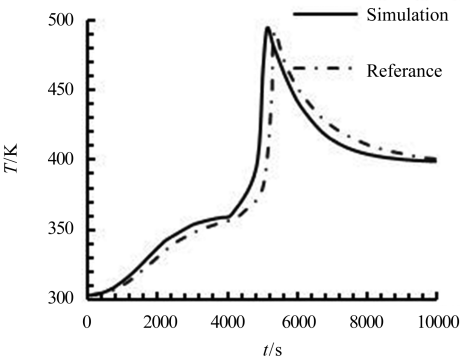


图3 层合板中心节点温度-时间曲线

Fig. 3 Temperature-time curve of the center point of the laminate

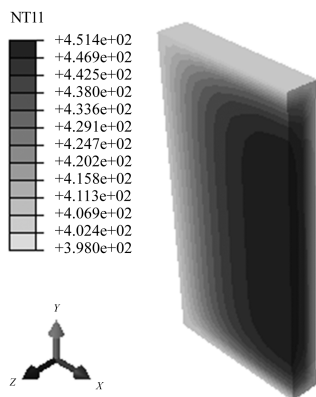
5 结果和讨论

针对复合材料层合板在使用热风枪固化方法中会出现与空气发生对流的情况,将已有固化方法中的绝热条件改为对流换热边界条件;在层合板的下表面及四周施加热补仪提高温度,上表面与外界进行对流换热。由于热风枪风量较小,采用热风枪固化时的对流换热系数(即膜系数)数值不大,本文为了贴合这种情况,在接近并稍大于空气自然对流换热系数的范围中进行取值,即 h 大小为 $5\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \sim 20\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 之间进行研究,本文拟采用 $h = 5\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 、 $10\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 、 $15\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 、 $20\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 的情况进行计算。整个固化过程不改变传热膜系数。

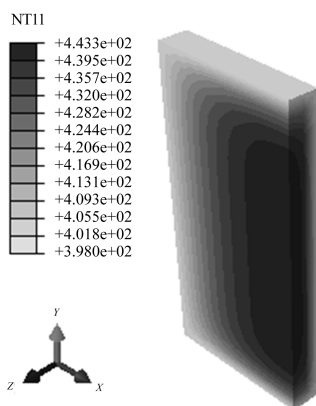
5.1 升温阶段层合板温度场分布

由于层合板的边界条件对称,因此以 $X = 0\text{ mm}$ 为剖面取层合板的一半作为研究对象。图4为升温

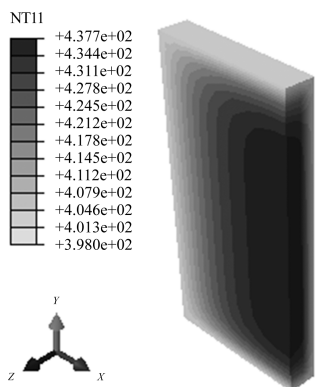
阶段在层合板上表面赋予不同对流换热条件下,温度达到峰值时的温度云图。此时层合板峰值温度分别为 451 K、443 K、437 K 和 433 K。此时层合板内部由于材料自身固化反应的生热效应,在内部产生了热积聚,使得中心温度较高,层合板内部的温度梯度增大。随着上表面赋予的膜系数增大,上表面与空气产生换热,中心处的温度开始降低。随着传热膜系数的增大,层合板上表面的温度梯度减小。



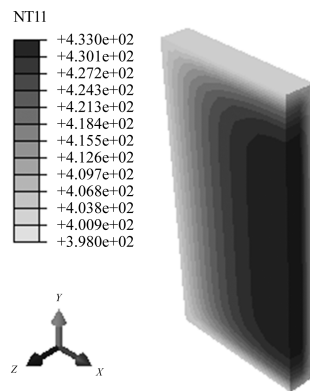
(a) $h = 5 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$



(b) $h = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$



(c) $h = 15 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$



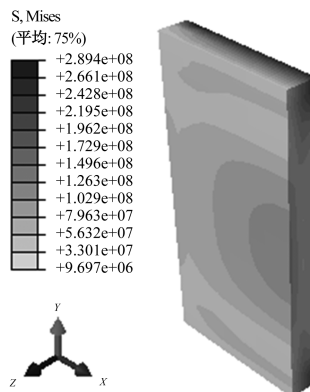
(d) $h = 20 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$

图 4 不同对流换热条件下层合板温度峰值时刻的温度分布

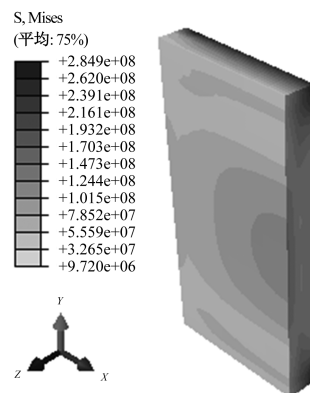
Fig. 4 Temperature distribution at the peak temperature of the laminated under different convective heat transfer conditions

