

脉冲激光再制造船用 5083 铝合金防护板试验研究

任维彬^{1,2}, 周金宇¹, 陈菊芳¹, 陈国炎¹, 方金祥²

(1. 江苏理工学院 常州市装备再制造工程重点实验室, 江苏 常州 213001)

(2. 贵州大学 现代制造技术教育部重点实验室, 贵州 贵阳 550025)

摘 要: 针对远洋舰船铝合金防护板受风浪、潮汐以及随机性爆炸冲击波影响, 易萌生裂纹或产生断裂的工程实际, 通过控制有限单元“生死”状态, 动态模拟了防护板脉冲激光再制造温度场变化历程, 获取了再制造过程温度变化规律, 并对脉冲激光再制造工艺进行了优化。分析和试验结果表明: 脉冲模式优化工艺参数为激光功率 3 kW, 光斑直径 3 mm, 扫描速度 6 mm/s, 脉冲激光脉宽 10 ms, 占空比 1:1。成形后防护板热影响区变形量控制在 0.02 mm 以内, 硬度 (HV_{0.1}) 最大值出现在热影响区, 约为 950 MPa。焊缝区与母材呈致密的冶金结合, 主要为致密的细晶组织, 抗拉强度达到 222 MPa。

关键词: 5083 铝合金; 脉冲激光; 再制造; 有限元分析

中图法分类号: TN249

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2018)04-1130-07

伴随我国远洋贸易发展需要以及海外非战争军事行动的需求增加, 军用与民用舰船的航行里程及到达海域也在不断增加和拓展。水面或水下防护板作为舰船重要防护装置, 受风浪、潮汐作用以及水下爆炸所产生的高压冲击波和气泡脉动影响, 萌生裂纹或产生层裂, 扩展而引发断裂, 严重影响航行整体安全以及舰船技术性能^[1]。尤其是为降低舰船整体重量和运输费用, 绝大部分舰船防护板都已采用焊接代替铆接。综合分析舰船防护板断裂及裂纹产生原因, 主要有以下方面:

(1) 氩弧焊接的工艺方式, 虽然成本较低, 但热源分散, 焊接接头易软化^[2];

(2) 晶界位置的低熔点物质存在以及合金元素析出, 产生热裂纹;

(3) 防护板拼焊部位热影响区受热过大, 产生局部变形, 超限的局部变形受爆炸冲击波或气泡脉动作用, 易产生裂纹或撕裂。

铝合金层裂及裂纹问题的已有研究取得一定进展, 但又具有一定局限性: Hopkinson 等研究者通过研究确定了铝合金产生层裂阈值的最大拉应力准则, 但并未对预防或改进方法提出建议^[3]; Davison 等研究者进一步对铝合金断裂或裂纹机理进行阐述, 但再制造后裂纹及断裂的机理及控制方法未有阐述^[4]; 国内研究者李永池等研究者建立了演化过程模型, 但对实际工艺未提出优化方案^[5]; 王泽平等建立了损伤过程的一般模型, 但对损伤后的修复未进行阐述^[6]。

综上, 本研究以某型舰船用 5083 系铝合金裂纹装甲板再制造为目标, 采用有限单元法, 动态模拟防护板脉冲激光再制造工艺过程, 建立对应工艺体系下温度场的一般模型并验证。获取该过程温度场动态变化规律, 实现脉冲激光再制造工艺过程优化和防护板裂纹的再制造, 为同类材料激光再制造工艺过程提供借鉴。

1 防护板激光再制造建模

1.1 边界条件假设

舰船用防护板一般由大型板材拼焊构成, 而激光再制造成形是一个瞬态的局部熔化、凝固冶金过程, 熔池几何尺寸相对整个拼焊板可忽略^[7,8]。由于铝合金熔点较高, 对激光辐照反射作用强, 对应激光再制造工艺应选择较高功率。假设再制造开始瞬间进入准稳态, 熔池大小及温度场基本保持恒定, 其他边界条件确定如下:

(1) 再制造过程中, 焊道生成速度与激光扫描速度概略相等, 忽略材料熔化形成熔池以及熔池凝固的瞬态时间;

