

熔滴热焓量分布模式对熔池流场的影响*

孙俊生 武传松 高进强

(山东工业大学连接技术研究所, 济南 250061)

摘要 通过对熔滴过渡过程的能量和动量分析, 建立了熔滴热焓量在表面变形熔池内部的分布模式. 以此为基础采用数值模拟技术研究了熔滴过渡类型和表面活性元素对 MIG 焊接熔池流场的影响, 揭示了熔滴过渡类型和表面活性元素与 HIG 焊接熔池流场的相互影响规律, 并对计算模型的可靠性进行了实验验证.

关键词 焊接熔池, 熔滴热焓量, 熔滴过渡类型, 表面活性元素, 流场

中图分类号 TG401

文献标识码 A

文章编号 0412-1961(1999)09-0964-07

EFFECTS OF DISTRIBUTION MODEL OF DROPLETS HEAT CONTENT ON FLUID FLOW IN WELDPPOOL

SUN Junsheng, WU Chuansong, GAO Jinqiang

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 1998-12-31, in revised form 1999-03-24

ABSTRACT The distribution model of droplet heat content inside the surface deformed weldpools was established through analyzing energy and momentum in metal transfer processes. Numerical simulation technique was employed to study on the effects of metal transfer model and surface active elements on fluid flow in MIG weldpools. The calculated results reveal the correlation among metal transfer model, surface active element, fluid flow in MIG weldpool. Experiments were conducted to verify the model.

KEY WORDS weldpool, droplet heat content, metal transfer model, surface active element, fluid flow

符号说明

A	焊缝余高部分的面积, m^2	T	温度, K
c_p	定压比热容, $J/(kg \cdot K)$	T_1	金属的液相线温度, K
d	焊丝直径, m	u_0	焊接速度, m/s
r_D	熔滴半径, m	u, v, w	流速分量, m/s
g	重力加速度, m/s^2	V	电弧电压, V
H_{dr}	熔滴的热焓量, W/m^3	v_D	熔滴到达熔池表面时的速度, m/s
H_V	熔池的平均热焓量, W/m^3	v_R	熔滴刚进入熔池瞬时的速度, m/s
h_w	能量方程的内部热源项, W/m^3	W_e	焊丝干伸长度, m
I	焊接电流, A	x, y, z	坐标, m
K	导热系数, $W/(m \cdot K)$	X, Y, Z	体积力的分量, N
m_D	熔滴质量, kg	ψ	熔滴热焓量分布区域形状函数, m
p	压力, Pa	α	换热系数, $W/(m^2 \cdot C)$
p_a	电弧压力, Pa	ρ	金属的密度, kg/m^3
p_d	熔滴冲击压力, Pa	γ	表面张力系数, N/m
S_m	焊丝的熔化速度, m/s	Φ	熔池表面形状函数, m
		λ	变换因子
		τ	变换因子
		μ	动力粘度系数, Pa·s
		ν	熔滴过渡频率, s^{-1}

* 教育部优秀青年教师基金资助项目

收到初稿日期: 1998-12-31, 收到修改稿日期: 1999-03-24

作者简介: 孙俊生, 1963 年生, 副教授, 博士

焊接熔池的流体流动对熔池中的冶金反应、结晶方向、晶体结构、焊缝中夹杂物的分布及数量,以至焊接缺陷(气孔和结晶裂纹等)的产生均有极其重要的影响. 在 MIG 焊接中,熔滴过渡类型的差异必然影响其向熔池传输动量、热量和质量的过程,从而影响着熔池内部的流场. 目前描述 MIG 焊接熔池行为的数值分析模型^[1,2]均是针对熔滴射流过渡的情况,而未涉及到其它熔滴的过渡形式,并且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 焊接熔池产生了较大的表面变形,电弧自身的行为会受到熔池表面形状的影响^[3],热流密度的分布会发生显著变化,再应用 Gaussian 分布模式则与实际情况存在较大差距. 关于熔滴热焓量在熔池中的分布问题,现有模型的处理都比较粗糙^[1,2],具有一定的随意性. 科学、合理地建立熔池表面变形情况下热流密度在熔池表面上的分布模式及熔滴热焓量在熔池内部的分布模式成为对 MIG 焊接熔池行为准确模拟的关键问题. 本文以作者提出的电弧热流密度在变形熔池表面上的双峰分布模型为基础^[3],研究熔滴过渡类型和表面活性元素对熔池流场的影响规律.

