

文章编号:1001-5078(2024)12-1850-07

· 激光应用技术 ·

激光功率对激光熔覆热输运影响的数值仿真

曾令兰¹, 任松², 雷朝娇²

(1. 贵州农业职业学院 机电与城建系, 贵州 贵阳 551400; 2. 贵州大学 机械工程学院, 贵州 贵阳 550025)

摘要: 激光熔覆因其优点显著而深受零件修复和涂层制备等领域的青睐。其熔覆质量受颇多工艺参数影响, 其中激光功率决定了熔池的热输入而直接影响热输运。创建激光熔覆三维数值模型来探究激光功率对热输运的影响, 实验验证了模型的有效性, 并且分析证明了模型的网格无关性。结果表明: 不同激光功率下熔池达到动态平衡所需时间一致; 熔池内温度变化趋势近似相同, 峰值温度随着激光功率的增大而升高, 激光功率为 600 W 时的峰值温度较 700 W 和 800 W 低约 11% 和 22%; 三种功率下的熔池均具有由内向外的环形流动模式, 流速随激光功率的增大而增大。

关键词: 激光熔覆; 激光功率; 热输运; 数值仿真

中图分类号: TG665; TN249 **文献标识码:** A **DOI:** 10.3969/j.issn.1001-5078.2024.12.007

Numerical simulation of the effect of laser power on heat transport in laser cladding

ZENG Ling-lan¹, REN Song², LEI Chao-jiao²

(1. Department of Mechatronics and Urban Construction, Guizhou Agricultural Vocational College, Guiyang 551400, China;
2. School of Mechanical Engineering, Guizhou University, Guiyang 550025, China)

Abstract: Laser cladding is favored in the fields of parts repair and coating preparation due to its significant advantages. The quality of laser cladding is affected by a number of process parameters, among which the laser power determines the heat input of the molten pool and directly affects the heat transport. In order to explore the influence of laser power on heat transport, a three-dimensional heat transport model of laser cladding is established, and the reliability of the model is experimentally verified, and the grid independence of the model is analytically demonstrated. The results show that under different laser powers, the time required for the molten pool to reach dynamic equilibrium is consistent, and the trend of temperature change in the molten pool is approximately the same. The peak temperature rises with the increase of laser power, and the peak temperature at 600 W is about 11% and 22% lower than that at 700 W and 800 W, respectively. The molten pool under the three powers has an annular flow mode from the inside to the outside, and the velocity of liquid metal increases with the increase of laser power.

Keywords: laser cladding; laser power; heat transport; numerical simulation

1 引言

激光熔覆技术具有成形稀释率低、成形效率高、

热影响区小及沉积材料与基体间的冶金结合性好等优点, 被广泛用于高性能零部件的修复和功能涂层

基金项目: 贵州省自然科学重点基金项目 (No. 黔科合基础 - ZK[2023] 重点 017); 贵州大学研究生创新人才计划项目 (No. 202203) 资助。

作者简介: 曾令兰 (1985 -), 女, 本科, 讲师, 研究方向为激光应用技术理论。E-mail: 2322991297@qq.com

通讯作者: 任松 (1999 -), 男, 硕士研究生, 研究方向为高性能激光制造数值仿真。E-mail: 2331164311@qq.com

收稿日期: 2024-03-26; **修订日期:** 2024-05-08

的制备^[1-3]。然而,激光熔覆过程伴随着极端复杂的物理、化学和力学行为,熔覆质量受各种工艺参数影响,其中,激光功率决定着熔覆过程中的热输入大小,直接影响熔池的热输运行为,进而影响熔覆层的组织及性能。因此,准确理解激光功率对激光熔覆过程中热输运行为的影响,有助于提升对激光熔覆热输运及组织的调控能力和水平,最终调控零部件的性能。

