

文章编号: 0258 7025(2010) 12-3180 07

# 不锈钢激光搭接焊接头温度场数值模拟及分析

褚庆臣 何秀丽 虞 钢 郑彩云 赵树森 宁伟健  
(中国科学院力学研究所先进制造工艺力学实验室, 北京 100190)

**摘要** 温度场是影响激光焊接焊缝成形质量的关键因素。针对非熔透型激光搭接焊接头焊缝成“钉头”状的特点, 通过分析焊接时材料吸收激光能量的分布情况, 提出了高斯面热源加线性递增式柱热源的复合热源模型。模型考虑板间接触热阻的影响, 并将计算结果和试验结果进行了对比, 发现模拟出的焊缝形状和试验吻合较好; 此外基于本模型对焊缝各处的热循环与焊缝组织形貌及显微硬度的关系进行了分析。结果表明, 焊缝组织形貌及显微硬度除与加热和冷却速率有关外, 峰值温度对其也有重要影响; 在热循环基本一致的情况下焊缝的性能相似。该模型较准确地模拟了薄板激光深熔焊接熔池温度场, 对研究激光深熔焊接温度场问题和激光工艺参数的优化选择具有参考价值。

**关键词** 激光技术; 激光搭接焊; 数值模拟; 温度场; 吸收系数; 热循环; 接触热阻

中图分类号 TG456.7; TN249 文献标识码 A doi: 10.3788/CJL20103712.3180

## Numerical Simulation and Analysis on Temperature Field for Laser Welded Stainless Steel Lap Joint

Chu Qingchen He Xiuli Yu Gang Zheng Caiyun Zhao Shusen Ning Weijian

(Key Laboratory of Mechanics in Advanced Manufacturing, Institute of Mechanics,  
Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China)

**Abstract** Temperature field is the key factor affecting manufacturing quality in laser welding. For a nail head shape of weld cross section in the partial penetration laser lap welding, a hybrid heat source model combined with a circular disk source with a Gaussian distribution on the top surface and a linear increasing column source along the depth of weld is proposed, by analyzing the absorption mechanism of the welding material. The effect of the contact thermal resistance between the upper sheet and bottom sheet is considered in the model. The comparison of experimental and simulated results shows that the geometry of weld cross sections is in good agreement. In addition, the relationship is investigated between the thermal cycles and microstructure as well as the micro hardness. Besides the heating and cooling rate, the peak temperature also has an important influence on mechanical properties of the weld. The performance of the weld is similar when thermal cycles are consistent. The numerical model can help to study the temperature field of the laser deep penetration welding and choose appropriate laser parameters.

**Key words** laser technique; laser lap welding; numerical simulation; temperature field; absorption coefficient; thermal cycles; contact thermal resistance

## 1 引言

随着我国轨道交通向快速、轻量、经济化发展, 对客车车体的要求也越来越高, 目前不锈钢客车车

体正在逐步得到推广应用。由于采用传统电阻点焊工艺得到的不锈钢车体气密性较差, 焊点处存在明显压痕等不足, 非熔透型激光搭接焊工艺开始在客

收稿日期: 2010-04-15; 收到修改稿日期: 2010-06-22

基金项目: 国家自然科学基金重点项目(10832011, 10972222)和中国科学院知识创新工程领域前沿项目资助课题。

作者简介: 褚庆臣(1983—), 男, 博士研究生, 主要从事激光焊接的实验和数值模拟等方面的研究。

E-mail: cq000@yahoo.com.cn

导师简介: 虞 钢(1958—), 男, 研究员, 博士生导师, 主要从事激光与材料相互作用和激光制造工艺力学等方面的研究。

E-mail: gyu@imech.ac.cn(通信联系人)

车车体的制造中得到应用<sup>[1]</sup>。这种工艺要求车体墙板搭接焊时焊缝熔入外墙板某一深度而中止, 外墙板表面没有焊接痕迹, 以保证车体的表面质量。

在对车体进行激光搭接焊时激光的功率密度可达  $10^6 \sim 10^8 \text{ W/cm}^2$ , 此时不锈钢板表面会由于剧烈的热作用而迅速熔化气化形成“匙孔”<sup>[2]</sup>。高密度激光深熔焊接是一个多场、多尺度的物理过程<sup>[3]</sup>, 影响最终焊缝性能的参数众多<sup>[4]</sup>, 准确地认识其焊接热过程, 对焊接组织分析、力学分析、质量控制等有着重要意义; 然而研究其内部各因素之间的作用机理有时在实验上存在困难, 为此, 有关激光焊接温度场数值模拟的研究得到不断发展<sup>[5,6]</sup>。

