

复合材料固化工艺的直热模具温度场均匀性分析

陆阳 齐俊伟 肖军 石甲琪

Analysis on the uniformity of temperature field of direct heating mold for composite material curing process

LU Yang, QI Junwei, XIAO Jun, SHI Jiaqi

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20201222.003>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

碳纤维增强聚苯硫醚复合材料激光加热原位成型过程中的温度场

Temperature field for laser heating of carbon fiber reinforced polyphenyl sulphide matrix composite in an automated fiber placement process

复合材料学报. 2019, 36(2): 283–292 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20180510.001>

基于树脂流动的变截面复合材料结构固化过程热–流–固多场强耦合数值仿真

Numerical simulation of heat–flow–solid multi–field strong coupling in curing process of variable cross–section composite structures based on the resin flow

复合材料学报. 2018, 35(8): 2095–2102 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20170915.001>

基于多场耦合方法的厚截面复合材料固化过程的多目标优化

Multi–objective optimization for curing process of thick composite based on multi–physics coupling method

复合材料学报. 2021, 38(2): 526–535 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20200603.004>

非热压罐工艺模具对复合材料加筋壁板固化变形影响的有限元分析

FEM analysis of the mold influence on curing deformation of stiffened composite panel in the out–of–autoclave process

复合材料学报. 2018, 35(2): 347–355 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20170412.005>

模具对复合材料层合板固化成型影响的数值分析

Numerical analysis of the effect of mold on the curing of composite laminates

复合材料学报. 2021, 38(6): 1974–1983 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20200831.002>

SiO₂–苯并噻/双马来酞亚胺树脂的固化反应动力学

Curing reaction kinetics on SiO₂ contained benzoxazine/bismaleimide composites system

复合材料学报. 2021, 38(2): 536–544 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20200630.001>



扫码关注微信公众号，获得更多资讯信息

复合材料固化工艺的直热模具温度场均匀性分析



分享本文

陆阳, 齐俊伟*, 肖军, 石甲琪

(南京航空航天大学 材料科学与技术学院, 南京 210001)

摘要: 针对复合材料固化成型工艺的直热模具温度场均匀性进行了研究。建立模具温度场和复合材料固化反应温度场的耦合传热学模型, 并对该模型进行有限元建模仿真分析。针对影响模具表面温度均匀性的主要因素, 即电加热管的间距和功率, 设计正交试验优化, 优化后模具表面最大温差为 3.5°C , 达到行业标准。此外, 对影响温度场均匀性的其他因素, 即加热管与模具的接触热阻、复合材料层合板厚度进行了探讨, 接触热阻的存在使得模具表面最大温差达到 7.24°C , 模具加热到指定温度多用时 800 s , 降低了效率。研究层合板对模具温度均匀性的影响时发现未加入复合材料时模具表面最大温差为 4.44°C , 加入层合板耦合后最大温差为 3.5°C ; 厚度为毫米级时, 层合板对直热模具表面温度均匀性影响不大。

关键词: 复合材料; 直热模具; 温度场均匀性; 固化反应动力学; 温度场耦合; 数值模拟; 正交试验优化

中图分类号: TB332

文献标志码: A

文章编号: 1000-3851(2021)09-2954-10

Analysis on the uniformity of temperature field of direct heating mold for composite material curing process

LU Yang, QI Junwei*, XIAO Jun, SHI Jiaqi

(School of Materials Science and Technology, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210001, China)

Abstract: The uniformity of the temperature field of the direct heating mold of the composite material curing mold-forming process was studied. A coupled heat transfer model of mold temperature field and composite material curing reaction temperature field was established, and finite element modeling and simulation analysis was performed on the model. In view of the main factors that affect the uniformity of the mold surface temperature, which are the distance and power of the electric heating tube, the orthogonal experiment was designed to optimize, and the maximum temperature difference of the mold surface after optimization was 3.5°C , which reached the industry standard. In addition, other factors that affect the uniformity of the temperature field, the thermal resistance of the contact between the heating tube and the mold, and the thickness of the composite laminate were discussed. The existence of contact thermal resistance makes the maximum temperature difference of the mold surface reach 7.24°C , and it takes 800 s to heat the mold to the specified temperature, which reduces the efficiency. When studying the effect of laminates on mold temperature uniformity, it is found that the maximum temperature difference on the mold surface without composite materials is 4.44°C ; the maximum temperature difference after coupling with laminates is 3.5°C , and the thickness of the laminate is millimeter-level. The uniformity has little effect.

Keywords: composite material; direct heating mold; temperature field uniformity; curing reaction kinetics; temperature field coupling; numerical simulation; orthogonal experiment optimization

收稿日期: 2020-10-22; 录用日期: 2020-12-14; 网络首发时间: 2020-12-23 09:00:48

网络首发地址: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20201222.003>

基金项目: “高档数控机床与基础制造装备”科技重大专项 (2017ZX04009001)

通信作者: 齐俊伟, 硕士, 高级工程师, 硕士生导师, 研究方向为先进复合材料自动化成型技术 E-mail: qijunwei@nuaa.edu.cn

引用格式: 陆阳, 齐俊伟, 肖军, 等. 复合材料固化工艺的直热模具温度场均匀性分析 [J]. 复合材料学报, 2021, 38(9): 2954-2963.

LU Yang, QI Junwei, XIAO Jun, et al. Analysis on the uniformity of temperature field of direct heating mold for composite material curing process[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2021, 38(9): 2954-2963(in Chinese).

先进复合材料具有比强度高、比模量高、可设计性强、抗疲劳性能好、耐腐蚀性能优越及便于大面积整体成型等显著优点^[1-5]。现阶段能够满足先进复合材料性能要求的成型工艺主要包括热压罐工艺、模压工艺、拉挤工艺等^[6-9]。热压罐工艺通过罐内的高温气体对复合材料加热及加压，制件温度均匀性高，孔隙率低，力学性能好，是先进复合材料固化成型的主要工艺^[10-11]；近年来开展的针对预浸料拉挤的工艺探索，采用了一系列不同温度梯度的模具来模拟预浸料固化所需温度制度的要求，按照一定铺层设计的复合材料预浸料沿拉挤方向经过一系列特定温度的模具完成固化反应，制成不同截面形状的制作^[12-13]。相较于热压罐通过热源-空气-工件的传热模式，预浸料拉挤工艺的加热模具采用模具内镶嵌加热管的结构形式，称之为直热式模具。以电为能源的加热直管可以沿拉挤模具截面镶嵌，加工方便，并通过电控系统改变功率。但是，这种镶嵌的加热管在模具的横截面分布相当于一个个离散分布的点源，会引起模具表面温度场的不均匀，因此，采用合理方法对这种构型的直热模具建立模型进行分析以保证温度均匀性符合标准就变得十分重要。一些专家学者针对直热模具温度均匀性的改善做出了研究^[14-17]。戴春晖^[18]对瞬态温度场进行数值模拟，使复合材料模具型腔温度小于1℃，但是增大了成型周期；史红瑞等^[19]针对复合材料模具温度场不均匀且温控干扰大的问题，对瞬态温度场建立了仿真模型，其后优化了热源的设置，并且结合PID控制技术，获得了优化的温度场数据；李金国等^[20]建立了仿真模型，对模具温度场进行热源强度误差敏感度分析，计算出误差最大的位置来提高模具的制造精度改善了温度均匀性；上述专家学者都根据传热学模型建立了数值模型，在数值模型的基础上通过不同的优化方法改善了模具温度场均匀性，这给本文提供了思路。

