

A-TIG 焊中氧含量对熔池流动方式影响的数值模拟 *

赵玉珍 雷永平 史耀武

(北京工业大学材料学院, 北京 100022)

摘 要 建立了三维移动热源作用下焊接熔池的数学模型, 模拟了不同氧含量下熔池中的速度场和温度场。结果表明, 氧化物活性剂中的氧元素改变了熔池中的表面张力温度系数, 从而影响熔池中的流动方式, 是熔深和深宽比增加的重要原因; 随着氧含量的增加, 深宽比和熔深急剧增加, 熔宽减小。当氧含量超过 150×10^{-6} 时, 增加氧量, 熔池表面最高温度减小, 并逐渐趋于一定值; 当氧含量超过 200×10^{-6} 时, 深宽比、熔深和熔宽趋于一定值; 氧含量小于 300×10^{-6} 时, 熔池表面最高温度高于正表面张力温度系数作用的范围, 正、负表面张力温度系数在熔池中同时存在。当氧含量超过 300×10^{-6} 时, 熔池表面最高温度处于正表面张力温度系数作用的范围之内, 熔池中的表面张力温度系数为正值; 随着氧含量的增加, 在熔池中出现数目、大小、方向、位置不同的涡流, 当两个涡流的方向均由熔池边缘流向熔池中心的环流时, 涡流有效地把电弧能带到熔池底部, 产生较大的熔深和深宽比。

关键词 A-TIG 焊, 氧含量, 表面张力, 流动方式, 深宽比

中图法分类号 TG401

文献标识码 A

文章编号 0412-1961(2004)10-1085-08

MODELING OF THE EFFECTS OF OXYGEN CONTENT ON FLOW PATTERNS IN A-TIG WELDING

ZHAO Yuzhen, LEI Yongping, SHI Yaowu

School of Materials Science and Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100022

Correspondent: SHI Yaowu, professor, Tel: (010)67392523, E-mail: shiyw@bjut.edu.cn

Supported by National Key Basic Research and Development Programme of China (No.G1998061500)

Manuscript received 2003-08-14, in revised form 2004-02-16

ABSTRACT A 3D mathematical model was developed to calculate the temperature and velocity distributions in a moving A-TIG weld pool with different oxygen concentrations. It is shown that the oxygen element, which changes the temperature dependence of surface tension coefficient ($\partial\gamma/\partial T$) from a negative value to a positive value, can cause significant changes in the weld penetration and depth/width ratio (D/W) of the weld pool. When the oxygen content increases, the weld bead penetration and D/W increases sharply while the weld metal width decreases. When oxygen content exceeds 150×10^{-6} , the surface temperature decreases and then remains a constant. When the oxygen content increased beyond 200×10^{-6} , the increase in oxygen content did not effect the weld pool size and shape. As the oxygen content is less than 300×10^{-6} , negative and positive $\partial\gamma/\partial T$ exist at the same time in the weld pool. The increase of oxygen content and the decrease of surface temperature can extend the region of positive surface tension coefficient and increase the depth of the pool. As the oxygen content exceed 300×10^{-6} the temperature at the maximum surface tension increases beyond the simulated maximum surface temperature, and $\partial\gamma/\partial T$ is positive. Depending upon the oxygen concentrations, three, one, or two vortexes with different positions, strengths, and directions may be found in the weld pool. The contrary vortexes can efficiently transfer the thermal energy from the arc, creating a deep weld pool.

KEY WORDS A-TIG welding, oxygen content, surface tension, flow patterns, depth/width ratio

近年来, 一种新型高效的焊接方法 —A-TIG 焊引起

世界范围内研究者的高度重视。20 世纪 60 年代, 乌克兰巴顿焊接研究所首先将焊剂用于氩弧焊, 90 年代末, 美国研究机构 (EWI) 和英国研究机构 (TWI) 开展广泛研究, 分别研制出用于奥氏体不锈钢、低合金钢的氩弧焊焊剂^[1-3], 并且已应用于海军造船业, 而国内的研究是刚刚起步^[4,5]。目前国内外开发并使用的活性剂主要有: 氧

* 国家重点基础研究发展规划资助项目 G1998061500

收到初稿日期: 2003-08-14, 收到修改稿日期: 2004-02-16

作者简介: 赵玉珍, 女, 1974 年生, 博士生

化物、氟化物和氯化物。氟化物和氯化物的毒性较大,不易推广应用。所以国外焊接不锈钢、碳钢等所使用的活性剂以氧化物为主。

A-TIG 焊可以大幅度增加熔深,提高焊接效率。对熔深增加机理的初期考察和分析认为,电弧收缩是 A-TIG 焊接熔深增加的一项重要原因^[1,4,5],但不是唯一原因。此后又建立了“表面张力流动变化”理论^[6-8],当液态金属处于氧化性气氛中或液态金属中含有氧、硫元素或其他微量元素时,液态金属的表面张力数值降低,表面张力温度系数 $\partial\gamma/\partial T$ 为正值,熔池中心区温度最高,液态金属形成从熔池周边向中心的表面张力流,熔深增大。

