

接触热导率对CFRTP/不锈钢激光直接连接 温度场的影响

王强, 焦俊科, 詹少平, 张文武

中国科学院宁波材料技术与工程研究所, 浙江 宁波 315201

摘要 为了提高碳纤热塑复合材料(CFRTP)/不锈钢激光直接连接(LDJ)数值模拟的准确性,在实验的基础上拟合得到接触热导率计算公式,建立了考虑界面接触热阻的三维有限元传热模型。理论仿真结果与实验结果的对比分析表明,与传统模型相比,热接触模型更符合实际情况,可用于表征夹具压力对激光连接效果的影响。在激光功率为339 W、夹具压力为0.1 MPa时,传统模型计算的相对误差为12.3%,考虑接触热导率的热接触模型则将相对误差降至2.8%。该模型对提高激光直接连接数值模拟的准确性和工艺参数的优化选择具有重要价值。

关键词 激光技术; 激光直接连接; 有限元模型; 热接触模型; 接触热导率; 夹具压力

中图分类号 TG456.7

文献标识码 A

doi: 10.3788/CJL201744.0402002

Effect of Thermal Contact Conductance on Temperature Field of CFRTP/Stainless Steel Laser Direct Joining

Wang Qiang, Jiao Junke, Zan Shaoping, Zhang Wenwu

Ningbo Institute of Industrial Technology, Chinese Academy of Sciences, Ningbo, Zhejiang 315201, China

Abstract To improve the numerical simulation accuracy of carbon fiber reinforced thermal plastic (CFRTP)/stainless steel laser direct joining (LDJ), a fitting formula of thermal contact conductance is established based on the experiments. Taking the thermal contact resistance into account, we establish a three-dimensional finite element thermal contact model of LDJ. The theoretical simulation and experimental results are compared and analyzed. The results show that the thermal contact model is more consistent with the reality compared with the traditional model. Therefore, the thermal contact model can be used to characterize the influence of clamping pressure on the laser joining quality. When the laser power is 339 W and the clamping pressure is 0.1 MPa, the relative error is 12.3% for the traditional model and it is reduced to 2.8% for the thermal contact model. The numerical model can help to improve the accuracy of numerical simulation in the process of LDJ and choose optimal technological parameters.

Key words laser technique; laser direct joining; finite element model; thermal contact model; thermal contact conductance; clamping pressure

OCIS codes 140.3390; 140.6810; 140.3510; 160.5470

1 引言

数值模拟是解释激光焊接/连接机理和现象、优化工艺参数的一个重要方法^[1-3]。数值仿真过程中,除了激光功率、焊接速度、离焦量等参数外,待连接工件之间的界面接触状态也是影响激光连接仿真结果的一个重要因素。

收稿日期: 2016-11-23; 收到修改稿日期: 2016-12-07

基金项目: 浙江省公益技术应用研究项目(2017C31082)、中国科学院青年创新促进会资助(2017343)、深圳市基础研究项目(JCYJ20150625155931806)、中国科学院装备研制项目(YZ201535)、宁波市自然科学基金(2015A610093)

作者简介: 王强(1990—),男,硕士研究生,主要从事激光加工技术方面的研究。E-mail: wangq@nimte.ac.cn

导师简介: 焦俊科(1981—),男,博士,高级工程师,硕士生导师,主要从事激光加工技术及激光加工设备方面的研究。

E-mail: jiaojunke@nimte.ac.cn(通信联系人)

界面接触状态与夹具压力、结构、表面粗糙度等多种因素相关^[3]。其中,界面接触热导率通常采用求解热传导反问题来获得^[4],将焊缝不同位置测得的温度作为输入参数,计算温度和实际测量温度误差最小时的设定接触热导率作为真实热导率。但是,实验中激光焊接温度的测量比较困难,现有的技术手段很难准确测量接触面的温度^[5]。因此,利用反向求导方法求解接触热导率存在着很大的技术困难。

针对激光连接中的界面接触状态,国内外学者展开了一系列研究。Dhorajiya^[6]建立了钛合金/聚酰亚胺和硅/玻璃激光连接的接触模型,对激光连接温度场和应力场进行了计算分析,发现上下层板在连接接触面处的温度场存在较大差异,这与实际情况吻合;同时利用该模型实现了透射焊焊缝宽度的预测。Taha等^[7]针对复合材料的搭接焊建立了一个新数学模型,通过引入界面接触热阻,初步探究了夹具压力对焊缝几何形状和焊缝温度场分布的影响。Liu等^[3]研究了界面接触状态对透明与不透明 PA66 透射焊的影响,通过比较传统模型、热接触模型的计算结果和实验结果,发现考虑界面接触状态的热接触模型的计算结果与实验结果更接近。上述文献对于界面接触状态的研究主要停留在理论值的定性分析阶段,只是通过考虑接触热导率的数值模型来说明其能够提高仿真结果的精度,没有系统深入地研究接触热导率与夹具压力值之间的具体关系。