1 复合材料直热模具传热学模型

图1为复合材料直热模具综合传热的示意图。模具内部均布电加热管，智能温控仪控制电加热管功率输出大小使模具达到指定温度。就模具而言，模具外表面与空气对流换热，同时模具还与内部的复合材料互相导热。

因此模具的三维瞬态热传导方程为

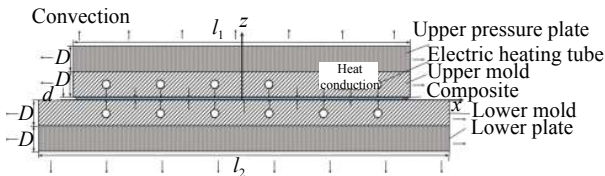


图1 复合材料直热模具综合传热示意图

Fig. 1 Schematic diagram of comprehensive heat transfer of composite material direct heating mold

$$k_m \left(\frac{\partial^2 T_m}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_m}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T_m}{\partial z^2} \right) + Q = \rho_m C_m \frac{\partial T_m}{\partial t} \tag{1}$$

式中： T_m 为模具任意点的温度； k_m 为模具材料的热导率； ρ_m 为模具材料的密度； C_m 为模具材料的比热容； Q 为热源项， $Q = q_1 + q_2$ ， q_1 为加热管产生的热量， q_2 为模具内部复合材料发生固化反应时的放热。

(1) 边界条件如下：模具分上下模，其侧面与底面直接与空气接触，存在对流换热，因此如图1坐标所示，上模在上底面边界 $z = d + 2D$ 处，侧面边界 $x = \pm l_1/2$ 处与空气对流换热，下模在下底面边界 $z = -2D$ ，侧面边界 $x = \pm l_2/2$ 处有对流换热，该边界条件称为第三类边界条件：

$$k_m \frac{\partial T_m}{\partial n} = h(T_s - T_\infty) \tag{2}$$

式中： n 为模具侧面和底面的法线方向； T_s 为侧面和底面的温度； T_∞ 为周围环境温度； h 为对流换热系数，可通过努塞尔准则求得：

$$h = \frac{N_u \lambda}{H} \tag{3}$$

式中： H 为整个模具的厚度； λ 为干空气的热导率； N_u 为努塞尔数，可以通过下式求得：

$$G_r = \frac{g H^3 \alpha_v \Delta t}{\nu^2} \tag{4}$$

$$N_u = \begin{cases} 0.59(G_r \cdot P_r)^{1/4}, 1.43 \times 10^4 \leq G_r \leq 3 \times 10^9 \\ 0.0292(G_r \cdot P_r)^{0.39}, 3 \times 10^9 \leq G_r \leq 2 \times 10^{10} \\ 0.11(G_r \cdot P_r)^{1/3}, G_r > 2 \times 10^{10} \end{cases} \tag{5}$$

式中： g 为重力加速度； α_v 为空气的体胀系数，可按 $\alpha_v = \frac{1}{T}$ 计算，该 T 为模具与环境的平均开尔文温度； Δt 为环境温度和模具温度的差值； ν 为干空气的加速度； P_r 为普朗特数。其中干空气的热导率 λ ，加速度 ν 和普朗特数 P_r 的值都是基于 T 这个平均温度，干空气的热物理性质如表1所示。

(2) 初始条件：

$$T_m|_{t=0} = T_0(x, y, z) \tag{6}$$

表 1 干空气热物理性质
Table 1 Thermal physical properties of dry air

Temperature/℃	$\lambda/(10^2\text{W}\cdot(\text{m}\cdot\text{K})^{-1})$	$\nu/(10^6\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1})$	P_r
20	2.59	15.06	0.703
60	2.90	18.97	0.696
90	3.13	22.10	0.690

Notes: λ —Thermal conductivity of dry air; ν —Acceleration of dry air; P_r —Prandtl Number.

式中， $T_0(x,y,z)$ 即为模具开始升温时的温度。

根据上述的三维瞬态热传导方程和边界条件理论上是可以直接求解得到模具上各点的温度，然后再根据相应点的温度判断模具表面温度的均匀性是否达标。但是通常来说热传导方程的解析求解困难，可通过构建数值模型，借由仿真软件 Ansys Workbench 求得数值解，根据数值模型对相关参数进行改进优化，以提升模具表面温度的均匀性。

2 复合材料直热模具热源和层合板参数的测定

根据前文的热传导方程和边界条件构建数值模型，此时仍有三个变量未知，分别为 q_1 加热管产生的热量， q_2 模具内部复合材料发生固化反应时的放热，复合材料层合板 x,y,z 三个方向的热导率 $\lambda_x,\lambda_y,\lambda_z$ 。本节将以模具加热到 160℃ 为例，分别求得模具温度为 160℃ 时两个热源 q_1, q_2 的变化，然后根据复合材料的串并联电阻模型计算层合板的热导率。

2.1 加热管放热

在构建数值模型时，将加热管抽象成面热源，因此加热管槽面即为热载荷的施加面，它的热量可通过下式求得：

$$q_1 = a \frac{U^2}{R} \tag{7}$$

式中： a 为温控仪上显示的输出比例； U 为电压，本文为 220 V； R 为模具稳定在 160℃ 时加热管的电阻。值得注意的是，加热管的电阻是随温度变化的，其拟合曲线如图 2 所示，在计算加热管的

