DOI:10.26974/j.cnki.XBGC.2026.02.004

采用温度场-流场耦合仿真的多道激光熔覆层显微组织调控

宿友亮[1], 刘军强[2], 苏宝强[2*]
(1.宁夏大学 机械工程学院,宁夏 银川 750021;2.六盘山实验室,宁夏 银川 750011)

摘 要:2205双相不锈钢是阀门密封件常用材料,激光熔覆层的组织致密性及铁素体/奥氏体两相比例平衡是影响修复后性能的关键因素。以盘阀阀内件基体修复为例,构建了单、多道激光熔覆的三维瞬态热-流耦合有限元模型,系统分析了熔池温度场与流场的演化规律及凝固特征参数的空间分布,并在圆环面采用摆焊轨迹进行多道熔覆实验验证。结果表明:单道熔覆温度场呈典型伞形分布,流场呈对称涡旋结构;多道熔覆过程中前序熔道的预热效应使温度分布更均匀、热梯度趋于平缓,流场演变为非对称的复杂流动模式。熔覆实验结果表明,晶粒生长方向与热流方向基本一致,在综合考虑凝固参数和热循环作用下的熔覆层组织晶粒细小,呈现胞状晶和树枝晶的混合形态。研究结果验证了数值模型的预测准确性,熔覆层呈典型双相组织特征且两相比例均衡。

关键词:激光熔覆;2205双相不锈钢;温度场;流场;耦合;控性
中图分类号:TG174.44;TG665 **文献标志码**:A

激光熔覆技术作为一种先进的表面改性与增材制造手段,利用高能量密度激光束在极短时间内将熔覆材料熔化,并与基体形成冶金结合[1],具有稀释率低、界面结合强度高等优点[2]。2205双相不锈钢是阀门密封件基体常用材料,阀门再制造中该类材料激光熔覆层的组织致密性及铁素体/奥氏体两相比例平衡是影响修复后性能的关键因素。平顶激光能量分布均匀[3],熔覆区域温度梯度更为平缓,有利于形成组织均匀的熔覆层。温度场与流场的数值模拟是预测熔覆层性能的重要工具。Li等[4]建立了三维有限元模型,研究了45钢表面铁铬基合金多层多道激光熔覆中搭接区与非搭接区的传热与传质行为,实现了对熔覆层尺寸与组织演变的准确预测。Xu等[5]采用动态网格技术追踪气-液界面,建立了40Cr表面镍基高温合金激光熔覆的多场耦合模型,验证了模型的预测能力。Yuan等[6]通过单道数值模拟优化了平顶激光热源熔覆工艺参数,并通过实验分析了熔池的热行为与形貌演变。在2205双相不锈钢熔覆层中两相比例控制研究方面,李亚杰等[7]采用TIG/PAW复合焊接进行多层多道焊接,经固溶处理后焊缝中奥氏体与铁素体比例接近1∶1。然而,目前针对平顶激光热源下多道搭接熔覆2205双相不锈钢过程的温度场、流场演化规律及其对凝固特征参数与最终相组成影响的研究较为缺乏,同时也缺乏在圆环面上激光熔覆后直接获得致密且理想两相比例的熔覆工艺。

为此,本文建立了三维瞬态热-流耦合有限元模型,系统研究单道及多道熔覆过程中熔池温度场与流场的动态行为及其对凝固过程的影响;利用多道搭接过程中前序熔道的预热及缓冷效应实现双相不锈钢奥氏体/铁素体比例的均衡,以达到组织“控性”目的。通过计算凝固特征参数(温度梯度G、凝固速率R及其组合参数$G\times R$与G/R)预测微观组织形态,并依据较优参数在阀盘圆环面上以摆焊轨迹进行熔覆实验,以期为2205双相不锈钢的激光熔覆工艺提供理论依据与工艺参考。

收稿日期:2025-12-18
基金项目:六盘山实验室基础科研项目(LPS-2025-KY-D-JC-0001);宁夏自然科学基金项目(2024AAC03040)。
作者简介:宿友亮(1987—),男,教授,博士,主要从事先进制造技术研究(suyl@nxu.edu.cn)。
* **通信作者**:苏宝强(1998—),男,硕士,主要从事先进智能工艺装备、再制造相关技术的研究(sbq@lpslab.cn)。
引用格式:宿友亮,刘军强,苏宝强.采用温度场-流场耦合仿真的多道激光熔覆层显微组织调控[J].西北工程技术学报(中英文),2026,25(2):129-136.