本文针对非熔透型激光搭接焊接头“钉头”状的特点, 通过分析激光深熔焊接中激光能量的分布特点, 提出一种高斯面热源加能量线性递增柱热源的复合热源模型, 在此基础上对 301 不锈钢薄板激光搭接焊的温度场进行了模拟计算。

## 2 实验装置及方法

激光焊接采用的是 HLD1001.5 Nd:YAG 连续激光器, 侧吹保护气为高纯氩气。焊接材料为 1 mm 厚与 2 mm 厚的 301 不锈钢板 (牌号 1Cr17Mn2Ni6N), 化学成分如表 1 所示。为了尽量减小板间空隙, 由特定夹具夹紧, 如图 1 所示, 上下板间隙小于 0.2 mm。

表 1 1Cr17Mn2Ni6N 的化学成分

Table 1 Chemical composition of 1Cr17Mn2Ni6N

Elements	Mass fraction /%
C	≤0.15
Cr	17.00~ 18.00
Ni	6.0~ 8.0
Mn	1.0~ 2.0
S	0.02~ 0.04
N	≤0.10
Fe	balance

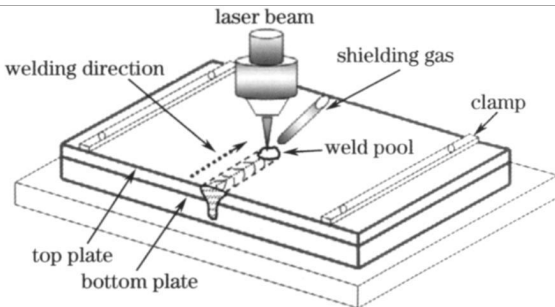


图 1 激光搭接焊示意图

Fig. 1 Schematic diagram of laser lap welding

焊前用丙酮清洗焊接部位; 焊后用 Nephot II 型光学显微镜 (OM) 和 JSM-5800 型扫描电镜 (SEM) 观察焊缝形貌和显微组织; 用 HXD-1000B 型数字显微硬度计测试了接头各处的显微硬度, 加载 2.45 N, 加载时间 15 s。

## 3 激光搭接焊热过程有限元分析

### 3.1 热源模型

图 2 为激光深熔焊接中光束能量传递示意图, 图中光束线宽变小表示激光能量被材料吸收后减小。研究发现材料对激光能量的吸收具有分布不均的特点: 激光束一部分能量首先被匙孔上部金属蒸气 and 等离子体屏蔽、反射、吸收掉; 进入匙孔内部后, 一部分能量直接作用在匙孔底部被吸收, 还有一部分能量在匙孔的前后壁上由于多次反射被吸收<sup>[7]</sup>。可以看出, 材料吸收的激光能量在匙孔不同区域是不同的, 在匙孔底部吸收的能量相比其他位置要多。

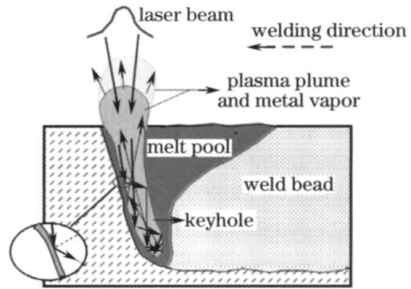


图 2 激光深熔焊接中光束能量传递示意图

Fig. 2 Scheme of beam energy transfer in laser deep penetration welding

图 2 表明材料吸收的激光能量主要由两部分组成, 一部分是匙孔上部的金属蒸气 and 等离子体通过逆韧致效应吸收, 另一部分是光束在匙孔内多次反射后通过菲涅耳效应吸收<sup>[2]</sup>, 激光热源模式应该由体现这两部分热作用的复合热源组成, 为此提出一种复合热源模型, 其基本特点是:

- 1) 热源模型具有轴对称性, 此处采用柱坐标系  $(r, \phi, z)$  描述此模型。
- 2) 在匙孔的上部由于金属蒸气、等离子体的存在, 以及 Marangoni 效应, 热量有效作用半径增大<sup>[8]</sup>, 采用高斯分布面热源, 模型在  $z$  方向截面为圆形。
- 3) 在匙孔内部, 采用热流密度平均分布的柱热源; 由前所述孔内能量吸收不同, 在匙孔底部较多, 假设能量分布线性增加。
- 4) 数值模拟采用热传导为主要热量传输模式,

