

文章编号: 1002-1582(2026)02-0164-09

铝合金激光熔覆三维瞬态温度场演化有限元分析

余天锡¹, 李隆^{1,2*}, 程雨露¹, 姜永霞¹, 张春玲^{1,2}

(1. 西安建筑科技大学 理学院, 陕西 西安 710055)

(2. 西安建筑科技大学 应用物理研究所, 陕西 西安 710055)

摘 要: 为了探究铝合金激光熔覆过程的温度场演变, 建立了基于流体传热的三维有限元仿真模型。研究探讨了光斑形状、激光功率密度以及激光扫描速度对加工材料温度场的影响, 并由此获得相应的加工参数。研究表明: 在秒级尺度下, 不同光斑形状、激光功率密度、激光扫描速度作用下的材料达到热平衡的时间近似相等; 相较于高斯激光, 圆形平顶激光以及方形平顶激光的能量分布均匀且为最大值, 容易使材料有更大的熔深; 当高斯激光功率密度取值为 $60479\text{W}/\text{cm}^2$, 扫描速度取值为 $13\text{mm}/\text{s}$, 圆形平顶激光及方形平顶激光功率密度分别取值为 $35014\text{W}/\text{cm}^2$ 、 $31831\text{W}/\text{cm}^2$, 扫描速度取值为 $13\text{mm}/\text{s}$, 熔覆层能够获得较好的稀释率。

关 键 词: 铝合金; 激光加工; 增材制造; 温度场

中图分类号: TN249

文献标识码: A

Finite element analysis of three-dimensional transient temperature field evolution of aluminum alloy laser cladding

YU Tianxi¹, LI Long^{1,2*}, CHENG Yulu¹, JIANG Yongxia¹, ZHANG Chunling^{1,2}

(1. Faculty of Science, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, China)

(2. Institute of Applied Physics, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, China)

Abstract: In order to explore the temperature field evolution of aluminum alloy laser cladding process, a three-dimensional finite element simulation model based on fluid heat transfer was established. In this study, the effects of spot shape, laser power density and laser scanning speed on the temperature field of processed materials were discussed, and the corresponding processing parameters were obtained. The results show that the time for the material to reach thermal equilibrium under different spot shapes, laser power density and laser scanning speed is approximately equal at the second scale. Compared with Gaussian laser, the energy distribution of circular flat-top laser and square flat-top laser is uniform and the maximum value is easy to make the material have a larger penetration depth; when the Gaussian laser power density is $60479\text{W}/\text{cm}^2$, the scanning speed is $13\text{mm}/\text{s}$, the circular flat laser and the square flat laser power density are $35014\text{W}/\text{cm}^2$ 、 $31831\text{W}/\text{cm}^2$, and the scanning speed is $13\text{mm}/\text{s}$, the cladding layer can obtain a better dilution rate.

Keywords: aluminium alloy; laser processing; additive manufacturing; temperature field

0 引 言

激光增材制造是激光技术在工业制造领域的

一个重大应用, 相较于传统的加工方式, 它具有加工精度高、灵活性强以及生产制造周期短等优点^[1,2]。激光熔覆属于激光增材制造中的一大重要

收稿日期: 2025-12-04; 收到修改稿日期: 2025-12-31

基金项目: 国家自然科学基金 (11705136)

作者简介: 余天锡 (1999—), 男, 硕士研究生, 从事激光应用技术研究。1299960448@qq.com

李隆 (1972—), 男, 教授, 博士, 从事全固态激光器以及应用技术方面研究。

* 通讯作者: lilong@xauat.edu.cn

分支,该技术通过激光熔化的方式在受损的零部件表面添加新的材料,从而达到修复、强化的效果。此外,激光熔覆技术还能在零部件表面覆盖一层新的合金层,以提高零部件的耐磨性以及耐腐蚀性。AlSi10Mg合金有着较大的强度以及良好的可焊接性,将其熔覆在6061铝合金表面能够起到较好的修复作用^[3]。

目前,国内外有许多学者针对激光熔覆展开了研究。曾令兰^[4]等创建激光熔覆三维仿真模型来探究激光功率对热输运的影响,研究结果表明材料的峰值温度以及熔池中流体的流速随激光功率增大而增大。胡正强^[5]等建立了WE43镁合金表面激光熔覆Al-Si共晶粉末的数值模拟模型,他们探究了熔覆层的最高温度以及热应力与激光扫描速度之间的关系,该研究为激光熔覆提供了一定理论以及数据上的参考。许彦^[6]等通过建立球墨铸铁激光熔覆多物理场耦合模型,探究了球墨铸铁熔覆过程中温度场以及熔池的演变,该研究为优化工艺参数,改进熔覆质量提供了一定理论上的参考。吴保^[7]等以单向扫描和往复扫描两种方式在AISI304不锈钢表面进行熔覆,研究了熔覆层的组织变化以及熔覆层中的残余应力,得到了熔覆过程温度以及应力的变化规律。Hofman^[8]等通过建立有限元仿真模型研究了可观察到的熔池特征与稀释率之间的关联性,研究结果表明熔池的宽度和稀释率之间存在着关联性。Raj^[9]等建立了三维有限元模型来模拟镍粉熔覆AISI410不锈钢的过程,研究结果表明对材料进行预热能够形成具有更好冶金结合和增强表面性能的涂层。Diwakar^[10]等通过数值仿真模型分析了工艺参数和热残余应力对沉积材料质量的影响,为激光熔覆参数优化提供了一定的参考及指导。

激光熔覆是目前比较热门的研究课题之一。在激光热源的选择方面,现有的研究主要以高斯激光以及由光束整形而获得的双椭球激光为主。在熔覆材料的选择方面,现有的研究主要集中在工艺较为成熟的铁基、镍基等合金。本研究通过对比高斯激光、圆形平顶激光以及方形平顶激光的能量分布对铝合金熔覆材料温度场差异化的影响,揭示平顶激光能够更加均匀地加热材料,能够形成更大的熔深。与此同时,本研究还讨论了不同的工艺参数(光斑形状、激光功率密度、激光扫描速度)对铝合金熔覆材料温度场的影响,为实际生产的工艺参数优化提供了相应的理论参考。

1 基本原理

1.1 控制方程

激光熔覆过程中材料质量的变化可以用连续方程来表示

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (1)$$

式中, $\mathbf{u}$ 为熔融金属液体的流速; ρ 为加工材料的密度。

在激光加工过程中,熔池内的金属液体动量变化可以用Navier-Stokes方程表示^[11]

$$\rho \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \rho (\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} = \rho \mathbf{g} + \nabla \cdot [-p\mathbf{I} + \mu (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) \mathbf{I}] + \mathbf{F} \quad (2)$$