(2) 激光光闸开启与进入准稳态之间的极短时间间隔忽略不计, 并假设处于准稳态的熔池大小保持恒定;

(3) 假设防护板裂纹处于萌生期, 其裂纹缺陷尺寸相对可忽略;

(4) 假设与温度变化相关的材料力学性能以及对应应力应变关系在微小时间间隔内呈线性变化;

(5) 材料初始状态假设应力为零, 并且过程中服从

收稿日期: 2017-04-20

基金项目: 国家自然科学基金 (51275221); 江苏省高校自然科学研究重大项目 (16KJA460002)

作者简介: 任维彬, 男, 1983 年生, 博士, 讲师, 江苏理工学院常州市装备再制造工程重点实验室, 江苏 常州 213001, E-mail: renweibin100@163.com

双线性强化准则和 Von-Mises 屈服准则。

1.2 再制造过程导热控制

再制造过程中, 热量传导遵循以下一般规律^[9]:

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \nabla \cdot (VH) - \nabla \cdot (K \nabla T) = Q \quad (1)$$

式(1)中, H 为一个光滑函数, 考虑铝合金激光再制造过程中可能存在的固态以及固液相变对计算结果的偏差影响, 定义 $H = \int \rho c(T) dT$, 其中 V 为激光束移动速度, Q 为单位体积热生成率。

铝合金防护板与空气接触表面存在自然对流换热过程:

$$-K(\nabla T \cdot n) = -h_c(T - T_a) \quad (2)$$

式(2)中, n 为与空气接触的表面数, h_c 为换热系数, T_a 为环境温度, T 为某时刻实时温度。

防护板再制造过程中工具台为铜质材料, 防护板与工具台之间为刚性固定, 假设换热过程为理想状态, 与室温始终保持一致:

$$T = T_a \quad (3)$$

1.3 激光热源能量分布

设定激光热源为体热源, 试验采用的 IPG-4000 激光器能量符合高斯分布:

$$I_{0(x,y)} = \left[\frac{2AP}{\pi r_a^2} \right] \exp\left(-\frac{2(x^2 + y^2)}{r_a^2}\right) \quad (4)$$

式(4)中, $I_{0(x,y)}$ 为与光心位置相对坐标为 (x, y) 处光强, A 为铝合金防护板对激光的吸收系数, P 为激光的实时功率, r_a 为最大峰值密度的光斑直径, 当激光与板材相互作用过程中, 板材材料受热致蒸发。激光光束受熔池上方金属蒸汽阻挡产生衰减, 激光能量的衰减变化规律可近似为^[10]:

$$I_{(x,y)} = I_{0(x,y)} [1 - \beta n(x,y)] \quad (5)$$

式(5)中, β 为衰减系数, $n(x,y)$ 为垂直光束平面粉流颗粒分布函数。

1.4 模型对应关系建立

考虑到防护板实际尺寸较大, 以及尺寸形状对计算

结果可能产生的影响, 模型建立过程中对防护板尺寸进行等比缩小, 具体计算过程如下^[11]:

(1) 基于已有激光工艺试验参数作为模型建立基本工艺参数;

(2) 通过控制有限单元“生死”状态的激活顺序, 实现激光再制造过程的动态模拟;

(3) 通过热焓法统一计算熔化凝固温度场的传热。

通过控制模型“裂纹”部位有限单元“生死”状态的激活次序, 模拟裂纹再制造的动态过程。采用等比缩小的模型尺寸以减少运算量, 同时对裂纹及其附近部位进行较密的网格划分, 其他部位划分相对较粗, 如图 1 所示, 采用这样的网格划分可减少计算量并对计算结果不造成影响^[10,12], 网格划分采用六面体单元 Solid70 进行^[13-15]。

其中, 防护板模型尺寸为 400 mm×10 mm×10 mm, 裂纹尺寸约为 40 mm×0.5 mm×0.5 mm。基于已有优化工艺参数, 采用脉冲激光功率为 23 kW, 光斑直径为 3.1 mm, 扫描速度为 4~6 mm/s, 单道成形层宽度为 2.8 mm, 脉冲激光脉宽为 10 ms, 占空比为 1:1。模型构建后, 采用有限元模拟与非接触高温测量温度场相比对的方式进行验证和校对, 以确保正确性, 详见文献[16]。

