

焊接热输入对 HQ130 钢焊接热影响区组织硬度的影响 *

孙俊生 武传松 李亚江
(山东工业大学连接技术研究所, 济南 250061)

摘 要 MIG/MAG 焊接热输入包括焊接电弧热流和熔滴带入熔池的热量两部分。本文以作者提出的焊接热输入分布模型为基础, 建立了熔池流场和温度场的数值分析模型。采用数值模拟技术研究了焊接热输入对 HQ130 钢焊接热影响区 (HAZ) 组织和硬度的影响规律, 给出了不同焊接热输入时 HAZ 不同部位奥氏体晶粒尺寸及组织和硬度的计算结果。实验表明, HQ130 钢焊接热循环及 HAZ 组织、硬度的计算值和实测值吻合良好。

关键词 焊接热输入, 分布模型, HQ130 钢, 组织性能, 硬度

中图分类号 TG402, TG142.7

文献标识码 A

文章编号 0412-1961(1999)09-0999-06

EFFECT OF WELDING HEAT INPUT ON MICROSTRUCTURES AND HARDNESS IN THE HAZ OF HQ130 STEEL

SUN Junsheng, WU Chuansong, LI Yajiang

Institute of Joining Technology, Shandong University of Technology, Jinan 250061

Correspondent: SUN Junsheng, associate professor, Tel: (0531)2955081-2711, Fax: (0531)2955999,

E-mail: Junssun@jn-public.sd.cninfo.net

Manuscript received 1999-04-08, in revised form 1999-05-13

ABSTRACT For metal-inert gas/metal-active gas arc welding (MIG/MAG), the welding heat input includes the arc heat flux on the surface of workpiece and the volumetric distribution of droplets heat content within the weldpool. Based on the distribution model of the welding heat input, which was put forward by the author, a numerical analysis model of the fluid flow and temperature field of MIG/MAG weldpool was set up in this paper. Numerical simulation technique is employed to study the effects of welding heat input on the microstructure and hardness in HAZ of HQ130 steel, and to give out the calculation results of austenite grain size, microstructure and hardness in different part of the HAZ under the condition of the different welding heat inputs. Experimental results indicated that the predicted weld thermal cycle, microstructure and hardness of the HAZ coincide with the measured results.

KEY WORDS welding heat input, distribution model, HQ130 steel, microstructure and property, hardness

符号说明

A 焊缝余高部分的横截面面积, m^2

c_p 定压比热容, $J/(kg \cdot K)$

d 焊丝直径, m

D HAZ 奥氏体晶粒直径, mm

D_0 HAZ 奥氏体初始晶粒直径, mm

\vec{F}_b 体积力, N/m^3

g 重力加速度, m/s^2

h_w 熔滴带入熔池的热量, W/m^3

K 导热系数, $W/(m \cdot K)$

k_0 材料常数, mm^4/min

p 压力, Pa

p_a 电弧压力, Pa

p_d 溶滴冲击压力, Pa

q/u_0 焊接线能量, kJ/cm

S_m 焊丝的熔化速度, m/s

T 温度, K

T_0 环境温度, K

* 教育部优秀青年教师基金资助项目

收到初稿日期: 1999-04-08, 收到修改稿日期: 1999-05-13

作者简介: 孙俊生, 男, 1963 年生, 副教授, 博士

T_l	金属的液相线温度, K
T_p	峰值温度, K
u_0	焊接速度, m/s
u, v, w	流速分量, m/s
\vec{v}	速度矢量, m/s
x, y, z	坐标, m
z^*	曲线坐标, m
α	换热系数, $W/(m^2 \cdot ^\circ C)$
ρ	金属的密度, kg/m^3
γ	表面张力系数, N/m
Φ	熔池表面形状函数, m
λ	变换因子
μ	动力粘度系数, Pa·s

HQ130 钢是抗拉强度大于 1300MPa 的高强钢, 焊接热影响区 (HAZ) 的组织 and 硬度是影响焊接接头质量的重要因素, 而 HAZ 的组织 and 硬度与焊接热循环密切相关. 焊接热循环的精确计算及其与 HAZ 组织性能相关关系的建立对于预测 HAZ 的组织性能、控制焊接质量具有重要意义. 国内外研究者深入研究了后一个问题, 而对前一个问题研究不多, 一般仍沿用焊接热过程的经典公式 (如 Rosenthal^[1] 公式, Рыклин^[2] 公式). 由于这些公式在 HAZ, 特别是在熔合区部位存在较大误差, 直接导致 HAZ 组织性能预测精度和可靠性的下降. 目前, 焊接熔池行为的数值模拟是对焊接热过程进行精确分析的有效工具.