式中, p 表示压力; μ 表示动力粘度; $\mathbf{I}$ 表示单位矩阵; $\mathbf{F}$ 表示作用于流体的体积力。

在激光熔覆的过程中,熔覆材料会产生固-液相变,需要使用等效比热容法来描述相变潜热^[12]

$$\begin{aligned} \rho &= \theta_1 \rho_s + \theta_2 \rho_l \\ C_p &= \frac{1}{\rho} (\theta_1 \rho_s C_s + \theta_2 \rho_l C_l) + L_m \frac{\partial \alpha_m}{\partial T} \\ \alpha_m &= \frac{1}{2} \cdot \frac{\theta_2 \rho_l - \theta_1 \rho_s}{\theta_1 \rho_s + \theta_2 \rho_l} \\ \theta_1 + \theta_2 &= 1 \end{aligned} \quad (3)$$

式中, C_p 表示等效比热容; C_s 、 C_l 分别表示材料固相、液相的比热容; ρ_s 、 ρ_l 分别为材料的固、液相密度; α_m 反映了相变的进程; θ_1 、 θ_2 分别代表了固相与液相的体积分数。

本研究采用移动网格的方法来追踪加工过程中熔覆层形貌的变化,可以表示为

$$V_{L/G} = \mathbf{u} \cdot \mathbf{n} + V_z \cdot \mathbf{n} \quad (4)$$

式中, $\mathbf{n}$ 为界面的法向量; V_z 为合金粉末添加达到其熔化温度之后引起法向界面移动的速度。

利用动网格技术来模拟送粉熔覆过程中合金粉末在激光作用下形成熔池并冷却形成熔覆层的过程,设动网格模型的移动速度为^[13]

$$V_z = \frac{\varphi_m \alpha}{2 \rho_m \pi r_m^2} \exp \left\{ -\frac{2[(x - v \cdot t)^2 + y^2]}{r_m^2} \right\} \quad (5)$$

式中, φ_m 为加工过程的送粉速率; α 为合金粉末的捕获率; ρ_m 为粉末流密度; r_m 为粉斑半径。

加工过程中的能量变化可以用流体传热方程来表示

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla T \right) - \nabla \cdot (k \nabla T) = Q \quad (6)$$

式中, c_p 为材料的比热容; k 为材料的热导率; Q

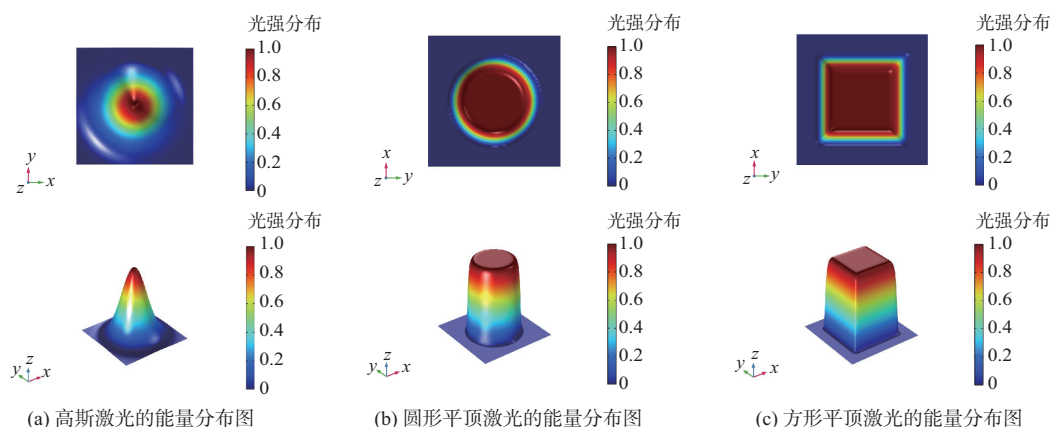


图 1 不同光斑形状激光的能量分布图

表示材料吸收的热量以及热对流、热交换损失的热量，表示为

$$Q = \eta Q_1 - h_c(T - T_0) - \sigma_b \epsilon(T^4 - T_0^4) \quad (7)$$

式中， η 为材料对激光的吸收率； h_c 为对流传热系数； σ_b 为 Stefan Boltzmann 常数； ϵ 为发射率。 Q_1 为激光的能量。

当激光的能量呈现出高斯分布时

$$Q_1 = \frac{2P}{\pi r_0^2} \exp \left\{ -2 \frac{[(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2]}{r_0^2} \right\} \quad (8)$$

当激光的能量呈现出圆形平顶分布时^[14]

$$Q_1 = \frac{P}{\pi r_0^2} \exp \left\{ -2 \frac{[(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2]^{10}}{r_0^{20}} \right\} \quad (9)$$

当激光的能量呈现出方形平顶分布时^[15]

$$Q_1 = \frac{P}{(2 \cdot r_0)^2} \exp \left\{ -2 \frac{[(x - x_0)^{20} + (y - y_0)^{20}]}{r_0^{20}} \right\} \quad (10)$$

中心能量归一化处理能够直观地比较不同空间模态激光的能量分布，其核心操作定义为：通过归一化处理使得不同光束的中心峰值强度的基准统一为 1。对于高斯激光，其光斑中心的强度归一为 1（光斑半径 $r_0 = 1\text{mm}$ ），且激光能量由光斑中心向光斑边缘逐渐递减。对于方形平顶激光，中心能量归一化之后矩形光斑内激光能量强度为 1（光斑边长为 $2r_0 = 2\text{mm}$ ），光斑外为 0。对于圆形平顶激光，中心能量归一化之后圆形光斑内激光能量强度的强度为 1（光斑半径 $r_0 = 1\text{mm}$ ），光斑外为 0。进行激光中心能量归一化处理后能够为定量评估和比较高斯激光与平顶型激光不同的能量分布提供了基准。不同光斑形状的激光能量分布如图 1 所示。

1.2 有限元模型以及物理参数

图 2 为激光熔覆示意图。在激光熔覆中，合金

粉末与基材的相变以及动力学演变过程较为复杂，为了简化计算过程，提高模型的收敛性，本文提出了以下的假设^[16,17]：（1）加工所用的基材以及合金粉末为各向同性，不会因为温度等因素的变化而发生改变。（2）材料熔化后形成的金属液体流动形式为层流。（3）忽略送粉过程中粉末冲击动量对熔池的影响。（4）忽略粉末流所造成的激光能量衰减。（5）不考虑加工过程材料所发生的化学反应。

