

文章编号: 1000_0887(2004) 08_0863_06

激光熔凝加工中瞬时温度场数值模拟^{*}

姚国凤¹, 陈光南²

(1. 吉林大学 机械科学与工程学院 力学系 长春 130025;

2. 中国科学院 力学研究所 北京 100080)

(李家春推荐)

摘要: 以激光熔凝表面强韧化处理为背景, 应用空间弹塑性有限单元和高精度数值算法同时考虑材料组织性能的变化模拟工件的温度场, 主要研究激光熔凝加工中瞬时温度场数值模拟, 同时考虑相变潜热的影响, 为第二步热应力场及残余应力的数值模拟做准备。用算例验证了模型的正确性, 最后给出了激光熔凝加工不同时刻温度场分布。

关键词: 激光熔凝加工; 温度场; 数值模拟

中图分类号: TG174 **文献标识码:** A

引 言

随着对材料表面的高硬度、耐腐蚀、抗氧化、抗疲劳等性能的要求, 表面强化处理及表面改性的研究已成为世界的研究热点之一。主要采用高能束流表面改性技术, 其中激光束占有重要地位。激光熔凝加工是材料表面强韧化处理的一种手段, 激光熔凝加工是一个快速加热快速冷却的过程, 与普通表面处理有本质区别。现在激光熔凝加工技术还不够完善, 主要表现为加工过的表面常出现微裂纹, 从而使表面加工达不到工艺要求, 其主要诱导原因之一是残余应力。为了使激光熔凝加工具有可控性, 就必须研究在不同工况、不同激光参数和不同加工参数条件下, 材料的组织形态及残余应力的分布状态。在国内外, 研究低能量注入焊接的熔凝过程比较多, 而研究高能束注入的熔凝过程相对比较少, 因为二者的熔凝速度有明显差别。而残余应力主要是由材料组织结构转变和温度梯度引起的, 有关这方面的研究有法国的 J. B. Leblond^[1] 研究组、S. Denis^[2] 研究组及国内的一些研究工作者。

本文对热传导方程应用有限元方法建立三维瞬时温度计算模型, 同时考虑液固、固固相变潜热的影响^[3,4], 为残余应力的数值模拟做准备, 这为激光材料表面改性提供力学指导奠定了良好的基础。为开发高能束强化加工工艺技术提供理论依据, 从而为开发出更好的应用领域提供良好条件。

* 收稿日期: 2002_08_15; 修订日期: 2004_01_06

基金项目: 国家自然科学基金资助重点项目(59836220); 863 国家高技术研究发展计划资助项目(2002AA331180); 国家重大基础研究前期研究专项资助项目(2002CCA01200)

作者简介: 姚国凤(1962—), 男, 吉林长岭人, 教授, 博士(联系人。Tel: + 86_431_5690930; Fax: + 86_431_5705288; E_mail: yaogf@jlu.edu.cn)。

1 有限元模型建立

激光表面熔凝处理的物理模型是这样的: 当光斑通过工件表面时, 扫描区内材料开始升温、固态相变、熔化, 扫描过后材料开始降温、凝结、固态相变, 最后降至室温, 从而工件整体温度场与热量输入、热传导、固态相变潜热、液固相变潜热及热量耗散等物理过程相关。

根据热传导方程及泛函表达式, 并应用伽辽金方法或变分原理, 假定 t 时刻的一切条件已经得到, 可得到关于温度在 $t + \Delta t$ 时刻的平衡方程为^[3,5]:

$$\int_V \delta T^T {}^{t+\Delta t} \mathbf{K} {}^{t+\Delta t} \mathbf{T} dV = {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q} + \int_{S_c} \delta T^s {}^{t+\Delta t} h ({}^{t+\Delta t} T_e - {}^{t+\Delta t} T^s) ds + \int_{S_r} \delta T^s {}^{t+\Delta t} k_r ({}^{t+\Delta t} T_e - {}^{t+\Delta t} T^s) ds, \quad (1)$$

式中

$${}^{t+\Delta t} \mathbf{Q} = \int_S \delta T {}^{t+\Delta t} q^s ds + \int_V \delta T ({}^{t+\Delta t} q^B - {}^{t+\Delta t} (\rho c) {}^{t+\Delta t} \mathbf{T}) dV. \quad (2)$$

