

旁路等离子-MIG 复合电弧及耦合熔池作用机理与数值分析

王子然¹, 苗玉刚¹, 王林¹, 马旭伯¹, 魏超², 张本顺³

(1. 哈尔滨工程大学, 水下机器人技术国家级重点实验室, 哈尔滨, 150001; 2. 中国机械总院集团哈尔滨焊接研究所有限公司, 哈尔滨, 150028; 3. 江苏自动化研究所, 连云港, 222006)

摘要: 旁路等离子-MIG 复合工艺是通过等离子焊枪的导电铜嘴与焊丝之间形成的分流弧、焊丝与母材之间的主路弧同轴耦合进行焊接的新型工艺, 不但保持了 MIG 焊的高效性, 还可以通过对旁路电流的调节实现焊接过程能量的精确控制。为了深入了解该工艺条件下复合电弧与耦合熔池的物理作用机制, 通过建立流体动力学瞬态计算模型, 并基于合理的试验验证, 对旁路电流加载前后气液两相内部及界面处的传热传质行为进行了对比研究。结果表明, 相比未加载旁路电流时, 电弧的最高温度下降约 1 000 K, 同时电弧与耦合熔池交界处的有效热通量整体下降; 熔池内部液态金属回流速度明显下降, 因此导致熔深和熔宽尺寸均有所减少; 复合电弧和耦合熔池的最大电磁力方向没有改变, 但数值均有所降低。

创新点: (1) 建立了旁路等离子-MIG 复合焊计算模型, 揭示了复合电弧与耦合熔池的能量交换机制。

(2) 揭示了旁路电流的引入对于复合电弧与耦合熔池内部电磁场的影响机理。

关键词: 旁路分流; 等离子-MIG 复合焊; 复合电弧; 耦合熔池; 传热传质

中图分类号: TG 456.9 **文献标识码:** A **doi:** 10.12073/j.hjxb.20220909004

0 序言

目前在工业制造领域, 包括船舶建造、航空航天、轨道交通等, 对高质量和高效率的新型焊接技术需求越来越迫切^[1]。实际生产中, 等离子弧焊 (plasma arc welding, PAW) 和熔化极惰性气体保护焊 (metal inert gas welding, MIG) 由于前者的高能量密度^[2]和后者的高柔性度、高效率^[3]等优点在工业领域广泛应用。旁路等离子体-MIG 同轴复合电弧焊是一种新型工艺, 既结合了这两种方法的优点, 同时又可以通过调节旁路电流的大小精确控制电弧能量, 从而能够适应不同加工场景及工作需求。

近年来, 等离子-MIG 复合电弧焊技术在国内外科科研与工程领域屡见报道。Bai 等人^[4]对其熔滴过渡特性进行了研究, 证明了亚射流过渡和射滴过

渡是这种工艺最稳定的熔滴过渡方式; Yang 等人^[5-6]则对其工艺特性进行了试验研究, 发现外侧的等离子电流有助于增加焊接熔深, 另外还对等离子体-MIG 复合电弧的作用机制进行了研究, 发现随着外部等离子电流的增加, 电弧的稳定性得到加强, 从而有助于进一步提高焊接质量; 而在基于旁路电流的等离子体-MIG 复合工艺方面, Miao 等人^[7]研究了其在加热和冷却过程中应力和变形的演变过程和作用机理, 发现这种方法有利于缓解焊后残余应力和变形; 需要指出的是旁路电流的概念是由美国肯塔基大学 Zhang 教授^[8]首先提出, 他们使用钨极作为分流电极分走 MIG 电弧的电流, 以减少母材的热输入; Huang 等人^[9]提出将这一思想与等离子热丝工艺方法相结合进行镍基合金增材制造, 发现熔覆层的高度随着旁路电流的增加而增加。前期的研究报道主要集中在等离子-MIG 同轴复合技术在改善焊接增材过程中材料成形、电弧及熔滴特性等方面的研究, 但是基于旁路电流的等离子-MIG 复合电弧和熔池的物理作用机制研究却未见报道。

文中借助商用流体计算软件 Fluent, 采用数值

收稿日期: 2022-09-09

基金项目: 国家自然科学基金面上资助项目 (51975138); 工信部高技术船舶科研项目 (2019J360 号); 工信部高技术船舶科研项目 (NO.CJ05N20)。