1 多场耦合仿真模型

1.1 有限元模型的建立

1.1.1 模型假设 激光熔覆是一个复杂的增材制造过程。本文采用大幅值摆动宽度的摆动轨迹,如图 1 所示,摆动幅值(26 mm)远大于摆动长度(1 mm),故以弓字形路径代替摆焊模型进行近似模拟。由于激光熔覆冷却速率较快,后续熔道沉积时前序熔道已凝固,不存在显著的熔池搅拌效应。此外,圆环基体直径相对于单道熔覆宽度曲率半径较大,局部热传导可近似为直平面问题,故采用平板多道搭接模型进行仿真分析。

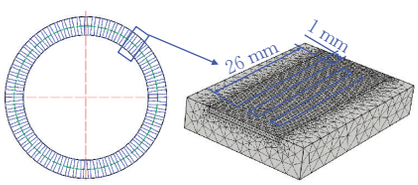


图1 熔覆路径示意图

Fig. 1 Schematic diagram of cladding path

为了简化有限元计算,本研究对构建的有限元模型作以下假设[8]:①工件连续且均匀,忽略材料内部孔隙、裂纹及其他缺陷对材料热物性参数的影响;②热源的输入功率稳定,不随时间发生波动,热辐射系数和激光吸收率均匀稳定,不随温度和工件状态变化;③忽略基材与金属粉末的汽化效应;④基板与粉末材料均为各向同性;⑤固液两相区界面、涂层与基板界面均为连续介质,忽略界面热阻对传热的影响。

1.1.2 温度场和流场理论 根据流体力学与传热学经典理论,质量守恒、动量输运、热能传递控制方程组可表述为如下形式[9]。

质量守恒公式为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho \boldsymbol{u})=0; \tag{1}$$

动量输运公式为

$$\rho\frac{\partial u}{\partial t}+\rho(\boldsymbol{u}\cdot\nabla)\boldsymbol{u}=$$
$$\nabla\cdot\left\{-p\boldsymbol{I}+\mu[\nabla\boldsymbol{u}+(\nabla\boldsymbol{u})^{\mathrm{T}}]\right\}+\boldsymbol{F}; \tag{2}$$

热能传递公式为

$$\rho c_{\mathrm{p}}\left(\frac{\partial T}{\partial t}+\boldsymbol{u}\cdot\nabla T\right)=$$
$$\nabla\cdot(k\nabla T)-\frac{\partial H}{\partial t}-\rho\boldsymbol{u}\cdot\nabla H。 \tag{3}$$

式中:ρ 为密度;t 为时间;$\boldsymbol{u}$ 为液态金属的速度矢量;∇为散度算子;p 为压力;$\boldsymbol{I}$ 为单位张量;μ 为黏度;$\nabla\boldsymbol{u}$ 为速度梯度张量;$\boldsymbol{F}$ 为体积力;c_{p}为定压比热容;T 为温度;k 为热导率;∇T 为温度梯度;H 为潜热(比焓);∇H 为焓的梯度。其中∇H 表达式为

$$\nabla H=L(\nabla f_{\mathrm{l}})。 \tag{4}$$

式中:L 为单位体积熔化潜热;f_{l}为液相体积分数。

$\boldsymbol{F}$ 为熔池流动过程中受到的体积力,以重力、浮力以及糊状区流动阻力为主,表达式[5]为

$$\boldsymbol{F}=\rho\beta g(T-T_{\mathrm{m}})-A\frac{(1-f_{\mathrm{l}})^2}{f_{\mathrm{l}}^3+c}\boldsymbol{u}。 \tag{5}$$

式中:g 为重力加速度;β 为热膨胀系数;T_{m}为熔点温度;A 为糊状区流动阻力系数;c 为避免分母为零的极小参数。其中液相体积分数f_{l}的表达式为

$$f_{\mathrm{l}}=\begin{cases}1, T>T_{\mathrm{l}};\\ \dfrac{T-T_{\mathrm{s}}}{T_{\mathrm{l}}-T_{\mathrm{s}}}, T_{\mathrm{s}}\leqslant T\leqslant T_{\mathrm{l}};\\ 0, T<T_{\mathrm{s}}。\end{cases} \tag{6}$$

该区域内的热物理性质[10]表示为

$$\begin{cases}k=f_{\mathrm{s}}k_{\mathrm{s}}+f_{\mathrm{l}}k_{\mathrm{l}},\\ c_{\mathrm{p}}=f_{\mathrm{s}}c_{\mathrm{ps}}+f_{\mathrm{l}}c_{\mathrm{pl}},\\ \rho=f_{\mathrm{s}}\rho_{\mathrm{s}}+f_{\mathrm{l}}\rho_{\mathrm{l}},\\ f_{\mathrm{s}}+f_{\mathrm{l}}=1。\end{cases} \tag{7}$$

式中:k_{s}为固相热导率;k_{l}为液相热导率;c_{ps}为固相比热容;c_{pl}为液相比热容;ρ_{s}为固相密度;ρ_{l}为液相密度;f_{s}为固相体积分数。

熔池成形的动态过程基于 Arbitrary Lagrangian-Eulerian 动态网格实现,主要通过流体的流速和质量的增加实现边界的移动[11],其表达式为

$$V_{\mathrm{L/G}}=\boldsymbol{u}\cdot\boldsymbol{n}^{*}+\boldsymbol{V}_{\mathrm{p}}\cdot\boldsymbol{n}^{*}。 \tag{8}$$