5.2 升温阶段层合板热应力场分布

图 5 为复合材料层合板升温阶段达到温度峰值时,上表面加载不同膜系数时的热应力分布云图。



(a) $h = 5 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$



(b) $h = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$

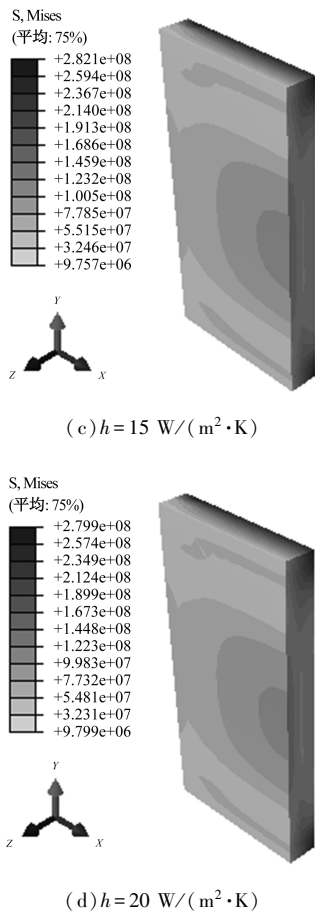


图 5 不同对流换热条件下层合板温度峰值时刻的热应力分布

Fig. 5 Thermal stress distribution at the peak temperature of laminate under different convective heat transfer conditions

此时由于材料自身的生热,层合板内部产生的温度梯度较大,材料因此受热膨胀。而由于层合板下表面施加固定约束,限制了层合板的位移,因此边缘区域的应力值也较大。同时层合板中心区域因为材料自身的生热产生热积聚效应,根据热胀冷缩的物理规律,材料在热积聚效应下膨胀。随着固化过程进入末期,上层的树脂由于固化而收缩,对中心的纤维产生了拉应力作用,使其热膨胀受到约束,因此热应力值较高。对比图 5(a) 和图 5(d) 可以看出,随着加载在上表面的膜系数增大,层合板上表面的热应力值减小。结合图 5(a) 至图 5(d) 可以发现,当对流换热系数由 $5 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 增加到 $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时,热应力的下降幅度最大。结合图 4 所示可知,空气域上表面的对流换热作用将层合板的部分热量传递出去,使得层合板内部温度梯度减小,材料的固化反应程度减弱,放热量减小,纤维因为升温产生的膨胀程度减缓,因此内部热应力场峰值减小,且分布更

均匀。

图 6 所示为层合板上表面赋予对流换热边界条件时中心节点 N662 在升温及保温阶段时的部分温度-时间曲线。由图中数据可知层合板中心点峰值温度发生变化。这是因为随着层合板上表面加载的膜系数增大,层合板向外界空气传递的热量增多,因此中心点峰值温度不断降低。随着对流换热条件的改变,向外传递的热量因膜系数的增大而趋近饱和,因此温度峰值降低的幅度减小。

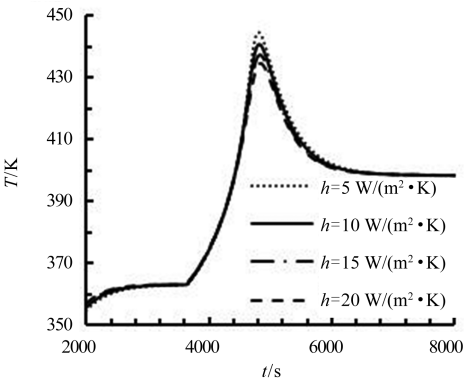


图 6 不同对流换热条件下层合板中心节点 N662 的温度-时间曲线

Fig. 6 Temperature-time curve of the central node N662 of the laminate under different convective heat transfer conditions

图 7 所示为中心节点 N662 在升温及保温阶段的热应力-时间历程曲线。由图 7 可以看出,无论膜系数的大小如何变化,温度峰值出现的时刻与热应力峰值出现的时刻基本一致。在进入保温阶段后,不同对流换热条件下的热应力值基本一致。引入与空气的对流换热,对于减小层合板的温度峰值和升温热应力有积极作用。在保温阶段,热应力大小基本不受膜系数的影响。