焊接热输入是影响熔池行为和焊接热循环的关键因素. 对于 MIG/MAG 焊接工艺而言, 焊接热输入包括电弧作用于工件表面上的热流和过热熔滴进入熔池后带入的热量两部分. 在目前描述 MIG/MAG 焊接熔池行为的数学模型中, 电弧作用于熔池表面的热流密度均采用了 Gaussian 分布模式, 由于 MIG/MAG 焊接熔池产生了较大的表面变形^[3], 电弧自身的行为受到变形后熔池表面形状的影响, 热流密度的分布会发生显著变化^[4], 再应用 Gaussian 函数型电弧热流密度分布模式与实际情况存在较大差距. 关于熔滴热焓量在熔池内部的分布问题, 现有模型的处理比较粗糙^[3], 具有一定的随意性. 本文作者根据 MIG/MAG 电弧物理的基本原理和对熔滴过渡过程的能量、动量及质量分析^[5,6], 提出了电弧热流在熔池表面以及熔滴热焓量在熔池内部的分布模型. 本文在此基础上建立熔池流场和温度场的数值分析模型, 采用数值模拟技术研究焊接热输入对熔池行为及焊接热循环的影响, 并利用焊接热过程相变动力学模型和部分经验公式, 对 HQ130 钢 HAZ 的组织硬度进行计算机模拟, 同时研究焊接热输入的影响规律.

1 熔池行为的数学描述与焊接热输入的确定

MIG/MAG 焊接过程中, 焊接电弧以恒定速度在焊件表面上运动, 焊丝以一定的速度熔化形成熔滴过渡到熔池. 在电弧压力、熔滴冲击力、熔池液态金属重力和表面张力作用下, 熔池内部的液态金属剧烈运动. 在动坐标系下, 描述 MIG/MAG 焊接熔池流场和温度场的控制方程为

$$\nabla \cdot \vec{v} = 0 \quad (1)$$

$$\rho(\vec{v} \cdot \nabla)\vec{v} = \vec{F}_b - \nabla p + \mu \nabla^2 \vec{v} \quad (2)$$

$$\rho c_p(\vec{v} \cdot \nabla T) = \nabla \cdot [K \nabla T] + h_w \quad (3)$$

其中 \vec{F}_b 为体积力^[3], h_w 为熔滴带入熔池的热焓量, 它在熔池内部的分布区域根据以下原理确定. 在 MIG/MAG 焊接过程中, 焊丝熔化形成的熔滴具有一定的动量, 与此相应的冲击力作用于熔池表面, 使熔池表面产生了严重的凹凸变形. 熔滴对熔池表面的冲击作用消耗了熔滴在弧柱获得动能的一部分, 而剩余的另一部分能量则使熔滴以一定的速度射入熔池内部. 根据上述分析, 经过一系列数学推导可得出熔滴热焓量在熔池内部分布区域的计算方法, 详细的推导过程见文献^[5]. 计算结果表明, 熔滴热焓量分布于熔池凹陷最大处下方的一个近似圆锥体的体积内^[5].

熔池表面的变形方程为^[3]

$$p_a - \rho g \Phi + p_a + \lambda = -\gamma \cdot \frac{(1 + \Phi_y^2)\Phi_{xx} - 2\Phi_x\Phi_y\Phi_{xy} + (1 + \Phi_x^2)\Phi_{yy}}{(1 + \Phi_x^2 + \Phi_y^2)^{3/2}} \quad (4)$$

式中, 带角标的变量 Φ 表示 Φ 对该角标变量的偏导数, 如 $\Phi_x = \partial\Phi/\partial x$. 单道焊时焊缝余高部分的横截面面积 $A = S_m \pi d^2 / 4u_0$, 焊缝余高的几何形状由熔池表面变形方程 (4) 求出的形状函数 $\Phi(x, y)$ 确定.

