

doi:10.3969/j.issn.1001-3539.2026.03.012

一种求解复合材料固化过程峰值温度的解析法

贺凯¹, 元振毅¹, 敬焯¹, 孔令飞¹, 杨振朝¹, 何靓², 常正平³

(1. 西安理工大学机械工程学院, 西安 710048; 2. 中航西安飞机工业集团股份有限公司, 西安 710089;
3. 西北工业大学机电学院, 西安 710072)

摘要: 热固性树脂基复合材料在固化成型过程中, 由于厚度方向较低的导热系数, 使得固化过程树脂交联反应放出的热量难以快速传递, 导致其结构内部易产生温度过冲问题, 进而影响成型质量。为快速准确计算复合材料固化过程中的峰值温度, 通过扰动分析及无量纲化处理, 把非线性的树脂固化反应放热看作是对线性部分的扰动, 从而将复杂的非线性问题转化为线性问题进行求解, 实现对复合材料层合板固化过程临界厚度与峰值温度的精确预测。为了验证解析模型的有效性, 对三种不同牌号的复合材料进行峰值温度计算对比, 解析计算结果与有限元计算结果误差分别为-1.7%, -4.0%和-5.97%, 验证了提出的解析模型具有较高的准确性。在此基础上, 探讨了等效常数、比热容等参数对于峰值温度预测的影响规律。所提出的解析计算方法与传统的有限元计算方法相比, 仅需在程序中修改不同的材料固化参数、尺寸参数与工艺参数, 就能高效完成计算。在保证计算精度的前提下, 大大提升了计算效率, 为热固性树脂基复合材料固化工艺的优化提供了有力的技术支持。

关键词: 复合材料; 扰动法; 固化; 峰值温度; 温度过冲

中图分类号: TB332 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3539(2026)03-0097-08

An analytical method to solve peak temperature of curing process of composites

HE Kai¹, YUAN Zhenyi¹, JING Ye¹, KONG Lingfei¹, YANG Zhenchao¹, HE Liang², CHANG Zhengping³

(1. School of Mechanical Engineering, Xi'an University of Technology, Xi'an 710048, China;

2. AVIC Xi'an Aircraft Industry Group Co. Ltd., Xi'an 710089, China;

3. School of Mechanical and Electrical Engineering, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

Abstract: During curing and molding process of thermosetting resin-based composites, the low thermal conductivity in thickness direction hindered heat released from resin cross-linking reactions to be rapidly transferred, causing temperature overshoot within the structure and affecting molding quality. To rapidly and accurately calculate the peak temperature during curing, perturbation analysis and dimensionless treatment were used, treating nonlinear resin-curing exothermic heat as a linear perturbation to transform the complex nonlinear problem into a linear one for precise prediction of the critical thickness and peak temperature of composite laminates during curing. To verify the analytical model, calculations and comparisons of the peak temperature for three composites were performed. The errors between analytical and finite element results are -1.7%, -4.0%, and -5.97%, which confirms high accuracy of the proposed model. On this basis, the influences of parameters like equivalent constants and specific heat capacity on peak temperature prediction were explored. Compared with traditional finite element method, the proposed analytical method only requires modification of material curing, dimensional, and process parameters in the program for efficient calculation, greatly improves efficiency while ensuring accuracy and provides strong support for optimizing the curing process of thermosetting resin composites.

Keywords: composites; perturbation method; curing; peak temperature; overheating

基金项目: 国家高质量发展专项(2023ZY01037)

通信作者: 元振毅, 博士, 副教授, 研究方向为复合材料固化成型

收稿日期: 2025-12-25

引用格式: 贺凯, 元振毅, 敬焯, 等. 一种求解复合材料固化过程峰值温度的解析法[J]. 工程塑料应用, 2026, 54(3):97-104.

HE Kai, YUAN Zhenyi, JING Ye, et al. An analytical method to solve peak temperature of curing process of composites[J]. Engineering Plastics Application, 2026, 54(3):97-104.

先进纤维增强树脂基复合材料具有密度小、比强度和比模量大、可设计性强等优点,已在建筑、汽车、航空航天及船舶工程等领域实现规模化应用^[1-3]。对于热固性树脂基复合材料而言,其成型工艺包括热压罐工艺、模压工艺、拉挤工艺、缠绕工艺等^[4-5],但上述工艺都存在一个关键的关键阶段,即通过外界施加温度实现树脂的交联反应,进而实现树脂固化^[6-10]。材料供应商会推荐一个固化工艺曲线(MRCC)用于树脂固化,但是MRCC通常用于厚度较薄的复合材料层合板,对于厚度较厚的层合板并不完全适用^[11]。由于复合材料厚度方向上的导热系数较低,当层合板厚度尺寸较大时,树脂固化反应放出的热量很难及时传递到表层,导致层合板内部出现局部“温度过冲”现象,即结构内部峰值温度远超工艺曲线给定的温度^[12]。局部温度过高会导致层合板固化不均,诱发残余应力和固化变形等问题。不仅如此,峰值温度还可能会超过材料的玻璃化转变温度,导致基体树脂降解,引发安全问题^[13]。因此,确保复合材料固化过程不发生“温度过冲”现象是保证成型质量的关键。