忽略熔池流动对温度场的影响。

热传导方程为

$$\rho C(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q, \quad (1)$$

式中  $\rho$  为密度,  $C(T)$  为比热容,  $k$  为热传导系数,  $Q$  为体热源热流密度。

### 3.1.1 高斯面热源

在局部柱坐标系下面热源的热流密度下可表示为

$$q(r, z) = \eta_l \left[ \frac{\alpha(T) P}{\pi R_1^2} \right] \exp \left[ - \frac{r^2}{R_1^2} \right], \quad (2)$$

式中  $P$  为激光功率;  $\eta_l$  为面热源的能量分配率;  $R_1$  为有效作用半径,  $R_1 = 2r_0^{[8]}$ ,  $r_0$  为激光光束半径;  $\varepsilon$  为热流集中程度系数;  $\alpha(T)$  为材料对激光的吸收率。

### 3.1.2 体热源

体热源可表示为

$$Q(r, z) = \eta_b(z) \frac{\alpha(T) P}{\pi R_2^2 h}, \quad (3)$$

$$\eta_b(z) = a_0 z + b_0, \quad (a_0 > 0, b_0 > 0) \quad (4)$$

式中  $R_2$  为柱热源有效作用半径, 此处取  $R_2 = \frac{1}{h} \int_0^h r(z) dz$ ,  $r(z)$  为深度方向上的光束半径;  $h$  为柱

热源有效作用深度;  $\eta_b(z)$  为体热源的能量分配函数。由于总能量守恒,  $\eta_l, \eta_b$  需满足  $\eta_l + \eta_b = 1$ 。

### 3.2 边界条件和初始条件

焊接初始时刻的温度分布取环境温度, 即

$$T(x, y, z, 0) = T_0. \quad (5)$$

在激光作用表面,

$$-k \frac{\partial T}{\partial z} = q(r, z, t). \quad (6)$$

考虑焊缝尺寸较小, 忽略辐射产生的热损失, 由表面对流作用导致热量损失可表示为

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = h_c(T - T_0), \quad (7)$$

式中  $h_c$  为对流换热系数,  $n$  为表面的法线方向矢量。

由于上下板之间散布着间隙, 在接触面两侧存在温度差, 这个温度差是交界面存在接触热阻的结果<sup>[9]</sup>, 上下两板的接触热阻可表示为

$$R_c = l_c / k_c, \quad (8)$$

式中  $l_c$  为接触区的特征长度,  $k_c$  为接触区的热导率。

### 3.3 材料吸收率

材料对激光的吸收率和温度、激光波长, 甚至等

离子体吸收等因素有关, 当温度升高到接近熔点时, 吸收率可达 30% 左右, 当温度接近材料沸点时, 吸收率高达 90%<sup>[5]</sup>, 通常计算时为了简化, 一般取吸收率为常数。这里假设吸收率是温度的函数, 在不考虑其他因素的情况下, 给出吸收率随温度变化的一系列数值, 由多项式曲线拟合函数在模型中应用, 如图 3 所示。

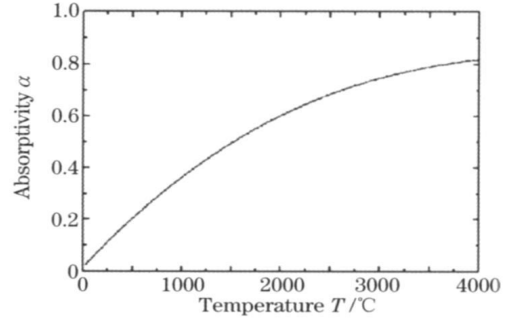


图 3 材料吸收率随温度的变化曲线

Fig. 3 Light absorptivity as a function of temperature

### 3.4 有限元模型的建立

考虑焊缝的对称性, 模型取一半, 激光焊接模型的有限元网格如图 4 所示。模型的上下板赋值相同的 301 不锈钢的材料属性, 其比热容、热导率如图 5 所示, 初始的温度在整个控制体上假定室温 20 °C,