本文针对碳纤热塑复合材料(CFRTP)/不锈钢的激光直接连接技术,在实验的基础上拟合接触热导率计算公式,建立了考虑界面接触热阻的三维有限元传热模型,重点研究了接触热导率与夹具压力之间的关系。

2 实验与仿真设计

实验采用 304 不锈钢板(牌号 0Cr18Ni9),试样尺寸为 50 mm×25 mm×2 mm。碳纤热塑复合材料试样尺寸为 50 mm×25 mm×3 mm,该型树脂基复合材料由聚苯硫醚(PPS)和碳纤维 T700 胶合后经过挤压和拉拔成型得到,其基体为 PPS,增强相为 T700 连续纤维,碳纤维的体积分数为 48%,PPS 和 T700 的热物理性能参数如表 1 所示。由于 CFRTP 板表层树脂含量较低,且厚度仅为 50 μm 左右,实验中为了达到标准树脂厚度 200 μm,添加了 150 μm 厚的 PPS 层。图 1 为 CFRTP/不锈钢激光直接连接示意图,激光照射在不锈钢板上,以热传导的方式从不锈钢向 CFRTP 传递热量,促使 CFRTP 熔化,同时施加一定的压力,在热和力的共同作用下形成焊缝。

表 1 PPS 与 T700 的热物理性能参数

Table 1 Thermal physical parameters of PPS and T700

Material	Specific heat / (J·kg ⁻¹ ·°C ⁻¹)	Thermal conductivity / (W·m ⁻¹ ·°C ⁻¹)	Density / (kg·m ⁻³)	Melting point /°C	Glass transition temperature /°C	Decomposition temperature /°C
PPS	1544	0.278	1350	280	89	522
T700	712	6.5	1760	3000		

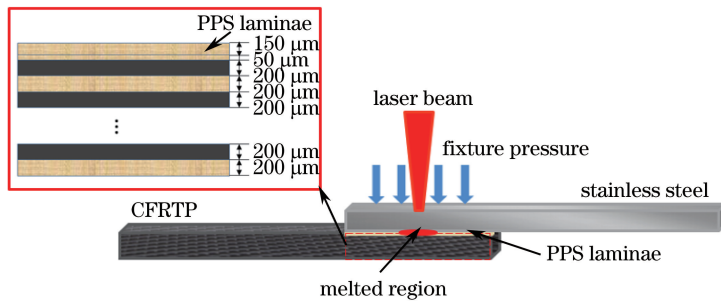


图 1 激光直接连接示意图

Fig. 1 Schematic of laser direct joining process

CFRTP/不锈钢激光连接实验在功率为 500 W 的光纤激光焊接系统上实现。为了方便控制夹具压力,设计制作了气动工装(图 2),通过改变气体压力,实现不同夹具压力的控制。实验中试件的搭接宽度为 20 mm,激光扫描长度为 25 mm,如图 3 所示。

根据基本热传导模型和前期研究工作^[8],将激光热源看作高斯分布面热源,可表示为

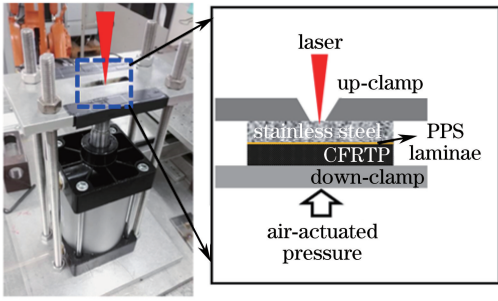


图 2 气动夹具

Fig. 2 Air-actuated clamp

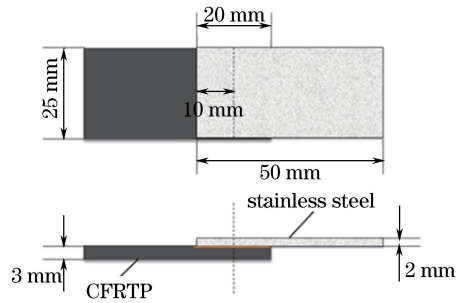


图 3 样品尺寸示意

Fig. 3 Schematic of the sample dimension

$$\begin{cases} q(x, y, z, \nu, t) = \frac{a(1-R)P}{\pi r^2} \exp\left\{-\frac{a[x^2 + (y - \nu t)^2]}{r^2}\right\} \\ T(x, y, z, 0) = T_0 \\ -k \frac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} = q(x, y, z, t) \\ -k \frac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} = h_c(T - T_0) \end{cases}, \quad (1)$$