模型基体材料设定为 5083 铝合金, 焊丝材料为同种材料冶炼制备, 基于实验室已有热物性试验, 获得成形层及基体热物理属性参数如表 1 所示。

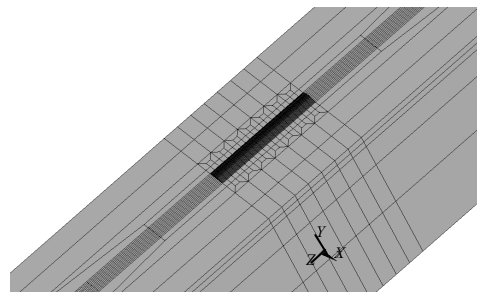


图 1 裂纹防护板脉冲激光再制造有限元模型

Fig.1 Finite element model of crack protection plate for pulse laser remanufacture

表 1 防护板及再制造材料热物理性能参数

Table 1 Thermal physical parameters of the remanufacture material and the substrate

Forming layer/ substrate	Elasticity modulus, G/Pa	Yield stress, σ_s /MPa	Thermal conductivity coefficient, λ /W·m ⁻¹ ·K ⁻¹	Specific heat capacity, C/g·K ⁻¹	Poisson ratio, μ	Linear expanding coefficient, α /×10 ⁻⁶ °C
25 °C	71/75	228/254	117/120	0.92/1.12	0.33/0.35	26/33
300 °C	70/74	246/253	126/132	0.96/1.03	0.36/0.38	35/39
400 °C	70/72	256/262	134/138	1.13/1.24	0.38/0.39	45/49
600 °C	74/75	263/272	142/147	1.32/1.45	0.39/0.45	51/53
950 °C	76/78	273/279	148/153	1.48/1.53	0.45/0.54	54/58
1050 °C	78/79	281/287	153/156	1.65/1.76	0.54/0.59	59/62

2 模型正确性验证

2.1 不同输出模式温度场对比

设置工艺样本组(1): 脉冲激光功率 3 kW, 扫描速度 5 mm/s, 脉宽 10 ms, 占空比 1:1; 工艺对比组(2): 连续输出激光功率 3 kW, 扫描速度 5 mm/s, 激光连续输出。图 2a、2b 所示分别为该功率下, 2 组工艺再制造第 1.2 s 时的温度场分布, 由该图可知, 脉冲激光工艺下, 熔池温度区间为 860~965 °C; 连续激光工艺下, 熔池温度区间为 1053~1182 °C, 温度最大值均出现在熔池中心部位, 分别为 965 °C 以及 1182 °C, 均远高于焊材与母材熔点, 说明该 2 种激光功率下, 焊道与基材都可以实现充分的熔化凝固。进一步分析可知, 该时刻下, 连续较脉冲输出模式熔池温度约高 217 °C, 且温度梯度相对较小, 即同工艺下连续输出模式具有相对更大的热影响区范围。这主要是因为, 脉冲激光在不连续输出的过程中, 具有更小的热输入和更多的散热时间, 热累积作用也相对更小。

2.2 不同激光功率工艺对比

设置脉冲激光工艺对比组(3)、(4), 其中工艺对比组(3)工艺参数: 激光功率 2.5 kW, 扫描速度 5 mm/s, 占空比 1:1; 工艺对比组(4)工艺参数: 激光功率 3.5 kW, 扫描速度 5 mm/s, 占空比为 1:1。图 3a、3b 分别为功率为 2.5 及 3.5 kW 的脉冲激光工艺成形第 1.2 s 时的温度

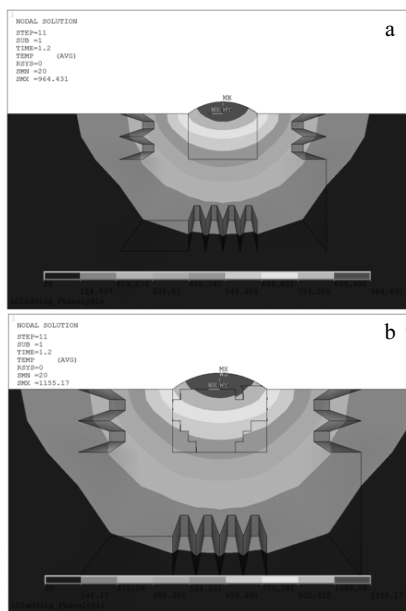


图 2 成形第 1.2 s 时脉冲与连续激光工艺下熔池部位 YZ 平面内温度场分布

Fig.2 Temperature distribution in YZ plane of molten pool at 1.2 s under the pulsed process laser (a) and continuous process laser (b)

