第20卷 第1期 金属热处理学报 Vol. 20 No. 1
1999年 3月 TRANSACTIONS OF METAL HEAT TREATMENT March 1999

脉冲激光离散熔凝加工的熔池几何形态研究

罗耕星 武晓雷 陈光南
(中国科学院力学研究所)

摘 要 研究了 Nd:YAG脉冲激光离散加工时功率密度和作用时间对熔池几何形态的影响。5CrMnMo 钢的实验结果表明:在一定加工条件下,熔池存在热传导型和深熔型两种形态。激光作用时间小于 4ms 时,随着激光功率密度的增加,熔池深宽比显著增加;作用时间超过 4ms 后,功率密度对深宽比的影响减弱。基于线性热传导模型的计算结果表明:熔凝起始阶段固态加热过程可忽略;熔池几何尺寸在激光脉冲结束后某个时刻达到最大值;当平均功率密度大于 5×10^5 W/cm^2,同时激光作用时间大于 2ms 时,热传导型激光熔池向深熔型激光熔池转变。

关键词 脉冲激光熔凝 几何形态 热传导 热物性参数

与连续激光相比,脉冲激光离散加工具有更高的峰值功率、加热速度与冷却速度,在材料表面改性和改形加工方面显示了独特优势并已获得重要的工业应用[1]。有关激光加工熔池形态特征的研究工作不少,但多是针对焊接和表面连续扫描形成的熔池[2,3],涉及脉冲激光离散点加工形成的熔池形态及影响因素的研究工作不多。由于熔池形态取决于激光工艺条件和材质,又直接影响加工后材料的组织与性能,揭示熔池形成规律和影响因素,可为优化激光加工工艺、提高表面强韧化效果提供依据。本文着重探讨不同激光功率密度和作用时间条件下的熔池形态及变化规律,并讨论所涉及的热物性参数。

1 实验材料和方法

实验采用 Nd:YAG脉冲激光,光斑直径 200μm,功率密度近似圆形高斯分布,控制参数为脉冲能量和作用时间,在脉冲作用期间光束与工件位置相对静止,用氩气保护熔池。试验材料为 5CrMnMo 钢,主要成分(w,%)为:C 0.56,Cr 0.72,Mn 1.46,Mo 0.19,试样经调质处理,尺寸为 10mm ×40mm ×150mm。制取熔池最大纵剖面,利用 Neophot 21 金相显微镜观察熔池形貌,熔池轮廓曲线由金相照片测定。

2 分析模型及热物性参数

忽略对流和辐射,仅考虑热传导,可将激光对工件的加热过程简化为半无限大物体表面加

本文收到日期:1998 年 7 月 7 日初稿,1999 年 3 月 4 日修改稿
本文联系人:罗耕星,男,1965 年 4 月生,博士生,北京市(100080)中国科学院力学研究所材料工艺中心
国家自然科学基金和中国科学院重点资助项目

© 1994-2007 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

热的三维不稳定导热问题[4]。选用柱坐标系,光斑中心定为坐标原点,光斑位置定为$(r,\theta,0)$平面。应用点热源法[5]及线性叠加法[6],可得激光熔凝过程中任一位置(r,θ,z)在任一时刻t的温度:

$$T - T_0 = \int_0^{2\pi}\int_0^{t}\int_0^{\infty}\frac{A_b I r'}{4\rho C_p[\pi\alpha(t-t')]^{3/2}} \exp\left[-\frac{r^2+r'^2+z^2-2rr'\cos(\theta-\theta')}{4\alpha(t-t')}\right] \mathrm{d}t'\mathrm{d}r'\mathrm{d}\theta' \tag{1}$$

式中 T 为 t 时刻的温度; T_0 为环境温度; A_b 为材料对激光的吸收率; a 为光斑半径; C_p 为材料比热容; α 为热扩散率; ρ 为材料密度; I 为光斑功率密度分布,其表达式为:

$$I = I_0\exp\left(-\frac{2r^2}{a^2}\right) \tag{2}$$

式中 I_0 为激光峰值功率密度,等于平均功率密度的二倍。

分析温度表达式(1)可知,在上述假设条件下,同一熔池轮廓(即固 - 液等温面)的深宽比(熔池深度与宽度之比)的最大极限为 0.5,可将深宽比小于 0.5 的熔池归类于热传导型熔池,其余归类于深熔型熔池。公式(1)是基于加热材料无相变时的热传导结果,然而铁基材料受热熔化包括固 —固相变和固 —液相变,应用模型时必须同时考虑固相和液相热物理特性(如热导率,热扩散率,比热容以及密度等)的差异、不可忽视的各种潜热以及激光加热非平衡过程中临界点的变化[7]。在已有的研究中,对潜热有不同的处理方法,有的将固态相变潜热折算成温度降低值[8],有的仅考虑熔化潜热[3]。本文同时考虑固态相变潜热和熔化潜热,比热容 C_p 取计算温度范围内的平均值:

$$\overline{C}_p = \frac{\sum\int C_p(T)\,\mathrm{d}T + \sum\Delta H}{\sum T} \tag{3}$$

式中 ΔH 为计算温度范围内某一相变点(或熔化点)的焓变。

热扩散率 $\alpha=\frac{\lambda}{\rho C_p}$,式中 λ 为与温度相关的导热系数,取计算温度范围内的平均值,ρ 取所计算温度范围内的平均值。

据此由相关数据[7,9~12]求得本研究所需热物理参数,列于表 1。

表 1　5CrMnMo 钢热物理参数

Table 1　Thermophysical Material Properties of 5CrMnMo

室温到熔点的平均密度	7.5g/cm^3	室温到熔点的平均热扩散率	0.06435cm^2/s
室温到沸点的平均密度	7.0g/cm^3	室温到沸点的平均热扩散率	0.05223cm^2/s
室温到熔点的平均比热容	678.5J/kg·℃	沸点	3070 ℃
室温到沸点的平均比热容	636.7J/kg·℃	熔点	1537 ℃
室温到熔点的平均导热系数	35.23W/(m·℃)	加热时奥氏体化温度	1000 ℃
室温到沸点的平均导热系数	23.28W/(m·℃)		

温度显著影响材料对激光的吸收率,接近熔点时,吸收率会急剧增加,计算时选取固态材料吸收率为 0.3[13],液态材料吸收率为 0.5[4]。

© 1994-2007 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

3 实验结果与分析讨论

3.1 分析模型验证

图 1 为热传导型熔池轮廓的计算结果及实验对比, H 为轮廓深度, R 为轮廓半径。根据公式(1),采用表 1 中室温到沸点的平均热物理参数,熔池轮廓线温度取熔点温度,计算相应实验点的轮廓线。图 1a)为熔凝区熔深和熔宽随时间变化的计算结果,表明熔化边界约在 4ms 时达到最大值,比脉宽滞后 2ms,此时的熔深和熔宽均比脉冲结束时增加约 20 %。图 1b)为最大熔凝区轮廓线计算结果与实验的对比,吻合较好。计算熔深比实验值大,是由于忽略了熔池表面温度梯度引起的表面张力梯度所造成的表面流动,但该误差小于 15 %,说明上述分析模型及热物性参数处理合理,可用于本研究的热传导过程分析。

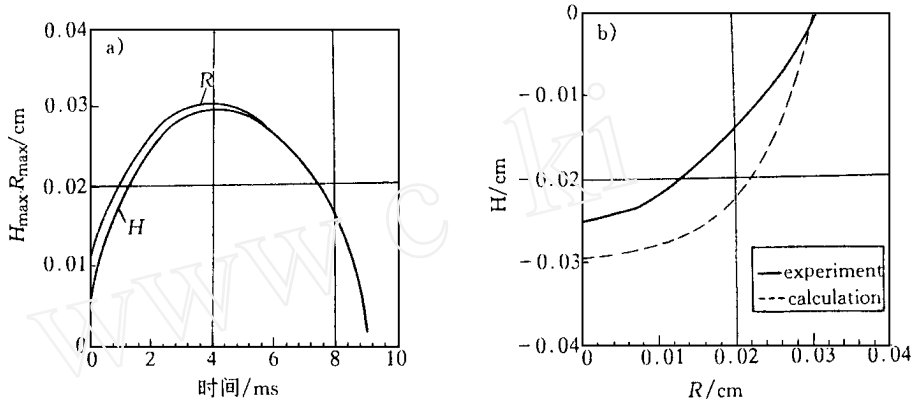

图 1 熔池轮廓(作用能量 3.03J,作用时间 2ms) a) 变化过程, b) 实验对比

.1 Outline of remelted zone (energy 3.03J, time 2ms) a) R_{max} and H_{max} vs time, b) H vs R

