脉冲激光填丝焊接薄板熔池流动行为分析

吴东江¹, 柴东升¹, 程波¹, 马广义^{1*}, 金洙吉¹, 雷明凯², 姚振强³

1. 精密与特种加工教育部重点实验室, 大连理工大学机械工程学院, 大连 116024;

2. 大连理工大学材料科学与工程学院, 大连 116024;

3. 上海交通大学机械与动力工程学院, 上海 200240

*联系人, E-mail: gyma@dlut.edu.cn

收稿日期: 2019-05-30; 接受日期: 2019-07-03; 网络出版日期: 2019-09-18

国家重点研发计划(编号: 2018YFB1107801)和国家重点基础研究发展计划(编号: 2015CB057305, 2015CB057302)资助项目

摘要 本文使用VOF方法对熔池自由表面进行追踪, 将焊丝简化为熔滴, 建立了脉冲激光填丝焊接薄板三维数值模型, 揭示了脉冲激光填丝焊接0.5 mm厚Hastelloy C-276薄板熔池流动行为, 通过焊缝余高尺寸及熔合线形貌验证了模型的可靠性. 结果表明, 熔滴作用前, 熔池上表面区域主要存在由表面张力导致的熔池边缘向熔池中心的流动, 最大速度出现在熔池中上部且指向熔池下表面, 达到了m/s量级; 在熔池下表面区域的流动形式是表面张力及熔池中心流动共同作用的结果, 在下部形成两个方向相反的涡流; 焊丝的熔入对熔池流场有显著的影响, 熔滴对熔池的冲击作用改变了熔池原有的对流方向, 使表面张力主导的熔池对流特征消失; 熔滴熔入过程中熔池最大速度出现在熔滴熔入位置, 约为1.74 m/s. 在熔滴冲击与熔池表面张力联合作用下, 熔池表现出振荡特性, 随后熔池内流动再次回到由表面张力驱动的对流形式. 激光脉冲结束后, 熔池下部固液界面继续向母材区域扩展约3–4 ms, 这种现象与激光的脉冲作用、熔池内的流动及Hastelloy C-276的物性参数有关.

关键词 脉冲激光填丝焊接, 熔池流动, 表面张力

PACS: 42.62.Cf, 81.20.Vj, 47.11.-j, 64.70.Dv, 68.03.Cd

1 引言

熔池的流动行为对焊缝形貌和焊接质量均有着重要影响. 在激光焊接过程中, 熔池内热量的传导及对流决定了熔池几何形貌的发展. 在异质焊接中, 熔池流动直接决定了焊缝中异质合金的混合情况, 最终决定了焊缝元素的分布情况^[1]. 虽然通过一些方法, 比如在焊缝中加入高熔点异质颗粒显示其流动轨迹、X射线透

射成像^[2]以及焊接部分为透明介质的“三明治”结构^[3], 可以对熔池内流动情况进行观察研究, 但由于激光焊接热源能量密度高、熔池体积小, 直接观测困难很大. 数值分析法通过建立合理的数学模型, 采用数值的方法求解动量、能量和质量等守恒方程, 可以对焊接熔池中的热物理现象进行分析. 随着计算硬件及软件的发展, 数值模拟已经成为焊接熔池研究的重要手段之一. 国内外学者针对焊接熔池数值模拟开展了大量的

引用格式: 吴东江, 柴东升, 程波, 等. 脉冲激光填丝焊接薄板熔池流动行为分析. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2020, 50: 034208

Wu D J, Chai D S, Cheng B, et al. Flow characteristics of the molten pool in pulsed laser welding of thin sheet with filler wire (in Chinese). Sci Sin-Phys Mech Astron, 2020, 50: 034208, doi: [10.1360/SSPMA-2019-0203](https://doi.org/10.1360/SSPMA-2019-0203)

工作.

对熔池表面的处理方式有非自由表面和自由表面两种. 非自由表面即熔池表面在模拟过程中不发生变化, 这种处理方式在建模过程中一般将焊缝表面作为模型边界. 在部分薄板自熔焊接中, 由于使用的激光能量较小, 焊接模式接近传导焊接. 模拟中往往将熔池表面假设为平面, 并采用面热源处理激光能量^[4-6]. 如王占宏课题组^[5]在对脉冲激光焊接0.5 mm厚Hastelloy C-276合金薄板熔池行为进行分析时, 将熔池表面假设为平面, 工件表面的焊接热源使用了高斯面热源. 其计算结果表明, 在其焊接条件下, 熔池内的流动形式为由表面张力驱动的Marangoni对流. 其模拟结果与实验结果如图1所示. 从图1中可以看出, 焊缝表现出较小的深宽比, 其熔深不足板厚的1/2, 是传导焊的典型特征. 焊接过程中熔池表面不会产生剧烈的变化, 假设熔池表面为平面可以反映实际情况.

在大多数情况下, 由于如反冲压力、熔池内流动等因素的影响, 熔池表面不是平面. 典型的情况是当光束能量较高形成小孔焊接时, 将熔池表面处理为平面显然与实际情况相去甚远. 这时需要对熔池自由表面进行追踪. 由于熔池表面是变化的, 作为边界条件加载的面热源不再适用. 因此采用自由表面后, 激光能量一般是通过体热源^[7,8]以及射线追踪法加载^[9-11], 流体体积法(VOF)是焊接模拟中最常用的追踪自由表面的方法.