自 80 年代中期, Kou 等^[9], Tsai 等^[10] 开始建立理论模型来研究表面张力对熔池中流体流动和熔深的影响,通过改变表面张力温度系数 $\partial\gamma/\partial T$ 的正、负性质,可以预测出熔池中出现反向流动的涡流。Zacharia 等^[11,12], Pitscheneder 等^[13] 和 Wang 等^[14,15] 分别模拟和实验了不同硫含量下熔池的瞬态发展过程。但是氧含量对熔池的影响目前还未有统一的定论。Heiple 和 Roper^[6-8] 认为氧元素对表面张力温度系数的影响小于硫,但是 Aidun 等^[16] 的研究却表明氧元素的影响大于硫。目前国内外对于氧含量对熔池中液体的流动方式的影响还未见报道。本文建立了三维移动热源作用下焊接熔池的数学模型,以 PHOENICS 软件为基础,并进行二次开发,编制用户子程序,模拟不同氧含量情况下熔池中的流动方式和温度场的变化,为 A-TIG 焊的推广应用提供理论依据,指导实践。

1 数学模型

1.1 控制方程

假设熔池中高温金属的流动为层流、不可压缩 Newton 流体;焊接电弧的热流密度分布及电流密度分布服从径向对称的 Gauss 分布;熔池的自由表面为平面;浮力项处理方法采用 Boussinesq 假设。移动热源焊接过程如图 1 所示,电弧以匀速 u_x 沿 x 轴正方向移动。则描述移动热源作用的三维坐标系下的控制方程组为

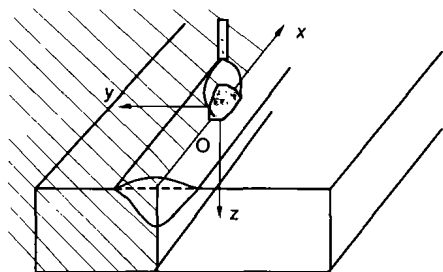


图 1 移动热源和坐标系

Fig.1 Schematic diagram of the weld and the coordinate system used in the calculation

连续方程

$$\rho \frac{\partial u}{\partial x} + \rho \frac{\partial v}{\partial y} + \rho \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (1)$$

x 方向动量守恒方程

$$\begin{aligned} -\rho \frac{\partial(u_x u)}{\partial x} + \rho \frac{\partial(u u)}{\partial x} + \rho \frac{\partial(v u)}{\partial y} + \rho \frac{\partial(w u)}{\partial z} = \\ \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial y} \right) + \\ \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial z} \right) - \frac{\partial P}{\partial x} + S_x \end{aligned} \quad (2)$$

y 方向动量守恒方程

$$\begin{aligned} -\rho \frac{\partial(u_x v)}{\partial x} + \rho \frac{\partial(u v)}{\partial x} + \rho \frac{\partial(v v)}{\partial y} + \rho \frac{\partial(w v)}{\partial z} = \\ \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial v}{\partial y} \right) + \\ \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial v}{\partial z} \right) - \frac{\partial P}{\partial y} + S_y \end{aligned} \quad (3)$$

z 方向动量守恒方程

$$\begin{aligned} -\rho \frac{\partial(u_x w)}{\partial x} + \rho \frac{\partial(u w)}{\partial x} + \rho \frac{\partial(v w)}{\partial y} + \rho \frac{\partial(w w)}{\partial z} = \\ \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial w}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial w}{\partial y} \right) + \\ \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial w}{\partial z} \right) - \frac{\partial P}{\partial z} + S_z \end{aligned} \quad (4)$$

能量守恒方程

$$\begin{aligned} \rho \frac{\partial}{\partial x} (u H) + \rho \frac{\partial}{\partial y} (v H) + \rho \frac{\partial}{\partial z} (w H) = \\ \frac{\partial}{\partial x} \left(K \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \\ \frac{\partial}{\partial z} \left(K \frac{\partial T}{\partial z} \right) + S_H \end{aligned} \quad (5)$$

式中 u, v, w 分别代表 x, y, z 方向的速度, u_x 为移动热源的速度, ρ 为密度, K 为热传导率, μ 为粘度, P 为压力, H 为混合焓, S_x, S_y, S_z 分别为 x, y, z 方向上动量方程的源项, S_H 为能量方程的源项。

1.2 源项的处理

焊接熔池中的体积力为电磁力和浮力

$$F = \vec{J} \times \vec{B} - \rho \beta g (T - T_a) \quad (6)$$

其中 $\vec{J}$ 为电流密度矢量, $\vec{B}$ 为磁通量矢量, β 为热膨胀系数, T_a 为室温。

合金相变的处理采用 Enthalpy-Porosity Technique 方法^[17], 液相体积分数 f_l 采用线性关系

$$f_l = \begin{cases} 0 & T < T_s \\ \frac{T-T_s}{T_l-T_s} & T_s \leq T \leq T_l \\ 1 & T > T_l \end{cases} \quad \begin{matrix} \text{固相区} \\ \text{糊状区} \\ \text{液相区} \end{matrix} \quad (7)$$

式中, T_s 为固相温度, T_l 为液相温度.

则动量守恒方程中的源项分别为

$$\begin{aligned} S_x &= -\frac{C(1-f_l)}{f_l^3}u + (\vec{J} \times \vec{B})_x; \\ S_y &= -\frac{C(1-f_l)}{f_l^3}v + (\vec{J} \times \vec{B})_y; \\ S_z &= -\frac{C(1-f_l)}{f_l^3}w + (\vec{J} \times \vec{B})_z + \rho g \beta (T - T_m) \end{aligned} \quad (8)$$

式中, C 为枝晶形貌常数, T_m 为熔点.