1 数值分析模型的建立

在 MIG 焊接过程中,焊接电弧以恒定速度 u_0 沿 x 方向运动. 焊丝以一定速度 S_m 熔化形成熔滴并过渡到熔池,向熔池传输能量、动量及质量,这一过程使焊接熔池产生了较大的表面变形,并使熔池凝固后形成焊缝余高. 由于熔滴相对于熔池的液态金属明显过热,熔滴过渡时带入熔池一部分热量. 在动坐标系下,描述准稳态熔池温度场和流场的能量方程、动量方程和连续性方程为

$$Q_x + F_y + G_z = S \tag{1}$$

式中, Q_x, F_y, G_z 分别表示 Q, F, G 对角标变量 x, y, z 的偏导数, Q, F, G, S 则由下式给出

$$Q = \left\{ \begin{array}{c} \rho u \\ \rho(u - u_0)u - \mu u_x \\ \rho(u - u_0)v - \mu v_x \\ \rho(u - u_0)w - \mu w_x \\ \rho c_p(T)(u - u_0)T - K(T)T_x \end{array} \right\}$$

$$F = \left\{ \begin{array}{c} \rho v \\ \rho v u - \mu u_y \\ \rho v v - \mu v_y \\ \rho v w - \mu w_y \\ \rho c_p(T)vT - K(T)T_y \end{array} \right\}$$

$$G = \left\{ \begin{array}{c} \rho w \\ \rho w u - \mu u_z \\ \rho w v - \mu v_z \\ \rho w w - \mu w_z \\ \rho c_p(T)wT - K(T)T_z \end{array} \right\}$$

$$S = \left\{ \begin{array}{c} 0 \\ -P_x + X \\ -P_y + Y \\ -P_z + Z \\ h_w \end{array} \right\}$$

其中, h_w 为能量方程的内部热源项,它反映了 MIG 焊接熔滴传输给焊接熔池的热焓量. 熔池表面变形的控制方程^[1]为

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

式中,带角标的变量 Φ 表示 Φ 对该角标变量的偏导数,如 $\Phi_x = \partial \Phi / \partial x, \Phi_{xx} = \partial^2 \Phi / \partial x^2$,单道焊时焊缝余高的横截面面积为

$$A = S_m \pi d^2 / 4 u_0 \tag{3}$$

其几何形状由熔池表面变形方程 (2) 求出的形状函数 $\Phi(x, y)$ 确定. 能量方程的边界条件为

$$-K \nabla T \cdot \vec{n}_b = q_s \tag{4}$$

式中, \vec{n}_b 为工件上表面的单位法向矢量. 当 $y=0$ 时, $q_s=0$; 在焊件表面, q_s 采用双峰分布电弧热流密度分布模式^[3]; 在其它表面, $q_s = \alpha(T - T_0)$. 动量方程的边界条件为:

工件上表面

$$-\mu \left(\frac{\partial u}{\partial z^*} \frac{\partial z^*}{\partial z} \cdot \vec{n}_{bx} \right) = \frac{\partial \gamma}{\partial T} \left(\frac{\partial T}{\partial x} \cdot \vec{t}_{bx} \right) \tag{5}$$

$$-\mu \left(\frac{\partial v}{\partial z^*} \frac{\partial z^*}{\partial z} \cdot \vec{n}_{by} \right) = \frac{\partial \gamma}{\partial T} \left(\frac{\partial T}{\partial y} \cdot \vec{t}_{by} \right) \tag{6}$$

$$(w \cdot \vec{n}_b) = 0 \tag{7}$$

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 \vec{n}_b 在 xOz 平面和 yOz 平面内的投影.

当 $y=0$ 时

$$\frac{\partial u}{\partial y} = 0, \frac{\partial w}{\partial y} = 0, v = 0 \tag{8}$$

在液固两相区和固体中 ($T \leq T_1$):

$$u = -u_0, v = w = 0 \tag{9}$$

熔池表面变形方程 (2) 的边界条件为

$$\Phi(x, y) = 0, \quad T \leq T_1 \tag{10}$$

2 熔滴过渡参数

目前国际上根据静力平衡理论和收缩不稳定理论^[4-6]建立的熔滴参数计算模型有的存在较多难于确定的因子,有的误差较大,应用不太方便.本文根据目前的一些试验测定结果确定熔滴参数与焊接工艺参数的关系.

对文献[4,7]测定的熔滴参数进行统计分析得出熔滴半径 r_D (mm)、熔滴到达熔池表面时的速度 v_D (m/s) 和熔滴热焓量 H_{dr} (J/g) 与焊接电流 I (A) 的关系式为

$$r_D = 1/(9.4722 \times 10^{-5} I^2 - 1.4827 \times 10^{-2} I + 1.5412) \quad (11)$$

$$v_D = 9.3829 \times 10^{-5} I^2 - 1.6377 \times 10^{-2} I + 1.0626 \quad (12)$$

$$H_{dr} = 0.5519I + 1715.1801 \quad (13)$$

式(11-13)的相关系数分别为 -0.969、-0.940 和 -0.998,可见这些回归方程对试验数据的拟合良好.上式的适用范围为:直径 1.2 mm 的低碳钢焊丝, Ar+2%O₂ 保护气体,焊接电流 $I=80-300$ A,直流反接.