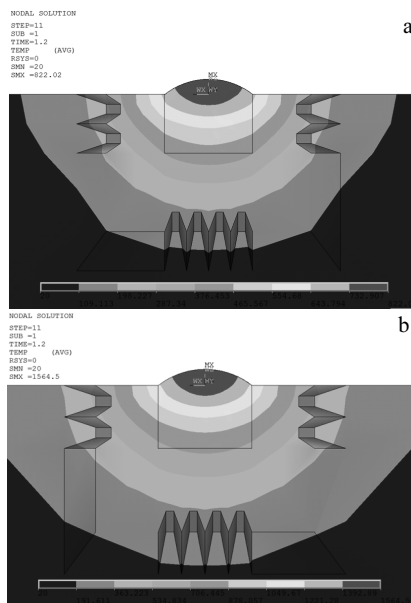


图 3 成形第 1.2 s 时脉冲输出模式下不同激光功率工艺温度场对比

Fig.3 Comparison of temperature field for different laser power in pulsed output mode at 1.2 s: (a) 2.5 kW and (b) 3.5 kW

场分布, 图 3a 熔池温度处于 732~822 °C 之间, 略高于 5083 铝合金熔点, 受材料吸收率等实际试验工艺影响, 该功率工艺易导致过程熔化不充分或无法形成冶金结合, 导致整个再制造过程的失败。对比图 3b 及图 2a 可知, 3.5 kW 激光工艺下熔池温度较 3 kW 激光工艺下熔池温度约高 600 °C, 且具有更大的熔池温度以及更小的温度梯度, 即热影响区分布范围也相应更大, 因此在保证焊透的情况下, 应优先选择 3 kW 的脉冲激光工艺。

2.3 不同脉宽与占空比工艺对比

设置对比工艺(5)、(6), 其中工艺对比组(5)工艺参数: 激光功率 3 kW, 脉宽 20 ms, 占空比为 1:1; 工艺对比组(6)工艺参数: 激光功率 3 kW, 脉宽 10 ms, 占空比为 5:1。图 4a、4b 分别为工艺样本(5)、(6)再制造第 1.2 s 时 YZ 平面温度场分布, 从该图可知, 工艺样本(5)熔池核心温度最大约为 800 °C, 刚刚达到铝合金材料的熔点值, 说明热输入量过少, 无法保证裂纹的充分焊合。而对比工艺(6)熔池最大温度达到 1079 °C, 该功率下激光连续输出模式温度场分布相近, 熔池温度区间约为 900~1080 °C, 温度梯度相对较小, 综合 2.1 中分析, 在保证再制造质量的前提下, 应优选工艺样本(1)。

3 脉冲激光再制造工艺验证

3.1 脉冲激光再制造过程

为进一步验证温度场分布对比结果, 试验采用

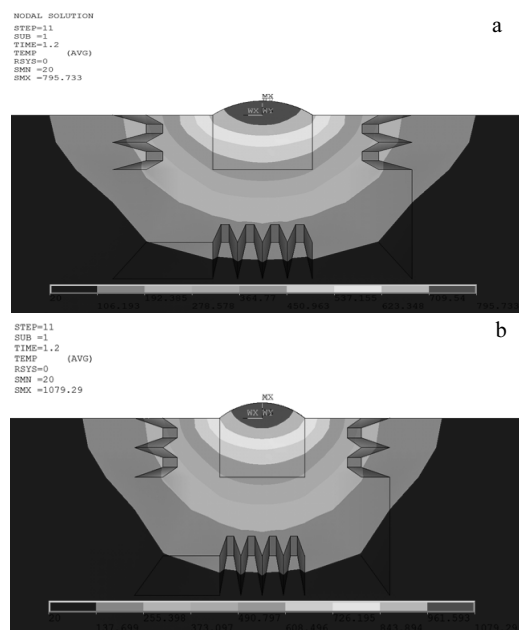


图4 成形第 1.2 s 时不同占空比下脉冲激光工艺温度场对比
Fig.4 Comparison of temperature field for different duty cycles in pulsed output mode at 1.2 s: (a) 1:1 and (b) 5:1