迄今为止,主要有工艺试验和数值仿真两种方法被用于研究激光熔覆熔池的热输运行为。常规的工艺试验方法只能表征最终熔覆质量,而不能揭示动态熔覆过程和物理机理,因此,数值仿真是探究激光熔覆热输运的更有效的手段。在数值仿真方面,Ya 等人^[4]开发了基于能量和质量两大守恒定律的激光熔覆热传导模型,以此预测了熔覆过程中的传热。Li 等人^[5]和 Song 等人^[6]均创建了三维热-固耦合模型。Gao 等人^[7]创建了激光熔覆的三维热传导有限元模型,以此来预测熔覆过程中的热输运。但上述模型均忽略了流体流动对热输运的影响,模型的预测精度较低。为了考虑流体流动对熔池热输运的影响,李昌等人^[8]、Knapp 等人^[9]和 Bayat 等人^[10]基于三大守恒定律创建多场耦合的三维热输运数值模型,以此探究熔池的热输运行为。同样的,Wang 等人^[11]利用有限元体积法创建多重耦合热输运模型来研究熔池中的热输运。然而,上述模型均未考虑光-粉相互作用对热输入的影响。He 等人^[12]创建的热输运数值模型中考虑了光-粉相互作用的影响,但却忽略了热对流和热辐射的影响。

本研究以质量、动量和能量守恒三大守恒定律为基础,考虑光-粉相互作用,创建了三维的激光熔覆热输运数值模型。随后,以激光功率为单一控制变量,316L 不锈钢为熔覆材料,利用创建的热输运模型仿真研究激光功率对激光熔覆熔池的热输运行为的影响。

2 激光熔覆过程理论建模

激光熔覆过程受多物理场控制,其总体控制方程为^[13]:

$$\rho_p c_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_p c_p (u \cdot \nabla) T = \nabla \cdot (k_p \nabla T) - \frac{\partial \Delta H}{\partial t} - \rho_p (u \cdot \nabla) \Delta H \quad (1)$$

$$\rho_p \cdot \nabla u = 0 \quad (2)$$

$$\rho_p \frac{\partial u}{\partial t} + \rho_p (u \cdot \nabla) u = \nabla [\mu (\nabla u + (\nabla u)^T)] - pI - \frac{2\mu}{3} (\nabla \cdot u) I - K_0 \frac{(1 - s_{liq})^2}{s_{liq}^3 + C} u \quad (3)$$

式中, ρ_p 表示密度; c_p 是比热; T 表示温度; t 是时间; u 表示流体的速度矢量; k_p 表示导热系数; ΔH 是熔化潜焓,表示为 $\Delta H = L \cdot s_{liq}$, 其中 L 是由于固/液相变存在而考虑的熔化潜热, s_{liq} 是液相体积分数,表示为:

$$s_{liq} = \begin{cases} 1, T > T_{liq} \\ \frac{T - T_{sol}}{T_{liq} - T_{sol}}, T_{sol} \leq T \leq T_{liq} \\ 0, T < T_{sol} \end{cases} \quad (4)$$

其中, T_{sol} 和 T_{liq} 分别表示固相温度和液相温度。式(3)中, μ 是流体动力粘度; p 是流体压力; I 表示曲面面积矢量,方程右边最后一项是固/液混合糊状区的动量耗散,由 Carman-Kozeny 方程表征。 K_0 是糊状区的晶粒形态常数; C 设置为极小常数。该数值模型是基于以下必要假设建立的:

(1) 激光束的能量分布为高斯分布。

(2) 熔池中的液态金属是一种不可压缩的层流流体。

(3) 金属材料是各向同性的。

(4) 粉束流浓度服从高斯分布,且粉末落入熔池后瞬间融化。

熔池表面的传热边界条件为:

$$q_{clad} = \frac{2\eta P}{\pi r^2} \exp\left(-\frac{((x-vt)^2 + y^2)}{r^2}\right) - h_{con} (T - T_{env}) - \varepsilon \sigma (T^4 - T_{env}^4) \quad (5)$$

式中, q_{clad} 表示激光热源的热通量; η 表示激光能量吸收率; P 表示激光功率; r 是激光束的有效半径; v 为激光扫描速度,等式右边第二项和第三项分别表示对流热通量和辐射热通量,其中, h_{con} 为材料换热系数; T 是温度; T_{env} 是环境温度; ε 表示粉末颗粒表面辐射率; σ 表示玻尔兹曼常数。

