

基于热流固完全耦合分析的复合材料热压罐成形模具优化设计



李顶河¹, 贾磊¹, 郭永刚², 武耀罡¹

1. 中国民航大学, 天津 300300

2. 中国特种飞行器研究所, 湖北 荆门 448035

摘要:在复合材料层合结构热压罐固化过程中,由于温度场不均匀、模具约束、热膨胀系数不匹配和树脂固化收缩等因素的影响,复合材料工件会产生变形,模具与复合材料工件之间全耦合效应对工件固化变形结果的准确预测非常重要,是模型优化设计必须考虑的关键因素。本文建立了含模具热压罐固化过程的全耦合计算框架,包含固化动力学模型、热传导模型、流动压实模型、残余应力模型、热压罐热流场模型以及模具热传导模型,研究了曲面模具型面温度场不均匀分布对层合板脱模变形的影响,并利用该计算框架进一步建立了框架式模具的结构优化设计模型。通过研究,曲面模具和复合材料后端发生较大的变形,模具优化后,模具和复合材料的变形减小,优化模具对复合材料构件固化变形的优化有较好影响,为复合材料结构的固化成形工艺优化提供参考。

关键词: 固化; 复合材料层合板; 热流固耦合; 模具优化

中图分类号: TB332

文献标识码: A

DOI: 10.19452/j.issn1007-5453.2024.11.008

热压罐固化成形工艺是目前航空复合材料成形制造的主要工艺之一,也是应用最广泛、最成熟的航空复合材料成形工艺^[1-3]。据统计,在航空航天领域,采用热压罐固化成形工艺生产的复合材料结构约占80%以上。在热压罐固化成形过程中,纤维和树脂的热膨胀系数不匹配、树脂固化收缩、模具和预浸料相互作用是导致变形的主要因素^[4],优化固化工艺参数(如升降温速率、保温时间等),或者通过调整模具型面补偿可降低复合材料工件的变形。然而,固化过程能耗大、时间长,通过试验来优化精度会事倍功半,而通过有限元模拟是较为高效的方法。

自20世纪80年代以来,大量学者对树脂基复合材料的固化过程展开了研究, Kim等^[5]研究了较厚复合材料层合板在固化过程中的残余应力问题,开发了预测二维矩形层合板残余应力变化的分析模型。Bogetti等^[6]研究了复杂固化温度工艺对大厚度层合板的固化度、残余应力和变形的影响,研究表明固化工艺对厚层合板的力学性能影响巨大。Zobeiry等^[7]提出了伪黏弹性分析方法,并研究了描述复合

材料固化过程的适用性。丁安心^[8]采用试验和仿真相结合的方法,探索了构件厚度和模具类型对厚度方向上温度和固化度分布的影响,并对比了Path-dependent模型、黏弹性模型和硬化瞬时线弹性材料(CHILE)本构模型的回弹角,发现Path-dependent模型能兼顾效率和精度。Ersoy等^[9]用基团相互作用模型预测了固化过程中树脂的变化,解释了固化中的残余应力和应变机制。Zhu Qi^[10]建立了复合材料固化的有限元模型,发现模具设计、模具热膨胀、制件厚度和铺设角度对层合板的最终形状有重要影响,而保温温度、压力和冷却速率等固化工艺参数对变形影响较小。Chang Tengfei等^[11]分析了固化压力对孔隙分布和层间剪切强度的影响,固化压力在高压和低压状态下,孔隙率和层间剪切强度的关系不同。许漂等^[12]针对复合材料修补问题提出了共固化和二次胶接的破坏性结构验证方法,通过试验验证了该成形工艺下产品质量和工艺的稳定性。目前,大多研究仅考虑固化过程中的单个或几个物理场顺序耦合,而且大多模型聚焦于复合材料本身,并未考虑模具对复合

收稿日期: 2024-04-26; 退修日期: 2024-07-02; 录用日期: 2024-08-30

基金项目: 国家自然科学基金(12072364)

引用格式: Li Dinghe, Jia Lei, Guo Yonggang, et al. Mold Optimization design of composite autoclave forming based on thermal fluid-structure interaction coupling optimization analysis[J]. Aeronautical Science & Technology, 2024, 35(11): 58-69. 李顶河, 贾磊, 郭永刚, 等. 基于热流固完全耦合分析的复合材料热压罐成形模具优化设计[J]. 航空科学技术, 2024, 35(11): 58-69.

材料工件的影响,而实际的固化涉及多个物理场的耦合,且物理场之间存在双向耦合,模具对复合材料的固化脱模变形有重要影响,因此,现有分析模型无法准确地模拟热压罐固化过程。

在热压罐固化过程中,模具的几何形状对热流场有严重影响,进而影响固化过程,可以利用结构优化方法来降低这种影响。拓扑优化是一种根据给定的负载情况、约束条件和性能指标,在给定的设计区域内对材料分布进行优化的数学方法。拓扑优化以材料分布为优化对象,在均匀分布材料的设计空间中找到最佳分布方案。侯亮等^[13]建立了航空发动机部件冲击动力学载荷的结构拓扑优化方法,优化后的航空发动机泄压门有更高的强度裕度,且更符合冲击载荷的传力特征。目前,有大量的研究工作利用拓扑优化方法改善热压罐固化成形模具。许英杰等^[14]采用拓扑优化方法对模具进行了优化设计,并测量了热压罐加热过程中模具型面温度,结果显示优化设计模具有更好的温度均匀性。目前,热压罐固化成形模具结构优化研究大多聚焦于静力载荷优化和模具力学性能改良,关于优化后模具对复合材料固化多场耦合影响的研究较少,无法评估优化后模具对复合材料固化成形质量的影响。

对于热压罐工艺成形的大厚度复合材料层合板,固化过程的模拟需要考虑固化热化学、流动压实、残余应力和热压罐热流场,但大多模型只研究上述模型的顺序耦合或多物理场之间的解耦求解,解耦模型的优点是可以简化模型和减少计算成本,但计算精度较低,且无法考虑多物理场之间的双向耦合效应,如无法考虑复合材料固化放热对温度场的影响,以及对热压罐内空气热流场的影响。而全耦合模型可以结合空气热流场、模具温度场和固化度场之间的强耦合作用,分析树脂固化放热对最终固化度的影响,计算结果更加精确,但相应的计算成本也更大。模具对复合材料固化变形有一定的影响,本文将建立含上述模型的多物理场全耦合模型,研究模具温度场的不均匀对大厚度复合材料层合板固化的影响,基于拓扑优化理论对模具进行优化设计,再基于热流固完全耦合模型分析优化模具对复合材料固化成形质量的提升效果,为复合材料结构的固化成形工艺优化提供参考。

1 固化过程的理论模型

针对 AS4/3501-6 复合材料,考虑热传导、固化动力学、流动压实、残余应力、变形、空气热流场和模具温度场,本文建立的多物理场全耦合有限元求解框架如图 1 所示,图中

物理场之间单向箭头表示单向耦合,双向箭头表示双向耦合。建立多物理场耦合模型,须考虑各个物理场之间的耦合方式与变量,作为非线性内热源的固化动力学模块与热传导模块进行双向耦合,求解固化度场和温度场,通过固化度与温度单向耦合残余应力模块;流动压实模块求解纤维体积分数和树脂的达西渗流速度,单向耦合残余应力模块;热传导模块与流动压实模块进行双向耦合,固化动力学模块与流动压实模块进行单向耦合。同时,本文还考虑了热压罐固化成形过程中复合材料外部空间温度场的不均匀性,即空气热流场、模具温度场、复合材料构件温度场,三者之间为双向耦合。

