

连续/脉冲激光再制造温度场有限元分析与试验验证

任维彬^{1,2}, 董世运¹, 徐滨士¹, 王玉江¹, 方金祥¹, 刚肖¹

(1. 装甲兵工程学院 装备再制造技术国防科技重点实验室, 北京 100072)

(2. 65589 部队, 辽宁 瓦房店 116300)

摘要:以减少成形过程热输入, 控制热影响区分布及成形层应力分布状态为目标, 通过“生死单元”的有限元分析方法动态模拟激光再制造成形过程, 对比分析连续/脉冲模式激光再制造温度场, 采用非接触式红外测温仪验证分析结论, 并就连续和脉冲工艺进行再制造成形对比试验验证。分析和试验结果表明: 脉冲模式优化工艺参数为激光功率 1.2 kW, 光斑直径 3 mm, 扫描速度 5 mm/s, 单道成形层宽度 3.2 mm, 脉冲激光脉宽 10 ms, 占空比 1:1; 相同成形工艺和散热条件下, 连续输出模式下多层成形层熔池温度最大值约为 1400 °C, 较脉冲模式约高出 170 °C, 且具有更大的热输入及热影响区范围, 相关工艺及方法为叶轮叶片激光再制造提供分析和借鉴。

关键词: 脉冲激光; 温度场; 有限元分析; 激光再制造

中图分类号: TN249

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2017)09-2487-06

受高温烟气腐蚀及高速粒子冲蚀的工况环境影响, 压缩机叶片常因体积损伤造成机组停机而带来经济及工业损失^[1]。激光作为高能量密度热源, 结合多自由度机器人控制技术, 可实现叶片的激光再制造工业原位成形, 并具有独特优势而被广泛应用^[2-4]。但叶片型线复杂、曲率非线性变化大及型壁薄的结构特征, 使激光再制造的形变控制成为理论与工程实际的难题。针对该问题的已有研究主要是采用路径规划、成形前预热、成形后热处理及采用特制工装夹具等方式^[5-8], 但都存在一定局限性, 例如: 路径规划的方法受再制造成形形状限制, 难以实现薄壁结构再制造成形; 成形前预热及成形后热处理的方式受相关工艺限制, 不具有通用性; 而采用工装夹具的方式, 难以满足不同特殊形状需求, 难以拘束非规则几何形状的工件。

综上, 本研究以压缩机叶片激光再制造形变控制为目标, 基于减少成形热输入、控制成形温度场分布、缩小热影响区范围考虑, 控制有限单元“生死”状态模拟叶片成形动态过程, 对比分析连续/脉冲激光再制造成形温度场, 并采用非接触式红外测量方式验证分析结论。进一步, 采用连续/脉冲激光再制造压缩机叶片进行试验验证。提出脉冲激光再制造压缩机叶片的相关工艺及方法, 为叶片再制造成形提供工艺及方法借鉴。

1 有限元模型建立过程

1.1 条件假设与简化

激光再制造成形是一个瞬态的熔化、凝固冶金过程, 熔池几何尺寸相对整个成形工件一般可忽略, 进入准稳态后熔池大小及温度场基本保持恒定, 为简化计算, 确定以下边界条件:

(1) 成形过程中, 成形层生长速度与激光扫描速度相等, 忽略熔化凝固的瞬态时间;

(2) 成形开始后, 极短时间内进入准稳态, 准稳态熔池大小及温度场保持恒定;

(3) 与温度相关力学性能及应力应变关系在微小时间增量内呈线性变化;

(4) 材料初始应力为零, 服从双线性强化准则, 服从 Von-Mises 屈服准则;

1.2 成形过程导热控制

激光再制造成形过程中, 遵循如下导热控制过程^[9]:

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

式中, H 为一个光滑函数, 主要是考虑过程中固态相变和固液相变这两类相变问题给计算结果带来的偏差, $H = \int \rho c(T) dT$, V 为激光束移动速度, Q 为单位体积热生成率。