在其他界面上,热量主要以对流换热的方式向外传热,因此传热边界条件满足:

$$q_{otherb} = -h_{con} (T - T_{env}) \quad (6)$$

固液相变发生在固液界面处,利用表观热焓法表征激光熔覆的固液界面,热物性参数可等效表示为^[14-15]:

$$\rho_p = s_{liq} \rho_{liq} + (1 - s_{liq}) \rho_{sol} \quad (7)$$

$$\alpha_m = \frac{1}{2} \frac{s_{\text{liq}} \rho_{\text{liq}} - (1 - s_{\text{liq}}) \rho_{\text{sol}}}{\rho_p} \quad (8)$$

$$c_p = f_{\text{sol}} c_{\text{sol}} + f_{\text{liq}} c_{\text{liq}} + L \frac{\partial \alpha_m}{\partial T} \quad (9)$$

$$k_p = s_{\text{liq}} k_{\text{liq}} + (1 - s_{\text{liq}}) k_{\text{sol}} \quad (10)$$

$$f_{\text{liq}} = \frac{s_{\text{liq}} \rho_{\text{liq}}}{\rho_p} \quad (11)$$

$$f_{\text{sol}} = \frac{(1 - s_{\text{liq}}) \rho_{\text{sol}}}{\rho_p} \quad (12)$$

式中, α_m 是相变潜热分布函数; 下标 liq, sol 和 p 分别表示液相、固相和固液界面处; f, c, ρ, s 和 k 分别表示质量分数、比热、密度、体积分数和导热率, 其中固相和液相的质量分数满足 $f_{\text{sol}} + f_{\text{liq}} = 1$ 。

激光与粉末的相互作用会导致激光能量的衰减, 激光能量的衰减与激光、粉末粒子的固有性质有关^[16], 相关物理表达式如下:

$$Q_{\text{clad}} = q_{\text{clad}} \cdot \exp(-A\delta N) \quad (13)$$

式中, Q_{clad} 表示等效热流; A 为消光面积; δ 是粉末对激光的吸收效率; N 表示单位体积中的粉末颗粒数。

气/液界面(熔池表面)的边界条件与材料本身的物理属性有关, 其边界条件为^[17]:

$$F_{L/G} = \zeta \sigma_T n_{L/G} - \nabla_s T \frac{d\sigma_T}{dT} \quad (14)$$

式中, $n_{L/G}$ 是熔池气/液界面的法向向量; ζ 表示曲面的曲率; σ_T 表示表面张力系数, 本研究用 316L 不锈钢材料用下式计算^[18]:

$$\sigma_T (\text{Nm}^{-1}) = 1.84 - 4 \times 10^{-4} (T - 1823) - 5.6 \times 10^{-5} T \ln[1 + (0.68 C_S) e^{\frac{28798}{T} - 8.5647}] \quad (15)$$

本模型利用拉格朗日-欧拉法来追踪熔池的自由表面, 表面的边界移动速度为^[19]:

$$V_{L/G} = u_g \cdot n_{L/G} + \frac{2m_f \eta_m}{\rho_m \pi R_p^2} \cdot \exp\left(\frac{-2((x-vt)^2 + y^2)}{R_p^2}\right) e_z \cdot n_{L/G} \quad (16)$$

方程右边第一项代表液态金属流动引起的界面移动; 粉末以高斯质量源的方式加入, 由于粉末质量的添加而导致的界面移动表示为方程右边第二项。 u_g 是气/液界面的流速, m_f, η_m, ρ_m 和 R_p 分别表示质量流量、粉末流率、粉末密度和粉末流半径, e_z 是 z 向的单位矢量。

根据实际激光熔覆工艺设置数值模型的初始

值, 模型的初始流速、初始压力、移动网格法向初始移动速度和初始网格位移均设置为 0, 初始环境温度设置为 293.15 K。

3 有限元建模及数值计算

本研究以 COMSOL Multiphysics 5.6 仿真软件为建模和求解平台, 利用软件中的流体传热和层流两个模块求解激光熔覆过程中的温度场和流场的耦合变化规律, 非等温流动子模块计算浮力流, 变形几何模块表征熔池自由表面的演化, 多物理场模块中的 Marangoni 效应子模块计算 Marangoni 剪切力。

选择 1/2 熔覆道为建模对象, 如图 1 所示, 模型的尺寸为 10 mm × 4 mm × 3 mm。为了提高计算效率和保证模型的收敛性, 将计算域划分为 a 和 b 两个模块, 分别将模块 a 和 b 划分为较细小的三棱柱网格(最大、最小单元尺寸分别为 130 μm、15 μm)和较粗大的自由四面体网格(最大、最小单元尺寸分别为 1150 μm、248 μm)。最大时间步长设置为 1 ms, 相对容差为 0.01。