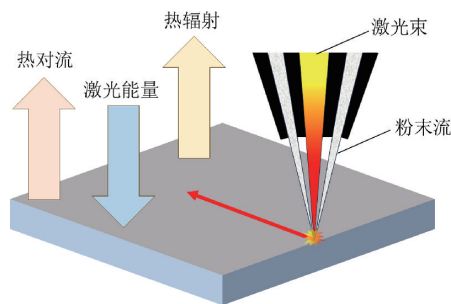


图 2 激光熔覆示意图

如图 3 所示，利用有限元软件建立长 18mm，宽 8mm，高 2mm 的三维仿真模型。在激光与材料相互作用的区域存在着复杂的相变，为了对该区域进行较为准确地求解，对该区域的网格进行了细化处理。为了节约计算资源，模型采用了“对称”的边界条件以及在非激光作用区域使用粗化网格。

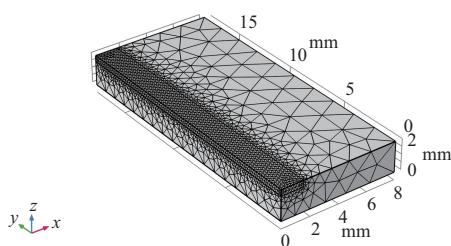


图 3 仿真模型网格划分

熔覆所使用的材料为 AlSi10Mg 合金粉末，AlSi10Mg 合金粉末的化学组成如表 1 所示。

在仿真过程中需要考虑到材料的物理性能参

数, AlSi10Mg 合金粉末以及 6061 铝合金基板的物理性能参数如表 2 所示。

表 1 AlSi10Mg 合金粉末的化学成分

元素	Al	Si	Mg	Fe	Zn	Ni	Cu	Mn
质量分数/%	余量	9.70	0.36	<0.10	<0.10	0.02	<0.05	<0.05

表 2 AlSi10Mg 合金和 6061 铝合金的物理性能参数

参数	单位	AlSi10Mg	6061 铝合金
密度/ ρ	Kg/m ³	2680(固/液)	2660(固) 2380(液)
比热容/ C_p	J/(kg·K)	917(固) 1080(液)	1050(固) 1197.21(液)
导热系数/ k	W/(m·K)	238(固) 100(液)	235(固) 90(液)
固相线温度/ T_s	K	830.15	870
液相线温度/ T_l	K	870.15	930

2 分析与讨论

2.1 不同光斑形状的激光对材料温度场的影响

激光的功率密度取值为 41380W/cm²,探究不

同光斑形状的激光作用下材料的温度场分布。由图 4 (a)、(b)、(c) 可得, 不同激光作用下的材料的温度场分布较为类似, 等温线都呈现出了“前密后疏”的椭圆状分布。从原理上看, 等温线的密集程度与材料的温度梯度有关, 等温线密集的地方温度梯度较大, 等温线稀疏的地方温度梯度较小。在激光行进路径的前端区域, 熔覆材料在激光的作用下急剧升温。此外, 热传导的滞后性导致该区域的热量无法短时间内向周围扩散而出现显著的热积累, 密集分布的等温线揭示了该区域的温度变化较为剧烈。在激光行进路径的后端区域, 激光的移开使得该区域失去了热量的输入而逐渐冷却, 热量的损失主要是依靠热对流与热辐射, 温度的下降较为缓慢, 因此该区域的等温线分布较为稀疏。仿真获得的材料的温度场分布与参考文献[19]呈现出一致性, 模型可靠性得到相应的论证。

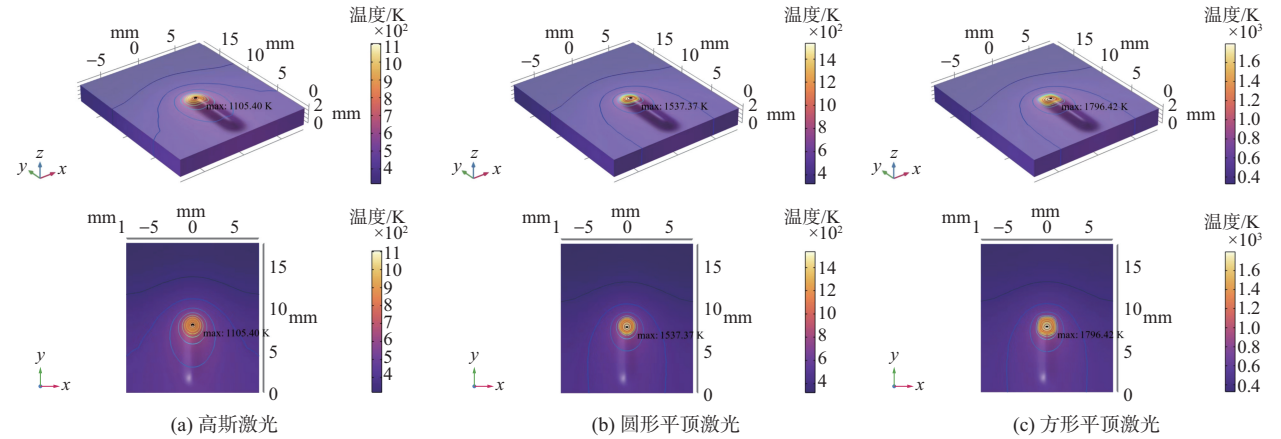


图 4 不同激光作用下的材料的温度场分布

通过分析光斑区域内的等温线分布可知, 圆形平顶激光与方形平顶激光的等温线分布要比高斯激光稀疏。高斯激光的能量在空间上服从正态分布, 其能量由光斑中心向光斑边缘逐渐递减, 圆形平顶激光以及方形平顶激光的能量在光斑范围内分布较为均匀, 在光斑边缘处较为陡峭, 激光能量呈现出阶跃式下降。在光斑范围内, 圆形平顶激光与方形平顶激光的能量分布相较于高斯激光更加均匀, 因此各个区域的温度差异较小, 没有出现较大的温度梯度。在光斑边缘, 圆形平顶激光以及方形平顶激光的能量骤减, 因此出现了较大的温度梯度。

对加工过程中材料的最高温度点进行分析。由图 4 (a)、(b)、(c) 可得, 材料的最高温度点与激光的光斑中心在空间上并不完全重合, 总体上呈现出最高温度点落后于光斑中心。这是因为热量由激光向材料传递需要一定的时间, 热传导的时间延迟使得材料的最高温度点落后于光斑中心。高斯激光能量最高的点位于光斑中心, 其能