能量方程是用显热来表示的, 其源项则包括对流引起的相变潜热变化和移动热源引起的相变潜热变化.

$$\begin{aligned} S_H &= -\rho \frac{\partial}{\partial x}(u\Delta H) - \rho \frac{\partial}{\partial y}(v\Delta H) - \\ &\quad \rho \frac{\partial}{\partial z}(w\Delta H) + \rho \frac{\partial}{\partial x}(u_x\Delta H) \end{aligned} \quad (9)$$

ΔH 为温度 T 的函数

$$\Delta H = \begin{cases} L & T > T_l \\ Lf_l & T_s < T < T_l \\ 0 & T < T_s \end{cases} \quad (10)$$

式中, L 为潜热.

1.3 边界条件

1.3.1 能量边界条件 (1) 作用于工件上表面的热流密度分布服从 Gauss 分布

$$q_{\text{arc}} = \frac{3\eta UI}{\pi\sigma_q^2} \exp\left(-3\frac{x^2+y^2}{\sigma_q^2}\right) \quad (11)$$

式中, U 为电弧电压, I 为焊接电流, σ_q 为电弧热流密度的有效半径 (取 3 mm), η 为电弧热效率.

(2) y 方向中心对称面为绝热面

$$\frac{\partial T}{\partial y} = 0 \quad (12)$$

(3) 其它外边界为自然对流与辐射边界

$$q_{\text{loss}} = -h_c(T - T_a) - \sigma\varepsilon(T^4 - T_a^4) \quad (13)$$

式中, h_c 为对流系数, σ 为 Stefan-Boltzman 常数, ε 为表面发射率, T_a 为室温.

1.3.2 动量边界条件 (1) y 方向中心对称面的流动边界条件

$$\frac{\partial u}{\partial y} = 0 \quad \frac{\partial w}{\partial y} = 0 \quad v = 0 \quad (14)$$

(2) 表面张力

$$\begin{aligned} -\mu \frac{\partial u}{\partial z} &= \frac{\partial \gamma}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial x} \\ -\mu \frac{\partial v}{\partial z} &= \frac{\partial \gamma}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial y} \end{aligned} \quad (15)$$

表面张力温度系数 $\partial\gamma/\partial T$ 是温度 T 和氧元素含量 a_i 的函数^[18]

$$\begin{aligned} \frac{\partial \gamma}{\partial T} &= -A - R\Gamma_s \ln(1 + K_{\text{seg}}a_i) - \\ &\quad \frac{K_{\text{seg}}a_i}{(1 + K_{\text{seg}}a_i)} \frac{\Gamma_s(\Delta H^\circ)}{T} \\ K_{\text{seg}} &= k_1 \exp\left(\frac{-\Delta H^\circ}{RT}\right) \end{aligned} \quad (16)$$

式中, A 为常数; R 为气体常数; γ_m 为纯金属在熔点 T_m 时的表面张力; k_1 为与偏聚熵有关的常数; ΔH° 为标准吸热焓; Γ_s 为饱和表面过剩; K_{seg} 为氧元素平衡吸附系数.

图 2 是表面张力温度系数随温度和氧含量变化的曲线. 从式 (16) 和图 2 可以推出: 表面张力和表面张力温度系数是温度和氧含量的函数; 相同温度下, 表面张力温度系数随氧含量的增加而增加; 氧含量增加时, 最大表面张力处的温度也随之增加.

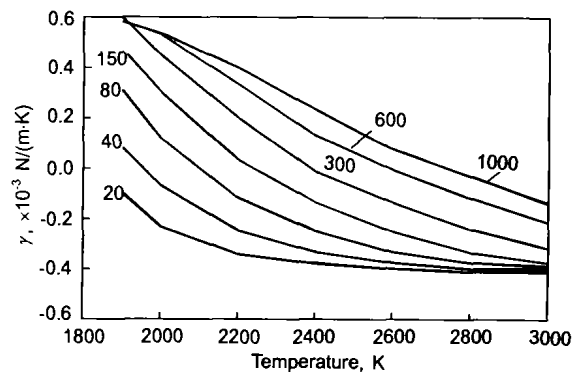


图 2 Fe-O 系统中表面张力温度系数随氧含量和温度的变化^[17]

Fig.2 Variations of surface tension coefficient $\partial\gamma/\partial T$ of Fe-O system with the oxygen content (mass fraction, 10^{-6}) and temperature^[17]

2 模拟实现

移动热源焊接过程如图 1 所示, 电弧以匀速 $u_x = 2.0 \text{ mm/s}$ 沿 x 轴正方向移动. 由于电弧移动中心为对称面, 计算域在 y 轴方向上取为一半. 综合考虑计算精度和计算时间, 合理剖分计算区域网格. 计算区域为 $100 \text{ mm} \times 25 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ (试样尺寸 $100 \text{ mm} \times 50 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$).

采用非均分网格,在近热源处网格相对密些,远离热源处相对疏些,以提高计算结果精度. 网格剖分数 $i \times j \times k$ 为 $250 \times 30 \times 20$, 在 x 方向上均分, 在 y, z 方向上呈指数形式非均匀分布, 电弧中心所在的网格点位置 $i \times j \times k$ 为 $120 \times 1 \times 1$. 采用 SIMPLE 算法, 利用软件 PHOENICS3.3 进行温度场、速度场的求解. 在软件的接口程序 GROUND 编制用户子程序, 以加入复杂的边界条件和源项. 计算材料为 SUS304 不锈钢, 其成分和焊接参数的选用均采用 Lu^[19] 的实验条件, 材料的热物性参数如表 1 所示.

