

引用格式: 占小红, 卜珩倡, 罗杰帮, 等. CF RTP 蒙皮桁条构件感应焊接磁-热-力耦合仿真[J]. 航空材料学报, 2025, 45(3): 61-74.

ZHAN Xiaohong, BU Hengchang, LUO Jiebang, et al. Magnetic-thermal-mechanical coupling simulation for induction welding process of CF RTP stringer skin structure[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2025, 45(3): 61-74.

CF RTP 蒙皮桁条构件感应焊接磁-热-力耦合仿真

占小红^{1*}, 卜珩倡¹, 罗杰帮^{1,2}, 李晓东¹

(1. 南京航空航天大学 材料科学与技术学院, 南京 211106; 2. 贵阳航发精密铸造有限公司, 贵阳 550000)

摘要: 碳纤维增强热塑性复合材料(carbon fiber reinforced thermoplastic composite, CF RTP)凭借其比强度高、韧性强、可焊接, 被广泛应用于航空航天领域; 感应焊接是其构件制造的关键工艺, 然而, 感应焊接过程中多场高度复杂耦合, 其演化及分布特征尚不明晰, 制约了构件的高效高质量生产。本研究通过耦合求解麦克斯韦方程组、傅里叶传热方程及弹塑性本构方程, 构建 CF RTP 蒙皮桁条构件感应焊接过程磁-热-力耦合仿真模型, 研究焊接过程磁、热及力的分布与演化特征。结果表明: 在交变电磁场作用下, 构件边缘区域磁场强度达 1.45 mT, 模拟所得磁场、温度场与应力场均存在显著边缘效应, 焊接过程界面温度可超 500 °C, 该现象与高频涡流引起的趋肤效应密切相关; 焊接过程中蒙皮底部两侧存在非对称、近半椭圆状的高温区域, 且靠近立桁区域的温度显著高于远离立桁区域的温度; 当电流频率从 150 kHz 增加至 250 kHz, 焊件上应力最大值从 637 MPa 增加至 778 MPa, 焊接界面处的非对称应力集中区域不断扩大; 焊接过程温度场及焊后应力测量结果与模拟结果高度吻合, 这有效验证所构建模型的准确性和适用性, 本研究为 CF RTP 复杂构件感应焊接的工艺优化与质量控制提供了理论支撑。

关键词: 热塑性复合材料; 磁-热-力耦合仿真; 温度场; 应力场; 磁场; 感应焊接

doi: 10.11868/j.issn.1005-5053.2025.000067

中图分类号: V262.3⁺4

文献标识码: A

文章编号: 1005-5053(2025)03-0061-14

Magnetic-thermal-mechanical coupling simulation for induction welding process of CF RTP stringer skin structure

ZHAN Xiaohong^{1*}, BU Hengchang¹, LUO Jiebang^{1,2}, LI Xiaodong¹

(1. College of Materials Science and Technology, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 211106, China; 2. Guiyang AECC Power Precision Casting Co., Ltd., Guiyang 550000, China)

Abstract: Carbon fiber reinforced thermoplastic composite(CF RTP) is increasingly utilized in aerospace and automotive manufacturing sectors owing to its exceptional specific strength, strong toughness, and weldability. Induction welding stands as a pivotal method for fabricating typical CF RTP components. However, the intricate interplay of magnetic, thermal, and stress coupling during the induction welding process, along with its evolution and distribution characteristics, remains unclear, significantly impeding the cost-effective, efficient, and high-quality production of CF RTP components. In this study, a magnetic-thermal-mechanical coupling simulation model is developed for the induction welding of CF RTP stringer skin structures. This model is employed to investigate the distribution and evolution patterns of the magnetic field, temperature field, and residual stress field. The results show that under the influence of an alternating electromagnetic field, the magnetic field strength peaked at 1.45 mT in the component's edge region. Notably, the simulated magnetic, temperature, and stress field all exhibit significant edge effects, which are intimately tied to the skin effect induced by high-frequency eddy currents. During welding, asymmetric and nearly elliptical high-temperature zones emerge on both sides of the skin's bottom, with temperatures in proximity to the stringer area notably higher than those farther away. When the current frequency increases from 150 kHz to 250 kHz, the maximum stress of the induction joint

increases from 637 MPa to 778 MPa, and the asymmetric stress concentration area at the welding interface expands accordingly. The measured temperature field and stress results are in high agreement with the simulation outcomes, effectively validating the model's accuracy and applicability. This study offers theoretical backing for process optimization and quality control in the induction welding of intricate CF RTP components.

Key words: thermoplastic composite materials; magnetic-thermal-mechanical coupling simulation; temperature field; stress field; magnetic field; induction welding

碳纤维增强热塑性树脂基复合材料(carbon fiber reinforced thermoplastic composite, CF RTP)凭借成型周期短、韧性好、可焊接、可回收及易修复等优异性能在航空制造领域受到广泛关注,其用量每年以25%的速度增长^[1-2]。蒙皮桁条构件为飞行器典型承力构件之一^[3-4],传统复合材料蒙皮桁条构件通常由热固性复合材料胶接或共固化制成^[5]。然而,上述方案存在工序复杂、效率低等缺点,随着可焊接的热塑性复合材料应用愈来愈广泛,采用焊接技术制造大型复合材料构件成为另一种选择。相比传统的热固复合材料胶接,热塑性复合材料焊接具有效率高、易于实现自动化等优势。焊接技术包括电阻焊接、超声焊接、感应焊接等,其中,感应焊接凭借其非接触产热、柔性程度高及效率高等优点被认为是一种极有前景的连接技术^[6-8]。热塑性复合材料焊接件在国外已成功应用于飞行器局部构件,具体有达索猎鹰 F5X 的升降舵, Bell V-280 Valor 倾转旋翼机的方向舵以及 G650 公务机的方向舵,这验证了该技术在航空航天领域应用的可行性。目前,国内外学者针对感应焊接技术,已从工艺优化^[9]、加热机制^[10-11]、产热调控^[12-13]和感应元件开发^[14-15]方面开展相关研究。Li 等^[9]采用响应曲面法优化感应焊接质量,得到最佳工艺参数(电流为 100 A,耦合距离为 3.6 mm)。Martin 等^[10]采用真空辅助连续感应焊接的方法,实现热塑性复合材料面板与 3D 打印蜂窝芯的组装,并通过红外测温研究焊接过程产热特征;同时, Martin 等^[14]验证了 3D 打印磁性感应元件可用于热塑性复合材料面板与蜂窝芯的组装。然而,目前的研究主要针对平板感应焊接,有关蒙皮桁条感应焊接的研究鲜有报道;此外,复合材料感应焊接后会形成残余热应力,这显著影响焊接构件性能及后续加工装配,而目前对复合材料感应焊接后的应力场研究较少,这限制了感应焊接技术在航空领域的应用。

热塑性复合材料感应焊接过程的影响因素繁多,该过程涉及磁、热、力交互影响,通过实验测量难以清晰揭示其感应焊接机理,而数值模拟方法可

以定量分析焊接过程磁、热等物理量的变化,已成为一种直观分析复杂焊接过程的有效手段。Pappadà 等^[16]构建了感应焊接磁热耦合模型,研究感应线圈形状与感应焊接过程热分布特性的关联规律。Lionetto 等^[17]建立考虑基体结晶行为的连续感应焊接磁热耦合模型,并通过温度场仿真结果得到最优工艺参数窗口。Riccio 等^[18]对感应加热复合材料胶接固化过程开展仿真研究,结果表明电流频率与热场分布均匀性密切相关。Tzeng 等^[19]依据所建立的感应加热磁热耦合模型,分析纤维取向与感应产热特性的关联规律。Kane 等^[20]提出一种可以更好集中电磁功率的模拟方法,即在磁和热的两个场分别采用解析法和数值法。付天宇^[21]针对热塑性复合材料感应焊接产热过程构建磁热耦合模型,定量分析线圈间距对构件温度场均匀性的影响。Kwon 等^[22]采用有限元模拟方法探究频率、感应功率和耦合距离等工艺参数对 CF RTP 感应焊接过程温度场的影响。综上,热塑性复合材料感应焊接磁、热、力耦合演变行为极为复杂,传统试错法难以适应不同焊接结构的工艺优化需求,仿真技术成为工艺快速优化、揭示热力演化机制的最佳工具之一。目前,现有感应焊接的仿真研究多聚焦平板结构的磁热耦合分析,而关乎焊接质量的应力场仿真研究尚为空白,此外,感应焊接过程应力分布及其与工艺参数关联规律不清,这也制约着感应焊接技术在航空领域的应用突破。

基于此,本工作将构建热塑性复合材料蒙皮桁条构件感应焊接的磁-热-力耦合模型,对感应焊接过程中的磁场、温度场以及应力场进行精准求解,探究接头温度场演化以及不同的焊接工艺参数对接头应力场的影响。