收稿日期: 2016-09-07

基金项目: 国家“973”计划(2011CB013403)

作者简介: 任维彬, 男, 1983 年生, 博士, 装甲兵工程学院装备再制造技术国防科技重点实验室, 北京 100072, 电话: 010-66718541, E-mail: renweibin100@163.com

与空气接触表面存在自然对流换热:

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

式中, 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。

基材下方为铜质底座, 假设换热理想, 始终与环境温度保持一致:

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

1.3 热源模型能量分布

激光光源设定为体热源, 能量满足高斯分布^[10]:

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

式中, A 为基体材料对激光的吸收系数, P 为激光功率, r_a 为最大峰值密度的光斑半径, 当激光与粉末相互作用并受到熔池上方气体阻挡而衰减时, 激光能量在熔池表面的能量分布可近似描述为^[11]:

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

式中, 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 计算方法与物理模型

基于已有激光工艺试验参数及实际测温试验获得的熔池尺寸, 具体计算过程如下:

(1) 基于已有工艺试验获得的激光功率、熔池温度及熔池尺寸对应关系, 作为模型构建参照的基本参数;

(2) 采用有限单元“生死”技术按照时间和路径顺序激活熔覆层有限单元, 模拟激光再制造的成形过程;

(3) 采用焓法统一考虑熔化凝固温度场传热过程。

通过控制“薄壁”结构模型单边多层单元的“生死”状态, 模拟成形的动态过程, 采用“薄壁”的模型特征与叶片实体结构在导热控制条件方面具有类同性, 并可减少叶片复杂型线所带来的计算量。对界面部位附近及成形层采用较密的网格划分, 其他部位划分相对较粗^[11,12], 采取六面体单元 Solid70 对成形层及叶片进行网格划分^[13-15]。

其中, “薄壁”模型尺寸为 320 mm×3 mm×10 mm, 成形层尺寸为 20 mm×3.2 mm×4 mm, 从一侧到另一侧

逐层成形堆积, 共成形 4 层, “薄壁”模型底面设置为刚性固定, 初始温度设置为 20 °C; 基于已有优化工艺参数, 采用激光功率为 1.2 kW, 光斑直径为 3 mm, 扫描速度为 5 mm/s, 单道成形层宽度为 3.2 mm, 脉冲激光脉宽为 50 ms, 占空比为 1:1; 在 Ansys 有限元分析软件中, 构建模型如图 1 所示, 共计划分为 14310 个单元。

模型基体材料设定为 FV520(B)叶片用钢, 成形层材料为成分接近且成形性较好的 FeCrNiCu 合金, 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。

2 连续/脉冲再制造温度场对比

2.1 单道成形层温度场对比

图 2 所示为成形第 5.4 s 时的瞬时温度场状态, 此时光斑大小及熔池形状相对稳定。其中图 2a 为连续输出模式下温度场侧视图, 图 2b 为该模式下温度场熔池部位俯视图, 对比分析可知, 该输出模式下, 在激光照射的熔池中心附近区域温度最高, 达到 1230 °C, 激光束扫描过后, 在铜质底座良好的热传导、熔池内强对流以及环境交互快速换热共同作用下, 光束扫描后方位温度快速降低至熔点下, 形成成形层。由图 2b 中熔池附近区域温度场分布可知, 在熔池前端附近区域, 等温线密集, 温度梯度较大; 而激光束扫过的区域, 等温线相对较疏, 呈现“彗尾”状, 温度梯度相对前端较小。这主要是因为基板底座无预热的情况下, 已经扫描过的区域温度不断升高, 热量进行累积



