

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

吴侯, 马朋召, 白文倩, 陈静青*

西南交通大学材料科学与工程学院, 材料先进技术教育部重点实验室, 四川 成都 610031

摘要 以 316L 不锈钢粉末为原料, 采用激光熔覆技术以单向扫描和往复扫描两种方式在 AISI304 不锈钢表面进行多层多道熔覆, 研究了熔覆层的组织以及熔覆层中的残余应力, 并进行了有限元模拟。基于 316L 不锈钢粉末的激光熔覆层截面形貌, 利用 ABAQUS 有限元软件建立复合热源模型, 分别计算熔覆层的温度场及应力场。对熔覆层中的残余应力 σ_x 和 σ_y 进行测试, 测试结果与模拟计算结果吻合得较好, 验证了有限元模型的可靠性。温度场模拟结果表明, 往复扫描路径下的热累积大于单向扫描路径下的热累积。结合温度场结果与微观组织分析了单向扫描路径下熔合线处的晶粒尺寸相比往复扫描路径下更均匀的机理。基于温度场结果分析了熔覆层中的应力分布规律以及往复扫描路径下的熔覆层应力大于单向扫描路径下的机理。

关键词 激光技术; 激光熔覆; 有限元仿真; 316L 不锈钢; 温度场; 应力场

中图分类号 TG174.44; TG111.3

文献标志码 A

doi: 10.3788/CJL202148.2202002

1 引言

激光熔覆是一种新型的表面处理技术, 它通过激光加热熔化基体表面和熔覆材料, 在基体表面形成与基体呈冶金结合的涂层。目前, 激光熔覆已被广泛应用于提高材料表面的耐磨性和耐蚀性, 或修复磨损零部件的表面^[1-2]。激光熔覆可以降低金属零部件因腐蚀或磨损造成的经济损失, 适应现代工业的发展^[3]。AISI304 不锈钢常被用于化学、农业、船舶等领域, 服役环境恶劣^[4]。316L 不锈钢是一种改性超低碳奥氏体不锈钢, 它以 18-8(Cr-Ni) 不锈钢为基础, 常被用于石油、化工、航空、航海等领域^[5-6]。与 AISI304 不锈钢相比, 316L 不锈钢具有优异的耐蚀性, 更适合在恶劣的环境下工作^[7]。在 AISI304 不锈钢表面制备 316L 不锈钢激光熔覆层, 可以提高基体表面的耐蚀性、耐磨性和高温性能^[8-10]。激光熔覆是一个快速加热和冷却的过程^[11]。在熔覆过程中, 局部热输入会导致不均匀的温度场^[12]。温度场对熔覆层中的残余应力具有极其重要的影响,

激光熔覆产生的残余应力会增大熔覆层的裂纹倾向^[13]。若残余应力过大, 则极有可能导致熔覆层中出现裂纹, 影响熔覆层的组织及性能, 大大降低熔覆零件的质量。因此, 如何降低熔覆过程中产生的残余应力一直倍受关注^[14-15]。激光熔覆的扫描路径会影响热量的传导与累积, 进而影响工件中的应力和工件的变形; 同时, 激光热源的热量累积对熔覆层凝固组织的形貌也有很大影响。在相同的激光熔覆工艺参数下, 更优的扫描路径能产生更小的热影响区、应力、变形和更小更均匀的微观组织, 从而改善激光熔覆的工艺性^[16]。目前的测试方法难以测量熔池内部温度的变化, 而采用数值模拟研究激光熔覆过程中的温度场、应力场, 可以大大降低试验费用及时间成本^[17-18]。国内外研究人员利用有限元软件对激光熔覆过程中的温度场和应力场进行了大量研究^[19], 以为熔覆层的质量控制提供理论支持与科学依据^[20]。

Zhao 等^[7]采用 ANSYS 软件计算了多道激光熔覆层的应力场, 结果发现熔覆层中的纵向应力最

收稿日期: 2021-01-22; 修回日期: 2021-04-21; 录用日期: 2021-05-25

基金项目: 国家自然科学基金(51504198, 51474178)、中央高校基本科研业务费专项资金项目(A0920502051820-48)

通信作者: *simweld@163.com

大,横向应力次之,厚度方向的应力最小。Wu 等^[21]通过建立数值模型研究了激光选区熔化(SLM) AlSi10Mg 合金过程中残余应力的演化,并通过试验验证了所建立的非连续激光扫描合金残余应力数值模型的可靠性。Cheng 等^[22]基于有限元计算,建立了三维热耦合模型,模拟了岛状、线状、45°线状、45°旋转、67°旋转、90°旋转、从内到外、从外到内 8 种扫描策略下 SLM 熔覆层中的应力以及熔覆层的变形情况。郭士锐等^[23]研究了 316L 不锈钢的激光熔覆过程,并采用 ANSYS 软件建立了有限元模型,得出了如下结论:熔池移动过程中的热累积较小,沿熔覆方向上的残余应力分布较为集中。韩会等^[16]采用 SYSWELD 软件对长边同侧、螺旋、异侧三种扫描方式下熔覆层的温度、残余应力和变形进行了模拟计算,结果表明,长边螺旋扫描路径下的温度场最为均匀,变形最小。马琳等^[13]研究了多道搭接熔覆层中的应力分布,并据此预测了裂纹的扩展。以上研究内容均对激光熔覆有限元仿真有一定的指导意义。本文研究了两种不同扫描路径下的 316L 不锈钢激光熔覆工艺,并采用复合热源(热流峰值线性递增的柱状体热源-高斯面热源)对激光熔覆过程进行了有限元模拟,通过温度场和应力场模拟结果解释了不同扫描策略对熔覆层组织特征及残余应力分布的影响规律。

首先将 316L 不锈钢粉末熔覆在 AISI304 不锈钢上,对熔覆层的组织和残余应力进行分析;之后利用 ABAQUS 软件建立复合热源模型,对单向扫描和往复扫描两种扫描策略下多层多道熔覆的温度

场、应力场进行模拟;最后采用试验验证了有限元模型的可靠性。

2 试验方法

2.1 试验过程

基材采用 AISI304 奥氏体不锈钢(0.08% C, 1.0% Si, 2.0% Mn, 20.0% Cr, 8.0% Ni, 0.03% S, 0.045% P, 0.1% N, 以上均为质量分数),试验粉末采用 316L 不锈钢粉末(0.03% C, 1.0% Si, 0.3% Mn, 18.0% Cr, 12.0% Ni, 0.03% S, 0.035% P, 3.0% Mo, 以上均为质量分数)。采用激光波长为 1.06 μm 、光斑直径为 3 mm 的 YLS-4000 光纤激光器,以同步送粉方式进行熔覆试验,熔覆系统如图 1 所示。保护气体为高纯氩气。熔覆前去除基体表面的锈和氧化膜;在 120 $^{\circ}\text{C}$ 下干燥熔覆粉末 1 h,以去除粉末中的水分。本文采用的工艺参数为:激光功率 1000 W,保护气体流量 30 L/min,扫描速度 160 mm/min,离焦量 50 mm,送粉电压 2.8 V,送粉气体流量 2.9 L/min。搭接率过小或过大都会导致多道熔覆的表面凹凸不平,影响多道熔覆层的尺寸精度^[24]。本文采用 30% 的搭接率,以两种扫描路径(如图 2 所示)制备 23 道 3 层熔覆层,熔覆层的长度均为 48 mm。金相试样所用腐蚀剂为 FeCl_3 盐酸乙醇溶液。利用 iXRD 残余应力分析仪对熔覆层 X、Y 方向的残余应力进行测试;应力测试前,将熔覆层表面加工成平面,加工后的熔覆层尺寸为 45 mm \times 45 mm \times 0.3 mm,对加工后的表面进行电解抛光,以去除加工应力层。残余应力测试点如图 3 所示。