式中:$V_{\mathrm{L/G}}$为熔池液-气界面移动速度;$\boldsymbol{n}^{*}$为液-气界面法向单位矢量;$\boldsymbol{V}_{\mathrm{p}}$为熔覆粉末添加引发的界面移动速度矢量。其中 $\boldsymbol{V}_{\mathrm{p}}$的表达式为

$$\boldsymbol{V}_{\mathrm{p}}=\frac{2m_{\mathrm{f}}\eta_{\mathrm{m}}}{\rho_{\mathrm{m}}\pi r_{\mathrm{p}}^2}\exp\left(\frac{-2\left((x-V_{\mathrm{t}}t)^2+y^2\right)}{r_{\mathrm{p}}^2}\right)\boldsymbol{z}。 \tag{9}$$

式中:m_{f}为质量流量;η_{m}为粉末利用率;ρ_{m}为粉末密度;r_{p}为粉末流半径;x 为扫描方向坐标;y 为横向坐标(垂直于扫描方向);$\boldsymbol{z}$ 为熔池竖直方向的单位矢量;V_{t}为扫描速度。

激光熔覆过程中,温度的不断变化导致材料的热物性参数发生改变,熔池中存在表面张力梯度,驱动马兰戈尼(Marangoni)对流,其表达式[12]为

$$\begin{cases} -\mu\dfrac{\partial \boldsymbol{u}}{\partial z}=\dfrac{\partial \gamma}{\partial T}\dfrac{\partial T}{\partial x}, \\ -\mu\dfrac{\partial \boldsymbol{u}}{\partial z}=\dfrac{\partial \gamma}{\partial T}\dfrac{\partial T}{\partial y}。 \end{cases} \tag{10}$$

式中:z 为竖直方向坐标;γ 为表面张力。

1.1.3　热源模型的确定　目前激光熔覆数值模拟的热源模型主要有高斯面热源、双椭球热源、锥体热源及平顶面热源模型。由于实验所用激光器热流密度在光斑半径 r_0 内呈现均匀分布,本文采用平顶面热源模型,其表达式[13]为

$$q=\frac{Q_{\text{in}}}{\pi r_0^2}=\frac{\eta P(1-\mathrm{e}^{-2})}{\pi r_0^2}。 \tag{11}$$

式中:q 为热流密度;Q_{in} 为总热输入量;η 为激光热效率;P 为激光功率。

1.1.4　网格划分　本文数值模拟熔覆层道数为 8 道,熔覆层总长为 215 mm。若采用极精细网格将导致巨大的计算量,为提高计算效率,熔覆层及其附近区域采用较小网格尺寸(0.3~0.6 mm),远离熔覆层区域采用较粗网格(0.6~2.0 mm)。为确保计算的稳定性与收敛性,采用自适应步长,每隔 0.01 s 记录一次数据[13]。模型尺寸如图 2 所示,总单元数为 62 479 个,其中较小网格单元数为 25 150 个。

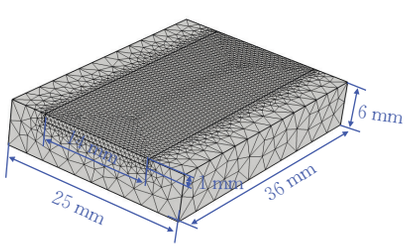


图 2　网格划分

Fig. 2　Mesh division

2　实验材料及设备

2.1　实验材料

本研究以 2205 双相不锈钢为实验材料,熔覆粉末采用和基体同样的材质,粉末粒径为 55~106 μm,采用手持式奥林巴斯光谱仪测定其具体化学成分,如表 1 所示。将该材料元素输入至 JMatPro(Java-based Materials Properties)软件,获得相关热物性参数,如图 3 所示。温度场和流场所需其余物理参数为:固相线温度 T_s=1 735 K,液相线温度 T_l=1 800 K,熔化潜热 dH=275 kJ/kg,光斑半径 r_0=2.5 mm,粉末流半径 r_p=2.5 mm。

2.2　实验设备

本研究使用 COMSOL 软件进行温度场和流场的数值模拟,采用自研大通量激光熔覆系统(图 4)进行实验。为了进行微观组织分析,使用线切割设备将各组实验样品切割为 10 mm×10 mm×10 mm 的立方体试样,对待观测表面机,械抛磨至镜面后,使用氯化铁-盐酸溶液腐蚀 15 s,随后采用蔡司 Axio5 倒置金相显微镜观察熔覆层微观组织。

在前期控形理论研究及工艺参数可行域计算的基础上,本文在可行域内选取如表 2 所示的两组参数开展研究,依据温度场、流场及凝固参数计算结果确定最优熔覆工艺参数,并利用最优参数进行实验验证。