图 1 薄壁边多层再制造成形有限元模型

Fig.1 FEM model of the thin-wall for multi-layer laser remanufacture

表 1 成形层及基体材料热物理性能参数

Table 1 Thermal physical parameters of the forming layer and the substrate

Parameters	25 °C	300 °C	400 °C	600 °C	950 °C	1050 °C	1300 °C
Elastic modulus, E /GPa	206/196	175/181	168/164	160/152	148/147	130/142	122/134
Yield stress, θ_s /MPa	1076/1097	978/985	920/891	632/392	586/210	572/185	545/161
Thermal conductivity coefficient, λ /W (m K) ⁻¹	12.9/15.4	18.2/21.8	20.8/25.4	21.6/26.7	22.9/27.9	24.5/28.8	27.8/29.4
Specific heat capacity, C /g K	0.44/0.44	0.56/0.60	0.60/0.62	0.76/0.66	0.79/0.62	0.79/0.60	0.80/0.61
Poisson ratio, ν	0.32/0.31	0.34/0.37	0.36/0.42	0.38/0.39	0.42/0.48	0.45/0.52	0.47/0.46
Linear expanding coefficient, α /×10 ⁻⁶ °C	12.5/11.2	13.2/11.8	13.6/12.5	14.8/13.7	15.3/14.8	15.7/15.5	15.9/16.9

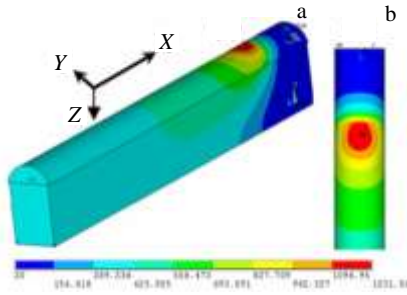


图 2 薄壁结构激光再制造成形瞬时温度场

Fig.2 Temperature field of thin-wall for laser remanufacture: (a) the side elevation of the whole temperature field and (b) the top view of the temperature field for the molten-pool

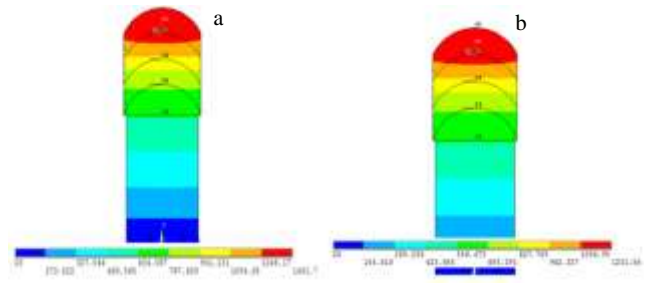


图 4 激光再制造多层成形层 YZ 平面温度场

Fig.4 Temperature field of YZ profile for the thin-wall's laser remanufacture: (a) the distribution of temperature field for the CW mold and (b) the distribution of temperature field for the pulsed mold

并向四周传导，而前端未扫描过的区域，短小时内仍保持室温所致。

图 3 所示分别为第 5.4 s 时，连续与脉冲输出模式熔池中心 Z 方向温度场分布，对比图 3a, 3b 可知，连续输出模式熔池温度最高值达到 1230 °C，较脉冲输出模式温度最高值 1120 °C 高出 110 °C，且等温线较脉冲输出模式下更为密集，即连续输出模式成形层与基体温度高于脉冲模式输出下相同位置温度。因此，在激光功率、扫描速度等主要工艺参数及成形尺寸一致的情况下，脉冲模式激光再制造工艺具有相对较小的热输入和较低的熔池温度以及相对较小的热影响区分布范围。

2.2 多层成形层温度场对比

图 4 所示分别为连续与脉冲输出模式成形第 14.5 s 时，激光扫描至第 4 层中间位置时刻 YZ 剖面温度场分布，对比分析图 4a、4b 可知，连续输出模式下熔池中心区域温度最高值达到 1400 °C，较脉冲输出模式下熔池温度最高值高出约 170 °C。与单道成形层类似，

连续输出模式下，多层成形层间等温线较脉冲输出模式下更为密集，且连续输出模式下成形层相同位置点温度也明显高于脉冲模式，说明该模式下热输入量相对较大，层间热累积作用更为明显。而该模式下的温度场分布具有更大的热影响区范围，对基体的力学性能影响也将相应增大。