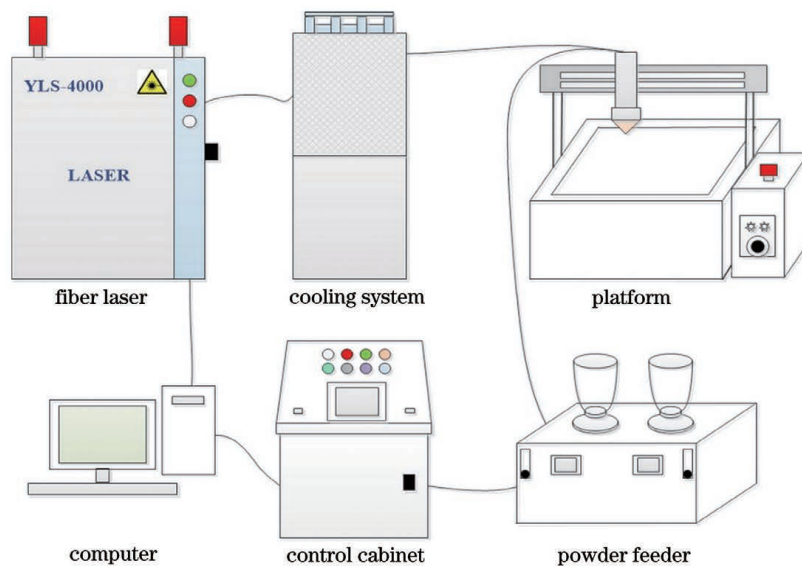


图 1 熔覆系统

Fig. 1 Cladding system

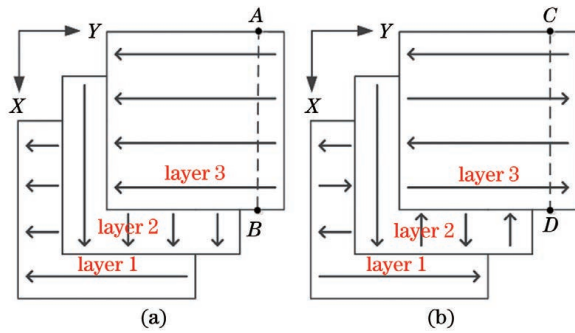


图 2 扫描路径。(a)单向扫描路径;(b)往复扫描路径
Fig. 2 Scanning paths. (a) Codirectional scanning path;
(b) reciprocating scanning path

2.2 激光熔覆的有限元模型

建立的单道熔覆有限元模型如图 4(a)所示,基底尺寸为 48 mm×24 mm×10 mm,熔覆层尺寸为 2.2 mm×10 mm×0.5 mm。建立的多层多道熔覆模型如图 4(b)所示,基底尺寸与单道模型相同,熔覆层尺寸为 7.6 mm×7.6 mm×1.5 mm,搭接率为 30%,每道长度为 7.6 mm,每层厚度为 0.5 mm,由三层组成。采用过渡网格划分,使熔覆层以及与其相邻的基体的网格细化,基体下部和边缘区域的网格尺寸较大,以提高计算效率。单道熔覆模型中

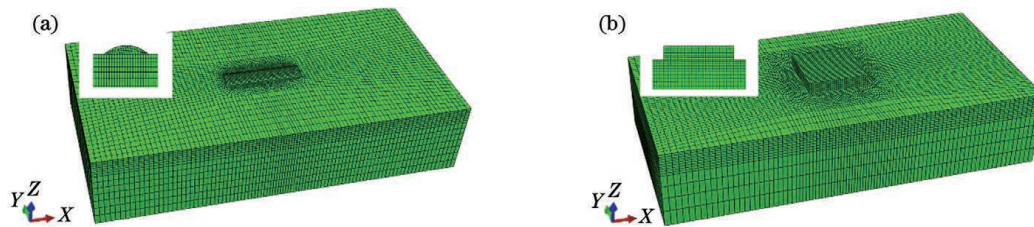


图 4 熔覆模型的网格划分。(a)单道熔覆模型;(b)多层多道熔覆模型
Fig. 4 Meshed cladding models. (a) Single-pass cladding model; (b) multi-layer and multi-pass cladding model

表 1 316L 和 AISI304 不锈钢的材料性能参数

Table 1 Material property parameters of 316L and AISI304 stainless steels

Temperature/ °C	Thermal conductivity / (W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)		Specific heat capacity / (J·g ⁻¹ ·K ⁻¹)		Yield strength / MPa		Young's modulus /GPa	
	316L	AISI304	316L	AISI304	316L	AISI304	316L	AISI304
20	14.0	14.8	0.497	0.564	172.2	245.0	192.2	194.3
100	15.3	15.9	0.519	0.570	148.5	209.7	189.8	187.6
200	17.5	17.3	0.544	0.577	122.8	203.1	182.2	179.1
500	22.0	21.2	0.585	0.600	99.4	166.3	159.7	142.3
800	25.6	25.0	0.614	0.627	76.6	78.3	125.6	82.7
1000	29.2	27.6	0.678	0.645	29.7	41.8	99.6	43.0
1200	32.1	29.5	0.742	0.662	12.4	5.6	72.3	29.8
1400	28.4	31.4	0.806	0.679	5.1	1.6	1.6	16.7

有 85752 个网格节点和 78328 个单元,网格属性为 DC3D8;多层多道熔覆模型中有 89122 个网格节点和 80982 个单元,网格属性为 DC3D8。

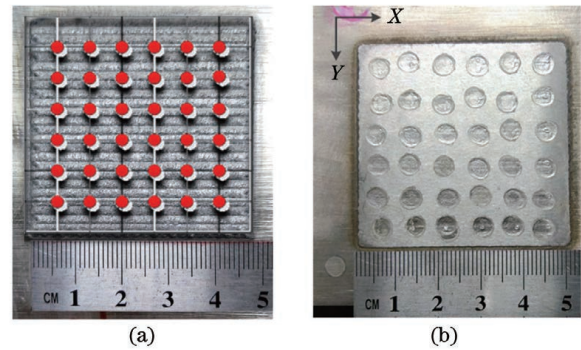


图 3 残余应力测试点以及电解抛光后的多层多道熔覆层。(a)残余应力测试点;(b)电解抛光后的多层多道熔覆层

Fig. 3 Residual stress test points and multi-layer and multi-pass cladding layer after electro-polishing. (a) Residual stress test points; (b) multi-layer and multi-pass cladding layer after electro-polishing