焊丝熔化速度 S_m (m/s) 与 I (A), V (V), W_e (mm), d (mm) 的关系由下式确定^[8]

$$S_m = (8.9997 \times 10^{-10} I - 2.4298 \times 10^{-11} IV - 2.5198 \times 10^{-8})/d^2 + 1.5254 \times 10^{-3} I^2 \cdot W_e/d^4 \quad (14)$$

数值分析时给定焊接基本参数 I, V, W_e, d , 可由上述公式计算出 r_D, S_m, v_D, H_{dr} , 其它计算所需的熔滴参数由下式求出,

$$m_D = \frac{4}{3} \pi r_D^3 \rho \quad (15)$$

$$\nu = \frac{\rho \pi d^2 S_m}{4 m_D} \quad (16)$$

3 熔滴热焓量分布区域的确定

熔滴带入熔池热焓量 h_w 的大小由下式给出

$$h_w = \frac{4 \nu m_D \cdot (H_{dr} - H_v)}{\pi d^2 S_m} \quad (17)$$

式中, H_v 为焊接熔池的平均热焓量, 根据实验结果确定.

如图 1 所示, 在电弧压力 p_a 、熔滴冲击压力 p_d 、熔池液态金属重力 $\rho g \Phi$ 及表面张力 γ 的作用下, 通过求解变形方程(2)可求出动态平衡时熔池表面的形状函数 $\Phi_1(x, y)$. 在变形方程中, 若令 $p_d=0$, 就是不考虑熔滴对熔池的冲击压力, 这相当于 TIG 焊接的情况, 求出这种情况下熔池表面达到平衡时的形状函数 $\Phi_2(x, y)$ (见图 1 虚线所示). 图 1

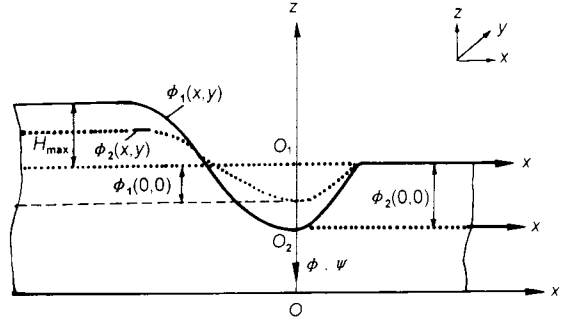


图 1 不同力作用下焊接熔池表面变形示意图

Fig.1 The sketch of weldpool surface deformation under different driving forces

中, $\Phi_1(0, 0), \Phi_2(0, 0)$ 分别为上述两种情况下熔池表面凹陷的最大值.显然熔池表面由 $\Phi_2(x, y)$ 变化到 $\Phi_1(x, y)$ 是由于 p_d 的作用产生的.

熔池表面产生由形状函数 $\Phi(x, y)$ 描述的变形时, 需要的能量 E 为

$$E = \int_0^{\Phi(0,0)} \rho g h \cdot A_D(h) dh + \int_0^{H_{max}} \rho g H \cdot A_H(H) dH \quad (18)$$

式中右边第一项、第二项分别为熔池产生凹陷和隆起所需要的能量.当熔池表面的形状函数 $\Phi(x, y)$ 已知时, 凹陷区和隆起区的水平截面面积 $A_D(h)$ 和 $A_H(H)$ 也就随之确定了, 与熔池表面变形 $\Phi(x, y)$ 相应的能量 E 也就能够通过(18)式计算出来.

利用(18)式可分别求出熔池表面产生由形状函数 $\Phi_1(x, y)$ 和 $\Phi_2(x, y)$ 的变形所需要的能量 E_1, E_2 . 熔滴的冲击压力 p_d 是造成 MIG 焊接熔池表面变形、并使熔滴进入熔池的重要因素之一.在熔滴冲击压力和其它因素造成熔池表面变形之后, 剩余的能量和冲击作用是使熔滴继续进入熔池的驱动力.通过分析这一剩余能量和冲击作用, 就可以确定熔滴热焓量在表面变形后的熔池内部的分布区域.根据能量平衡, $\Delta E = E_1 - E_2$ 是熔滴冲击压力单独作用造成熔池表面变形时所消耗的能量.熔滴刚接触熔池表面而未使其变形时所具有的动能为 $m_D v_D^2/2$, $m_D v_D^2/2 - \Delta E$ 则是熔滴刚进入熔池的瞬时所具有的剩余动能, 设熔滴此时的速度为 v_R , 则有