边界条件具有如下形式:

能量方程的边界条件为

$$-K \nabla \cdot T = q_s \quad (5)$$

在焊件上表面, q_s 为电弧热流密度; 当 $y=0$ 时, $q_s=0$; 在其它表面, $q_s = \alpha(T - T_0)$. 对于 MIG/MAG 焊接, 在电弧压力和熔滴冲击压力的作用下, 熔池表面产生了较大的变形, 电弧中心线附近下凹变形比较大, 而在熔池后部液态金属表面隆起, 熔池表面形状很不规则. 从焊丝端到熔池表面各点的距离 l 有较大幅度的变化. 根据电弧物理中的最小电压原理, 弧柱中的电流将按最短路径流入熔池. 由于电弧正下方的熔池表面下凹变形较大, 此处的 l 值较大, 而离开电弧中心线一定距离处, l 值反而较小. 这样, 电弧电流路径的改变导致电弧热流分布模式的改变. 根据上述电弧物理的基本原理, 可推导出电弧热流密度在熔池表面上的分布模型^[6]. 数值分析结果表明, 电弧热流密度在电弧中心线附

近呈双峰分布, 且双峰向电弧后方偏移, 在离开电弧中心线的一定距离处变为单峰分布^[6]。

动量方程的边界条件为

$$\begin{cases} -\mu\left(\frac{\partial u}{\partial z^*} \cdot \frac{\partial z^*}{\partial z} \cdot \vec{n}_{bx}\right) = \frac{\partial \gamma}{\partial T} \left(\frac{\partial T}{\partial x} \cdot \vec{t}_{bx}\right) \\ -\mu\left(\frac{\partial v}{\partial z^*} \cdot \frac{\partial z^*}{\partial z} \cdot \vec{n}_{by}\right) = \frac{\partial \gamma}{\partial T} \left(\frac{\partial T}{\partial y} \cdot \vec{t}_{by}\right) \\ (w \cdot \vec{n}_b) = 0 \end{cases} \quad (6)$$

其中, $\vec{t}_{bx}, \vec{t}_{by}$ 分别表示工件上表面沿 x 和 y 方向的切向单位矢量, \vec{n}_{bx} 和 \vec{n}_{by} 分别为工件上表面的单位法向矢量 \vec{n}_b 在 xOz 平面和 yOz 平面内的投影。

在固体中

$$u = -u_0, v = w = 0 \quad (7)$$

熔池表面变形方程 (4) 的边界条件为

$$\Phi(x, y) = 0, \quad T \leq T_1 \quad (8)$$

2 HAZ 奥氏体晶粒尺寸及组织硬度的计算模型

母材不含碳化物、氮化物形成元素时, 焊接热影响区经焊接热循环 $T(t)$ 作用以后, 奥氏体晶粒的直径 D 可由下式给出^[7]

$$D^4 - D_0^4 = k_0 \int_{t_{Ac3}}^{t_{Ar3}} t \cdot \exp(-Q/RT) dt \quad (9)$$

式中, t_{Ac3}, t_{Ar3} 分别为 $T(t)$ 曲线上到达 $Ac3, Ar3$ 的时间, $k_0 = 2.7 \times 10^{15} \text{ mm}^4/\text{min}$, $Q = 533 \text{ kJ/mol}$. 本文采用数值积分计算上式。

研究表明^[8], 钢中含有的一些碳化物、氮化物形成元素改变了奥氏体晶粒长大的材料常数 k_0 和激活能 Q , 从而影响奥氏体晶粒的长大, 但尚没有见到这类钢奥氏体晶粒尺寸的计算方法. 因此, 本文根据上述研究结果, 通过修正式 (9) 的 k_0, Q 的方法, 得到含有碳化物、氮化物形成元素这类钢 (如 HQ130) HAZ 奥氏体晶粒长大尺寸的计算公式 (10)

$$D^4 - D_0^4 = 2.7 \times 10^{15} \beta_{k_0} \int_{t_{Ac3}}^{t_{Ar3}} t \cdot \exp(-63900\beta_Q/T) dt \quad (10)$$

