

长桁类复材零件固化变形数值模拟与验证

邹 尧, 蔡豫晋

(航空工业成都飞机工业(集团)有限责任公司, 成都 610092)

[摘要] 利用细观力学模型和树脂收缩理论建立了复合材料固化变形数值模拟模型, 基于此模型对 U 型、V 型基准试件和变曲率的某型机鸭翼长桁零件进行固化模拟, 在固化过程中, U 型、V 型基准试件的最大变形的模拟值分别为 11.413mm 和 1.908mm, 试验测得的最大变形值分别为 9.148mm 和 1.802mm。跟踪监测鸭翼长桁零件, 以零件 4 个定位孔为基准, 数值模拟与实际生产的固化变形值准确度达到 95.6%, 充分验证了数值模拟模型的准确性。根据变形结果建立长桁零件工装补偿型面, 以该型面成型的复材零件与设计型面变形误差预计控制在 4% 以内, 满足工程应用的要求。

关键词: 复合材料; 固化变形; 树脂收缩; 长桁零件; 工装补偿

Numerical Simulation and Verification of Curing Deformation for Stringer Shaped Composite Parts

ZOU Yao, CAI Yujin

(AVIC Chengdu Aircraft Industrial (Group) Co., Ltd., Chengdu 610092, China)

[ABSTRACT] Based on the micromechanical model and resin shrinkage theory, a numerical simulation model of composite curing deformation was established. This model is used to simulate the U-shaped and V-shaped typical parts and the variable curvature stringer of the canard. During the curing process, the maximum deformation simulation results of the U-shaped and V-shaped typical parts were 11.413mm and 1.908mm, and the maximum deformation results measured by the test were 9.148mm and 1.802mm, respectively. Tracking and monitoring the stringer of the canard, and based on the four locating holes of the parts, the accuracy of the curing deformation value between numerical simulation and actual production is 95.6%, which fully verified the accuracy of the numerical simulation model. Using the deformation result, the stringer tooling compensation surface is established, and the error between the simulation profile and the design profile is controlled within 4%, which meets the requirements of engineering application.

Keywords: Composites; Curing deformation; Resin shrinkage; Stringer; Tool compensation

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2020.23/24.094

在当代军用和民用飞机上, 复合材料的应用范围几乎覆盖了所有的关键结构部位^[1]。但在复合材料零件制造成型过程中, 由于复合材料的各向异性、树脂基体的化学收缩以及工装模具作用等因素的影响, 引起固化变形, 从而增加制造成本和装配难度, 直接影响了复材零件在机身结构上的装配效果和使用寿命^[2]。针对复材制件固化变形问题的解决措施, 传统的方法为试错法, 指在经验和试验的基础上逐次修整工装型面, 对固化变形进行迭代补偿, 直至制造成型的构件满足装配要求^[3]。在工程应用中, 这种方法需要花费大量时间进行试验, 增加了复材零件的生产周期和制造成本。

近年来, 国内外研究学者针对复合材料固化变形数值模拟与验证进行了不同角度的研究。Fernelund 等^[4]通过试验验证了固化工艺曲线、模具材料、零件几何尺寸及铺层等对复合材料固化变形的影响, 同时将模具与零件之间的相互作用力简化为层间剪切力引入有限元分析模型预测固化变形; Kappel 等^[5]采用壳单元构建复合材料固化变形模型, 既提高了计算效率, 也保证了计算精度; Ding 等^[6]采用不同三维有限元分析准则模拟复合材料固化过程残余应力变化情况并预测变形; 张继奎等^[7]采用“整体-子模块”方法, 构建了以热-化学、流动-压实和应力-变形 3 个子模块为基础的复合

材料固化变形模型,该模型可以反映固化过程中复杂物理和化学变化之间的强弱耦合关系;闵荣等^[2]为了提高复合材料固化变形数值模拟计算模型的准确度,考虑复合材料广义 Maxwell 黏弹性本构方程,对有限元分析软件 Abaqus 进行了二次开发。随着计算机性能的提高和数值模拟方法的发展,采用有限元方法模拟复合材料构件的固化变形,在计算机中进行迭代,进而完成试错已逐渐成为趋势,工艺仿真技术的应用对于改进主要依赖经验的传统工艺设计方法,减少工艺试验次数与加快研制周期,以及降低成本意义重大^[8-10]。

本文着重开展复合材料固化变形的数值模拟研究,主要考虑复材材料基础属性在固化过程中的变化规律及树脂基体的固化收缩,利用 Abaqus 仿真软件的二次开发功能,建立了复合材料固化变形的数值模拟模型,通过典型 V 型结构和 U 型结构的试验验证了本文模型的准确性,并以实际工程应用中对变形控制要求严格的长桁类零件为研究对象,跟踪监测实际生产过程中该零件的变形情况,从而对本文中仿真模型工程应用的准确性和可行性做出判断。

1 数学模型

1.1 热化学模型

复合材料成型的关键在于树脂基体的化学反应,引起复合材料性能改变的同时还会产生固化反应放热,导致复合材料制件内部温度分布不均匀。根据傅里叶热传导定律及能量守恒关系,复合材料内部温度分布的热传导方程为^[11]:

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

式中, T 为绝对温度; ρ_c 为复合材料等效密度; C_p 为复合材料等效比热; k_{ii} ($i=x, y, z$) 为各向异性的热传导系数; \dot{q} 为树脂发生化学反应的放热速率,其表达式为:

$$\dot{q} = \rho_r (1 - V_f) H_R \frac{\partial \alpha}{\partial t} \quad (2)$$

式中, ρ_r 为树脂的密度; H_R 为固化反应完全时单位质量的树脂放出的总热量; α 为树脂的固化度,表示该时刻的放热量与总放热量的比值; $\frac{\partial \alpha}{\partial t}$ 为树脂的瞬时固化率。

本文采用 QY9611 树脂体系,其固化反应速率表达式为:

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

式中, A 为频率因子; ΔE 为活化能; R 为摩尔常数; n 为反应级数。

T 时刻的固化度由瞬时固化率进行计算:

$$\alpha = \int_0^t \frac{\partial \alpha}{\partial t} dt \quad (4)$$

1.2 细观力学模型

纤维增强树脂基复合材料固化成型是一系列复杂的物理化学反应相互交织影响、相互耦合的过程。通常认为在这个过程中,纤维始终为线弹性,但是树脂将历经黏流态(液态)、黏弹态和玻璃态的转化,复合材料的力学性能也发生显著变化,通常采用细观力学模型来根据组分材料的性能与几何参数来模拟或预测复合材料的宏观力学性能^[12]。

将树脂看作各向同性,采用“瞬时线弹性”模型^[13]描述固化过程中树脂力学性能变化:

$$\begin{cases} E_m = E_m^0, & (\alpha < \alpha_g) \\ E_m = (1 - \alpha_{\text{mod}}) E_m^0 + \alpha_{\text{mod}} E_m^\infty, & (\alpha \geq \alpha_g) \end{cases} \quad (5)$$

$$\alpha_{\text{mod}} = \frac{\alpha - \alpha_g}{1 - \alpha_g} \quad G_m = \frac{E_m}{2(1 + \nu_m)} \quad (6)$$

式中, E_m 为树脂的弹性模量; E_m^0 为树脂未固化时的弹性模量; E_m^∞ 为树脂完全固化时的弹性模量; G_m 为树脂的剪切模量; ν_m 为树脂的泊松比。

复合材料的力学性能由 Bogetti 等^[14]模型确定:

$$E_1 = E_{1f} + E_m(1 - V_f) + \left[\frac{4(\nu_m - \nu_{12f}^2)k_f k_m G_m (1 - V_f)V_f}{(k_f + G_m)k_m + (k_f - k_m)G_m V_f} \right] \quad (7)$$

$$k = \frac{E}{2(1 - \nu - 2\nu^2)} \quad (8)$$

$$E_2 = E_3 = \frac{1}{\frac{1}{4}k_T + \frac{1}{4}G_{23} + \frac{\nu_{12}^2}{E_1}} \quad (9)$$

$$G_{12} = G_{13} = G_m \left[\frac{(G_{12f} + G_m) + (G_{12f} - G_m)V_f}{(G_{12f} + G_m) + (G_{12f} - G_m)V_f} \right] \quad (10)$$

$$G_{23} = \frac{G_m [k_m (G_m + G_{23f}) + 2G_{23f} G_m + k_m (G_{23f} - G_m)V_f]}{k_m (G_m + G_{23f}) + 2G_{23f} G_m - (k_m + 2G_m)(G_{23f} - G_m)V_f} \quad (11)$$

$$\nu_{12} = \nu_{13} = \nu_{12f} V_f + \nu_m (1 - V_f) +$$

$$\left[\frac{(\nu_m - \nu_{12f})(k_m - k_f)G_m (1 - V_f)V_f}{(k_f + G_m)k_m + (k_f - k_m)G_m V_f} \right] \quad (12)$$

$$\nu_{23} = \frac{2E_1 k_T - E_1 E_2 - 4\nu_{12}^2 k_T E_2}{2E_1 k_T} \quad (13)$$

$$k_T = \frac{(k_f + G_m)k_m + (k_f - k_m)G_m V_f}{(k_f + G_m) - (k_f - k_m)V_f} \quad (14)$$

式中, E_{1f} 为平行于纤维方向的纤维的弹性模量; E_m 为树脂的弹性模量; V_f 为纤维体积分数; ν_m 为树脂的泊松比; G_m 为树脂的剪切模量; G_{23f} 为纤维横向剪切模量; G_{12f} 为纤维面内剪切模量; ν_{12f} 为纤维纵向泊松比。

复合材料的密度由树脂的密度与纤维的密度确定^[15], 树脂的密度为:

$$\rho_m = \begin{cases} 0.09\alpha + 1.2315, (\alpha < 0.45) \\ 1.272, (\alpha \geq 0.45) \end{cases} \text{ (g/cm}^3\text{)} \quad (15)$$

假设纤维的密度在固化过程中不发生变化, 复合材料的密度为:

$$\rho_c = \rho_m(1 - V_f) + \rho_f V_f \quad (16)$$

式中, ρ_f 为纤维的密度。

复合材料的比热由树脂的比热和碳纤维的比热确定。

树脂的比热为:

$$C_m = 4.184(0.468 + 5.975 \times 10^{-4} T - 0.14\alpha) \text{ (J/(g} \cdot \text{°C))} \quad (17)$$