表 1　2205 双相不锈钢粉末化学成分

Tab. 1　Chemical composition of 2205 duplex stainless steel powder

元素	Cr	Ni	Mn	Mo	Si	C	N	Fe
质量分数/%	22.35	5.71	1.40	3.429	0.545	0.02	0.15	Bal

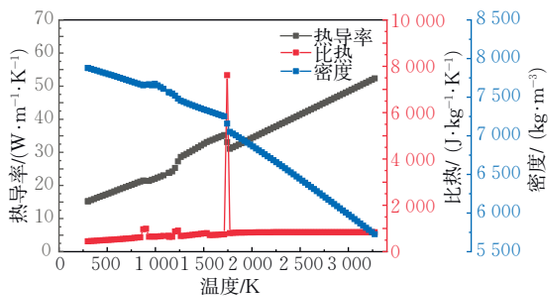


图 3　材料物理性能随着温度变化曲线

Fig. 3　Curve of material physical properties with temperature variation



图 4　激光熔覆系统

Fig. 4　Laser cladding system

表 2　工艺参数表

Tab. 2　Process parameters table

名称	参数 1	参数 2
扫描速度/(mm·s^{-1})	18.9	25.1
送粉率/(g·s^{-1})	0.3	0.4
激光功率/W	2 370	2 900

在阀盘圆环面上利用 ENCY 软件生成摆焊轨迹进行熔覆实验,该路径通过多道搭接调控熔覆层冷却速率,利用前一道次对后一道次的预热及后一道次对前一道次的缓冷效应,实现奥氏体与铁素体比例均衡,如图 5 所示。

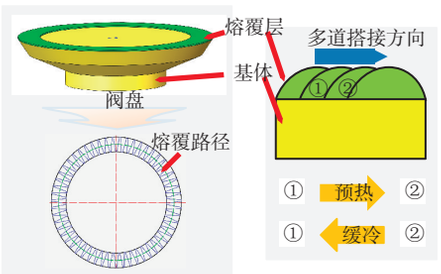


图5 圆环面摆焊熔覆特性

Fig. 5 Cladding characteristics of welding on circular ring surface

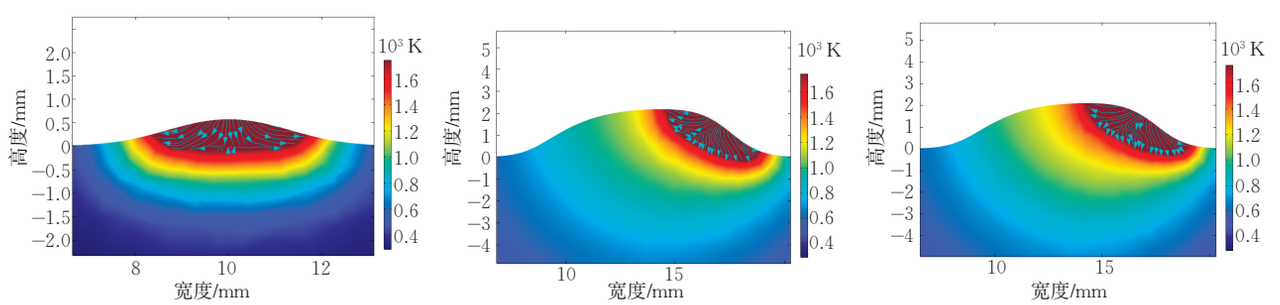
3 结果与分析

3.1 单道与多道熔覆层温度场、流场对比分析

3.1.1 *单道熔覆层* 基于平顶面热源分布特性,单道熔覆过程中温度场呈伞形分布特征,如图 6a 所示。平顶面热源能量在光斑范围内均匀分布,使熔池表面获得相对一致的热流输入,这种均匀的能量输入有利于熔池的横向扩展;同时由于周围基体的快速散热,熔池边缘与外围基体间形成显著温度梯度,表明局部加热强度大且热量集中。流场方面,单道熔覆呈现由 Marangoni 效应主导的对称涡旋结构:熔池表面温度梯度引起的表面张力梯度驱动熔体从熔池表面中心向下流动至熔池底部,随后沿基体向两侧扩展并回流至熔池表面,形成左右对称的双涡旋环流模式。该对称的涡旋结构既促进热量向基体深处传递,亦有利于熔池深度与宽度的协调发展。

3.1.2 *多道熔覆层* 多道搭接熔覆过程中温度场和流场特征发生了显著变化,如图 6b 所示。由于前序熔道的预热效应,后续熔道沉积时基体初始温度明显提升,热量在已熔覆区域持续积累,使温度场分布更加均匀且影响范围显著增宽;熔池边缘与周围基体间的温度差降低,温度梯度趋于平缓,伞形分布特征逐渐弱化,熔池几何形态相应呈现更宽、更深的特征。流场方面,多道熔覆流动模式由单道对称涡旋结构演变为非对称复杂流动形态,该转变主要由前道预热导致熔池两侧温度分布不对称,进而引起表面张力分布不均匀,使 Marangoni 对流失去对称性。如图 6c 所示,随着激光功率的增加,熔覆层获得更高的流动性,向已凝固熔道方向的流动更加活跃。

