

中空环形激光热源建模及温度场有限元模拟

徐加超¹, 夏志新^{1*}, 陈鹏¹, 石世宏¹, 黄树海², 王梁³

¹苏州大学激光制造技术研究所, 江苏 苏州 215006;

²西南技术工程研究所, 重庆 400050;

³浙江工业大学激光先进制造研究院, 浙江 杭州 310014

摘要 热源类型、工艺参数及产生的温度场分布、热循环特性等对激光熔覆成形件组织和性能有重要影响。中空环形激光熔覆技术因其采用光内送粉, 具有光粉全程耦合、粉末集束性好、熔池温度分布均匀等特点, 利于获得表面光洁、组织性能良好的成形件。为深入研究熔覆过程中的温度场特性及其对组织性能的影响规律, 构建了中空环形热源数学模型, 获得其理论解析式, 其后通过测定熔池尺寸以及光斑尺寸确定模型参数, 最后利用 ABAQUS 软件模拟中空环形热源移动时的温度场分布及热循环曲线。结果表明, 实验测试的温度场分布与模拟分析一致, 热循环模拟曲线也与实测值高度吻合, 由此可得该中空环形热源模型有较好的精度和适用性。

关键词 激光技术; 激光熔覆; 中空环形激光; 热源模型; 温度场; 热循环

中图分类号 TG174.44

文献标志码 A

doi: 10.3788/CJL202148.1701003

1 引言

激光熔覆是将金属粉末与高功率激光进行耦合, 并快速凝固形成熔覆层的新型材料成型技术。激光熔覆可通过将陶瓷材料、金属及合金、复合材料等引入基体表层, 显著改善基体耐磨、耐蚀、抗氧化性等^[1]。激光热源类型的选择、工艺参数设定、熔池产生的温度场以及热循环特性等都对最终成形件的凝固组织和服役性能有重要影响^[2]。在熔覆过程中温度场对组织凝固行为的影响规律是激光熔覆技术的核心科学问题。探究此问题首先需要激光热源进行数学建模, 这是因为适当的热源模型能够简化计算、准确反映熔池内部的温度分布, 然后再深入分析凝固冷却过程中温度梯度、冷却速度等实际凝固组织的影响规律。在以往的激光熔覆技术研究中, 选用高斯分布热源的居多, 其数学模型的发展也较为成熟, 相继提出了集中热源模型^[3]、双椭圆热源模型^[4]、体热源分布模型^[5-6]。但高斯热源能量集中, 外缘热量不足, 导致外缘粉末熔化不充足, 冶金结合不好^[7]。中空环形激光熔覆技术与传统光外送粉不同, 它

能够实现光内送粉, 具有光粉全程耦合、粉末集束性好、熔池温度分布均匀等特点, 能够获得理想的单道效果, 提供有效气氛保护, 解决开放环境下合金氧化的问题^[8-9]。同时通过优化工艺参数, 能够得到表面光洁、尺寸精度高和组织性能优异的成形件^[10-16]。然而, 目前关于环形热源, 尚无精准简洁的数学模型。肖军艳等^[17]建立了中空环形激光光线宽方向上的二维能量分布模型, 从理论上证明了环形热源能量分布呈“鞍”形, 但模型是二维的, 仍需要改进。李春生等^[18]根据光迹追踪、光束转换几何学原理, 建立了中空环形热源的几何聚焦模型, 但模型数值理论复杂, 实际使用难度较大。史建军^[19]在此基础上对该模型进行优化, 引入中空能量分布和能量峰的概念, 能量峰呈“类高斯”分布, 但以面能量密度替代三维流体密度存在误差, 故此模型仍有改进的空间。

本文试图通过建立中空环形热源的数学模型, 获得其数学解析式, 其后利用 ABAQUS 软件对熔池温度场进行有限元模拟, 并利用热电偶测温研究其热循环规律, 最终验证了该数学模型的精准性。

收稿日期: 2020-12-02; **修回日期:** 2021-01-19; **录用日期:** 2021-03-05

基金项目: 国家自然科学基金(51701134, 52071124, U2030102)

通信作者: *E-mail: xiazhixin2000@163.com

2 实验设计及分析方法

2.1 实验方法

激光熔覆试验装置如图 1 所示,激光源系统使用的是 IPG 公司生产的 YSL-2000-TR 光纤激光器和本课题组自主研发的中空环形激光同轴送粉装置。激光束由分光镜平均分成三束光线,并经过反射聚焦镜重新聚焦形成中空环形热源。利用 U75V 钢轨,以氩气为介质,在真空环境下进行雾化,得到颗粒度在 150~300 目之间的粉末(粉末尺寸:50~

150 μm)。粉末通过光内同轴送粉装置垂直落入熔池内,从而形成熔覆层。基于红外相机监测熔池的实时温度,采用日置数据记录仪 LR8501 与 K 型热电偶记录熔道下方中心位置温度的热循环过程,其中数据记录仪的记录频率为 100 Hz。采用热轧态商用 U75V 钢轨为基体材料,所用粉末为 U75V 钢粉末,其主要成分如表 1 所示。实验过程使用体积分数为 99.99% 的氩气作为送粉载气和保护气,以防止粉末和熔覆层在高温熔化过程中氧化。运动控制系统采用 KRL 编程的库卡六自由度机械手。

表 1 U75V 钢基板与粉末各元素的质量分数

Table 1 Mass fraction of each element in U75V steel substrate and powder

Element	C	Si	Mn	V	S	P	Fe
Mass fraction in substrate	0.75	0.70	0.84	0.08	≤ 0.005	≤ 0.01	Bal.
Mass fraction in powder	0.709	0.704	0.81	0.089	≤ 0.005	≤ 0.007	Bal.