碳纤维的比热为:

$$C_f = 1.390 + 4.5 \times 10^{-3} T \quad (18)$$

复合材料的比热为:

$$C = \frac{\rho_f V_f C_f + \rho_m V_m C_m}{\rho_c}$$

$$\frac{\rho_f V_f C_f + \rho_m C_m (1 - V_f)}{\rho_f V_f + \rho_m (1 - V_f)} \quad (19)$$

复合材料的比热由树脂的热传导系数和碳纤维的热传导系数确定。

树脂的热传导系数为:

$$K_m = 0.04184[3.85 + (0.035T - 0.41)\alpha] \text{ (W/(m} \cdot \text{°C))} \quad (20)$$

碳纤维的热传导系数为:

$$K_f = 0.742 + 9.02 \times 10^{-4} T \quad (21)$$

复合材料沿纤维方向的导热系数为:

$$K_L = K_f V_f + K(1 - V_f) \quad (22)$$

垂直于纤维方向导热系数为:

$$K_T = K_m \left(1 - 2\sqrt{\frac{V_f}{\pi}} \right) + \frac{K_m}{B} \left[\pi - \frac{4}{\sqrt{1 - \frac{B^2 V_f}{\pi}}} \tan^{-1} \frac{1 - \frac{B^2 V_f}{\pi}}{1 + B\sqrt{\frac{V_f}{\pi}}} \right] \quad (23)$$

$$B = 2(K_m / K_f^T - 1)$$

式中, K_f^T 为纤维横向的热传导系数。

1.3 残余应力模型

包含温度和固化度影响的复合材料残余应力模型为^[15]:

$$\sigma_{ij}(t) = \int_{-\infty}^t Q_{ijkl}(\alpha, T, t - \tau) \frac{\partial}{\partial \tau} [\varepsilon_{kl}(\tau) - \varepsilon_{kl}^{IC}(\tau)] d\tau,$$

$$(i, j, k = 1, 2, 3) \quad (24)$$

式中, σ_{ij} 为应力分量; ε_{kl} 为总应变; ε_{kl}^{IC} 为热化学应变; Q_{ijkl} 为材料刚度矩阵。

固化过程中的热化学应变由热应变和化学收缩应变求和而得:

$$\varepsilon_{kl}^{IC} = \varepsilon_{kl}^I + \varepsilon_{kl}^C \quad (25)$$

式中, ε_{kl}^I 为热应变; ε_{kl}^C 为化学收缩应变。

复合材料的热应变由复合材料等效热膨胀系数与温差确定为:

$$\varepsilon_{kl}^I = \alpha_i \Delta T \quad (i = 1, 2, 3) \quad (26)$$

式中, α_i 为复合材料 3 个方向的等效热膨胀系数, 由下式确定:

$$\alpha_{11} = \frac{\alpha_{1f} E_{1f} V_f + \alpha_m E_m (1 - V_f)}{E_{1f} V_f + E(1 - V_f)}$$

$$\alpha_{22} = \alpha_{33} = (\alpha_{2f} + \nu_{12f} \alpha_{1f}) V_f + (\alpha_m + \nu_m \alpha_m) (1 - V_f) - [\nu_{12f} V_f + \nu_m (1 - V_f)] \cdot \frac{\alpha_{1f} E_{1f} V_f + \alpha_m E_m (1 - V_f)}{E_{1f} V_f + E_m (1 - V_f)} \quad (27)$$

$$\alpha_{ij} = 0, (i \neq j)$$

式中, 下标 1, 2, 3 为复合材料的 3 个主方向; 下标 f, m 为纤维和树脂; E 为杨氏模量; ν 为泊松比。

树脂固化收缩是指树脂在固化交联反应过程会产生一定量的体积收缩, 如图 1 所示^[16]。

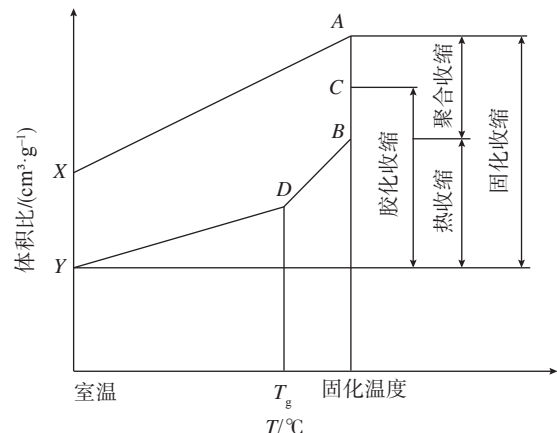


图1 树脂固化收缩过程示意图

Fig.1 Schematic diagram of resin curing shrinkage process

其中, X-A 阶段为未固化体系的热膨胀; A-B 阶段为在固化温度下固化时间内固化反应引起的聚合反应收缩; B-Y 阶段为已固化体系的热收缩; A-Y 体积之差是体系总的固化收缩, 仅固化收缩的一部分影响内应力大小; C 点凝胶点以前, 树脂体系呈液态, 运动过程不产生内应力; 凝胶点以后, 胶化收缩才产生内应力。