量强度由光斑中心向光斑边缘逐渐衰减, 因此高斯激光作用下的材料最高温度点滞后现象较为明显。圆形平顶激光与方形平顶激光由于能量分布均匀且能量处于最高值, 在光斑范围材料被均匀加热, 温度最高点基本与光斑中心相重合。由图 4 (a)、(b)、(c) 可以看出, 在激光功率密度相同的情况下, 圆形平顶激光和方形平顶激光作用的材料的最高温度分别为 1537.37K 与 1796.42K, 而高斯激光作用的材料最高温度为 1105.40K。材料峰值温度的大小由能量沉积速率与热扩散速率决定, 它们分别与激光的光强分布以及材料本身的热物理性质有关。相较于高斯激光, 圆形平顶激光与方形平顶激光的能量在光斑范围内均处于最大值, 因此在激光功率密度相等的情况下平顶型激光能够输出更多的能量, 能够更容易使材料达到更高的温度。此外, 方形平顶激光的光斑面积要大于圆形平顶激光, 这就导致方形平顶激光在单位时间内输出的能量要大于圆形平顶激光, 与此同时,

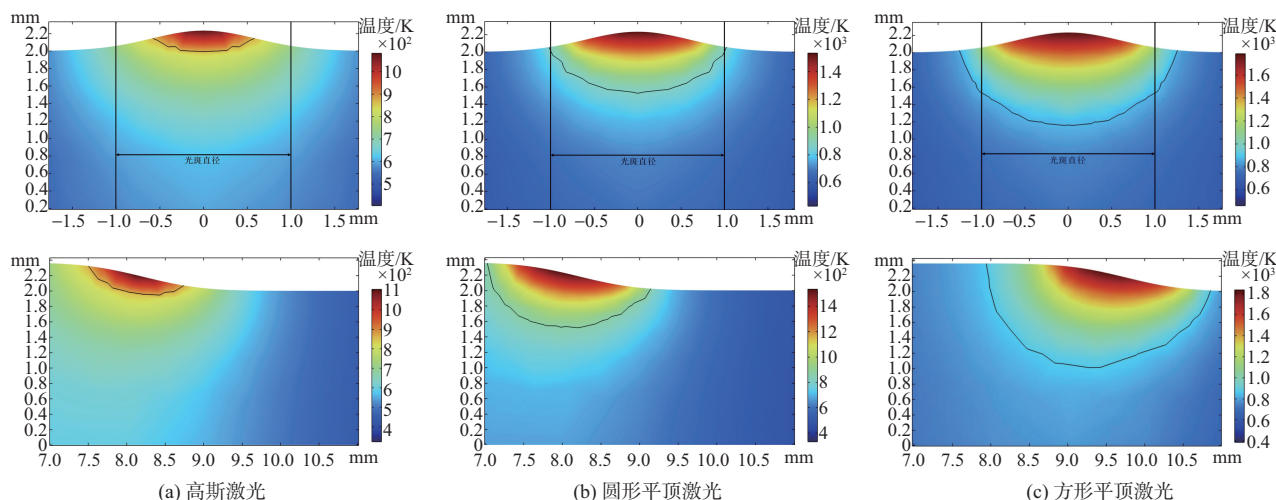


图 5 不同激光作用下的材料的温度场截面图

方形平顶激光特殊的光斑形状决定了热量难以在光斑的“角点”处扩散，导致了热量无法充分有效地向四周传递，因此方形平顶激光作用下的材料的最高温度要大于圆形平顶激光。

激光的功率密度取值为 $41380\text{W}/\text{cm}^2$ ，探究光斑形状与材料热影响区域之间的关系。图 5 (a)、(b)、(c) 为不同光斑形状的激光作用下的材料的温度场截面图。根据 XZ 截面图可以得知，激光光斑的对称性导致了材料温度场分布的对称性。此外，材料在光斑范围内的热量主要来源于激光的能量输入，在光斑范围外的热量主要来源于热传导，因此热影响区在深度方向上呈现出由光斑的边缘向光斑的中心收缩。在激光光斑形状不同的情况下，平顶型激光能量分布均匀且处于最大值，能够充分地熔化熔覆材料，由图 5 (b)、(c) 可以得知，圆形平顶激光与方形平顶激光作用下的材料的熔池宽度均超过了光斑直径。此外，相较于圆形平顶激光，方形平顶激光作用下的材料的熔池宽度以及深度更大，较大的熔深以及熔宽会使得熔覆材料被过度“稀释”，从而导致成型的制件无法实现预先设计的耐磨损、耐腐蚀等功能。由图 5 (a) 可知，高斯激光的能量较为集中，其光斑边缘区域因能量较弱而难以熔化金属材料，从而导致熔池宽度小于光斑直径。

由 XY 截面图可以得知，三种激光作用下材料的温度场分布较为类似，即在激光作用的区域有着较大的热积累，在激光离开的区域熔池逐渐冷却，该区域的热量因未完全消散而导致温度场呈现出“泪滴状”分布。

激光功率密度取值为 $41380\text{W}/\text{cm}^2$ ，探究光斑形状对材料峰值温度的影响。由图 6 可知，在激光与材料相互作用的初期阶段，材料温度快速上升，在

0.1s 之后材料的温度开始趋于平稳。此外，热量的传导与热扩散率这一关键物性参数有关。对于高导热性材料（6061 铝合金的热导率为 $235\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ），在给定的尺寸下，其到达热平衡的时间特别短，这就导致铝合金材料到达热平衡的时间在秒级的尺度上难以观测到显著差异，因此我们可以看到材料在三种不同激光作用下到达热平衡的时间基本一致。

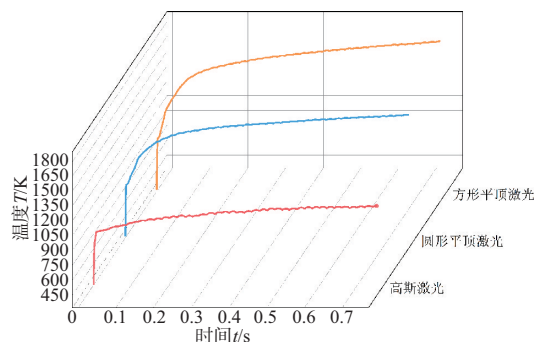


图 6 不同激光作用下的材料的温度最大值

当温度趋于平稳之后，可以发现高斯激光能够使材料达到的最高温度为 1116.0K ，圆形平顶激光能够使材料达到的最高温度为 1565.3K ，方形平顶激光能够使材料达到的最高温度为 1837.1K 。较于高斯激光，平顶型激光在光斑内处于能量的最大值，因此在单位时间内平顶型激光能够输出更多能量，材料所能达到的温度也就越高；在同为平顶激光的情况下，方形平顶激光的光斑面积要比圆形平顶激光的光斑面积大，相同的时间内方形平顶激光向熔覆材料传输的能量要高于圆形平顶激光，因此方形平顶激光作用下的材料的温度更高。