基于以上仿真结果,单道与多道熔覆过程的温度场和流场存在显著差异。温度场方面,单道熔覆呈典型伞形分布,熔池周围热梯度较高,热量集中于局部区域;多道熔覆则因前序熔道的预热效应,热量持续积累使温度分布趋于均匀,热梯度明显降低,伞形特征弱化,热影响区域的熔池几何形态由单道较浅较平转变为更深且曲率更大。流场方面,单道熔覆在 Marangoni 效应作用下形成左右对称的双涡旋环流结构;多道熔覆因两侧温度分布不对称导致表面张力分布不均,流场演变为非对称复杂流动模式,熔体向已凝固熔道方向的流动增强。这种对称至非对称的流动转变增加了熔池动力学的复杂性,有利于促进道间重熔区冶金结合。



a 单道横截面(参数2) b 多道横截面(参数1) c 多道横截面(参数2)

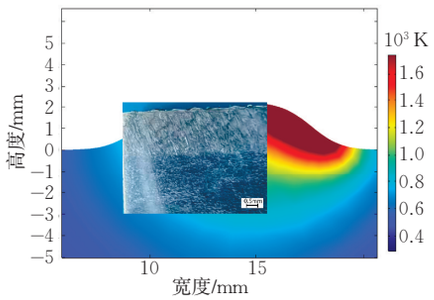
图6 温度场和流场结果

Fig.6 Results of temperature field and flow field

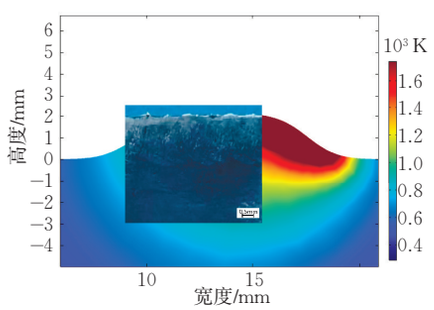
由图 7 仿真熔池横截面形貌与实验结果对比,以及表 3 仿真与实验尺寸对比可知,两者误差均在 15% 以内。

3.2 多道熔覆中的凝固特征分析

基于温度场和流场结果,在参数 2 较高的功率下,熔体向已凝固熔道方向的流动更加活跃,且可改善道间重熔区的冶金结合质量,故对第 2 组工艺参数下的凝固参数进行计算。激光熔覆凝固过程中温度场演变对微观组织的影响规律如图 8 所示。温度梯度 G 和凝固生长速率 R 的公式为



a　参数1



b　参数2

图7　仿真与实验熔池形貌对比

Fig.7　Comparison of simulation and experimental molten pool morphology

表3　熔覆层尺寸的仿真与实验数值

Tab. 3　Simulation and experimental values of cladding layer dimensions

参数	项目	仿真值	实验值	误差/%
参数1	熔高	2.14	1.95	9.8
	熔深	0.20	0.22	9.1
	道间距	1.00	0.93	7.5
参数2	熔高	2.11	2.05	2.9
	熔深	0.29	0.32	9.4
	道间距	1.00	1.01	1.0

$$\begin{cases} G=\nabla T\cdot \boldsymbol{n}^{*}, \\ R=V\cdot \boldsymbol{i}\cdot \boldsymbol{n}^{*}。 \end{cases} \tag{12}$$

式中:$\boldsymbol{i}$ 为单位矢量。

图 8 为计算出的单层多道激光熔覆搭接过程中凝固特征参数(G、R、$G\times R$ 和 G/R)在熔覆层横截面上的空间分布规律。根据凝固理论,形态控制因子 G/R 决定凝固组织的生长形态,冷却速率 $G\times R$ 决定凝固组织的尺寸:高 G/R 条件有利于平面晶和胞状晶的稳定生长,低 G/R 则促进柱状树枝晶乃至等轴树枝晶的形成;高 $G\times R$ 对应快速冷却,有利于获得细小的凝固组织[15]。

图 9 为熔池凝固参数计算结果。由图 9 可知,

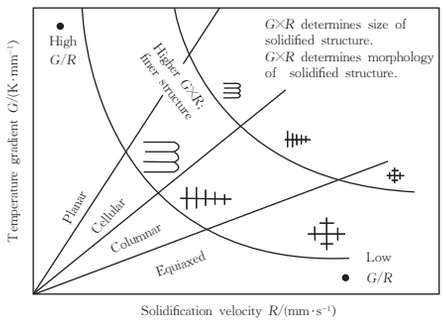


图8　G和R对微观组织形态和尺寸的影响[14]

Fig. 8　Effects of G and R on microstructural morphology and scale[14]

当激光功率为 2 900 W、扫描速度为 25.1 mm/s、送粉率为 0.4 g/s 时,温度梯度 G 在熔池中下部处于较高水平(约 0.9×10^{6}~1.05×10^{6} K/m)。凝固速率 R 的空间分布呈现明显的非均匀性,在熔合线附近及熔池中部 R 值较低,而在熔池顶部及右侧边缘区域达到最大值(约 16×10^{-3} m/s)。G/R 在熔合线附近区域数值较高(约 0.8×10^{9}~1.1×10^{9} s·K/m^{2}),顶部区域维持较低水平;冷却速率 $G\times R$ 仅在熔池顶部局部区域达到峰值(约 1.4×10^{4} K/s),熔池其余大部分区域 $G\times R$ 值均较低。