(1)、(2) 式中 T 是温度变量; T^s 是表面温度; T_e 是环境温度; h 是表面对流换热系数; $k_r = \sigma \varepsilon (T_e^2 + (T^s)^2) (T_e + T^s)$ 是辐射换热系数, σ 是 Stefan-Boltzmann 常数, ε 是工件表面辐射率; T' 是温度梯度; K 是热传导系数矩阵; q^s 为表面热流输入密度; q^B 为内部热源热流密度, 在本问题中此项也可处理成固态或液固相变潜热项; ρ 为材料密度; c 为比热系数。

将方程(1)线性化, 并应用改进的 N_R 算法和隐式积分格式, 得到增量形式的迭代公式; 采用八结点块体单元进行有限元离散化, 得到增量形式的有限元方程^[6,7]:

$$({}^t \mathbf{K}^k + {}^t \mathbf{K}^c + {}^t \mathbf{K}^r) \Delta T^{(i)} = {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q}^{(i)} + {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q}^{c(i-1)} + {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q}^{r(i-1)} - {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q}^{k(i-1)}, \quad (3)$$

其中

$$\left\{ \begin{aligned} {}^t \mathbf{K}^k &= \int_V \mathbf{B}^T {}^t \mathbf{K} \mathbf{B} dV, \quad {}^t \mathbf{K}^c = \int_{S_c} {}^t h \mathbf{H}^{sT} \mathbf{H}^s ds, \quad {}^t \mathbf{K}^r = \int_{S_r} {}^t k_r \mathbf{H}^{sT} \mathbf{H}^s ds, \\ {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q}^{(i)} &= {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q} - {}^{t+\Delta t} \mathbf{C}^{(i-1)} {}^{t+\Delta t} \mathbf{T}^{(i)} + {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q}_{\text{lat}}^{(i-1)}, \\ {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q} &= \int_S \mathbf{H}^{sT} {}^{t+\Delta t} q^s ds, \\ {}^{t+\Delta t} \mathbf{C}^{(i-1)} &= \int_V ({}^{t+\Delta t} \rho c)^{(i-1)} \mathbf{H}^T \mathbf{H} dV, \\ {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q}^{c(i-1)} &= \int_{S_c} {}^{t+\Delta t} h^{(i-1)} \mathbf{H}^{sT} [\mathbf{H}^s ({}^{t+\Delta t} T_e - {}^{t+\Delta t} T^{(i-1)})] ds, \\ {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q}^{r(i-1)} &= \int_{S_r} {}^{t+\Delta t} k_r^{(i-1)} \mathbf{H}^{sT} [\mathbf{H}^s ({}^{t+\Delta t} T_e - {}^{t+\Delta t} T^{(i-1)})] ds, \\ {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q}^{k(i-1)} &= \int_V \mathbf{B}^T {}^{t+\Delta t} \mathbf{K}^{(i-1)} \mathbf{B} {}^{t+\Delta t} T^{(i-1)} dV, \end{aligned} \right. \quad (4)$$

上式中, \mathbf{H} 为八节点块体元的形函数矩阵; \mathbf{B} 是有关形函数的导数矩阵, 详细表达式参阅文献 [6,7]。

令:

$${}^{t+\Delta t} \mathbf{T}^{(i)} = ({}^{t+\Delta t} T^{(i-1)} + \Delta T^{(i)} - {}^t T) / \Delta t, \quad (5)$$

将(5)代入(3)得:

$$({}^t \mathbf{K}^k + {}^t \mathbf{K}^c + {}^t \mathbf{K}^r + {}^{t+\Delta t} \mathbf{C}^{(i-1)} / \Delta t) \Delta T^{(i)} = {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q}^{(i-1)} + {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q}^{r(i-1)} -$$

$${}^{t+\Delta t}Q^{k(i-1)} + {}^{t+\Delta t}Q_{-} - {}^{t+\Delta t}C^{(i-1)}({}^{t+\Delta t}T^{(i-1)} - {}^tT)/\Delta t + {}^{t+\Delta t}Q_{\text{lat}}^{(i-1)}, \quad (6)$$

其中 ${}^tK^k$ 、 ${}^tK^c$ 和 ${}^tK^r$ 分别对应热传导、对流传热和辐射传热矩阵; ${}^{t+\Delta t}Q_{\text{lat}}^{(i-1)}$ 是有关潜热的向量; ${}^{t+\Delta t}Q^{c(i-1)}$ 是迭代第 $i-1$ 步关于对流热耗散的向量; ${}^{t+\Delta t}Q^{r(i-1)}$ 是迭代第 $i-1$ 步关于辐射热耗散的向量; ${}^{t+\Delta t}Q^{k(i-1)}$ 是迭代第 $i-1$ 步关于热传导的向量。