1 实验材料及方法

1.1 实验材料

材料为东华大学生产的碳纤维增强树脂基复合材料。其中,基体树脂为聚芳醚酮

(polyetherketoneketone, PAEK), 是一类具有优良的高温性能和力学性能的半结晶型聚合物。与传统聚醚醚酮 (polyetheretherketone, PEEK) 相比, PAEK 熔点更低, 显著拓宽了热加工工艺窗口, 增强体选用 T700 碳纤维, 由 12K 碳纤维丝束制作而成。在构件设计方面, 采用蒙皮-L 型桁条结构 (图 1)。其中, 蒙皮和桁条均采用单向铺层, 文中, 桁条即指代 L 型桁条, 其铅直部分被称为立桁, 蒙皮的尺寸为 $50\text{ mm} \times 25\text{ mm} \times 1.2\text{ mm}$, 桁条的平面和立面的尺寸均为 $48\text{ mm} \times 20\text{ mm} \times 1\text{ mm}$, 感应焊接搭接区域为 $48\text{ mm} \times 20\text{ mm}$ 。

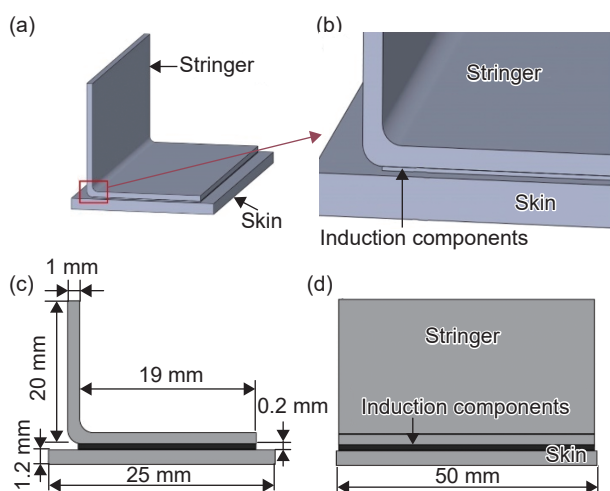


图 1 CFRTP 蒙皮桁条结构几何示意图及尺寸参数
(a)整体视图; (b)局部视图; (c)正面视图;
(d)侧面视图

Fig. 1 Geometric schematic diagram and dimensional parameters of CFRTP skin truss structure (a) overall view; (b) partial enlarged view; (c) front view; (d) side view

1.2 实验方法

采用 DSP 智能超高频感应加热电源进行感应焊接, 感应线圈为 3 匝的铜制盘式线圈, 感应线圈的位置由 KUKA 公司生产的 KR 70 R2100 六轴机器人进行调控。线圈被固定在 KUKA 机器人机械臂末端。在感应焊接过程中, 采用红外测温设备对构件进行测温。焊接过程中, 由于单向的碳纤维无法在交变磁场中产热, 本研究在焊接界面处放置可在交变磁场中产热的感应元件, 感应元件由 PAEK 薄膜-正交铺层碳纤维-PAEK 薄膜热压制成, 最后厚度为 0.5 mm 。热压过程中加热温度为 $350\text{ }^{\circ}\text{C}$, 施加压力为 5.5 MPa , 加热时间为 1 h , 加压时间为 2.5 h 。在感应焊接过程中, 界面处的感应元件在交变磁场下产热, 进而熔化界面处的热塑树脂, 最终实现焊接, 焊接原理图如图 2 所示。采用红外测温装置测量焊接过程温度场, 通过拉曼光谱

技术对接头残余应力进行表征, 拉曼测试所选择的测量范围为 $200 \sim 2000\text{ cm}^{-1}$, 选用波长为 633 nm 的氦氖激光。将碳纤维预浸料置于拉曼入射激光束正下方, 利用背向散射得到对应的拉曼光谱图。

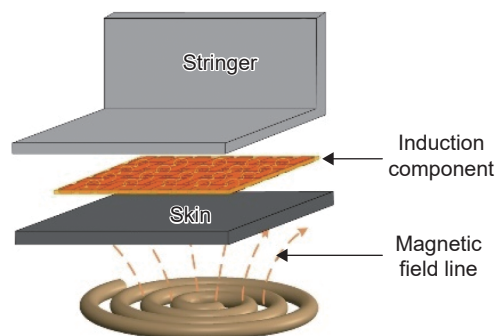


图 2 蒙皮桁条构件感应焊接原理图

Fig. 2 Geometric schematic diagram and dimensional parameters of CFRTP skin truss structure

1.3 注意事项

1.3.1 模型简化与假设

CFRTP 感应焊接涉及电磁、传热、结晶等多物理场, 为兼顾计算精度和效率, 对该过程作适当简化和假设:

- (1) 将 CFRTP 同一层视为均质材料, 并通过铺层方向和各向异性材料属性进行建模;
- (2) 不考虑树脂结晶动力学^[23];
- (3) 假设 CFRTP 焊接过程中密度不变, 忽略树脂在高于熔点时的熔化与流动。

1.3.2 基本方程

感应焊接过程的建模基于麦克斯韦方程组, 包括安培环路定律、法拉第电磁感应定律、高斯磁通定律和高斯电通定律。其微分形式为:

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} + \partial \mathbf{D} / \partial t \quad (1)$$

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\partial \mathbf{B} / \partial t \quad (2)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{D} = \rho_{cd} \quad (3)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \quad (4)$$

式中: $\mathbf{H}$ 为磁场强度; $\mathbf{J}$ 为电流密度; $\mathbf{D}$ 为电场位移; $\mathbf{E}$ 为电场强度; $\mathbf{B}$ 为磁通密度; ρ_{cd} 为电荷密度。

根据热力学第一定律, 同时考虑材料各向异性, 感应焊接过程热传导方程为:

$$\rho c_p \mathbf{u} \cdot \nabla T + \nabla \cdot \mathbf{q} = Q + Q_{ted} \quad (5)$$

式中: ρ 为密度; c_p 为定压比热容; T 为绝对温度; $\mathbf{u}$ 为速度矢量; $\mathbf{q}$ 为热流矢量; Q 为热源; Q_{ted} 为环境热量。根据傅里叶定律, $\mathbf{q}$ 与温度梯度的关系为:

$$\mathbf{q} = -k\nabla T \quad (6)$$

式中: k 为导热系数; T 为温度。

求解感应焊接过程中的应力场时, 需要计算复合材料的热膨胀, 其方程为:

$$\varepsilon = \alpha(T - T_{\text{ref}}) \quad (7)$$

式中: α 表示热膨胀系数; T_{ref} 为体积参考温度。

CFRTP 的热膨胀系数受纤维铺层方式及纤维含量的显著影响, 可根据纤维与基体的含量计算复合材料的热膨胀系数。当复合材料受到外部作用时, 基体和纤维的应变分别为:

$$\varepsilon_m = \frac{\Delta l_m}{l} = \alpha_m \Delta T - \frac{\sigma_m}{E_m} \quad (8)$$

$$\varepsilon_f = \frac{\Delta l_f}{l} = \alpha_f \Delta T - \frac{\sigma_f}{E_f} \quad (9)$$

式中: l 为试样长度; α 为热膨胀系数; σ 为应力; E 为弹性模量。右端第一项为热应变; 第二项为应力导致的应变, 两者遵循胡克定律。变形协调条件:

$$\varepsilon_m = \varepsilon_f = \frac{\Delta l}{l} = \alpha_1 \Delta T \quad (10)$$

将式(8)~(10)联立可得 CFRTP 沿纤维方向的热膨胀系数 α_1 :

$$\alpha_1 = \frac{\alpha_f E_f V_f + \alpha_m E_m V_m}{E_f V_f + E_m V_m} \quad (11)$$

式中: V_f 和 V_m 分别为 CFRTP 中纤维和基体的含量。

随着温度升高, 纤维内形成残余拉应力, 基体内产生残余压应力, CFRTP 垂直于纤维方向的热膨胀系数 α_2 为:

$$\alpha_2 = \alpha_f V_f (1 + \mu_f) + \alpha_m V_m (1 + \mu_m) - (\mu_f V_f - \mu_m V_m) \alpha_1 \quad (12)$$

纤维和基体内沿纵向产生的应力 σ_f 和 σ_m 构成自平衡的残余热应力。对于层合板而言, 各单层板通过层间黏合构成整体, 其局部变形须满足协调要求, 即各点沿厚度方向的应变呈线性分布。考虑到层合板的总体表观应变可以分解为热应变与力学应变, 由此得到单层板残余热应力的表达式为^[24]:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x^T \\ \sigma_y^T \\ \sigma_{xy}^T \end{bmatrix} = \bar{Q} \begin{bmatrix} \varepsilon_x^M \\ \varepsilon_y^M \\ \varepsilon_{xy}^M \end{bmatrix} = \bar{Q} \left(\begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \varepsilon_{xy}^0 \end{bmatrix} + z \begin{bmatrix} K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \alpha_x \Delta T \\ \alpha_y \Delta T \\ \alpha_{xy} \Delta T \end{bmatrix} \right) \quad (13)$$

式中: $\bar{Q}$ 表示刚度变换系数; K_x 、 K_y 、 K_{xy} 为复合材料中面扭曲率。

依据单层板应力描述形式, 计算合内力以及合内力矩, 进而得到层合板本构关系, 当 $\Delta T=0$ 时:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix}_k = \bar{Q}_k \left(\begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \varepsilon_{xy}^0 \end{bmatrix} + z \begin{bmatrix} K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{bmatrix} \right) \quad (14)$$

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{bmatrix} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} dz \quad (15)$$

$$\begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} z dz \quad (16)$$

计入热变形并经推导, 得到如下本构关系:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{N} + \mathbf{N}^T \\ \mathbf{M} + \mathbf{M}^T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{B} \\ \mathbf{B} & \mathbf{D} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \boldsymbol{\varepsilon}^0 \\ \mathbf{K} \end{bmatrix} \quad (17)$$