3.2 熔池深宽比

深宽比 S 即熔池最大深度与熔池最大直径之比,是表示熔池形状及类型的一个综合特征参数。图 2 为作用时间与功率密度对熔凝区深宽比影响的实验结果。从图 2a)可以看出,在相同作用时间下,随着功率密度的增加,深熔型熔池的深宽比(大于 0.5)显著增大。对图 2a)中的数据加以处理得到深宽比与作用时间的关系,如图 2b)所示,可以看出在相同的功率密度下,当作用时间大于 4ms 时,脉宽继续增加对深宽比变化的影响减弱。

3.3 固态加热时间

图 3 为根据公式(1)计算所得的光斑原点温度在不同功率密度下达到熔点所需的加热时间,计算选用表 1 中室温到熔点的平均热物性参数,光斑直径取值 0.2mm。图 3 中的拐点说明:当激光功率密度小于拐点值时,材料表面向基体的热传导能量大于表面沉积的能量,熔化现象不会发生。参照图 4 可以看出,在相同功率密度条件下,材料表面开始熔化所需加热时间一般不及相应实验脉宽的 5 %,因此在激光熔凝计算中的固态加热时间可以忽略。

3.4 熔池几何形态转变

采用表 1 中室温到沸点的平均热物理参数,由公式(1)可计算出热传导型激光熔池任意深宽比对应的功率密度及相应的作用时间。若选取热传导型向深熔型熔池转变的临界深宽比,

© 1994-2007 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

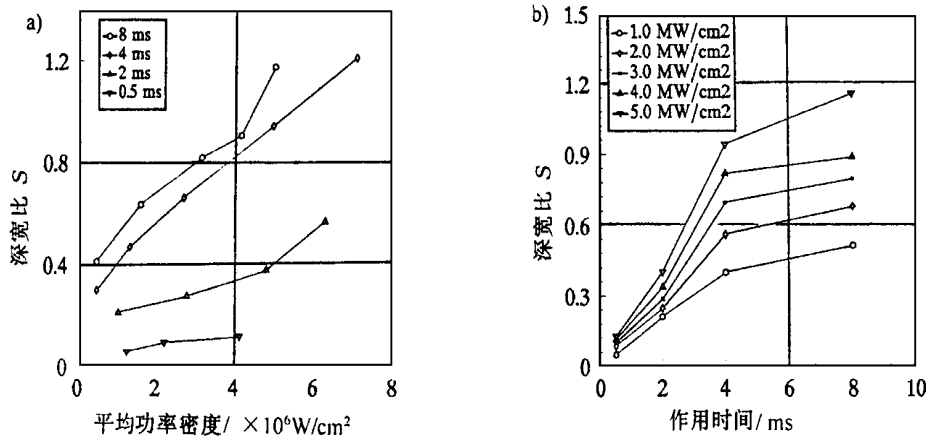

图 2　功率密度(a)及作用时间(b)对熔池深宽比的影响

Fig. 2　Influences of power intensity (a) and pulse time (b) upon aspect ratios (depth/ width) respectively