式中, β_{k_0}, β_Q 分别为 k_0, Q 的修正系数, 可采用热模拟实验或实际施焊的实验结果确定. 即在焊接热影响区的不同部位, 分别测试两条不同的焊接热循环曲线 $T_1(t_1)$ 和 $T_2(t_2)$, 再通过金相实验分别测定出经受上述热循环后的奥氏体晶粒直径 D_1, D_2 , 将这两个热循环及其对应的晶粒直径代入 (10) 式, 可得

$$D_1^4 - D_0^4 = 2.7 \times 10^{15} \beta_{k_0} \int_{t_{Ac3}}^{t_{Ar3}} t_1 \cdot \exp[-63900\beta_Q/T_1(t_1)] dt_1 \quad (11)$$

$$D_2^4 - D_0^4 = 2.7 \times 10^{15} \beta_{k_0} \int_{t_{Ac3}}^{t_{Ar3}} t_2 \cdot \exp[-63900\beta_Q/T_2(t_2)] dt_2 \quad (12)$$

式 (11), 式 (12) 相除, 可得

$$\frac{D_1^4 - D_0^4}{D_2^4 - D_0^4} = \frac{\int_{t_{Ac3}}^{t_{Ar3}} t_1 \cdot \exp[-63900\beta_Q/T_1(t_1)] dt_1}{\int_{t_{Ac3}}^{t_{Ar3}} t_2 \cdot \exp[-63900\beta_Q/T_2(t_2)] dt_2} \quad (13)$$

方程 (13) 只含有一个未知变量 β_Q , 通过数值计算方法可求出 β_Q . 将求出的 β_Q 代入式 (11) 或式 (12) 可求得 $\beta_{k_0}, \beta_{k_0}, \beta_Q$ 的值确定之后, 就完成了对式 (10) 的标定。

HAZ 冷却后形成的马氏体 M 、贝氏体 B 、铁素体 F /珠光体 P 的体积含量 V_M, V_B, V_{FP} 由下式计算^[9]

$$\begin{cases} V_M = V_{\max} \cdot \exp[-0.69(\frac{\Delta t}{\Delta t_{1/2}^M})^2] \\ V_B = V_{\max} \cdot \exp[-0.69(\frac{\Delta t}{\Delta t_{1/2}^B})^2] - V_M \\ V_{FP} = 1 - (V_M + V_B) \end{cases} \quad (14)$$

式中, V_{\max} 为在焊接热循环 $T(t)$ 作用下 HAZ 奥氏体的最大体积含量; $\Delta t_{1/2}^M$ 为 HAZ 获得 50% M 的冷却时间, $\Delta t_{1/2}^B$ 为 HAZ 获得 50% B 加 50% F/P 组织的冷却时间, 它们与奥氏体晶粒尺寸及母材的化学成分有关, 计算方法参见文献 [9]. Δt 为 800 — 500 °C 的冷却时间。

由混合组织形成的 HAZ 中每一点的硬度 $H(\text{HV})$ 根据下式确定^[9]

$$H = H_M V_M + H_B V_B + H_{FP} V_{FP} \quad (15)$$

式中 H_M, H_B, H_{FP} 分别为单相 $M, B, F/P$ 的硬度, 由下式确定^[9]

$$\begin{aligned} H_M &= 127 + 949C + 26Si + 11Mn + 8Ni + 16Cr + 21\lg v' \\ H_B &= -323 + 185C + 330Si + 153Mn + 65Ni + 144Cr - \\ &\quad 191Mo + (89 + 53C - 55Si - 22Mn - \\ &\quad 10Ni - 20Cr - 33Mo)\lg v' \end{aligned} \quad (16)$$

$$H_{FP} = 42 + 223C + 53Si + 30Mn + 12.6Ni + 7Cr + 19Mo + (10 - 19Si + 4Ni + 8Cr + 130V)\lg v'$$