式中: $\mathbf{N}$ 、 $\mathbf{M}$ 分别由式(15)、(16)定义, $\mathbf{N}^T$ 、 $\mathbf{M}^T$ 是与热变形相关的合内力和合内力矩。

1.3.3 几何模型及网格划分

基于实际感应焊接过程特性构建几何模型, 主要包括感应线圈、云母垫板、CFRTP 蒙皮和桁条、感应元件以及空气域。其中, 球形空气域位于最外层, 其内部包括线圈及 CFRTP 构件, 云母板尺寸为 $150 \text{ mm} \times 50 \text{ mm} \times 2 \text{ mm}$, 线圈直径为 76 mm , 蒙皮桁条尺寸与实际试样尺寸一致。蒙皮桁条构件放置于云母垫板之上, 感应线圈则位于云母垫板下方, 蒙皮底部与线圈中心之间的铅直距离设置为 4 mm 。采用四面体单元进行网格划分, 具体网格模型见图 3。核心区域(蒙皮桁条构件及感应线圈)采用较细网格划分。核心区域最小单元设置为 2.4 mm , 四面体单元数为 55508, 网格顶点数为 9555。

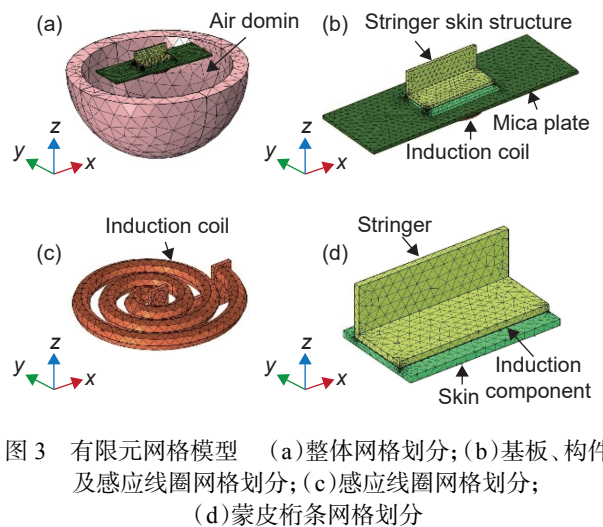


图3 有限元网格模型 (a)整体网格划分; (b)基板、构件及感应线圈网格划分; (c)感应线圈网格划分; (d)蒙皮桁条网格划分

Fig. 3 Finite element mesh model (a) overall mesh division; (b) mesh division of substrates, components, and induction coils; (c) induction coil mesh division; (d) mesh division of stringer skin structure

1.3.4 材料属性加载

本模型涉及材料种类较多,包括空气、铜、云母

以及 CFRTP, 其中除 CFRTP 外, 均为各向同性材料, 各材料属性如表 1 所示。

表 1 空气、感应线圈和云母板的材料属性明细
Table 1 Details of material properties for air, induction coil, and mica plate

Material	Relative permeability	Conductivity/ ($\text{S} \cdot \text{m}^{-1}$)	Relative dielectric constant	Thermal conductivity/ ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	Density/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	Specific heat capacity/ ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)
Air	1	0.01	1			1.4
Induction coil	1	5.998×10^7	1	400	8700	385
Mica plate	1	2.01×10^{-8}	6	0.5	2900	880

蒙皮桁条构件和感应元件均为各向异性复合材料, 蒙皮桁条为单向铺层, 感应元件为正交铺层, 二者材料属性依据具体铺层进行定义, 所采取的纤维和基体的参数如表 2 所示。CFRTP 的密度和定压比热容采用均值, 各向异性的热导率和电导率依据文献得到^[17, 25], CFRTP 和感应元件的材料属性如表 3 所示。

同时, 考虑复合材料的应力应变关系, 当材料为线弹性材料时, 应力与应变成比例关系:

$$\sigma = D_e \varepsilon \quad (18)$$

式中: D_e 为弹性矩阵。

若材料具有两个对称平面, 即 X - Y 面和 X - Z 面均为弹性对称平面, 则可得:

$$D_{16} = D_{26} = D_{36} = D_{45} = 0 \quad (19)$$

此时该种材料为正交各向异性材料, 其弹性矩

阵可简化为:

$$D_e = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{13} & 0 & 0 & 0 \\ D_{12} & D_{22} & D_{23} & 0 & 0 & 0 \\ D_{13} & D_{23} & D_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & D_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & D_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & D_{66} \end{bmatrix} \quad (20)$$

根据弹性矩阵表达式列出相关参数, 如表 4 所示。

1.3.5 初始条件及边界条件

对于感应焊接过程, 安培定律适用于模型全域, 磁化模型、传导模型及电介质模型定义如下:

$$B = \mu_0 \mu_r H \quad (21)$$

$$J_c = \sigma E \quad (22)$$

$$D = \varepsilon_0 \varepsilon_r E \quad (23)$$

将模型全部边界定位为磁绝缘, 其可表达为:

表 2 CFRTP 热膨胀系数参数值明细
Table 2 Detailed parameter values of CFRTP thermal expansion coefficient

V_f	V_m	E_f/GPa	E_m/GPa	μ_f	μ_m	α/K^{-1}	μ	α_1/K^{-1}	α_2/K^{-1}
0.6	0.4	230	89	0.2	0.28	5.5×10^{-5}	0.232	1.08×10^{-5}	3.07×10^{-5}

Notes: V_f is the fiber volume fraction; V_m is the matrix volume fraction; E_f is the fiber Young's modulus; E_m is the Young's modulus of matrix; μ_f is the fiber Poisson's ratio; μ_m is the Poisson's ratio of matrix; α is the matrix thermal expansion coefficient; μ is the Poisson's ratio of laminated panels; α_1 is the coefficient of thermal expansion in the fiber direction; α_2 is the coefficient of thermal expansion perpendicular to the fiber direction.

表 3 感应元件和 CFRTP 蒙皮桁条构件的属性明细
Table 3 Attribute details of induction component and CFRTP stringer skin structure

Material	Thermal expansion coefficient/ K^{-1}	Density/ ($\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$)	Thermal conductivity/ ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	Specific heat capacity/ ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	Conductivity/ ($\text{S} \cdot \text{m}^{-1}$)	Relative permeability	Relative dielectric constant
Induction component	$\alpha_x = \alpha_1$	1.53	$k_x = 5.4$	1387	$\sigma_u = 4000$	1	4
	$\alpha_y = \alpha_2$		$k_y = 5.4$		$\sigma_v = 4000$		
	$\alpha_z = \alpha_2$		$k_z = 0.5$		$\sigma_w = 0.33$		
CFRTP stringer skin structure	$\alpha_x = \alpha_1$	1.53	$k_x = 5.4$	1088	$\sigma_u = 4000$	1	3.7
	$\alpha_y = \alpha_2$		$k_y = 0.5$		$\sigma_v = 0.33$		
	$\alpha_z = \alpha_2$		$k_z = 0.5$		$\sigma_w = 0.33$		

表4 CF RTP 弹性矩阵参数明细(弹性常数/GPa)
Table 4 CF RTP elastic matrix parameter details(elastic constants/GPa)

D_{11}	D_{12}	D_{13}	D_{22}	D_{23}	D_{33}	D_{44}	D_{55}	D_{66}
141.34	3.35	3.35	10.25	2.83	10.25	4.52	2.95	4.52

Notes: D_{11} , D_{12} , D_{13} , D_{22} , D_{23} , D_{33} , D_{44} , D_{55} and D_{66} are the elastic coefficients of the laminated board in the 11, 12, 13, 22, 23, 33, 44, 55 and 66 directions, respectively.

$$n \times A = 0 \quad (24)$$

感应线圈激励方式为电流激励,并通过设定线圈电流大小控制线圈功率。随后,设定固体传热初始及边界条件,模型全域温度的初始温度设为 293.15 K。具体假设方程为:

$$-n \cdot q = 0 \quad (25)$$

考虑到感应焊接过程复合材料构件与环境发生热对流和热辐射,CF RTP 域边界热辐射描述如下:

$$-n \cdot q = \varepsilon_e \sigma_{SB} (T_{amb}^4 - T^4) \quad (26)$$

式中: n 是垂直于边界的方向; T_{amb} 是环境体温度; ε_e 是表面发射率; σ_{SB} 是 Stefan-Boltzmann 常数; T 是绝对温度。CF RTP 域表面热对流设定如下:

$$-n \cdot q = h(T_{ext} - T) \quad (27)$$

式中: T_{ext} 是远离模型区域的温度,设定为 293.15 K; h 为传热系数,设定为 $5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ 。

最后,设置模型的力学边界条件。将 CF RTP 视为线弹性材料,其应力张量和弹性应变张量可表示为:

$$\sigma = \sigma_{ex} + C : \varepsilon_{el} = \sigma_{ex} + C : (\varepsilon - \varepsilon_{inel}) \quad (28)$$

式中: C 为四阶弹性张量; “:” 表示双点张量积; 弹性应变 ε_{el} 是总应变 ε 与所有非弹性应变 ε_{inel} 之差; σ_{ex} 为黏弹性应力和初始应力贡献的额外应力。