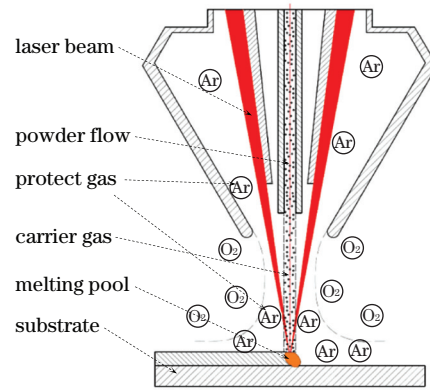
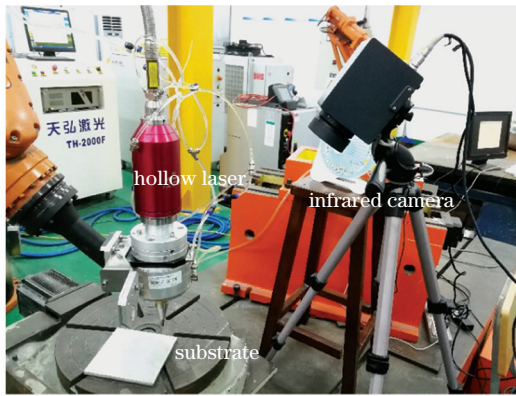


图 1 激光熔覆装置及光内送粉示意图

Fig. 1 Schematic diagram of laser cladding device and powder feeding in light

2.2 中空环形热源建模

2.2.1 中空激光形态方程

热源方程是进行数值模拟的基础,合适的热源模型能够简化计算、提高数值模拟的精度。本研究通过探针式光束质量分析仪,利用旋转探针

测量分析中空激光能量分布规律,从而建立切合实际的激光热源数学方程。利用探针式光束质量分析仪得到如图 2(a)所示的实测图,图 2(b)为根据图 2(a)得到的垂直截面的能量分布示意图。

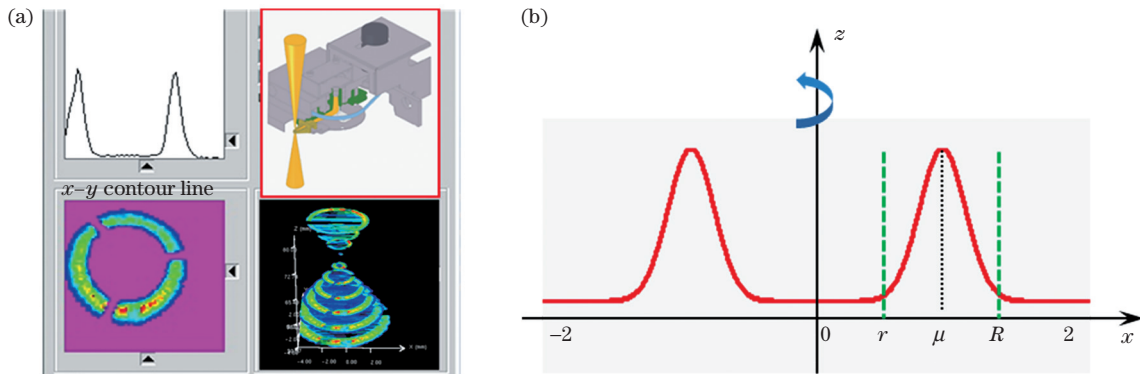


图 2 基于探针式光束质量分析仪的测量结果。(a)光束质量实测图;(b)中空环形热源垂直截面能量分布示意图

Fig. 2 Measurement results based on probe-type beam quality analyzer. (a) Beam quality actual measurement diagram; (b) schematic diagram of energy distribution in vertical section of hollow ring heat source

鉴于中空环形热源能量分布的对称性,取其一半为研究对象,结合几何回转体思想,用偏置一定距离 μ 的高斯曲线绕中心轴(z 轴)旋转 360° 的方式,近似拟合环形激光的一般形态。最终建立中空环形激光的热源形态方程,即

$$q(x, y, z) = K \cdot \exp \left[-\frac{3(\sqrt{x^2 + y^2} - \mu)^2}{a^2} - \frac{3z^2}{c^2} \right], \quad (1)$$

式中: K 为最大热流密度 ($\text{W} \cdot \text{m}^{-3}$); R 、 r 分别为环形光斑外径、内径; μ 为能量峰位置,由于能量分配的对称性,其取值通常位于环形区域中心,即 $\mu = (R+r)/2$; a 为圆环宽度的一半,即 $a = (R-r)/2$; c 为光源作用深度, μ 、 R 、 r 、 a 、 c 单位均为 mm。

2.2.2 中空激光能量密度

根据能量守恒原则,输入能量等于输出能量,故对于激光而言,照射在基材上的能量应该等于能量密度在作用区域的积分。基于这一思想,本研究通过数值积分的方式求得作用区域的理论能量输入,再通过

反求法求出数值模型的能量密度系数。就二维平面热源而言,其单位时间内的能量分布可表达为^[16]

$$W = \iint_D q(x, y) dx dy = 2 \iint_{\sqrt{r^2-x^2}}^{\sqrt{R^2-x^2}} q(x, y) dx dy, \quad (2)$$

式中 D 为二维作用区域。

对于三维热源,其单位时间、单位区域内的能量输入为能量密度在作用区域三维体积内的积分,其分布可表达为

$$W = \iiint_{\Omega} q(x, y, z) dx dy dz, \quad (3)$$

式中 Ω 为三维作用区域。

因为环形热源模型的不规则性,热源在截面方向呈高斯分布,无法直接对其进行积分,故本研究采用如图 3 所示的示意图来说明。利用微分思想将积分分成两步完成:首先可先对其截面(x 和 z 方向)进行积分[图 3(b)],之后再利用微分思想对 y 即圆周方向进行积分[图 3(c)]。