式中 v' 为 700 °C 时的冷却速度 (°C/h), 合金元素的单位为质量分数, %。

3 计算结果与实验验证

采用有限差分技术求解 HQ130 钢 MAG 焊接熔池的流场和温度场. 选用的试件尺寸为 200 mm × 75 mm × 12 mm, 焊接及试验方法按 GB4675.8-84 《焊接热影响区最

高硬度试验方法》的有关规定进行。以计算出的温度场为基础,应用上述 HAZ 奥氏体晶粒尺寸和组织、硬度的计算模型,对 HQ130 钢 HAZ 的组织硬度进行计算机模拟,并通过改变焊接热输入的大小研究其对焊接过程和 HAZ 组织硬度的影响规律。采用 FORTRAN77 编制数值分析程序,并通过实验验证数值分析的结果。HQ130 钢的化学成分(质量分数, %)为: C 0.18, Si 0.29, Mn 1.21, Mo 0.28, Cr 0.61, Ni 0.03, B 0.0012, S 0.006, P 0.025, 供货状态为淬火 +250 °C 回火,原始组织为低碳回火马氏体。计算时 K 的取值为 $0.29 \text{ J}/(\text{cm}\cdot\text{s}\cdot^\circ\text{C})$, $c_p\rho$ 和 μ 分别取为 $6.7 \text{ J}/(\text{cm}^3\cdot^\circ\text{C})$, $0.006 \text{ kg}/\text{m}\cdot\text{s}$ 。采用 MAG 焊接,焊丝为 GHS-50(相当于 H08Mn2Si),保护气体为 Ar+CO₂(5%),气体流量为 8—10 L/min。焊后截取焊缝的横截面试样,用于测定 HAZ 不同部位奥氏体晶粒尺寸和硬度,焊接热循环采用镍铬—镍硅型热电偶和 X-Y 函数记录仪测试。

图 1 为试件背面焊缝中心线上焊接热循环曲线的计算和实测结果,图中同时给出了采用 Rosenthal 公式的计算结果。图 2 表示不同焊接线能量焊接时,HAZ 不同部位峰值温度的计算与实测结果。可见,本模型的计算结果与实测结果吻合良好,而采用 Rosenthal 公式的计算结果与实测结果存在较大误差。所以本文建立的 MIG/MAG 焊接熔池流场和温度场的数值分析模型可用于焊接热过程的精确分析。

通过 HQ130 钢的焊接实验,确定出(10)式中 k_0, Q 的修正系数 β_{k_0}, β_Q 分别为 0.724 和 1.81。不同焊接线能量下, HQ130 钢焊接热影响区不同部位奥氏体晶粒尺寸的计算和实测结果示于图 3。可见,离开熔合线的距离 l 越小,奥氏体晶粒尺寸越大;焊接线能量越大,相同 l 处奥氏体晶粒尺寸越大。比较计算和实测结果可见,实测值基本落在了

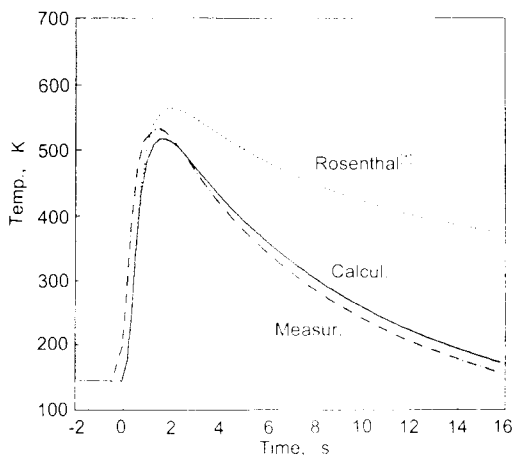


图 1 试件背面焊缝中心线上焊接热循环曲线的计算和实测结果

Fig.1 The calculated and measured curves of the weld thermal cycle at the weld centerline of the back side of workpiece ($q/u_0=9.6 \text{ kJ}/\text{cm}$)