如何快速求解指定工艺参数下复合材料可成型的极限厚度,以及在给定厚度下对应的峰值温度已成为目前复合材料研究的热点问题之一^[14]。有限元仿真可以计算固化过程温度情况,Bogetti等^[15]考虑了热传导与固化动力学的耦合,采用有限差分技术对热固性复合材料固化过程进行温度仿真计算。Cheung等^[16]将上述方法扩展到三维结构,并讨论了层合板厚度对温度分布的影响。龙习坤等^[17]采用COMSOL有限元软件对复合材料的微波固化进行了数值模拟。Yuan等^[18]结合复合材料固化温度场有限元模型和多目标优化方法实现了对固化工艺曲线的合理优化,降低温度峰值与温度不均匀性。Ahmadreza等^[19]通过建立三维有限元模型,研究了复合材料前沿聚合过程中的峰值温度变化,并给出了树脂和孔隙含量变化对于温度场分布的影响。Sun等^[20]利用有限元模型研究了不同厚度泡沫夹层板固化过程的温度梯度与峰值温度,结果表明随着预浸料层数的增加,结构内部会出现明显的“温度过冲”现象。

然而,有限元仿真过程比较复杂,不仅需要专业的技术人员,还需要对模型划分数庞大的计算单元以确保计算精度,耗时费力。若是可以给出一种

快速计算不同材料厚度的峰值温度的方法,则可以方便设计人员进行工艺曲线选择,提升制造质量与效率^[21]。Secord等^[22]通过缩放分析法对复合材料的一维热传导方程进行无量纲化求解。但是该方法在温度与固化度解耦方面进行了简化处理,导致峰值温度的求解误差达到50%,无法满足工程化应用的需求。本文在流体力学和燃烧理论中常用的扰动法基础上,结合一维厚度方向传热模型^[23-24],通过对热-化学方程进行解耦及无量纲化操作,将其简化为一维能量方程。通过把非线性的树脂固化反应放热看作是对线性部分的扰动,将复杂的非线性问题转化为线性问题进行求解,完成对复合材料层合板临界厚度与峰值温度的精确预测。该方法相较于有限元计算方法,在保证计算精度的前提下大大提升计算效率。

1 复合材料固化过程热-化学模型

复合材料的固化过程是一个包含树脂非线性放热的热传导问题,见式(1)^[25]。

$$\rho_c C_c \frac{\partial T}{\partial t} - Q = K_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + K_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + K_z \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (1)$$

式中: ρ_c 为复合材料的密度; C_c 为材料的比热容; T 为温度; t 为时间; Q 为树脂固化过程中的化学反应放热; K_x 、 K_y 、 K_z 为模型 x 、 y 、 z 方向的热传导系数。

Q 满足式(2)。

$$Q = \rho_r V_r H_0 \frac{d\alpha}{dt} \quad (2)$$

式中: ρ_r 为树脂密度; V_r 为树脂体积分数; H_0 为单位质量树脂在固化过程中所放出的总热量; α 为固化度; $d\alpha/dt$ 为树脂固化反应速率。

根据反应机理函数的不同,可将固化反应速率模型分为 n 级反应模型、自催化模型和Kamal模型三类,分别见式(3)、式(4)、式(5)^[26]。

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

$$\frac{d\alpha}{dt} = A \exp\left(-\frac{E}{RT}\right)(1-\alpha)^n \alpha^m \quad (4)$$

$$\frac{d\alpha}{dt} = \left[A_1 \exp\left(-\frac{E_1}{RT}\right) \alpha^m + A_2 \exp\left(-\frac{E_2}{RT}\right) \right] (1-\alpha)^n \quad (5)$$

式中: A 、 A_1 、 A_2 为频率因子; E 、 E_1 、 E_2 为反应活化能, R 为普适气体常数; m 、 n 为固化特征常数。式(3)至式(5)可等效为式(6)。

$$\frac{d\alpha}{dt} = A \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) f(\alpha) \quad (6)$$

式中: $f(\alpha)$ 为固化反应机理函数。

公式(1)和(6)都是非线性的,且固化度和温度存在非常强的耦合关系,联立求解非常困难。相对于固化速率来说,温度变化比固化度的变化影响更大。因此,可以对公式(6)进行简化解耦,其中包含固化度的函数 $f(\alpha)$ 可以简化为一个等效常数 C_α 。对于复合材料来说,厚度方向相较于面内方向的温度梯度更大,为了进一步简化计算,在此只考虑 z 方向的温度变化。将简化后的式(6)带入式(1),可得式(7)。

$$\rho_c C_c \frac{\partial T}{\partial t} - \rho_r V_r H_0 A \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) C_\alpha = K_z \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (7)$$

2 无量纲化和扰动分析

无量纲化处理可以简化热力学方程,通过将复杂的带量纲方程转换为更简洁的无量纲方程,减少参数数量,更容易理解和求解。通过无量纲因子式(8)对式(7)进行无量纲化处理。

$$t_w = \frac{\rho_c C_c L^2}{4K_z}; \quad T_b = \frac{Q_c}{C_c}; \quad l = \frac{L}{2} \quad (8)$$

式中: t_w 为特征时间标度; T_b 为特征温度标度; l 为特征长度标度; L 为层合板 z 向总厚度; Q_c 为单位体积树脂固化反应放出的热量。

不同指标的参数无量纲化变化后见式(9)。

$$\tilde{T}_a = E/RT_b; \quad \tilde{T} = T/T_b; \quad \tilde{t} = t/t_w; \quad \tilde{z} = z/l \quad (9)$$