式中 a 为热流集中程度系数; P 为激光输出功率; R 为材料对激光的反射率; r 为激光的有效作用半径; t 为时间; ν 为扫描速度; T_0 为焊接初始时刻的环境温度, 取值为 $20\text{ }^\circ\text{C}$; k 为热导率; h_c 为对流换热系数; \mathbf{n} 为表面的法线方向矢量。

考虑到焊缝的对称性, 模拟过程中仅取有限元模型的一半进行分析计算^[9-10]。不锈钢尺寸为 $25\text{ mm} \times 10\text{ mm} \times 2\text{ mm}$, CFRTTP 尺寸为 $25\text{ mm} \times 10\text{ mm} \times 3\text{ mm}$, CFRTTP 模型由 7 层碳纤维和 8 层树脂依次交替构成, 其中最上层树脂厚为 $50\text{ }\mu\text{m}$, 并添加 $150\text{ }\mu\text{m}$ 厚的 PPS 层。单元属性选择热分析单元 Solid70, 为了兼顾计算精度和时间的关系, 采用不均匀网格划分方法, 对焊缝及周围区域进行加密划分, 远离焊缝区域采用粗划分, 热接触模型的有限元划分如图 4 所示。

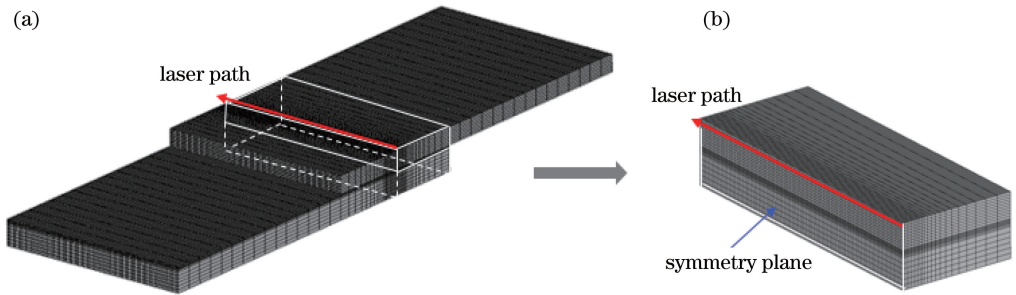


图 4 有限元模型。(a) 整体; (b) 搭接区域的对称部分

Fig. 4 Finite element model. (a) Whole model; (b) symmetric part of the model in the bond region

3 热接触模型的建立

3.1 夹具压力对激光连接的影响

在夹具压力为 0.1 MPa 和 0.2 MPa 两种情况下, 对 CFRTTP/不锈钢进行激光连接实验, 并对试样的接头进行了拉伸测试。实验条件为激光功率 318 W , 扫描速度 5 mm/s , 离焦量 -20 mm 。图 5 为接头拉伸测试后不锈钢和 CFRTTP 的断裂面宏观形貌图。为了方便分析, 将树脂的熔宽定义为图 5(c) 中的 W_m 。图 5(a) 为夹具压力 0.1 MPa 情况下连接接头的形貌图, 熔融的树脂几乎不发生扩展; 图 5(b) 为夹具压力 0.2 MPa 情况下连接接头的形貌图, 可以看出夹具压力增大后, 树脂的熔宽明显增大。因此, 在其他工艺参数相同的情况下, 夹具压力是影响树脂熔宽的一个关键因素。

传统激光直接连接的数学模型由(1)式表示, 一般假设接触面之间是完全接触的, 不考虑 CFRTTP/不锈

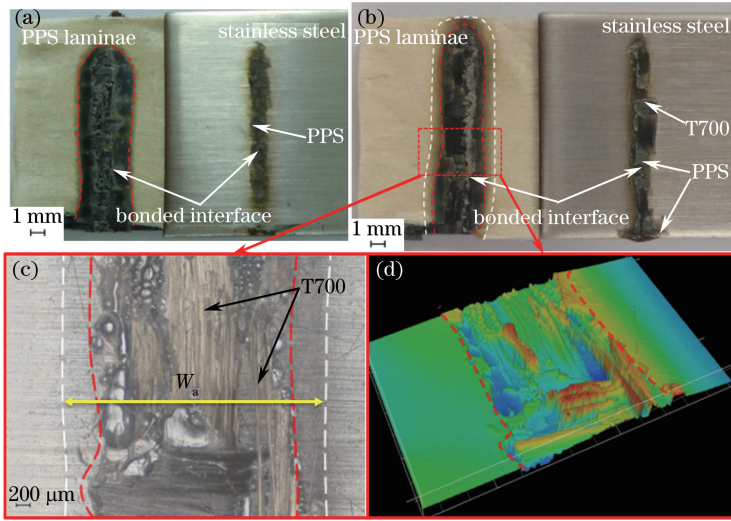


图 5 拉伸断裂面的宏观形貌图。(a)夹具压力为 0.1 MPa;(b)夹具压力为 0.2 MPa;(c)局部放大图;(d)三维形貌图
Fig. 5 Appearance of fractured surface after tensile-shear test. (a) Clamping pressure is 0.1 MPa;
(b) clamping pressure is 0.2 MPa; (c) magnified view; (d) three-dimensional diagram