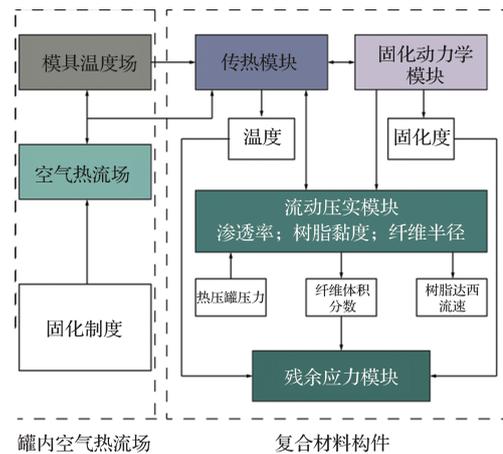


图1 全耦合框架图

Fig.1 Fully coupled framework diagram

1.1 热化学模型

在复合材料固化过程中,热固性树脂发生固化交联反应,释放热量,可以将其作为复合材料内部的非线性内热源进行耦合求解。达到凝胶点之前,融化的树脂会流出复合材料构件,树脂的渗流流动也会影响复合材料内部的温度传递,本文考虑内部树脂渗流对热传导模型的影响,采用傅立叶热传导定律计算复合材料多孔介质结构的内部温度场^[15]。

固化过程中的热传导方程为

$$\rho_c c_{p,c} \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_r c_{p,r} V_i \frac{\partial T}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} (k_{ii} \frac{\partial T}{\partial x_i}) + Q \quad (1)$$

$$Q = (1 - V_f) \rho_r H_r \frac{d\alpha}{dt} \quad (2)$$

式中, ρ_c 、 $c_{p,c}$ 、 k_{ii} 和 T 分别为复合材料的密度、比热容、导热系数以及温度。 ρ_r 、 $c_{p,r}$ 、 V_i 、 V_f 、 H_r 和 α 分别为树脂密度、树脂比热容、树脂达西流速、纤维体积分数、树脂总放热量以及固化度, Q 为树脂固化放热量。

树脂固化动力学采用以下半经验唯象模型^[16]

$$\begin{cases} \frac{d\alpha}{dt} = (K_1 + K_2\alpha)(1-\alpha)(0.47-\alpha), \alpha \leq 0.3 \\ \frac{d\alpha}{dt} = K_3(1-\alpha), \alpha > 0.3 \\ K_i = A_i e^{-\Delta E/RT}, i = 1, 2, 3 \end{cases} \quad (3)$$

式中, K_i 、 A_i 、 ΔE 和 R 分别为 3501-6 环氧树脂体系的反应速率常数、频率因子、活化能和气体常数。固化动力学方程是温度相关的函数, 与传热方程联合求解得出固化度。

复合材料制件的热参数混合公式如下

$$c_{p,c} = \frac{\rho_f V_f c_{p,f} + \rho_c (1 - V_f) c_{p,c}}{\rho_c} \quad (4)$$

式中, $c_{p,c}$ 和 ρ_c 分别表示复合材料比热容和密度。

复合材料假设为横向各向同性, 导热系数为

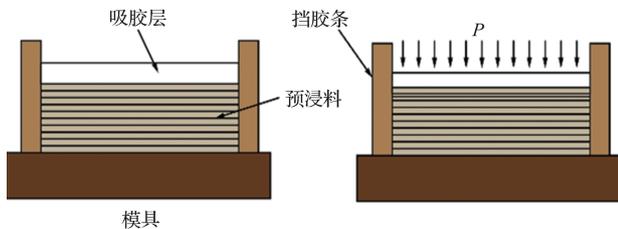
$$\begin{cases} k_L = V_f k_r + (1 - V_f) k_c \\ \frac{k_r}{k_c} = (1 - 2\sqrt{V_f/\pi}) + \frac{\pi - (4/\sqrt{1-\beta})\tan^{-1}(\sqrt{1-\beta}/(1+\beta))}{2(k_r/k_c - 1)} \\ \beta = \frac{(k_r/k_c - 1)^2 V_f}{\pi} \end{cases} \quad (5)$$

1.2 流动压实模型

一般认为, 纤维在固化过程中各项性能的变化可以忽略, 不可压缩或拉伸。树脂的流动可以视为在多孔介质孔隙中的流动, 而将纤维网视作多孔介质。热压罐压力施加在复合材料制件表面时, 压力由纤维网和树脂共同承担^[17], 即

$$P = P_r + \sigma' \quad (6)$$

式中, P 为热压罐压力, P_r 为树脂压力, σ' 为纤维网的有效应力(机械应力)。本文假设吸胶层能持续吸收流出的树脂, 而树脂也持续流出, 如图 2 所示, 这表明 P_r 是一个连续变化的量, 不会突变。



模具

图 2 树脂流动示意图

Fig.2 Schematic diagram of resin flow

结合达西定律、树脂流动连续性和质量守恒定律, 可得到流动压实模型的控制方程为

$$\begin{cases} m_v \frac{\partial P_r}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{S_{ii}}{\mu} \frac{\partial P_r}{\partial x_i} \right), i = 1, 2, 3 \\ V_i = -\frac{S_{ii}}{\mu} \frac{\partial P_r}{\partial x_i}, i = 1, 2, 3 \\ m_v = -\frac{de}{d\sigma'} \frac{1}{(1+e)} \end{cases} \quad (7)$$

式中, e 为层合板孔隙率, μ 、 m_v 、 S_{ii} 和 V_i 分别为树脂黏度、体积变化率、渗透率和树脂达西流速。

Shin 等^[18]建立了孔隙率与纤维骨架有效应力 σ' 之间的关系

$$\begin{cases} V_f = \begin{cases} 1/(1 - 1.55519 \times 10^{-6} \sigma' + e_0), 0 \leq \sigma' \leq 0.0687 \\ 1/(1 - a \lg \sigma' + b), \sigma' > 0.0687 \end{cases} \\ e = 1/V_f \\ \mu = \mu_\infty e^{\left(\frac{U}{RT} + K\alpha\right)} \\ S_L = \frac{r_f^2 (1 - V_f)^3}{2.8 V_f^2} \\ S_T = \frac{r_f^2 (\sqrt{0.8 V_f} - 1)^3}{0.8(0.8/V_f + 1)} \end{cases} \quad (8)$$

式中, $e_0 = 1.476$, $a = 0.491$, $b = 3.745$, μ 为树脂黏度, m_v 为体积变化率, e 为层合板孔隙率。

1.3 力学模型

基于现有的方法^[19]建立复合材料三维各向异性广义 Maxwell 黏弹性有限元模型, 广义 Maxwell 黏弹性有限元模型如图 3 所示。

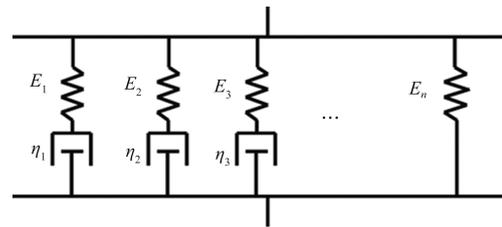


图 3 广义 Maxwell 模型

Fig.3 Generalized Maxwell model

目前, 普遍使用的广义 Maxwell 黏弹性模型本构方程为

$$\begin{cases} \sigma_{ij}(t) = \int_0^t \left[C_{ij}(\alpha_r, T_r, \zeta' - \zeta') \frac{\partial \epsilon^{\text{eff}}}{\partial \tau} \right] d\tau \\ a_r = 10^{\left[-a_i \exp\left(\frac{1}{a_i - 1}\right) - a_i \right] [T - T_r]} \end{cases} \quad (9)$$