表 2 实验材料化学成分

Table 2 Composition of the testing materials ($\omega/\%$)

Material	Cu	Si	Fe	Mg	Zn	Cr	Ti	Al
5083	0.12~0.35	0.42~0.52	0.40~0.9	4.10~4.85	0.25~0.30	0.05~0.25	0.12~0.42	Bal.
Welding wire	0.15~0.52	0.32~0.48	0.35~0.80	3.85~5.10	0.30~0.35	0.12~0.32	0.18~0.45	Bal.

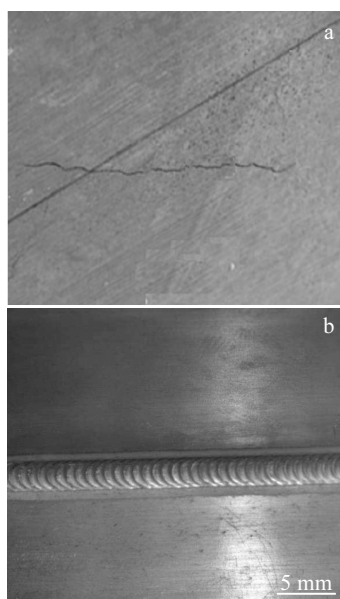


图5 铝合金防护板再制造前后焊道整体形貌
Fig.5 Overall morphologies of the protective plate before (a) and after (b) remanufacture

IPG-4000 光纤激光器对局部存在裂纹的某型号 5083 铝合金防护板 (400 mm×10 mm×10 mm) 进行激光再制造, 丝材为与该系列铝合金成分接近的毛坯工件冶炼制备, 丝材直径 2.8 mm。试验前对基体及丝材分别采用 200# 以及 1200#砂纸打磨, 并采用丙酮及无水乙醇清洗, 去除表面氧化膜及锈蚀。该丝材具有与基体材料相近的化学成分和较好的强度、韧性以及耐磨性。试验材料化学成分如表 2 所示。

试验采用脉冲输出的工艺模式, 采用旁路送丝方式, 过程中对熔池施加氩气保护。基于已有工艺优化实验结果^[16], 选择脉冲激光工艺参数: 激光功率为 3 kW 扫描速率为 5 mm/s, 载气流量为 150 L/h, 送丝速率为 3.5 m/min; 脉宽为 10 ms, 占空比为 1:1。再制造后用钢刷除去焊道表面的沾染, 并用木槌敲击以释放部分应力。裂纹处成形后整体形貌如图 5 所示, 由该图可知焊道成形良好, 无热裂纹、过烧及咬边等焊接缺陷, 采用 PowerScan-IIS 蓝光精密型三维扫描仪对防护板整体进行三维反求测量, 可知防护板整体及焊缝处整体形变小于 0.02 mm, 验证无明显形变^[8]。

3.2 元素匹配性

为进一步分析 5083 铝合金焊缝界面处元素分布规律, 确保再制造焊缝与母材的元素匹配性, 同时也对元素激光再制造过程的烧损情况进行验证。利用能谱仪 (EDS)按照由基体到焊缝中心的方向进行线扫描, 获得主要元素成分变化曲线, 如图 6 所示, 由该图可知, 铝、锌、镁 3 种元素变化基本保持稳定, 验证防护板再制造后, 焊缝区域组织均匀, 成分稳定, 未出现明显的偏析现象, 同时也表面激光工艺与再制造目标相匹配, 无元素过量烧损情况存在。而焊缝与基体中氧元素的含量出现一定差异, 这主要是因为处于熔融状态的铝及其他氧化性合金元素与空气中的氧发生氧化反应, 生成金属氧化物, 在冷凝过程中成为焊缝区域的一部分所致, 为进一步减少氧化反应对氧元素的引入对焊缝性能的影响, 可采用惰性气体保护以控制氧元素的引入。