模拟^[10]和物理试验相结合方法,针对旁路电流对等离子体-MIG 复合电弧和耦合熔池影响机理进行深入研究,相关研究结果不仅丰富了电弧焊接理论及方法,同时为焊接过程能量精确控制提供更多可行性。

1 数值模型

1.1 原理与计算域

图 1 是旁路等离子体-MIG 复合工艺的原理和 2D 计算模型。旁路等离子体-MIG 复合工艺的设计原

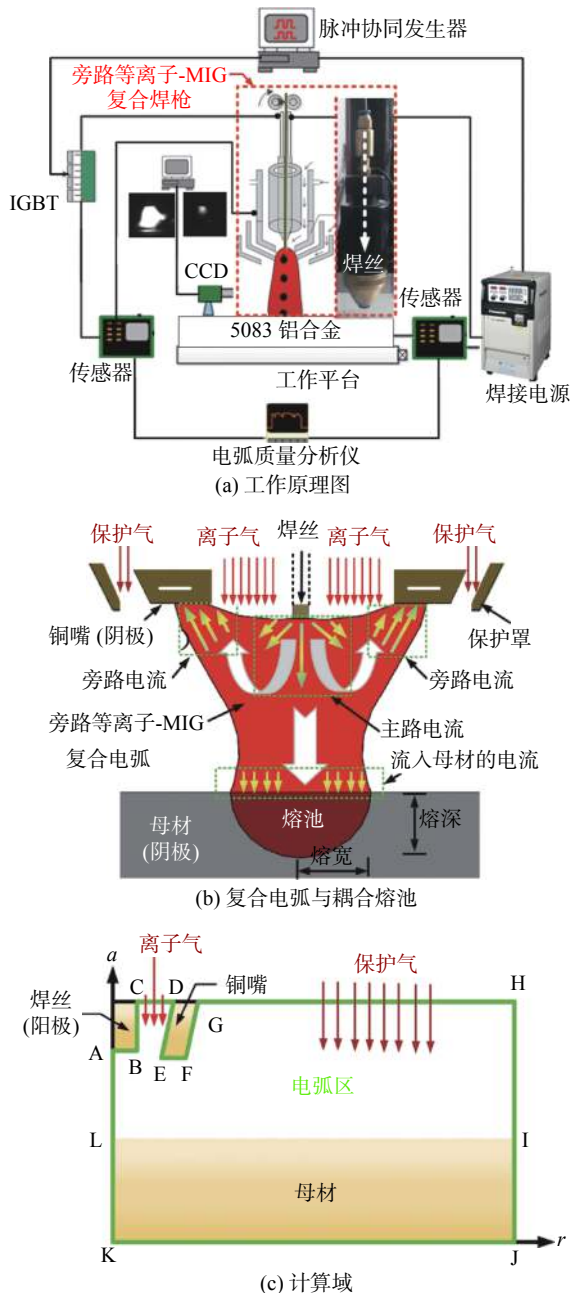


图 1 旁路等离子-MIG 复合工艺原理及计算域

Fig. 1 Principle and calculation domain of plasma-MIG hybrid technology. (a) principle; (b) hybrid arc and molten pool; (c) calculation domain

理是通过与电源负极相连的等离子焊枪铜嘴和与电源正极相连的焊丝间形成分流弧,分走焊丝与母材间主路电弧的电流,如图 1a 所示,为了防止铜嘴过热烧损,铜嘴采用循环水冷却;图 1b 为旁路等离子-MIG 复合焊接电弧与熔池的作用原理;图 1c 为根据原理设计的数值模型包括焊丝区、铜嘴区、电弧区和母材区。模型的尺寸为 $24 \text{ mm} \times 12.8 \text{ mm}$ ($\text{KJ} \times \text{JH}$)。焊丝的半径为 0.6 mm ,铜嘴极的尺寸设置为 1 mm ,焊丝端部距离母材上表面的距离为 5 mm ,母材的厚度为 6 mm ,铜嘴出口半径 1.5 mm ,以上参数均是根据物理试验情况设定。全计算域采用四边形网格离散,由于焊丝下方、铜嘴下方以及气液交界面的区域传热传质行为较为剧烈,因此采用较小的网格尺寸 $0.1 \text{ mm} \times 0.1 \text{ mm}$,为了提高计算效率,其它部分的网格尺寸相对粗化。