式中, C_{ij} 为松弛模量, 与固化度、温度、时间相关; τ 为松弛时间; ϵ^{eff} 为有效应变, 即机械应变; ζ' 和 ζ' 为折算时间; a_r 为转换因子, 表征材料的时温等效特性。

在黏弹性模型本构中, 复合材料制件的弹性模型可以用谱罗尼(Prony)级数表示为

$$\begin{cases} E(\alpha, \zeta) = E^\infty + (E^u - E^\infty) \sum_{m=1}^{n-1} W_m \exp(-\frac{\zeta}{\tau_m(\alpha)}) \\ E^\infty = rE^u, \quad 0 \leq r \leq 1 \\ \tau_m(\alpha) = 10^{[\lg[\tau_m(\alpha_r)] + [f(\alpha) - (\alpha - \alpha_r) \lg(\lambda_m)]]} \\ f(\alpha) = 9.1347\alpha^2 + 0.6089\alpha - 9.3694 \\ \lambda_m = \frac{10^{9.9}}{\tau_m(\alpha_r)} \end{cases} \quad (10)$$

式中, E^∞ 和 E^u 分别为完全松弛和未完全松弛的模量, W_m 和 $\tau_m(\alpha)$ 分别为广义 Maxwell 模型中的第 m 支的权重因子和松弛时间, r 为松弛的程度。

1.4 热流场

本文模型考虑模具影响下热压罐内的不均匀热流场, 在复合材料工件品质要求比较高的工况下, 热压罐固化工艺往往会使用压缩惰性气体作为加热介质。但在绝大多数情况下, 热压罐固化工艺使用空气作为加热介质, 因此文中的模型采用空气作为加热介质。

流场的质量守恒、动量守恒方程和能量守恒方程分别为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w)}{\partial z} = 0 \quad (11)$$

$$\begin{cases} \rho \frac{du}{dt} = \rho F_{bx} + \frac{\partial p_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial p_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial p_{zx}}{\partial z} \\ \rho \frac{dv}{dt} = \rho F_{by} + \frac{\partial p_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial p_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial p_{zy}}{\partial z} \\ \rho \frac{dw}{dt} = \rho F_{bz} + \frac{\partial p_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial p_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial p_{zz}}{\partial z} \end{cases} \quad (12)$$

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u h)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v h)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w h)}{\partial z} =$$

$$-\rho \text{div} U + \text{div}(\lambda \text{grad} T) + \Phi + S_h$$

式中, h 为焓, 与压力和温度高度相关; λ 为导热系数; Φ 为空气的黏性耗散项; S_h 为空气内部的热源项。

流动状态按照雷诺数 Re 可以分为层流 ($Re \leq 2300$)、过渡态 ($2300 < Re \leq 8000$) 和湍流 ($Re > 8000$)

$$Re = \frac{\rho v d}{\mu} \quad (14)$$

式中, ρ 、 v 、 μ 和 d 分别为流体密度、速度、动力黏度和特征长度(热压罐直径)。

上述模块及公式的耦合方式如图 4 所示, 热传导模块由空气热流场、模具温度场和复合材料温度场组成, 是复合材料固化过程的基础, 为其他模块提供温度场, 固化动力学与傅里叶传热控制方程耦合求得固化度场, 温度和固化度输入流动压实模块, 再结合达西流动定律、孔隙率与纤维体积分数公式, 为热传导模块和力学模块分别提供纤维体

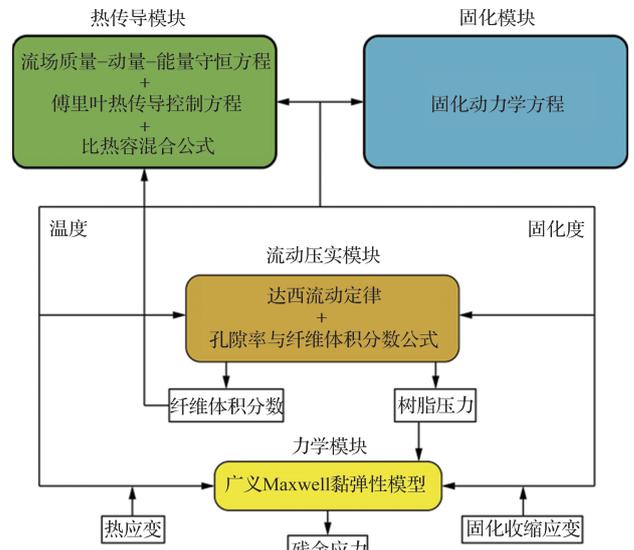


图4 全耦合计算流程

Fig.4 Fully coupled calculation flowchart

分数和树脂压力, 树脂压力、热应变和固化收缩应变输入力学模块, 再结合模具与复合材料的作用求解出残余应力。

1.5 拓扑优化模型

模具几何形状优化问题的数学模型可表示为

$$\begin{cases} \text{Find } \mathbf{X} = [x_1, x_2, x_3, x_i]^T \\ \max f(\mathbf{X}) \text{ or } \min f(\mathbf{X}) \\ \text{s.t. } g_i(\mathbf{X}) \leq 0 \\ h_i(\mathbf{X}) = 0, \quad i = 1, 2, 3, \dots, n \end{cases} \quad (15)$$

式中, \mathbf{X} 为设计矢量; $f(\mathbf{X})$ 为目标函数; $g_i(\mathbf{X})$ 、 $h_i(\mathbf{X})$ 为约束条件^[20]。

本文采用变密度模型对曲面框架式模具展开优化设计, 变密度模型假设目标结构区域由有限个单位构成, 将目标结构区域分为多个密度值可发生变化的细小区域, 密度值在 0~1 之间, 密度值为 0 表示该区域材料被剔除, 密度值为 1 时表示该区域保留, 该模型实际可以被看作 0~1 的问题。

在实际数学运算中, 一般将刚度的最大化看作是柔度最小, 该模型的具体表达如下

$$\begin{cases} \text{Find } \mathbf{X} = [x_1, x_2, x_3, x_i]^T \\ \min C(\mathbf{X}) = \mathbf{F}^T \mathbf{U} \\ \text{s.t. } V \leq \eta V_0 \\ \mathbf{F} = \mathbf{K} \mathbf{U} \\ 0 < x_{\min} \leq x_i \leq 1 \end{cases} \quad (16)$$