通过无量纲化处理,可将相关性较小的材料参数整理到一个常量中,见式(10)。

$$Q_c = V_r H_0; \quad D = \frac{L^2 \rho_r C_c A C_\alpha}{K_z} \quad (10)$$

式中: D 为达姆科勒数,是一个无量纲参数,用于表征化学反应的时间尺度与其他物理过程(如流动、扩散、对流等)时间尺度的相对关系。

进而将原本的热力学方程式(7)简化为式(11),利于我们分析不同厚度材料的温度和时间变化关系。

$$\frac{\partial \tilde{T}}{\partial \tilde{t}} - \frac{D}{4} \exp\left(-\frac{\tilde{T}_a}{\tilde{T}}\right) = \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial \tilde{z}^2} \quad (11)$$

实际固化过程中,固化反应生热的时间相对于热传导的时间短的多,因此可以将式(7)简化为一个反应时间忽略不计的稳态问题,简化后见式(12)。由于忽略了模型固化生热的过程,因此给温度项 T 增加一个扰动项 $c\theta(\tilde{z}, \tilde{t})$,模拟模型整体温度的变化

量,见式(13),其边界条件见式(14)。

$$-\frac{D}{4} \exp\left(-\frac{\tilde{T}_a}{\tilde{T}}\right) = \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial \tilde{z}^2} \quad (12)$$

$$\tilde{T} = \tilde{T}_s + c\theta(\tilde{z}, \tilde{t}) \quad (13)$$

$$\begin{cases} \tilde{z} = 0, & \frac{d\tilde{T}}{d\tilde{z}} = 0 \\ \tilde{z} = 1, & \tilde{T} = \tilde{T}_s, \frac{d^2\tilde{T}}{d\tilde{z}^2} = 0 \end{cases} \quad (14)$$

式(12)至式(14)中: $\tilde{T}_s = T_s/T_b$, T_s 表示模具温度; $\exp\left(-\frac{\tilde{T}_a}{\tilde{T}}\right) \approx \exp\left(-\frac{\tilde{T}_a}{\tilde{T}_s}\right) \exp\left[\frac{\tilde{T}_a}{\tilde{T}_s^2} c\theta(\tilde{z})\right]$; c 为扰动项比例参数,反映成型过程外部温度和树脂内部反应放热耦合作用对层合板峰值温度的影响程度; $\theta(\tilde{z}, \tilde{t})$ 反映复合材料层合板结构厚度和固化反应时间对峰值温度的影响程度。

对函数 \tilde{T} 进行泰勒展开求近似解,得到参数 c ,见式(15)。将式(15)代入式(13),进而可得式(16),对式(16)进行整理可得式(17),边界条件见式(18)。

$$c = \frac{\tilde{T}_s^2}{\tilde{T}_a} \quad (15)$$

$$\frac{d^2\theta}{d\tilde{z}^2} = -\beta \exp(\theta) \quad (16)$$

$$\beta = \frac{D}{4c} \exp\left(-\frac{\tilde{T}_a}{\tilde{T}_s}\right) \quad (17)$$

$$\begin{cases} \tilde{z} = 0, & \frac{d\theta}{d\tilde{z}} = 0 \\ \tilde{z} = 1, & \theta = 0 \end{cases} \quad (18)$$

将式(16)进一步改写为式(19)的形式,进行积分再求解即可得到式(20),此处得到的结果有正负两个值,正值意味着模型温度低于边界温度,明显是不合理的,故此取负值。再次进行积分可得到式(21),通过边界条件式(18)进行求解得到式(22)。

$$\frac{d}{2d\theta} \left(\frac{d\theta}{d\tilde{z}} \right)^2 = -\beta \exp(\theta) \quad (19)$$

$$\frac{d\theta}{d\tilde{z}} = \pm \sqrt{2\beta(\exp(\theta_0) - \exp(\theta))} \quad (20)$$

$$\theta = \theta_0 - 2 \ln \cosh\left(\tilde{z} \sqrt{\frac{\beta \exp(\theta_0)}{2}}\right) \quad (21)$$

$$\exp\left(\frac{\theta_0}{2}\right) = \cosh\left(\sqrt{\frac{\beta \exp(\theta_0)}{2}}\right) \quad (22)$$

式(22)中,设 $\omega = \sqrt{\frac{\beta \exp(\theta_0)}{2}}$,可得式(23)、(24)。

式中 θ_0 为层合板下表面,即 $\tilde{z} = 0$ 时对应的自变量 θ 的值,可由式(24)求得。

$$\frac{\cosh(\omega)}{\omega} = \sqrt{\frac{2}{\beta}} \quad (23)$$

$$\theta_0 = \ln \frac{2\omega^2}{\beta} \quad (24)$$

图1为函数解判据曲线,如图1所示, $\cosh(\omega)/\omega$ 在部分情况下是无解的,意味着模型在这种情况下热失稳。当 β 小于等于0.88时, $\cosh(\omega)/\omega$ 才有解,固化过程中才存在生热和热传导的稳态平衡。由式(17)可知 β 值取决于两个关键的数据,达姆科勒数 D 和模具温度 T_s 。达姆科勒数被用于描述反应速率与热传递过程之间的相对快慢,根据临界 $\beta \leq 0.88$ 即可求出临界 D 。而 D 则取决于 L ,进而得到固化过程中允许的最大厚度 L_{\max} ,见式(25)。当超过临界 D 时,实际情况为反应速率超出热传递速率,模型局部温度“过冲”;对应图中的 $\beta > 0.88$,无解的情况,计算结果出现温度暴跌的情况。

$$L_{\max} = \sqrt{\frac{3.52K_z \tilde{T}_s^2 \exp\left(\frac{\tilde{T}_a}{\tilde{T}_s}\right)}{\rho_r C_c A C_\alpha \tilde{T}_a}} \quad (25)$$