1.2 基本假设

为了合理地计算、分析和证明旁路等离子-MIG 复合电弧和耦合熔池的复杂流体动力学行为,建立了如下重要假设。

- (1) 设置的模型是轴向对称的。
- (2) 流体是不可压缩的牛顿流体,流体流动为层流。
- (3) 在计算过程中,旁路等离子体-MIG 复合电弧直接作用于熔池的上表面,这里不考虑熔池变形。
- (4) 气体为纯氩气,其物理特性包括密度、比热、热导率等随温度变化,高温等离子体属于局部热动力平衡 (LTE)。
- (5) 不考虑金属液滴与电弧和熔池的相互作用。

1.3 控制方程

计算涉及的控制方程主要包括连续方程、动量守恒、能量守恒方程。二维坐标系下,连续方程为^[11]

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\rho r u) + \frac{\partial}{\partial a} (\rho v) = 0 \quad (1)$$

式中: ρ 为密度; t 为时间; u 和 v 分别为径向 r 和轴向 a 的速度。

径向和轴向的动量守恒方程为^[11]

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho u)}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\rho r u u) + \frac{\partial}{\partial a} (\rho u v) = - \frac{\partial p}{\partial r} - j_a B_\theta - 2\mu \frac{u}{r^2} + \\ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (2r\mu \frac{\partial u}{\partial r}) + \frac{\partial}{\partial a} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial a} + \mu \frac{\partial v}{\partial r} \right) + S_r \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho v)}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\rho r u v) + \frac{\partial}{\partial a} (\rho v v) = - \frac{\partial p}{\partial a} - j_r B_\theta - \rho g + \\ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r\mu \frac{\partial u}{\partial a} + r\mu \frac{\partial v}{\partial r}) + \frac{\partial}{\partial a} (2\mu \frac{\partial u}{\partial a}) + S_a \end{aligned} \quad (3)$$

式中: p 为压力; μ 为动态粘度; S_r 和 S_a 为径向和轴向源项; B_0 为磁场强度, 可由麦克斯韦方程得到; j_a 和 j_r 为轴向和径向电流密度。

能量守恒方程为^[11]

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho H)}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(\rho r u H) + \frac{\partial}{\partial a}(\rho v H) = \\ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{k}{C_p} \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial a} \left(\frac{k}{C_p} \frac{\partial T}{\partial a} \right) + S_E \end{aligned} \quad (4)$$

式中: H 为焓; k 为导热系数; T 为温度; S_E 为能量源项。

1.4 界面追踪

焓-孔技术^[11]是用来处理固相向液相转化过程中的热量变化, 可以表示为

$$H = h + \Delta H = \int_{T_\infty}^T C_p dT + f_l L \quad (5)$$

$$f_l = \begin{cases} 0 & T \leq T_s \\ (T - T_s)/(T_l - T_s), & T_s < T < T_l \\ 1 & T \geq T_l \end{cases} \quad (6)$$

式中: h 为金属的焓; C_p 为比热; f_l 为液相分数; L 为潜热; T_s 和 T_l 分别为固相和液相温度。

1.5 源项

源项包括动量和能量源项, 动量源项包括热浮力、马兰戈尼力, 分别表示为^[11]

$$S_r = -\frac{\mu}{K} u, S_a = -\frac{\mu}{K} v + \rho g \beta (T - T_{\text{melt}}) \quad (7)$$

$$K = \frac{f_l^3}{A(1 - f_l)^2} \quad (8)$$

$$\tau = \mu \frac{\partial V}{\partial n} = -\frac{d\gamma}{dT} \cdot \frac{\partial T}{\partial n} \quad (9)$$

式中: β 为热膨胀系数; A 为糊状区常数; τ 为马兰戈尼力; γ 为表面张力系数; n 为局部表面的切线方向。电弧区的能量源项为

$$S_E = \frac{j_r^2 + j_a^2}{\sigma_e} + \frac{5}{2} \frac{\sigma}{e} \left(j_a \frac{\partial T}{\partial a} + j_r \frac{\partial T}{\partial r} \right) - H_{\text{los}} \quad (10)$$

