金属网复合膜对 ZT7H/5429 复合材料平板固化变形的影响

张晨乾[1]，李韶亮[2]，翟全胜[1]，叶宏军[1]

（1. 中国航空制造技术研究院复合材料技术中心，北京　101300；2. 空军驻北京地区军事代表室，北京　100038）

摘要：通过不同的方法测试 5429 树脂及 ZT7H/5429 复合材料固化后的弹性模量、密度、泊松比、热传导系数等材料物性参数，基于 5429 树脂固化度与化学收缩应变的关系表达式，推导出 5429 粘流态和粘弹态的密度、弹性模量与固化度的关系表达式。据此建立了包含热传导模型、固化动力学模型、残余应力模型的含金属网复合膜的 ZT7H/5429 复合材料整个固化过程的三维有限元分析模型。使用该模型对 ZT7H/5429 固化过程中温度场和固化度的分布进行计算，将计算结果与实验结果进行比较，验证了该三维有限元分析模型的可靠性。在此基础上，对 J-403C 对 ZT7H/5429 复合材料平板固化变形的影响进行分析。结果表明，增加铺层厚度、调整铺层顺序能够有效降低金属网复合膜对 ZT7H/5429 复合材料平板固化变形的影响，实验数据与计算结果的误差不大于 5%，再次证明了模型的有效性。

关键词：ZT7H/5429；复合材料；固化变形；金属网复合膜；J-403C

中图分类号：TB332　　**文献标识码**：A　　**文章编号**：2096-8000(2020)07-0103-07

复合材料防雷击金属网表面复合膜（简称“金属网复合膜”）是由防雷击金属网与胶膜通过热压复合而成的。它具有质量轻、导电性好、能够与复合材料一体化成型且结合性能优异、修理简单等特点，能够解决传统火焰喷涂层厚、均匀性差、工艺周期长等问题，因此在国内外航空领域得到了广泛的应用，是飞机复合材料雷电防护的首选方案。

复合材料具有各向异性，在热压罐成型固化过程中由于树脂的交联固化、复合材料与成型模之间的相互作用以及其内部的热传导效率等问题[1]，导致最终的制件产生固化变形。而金属网复合膜由于金属网自身的热膨胀系数远大于复合材料，更加剧了其固化变形的趋势。固化变形通常会导致装配成本的升高和减重效率的降低，影响整体结构强度、使用寿命和机体外形尺寸的控制，严重时会导致零件报废，造成较大的经济损失。传统的方法是迭代试验法[2]，即根据经验并在多次试验的基础上，对成型模具表面进行变形补偿，直至得到正确的外形。这种方法周期长、成本高，且结果不具有普适性[3]。随着计算机技术和有限元分析方法的应用，众多学者[4-7]使用计算机建立多种有限元分析模型，对复合材料的固化变形进行分析，但由于复合材料固化变形的影响因素众多，建模计算过程极其复杂，耗时极长，严重影响了其在实际工程化中的应用，因此这些模型多数为简化的模型。

由于各分析模型所侧重的参数不同，使得各因素对固化变形的影响占比尚未达成一致。但通常认为树脂固化过程中的化学收缩应变对复合材料的最终固化变形有着重要的影响[8]。因此，以树脂固化过程中体积发生变化的凝胶点、玻璃化转变点所对应的树脂的粘流态、橡胶态、玻璃态，对其固化变形进行分段三维有限元分析模型研究，选择其核心影响因素，在保证精度的前提下对分析模型进行简化，将变形量叠加作为总的变形量，能够有效地提高计算效率，实现其对实际工程应用的指导价值[9]。

本文以文献[10]中 5429 树脂的固化动力学方程为基础，将含 J-403C 金属网复合膜的 ZT7H/5429 复合材料的固化过程以凝胶点和玻璃化转变点为分界点，按照固化过程中 5429 树脂所处的粘流态、粘弹态和弹性体的特征物性参数，对其物性参数进行测量，在此基础上建立其固化过程的三维有限元分析模型。通过实验结果验证分析模型的准确性，并研究工艺参数对含 J-403C 金属网复合膜的 ZT7H/5429 复合材料平板结构件固化变形的影响，提出含 J-403C 金属网复合膜的 ZT7H/5429 复合材料平板结构件固化变形的控制方法。