316L 和 304 不锈钢的热物理性能和力学性能如表 1^[21]所示。

本文考虑对流辐射换热的边界条件,其表达式为^[25]

$$h = h_0 + \varepsilon\sigma(T - T_0)(T^2 + T_0^2), \quad (1)$$

式中: h_0 为室温下的对流换热系数; ε 为辐射系数,取 0.8; σ 为玻尔兹曼常数,为 $5.67 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$; T 为温度; T_0 为初始温度,取 $20 \text{ }^\circ\text{C}$ 。

本文采用体热源与面热源组合的复合热源。体热源采用热流峰值线性递增的柱状模型^[26],径向热流峰值呈高斯分布,且在厚度方向线性递增,表达式见(2)式^[25-26];面热源作用在基体表面,径向呈高斯分布,表达式见(3)式^[25]。

$$q_1(r, z) = \frac{6f_1 aP}{\pi R_1 H(mH + 2R_1)} \times \exp\left(\frac{-3r^2}{R_1^2}\right) \left(\frac{mh + R_1}{R_1}\right), \quad (2)$$

$$q_2(r, z) = \frac{3f_2 aP}{\pi R_2^2} \exp\left(\frac{-3r^2}{R_2^2}\right), \quad (3)$$

式中: a 为材料的激光吸收速率,取 0.3; P 是激光功率,取 1000 W; R_1 、 R_2 为热源的有效工作半径,分别取 1.3 mm 和 2 mm; r 是任意节点到热源中心

的距离; m 为线性衰减系数,取 2.5; H 为热源作用深度,取 2; h 是热源的任意截面高度; $f_1 + f_2 = 1$, $f_1 = 0.9$ 。

采用生死单元技术可以建立材料分层填充的物理模型^[27]。通过子程序接口实现 316L 粉末材料参数到 316L 固体材料参数的过渡。在温度场计算结果的基础上,将热单元属性改变为结构单元属性^[14],采用顺序耦合方法对应力场进行模拟计算。

3 分析与讨论

3.1 316L 熔覆层的微观结构与温度场结果

图 5(a) 为模拟熔池形态与试验熔池形态的对比图,左侧为模拟的熔池的温度场,灰色部分温度高于 316L 的熔点($1420 \text{ }^\circ\text{C}$),为熔池,其与右侧试验熔覆层的截面形状吻合得较好,验证了热源模型的可靠性^[28]。图 5(b) 为单道熔覆温度场模拟结果的俯视图,可见,在熔覆过程中熔池为带后拖的椭圆形,熔池前端的等温线密集,后端稀疏。这说明熔池前端的温度梯度大,后端的温度梯度小,且越靠近熔池,温度梯度越大。

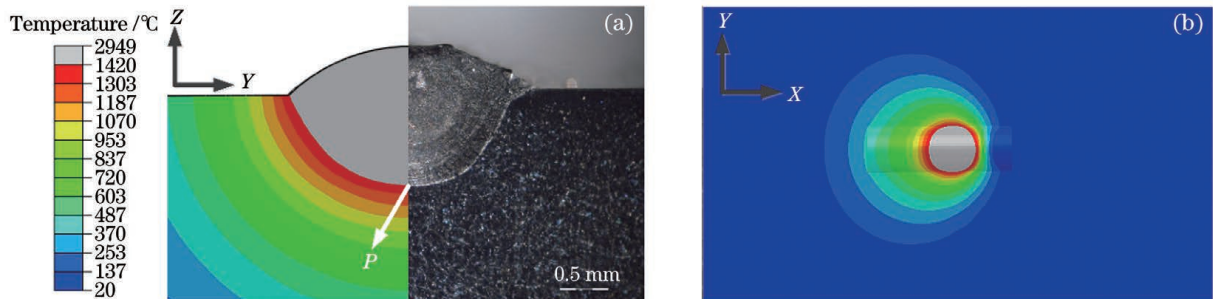


图 5 模拟与试验熔池的对比以及单道熔覆温度场俯视图。
Fig. 5 Comparison of simulated and experimental molten pools; (b) planform of single-pass cladding temperature field

图 6(a) 为单道熔覆层截面的电镜(SEM)图像,由上至下依次为熔覆层、结合层和母材。熔覆层组织均匀致密,无气孔、夹渣、裂纹等缺陷。熔覆层与基体的界面上有明显的结合带,说明熔覆层与基体之间形成了牢固的冶金结合^[8,29]。图 6(b) 为图 6(a) 中 A 位置处的光学显微镜图像,它位于熔覆层的中部,此处的组织基本为等轴晶。图 6(c) 是图 6(a) 中位置 B 处的光学显微镜图像,此处位于熔覆层的左下方,该区域存在大量柱状晶。由图 6(c) 可以看出柱状晶体沿着固液界面的法向生长。

图 7 是图 5(a) 中的点 P 在模拟温度场中 X、Y、Z 三个方向上的温度梯度,点 P 存在于熔覆层与基体的交界处,X 方向为激光扫描方向,Y 方向

为垂直于激光扫描方向,Z 方向为厚度方向(即 P 点处固液界面的法向)。从图 7 中可以看出,Z 方向上的温度梯度大于 X、Y 方向上的温度梯度,即 Z 方向上的散热最快,而柱状晶会沿着散热最快的方向生长,所以柱状晶总是倾向于沿着固液界面的法向生长。

熔覆过程中存在热累积现象。以图 2 中的 AB 和 CD 两条线为例对热累积现象进行分析,这两条线分别位于距单向扫描熔覆层和往复扫描熔覆层右边缘 1 mm 处。提取 AB 和 CD 上节点的最高温度,提取结果如图 8 所示。对于两条曲线来说,后道次的峰值温度都高于第一道次的峰值温度,说明存在热累积;两种扫描路径下的峰值温度曲线走势相

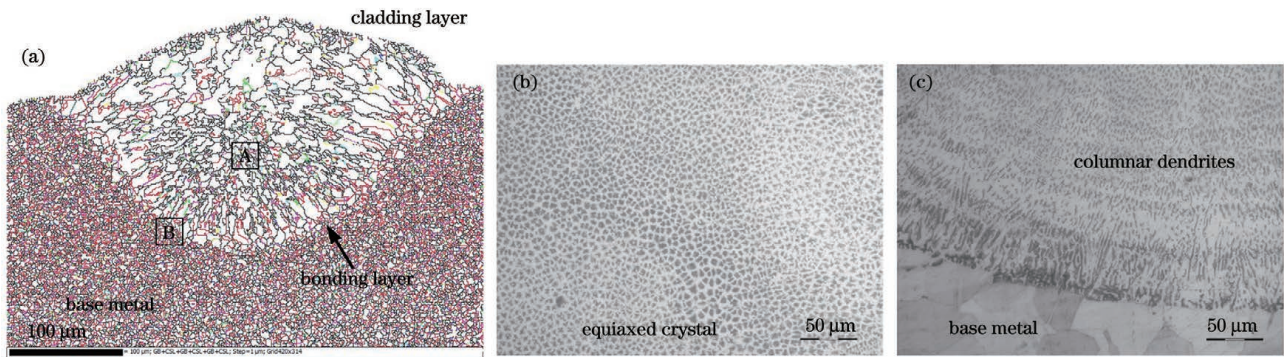


图 6 单道熔覆层截面的 SEM 图像及局部放大图。(a)单道熔覆层截面的 SEM 图像;(b)位置 A 处的光学显微镜图像;(c)位置 B 处的光学显微镜图像

Fig. 6 SEM image of cross-section of single-pass cladding layer and partially enlarged images. (a) SEM image of cross-section of single-pass cladding layer; (b) optical microscopy image in the location A; (c) optical microscopy image in the location B

