文章编号:1001-5078(2019)05-0523-06

· 激光应用技术 ·

激光近净成形 CBN 磨具温度场仿真分析

于天彪^{1,2},贾 闯^{1,2},于奎东^{1,2},赵旭峰^{1,2}

(1. 东北大学机械工程与自动化学院,辽宁 沈阳 110819;

2. 辽宁省大型装备智能设计与制造技术重点实验室,辽宁 沈阳 110819)

摘 要:为了探究激光近净成形 CBN 磨具实验时的温度场分布,用 Simufac. Welding 对其进行 三维建模数值模拟。采用高斯面热源和圆柱体热源组合热源,综合考虑对流、热传导、相变潜 热及热物性参数的影响,分析了不同工艺参数下温度场的分布规律,另外进行了实际测温,验 证了温度场仿真的可靠性,最后根据剖面显微硬度值分析了激光近净成形加工的急热急冷 特征。

关键词:激光近净成形;组合热源;温度场;显微硬度 中图分类号:TN249 文献标识码:A DOI:10.3969/j.issn.1001-5078.2019.05.002

Temperature field simulation of LENS CBN abrasive tool

YU Tian-biao^{1,2}, JIA Chuang^{1,2}, YU Kui-dong^{1,2}, ZHAO Xu-feng^{1,2}

(1. School of Mechanical Engineering and Automation Northeastern University, Shenyang 110819, China;
 2. Liaoning Provincial Key Laboratory of Large Equipment Intelligent Design

and Manufacturing Technology, Shengyang 110819, China)

Abstract: In order to investigate the temperature field distribution of LENS CBN abrasives, three-dimensional modeling numerical simulation was carried out by using Simufac. Welding based on the Gaussian surface heat source and the cylindrical heat source. The influence factors such as convection, heat conduction, latent heat of phase change and thermal properties were considered in the model and the distribution of temperature field under different process parameters was also analyzed. In addition, the actual temperature measurement was carried out to verify the reliability of temperature field simulation. At last, the characteristics of rapid heating and cooling in LENS are analyzed according to the microhardness value of the profile.

Key words: LENS; combined heat source; temperature field; microhardness

1 引 言

随着现代加工技术的快速发展,对超硬磨料磨 具的结构多样性要求越来越高,近20年来,3D打印 技术日趋成熟,因此激光近净成形 CBN 砂轮成为可 能^[1-2]。该制备工艺相对传统砂轮制作方法有较大 的优势,激光具有高的功率密度,可对工具基体实现

基金项目:2018 沈阳市科技创新平台项目(No. 18006001);中央高校基本科研业务费(No. N170307009)资助。

作者简介:于天彪(1968-),男,教授,博士生导师,主要研究方向为磨削与精密加工,数字化设计与制造,数控机床与数 控技术,增材制造与 3D 打印技术。

通讯作者:贾 闯(1992-),男,硕士研究生,主要研究方向为增材制造与3D打印技术。E-mail:ysujiachuang@163.com **收稿日期:**2018-10-10

快速加热和降温,CBN 在高温环境下暴露的时间 短,能有效地控制磨料的热损伤,另外该工艺热影响 区小,打印后能保证基体基本不变形,并且在工艺上 更易实现多层沉积制造,不仅会提高超硬磨粒砂轮 的制作效率,更容易实现其复杂的表面结构,并且减 少材料浪费。

但是,激光近净成形对于温度的要求较高,温度 较低时熔道结合剂不能有效的与基体连接,温度过 高则会使 CBN 氧化,因此精确控制砂轮制作时的温 度尤为重要^[3-4]。随着计算机技术的发展,利用有 限元软件能够较为准确的模拟出激光成形过程中的 温度场分布,对于 CBN 砂轮的制备具有重要的指导 意义。

2 温度场理论

2.1 热源模型的选择

热源模型可以分为集中热源模型、二维热源模型及体积热源模型三大类^[5],根据激光近净成形工 艺特点,选择二维平面高斯热源模型与圆柱均匀体 热源模型进行组合,组合热源示意图如图1所示,该 组合热源能够同时体现表面与深度方向的能量输入 规律,热源模型如图2所示^[6-7]。