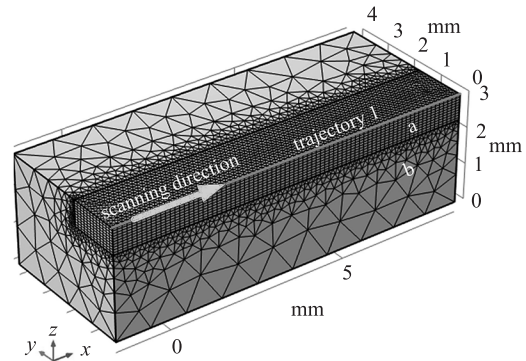


图 1 数值模型区域划分及网格划分

Fig. 1 Numerical model region division and grid division

仿真中所用的 316L 不锈钢的相关参数如表 1 所示。

表 1 数值模型的参数值

Tab. 1 Parameter values of the numerical model

Physical parameter	Value	Unit
Room temperature T_{ref}	293.15	K
Liquid thermal conductivity k_{liq}	36	$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
Liquid Specific heat c_{liq}	824	$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
Liquidus temperature T_{liq}	1673	K
Liquid density ρ_{liq}	6893	$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$
Solid thermal conductivity k_{sol}	25	$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
Solid Specific heat c_{sol}	604	$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$

(续表)

Physical parameter	Value	Unit
Solid density ρ_{sol}	8000	$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$
Solidus temperature T_{sol}	1648	K
Stefan-Boltzmann constant σ	5.67×10^{-8}	$\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$
Emissivity ε	0.7	1
Thermal expansion coefficients α_{exp}	5.85×10^{-5}	K^{-1}
Dynamic viscosity μ	6×10^{-3}	$\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$
Latent heat of fusion L	2.5×10^5	$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$
Convective heat transfer coefficient h_{con}	80	$\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$
Laser absorptivity η	0.38	1

传热模型的工艺参数如表 2 所示。

表 2 传热模型的工艺参数

Tab. 2 Process parameters of the thermal transfer model

process parameter	Value	Unit
Laser power P	0.6, 0.7, 0.8	kW
Scanning speed v	600	$\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$
Powder feeding rate m_f	10.2	$\text{g} \cdot \text{min}^{-1}$
Powder beam radius R_p	4	mm
Equivalent radius of laser beam r_b	1.2	mm

4 模型验证实验

为了验证仿真模型的准确性,利用贵州大学激光复合加工平台进行了激光熔覆实验。平台主要由 YLS-10000 型光纤激光器、DPSF-2 型盘式送粉器、ABB 六轴机器人、ECA312KW 型激光熔覆头、双轴变位工作台和智能控制平台组成,如图 2 所示。

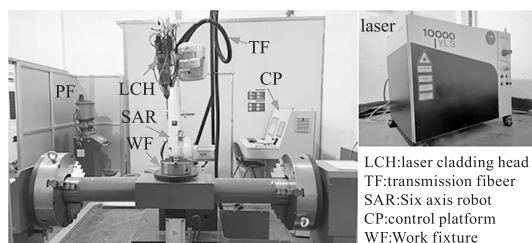


图 2 激光熔覆实验平台

Fig. 2 Laser cladding experimental platform

实验中的粉末为球形 316L 不锈钢粉末,基板采用热轧 316L 不锈钢板。实验前,将不锈钢粉末放置在设定温度为 120 °C 的真空干燥器中干燥半小时以保证其流动性,用砂纸打磨不锈钢板表面上的氧化层和污染物,再用酒精清洗钢板表面,待其干燥后进行熔覆实验。实验中的工艺参数设置和仿真模型的

工艺参数一致,见表 2。实验完成后,采用线切割机床横向切割样件,用砂纸将横切面打磨光滑并利用抛光机将其抛光,然后用王水腐蚀光滑面,用光学显微镜拍摄熔覆道的横截面图,最后用图像测量软件测量熔覆道的熔覆高度、熔覆宽度和熔透深度。