一般认为当对接间隙超过板厚的1/10时, 激光自熔焊缝就会存在负余高隐患, 因此激光自熔焊接对焊前准备与间隙控制要求较高. 这一问题在薄板长程对接焊中尤为突出, 以CAP1400核主泵屏蔽套为例, 其厚度为0.4–0.7 mm, 而其长度在4 m左右, 使用自熔焊接显然存在较大风险. 因此对薄板填丝焊接进行研究是必要的. 当对填丝焊接熔池进行分析时, 需要考虑

如何处理填充材料. 基于两种熔池表面的处理方式, 这一问题有两种解决方案.

Yang等人^[12]对激光双面填丝焊接铝合金T型接头过程中热量传递及熔池流场进行了模拟分析. 建模中认为焊丝的熔化过渡对焊接熔池的影响很小, 忽略熔滴对熔池的作用, 因此填充材料预置在角焊缝处, 依然假设熔池表面为平面. 基于这一假设, 模型中采用高斯平面热源与高斯圆柱热源构成组合热源. 模拟得到的熔池形貌与实验大致相符, 对于分析理解对称双激光束焊接熔池规律有一定帮助.

彭进等人^[13]研究了填材对焊接匙孔与熔池三维瞬态行为的影响. 建模中将填材处理为质量源项, 以熔滴的形式熔入熔池. 结果表明, 填材易导致匙孔闭合, 不利于匙孔的稳定性. 这种处理方式在一定程度上反映了焊丝熔入过程对熔池的影响, 更有利于对激光填丝焊接成形机理的分析.

将填充材料预置在焊缝处, 可以简化计算, 但这显然会对熔池的流动状态产生影响. 且无法分析焊丝熔入对熔池的作用. 本文采用VOF方法追踪熔池自由表面, 根据脉冲激光填丝焊接Hastelloy C-276薄板拼焊过程激光脉动特征及高速摄像结果, 将熔化的焊丝简化为熔滴, 建立了薄板脉冲激光填丝焊接三维模型, 对小能量脉冲激光填丝焊接薄板熔池流动特征进行模拟分析.

2 材料和方法

实验所使用的激光器为Nd:YAG毫秒级脉冲激光器(GSI, LUMONICS, JK701H, 英国), 输出激光波长为1064 nm. 透镜焦距为80 mm, 聚焦光束腰斑直径约为0.6 mm. 实验所用的材料为0.5 mm厚经固溶退火处理的Hastelloy C-276薄板及0.5 mm直径ERNiCrMo-4焊丝、母材及焊丝的成分见表1^[14,15]. 保护气体为侧吹氩气, 气流量12 L/min. 焊接形式为平板堆焊, 板材尺寸为100 mm×40 mm×0.5 mm. 焊接参数为平均功率75 W, 焊接速度350 mm/min, 送丝速度350 mm/min, 脉冲频率60 Hz, 脉冲宽度6 ms, 离焦量-1 mm.

为了观察焊丝熔化特征, 对焊接过程进行高速摄像. 高速相机为加拿大Mega-speed公司MS50K型CMOS高速相机. 镜头为Nikon公司AFNIKKOR 50 mm 1.8D型镜头, 其最大分辨率为1280×1024, 光谱

图1 模拟与实验对比^[5]

Figure 1 Comparison between calculation and experiment ^[5].

表 1 母材与焊丝成分(wt%)

Table 1 Chemical composition of Hastelloy C-276 and ERNiCrMo-4 (wt%)

	Ni	Fe	Cr	Mo	W	Co	Mn	C	Si	P	S	V
Hastelloy C-276	Bal.	5.14	16.00	15.58	3.45	1.26	0.53	0.001	0.02	0.006	0.003	0.01
ERNiCrMo-4	Bal.	5.30	16.00	15.20	3.30	0.11	0.41	0.009	0.03	0.003	0.001	0.01

范围为400–1000 nm, 像素尺寸12 μm ×12 μm , 快门速度2 μs –30 ms, 最大采集速率为5000 FPS, 实验中采集速率为1000 FPS. 拍摄熔池时辅助照明激光器为半导体激光器, 输出波长为808 nm, 最大输出功率为30 W. 高速相机安装窄带滤光片, 滤光片中心波长为808 nm. 摄像设置如图2所示.

3 数学模型

3.1 基本假设

由于脉冲激光填丝焊接过程的复杂性, 必须进行适当简化. 模型中的基本假设如下: (1) 焊接熔池中的流体假设为不可压缩牛顿流体; (2) 焊接热源符合高斯热源分布; (3) 材料密度采用Boussinesq近似; (4) 假设焊接材料的表面张力温度系数绝对值不随温度变化, 当温度达到一定值时由负值转变为正值; (5) 焊丝以熔滴的形态进入熔池, 熔滴形状为球形; 每个脉冲作用期间生成一个熔滴, 熔滴被加热和加速, 最终进入熔池; 不考虑熔滴与熔池间的界面作用; (6) 合金元素蒸发量很小, 模型中不考虑合金元素气化.

3.2 控制方程

控制方程组包括质量守恒方程、能量守恒方程、动量守恒方程及VOF方程.

质量守恒方程:

图 2 (网络版彩图)焊接过程高速摄像系统示意图

Figure 2 (Color online) Schematic of high-speed imaging system.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = S_m, \quad (1)$$

其中, ρ 为密度, $\mathbf{v}$ 为速度, S_m 为质量源项. 其中, 质量源项可通过用户自定义函数添加(UDF).

能量守恒方程:

$$\frac{\partial (\rho E)}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{v}(\rho E + P)) = \nabla \cdot (k \nabla T) + S_h, \quad (2)$$

其中 E 为能量, P 为压强, k 为热导率, S_h 为能量源项. 同样的, 能量源项可通过UDF定义.