3 模拟结果与讨论

图 3 给出了模拟计算的熔深、熔宽、深宽比 D/W 随氧含量的变化曲线. 可以看出, 随氧含量增加, 熔宽迅速减小, 熔深与深宽比迅速增加, 当氧含量超过 200×10^{-6} 时, 上述三个量均逐渐趋于一定值. 图 3b 中给出了添加三种活性剂条件下的测试结果^[19], 以与计算曲线比较.

图 4 为模拟计算出的不同氧含量下熔池表面最高温度 and 不同氧含量下熔池中发生最大表面张力处的温度曲线. 可知, 随着氧含量的升高, 最大表面张力处的温度也随之升高. 模拟计算出的熔池中的最高表面温度, 随着氧含量的升高而升高, 当超过 150×10^{-6} 时, 最高表面温度反而减小, 并逐渐趋于一定值. 氧含量小于 300×10^{-6} 时, 熔池中的最高表面温度高于最大表面张力发生的温度, 熔池中将会存在正、负两种符号的表面张力温度系数. 当氧含量超过 300×10^{-6} 时, 熔池中的最高表面温度低于最大表面张力发生的温度, 熔池中的表面张力温度系数为正.

图 5, 6, 7 分别是氧含量为 50×10^{-6} , 100×10^{-6} , 200×10^{-6} 时熔池的温度场和速度场, 可见, 不同氧含量下, 熔池中的流动方式发生显著的变化. 焊接熔池中并没有活性元素的作用时, $\partial\gamma/\partial T$ 为负, 熔池中形成由熔池中心流向边缘的涡流, 熔池浅而宽^[9]. 而活性元素氧决定了 $\partial\gamma/\partial T$ 的变化, 从而改变了熔池中的流动方式和熔池

形状.

当氧含量为 50×10^{-6} 时, 如图 5 所示, xz 面 ($i=1$) 上有三个涡流: 熔池前部向外的涡流和熔池后部一个向外的小涡流和一个反向的大的向内涡流. 根据图 4 可知, 氧含量为 50×10^{-6} 时, 最大表面张力发生在 2003 K 等温线附近即正表面张力温度系数温度范围在 2003 K 以内, 而熔池中心和边缘的表面张力小, 所以在熔池后部形成两个方向相反的涡流: 一个向外的小涡流和一个反向的向内的较大涡流, 向内的涡流明显强于向外的涡流. 两个涡流

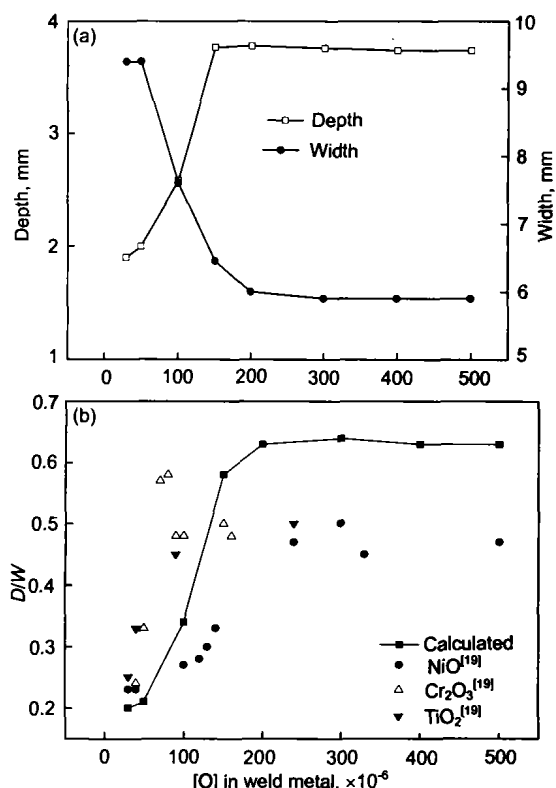


图 3 熔深、熔宽、深宽比 D/W 随熔池中氧含量的变化
Fig.3 Calculated curves of depth and width (a), and D/W (b) vs $[O]$ in weld metal, some experimental results^[19] also given in Fig.3b

表 1 计算中采用 SUS304 不锈钢的热物理参数

Table 1 Thermophysical properties of SUS304 stainless steel and welding conditions used in calculation

Parameter		Parameter and condition	
Solidus temperature T_s , K	1670.0	Latent heat of melting L , $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$	2.675×10^5
Liquids temperature T_l , K	1723.0	Radiation emissivity ϵ	0.4
Viscosity μ , $\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}$	0.006	Coefficient of thermal expansion β , K^{-1}	10^{-4}
Thermal conductivity of solid K , $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	22.0	Surface excess at saturation Γ_s , $\text{kg}\cdot\text{mole}\cdot\text{m}^{-2}$	2.03×10^8
Standard heat of adsorption ΔH^0 , $\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{mol}^{-1}$	-146.3×10^3	Ambience temperature T_a , K	298.0
Specific heat of liquid c_s , $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	700.0	Welding current I , A	160
Density ρ , $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	7200.0	Arc efficiency η	0.75
Constant related to entropy of segregation k_1	1.38×10^{-2}	Welding voltage U , V	14