5 结果与分析

5.1 模型可靠性分析

图 3 为激光功率为 600 W 时熔覆道横截面形貌的实验结果和仿真预测结果对比,其中左侧为实验结果,右侧为仿真结果,可以观察到仿真的横截面形貌和实验的横截面形貌基本吻合。

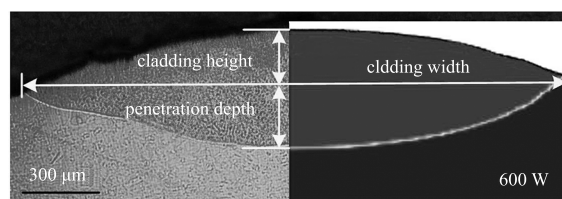


图 3 熔覆道横截面形貌的实验结果和仿真结果

Fig. 3 Experimental and simulation results of cross section morphology of cladding channel

进一步分析模型的可靠性,不同功率下实验所得和仿真预测的熔覆高度、熔覆宽度和熔透深度,如图 4 所示。经计算,熔透深度、熔覆高度和熔覆宽度的实验测量结果和数值模拟结果的最大相对误差为 6.4%,平均误差低于 3.0%,表明模型的仿真预测结果是比较贴合实际的。

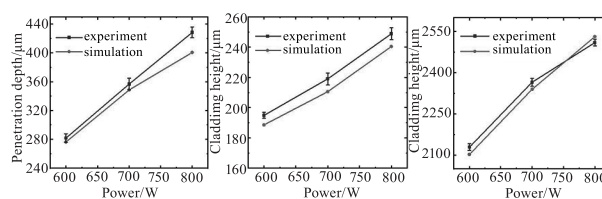


图 4 不同功率下熔透深度、熔覆高度和熔覆宽度的实验值与仿真预测值

Fig. 4 Experimental and simulated predicted values of penetration depth, cladding height, and cladding width under different power levels

5.2 网格无关性分析

为了测试网格划分质量对数值计算结果的影响,本研究使用 3 种不同的网格 (G1、G2、G3) 对域 a 进行网格划分,G1、G2、G3 的最大/最小单元尺寸分别为 130/15 μm 、184/35 μm 、80/5 μm 。数值计算并提取了相同工艺参数 ($P = 700 \text{ W}$, $v = 600 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$, $m = 10.2 \text{ g} \cdot \text{min}^{-1}$) 作用下 600 ms 时刻轨迹 1 上的温度分布,如图 5 所示。本文后续研究中使用的网格

是 G1, G1 和 G2 之间结果的平均误差为 0.21 % , G1 和 G3 之间结果的平均误差为 0.39 % 。因此,网格的划分质量对结果影响极小,证明了数值计算结果的网格无关性。

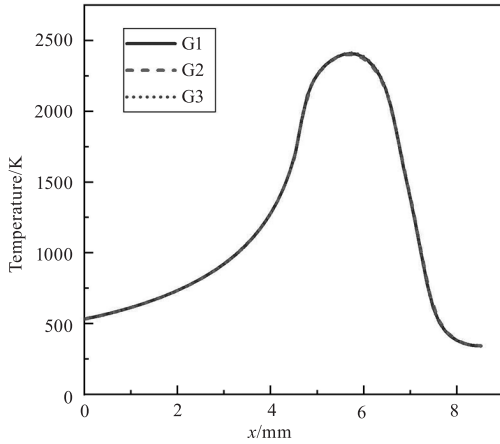


图 5 不同网格下熔池表面轨迹 1 上的温度分布

Fig. 5 Temperature distribution on trajectory 1 under different grids

5.3 激光功率对热运输的影响

图 6 绘制了熔池在不同功率下时峰值温度与时间的关系。可以看出,熔池峰值温度在不同功率作用下均呈现先急速增加,然后处于动态平衡的趋势,进一步观察可以发现,熔池达到动态平衡所需要的时间一致,即增加功率不会改变熔池达到动态平衡需要的时间。