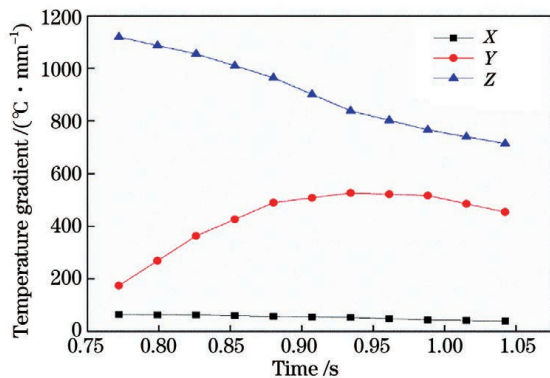


图 7 点 P 处三个方向的温度梯度

Fig. 7 Temperature gradients in three directions at point A

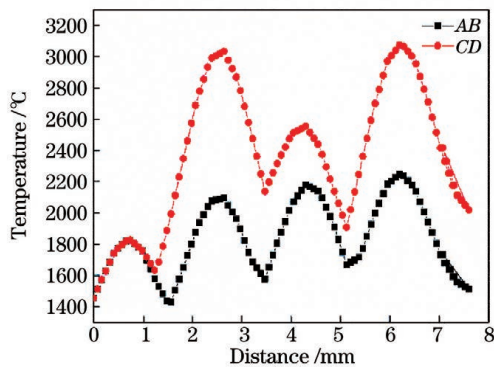


图 8 峰值温度曲线

Fig. 8 Maximum temperature curves

似,但往复扫描路径下的峰值温度明显大于单向扫描路径下的峰值温度,说明往复扫描路径下的热积累更大。往复扫描路径下第三道次的峰值温度比第二道次低,这是因为该点为第三道次熔覆的起始位置,而第三道次的热量还没开始累积。

图 9(a)、(b)为单向扫描路径下熔覆层的金相图,图 9(c)、(d)为往复扫描路径下熔覆层的金相

图,图 9(a)、(c)为基体与底层熔覆层之间结合区的微观形貌,图 9(b)、(d)为第二层与第三层熔覆层之间结合区的微观形貌。对比可以看出,在两种扫描路径下,基体与第一层熔覆层结合区中的柱状晶长度都大于第二层与第三层熔覆层结合区的柱状晶长度。分别提取模拟温度场结果中第一层熔覆层与基体结合区以及第二、三层结合区中两点固液界面的温度梯度,提取结果如图 10 所示。从图 10 中可以看出,第二、三层结合区的温度梯度小于第一层熔覆层与基体结合区的温度梯度。这是由于前两层熔覆对第三层熔覆层有预热作用,温差变小,所以温度梯度变小。冷却速度会大幅影响晶粒尺寸的大小:冷却速度较小时,晶粒有足够的时间长大,晶粒尺寸就会较大;而冷却速度较大时,晶粒尺寸就会较小^[30]。如图 9 所示,由于第三层熔覆层的温度梯度小,冷却速度小,柱状晶有足够的时间生长,因此晶粒尺寸比第一、二层大。

对比图 9(a)、(b)和图 9(c)、(d)可以看出,与往复扫描路径相比,单向扫描路径下的熔覆层在熔覆线处的晶粒尺寸更均匀。这是由于在单向扫描路径下,每个熔覆层在熔覆前的间隔时间是相同的,并且热积累率和散热率达到了平衡,熔覆层的温度波动不大,如图 8 所示。在往复扫描路径下,相邻熔覆层之间的扫描时间间隔大小不一,散热不均。如图 8 所示,单向扫描路径下熔覆层的峰值温度约为 2000 °C,往复扫描路径下熔覆层的峰值温度可达 3000 °C,且波动较大,导致了非均匀组织的生长。所以,与往复扫描路径相比,单向扫描路径下的熔覆层晶粒尺寸更小,微观组织更均匀。

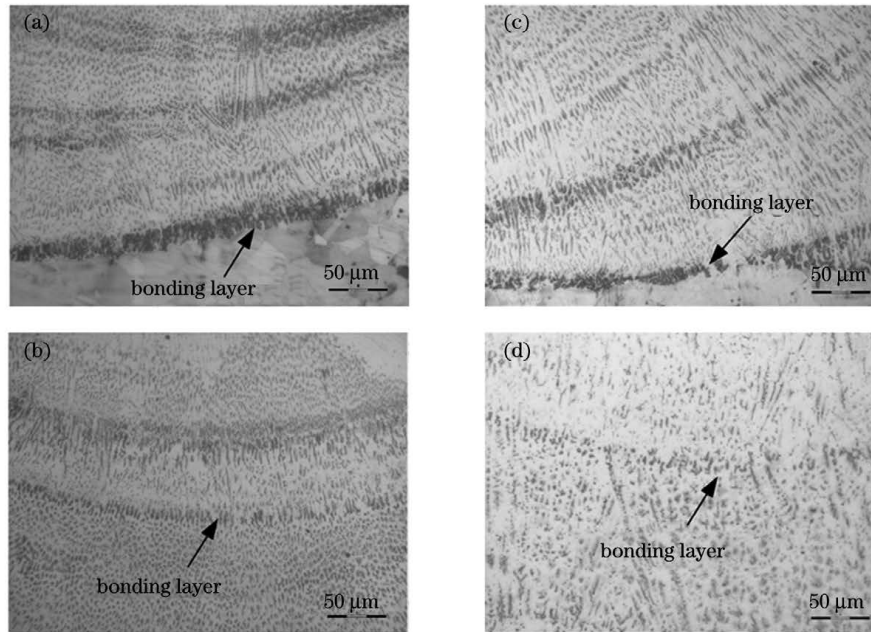


图 9 金相图。(a)单向扫描路径,基体与第一层结合处;(b)单向扫描路径,第二层与第三层结合处;(c)往复扫描路径,基体与第一层结合处;(d)往复扫描路径,第二层与第三层结合处

Fig. 9 Metallographic photos. (a) The junction between the base material and first layer for codirectional scanning path; (b) the junction between the second layer and the third layer for codirectional scanning path; (c) the junction between the base material and the first layer for reciprocating scanning path; (d) the junction between the second layer and the third layer for reciprocating scanning path

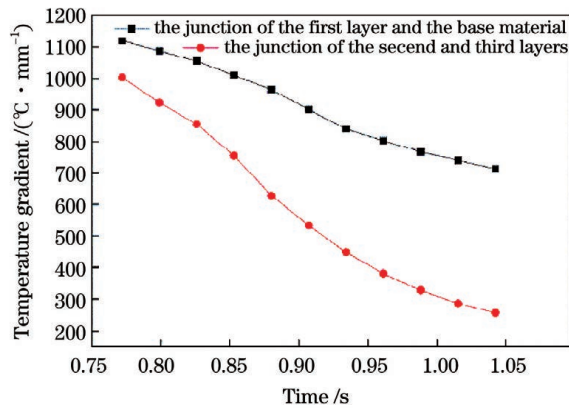


图 10 不同层间 Z 方向的温度梯度对比

Fig. 10 Comparison of temperature gradient between different layers at Z direction