在近自由表面处相遇于熔池后部 $1/2$ 处, 由于向内的涡流较强, 熔池后部的流体基本上是一个向内的大环流, 而向外的小环流被挤压到近表面处. 两涡流的相遇形成流向

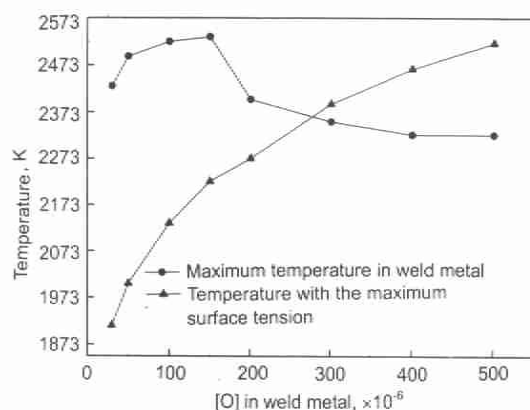


图 4 不同氧含量下熔池表面最高温度和发生最大表面张力处的温度

Fig.4 Simulated curves of temperatures vs [O] in weld metal

熔池底部的较强流速, 对该区域熔池底部直接冲击, 将热量传递给基体金属, 从而加速了该区域的熔化速率, 大大增加了熔池深度. 从相应的温度场分布可以看出, 反向涡流使此处的等温线下移, 此区域的温度梯度小于熔池底部和近自由表面的温度梯度. 熔池前部的 $\partial\gamma/\partial T$ 为负值, 所以只有一个由熔池中心流向熔池边缘向外的涡流, 相应的熔深较浅. 在 xy 面 ($k=1$) 上, 熔池后部边缘约有 $1/2$ 区域的速度由边缘流向中心. 并且在发生最大表面张力处 (2003 K) 附近的等温线密集, 此处温度梯度大于其他区域的温度梯度. 取 yz 面 ($i=117$), 即熔池后部的两个涡流汇合处的横截面, 可以看出, yz 面 ($i=117$) 上的速度场比较复杂, 但在熔池边缘处仍存在一个流向熔池中心的向内涡流. 从对应的温度场中可以看出, 熔池中部的温度梯度小于近熔池表面处和熔池底部的温度梯度.

由图 4 可知, $[O]=100\times 10^{-6}$ 时, 表面张力温度系数为正的溫度范围增加到 2133 K. 图 6 为 $[O]=100\times 10^{-6}$ 时的温度场和速度场. 在 xz 面 ($j=1$) 上只有一个流向熔

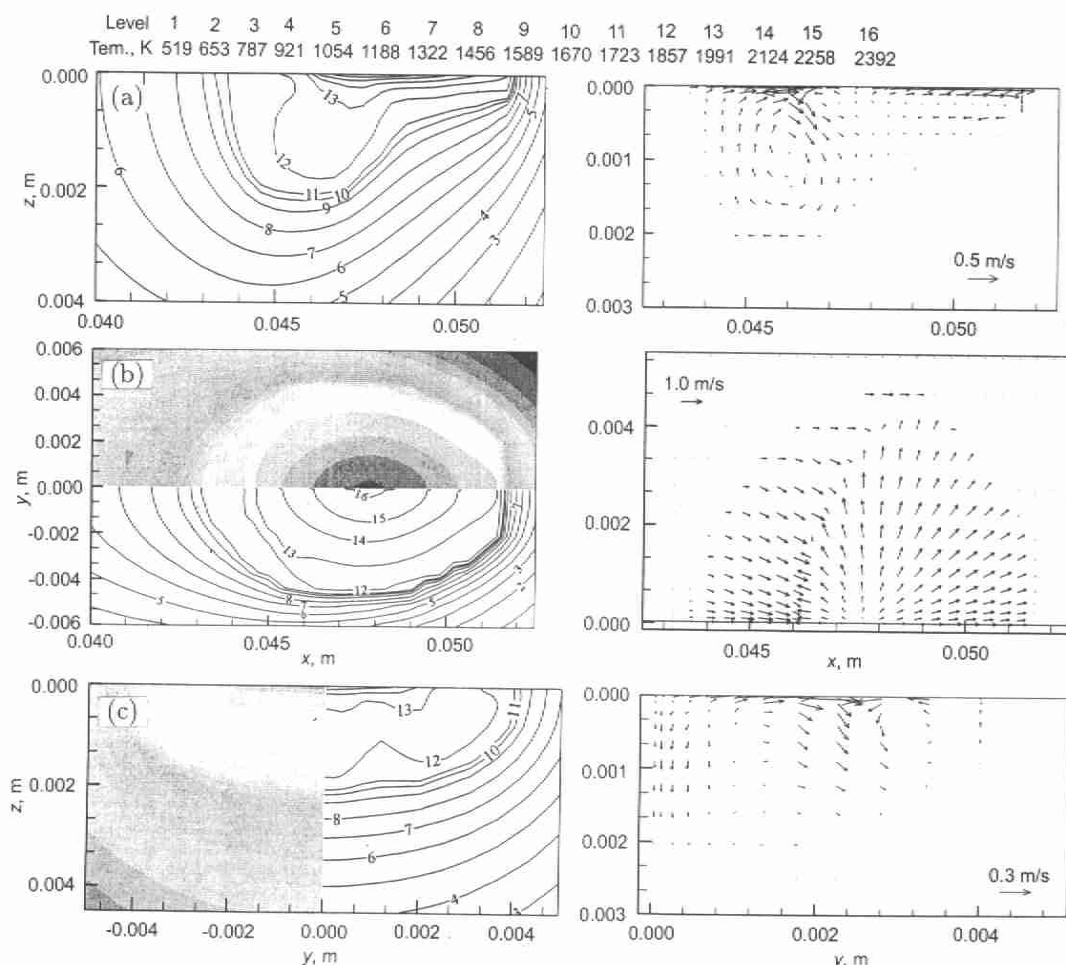


图 5 计算的氧含量为 50×10^{-6} 时的温度场和速度场

Fig.5. Simulated temperature and velocity fields at arc center with net points of $j=1$ (a), $k=1$ (b) and $i=117$ (c) in the melting pool with $[O]=50\times 10^{-6}$