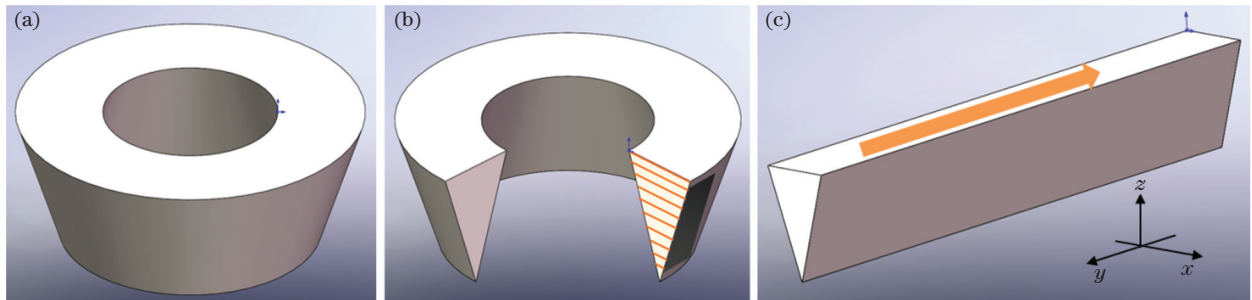


图 3 中空环形热源 CAD 简化模型及微元示意图。(a)中空环形热源 CAD 简化模型;(b)沿 x 和 z 方向进行微元积分;(c)沿 y 方向进行微元积分

Fig. 3 Simplified CAD model of hollow ring heat source and schematic diagram of micro-element. (a) Simplified CAD model of hollow ring heat source; (b) micro-element integral along x and z directions; (c) micro-element integral along y direction

首先,基于 (3) 式先后对 xoz 截面进行积分,即

$$A = K \cdot \iint \exp \left[-\frac{3(x - \mu)^2}{a^2} - \frac{3z^2}{c^2} \right] = K \cdot \frac{\pi ac}{6}, \quad (4)$$

其次基于微分思想,沿着圆周方向(y 方向)积分,即

$$B = \int_0^{2\pi\mu} A dy = 2A\pi\mu = K \cdot \frac{\pi^2 ac\mu}{3}, \quad (5)$$

式中 A 、 B 为中间变量。根据能量守恒定律,可知对于单一热源而言,单位时间作用于单位体积的总能量为 $f_1 Q$,由反求法可以推得最大热流密度为

$$K = \frac{3f_1 Q_{in}}{\pi^2 ac\mu}, \quad (6)$$

式中 f_1 为能量折算系数, $f_1 \leq 1$, Q_{in} 为热输入功率。因此可得到三维环形体热源的表达式为

$$q(x, y, z) = \frac{3f_1 Q_{in}}{\pi^2 ac\mu} \cdot \exp \left[-\frac{3(\sqrt{x^2 + y^2} - \mu)^2}{a^2} - \frac{3z^2}{c^2} \right]. \quad (7)$$

2.2.3 形态参数的确定

激光熔化沉积过程熔覆层形貌受工艺参数的影响比较复杂,对于不同参数的热源形态不能一概而论。(7) 式已得到中空环形热源的数学模型,但仍需要确定相关参数 a 、 c 及 μ 。激光熔覆过程中,熔池的能量密度 q (单位为 $\text{W} \cdot \text{mm}^{-3}$) 分布由激光功率、熔池尺寸和扫描速度决定。三者都会对成形件

有重要影响,其影响关系可表示为

$$q = \frac{P}{S \cdot v}, \quad (8)$$

式中 P 为激光功率, S 为中空激光光斑面积, v 为激光扫描速度。

为了灵活适应不同工艺参数下熔覆层和热源尺寸,本课题组采用响应面法(RSM)设计实验^[20],研究了离焦量(Z)、激光功率(P)、扫描速度(v)等工艺参数对熔宽(w)和熔深(h)的影响,并尝试建立熔宽、熔深数学表达式,将热源方程中三维形貌参数化,以适应不同工艺参数的模拟需要。因中空激光具有较为宽泛的工艺窗口,故可在常用工艺区间内进行响应面设计,工艺区间如表 2 所示。

表 2 响应面设计采用的工艺区间

Process parameter	Z /mm	v / ($\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$)	P /W
Parameter interval	$[-2, -4, -1]$	$[3, 9, 3]$	$[600, 1400, 400]$

通过 Design-Expert 10 的响应面模块进行 Box-Behnken(BBD)实验的设计,生成了 17 组数据(表 3),对 17 组数据进行单道熔覆实验,并采用金

相显微镜观察测量熔道尺寸。部分工艺参数下熔池形貌如图 4 所示。

表 3 响应面实验参数及结果

No.	Z /mm	P /W	v /($\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$)	h / μm	w / μm
1	-3	1400	3	1258	3545
2	-2	1400	6	1003	2842
3	-4	1000	9	674	2768
4	-4	1000	3	968	3201
5	-2	1000	9	844	2120
6	-2	600	6	505	1955
7	-4	600	6	452	2715
8	-2	1000	3	978	2826
9	-3	1000	6	732	2469
10	-3	1000	6	790	2458
11	-3	1000	6	772	2449
12	-3	600	9	467	2261
13	-3	600	3	540	2438
14	-3	1000	6	752	2450
15	-3	1000	6	776	2458
16	-3	1400	9	837	2739
17	-4	1400	6	905	3266