收稿日期：2020-04-03

本文作者还有苗春卉[1]。

作者简介：张晨乾（1983-），男，博士，高级工程师，主要从事树脂基复合材料成型工艺方面的研究，13552781573@163.com。

1 试验件制造

1.1 原材料

ZT7H/5429 预浸料,中航复合材料有限公司,玻璃化转变温度为 230 ℃;J-403C 金属网复合膜,黑龙江石油化学研究院,单层厚度为 0.13 mm。

1.2 固化工艺

所有试验件固化工艺均为:室温抽真空至-0.095 MPa 以下,升温至(115±15) ℃,加压(0.675±0.025) MPa,继续升温至(150±5) ℃,保温 60 min,然后再继续升温至(180±5) ℃,保温 120 min,最后升温至(200±5) ℃,保温 300 min,然后自然降温至 60 ℃以下出罐。

2 建模基础

2.1 热传导模型

热压罐成型复合材料在固化过程中,外热源来自热压罐,内热源为树脂交联固化过程中释放的热量。因此,复合材料固化的本质是具有非线性内热源的热传导问题,内热源为树脂基体的化学反应热。根据 Fourier 热传导定律和能量守恒定律,建立了复合材料固化过程中的瞬态热传导控制微分方程:

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(K_x\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(K_y\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(K_z\frac{\partial T}{\partial z}\right)+\dot{q}=\rho c\frac{\partial T}{\partial x} \quad (1)$$

式中:ρ、c、T 及 t 分别为密度、比热、温度和时间;K_x、K_y、K_z 为材料在整体坐标下的热传导系数;$\dot{q}$ 为热生成率,即单位时间内由于固化反应所产生的热量,其值与固化反应速率有关,可用下式表示:

$$\dot{q}=\rho(1-\nu_f)H_0\frac{\mathrm{d}\alpha}{\mathrm{d}t} \quad (2)$$

式中:ν_f 为复合材料预成型体中的纤维体分;H_0 为预成型体中单位质量树脂固化反应放出的总热量;α 为固化度,代表固化交联反应进行的程度,其值表示当前放热量与总放热量的比值,对于 ZT7H/5429 复合材料来说,ν_f = 0.6,H_0 = 239 J·g^{-1},$\mathrm{d}\alpha/\mathrm{d}t$ 满足下式[10]:

$$\frac{\mathrm{d}\alpha}{\mathrm{d}t}=3.6\times10^7\exp\left(\frac{-11446.36}{T}\right)(1-\alpha)^{1.3139} \quad (3)$$

复合材料的固化实际上是已知边界气流温度及对流换热系数的第三类边界条件,即给定 S_h 表面的对流换热系数 h:

$$n_xK_x\frac{\partial T}{\partial x}+n_yK_y\frac{\partial T}{\partial y}+n_zK_z\frac{\partial T}{\partial z}+h(T-T_\infty)=0 \quad (4)$$

$$(t>0,\ S=S_n)$$

式中:n_x、n_y、n_z 分别为 S_h 面与各坐标轴夹角的方向余弦;T_∞ 为热压罐内的环境温度。初始条件为:$T=T_0$,$\alpha=\alpha_0(t=0)$。

2.2 残余应力模型

在 ZT7H/5429 复合材料固化过程中,凝胶前树脂处于粘流态,假定内部无化学收缩应变产生,材料仅受到热应变,到达凝胶点后,由于树脂开始交联形成三维网络产生体积收缩,直至固化完全,这一过程中受到热应变和化学收缩应变的共同作用,固化完成后,复合材料仅发生受热情况下的力学性能变化。即固化过程中的总应变量为:

$$\varepsilon_{ch}=\varepsilon_R+\varepsilon_h \quad (5)$$

式中:ε_R 为复合材料各个方向上的热应变;ε_h 为各个方向上的化学收缩应变,凝胶后单位体积的 5429 树脂化学收缩应变用式(6)计算[11]:

$$\varepsilon_h=657+3902\alpha-6290\alpha^2 \quad (\alpha\geqslant0.46) \quad (6)$$