$$\frac{1}{2} m_D v_R^2 = \frac{1}{2} m_D v_D^2 - \Delta E \quad (19)$$

由(11)式可得:

$$v_R = \sqrt{\frac{m_D v_D^2 - 2 \cdot \Delta E}{m_D}} \quad (20)$$

在新产生的下凹变形的熔池表面上, 作用的熔滴剩余冲击力为 $\nu m_D v_R / (\pi r_D^2)$, 熔池表面应进一步产生一个由 $\psi(x, y)$ 确定的凹坑, 在图 1 所示的坐标系 $O_2 - xy\psi$ 下, 与 (2) 式的推导过程相似^[1], 可得出描述 $\psi(x, y)$ 的方程 (21),

$$\frac{\nu m_D v_R}{\pi r_D^2} - \rho g \psi + \tau = -\gamma \times \frac{(1 + \psi_y^2)\psi_{xx} - 2\psi_x\psi_y\psi_{xy} + (1 + \psi_x^2)\psi_{yy}}{(1 + \psi_x^2 + \psi_y^2)^{3/2}} \quad (21)$$

式中, 带角标的变量 ψ 表示 ψ 对该角标变量的偏导数, 如 $\psi_x = \partial\psi / \partial x$, 待定常数 τ 根据质量守恒确定. 求解方程 (21) 可得出形状函数 $\psi(x, y)$. 理论上, 在熔滴剩余冲击力的作用下, 变形后的熔池表面应进一步产生一个由 $\psi(x, y)$ 确定的凹坑, 但由于熔滴的填充, 这个凹坑实际上并不存在, 但熔滴的热焓量应分布在由 $\psi(x, y)$ 确定的凹陷区域内. 为了计算方便, 将经过熔池凹陷最低点的水平面和 $\psi(x, y)$ 围成的区域作为熔滴热焓量在表面变形熔池内部的分布区域.

4 计算结果与讨论

采用差分法与非正交贴体曲线坐标系、非均匀网格相结合的方法, 克服复杂熔池表面形状的描述困难. 选用低碳钢

焊接试件, 材料的物理性能参数的取值与文献 [1] 相同.

熔滴射流过渡时, 其热焓量在熔池内部分布区域的计算结果如图 2 所示, 图 2a, b 分别表示熔滴热焓量分布区域的纵截面形状 ($y=0$ mm) 和横截面形状 ($x=0$ mm), 图中也表示了熔池几何形状的计算结果. 可以看出熔滴热焓量分布于熔池凹陷最大处下方的一定区域内, 该分布区域呈近似圆锥体. 关于焊缝中心的纵截面对称, 而偏向焊接方向的反方向. 熔滴以滴状过渡时, 其热焓量亦分布于熔池凹陷最大处下方的一个近似圆锥体区域内. 表 1 为熔滴射流过渡和滴状过渡时, 其热焓量分布区域几何尺寸的计算结果. 可见随着焊接电流的增加, 熔滴由滴状过渡变为射流过渡, 其热焓量分布区域的几何尺寸也明显增大. 这是由于焊接电流增大, 熔滴在弧柱区获得的动能增加, 速度加快, 同时熔滴的动量增加, 剩余冲击力也相应提高而造成的.

图 3 为本文采用的电弧热流密度在变形熔池表面上分布, 其确定方法参见文献 [3]. 图 3a, b 分别表示电弧热流在不同纵截面上的分布和三维图形, 其相应的熔池表面几何形状的计算结果如图 2 所示. 可见在焊缝中心线的纵向截面上 ($y=0$ mm), 热流密度呈双峰分布, 这个双峰分布关于 y 轴是不对称的, 而偏向 x 轴的负方向. 随着纵截面位置远离焊缝中心线 (y 坐标值增大), 双峰分布逐渐消失, 当 y 的坐