钢接触面状态的影响。因此,传统模型计算得到的树脂熔化宽度随压力增大保持不变,这与实际情况是有偏差的。图 6 为不同夹具压力下熔宽的实测值(激光功率 318 W,扫描速度 5 mm/s,离焦量 -20 mm),从实验测量结果可以看出,树脂熔宽随着夹具压力的增加呈现先增加后减小的趋势。

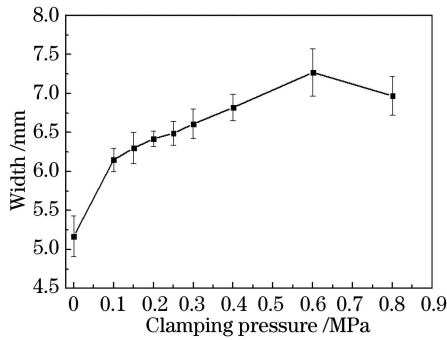


图 6 不同夹具压力下的树脂熔化宽度
Fig. 6 Melting width of PPS under different clamping pressures

试件表面有一定的粗糙度,所以两个表面叠放在一起,在无夹具压力(0 MPa)的情况下,仍然有部分区域不能紧密接触,接触面间存在的空隙阻碍了热量的传递。此外,由于熔融树脂具有很高的黏度,无外力作用时仍然不能消除表面的粗糙形态^[11]。无夹具压力时,实验测得树脂熔宽为 5.17 mm。在夹具压力为 0.1 MPa时,加压主要使试件间充分接触,增大接触面积从而提高界面传热。当夹具压力增大到 0.3 MPa时,加压不仅使试件间充分接触,而且开始挤压树脂在边缘处扩展,此时测得的树脂熔宽为 6.61 mm。当夹具压力继续增大到 0.4 MPa时,实验测得树脂熔宽为 6.82 mm,已大于数值计算理想状态下的最大熔宽(数值计算熔宽值为 6.58 mm)。当夹具压力增加到 0.6 MPa 时,熔宽为 7.27 mm,达到最大值。实验结果表明,夹具压力越大,熔融层的挤压流动作用越明显。由于树脂层的树脂量有限,熔融层的树脂熔宽已经达到挤压扩展的极限。当夹具压力大于 0.6 MPa 后,熔化宽度不再增加反而减小,这主要是因为过大的夹具压力反而会阻碍熔融树脂的扩散融合。

传统模型假设接触面之间是完全接触的,未考虑接触面间的空隙,而实际上两个固体的表面不可能绝对光滑,接触面必然存在高峰和低谷。所以当两个真实表面相互接触时,只在离散固体之间的直接接触点发生部分接触,这种接触面之间的空隙^[12-13]定义为接触热阻(TCR),TCR 的倒数则定义为接触热导率(TCC),不锈钢和 CFRTP 的热接触如图 7 所示。

接触热阻和接触热导率可分别表示为

$$R_{TC} = \frac{\Delta T}{q}, \quad (2)$$

$$C_{TC} = \frac{q}{\Delta T}, \quad (3)$$

式中 ΔT 表示界面间的温度差,单位 $^{\circ}\text{C}$; q 表示界面温度差引起的热流量,单位 W/m^2 。

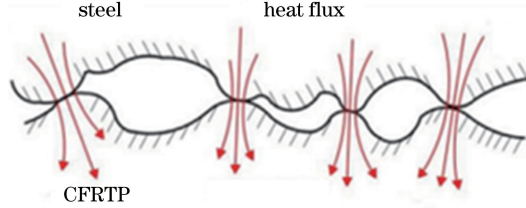


图 7 热接触示意图

Fig. 7 Schematic of thermal contact

在连接界面施加一定的压力,可以增大接触面积。对于树脂这样的黏弹性流体,增大压力可以使表面粗糙区发生弹性形变,从而增大表面的接触面积。激光连接加压的过程具体可分为两步:1)加压后表面粗糙部分发生变形,使部件间接触更紧密,数值计算中的接触热导率值增大,传递到树脂的热输入量增加,温度升高进而增大熔宽;2)熔融层的树脂受到外部压力的挤压,熔合面积发生扩展,在一定程度上进一步增大熔宽。

对于一般固体-固体之间的接触传导,Zheng 等^[14]建立了计算公式:

$$C_{TC} = \frac{\varphi_2 k_a}{2\pi\psi} \cdot \frac{m}{\sigma} \exp\left\{-\left\{\text{erfc}^{-1}\left[\frac{2P_c}{\varphi_1(P_c + H)}\right]\right\}^2\right\}, \quad (4)$$