式中, $C(\mathbf{X})$ 为材料的柔度, V_0 为目标区域的原始体积分, η 为体积权重因子。

将定义的密度函数引入材料的弹性模量计算中, 进而

实现优化设计目标,弹性模量为

$$E_i = E_{\min} + f(x_i) \times (E_0 - E_{\min}) \quad (17)$$

式中, $f(x_i)$ 为插值模型,可以更好地获得拓扑优化结构的形状和边界。

固体各向同性材料惩罚模型是应用最广泛的插值模型^[21],收敛性好,适用于结构更复杂的几何非线性和材料非线性问题,其表达式为

$$f(x_i) = x_i^p \quad (18)$$

式中, p 为惩罚因子,一般取为 3,作用是避免中间密度单元,可获得清晰的材料布局。

在拓扑优化中,往往会出现网格依赖性、棋盘格以及灰度单元过多等现象。为了避免棋盘格现象,可以选择灵敏度过滤或者密度过滤方法,为避免过滤后形成较多的灰度单元,应将过滤后的设计矢量进行投影。

本文使用亥姆霍兹过滤器^[22]对构建的模型进行灵敏度过滤,过滤器表达式为

$$\theta_f = \theta_c + R_{\min}^2 \nabla^2 \theta_f \quad (19)$$

式中, θ_f 为过滤后的材料体积因子, θ_c 为系统控制的材料体积因子, R_{\min} 为最小过滤半径。

通过投影能够降低灰度,基于双曲正切函数模型进行投影

$$\theta = \frac{\left(\tanh\left(\beta(\theta_f + \theta_\beta)\right) + \tanh\left(\beta\theta_\beta\right) \right)}{\left(\tanh\left(\beta(1 - \theta_f)\right) + \tanh\left(\beta\theta_\beta\right) \right)} \quad (20)$$

式中, β 为投影斜率, θ_β 为投影点。

2 模型验证

2.1 热-化学-力-流动耦合模型的验证

本文基于广义 Maxwell 模型,建立了复合材料结构固化过程的黏弹性本构模型,工件的尺寸为 $10.16\text{cm} \times 10.16\text{cm} \times 2.54\text{cm}$,铺层方式为 $[0/90]_s$,材料是 AS4/3501-6,为了减小计算量,仅建立 1/8 模型。采用的边界条件和固化制度分别如图 5 和图 6 所示。 0° 铺层中心点处的横向应力曲线和固化度如图 7 所示,与 Kim 等^[5]所建立的模型基本一致,因此可以证实本文建立模型的正确性。

2.2 热流场的模型验证

本文建立了包含框架式模具的热压罐内热流场,如图 8 所示,参考林家冠^[23]的结论,因为热压罐工艺中的温度并不高,因此不考虑热辐射效应,仅考虑对流换热和热传导。

流场入口的初速度为 2.5m/s ,出口压力为 689kPa ,框架式模具采用 A3 钢材料。由于空气的密度不好确认,因此使

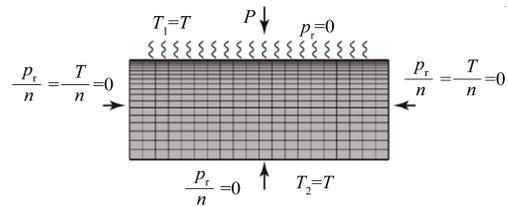


图5 边界条件

Fig.5 Boundary condition

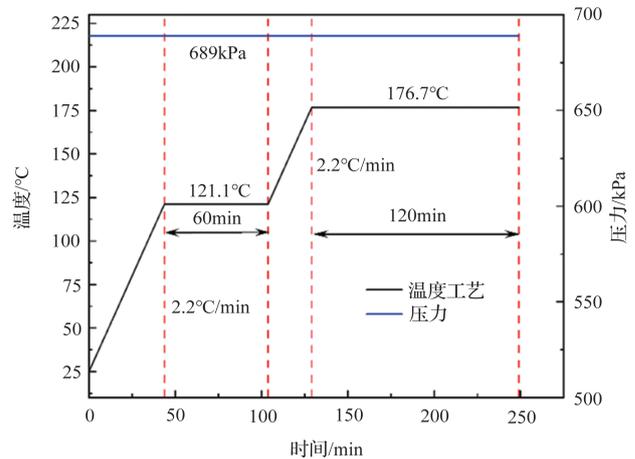


图6 固化制度

Fig.6 Curing system

用理想气体模型

$$\rho = \frac{PM}{RT} \quad (21)$$

将式(21)代入式(14),得到 Re 为 2.507×10^6 ,大于 8000,因此热压罐内的流体为湍流状态。采用 $k-\varepsilon$ 湍流传热模型模拟温度场,将得到的温度结果与文献^[23]对比,如图 9 和图 10 所示,由于受试验环境和制造误差等因素的影响,结果与文献有一定的误差,型面数据采集点 E、F、G、H 的平均误差分别为 2.12%、2.46%、2.43%、2.45%,而且靠近迎风侧的 E 和 G 点误差小于背风侧的误差,参考林家冠提到的误差^[23],可以认为建立的热流固耦合模型能较为真实地模拟模具温度场。

3 完全耦合模型

3.1 层合板热流固完全耦合模型分析

为了较为真实地反映热压罐固化过程,必须进行完全耦合分析。复合材料四周视为热绝缘面,采用顶面吸胶的设计,顶面为工件与流体的耦合界面,底面为工件与模具的固体耦合界面。

计算得到的模具型面温差如图 11 所示,迎风侧先与流

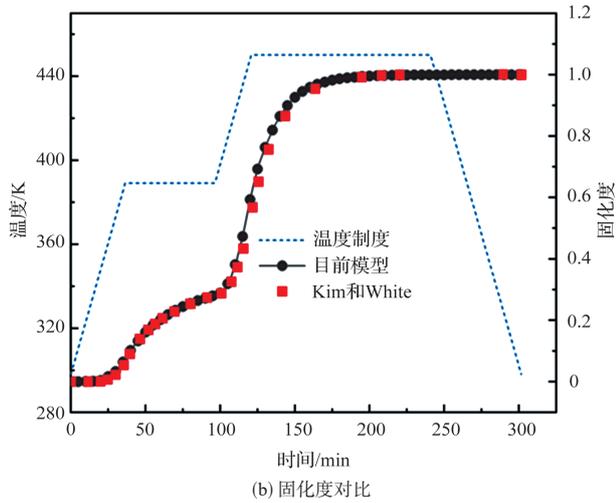
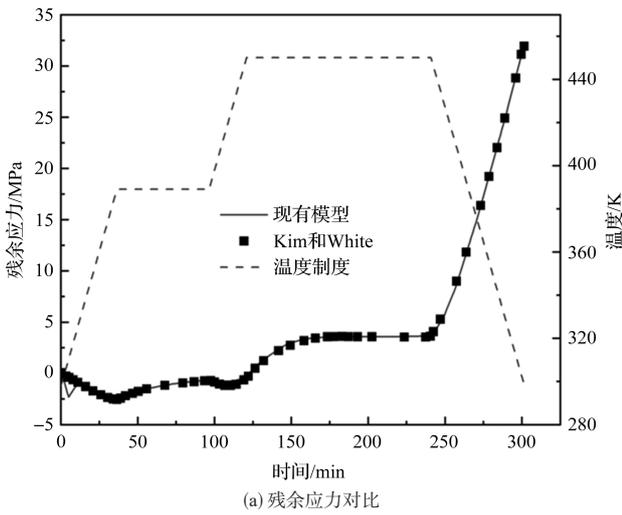


图7 复合材料残余应力及固化度对比

Fig.7 Comparison between residual stress and curing degree of composite materials