2.2 激光功率密度对材料温度场的影响

激光的扫描速度设定为 $11\text{mm}/\text{s}$ ，探究材料的最高温度与激光功率密度之间的关系。由图 7 (a)、(b)、(c) 可得，当激光功率密度由 $35014\text{W}/\text{cm}^2$ 上升到 $47746\text{W}/\text{cm}^2$ 时，高斯激光作用下的材料的

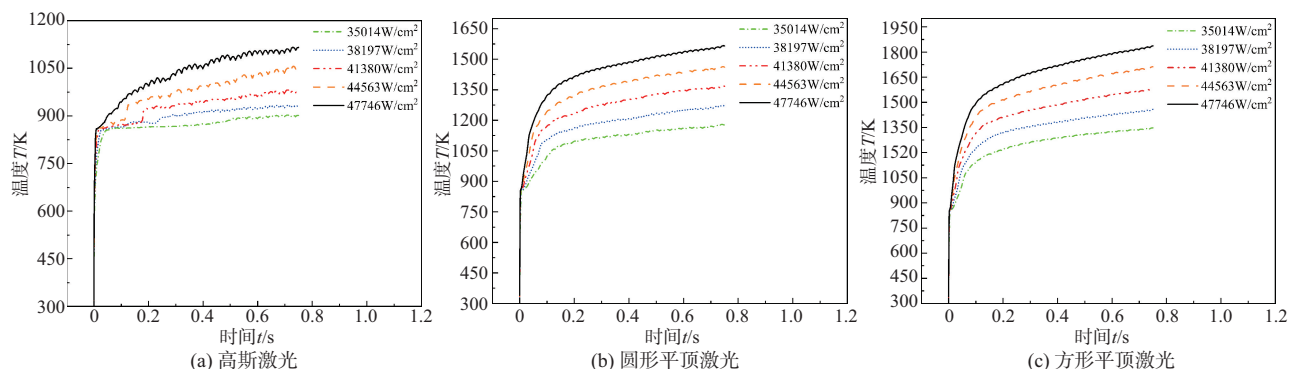


图7 不同功率密度的激光作用下的材料温度的最高值(不同光斑形状的激光)

最高温度由901.6K上升到1116.0K,圆形平顶激光作用下的材料的最高温度由1176.9K上升到1565.2K,方形平顶激光作用下的材料的最高温度由1347.6K上升到1837.1K。材料所能达到的最高温度随着激光功率密度的增大而增大,这是因为随着激光功率密度的提升,材料在单位时间内能够获得更多的热量,有着更大的热积累,因而有着更大的温度最高值。

当激光的功率密度设置为35014W/cm²时,入射至粉末-基材的激光能量密度较低,导致材料吸收的热输入低于形成充分冶金结合所需能量的临界阈值,使得材料之间的结合强度以及力学性能显著劣化,从而失去应有的耐腐蚀、耐磨损等功能。当激光功率密度设置为47746W/cm²时,入射至熔覆材料表面的激光功率密度较大,这时材料会瞬间升温而形成较大的温度梯度,从而导致残余应力的积累,诱发材料变形^[20,21]。

在物理学中,物体之间的热量传递过程主要是通过傅里叶热传导定律来进行描述,该定律揭示了热量传递的时间主要与材料的热物性和几何尺寸有关。铝合金自身有着较高的热导率,热量在金属内部传导的速度较快,金属材料能够在极短的时间内达到热平衡。因此由图7(a)、(b)、(c)可知,不同的功率密度改变了材料到达稳态的温度最高值,而到达稳态的时间基本一致。

激光的扫描速度设定为11mm/s,探究不同功率密度的激光作用下的材料温度场的纵向分布。由图8(a)、(b)、(c)可以看出,材料的温度沿着深度的方向开始逐渐下降。此外,相较于高斯激光,圆形平顶激光以及方形平顶激光作用下的材料有着更大的温度以及更大的熔深。这是因为平顶型激光在光斑区域有着极高的能量,激光能量能够在短时间内传递至材料,从而比高斯激光有着更高的峰值温度以及更大的熔深。

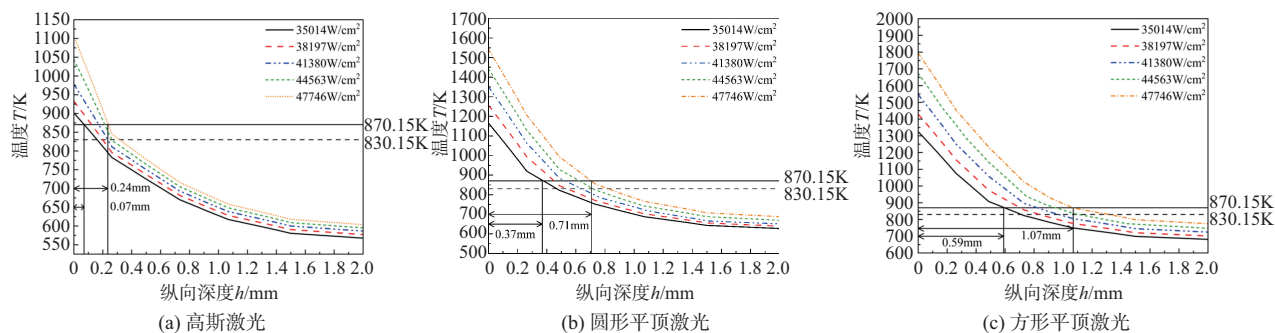


图8 不同激光功率密度对材料纵向温度的影响

当激光功率密度取值为35014W/cm²时,高斯激光作用下的材料的表面温度为901.6K,熔池深度为0.07mm。该激光功率密度下的高斯激光未能充分熔化熔覆层,其制件的成型质量较差;圆形平顶激光作用下的材料的表面温度为1164.9K,其熔池深度为0.37mm,此时熔覆层的稀释率约为1.76%;方形平顶激光作用下的材料的表面温度为1325.0K,其熔深为0.59mm,此时熔覆层的稀释率为48%。由此可见,当激光功率密度取35014W/cm²时,高斯激