此外,设置蒙皮底部表面 Z 方向位移为 0。在 CF RTP 桁条上表面施加 0.1 MPa 的压力载荷,以模拟感应焊接过程的装夹压力,同时,将蒙皮-桁条接触对中的蒙皮侧及桁条侧表面定义为源面,感应元件双侧表面设定为目标面。通过罚函数实现接触压力传递。

2 结果与分析

2.1 模型温度场验证

在感应焊接过程中,使用红外测温仪监测构件 L 型桁条在不同时间点(5~30 s)的温度分布,选取

校核的工艺参数为:线圈电流 85 A,电流频率 200 kHz,焊接时间 30 s。

通过对比仿真和实验所得热场特征(温度场分布及峰值温度),评估仿真结果准确性。峰值温度对比如图 4 所示,可以发现,实验数据与仿真结果较为接近,并且峰值温度均随时间增加而呈现近似线性增长。此外,红外测温结果与仿真对比如图 5 所示,红外测温视角垂直于桁条上表面。结果表明,实验测得温度场分布与仿真结果类似,均呈现出半扁椭圆形温度分布,且高温区域在桁条边缘中部。上述结果表明,温度场测量结果与仿真结果高度相似,由此可以认为所构建的模型可以较好地描述 CF RTP 蒙皮桁条构件感应焊接过程温度场演变行为。

2.2 感应焊接过程 CF RTP 磁场分布特征

在上述感应焊接参数下,感应焊接接头磁通密度模分布如图 6 所示,磁通密度模越高代表磁感应强度越高。由图 6(a)、(d)可知,蒙皮 Y 方向的两侧存在高磁场强度区域,磁场强度分布与线圈形状近似,呈现近似圆环状,蒙皮两侧边缘处存在的高磁场强度分布区域可归功于边缘效应,在感应焊接过程中,涡流密度在构件几何边缘表面集中,最大磁通密度可达 1.45 mT。低磁场强度分布区域主要存在于感应线圈中心区域及远离线圈的位置。

沿 X 轴方向,即蒙皮桁条构件的长度方向,选取三条截线分析磁感应强度分布,三条截线分别位

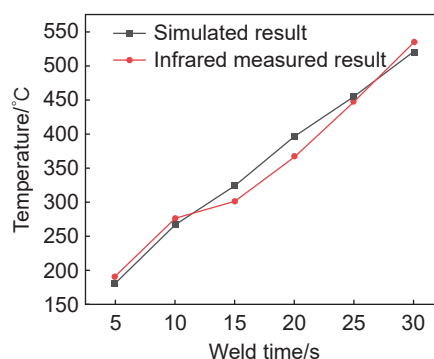


图4 仿真结果与红外测温结果对比曲线图

Fig. 4 Comparison curve between simulation results and infrared temperature measurement results

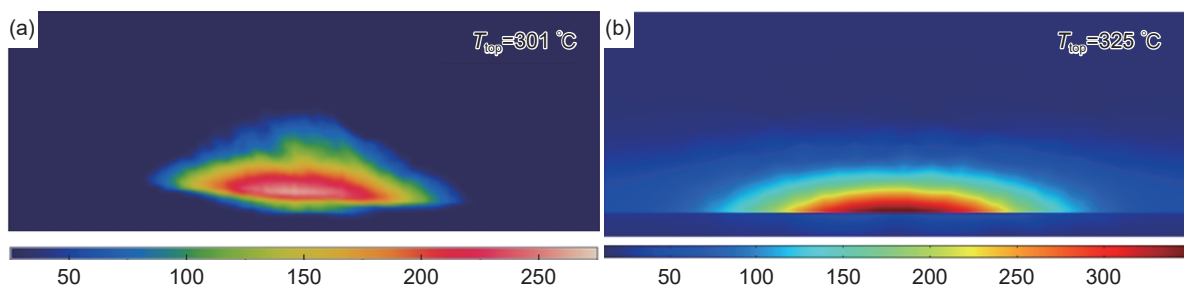


图5 15 s时 CFRTP 红外测温结果与温度仿真结果 (a) 红外测温结果; (b) 仿真结果

Fig. 5 CFRTP infrared temperature measurement results and temperature simulation results at 15 s
(a)infrared temperature measurement results; (b)temperature simulation results

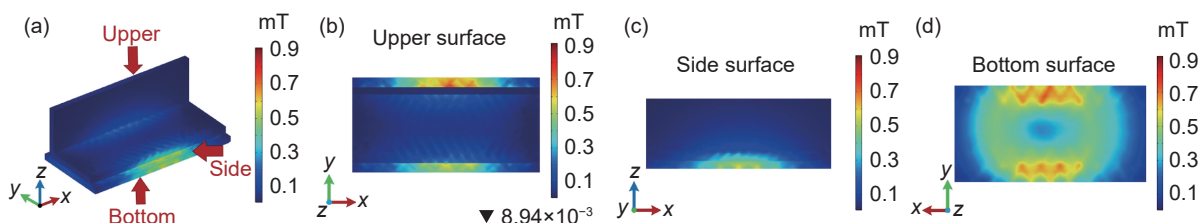


图6 CFRTP 接头产生的磁通密度分布 (a)整体磁通密度分布; (b)上表面; (c)侧表面; (d)底面

Fig. 6 Magnetic flux density distribution generated by CFRTP joints (a)overall magnetic flux density;
(b)upper surface; (c)side surface; (d) bottom surface

于蒙皮 (line 1)、感应元件 (line 2) 及桁条 (line 3) 内, 如图 7(a) 所示。图 7(b) 给出三条线上的磁感应强度, 图中横坐标 137~157 mm 的区域表示感应元件及桁条宽度, 134.5~159.5 mm 的区域为蒙皮。此外, 可以发现磁感应强度在构件外部迅速衰减至 0。对比 line1 和 line3 上的磁场强度可知, 蒙皮内部的磁感应强度强于桁条内部, 这归功于蒙皮距离感应线圈更近。同时, 在感应元件边缘处存在较高的磁感应强度, 其强度高于蒙皮内部的磁感应强度, 考虑到蒙皮实际距离感应线圈更近, 这表明正交铺层的感应元件较单向铺层的蒙皮更有利于高磁感应强度的形成。

2.3 感应焊接过程接头温度场分布特征

基于上述磁场仿真结果, 对相同焊接参数下构件热场分布进行详细研究, 如图 8 所示。由图 8 可知, 构件感应焊接过程峰值温度可达 498 °C, 已超越 PAEK 的熔化温度 (315 °C), 构件表面温度场分布受磁场分布影响, 同样呈现显著的边缘效应。如图 8((e)、(f)) 所示, 在蒙皮底部两侧存在非对称的高温区域, 并且距离立桁更近一侧具有更高的峰值温度, 这是因为该侧立桁的存在导致热量积累, 进而促使局部升温。

同时, 在构件不同位置选取若干点以分析不同位置的温度历程曲线, 如图 9 所示。在感应元件上沿 Y 轴方向选取 A、B、C 三点, 其温度曲线 (图 9 (a)) 表明感应元件中部区域 (B 点) 升温速率最慢,

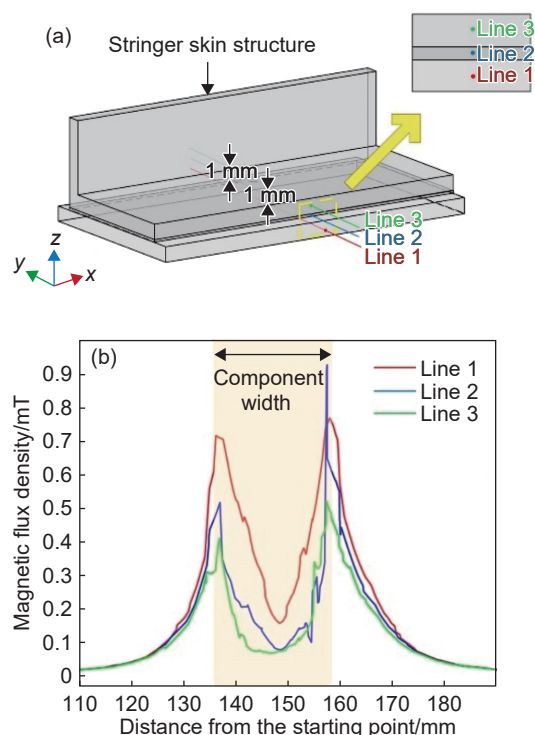


图7 CFRTP 接头截线上的磁通密度分布 (a)截线选择位置示意图; (b)截线上磁通密度分布

Fig. 7 Magnetic flux density distribution on the CFRTP connector line (a)schematic diagram of line position;
(b)magnetic flux density distribution on the selected line