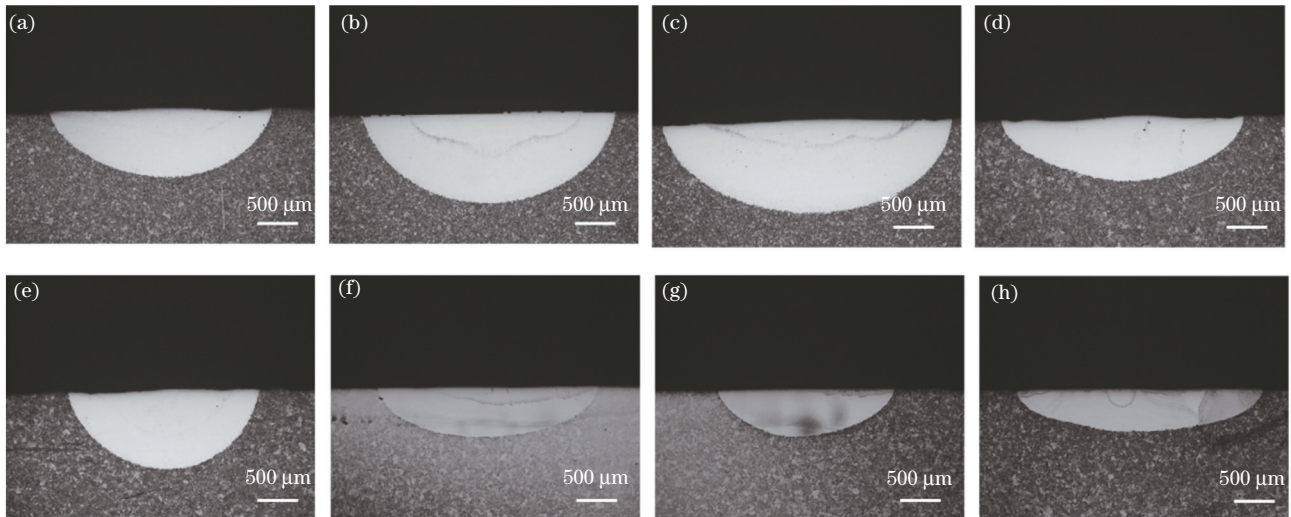


图 4 典型 RSM 工艺(离焦量/功率/扫描速度)下熔池形貌图。(a) $-3 \text{ mm}/1000 \text{ W}/6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (b) $-2 \text{ mm}/1000 \text{ W}/3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (c) $-4 \text{ mm}/1000 \text{ W}/3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (d) $-4 \text{ mm}/1000 \text{ W}/9 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (e) $-2 \text{ mm}/1000 \text{ W}/9 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (f) $-3 \text{ mm}/600 \text{ W}/3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (g) $-2 \text{ mm}/600 \text{ W}/6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (h) $-4 \text{ mm}/600 \text{ W}/6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

Fig. 4 Topographies of molten pool under RSM processes (defocus/power/scanning speed). (a) $-3 \text{ mm}/1000 \text{ W}/6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (b) $-2 \text{ mm}/1000 \text{ W}/3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (c) $-4 \text{ mm}/1000 \text{ W}/3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (d) $-4 \text{ mm}/1000 \text{ W}/9 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (e) $-2 \text{ mm}/1000 \text{ W}/9 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (f) $-3 \text{ mm}/600 \text{ W}/3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (g) $-2 \text{ mm}/600 \text{ W}/6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (h) $-4 \text{ mm}/600 \text{ W}/6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

以熔宽和熔深为响应值,再对响应面分析得到的数据进行二次多项式拟合,得到熔宽、熔深的方差分析结果,如表 4 所示,表中 F' 为统计检定值, P' 为

犯错概率, R^2 为模型的决定系数。从数据可以看出,以上三种工艺参数的变化对熔池形貌具有显著影响($P' < 0.0001$),各交互项中离焦量(Z)和功率

对熔宽影响很大,离焦量和扫描速度的变化对熔深有较大的影响,该模型可以较好地描述激光熔覆沉积率与各因素之间的关系。

表 4 熔宽和熔深 RSM 模型分析

Table 4 RSM model analysis of penetration width and penetration depth

Source	Penetration depth		Penetration width	
	F' value	P' value	F' value	P' value
Model	228.51	<0.0001	111.57	<0.0001
A-Z	461.15	<0.0001	18.99	0.0033
B-P	865.20	<0.0001	720.80	<0.0001
C-V	426.31	<0.0001	147.38	<0.0001
AB	21.38	0.0024	0.70	0.4297
AC	14.11	0.0071	8.88	0.0205
BC	74.92	<0.0001	41.99	0.0003
A ²	38.83	0.0004	2.62	0.1497
B ²	51.72	0.0002	28.07	0.0011
C ²	83.28	<0.0001	37.77	0.0005
R-Squared	0.9931		0.9966	
Adj R-Squared	0.9842		0.9922	
Pred R-Squared	0.9299		0.9471	

对熔宽熔深模型的系数进行显著性检验, RSM 模型的决定系数 R^2 值分别为 0.9931 和 0.9966, 结果表明该模型具有较高的拟合精度。以熔宽和熔深为响应值, 基于 MATLAB 对响应面实验得到的数据进行多项式拟合, 最终建立了熔宽和熔深关于功率、扫描速度和离焦量的数学预测模型, 即

$$d = 21.175Z^2 - 0.000433281P^2 + 8.94v^2 + 0.028ZP + 13.3Zv - 0.0725Pv + 60.3Z + 2.024P - 33.15v - 198.54, \quad (9)$$

$$\omega = 110.35Z^2 + 0.000795937P^2 + 17.96v^2 + 0.21ZP - 22.75Zv - 0.13104Pv + 312.72Z + 0.7691P - 241.09v + 2643.725. \quad (10)$$

2.2.4 光斑尺寸的确定

基于 ABAQUS 软件, 采用生死单元法模拟激光工艺参数为功率 1000 W、离焦量为 -3 mm 和扫描速度为 6 mm/s 时激光熔覆过程的温度特性, 并进行了温度测试, 以评价有限元模型的可靠性。从光头反射聚焦镜理论设计的角度, 通过数值计算推导出在该工艺参数下光斑内径与外径分别为 1.375 mm 和 2.428 mm, 能量峰距离中心位置 $\mu = 0.95 \text{ mm}$ ^[18]。考虑到激光头在实际加工中存在误差, 本研究进一步通过游标卡尺实测光斑尺寸内径为 1.10 mm, 外径为 2.38 mm, 获得能量峰距离中

心位置为 $\mu = 0.87 \text{ mm}$, 并赋值给热源方程用于有限元模拟。

根据三维环形体热源的数学模型, 建立了如图 5 所示的能量分布模型。可以看出, 中空环形激光能量分布呈“鞍”形, 能量呈中心低四周均布的特点, 能量强度峰值位于圆环区域中心。这样的热能分配能够对中心热输入薄弱部分进行热量补偿, 可以使熔池热量分布更加均匀, 这不同于高斯激光光源中心温度远高于四周的特点。