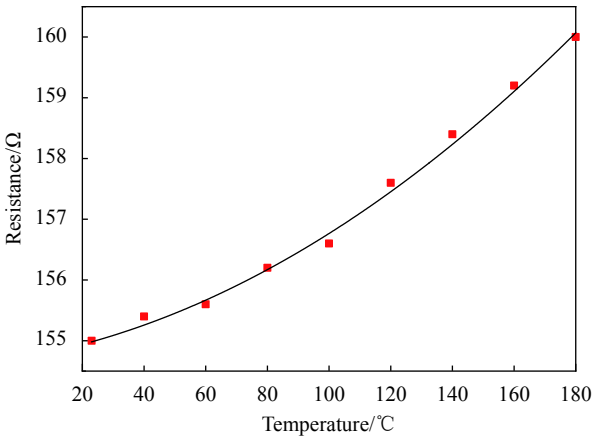


图 2 加热管电阻随温度变化的曲线

Fig. 2 Curve of heating tube resistance with temperature

放热量时应该考虑到这点。

2.2 复合材料层合板固化反应放热及热导率的计算

本文实验中复合材料层合板长 400 mm，宽 175 mm，厚 2.2 mm，采用 HEXCEL 公司的预浸料 M21/34%/UD194/IMA/150ATL 制成，M21 预浸料的一些基本物理参数如表 2 所示。

2.2.1 M21 预浸料等温放热功率的测定

为了测定材料等温固化的放热功率，本实验需要用到 DSC200F3Maia 型差示扫描量热仪 (德国 NETZSCH 公司)，对同一个试样做等温-动态-等温 DSC 检测^[21]。第一次等温 DSC 检测记录下恒定温度下试样的放热量，第二次动态 DSC 检测记录了残余反应热，为了消除设备等外部因素的影响，需要做第三次等温 DSC 检测，第三次等温 DSC 放热曲线作为一条基线，因此预浸料等温加热的放

表 2 M21 预浸料的基本参数
Table 2 Basic parameters of M21 prepreg

$\rho_c/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$C_c/(\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot\text{K})^{-1})$	h_c/mm	$V_c/\text{wt}\%$	$k_c/(\text{W}\cdot(\text{m}\cdot\text{K})^{-1})$
1 580	926	0.184	$V_f=59.2\ V_r=40.8$	$\lambda_p=2.56\ \lambda_T=1.48$

Notes: ρ_c —Density of M21 prepreg; C_c —Specific heat capacity of M21 prepreg; h_c —Thickness of every piece of prepreg; V_c —Volume fraction; V_f —Volume fraction of carbon fiber; V_r —Volume fraction of epoxy resin; k_c —Thermal conductivity of M21 prepreg; λ_p —Thermal conductivity of the prepreg along the fiber direction; λ_T —Thermal conductivity of the prepreg perpendicular to the fiber direction.

热单位质量功率等于第一次等温 DSC 放热曲线和基线之间的差值。按照上述的步骤多次进行等温 DSC 实验, 取较稳定几个样本的等温放热单位质量功率求平均值, 得到 160℃ 等温放热单位质量功率。由 M21 预浸料制成的层合板采用正交铺层, 一共 12 层。其长为 400 mm, 宽为 175 mm, 厚度为 2.2 mm, 密度为 1.58 g/cm³, 体积为 154 cm³, 质量为 243.32 g。将等温放热单位质量功率再乘以层合板的质量即为层合板的真实吸放热功率, 如图 3 所示。

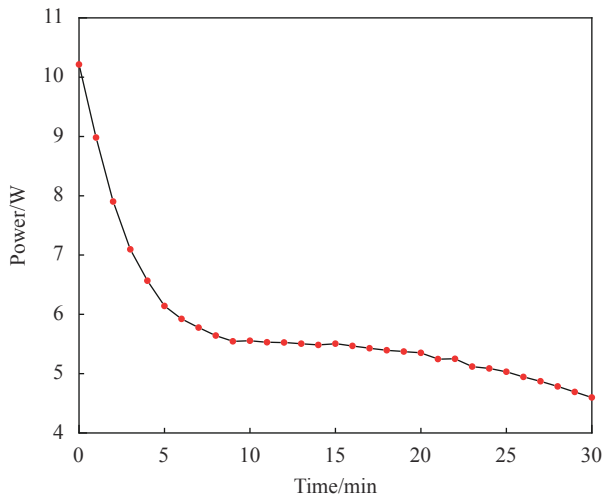


图 3 12 层铺层的 M21 层合板真实放热功率
Fig. 3 True heat release power of 12-layer M21 laminate

2.2.2 复合材料层合板热导率

对于碳纤维增强复合材料, 多位学者提出了经典的模型^[22-25], 本文采用 M21 预浸料制成的 12 层正交铺层的层合板, 厚度为 2.2 mm, 层合板厚度方向的热导率 λ_z 满足串联电阻模型:

$$\lambda_z^{-1} = \frac{v_T}{\lambda_T} + \frac{v_P}{\lambda_P} \tag{8}$$

因此层合板厚度方向热导率 λ_z 为 1.48 W/(m·K)。由于该层合板为正交铺层, 因此 x,y 方向的热导率 $\lambda_x = \lambda_y$, 其平面方向热导率可由并联模型求出:

$$\lambda_x = \lambda_y = v_T \cdot \lambda_T + v_P \cdot \lambda_P \tag{9}$$

经计算得, 层合板 x,y 方向的热导率 2.02 W/(m·K)。图 4 为热导率计算串联模型和并联模型。图中①为 0°铺层, ②为 90°铺层。

3 复合材料直热模具温度场与层合板温度场耦合数值模型

通过对模具外加热源和层合板相关参数的求

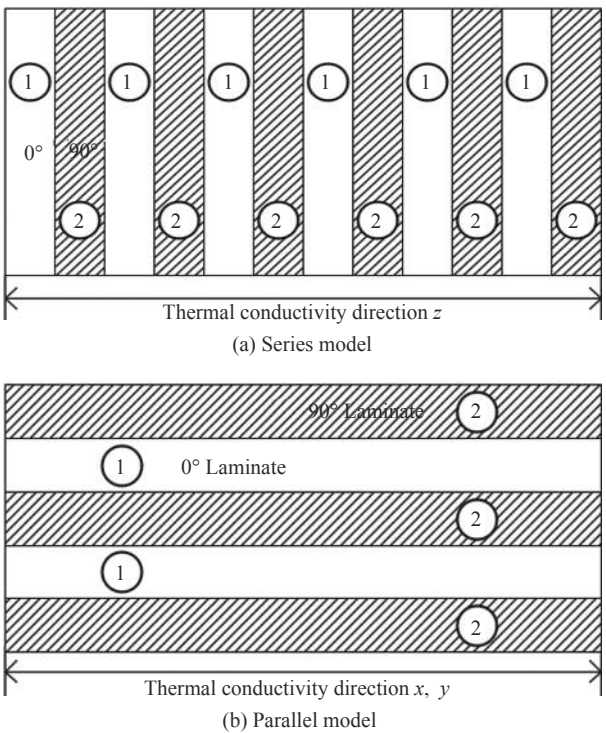


图 4 复合材料层合板热导率计算串联模型和并联模型

Fig. 4 Thermal conductivity calculation series model and parallel model of composite laminate