假设在 t 时刻的温度分布及 $t+\Delta t$ 时刻的第 $i-1$ 次迭代的温度分布已得到,解方程(6)就可得到第 i 次迭代的温度分布:

$${}^{t+\Delta t}T^{(i)} = {}^{t+\Delta t}T^{(i-1)} + \Delta T^{(i)}. \quad (7)$$

关于相变潜热 ${}^{t+\Delta t}Q_{\text{lat}}^{(i-1)}$ 在有限元中的处理是以节点为主,分别处理如下:

1) 液固相变潜热

对于节点 k ,当该节点的温度位于液固相变区域内时,潜热增量为

$$\Delta Q_{l,k}^{(i)} = - \int_V \frac{1}{\Delta t} \rho c^* ({}^{t+\Delta t}T_k^{(i)} - T_f) dV = \frac{(T_f - {}^{t+\Delta t}T_k^{(i)})}{\Delta t} C^* m_k, \quad (8)$$

其中 m_k 为节点 k 的集中质量; T_f 为材料的熔点; C^* 为:

$$C^* = 1 \left\{ \left[\frac{\Delta T_f}{L} \right] + \left[\frac{1}{{}^{t+\Delta t}C^{(i-1)}} \right] \right\}, \quad (9)$$

式中 ΔT_f 为液固相变温度范围; L 为潜热系数。从而结点 k 处第 i 次迭代的潜热为

$${}^{t+\Delta t}Q_{l,k}^{(i)} = {}^{t+\Delta t}Q_{l,k}^{(i-1)} + \Delta Q_{l,k}^{(i)}. \quad (10)$$

节点 k 的温度达到相变区之前,相应的相变潜热为零。

2) 固态相变潜热

对于节点 k ,当该节点的温度达到某相的相变温度时,相变潜热增量可由下式计算:

$$\Delta Q_{l,k}^{(i)} = m_k H^* \frac{\Delta F_k}{\Delta t}, \quad (11)$$

式中 H^* 为热转换系数; ΔF_k 为某相在第 i 迭代步的转换增量,对于扩散型的生成相的转换量由Avrami方程计算:

$$F_k = 1 - \exp[-b_k t^{n_k}], \quad (12)$$

式中 b_k 、 n_k 是与温度有关的常数,它们可由材料的CCT曲线或TTT曲线求得;对于马氏体相的生成量由Koistinen-Marburger方程计算:

$$F_k = 1 - \exp[-0.011(M_s - T_k)], \quad (13)$$

式中 M_s 为马氏体开始生成温度; T_k 为节点 k 在当时迭代步的温度,根据公式(10)就可计算出相应的相变潜热。

每个时间步中迭代收敛准则为:

$$\frac{\left[\sum_{k=1}^N \{T_k^{(i)}\}^2 - \sum_{k=1}^N \{T_k^{(i-1)}\}^2 \right]^{1/2}}{\left[\sum_{k=1}^N \{T_k^{(1)}\}^2 \right]^{1/2}} \leq R_{\text{tol}}, \quad (14)$$

式中 N 为节点数目, R_{tol} 为容许误差;当迭代计算出各节点温度时,若(14)式满足,则进行下一个时间步的迭代,否则继续迭代,直到计算完所有的时间步。

根据以上算法就可以计算出瞬时温度分布状态,以此为基础我们编制了一套激光熔凝加工的温度场的数值模拟软件分析程序。

2 验证模型

为了验证所建模型和程序的正确性,由于对激光熔凝过程中温度的测量是非常困难的,在公开发表的文献中还没有发现合适的验证模型,所以采取文献[8]所提供的实验数据作依据来验证本模型。文献[8]提供的是电弧焊输入焊接模型,它与激光输入模型的差别在于输入模型、熔凝速度及相变模型,除了相关几个子模块外,其它运算模型是一样的。实验采用宽 20 cm、长 8 cm、厚 10 cm 的低碳结构钢(含碳量 0.23%),电弧焊在加工件的宽度中点沿长度方向以 5 mm/s 速度移动,输入模型为^[4]:

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{ab_1c\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b_1^2} e^{-3[z+v(\tau-t)]^2/c^2}, \quad (15)$$

$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{ab_2c\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b_2^2} e^{-3[z+v(\tau-t)]^2/c^2}, \quad (16)$$