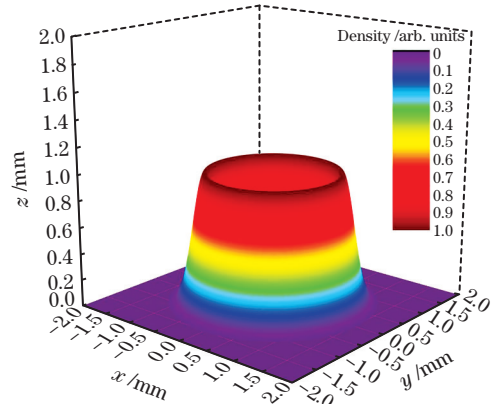


图 5 中空环形热源模型图

Fig. 5 Hollow ring heat source model diagram

3 温度场有限元模拟

3.1 几何建模与网格划分

采用 ABAQUS 软件, 利用生死单元法, 建立如图 6 所示的有限元网格模型。单元类型为 Heat Transfer (DC3D8), 其中节点数为 29187 个, 单元数为 23800 个, 熔覆层单元数为 4000 个。在不同的情况下, 传热强度会发生倍直至成千倍的变化, 所以对流换热是一个受许多因素影响且其强度变化幅度又很大的复杂过程。鉴于激光熔覆过程连续往复的成型特点, 同时为了简化计算过程, 本研究忽略了激光熔覆 U75V 钢轨过程中, 光头保护气、送粉载气、

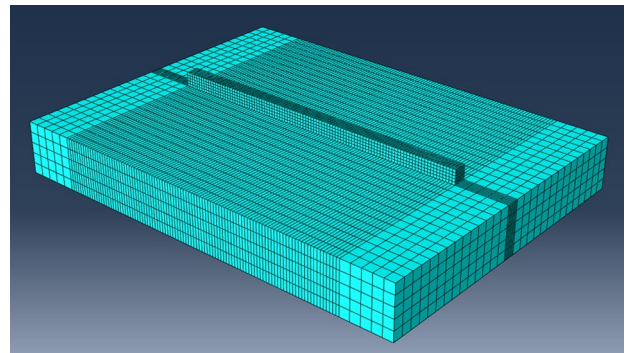


图 6 几何网格建模

Fig. 6 Geometric mesh modeling

成型速度以及相变过程对对流换热系数的瞬时影响。采用的 U75V 钢物理属性主要参考了李波和李革等^[21-22]的工作。将密度($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)、弹性模量(GPa)、泊松比、热膨胀系数($10^{-5} \text{ m}/^\circ\text{C}$)、比热容($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)、对流换热系数($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$)和热辐射系数等定义为随温度变化的物理量。因熔池暴露于保护气体内,考虑用强制对流代替自然对流。

建立具有热物理属性的激光能量分布方程,并对(7)式中的移动热源在 Visio studio 平台中用 Fortran 语言编写热源子程序,在 ABAQUS 中调用该子程序,利用生死单元法,实现热源加载,模拟单壁墙熔覆温度场过程,并采集数据点分析激光熔覆热历程。表 5 为 U75V 钢的热物理参数,其中 ρ 为密度, κ 为热传导系数, C_p 为比热容, α 为热膨胀系数。

表 5 U75V 钢热物理参数

Table 5 Thermal physical parameters of U75V steel

Temperature /K	$\rho /(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$\kappa /(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$	$C_p /(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$	$\alpha / (10^{-5}\cdot\text{K}^{-1})$
100	7.850	39.72	481	1
250	7.810	36.47	507	1.5
350	7.710	33.59	520	1.53
450	7.700	30.70	563	1.57
550	7.700	29.39	618	1.61
650	7.700	28.11	761	1.79
750	7.700	23.41	582	0.67
850	7.700	25.70	631	2.3
950	7.600	26.89	718	2.07
1150	7.600	—	—	2.13

三维瞬态傅里叶热传导定律可表示为

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q, \quad (11)$$

式中 Q 为材料的内热源。

根据(11)式,在 ABAQUS 有限元模拟软件中应用生死单元法,实现热源加载,模拟了单壁墙熔覆

过程中的温度场分布图。

如图 7(a)和图 7(b)所示,环形光源的能量强度峰值出现在边缘,因此从图 7(a)中能观测到两个温度峰值区域,这与理论分析的结果是一致的。图 7(b)为环形光源移动时的俯视图,从中能清晰地观测出,其几何形状为一个月牙形。它并没有形成一个封闭的环,其原因是受激光扫描方向及速度的影响,热源前方的温度比后方的温度低。

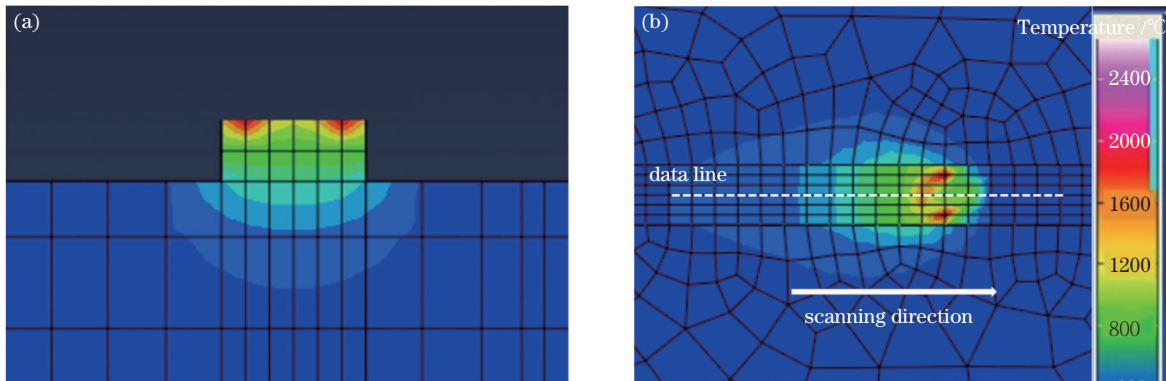


图 7 中空环形激光热源温度分布云图。(a)横截面温度分布;(b)热源温度分布俯视图

Fig. 7 Hollow ring laser heat source temperature distribution cloud map. (a) Cross-sectional temperature distribution; (b) top view of heat source temperature distribution

为了验证模型的准确性,提取熔池垂直界面温度分布的模拟结果[如图 7(b)虚白线位置],并将其与红外相机实测值作对比,如图 8 所示,实测移动熔池前沿的温度要比中心处的温度略高,这与中空环形激光的温度场分布模拟结果是一致的,且熔覆层

后半部分要比前半部分温度略高。其原因是在激光熔覆过程中,对于熔覆区后半部分,热传导和热累积的作用导致基体温度高于其他部分,且激光加热温度上升快导致峰值略高。同时也可以看出,相对于高斯热源^[23],环形热源的熔池中温度分布更加均匀。