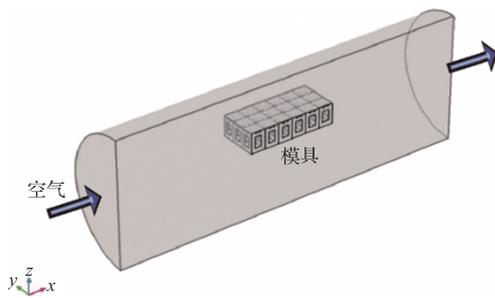


图8 仿真模型

Fig.8 Simulation model

场接触,加热时迎风侧最先升温,型面温差开始变大。在保温阶段时,背风侧相较于迎风侧的温差在缩小。在加热阶段结束时,型面温差达到最大(47.93K)。在随后的保温阶段,温差逐渐缩小。在进入冷却阶段后,温差进一步缩小,

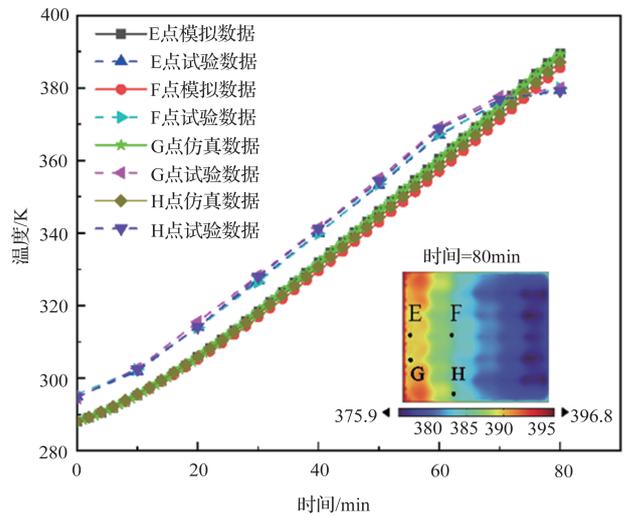


图9 仿真与试验温度对比

Fig.9 Comparison between simulation and experimental temperatures

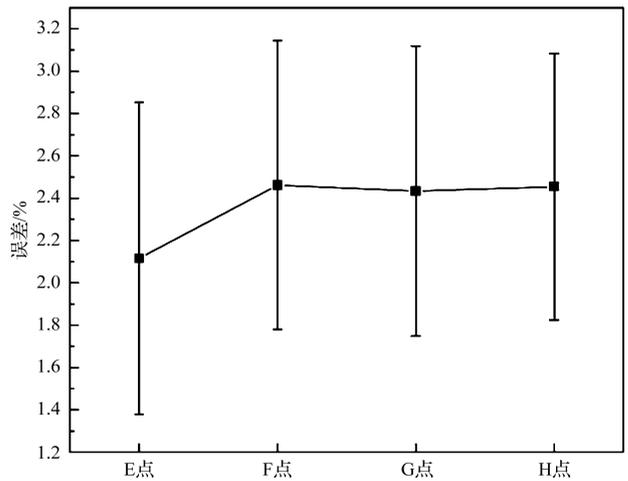


图10 温度误差

Fig.10 Temperature error

但又立即上升,这是因为大厚度的制件内部固化度有较大的延时,此时后部的树脂固化停止,没有了热源,模具型面后端温度下降更快,所以温差变大。

为了观察复合材料内部温度分布,监测复合材料中面等距5点的温度和固化度,如图12所示。

模型靠后端的温度具有迟滞性,如图13所示,位于外表面区域的温度要高于内部的温度,后端面点5的温度迟滞于点1的温度,且峰值温度也要低于点1。内部点的最高温度随距前端距离的增大而减小,外部点温度在降温开始时达到最大,内部点在降温进行一段时间后达到最高温度。可以看出中心均布点的固化程度差异性较大,点1降温结

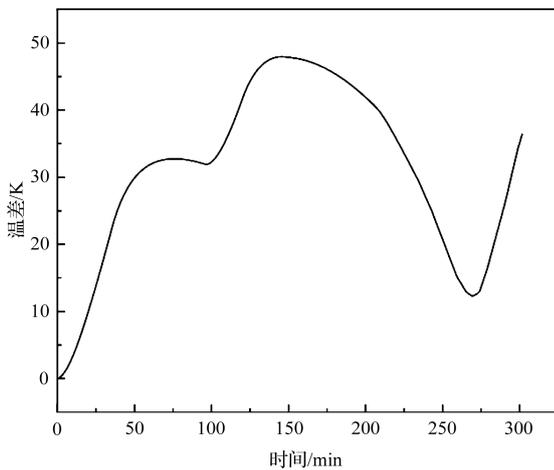


图11 模具型面最大温差

Fig.11 Maximum temperature difference of mold surface

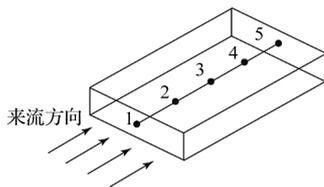


图12 数据采集点

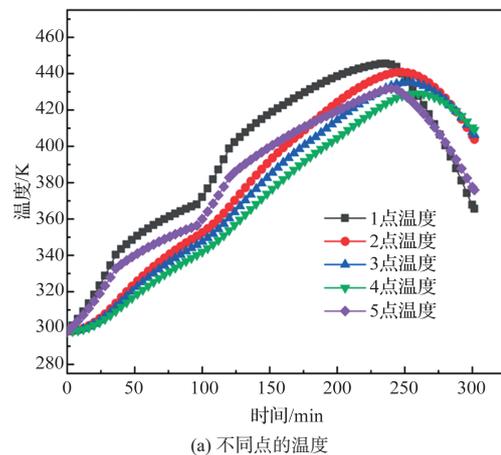
Fig.12 Data collection point

束后的固化度为 0.98,点 5 降温结束的固化度为 0.88,后端的固化度较低。这主要是由于复合材料的厚度较大,模具上表面受到湍流流动影响,边界层厚度在模具后端较大,换热效率减小,同时高压气体受到模具底部支撑架的阻碍,气体的流速减慢,减小了与构件底部的传热,从而致使模具后端的固化度不高。

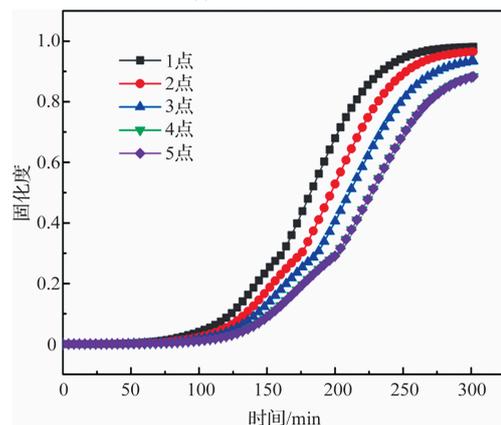
计算得到的复合材料中心的纤维体积分数及黏度如图 14 所示,可以看出靠近迎风侧的压实速率最快,前端面点 1 的纤维体积分数在 169min 时达到最大,中后端点 4 的纤维体积分数在 203min 时才达到最大。由黏度曲线可以看出,在 125min 前复合材料构件的外表面的黏度较小,内部的黏度较大,位于模具中后部点 4 的黏度最大,使得中后端点的树脂流速小于前端的树脂流速,造成中后端的压实过程完成的时间比前端更长的现象。