动量守恒方程:

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho \mathbf{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) \\ = -\nabla P + \nabla \cdot [\mu(\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T)] + \rho \mathbf{g} + \mathbf{F}, \end{aligned} \quad (3)$$

其中 μ 为黏度, $\rho \mathbf{g}$ 为重力导致的体积力, $\mathbf{F}$ 为外部体积力. 同样的, 可通过UDF定义动量源项添加至外部体积力中. 固液共存区产生的动量沉降 S_F 有如下形式:

$$S_F = \frac{(1-\beta)^2}{(\beta^3 + \varepsilon)} A_{\text{mush}} \mathbf{v}, \quad (4)$$

其中 β 是控制体液相体积分分数, ε 是一个小量(0.001)防止分母为0, A_{mush} 是模糊区常数.

VOF方程:

第二相体积分分数方程

$$\frac{\partial \alpha_2}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_2 \mathbf{v}) = \rho_2 S_{\alpha_2}; \quad (5)$$

第一相体积分分数方程

$$\alpha_1 = 1 - \alpha_2, \quad (6)$$

其中 α_1 , α_2 分别为两相体积分分数, S_{α_2} 是式(1)中质量源项相对应的体积分分数源项.

3.3 热源模型

选择合适的热源模型是建立脉冲激光填丝焊接模型中重要的一步. 计算域从上到下为气相-固相-气相

的三明治结构, 熔池自由表面位于两相交界面. 模型中基板表面位于计算域内部, 显然作为边界条件加入的二维热源不能作为热源模型. 本文选择在径向为高斯分布, 在深度方向指数递减的高斯圆柱体热源作为热源模型, 其热流分布形式见式(7). 开始填丝后, 焊缝形成余高, 余高部分高出基板表面. 如果不对热源进行调整, 会导致热源被“埋”入余高中, 不能对余高进行加热. 因此, 在开始加入焊丝材料形成余高后对热源模型进行了调整, 使其在高度方向(Z 方向)上增加一定高度. 最终得到的热源模型表达式如下所示:

$$Q_{\text{source}}(x, y, z) = \frac{9\omega P_{\text{eff}}}{\pi(H+dH)R_0^2} \exp\left[-\frac{3(x+y)^2}{R_0^2} - \frac{3z}{H+dH}\right], \quad (7)$$

$$P_{\text{eff}} = \eta \frac{E_p}{\tau}, \quad (8)$$

其中 $Q_{\text{source}}(x, y, z)$ 为 (x, y, z) 处的热流, P_{eff} 为有效功率, ω 为热源分配系数, E_p 为单脉冲能量, η 为激光吸收系数, τ 为脉冲宽度, R_0 为热源有效半径, $H+dH$ 为热源有效深度. 计算中使用的各系数值如表2所示.

3.4 焊丝熔化的处理

(1) 高速摄像. 由于激光焊接熔池体积很小, 且高速相机分辨率较低, 未能得到清晰的熔池. 某一激光脉冲(脉冲宽度6 ms)作用中及作用后焊接熔池变化情况灰度图如图3所示, 采集频率为1000 Hz. 激光脉冲作用时, 由于受到激光的直接照射, 熔池上表面灰度值较大, 即对应区域比较白亮, 如图3中 $T=3$ ms. 激光脉冲作用结束后, 熔池较其他区域平整, 更易发生镜面反射, 因此整体上表面灰度值较低, 如图3中 $T=7$ ms. 由图3可见焊丝在熔池前沿熔化进入熔池. 在稳定焊接过程中, 熔化的焊丝不会在焊丝尖端形成大的熔滴, 而是在每一个激光脉冲作用期间被熔化并进入熔池.

(2) 熔滴模型. 根据焊接过程实时监测的结果, 熔化焊丝的能量主要来源于激光束直接照射. 在激光脉

冲作用期间, 焊丝被加热熔化并在熔池前沿进入熔池. 基于此, 模型中将焊丝材料的过渡形式简化为熔滴过渡. 熔滴的过渡频率与激光脉冲频率相等, 即每一个激光脉冲作用期间生成一个熔滴, 根据焊接参数可得到熔滴半径约为0.167 mm. 在每个激光脉冲开始后2 ms生成熔滴, 生成熔滴位于焊接熔池前沿上方. 熔滴与熔池位置关系如图4所示.

熔滴质量根据送丝速度及脉冲频率计算. 其质量

图3 (网络版彩图)焊丝与熔池高速摄影. $T=1, 3, 5, 7, 9, 11$ ms

Figure 3 (Color online) High-speed photography of filler wire and molten pool. $T=1, 3, 5, 7, 9, 11$ ms.

图4 (网络版彩图)熔滴生成位置

Figure 4 (Color online) Droplet position.

表2 热源参数

Table 2 Coefficient in the heat source

名称	热源分配系数	激光吸收系数	热源有效半径 (mm)	热源有效深度 (mm)
符号	ω	η	R_0	H
数值	0.85	0.75	0.4	0.5

源项具有如下形式:

$$m_{\text{Dro}} = (\pi r_{\text{wire}}^2 V_{\text{wire}} \rho / f) / \left(\frac{4}{3} \pi r_o^3 \tau_o \right), \quad (9)$$

其中 r_{wire} 为焊丝半径, V_{wire} 为送丝速度, f 为脉冲频率, ρ 为C-276密度. r_o 为质量源项作用区域半径, 模拟中这一数值设定为0.1 mm, 小于熔滴半径, 质量源项作用半径是根据模型中的熔滴假设、求解软件FLUENT中质量源项的作用特点以及计算过程收敛性选取优化. τ_o 为质量源项作用时间, 即生成熔滴所用时间, 模拟中这一数值设定为0.2 ms. 质量源项的作用位置是参考焊丝的熔化位置及焊丝半径确定的. 模型中质量源项作用区域中心点与光束前沿水平距离为熔滴半径, 与工件表面相对高度为0.2 mm.