在极限厚度 L_{\max} 范围内的,还可求解该情况下的峰值温度 T_{\max} ,见式(26)。

$$T_{\max} = T_b \left(\tilde{T}_s + \frac{\tilde{T}_s^2}{\tilde{T}_a} \theta_0 \right) \quad (26)$$

可以看出极限厚度与峰值温度除了与复合材料参数和固化工艺有关,还与等效常数 C_α 密切相关。上文对固化动力学方程进行了解耦处理,用 C_α 等效关于固化度的函数 $f(\alpha)$ 。若 C_α 值取函数 $f(\alpha)$ 的极大值,则峰值温度的预测结果偏大,因为固化速率并不是在固化全过程都非常大,特别是在固化后期,固化速率接近于0。若 C_α 值取函数 $f(\alpha)$ 在固化度从0到1之间积分的平均值,经过计算验证,峰值温

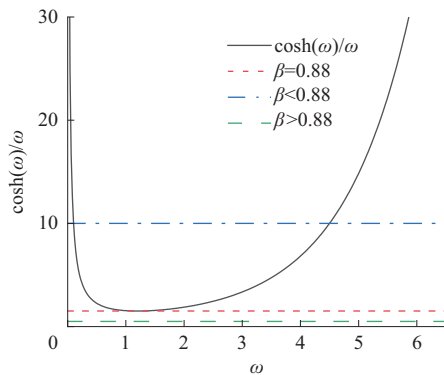


图1 函数解判据曲线

Fig. 1 Function solution criterion curve

度预测结果仍偏大^[27]。因此, C_α 值的合理选取是实现峰值温度精准预测同时不增加计算误差的关键。热固性树脂基复合材料成型过程主要经历五个阶段^[28],固化度较低(流动阶段)和较高时(玻璃化后保温阶段)的反应速率很小,反应时间很长,即热量生成少,传递时间长,峰值温度不会发生在该阶段。在凝胶-玻璃化阶段,树脂固化速率也开始加快,固化度不断增加,峰值温度也主要产生在这个阶段。因此,采用凝胶-玻璃化阶段求取函数 $f(\alpha)$ 积分值用于等效其在区间(0,1)积分值,将积分下限确定在凝胶点附近,积分上限确定在反应接近完成的玻璃化转变点的固化度。不同树脂的凝胶点固化度不同,通常为0.40~0.6^[29-30]。参考不同文献的凝胶点范围和计算结果比对,在此取0.5。玻璃化点的固化度在0.9~1.0,在此取0.95。采用此区间的积分值等效在区间(0,1)的积分值,最终所求的数值用于等效 C_α 参与计算。

3 温度场分析

在此对三种不同材料、不同厚度的层合板进行温度场分析,利用解析公式预测峰值温度与有限元仿真结果比对,判断解析解能否达到预期效果。采用有限元计算复合材料固化温度的方法已较为成熟^[25],利用ABAQUS软件结合子程序HETVAL、USDFLD、DISP可以求解固化温度。

算例一中的材料为M55 J/VTC401,参数见表1^[21]。工艺曲线为初始温度20℃,以2℃/min的升温速率升温至120℃,保温45min,然后以0.3℃/min升温速率再次升温至135℃,保温2h,最后以2℃/min的降温速率降温到室温。复合材料层合板采用上下对称加热的方式,加热模具材料为Q235,其热传导系数较高,固化过程中模具温度与固化工艺曲线温度基本一致。因此,在计算中定义与模具接触的复合材料下表面温度与固化工艺温度保持

表1 M55 J/VTC401树脂材料参数

Tab. 1 M55 J/VTC401 resin material parameters

Parameter	Symbol	Unit	Numerical value
Composite material density	ρ_c	kg/m ³	1 686
Specific heat capacity	C_c	J/(kg·K)	1 150
Thermal conductivity	K_z	W/(m·K)	0.85
Equivalent frequency factor	A	s ⁻¹	3 000 000 000
Equivalent reaction activation energy	E	J/mol	91 700
Unit volume heat release	Q_c	J/kg	0.210
Resin density	ρ_r	kg/m ³	1 300
Equivalent constant	C_α	/	0.124

一致。该复合材料固化动力学方程见式(27)。

$$\frac{d\alpha}{dt} = 3 \times 10^9 \exp\left(-\frac{91700}{RT}\right)(1 - \alpha) \quad (27)$$

有限元仿真结果如图2示,中心点温度演化曲线如图3示。可以看到,加热开始到保温平台之间,不同厚度层合板内部的最大温度基本一致。在温度接近保温温度时,树脂的固化反应速率加快,树脂因交联反应放出大量热量。由于厚度方向上的导热系数较低,层合板内部树脂反应放出的热量很难及时传递到表面,厚度越厚,传递路径越长,内部放热越大,层合板内部的峰值温度越大。解析解峰值温度与仿真峰值温度结果对比见表2。可以看到,解析求解的峰值温度与仿真分析得到的峰值温度基本一致,最大误差为1.7%。本文提出的解析法,仅需要修改厚度参数,计算时间仅2 s,而有限元方法建模需要118 s,计算需要109 s,计算效率显著低于本文的解析方法。