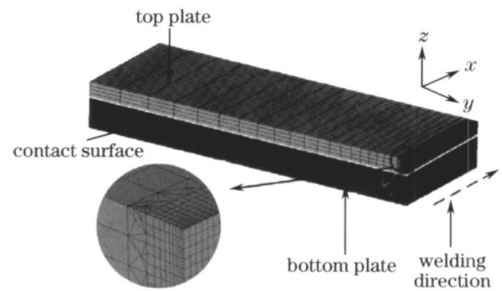


图 4 有限元网格

Fig. 4 Mesh of the model

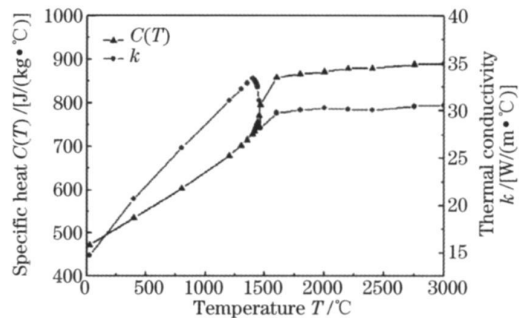


图 5 热导率和比热容随温度的变化曲线

Fig. 5 Thermal conductivity and specific heat as a function of temperature

材料密度为常数 ( $\rho = 8030 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ), 空气对流为自然对流  $h_c = 12.5 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{C})$ ; 接触热阻的特征长度取板间隙长度, 接触区热导率取材料室温时热导率的一半(假定上下板一半接触)。

在激光深熔焊接中存在材料的熔化气化, 这将伴随着相变问题, 相变时会吸收或放出潜热, 即相变潜热。一般是通过定义材料的焓值随温度变化来考虑潜热<sup>[10]</sup>, 即

$$H = \int \rho C(T) dT, \quad (9)$$

式中  $H$  为热焓值,  $T$  为温度, 如图 6 所示。

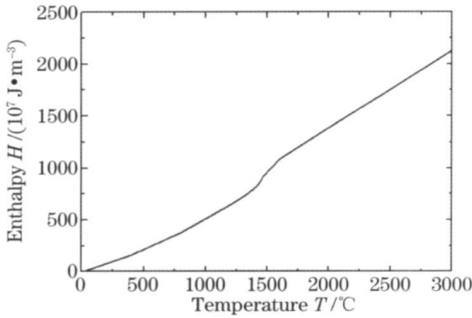


图 6 材料焓值随温度的变化曲线

Fig. 6 Enthalpy as a function of temperature

## 4 数值模拟结果及分析

### 4.1 数值结果与试验结果比较

把材料热物性参数和激光工艺参数代入模型, 基于 Ansys 软件计算得到温度场变化情况。

图 7 为激光功率 500 W, 焊接速度 30 mm/s 时计算的熔池形状和试验焊缝的对比, 温度大于 1400 °C 为焊接熔池。由图可见, 两者吻合较好; 特别是焊缝的“钉身”处几何形状基本一致, 避免了以前模型计算得到的焊缝中底部尖细的弊端; 但计算

焊缝的钉头不如试验中的内凹明显, 原因可能是一方面计算时热源模型中面热源能量分配较小, 另一方面是激光深熔焊时由于匙孔的存在, 熔池的流动具有波动性, 其对焊缝表面具有一定的影响, 在进入焊缝内部时影响逐渐减小。另外, 图 7 所示接触区的放大图为接触面因存在间隙而引起的温度降。由于焊接采用的不锈钢板表面质量较好, 在夹具的作用下两板间隙较小, 温度差较小, 这在试验结果中也可以看出, 间隙处平滑过渡, 因此, 在一般的建模中为简单起见可以忽略板间隙问题。

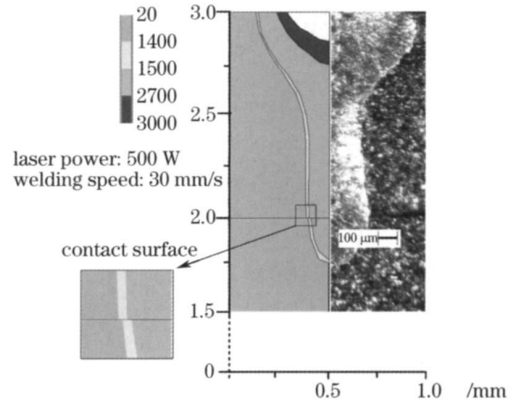


图 7 焊缝横截面形状计算结果和试验结果对比

Fig. 7 Comparison of experimental and simulated weld cross sections

表 2 是不同工艺参数下焊缝横截面形状的计算结果和试验结果对比,  $W_i$  和  $D_i$  表示焊缝的熔宽和熔深, ER 和 SR 分别表示试验结果和模拟结果。从表中可见, 随着焊接速度的提高, 由于激光加热的线能量逐渐减小, 熔宽和熔深都在变小。在焊缝宽度方向上, 计算结果较试验结果偏小, 主要是由于模型中忽略了熔池流动对温度场的影响。从表中可以看出在其他工艺参数下计算结果亦和试验结果吻合较好。