光束能量一部分被用来加热熔滴. 假设熔滴在生成过程中即达到了其最高温度, 即熔滴能量源项作用时间与质量源项作用时间相等. 其能量源项具有如下形式:

$$Q_{\text{Dro}} = (1 - \omega) P_{\text{eff}} / \left(\frac{4}{3} \pi r_o^3 \tau_o \right). \quad (10)$$

假设熔滴除受重力下落外, 自身存在一个初速度. 并假设这一初速度与送丝速度在Z轴方向上的分量相等. 动量源项与质量、能量源项作用时间相等, 形式为

$$M_o = \rho_{\text{current}} \sin 30^\circ V_{\text{wire}} / \tau_o, \quad (11)$$

其中 ρ_{current} 为控制体实时密度. 在质量源项作用时间内, 动量源项作用区域内控制体密度是随着时间变化的, 因此动量源项的计算使用了控制体实时密度. 实时密度值通过FLUENT中的C_R(cell, thread)函数调用.

熔滴的质量、能量、动量均通过UDF定义, 作为源项加载到上述相应的守恒方程中.

3.5 熔池作用力

熔池中的作用力主要包括重力、表面张力. 重力沿Z轴负向, 其值为 -9.8 N/kg , 加载于动量守恒方程中.

Zhao等人^[16]的研究表明氧元素会显著改变熔池中的对流方向, 氧元素含量在一定范围内会显著增加熔深. 王占宏^[17]的研究表明活性剂对熔池对流产生了显著的影响.

本文在实验中同样使用了侧吹氩气对熔池进行保护, 因此可能会卷入部分空气进入熔池, 空气中的氧及

基材中可能存在的微量杂质, 都可以起到活性元素的作用. 活性剂对熔池表面张力有复杂的影响, 既有可能使熔池表面张力变大, 也有可能使表面张力变小^[18,19]. 这时的表面张力温度系数是温度及活性元素含量的函数, 而熔池表面活性剂的含量与熔池表面温度相关. 活性元素进入熔池后, 会在熔池表面聚集, 导致表面张力降低; 随着温度升高, 偏聚于表面的活性元素发生扩散, 又使表面张力增加. 随着温度继续升高, 活性元素的扩散速度会大于其偏聚吸附速度, 表面张力又有减小趋势^[20]. 模型中表面张力简化为温度的函数:

$$\gamma_{T+\Delta T} = \gamma_T + \frac{\partial \gamma}{\partial T} \Delta T, \quad (12)$$

其中 γ 为表面张力, $\partial \gamma / \partial T$ 为表面张力温度系数.

根据焊接形貌及对焊接模拟的前期探索, 本文中表面张力温度系数简化为温度的函数, 设定为随着温度的升高由负值变为正值, 并通过UDF对表面张力进行定义, 其变化情况如表4所示. 模型中的表面张力处理使用了FLUENT中的连续表面力模型(Continuum Surface Force Model, CSF), CSF模型将表面张力处理为体积力, 加载到动量方程中.

3.6 几何模型与材料属性

模型中计算域尺寸6 mm×1.5 mm×2 mm, 相应顶点及坐标如图5所示. 计算域各边界类型及其初始条件如表3所示. 焊缝区域网格尺寸为0.05 mm, 远离焊缝区域采用粗大网格. 网格划分完成后计算域共有76800个体单元. 经初始化后, 计算域分为上、中、下三个区域. 上、下部区域材料设置为氩气, 热导率设置为5 W/(m·K)以加强基板表面向周围散热, 其他值保持默认. 中部区域材料设置为C-276, 材料属性如表4所示. 在FLUENT中求解时选用PISO算法处理压力-速度

表 3 边界类型及初始条件^{a)}

Table 3 Boundary type and initialization condition^{a)}

边界	边界类型	初始条件
AMNB	对称边界	—
AMPD, BNOC, DPOC	壁面	$T=298.15 \text{ K}$
DHGC, POKL	压力出口	$T=298.15 \text{ K}$, $P=\text{OP}$
ABCD, MNOP	压力入口	$T=298.15 \text{ K}$, $P=\text{OP}$

a) OP为工作压力, 其值设置为一个大气压 $\text{OP}=1.01325 \times 10^5 \text{ Pa}$

图 5 (网络版彩图) 计算域(a)与网格(b)

Figure 5 (Color online) Computational domain (a) and mesh (b).

表 4 C-276 材料属性^[5,21]

Table 4 Thermo-physical properties of C-276 [5,21]

属性	符号	值
固相线温度 (K)	T_s	1569
液相线温度 (K)	T_L	1644
密度 (kg/m^3)	ρ	8900
熔化潜热 (J/kg)	L	1.79×10^5 [22]
黏度 (Pa s)	μ	3×10^{-3}
表面张力 (N/m)	γ	0.9
表面张力温度系数 (N/(m K))	$\partial\gamma/\partial T$	-2×10^{-4} ($T < 1800$ K); 2×10^{-4} ($T \geq 1800$ K)
热膨胀系数 (K^{-1})	β	1.62×10^{-5}
比热 (J/(kg K))	C	图6
热导率 (W/(m K))	k	图6

耦合, 动量与能量离散格式采用二阶迎风格式(Second Order Upwind), 梯度离散格式采用基于单元的最小二乘法(Least Squares Cell Based), 体积分数离散格式采用几何重构法(Geo-reconstruct), 压力离散格式采用 PRESTO! 算法(Pressure Staggering Option).

4 结果与讨论

4.1 熔池流动行为

图7为熔滴熔入前后熔池流动特征, 焊接方向由左

图 6 (网络版彩图) C-276 比热及热导率

Figure 6 (Color online) The variation of the specific heat and thermal conductivity of C-276 as temperature.