3.2 曲面大厚度板热流固完全耦合模型

曲面大厚度板在航空领域应用较为广泛,为了分析曲面大厚度板的脱模变形,建立了曲面大厚度板的热流固完全耦合模型,如图 15 所示,模具型面是圆弧面,曲面半径为 1800mm,总体尺寸与平面框架式模具相同,复合材料构件是单向铺贴。



(a) 不同点的温度



(b) 不同点的固化度

图13 所有监测点温度与固化度对比

Fig.13 Temperature and curing degree comparison between all monitoring points

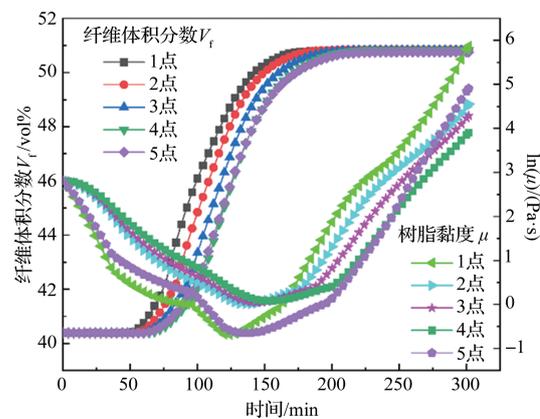


图14 监测点纤维体积分数和树脂黏度对比

Fig.14 Comparison between fiber volume fraction and resin viscosity at monitoring points

曲面构件一般在脱模后会产生变形,如图 16 所示,曲面的回弹变形与模具和构件的尺寸、构件温度场的不均匀等因素息息相关。

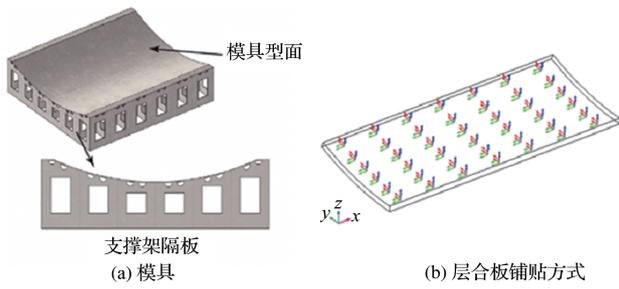


图 15 模具及层合板铺层方式

Fig.15 Mold and laminate laying method

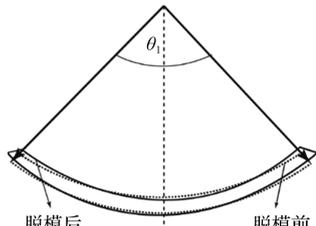


图 16 曲面构件脱模变形

Fig.16 Demolding deformation of curved components

模具型面温度云图和型面温差曲线如图 17 所示,温差最大值为 58.7K,出现在 150min,温差趋势与平板模具相似。相比平板模具,曲面模具型面的后部在冷却结束时出现低温区域,且温差更大,主要是因为曲面框架式模具的通风口的面积更小。

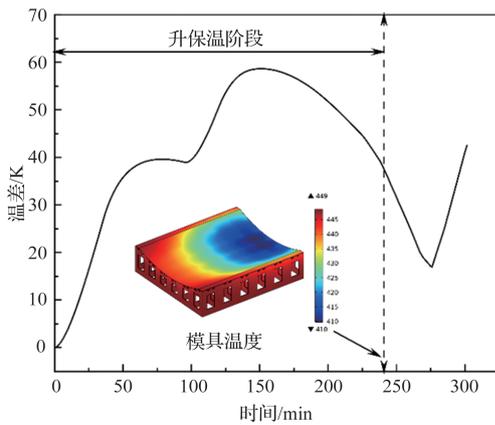
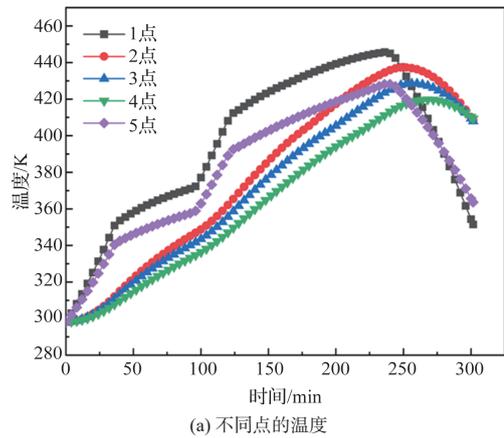


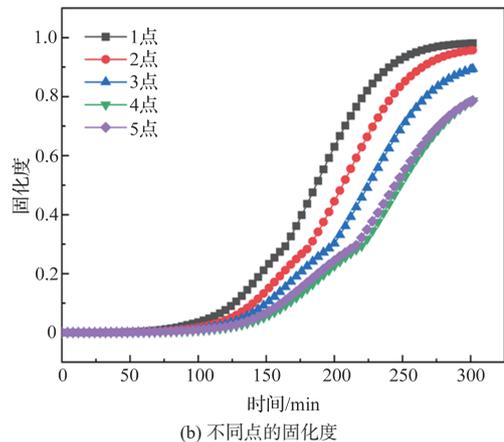
图 17 模具型面温差云图

Fig.17 Temperature difference cloud map of mold surface

构件中线不同点的温度和固化度曲线如图 18 所示。前后端点的温度在降温开始时的差值较大,温差大小为 16.98K,降温结束后的温差为 12.14K,构件内部的温度在降温结束后的差值较小,这主要是由于构件厚度较大,内部在降温开始时还未完全固化,降温过程中内部树脂进行固化放热,减小了构件内部温差。可以看出,构件后端的固化度



(a) 不同点的温度



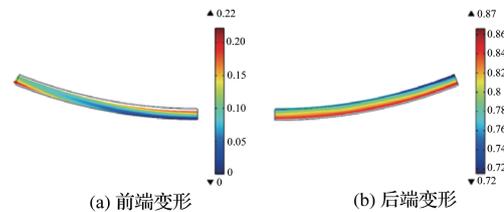
(b) 不同点的固化度

图 18 监测点的温度曲线和固化度曲线

Fig.18 Temperature curve and curing degree curve of monitoring points

要比平板模型低,位于模具中后端点 4 和 5 的固化度最大值仅为 0.78。

复合材料固化完成脱模后前端面和后端面的变形如图 19 所示(不考虑 x 方向产生的收缩变形),前端面的最大变形出现在自由端的下侧端点处,最大回弹变形为 0.22mm,后端面产生的脱模变形比前端面更大,发生了向上翘曲现象,最大的变形为 0.87mm。