光因为输出能量不足而导致熔覆材料无法被充分熔化,影响了制件的成型质量;圆形平顶激光能够刚好熔化熔覆层,但其稀释率较低,导致熔覆层与基板的粘接效果较差,进而导致其在使用过程中容易出现剥落的风险;方形平顶激光由于单位时间内输出的能量较多,熔覆材料在吸收足够多的能量的情况下有着较大的熔深,从而有着较大的稀释率。

当激光功率密度取值为47746W/cm²时,高斯激光作用下的材料的表面温度为1106.0K,熔池深

度为 0.24mm, 此时高斯激光仍未能有效地熔化熔覆层; 圆形平顶激光作用下的材料的表面温度为 1541.6K, 其熔池深度为 0.71mm, 此时熔覆层的稀释率约为 49%; 方形平顶激光作用下的材料的表面温度为 1794.1K, 其熔深为 1.07mm, 此时熔覆层的稀释率为 70%。由此可见, 当激光功率密度取 $47746\text{W}/\text{cm}^2$ 时, 高斯激光的能量无法有效地熔化熔覆材料, 因此需要进一步提高激光的功率密度; 圆形平顶激光与方形平顶激光作用下的材料因为吸热过多而造成加工材料的稀释率过大, 因此需要适当调低激光的功率密度。

2.3 激光扫描速度对材料温度场的影响

激光功率密度分别取 $60479\text{W}/\text{cm}^2$ (高斯激光)、 $35014\text{W}/\text{cm}^2$ (圆形平顶激光)、 $31831\text{W}/\text{cm}^2$ (方形平顶激光), 探究不同激光扫描速度对材料温度最高值的影响。由图 9 (a)、(b)、(c) 可得,

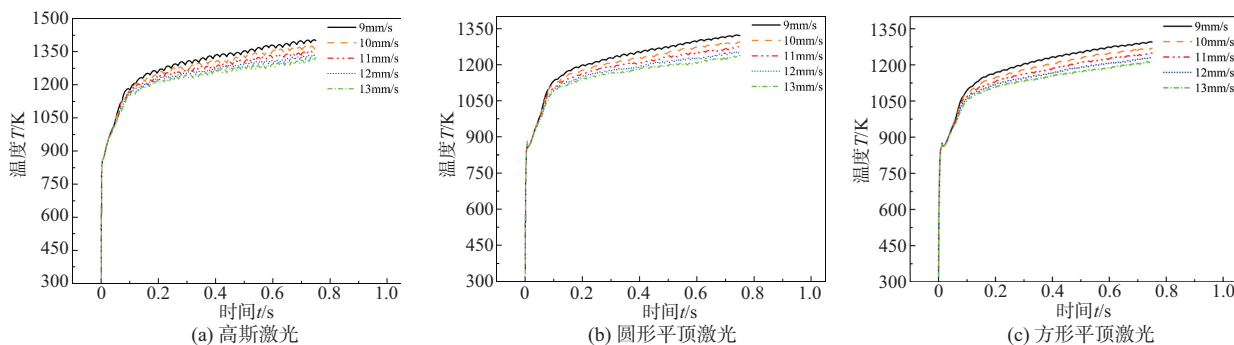


图 9 不同激光扫描速度作用下的材料温度最高值(不同光斑形状的激光)

由图 9 (a)、(b)、(c) 可知, 不同激光扫描速度作用下的材料达到热平衡的时间基本一致, 这是因为热量的传导与金属的热导率有关, 铝合金自身较高的热导率决定了它能够在非常短的时间内达到热平衡。激光扫描速度的改变仅仅改变了激光与材料的作用时间, 即只改变了材料到达稳态的最高温度, 而到达稳态的时间基本一致。

在熔覆工艺中, 稀释率是衡量熔覆层与基体结合状态以及成型效果是否良好的重要标准。通过查阅文献可以得知, 熔覆稀释率在 5~10% 左右时能够获得成型较好的制品^[18]。激光功率密度分别取 $60479\text{W}/\text{cm}^2$ (高斯激光)、 $35014\text{W}/\text{cm}^2$ (圆形平顶激光)、 $31831\text{W}/\text{cm}^2$ (方形平顶激光), 探究不同的激光扫描速度对加工材料稀释率的影响。由图 10 可得, 当激光扫描速度为 13mm/s 时, 高斯激光、圆形平顶激光及方形平顶激光作用下的材料的稀释率分别约为 6%、9%、10%。圆形平顶激光、方形平顶激光、高斯激光作用下的材料的稀释率较为合适。当激光扫描速度为 9mm/s 时, 高斯激光、圆形平顶激光及方形平顶激光作用下的材料的稀释率分

当激光扫描速度为 9mm/s 时, 高斯激光作用下的材料的最高温度为 1400.8K, 圆形平顶激光作用下的材料的最高温度为 1322.2K, 方形平顶激光作用下的材料的最高温度为 1294.8K。较低的扫描速度意味着激光能够与材料充分作用, 使材料有着较大的最高温度。当激光的扫描速度过低时, 激光束与材料相互作用的时间会显著延长, 从而导致该区域有着较大的热量沉积。热量在局部区域的过度积累容易导致熔覆材料组织结构发生不可逆转的损伤, 使得材料的力学性能出现大幅度下降。当激光扫描速度为 13mm/s 时, 高斯激光作用下的材料最高温度为 1323.3K, 圆形平顶激光作用下的最高温度为 1237.3K, 方形平顶激光作用下的最高温度为 1216.4K。较高的扫描速度使得材料与激光作用的时间变短, 这导致熔覆材料无法充分完成固-液的热物理转变, 从而形成一系列的冶金缺陷。

别约为 18%、21%、23%, 在此激光功率密度下材料会因为激光扫描速度较慢而有着较大的热积累, 使得加工材料的稀释率过大。因此, 由图 10 可以得知, 高斯激光功率密度取值 $60479\text{W}/\text{cm}^2$, 扫描速度取值 13mm/s, 加工材料能够获得良好的稀释率(稀释率约为 6%), 圆形平顶激光及方形平顶激光功率密度分别取值 $35014\text{W}/\text{cm}^2$ 、 $31831\text{W}/\text{cm}^2$, 扫描速度取值 13mm/s, 加工材料能够获得良好的稀释率(稀释率分别约为 9%、10%)。