到右. 图中彩色部分代表了熔池. 箭头方向代表所在位置的流动方向, 其长度和颜色均代表流动速率. 图7(a)为脉冲作用开始前的熔池, 可见在激光脉冲作用间隙, 熔池经过约 11 ms 冷却后依然存在, 即在焊接过程中存在连续的熔池. 这可能有两方面原因: 其一是 C-276 材料本身热导率较小, 热量散失较慢; 其二是焊接中脉冲频率为 60 Hz, 脉冲宽度为 6 ms, 较大的频率使脉冲作用间隔仅约 11 ms, 熔池在激光脉冲之间的冷却时间较短, 不足以使熔池金属完全凝固.

经历了冷却阶段, 由于热对流及传导作用, 熔池内温度梯度较小, 焊接熔池流动速度较低, 对流较弱. 在熔池后部上、下表面存在的涡流较明显, 熔池表层流体由中心流向边缘, 之后回流至熔池中后部. 而在熔池前部, 这种 Marangoni 对流模式则较弱. 这种现象可能与熔池前部、后部存在的不对称性相关.

激光脉冲开始作用后, 熔池上表面温度快速上升, 温度梯度增加, 熔池上部对流状态发生显著改变, 如图 7(b)和(c)所录. 当熔池上表面最高温度超过表面张力温度系数转变温度后(模型中设置为 1800 K), 随着温度升高, 表面张力增大. 在熔池高温区出现指向熔池中心, 即由低温区向高温区的流动. 在熔池后部上表面低温区, 由于表面张力温度系数为负值, 熔池表层流体由高温区向低温区流动. 而且, 由于在低温区温度梯度升高, 在熔池后部上表面处的涡流较脉冲开始前更加明显; 在熔池前部上表面, 低温区域很小, 由高温区向低温区的流动几乎消失. 熔池后部上表面附近存在的两种流动在熔池表面张力梯度方向发生改变的

图 7 (网络版彩图)熔滴熔入前后熔池纵截面. (a) $T=0.56666$ s, (b) $T=0.56706$ s, (c) $T=0.56866$ s, (d) $T=0.56886$ s, (e) $T=0.56906$ s, (f) $T=0.56926$ s, (g) $T=0.5656956$ s, (h) $T=0.56986$ s

Figure 7 (Color online) Flow characteristic of the molten pool longitudinal section before and after interaction with the droplet. (a) $T=0.56666$ s, (b) $T=0.56706$ s, (c) $T=0.56866$ s, (d) $T=0.56886$ s, (e) $T=0.56906$ s, (f) $T=0.56926$ s, (g) $T=0.5656956$ s, (h) $T=0.56986$ s.

位置交汇. 此时熔池内最大速度出现在熔池中上部, 指向熔池下表面, 约为 0.97 m/s. 在图7(c)中, 可见在熔池下表面存在三个涡流: 一个位于熔池下表面前部; 两个方向相同的涡流分别位于熔池下表面中后部和后部. 熔池前、后部的两个涡流主要是由表面张力导致, 中后部涡流则可能是熔池中心流动及熔池下表面流动共同导致. 由于熔池上表面高温区表面张力的作用, 熔池流体以较大速度在熔池中心由熔池上表面向下表面流动. 熔池下表面流体则由中心向边缘流动, 并同时在远离熔池中心一定距离处产生了向熔池上表面的流动.

向上的流动与熔池中心向下的流动交汇, 产生了中后部的涡流.

图7(d)–(g)是熔滴进入熔池过程中熔池流动的变化情况, 可见熔滴的熔入显著改变了熔池的流动行为. 由于熔滴自身带有的动能及重力的作用, 熔滴对熔池有一定的“冲击”作用. 熔滴熔入熔池时, 填充金属快速向熔池边缘及下方流动, 如图7(e)所示. 此时, 熔池内最大速度出现在熔滴熔入区域, 约为 1.74 m/s. 由于熔滴是在熔池前方熔入熔池, 因此最大速度的方向与Z轴负向有一定夹角. 熔滴的冲击作用压迫熔池表面, 使作用区域熔池表面下凹, 在熔池上表面中后部及边缘形成凸起. 这时, 由于熔池内部剧烈的流动, 表面张力引起的对流特征几乎消失, 如图7(f)所示. 随后, 在表面张力及重力的作用下, 被压迫到熔池边缘的流体回流. 熔池内, 特别是熔池上表面, 表现出一定的振荡特性, 如图7(f)–(h). 可见, 在熔滴融入熔池过程中, 熔池流动主要受熔滴融入行为的影响, 熔滴冲击是熔池流动的主要驱动力. 随后, 随着熔滴冲击作用逐渐减弱, 熔池内的流动将重新回到由表面张力主导的对流形式.

相应时间点熔池横截面流动特征如图8所示. 在脉冲作用开始前, 在熔池横截面内存在两个明显的涡流, 这是由熔池表面负的表面张力温度系数导致的, 如图8(a)所示. 脉冲作用开始后, 随着熔池上表面温度升高, 与纵截面类似, 在熔池上表面出现了两个方向相反的涡流, 如图8(b)所示. 熔池上表面温度持续升高, 导致低温区减小, 熔池上表面流体主要向熔池中心流动, 如图8(c)所示. 熔滴熔入对熔池的扰动同样明显, 如图8(d)–(g)所示. 熔池中心的流体由于熔滴的冲击作用, 快速流向熔池边缘区域, 造成熔池边缘的隆起, 图8(e)和(f)所示. 随后又回流到熔池中心, 这与熔池纵截面的流动方式相对应, 图8(f)和(g)所示.