边缘区域 (A 点和 C 点) 升温速率较快, 且随着时间增加, 边缘区域升温速率逐渐降低, 最终呈现近似定值的加热速率, 更靠近立桁的 C 点稳定阶段的加

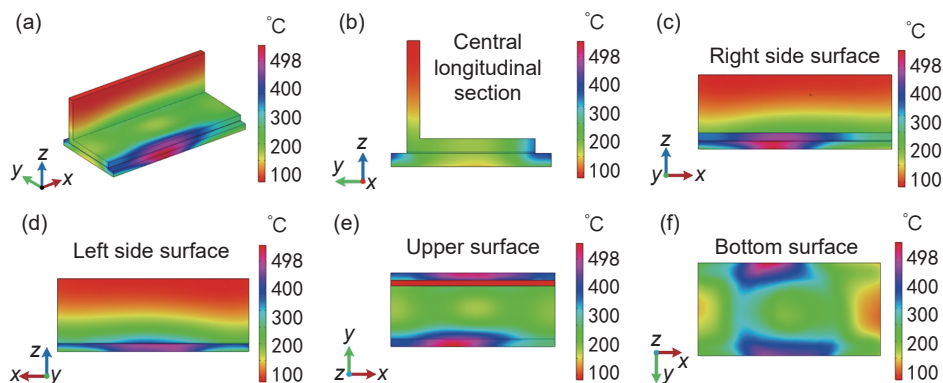


图8 CFRTP 接头温度场整体分布 (a)整体温度场; (b)中心横截面上温度分布; (c)右侧面温度分布; (d)左侧面温度分布; (e)上表面温度分布; (f)下表面温度分布

Fig. 8 Distribution of temperature field in CFRTP joints (a)temperature field of the overall structure; (b)temperature distribution on the central longitudinal section; (c)temperature distribution on the right side surface; (d)temperature distribution on the left side surface; (e)temperature distribution on the upper surface; (d)temperature distribution on the bottom surface

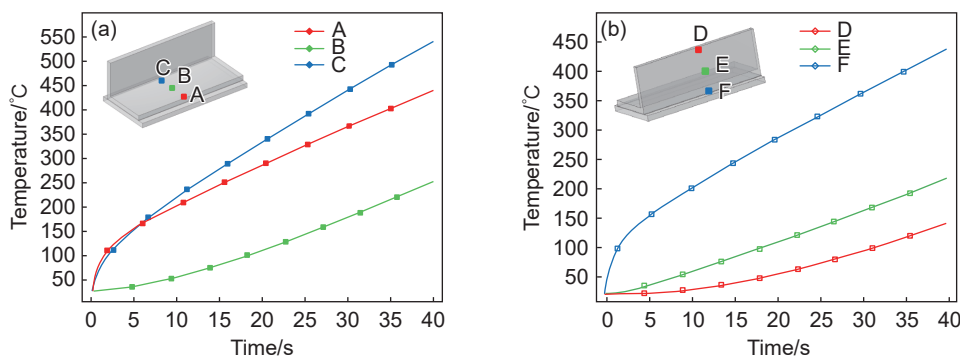


图9 CFRTP 接头不同位置点温度演化曲线 (a)感应元件上不同点; (b)立桁侧面上的不同点

Fig. 9 Temperature evolution curves at different positions of CFRTP joints (a)different points on the induction component; (b)different points on the side of the vertical stringer

热速率要高于远离立桁的A点。随后,在立桁侧面选取三个不同高度的点(D、E、F三点)分析其温度历程曲线(图9(b)),结果表明,距离感应线圈越远的点,其升温速率越慢。

2.4 CFRTP 感应焊接接头应力分布特征

基于上述模拟结果,对相同工艺参数下蒙皮桁条复合结构的应力场进行解析,如图10所示。焊接过程中接头区域最大应力值达到685 MPa,其空间分布趋势与温度场呈现明显耦合特征。由图10(c)、(d)可知,高应力区域集中分布在接头Y方向的两侧。L型桁条上应力沿X方向对称分布。由图10(e)、(f)可知,立桁条上应力显著小于蒙皮内应力。为进一步验证模型可靠性,采用拉曼光谱法对构件应力进行测量,首先测定未施加应力碳纤维预浸料的拉曼光谱(图11(a)),其结果存在D(1350 cm^{-1})、G(1595 cm^{-1})两个波峰,D峰表示对缺陷敏感的边界振动模,G峰表示对应力敏感的面内切向振动模;其次,测定在多应变状态下预浸料的拉曼光谱(图11(b)),得到对应的应变-

频率差曲线,通过胡克定律得到频率差-应力的函数关系(图11(c))。

在应力测量过程中,于蒙皮表面Y轴中线选取piont 1~piont 3三个测量点开展检测(图11(d)),提取对应的应力仿真结果进行对比(图11(f)),仿真与实验结果均呈中部应力谷值特征,且模拟结果与实验测得结果较为吻合,三个点的误差值分别为39.52、36.34、34.26 MPa,误差比例分别为7.39%、11.95%、5.02%,误差比例均在12%以内,处于可接受范围内,该验证表明,建立的磁-热-力耦合模型能有效预测CFRTP感应焊接接头的应力场分布特征。

2.5 电流强度对接头界面温度场的影响

图12给出不同电流参数下接头界面的温度场数值模拟结果和焊接接头断裂形貌特征。通过定制夹具对感应焊接接头进行层间撕裂实验,以此获得焊接界面处的断口形貌,图12中所示断口为蒙皮侧的断口形貌。其中,热场仿真结果中灰色热影响区表征温度超越PAEK熔融阈值($315\text{ }^{\circ}\text{C}$)的热

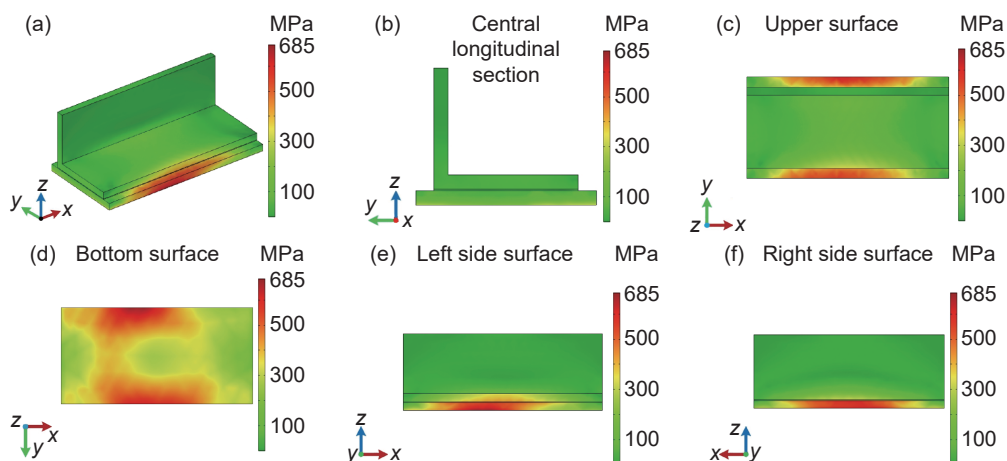


图 10 CFRTP 接头应力分布图 (a)整体构件应力场;(b)中心横截面上应力分布;(c)上表面应力分布;(d)底面应力分布;(e)左侧面应力分布;(f)右侧面应力分布

Fig. 10 Stress distribution of CFRTP joint (a)stress field of the overall structure;(b)stress distribution on the central longitudinal section;(c)stress distribution on the upper surface;(d)stress distribution on the bottom surface;(e)stress distribution on the left side surface;(f)stress distribution on the right side surface

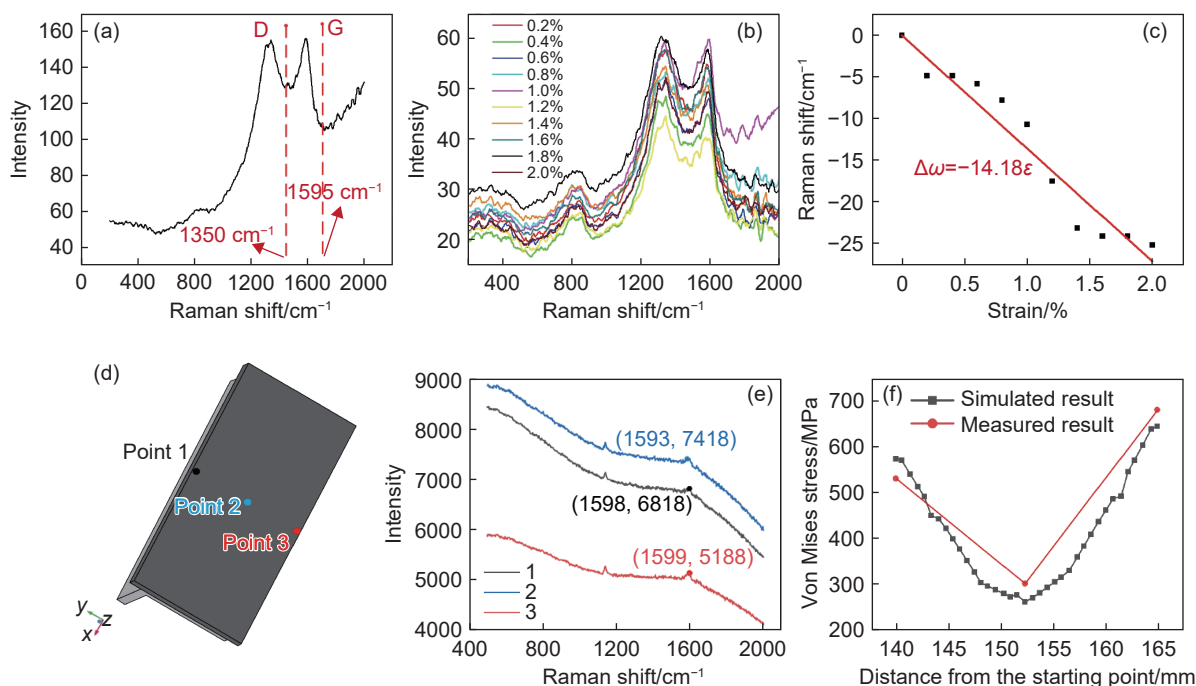


图 11 拉曼测量应力测试过程 (a)未受应力复合材料拉曼光谱图;(b)不同应变下复合材料拉曼光谱图;(c)频移与应变的函数关系图;(d)测量选点示意图;(e)测量点的拉曼光谱图;(f)仿真和实验所得应力对比图