3.3 硬度匹配性

图 7 所示为焊缝及热影响区部位显微硬度分布, 从该图可知, 5083 铝合金再制造焊接接头焊缝区硬度略有下降, 由焊缝中心至两端母材呈递增趋势, 硬度 ($HV_{0.1}$)

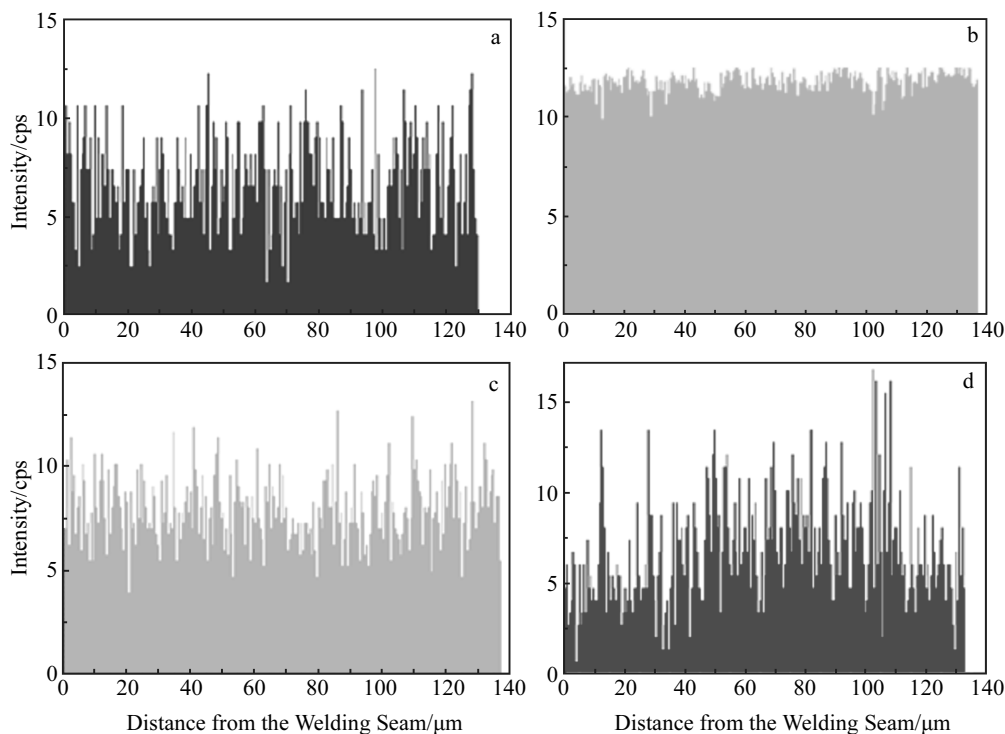


图 6 防护板裂纹再制造焊缝中各主要元素分布

Fig.6 EDS line scanning of main elements in the weld seam for laser remanufacture of the crack protective plate:

(a) Zn, (b) Al, (c) Mg, and (d) O

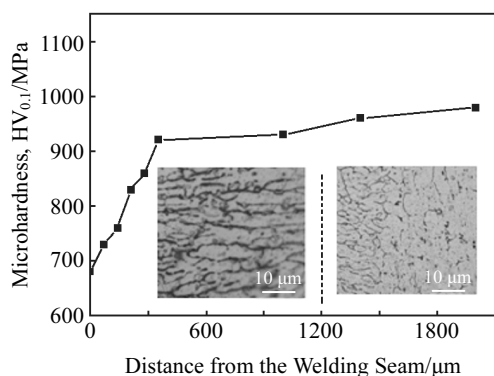


图 7 焊缝区及热影响区的显微硬度分布 (插图为相应的组织形貌)

Fig.7 Distribution of microhardness for the welding zone and heat affected zone (the insets are the corresponding morphologies)

最小值约在焊缝中心位置附近, 约为 680 MPa, 硬度最大值出现在热影响区位置, 约为 950 MPa。焊缝区组织主要由典型的等轴晶组织组成, 晶粒致密均匀, 经显微测量尺寸约为 40~50 μm 。焊缝形成过程中, 受激光辐照而产生的高温热累积作用影响, 发生再结晶和退火过程,