2.3 多层成形层热循环对比

通过对底层成形层中间位置点热循环过程分析可知，两种输出模式下该点热循环曲线如图 5 所示。从该图可知，两种激光输出模式下，在约 2 s 时，该点温度都达到最大值。其中，连续输出模式下，该点最大值约为 1400 °C，较脉冲输出模式约高 170 °C，结合激光再制造激光扫描速度可知，该时刻该点约处于激光熔池中心；从该点热循环曲线变化过程可知，该点达到温度最大值的升温变化速率略高于脉冲模式，而降温速率整体低于脉冲输出模式。进一步验证相同材料和散热条件下，连续模式下的激光热输入量相对更高，成形层间热量累积效应更为明显。

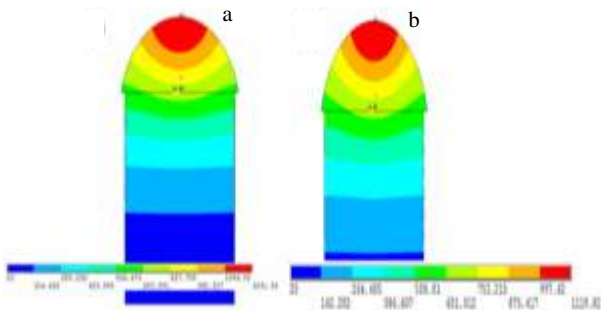


图 3 薄壁结构激光再制造成形 YZ 平面温度场

Fig.3 Temperature field of YZ profile for the thin-wall's laser remanufacture: (a) the distribution of temperature field for the CW mold and (b) the distribution of temperature field for the pulsed mold

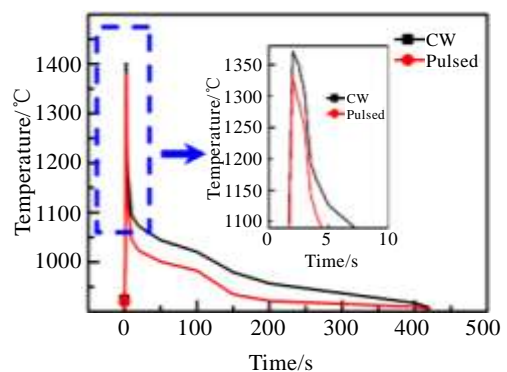


图 5 底层中点位置热循环曲线

Fig.5 Thermal cycle curves of the middle point in bottom layer

2.4 多层成形层温度场试验验证

试验采用 CellaTemp 型非接触式高温测试仪，测温方式为单点测温，测温范围为 600~2500 °C，响应时间 ≤ 2 ms，测量误差在 0.3% 以内。现场测试环境构建如图 6 所示，测温仪通过目镜进行定点聚焦，实时监测采集焦点的温度，测温点选择热累积作用最明显的底层成形层中点。

试验分别采用连续与脉冲两种激光输出模式，在薄壁叶片边上连续堆积成形 8 层，成形采用同向逐层成形，层间抬升距离为 1 mm，结合机器人的定位功能(定位精度 0.02 mm)，确保光闸开启、关闭位置及成形长度一致。试验过程中，试验材料、成形路径、激光工艺参数、基板及成形层相关尺寸与 1.4 节中相同，散热方式为空气散热。图 7 所示为两种输出模式下测温点熔池部位的热循环曲线，从该图可知，采用连续输出模式的工艺样本(No. 1)的熔池区峰值温度由 1170.8 °C 升至 1400.8 °C，从第 4 层开始，熔池温度基本恒定，保持在 1394.0~1449.9 °C；采用脉冲输出模式的工艺样本(No. 2)熔池区峰值温度由 1182.7 °C 升至 1383.4 °C，从第 4 层开始，温度逐渐降低至 998.7 °C；对比两条