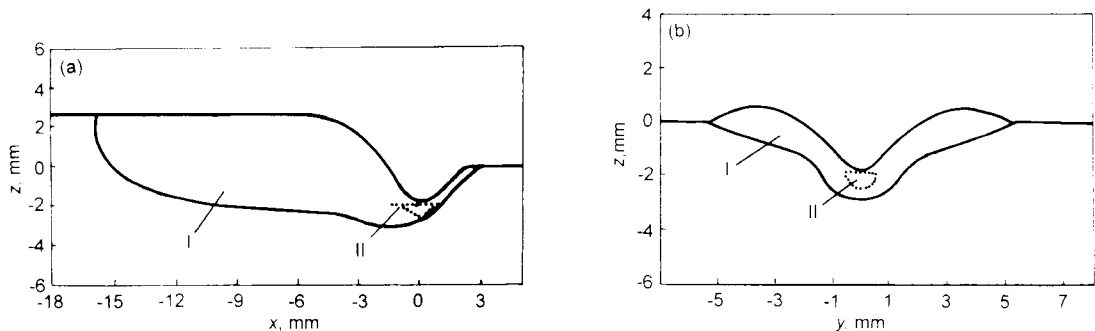


图 2 熔滴热焓量在熔池内部的分布区域

Fig.2 The predicted geometry of weldpool and the distribution volume of droplet's heat content mild steel thickness: 6mm, $I=240$ A, $V=25$ V, $u_0=430$ mm/min, $d=1.2$ mm, $W_e=16$ mm
(a) longitudinal section (b) transverse section

表 1 熔滴过渡类型对热焓量分布区域几何尺寸的影响

Table 1 The effect of metal transfer model on the distribution volume of droplet's heat content

Metal transfer model	Current A	Distribution volume of droplet's heat content		
		Maximum lenght, mm	Maximum width, mm	Maximum depth, mm
Globular transfer	150	1.12	0.53	0.27
Globular transfer	180	1.52	0.67	0.48
Spray transfer	240	2.51	1.20	0.66
Spray Transfer	270	2.93	1.31	0.69

Note: $V=25$ V, $d=1.2$ mm, $u_0=430$ mm/min

标值等于或大于 3.0 mm 时, 就变为单峰分布. 如图 2 所示, 在电弧中心线附近, 熔池表面凹陷, 焊丝端部到熔池表面的距离较大, 而离电弧中心线较远的点, 这个距离较小. 因此, 熔池表面凹陷中心流过的电流较少, 而更多的电流从离开电弧中心线一定距离的熔池表面流过. 带电粒子的运动是电弧向焊接熔池传输热能的主要方式, 电流多的地方, 带电粒子的密度大, 其传输的热能就多, 热流密度就大. 相反, 流过电流少的区域, 带电粒子的密度小, 其传输的热能就少, 热流密度就小, 因此, 电流密度的大小决定了热流密度的大小.

图 4a,b 分别为熔滴射流过渡时焊接熔池流场的纵向和横向截面计算结果. 可见, 在焊接熔池中两个环流, 一个在熔池的中部, 另一个在熔池的尾部. 在电弧中心线附近,

液态金属流向熔池根部. 熔池中部环流的形成主要与电磁力、熔滴冲击力的作用有关. 在电弧中心线 z 轴附近, 电磁力、熔滴冲击力的作用方向向下, 推动着高温的液态金属流向熔池底部, 将作用于熔池表面的电弧热带入熔池根部. 熔池尾部的环流主要是由于熔池表面张力梯度引起的, 由于表面张力温度系数通常为负值, 所以越靠近电弧中心线的区域, 液体金属温度越高, 表面张力越低; 而在熔池的边界附近, 熔池液态金属的温度较低, 表面张力较高, 因此熔池表面的液态金属就由靠近电弧中心线的区域向熔池边界流动.

图 5a,b 表示滴状过渡时焊接熔池流场的纵向和横向截面计算结果. 比较图 4, 5 可见, 滴状过渡时焊接熔池的流场与射流过渡的明显不同. 图 5 表明, 滴状过渡时, 熔池的流场只有一个环流, 此环流的流向不是把电弧热带到熔池根部, 而是带到熔池尾部. 另外, 滴状过渡时, 焊接电流相对较小, 电弧压力和由熔滴速度决定的熔滴冲击力变小; 同时, 电流较小也使熔滴的热焓量及其在熔池内部的分布区域变小 (见表 1), 所以在熔滴为滴状过渡的情况下, 形成半圆