熔池中心处向下的流动促进热量从熔池上部向下部传递. 从以上分析可知, 熔滴的冲击作用使中心处的流动加快, 因此熔滴对熔池内热量向下传递也起到了一定促进作用. 随着脉冲作用时间增加, 熔池下表面温度升高. 在熔池下表面, 同样会出现表面张力温度系数为正值的区域, 如图7(g)和(h)及图8(g)和(h)所示. 但是, 由于熔池中心处的剧烈流动, 熔池下表面的流动方向在脉冲作用期间始终是由中心指向边缘. 图9是脉冲作用后期熔池纵、横截面温度场及流场分布情况. 这种流动形式在整体上促进热量传递到熔池下部,

图 8 (网络版彩图)熔滴熔入前后熔池横截面. (a) $T=0.56666$ s, (b) $T=0.56706$ s, (c) $T=0.56866$ s, (d) $T=0.56886$ s, (e) $T=0.56906$ s, (f) $T=0.56926$ s, (g) $T=0.56956$ s, (h) $T=0.56986$ s

Figure 8 (Color online) Flow characteristic of the molten pool cross-section before and after interaction with the droplet. (a) $T=0.56666$ s, (b) $T=0.56706$ s, (c) $T=0.56866$ s, (d) $T=0.56886$ s, (e) $T=0.56906$ s, (f) $T=0.56926$ s, (g) $T=0.56956$ s, (h) $T=0.56986$ s.

图 9 (网络版彩图)脉冲作用后期熔池截面. (a) 纵截面; (b) 横截面

Figure 9 (Color online) Flow characteristic of the molten pool at the end of the laser pulse. (a) Longitudinal section (b) cross section.

有利于增加焊接熔深. 在下表面则促进热量向熔池边缘传递, 并使焊缝下表面宽度增加.

图10为激光脉冲作用结束后熔池横截面温度场及流场变化情况. 在脉冲结束后, 总体上熔池内温度下降. 熔池中心向下的流动会存在一段时间, 这一流动将高温的流体带到熔池下部, 使熔池内剩余热量在熔

池下方累积, 延长了熔池下部在高温区停留的时间, 如图10(a)–(c)所示. 熔池上表面温度下降, 由上表面温度梯度导致的向下流动强度减弱. 而此时熔池下表面温度较高, 梯度较大, 出现了由边缘向中心的流动形式. 随着熔池下部温度下降, 高温区域减小, 在低温区出现了由负的表面张力温度系数导致的对流, 此时在熔池下部出现了两个方向相反的涡流, 如图10(d)–(f)所示.

比较图10中熔池边界, 可以发现在激光脉冲结束后, 熔池下表面宽度会略有增加, 然后减小. 熔池下表面宽度增加与激光脉冲作用、材料属性及以上提到的熔池流动行为相关. 激光脉冲具有很高的瞬时功率, 熔池在脉冲作用时间内累积较高热量. C-276热导率较低, 热量散失较慢, 因此在脉冲作用期间并没有达到热平衡. 脉冲结束后, 热量向基板传导, 虽然熔池温度下降, 但熔池依然有增大趋势. 熔池中心处流动方向指向熔池下方, 将高温流体带到熔池下表面, 使冷却阶段

图 10 (网络版彩图)冷却阶段熔池横截面. (a) $T=0.57266$ s, (b) $T=0.57366$ s, (c) $T=0.57466$ s, (d) $T=0.57566$ s, (e) $T=0.57666$ s, (f) $T=0.57766$ s

Figure 10 (Color online) Variation of the molten pool cross-section after the laser pulse. (a) $T=0.57266$ s, (b) $T=0.57366$ s, (c) $T=0.57466$ s, (d) $T=0.57566$ s, (e) $T=0.57666$ s, (f) $T=0.57766$ s.

熔池热量在熔池下部累积, 直接导致熔池下表面宽度增加, 如图10((a)–(f))所示.

在对脉冲激光填丝焊接工艺参数的研究中发现, 当平均功率一定时, 增加脉冲宽度或脉冲频率, 焊缝上、下表面宽度均增加, 但下表面宽度对参数的变化更为敏感^[23]. 这一现象可以结合模拟结果进行解释. 在脉冲作用期间, 熔池上表面流动方向由熔池边缘指向中心, 在熔池中心形成向下的流动, 这有利于热量向熔池下部传递. 而下表面熔池流动方向由中心指向边缘, 利于熔池下表面扩展; 脉冲作用结束后, 熔池下表面又表现出扩展趋势. 频率和脉宽增加导致激光作用时间增加, 焊缝中心向下的流动存在时间增加, 焊缝下表面热积累增加. 同时焊接中使用的上部保护气也会加速熔池上表面散热. 因此焊缝下表面宽度对频率和脉宽的变化表现出更高的敏感性.

由模拟得到等温线分布可以发现, 薄板上、下表面熔池以外的温度场分布区别不大. 如图10所示, 在冷却阶段, 熔池固液界面处的温度梯度在板厚方向上没有明显区别. 这也很好地解释了焊缝中的微观组织在板厚方向上表现出的对称性^[14].

4.2 模拟结果与实验结果对比

处理数据时描绘脉冲结束后不同时间节点的熔池边界, 如图10所示. 组合得到的熔池边界曲线, 最外侧边界即为计算得到的焊缝熔合线.

焊缝形貌计算结果与实验结果的对比情况如图11所示. 图中模拟的熔合线即为图10中各时刻熔池边界的组合结果, 可见模拟结果与实验结果符合较好, 说明建立的模型可以较好地反映焊接熔池变化情况.