式中 α 为固化度。树脂与纤维的热应变均可用式(7)表示:

$$\varepsilon_R=\alpha_{mi}\Delta T \quad i=1,2,3 \quad (7)$$

式中 α_{mi}为树脂或纤维在三个方向上的等效热膨胀系数。

3 固化过程中的材料参数

假定金属网复合膜的树脂基体与 5429 树脂有相同的材料参数,金属网的理化参数参照金属铝。由于 5429 的固化温度在玻璃化转变温度之下,固化后 5429 树脂处于玻璃态,复合材料的材料参数可以用相应的仪器测得,固化前材料的参数可以使用常温力学数据通过经验公式进行推导。

3.1 弹性模量

固化后 5429 树脂的拉伸强度(F)、模量(E)及泊松比(ν)按照 GB/T 2568—1995 进行测试,ZT7H/5429 复合材料按 ASTMD 3039 进行测试。通常树脂未反应前的模量为固化后的 1/1000,凝胶后 5429 树脂的弹性模量可以用式(8)表示[13]:

$$E_m=(0.2497+0.739\alpha)E_{m1} \quad (\alpha\geqslant0.46) \quad (8)$$

式中 E_{m1}为固化后树脂的拉伸弹性模量。测得的数据见表 1。

表 1　5429 树脂及其复合材料的性能

Table 1　Properties of 5429 resin and ZT7H/5429 composites

性　能	5429 树脂	ZT7H/5429
F_{11}/MPa	77	2457
E_{11}/GPa	3.3	149
F_{12}/MPa	77	78
E_{12}/GPa	3.3	10.25
F_{13}/MPa	77	78
E_{13}/GPa	3.3	10.25
ν_{12}	0.39	0.307
ν_{13}	0.39	0.307
ν_{23}	0.39	0.48

3.2　复合材料密度

5429 树脂使用热熔法制备,组分中小分子挥发分含量极低,假定树脂固化过程中无小分子析出,凝胶前树脂密度保持不变,凝胶后的体积收缩与化学收缩应变相关。固化后树脂的密度按照 GB1463—2005 进行测量,5429 树脂密度随固化度的变化可用式(9)表示:

$$\rho_m=\begin{cases}1.18-0.076\alpha+0.148\alpha^2 & (\alpha\geqslant 0.46)\\ 1.18 & (\alpha<0.46)\end{cases} \tag{9}$$

则 ZT7H/5429 复合材料在整个固化过程中的密度可用式(10)表示:

$$\rho=\begin{cases}1.549-0.032\alpha+0.061\alpha^2 & (\alpha\geqslant 0.46)\\ 1.55 & (\alpha<0.46)\end{cases} \tag{10}$$

3.3　热传导系数

使用德国耐驰 LFA 477 氙灯导热仪,试样为直径为 127 mm,厚度为 2 mm 的原片,对 ZT7H/5429 复合材料在三个方向上不同温度下的导热系数进行测试,结果如表 2 所示。

表 2　ZT7H/5429 复合材料不同方向上的导热系数

Table 2　Thermal conductivity of ZT7H/5429 composite in different directions

材料与铺层	试验方向	试样平均温度下的导热系数 /W·m^{-1}·K^{-1}			
		65 ℃	75 ℃	95 ℃	115 ℃
ZT7H/5429 碳纤维复合材料 $[0]_{16}$	X	5.438	5.763	6.053	6.486
	Y	0.752	0.776	0.794	0.866
	Z	0.752	0.776	0.794	0.866
ZT7H/5429 碳纤维复合材料 $[\pm45]_8$	X	3.262	3.396	3.524	4.092
	Y	3.262	3.396	3.524	4.092
	Z	0.562	0.609	0.616	0.623

3.4　热膨胀系数和比容

5429 树脂及其复合材料的热膨胀系数用德国 NETZSCH 公司生产的 DIL402PC 型线性热膨胀仪进行测试,测试结果见表 3。

表 3　5429 树脂及其复合材料的线性热膨胀系数

Table 3　Linear thermal expansion coefficient of 5429 resin and its composite

温度范围 /℃	5429 树脂 /10^{-6}	ZT7H/5429 纵向 /10^{-6}	ZT7H/5429 横向 /10^{-6}
30~50	45.23	0.123	26.87
50~80	46.92	0.217	27.68
80~120	48.15	0.298	29.05
120~150	49.21	0.489	30.18
150~180	53.26	0.623	31.45
180~200	57.13	0.705	33.24
平均值	49.98	0.409	29.74