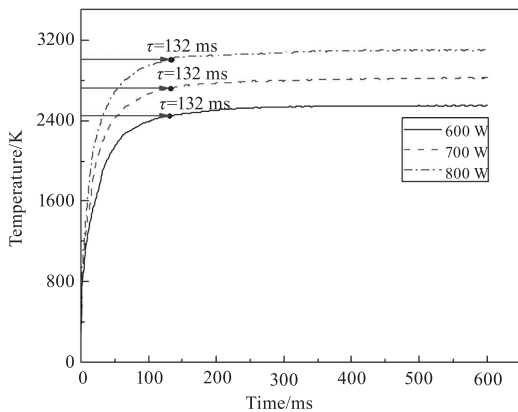


图 6 熔池峰值温度与时间的关系

Fig. 6 Relationship between peak temperature and time of molten pool

为进一步分析在不同功率作用下熔池达到动态平衡时的温度分布特征,提取了 0.6 s 时刻熔池的温度场,如图 7 所示。观察可以发现,三种功率作用下的熔池的形状均类似于椭圆形,熔池宽度和深度随功率的增加而扩大,峰值温度随功率的增加而增加,在激光功率为 600 W、700 W 和 800 W 时,熔池

的峰值温度分别为 2550 K、2826 K 和 3103 K,激光功率为 600 W 时的熔池峰值温度较 700 W 和 800 W 低约 11 % 和 22 % 。进一步分析可以发现,熔池前端的等温线分布比熔池后端的等温线分布更密集,温度变化更剧烈。

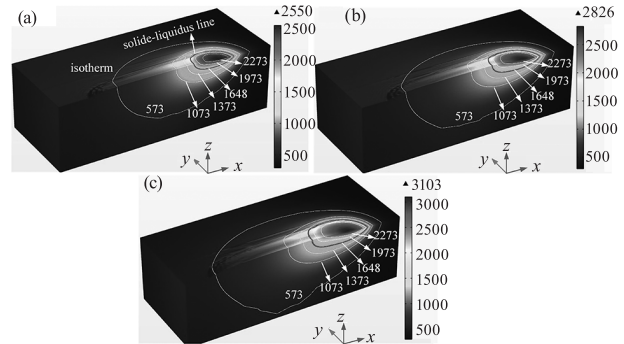


图 7 三种功率作用下的熔池温度场分布

Fig. 7 The temperature field distribution of molten pool under three kinds of power

为进一步分析激光功率对熔池热运输的影响,图 8 绘制了不同激光功率下熔池表面轨迹 1 (图 1) 表面的温度分布。结果表明,沿着扫描方向,熔池温度均先上升到最大值后下降,不同的是,温度在上升阶段较下降阶段变化缓慢,最高温度随着激光功率的增加而升高,这是因为随着激光功率的增大,在单位时间内,更多的能量进入熔池,熔池温度随之上升。进一步观察可以发现,在三种激光功率下,固相区和液相区的温度变化趋势近似一致,但在较大的激光功率作用下,形成了较大的液相区。

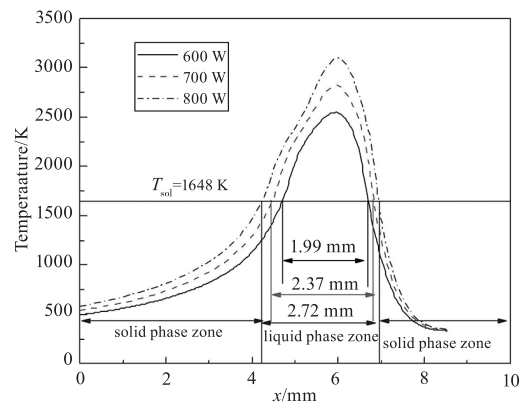


图 8 熔池表面轨迹 1 上的温度分布

Fig. 8 Temperature distribution on trajectory 1 of the molten pool surface

5.4 激光功率对液态金属流动的影响

图 9 显示了三种功率下熔池的速度场分布。600 W、700 W 和 800 W 三种功率作用下的熔池峰值流速分别为 0.14 m/s、0.18 m/s 和 0.22 m/s,可见熔

池中的峰值温度随激光功率的升高而增大。三种功率下熔池表面的液态金属均从熔池中心流向熔池边缘,峰值流速出现在靠近熔池边缘的区域,熔池内部液态金属具有由内向外的环形流动模式,原因主要是熔池光束中心处的熔池温度均大于 316L 不锈钢的热毛细系数的正/负转变临界温度(2077 K)^[20]。