Fig. 11 Raman measurement stress test process (a)Raman spectra of unstressed composite materials;(b)Raman spectra of composite materials under different strains;(c)functional relationship between frequency shift and strain;(d)schematic diagram of selected measurement point;(e)Raman spectra of measurement points;(f)comparison of stress obtained from simulation and experimental measurement

熔区域,断口形貌中绿色轮廓线内为实际熔融区域,轮廓线外的黄色区域为未熔化的界面树脂。结果表明,当电流强度从 60 A 增至 100 A 时,熔融区域面积呈现显著梯度扩展,其空间分布特征由母材边缘向中部区渐进延伸,同时,温度场仿真结果和断口形貌均存在左右非对称性,这与蒙皮桁条结构的非对称性有关,非对称结构导致非对称的界面温

度场,进而影响界面有效熔合面积,最后使得接头断口形貌呈现非对称特征。

图 13 量化表征界面熔融区域占比随电流强度的演变规律,熔融区域占比表示为熔化区域面积与界面总面积的比值,该柱状图 Y 轴为熔融区域占比,文中仿真计算结果具有唯一性,由此图中没有误差棒。实验与模拟数据均表明,当电流强度增

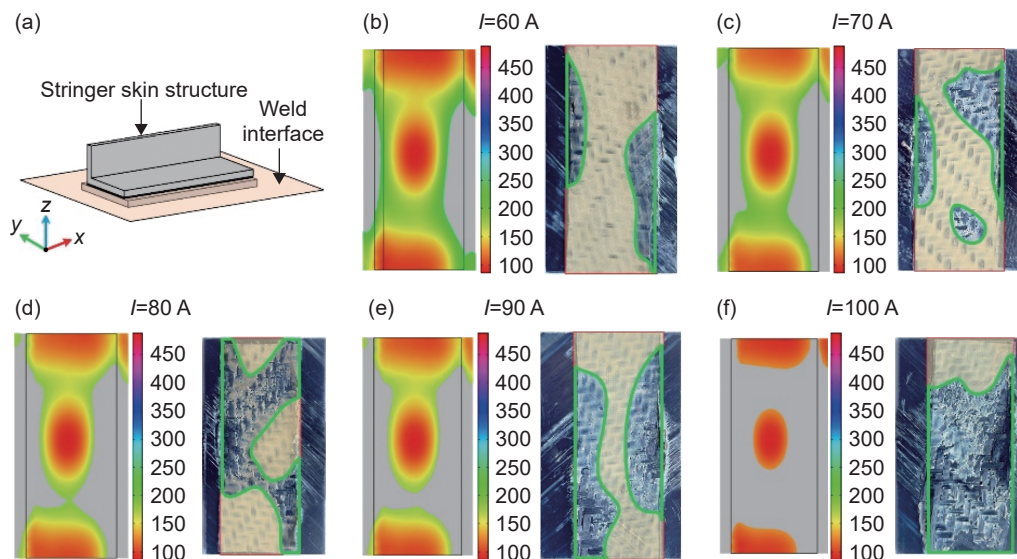


图12 不同电流强度下仿真温度场与实验接头形貌对比

(a)截面示意图; (b) $I=60\text{ A}$; (c) $I=70\text{ A}$; (d) $I=80\text{ A}$; (e) $I=90\text{ A}$; (f) $I=100\text{ A}$

Fig. 12 Comparison of simulated temperature field and experimental joint morphology under different coil current intensities

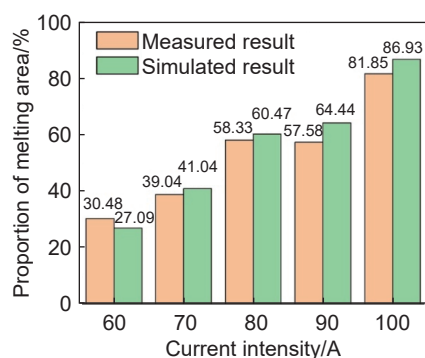
(a)schematic diagram of section selection; (b) $I=60\text{ A}$; (c) $I=70\text{ A}$; (d) $I=80\text{ A}$; (e) $I=90\text{ A}$; (f) $I=100\text{ A}$ 

图13 仿真与实验的接头界面熔化区域占比柱状图

Fig. 13 Bar chart of the proportion of melted areas in the simulation interface and experimental joint interface

加, 熔融区域占比呈近似线性增加, 这种热输入-熔融区域占比的强耦合关系可为优化连接强度可提供理论依据, 模拟与实验所得界面熔融区域尺寸及分布的高度吻合, 进一步验证所构建模型的适用性与准确性。同时, 可以发现仿真与实验所得的熔融区域分布特征仍存在一定差异, 这是因为模型建立过程未考虑树脂结晶动力学与黏弹流变行为, 而二者均对界面熔融区域分布有一定影响。随着电流强度的增加, 仿真与实验结果均显示熔融区域存在从边缘向中心扩展的趋势, 电流强度增大至 100 A 时, 两侧熔融区域贯通, 电流强度增加导致界面温度升高, 进一步扩大了界面处的熔融区域分布面积。

2.6 电流强度对接头应力场的影响

在固定参数(线圈电流频率 200 kHz 、焊接距离 4 mm 、焊接时间 30 s)条件下, 图 14 和图 15 分

别给出感应焊接蒙皮与桁条构件在不同电流强度下的应力分布特征。仿真结果表明: 当施加较低电流时, 蒙皮表面在 X 轴方向上存在三处低应力聚集区, 分别位于端部及中间区域。随着电流强度提升, 受电磁边缘效应影响, 蒙皮在 Y 轴向端部应力值呈现渐进式增长。高应力场分布范围呈现径向扩展趋势, 最终在蒙皮表面形成环形高应力带。由图 14(f)可知, 蒙皮结构最大应力值与电流强度呈现近似正相关线性关系。

由图 15 可知, 当电流强度为 60 A 时, 应力分布较为均匀。最大应力可达 196 MPa , 桁条底面即为焊接面, 底面沿 Y 方向两端出现半椭圆形高应力区, 底面应力明显高于桁条上表面应力值。随着电流强度增加, 半椭圆形高应力区持续存在并逐渐扩大。应力沿桁条 Y 方向由两端向中部扩散, 再沿 X 方向由中部向两端扩散。当电流强度增至 100 A 时, 应力峰值上升至 782 MPa 。

2.7 电流频率对接头应力场的影响

在电流强度为 6 A 、距离为 4 mm 、焊接时间为 30 s 的条件下, 不同电流频率对感应焊接接头蒙皮和桁条的应力影响如图 16 和图 17 所示。图 16 显示, 当电流频率为 150 kHz 时, 蒙皮应力峰值可达 637 MPa , 蒙皮底面出现高应力环状区域, 并在蒙皮两侧存在非对称近半椭圆状应力集中区域; 当电流频率提高至 250 kHz , 蒙皮应力峰值上升至 778 MPa , 电流频率与应力幅值呈现正相关关系。同时, 由图 17 可知, 当电流频率从 150 kHz 增加至 250 kHz ,

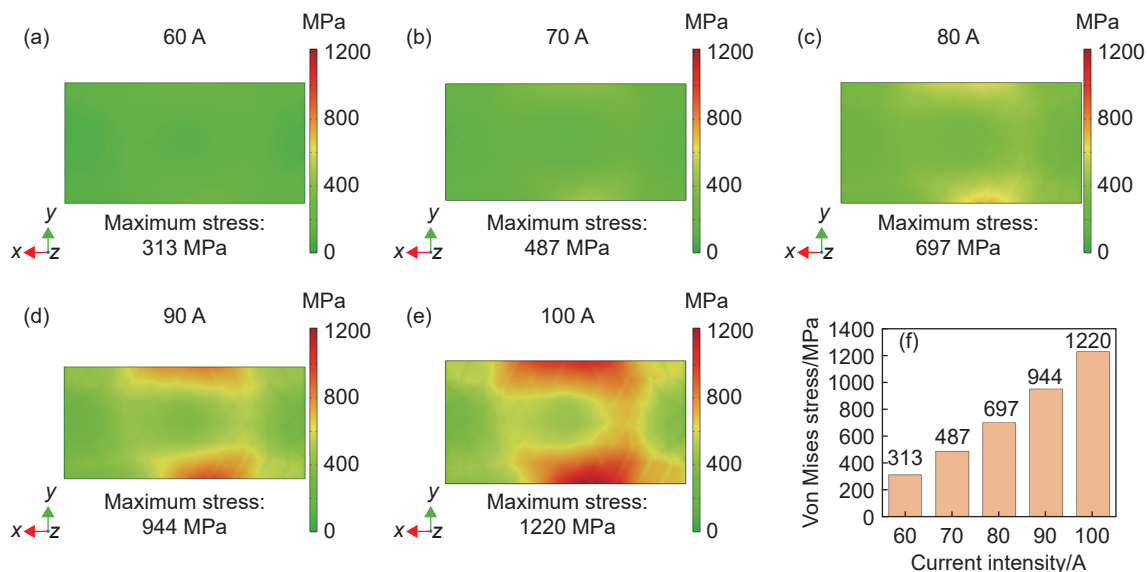


图 14 不同电流强度下 CFRTP 蒙皮应力场仿真结果 (a) $I=60$ A; (b) $I=70$ A; (c) $I=80$ A; (d) $I=90$ A; (e) $I=100$ A; (f) 不同电流下蒙皮上最大应力值对比图