式中 k_a 是接触对热导率的调和平均值; ψ 是收缩系数; φ_1 和 φ_2 是塑性指数; m 是轮廓表面的有效平均斜率; σ 是两个表面粗糙度的平方根;erfc 是余误差函数; P_c 是接触压力; H 是维氏硬度。

本文的热接触模型与上述普通的固体-固体接触传导存在差异。激光加工过程中树脂会有熔化相变,会出现固-液之间的接触传导,因此,上述固-固接触传导公式无法直接应用于激光直接连接模型中。要实现 CFRTP/不锈钢激光直接连接的准确模拟,必须建立一个合适的接触热导率计算模型。

3.2 接触热导率预测模型的建立

有限元热接触模型无法直接加载夹具压力,但是夹具压力直接决定接触热导率的大小,所以通过改变接触热导率来考虑夹具压力对温度场的影响。在研究夹具压力对树脂熔宽影响的过程中,发现在其他工艺参数(激光功率、扫描速度、离焦量)不变的情况下,夹具压力会影响树脂的温度,而温度值直接决定树脂的熔化宽度。鉴于瞬时温度值的测量较为困难,所以将温度值看作与激光能量密度相关的一个变量。为了更直观地表征激光功率、扫描速度、离焦量对接触热导率的影响,使用能量密度这一个变量,能量密度定义为

$$D_E = \frac{P}{vd}, \quad (5)$$

式中 D_E 为能量密度,单位 J/mm^2 ; P 为激光功率,单位 W ; v 为扫描速度,单位 mm/s ; d 为光斑直径,单位 mm 。

为了建立一个与夹具压力、能量密度相关的接触热导率预测模型,在不同夹具压力和能量密度条件下进行实验并测量树脂熔宽,再根据熔宽实际值反推合适的热导率以得到相同熔宽的数值计算结果,如表 2 所示。

对实验数据进行处理与分析,拟合得到接触热导率值与夹具压力、能量密度之间的三阶多项式模型,其表达式为

$$C_{TC} = 1943291P_{cm}^3 - 267330P_{cm}^2 + 59773P_{cm} - 15.38D_E^2 + 1290D_E - 24675, \quad (6)$$

式中 P_{cm} 为夹具压力,单位 MPa 。

图 8 为热接触模型与传统模型的计算结果对比图,可以发现夹具压力增大时,热接触模型的计算结果开始逐渐接近传统模型计算结果,这验证了传统模型只是热接触模型中接触热导率趋于无穷大的情况,即 $C_{TC} = \infty$ 。

表 2 实验设计数据与结果

Table 2 Design data and experimental results

Pressure /MPa	P /W	V /(mm·s ⁻¹)	Δf /mm	D_E /(J·mm ⁻²)	Width /mm	C_{TC} /(W·m ⁻² ·°C ⁻¹)
0	318	5	-20	37.41	5.17	2320
0	339	5	-20	39.88	5.52	2250
0	363	5	-20	42.71	5.94	2270
0.1	318	5	-20	37.41	6.15	7500
0.1	339	5	-20	39.88	6.53	7515
0.1	363	5	-20	42.71	6.89	7520
0.15	318	5	-20	37.41	6.30	11800
0.15	339	5	-20	39.88	6.67	11820
0.15	363	5	-20	42.71	6.99	11830
0.2	318	5	-20	37.41	6.42	19000
0.2	339	5	-20	39.88	6.80	19095
0.2	363	5	-20	42.71	7.12	19100
0.25	318	5	-20	37.41	6.49	30000
0.25	339	5	-20	39.88	6.85	31200
0.25	363	5	-20	42.71	7.21	31450

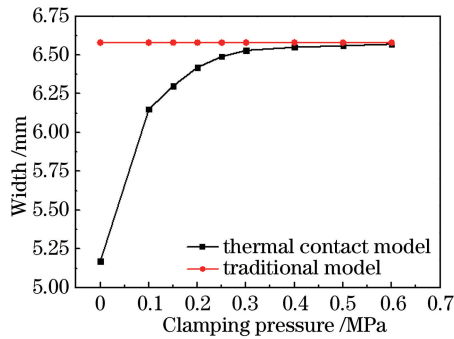


图 8 不同夹具压力下热接触模型和传统模型计算结果的比较

Fig. 8 Comparison between simulation results of the thermal contact model and the traditional model under different clamping pressures