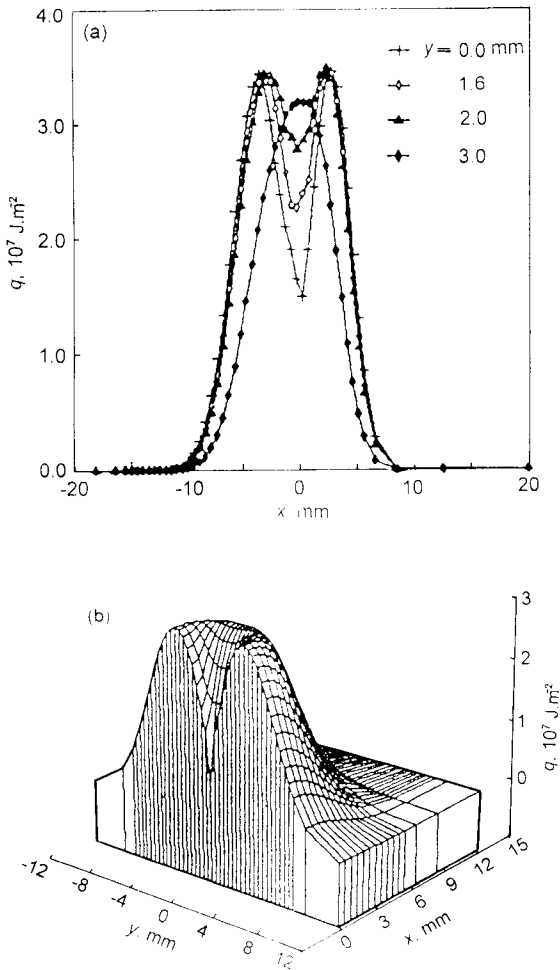


图 3 电弧热流分布的计算结果

Fig.3 The predicted distribution of arc heat flux mild steel thickness: 6 mm, $I=240$ A, $V=25$ V, $u_0=430$ mm/min, $d=1.2$ mm, $W_e=16$ mm (a) longitudinal section (b) three-dimensional drawing

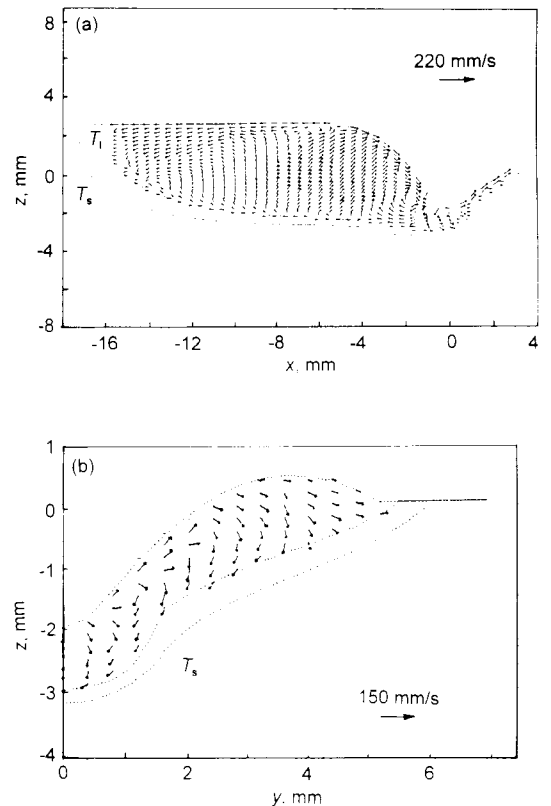


图 4 射流过渡时焊接熔池内流场的计算结果

Fig.4 Calculated results of fluid flow field in MIG/MGA weld-pool $I=240$ A, $V=25$ V, $d=1.2$ mm, $W_e=16$ mm, $u_0=480$ mm/min (a) longitudinal section ($y=0$ mm) (b) cross section ($x=0$ mm)

形熔深，不产生指状熔深。

Heiple 的实验研究表明 [9]，液态金属中加入很少量的表面活性元素 (如 S, O, Se 及 Te) 时，其表面张力温度系数 $\partial\gamma/\partial T$ 从负值变为正值。 $\partial\gamma/\partial T$ 的符号分别取负和正时，焊接熔池流场的计算结果如图 6a,b 所示，可见 $\partial\gamma/\partial T$ 的符号由负变为正时，熔池的流体流动状态发生了显著变化，特别是在熔池的尾部，垂直方向 z 的流速分量 \bar{w} 由负变为正。

熔池内部的温度分布是不均匀的 [10]，在熔池的前部，输入的热量大于散失的热量，处于电弧正下方的熔池表面温度最高，在此区域 Si, Mn 等合金元素将被从其化合物中还原出来，同时熔池的液态金属也将溶解较多的气体 (如 N_2 , H_2 , O_2 等)，而熔池后部的温度逐渐下降，Si, Mn 等合金元素有一部分将被重新氧化，形成氧化物。另外，高温时溶入的气体 (如 N_2 , H_2 , O_2 等) 以及焊接冶金反应产生的气体 (如 CO) 也会处于过饱和状态，为气孔等焊接缺陷的产生创造了条件。这些氧化物或过饱和气体不能从熔池逸出时，将

会产生夹杂物或气孔，从而降低焊缝金属的机械性能及致密性，特别是显著降低韧性。另一方面，由于熔池尾部输入的热量小于散失的热量，所以不断地发生金属的凝固过程，这一过程对氧化物、过饱和气体的逸出极为不利，因此，熔池尾部的行为对氧化物、过饱和气体的逸出有着极其重要的影响。