其中 $q_f(x, y, z, t)$ 和 $q_r(x, y, z, t)$ 分别为前四分之一椭圆和后四分之一椭圆热输入密度; $\xi = z + v(\tau - t)$ 为动坐标与静坐标之间的坐标变换; $f_f + f_r = 2$; 本模型 $f_f = 0.6$, $f_r = 1.4$; $a = 2.0$ cm, $b_1 = 1.5$ cm, $b_2 = 3.0$ cm, $c = 2.0$ cm, $Q = 36\ 568.35$ W; 将基体块分成 3 968 个单元,应用本文模型计算这一过程的瞬时温度,在电弧焊中心点通过加工件表面与其移动方向垂直的面上 11.5 s 后,所得到的相应结点的温度与文献[8]所提供结果相比较如图 1,计算结果是在中国科学院网络中心曙光巨型机上得到的。

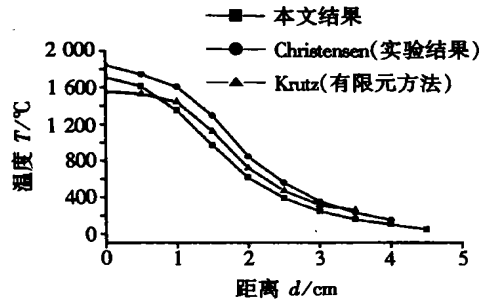


图 1 沿着垂直电子束移动方向的几种表面温度分布结果

从图中可以看出本文结果与实验结果是比较接近的,证明所建模型是正确的。

3 激光熔凝加工温度场的分布

利用所建模型计算材料表面激光熔凝加工瞬时温度场的分布,所用材料与上一节相同,构件长 24 mm,宽 20 mm,厚 10 mm,激光最大输出功率 $p = 1\ 000$ W,吸收率 $A = 0.70$,光斑半径 $r = 2$ mm,光斑在构件上表面宽度中间沿长度方向以 $v = 20$ mm/s 速度移动,由模型可计算构件任意一点的瞬时温度,本文只给出表面及距加工表面 0.5 mm 处的水平截面的温度分布如图 2~ 图 9。

4 结果与讨论

从图 1 中可以看出本文结果与实验结果是比较接近的,但有一定误差,误差的主要来源是 1) 八结点块体元本身的误差; 2) 随温度变化的热物性参数选取误差; 3) 模型误差的积累,主要原因是前两个因素,首先高温热物性参数的测量是很困难的,所以热物性参数选取本身就有一定误差,另外单元的选取虽有一定自由度,但除了八结点块体元外的其它协调元与非协调元的自由度很高,使计算量成倍增长,所以在一定误差范围内工程上一般选择八节点块体元。以后还要尝试应用其它块体元和选取合适的热物性参数来提高计算精度。从图 2~ 图 9 可以看