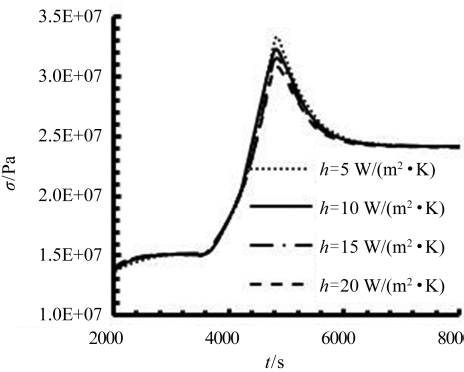
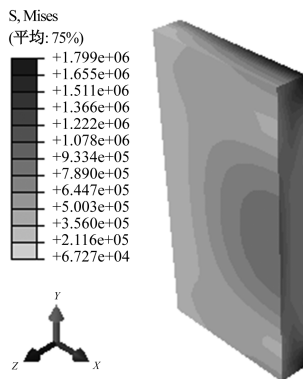


图 7 不同对流换热条件下层合板中心节点 N662 的热应力-时间曲线

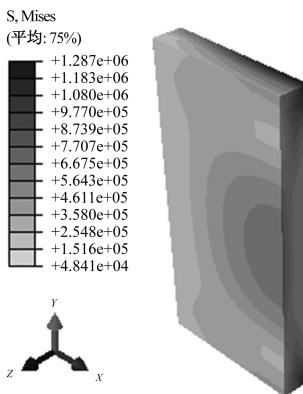
Fig. 7 Thermal stress-time curve of the central node N662 of the laminate under different convective heat transfer conditions

5.3 降温阶段残余热应力

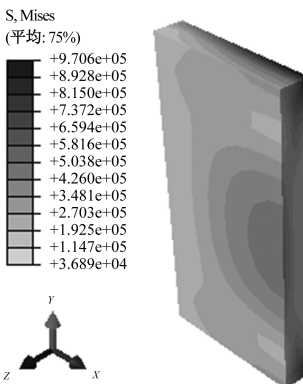
图 8 为降温阶段结束后,层合板温度降至 303 K 时,层合板在不同对流换热条件下的残余热应力分布云图。由图 8 可知,对流换热越强烈,层合板残余热应力就越小,其中当膜系数为 $h = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时,层合板中心热应力大约为 $3.580\text{e}+05 \text{ N}$,而当膜系数增大到 $h = 20 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时,层合板中心的残余热应力大约为 $3.062\text{e}+5 \text{ N}$,同时,观察 4 个云图,层合板的残余热应力在膜系数由 $5 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 增大到 $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时变化最大。由此可以看出,膜系数的增大对层合板固化结束后的残余热应力有影响,但随着膜系数的增大,这种影响的效果逐渐减弱。



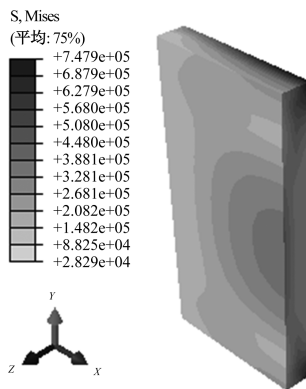
(a) $h = 5 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$



(b) $h = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$



(c) $h = 15 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$



(d) $h = 20 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$

图 8 不同对流换热条件下层合板残余热应力分布
Fig. 8 Residual thermal stress distribution in the laminate under different convective heat transfer conditions

由图 8 可以看出,随着膜系数的增大,层合板内部热应力数值减小,分布趋于均匀。因此内部节点的热应力-时间曲线具有研究价值。取层合板中心节点 N662 为研究对象,图 9 为该节点在降温阶段不同膜系数影响下的时间-热应力曲线。由图可知,随着膜系数的增大,层合板内部的热应力减小,热应力降低速率加快,残余热应力减小。提升对流换热系数能够使层合板降温阶段的温度分布更加均匀,热应力变化幅度减小,但是当膜系数超过 $20 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时,热应力的减小幅度可以忽略。

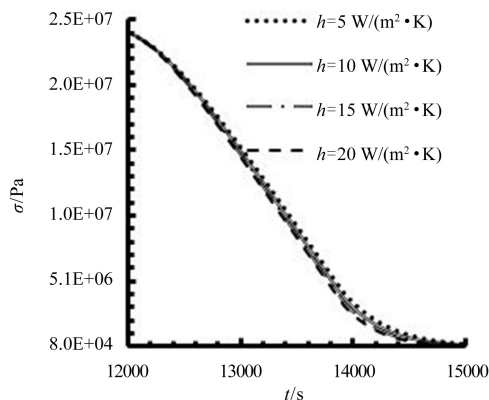


图 9 层合板中心节点 N662 降温阶段热应力-时间曲线
Fig. 9 Thermal stress-time curve of the cooling stage of the central node N662 of the laminate