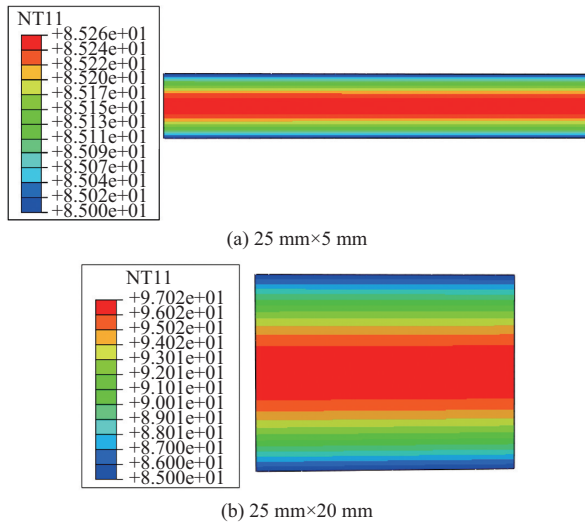


图2 M55 J/VTC401树脂仿真结果示例

Fig. 2 Example of M55 J/VTC401 resin simulation results

算例二中材料牌号为AC531/CCF800H,材料参数见文献[31-33]。固化工艺为:初始温度为20℃,以2℃/min的升温速率升温至190℃,保温3h,然后以3℃/min的降温速率降温到65℃。固化动力学方程见式(28)。解析峰值温度与仿真峰值温度对

表3 复合材料AC531/CCF800H解析解与仿真结果对比

Tab. 3 Comparison of analytical solution of composite AC531/CCF800H with simulation results

Thickness(L)/mm	Analytical peak temperature/°C	Simulated temperature peak/°C	Percentage difference between the two/%
5	190.07	190.22	-0.08
15	190.45	191.74	-0.67
25	191.24	194.46	-1.66
45	194.39	202.50	-4.00

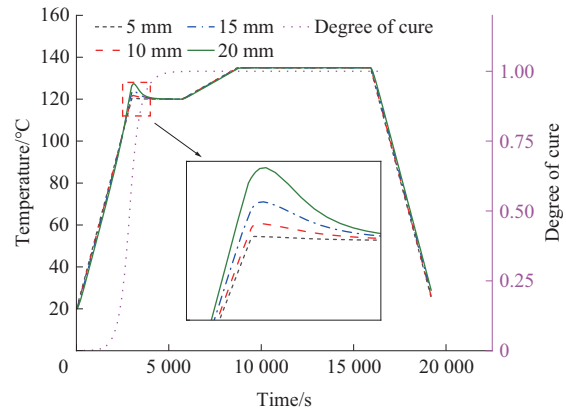


图3 M55 J/VTC401材料峰值温度及固化曲线

Fig. 3 Peak temperature and curing curve of M55 J/VTC401

表2 复合材料M55 J/VTC401解析解与仿真结果对比

Tab. 2 Comparison of the analytical solution of the composite M55 J/VTC401 with the simulation results

Thickness(L)/mm	Analytical peak temperature/°C	Simulated peak temperature/°C	Relative error/%
5	120.69	120.44	0.204
10	121.41	121.74	-0.508
15	123.83	123.93	-0.083
20	125.20	127.36	-1.700

比见表3。可以看到,解析求解的峰值温度与仿真分析的峰值温度最大误差4.0%,同样验证了解析模型的有效性。

$$\frac{d\alpha}{dt} = 147000 \exp\left(-\frac{71300}{RT}\right)(1 - \alpha)^{1.8} \quad (28)$$

算例三中的材料为AmberComposites公司的Multipreg HX42,材料参数见文献[26]。固化工艺为初始温度为20℃,以0.67℃/min加热到45℃,再以1.75℃/min加热到85℃,保温85min。其中固化动力学方程见式(29)。解析与仿真峰值温度结果对比如表4所示,对比结果同样验证了本模型的有效性。

$$\frac{d\alpha}{dt} = 1.08 \times 10^9 \exp\left(-\frac{79856}{RT}\right)(1 - \alpha)^{0.8122} \alpha^{0.8903} \quad (29)$$

4 解析法Ca及材料参数的影响因素分析

图4给出了AC531树脂的Ca关于不同积分下限和积分上限的曲线。积分下限的选取以常见树脂凝胶点为例,其中以平均值0.5的效果最佳。到

表4 复合材料 Multipreg HX42 解析解与仿真结果对比

Tab. 4 Comparison of analytical solutions and simulation results of composite Multipreg HX42

Thickness(L) /mm	Analytical peak temperature/°C	Simulated peak temperature/°C	Relative error/%
3	85.09	85.26	-0.20
6	85.63	86.09	-0.54
12	88.27	90.59	-2.57
15	91.21	97.02	-5.97