解, 接下来构建数值模型。复合材料直热模具温度场与层合板传热温度场耦合数值模拟主要通过 Ansys Workbench 有限元仿真软件。对模型做合理的简化, 可以大大提升计算效率。主要通过以下几个方面: (1) 将模具的倒角, 螺纹孔进行简化; (2) 由于复合材料层合板厚度很小, 将其抽象成一个面体进行模拟计算; (3) 模具合模热压时压力较大, 因此忽略压板与模具之间的热阻, 忽略模具与复合材料之间的热阻; (4) 加热管抽象为面热源进行计算, 在本节中忽略加热管与模具内槽的接触热阻, 接触热阻的影响会单独讨论。

经过简化后, 对压板、模具和复合材料层合板进行网格划分如图 5 所示, 总计一共 35 496 个六面体网格。

上模和下模, 上下压板材料均为结构钢, 查阅它的一些基本物性参数如表 3 所示。上模尺寸为 410 mm×185 mm×30 mm, 上压板相同; 下模尺寸为 500 mm×185 mm×30 mm, 下压板相同。

模具内部加热管之间的距离和功率如图 6 和表 4 所示, 其中图 6 为 1/2 模具的示意图。

模具在恒温阶段, 温度波动较小, 因此为了减小计算量, 设置数值模拟的增量步为 60 s。加

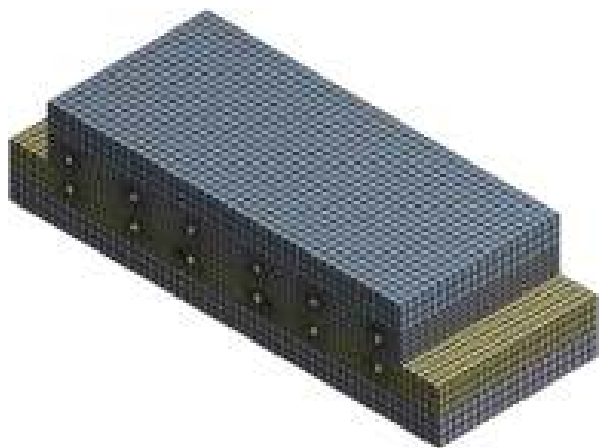


图5 复合材料直热模具有限元模型

Fig. 5 Finite element model of composite material direct heating mold

表 3 结构钢的物性参数

Table 3 Physical parameters of structural steel

$\rho_m/$ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	$C_m/$ ($\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot\text{K})^{-1}$)	$k_m/(\text{W}\cdot(\text{m}\cdot\text{K})^{-1})$		
		20℃	120℃	205℃
7 850	434	60.4	55.9	52.1

Notes: ρ_m —Density of structural steel; C_m —Specific heat capacity of structural steel; k_m —Thermal conductivity of structural steel.

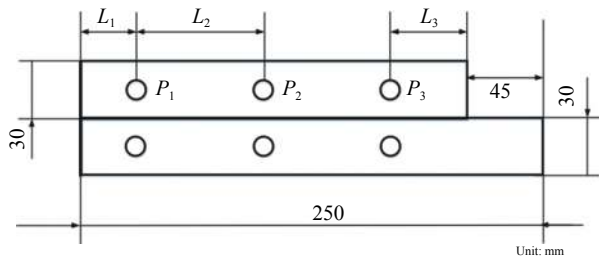


图6 复合材料固化直热模具尺寸和加热管排布间距示意图

Fig. 6 Schematic diagram of mold size and heating tube arrangement spacing of composite material curing direct heat mold

表 4 加热管具体参数

Table 4 Heating tube specific parameters

L_1/mm	L_2/mm	L_3/mm	P_1/W	P_2/W	P_3/W
33	66	40	300	300	300

热系统整体为对称结构，取 1/4 的模型进行分析。层合板的加热过程为模具在 23℃ 的环境下升温，大约 2 400 s 后，模具达到指定温度 160℃ 并保持恒温，此时将复合材料层合板放入模具中，大约加热 1 800 s，持续至 4 320 s 时，加热过程结束。为了能够直观观察到整个加热过程的温度变化，在模具表面设置测温点如图 7 所示。

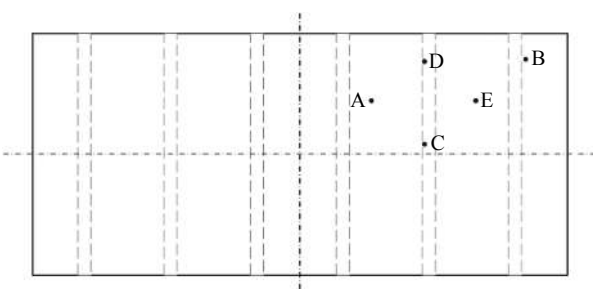


图 7 复合材料固化直热模具表面测温点排布

Fig. 7 Arrangement of temperature measuring points on mold surface of composite material curing direct heat mold

这五个点数值模拟温度曲线随时间变化情况如图 8 所示。可以看出，模具从室温加热到 160℃ 需要 2 400 s，此时打开模具放入复合材料，可以很明显观察到几个测温点有一个温度的降低，大概 3~6℃。层合板在模具中很快就开始放热，同时模具升温，120~180 s 后，模具回升到 160℃。2520~4 320 s 这段时间，各个测点的温度稳定，层合板在这个阶段能够充分地进行固化反应。测点 A 处于模具中部区域，它的温度高达 165.1℃，测点 B 位于较边缘的位置，它的温度最低，为 158.1℃，复合材料恒温加热阶段温差高达 7℃。

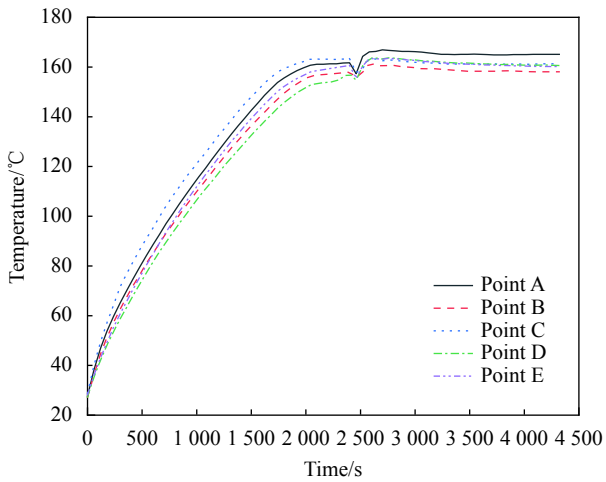


图 8 复合材料固化直热模具各测温点温度随时间变化情况

Fig. 8 Temperature of each temperature measurement point changes with time of composite material curing direct heat mold