Fig. 14 Simulation results of stress field of CFRTP skin under different current intensities (a) $I=60$ A; (b) $I=70$ A; (c) $I=80$ A; (d) $I=90$ A; (e) $I=100$ A; (f) comparison of maximum stress values on the skin under different currents

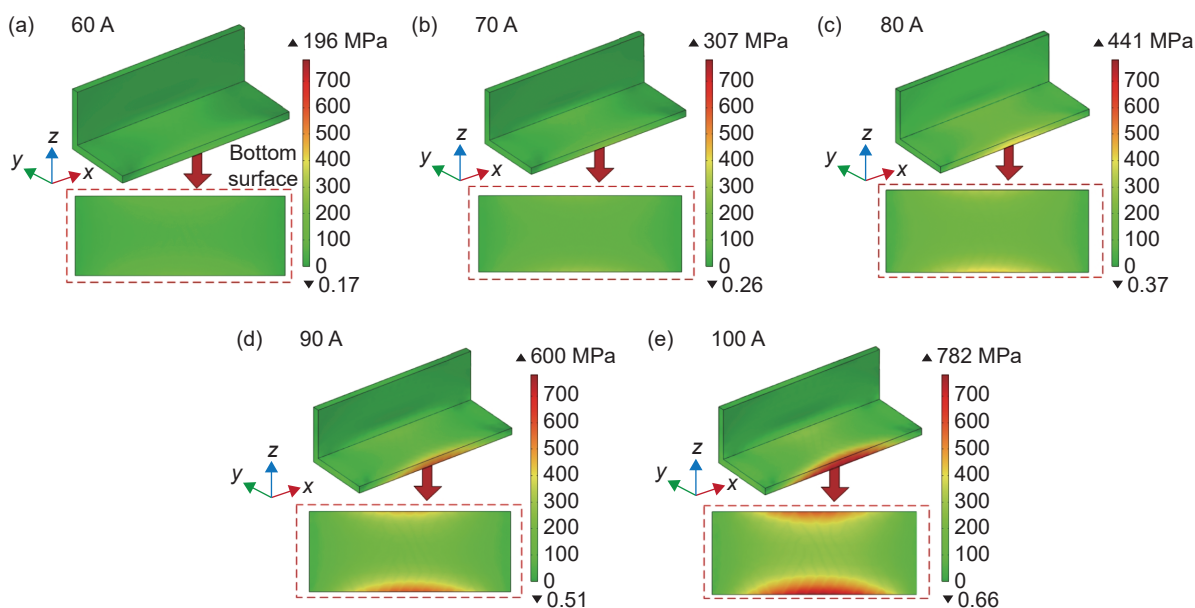


图 15 不同电流强度下 CFRTP 桁条应力场仿真结果 (a) $I=60$ A; (b) $I=70$ A; (c) $I=80$ A; (d) $I=90$ A; (e) $I=100$ A; (f) 不同电流下桁条上最大应力值对比图

Fig. 15 Simulation results of stress field of CFRTP stringer under different current intensities (a) $I=60$ A; (b) $I=70$ A; (c) $I=80$ A; (d) $I=90$ A; (e) $I=100$ A; (f) comparison of maximum stress values on the stringer under different currents

应力最大值从 350 MPa 增加至 518 MPa。桁条底部近半椭圆状的应力集中区域不断扩大, 存在立桁一侧的底面应力较小, 这是因为该处区域峰值温度较小。

3 结论

(1) 通过红外测温测量感应焊接样件表面温

度分布, 联合拉曼光谱测量特定点的焊后应力, 对所构建的蒙皮桁条构件感应焊接过程磁-热-力耦合模型进行校核, 仿真结果与实验测量结果高度吻合, 验证了所构建模型的适用性和准确性。

(2) 对于磁场仿真结果, 蒙皮桁条感应焊接过程存在明显的磁感应现象, 构件内部磁感应强度最高可达 1.45 mT。蒙皮两侧存在由边缘效应导致的高磁感应强度区域, 且中心区域磁感应强度较弱。

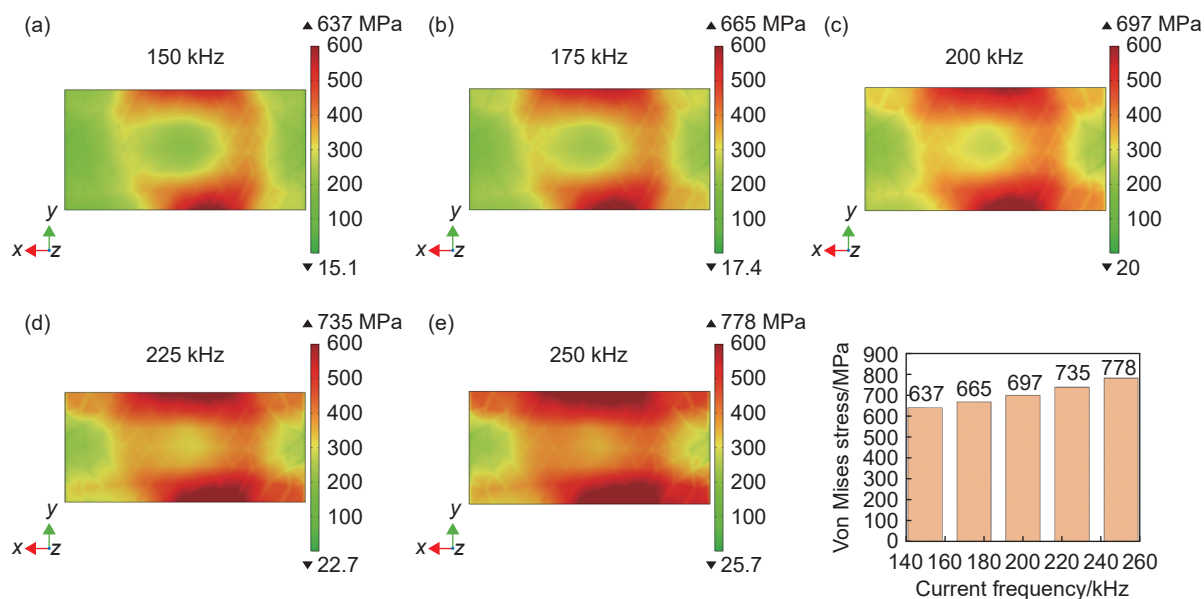


图 16 不同电流频率下 CFRTP 接头蒙皮应力场仿真结果 (a) $f=150$ kHz; (b) $f=175$ kHz; (c) $f=200$ kHz; (d) $f=225$ kHz; (e) $f=250$ kHz; (f)不同频率下蒙皮上最大应力值应力对比图

Fig. 16 Simulation results of stress field of CFRTP skin under different current frequencies (a) $f=150$ kHz; (b) $f=175$ kHz; (c) $f=200$ kHz; (d) $f=225$ kHz; (e) $f=250$ kHz; (f)comparison of maximum stress values on the skin under different frequencies

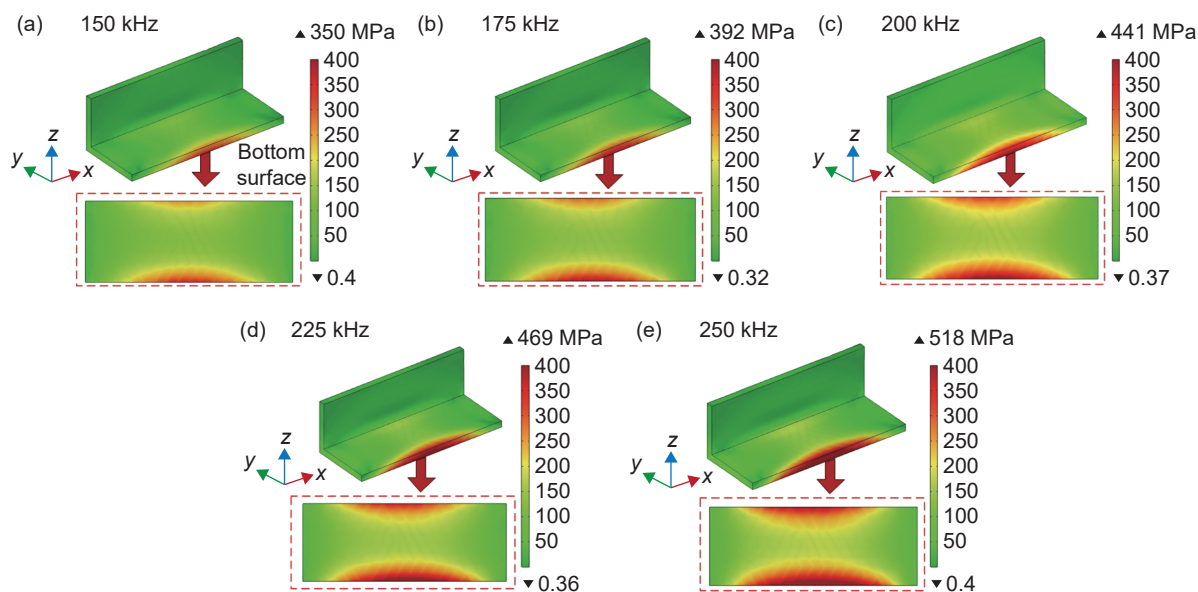


图 17 不同电流频率下 CFRTP 接头桁条应力场仿真结果 (a) $f=150$ kHz; (b) $f=175$ kHz; (c) $f=200$ kHz; (d) $f=225$ kHz; (e) $f=250$ kHz