(a) 前端变形 (b) 后端变形

图 19 前端面和后端面的脱模变形

Fig.19 Demolding deformation of front and rear end faces

最大的变形为 0.87mm。

框架式模具的型面温度对复合材料工件的温度梯度分布会产生影响,同时在构件的固化成形过程中,型面的变形

也会对复合材料工件的残余应力及变形产生影响。模具在热压罐内受到高温热载荷和本身重力的影响会产生一定的变形。

构件完成固化并脱模后,模具受到热载荷和重力载荷的影响,为了限制框架式模具的刚体位移,具体约束形式如图 20 所示,限制模具外侧隔板两个底角处的垂直位移,限制一个底角的水平位移,采用对称模型来简化计算量,将完全耦合模型的模具温度场作为热载荷条件添加到该模型中。框架式模具的密度为 8030kg/m^3 、弹性模量为 200GPa 、泊松比为 0.3 、热膨胀系数为 $12.3 \times 10^{-6}\text{K}^{-1}$ 。模具在构件固化完成后的应变包括弹性应变和热应变

$$\varepsilon_M = \varepsilon_{e_M} + \alpha_M \Delta T \quad (22)$$

式中, α_M 为模具的热膨胀系数, ε_{e_M} 和 ε_M 分别为弹性应变和热应变。

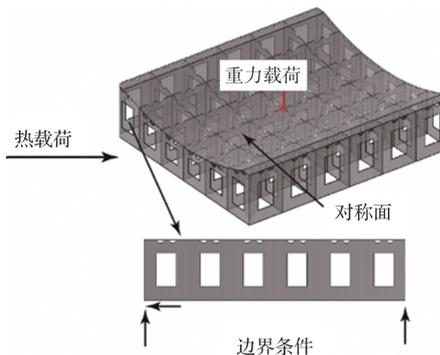


Fig.20 Boundary and constraint conditions

计算得到的固化结束后的模具变形如图 21 所示,从图 21(a)总变形中可以看出,模具的最大位移出现在模具后端,最大位移为 1.91mm ,前端的位移较小,纵向位移在后端较大。模具型面侧边处的横向位移最大,最大值为 1.34mm ,模具中心处的横向位移最小。可以看出,模具的法向位移比其他两个方向的位移要大,型面中前部的法向位移最大。模具型面的变形也会对复合材料的残余应力产生贡献,进而影响构件的脱模变形,应尽量增大模具的刚度,减小型面的变形。

4 模具的结构优化设计

4.1 模具的优化设计

为了提高曲面框架式模具的刚度,减小模具型面的变形,对曲面框架式模具的支撑架展开优化设计,如图 22 所示,为了节省计算成本,计算模具的 $1/2$ 模型。设计对象分为两个区域,一个是顶部的型板(紫色区域),此区域与复合

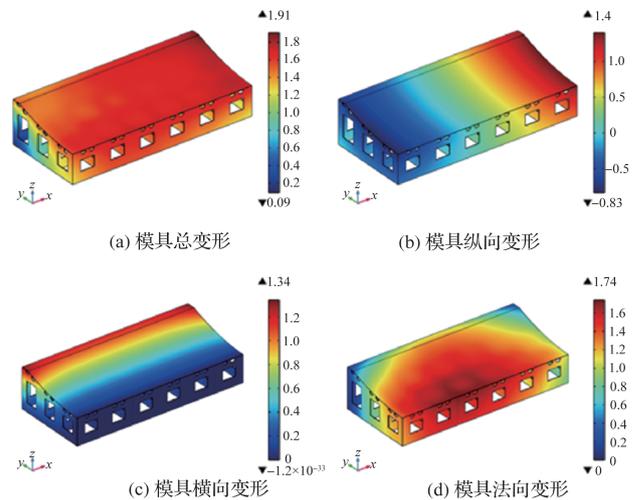


图21 固化后模具变形

Fig.21 Mold deformation after curing

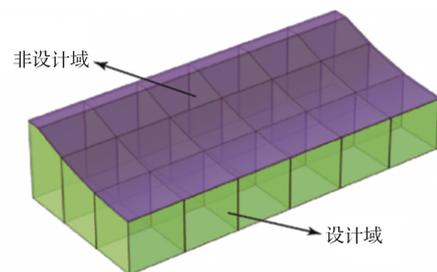


Fig.22 Optimization calculation model for frame mold

材料直接接触,为非设计域,保持形状及尺寸不变,另一个是底部的支撑框架(绿色区域),此区域为设计域,支撑框架采用完全体,忽略原有的通风孔和均风孔。

模具型面直接与复合材料接触,模具型面的变形会加剧复合材料工件的变形,因此,本文研究的优化设计目标是模具型面的刚度最大化,设计的约束条件为支撑架材料的平均材料体积因子,限制底部支撑框架的体积分数上限为 0.4 ,这样设置可以在不影响支撑功能的前提下提高型面刚度,降低模具重量,还提高了模具支撑框架的通风能力,降低模具温度场的不均匀。

载荷和约束条件对模具支撑架结构的优化设计有着重要影响,考虑到复合材料以及辅助材料的铺贴情况,在型面上施加 0.02MPa 的压力载荷,同时在该设计模型上施加重力载荷。为了限制模具的刚体位移,一个底角约束纵向和法向位移,另一个底角约束法向位移,采用前文提及的变密度法进行模具结构优化。

4.2 优化模具分析

拓扑优化计算结束后,对模具网格进行重新加密并构

建几何文件,对拓扑优化后的模具结构进行静力学计算,边界条件同上。图23为优化前后的模具位移结果,优化后的模具最大位移为0.55mm,初始设计的模具最大位移为0.72mm,最大位移减少了约23.6%。可以看出底部支撑架有拱形和三角形结构,这可以在一定程度上增强模具的静刚度,减小模具型面的变形,同时支撑架材料的减少减轻了模具的重量。型面变形的减小可以有效提高复合材料构件的成形质量。

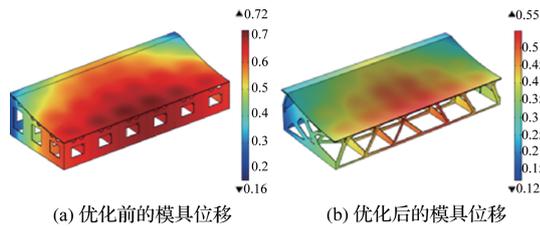


图23 优化前后的模具位移对比

Fig.23 Comparison between mold displacement before and after optimization

基于全耦合模型计算优化后的模具对复合材料固化的优化效果,计算结果见表1,可以看出模具优化后,随着模具材料的减少和通风口面积的增大,有效提高了空气的对流换热效率,型面温差最大值减小,构件整体固化度提高,构件后端面的变形减小,固化结束后模具的最大位移减小。随着优化理论及计算机技术的发展,基于有限元方法对模具的结构进行设计将会大大缩短模具的设计周期,降低设计成本。

表1 完全耦合计算结果

Table 1 Fully coupled calculation results

参数	型面温差 最大值/K	最小固化度	后端面 变形/mm	固化结束后模具 最大变形/mm
模具优化前	58.7	0.75	0.87	1.91
模具优化后	47.3	0.86	0.75	1.51

5 结论

本文建立了复合材料热压罐固化多物理场-热流固完全耦合模型,考虑了热压罐热流场、模具温度场、复合材料热化学、流动压实以及黏弹性残余应力的强耦合。为了研究曲面构件的变形规律,建立了曲面构件的固化模拟模型。利用完全耦合模型进一步分析了固化结束脱模后框架式模具的变形规律。最后,基于拓扑优化理论对曲面框架式模具进行了结构优化设计,再基于全耦合模型对优化后的模具进行计算研究,分析了模具优化对复合材料热压罐固化

质量的提升效果。通过数值仿真得到以下结论:

(1)复合材料的中心点固化度较低,压实时间较长,温度场的不均匀性较大,工件中心点固化过程中最高温度较小。

(2)受到温度不均匀的影响,复合材料工件后端发生较大的变形。模具的总位移在后端较大,模具的法向位移对总位移的影响较大。

(3)拓扑优化在尽可能减少材料的基础上增大了模具的刚度,减小了型面的变形,模具优化后,构件的脱模变形减小,固化结束后的模具变形也相应减小,优化模具对复合材料构件固化变形的优化有较好影响。