计算曲线上,因此本文提出的计算 HQ130 钢(含有 Cr, Mo 等碳化物形成元素)HAZ 奥氏体晶粒长大的计算方法是可行的,可用于 HAZ 奥氏体晶粒尺寸的预测。采用添加 0.2% 表面活性剂的苦味酸饱和水溶液使原奥氏体晶界优先腐蚀而显示出 HAZ 奥氏体晶粒,焊接线能量为 $16.0 \text{ kJ}/\text{cm}$ 。HAZ 不同部位奥氏体晶粒的形貌见图 4 所示,奥氏体晶粒轮廓清晰可见。

焊接热影响区中各种组织相对含量的计算结果列于表 1。表中同时给出了采用定量金相方法对熔合区附近的组织

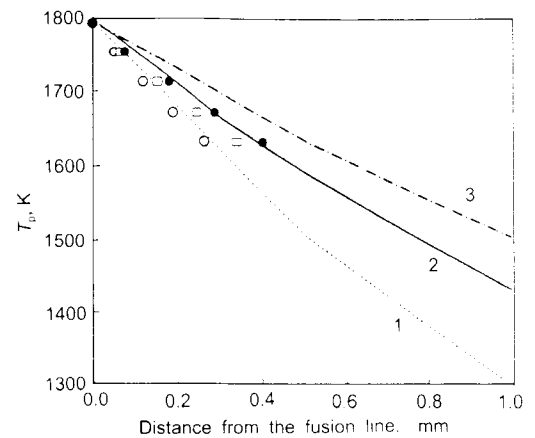


图 2 HAZ 峰值温度的计算与实测结果

Fig.2 The calculated and measured peak temperature in HAZ. \circ, \square, \bullet indicate the measured value when $q/u_0=9.6, 16.0, 22.3 \text{ kJ}/\text{cm}$ respectively; curves 1, 2, 3 indicated the calculated value when $q/u_0=9.6, 16.0, 22.3 \text{ kJ}/\text{cm}$ respectively

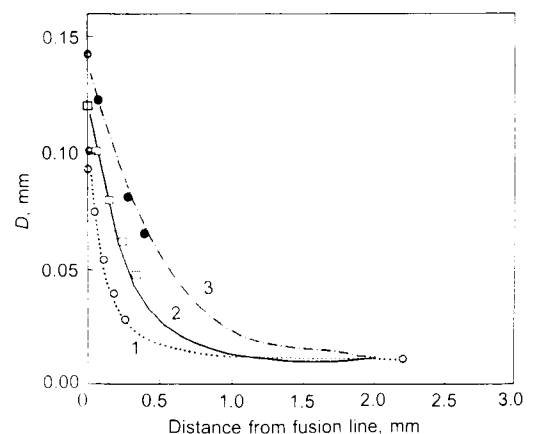


图 3 HQ130 钢 HAZ 奥氏体晶粒尺寸的计算与实测结果

Fig.3 The calculated and measured austenite grain size in HAZ for steel HQ130. \circ, \square, \bullet indicate the measured value when $q/u_0=9.6, 16.0, 22.3 \text{ kJ}/\text{cm}$ respectively; curves 1, 2, 3 indicated the calculated value when $q/u_0=9.6, 16.0, 22.3 \text{ kJ}/\text{cm}$ respectively

类型、相对含量进行观测的结果。组成相的相对含量用计算法在投影屏上评定, 网格点数 25, 视场数 20, 放大倍数为 400 倍。

由表 1 可见, HQ130 钢焊接热影响区峰值温度相同的部位, 随着焊接线能量 q/u_0 的提高, 由于冷却时间 Δt 延长, 钢的淬硬倾向降低, 使马氏体 M 的相对含量减小, 贝氏体 B 的相对含量增加; 焊接线能量不变时, 随着峰值温度的降低, M 的相对含量减少, B 的相对含量增加。这是由于峰值温度较高时, 奥氏体 A 晶粒尺寸较大, $\Delta t_{1/2}^M$ 较大; 同时峰值温度较高的焊接热循环冷却时间较峰值温度较低的冷却时间小, 从而促使形成 M 组织, 抑制形成 B 组织。由于 HAZ 较窄, 难以对每个区域进行可靠的统计, 只测定了熔合区附近的组织类型及相对含量。从表 1 的计算和实测结果可以看出, 计算值和实测值的误差在 $\pm 10\%$ 以内。