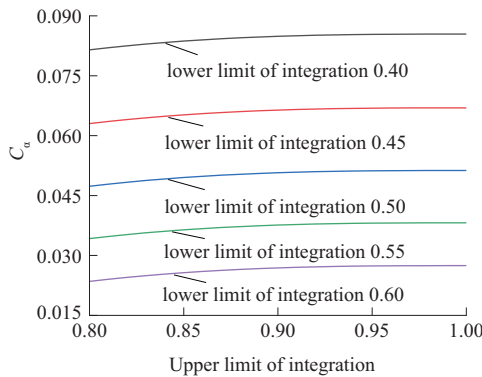


图4 不同积分区间的 C_α 取值曲线

Fig. 4 C_α value curves for different integration intervals

达玻璃化阶段以后,积分上限选取在合理的区间, C_α 的值变化逐渐缓慢,尤其是0.95以后基本已趋于平稳。通过实际计算验证,此方法选取的积分区间,针对不同材料的 C_α 值都能满足计算结果。

图5以45 mm厚的AC531材料为例, C_α 取值0.25~0.8,观察 C_α 对极限厚度 L_{max} 和峰值温度 T_{max} 的影响。随着 C_α 的减小,即积分下限靠后, T_{max} 减小, L_{max} 增大且呈指数增大趋势。为平衡两者的计算结果,进行了不同厚度和不同材料的计算比较,这也是积分下限最终确定为0.5的原因之一。上文提到 T_{max} 预测偏小, L_{max} 预测偏大,对于实际加工来说是不被允许的。积分下限选取0.5是考虑二者综合效

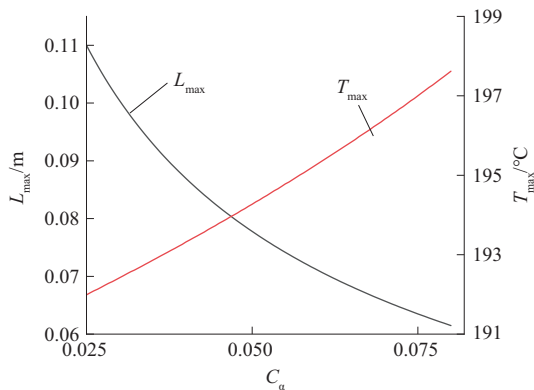


图5 极限厚度 L_{max} 和峰值温度 T_{max} 随 C_α 的变化曲线

Fig. 5 Curves of limiting thickness L_{max} and peak temperature T_{max} as a function of C_α

果,在确保可预测的厚度范围足够的情况下同时保证预测的峰值温度准确地综合选取。也可以采用更加保守的估计,即积分下限选取靠前,在牺牲一些厚度允许范围的情况下,预测出一个略高的峰值温度用于确保安全加工。不过建议积分下限大于0.45。

结构、材料属性对计算结果同样会有影响,包括 L 、 ρ_c 、 C_c 和 K_z 等。以AC531树脂为例,图6为峰值温度随结构厚度的变化情况。图7为不同厚度下的峰值温度随比热容的变化情况。可以看到,误差百分比呈现随厚度增大的趋势。图中还展示了不同积分下限的取值对温度的影响,通过直观的数值对比再次解释 C_α 选值的原因。如通过减小积分下限扩大 C_α 的值,即多考虑一些反应速率较慢的影响,其造成的结果为虽然对于小厚度减小了误差,但对于大厚度来说,不仅进一步扩大了误差,还失去了对于部分大厚度的预测能力;若通过增大积分下限减小 C_α 的值,即少考虑一些反应速率较慢的影响,其造成的结果是对于小厚度的预测结果会进一步

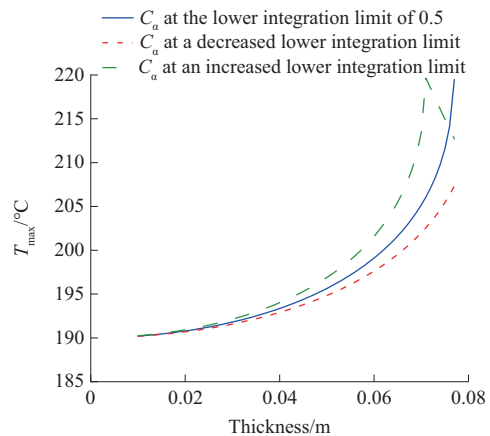


图6 不同 C_α 下厚度与峰值温度的关系曲线

Fig. 6 Thickness vs T_{max} curves at different C_α

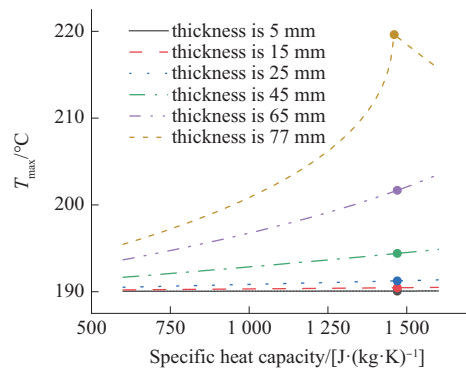


图7 不同厚度下比热容与峰值温度关系曲线

Fig. 7 Heat capacity vs T_{max} at different thickness

偏低,但对于大厚度来说会减小误差,实际上这样的 C_c 取值是通过提高可预测的极限厚度来整体降低预测峰值温度。同时,图6和图7也能看出,对于较小厚度来说,参数的小变化并不会产生多少误差。但是,对于较大的厚度来说,参数的小变化对结果的影响是巨大的。在大厚度(尤其是极限厚度附近)进行预测时,材料参数越精准,计算结果越好。