AST

参考文献

- [1] 戎笑远. 热压罐成型碳纤维增强树脂基复合材料典型缺陷评价研究[D]. 上海: 东华大学, 2023.
Rong Xiaoyuan. Evaluation of typical defects in carbon fiber reinforced resin matrix composite materials formed by hot pressing can[D]. Shanghai: Donghua University, 2023. (in Chinese)
- [2] 陶裕梅. 纤维增强复合材料热压罐成型分析及优化设计[D]. 重庆: 重庆理工大学, 2023.
Tao Yumei. Analysis and optimization design of fiber reinforced composite hot pressing can forming[D]. Chongqing: Chongqing University of Technology, 2023. (in Chinese)
- [3] 任晓华. 航空复合材料制造技术发展[J]. 航空科学技术, 2010(4): 2-5.
Ren Xiaohua. Development of aerospace composite materials manufacturing mechnology[J]. Aeronautical Science & Technology, 2010(4): 2-5.(in Chinese)
- [4] Fernlund G, Rahman N, Courdji R, et al. Experimental and numerical study of the effect of cure cycle, tool surface, geometry, and lay-up on the dimensional fidelity of autoclave-processed composite parts[J]. Composites Part A : Applied Science & Manufacturing, 2002, 33(3): 341-351.
- [5] Kim Y K, White S R. Viscoelastic analysis of processing-induced residual stresses in thick composite laminates[J]. Mechanics of Composite Materials & Structures, 1997, 4(4): 361-387.
- [6] 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.

- [7] Zobeiry N, Vaziri R, Poursartip A. Computationally efficient pseudo-viscoelastic models for evaluation of residual stresses in thermoset polymer composites during cure[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2010, 41(2): 247-256.
- [8] 丁安心. 热固性树脂基复合材料固化变形数值模拟和理论研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2019.
Ding Anxin. Numerical simulation and theoretical research on curing deformation of thermosetting resin based composites [D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2019. (in Chinese)
- [9] 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*, 2010, 41(3): 410-418.
- [10] Zhu Qi. Dimensional accuracy of thermoset composites: simulation of process-induced residual stresses[J]. *Journal of Composite Materials*, 2001, 35(24): 2171-2205.
- [11] Chang Tengfei, Zhan Lihua, Tan Wei, et al. Void content and interfacial properties of composite laminates under different autoclave cure pressure[J]. *Composite Interfaces*, 2017, 24(5): 529-540.
- [12] 许漂, 段淑银, 温茜, 等. 复合材料产品结构、质量及成形工艺验证方法的探讨[J]. *航空科学技术*, 2012(4):47-50.
Xu Piao, Duan Shuyin, Wen Han, et al. Discussion on verification method of structure, quality and forming process of composite products[J]. *Aeronautical Science & Technology*, 2012(4): 47-50. (in Chinese)
- [13] 侯亮, 柴象海, 白国娟, 等. 航空发动机短舱泄压门冲击载荷结构拓扑优化技术研究[J]. *航空科学技术*, 2022,33(1):58-65.
Hou Liang, Chai Xianghai, Bai Guojuan, et al. Research on topology optimization technology of impact load structure of aero engine nacelle relief door[J]. *Aeronautical Science & Technology*, 2022, 33(1): 58-65. (in Chinese)
- [14] 岳波, 许英杰, 徐宁鑫, 等. 热压罐成型框架式模具结构拓扑优化设计[J]. *航空学报*, 2022, 43(3): 541-553.
Yue Bo, Xu Yingjie, Xu Ningxin, et al. Topological optimization design of hot pressing can forming frame mold structure[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2022, 43 (3): 541-553. (in Chinese)
- [15] Wang Qing, Wang Lingyun, Zhu Weidong, et al. Numerical investigation of the effect of thermal gradients on curing performance of autoclaved laminates[J]. *Journal of Composite Materials*, 2019, 54(1): 002199831985906.
- [16] Bheemreddy V, Huo Z, Chandrashekhara K, et al. Modeling and simulation of cure kinetics and flow in cavity-molded composites[J]. *Journal of the American Helicopter Society*, 2016, 61(2): 022004.
- [17] Dave R. A unified approach to modeling resin flow during composite processing[J]. *Journal of Composite Materials*, 1990, 24(1): 22-41.
- [18] Shin D D, Hahn H T. Compaction of thick composites: Simulation and experiment[J]. *Polymer Composites*, 2004, 25: 49-59.
- [19] 乔炎亮. 厚复合材料板流动-压实与固化残余应力数值分析[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2019.
Qiao Yanliang. Numerical analysis of residual stress in flow compaction and solidification of thick composite material plates [D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2019. (in Chinese)
- [20] 罗云锋. 具有特定几何特征的增材制造结构拓扑优化设计方法[D]. 大连: 大连理工大学, 2022.
Luo Yunfeng. Topological optimization design method for additive manufacturing structures with specific geometric features[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2022. (in Chinese)
- [21] 崔浩. 类桁架结构拓扑优化求解方法及工程应用[D]. 泉州: 华侨大学, 2021.
Cui Hao. Topological optimization method and engineering application for truss like structures[D]. Quanzhou: Huaqiao University, 2021. (in Chinese)
- [22] Lazarov B S, Sigmund O. Filters in topology optimization based on Helmholtz-type differential equations[J]. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 2011, 86(6): 765-781.
- [23] 林家冠. 复合材料构件热压罐固化的温度场分析与调控[D]. 大连: 大连理工大学, 2016.
Lin Jiaguan. Analysis and control of temperature field during curing of composite components in hot pressing Tanks[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2016. (in Chinese)

Mold Optimization Design of Composite Autoclave Forming Based on Thermal Fluid-Structure Interaction Coupling Optimization Analysis

Li Dinghe¹, Jia Lei¹, Guo Yonggang², Wu Yaogang¹

1. *Civil Aviation University of China, Tianjin 300300, China*

2. *China Special Vehicle Research Institute, Jingmen 448035, China*

Abstract: During the curing process of composite laminated structure in autoclave, deformation may occur due to many factors, such as non-uniform temperature field, mold constraints, mismatched thermal expansion coefficients of composite materials, and resin curing shrinkage. The full coupling effect between mold and composite structure is very important for the accurate prediction of curing deformation. It is a key factor that must be considered in mold optimization design. A fully coupled model is established for the composite autoclave curing process, including curing kinetics model, heat conduction model, flow compaction model, residual stress, heat flow field of autoclave and mold. The influence of non-uniform temperature distribution of curved mold on the demolding deformation is investigated for the laminated plate, and a structural optimization design method is developed for the frame mold. According to the research, the significant deformation occurs at the rear end of the surface mold and the composite structures. Because of the mold optimization, the deformation of both the mold and composite is reduced. The optimization of the mold has a positive impact on curing deformation reduction of the composite component, providing valuable insights for optimizing the curing forming process of composite structures.

Key Words: curing; composite laminated plates; thermal-fluid-structure interaction; mold optimization

Received: 2024-04-26; **Revised:** 2024-07-02; **Accepted:** 2024-08-30

Foundation item: National Natural Science Foundation of China (12072364)