树脂的体积收缩和收缩应变可以用如下公式表示^[17]。

体积收缩:

$$V_r^S = 0 \quad \alpha < \alpha_{c1} \quad V_r^S = A \cdot \alpha_s + (V_r^{S\infty} - A) \cdot \alpha_s^2 \quad (\alpha_{c1} \leq \alpha < \alpha_{c2})$$

$$V_r^S = V_r^{S\infty} \quad (\alpha \geq \alpha_{c2}) \quad (28)$$

$$\alpha_s = \frac{\alpha - \alpha_{c1}}{\alpha_{c2} - \alpha_{c1}}$$

式中, V_r^S 为单位体积树脂固化收缩量; $V_r^{S\infty}$ 为树脂完全固化后单位体积树脂固化收缩量; α_{c1} 、 α_{c2} 为固化收缩的起始点和终止点; A 为常数, 试验测定。

收缩应变:

$$V_r^S = \left(\frac{\varepsilon_{3C}^S}{(1 - V_f)(1 + V_r)} + 1 \right)^3 - 1 \quad (29)$$

式中, ε_{3C}^S 为化学收缩应变; V_f 为纤维体积含量; v_r 为树脂泊松比。

结合残余应力模型及各向异性弹性力学理论, 复合材料的本构关系为:

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ \text{对} & & & C_{44} & 0 & 0 \\ & \text{称} & & & C_{55} & 0 \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 - \varepsilon_{11}^{IC} \\ \varepsilon_1 - \varepsilon_{22}^{IC} \\ \varepsilon_1 - \varepsilon_{33}^{IC} \\ \varepsilon_4 \\ \varepsilon_5 \\ \varepsilon_6 \end{bmatrix} \quad (30)$$

根据复合材料工程力学, 其余材料参数为:

$$v_{21} = \frac{v_{12} \cdot E_2}{E_1} \quad (31)$$

$$v_{31} = \frac{v_{13} \cdot E_3}{E_1} \quad (32)$$

所以, 复合材料本构方程的各项参数为:

$$C_{11} = \frac{1 - v_{23}v_{32}}{E_2E_3S} \quad (33)$$

$$C_{12} = \frac{v_{21} + v_{23}v_{31}}{E_2E_3S} \quad (34)$$

$$C_{13} = \frac{v_{31} + v_{21}v_{32}}{E_2E_3S} \quad (35)$$

$$C_{22} = \frac{1 - v_{13}v_{31}}{E_1E_3S} \quad (36)$$

$$C_{23} = \frac{v_{32} + v_{12}v_{31}}{E_1E_3S} \quad (37)$$

$$C_{33} = \frac{1 - v_{12}v_{21}}{E_1E_2S} \quad (38)$$

$$C_{44} = G_{23} \quad (39)$$

$$C_{55} = G_{31} \quad (40)$$

$$C_{66} = G_{12} \quad (41)$$

$$S = \frac{1 - v_{12}v_{21} - v_{23}v_{32} - v_{13}v_{31} - 2v_{21}v_{32}v_{13}}{E_1E_2E_3} \quad (42)$$

2 典型结构验证

2.1 V型结构验证

为验证前一节提出的数值模拟模型的准确性, 在此采用文献 [13] 中的计算结果进行验证。关仁宇等^[18] 制作了 3 件 V 型基准试件, 试件截面如图 2 所示, 试件的宽度为 20mm, 厚度为 3mm, 铺层为 $[-45/90/45/0]_{3s}$, 钢模具阴模成型。采用回弹角表示试件的固化变形, 测试结果如表 1 所示。

采用 Abaqus 进行建模分析, V 型结构模型采用的网格单元类型为 C3D8, 单元总数 3876 个。工艺温度曲线如图 3 所示。采用位移边界约束条件, 如图 4 所示, 约束 A 点的 3 个方向的移动, 限制试件的位移; 约束 B 点 Y 方向和 Z 方向的移动, 限制试件 Z 方向、Y 方向的转动; 约束 C 点、D 点 Y 方向的移动, 限制试件 X 方向

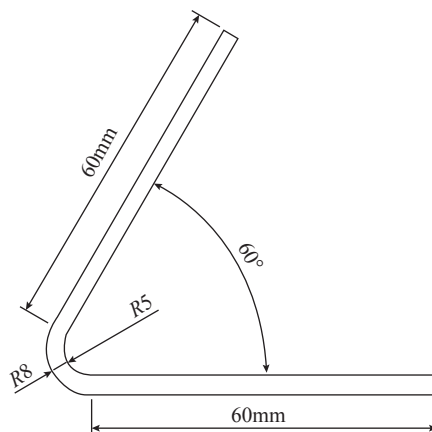


图2 V型基准尺寸

Fig.2 Size of V-shaped structure

表1 V型基准试件固化变形

Table 1 Curing deformation of V-shaped reference specimen

试件编号	测量角度 / (°)	回弹角度 / (°)
1-A	58.43	1.57
1-B	58.37	1.63
1-C	58.43	1.57

的转动。确保 ABCD 截面位置不变^[18]。通过 Fortran 语言编制 UMAT 子程序,引入复合材料力学模型与树脂收缩模型。仿真计算结果如图 5 和图 6 所示, V 型构件回弹距离为 1.66°。数值模拟结果与文献 [13] 中的 V 型结构件试验结果一致,验证了本文所建立的数值模拟模型的准确性。