3.2 熔覆层中的残余应力与应力场

熔覆层与基体是不同的材料,热膨胀系数等材料参数不同,因此塑性变形也不同,导致熔覆层与相邻基体之间存在较大的残余应力。对多层多道熔覆层进行残余应力测试,测试点如图 3 所示,测试深度为 0.3 mm,测试结果如图 11、12 所示。一般将沿熔覆方向上的残余应力称为纵向应力,以 σ_x 表示,将垂直于熔覆方向上的残余应力称为横向应力,以 σ_y 表示,将厚度方向上的残余应力用 σ_z 表示。在

温度场计算结果的基础上对应力场进行模拟计算,提取熔覆层表面以下 0.3 mm 深度处的应力数据,如图 11、12 所示。由于模型的尺寸小于实际熔覆层的尺寸,所以仅仅比较模拟与试验得到的应力的分布规律。结果表明,模拟的残余应力分布规律与实测的残余应力分布规律基本一致。

单向扫描路径和往复扫描路径下熔覆层中的米塞斯残余应力分别如图 13(a)、(b)所示,可见,两种扫描路径下熔覆层中的残余应力分布基本相同。在米塞斯残余应力云图中,应力越大的部位颜色越红。从图 13 可以看出,往复扫描路径下的米塞斯应力大于单向扫描路径下的米塞斯应力。最大残余应力的位置在热源起点处的熔覆层与基体的交界处,此处比较容易开裂。由之前的结果分析可知,与单向扫描路径相比,往复扫描路径下熔覆层中的热累积更大,导致熔覆层以及熔覆层周围的部分基体经过激光热源加热后,塑性变形更大,冷却后的残余变形也更大,因而会产生更大的残余应力。

单向扫描路径和往复扫描路径下的熔覆层在 X 方向的残余应力 σ_x 和 Y 方向的残余应力 σ_y 如图 14 和图 15 所示。可见,在两种扫描路径下,熔覆层中的残余应力分布规律一致,但往复扫描路径下

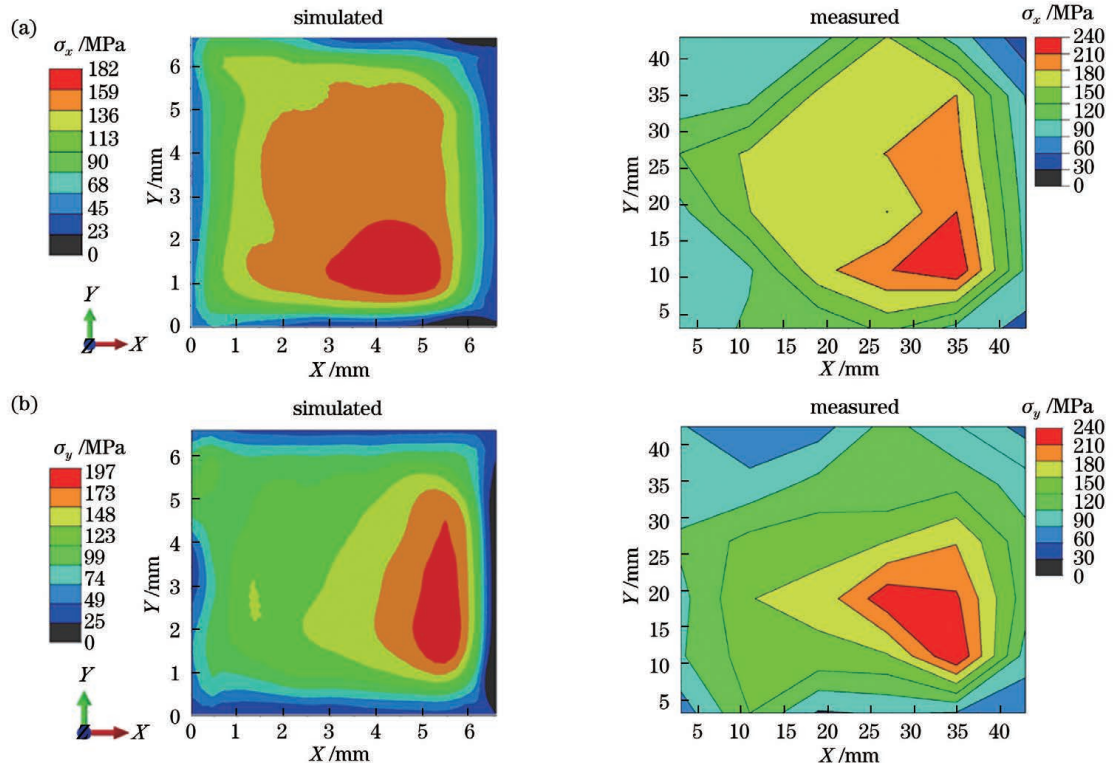


图 11 模拟与试验得到的单向扫描路径下的残余应力云图。(a) σ_x ; (b) σ_y

Fig. 11 Simulated and measured residual stress clouds for codirectional scanning path. (a) σ_x ; (b) σ_y

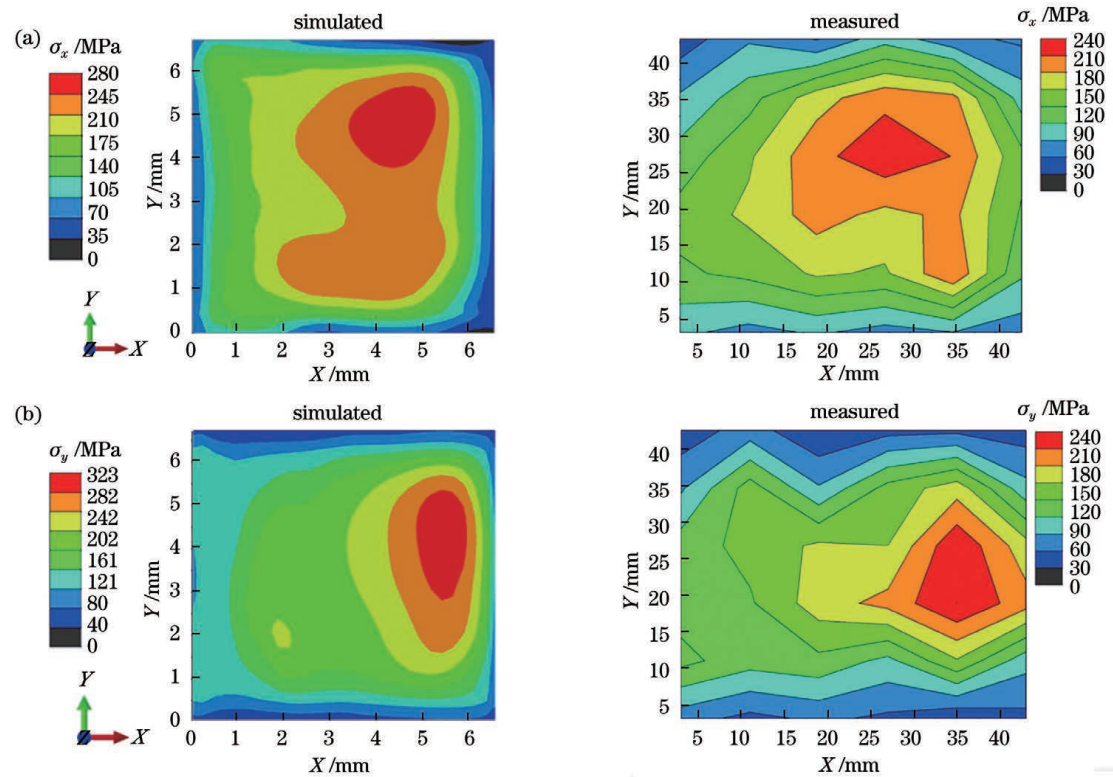


图 12 模拟与试验得到的往复扫描路径下的残余应力云图。(a) σ_x ; (b) σ_y

Fig. 12 Simulated and measured residual stress clouds for reciprocating scanning path. (a) σ_x ; (b) σ_y