ZT7H/5429 复合材料的比热容使用美国 TA 公司 Discovery 系列 DSC2500 型差式扫描量热仪进行测定,试样厚度为 0.125 mm,直径小于铝样品皿,形状为圆形。使用蓝宝石作为参比的标准试样,测定结果如图 1 所示。从图中可以看出 60 ℃左右时,ZT7H/5429 复合材料的比热容为 1.12 J/g·K^{-1}。

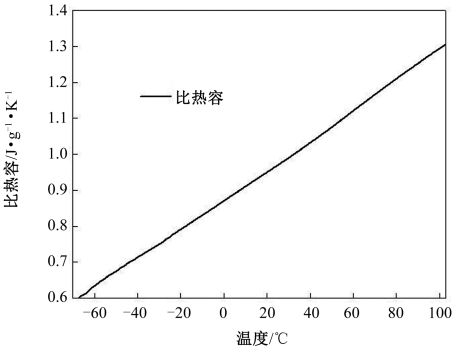


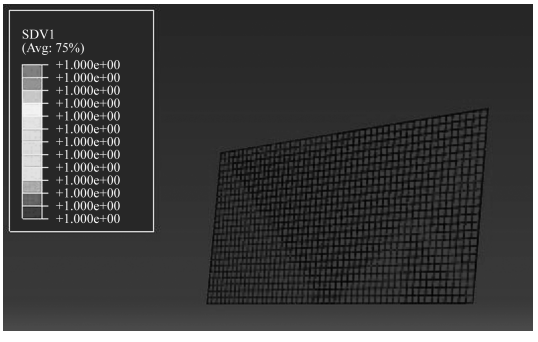
图 1　DSC 测试 ZT7H/5429 复合材料比热容

Fig. 1　DSC test of specific heat capacity of ZT7H/5429 composite

4　固化过程的温度场与固化度模拟分析与试验验证

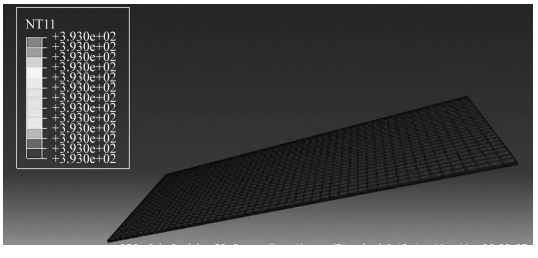
由于含金属网复合膜的 ZT7H/5429 对称铺层的固化变形明显表现在 3 mm 以下的平板结构中,因此采用体单元对 3 mm 及以下平板类复合材料制件及其模具进行建模分析,在 ABAQUS 有限元软件

中建立长为 455 mm,宽为 245 mm 的结构单元,在厚度方向上根据不同的厚度将平板分为两个单元,铺层为$[0/-45/45/90]_{ns}$($n\leqslant 3$),金属网复合膜沿长度方向为 0°方向,作为一个单元。其边界条件为:平板下表面为贴模面,对应的是金属工装,上表面是辅助成型材料,根据式(3)的固化动力学参数,用 fortran 语言编写 HETVAL 子程序引入固化反应热,并计算固化度。将模拟所得的固化度和温度随时间的分布状况与实际试验测量值进行对比。图 1(a)、图 1(b)所示分别为 1 mm 和 3 mm 的平板在 39800 s 的温度分布,图 1(c)、图 1(d)为 3 mm 厚平板分别在 3 k/min 和 5 k/min 的升温速率下,在 4400 s 和 2640 s 时的温度分布。