模具表面的温度云图可以直观地观察到温度不均匀的现象，如图 9 所示。可以看到，模具的左右边缘处温度仅为 155.34℃，远低于中心区域。这是由于模具边界直接与空气接触，存在对流换热，带走了热量，可以将边缘处的加热管 $P_3=300\text{ W}$ 更换为更高功率 400 W，将 L_3 减小为 25 mm，模具表面温度稳定后温度云图如图 10 所示。增大边

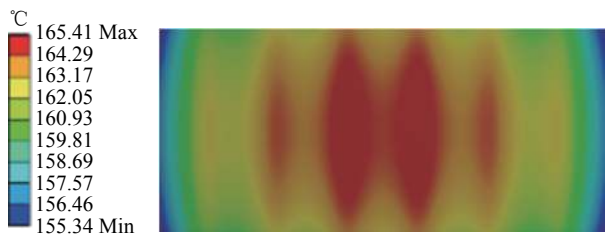


图 9 初始加热管设置的模具表面温度云图

Fig. 9 Mold surface temperature cloud map of initial heating tube setting

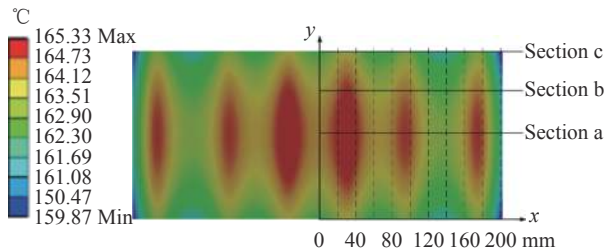


图 10 更换边缘加热管间距和功率后模具表面温度云图

Fig. 10 Mold surface temperature cloud map after changing the edge heating tube spacing and power

界处加热管的功率，同时使该加热管的安装位置更加靠近模具侧边界，数值模拟结果表面模具边缘温度较低的现象得到了明显改善，边界处最低温度为 159.87℃。为了定量地分析模具表面温度差异，取模具温度稳定时不同位置的横截面 a、b、c，如图 10 所示。

每个截面上模具表面相应的温度数值如图 11 所示。直观地观察到 3 个截面的温度情况，可以发现两个规律：(1) 每个截面的温度局部极大值几

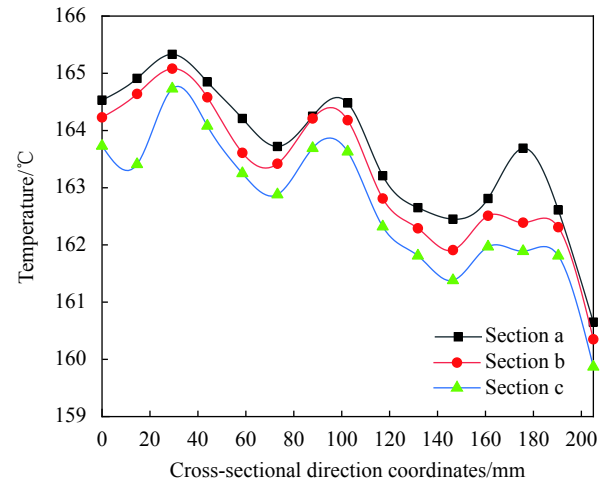


图 11 横截面 a、b、c 上模具表面相应的温度值

Fig. 11 Corresponding temperature value of the mold surface on the cross section a, b, c

乎都位于加热管正上方，极小值位于两加热管间隙的正上方，这符合工程实际。(2) 对于不同的截面，模具边缘部分的温度远低于模具中间区域，即尽管改变了边缘加热管到模具边界的距离，提高了功率，解决了模具边界温度偏低的问题，但是此时模具表面中心区域的温度仍然是偏高的，表现为截面 a 上最高温度点与截面 c 上最低温度点有最大温差为 5.44℃，仍不满足模具表面温差 ≤ 4℃ 的行业标准，因此模具中部的过热现象需要解决。

4 基于正交实验法提升模具表面温度场均匀性

4.1 基于正交实验法对加热管间距和功率的优化

模具中部的过热是由加热管功率和排布的不合理造成的，已知改造过边缘加热管后模具此时加热管的设置如表 5 所示。

表 5 正交实验前加热管设置

Table 5 Heating tube setting before orthogonal experiment

L_1/mm	L_2/mm	L_3/mm	P_1/W	P_2/W	P_3/W
33	66	25	300	300	400

对中部的加热管的参数 L_1 、 L_2 、 P_1 、 P_2 进行优化来提升模具表面温度均匀性，可以使用三水平四因素的正交试验法，试验指标为模具表面的温差，温差越小，表明优化的结果越好，模具温度场均匀性越好。根据模具尺寸和实际加工情况，得到正交试验的因素水平表如表 6 所示。

表 6 正交试验因素水平

Table 6 Orthogonal test factor level

Level	Factor			
	L_1/mm	L_2/mm	P_1/W	P_2/W
1	35	70	350	250
2	39	66	300	300
3	43	62	250	350

根据三因素四水平的正交表，得到 9 个设计变量的组合，将这 9 个样本进行 Ansys Workbench 有限元数值求解，试验结果的指标为模具表面最大温差，正交试验方案、结果及分析如表 7 和表 8 所示。

极差分析的结果表明，四个因素 L_1 、 L_2 、 P_1 、 P_2 对试验指标，即表面温差影响的顺序为： $P_1 > P_2 > L_1 > L_2$ 。各因素的优水平根据 K_i 来判断，在本试验中 K_i 越小，则表面该水平最优。由表 8 可知，本试验各因素的优水平组合为 $L_1(3)$ 、 $L_2(2)$ 、 $P_1(3)$ 、

表 7 正交试验方案及结果
Table 7 Orthogonal test plan and results

Test number	Factor				Maximum temperature difference/℃
	L_1/mm	L_2/mm	P_1/W	P_2/W	
1	1	1	1	1	6
2	1	2	2	2	5.11
3	1	3	3	3	4.82
4	2	1	2	3	4.65
5	2	2	3	1	3.51
6	2	3	1	2	6.39
7	3	1	3	2	4.51
8	3	2	1	3	5.46
9	3	3	2	1	3.95

表 8 正交实验极差分析
Table 8 Orthogonal experiment range analysis

Variable	Factor			
	L_1/mm	L_2/mm	P_1/W	P_2/W
K_1	15.93	15.16	17.85	13.46
K_2	14.55	14.08	13.71	16.01
K_3	13.92	15.16	12.84	14.93
Excellent level	3	2	3	1
R	2.01	1.08	5.01	2.55
Order	$C>D>A>B$			

Notes: $K_i(i=1,2,3)$ —Sum of the i -th level test indicators of each factor, R —Extremely poor, that is, the difference between the maximum value and the minimum value of K_i in each column.