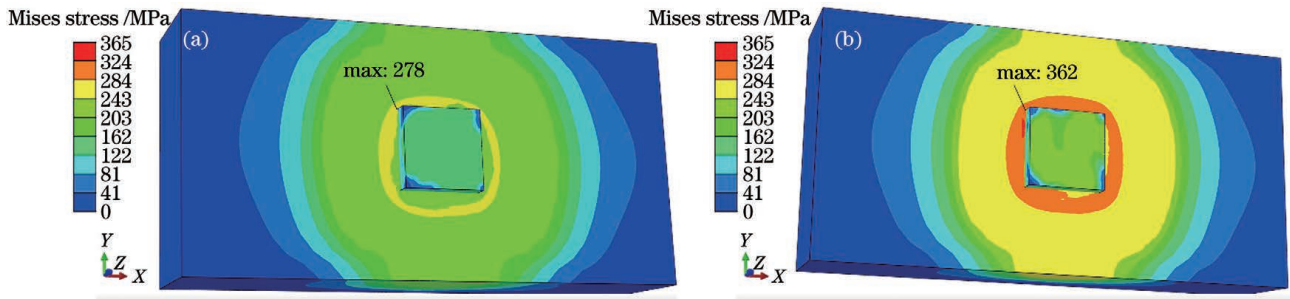
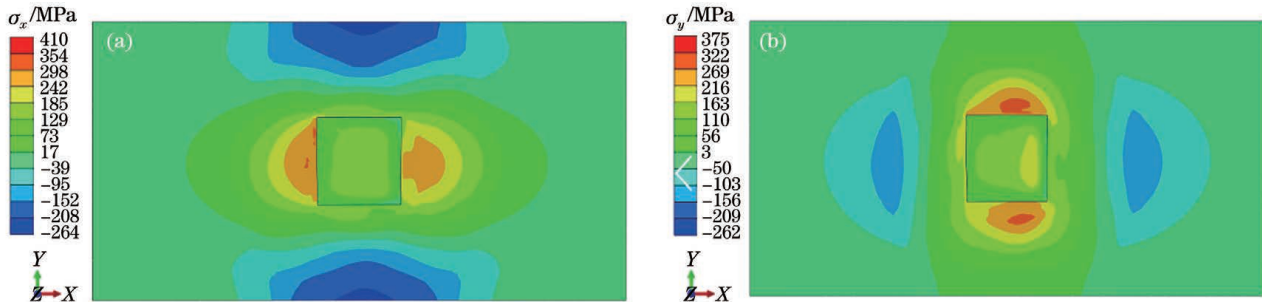
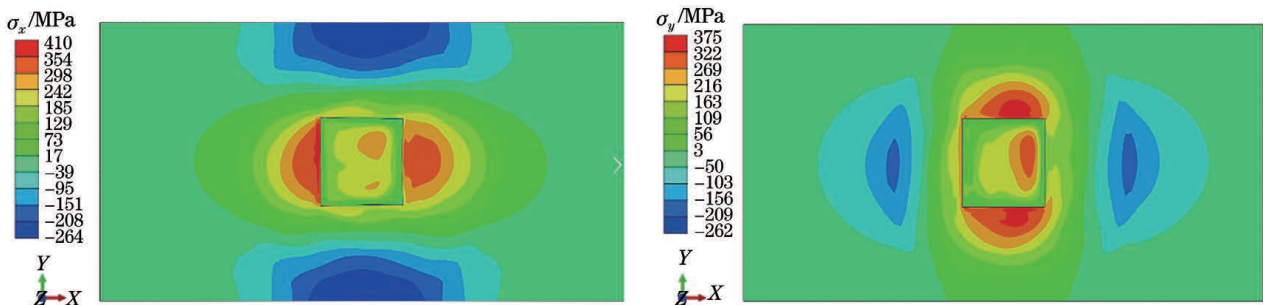


图 13 米塞斯应力云图。(a)单向扫描路径;(b)往复扫描路径

Fig. 13 Mises stress distributions. (a) Codirectional scanning path; (b) reciprocating scanning path

图 14 单向扫描路径下的残余应力云图。(a) σ_x ; (b) σ_y Fig. 14 Residual stress clouds for codirectional scanning path. (a) σ_x ; (b) σ_y 图 15 往复扫描路径下的残余应力云图。(a) σ_x ; (b) σ_y Fig. 15 Residual stress clouds for reciprocating scanning path. (a) σ_x ; (b) σ_y

的云图颜色更深、残余应力更大。整个工件中的拉应力位于熔覆层以及与熔覆层相邻的基体上,压应力位于基体上离熔池较远的部位,拉压应力分布的位置相对垂直。例如:对于 X 方向的残余应力 σ_x ,拉应力沿 X 方向分布,压应力沿 Y 方向分布;而对于 Y 方向的残余应力 σ_y ,拉应力沿 Y 方向分布,压应力沿 X 方向分布。由 X 方向的残余应力云图可以看出:熔覆层以及与熔覆层相邻的基体沿 X 方向收缩,受拉应力作用;由于内部截面法线方向上的应力满足拉压平衡,熔覆层两侧沿 Y 方向的基体受到拉应力的平衡应力,表现为压应力。由 Y 方向的残余应力云图可以看出:熔覆层以及与熔覆层相邻的基体沿 Y 方向收缩,受拉应力作用;熔覆层两侧沿 X 方向的基体同样受到平衡应力的作用,表现为压应力。

4 结 论

在 304 不锈钢上熔覆 316L 不锈钢熔覆层,采用试验和有限元模拟对熔覆层的微观组织、残余应力进行研究,得到结果如下:

1) 热流峰值线性递增的柱状模型体热源与高斯面热源组合的复合热源能较好地模拟 316L 不锈钢的激光熔覆过程。残余应力测试结果与模拟结果吻合得较好。

2) 由温度场计算结果可知,往复扫描路径下的热积累比单向扫描路径下的更大。由于预热作用,熔覆层中柱状晶的长度随着熔覆层数的增加而减小。由于温度梯度不同,单向扫描路径下的组织比往复扫描路径下的更均匀。