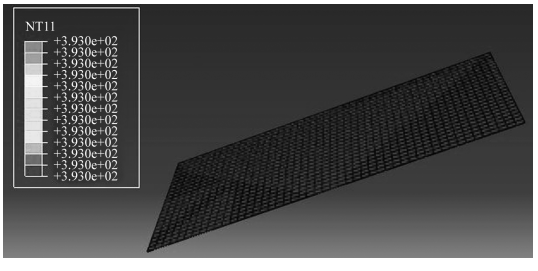
(a)1 mm 厚薄板 1 k/min 条件下的温度分布

(a)Temperature distribution of 1 mm thin plate at 1 k/min



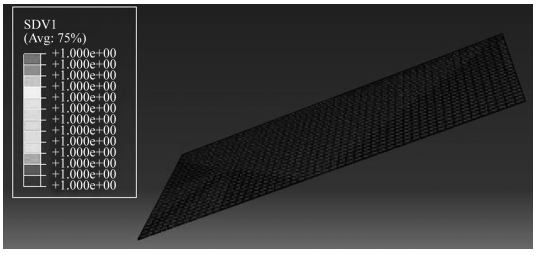
(b)3 mm 厚薄板 1 k/min 条件下的温度分布

(b)Temperature distribution of 3 mm thin plate at 1 k/min



(c)3 mm 厚薄板 3 k/min 条件下的温度分布

(c)Temperature distribution of 3 mm thin plate at 3 k/min



(d)3 mm 厚薄板 5 k/min 条件下的温度分布

(d)Temperature distribution of 3 mm thin plate at 5 k/min

图 2 不同厚度平板不同升温速率下的温度分布

Fig. 2 Temperature distribution of plates with different thickness and different heating rate

从图 2 中可以看出,厚度低于 3 mm 的平板在不同的升温速率条件(分别为 1 k、3 k、5 k)下,温度分布仍然比较均匀,可见对于薄板类结构来说,升温速率对平板内部的温度分布影响很小,几乎可以忽略不计。选取 3 mm 中心位置使用 K 型镍铬-镍硅丝热电偶进行固化过程温度监控,并与模拟试验结果进行对比。同时,将其中心位置的固化度与文献[10]的试验结果进行对比验证,详见图 3。

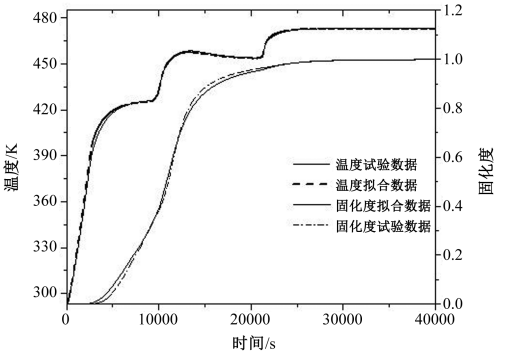


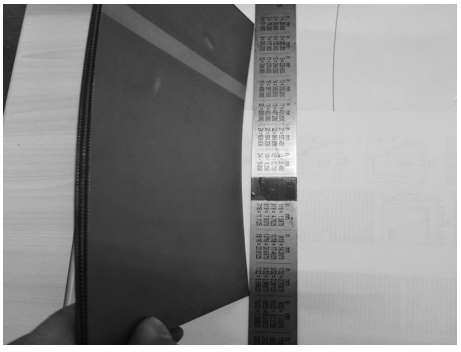
图 3 3 mm 平板结构中心位置温度及固化度随时间变化曲线

Fig. 3 Curve of temperature and curing degree at the center of 3 mm plate structure

从图中可以看出,在 3 mm 厚的薄板结构中,温度和固化度曲线的模拟值与试验结果基本一致,这表明使用所建的三维有限元分析模型模拟 ZT7H/5429 复合材料的固化过程是可靠的。

5 含 J-403C 平板固化变形的分析与验证

以铺层为$[0/-45/45/90]_s$的 1 mm 厚平板为例,加入 J-403C 后的平板与无 J-403C 的 1 mm 厚 ZT7H/5429 平板相比,试样发生了明显的变形,见图 4。以平板中心位置背离测量平台的高度计算,每种试样选择三块平板,测试结果见表 4。