熔池内部的氧化物及过饱和气体形成的气泡可看作质点，它在液态金属中受到浮力作用，促使其逸出。当熔池液态金属垂直方向的流速 $\bar{w} > 0$ 时，会加快质点的逸出速度，从而降低焊缝金属中夹杂物及气孔的形成倾向，提高焊缝金属的性能。相反 $\bar{w} < 0$ 时，则会降低质点的逸出速度，增加焊缝中形成气孔和夹杂物的倾向。向熔池过渡少量表面活性元素，使 $\partial\gamma/\partial T$ 的符号变为正时，熔池尾部 $\bar{w} > 0$ ，这对熔池中氧化物及过饱和气体的逸出是极为有利的，从而可降低熔敷金属中气体及夹杂物的数量。文献 [10,11] 的实验表明，向熔敷金属过渡微量的 Te 或 Se 可大幅度地降低熔敷金属的扩散氢含量，改善焊缝金属的韧性，该文作者认为这

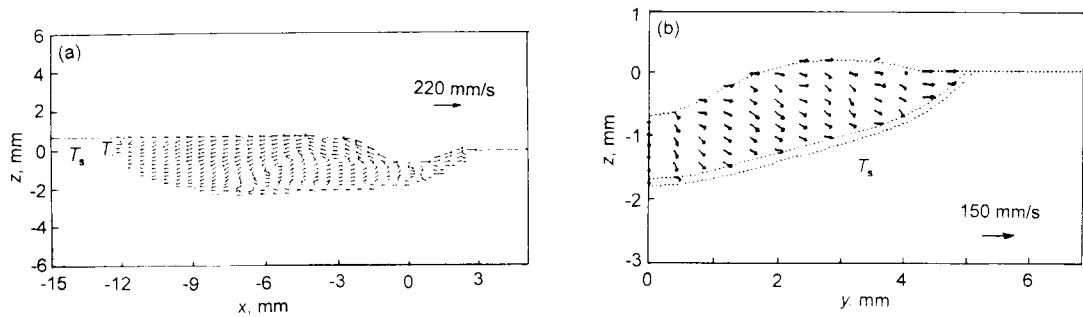


图 5 滴状过渡时焊接熔池内流场的计算结果

Fig.5 Calculated results of fluid flow field in MIG/MGA weldpool
 $I=150$ A, $V=25$ V, $d=1.2$ mm, $W_e=16$ mm, $u_0=480$ mm/min
(a) longitudinal section ($y=0$ mm) (b) cross section ($x=0$ mm)

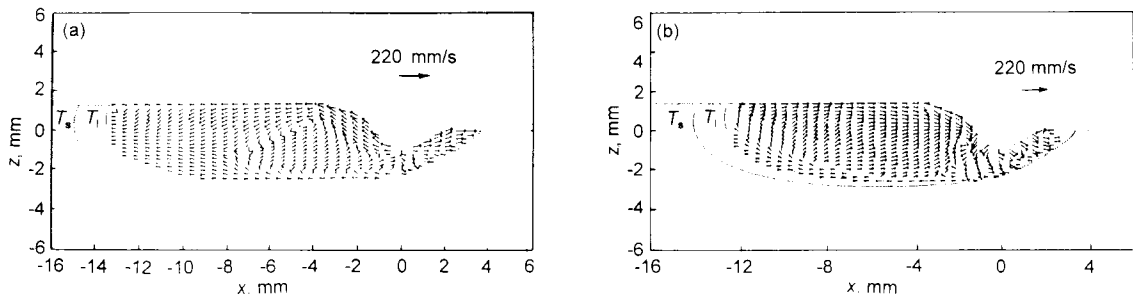


图 6 表面张力温度系数的符号对熔池流场的影响

Fig.6 The influence of the sign of surface tension temperature coefficient on flow field in weldpool ($y=0$ mm)
 $I=180$ A, $V=25$ V, $d=1.2$ mm, $W_e=16$ mm, $u_0=480$ mm/min
(a) $\frac{\partial\gamma}{\partial T} < 0$ (b) $\frac{\partial\gamma}{\partial T} > 0$