$P_2(1)$, 即间距 L_1 为 43 mm, 间距 L_2 为 66 mm, 功率 P_1 为 250 W, 功率 P_2 为 250 W。

4.2 优化结果分析

将 $L_1=43\text{ mm}$, $L_2=66\text{ mm}$, $L_3=25\text{ mm}$, $P_1=250\text{ W}$, $P_2=250\text{ W}$, $P_3=400\text{ W}$ 代入数值模型中进行模拟求解, 得到优化后的模具表面温度云图, 如图 12 所示, 3 个截面相应的温度如图 13 所示。

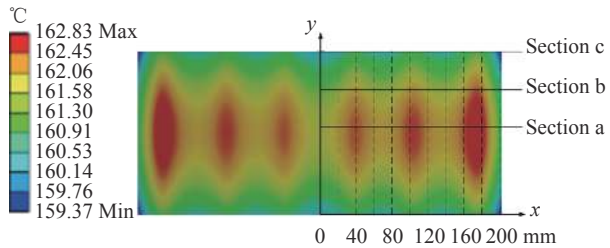


图 12 正交试验优化后模具表面温度云图
Fig. 12 Mold surface temperature cloud map after orthogonal experiment optimization

从图 12 可以看出, 四个参数经过正交试验优化后, 复合材料直热模具表面温度的均匀性显著提高, 模具中部区域的过热问题得到解决, 温度稳定时表面最高温度仅为 162.83℃, 该点位于边缘加热管上方, 最低温度为 159.37℃, 位于模具

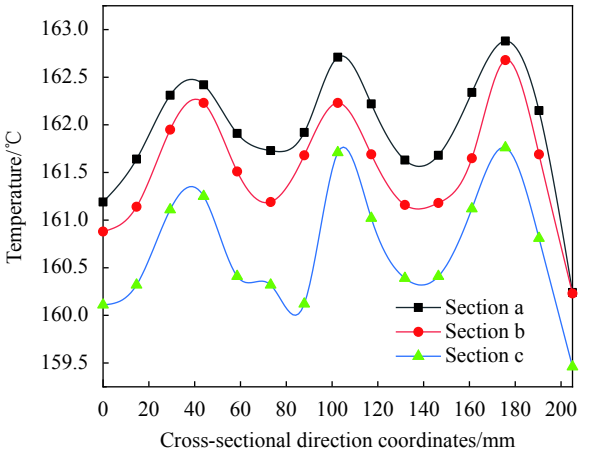


图 13 正交试验优化后横截面 a、b、c 上模具表面相应的温度值
Fig. 13 Corresponding temperature value of the mold surface on cross-section a, b, c after optimization by orthogonal test

表面的四个角处, 最大温差为 3.46℃, 已经满足行业标准。图 13 可以直观地观察温度稳定时各个截面上的温度。可以发现, 在不同截面上温度极值点之间的偏差明显减小, 截面 a、b、c 上最大温差分别为: 2.64℃、2.45℃、2.3℃, 即模具单个横截面上最大温差小于 2.7℃。对于复合材料固化

工艺的直热模具来说，模具同一截面的温度均匀性非常重要，而采用正交试验优化过后的方案较大程度地满足了其温度均匀性的要求。

5 其他因素对模具表面温度场均匀性的影响

5.1 加热管与模具的热阻对均匀性的影响

上文在探究复合材料直热模具温度场和复合材料层合板固化反应温度场的耦合场时，忽略了接触热阻的影响。在实际工程中，接触热阻的影响是不可忽视的，它不仅加剧了模具表面温度的不均匀性，同时大大增加了模具加热到指定温度所用的时间。在本文所探讨传热模型中，热阻影响最大的部分在加热管与模具内孔槽之间。由于模具加工和装配的原因，同时为了方便了加热管的更换，加热管与槽之间是间隙配合的，因此之间的热阻需要考虑。查阅相关资料可知金属与金属间干接触的接触热阻为 $2.6\times10^{-4}\sim3.55\times10^{-4}\text{ K}\cdot\text{m}^2/\text{W}$ 。图 14 为考虑接触热阻的影响时整个加热过程模具表面 5 个测温点温度随时间变化情况。可以看出，在考虑接触热阻的情况下，模具加热到 160℃ 需要 3 200 s，比不考虑接触热阻的情况多用 800 s。同时观察到，加热过程持续到4 500 s时，模具表面温度最高点为 164.33℃，测温最低为 157.09℃，温

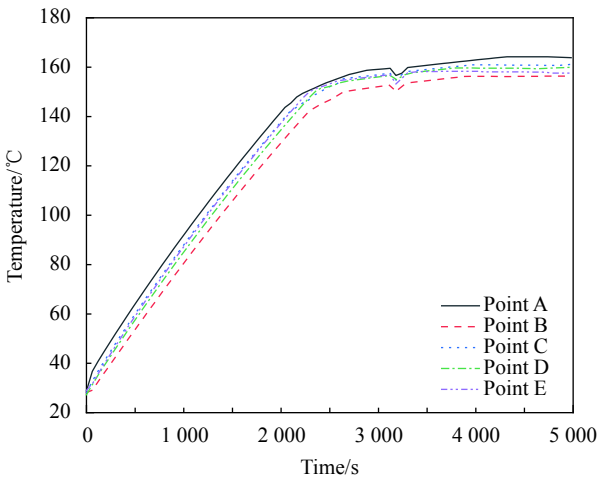


图 14 考虑接触热阻时模具表面测温点随时间变化情况

Fig. 14 Temperature measurement point of the mold surface changes with time when considering the contact thermal resistance

差为 7.24℃，可以看出接触热阻影响是比较大的，可以在加热管上涂抹导热硅脂，能够有效接触热阻，使其降低到 $0.48\times10^{-4}\sim1.29\times10^{-4}\text{ K}\cdot\text{m}^2/\text{W}$ 。图 15(a)和图 15(b)分别为加热管未涂抹导热硅脂和涂抹导热硅脂的模具表面温度分布云图，涂抹导热硅脂的情况模具表面最高温为 162.83℃，最低温为 157.83℃，最大温差为 5℃，温度均匀性有了很大改善。