图1 组合热源示意图 Fig.1 Combined heat source 其中对于高斯热源模型表达式为:

$$q_1(r) = q_m \exp\left(-\frac{3r^2}{r_s^2}\right) \tag{1}$$

$$q_m = \frac{3Q\eta_1}{\pi r_s^2} \tag{2}$$

式中, q_m 为热源中心热流密度的最大值; r_s 为面热 源有效作用半径; Q 为总激光输入功率; η₁ 为高斯 面热源功率分配比例系数。

圆柱体热源表达式为:

$$q_2(r,z) = \frac{3Q(1-\eta_1)}{\pi dr_v^2} u(z) \exp(-\frac{3r^2}{r_v^2})$$
 (3)

$$u(z) = \begin{cases} 1, 0 \leq z \leq d\\ 0, d < z \leq H \end{cases}$$

$$\tag{4}$$

式中, r_a为圆柱体热源有效作用半径; u(z)为单位 阶跃函数; d 为热源作用深度; H 为工件厚度。



Fig. 2 Gaussian surface heat source and cylindrical heat source

2.2 热物性参数

温度场的计算采用如下热传导方程^[8],

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \right)$$
(5)

式中, λ_x , λ_y , λ_z 为材料沿x,y,z方向上的导热系数, 此仿真中假设材料各向同性,因此 $\lambda_x = \lambda_y = \lambda_z = \lambda$;c为比热容; ρ 为密度。由此可见,所需确定的热物性参数共3个,即密度、比热容、导热系数。

45 钢基体的热物性参数如表 1 所示,超过 1000 ℃时的热物性参数根据文献近似取 1000 ℃ 值,Cu - 19Sn - 10Ti 合金的热物性参数如图 3 所示^[9]。

表1 45 钢热物性参数表

Гаb. 1 45 🛛	Thermal]	property	parameters
-------------	-----------	----------	------------

温度/ ℃	20	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
比热容/(J・kg ⁻¹ ・℃ ⁻¹)	472	480	498	524	560	615	700	854	806	637	602
导热系数⁄(W・m⁻¹・℃⁻¹)	47	43	40	38	36	34	31	28	26	25	24
密度/(kg・m ⁻³)	7840	7816	7785	7752	7718	7683	7646	7609	7569	7529	7508



Fig. 3 Cu - 19Sn - 10Ti thermal property parameters

2.3 边界条件

激光近净成形过程中,主要存在对流换热与热 传导换热^[10],边界条件为:

(1)已知边界上热流密度分布:

$$\lambda_{x} \frac{\partial T}{\partial x} n_{x} + \lambda_{y} \frac{\partial T}{\partial y} n_{y} + \lambda_{z} \frac{\partial T}{\partial z} n_{z} = q_{s}(r)$$
(6)

(2)已知边界上物质的热交换:

$$\lambda_{x} \frac{\partial T}{\partial x} n_{x} + \lambda_{y} \frac{\partial T}{\partial y} n_{y} + \lambda_{z} \frac{\partial T}{\partial z} n_{z} = h(T_{f} - T_{0})$$
(7)

其中, q。为单位面积上的热流函数; h 为换热系数;

 T_f 为物体表面温度; T_0 为介质温度; $n_x \ n_y \ n_z$ 为边 界外法线上的方向余弦。

2.4 相变潜热的处理

激光近净成形过程经历固相 - 液相 - 固相的相 变存在热量的吸收与释放^[11],一般情况下通过定义 不同温度下的焓值来定义相变潜热,其数学式定 义为:

$$\nabla H = \left| \rho c(T) dT \right| \tag{8}$$

式中, *H* 为热焓; *ρ* 为材料密度; *T* 为热力学温度; *c* 为材料的比热容。

3 温度场仿真

3.1 仿真结果与实测温度对比

选取如表2所示八种工艺所示参数进行实际 温度测量,并与仿真结果分析,其中图4、图5分别 为不同激光功率和不同扫描速度对温度的影响仿 真结果,图6为仿真温度与实测温度对比分析。 根据分析,模拟最高温度值比实测最高温度值要 低,这主要是因为在模拟过程中由于参数的选择、 边界条件的处理以及结合剂熔融状态热传导规律 的变化等因素都与实际情况会有一些偏差,导致 仿真的结果与试样在成形过程中实际达到的温度 会有一定的差别,同时在实际测温实验过程中,热 电偶丝的结点位置的偏差,会造成测温中实际数 值的误差,种种因素导致了仿真模拟的结果与试 验测量结果的偏差,但两者的温度曲线从升、降温 的趋势来看基本一致,能够充分说明激光近净成 形过程温度的变化情况。