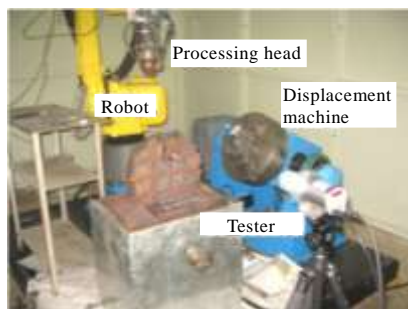


图 6 非接触式高温测试环境搭建

Fig.6 Construction of experimental environment for the non-contact thermometer

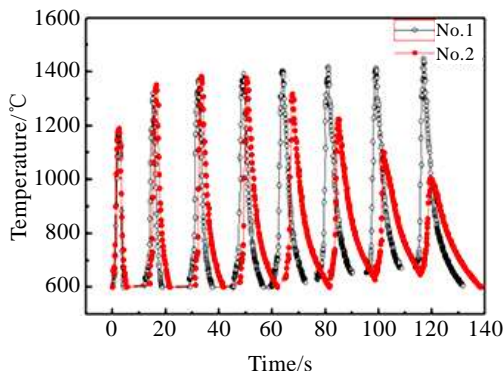


图 7 两种输出模式下底层中点热循环曲线

Fig.7 Thermal cycle curves for the mid-point of the bottom layer

热循环曲线可知，两种输出模式下，激光在前 4 层成形过程中热作用相近，但后续 4 层成形过程中，连续输出模式激光热作用明显高于脉冲输出模式，具有更大的热累积作用。

3 激光再制造温度场试验验证

试验以两片体积损伤的压缩机开式叶轮叶片为基体，材料为 FV520(B)沉淀硬化不锈钢，叶片壁厚 3 mm，试验前采用机加工的方式，将体积损伤部位加工至相同尺寸，如图 8 所示，将基材进行砂纸打磨，去除表面铁锈及氧化膜，并用乙醇及丙酮清洗烘干。

熔覆材料为与基体成分接近、具有较好的成形性和耐磨性的 FeCrNiCu 系合金粉末，粒度 44~105 μm，试验前，将 FeCrNiCu 合金粉末在 DSZF-2 型真空干燥箱内以 150 °C 干燥 2 h，熔覆材料及基体成分如表 2 所示。

试验采用 YLS-4000 型光纤激光再制造成形系统^[16]，该系统采用 4 路同轴送粉。再制造成形过程中对熔池施加氩气保护，逐层堆积成形，分别成形 4 层，其中连续与脉冲输出模式下，单层成形高度都约为 1.2 mm，宽度约为 3.2 mm，单层成形形状尺寸充分，表面无粘粉，表层无明显裂纹等成形缺陷。基于已有优化工艺参数，分别采用连续与脉冲两种模式输出激光对存在体积损伤叶片开展激光再制造，激光再制造工艺参数如 1.4 节所述。

连续与脉冲输出模式下，再制造成形后叶片成形部位整体形貌分别如图 9a、9b 所示，从该图可知，两种输出模式下，再制造成形整体形状恢复较为充分，形状拟合较好，并留有 1~2 mm 加工余量，验证相关再制造成形工艺参数的合理性；对比图 9a、9b 可知，图 9a 中受热输入影响的范围和程度明显大于图 9b，验证相同激光工艺参数和工艺条件下，连续输出模式



图 8 体积损伤叶轮叶片再制造成形前整体形貌

Fig.8 Whole morphology of the impeller blade with volume damage before remanufacture

的成形热输入明显大于脉冲输出模式，进一步验证前文相关结论。

分别对两种输出第 3 层成形层中部相同位置进行线切割，切取试块、镶样、打磨并抛光，利用 4 g

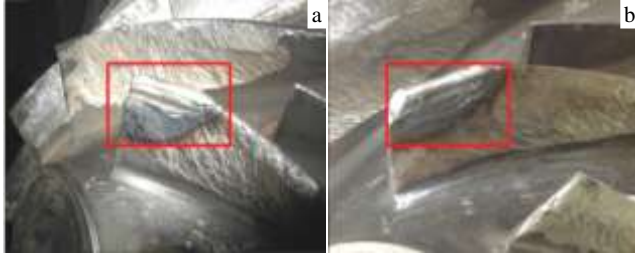


图 9 连续与脉冲激光再制造叶片整体形貌
Fig.9 Whole morphologies of the blade for CW (a) and pulsed (b) laser remanufacture