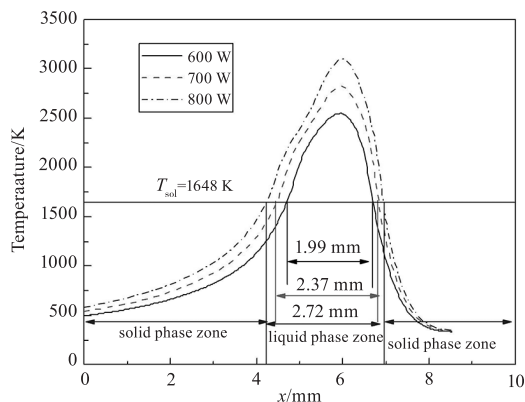


图9 三种功率下熔池的速度场分布

Fig. 9 The velocity field distribution of molten pool under three kinds of power

为进一步分析不同功率下的熔池流速分布,图10绘制了三种激光功率下轨迹1的流速分布。可以发现,在三种功率下,熔池流速分布曲线变化趋势均呈现左边低,右边高的双峰分布,双峰分界处的流速近似为零,原因主要是,分界处的两个由内向外的环形涡流的流速大小近似相等且方向相反。还可以发现,两峰中同一位置(横坐标)处的流速随功率的增大而增大,而且经过计算,功率为 600 W、700 W 和 800 W 时熔池中的平均流速分别为 0.013 m/s、0.020 m/s 和 0.026 m/s。进一步证明了熔池中液态金属的流速随激光功率的增大而增大。

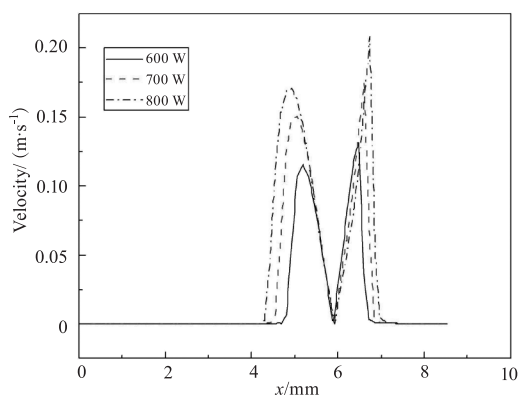


图10 熔池表面轨迹1上的流速分布

Fig. 10 Flow velocity distribution on trajectory 1 of the molten pool surface

6 结论

(1) 基于激光熔覆物理过程,建立了激光熔覆三维热输运数值模型,开展了模型验证实验,结果表明模型的预测精度是比较可靠的,还进行了网格无关性测试,网格的划分质量对结果影响极小,证明了数值计算结果的网格无关性。

(2) 比较研究了不同激光功率下的热输运。分析温度场可知,激光熔覆熔池中的最高温度变化会经历温度迅速升高阶段和动态平衡阶段两个阶段,激光功率的变化只会改变温度迅速升高的速度而不会改变达到动态平衡所需的时间;在激光功率为 600 W、700 W 和 800 W 下,熔池的峰值温度依次升高,激光功率为 600 W 时的峰值温度较 700 W 和 800 W 低约 11% 和 22%。另外,在不同功率下的熔池前端的等温线分布均较为密集,而熔池后端的等温线分布稀疏。

(3) 比较研究了不同激光功率下熔池中的液态金属流动。通过分析速度场可得,在激光功率为 600 W、700 W 和 800 W 时,熔池表面的液态金属均从熔池中心流向熔池边缘,熔池均具有由内向外的环形流动模式,三种功率作用下的熔池峰值流速依次增大,分别为 0.14 m/s、0.18 m/s 和 0.22 m/s,熔池中液态金属的流速随激光功率的增大而增大。

参考文献:

- [1] Li Lin, Syed W U H, Pinkerton A J. Rapid additive manufacturing of functionally graded structures using simultaneous wire and powder laser deposition [J]. Virtual and Physical Prototyping, 2006, 1(4): 217-225.
- [2] Zhang Dawei, Lei Tingquan, Li Qiang. Recent development of research on surface modification of metals with laser cladding [J]. China Surface Engineering, 1999, (4): 11-15, 49. (in Chinese)
张大伟,雷廷权,李强. 激光熔覆金属表面改性研究进展(下)[J]. 中国表面工程, 1999, (4): 11-15, 49.
- [3] Zhang Dawei, Lei Tingquan, Li Qiang. Recent development of research on surface modification of metals with laser cladding [J]. China Surface Engineering, 1999, (3): 1-6, 49. (in Chinese)
张大伟,雷廷权,李强. 激光熔覆金属表面改性研究进展(上)[J]. 中国表面工程, 1999, (3): 1-6, 49.
- [4] Ya Wei, Pathiraj B, Liu Shaojie. 2D modelling of clad geometry and resulting thermal cycles during laser cladding