表 2 焊缝横截面形状计算结果与试验结果对比

Table 2 Comparison of experimental and simulated weld cross sections

Data set	Laser power / W	Welding speed / (mm/s)	Defocusing distance	(Energy/length) / (J/mm)	$W_i$ /mm		$D_i$ /mm	
					ER	SR	ER	SR
①	500	30	0	16.7	0.88	0.77	1.22	1.19
②	500	35	0	14.3	0.83	0.72	1.19	1.12
③	500	40	0	12.5	0.75	0.67	1.12	1.07
④	500	45	0	11.1	0.73	0.62	1.13	1.06

### 4.2 吸收系数的影响

复合热源模型考虑材料对激光的吸收系数随温度曲线变化, 其数值如图 3 所示, 现在该模型的基础上把吸收系数取为常数时, 对两种情况进行对比。图 8 为两种情况下在同一激光加载时刻的熔池形状

对比, 从图可见, 吸收系数随温度曲线变化与取为常数时熔池的形状一致, 这为以后建立模型时对吸收系数的简化处理提供了参考。

图 9 是两种情况下熔池表面形状的对比, 取熔池表面的最大长度  $L_m$  和最大宽度  $W_m$  为特征长

度。从图中可见,吸收系数取为常数时的熔池形状在激光加热初期相比随温度变化的特征长度大,这是因为激光刚开始加热时温度较小,考虑温度变化的情况时吸收系数较小(远小于0.6,如图3所示),其升温较慢;在激光加热后期两者逐渐趋向一致,但是在高温时,考虑温度变化的情况的吸收率比取常数0.6时更大,吸收激光能量更多,所以其特征长度会更大些。

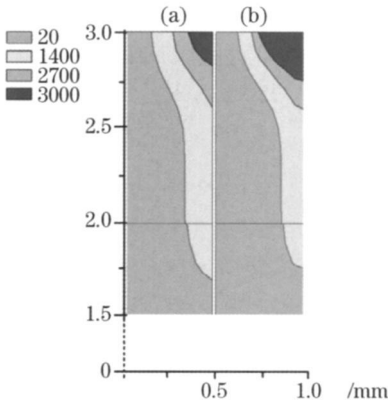


图8 吸收系数不同时的焊缝温度场  
(a)  $\alpha$  为常数 0.6, (b)  $\alpha$  随温度变化

Fig. 8 Comparison of weld cross sections for different light absorptivities of (a)  $\alpha = 0.6$ , (b)  $\alpha$  is as a function of temperature

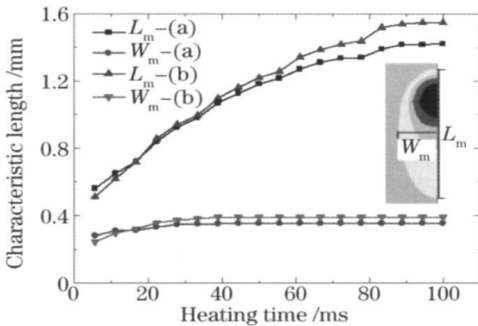


图9 特征长度随加载时间的变化。(a)  $\alpha$  为常数 0.6, (b)  $\alpha$  随温度变化

Fig. 9 Characteristic length of weld pool at the surface with the change in heating time. (a)  $\alpha = 0.6$ , (b)  $\alpha$  is as a function of temperature

图10给出的是焊缝区两点的热循环曲线, (a)和(b)分别表示吸收系数为常数及其随温度曲线变化的情况。如图所示,在1点位置,吸收系数考虑随温度变化时比取常数时的加热和冷却速率大,这是由于1点靠近表面,激光热量加载时的温度较高,在考虑随温度变化时比取常数时的吸收系数大,故其加热和冷却速率大;在2点位置,与1点情况相反,原因是2点在焊缝内部,温度较低,考虑随温度变化