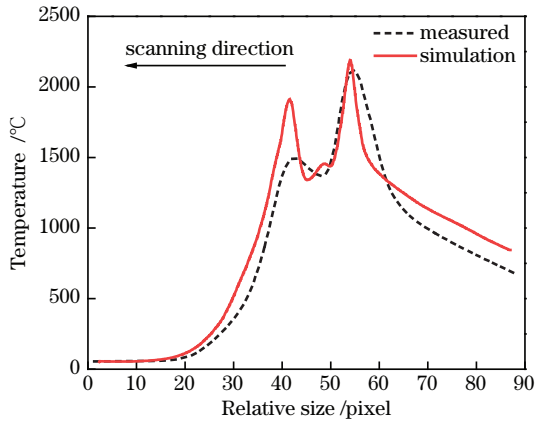


图 8 熔池垂直截面温度分布图

Fig. 8 Temperature distribution diagram of the vertical section of the molten pool

3.2 热循环分析

基板、粉末和激光的耦合作用最终表现为熔池的温度场分布及热循环特性,并最终决定成形件的组织和性能。在其后的加热过程中,激光重复扫描致使该点产生热循环效应。对激光扫描路径进行规划,选取初始点作为研究对象,采集数据,分析激光熔覆的热历程,其熔覆层路径规划如图 9 所示。

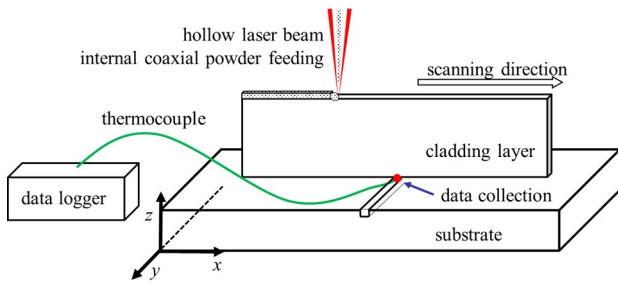


图 9 熔覆层上激光扫描路径示意图

Fig. 9 Schematic diagram of the laser scanning path on the cladding layer

选择图 9 中标识点(箭头所指处)作为热循环测试点,图 10 为扫描过程中该点下方 1 mm 处的热循环模拟曲线与实测数据对比。

如图 10 所示,该点的热循环曲线由若干温度波峰和波谷组成,且当激光经过该点正上方时,该点温度达到峰值,即图中波峰位置。当激光第一次扫描基板结束时,第一道熔覆层形成,该点由室温急剧升温至 470 °C 左右,其后热源离开该点,该点温度迅速下降。这主要是由于热源离开该点后不对该点有直接作用,其主要是通过基板或熔覆层的热传导来实现的。激光扫描第一道次结束后回到起点继续进行激光熔覆操作。因此,热源再次回到原点位置,而原点处经过第一道次后,由于热累积的作用,其温度并

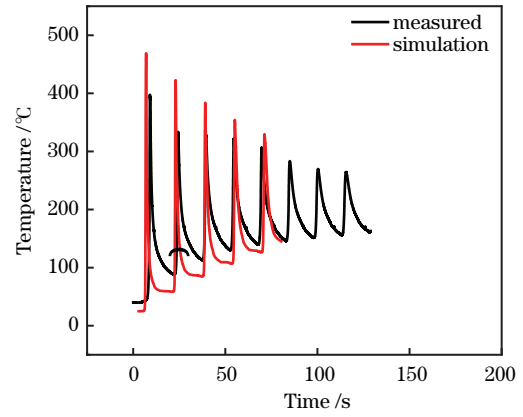


图 10 激光熔化沉积过程中热循环模拟曲线与实测数据对比
Fig. 10 Comparison between simulated thermal cycle curve and measured data during laser melting deposition

没有回到室温,而是高于室温的某个温度[60 °C 左右],热源与该点相差一层熔覆层的距离,热源输入减少,因此该点温度上升但低于初次温度峰值,而后热源再次离开该点,该点温度迅速下降。循环往复,随着熔覆层的增高,热源对该点的影响越来越小。其主要原因是,随着熔覆层增高,当热源移动到该点正上方时,该点与热源的距离增大,热传导作用减小,该点温度升高但峰值温度降低。另外,由于每道次的热累积作用,该点每次降温都会比峰谷温度高,因此该点峰值温度降低,而峰谷温度升高。对比图 10 中模拟曲线与实测曲线可以看出,其热循环过程基本吻合。就温度峰值而言,其模拟值较实测值略高,其可能是激光熔覆的快冷快热导致热电偶在高温区测量存在偏差所致。

4 结 论

采用正态分布回转体思想,构建了三维中空环形热源数学建模,获得了其数学解析式。利用不同工艺下的熔池形貌,以及光斑能量峰大小,实验测定了中空环形光源的形态参数。热源模型能量分布的模拟结果显示,能量强度峰值位于边缘而非中心,且其垂直截面呈现“鞍”形分布。实测结果与理论模型模拟结果吻合良好,验证了该模型具有较高的置信度。

环形热源温度场的有限元模拟结果表明,环形热源的温度峰值并不是出现在中心位置,而是出现在靠近边缘的位置。由于边缘处的能量高,能够对中心热输入薄弱部分进行热量补偿,故温度呈均匀分布,这与环形光源能量强度的理论分析是相吻合的。热循环由于热累积和热传导的作用,温度峰值不断降低,而温度峰谷不断升高。最后基于