导致硬度下降。而热影响区部位晶粒组织较其他部位明显增大和粗化, 与母材形成致密的冶金结合, 但是硬度反而升高, 这主要是因为与焊缝区相比, 热量累积相对较小, 散热相对较快, 所以硬度有所回升。

3.4 接头拉伸性能

为防护板接头符合再制造要求, 在室温下对该优化工艺参数下再制造接头拉伸性能进行测定。按照国家标准 GB2651-2008《焊接接头拉伸试验方法》将焊接接头加工成等比缩小的拉伸试样, 并用砂纸打磨光滑, 试样形貌如图 8 所示^[17]。

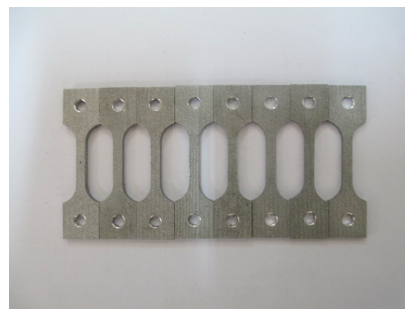


图 8 5083 铝合金激光再制造拉伸试样形貌

Fig.8 Morphology of 5083 aluminum alloy tensile sample for laser remanufacture

表 3 5083 铝合金激光再制造接头拉伸测试数据

Table 3 Tensile test data of 5083 aluminium alloy welded joint for laser remanufacture

Welded joint	Tensile strength, σ /MPa	Elongation, δ /%	Fracture position
1#	143	6.91	Welded joint
2#	210	7.09	Welded joint
3#	200	7.81	Welded joint
4#	280	10.5	Welded joint
5#	240	7.94	Welded joint
6#	220	7.85	Welded joint
7#	202	6.98	Welded joint
8#	265	8.68	Welded joint

制备同标准试样 8 份, 拉伸时采用的变形速度为 0.5 mm/min, 为保证测定数据的准确性, 取该 8 组数据的平均值进行定义, 试验数据如表 8 所示。由表 8 可知, 焊接接头拉伸试样的抗拉强度均值为 222 MPa, 延伸率均值为 7.72%, 断裂部位都集中在焊缝处, 说明焊缝是焊接接头的薄弱部位。尽管焊接接头的抗拉强度、延伸率均比基材略低, 但焊接系数仍可达到 82.2%, 接头性能达到 5083 铝合金防护板再制造要求。

4 结 论

1) 基于 5083 铝合金防护板激光再制造过程的有限元动态模拟, 获取对应材料体系防护板激光再制造优化工艺参数为: 激光功率 3 kW, 光斑直径 3 mm, 扫描速度 6 mm/s, 脉冲激光脉宽 10 ms, 占空比 1:1。

2) 防护板焊接后整体形变小于 0.02 mm, 最大硬度为 950 MPa。焊道与母材在元素成分、显微硬度以及抗拉强度等方面都具有较好的工艺匹配性, 并且符合再制造后性能要求。

3) 采用有限元分析结合试验验证的方法, 优选验证了高功率脉冲激光再制造裂纹铝合金防护板工艺。其中, 焊缝区氧元素与基体产生的差异性变化, 可通过惰性气体氛围保护的方式进行进一步的优化控制。

参考文献 References

- [1] Zhou Chaoyang(周朝阳). *Thesis for Master(硕士论文)*[D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2008
- [2] Wang Bin(汪 斌), Zhang Yuanping(张远平), Wang Yanping(王彦平). *Explosion and Shock Waves(爆炸与冲击)*[J], 2008, 28(6): 572
- [3] Hopkinson B. *Proc Roy Soc*[J], 1914, 213: 437
- [4] Davison L, Stevens A L. *J Appl Phys*[J], 1972, 43(3): 988
- [5] Li Yongchi(李永池), Li Dahong(李大红), Wei Zhigang(魏志刚) *et al. Acta Mechanica Sinica(力学学报)*[J], 1999, 31(4): 442