(a)含 J-403C 的 1 mm 厚 ZT7H/5429 平板

(a)1 mm thick ZT7H/5429 plate with J-403C



(b)不含 J-403C 的 1 mm 厚 ZT7H/5429 平板

(b)1 mm thick ZT7H/5429 plate without J-403C

图 4　1 mm 厚 ZT7H/5429 复合材料平板试验件

Fig. 4　1 mm thick ZT7H/5429 composite plate

表 4　1 mm 厚 ZT7H/5429 复合材料平板试验件的变形量

Table 4　Shape variation of 1 mm thick ZT7H/5429 composite plate

试验件编号	铺层方式	模具状态	尺寸/mm	变形量/mm	平均值/mm
1#/2#/3#	J-403C+$[0/-45/45/90]_s$	钢+脱模剂	455×245	4.12/4.08/4.25	4.15
4#/5#/6#	$[0/-45/45/90]_s$		455×245	0.35/0.21/0.36	0.3

从表 4 中可以看出,不含 J-403C 的 ZT7H/5429 复合材料的变形量非常小,可见 J-403C 是引起 1 mm 厚 ZT7H/5429 复合材料平板固化变形的主要原因,本文使用的三维有限元分析模型也表明,无 J-403C 时,1 mm 厚的 ZT7H/5429 复合材料的变形量为 0.28 mm(见图 5),与实测值的误差为 7%,充分表明了分析模型的可靠性。

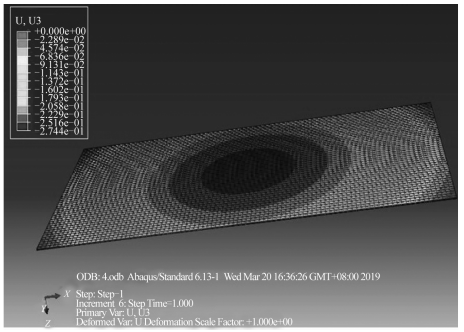


图 5　无 J-403C 时 1 mm 厚 ZT7H/5429 平板的变形计算结果

Fig. 5　Deformation calculation results of 1 mm thick ZT7H/5429 plate without J-403C

由于 J-403C 带来的固化变形对一体化成型 ZT7H/5429 薄壁复合材料的应用带来了一定的影响,如在装配过程中产生预应力,影响飞行器的气动外形等。为了抑制 J-403C 所带来的不利影响,使用本文的数值模拟计算研究了厚度、铺层顺序对复合材料固化变形的影响,并制造部分试验件对模拟结果进行了验证。

5.1　厚度的影响

对于含 J-403C,铺层顺序为$[-45/90/45/0]_{ns}$($n=1,2,3$)三种厚度的 ZT7H/5429 复合材料平板的厚度极性模拟计算,并制备相应厚度的制件对计算结果进行试验验证,两者的比较结果见图 6。

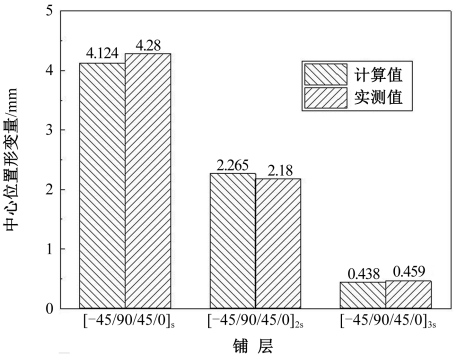


图 6　含 J-403C 不同厚度的 ZT7H/5429 复合材料中心位置的变形量比较

Fig. 6　Comparison of the deformation at the center of ZT7H/5429 composite with different thickness of J-403C

从图 6 中可以看出,模拟值和实测值非常接近,误差不超过 5%。ZT7H/5429 复合材料平板沿 0°方向上的固化变形量随着平板厚度的增加而降低。当厚度为 3 mm 时,J-403C 的影响已非常小,和无 J-403C 时平板的变形量在一个数量级上。这是由于厚度的增加,平板的抗弯刚度逐渐增加,提高了平板抵抗变形的能力,使得 J-403C 对 ZT7H/5429 复合材料平板