3.3 仿真结果与实验结果的对比

为了进一步验证接触热导率预测模型的准确性,在激光功率为 318 W、339 W,夹具压力 0.10 MPa、0.15 MPa,离焦量为 -20 mm,扫描速度为 7 mm/s 的条件下进行实验,同时根据接触热导率的拟合多项式计算出接触热导率值,再利用热接触模型进行计算,分别将所得实验结果与数值模拟结果进行比较,并计算相对误差。实验实际值、预测值以及相对误差值如表 3 所示。

从表 3 可以看出,在相同的条件下,热接触模型的预测值比传统模型的预测值更接近实际值,并且能够体现夹具压力对实验结果的影响,验证了所建立的热接触模型的准确性。

表 3 数值模拟结果和实验结果的熔宽比较

Table 3 Comparison of weld width between simulated and experimental results

Laser power /W	Clamping pressure /MPa	Welding speed / (mm·s ⁻¹)	D_E / (J·mm ⁻²)	W_a				
				Experimental value /mm	Traditional model		Thermal contact model	
					Simulated value /mm	Relative error /%	Simulated value /mm	Relative error /%
318	0.10	7	26.72	4.35	4.96	17.8	4.06	6.7
339	0.10	7	28.49	4.72	5.30	12.3	4.59	2.8
339	0.15	7	28.49	5.09	5.30	4.1	4.92	3.3

4 基于热接触模型的温度场分析

在热接触模型的基础上,研究 CFRT/不锈钢激光连接过程中的温度分布情况,进一步明晰二者的连接

机理。在激光功率为 318 W、扫描速度为 5 mm/s、离焦量为 -20 mm、夹具压力为 0.1 MPa 时,数值计算得到对称面温度分布云图如图 9(a)所示,焊缝中心线各点的温度变化如图 9(b)所示。实验中,在不锈钢上表面焊缝中心线上依次取 6 个点,坐标分别为(0,0,0)、(5,0,0)、(10,0,0)、(15,0,0)、(20,0,0)、(25,0,0);在 CFRTP 上表面中心线上同样取 6 个点,坐标分别为(0,0,-2)、(5,0,-2)、(10,0,-2)、(15,0,-2)、(20,0,-2)、(25,0,-2)。由图 9(b)可知,不锈钢的温度变化规律为:当移动热源到达某点时,该点的温度迅速上升达到最大值,随后迅速下降;进入准稳态过程后,焊缝中心的温度几乎呈直线上升。此外,由于边缘效应,焊缝起焊位置的最高温度有所下降,止焊位置的最高温度有所上升。相比不锈钢,CFRTP 的升温过程存在一定的滞后性,主要原因是:1)树脂材料的导热系数低,传热速率缓慢;2)过最高温度点后,CFRTP 与不锈钢的接触面之间依然存在温差,不锈钢仍然向 CFRTP 传热,直到两者温度趋于平衡。

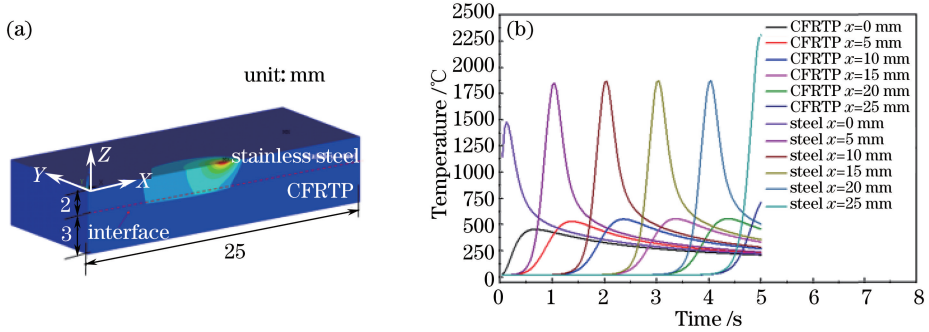


图 9 (a)对称面的温度分布;(b)焊缝中心线上不同点温度随时间的变化曲线

Fig. 9 (a) Temperature contours at symmetry plane; (b) temperature-time variation curves of different nodes along the center line of the weld

由图 10(a)可知,不锈钢焊缝中心线上 $x = 12.5$ mm 位置点在 $t = 2.52$ s 达到最高温度值,此时下层 CFRTP 相同的位置点却没有达到温度最高值,而是滞后 $\Delta t = 0.32$ s 才达到温度最高值。由于 CFRTP 板温度场的滞后特性,在计算 CFRTP 熔宽时,位于激光辐射正下方的位置达不到该时刻的最大熔宽,而是在激光热源位置稍偏后的位置才达到最大熔宽[图 10(c)中 W_a]。由于树脂的熔化温度在 280 °C 以上,所以将温度云图中高于 280 °C 的区域宽度定义为树脂的计算熔宽 W_a 。