2.2 U型结构验证

进一步制备 U 型结构试验件对上节的仿真模型进行验证。制件的结构尺寸为:长 1000mm,腹板面宽

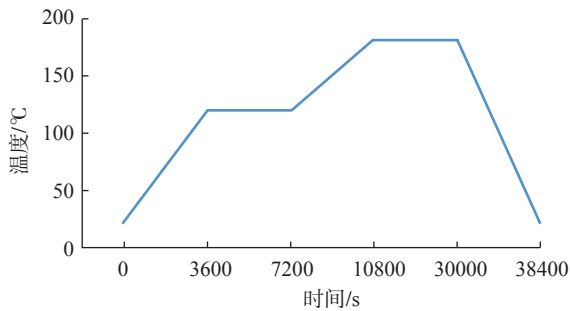


图3 固化工艺温度曲线
Fig.3 Curing process temperature curve

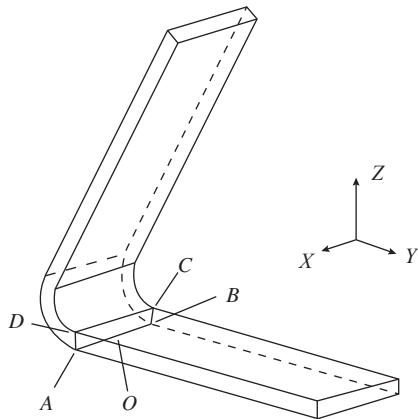


图4 V型结构边界约束条件
Fig.4 Boundary constraints for V-shaped structure

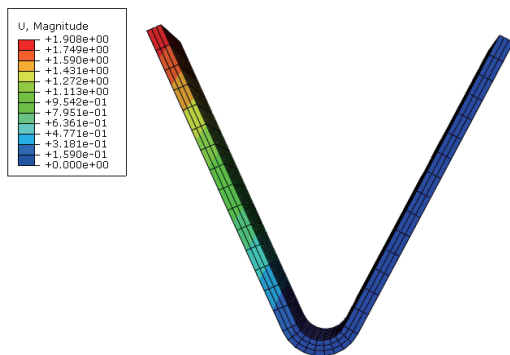


图5 V型构件模拟变形云图
Fig.5 Simulated deformation cloud map of V-shaped structure

700mm,高 545mm,倒角半径 10mm,如图 7 所示。铺层为 [45/90/-45/0]_{8s},试件材料牌号为 ZT7H/QY9611,单层厚度 0.125mm,材料参数如表 2 和表 3 所示。钢模具阴模成型。U 型结构仿真模型中仿真子程序 UMAT 模型与 V 型件计算模型一致,采用的网格单元类型为 C3D8,边界约束为位移约束,限制 U 型件中间对称面,保持对称面不偏转,约束位置如图 8 所示,约束原理与 V 型件一致。

根据差示扫描热量法(DSC)试验, QY9611 的固化反应动力学参数以及 ZT7H/QY9611 的材料属性如表 4 和表 5 所示。

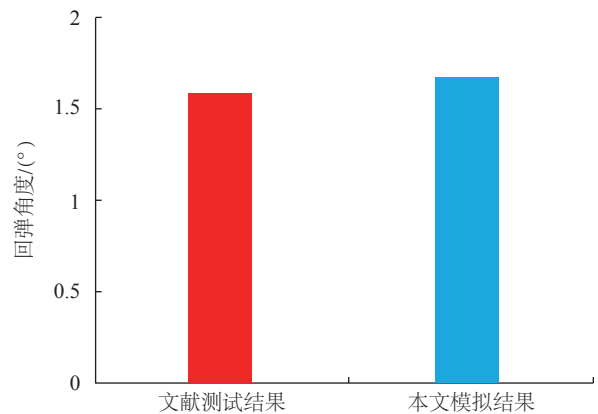


图6 V型结构仿真与实测值对比结果
Fig.6 Simulation and measured results of V-shaped structure

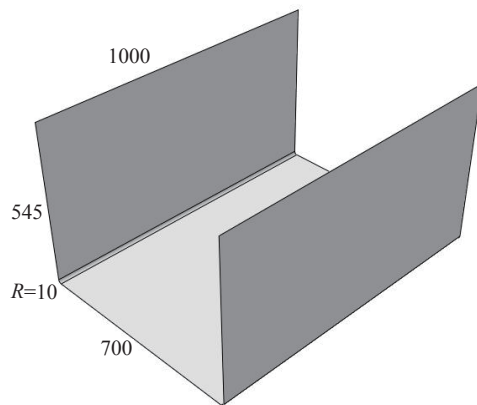


图7 U型结构试件尺寸
Fig.7 Size of U-shaped structure

表2 QY9611材料参数
Table 2 Material parameters of QY9611

A/s^{-1}	$\Delta E/ (kJ \cdot mol^{-1})$	n	$H_R/ (J \cdot g^{-1})$
1.15×10^7	83.60	1.909	300.32