$\text{CuSO}_4+20 \text{ mL HCl}+20 \text{ mL H}_2\text{O}$ 的腐蚀液配方腐蚀 20~25 s，利用 Olympus GX-51 型金相显微镜进行观察，可得两种模式激光成形层切取位置金相组织分别如图 10a、10b 所示。对比图 10a、10b 可知，两种输出模式下，成形层中部主要由树枝晶伴随少量胞状晶构成，但相同激光功率下，连续输出模式成形层树枝晶较脉冲模式下更为“粗大”，由两种输出模式特点决定，相同成形时间内，连续输出模式热输入相对更大，成形过程中散热时间相对更短，使得以热传导进行散热的薄壁结构成形过程具有更明显的热累积效应，成形层间的温度梯度相对更小，形成更利于树枝晶沿垂直温度梯度方向孕育生长的条件；同时也进一步验证相同激光功率、工艺过程、散热条件及成形形状下，脉冲输出模式具有更小的热输入及成形热影响区范围，易于形成更为细小的晶体形态，利于成形层力学性能的提升。

表 2 熔覆合金与基体材料成分

Table 2 Components of cladding powder and substrate (wt%)

Alloy	Cr	Cu	Mn	Nb	Ni	Si	C	Fe
FeCrNiCu	11.77~12.87	3.25~3.35	0.68~0.78	0.54~0.64	4.52~4.62	0.58~0.68	0.14~0.25	Bal.
FV520 (B)	13.00~14.50	1.30~3.80	0.30~1.00	0.25~0.45	5.00~6.00	0.15~0.70	0.02~0.07	Bal.

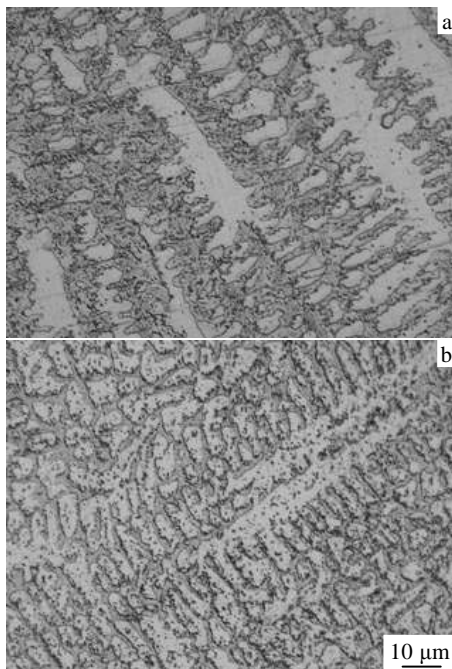


图 10 连续与脉冲模式激光成形层中部金相组织
Fig.10 Metallographic structure of the middle cladding layer: (a) CW laser and (b) pulsed laser

4 结 论

- 1) 采用有限元分析结合非接触式高温测试试验，验证相同激光成形工艺及散热条件下，脉冲输出模式具有相对更小的热输入和热影响区范围，熔池温度最大值约为 1230 °C，较连续输出模式低约 170 °C。
- 2) 脉冲模式激光再制造优化工艺参数为激光功率 1.2 kW，光斑直径为 3 mm，扫描速度为 5 mm/s，脉冲激光脉宽为 10 ms，占空比为 1:1。脉冲输出模式较连续输出模式具有更小的成形热影响区。
- 3) 连续输出模式下，成形层树枝晶组织较脉冲模式下更为“粗大”，进一步验证相同成形工艺及成形条件下，连续输出模式再制造成形过程热输入更大，成形层内热累积作用相对更为显著。