实际微观组织的形成需综合考量多道搭接过程中的热循环效应,热循环特征曲线如图 10 所示。由图 10 可知,在多道连续熔覆过程中,熔覆层经历了多次“加热—冷却”的热循环,温度曲线多次穿越熔点线(约 1 743 K)和 $\alpha\rightarrow\gamma$ 相变温度区间(约 1 573~1 623 K),表明已凝固区域在后续道次的热作用下发生了重熔和固态相变。这种周期性的“凝固—重熔—再凝固”过程显著改变了最终的微观组织特征:多次重熔打破了初始凝固组织的连续性,使得原本应形成的粗大树枝晶被细化。

图 11 为基于参数 2 下的 2205 双相不锈钢熔覆层金相组织观察结果。由图 11 可知,晶粒生长方向与热流方向基本一致:在熔合线区域,较低的 G/R 及热循环作用使得该区域形成细小柱状树枝晶,枝晶主干从熔合线处外延生长;在熔合线附近区域,高 G/R 条件促进了胞状晶的形成,熔覆层整体呈现细小柱状树枝晶与胞状晶共存的混合形态。此外,在熔合线处可清晰观察到基体与熔覆层之间呈现良好的冶金结合,熔合线轮廓清晰连续。上述凝固参数空间分布规律与微观组织形态、尺寸演变之间的对应关系,验证了本文建立的多道激光熔覆热-流耦合数值模型在预测 2205 双相不锈钢凝固行为方面的准确性和可靠性。