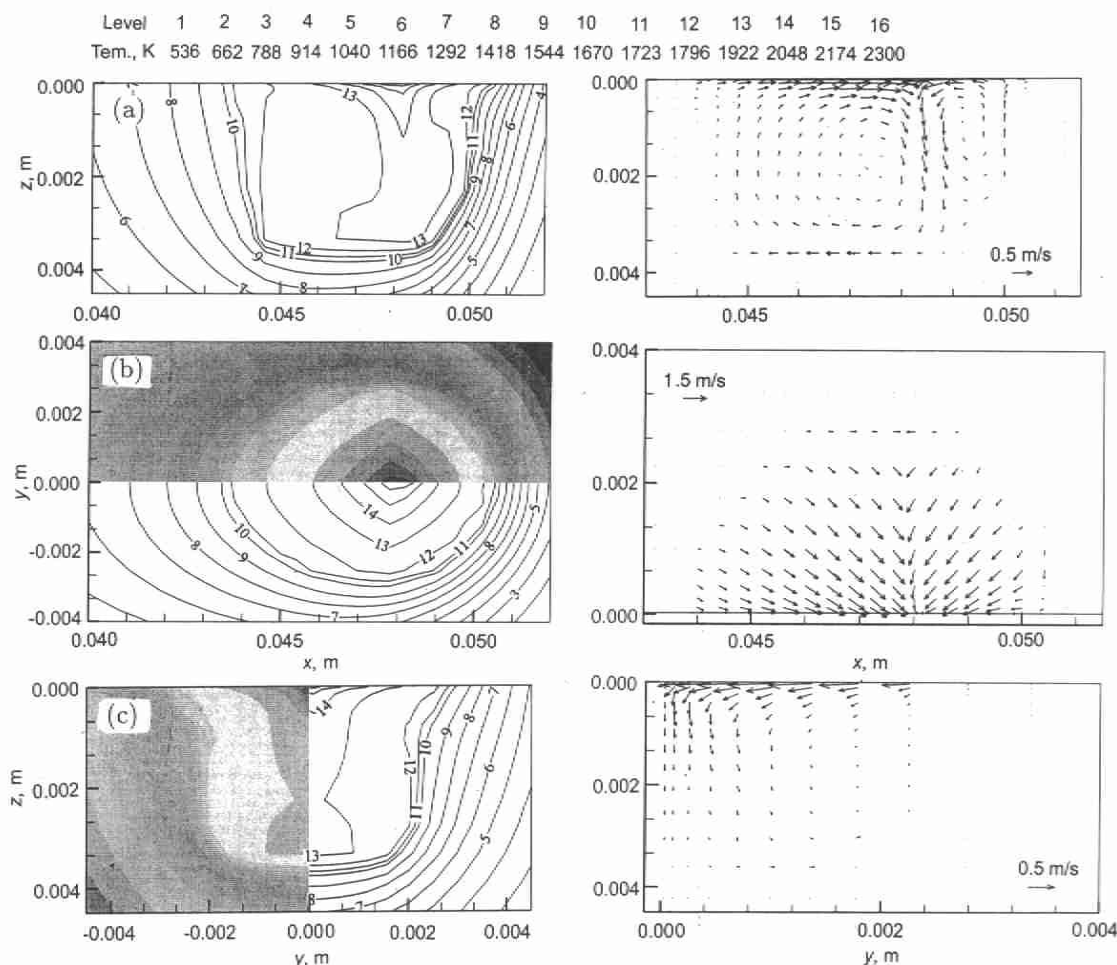


图6 氧含量为 100×10^{-6} 时的温度场和速度场

Fig.6 Simulated temperature and velocity fields at arc center with $j=1$ (a), $k=1$ (b) and $i=120$ (c) in melting pool with $[O]=100 \times 10^{-6}$

池前方的大涡流,这是熔池后部向内的涡流与熔池前部向外的涡流汇合成而成的大涡流;熔深增大,熔池长度变化甚微,但熔池整个位置前移,熔池最深处的位置也随之前移;从相应的温度场可以看出,熔池前部的温度梯度大于后部的温度梯度.在 xy 面 ($k=1$) 上,由熔池边缘流向中心的速度场已超过一半,相应的温度场在速度方向变化处出现凸起.在最大表面张力处的等温线 (2133 K) 附近的温度梯度最大,此种情况下熔宽减小到 7.6 mm. yz 面 ($i=120$) 上,有一个在熔池中心自由表面处向外的小涡流和边缘处向内的大涡流.最大温度梯度出现在靠近熔池中心处和熔池边缘,中部的温度梯度较小.