式中: σ_e 为电导率; H_{los} 为热损失。另外界面处的能量源项包括阴极中的电子激活、能量传递以及其表面的热损失被添加, 即

$$S = -|j_c| \phi_w + q_c - \sigma \varepsilon T^4 \quad (11)$$

式中: j_c 为阴极表面的电流密度; ϕ_w 为阴极的功函数; q_c 为传导能量; σ 为 Stefan-Boltzmann 常数; ε 为辐射率。

1.6 边界条件

阳极的边界 (AB, BC)、等离子铜嘴的边界 (DE, EF, FG) 以及两个气体速度入口 (CD, GH) 的温度被设定为 1 000 K, KA 为轴向对称轴, HI 为压力-出口边界, 在基底区域的边界 (IJ 和 JK) 有两个热交换过程, 即对流和辐射, 可以表示为^[12]

$$q = h_{\text{conv}}(T - T_{\text{amb}}) + \sigma \varepsilon (T^4 - T_{\text{amb}}^4) \quad (12)$$

式中: h_{conv} 为对流传热系数; T_{amb} 为环境温度。

1.7 材料模型

试验使用的母材是典型船用 5083 铝合金, 其热物理性能^[13]如表 1 所示。气相是纯氩气且不考虑空气的影响^[14], 其热物理性能见文献 [15]。

表 1 5083 铝合金热物理性能
Table 1 5083 aluminum alloy property parameters

环境温度 T_{amb}/K	固相线温度 T_s/K	液相线温度 T_l/K	热传导率(固态) $k_s/(\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	热传导率(液态) $k_l/(\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	比热容(固态) $c_s/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	比热容(液态) $c_l/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	粘度 $\mu/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	密度 $\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$
300	847	933	235	90	1 050	1 200	0.004 2	2.66
辐射率 ε	磁导率 $\mu_0/(\text{H} \cdot \text{m}^{-1})$	相变潜热 $L/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1})$	线膨胀系数 $\alpha/10^{-5} \text{K}^{-1}$	电导率 $\sigma_e/(\text{W}^{-1} \cdot \text{m}^{-1})$	传热系数 $k/(\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1})$	功函数 ϕ_w/eV	表面张力温度梯度系数 $\gamma/(\text{N} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	
0.15	1.26	3.87	2.3	1.7	20	3.0	-1.55	

2 计算结果与分析

2.1 复合电弧与耦合熔池演变过程

计算过程采用的工艺参数如表 2 所示。计算结果如图 2 所示, 其中图 2a 为施加旁路电流时的复合电弧和耦合熔池的演变过程, 图 2b 为不施加旁

路电流时的电弧和耦合熔池的演变过程。可以看出 $t = 0.2 \text{ s}$ 时, 这两者的电弧和熔池都处于长大状态, 其中图 2a 中的母材仍处于尚未熔化状态; $t = 0.5 \text{ s}$ 时, 二者的电弧都已经趋于稳定, 但熔池的尺寸随着热通量的增加还在继续增长; 随着时间的增加, $t = 0.7 \text{ s}$ 时, 熔池内部的液态金属流动行为已经相对剧烈; $t = 1.2 \text{ s}$ 时, 图 2b 的母材已经熔透, 而

图 2a 的熔池形态还处于稳定的状态。

表 2 计算过程工艺参数
Table 2 Process parameters

序号	主路电流 I_1/A	旁路电流 I_2/A	离子气体流量 $Q_1/(\text{L}\cdot\text{min}^{-1})$	保护气体流量 $Q_2/(\text{L}\cdot\text{min}^{-1})$
1	140	15	1	15
2	140	0	1	15