表2 工艺参数表

Γal	b. 1	2	Process	parameters
-----	------	---	---------	------------

参数	激光功率/W	光斑面积/mm ²	扫描速度/(mm・s ⁻¹)	初始温度/℃	
1	130		4		
2	180		4		
3	230		4		
4	280	0. 785	4	20	
5	250		4	20	
6	250		5		
7	250		6		
8	250		7		

如图6的对比分析中,第1道次实测温度比仿 真温度低,而随后2~4 道次实测温度高于仿真温 度,并保持比较一致的趋势,该情况推测为成形第一 道次过程时没有对钢板预热造成的,随后的第5~8 道次基本与上述保持一致,因此仿真温度结果值得 参考。







激光工艺参数对温度场分布的影响 3.2

如图7所示为不同激光功率下温度随时间变 化曲线,可得出结论:在相同扫描速度、送粉速度 及光斑直径下,试样表面温度随功率的升高而增 大,这是因为激光功率约大,在单位时间内辐照到 试样表面单位面积内的激光能量越多,因此温度 也就越高。



Fig. 7 Temperature versus time curve at different laser powers

如图 8 所示,为不同扫描速度下温度随时间变 化曲线,可得出结论:在相同激光功率、送粉速度及 光斑直径下,试样表面温度随扫描速度的的升高而 减小,这是因为扫描速度越快,激光与结合剂相互作 用的时间越短,激光能量的输入就越少,温度自然就 越低。



图 8 不同扫描速度下温度随时间变化曲线

Fig. 8 Temperature versus time curve at different scanning speeds

4 温度场分布特点

4.1 温度场升降特点

如图 9 为激光扫描路径上同一点的升温速率曲 线及温度变化曲线,当激光束经过定点时,该点温度 由低温迅速升高,当激光束移出该点后,温度迅速下 降,表现出典型的急热急冷特征。

4.2 剖面方向温度场分析

图 10 为激光近净成型过程中剖面温度场分布 情况,可以看出从成形表面到45钢基体内部,随着 距离的增加,温度迅速降低。



图9 激光加工升温速率与及温度随时间变化曲线





Fig. 10 Profile temperature versus depth curve

4.3 剖面显微硬度分析

激光功率变化对于熔道的硬度变化规律影响 不大^[12],因此对于某一固定激光功率实验后进行 剖面显微硬度测量,图 11 为显微硬度测试图,依 次沿剖面从上到下每 0.05 mm 随机取 5 组硬度 值,平均之后代表该区域的硬度平均值,连续取 5 组到界面结合处,数据如表 3 所示。

从表3中看到沿剖面方向,显微硬度值先增大 后减小,根据温度场升降特点及剖面温度场分布可 以得出结论:熔道剖面方向具有较高的温度梯度差, 在冷却过程中会形成不同的微观组织,熔道顶部与 底部形成柱状晶,硬度较低,中部形成等轴晶,硬度 较高^[13-14]。



图 11 显微硬度测试 Fig. 11 Microhardness test 表 3 熔道剖面显微硬度值

Tab. 3 Melt section microhardness value

序号	线, 点号	对角 X ∕µm	对角 Y ∕μm	压力值 /g	深度 /µm	硬度 /HV
1	1,1	23. 941	24. 347	100	3. 449	318.12
2	1,2	23. 133	23. 133	100	3.304	346. 53
3	1,3	22. 318	21. 927	100	3.160	378.91
4	1,4	22. 318	21.912	100	3. 159	379.17
5	1,5	23. 144	23. 535	100	3.334	340. 43
6	1,6	23. 535	23. 539	100	3.362	334. 74

5 结 论

在激光近净成形 CBN 磨具仿真温度场分析中, 综合考虑了对流、热传导、相变潜热及热物性参数的 影响,并且采用高斯面热源及圆柱体组合热源,更符 合近净成形中激光热源的实际形式。另外前期热电 偶实际测温验证了仿真温度的可靠性,最后根据剖 面显微硬度值验证了熔道的急冷急热特征。该仿真 分析对于激光近净成形 CBN 磨具加工工艺参数的 选择具有重要的参考意义。

参考文献:

- [1] LI Huaixue, GONG Shuili, SUN Fan, et al. Development and application of laser additive manufacturing technology for metal parts [J]. Aviation Manufacturing Technology, 2012(20):26-31. (in Chinese)
 李怀学, 巩水利, 孙帆, 等. 金属零件激光增材制造技 术的发展及应用[J]. 航空制造技术, 2012(20): 26-31.
- [2] HUANG Weidong, LI Yanmin, FENG Liping, et al. Laser

stereo forming technology for metal materials[J]. Materials Engineering,2002,(3):40-43.(in Chinese) 黄卫东,李延民,冯莉萍,等. 金属材料激光立体成形 技术[J]. 材料工程,2002,(3):40-43.

- [3] Rommel D,Scherm F,Kuttner C, et al. Laser cladding of diamond tools:interfacial reactions of diamond and molten metal [J]. Surface & Coatings Technology,2016,291:62 – 69.
- [4] Iravani M, Khajepour A, Corbin S, et al. Pre-placed laser cladding of metal matrix diamond composite on mild steel
 [J]. Surface & Coatings Technology, 2012, 206(8-9): 2089 2097.
- [5] LIU Donggang. Phase transition mechanism and experimental study of materials under laser irradiation [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Technology,2016. (in Chinese) 刘东刚. 激光作用下材料的相变机理与实验研究[D]. 太原:太原理工大学,2016.
- [6] XIA Shengquan, LI Yubin, HE Jianjun, et al. Three-dimensional transient simulation of laser deep-fusion welding pool based on combined heat source[J]. Thermal Processing Technology, 2016, (13):216-219. (in Chinese) 夏胜全,李玉斌,何建军,等. 基于组合热源的激光深 熔焊熔池三维瞬态模拟[J]. 热加工工艺, 2016, (13): 216-219.
- [7] WANG Hui, LAN Jian, HUA Lin. Numerical simulation of laser deep penetration welding based on combined heat source model[J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2014, (11):39-45. (in Chinese)
 王慧, 兰箭, 华林. 基于组合热源模型的激光深熔焊数 值模拟[J]. 武汉理工大学学报, 2014, (11):39-45.
- [8] ZHANG Guozhi, HU Renxi, CHEN Jigang, et al. Thermodynamic finite element analysis example tutorial[M]. Beijing: Mechanical Industry Press, 2006. (in Chinese) 张国智,胡仁喜,陈继刚,等. 热力学有限元分析实例

指导教程[M].北京:机械工业出版社,2006.

- [9] TAN Zhen, GUO Guangwen. Thermal properties of engineering alloys[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 1994. (in Chinese)
 谭真,郭广文. 工程合金热物性[M]. 北京:冶金工业出版社,1994.
- [10] YANG Guang, DING Linlin, QIN Lanyun, et al. Numerical simulation and detection of laser deposition temperature field of TA15 titanium alloy[J]. Intense Laser and Particle Beams, 2014(11):299-305. (in Chinese) 杨光, 丁林林, 钦兰云, 等. TA15 钛合金激光沉积温度 场数值模拟与检测[J]. 强激光与粒子束, 2014(11):299-305.
- [11] WANG Weiping,LÜ Baida,LUO Shirong. Influence of laser beam intensity distribution on laser heating of materials [J]. Intense Laser and Particle Beams, 2001, (3): 313 316. (in Chinese)
 王伟平,吕百达,罗时荣.激光束光强分布对材料激光 加热的影响[J].强激光与粒子束,2001, (3): 313 316.
- [12] WU Zhaokun, QIU Binlin, ZHOU Yuzhong, et al. Microstructure and hardness analysis of 316L stainless steel laser cladding layer [J]. Journal of Shanghai University of Engineering Science, 2014, (2):106 110. (in Chinese) 吴兆坤, 丘斌林,周玉重,等. 316L 不锈钢激光熔覆层的组织及硬度分析 [J]. 上海工程技术大学学报, 2014, (2):106 110.
- [13] Kim H, Yoon B, Lee C. Wear performance of the Fe-based alloy coatings produced by plasma transferred arc weldsurfacing process[J]. Wear, 2001, 249(10):846-852.
- [14] Berns H, Fischer A. Microstructure of Fe-Cr-C hardfacing alloys with additions of Nb, Ti and, B[J]. Materials Characterization, 1997, 39(2):499 - 527.