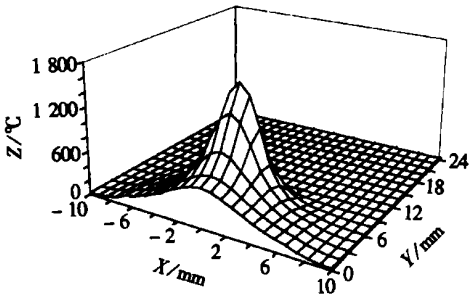


图2 0.5 s 时 0.5 mm 处界面温度场

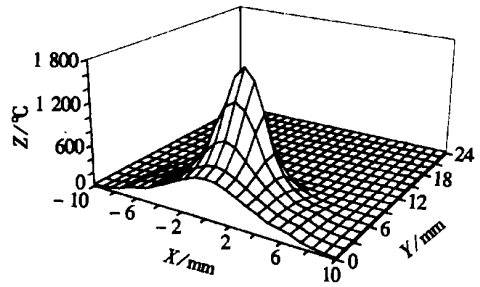


图3 0.5 s 时表面温度场

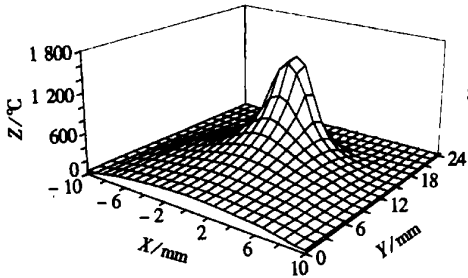


图4 1 s 时 0.5 mm 处界面温度场

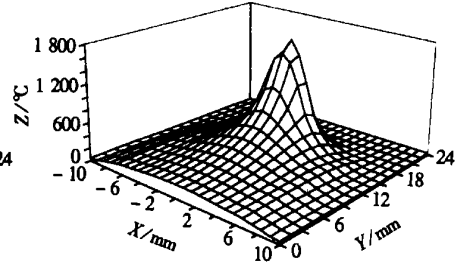


图5 1 s 时表面温度场

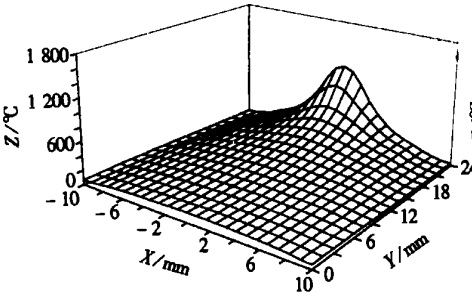


图6 1.5 s 时 0.5 mm 处界面温度场

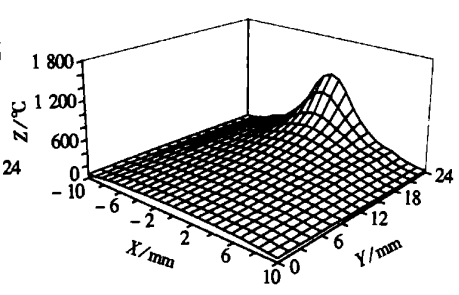


图7 1.5 s 时表面温度场

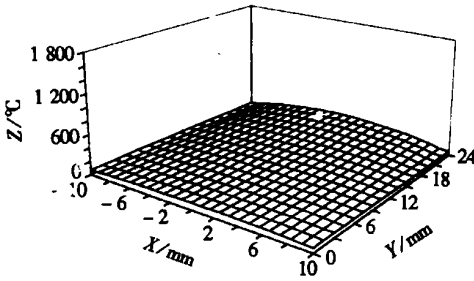


图8 2 s 时 0.5 mm 处界面温度场

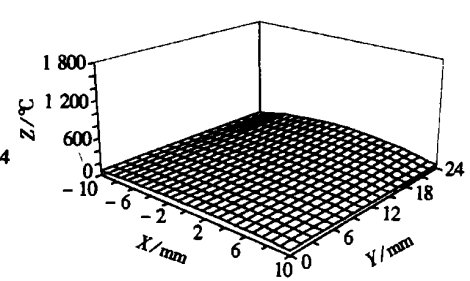


图9 2 s 时表面温度场

出所得到的温度分布与定性描述是符合的, 这些数据信息为我们继续研究材料的组织转变及残余应力的分布提供了很好条件。

感谢: 863 项目: 先进工、模具制造技术(2002AA331180); 国家自然科学基金重点项目: 高能束作用下的超常热物理问题(59836220); 国家重大基础研究前期研究专项: 生物非光滑基础理论

(2002CCA01200); 吉林大学地面仿生机械教育部重点实验室的资助和中国科学院网络中心曙光巨型机组的有力支持

[参 考 文 献]

- [1] Leblond J B, Mottet G, Devaux J C. Theoretical and numerical approach to the plastic behaviour of steels during phase transformations—I : Derivation of general relations[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1986, **34**(4): 395—409.
- [2] Denis S, Farias D, Simon A. Mathematical model coupling phase transformations and temperature evolutions in steels[J]. *ISI J International*, 1992, **32**(3): 316—325.
- [3] Donald Rolph W, Bathe K J. An efficient algorithm for analysis of nonlinear heat transfer with phase changes[J]. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 1982, **18**: 119—134.
- [4] Prakash K, Agarwal, Brimacombe J K. Mathematical model of heat flow and austenite_pearlite transformation in eutectoid carbon steel rods for wire[J]. *Metallurgical Transactions B*, 1981, **12**: 121—133.
- [5] Bathe K J, Khoshgoftaar M R. Finite element formulation and solution of nonlinear heat transfer[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1979, **51**: 389—401.
- [6] 王勳成, 邵敏. 有限单元法基本原理和数值方法[M]. 北京: 清华大学出版社, 1996: 421—442.
- [7] 马钊英, 王家林. 有限元基础[M]. 吉林: 吉林科学技术出版社, 1990, 109—115.
- [8] Goldak J, Chakravarti A, Bibby M. A new finite element model for welding heat sources[J]. *Metal Trans*, 1984, **15**: 299—305.

Numerical Simulation of Transient Thermal Field in Laser Melting Process

YAO Guo_feng¹, CHEN Guang_nan²

(1. Department of Mechanics, Institute of Mechanical Science and Engineering,
Jilin University, Changchun 130025, P. R. China;

2. Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences,
Beijing 100080, P. R. China)

Abstract: Numerical simulation of thermal field was studied in laser processing. The 3_D finite element model of transient thermal calculation is given by thermal conductive equation. The effects of phase transformation latent are considered. Numerical example is given to verify the model. Finally the real example of transient thermal field is given.

Key words: laser melting process; thermal field; numerical simulation