的影响显著降低。文献[14,15]在非对称平板的固化变形中也发现了同样的现象,这也表明所有铺层方式的复合材料平板都能通过增加厚度减少固化变形。

5.2 铺层顺序的影响

图 7 和图 8 所示分别为厚度为 1 mm 和 3 mm 含 J-403C 的 ZT7H/5429 平板复合材料在相同铺层但铺层顺序不同时,平板中心位置的最大变形量。无论是 1 mm 平板还是 3 mm 平板,当 45°或-45°铺层位于贴模面位置时平板的最终变形量最大,当 90°铺层位于贴模面时平板的最终变形量与 45°铺层的变形量相差不大,当 0°铺层位于贴模面时平板最终变形量最小,都能使 0°方向上平板中心位置的固化变形减少 30%。这是由于 0°铺层位于贴模面时,能够增加平板沿 0°方向上的弯曲刚度。使得平板在冷却降温过程中受模具热膨胀系数的影响减小,即提高了平板抵抗 0°方向上固化变形的能力,试验结果也证明了这一点。因此,可以通过调整铺层的顺序来控制 J-403C 导致的固化变形。

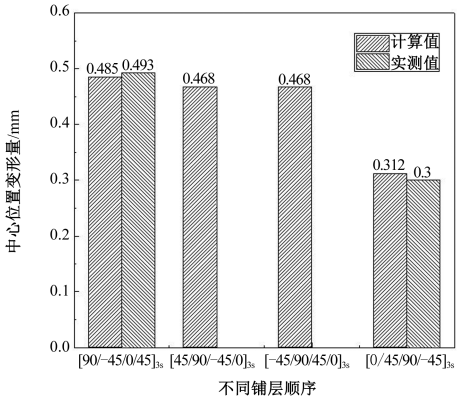


图 7 1 mm 厚 ZT7H/5429 复合材料平板的中心位置变形量

Fig. 7 Deformation at the center of 1 mm thick ZT7H/5429 composite plate

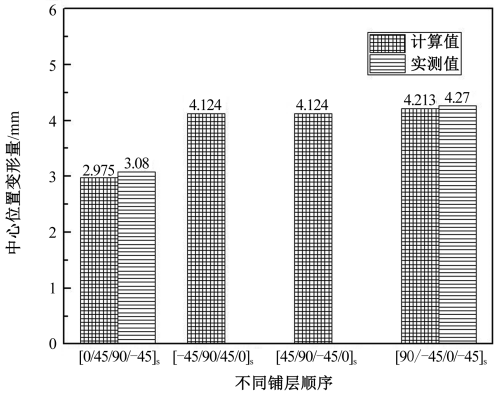


图 8 3 mm 厚 ZT7H/5429 平板的中心位置变形量

Fig. 8 Deformation at the center of 3 mm thick ZT7H/5429 plate

6 结 论

(1)通过不同的测试方法测量了 5429 树脂及 ZT7H/5429 复合材料固化后的弹性模量、密度、泊松比、热传导系数等材料物性参数,基于 5429 树脂固化度与化学收缩应变的关系表达式,推导出 5429 粘流态和粘弹态的密度、弹性模量与固化度的关系表达式。据此建立了包含热传导模型、固化动力学模型、残余应力模型的含 J-403C 的 ZT7H/5429 复合材料固化过程的三维有限元分析模型;

(2)通过有限元计算结果与实测试验数据的对比可知,本文所用模型可正确模拟含 J-403C 的 ZT7H/5429 复合材料的固化过程;对于 3 mm 薄板的固化过程,温度及固化度的试验数据与计算值的误差不大于 7%,再次证明了该模型的可靠性;

(3)使用该分析模型分析了不同的铺层厚度及铺层顺序对含 J-403C 的 ZT7H/5429 复合材料的影响,定量提出了减小 J-403C 对 ZT7H/5429 复合材料固化变形影响的方法,实测验证结果表明方法可行有效,为“L”型、“U”型等变型面结构的固化变形的模拟计算奠定了基础。

参考文献

[1] Kravchenko O G, Kravchenko S G, Pipes R B. Cure history dependence of residual deformation in a thermosetting laminate[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2017, 99: 186-197.

[2] Ersoy N, Garstka T, Potter K, et al. Modelling of the spring-in phenomenon in curved parts made of a thermosetting composite[J]. Composites Part A Applied Science & Manufacturing, 2010, 41(3): 0-418.