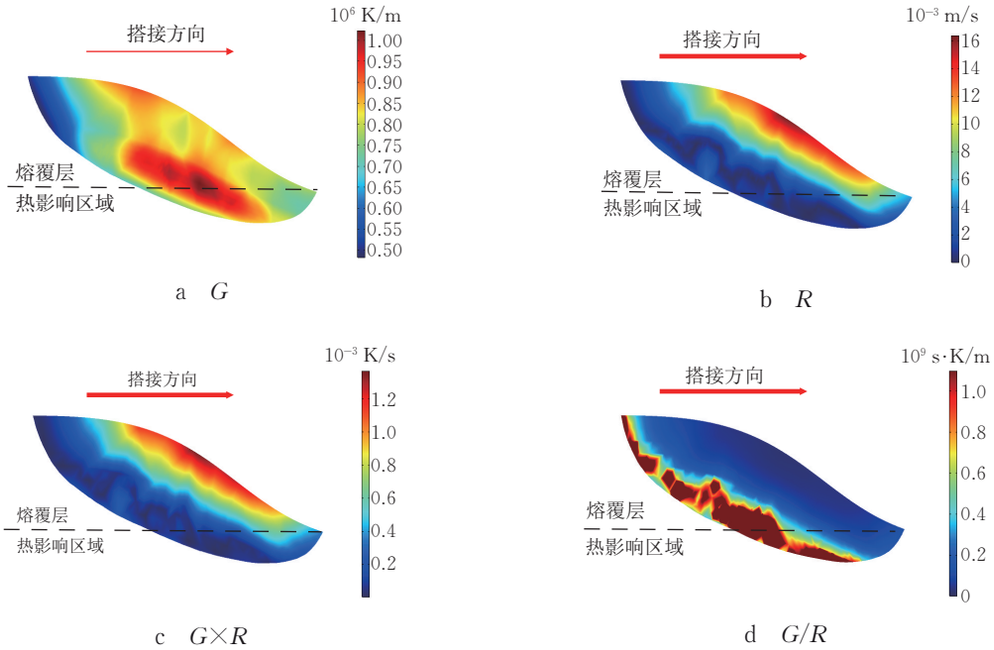


图 9 熔池凝固参数计算结果

Fig.9 Calculation results of molten pool solidification parameters

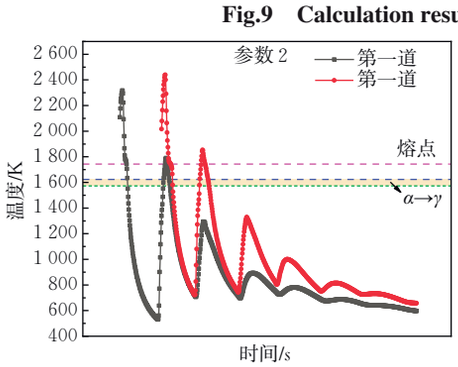


图 10 热循环特征曲线

Fig. 10 Thermal cycling characteristic curve

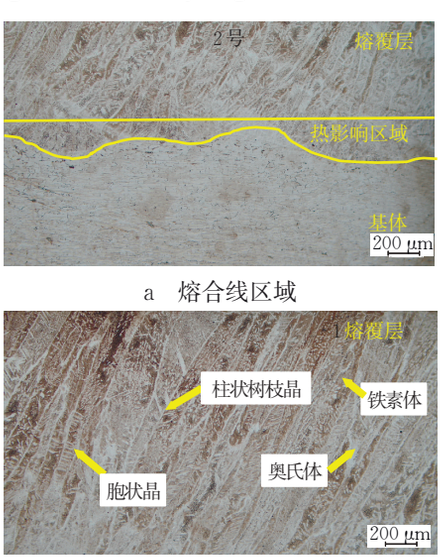


图 11 显微组织分布

Fig.11 Microscopic distribution

图 12 为参数 2 下熔覆层的显微组织形貌。由图 12 可知,熔覆层呈现出典型的双相不锈钢组织特征,由铁素体(暗色)和奥氏体(亮色)两相组成,两相比例良好。根据奥氏体形态和分布特征,可将其分为三种类型:晶界奥氏体(GBA)、魏氏体奥氏体(WA)和晶内奥氏体(IGA)[16]。晶界奥氏体沿铁素体晶界呈连续网状分布,凝固过程中首先从铁素体晶界形核并沿晶界生长形成的;魏氏体奥氏体从晶界奥氏体向铁素体晶粒内部呈侧板条状生长,具有明显的方向性;晶内奥氏体则以细小的针状或颗粒状弥散分布于铁素体基体内部,于较低温度下在铁素体晶粒内部独立形核形成的。这种致密的铁素体

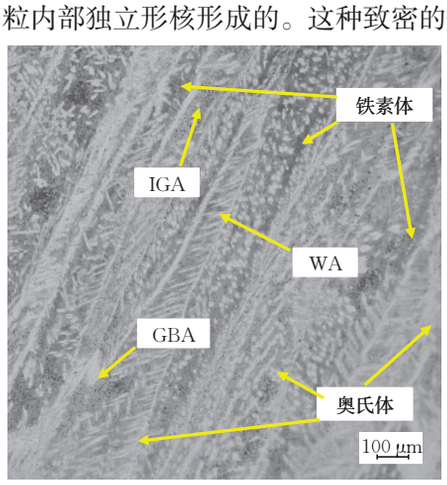


图 12 熔覆层奥氏体与铁素体形貌

Fig. 12 Morphology of the austenite and ferrite in cladding layers

与奥氏体双相共存的组织特征,保证了熔覆层兼具铁素体相的高强度、耐应力腐蚀性能与奥氏体相的良好韧性及耐点蚀性能[17],有利于实现 2205 双相不锈钢优异的综合力学及耐蚀性能。

4　结论

本文建立了单层多道激光熔覆温度场和流场耦合数值模拟模型,系统研究了多道数值模型凝固特征,该模型可精确预测熔覆层组织。基于仿真结果,按较优参数在圆环面采用摆焊轨迹进行熔覆验证,主要结论如下。

(1)单道熔覆温度场呈伞形分布,流场呈对称涡旋结构;多道搭接熔覆过程中,前序熔道的预热效应使温度分布更加均匀,熔池形态更宽更平,流场演变为非对称的复杂流动模式。

(2)凝固参数空间分布规律为:形态控制因子 G/R 在熔覆层熔合线附近达到峰值,在熔覆层中部及顶部附近较低;冷却速率 $G\times R$ 在熔覆层顶部达到峰值。在低 G/R 和热循环作用下,熔覆层整体区域形成细小的树枝晶,表明本文研究的多道搭接工艺可有效细化熔覆层晶粒组织,整体呈现树枝晶与胞状晶的混合态。

(3)基于仿真结果进行实验验证,获得的熔覆层组织致密,呈现典型的铁素体与奥氏体双相组织特征,两相比例均衡,兼具良好的力学性能和耐蚀性能,证明了该熔覆工艺的有效性。

参考文献:

[1] Liu M, Cai Y J, Duan C Z, et al. Key techniques in parts repair and remanufacturing based on laser cladding: A review [J]. Journal of Manufacturing Processes, 2024, 132: 994-1014.

[2] Zhu L D, Xue P S, Lan Q, et al. Recent research and development status of laser cladding: A review[J]. Optics & Laser Technology, 2021, 138: 106915.

[3] Guo X X, Zhang S F, Ma M, et al. Material flow and heat transfer characteristics in flat-top laser composite arc-based directed energy deposition [J]. Vacuum, 2024, 221: 112938.

[4] Li G S, Wei X F, Zhang S A, et al. Dynamic evolution of temperature field, flow field, and solidification behavior during multilayer multitrack laser cladding[J]. Surface and Coatings Technology, 2024, 487: 131010.

[5] Xu P F, Chen L Y, Yu T B. Simulation and experimental study on temperature field and flow field of laser cladding high-temperature Ni-based alloys[J]. Materials Research Express, 2024, 11(12): 126503.

[6] Yuan W H, Chen H, Li S, et al. Understanding of adopting flat-top laser in laser powder bed fusion processed Inconel 718 alloy: Simulation of single-track scanning and experiment[J]. Journal of Materials Research and Technology, 2022, 16: 1388-1401.

[7] 李亚杰, 刘瑞, 秦凤明, 等. SAF2205双相不锈钢多层多道焊接头的组织及性能[J]. 焊接学报, 2023(6): 74-81.