5 结论

(1)基于热传导和固化动力学方程,通过把非线性的树脂固化反应放热看作是对线性部分的扰动,将复杂的非线性问题转化为线性问题,推导出用于峰值温度预测的计算公式。

(2)相较于有限元方法,该方法在保证峰值温度计算精度的情况下,极大地提高了计算效率。

(3)对等效常数进行进一步分析,确保其选取的合理性和计算结果的准确性,同时还给出参考分析用于工艺人员对特定参数进行调整,提高计算准确性。

(4)对于较小厚度层合板来说,密度、比热等参数的小变化不会产生明显的计算误差。但是,对于较大厚度层合板而言,参数的小变化对结果的影响是巨大的。在大厚度(尤其是极限厚度附近)进行预测时,需要提供精确的材料参数。

参考文献

- [1] 张坤,张丹,邹瑞睿,等. CFRP在汽车轻量化中的应用研究进展[J]. 工程塑料应用,2022,50(10):154-158,163.
ZHANG Kun, ZHANG Dan, ZOU Ruirui, et al. Application research progress of CFRP in automobile lightweight[J]. Engineering Plastics Application, 2022, 50(10):154-158, 163.
- [2] 杜善义. 先进复合材料与航空航天[J]. 复合材料学报,2007,24(1):1-12.
DU Shanyi. Advanced composite materials and aerospace engineering[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2007, 24(1):1-12.
- [3] 秦斯路,许英杰,张卫红. 复合材料固化成型-加载行为一体化计算方法[J]. 航空制造技术,2025,68(9):92-101,130.
QIN Silu, XU Yingjie, ZHANG Weihong. Integrated calculation method for curing molding-loading behavior of composites[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2025, 68(9):92-101, 130.
- [4] 甘建业,胡伟叶,张艺澄,等. 变厚度树脂基复合材料构件固化变形数值模拟与影响因素分析[J]. 复合材料学报,2023,40(7):4 195-4 209.
GAN Jianye, HU Weiye, ZHANG Yicheng, et al. Numerical simulation and influence factors analysis of cure-induced distortions in resin matrix composites with variable thickness[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2023, 40(7):4 195-4 209.
- [5] 单玉才,文诗琦,王阳,等. 共胶接复合材料加筋壁板的精确制造技术研究[J]. 宇航材料工艺,2024,54(5):70-74.
SHAN Yucui, WEN Shiqi, WANG Yang, et al. Research on the precision manufacturing technology of co-bonded composite stiffened panels[J]. Aerospace Materials & Technology, 2024, 54(5): 70-74.
- [6] QIN S L, XU Y J, WANG C L, et al. A 3D modeling of the effect of layup orientation on the thickness uniformity of cured composite L-shaped laminates[J]. Composite Structures, 2025, 354. DOI: 10.1016/J. COMPSTRUCT.2024.118755.
- [7] 李少敏,隋鹏,彭海春,等. 先进复合材料制造过程仿真技术研究现状[J]. 科学技术与工程,2024,24(29):12 399-12 410.
LI Shaomin, SUI Peng, PENG Haichun, et al. Review of advanced composite manufacturing process simulation technology[J]. Science Technology and Engineering, 2024, 24(29):12 399-12 410.
- [8] 闫珊,付天宇,古云飞,等. 基于改进粒子群PID的CFRP感应加热升温调控[J]. 工程塑料应用,2024,52(8):72-80.
YAN Shan, FU Tianyu, GU Yunfei, et al. Temperature control of CFRP induction heating based on improved particle swarm PID[J]. Engineering Plastics Application, 2024, 52(8):72-80.
- [9] 齐俊伟,宋伟,肖军,等. Cf/E预浸料先进拉挤固化工艺[J]. 宇航材料工艺,2011,41(5):44-49.
QI Junwei, SONG Wei, XIAO Jun, et al. Advanced pultrusion curing process of Cf/E prepreg[J]. Aerospace Materials & Technology, 2011, 41(5):44-49.
- [10] 王健,郑学丰,付昌云,等. 碳纤维/环氧树脂复合材料-铝合金层合板深拉成型特性[J]. 复合材料学报,2019,36(12):2 786-2 794.
WANG Jian, ZHENG Xuefeng, FU Changyun, et al. Deep drawing characteristics of carbon fiber/epoxy resin composite-aluminum alloy laminates[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2019, 36(12):2 786-2 794.
- [11] BOGETTI T A, GILLESPIE J W Jr. Process-induced stress and deformation in thick-section thermoset composite laminates[J]. Journal of Composite Materials, 1992, 26(5):626-660.
- [12] RABEARISON N, JOCHUM C, GRANDIDIER J C. A cure kinetics, diffusion controlled and temperature dependent, identification of the Araldite LY556 epoxy[J]. Journal of Materials Science, 2011, 46(3):787-796.
- [13] JIA X H, LUO J J, LUO Q T, et al. Experimental study on the effects of temperature on mechanical properties of 3D printed continuous carbon fiber reinforced polymer (CCFRP) composites [J]. Thin-Walled Structures, 2024, 205. DOI: 10.1016/J. TWS.2024.112465.
- [14] SHI S L, ZHU T Q, YAN W D, et al. Damage mechanism of inter-layer interface of continuous carbon fiber-reinforced polyphthalazine ether sulfone ketone resin matrix composites: Multi-scale study method at extreme temperature[J]. Chemical Engineering