图 5 为焊接线能量 $q/u_0=16.0$ kJ/cm 时 HAZ 的显微组织。从金相照片可见, 熔合区附近 (图 5a) 主要为低碳马

表 1 HQ130 钢 HAZ 不同峰值、不同 q/u_0 值时显微组织相对含量的计算与实测结果

Table 1 The predicted and the measured relevant contents (%) of microstructure in HAZ of steel HQ130 under different peak temperatures and q/u_0

q/u_0 kJ/cm	1793 K Predicted	1793 K Measured	1600 K Predicted	1500 K Predicted
9.6	98M+2B	95M+5B	91M+9B	84M+16B
16.0	84M+16B	90M+10B	78M+22B	70M+30B
22.3	78M+22B	70M+30B	62M+38B	21M+79B

氏体, 另有少量贝氏体, 而离熔合线较远一点部位 (图 5b) 马氏体减少, 而贝氏体增多, 这与表 1 计算结果的变化趋势是一致的。

图 6 为不同焊接线能量施焊后, HAZ 硬度分布的计算和实测结果。可见实测点基本落在了计算曲线上。由图 6 可以看出, 焊接线能量不变时, 熔合区附近的硬度最高, 随着

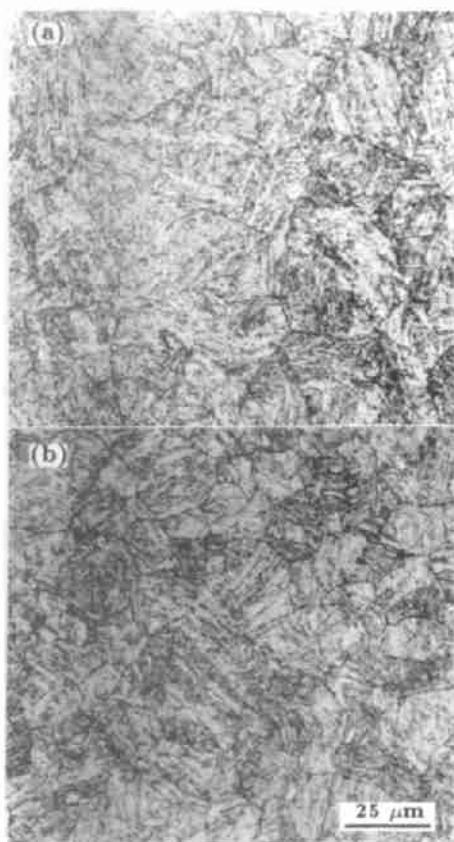


图 4 HQ130 钢 HAZ 不同部位奥氏体晶粒的形貌

Fig.4 Morphologies of austenite grain at different positions in HAZ of steel HQ130 ($q/u_0=16.0$ kJ/cm)

(a) bond area (b) fine grained region

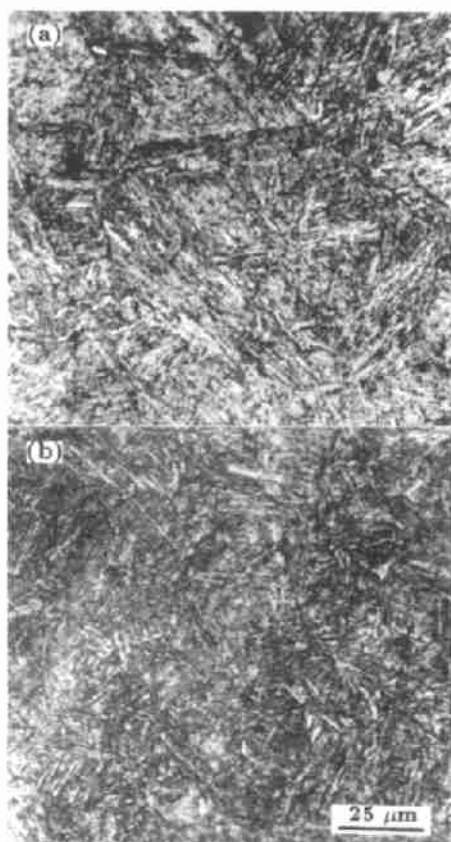


图 5 HQ130 钢 HAZ 不同部位的显微组织

Fig.5 Microstructures at different positions in HAZ of steel HQ130 ($q/u_0=16.0$ kJ/cm)