Fig. 17 Simulation results of stress field of CFRTP joint beam under different current frequencies (a) $f=150$ kHz; (b) $f=175$ kHz; (c) $f=200$ kHz; (d) $f=225$ kHz; (e) $f=250$ kHz

(3) 受磁场分布影响, 构件感应焊接过程温度场呈现边缘效应。蒙皮底部两侧存在非对称、近半椭圆状的高温区域, 且距离立桁更近一侧的峰值温度明显更高, 立桁促使热量在该处累积, 最终导致温度上升更快; 同时, 距离感应线圈越远的位置, 其升温速率越慢, 焊接过程中峰值温度可超 500°C 。

(4) 蒙皮桁条构件感应焊接焊后应力与温度场呈现近似分布特征。蒙皮底面存在高应力环状

区域, 蒙皮两侧高应力区域呈现非对称的近半椭圆状, 立桁上存在沿 X 方向近似对称分布的应力场, 同时, 立桁条上应力显著小于蒙皮内应力, 当线圈电流为 85 A , 电流频率为 200 kHz , 焊接时间为 30 s 时, 焊件最大应力可达 685 MPa 。

(5) 随着电流强度和电流频率增加, 蒙皮及桁条上的最大应力不断增加, 桁条底部, 即焊接界面处的应力集中区域不断扩大, 此外, 存在立桁一侧的底

面应力较小,这是因为该处区域峰值温度较小。

(6) 后续工作可从两个方面开展,一方面优化模型,在现有模型中引入树脂流动与结晶过程的耦合分析,提升模型的预测精度;另一方面扩展应用,将模型拓展至曲面结构、加筋板等复杂几何的焊接仿真,并验证不同纤维/树脂体系的适用性。

参考文献:

- [1] BU H C, ZHAN X H, HU Z P, et al. Enhanced interlayer strength in 3D-printed PA12 composites *via* electromagnetic induction post-processing[J]. Additive Manufacturing, 2024, 92: 104383.
- [2] BU H C, LI X D, WANG J F, et al. Porosity characteristics and interfacial structure evolution of laser joining CFRTP and 6061-T6 with prefabricated interfacial grooves[J]. Composites Part B, 2025, 294: 112173.
- [3] 杨俊清, 王俊, 孟庆功. 复合材料帽型加筋壁板轴压屈曲工程算法验证研究[J]. 民用飞机设计与研究, 2019(1): 18-23.
YANG J Q, WANG J, MENG Q G. The engineering calculation method of hat-stiffened composite panel under axial compression[J]. Civil Aircraft Design & Research, 2019(1): 18-23.
- [4] 周正根. 界面缺陷和桁条倒角对 CFRP 加筋板极限承载能力影响的研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2018.
ZHOU Z G. Research on influence of interfacial defects on ultimate bearing capacity of reinforced composite panel [D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2018.
- [5] 赵美英, 陶梅贞. 复合材料结构力学与结构设计[M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2007: 124-127.
ZHAO M Y, TAO M Z. Mechanics and structural design of composite materials[M]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University Press, 2007: 124-127.
- [6] 周利, 秦志伟, 刘杉, 等. 热塑性树脂基复合材料连接技术的研究进展[J]. 材料导报, 2019, 33(19): 3177-3183.
ZHOU L, QIN Z W, LIU B, et al. Progress on joining technology of thermoplastic resin matrix composites[J]. Materials Reports, 2019, 33(19): 3177-3183.
- [7] 郭霞, 迟海, 贺俊智, 等. 纤维增强复合材料胶接结构疲劳特性研究进展[J]. 材料科学与工程学报, 2021, 39(5): 872-878.
GUO X, CHI H, HE J Z, et al. Research progress on fatigue properties of fiber reinforced composite bonded structures[J]. Journal of Materials Science and Engineering, 2021, 39(5): 872-878.
- [8] 沈正悦. 胶接工艺在装配过程中的应用分析及发展[J]. 中国新技术新产品, 2021(13): 99-101.
SHEN Z Y. Application analysis and development of adhesive bonding technology in assembly process[J]. China New Technology and New Products, 2021(13): 99-101.
- [9] LI M J, WEN L H, WANG S Y, et al. Multifactor optimization for induction welding of carbon fiber reinforced thermoplastic composites based on response surface methodology[J]. Polymer Composites, 2024, 45(5): 4307-4318.
- [10] MARTIN R G, JOHANSSON C, TAVARES J R, et al. CF/PEEK skins assembly by induction welding for thermoplastic composite sandwich panels[J]. Composites Part B, 2024, 284: 111676.
- [11] BARAZANCHY D, Van TOOREN M. Heating mechanisms in induction welding of thermoplastic composites [J]. Journal of Thermoplastic Composite Materials, 2021: 08927057211011621.
- [12] 任荣, 李文强, 陈浩, 等. 热塑性复合材料感应植入焊接技术研究进展[J]. 材料工程, 2023, 51(7): 22-32.
REN R, LI W Q, CHEN H, et al. Research progress in induction implant welding of thermoplastic composites [J]. Journal of Materials Engineering, 2023, 51(7): 22-32.
- [13] 钱盈, 王家锋, 宋保诺, 等. 风冷和导热板对 CF/PPS 复合材料自感应焊接的影响[J]. 复合材料科学与工程, 2020, 10: 39-46.
QIAN Y, WANG J F, SONG Y N, et al. Influences of air nozzle and heat-conducting plate on the induction welding of CF/PPS composite[J]. Composite Materials and Engineering, 2020, 10: 39-46.
- [14] MARTIN R G, JOHANSSON C, TAVARES J R, et al. 3D-printing magnetic susceptor filament for induction welding of thermoplastic composite sandwich panels[J]. Composites Communications, 2025, 55: 102321.
- [15] BAEK I, LEE S. A study of films incorporating magnetite nanoparticles as susceptors for induction welding of carbon fiber reinforced thermoplastic[J]. Materials, 2020, 13(2): 318.
- [16] PAPPADÀ S, SALOMI A, MONTANARO J, et al. Fabrication of a thermoplastic matrix composite stiffened panel by induction welding[J]. Aerospace Science and Technology, 2015, 43: 314-320.
- [17] LIONETTO F, PAPPADÀ S, BUCCOLIERO G, et al. Finite element modeling of continuous induction welding of thermoplastic matrix composites[J]. Materials & Design, 2017, 120: 212-221.
- [18] RICCIO A, RUSSO A, RAIMONDO A, et al. A numerical/experimental study on the induction heating of adhesives for composite materials bonding[J]. Materials Today Communications, 2018, 15: 203-213.
- [19] TZENG J T, HSIEH K T. Electromagnetic analysis of

- composite structures subjected to transient magnetic fields[J]. *Journal of Composite Materials*, 2020, 54(6): 745-752.
- [20] KANE B, WASSELYNCK G, BUI H K, et al. Focalization of electromagnetic power at the interface between two composites materials for induction welding[J]. *The European Physical Journal Applied Physics*, 2020, 91(1): 10902.
- [21] 付天宇, 许家忠, 赵辉, 等. CFRP 感应加热线圈中心区域温度场[J]. *复合材料学报*, 2021, 38(10): 3314-3322.
- FU T Y, XU J Z, ZHAO H, et al. Temperature field in the central area of CFRP induction heating coil[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2021, 38(10): 3314-3322.
- [22] KWON B, CHOE H, JEONG J, et al. Static and fatigue behavior of induction-welded single lap carbon fiber reinforced polyetherketoneketone thermoplastic composite joints[J]. *Journal of Composite Materials*, 2021, 55(28): 4183-4193.
- [23] XIAO X R, HOA S V, STREET K N. Processing and modelling of resistance welding of APC-2 composite[J]. *Journal of Composite Materials*, 1992, 26(7): 1031-1049.
- [24] 陈建桥. 复合材料力学[M]. 武汉: 华中科技大学出版社, 2020.
- CHEN J Q. *Mechanics of composite materials*[M]. Wuhan: Huazhong University of Science & Technology Press, 2020.
- [25] MARK J E. *Polymer data handbook*[M]. Oxford: Oxford University Press, 1999.

收稿日期: 2025-04-18; 录用日期: 2025-05-06

通讯作者: 占小红(1979—), 男, 博士, 教授, 研究方向为激光焊接与先进连接技术、激光增材制造技术等研究, 联系地址: 南京市江宁区将军大道 29 号(211106), E-mail: xiaohongzhan_nuaa@126.com

(本文责编: 王俊丽)