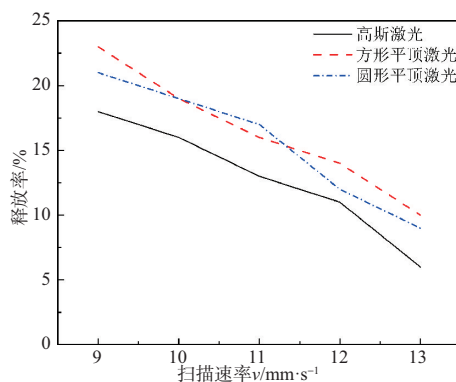


图 10 激光扫描速度对加工材料稀释率的影响

3 结 论

对比平顶型激光与高斯激光可得: 平顶型激光的能量分布较为均匀且处于能量最大值, 高斯激光的能量聚焦于光斑中心。对比圆形平顶激光与方形平顶激光可得: 方形平顶激光的光斑面积比圆形平顶激光光斑面积大。基于以上情况, 在激光功率密度相同的情况下, 加工材料能达到的温度最高值与激光光斑形状之间关系为: 方形平顶激光>圆形平顶激光>高斯激光。

从热物理学的角度来进行分析, 铝合金自身较高的热导率决定了其达到热平衡所需要的时间非常短, 因此可以看到不同的激光参数(光斑形状、激光功率密度、激光扫描速度)改变了金属材料到达稳态的最高温度, 而到达稳态的时间在秒级尺度上近似相等。

当激光功率密度较大以及激光扫描速度较小时, 材料会因为吸热过多而有着较大的热积累, 导致其稀释率超过合理的范围。当激光功率密度较小以及激光扫描速度较大时, 材料会因为吸收的能量过少而无法充分熔化, 影响了其成型质量。合适的稀释率是保证制件冶金结合质量良好以及达到预期设计性能的重要条件之一, 因此稀释率是评价激光熔覆工艺优劣的一个重要的量化指标。高斯激光功率密度取值为 60479 W/cm^2 , 扫描速度取值为 13 mm/s , 圆形平顶激光及方形平顶激光功率密度分别取值为 35014 W/cm^2 、 31831 W/cm^2 , 扫描速度取值为 13 mm/s , 能够获得稀释为 5~10% 左右的熔覆层。仿真结果可以为工业生产提供重要的参考, 使其能够更加高效地筛选出合理的参数范围。

参考文献:

- [1] 谢光耀, 王丽芳, 罗佳勤, 等. 中空环形激光熔覆熔池微观组织演变相场法模拟[J]. 应用激光, 2024, 44(11): 12—23.
Xie Guangyao, Wang Lifang, Luo Jiaqin, et al. Simulation of micro-structure of molten pool during hollow ring laser cladding by phase field method[J]. Applied Laser, 2024, 44(11): 12—23.
- [2] 齐泓钧, 坚永鑫, 陈子晗, 等. 超高速激光熔覆技术及其耐磨蚀涂层材料研究进展[J]. 热加工工艺, 2024, 53(16): 1—8.
Qi Hongjun, Jian Yongxin, Chen Zihan, et al. Research progress of extreme high-speed laser cladding technique and wear/corrosion-resistant coating materials[J]. Hot Working Technology, 2024, 53(16): 1—8.
- [3] 付继康, 刘红军, 赵吉宾, 等. 激光选区熔化 AlSi10Mg 铝合金激光熔化沉积连接区密集气孔缺陷特性以及缺陷消除方法[J]. 中国激光, 2023, 50(4): 0402017.
Fu Jikang, Liu Hongjun, Zhao Jibin, et al. Characteristics and elimination method of dense porosity defects in laser melting-deposition connection region of AlSi10Mg formed with selected

- laser melting[J]. Chinese Journal of Lasers, 2023, 50(4): 0402017.
- [4] 曾令兰, 任松, 雷朝娇. 激光功率对激光熔覆热输运影响的数值仿真[J]. 激光与红外, 2024, 54(12): 1850—1856.
Zeng Linglan, Ren Song, Lei Chaojiao. Numerical simulation of the effect of laser power on heat transport in laser cladding[J]. Laser & Infrared, 2024, 54(12): 1850—1856.
- [5] 胡正强, 雷声, 申家升, 等. WE43 镁合金激光熔覆温度场和应力场数值模拟[J]. 热加工工艺, 2024, 53(24): 97—101+110.
Hu Zhengqiang, Lei Sheng, Shen Jiasheng, et al. Numerical simulation on temperature and stress field of WE43 magnesium alloy laser cladding[J]. Hot Working Technology, 2024, 53(24): 97—101+110.
- [6] 许彦, 李昌, 贾腾辉, 等. QT600 球墨铸铁激光熔覆数值模拟与实验研究[J]. 表面技术, 2022, 51(07): 377—387.
Xu Yan, Li Chang, Jia Tenghui, et al. Numerical simulation and experimental research on the laser cladding process of QT600 nodular iron[J]. Surface Technology, 2022, 51(07): 377—387.
- [7] 吴侯, 马朋召, 白文倩, 等. 不同扫描策略下 316L/AISI304 激光熔覆过程中温度场-应力场的数值模拟[J]. 中国激光, 2021, 48(22): 2202002.
Wu Yu, Ma Pengzhao, Bai Wenqian, et al. Numerical simulation of temperature field and stress field in 316L/AISI304 laser cladding with different scanning strategies[J]. Chinese Journal of Lasers, 2021, 48(22): 2202002.
- [8] Hofman J T, De Lange D F, Pathiraj B, et al. FEM modeling and experimental verification for dilution control in laser cladding[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2011, 211(2): 187—196.
- [9] Raj D, Das B, Maity S R. Numerical simulation of temperature profile during laser cladding of nickel powder for in situ re-pairing[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science, 2024, 238(16): 8234—8243.
- [10] Diwakar V, Sharma A, Yusufzai M Z K, et al. Analysis of the thermal residual stress and parametric simulation in laser cladding using COMSOL multiphysics[J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2024, 33(15): 7586—7595.
- [11] 龚玉玲. 钛合金表面激光熔覆复合涂层组织及增强机理研究[D]. 无锡: 江南大学, 2022: 19—20.
Gong Yuling. Study on microstructure and reinformant mechanism of composite coatings on titanium alloy fabricated by laser cladding [D]. Wuxi: Jiangnan University, 2022: 19—20.
- [12] 王孟洁, 王菲, 张承双, 等. 平顶激光辐照 CF/PEEK 复合材料熔凝过程有限元仿真[J]. 激光与光电子学进展, 2023, 60(13): 257—263.
Wang Mengjie, Wang Fei, Zhang Chengshuang, et al. Study on melting kinetics of CF/PEEK composites irradiated by flat top laser[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2023, 60(13): 257—263.
- [13] Li C, Yu Z B, Gao J X, et al. Numerical simulation and experimental study on the evolution of multi-field coupling in laser cladding process by disk lasers[J]. Welding in The World, 2019, 63: 925—945.