图7为氧含量为 200×10^{-6} 时的温度场和速度场.由图4可知,此时正表面张力温度系数的温度范围已达 2273 K,熔池中的最高温度为 2400 K,熔池中的表面张力温度系数几乎全部为正,只在熔池中心很小的范围内还存在负的表面张力温度系数.因此在 xy 面 ($k=1$) 上,金属液体几乎完全是由熔池边缘流向熔池中心,相应的熔宽减小.在 xz 面 ($j=1$) 上有两个向内的涡流,两个涡流在

近电弧中心处汇合,形成向下较强流速,增加熔池深度. yz 面 ($i=120$) 上是由熔池边缘流向熔池中心的向内的大涡流,最大温度梯度依然在近表面处和熔池底部.

由图4可知, $[O] = 300 \times 10^{-6}$, 400×10^{-6} , 500×10^{-6} ,模拟计算出的熔池中的最高表面温度均处于正表面张力温度系数的温度范围,则熔池中的表面张力温度系数都为正,熔池中只存在由熔池边缘流向熔池中心的涡流,流动方式随着氧含量的增加基本上不发生变化,熔深和熔宽也相应地不发生变化.

计算所选用的材料与 Lu^[19] 采用 SUS304 不锈钢试件尺寸、焊接条件和成分一致.其平均成分为: 0.06% C, 0.44% Si, 0.96% Mn, 8.19% Ni, 18.22% Cr, 0.027% P, 0.001% S, 0.0016% O, 其余为 Fe. Lu 考察了单一活性剂 NiO, Cr_2O_3 , TiO_2 对熔池深宽比的影响.活性剂均匀地置于试样表面中部 $100 \text{ mm} \times 50 \text{ mm} \times 0.1 \text{ mm}$ 的小槽中.采用的焊接参数为:直流电源, W-2% ThO_2 电极直径为 1.6 mm,保护气为氩气,流量为 10 L/min,焊接电流为 160 A,焊接速度为 2.0 m/s.并用 HORIBA

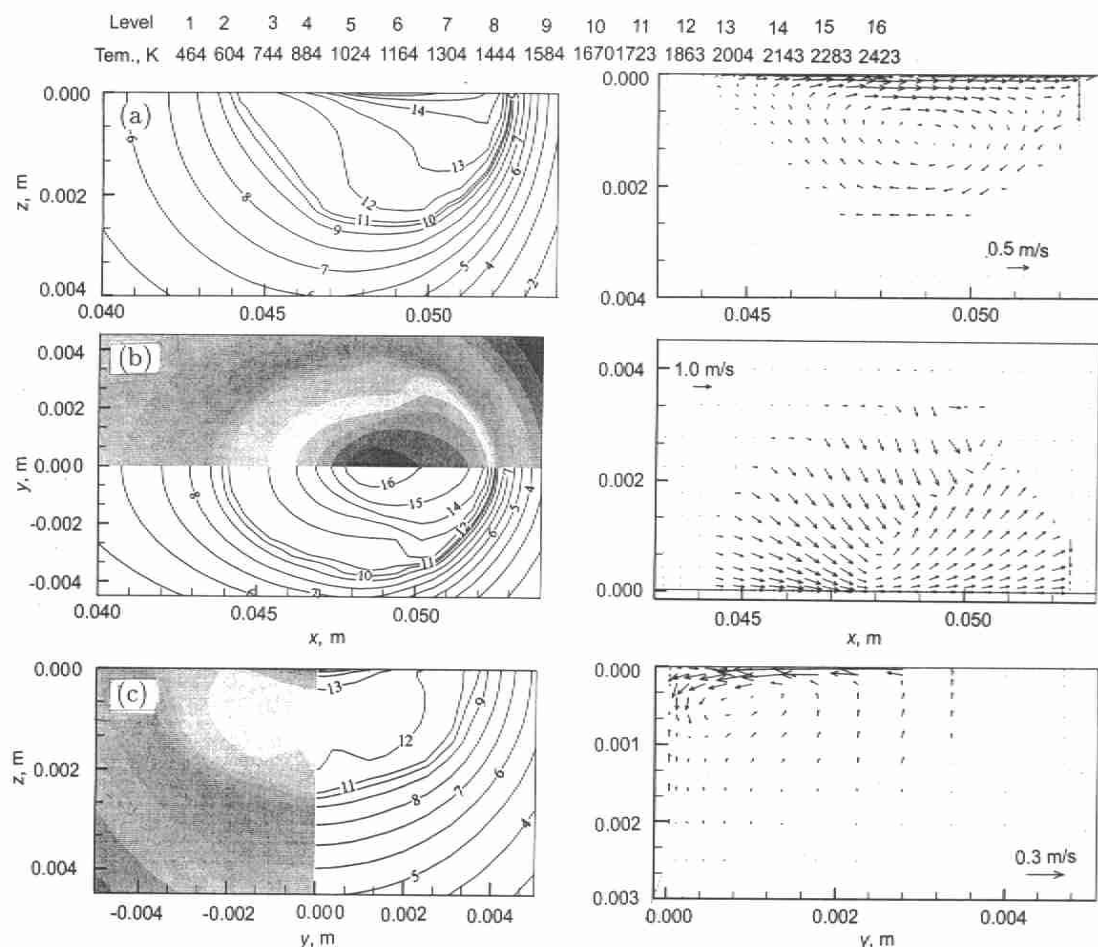


图 7 氧含量为 200×10^{-6} 时的温度场和速度场

Fig.7 Simulated temperature and velocity fields at arc center with $j=1$ (a), $k=1$ (b) and $i=120$ (c) in melting pool with $[O]=200 \times 10^{-6}$