6 结 论

(1) 引入了对流换热系数(膜系数)作为热应力计算的影响因素,研究发现对流换热系数增大使得层合板固化过程中的温度峰值降低,温度梯度减小,

热应力分布更加均匀,残余应力更小;

(2)随着对流换热系数不断增大,层合板升温阶段峰值温度降低趋势减小,整个固化阶段的热应力峰值降低趋势减小,当对流换热系数由 $5 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 增加到 $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时,温度及热应力下降幅度最大;

(3)将对流换热系数控制在 $5 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \sim 15 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 的范围内,并通过取值反推热风枪工况数据,易得到既能保证热应力减小,同时又不会与实际情况误差过大的热风枪工况参数,提高了研究效率。

参考文献

- [1] 邢丽英, 中航工业科技与信息化部. 先进树脂基复合材料自动化制造技术[M]. 北京: 航空工业出版社, 2014.
- [2] Prathyush. Process optimization of composite flex beams using neural networks[D]. 2013.
- [3] 王晓霞. 热固性树脂基复合材料的固化变形数值模拟[D]. 山东: 山东大学, 2012.
- [4] 李君, 姚学锋, 刘应华, 等. 复合材料固化过程中温度及应变场分布的解析解[J]. 清华大学学报: 自然科学版, 2009(5): 767-771.
- [5] Yue G, Zhang B, Dai F, et al. Three-dimensional cure simulation of stiffened thermosetting composite panels [J]. Journal of Materials Science & Technology, 2010, 26(5): 467-471.
- [6] Loos A C, Springer G S. Curing of epoxy matrix composites[M]. Engineering Mechanics of Fibre Reinforced Polymers and Composite

Structures, 1994.

- [7] Bogetti T A, Gillespie J W J. Two-dimensional cure simulation of thick thermosetting composites[J]. Journal of Composite Materials, 1991, 25(3): 239-273.
- [8] 丁安心, 王继辉, 倪爱清, 等. 热固性树脂基复合材料固化变形解析预测研究进展[J]. 复合材料学报, 2018, 35(6): 1361-1376.
- [9] 范世通, 汤海波, 张述泉, 等. 梯度复合材料热应力有限元分析[J]. 热加工工艺, 2012, 41(4): 106-109.
- [10] 陈浩然, 杨正林. 复合材料层合板固化过程的数值模拟[J]. 应用力学学报, 1998(3): 30-36.
- [11] 田秋实, 唐庆如, 王渊涛, 等. 不同降温速率条件下复合材料修补片固化温度场和热应力分析[J]. 硅酸盐通报, 2015, 34(s1): 181-185.
- [12] 陈淑仙, 田秋实, 包正毅, 等. 不同修补工艺下的大厚度树脂基复合材料修补片热应力[J]. 玻璃钢/复合材料, 2018(10): 40-47.
- [13] 李世林, 陈淑仙, 田秋实, 等. 升温速率对复合材料修补片固化过程热应力的影响[J]. 玻璃钢/复合材料, 2018(2): 58-65.
- [14] 陈祥宝, 邢丽英, 周正刚. 树脂基复合材料制造过程温度变化模拟研究[J]. 航空材料学报, 2009, 29(2): 61-65.
- [15] 阎勇, 庄苗, 周正刚, 等. 树脂比热容对复合材料固化过程数值模拟的影响[J]. 航空材料学报, 2006, 26(2): 37-40.
- [16] White S R, Hahn H T. Cure cycle optimization for the reduction of processing-induced residual stresses in composite materials [J]. Journal of Composite Materials, 1993, 27(14): 1352-1378.

ANALYSIS OF CURING TEMPERATURE FIELD AND THERMAL STRESS OF COMPOSITE LAMINATES UNDER DIFFERENT CONVECTIVE HEAT TRANSFER CONDITIONS

GU Wei, CHEN Shu-xian *

(Aviation Engineering institute, Civil Aviation Flight University of China, Guanghan 618307, China)

Abstract: The physical model and mathematical model of the cure process of 3234/T300B composite laminates were constructed by finite element method. The solidification temperature field and thermal stress field of laminates under convective heat transfer conditions were numerically simulated. The effects of different convective heat transfer coefficient on the thermal stress during the cure process of the laminate and the residual thermal stress after curing were analyzed. The results show that the larger the convective heat transfer coefficient applied on the upper surface, the smaller the thermal stress inside the laminate during the heating process. And when the convective heat transfer coefficient increases from $5 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ to $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$, the decline of the temperature and thermal stress is the largest. The research result shows that it is feasible to reduce the thermal stress and solidification residual stress of the laminate during the heating process by introducing convective heat transfer conditions, providing a parameter basis for optimizing the curing method using by air hot gun.

Key words: resin-based composite; laminated plate; convective heat transfer coefficient; thermal stress