时吸收系数比取常数时小,故其加热和冷却速率小。

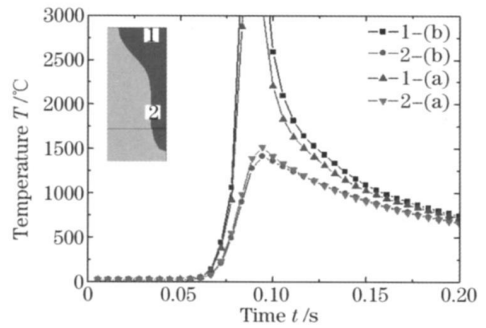


图10 焊缝处两点的热循环。(a)  $\alpha$  为常数 0.6, (b)  $\alpha$  随温度变化

Fig. 10 Thermal cycle at the weld cross section. (a)  $\alpha = 0.6$ , (b)  $\alpha$  is as a function of temperature

### 4.3 焊缝处的热循环与其显微组织形貌及显微硬度的关系

在激光深熔焊接时,材料在极短的时间内被加热、升温、熔化并发生剧烈的气化,其温度梯度的变化、加热和冷却速率影响着焊缝组织的变化、显微硬度因素<sup>[11]</sup>,也就是焊缝的性能和其热循环有着重要的关系。

图11为焊缝接头横向不同区域的显微组织形貌,图12是接头横向(L方向上)三点的热循环曲线,图13为接头横向上的显微硬度变化。从图12可以看出,距离焊缝中心越近,点加热速度越大,峰值温度越高,冷却速度也越大。由于激光焊接属于快速的非平衡冷却过程,在熔合区的峰值温度远大于奥氏体与铁素体的相变温度( $\delta \rightarrow \gamma$ 转变),冶金学中奥氏体从 $\delta$ 铁素体晶界析出的温度在1400~1200  $^{\circ}\text{C}$ <sup>[12]</sup>,由于激光焊接过程冷却速率很大, $\delta \rightarrow \gamma$ 转变不完全,很容易在焊缝区残余部分 $\delta$ 铁素体<sup>[13]</sup>,这也说明了图11焊缝区各处都是奥氏体与 $\delta$ 铁素体共存的原因:从焊缝中心到母材过渡区(线L方向)的组织依次表现为图11(a)等轴状奥氏体 $\gamma$ +骨架状铁素体 $\delta$ →图11(b)枝晶状奥氏体 $\gamma$ +枝晶状铁素体 $\delta$ →图11(c)柱状奥氏体 $\gamma$ +蠕虫状铁素体 $\delta$ 。图11(d)为301不锈钢的母材显微组织,其为典型的奥氏体组织( $\gamma$ -Fe),并含有微量的残余铁素体( $\delta$ -Fe),从图11(c)到图11(d)可以看出,由于激光焊接的快速加热和冷却,在熔合线附近无明显热影响区,母材晶粒也没有明显长大<sup>[14]</sup>。此外, $\delta$ 铁素体的含量跟热循环有密切关系,冷却速率越大, $\delta$ 铁素体的含量越高<sup>[15]</sup>。从焊缝中心向母材区冷却速率越来越小, $\delta$ 铁素体含量逐渐减小,在组织上表现为从骨架状铁素体 $\delta$ →枝晶状铁素体 $\delta$ →蠕虫状铁素

体  $\delta$  的转变; 在显微硬度上表现为从焊缝中心到过渡区(TZ)有所提高, 在过渡区迅速增大, 直至接近母材的显微硬度, 在 HV 500 左右。这是由于焊缝中心骨架状的铁素体含量增加对奥氏体晶粒的约束

作用减小, 硬度降低; 枝晶状铁素体的细长分布, 阻碍了奥氏体晶粒的长度, 其显微硬度有所增加。在过渡区由于冷却速率逐渐降低,  $\delta$   $\gamma$  转变变得充分,  $\delta$  铁素体的含量减小, 显微硬度增加。

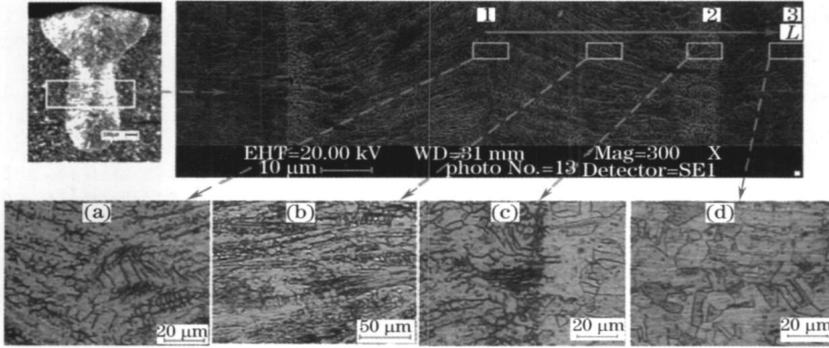


图 11 焊接接头横向不同区域的显微组织形貌

Fig. 11 Microstructure of weld joint at various locations along the transverse direction