3) 与单向扫描路径相比,往复扫描路径下的热

累积较大,因此熔覆层中的残余应力更大。整个工件中的拉应力位于熔覆层以及与熔覆层相邻的基体上,压应力位于基体上,拉压应力分布的位置相对垂直。

参 考 文 献

- [1] Ju H, Xu P, Lin C, et al. Test and temperature field of finite element simulation about the effect of scanning speed on 304 stainless layer's properties by laser cladding [J]. *Materials Research Innovations*, 2015, 19(S8): S8-9-S8-13.
- [2] Wang P F, Yang K, Chen M Z, et al. Simulation and experimental research on the GH3536 molten pool laser cladding on inclined substrate [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2021, 48(10): 1002121.
王鹏飞, 杨坤, 陈明智, 等. 倾斜基板激光熔覆 GH3536 熔池形貌的仿真与实验研究 [J]. *中国激光*, 2021, 48(10): 1002121.
- [3] Majumdar J D, Pinkerton A, Liu Z, et al. Mechanical and electrochemical properties of multiple-layer diode laser cladding of 316L stainless steel [J]. *Applied Surface Science*, 2005, 247(1/2/3/4): 373-377.
- [4] Guo W, Zhang Y P, Chai R X. Numerical simulation and experimental study of single-track laser cladding of 304 stainless steels [J]. *Laser & Optoelectronics Progress*, 2019, 56(9): 091401.
郭卫, 张亚普, 柴蓉霞. 单道次激光熔覆 304 不锈钢数值模拟与实验研究 [J]. *激光与光电子学进展*, 2019, 56(9): 091401.
- [5] Duan X X, Gao S Y, Gu Y F, et al. Study on reinforcement mechanism and frictional wear properties of 316L-SiC mixed layer deposited by laser cladding [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2016, 43(1): 0103004.
段晓溪, 高士友, 顾勇飞, 等. 激光熔覆 316L-SiC 的强化机制和摩擦磨损性能研究 [J]. *中国激光*, 2016, 43(1): 0103004.
- [6] Li Y. The microstructure and pitting corrosion property of the 316L stainless steel welded joint [D]. Changchun: Jilin University, 2015.
李阳. 316L 不锈钢焊接接头的微观组织及点蚀性能 [D]. 长春: 吉林大学, 2015.
- [7] Zhao H Y, Zhang H T, Xu C H, et al. Temperature and stress fields of multi-track laser cladding [J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2009, 19: s495-s501.
- [8] Liu P, Chen Z K, Jin Q M, et al. Microstructure and corrosion behaviors of 316L coating fabricated by laser cladding [J]. *Laser & Optoelectronics Progress*, 2020, 57(3): 031402.
刘朋, 陈志凯, 金全明, 等. 激光熔覆制备 316L 涂层组织及腐蚀行为研究 [J]. *激光与光电子学进展*, 2020, 57(3): 031402.
- [9] Zhao F F, Sun H L, Sun K. Microstructure & performance of 316L laser cladding on 45 steel substrate [J]. *Laser & Infrared*, 2007, 37(8): 712-714.
赵方方, 孙会来, 孙宽. 45 钢表面激光熔覆 316L 涂层显微组织与性能 [J]. *激光与红外*, 2007, 37(8): 712-714.
- [10] Bai Y, Wang Z H, Zuo J J, et al. Fe-based composite coating prepared by laser cladding and its heat and corrosion resistance [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2020, 47(10): 1002001.
白杨, 王振华, 左娟娟, 等. 激光熔覆制备铁基复合涂层及其耐热耐蚀性能 [J]. *中国激光*, 2020, 47(10): 1002001.
- [11] Jiang Q Y. The temperature field simulation during laser cladding process [J]. *Advanced Materials Research*, 2012, 450/451: 235-238.
- [12] Wang L F, Sun Y X, Zhu G X, et al. Optimization simulation of process parameters on the residual stress in 316L stainless steel by laser cladding [J]. *Applied Laser*, 2019, 39(3): 376-380.
王丽芳, 孙亚新, 朱刚贤, 等. 激光熔覆 316L 不锈钢残余应力工艺参数的优化模拟 [J]. *应用激光*, 2019, 39(3): 376-380.
- [13] Ma L, Zhang P, Meng L D, et al. Finite element calculation of the residual stress and strain of coating during laser cladding process [J]. *Journal of Academy of Armored Force Engineering*, 2011, 25(6): 88-92.
马琳, 张平, 孟令东, 等. 激光熔覆搭接过程残余应力应变的有限元计算 [J]. *装甲兵工程学院学报*, 2011, 25(6): 88-92.
- [14] Jiang Q Y. Simulation analysis on stress field of multi-track laser cladding [J]. *Hot Working Technology*, 2011, 40(6): 124-127, 139.
姜秋月. 多道激光熔覆应力场的模拟分析 [J]. *热加工工艺*, 2011, 40(6): 124-127, 139.
- [15] Wang X J, Yan Y L. Microstructure and properties of laser cladding 316L stainless steel coating assisted by magnetic field [J]. *Laser & Optoelectronics Progress*, 2020, 57(23): 231401.
王新军, 闫迎亮. 磁场辅助激光熔覆 316L 不锈钢涂层的微结构及性能 [J]. *激光与光电子学进展*, 2020, 57(23): 231401.
- [16] Han H, Qi W J, Dang Y X, et al. Effect of path set on laser cladding temperature field and stress and strain field of 304 stainless steel [J]. *Hot Working Technology*, 2017, 46(12): 148-152.