试件制备完成后采用 API RADIANT 型激光跟踪仪对 U 型试件的回弹变形量进行检测,采用 SA 分析软件对测量数据进行处理,通过与成型工装的理论外形面进行数据对比,可以得到试件的实际变形量,然后采用本文提出的仿真模型对 U 型结构进行固化变形计算。测量图 8 标示位置的变形值,实际测量值与数值模拟值对

表3 ZT7H/QY9611材料参数
Table 3 Material parameters of ZT7H/QY9611

参数	值
$\rho_r/(g \cdot cm^{-3})$	1.2396
V_f	0.6
E_m^0/MPa	3.447
E_m^c/MPa	3.447E6
ν_m	0.346
α_g	0.1273
E_{1f}/MPa	256000000
ν_{12f}	0.22
G_{12f}/MPa	29920
α_m	0.0000576

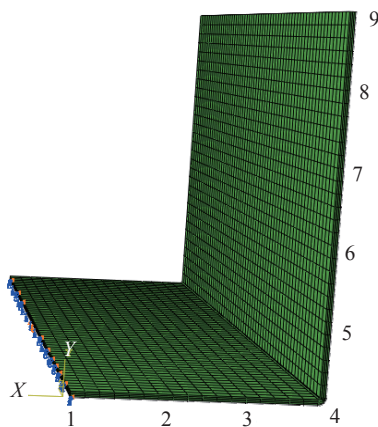


图8 U型结构标示位置

Fig.8 Indicates location of U-shaped structure

比结果如图 9 所示,结果基本一致。

3 长桁零件工程应用验证

采用批量生产的某飞机长桁零件对仿真模型进行工程应用验证,长桁结构如图 8 所示。铺层为 [45/90/-45/0/-45/90/45/0/45/-45], 试件材料牌号为 ZT7H/QY9611,单层厚度 0.125mm,材料参数如表 2 和表 3 所示。钢模具阴模成型。有限元模型采用 C3D8 单元,单元总数为 76890 个,因长桁零件与 U 型结构相似,边界约束条件与 U 型结构保持一致。

由于长桁零件从前端到后端曲率渐变,采用回弹角无法准确表示零件的变形情况,长桁零件在制造时,自身结构含有 4 个定位孔,如图 10 所示,采用垂直通过定位孔的截面处的开口距离来对零件的固化变形进行描述。

在 CATIA 中对理论数模进行距离测量得到开口距离的理论值,采用游标卡尺测得实际零件的变形真实值,在 Abaqus 中相同位置测得变形的模拟值,详细对比结果如图 11 所示,数值模拟结果与实测结果误差为 4.4%。

基于数值模拟的固化变形结果,创建长桁零件的工装补偿型面^[9],如图 12 所示。对工装补偿型面进行固化变形模拟,其变形后的开口距离与理论开口距离的对比结果平均误差为 4%,如图 13 所示。

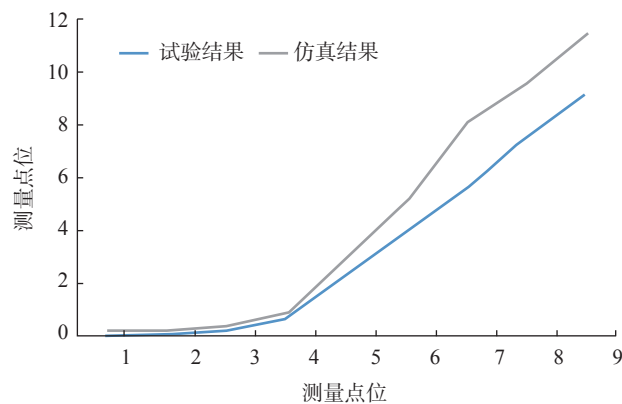


图9 U型结构仿真与实测值对比结果

Fig.9 Comparison between simulation and measurement results of U-shaped structure

表4 ZT7H/QY9611复合材料比热容、导热系数、热膨胀系数

Table 4 Specific heat capacity, thermal conductivity, thermal expansion coefficient of ZT7H/QY9611 composites

温度	比热 $C(J \cdot g^{-1} \cdot K^{-1})$	导热系数 $\lambda_{11}/(W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1})$	导热系数 $\lambda_{22}/(W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1})$	热膨胀系数 $\alpha_{11}/\times 10^{-6}K^{-1}$	热膨胀系数 $\alpha_{22}/\times 10^{-6}K^{-1}$
90	1.17	7.2503	0.7379	2.8	29.4
120	1.22	7.4639	0.7310	3.0	30.3
150	1.29	7.7712	0.7323	2.9	31.2
180	1.35	8.0251	0.7450	2.1	32.4
200	1.39	8.1752	0.7452	1.6	33.6

4 结论

(1) 针对复合材料的固化变形问题,采用细观力学模型对复合材料的力学特性进行表征,并建立数值模拟模型进行解析,通过与文献中的V型结构试验件测试数据进行对比,验证了所提出模型的准确性。