由于焊接能量较小, 模型中未考虑气化反冲压力

图 11 (网络版彩图)计算结果与实验结果比较. (a) 模拟结果; (b) 实验与模拟焊缝横截面

Figure 11 (Color online) Comparison between calculation and experiment. (a) Calculation result; (b) weld cross-section of the experiment and calculation.

的影响. 气化反冲压力会压迫熔池上表面, 对熔池上表面波动产生抑制作用. 因此模型中可能放大了熔滴进入熔池后导致的熔池振荡. 此外, 模型中的表面张力温度系数是基于焊缝形貌分析以及模拟结果进行优化的, 实际焊接过程涉及的表面张力变化情况可能更为复杂.

5 结论

本文建立了薄板脉冲激光填丝焊接三维模型, 应用建立的模型分析了脉冲激光填丝焊接0.5 mm厚Hastelloy C-276薄板熔池流动特征. 主要结论如下: 计算结果表明, 模拟得到的焊缝形貌与实验结果符合较好, 所建立的模型可以用于分析小能量激光填丝焊接熔池发展过程.

脉冲开始时表面张力是熔池内流动的主要驱动力, 决定了熔池内熔融金属的对流方向. 熔池上表面区

域主要存在由熔池边缘向熔池中心的流动, 出现在熔池中部的最大速度约为0.97 m/s. 在熔池下表面区域, 表面张力及熔池中心流动共同作用会使后部产生两个方向相同的涡流.

焊丝的熔入对熔池有显著的影响, 直接改变了熔池内的对流状态. 熔滴接触熔池后, 填充材料迅速向熔池底部及边缘流动. 熔滴熔入过程中熔池最大速度出现在熔滴熔入位置, 约为1.74 m/s. 熔滴冲击与熔池表面张力联合作用, 会使熔池表现出振荡特性. 可见在对激光填丝焊接熔池进行模拟时, 应充分考虑焊丝的熔入行为.

激光脉冲结束后, 熔池依然有增加趋势. 主要表现为熔池下表面宽度增加. 这种现象与激光的脉冲作用、熔池内的流动方式及Hastelloy C-276的热物性参数有关. 由于Hastelloy C-276热导率较低, 激光脉冲频率较高, 两脉冲作用期间熔池没有完全凝固, 即在焊接过程中存在连续的熔池.

参考文献

- 1 Zhou S, Ma G, Wu D, et al. Ultrasonic vibration assisted laser welding of nickel-based alloy and austenite stainless steel. *J Manuf Proc*, 2018, 31: 759–767
- 2 Kawahito Y, Matsumoto N, Abe Y, et al. Relationship of laser absorption to keyhole behavior in high power fiber laser welding of stainless steel and aluminum alloy. *J Mater Proc Tech*, 2011, 211: 1563–1568
- 3 Zhang M, Chen G, Zhou Y, et al. Direct observation of keyhole characteristics in deep penetration laser welding with a 10 kW fiber laser. *Opt Express*, 2013, 21: 19997–20004
- 4 He X, Elmer J W, DebRoy T. Heat transfer and fluid flow in laser microwelding. *J Appl Phys*, 2005, 97: 084909
- 5 Wu D J, Wang Z H, Ma G Y, et al. Analysis of fluid flow and heat transfer in weld pool during pulsed laser welding Hastelloy C-276 alloy (in Chinese). *Opt Precision Eng*, 2012, 20: 534–540 [吴东江, 王占宏, 马广义, 等. 脉冲激光焊接Hastelloy C-276合金的熔池流动传热特性分析. *光学精密工程*, 2012, 20: 534–540]
- 6 Esfahani M R N, Coupland J, Marimuthu S. Numerical simulation of alloy composition in dissimilar laser welding. *J Mater Proc Tech*, 2015, 224: 135–142
- 7 Wang R P, Lei Y P, Shi Y W. Numerical simulation of transient temperature field during laser keyhole welding of 304 stainless steel sheet. *Opt Laser Technol*, 2011, 43: 870–873
- 8 Li X, Lu F, Cui H, et al. Numerical modeling on the formation process of keyhole-induced porosity for laser welding steel with T-joint. *Int J Adv Manuf Technol*, 2014, 72: 241–254
- 9 Pang S Y, Chen L L, Chen T, et al. Calculation method of laser density of arbitrary shaped keyhole during deep penetration laser welding (in Chinese). *Laser Technol*, 2010, 34: 614–618 [庞盛永, 陈立亮, 陈涛, 等. 激光深熔焊接任意形状小孔的能量密度计算. *激光技术*, 2010, 34: 614–618]
- 10 Cho J H, Na S J. Implementation of real-time multiple reflection and Fresnel absorption of laser beam in keyhole. *J Phys D-Appl Phys*, 2006, 39: 5372–5378
- 11 Zhang L J, Zhang J X, Gumenyuk A, et al. Numerical simulation of full penetration laser welding of thick steel plate with high power high brightness laser. *J Mater Proc Tech*, 2014, 214: 1710–1720
- 12 Yang Z, Tao W, Li L, et al. Numerical simulation of heat transfer and fluid flow during double-sided laser beam welding of T-joints for aluminum