ABAQUS软件模拟热循环过程,其模拟曲线与实测值高度吻合,由此验证该中空环形热源模型有较好的精度和适用性。

参 考 文 献

- [1] Weng F, Chen C Z, Yu H J. Research status of laser cladding on titanium and its alloys: a review [J]. *Materials & Design*, 2014, 58: 412-425.
- [2] Wu D. Finite element analysis for temperature and stresses in the alloy steel laser melting deposition process [D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2019.
吴迪. 合金钢激光熔化沉积成形温度场和应力场有限元分析[D]. 北京: 北京交通大学, 2019.
- [3] Zhang W Y. Welding heat transfer [M]. Beijing: China Machine Press, 1989.
张文钺. 焊接传热学[M]. 北京: 机械工业出版社, 1989.
- [4] Azar A S. A heat source model for cold metal transfer (CMT) welding [J]. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 2015, 122(2): 741-746.
- [5] Zhang R H, Katayama S, Yasuaki N, et al. Numerical simulation of the laser welding by using the Rotary-Gauss body heat source model [J]. *Electric Welding Machine*, 2007, 37(5): 51-54.
张瑞华, 片山聖二, 内藤恭章, 等. 基于旋转GAUSS曲面体热源模型的激光焊接热过程的数值模拟[J]. *电焊机*, 2007, 37(5): 51-54.
- [6] Goldak J, Chakravarti A, Bibby M. A new finite element model for welding heat sources [J]. *Metallurgical Transactions B*, 1984, 15(2): 299-305.
- [7] Tian M L. Temperature field simulation of multi-channel and multi-layer stacking and research of solid parts forming process based on coaxial inside-beam powder feeding [D]. Suzhou: Soochow University, 2014.
田美玲. 光内送粉多道搭接多层堆积实体成形及温度场模拟研究[D]. 苏州: 苏州大学, 2014.
- [8] Wang S G, Shi T, Fu G Y, et al. Analysis of dilution rate and single channel morphology of high-speed cladding Cr₅₀Ni alloy by laser inside-beam powder feeding process [J]. *Surface Technology*, 2020, 49(7): 311-318.
王曙光, 石拓, 傅戈雁, 等. 激光内送粉高速熔覆Cr₅₀Ni合金稀释率及单道形貌分析[J]. *表面技术*, 2020, 49(7): 311-318.
- [9] Gong Y Q, Fu G Y, Shi T, et al. Local shielding gas model for laser cladding of titanium alloy in open environment [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2020, 47(11): 1102006.
龚燕琪, 傅戈雁, 石拓, 等. 开放环境下钛合金激光熔覆的局部气氛保护模型[J]. *中国激光*, 2020, 47(11): 1102006.
- [10] Li G, Zhang J C, Shi S H, et al. Mass distribution of local shielding gas for laser cladding of titanium alloy in open environment [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2019, 46(7): 0702007.
李刚, 张津超, 石世宏, 等. 开放环境下钛合金激光熔覆局部保护气体的质量分布[J]. *中国激光*, 2019, 46(7): 0702007.
- [11] Jiang W W, Fu G Y, Zhang J P, et al. Prediction of geometrical shape of coaxial wire feeding cladding in three-beam [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2020, 49(3): 0305005.
蒋伟伟, 傅戈雁, 张吉平, 等. 三分光束光内同轴送丝熔覆层几何形貌预测[J]. *红外与激光工程*, 2020, 49(3): 0305005.
- [12] Li D S, Fu G Y, Li G, et al. Study of laser cladding forming technology of spindle closed structure [J]. *Machine Building & Automation*, 2020, 49(3): 30-32, 86.
李东升, 傅戈雁, 李刚, 等. 尖顶封闭结构件激光熔覆成形工艺研究[J]. *机械制造与自动化*, 2020, 49(3): 30-32, 86.
- [13] Shi J J, Shi T, Shi S H, et al. Process study and optimization of upward cladding by laser inside powder feeding [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2019, 48(3): 0306005.
史建军, 石拓, 石世宏, 等. 激光光内送粉仰面熔覆工艺研究及优化[J]. *红外与激光工程*, 2019, 48(3): 0306005.
- [14] Zhou B, Shi S H, Deng Z Q, et al. Laser cladding forming of fan-shaped part based on hollow laser beam inside powder feeding technology [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2017, 46(9): 0906007.
周斌, 石世宏, 邓志强, 等. 基于中空激光光内送粉技术的扇形结构件激光成形研究[J]. *红外与激光工程*, 2017, 46(9): 0906007.
- [15] Zhu G X, Wu J Z, Shi T, et al. Research on microstructure and mechanical properties of thin-walled parts directly formed by laser variable spot based on powder feeding in light [C]//Proceedings of the 5th Laser Advanced Manufacturing Technology Application Seminar, Beijing, China. Beijing: Chinese Mechanical Engineering Society, 2017: 25.
朱刚贤, 吴继璋, 石拓, 等. 基于光内送粉激光变斑直接成形薄壁件的组织和力学性能研究[C]//第五届激光先进制造技术应用研讨会论文集, 北京, 中国. 北京: 中国机械工程学会, 2017: 25.
- [16] Zhang J C, Shi S H, Fu G Y, et al. Analysis on surface finish of thin-wall parts by laser metal

- deposition with annular beam [J]. *Optics & Laser Technology*, 2019, 119: 105605.
- [17] Xiao J Y. Study on the characteristics of molten pool based on inside-ring laser coaxial powder feeding and properties of cladding layers [D]. Suzhou: Soochow University, 2009.
肖军艳. 环形激光光内送粉熔池特征与熔层性能 [D]. 苏州: 苏州大学, 2009.
- [18] Li C S. Modeling for transmission and conversion of hollow circular laser and analysis on coupling between laser and materials in three-dimensional laser manufacturing [D]. Suzhou: Soochow University, 2010.
李春生. 三维成形中空环形激光传输转换建模及光料耦合分析 [D]. 苏州: 苏州大学, 2010.
- [19] Shi J J. Research on process and mechanism of laser internal powder feeding cladding for overhanging structure [D]. Suzhou: Soochow University, 2018.
史建军. 悬垂结构激光内送粉熔覆成形工艺及机理研究 [D]. 苏州: 苏州大学, 2018.
- [20] Pang Y F, Fu G Y, Wang M Y, et al. Parameter optimization of high deposition rate laser cladding based on the response surface method and genetic neural network model [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2021, 48(6): 0602112.
庞祎帆, 傅戈雁, 王明雨, 等. 基于响应面法和遗传神经网络模型的高沉积率激光熔覆参数优化 [J]. *中国激光*, 2021, 48(6): 0602112.
- [21] Li B, Zhu G M, Kang Y L, et al. Determination and study of physical parameters of U75V rail rolling simulation [J]. *Hot Working Technology*, 2014, 43(17): 24-28.
李波, 朱国明, 康永林, 等. U75V 钢轨轧制模拟物性参数的测定及研究 [J]. *热加工工艺*, 2014, 43(17): 24-28.
- [22] Li G, Cui H Y, Chen L. Finite element analysis on 100-meter rail temperature field of U75V steel during cooling before straightening [J]. *Special Steel*, 2009, 30(1): 1-3.
李革, 崔海燕, 陈林. 百米 U75V 钢轨矫直前冷却过程温度场的有限元分析 [J]. *特殊钢*, 2009, 30(1): 1-3.
- [23] Gu J C, Tong L G, Li L, et al. Selection criteria of heat source model on the welding numerical simulation [J]. *Materials Review*, 2014, 28(1): 143-146.
谷京晨, 童莉葛, 黎磊, 等. 焊接数值模拟中热源的选用原则 [J]. *材料导报*, 2014, 28(1): 143-146.