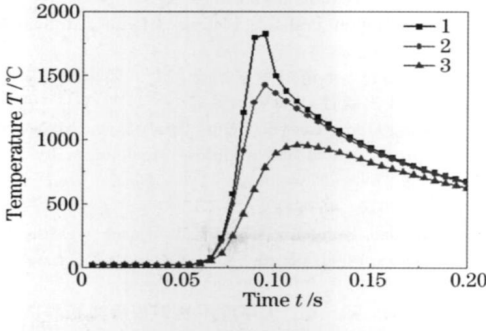


图 12 焊缝焊接接头横向上热循环

Fig. 12 Thermal cycle at the weld cross section along the transverse direction

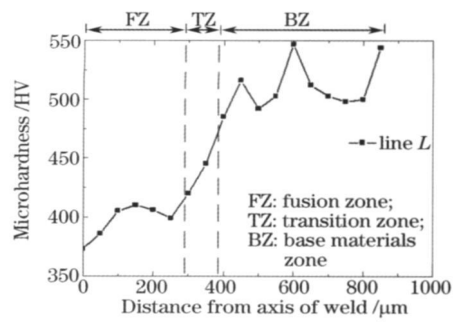


图 13 焊接接头横向方向的显微硬度

Fig. 13 Microhardness at the weld cross section along the transverse direction

图 14 为焊缝深度方向的热循环和显微硬度变化特点, 其显微组织形貌如图 11(b) 所示, 从图可以看出其显微组织都为树枝状奥氏体和铁素体晶粒;

此处的显微硬度基本在 HV400 左右; 其加热速率、冷却速率以及峰值温度基本一致。这进一步说明了在热循环相同的情况下焊缝性能具有相似性。

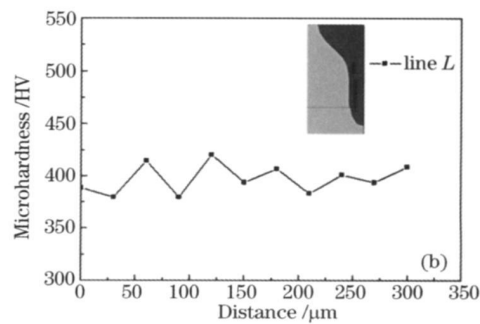
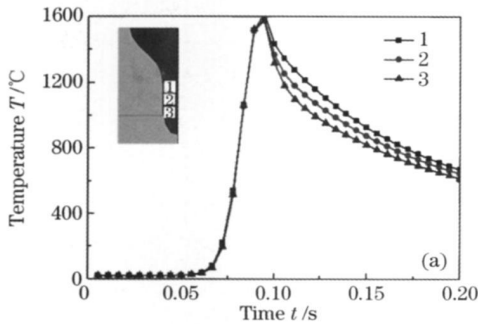


图 14 焊缝焊接接头纵向上热循环 (a) 及显微硬度 (b) 变化

Fig. 14 Thermal cycle (a) and microhardness (b) at the weld cross section along the longitudinal direction

## 5 结 论

1) 根据薄板激光搭接焊大深宽比的“钉头”焊缝形状, 通过分析焊接时能量分布的特点, 提出了高斯

面热源加线性递增柱热源的复合热源模型, 模型中考虑板间隙造成的接触热阻的影响以及材料对激光的吸收系数随温度的变化。根据模型计算的焊缝

形状与试验结果对比,吻合较好。

2) 基于本模型对焊缝各处热循环和焊缝组织特点及显微硬度的关系进行了分析,结果表明,焊缝材料的性能主要受加热和冷却速率的影响,峰值温度也有较大影响;在热循环相同的情况下焊缝的性能相似。对研究激光深熔焊接温度场问题和激光工艺参数的优化选择具有参考价值。

3) 虽然此模型得到了一定的改进,但仍然基于热传导的计算模式,并且没有考虑熔池流动现象对温度场的影响,特别是在激光深熔焊接中由于匙孔的存在,对自由界面的准确捕捉才能更好地建立模型。