- [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2016, 230:217 – 232.
- [5] Li Y, Zhou K, Tan P, et al. Modeling temperature and residual stress fields in selective laser melting[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2017, 136: 24 – 35.
- [6] Song M J, Wu L S, Liu J M, et al. Effects of laser cladding on crack resistance improvement for aluminum alloy used in aircraft skin[J]. *Optics and Laser Technology*, 2021, 133:106531.
- [7] Gao Wenyang, Zhao Shusen, Wang Yi-bo, et al. Numerical simulation of thermal field and Fe-based coating doped Ti [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2016, 92:83 – 90.
- [8] Li Chang, Yu Zhibin, Gao Jingxiang, et al. Numerical simulation and experiment of thermo-elastic-plastic-flow multi-field coupling in laser cladding process [J]. *China Surface Engineering*, 2019, 32 (1) : 124 – 134. (in Chinese)
李昌, 于志斌, 高敬翔, 等. 激光熔覆工艺热 – 弹 – 塑 – 流多场耦合数值模拟与试验 [J]. *中国表面工程*, 2019, 32 (1) : 124 – 134.
- [9] Knapp G L, Mukherjee T, Zuback J S, et al. Building blocks for a digital twin of additive manufacturing [J]. *Acta Materialia*, 2017, 135:390 – 399.
- [10] Bayat M, Nadimpalli V K, Biondani F G, et al. On the role of the powder stream on the heat and fluid flow conditions during directed energy deposition of maraging steel-multiphysics modelling and experimental validation [J]. *Additive Manufacturing*, 2021, 43 (3) : 102021.
- [11] Wang Shuhao, Zhu Lida, Fuh Jerry Ying Hsi, et al. Multi-physics modeling and Gaussian process regression analysis of cladding track geometry for direct energy deposition [J]. *Optics & Lasers in Engineering*, 2020, 127:105950.
- [12] He X, Mazumder J. Transport phenomena during direct metal deposition [J]. *Journal of Applied Physics*, 2007, 101 (5) : 053113 – 053113 – 9.
- [13] Gan Z T, Yu G, He X L, et al. Numerical simulation of thermal behavior and multicomponent mass transfer in direct laser deposition of Co-base alloy on steel [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2017, 104:28 – 38.
- [14] Zhang Tao, Li Hui, Liu Sheng, et al. Evolution of molten pool during selective laser melting of Ti-6Al-4V [J]. *Journal of Physics D-applied Physics*, 2018, 52 (5) : 055302.
- [15] Han L, Phatak Km, Liou Fw. Modeling of laser cladding with powder injection [J]. *Metallurgical and Materials transactions B*, 2004, 35 (6) : 1139 – 1150.
- [16] Mahmood Muhammad Arif, Popescu Andrei C, Oane Mihai, et al. Three-jet powder flow and laser-powder interaction in laser melting deposition: modelling versus experimental correlations [J]. *Metals*, 2020, 10:1113.
- [17] He X, Yu G, Mazumder J. Temperature and composition profile during double-track laser cladding of H13 tool steel [J]. *Journal of Physics D Applied Physics*, 2010, 43 (1) : 015502.
- [18] Su Y, Li Z, Mills K C. Equation to estimate the surface tensions of stainless steels [J]. *Journal of Materials Science*, 2005, 40 (9 – 10) : 2201 – 2205.
- [19] Wang L P, Zhang D C, Chen C Z, et al. Multi-physics field coupling and microstructure numerical simulation of laser cladding for engine crankshaft based on CA-FE method and experimental study [J]. *Surface Coatings Technology*, 2022, 438:128396.
- [20] Wu Jiazhu, Ren Song, Zhang Yi, et al. Influence of spatial laser beam profiles on thermal-fluid transport during laser-based directed energy deposition [J]. *Virtual and Physical Prototyping*, 2021, 16 (4) : 444 – 459.