参考文献 References

[1] Luo Yongyao(罗勇要), Wang Zhengwei(王正伟), Liang Quanwei(梁权伟). *Journal of Tsinghua University, Science and Technology*(清华大学学报, 自然科学版)[J], 2005, 45(2): 235

[2] Zhong Rutao(钟如涛), Xiong Zheng(熊 征). *Chinese Journal of Lasers*(中国激光)[J], 2010, 37(3): 852

- [3] Meng Qingwu(孟庆武), Yang Shengqun(杨胜群), Geng Lin(耿林) *et al. Materials Research and Application(材料研究与应用)*[J], 2009, 3(2): 123
- [4] Cui Aiyong(崔爱永), Hu Fangyou(胡芳友), Zhang Zhongwen(张忠文) *et al. China Surface Engineering(中国表面工程)*[J], 2011, 24(2): 61
- [5] Bian Hongyou(卞宏友), Yang Guang(杨光), Li Ying(李英) *et al. Journal of Mechanical Engineering(机械工程学报)*[J], 2013, 49(11): 171
- [6] Long Risheng(龙日升), Liu Weijun(刘伟军), Xing Fei(邢飞) *et al. Journal of Mechanical Engineering(机械工程学报)*[J], 2009, 45(10): 241
- [7] Chen Li(陈俐), Gong Shuili(巩水利), Hu Lunji(胡伦骥). *Rare Metal Materials and Engineering(稀有金属材料与工程)*[J], 2009, 38(S3): 181
- [8] Guo Yuquan(郭玉泉), Wu Dongjiang(吴东江), Ma Guangyi(马广义) *et al. Optics and Precision Engineering(光学精密工程)*[J], 2012, 11(20): 2467
- [9] Jia Wenpeng(贾文鹏), Lin Xin(林鑫), Tan Hua(谭华) *et al. Rare Metal Materials and Engineering(稀有金属材料与工程)*[J], 2007, 36(7): 1193
- [10] 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
- [11] Kong Yuan(孔源), Liu Weijun(刘伟军), Wang Yuechao(王越超) *et al. Laser & Optoelectronics Progress(激光与光电子学进展)*[J], 2012, 35(3): 1
- [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): 0303 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): 0303 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. Infrared and Laser Engineering(红外与激光工程)*[J], 2014, 40(4): 235

Finite Element Analysis and Test Verification for Thermal Field of CW/Pulsed Laser Remanufacture

Ren Weibin^{1,2}, Dong Shiyun¹, Xu Binshi¹, Wang Yujiang¹, Fang Jinxiang¹, Gang Xiao¹

(1. National Key Laboratory for Remanufacturing, Academy of Armored Forces Engineering, Beijing 100072, China)

(2. No.65589 of PLA, Wafangdian 116300, China)

Abstract: The forming course of laser remanufacture was simulated dynamically in the method of finite element analysis in order to reduce the heat input of the forming course and control the distribution of heat-affected zone as well as the stress distribution of the forming layers. The temperature field of the laser remanufacture for CW/pulsed laser was analyzed, and the non-contacting infrared thermometer was taken to validate the result of the analysis. The related CW/pulsed laser process was compared and validated by the experiment of laser remanufacture forming. The results show that the optimized process parameters of laser remanufacture for pulsed laser are 1.2 kW laser power, 3 mm spot diameter, 5 mm/s scanning speed, 3.2 mm width of the forming layer, 10 ms pulse width, and 1:1 duty ratio. Under the same condition of forming and heat dissipation, the temperature maximum of laser remanufacture molten pool is about 1400 °C, which is 170 °C higher than that of the pulsed laser. The heat input and heat-affected zone for CW laser remanufacture is bigger than the pulsed laser remanufacture's. The related process could be taken as reference for the remanufacture of impeller blades.

Key words: pulsed laser; thermal field; finite element analysis; laser remanufacture

Corresponding author: Dong Shiyun, Ph. D., Professor, National Key Laboratory for Remanufacturing, Academy of Armored Forces Engineering, Beijing 100072, P. R. China, Tel: 0086-10-66718541, E-mail: syd422@sohu.com