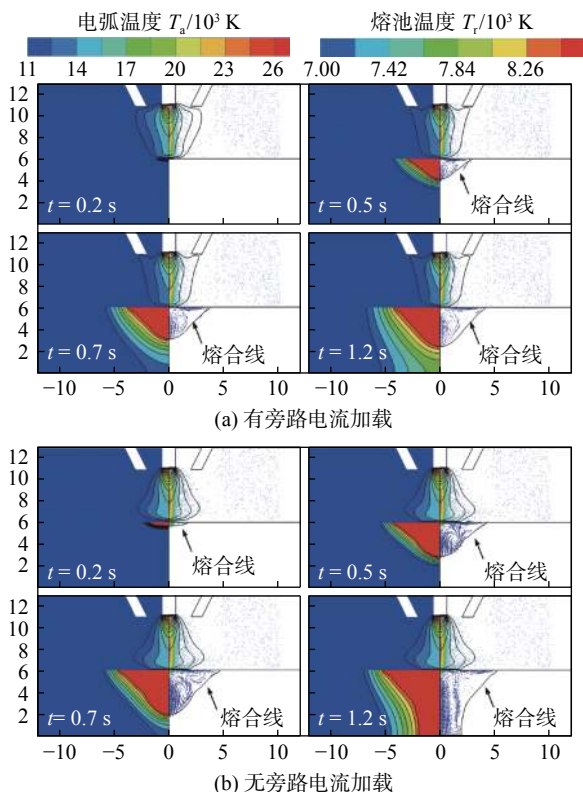


图 2 旁路等离子-MIG 复合电弧与熔池演变过程
Fig. 2 Plasma-MIG hybrid arc and molten pool evolution. (a) with bypass-current; (b) without bypass-current

从计算结果来看, 施加旁路电流时, 母材的热输入降低效果是明显的, 此外还可以看出施加旁路电流后, 电弧的高温等离子体形态产生了明显的变化, 这种变化主要体现在电弧下方出现了明显的收缩趋势, 而电弧加热面积的减少也是母材热输入降低的主要原因之一。由于进入电弧区的气相带电粒子部分向阴极扩散, 导致图 2a 的电弧自身的热效应也有所降低, 这可以从图 3 的电弧最高温度曲线得出。相比图 2b 所示结果, 图 2a 的电弧最高温度从初始时刻就较低, 这个最大温差接近 1 000 K, 且随着时间变化一直稳定存在, 如图 3 复合电弧温度曲线所示。差异的电弧行为最终导致了熔池内部液态金属的对流换热行为也产生了差异。

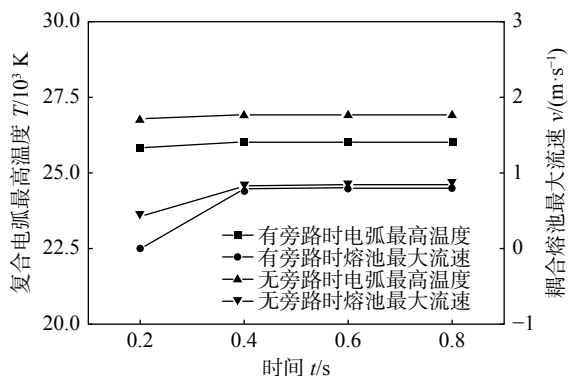


图 3 电弧最高温度与熔池最大流速随时间变化趋势
Fig. 3 Trend of maximum arc temperature and maximum melt pool flow velocity over time

整体来看, 熔池内部液态金属的流速均呈现先增加后稳定的变化趋势, 且施加旁路电流时熔池内部液态金属的流速更低, 如图 3 中最大流速曲线所示。当施加旁路分流时, 从初始时刻到 $t = 0.2 \text{ s}$, 母材几乎不熔化, 而不施加旁路分流时, 母材已经熔化, 且液相金属的最大流速达到 0.42 m/s ; $t = 0.5 \text{ s}$, 这两者的液态金属流速基本达到最大值, 以后时刻增长幅度都很小; 但是随着热输入增加, 母材的活化金属量继续增加, 熔池的面积继续增大, 不施加旁路电流时的母材金属活化速度要远远高于施加旁路电流时, 这可以通过图 2 中母材熔池面积的增加趋势看出, 最终 $t = 1.2 \text{ s}$, 不施加旁路电流时, 母材出现熔透现象, 而施加旁路电流时, 熔池仍处于稳定状态。