表5 QY9611树脂密度

Table 5 Resin density of QY9611

树脂状态	密度 $\rho/(g \cdot cm^{-3})$
未固化树脂	1.2507
树脂浇铸体	1.2630

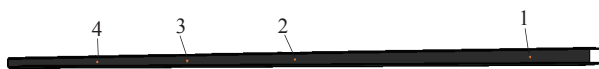


图10 长桁零件结构及定位孔位置示意

Fig.10 Structure and locating holes of stringers

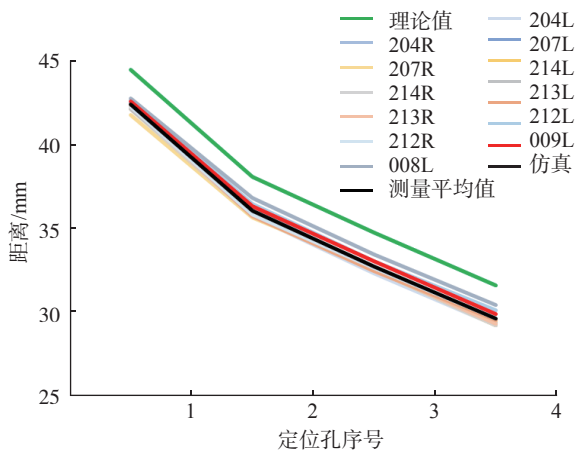


图11 长桁零件实际变形值与模拟值对比结果

Fig.11 Comparison between the deformation value and simulated value of stringers

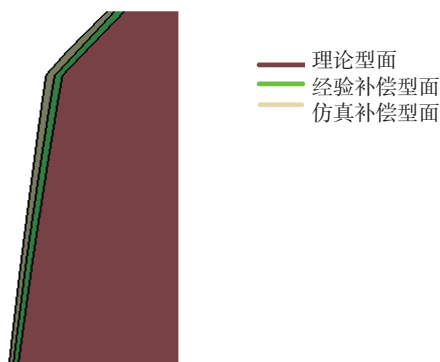


图12 长桁零件工装补偿型面

Fig.12 Compensation profile of stringers

(2) 制备并测量了复合材料U型结构的固化变形,与数值模拟的计算结果进行对比表明,本文模型对固化变形预测的有效性。

(3) 跟踪监测批量生产的长桁零件,通过对比长桁零件实际变形与数值模拟结果,验证了本文模型对长桁类零件固化变形预测的有效性,并基于数值模拟结果,提出并验证了长桁零件的工装补偿型面,该数值模拟模型满足工程应用的要求。

参考文献

[1] 谢富原. 先进复合材料制造技术[M]. 北京: 航空工业出版社, 2017.
 XIE Fuyuan. Advanced composite manufacturing technology[M]. Beijing: Aviation Industry Press, 2017.
 [2] 闵荣, 元振毅, 王永军, 等. 基于黏弹性本构模型的热固性树脂基复合材料固化变形数值模拟仿真模型[J]. 复合材料学报, 2017, 34(10): 2254-2262.
 MIN Rong, YUAN Zhenyi, WANG Yongjun, et al. Numerical simulation for curing deformation of resin matrix thermosetting composite using viscoelastic constitutive model[J]. Acta Materialia Composita Sinica, 2017, 34(10): 2254-2262.
 [3] 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.
 [4] FERNLUND G, OSOOLY A, POURSAITIP A, et al. Finite element based prediction of process-induced deformation of autoclaved composite structures using 2D process analysis and 3D structural analysis[J]. Composite Structures, 2003, 62(2): 223-234.
 [5] KAPPEL E, STEFANIAK D, FERNLUND G. Predicting process-induced distortions in composite manufacturing—A phenomenological simulation strategy[J]. Composite Structures, 2015, 120: 98-106.
 [6] DING A, LI S, WANG J, et al. A three-dimensional thermo-viscoelastic analysis of process-induced residual stress in composite laminates[J]. Composite Structures, 2015, 129: 60-69.

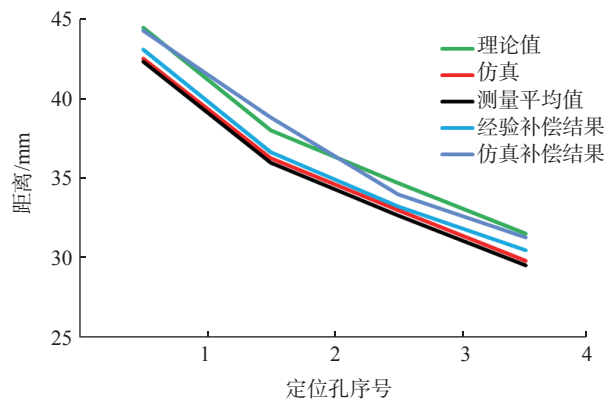


图13 长桁零件工装补偿后与理论型面对比结果

Fig.13 Comparison between compensation profile and theoretical profile of stringers

[7] 张纪奎, 酃正能, 关志东, 等. 热固性复合材料固化过程三维有限元模拟和变形预测[J]. 复合材料学报, 2009, 26(1): 174-178.

ZHANG Jikui, LI Zhengneng, GUAN Zhidong, et al. Three-dimensional finite element simulation and deformation prediction of curing process of thermosetting composites[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2009, 26(1): 174-178.

[8] 李桂东. 复合材料构件热压罐成型工装设计关键技术研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2010.

LI Guidong. Research on key technology of forming tool design for hot-pressing pot of composite components[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, 2010.

[9] 陈晓静. 复合材料构件固化成型的变形预测与补偿[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2011.