Modeling of Hollow Ring Laser Heat Source and Finite Element Simulation of Temperature Field

Xu Jiachao¹, Xia Zhixin^{1*}, Chen Peng¹, Shi Shihong¹, Huang Shuhai², Wang Liang³

¹*Institute of Laser Manufacturing Technology, Soochow University, Suzhou, Jiangsu 215006, China;*

²*Southwest Technology and Engineering Research Institute, Chongqing 400050, China;*

³*Institute of Laser Advanced Manufacturing, Zhejiang University of Technology, Hangzhou, Zhejiang 310014, China*

Abstract

Objective Control of microstructure and residual stress, and optimization of process parameters based on the temperature field are important methods to improve mechanical properties of the cladding parts. A relatively accurate laser heat source model should be provided to reconstruct the temperature field during the formation of the cladding layer. First, an accurate mathematical model of hollow ring laser heat source, which should be verified by numerical simulation and the experiment results, needs to be constructed to obtain the fundamentals for a practical temperature field, microstructure distribution, residual stress control, and process parameters optimization. The temperature distribution inside the molten pool could be reflected precisely by an appropriate heat source model to simplify the numerical calculation and deeply explore the influence of temperature gradient and cooling rate on residual stress and actual solidification microstructure during the solidification and cooling process. Since Goldak proposed the classical double ellipsoid heat source in 1984, a wide variety of heat source equations have been generated based on the mathematical modeling evolution of solid heat sources. However, the mathematical model of the hollow ring heat source based on the inside-laser coaxial powder-feeding system was rarely studied. A simple and practical heat source equation should be established to verify the reliability of the model through the combination of experiment and theory analysis.

Methods Based on the finite element software called ABAQUS and the hollow ring laser system, the energy

distribution discipline of the hollow ring laser was verified by the probe beam quality analyzer, and a formal hollow ring laser heat source equation was proposed. The energy density determined by numerical analysis was used to establish the final mathematical equation. Response surface method (RSM) was adopted after the hollow ring laser heat source equation was established. The fitting equation of molten pool size under mutative process parameters was conducted, and the three-dimensional size of the heat source model was parameterized through experiments.

Also, a laser-melting deposition model with certain thermal-physical properties was established, and a mobile heat source subroutine was written in Fortran language. The subroutine was called in the ABAQUS software, and the heat source was loaded by the life-and-death element method to simulate the temperature field and thermal history of a single wall under mutative cladding process parameters. To verify the reliability of the heat source model, the actual temperature of the melting pool during the experiment was measured by K-type thermocouple, paperless data recorder (HIOKI LR8501), and infrared camera monitoring equipment (InfraTec, VarioCam[®] hr head).

Results and Discussions The energy distribution of the hollow ring laser indicated a Gaussian distribution in the annular region, and the energy in the middle was higher than that on both sides of the annular region, as shown in Fig. 2(a). As a result, a “Gaussian-like” heat source distribution equation was proposed. The hollow ring laser morphology equation was obtained [Eq. (1)] after a Gaussian curve with a certain displacement was biased and rotated around the central axis [Fig. 2(b)]. In Eqs. (2)–(6), the peak power density of the hollow ring laser was calculated step by step through theoretical analysis, and the final mathematical analysis expression was further obtained [Eq. (7)]. In Eq. (7), parameters of multiple molten pools were used. Through response surface method (RSM) and laser cladding experiment, polynomial equations of molten pool width and depth on laser power, scanning speed, and defocus were fitted [Eqs. (9)–(10)]. The processing interval of the response surface method (RSM) is shown in Table 2. The physical model of laser cladding was established by the ABAQUS software, and the heat source equation subroutine was recorded to simulate the temperature field and thermal history in the process of laser cladding. The simulation results are verified in Fig. 7 and Fig. 10. Thermocouple (Fig. 9) and infrared camera were applied for verification, good fitting results were indicated, and the hollow ring laser heat source equation possessed certain accuracy and applicability.

Conclusions The mathematical modeling of the three-dimensional hollow ring laser heat source was constructed to obtain an analytical formula using the idea of the normal distribution of revolution. The morphological parameters of the hollow ring laser heat source were determined by the shape of the molten pool and the value of the energy peak of the laser spot under mutative process parameters. The simulation results of the energy distribution of the heat source model indicated that the peak energy intensity was located at the edge instead of the center, and the vertical cross-section presented a “saddle”-shaped distribution. The measured results agreed well with the theory simulation, which confirmed the validity of the mathematical model.

The finite element simulation of the temperature field of the hollow ring heat source indicated that temperature peak distribution was close to the edge, which correspond to the mathematical model results. Due to the high energy at the edge, it could compensate the weak part of the central heat input to promote the uniform temperature distribution, which was consistent with the theoretical analysis of the energy intensity of the ring light source. The temperature peak continuously reduced, and the temperature trough was increasingly influenced by heat accumulation and conduction. The thermal history was simulated by the ABAQUS software, and its simulation curve was also consistent with the measured value, which confirmed that the hollow ring heat source model possessed good accuracy and applicability.

Key words laser technique; laser cladding; hollow ring laser; heat source model; temperature field; thermal cycle

OCIS codes 140.3390; 220.4610; 350.3390; 350.3380