- aircraft fuselage panels. [Opt Laser Tech](#), 2017, 91: 120–129
- 13 Peng J, Zhang W J, Wang X X, et al. Numerical simulation of effect of filler wire melting and filling mode on molten pool in laser welding (in Chinese). *Infrared Laser Eng*, 2018, 47: 108–114 [彭进, 张文洁, 王星星, 等. 焊丝熔化填充方式对激光焊接熔池影响的数值模拟. *红外与激光工程*, 2018, 47: 108–114]
- 14 Wu D D. Experimental Study on Thin Hastelloy Plate Laser Welding with Filler Wire (in Chinese). Dissertation for Master's Degree. Dalian: Dalian University of Technology, 2017 [吴冬冬. 哈氏合金薄板激光填丝焊接基础工艺实验研究. 硕士学位论文. 大连: 大连理工大学, 2017]
- 15 Wu D D, Chai D S, Ma G Y, et al. Effect of pulsed laser welding with filler wire on weld forming and microstructures of thin nickel-based alloy sheet (in Chinese). *Laser Optoelectron Prog*, 2017, 54: 191–199 [吴冬冬, 柴东升, 马广义, 等. 脉冲激光填丝焊对镍基合金薄板焊缝成形及微观组织的影响. *激光与光电子学进展*, 2017, 54: 191–199]
- 16 Zhao Y Z, Zhao H Y, Lei Y P, et al. Theoretical study of Marangoni convection and weld penetration under influence of high oxygen content in base metal. [Sci Tech Welding Joining](#), 2007, 12: 410–417
- 17 Wang Z H. Analysis of Fluid Flow Behavior During Pulsed Laser Welding of Hastelloy C-276 Alloy (in Chinese). Dissertation for Master's Degree. Dalian: Dalian University of Technology, 2012 [王占宏. 脉冲激光焊接Hastelloy C-276合金熔池流动行为分析. 硕士学位论文. 大连: 大连理工大学, 2012]
- 18 Li S C, Deng H, Xiao G, et al. Effects of active sulfur on the weld formation in high power laser welding (in Chinese). *Transact The China Welding Inst*, 2018, 39: 65–70, 131–132 [李时春, 邓辉, 肖罡, 等. 活性硫对高功率激光焊接焊缝成形的影响. *焊接学报*, 2018, 39: 65–70, 131–132]
- 19 Qi X L, Liu W H, Zhao Q X, et al. Increasing penetration mechanism of 304 steel weld bead with component surfactant SiO_2 and CaF_2 during TIG welding (in Chinese). *Ordnance Mater Sci Eng*, 2009, 4: 1–5 [綦秀玲, 刘维豪, 赵麒翔, 等. SiO_2 和 CaF_2 活性剂增加304不锈钢TIG焊缝熔深机理研究. *兵器材料科学与工程*, 2009, 4: 1–5]
- 20 Zhang R H. Study of Activating Welding and Numerical Simulation of Mechanism of Weld Penetration Increased by Flux (in Chinese). Dissertation for Doctoral Degree. Lanzhou: Lanzhou University of Technology, 2005 [张瑞华. 活性焊接法及熔深增加机理的数值模拟研究. 博士学位论文. 兰州: 兰州理工大学, 2005]
- 21 Guo Y G, Wu D J, Ma G Y, et al. Influence of fixture restraint distance on pulsed laser welding distortion of Hastelloy C-276 thin sheet (in Chinese). [Opt Precision Eng](#), 2012, 20: 2465–2471 [郭玉泉, 吴东江, 马广义等. 夹具拘束距离对Hastelloy C-276薄板脉冲激光焊接变形的影响. *光学精密工程*, 2012, 20: 2465–2471]
- 22 Carlson K D, Beckermann C. Determination of solid fraction-temperature relation and latent heat using full scale casting experiments: Application to corrosion resistant steels and nickel based alloys. [Int J Cast Met Res](#), 2012, 25: 75–92
- 23 Chai D, Wu D, Ma G, et al. The effects of pulse parameters on weld geometry and microstructure of a pulsed laser welding Ni-base alloy thin sheet with filler wire. [Metals](#), 2016, 6: 237

Flow characteristics of the molten pool in pulsed laser welding of thin sheet with filler wire

WU DongJiang¹, CHAI DongSheng¹, CHENG Bo¹, MA GuangYi^{1*}, JIN ZhuJi¹, LEI MingKai² & YAO ZhenQiang³

¹ Key Laboratory for Precision and Non-traditional Machining Technology of Ministry of Education, School of Mechanical Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;

² School of Materials Science and Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;

³ School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China

A 3D transient model has been developed to analysis the molten pool flow characteristic in pulsed laser welding thin sheet with filler wire. The free surface is tracked by VOF method, and the filler metal is simplified as droplets. The flow characteristics in welding of Hastelloy C-276 sheets with 0.5 mm in thickness are analyzed with this model. The calculated weld appearance fits well with the experimental one. Before the droplet contacts with the molten pool, the liquid metal driven by surface tension flows towards the center and downward at the upper surface. The max velocity at the center is about 0.97 m/s. At the trailing portion of lower surface, two eddies with similar spin direction are generated due to the outward surface flow and the downward flow. The filler metal has significant influence on the convection pattern in the molten pool, and results in the disappearance of flow characteristics dominated by surface tension. The filler metal flows downward and outward rapidly after the droplet contact with molten pool. The maximum velocity is about 1.74 m/s and appears at the location where the droplet enters into the molten pool. The droplet has an impact effect on the molten pool and the convection pattern is changed. The molten pool shows oscillation characteristic due to the combined effect of droplet impact and surface tension. The volume of the molten pool dose not decrease right after the laser pulse ends, the lower part of the molten pool expands for about 3–4 milliseconds. And this phenomenon is related to the pulse effect of the laser beam, the flow pattern of the molten pool and the thermal properties of the material. Due to high pulse frequency of the laser beam and low thermal conductivity of the material, the molten pool always exists during welding process.

pulsed laser welding with filler wire, molten pool flow, surface tension

PACS: 42.62.Cf, 81.20.Vj, 47.11.-j, 64.70.Dv, 68.03.Cd

doi: [10.1360/SSPMA-2019-0203](https://doi.org/10.1360/SSPMA-2019-0203)