2.2 电弧—熔池界面热通量分析

图 4 为电弧与熔池的交界面处的有效热通量对比情况。由于电弧的本质是高温等离子体, 因而在焊接加工过程中电弧本身要向周围低温环境散失能量, 而真正由电弧传递给母材的能量是焊接加工过程中的有效能量, 即除去热损失而真正形成熔池的能量, 此处通过有效热通量的方式对有无旁路电流施加时有效能量区别进行对比分析。从计算结果来看, 当无旁路电流施加时, 电弧与熔池界面处的有效热通量整体更高, 但是当施加旁路电流时, 界面中心的能量峰值更高, 这是因为旁路电流施加后, 电弧的下部分产生压缩态, 因而在中心部分的能量密度更高, 但是由于部分带电粒子没有向母材运动, 趋向母材运动的能量粒子水平更低, 因而随着径向距离的增加, 能量的分布快速下降, 即有效加热面积减少, 整体的能量水平也就更低。

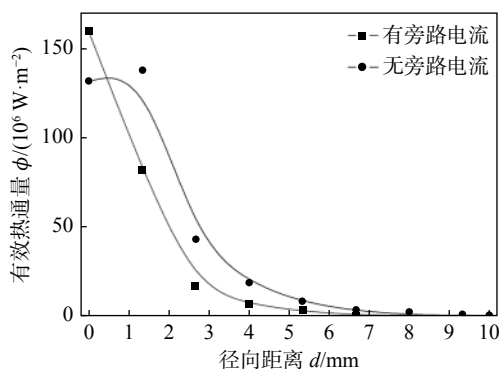


图 4 复合电弧与耦合熔池界面处的有效热通量对比

Fig. 4 Comparison of the effective heat flux at the interface between the hybrid arc and the molten pool

热量由电弧通过气液交界面向母材传递, 经过一段时间的能量演变和积累逐渐形成熔池. 图 5 为 $t = 1.2 \text{ s}$ 时熔池内部液态金属径向和轴向的流速以及它们对熔池尺寸的影响对比. 在轴向上, 液态金属在温度梯度的作用下由表面向下运动, 在一定范围内形成回流, 从计算结果可以看出, 当旁路电流施加时, 轴向的液态金属最大流动速度明显降低, 最终也导致了熔深尺寸的下降; 在径向上, 液态金属的回流驱动力还包括马兰戈尼力, 从计算结果可以看出径向上的液态金属回流运动最大速度整体水平较高; 当施加旁路电流时, 径向上的液态金属流动速度也有所降低, 最终也导致熔池的熔宽尺寸有所下降. 整体来看, 旁路电流的施加有减小熔池尺寸的作用, 在熔深方向的减小程度更明显, 这是因为旁路电流间接导致电弧中心附近能量传递水平下降剧烈, 例如在距离中心 1.5 mm 左右, 有效热通量已经下降了约 $60 \times 10^6 \text{ W/m}^2$, 因此母材积累的热量水平也就下降, 液化的母材体积更少, 以上

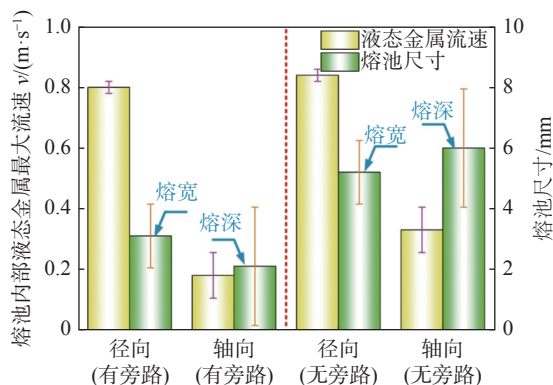


图 5 熔池内部液态金属流速对熔池尺寸的影响

Fig. 5 Influence of the liquid metal flow velocity on sizes of the molten pool

计算结果和分析说明这种新型工艺在电弧能量精确调控和减少母材热输入方面是有优势的.

2.3 电弧与熔池电磁效应分析

图 6 为 $t = 1.2 \text{ s}$ 时整个计算模型内, 包括电弧区和母材区的电流密度矢量分布. 从计算结果来看, 当施加旁路电流时, 在焊丝端和分流极端都有较高的电流密度分布, 且矢量方向相反, 这与试验设置是吻合的.