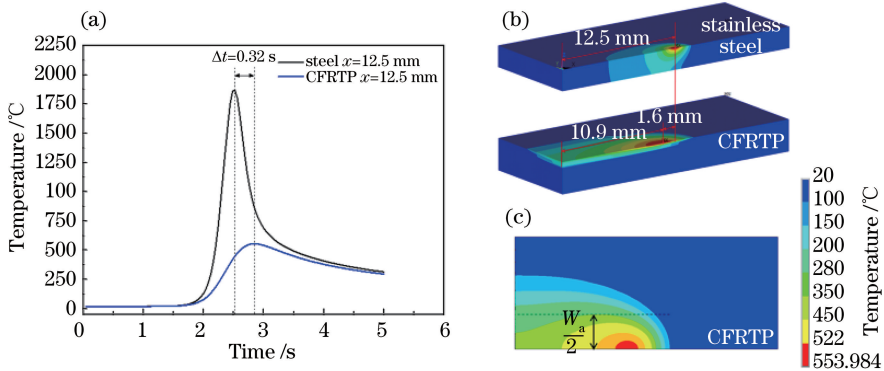


图 10 (a)焊缝中心线上 $x = 12.5$ mm 处温度随时间的变化曲线;(b) $t = 2.52$ s 时对称面的温度分布;(c) CFRTP 的温度分布

Fig. 10 (a) Temperature-time variation curves of nodes along the center line of the weld at $x = 12.5$ mm; (b) temperature contours at symmetry plane when $t = 2.52$ s; (c) temperature contours of CFRTP

激光功率为 339 W、时间为 2.52 s 时,图 11(a)为沿焊缝中心线的温度云图(path 1: $x-z$ 平面 $x = 12.5$ mm),图 11(b)为 CFRTP 接触面的温度云图(path 2: $x-y$ 平面 $x = 8.6$ mm)。由图 11(c)可知,温度值沿 z 轴方向逐渐降低,温度曲线在 CFRTP/不锈钢的接触界面处($z = 2$ mm)有一个突变,突变表示接触面两侧的温度存在较大的差异,这说明两种材料在接触面处存在接触热阻。通过图 11(d)可以计算得到 $t = 2.52$ s 时刻的最大熔宽。

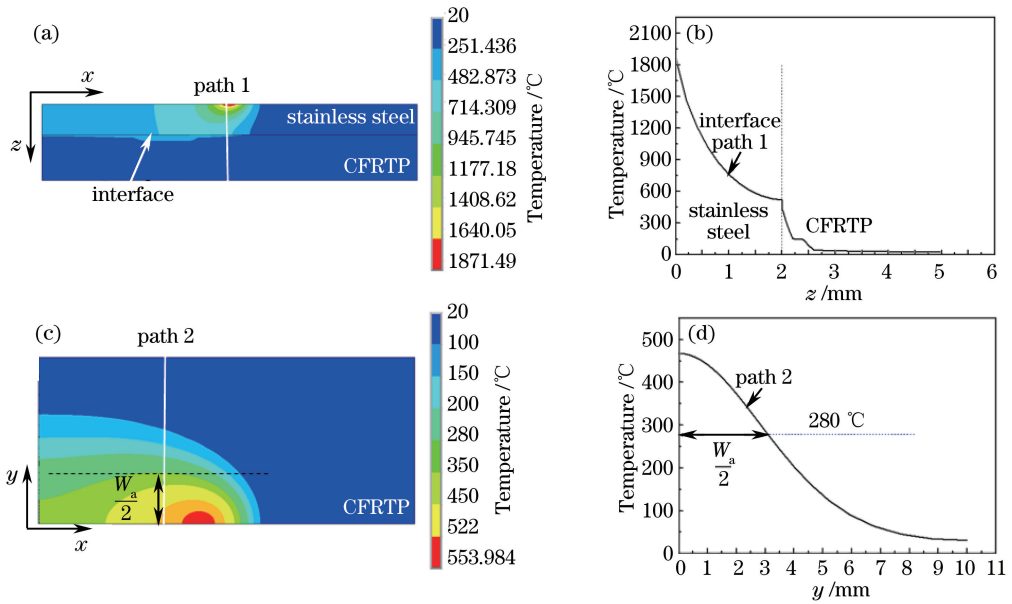


图 11 CFRTP/不锈钢温度变化。(a) $x-z$ 面温度分布;(b)沿路径 1 的温度曲线;
(c) $x-y$ 面 CFRTP 的温度分布;(d)沿路径 2 的温度曲线

Fig. 11 Temperature contours of the CFRTP/stainless steel. (a) Temperature contour at $x-z$ plane;

(b) temperature curve of CFRTP/stainless steel along path 1; (c) temperature contour at $x-y$ plane of CFRTP;