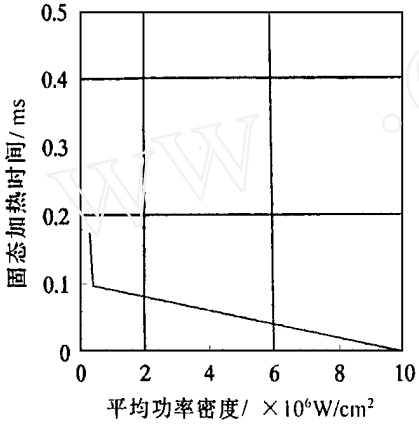

图 3　激光熔凝时固态加热时间

Fig. 3　Time of heating in solidifying

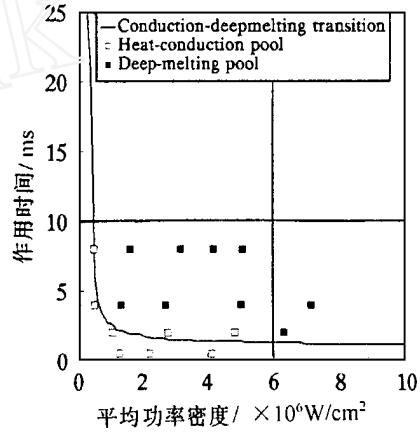

图 4　根据深宽比的熔池分类

Fig. 4　Molten pool classify according to aspect ratios

可求得临界功率密度和临界作用时间。计算结果表明熔池深宽比取 0.45 时的临界转变曲线与实验结果吻合良好,图 4 为计算转变曲线及实验点,曲线与坐标轴所围区域的熔池深宽比小于 0.45。图中显示:当激光平均功率密度大于 5×10^5 W/ cm^2,激光作用时间大于 2ms 时,热传导型激光熔池向深熔型激光熔池转变。

4　结论

1) 实验表明:在激光功率密度和脉宽的显著影响下,可得到热传导型和深熔型两类熔池。在相同作用时间下,随着激光功率密度的增加,熔池深宽比显著增加;当作用时间超过 4ms 时,功率密度对深宽比的影响减弱。

2) 计算表明:对材料热物性参数进行平均处理可满足计算需要;脉冲激光熔凝的固态加热

© 1994-2007 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

时间可以忽略;熔池几何尺寸在激光脉冲结束后某个时刻达到最大值;钢在脉冲激光熔凝加工时,当平均功率密度大于 5×10^5 W/cm^2,同时激光作用时间大于 2ms 时,热传导型激光熔池向深熔型激光熔池转变。

参 考 文 献

1 陈光南. 毛化轧辊的新方法及其应用. 应用激光,1996,16(4):155.

2 Mazumder J, Mohanty P S, Kar A. Mathematical modelling of laser materials processing. Int. J. of Materials and Product Technology. 1996,11(3/4):193.

3 Liu J T, Weckman D C, Kerr H W. The effect of process variables on pulsed Nd:YAG laser spot welds: Part I. AISI 409 Stainless Steel. Metall Trans B,1993,24B:1065.

4 奥尔曼 M Von 著. 激光束与材料相互作用的物理原理及应用. 北京:科学出版社,1994:51.

5 Carlslaw H S, Jaeger J C. Conduction of heat in solids. Oxford:2nd ed, Oxford Univ. Press,1959.

6 王补宣著. 工程传热传质学(上册). 北京:科学出版社,1982:213.

7 罗耕星等. 激光快速熔凝中的主要热物理问题. 金属材料研究,1997,23(2):5.

8 朱祖昌,李培耀,俞少罗. 钢激光热处理的数值模拟和表面温度场测定. 金属热处理学报,1996,17(增刊):109.

9 陈家祥编著. 炼钢常用图表数据手册. 北京:冶金工业出版社,1984:242,469.

10 陈家祥主编. 连续铸钢手册. 北京:冶金工业出版社,1991:255.

11 马宏声编著. 金属及合金的熔炼与铸锭(上)(教材). 东北工学院加工系,1987:6.

12 罗森诺 W M 等主编. 传热学手册(上册). 北京:科学出版社,1985:114.

13 Bloehs W, et al. Recent progress in laser surface treatment: I. Implications of laser wavelength. Journal of laser application, 1996,1(8):15.

14 Ion J C, et al. Diagrams for laser materials processing. Acta metall Mater,1992,40(7):1539.

The Effect of Power Intensity and Pulse Time on Remelting Characteristics in Pulsed Nd:YAG Laser Spot Processing

Luo Gengxing Wu Xiaolei Chen Guangnan

(Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100080)

ABSTRACT Geometrical characteristics of melted pools were studied as for Nd:YAG pulse laser spot remelting. The experimental results showed the depth/width radio of pool increased significantly with the power intensity; when the pulse time surpassed 4ms, the influence of power intensity on the depth/width radio became weak. Based upon the liner heat conduction model, the calculated results of the steel showed that the solide heating processing at the initial stage could be omitted, and heat conduction-type pool would be transformed to deep pool when critical power intensity and critical pulse time surpassed 5×10^5 W/cm^2 and 2ms respectively. The theoretical prediction was well consistent with experimental results.

KEY WORDS pulse laser remelting, geometrical characteristics of melted pool, heat conduction, thermophysical parameter

© 1994-2007 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net