### 参 考 文 献

- 1 Wang Hongxiao, Shi Chunyuan, Wang Chunsheng. Study on laser welding process for stainless steel vehicle[J]. *Hot Working Technology*, 2009, **38**(19): 136~ 139  
王洪潇, 史春元, 王春生. 铁道客车用 SUS301L 不锈钢非熔透型激光搭接焊工艺[J]. *热加工工艺*, 2009, **38**(19): 136~ 139
- 2 Waler W. Duley. Laser Welding[M]. New York: John Wiley & Sons, 1999. 3~ 9
- 3 Yu Gang, Zhao Shusen, Zhang Yongjie *et al.*. Research on key issues of laser welding of dissimilar metal[J]. *Chinese J. Lasers*, 2009, **36**(2): 261~ 268  
虞 钢, 赵树森, 张永杰 等. 异种金属激光焊接关键问题研究[J]. *中国激光*, 2009, **36**(2): 261~ 268
- 4 Seiji Katayama, Yousuke Kawahito. Interpretation of laser weld penetration and welding phenomena[J]. *Chinese J. Lasers*, 2009, **36**(12): 3160~ 3166
- 5 A. P. Mackwood, R. C. Crafer. Thermal modelling of laser welding and related processes: a literature review[J]. *Optics & Laser Technology*, 2005, **37**(2): 99~ 115
- 6 Zhu Miaofeng, Lu Fenggui, Chen Yunxia. Finite element analysis on laser welding of aluminum alloy[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2008, **29**(4): 97~ 101  
朱妙凤, 芦凤桂, 陈云霞. 铝合金激光焊接过程有限元模拟与分析[J]. *焊接学报*, 2008, **29**(4): 97~ 101
- 7 J. Y. Lee, S. H. Ko, D. F. Farson. Mechanism of keyhole formation and stability in stationary laser welding[J]. *J. Phys. D: Appl. Phys.*, 2002, **35**(13): 1570~ 1576
- 8 C. Lampà, A. F. H. Kaplan, J. Powell. An analytical thermodynamic model of laser welding[J]. *J. Phys. D: Appl. Phys.*, 1997, **30**(9): 1293~ 1299
- 9 F. P. Incropera, D. P. Dewitt, T. L. Bergman. Fundamentals of Heat and Mass Transfer[M]. Ge Xinshi, Ye Hong Transl.. Beijing: Chemical Industry Press, 2007. 62~ 70  
弗兰克 P. 英可鲁佩勒. 大卫 P. 德维特, 狄奥多尔 L. 伯格曼. 传热和传质基本原理[M]. 葛新石, 叶 宏译. 北京: 化学工业出版社, 2007. 62~ 70
- 10 A. D. Brent, V. R. Voller, K. J. Reid. Enthalpy porosity technique for modeling convection diffusion phase change application to the melting of a pure metal[J]. *Numerical Heat Transfer*, 1988, **13**(3): 297~ 318
- 11 M. Kutsuna, A. Kikuchi. Thermal cycles and microstructures in laser welding of carbon steel[C]. ICALEO 92: Laser Materials Processing, Orlando, 1993, **1990**: 103~ 110
- 12 Erich Folkhard. Welding Metallurgy of Stainless Steels[M]. Li Zhuoxin, Zhu Xuejun Transl.. Beijing: Chemical Industry Press, 2004. 4~ 11  
埃里希. 福克哈德. 不锈钢焊接冶金[M]. 栗卓新, 朱学军译. 北京: 化学工业出版社, 2004. 4~ 11
- 13 Jun Yan, Ming Gao, Xiaoyan Zeng. Study on microstructure and mechanical properties of 304 stainless steel joints by Tig, laser and laser-Tig hybrid welding [J]. *Optics and Lasers in Engineering*, 2010, **48**(4): 512~ 517
- 14 Wu Shikai, Xiao Rongshi, Chen Kai. Laser welding of heavy section stainless steel plants [J]. *Chinese J. Lasers*, 2009, **36**(9): 2422~ 2425  
吴世凯, 肖荣诗, 陈 铠. 大厚度不锈钢板的激光焊接[J]. *中国激光*, 2009, **36**(9): 2422~ 2425
- 15 E. Capello, P. Chiarello. Laser welding and surface treatment of a 22Cr-5Mn-3Mo duplex stainless steel[J]. *Materials Science and Engineering - Structural Materials Properties Microstructure and Processing*, 2003, **351**(1-2): 334~ 343