(d) temperature curve of CFRTP/stainless steel along path 2

5 结 论

利用 ANSYS 软件,建立了一个考虑接触热导率的热接触模型,使用 APDL 编程语言实现了高斯面热源的移动加载,计算得到了激光直接连接过程的三维温度场分布,同时通过实验和数值模拟分别研究了不同夹具压力对树脂熔宽的影响,得出如下结论。

1) 实验结果显示,熔宽随夹具压力的变化较为明显。本文建立的热接触模型通过改变接触热导率,可实现不同夹具压力下的熔宽预测,预测准确性比传统模型大幅提高。当激光功率为 318 W、夹具压力为 0.1 MPa、扫描速度为 7 mm/s 时,热接触模型将熔宽预测的相对误差从传统模型的 17.8% 降至 6.7%。

2) 通过分析热接触模型温度场变化规律,发现下层 CFRTP 板的温度分布滞后于上层的不锈钢板温度,滞后 0.32 s 才达到温度最高值。在进入准稳定状态后,焊缝中心线各点温度的变化过程基本相同。在准稳态过程中,由于 CFRTP 温度场分布的滞后性,最大熔宽并不是在激光辐射正下方位置,而是在激光热源后方有一定偏移的位置。

参 考 文 献

[1] Acherjee B, Kuar A S, Mitra S, *et al.* Modeling of laser transmission contour welding process using FEA and DoE[J]. Optics & Laser Technology, 2012, 44(5): 1281-1289.

[2] Mayboudi L S, Birk A M, Zak G, *et al.* A three-dimensional thermal finite element model of laser transmission welding for lap-joint[J]. International Journal of Modelling and Simulation, 2009, 29(2): 149-155.

[3] Liu H, Liu W, Meng D, *et al.* Simulation and experimental study of laser transmission welding considering the influence of interfacial contact status[J]. Materials & Design, 2016, 92: 246-260.

[4] Zhang Liqiang, Li Luoxing, Tan Wenfang, *et al.* Inverse heat conduction model for determining interfacial heat transfer coefficient during casting solidification[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2014, 24(1): 82-90.
张立强, 李落星, 谭文芳, 等. 铸造凝固界面换热系数求解的反热传导模型[J]. 中国有色金属学报, 2014, 24(1): 82-90.

[5] Guo Zhipeng, Xiong Shoumei, Cao Shangxuan, *et al.* Effects of alloy materials and process parameters on the heat transfer coefficient at metal/die interface in high pressure die casting[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2008, 44(4): 433-

439.

郭志鹏, 熊守美, 曹尚铤, 等. 合金材料以及工艺参数对压铸过程中铸件/铸型界面换热系数的影响[J]. 金属学报, 2008, 44(4): 433-439.

- [6] Dhorajiya A. Mechanical and heat transfer finite element modeling of transmission laser micro joining[D]. Michigan: Wayne State University, 2008.
- [7] Taha Z A, Roy G G, Hajim K I, *et al.* Mathematical modeling of laser-assisted transmission lap welding of polymers [J]. Scripta Materialia, 2009, 60(8): 663-666.
- [8] Jiao J, Wang Q, Wang F, *et al.* Numerical and experimental investigation on joining CFRTP and stainless steel using fiber lasers[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2017, 240: 362-369.
- [9] Chu Qingchen, He Xiuli, Yu Gang, *et al.* Numerical simulation and analysis on temperature field for laser welded stainless steel lap joint[J]. Chinese J Lasers, 2010, 37(12): 3180-3186.
褚庆臣, 何秀丽, 虞 钢, 等. 不锈钢激光搭接焊接头温度场数值模拟及分析[J]. 中国激光, 2010, 37(12): 3180-3186.
- [10] Hu Linxi, Zhou Dianwu, Jia Xiao, *et al.* Numerical simulation and laser butt welding of Zr-Sn-Nb-Fe zirconium alloy sheets[J]. Chinese J Lasers, 2016, 43(7): 0702002.
胡林西, 周惦武, 贾 骁, 等. Zr-Sn-Nb-Fe 钎合金薄板激光对接焊及数值模拟[J]. 中国激光, 2016, 43(7): 0702002.
- [11] Grewell D A, Benatar A, Park J B. Plastics and composites welding handbook[M]. Cincinnati: Hanser Publications, 2003.
- [12] Wan Z, Wang H P, Wang M, *et al.* Numerical simulation of resistance spot welding of Al to zinc-coated steel with improved representation of contact interactions[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2016, 101: 749-763.
- [13] Rodriguez-Vidal E, Lambarri J, Soriano C, *et al.* A combined experimental and numerical approach to the laser joining of hybrid polymer-metal parts[J]. Physics Procedia, 2014, 56: 835-844.
- [14] Zheng J, Li Y, Wang L, *et al.* An improved thermal contact resistance model for pressed contacts and its application analysis of bonded joints[J]. Cryogenics, 2014, 61: 133-142.