EMGA520 氧氮分析仪测出熔池中的氧含量。实验测出的不同活性剂下熔池中的氧含量对深宽比 D/W 的影响如图 3b 中的曲线 2, 3, 4 所示, 深宽比 D/W 随着氧含量的增加而增大, 然后保持一常数值, 与模拟计算出的结果较为一致。

Hsieh^[20] 的研究表明, 氧含量超过 40×10^{-6} 时熔池中的表面张力温度系数 $\partial\gamma/\partial T$ 可能出现正值, 氧含量为 120×10^{-6} 时, 深宽比较 70×10^{-6} 大幅度增加。杨春利等^[4,5,21] 利用熔池振荡及熔池谐振信号的检测, 以熔池自身固有振荡频率与熔池尺寸的内在关系测定熔池金属表面张力, 研究了薄板 SUS304 不锈钢 TIG 焊不同熔池尺寸的表面张力变化以及活性剂对熔池表面张力的影响, 发现活性剂能较大幅度地降低焊接熔池表面张力, 并且活性剂的涂量对熔池表面张力也存在影响, 当涂数量大于某一值后, 熔池的表面张力的变化出现饱和。刘凤尧等^[22], 张瑞华等^[23] 分别研究了 CaF_2 , SiO_2 , NaF , Cr_2O_3 和 TiO_2 对焊缝形成的影响, 这些活性剂都能够有效地增加不锈钢和钛合金的熔深, 随着涂数量的增加, 熔深也相应

增加, 但是当涂数量增加到一定数值时, 熔深增加达到饱和, 与模拟计算得出的规律一致。

4 结论

(1) 氧化物活性剂中的氧元素影响了熔池中的流动方式, 是熔深和深宽比 D/W 增加的重要原因。

(2) 随着氧含量的增加, D/W 和熔深增加, 并趋于一定值, 而熔宽相应减小, 也趋于一定值。

(3) 熔池中的最高温度, 随着氧含量的升高而升高, 当超过 150×10^{-6} 时, 最高温度反而减小, 并逐渐趋于一定值。氧含量小于 300×10^{-6} 时, 熔池中的最高温度高于正表面张力温度系数发生的温度范围, 正、负表面张力温度系数在熔池中同时存在。当氧含量超过 300×10^{-6} 时, 熔池中的最高温度处于正表面张力温度系数的温度范围, 熔池中的表面张力温度系数为正值。

(4) 随着氧含量的增加, 在熔池中出现数目、大小、方向、位置不同的涡流, 当熔池中的表面张力温度系数为正值时, 熔池中两个涡流的方向都为由熔池边缘流向中心的环流, 涡流有效地把电弧能带到熔池底部, 产生较大的

熔深.

参考文献

- [1] Paskell T. *Weld J*, 1997; 4: 57
- [2] Lucas W. *Weld Met Fabr*, 1996; 1: 11
- [3] Anderson P C J. *Weld Met Fabr*, 1996; 3: 108
- [4] Yang C L, Ushio M. *Welding*, 2000; 4: 16
(杨春利, Ushio M. 焊接, 2000; 4: 16)
- [5] Yang C L, Ushio M. *Welding*, 2000; 5: 15
(杨春利, Ushio M. 焊接, 2000; 5: 15)
- [6] Heiple C R, Roper J R. *Weld J*, 1982; 61(4): 97
- [7] Heiple C R, Roper J R. *Weld J*, 1983; 62(3): 72
- [8] Heiple C R, Roper J R. *Weld J*, 1981; 60(8): 143
- [9] Kou S, Sun D K. *Metall Trans A*, 1985; 16A(2): 203
- [10] Tsai N S, Eagar T W. *Metall Trans B*, 1985; 16B: 841
- [11] Zacharia T, David S A. *Weld J*, 1989; 12: 499
- [12] Zacharia T, David S A. *Weld J*, 1989; 12: 510
- [13] Pitscheneder W, Debroy T, Mundra K, Ebner R. *Weld J*, 1996; 3: 71
- [14] Wang Y, Shi Q, Tsai H L. *Metall Trans B*, 2001; 32B(2): 145
- [15] Wang Y, Tsai H L. *Metall Trans B*, 2001; 32B(6): 501
- [16] Aidun D K, Martin S A. *J Mater Eng Perfor*, 1997; 6: 496
- [17] Bennon W D, Incropera F P. *Int J Heat Mass Trans*, 1987; 30: 2161
- [18] Sahoo P, Debroy T, McNallan M J. *Metall Trans B*, 1998; 19B: 483
- [19] Lu S P. *Mater Trans*, 2002; 11: 2926
- [20] Hsieh R I, Pan Y T, Liou H Y. *J Mater Eng Perfor*, 1999; 8(1): 68
- [21] Yang C L, Ushio M. *Chin J Mech Eng*, 2000; 10: 59
(杨春利, Ushio M. 机械工程学报, 2000; 10: 59)
- [22] Liu F Y, Lin S B, Yang C L. *Trans China Weld Inst*, 2002; 23(2): 5
(刘凤尧, 林三宝. 焊接学报, 2002; 23(2): 5)
- [23] Zhang R H, Fan D. *J Gansu Univ Technol*, 2002; 28(1): 7
(张瑞华, 樊丁. 甘肃工业大学学报, 2002; 28(1): 7)