(a) $T_p=1793$ K part (b) $T_p=1600$ K part

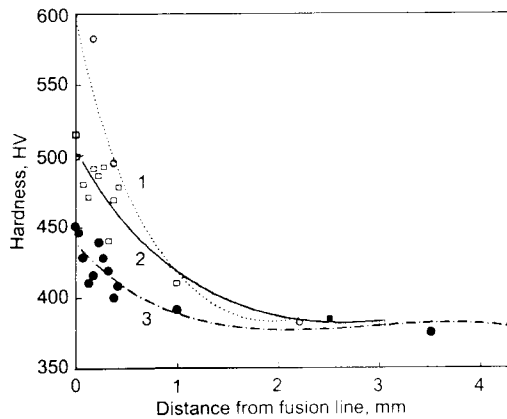


图6 HQ130 钢 HAZ 硬度分布的计算与实测结果

Fig.6 The calculated and measured hardness in HAZ of steel HQ130

○, □, ● indicate the measured value when $q/u_0=9.6, 16.0, 22.3$ kJ/cm respectively; curves 1, 2, 3 indicated the calculated value when $q/u_0=9.6, 16.0, 22.3$ kJ/cm respectively

离熔合线距离的增大, 硬度下降; 而在距熔合线相同距离的部位, 焊接线能量 q/u_0 越小, 硬度越大, 这与 q/u_0 较小, 冷却速度较快有关。

4 结论

(1) 本文以作者提出的焊接热输入分布模型为基础, 建立了 MIG/MAG 焊接熔池流场和温度场的数值分析模型, 该模型可用于焊接热过程的精确分析。

(2) 将用于计算低碳钢、低合金钢 HAZ 奥氏体晶粒尺寸的计算公式进行修正, 得到了含有碳化物、氮化物形成元素钢 HAZ 奥氏体晶粒尺寸的计算方法。通过对 HQ130 钢的实验表明, 这种方法简便、可行。

(3) 以焊接热过程的数值分析结果为基础, 对 HQ130 钢焊接热影响区奥氏体晶粒的尺寸、组织和硬度进行了计算机模拟, 得到了不同焊接热输入时 HAZ 不同部位奥氏体晶粒尺寸及组织和硬度的计算结果。计算结果和实测结果吻合良好。

参考文献

- [1] Ashby M F, Easterling K E. *Acta Metall*, 1982; 30: 1969
- [2] Tang M Y. *Proceeding of the 7th Chinese National Conference on Welding* (4), Qingdao, 1993: 86
(唐慕尧. 第七届全国焊接学术会议论文集(第四集), 青岛, 1993: 86)
- [3] Wu C S. *Acta Metall Sin*, 1997; 33: 774
(武传松. 金属学报, 1997; 33: 774)
- [4] Tsai M C. *Weld J*, 1990; 69: 241s
- [5] Sun J S, Wu C S, Gao J Q. *Acta Metall Sin*, 1999; 35: 964
(孙俊生, 武传松, 高进强. 金属学报, 1999; 35: 964)
- [6] Sun J S, Wu C S. *Trans Chin Weld Inst*, 1998; 19: 255
(孙俊生, 武传松. 焊接学报, 1998; 19: 255)
- [7] Hiroshi I. *J Jpn Weld Soc*, 1977; 46: 17
(井川博. 熔接学会志, 1977; 46: 17)
- [8] Shizuo M, Mitsuki K, Kazumasa N. *J Jpn Weld Soc*, 1979; 48: 808
(迎静雄, 加藤光昭, 西尾一政. 熔接学会志, 1979; 48: 808)
- [9] Ion J C, Easterling K E, Ashby M F. *Acta Metall*, 1984; 32: 1949