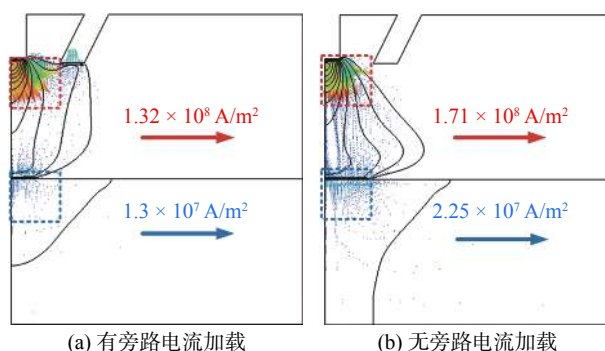


图 6 计算域内电流密度矢量分布情况对比

Fig. 6 Comparison of the current density vector distribution in the calculation domain. (a) with bypass-current; (b) without bypass-current

在电弧区, 无论是否施加旁路电流, 最大电流密度区均出现在焊丝极下方的电弧中心区, 且方向均是由焊丝极指向母材极, 但是最高电流密度的数值有所不同. 当施加旁路电流时, 电弧区的最大电流密度为 $1.32 \times 10^8 \text{ A/m}^2$, 熔池区的最大电流密度为 $1.3 \times 10^7 \text{ A/m}^2$; 不施加旁路电流时, 电弧区的最大电流密度为 $1.71 \times 10^8 \text{ A/m}^2$, 熔池区的最大电流密度为 $2.25 \times 10^7 \text{ A/m}^2$. 旁路电流施加前后电弧区最大电流密度相差接近 1.3 倍, 而母材区相差约 1.7 倍, 这是由于部分带电粒子在旁路电流施加前后分别向分流电极和向母材极运动的结果, 而电流密度的不同又会对磁场强度及分布产生影响.

图 7 为 $t = 1.2 \text{ s}$ 时, 计算域内电磁矢量的分布和数值对比情况. 从计算结果来看, 无论是否施加旁路电流, 最大磁力的位置和方向并没有改变, 但是其在电弧区的数值因为旁路电流的施加从 $7.1 \times 10^6 \text{ N/m}^3$ 下降到 $5.1 \times 10^6 \text{ N/m}^3$; 而其在熔池区的数值从 $8.4 \times 10^6 \text{ N/m}^3$ 下降到 $5.6 \times 10^6 \text{ N/m}^3$, 下降的趋势基本接近, 这说明旁路电流的施加不会改变最大磁场强度的方向, 但会降低电弧和熔池内部的电流密度的数值, 进而降低电磁力的数值, 即旁路电流有弱化磁场作用.

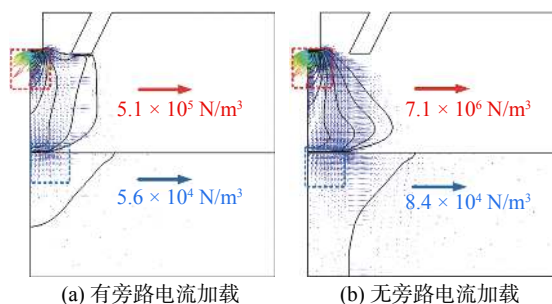


图7 计算域内电磁矢量分布情况对比

Fig. 7 Comparison of electromagnetic vector distribution in the calculation domain. (a) with bypass-current; (b) without bypass-current

2.4 试验验证

图8为施加旁路分流时的等离子-MIG复合电弧和熔池在 $t = 1.2\text{ s}$ 时的计算与试验结果对比, 其中类似的双侧分流机制下的高温等离子体图像已经由兰州理工大学石玟教授团队^[15]成功拍摄(图8左上所示). 从对比结果看出电弧下方的等离子体具有更高的温度, 而两侧的分流弧的等离子体温度较低, 图像中其亮度也较弱. 熔池的试验结果如图8左下所示. 总体来看, 模拟结果与试验结果在一定程度上能够匹配, 但是也存在一些误差: 其一是电弧根部的发散; 其二是熔宽尺寸误差约 0.5 mm , 造成这些误差的原因是由于没有考虑熔滴的影响, 其次数据处理过程也会产生一些误差.