- [6] Wang Zeping(王泽平), Zheng Jian(郑 坚), An Gang(安 钢) *et al. Explosion and Shock Waves(爆炸与冲击)*[J], 1992, 12(2): 136
- [7] Ma Liang(马 良), Huang Weidong(黄卫东), Yu Jun(于 君) *et al. Chinese Journal of Lasers(中国激光)*[J], 2009, 36(12): 3226
- [8] Ren Weibin(任维彬), Dong Shiyun(董世运), Xu Binshi(徐滨士) *et al. Journal of Harbin Institute of Technology(哈尔滨工业大学学报)*[J], 2017, 49(5): 173
- [9] Jia Wenpeng(贾文鹏), Lin Xin(林 鑫), Tan Hua(谭 华) *et al. Rare Metal Materials and Engineering(稀有金属与材料工程)*[J], 2007, 36(7): 1193
- [10] Kong Yuan(孔 源), Liu Weijun(刘伟军), Wang Yuechao(王越超) *et al. Journal of Mechanical Engineering(机械工程学报)*[J], 2011, 47(24): 74
- [11] Jia Wenpeng(贾文鹏), Lin Xin(林 鑫), Chen Jing(陈 静) *et al. Chinese Journal of Lasers(中国激光)*[J], 2007, 34(9): 1308
- [12] Chen Lie(陈 列), Gu Chengzhong(古成中), Xie Peilin(谢沛霖). *Chinese Journal of Lasers(中国激光)*[J], 2011, 38(3): 0 303 006
- [13] Shi Shihong(石世宏), Wang Chen(王 晨), Xu Aiqin(徐爱琴) *et al. Chinese Journal of Lasers(中国激光)*[J], 2012, 39(3): 0 303 002
- [14] Han Guoming(韩国明), Li Jianqiang(李建强), Yan Qingliang(闫青亮). *Transactions of the China Welding Institution(焊接学报)*[J], 2006, 27(3): 105
- [15] Zhang Chunhua(张春华), Zhang Ning(张 宁), Zhang Song(张松) *et al. Journal of Shenyang University of Technology(沈阳工业大学学报)*[J], 2007, 29(3): 267
- [16] Ren Weibin(任维彬), Dong Shiyun(董世运), Xu Binshi(徐滨士) *et al. Journal of Materials Engineering(材料工程)*[J], 2017, 45(5): 1
- [17] Dong Shiyun(董世运), Yan Shixing(闫世兴), Xu Binshi(徐滨士) *et al. Chinese Journal of Lasers(中国激光)*[J], 2012, 39(12): 1 203 004

Experimental Study on Pulsed Laser Remanufacture of Marine 5083 Aluminium Alloy Protective Plate

Ren Weibin^{1,2}, Zhou Jinyu¹, Chen Jufang¹, Chen Guoyan¹, Fang Jinxiang²

(1. Changzhou Key Laboratory for Remanufacturing, Jiangsu University of Technology, Changzhou 213001, China)

(2. Key Laboratory of Advanced Manufacturing Technology, Guizhou University, Guiyang 550025, China)

Abstract: Since the oceangoing vessel protective plates are affected by stormy waves, tide and random explosion shock wave, the spallation and cracks are easily caused. In the present paper, the temperature field dynamic process of pulsed laser remanufacture was simulated by controlling the finite element "life and death" state. The derivation law of temperature field in forming process was obtained, and the forming process of pulse laser remanufacturing was optimized. The results show that the pulsed optimization process parameters are laser power 3 kW, the spot diameter 3 mm, the scanning speed 6 mm/s, the pulsed laser pulse width 10 ms, and the duty cycle 1:1. The heat affected zone deformation after forming is controlled within 0.02 mm, and the maximum hardness (HV_{0.1}) is 950 MPa which appears in the heat affected zone. The heat affected zone is closely metallurgically bonded with the base metal, the weld mainly consists of fine grained structure, and the tensile strength is up to 222 MPa.

Key words: 5083 aluminum alloy; pulsed laser; remanufacture; finite element analysis

Corresponding author: Ren Weibin, Ph. D., Lecturer, Changzhou Key Laboratory for Remanufacturing, Jiangsu University of Technology, Changzhou 213001, P. R. China, E-mail: renweibin100@163.com