CHEN Xiaojing. Deformation prediction and compensation for solidification forming of composite components[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, 2011.

[10] 张纪奎, 酃正能, 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

ZHANG Jikui, LI Zhengneng, GUAN Zhidong, et al. Analysis on factors influencing process-induced deformation for thermoset composites[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2009, 26(1): 179-184.

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

[12] 黄争鸣. 复合材料细观力学引论[M]. 北京: 科学出版社, 2004.

HUANG Zhengming. Introduction to mesomechanics of composite materials[M]. Beijing: Science Press, 2004.

[13] JOHNSTON A, VAZIRI R, POURSAARTIP A. A plan strain model for process-induced deformation of laminated composite structures[J]. Journal of Composite Materials, 2001, 35(16): 1435-1469.

[14] BOGETTI T A, GILLESPIE J W. Process-induced stress and deformation in thick-section thermoset composite laminates[J]. Journal of Composite Materials, 1992, 26(5): 626-660.

[15] 王晓霞. 热固性树脂基复合材料的固化变形数值模拟[D]. 济南: 山东大学, 2012.

WANG Xiaoxia. Numerical simulation of solidification deformation of thermosetting resin matrix composites[D]. Jinan: Shandong University, 2012.

[16] 王汝敏, 郑水蓉, 郑亚萍. 聚合物基复合材料及工艺[M]. 北京: 科学出版社, 2004.

WANG Rumin, ZHENG Shuirong, ZHEGN Yaping. Polymer matrix composite material and process[M]. Beijing: Science Press, 2004.

[17] JOHNSTON A. An integrated model of the development of process-induced deformation in autoclave processing of composites[D]. Vancouver: The University of British Columbia, 1997.

[18] 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(1): 130-141.

WANG Renyu, GUAN Zhidong, WANG Qian, et al. Cure-induced deformation prediction and tool surface design for V profile composite part[J]. Materials Review, 2017, 31(1): 130-141.

通讯作者: 邹尧, 助理工程师, 主要研究方向为复合材料制造工程仿真工艺研究, E-mail: zyfu@163.com.

(责编 古京)

(上接第71页)

homogenization method of multi-bolt composite joint with consideration of bolt-hole clearance[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2016, 33(4): 806-813.

[12] 谢宗蕙, 李想, 杨淋雅, 等. 基于弹簧质量模型的复合材料螺栓修理载荷传递计算方法[J]. 航空学报, 2016, 37(12): 3742-3751.

XIE Zonghong, LI Xiang, YANG Linya, et al. A calculation method for load transfer in bolted repair of composite laminates based on spring-mass model[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2016, 37(12): 3742-3751.

[13] MCCARTHY M A, MCCARTHY C T, LAWLOR V P, et al. Three-dimensional finite element analysis of single-bolt, single-lap composite bolted joints: Part I: model development and validation[J]. Composite Structures, 2005, 71(2): 140-158.

[14] MCCARTHY C T, MCCARTHY M A. Three-dimensional finite element analysis of single-bolt, single-lap composite bolted joints: Part II: effects of bolt-hole clearance[J]. Composite Structures, 2005, 71(2): 159-175.

[15] GRAY P J, MCCARTHY C T. A highly efficient user-defined finite element for load distribution analysis of large-scale bolted composite structures[J]. Composites Science and Technology, 2011, 71(12): 1517-1527.

[16] 郁大照, 陈跃良, 张勇, 等. 螺栓搭接件的载荷传递特性试验及三维有限元分析[J]. 中国机械工程, 2010, 21(19): 2273-2278.

YU Dazhao, CHEN Yueliang, ZHANG Yong, et al. Study on load transfer properties of bolted joints based on experiments and three-dimensional finite element[J]. China Mechanical Engineering, 2010, 21(19): 2273-2278.

[17] 郁大照, 陈跃良, 柳文林, 等. 螺栓搭接件的力学特性试验及三维有限元分析[J]. 机械强度, 2011, 33(6): 855-861.

YU Dazhao, CHEN Yueliang, LIU Wenlin, et al. Study on mechanical properties of bolted joints based on experiment and three-dimensional finite element[J]. Journal of Mechanical Strength, 2011, 33(6): 855-861.

[18] 袁喆, 刘军, 闫五柱, 等. 双剪切连接件钉传载荷分析及其均化处理[J]. 材料科学与工程学报, 2013, 31(1): 88-91.

YUAN Zhe, LIU Jun, YAN Wuzhu, et al. Pin load distribution of double shear joint research and load distribution uniform treatment[J]. Journal of Materials Science and Engineering, 2013, 31(1): 88-91.

[19] LANCASTER J K. Friction, lubrication and wear technology[J]. Tribology International, 1993, 26(4): 293-294.

[20] 李斌斌, 徐宗真, 李鹏, 等. 考虑钉头传载的阶梯搭接钉载分配特性[J]. 航空学报, 2018, 39(7): 138-148.

LI Binbin, XU Zongzhen, LI Peng, et al. Characteristics of bolt load distribution of stepped lap joints considering load transferred by bolt-head[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2018, 39(7): 138-148.

通讯作者: 高玉魁, 教授、博士, 研究方向为表层改性与疲劳断裂, E-mail: yukuigao@tongji.edu.cn.

(责编 古京)