- Journal, 2024, 496. DOI:10.1016/J. CEJ.2024.153860.
- [15] BOGETTI T A, GILLESPIE J W Jr. Two-dimensional cure simulation of thick thermosetting composites[J]. *Journal of Composite Materials*, 1991, 25(3):239–273.
- [16] CHEUNG A, YU Y, POCHIRAJU K. Three-dimensional finite element simulation of curing of polymer composites[J]. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2004, 40(8):895–912.
- [17] 龙习坤, 李树健, 陈蓉, 等. 树脂基复合材料制件微波固化数值模拟[J]. *复合材料学报*, 2023, 40(4):2 415–2 426.
- LONG Xikun, LI Shujian, CHEN Rong, et al. Numerical simulation of microwave curing of resin matrix composites workpiece [J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2023, 40(4):2 415–2 426.
- [18] YUAN Z Y, KONG L F, GAO D J, et al. Multi-objective approach to optimize cure process for thick composite based on multi-field coupled model with RBF surrogate model[J]. *Composites Communications*, 2021, 24. DOI: 10.1016/J. COCO.2021.100671.
- [19] SHARIFI A M, KWON D J, SHAH S Z H, et al. Modeling of frontal polymerization of carbon fiber and dicyclopentadiene woven composites with stochastic material uncertainty[J]. *Composite Structures*, 2023, 326. DOI: 10.1016/J. COMPSTRUCT.2023.117582.
- [20] SUN Y, ZHAO X Y, WANG Y K, et al. Study on temperature gradient of ultra-thick foam sandwich composite structure during curing[J]. *Case Studies in Thermal Engineering*, 2025, 65. DOI: 10.1016/J. CSITE.2024.105552.
- [21] FARJAS J, GONZÁLEZ J A, SÁNCHEZ-RODRÍGUEZ D, et al. Analytical criterion to prevent thermal overshoot during dynamic curing of thick composite laminates[J]. *Advances in Industrial and Manufacturing Engineering*, 2025, 10. DOI: 10.1016/J. AIME.2024.100156.
- [22] SECORD T W, MANTELL S C, STELSON K A. Scaling analysis and a critical thickness criterion for thermosetting composites[J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2011, 133. DOI:10.1115/1.4003338.
- [23] REN M F, WANG Q, CONG J, et al. Study of one-dimensional cure simulation applicable conditions for thick laminates and its comparison with three-dimensional simulation[J]. *Science and Engineering of Composite Materials*, 2018, 25(6):1 197–1 204.
- [24] FISHER A, LEVY A, KRATZ J. Effects of heat transfer coefficient variations on composite curing[J]. *Journal of Composite Materials*, 2023, 57(3):363–376.
- [25] 元振毅. 热固性树脂基复合材料层合板固化变形建模方法研究[D]. 西安:西北工业大学, 2016.
- YUAN Z Y. Research on curing deformation modeling method of thermosetting resin matrix composite lamina[D]. Xi'an:Northwestern Polytechnical University, 2016.
- [26] ESPOSITO L, SORRENTINO L, PENTA F, et al. Effect of curing overheating on interlaminar shear strength and its modelling in thick FRP laminates[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2016, 87(5):2 213–2 220.
- [27] GEBART R. Thermal runaway criterion for thick polymer composites[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2024, 182. DOI:10.1016/J. COMPOSITESA.2024.108187.
- [28] 丁安心, 李书欣, 倪爱清, 等. 热固性树脂基复合材料固化变形和残余应力数值模拟研究综述[J]. *复合材料学报*, 2017, 34(3): 471–485.
- DING Anxin, LI Shuxin, NI Aiqing, et al. A review of numerical simulation of cure-induced distortions and residual stresses in thermoset composites[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2017, 34(3):471–485.
- [29] 何靓, 徐小伟, 胡大豹, 等. 国产T800级高韧性环氧树脂基预浸料的TTT图绘制[J]. *复合材料科学与工程*, 2023(5):25–31.
- HE Liang, XU Xiaowei, HU Dabao, et al. Time-temperature-transformation (TTT) diagram of a domestic T800 carbon fiber epoxy prepreg[J]. *Composites Science and Engineering*, 2023(5): 25–31.
- [30] HU H X, CAO D F, PAVIER M, et al. Investigation of non-uniform gelation effects on residual stresses of thick laminates based on tailed FBG sensor[J]. *Composite Structures*, 2018, 202: 1 361–1 372.
- [31] HUI X Y, XU Y J, ZHANG W H. An integrated modeling of the curing process and transverse tensile damage of unidirectional CFRP composites[J]. *Composite Structures*, 2021, 263. DOI: 10.1016/J. COMPSTRUCT.2021.113681.
- [32] LIU X D, GUAN Z D, WANG X D, et al. Cure kinetics characterization of epoxy resin by piecewise model fitting method[C]// 2019 IEEE 10th International Conference on Mechanical and Aerospace Engineering (ICMAE). July 22–25, 2019. Brussels, Belgium. IEEE, 2019:528–532.
- [33] 王迎芬, 潘翠红, 周洪飞, 等. 国产CCF800H碳纤维增强耐高温双马树脂基复合材料的力学性能[J]. *复合材料科学与工程*, 2022(11):114–119.
- WANG Yingfen, PAN Cuihong, ZHOU Hongfei, et al. Mechanical properties of domestic CCF800H carbon fiber reinforced high temperature resistant BMI matrix composites[J]. *Composites Science and Engineering*, 2022(11):114–119.