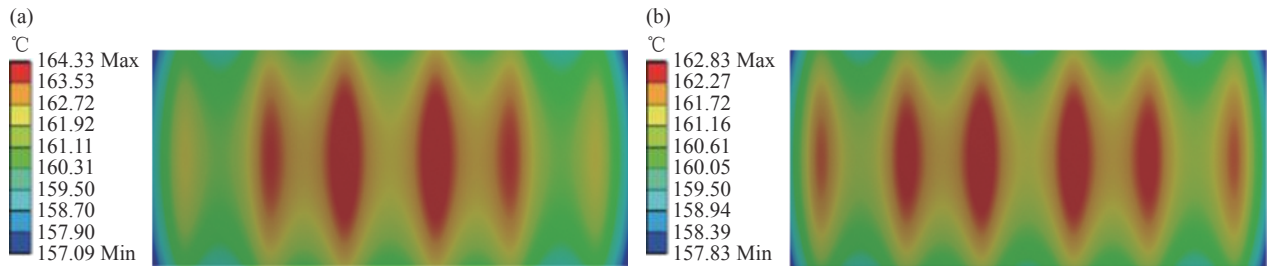


图 15 未涂抹导热硅脂和涂抹导热硅脂时模具表面温度云图

Fig. 15 Mold surface temperature cloud map when thermal grease is not applied and when thermal grease is applied

5.2 复合材料层合板厚度对模具表面温度均匀性的影响

根据实际工程的需要进行复合材料的铺层设计时，不同的铺层设计有不同层合板厚度。层合板厚度增大或减小，其自身固化反应放热也增大或较小，会影响模具温度的均匀性。如图 16(a)为无层合板模具表面温度云图，图 16(b)~16(d)为层合板厚度为 1.1 mm、2.2 mm、4.4 mm 时模具表面温度云图。

观察图 16 所示的温度云图，发现未加入复合

材料层合板，直热模具上下模直接接触，当模温稳定时，模具表面最大温差为 4.44℃，而加入复合材料且层合板厚度为 1.1 mm、2.2 mm、4.4 mm 时，模具表面最大温差分别为 3.49℃、3.5℃、3.5℃，造成这种现象的原因是，存在复合材料层合板且发生固化反应时，由于层合板厚度较小，相对于整个模具来说，它的温度均匀性要好很多，可以抽象为一个连续的、均匀的面热源，因此加入层合板会一定程度上改善直热模具表面温度均匀性。加入层合板且厚底不同的三种情况下，模

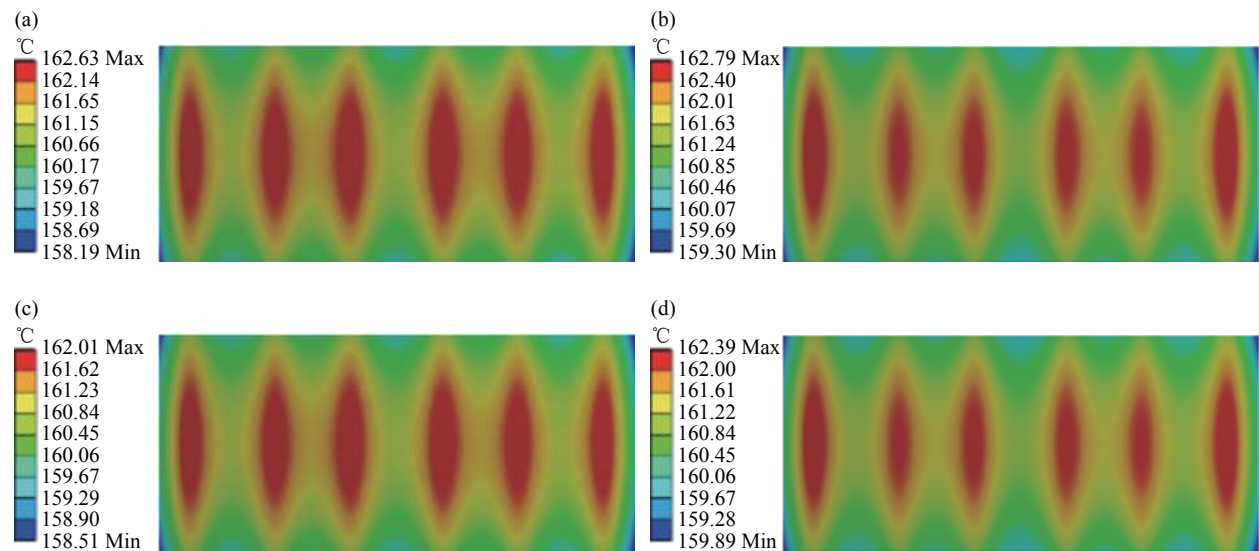


图 16 无层合板和有层合板且厚度不同时模具表面温度云图

Fig. 16 Mold surface temperature cloud map when there is no laminate and when there is a laminate and the thickness is different

具表面最大温差几乎相同，温度场的均匀性相差不多，这主要是由于复合材料层合板厚度通常为毫米级，其固化反应放热相比于外加热源要小得多；当层合板厚度达到厘米级，不仅要考虑它的放热和低热导率高比热容对模具表面温度均匀性的影响，还要注意的，此时层合板已经不能抽象为面体，它与空气的对流换热需要考虑。

6 结论

(1) 建立了复合材料固化工艺直热模具的传热学模型，确定了复合材料层合板的等温放热功率和三个方向的热导率，建立了模具传热温度场和复合材料固化反应温度场的耦合模型，并进行数值模拟。

(2) 改变边缘加热管的功率和到模具边界的间距，解决了模具边界温度过低的问题；针对模具中部加热管的功率和间距设计了正交试验，解决了模具中部的过热问题；最终模具表面最大温差为 3.5℃，均匀性达到行业标准。

(3) 探讨了加热管与模具之间的热阻对模具表面温度均匀性的影响，发现如果没有在加热管表面涂抹导热硅脂，即接触热阻较大时，会使模具加热到指定温度所需时间增加 800 s，同时使模具表面温度不均匀的情况加重，最大温差达到 7.24℃；研究了层合板对模具温度均匀性的影响，发现未加入复合材料时模具表面最大温差为 4.44℃，加入层合板耦合后温差场最大温差为 3.5℃左右，厚度为毫米级时，不同厚度的层合板对直

热模具表面温度的均匀性影响不大。

参考文献：

[1] 沈军, 谢怀勤. 先进复合材料在航空航天领域的研发与应用[J]. 材料科学与工艺, 2008(5): 737-740.
SHENG Jun, XIE Huaiqin. Research, development and application of advanced composite materials in the aerospace field[J]. Materials Science and Technology, 2008(5): 737-740(in Chinese).