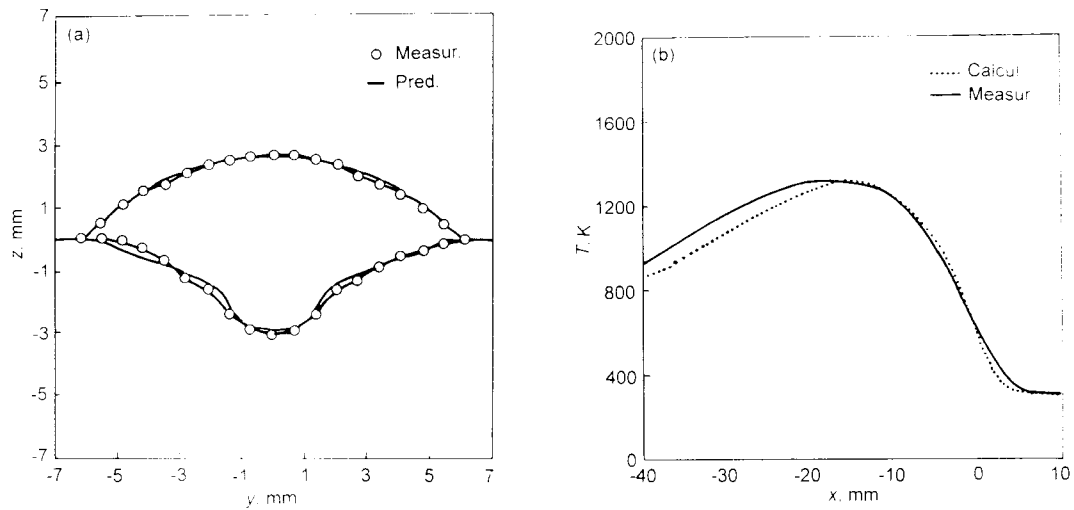


图7 焊缝横截面几何形状和温度分布的计算与实测结果

Fig.7 The predicted and measured weld geometry (a) and temperature distribution (b)
 $I=240$ A, $V=25$ V, $d=1.2$ mm, $W_e=16$ mm, $u_0=430$ mm/min

些表面活性元素降氢韧化作用的根本原因是 Te 具有使铁水表面活化的作用,降低表面张力,使吸附和溶解于液态金属的氢量大大减少。本文的计算结果表明,这些表面活性元素的加入使熔池液态金属流体流动状态改变,也是熔敷金属扩散氢含量降低的重要原因。

目前熔池流场的实验验证尚有许多实验技术方面的困难,但是熔池中的流场影响温度场,温度场的验证实际上也间接验证了熔池流场的计算结果。本文进行了 MIG 焊接工艺实验,焊缝横截面几何形状和温度分布的计算结果和实测结果以及实验条件如图 7a,b 所示。可见,计算值和实测值吻合良好。

4 结论

(1) 通过电弧物理分析,提出了电弧热流在表面变形熔池上的双峰分布模式,建立了熔滴热焓量在表面变形熔池内部的分布模型。

(2) 根据提出的电弧热流和熔滴热焓量的分布模式,建立了 MIG 焊接熔池行为的数值分析模型,计算结果与实测结果吻合良好。

(3) 计算结果表明,熔滴过渡类型的差异影响着熔池中的流场。射流过渡时熔池中存在两个环流,而滴状过渡时仅

有一个环流。熔池液态金属的表面张力温度系数 $\partial\gamma/\partial T$ 的符号由负变为正时,熔池中的流体流动方式也发生显著的变化,特别是熔池后部垂直方向的流速分量 \bar{w} 由负变为正,对降低焊缝中气孔、夹杂物的形成倾向极为有利。

参考文献

- [1] Wu C S. *Acta Metall Sin*, 1997; 33: 774
(武传松. 金属学报, 1997; 33: 774)
- [2] Cao Z N, Wu C S, Wu L. *Acta Metall Sin*, 1994; 30: B532
(曹振宁, 武传松, 吴林. 金属学报, 1994; 30: B532)
- [3] Wu C S, Sun J S. *Computat Mater Sci*, 1998; 9: 397
- [4] Kim Y S, Eagar T W. *Weld J*, 1993; 72: 269s
- [5] Rhee S, Kannateu-Asibu E. *Weld J*, 1992; 71: 381s
- [6] Reutzel E W, Einerson C J. *4th International Conference on Trends in Welding Research*, Gatlinburg, Tennessee, 1995
- [7] Essers W G, Walter R. *Weld J*, 1981; 60: 37s
- [8] Chandel R S. *Met Construc*, 1988; (5): 214
- [9] Heiple C R. *Weld J*, 1985; 64: 159s
- [10] Zhang W Y. *Weld Met (Base part)*. Beijing: Mechanical Industry press, 1995: 64
(张文钺主编. 焊接冶金学(基础部分). 北京: 机械工业出版社, 1995: 64)
- [11] Zhang B F. *J Tianjin Univ*, 1986; (2): 38
(张炳范. 天津大学学报, 1986; (2): 38)