[3] 王仁宇, 关志东, 王乾, 等. 复合材料 V 型构件的固化变形预测及其工装型面设计[J]. 材料导报, 2017, 31(2): 130-135, 141.

[4] Zhang J T, Zhang M, Li S X, et al. Residual stresses created during curing of a polymer matrix composite using a viscoelastic model[J]. Composites Science and Technology, 2016, S0266353816302135.

[5] 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.

[6] Yuksel O, Cinar K, Ersoy N. Experimental and numerical study of the tool-part interaction in flat and double curvature parts[C]//Eccm17-th, European Conference on Composite Materials Munich. Germany: 2016.

[7] Çınar K, Ersoy N. Effect of fibre wrinkling to the spring-in behaviour of L-shaped composite materials[J]. Composites Part A Applied Science & Manufacturing, 2015, 69(69): 105-114.

[8] Prasatya P, Mckenna G B, Simon S L. A viscoelastic model for predicting isotropic residual stresses in thermosetting material: Effects of processing parameters[J]. Journal of compositematerials, 2001, 35:

826-849.
[9] 岳广全, 张博明, 杜善义, 等. 模具对热固性树脂基复合材料固化变形的影响[J]. 玻璃钢/复合材料, 2010(5): 62-65.
[10] 张晨乾, 陈蔚, 叶宏军, 等. 具有双峰反应特性的高韧性双马来酰亚胺树脂固化动力学和 TTT 图[J]. 材料工程, 2016, 44(10): 17-23.
[11] 张晨乾. 高韧性复合材料机身壁板结构件固化变形的模拟与控制[D]. 北京: 北京航空航天大学, 2019.
[12] 马云荣, 贺继林, 李栋, 等. 树脂基复合材料曲面结构件固化变形数值模拟[J]. 复合材料学报, 2015, 32(3): 874-880.
[13] Bogetti T A, Gillespie J W. Process-induced stress and deformation in thick-sectio thermoset composite laminates[J]. Journal of Composite Materials, 1992, 26(5): 626-660.
[14] 张纪奎, 郦正能, 关志东, 等. 热固性树脂基复合材料固化变形影响因素分析[J]. 复合材料学报, 2009, 26(1): 179-184.
[15] 李敏, 张宝艳. 不对称铺层复合材料制造工艺探讨[J]. 航空材料学报, 2006, 26(3): 349-350.

EFFECT OF METAL MESH COMPOSITE FILM ON CURING DEFORMATION OF ZT7H/5429 COMPOSITE PLATE

ZHANG Chen-qian[1], LI Shao-liang[2], ZHAI Quan-sheng[1], YE Hong-jun[1]
(1. Composite Center of China Academy of Aeronautical Manufacturing Technology, Beijing 101300, China;
2. Air Force Military Representative Office in Beijing Region, Beijing 100038, China)

Abstract: In this paper, the physical parameters of 5429 resin and ZT7H/5429 composite after curing, such as modulus of elasticity, density, Poisson′s ratio, coefficient of heat conduction and so on, are determined by different test methods. Based on the relationship between the degree of cure of 5429 resin and chemical shrinkage strain, the expressions of density, modulus of elasticity and degree of cure of 5429 viscosity and viscoelasticity are derived. Based on this, a three-dimensional finite element analysis model of the whole curing process of ZT7H/5429 composite with metal mesh composite film is established, which includes heat conduction model, curing dynamic model and residual stress model. The model is used to calculate the distribution of temperature field and degree of solidification during the curing process of ZT7H/5429. The results of calculation are compared with the experimental results, and the reliability of the three-dimensional finite element analysis model is verified. On this basis, the influence of J-403C on the solidification deformation of ZT7H/5429 composite plate was analyzed. The results show that increasing the thickness of the layer and adjusting the sequence of the layer can effectively reduce the influence of the metal mesh composite film on the curing deformation of ZT7H/5429 composite plate. The error between the experimental data and the calculated results is not more than 5%, which proves the validity of the model again.

Key words: ZT7H/5429; composite; curing deformation; metal mesh composite film; J-403C