[2] 朱晋生, 王卓, 欧峰. 先进复合材料在航空航天领域的应用[J]. 新技术新工艺, 2012(10): 76-79.
ZHU Jinshen, WANG Zhuo, OU Feng. Application of advanced composite materials in aerospace[J]. New Technology & New Process, 2012(10): 76-79(in Chinese).

[3] 杜善义. 先进复合材料与航空航天[J]. 复合材料学报, 2007(1): 1-12.
DU Shanyi. Advanced composite materials and aerospace[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2007(1): 1-12(in Chinese).

[4] MAIR R I. Advanced composite structures research in Australia[J]. Composite Structures, 2002, 57(1-4): 3-10.

[5] 韩远飞, 孙相龙, 邱培坤. 颗粒增强钛基复合材料先进加工技术研究进展[J]. 复合材料学报, 2017, 34(8): 1625-1635.
HAN Yuanfei, SUN Xianglong, QIU Peikun. Research and development of processing technology on particulate reinforced titanium matrix composites[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2017, 34(8): 1625-1635(in Chinese).

[6] 晏冬秀, 刘卫平, 黄钢华. 复合材料热压罐成型模具设计研究[J]. 航空制造技术, 2012(7): 49-52.
YAN Dongxiu, LIU Weiping, HUANG Ganghua. Design and research of molding die for composite material

- autoclave[J]. *Aeronautical Manufacturing Technology*, 2012(7): 49-52(in Chinese).
- [7] 唐爱霞. 拉挤玻璃钢的成型工艺及市场开发前景[J]. 玻璃钢/复合材料, 1996(2): 52.
- TANG Aixia. The forming process and market development prospect of pultruded FRP[J]. *Fiber Reinforced Plastics/Composite*, 1996(2): 52(in Chinese).
- [8] 赵洪凯, 钱春香, 周效凉. 拉挤工艺成型连续纤维增强热塑性FRP的性能研究[J]. 化学建材, 2006(1): 23-25.
- ZHAO Hongkai, QIAN Chunxiang, ZHOU Xiaoliang. Study on properties of continuous fiber reinforced thermoplastic FRP formed by pultrusion process[J]. *Green Building*, 2006(1): 23-25(in Chinese).
- [9] 齐俊伟, 宋伟, 肖军. C_f/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. Advanced pultrusion curing process of C_f/E prepreg[J]. *Aerospace Materials and Technology*, 2011, 41(5): 44-49(in Chinese).
- [10] 王健, 郑学丰, 付昌云. 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): 2786-2794.
- WANG Jian, ZHENG Xuefeng, FU Changyun. Deep drawing characteristics of carbon fiber/epoxy resin compositealuminum alloy laminates[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2019, 36(12): 2786-2794(in Chinese).
- [11] 花蕾蕾, 安鲁陵, 匡海华. 复合材料构件热压罐成型模具温度均匀性分析[J]. 南京航空航天大学学报, 2019, 51(3): 357-365.
- HUA Leilei, AN Luling, KUANG Haihua. Analysis of temperature field uniformity of composite mold in autoclave[J]. *Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics*, 2019, 51(3): 357-365(in Chinese).
- [12] 王宇, 齐俊伟, 王跃全. 多区间热压对拉挤制件成型质量的影响[J]. 玻璃钢/复合材料, 2019(10): 10-18.
- WANG Yu, QI Junwei, WANG Yuequan. The influence of multi-zone hot pressing on the forming quality of pultruded parts[J]. *Fiber Reinforced Plastics/Composite*, 2019(10): 10-18(in Chinese).
- [13] 齐俊伟, 李勇, 肖军. 先进拉挤成形技术及其在大飞机复合材料结构中的应用[J]. 航空制造技术, 2011(15): 58-60.
- QI Junwei, LI Yong, XIAO Jun. Advanced pultrusion technology and its application in the composite structure of large aircraft[J]. *Aeronautical Manufacturing Technology*, 2011(15): 58-60(in Chinese).
- [14] CHEN S C, JONG W R, CHANG J A. Dynamic mold surface temperature control using induction heating and its effects on the surface appearance of weld line[J]. *Journal of Applied Polymer Science*, 2006, 101(2): 1174-1180.
- [15] CHEN S C, PENG H S, CHANG J A. Simulations and verifications of induction heating on a mold plate[J]. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2004, 31(7): 971-980.
- [16] CHEN S C, JONG W R, CHANG Y J. Rapid mold temperature variation for assisting the micro injection of high aspect ratio micro-feature parts using induction heating technology[J]. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 2006, 16(9): 1783-1791.
- [17] HUANG M S, HUANG Y L. Effect of multi-layered induction coils on efficiency and uniformity of surface heating[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2010, 53(11-12): 2414-2423.
- [18] 戴春晖. 大型复合材料模具内置循环水加热系统设计研究[D]. 长沙: 国防科学技术大学, 2007.
- DAI Chunhui. Design and research on the built-in circulating water heating system of large composite material mould[D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2007(in Chinese).
- [19] 史红瑞, 李文斌. 喷管模压料成型过程温度控制系统的研究[J]. 机械工程与自动化, 2008(4): 129-131, 134.
- SHI Hongrui, LI Wenbing. Research on temperature control system of nozzle molding material[J]. *Mechanical Engineering & Automation*, 2008(4): 129-131, 134(in Chinese).
- [20] 李金国, 蒋宁, 高增梁. 反应成型模具耦合温度场数值模拟与试验研究[J]. 机械工程学报, 2014, 50(8): 73-80.
- LI Jingguo, JIANG Ning, GAO Zengliang. Numerical simulation and experimental research on coupled temperature field of reaction molding die[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2014, 50(8): 73-80(in Chinese).
- [21] 姜碧羽, 齐俊伟, 刘小林. 预浸料先进拉挤成型的固化传热过程数值模拟[J]. 复合材料学报, 2020, 37(6): 1496-1504.
- JIANG Biyu, QI Junwei, LIU Xiaolin. Numerical simulation of curing and heat transfer process of prepreg in advanced pultrusion[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2020, 37(6): 1496-1504(in Chinese).
- [22] PILLING M, YATES B, BLACK M. The thermal conductivity of carbon fibre-reinforced composites[J]. *Journal of Materials Science*, 1979(14): 1326-1338.
- [23] SPRINGER S G, TSAI S W. Thermal conductivity of unidirectional materials[J]. *Journal of Composite Materials*, 1967(1): 166-173.
- [24] ADAMS D, DONER D. Longitudinal shear loading of a unidirectional composite[J]. *Journal of Composite Materials*, 1967(1): 4-17.
- [25] SAFONOV A A, CARLONE P, AKHATOV I. Mathematical simulation of pultrusion processes: A review[J]. *Composite Structures*, 2018(184): 153-177.