- [14] 刘国春, 陈光澳, 杨文锋, 等. 单脉冲平顶激光清洗CFRP的多物理场特性研究[J]. 激光与红外, 2024, 54(6): 899—907.
Liu Guochun, Chen Guangao, Yang Wenfeng, et al. Research on multi-physics field characteristics of the single-pulsetop-hat laser cleaning CFRP[J]. Laser & Infrared, 2024, 54(6): 899—907.
- [15] Shah R, Laliberte J, Fazani H E, et al. Numerical simulation of thermo-mechanical behavior of cfrp composite laminate subjected to laser paint removal process using varying beam profiles in comsol[J]. Casi Aero, 2021: 383—390.
- [16] 王翔宇, 王翌, 罗升, 等. T15高速钢异质材料激光熔覆过程的多相流模型[J]. 中国表面工程, 2019, 32(1): 117—123.
Wang Xiangyu, Wang Gang, Luo Sheng, et al. Multi-phase flow modelling of laser cladding process with T15 high speed steel particles[J]. China Surface Engineering, 2019, 32(1): 117—123.
- [17] 吴明杰, 黄瀚林, 罗善明, 等. 42CrMo表面多道激光熔覆Ni60A的温度场与流场演变规律研究[J]. 中国激光, 2025, 52(08): 0802204.
Wu Mingjie Huang Hanlin, Luo Shanming, et al. Evolution of temperature and flow fields of multipass laser cladding Ni60A on 42CrMo surface[J]. Chinese Journal of Lasers, 2025, 52(08): 0802204.
- [18] 董冬梅, 陈菊芳, 雷卫宁. 45钢表面激光熔覆层成形效果及稀释率研究[J]. 热加工工艺, 2019, 48(04): 163—166+169.
Dong Dongmei, Chen Jufang, Lei Weining. Investigation on forming effect and dilution rate of lasercladded coating on 45 steel surface[J]. Hot Working Technology, 2019, 48(4): 163—166.
- [19] 张松, 张春华, 张宁, 等. 6061铝合金表面激光熔覆温度场的模拟与验证[J]. 焊接学报, 2007, (10): 1—4+113.
Zhang Song, Zhang Chunhua, Zhang Ning, et al. Simulation and experimental investigations of laser cladding temperature field on 6061 Al alloy[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2007, (10): 1—4+113.
- [20] Bian P, Shi J, Shao X, et al. Evolution of cyclic thermal stress in selective laser melting of 316L stainless steel: a realistic numerical study with experimental verification[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 104(9): 3867—3882.
- [21] 张小强, 刘家琴, 朱晓勇, 等. 酸蚀和碱蚀处理对激光粉末床熔融用球形纯钨粉表面形貌及性能的影响[J]. 机械工程材料, 2025, 49(11): 81—86.
Zhang Xiaoqiang, Liu Jiaqin, Zhu Xiaoyong, et al. Effects of Acid/Alkali etching on surface morphology and properties of sphericalpure tungsten powder for laser powder bed fusion[J]. Materials for Mechanical Engineering, 2025, 49(11): 81—86.

(上接 163 页)

- [7] Qiu T Q, Tien C L. Short-pulse laser heating on metals[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1992, 35(3): 719—726.
- [8] Qiu T Q, Tien C L. Femtosecond laser heating of multi-layer metals—I. analysis[J]. Previews of Heat and Mass Transfer, 1995, 1(21): 1.
- [9] Omenaca L, Gomez-Aranzadi M, Ayerdi I, et al. Numerical simulation and experimental validation of ultrafast laser ablation on aluminum[J]. Optics & Laser Technology, 2024, 170: 110283.
- [10] Vora H D, Santhanakrishnan S, Harimkar S P, et al. Evolution of surface topography in one-dimensional laser machining of structural alumina[J]. Journal of the European Ceramic Society, 2012, 32(16): 4205—4218.
- [11] Sharma S, Mandal V, Ramakrishna S A, et al. Numerical simulation of melt pool oscillations and protuberance in pulsed laser micro melting of SS304 for surface texturing applications [J]. Journal of Manufacturing Processes, 2019, 39: 282—294.
- [12] Zhou T, Hong Y, Fang Z, et al. Experimental and numerical study of multi-pulse picosecond laser ablation on 316 L stainless steel[J]. Optics Express, 2023, 31(23): 38715—38727.
- [13] Zhang J, Hu J, Su C, et al. Finite element simulation of the removal mechanism and ablation morphology of HA bio-coating by nanosecond laser ablation[J]. Optics & Laser Technology, 2025, 180: 111448.
- [14] He Z, Yang D, Zhang M, et al. Coupling effect of evaporation-plasma shielding and its influence on femtosecond laser ablation [J]. Applied Physics A, 2024, 130(12): 935.
- [15] Bukelis T, Gaizauskas E, Balachninaite O, et al. Femtosecond IR and UV laser induced periodic structures on steel and copper surfaces[J]. Surfaces and Interfaces, 2023, 38: 102869.
- [16] Tsibidis G D, Mimidis A, Skoulas E, et al. Modelling periodic structure formation on 100Cr6 steel after irradiation with femtosecond-pulsed laser beams[J]. Applied Physics A, 2018, 124(1): 27.
- [17] Singh B K, Kapil S, Joshi S N. Thermo-flow modeling of geometry evolution considering the velocity flow fields during pulsed-laser processing[J]. International Journal of Thermal Sciences, 2025, 209: 109511.
- [18] Ye W L, Sun A D, Zhai W Z, et al. Finite element simulation analysis of flow heat transfer behavior and molten pool characteristics during 0Cr16Ni5Mo1 laser cladding[J]. Journal of Materials Research and Technology, 2024, 30: 2186—2199.
- [19] 李成玉. 基于COMSOL的皮秒激光烧蚀304不锈钢仿真与实验研究[D]. 南京: 南京农业大学, 2019.
Li Chenyu. Simulation and experimental study of picosecond laser ablation of 304 stainless steel based on COMSOL[D]. Nanjing: Nanjing Agricultural University, 2019.
- [20] 余天锡, 李隆, 姜永霞, 等. 铝合金板激光增材制造温度特性模拟仿真[J]. 光学技术, 2025, 51(04): 415—423.
Yu Tianxi, Li Long, Jiang Yongxia, et al. Simulation of temperature characteristics of laser additive manufacturing of aluminum alloy plate[J]. Optical Technology, 2025, 51(04): 415—423.
- [21] Wang Y, Wu C, Ma Z, et al. Numerical simulation study of ultraviolet nanosecond laser ablation of Cu-Al₂O₃ dispersion strengthened alloys[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2023, 129(5): 2153—2169.