[8] Chai Q, Zhang D Y, Zhang H, et al. Numerical simulation of temperature field and stress field of laser cladding Stellite6[J]. Next Materials, 2025, 7: 100385.

[9] 胡楷雄, 李飞扬, 周勇, 等. 激光直接能量沉积温度场与熔池形貌热-流耦合数值模拟研究[J]. 激光与光电子学进展, 2024, 61(21): 212-213.

[10] Martinez M, Strickland M. Pre-equilibrium dilepton production from an anisotropic quark-gluon plasma[J]. Physical Review C, 2008, 78(3): 034917.

[11] Morville S, Carin M, Peyre P, et al. 2D longitudinal modeling of heat transfer and fluid flow during multilayered direct laser metal deposition process[J]. Journal of Laser Applications, 2012, 24(3): 032008.

[12] Jiang Y C, Cheng Y H, Zhang X C, et al. Simulation and experimental investigations on the effect of Marangoni convection on thermal field during laser cladding process[J]. Optik, 2020, 203: 164044.

[13] 陈育钒, 刘晋, 刘艳, 等. TiNbZr难熔中熵合金激光熔覆过程温度场和流场模拟[J]. 表面技术, 2025, 54(9): 138-151.

[14] Shao J Y, Yu G, He X L, et al. Grain size evolution under different cooling rate in laser additive manufacturing of superalloy[J]. Optics & Laser Technology, 2019, 119: 105662.

[15] Wang C Y, Zhou J Z, Zhang T, et al. Numerical simulation and solidification characteristics for laser cladding of Inconel 718[J]. Optics & Laser Technology, 2022, 149: 107843.

[16] Ahmed M M Z, Abdelazem K A, El-Sayed Seleman M M, et al. Friction stir welding of 2205 duplex stainless steel: Feasibility of butt joint groove filling in comparison to gas tungsten arc welding [J]. Materials, 2021, 14(16): 4597.

[17] Zhou Y Q, Wang W Q, Li L L, et al. Microstructure and corrosion performance of laser powder bed fusion produced duplex stainless steel using Ni over-alloyed mixed powder [J]. Corrosion Science, 2025, 253: 113025.

Microstructure Regulation of Multi-Pass Laser Cladding Layer Through Temperature-Flow Coupled Simulation

SU Youliang[1], *LIU Junqiang*[2], *SU Baoqiang*[2*]
(1.School of Mechanical Engineering, Ningxia University, Yinchuan 750021, China;
2. Liupanshan Laboratory, Yinchuan 750011, China)

Abstract: 2205 duplex stainless steel is a commonly used material for valve sealing components, and the density of the laser cladding layer and the balance of the ferrite/austenite phase ratio are key factors affecting the performance after repair. Taking the repair of the internal components of a valve as an example, a three-dimensional transient thermal-flow coupled finite element model for single and multi-pass laser cladding was established to systematically analyze the evolution laws of the molten pool temperature field and flow field, as well as the spatial distribution of solidification characteristic parameters. Multi-pass cladding experiments were conducted using a weaving welding trajectory on a circular ring surface for verification. The results indicate that: the temperature field of single-pass cladding shows a typical umbrella distribution, while the flow field exhibits a symmetrical vortex structure; during multi-pass cladding, the preheating effect of the preceding weld beads leads to a more uniform temperature distribution and a gentler thermal gradient, resulting in an asymmetric complex flow pattern. The cladding experimental results show that the grain growth direction is generally consistent with the heat flow direction, and under the comprehensive consideration of solidification parameters and thermal cycling effects, the microstructure of the cladding layer exhibits small grains, presenting a mixed morphology of cellular and dendritic grains. The research results validate the predictive accuracy of the numerical model, confirming that the cladding layer exhibits typical duplex microstructural characteristics with a balanced phase ratio.

Keywords: laser cladding; 2025 duplex stainless steel; temperature field; flow field; coupling; microstructure control

(责任编辑 王德平)

(上接第 128 页)

Research on the Establishment and Verification Method of the Closed-Form Solution for Notch-Type Flexible Hinges

MO Zhaoyu, *WEI Huaxian*[*], *CHEN Junqiang*, *YANG Fanxiao*, *CAI Zhaoyin*
(College of Engineering, Shantou University, Shantou 515063, China)

Abstract: Although the closed-form solution for the flexibility of existing notch-type flexible hinges is widely recognized and mature, there is little detailed discussion on its establishment process and verification methods. To address the insufficient theoretical calculation references during the design and development of new flexible hinges, this paper elaborates on the process of establishing the closed-form solution for the flexibility of notch-type flexible hinges using the integral method, based on the deformation analysis process and methods of classical material mechanics for constant cross-section beams and variable cross-section beams under linear small deformation conditions. Furthermore, finite element analysis and experimental testing were conducted. The results show that the errors between the closed-form solution and the finite element results, as well as the experimental results, are approximately 7% and 6%, respectively.

Keywords: flexible hinge; compliant mechanism; flexibility equation; closed-formed solution; variable-section beams

(责任编辑 王德平)