- 韩会, 祁文军, 党元晓, 等. 路径设置对 304 不锈钢激光熔覆温度场及应力应变场的影响[J]. 热加工工艺, 2017, 46(12): 148-152.
- [17] Xu H Z, Ge H H, Wang J F, et al. Effects of process parameters on Cr element distribution of laser clad 316L alloy coatings [J]. Chinese Journal of Lasers, 2020, 47(12): 1202004.
徐瀚宗, 葛鸿浩, 王杰锋, 等. 工艺参数对激光熔覆 316L 合金涂层 Cr 元素分布的影响[J]. 中国激光, 2020, 47(12): 1202004.
- [18] Wu X Y, Xu J X, Gao X S, et al. Numerical simulation of thermal process and fluid flow field in laser-MIG hybrid weld pools [J]. Chinese Journal of Lasers, 2019, 46(9): 0902003.
吴向阳, 徐剑侠, 高学松, 等. 激光-MIG 复合焊接热过程与熔池流场的数值分析[J]. 中国激光, 2019, 46(9): 0902003.
- [19] Zhang J, Song J L, Li Y T, et al. Numerical simulation of the temperature field in multi-layer powder-feeding laser cladding forming [J]. Applied Mechanics and Materials, 2012, 184/185: 1418-1423.
- [20] Zhang T G, Zhang Q, Yao B, et al. Numerical simulation of temperature field and stress field of Ni-based laser cladding layer on TC4 surface [J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2021, 58(3): 0314003.
张天刚, 张倩, 姚波, 等. TC4 表面 Ni 基激光熔覆层温度场和应力场的数值模拟[J]. 激光与光电子学进展, 2021, 58(3): 0314003.
- [21] Wu J J, Wang L Z, An X G. Numerical analysis of residual stress evolution of AlSi10Mg manufactured by selective laser melting [J]. Optik, 2017, 137: 65-78.
- [22] Cheng B, Shrestha S, Chou K. Stress and deformation evaluations of scanning strategy effect in selective laser melting [J]. Additive Manufacturing, 2016, 12: 240-251.
- [23] Guo S R, Zhang S H, Wu M M. Experimental and numerical simulation of laser cladding 316L based on thermal coupling [J/OL]. Hot Working Technology, 1-5 [2020-12-01]. <https://doi.org/10.14158/j.cnki.1001-3814.20192768>.
- 郭士锐, 张仕豪, 吴茂敏, 等. 基于热力耦合的激光熔覆 316L 试验与数值模拟研究 [J/OL]. 热加工工艺, 1-5 [2020-12-01]. <https://doi.org/10.14158/j.cnki.1001-3814.20192768>.
- [24] Lai Y B, Zhang B H, Zhao J B, et al. Calculation and experimental verification of optimal over-lapping ratio in laser metal direct manufacturing [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2016, 37(12): 79-82, 132-133.
来佑彬, 张本华, 赵吉宾, 等. 金属激光直接成形最佳搭接率计算及试验验证 [J]. 焊接学报, 2016, 37(12): 79-82, 132-133.
- [25] Ma P Z, Wu Y, Zhang P J, et al. Solidification prediction of laser cladding 316L by the finite element simulation [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 103(1/2/3/4): 957-969.
- [26] Goldak J, Chakravarti A, Bibby M. A new finite element model for welding heat sources [J]. Metallurgical Transactions B, 1984, 15(2): 299-305.
- [27] Gao W Y, Chang C, Li G, et al. Study on the laser cladding of FeCrNi coating [J]. Optik, 2019, 178: 950-957.
- [28] Li M Y, Han B, Cai C B, et al. Numerical simulation on temperature and stress fields of laser clad Ni-based coating [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2015, 36(5): 25-28, 32, 114.
李美艳, 韩彬, 蔡春波, 等. 激光熔覆镍基合金温度场和应力场数值模拟 [J]. 焊接学报, 2015, 36(5): 25-28, 32, 114.
- [29] Jiang W, Hu F Y, Huang X R. The influence of craft parameter on the microstructure by CO₂ laser cladding [J]. Surface Technology, 2007, 36(4): 57-58, 75.
姜伟, 胡芳友, 黄旭仁. 工艺参数对激光熔覆层微观形貌的影响 [J]. 表面技术, 2007, 36(4): 57-58, 75.
- [30] Wu Z P. Study on crack and porosity control methods of laser cladding Ni60A alloy coating [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2019.
吴祖鹏. Ni60A 合金激光熔覆裂纹气孔控制方法研究 [D]. 大连: 大连理工大学, 2019.

Numerical Simulation of Temperature Field and Stress Field in 316L / AISI304 Laser Cladding with Different Scanning Strategies

Wu Yu, Ma Pengzhao, Bai Wenqian, Chen Jingqing*

Key Laboratory of Advanced Technologies of Materials, Ministry of Education, School of Materials Science and Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu, Sichuan 610031, China

Abstract

Objective During the laser cladding process, the heat input of the laser heat source is not uniform, which will cause an uneven temperature field. The residual stress produced by the uneven temperature field will increase the crack tendency and affect the size, structure, and performance of the cladding layer, thereby considerably reducing the quality of the specimen. The cladding scanning method will affect the heat conduction and accumulation, thus affecting the stress and deformation of the work piece. Furthermore, the heat accumulation of the laser heat source considerably influences the morphology of the solidified structure of the cladding layer. An improved scanning method can produce a small heat-affected zone, stress, deformation and a fine and more uniform microstructure when using the same process parameters of laser cladding, thereby improving the manufacturability of laser cladding. The internal temperature change of the molten pool is difficult to measure using the existing test methods. Using numerical simulations to study the temperature and stress fields in the laser cladding process can greatly reduce the experimental cost and time. The temperature and stress field simulation results can be used to explain the influence of different scanning strategies on the characteristics of the cladding solidification structure and the distribution of residual stress.

Methods AISI304 stainless steel and 316L stainless steel powder are used in this study. The 316L stainless steel coating is fabricated on the surface of AISI304 stainless steel via coaxial powder feeding laser cladding using codirectional and reciprocating scanning methods. Then, the cladding layer is sampled for metallographic analysis. The metallographic corrosion solution is the FeCl_3 hydrochloric acid ethanol solution. Furthermore, the temperature and stress fields in the laser cladding process under different scanning strategies are calculated using the finite element simulation software ABAQUS. The influence of scanning strategies on the temperature and stress field distributions is studied. Finally, to verify the simulation results, the residual stress in X and Y directions of the cladding layer is analyzed using an iXRD residual stress analyzer.

Results and Discussions Heat accumulates in the laser cladding process. The peak temperature of the cladding layer under the reciprocating scanning path is considerably higher than that under the codirectional scanning path, and the heat accumulation of the cladding layer under the reciprocating scanning path is more severe (Fig. 8). As the cladding of the first two layers preheats the cladding of the third layer, the temperature gradient and cooling rate in the bonding zone of the second and third layers are less than those in the bonding zone between the bottom cladding layer and the matrix (Fig. 10); hence, the grain size of the third cladding layer is larger than that of the first cladding layer (Fig. 9). Compared with reciprocating scanning, the grain size of the cladding layer under codirectional scanning is smaller and the microstructure is more uniform (Fig. 9). The Mises stress in the reciprocating scanning path is greater than that in the codirectional scanning path, and the maximum residual stress is located at the junction between the cladding layer and the matrix at the beginning of the heat source scanning (Fig. 13). The distribution law of residual stresses σ_x and σ_y of the cladding layer under the codirectional and reciprocating scanning paths is similar. The tensile stress of the work piece is located on the substrate adjacent to the cladding layer, and the compressive stress is located on the substrate far away from the molten pool. The distribution position of the tensile and compressive stresses is relatively vertical (Figs. 14 and 15).

Conclusions In this study, the 316L stainless steel powder is cladded on the surface of AISI304 stainless steel using laser cladding technology. The microstructure and residual stress of the cladding layer are studied, and a finite element simulation is performed. The codirectional and reciprocating scanning methods are used for multi-layer and multi-pass cladding. Based on the cross-section morphology of the 316L laser cladding layer, the composite heat source model is established using the finite element simulation software ABAQUS, and the temperature and stress

fields are calculated. The test results of the residual stresses σ_x and σ_y of the cladding layer show good agreement with the simulation results, thus verifying the reliability of the finite element models. The temperature field simulation results show that a larger amount of heat is accumulated using the reciprocating scanning method than using the codirectional scanning method. By combining the temperature field results and microstructure morphological results, the grain size of the cladding layer using the codirectional scanning method is more even than that using the reciprocating scanning method. The stress distribution of the cladding layer and the stress mechanism in the reciprocating scanning method is better than those in the codirectional scanning method based on the temperature field results. The tensile stress of the residual stresses σ_x and σ_y on the work piece is located on the cladding layer and the substrate close to the cladding layer. The compressive stress is located on the substrate with a vertical distribution relative to the tensile stress.

Key words laser technique; laser cladding; finite element simulation; 316L stainless steel; temperature field; stress field

OCIS codes 140.3390; 140.3380; 140.3510; 160.3900