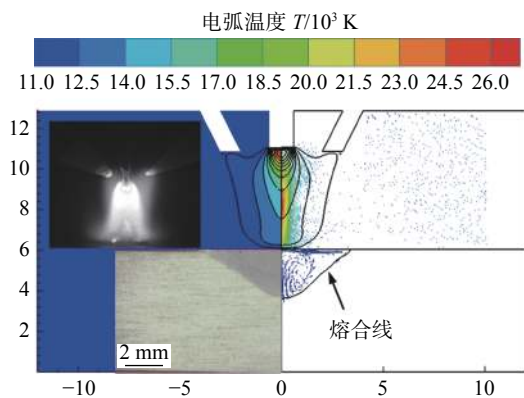


图8 模拟与试验结果对比^[15]

Fig. 8 Comparison between simulation and experiment results

3 结论

(1) 其它试验条件相同, 施加旁路电流后, 电弧有压缩趋势, 此外复合电弧和母材交界面处的有效热通量整体减少.

(2) 施加旁路电流后, 熔池内部液态金属在轴

向和径向上的回流速度有所降低, 最终导致熔池面积减小.

(3) 旁路电流的施加使电弧和熔池的电流密度下降约23%和42%, 因此导致等离子-MIG复合电弧和耦合熔池的最大电磁力数值减小约28%和33%, 但其方向没有改变.

参考文献

- [1] Zhang Zhihao, Wu Dongting, Zou Yong. Effect of bypass coupling on droplet transfer in twin-wire indirect arc welding[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2018(262): 123 – 130.
- [2] Li Yan, Wang Ling, Wu Chuansong. A novel unified model of keyhole plasma arc welding[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2019(133): 885 – 894.
- [3] Li Kehan, Zhang Yuming. Interval model control of consumable double-electrode gas metal arc welding process[J]. IEEE Tautom Scieng, 2010(7): 826 – 839.
- [4] Bai Yan, Gao Hongming, Qiu Lin. Droplet transition for plasma-MIG welding on aluminium alloys[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2010(20): 2234 – 2239.
- [5] Yang Tao, Xiong Jun, Chen Hui. Effect of process parameters on tensile strength in plasma-MIG hybrid welding for 2219 aluminium alloy[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016(84): 2413 – 2421.
- [6] Yang Tao, Chen Long, Zhuang Yuan, et al. Arcs interaction mechanism in plasma-MIG hybrid welding of 2219 aluminium alloy[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2020(56): 635 – 642.
- [7] Miao Yugang, Wang Ziran, Liu Ji, et al. Bypass-current plasma arc welding of aluminum alloy: thermal behavior, residual stress, and distortion[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2022(119): 5365 – 5376.
- [8] Zhang Y M, Jiang M, Lu W. Double electrodes improve GMAW heat input control[J]. Welding Journal, 2004(83): 39 – 41.
- [9] Huang Jiankang, Liu Shen, Yu Shurong, et al. Cladding Inconel 625 on cast iron via bypass coupling micro-plasma arc welding[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2020(56): 106 – 115.
- [10] Hu Gangxu, Yang Xingya, Yu Xingbin, et al. Investigation on automated loading of dynamic 3D heat source model for welding simulation[J]. China Welding, 2022, 31(3): 48 – 52.
- [11] 雷正, 朱宗涛, 李远星, 等. 空心钨极 TIG 焊电弧特性数值模拟[J]. 焊接学报, 2021, 42(9): 9 – 14.
- Lei Zheng, Zhu Zongtao, Li Yuanxing, et al. Numerical simulation of TIG arc characteristics of hollow tungsten electrode[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2021, 42(9): 9 – 14.

- 疲劳寿命及断口分析[J]. 焊接学报, 2013, 34(3): 105 – 108.
- Yang Wulin, Yang Xiaohua, Li Xiaoyan, *et al.* Analysis on fatigue property and fracture mechanism of TC4 titanium alloy joint during laser welding[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2013, 34(3): 105 – 108.
- [11] 许良, 马闯, 周松, 等. 载荷方向对 TC4 钛合金激光焊缝疲劳性能的影响[J]. 焊接学报, 2017, 38(6): 15 – 18.
- Xu Liang, Ma Chuang, Zhou Song, *et al.* Influence of loading direction on fatigue performance of TC4 titanium alloy laser weld[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2017, 38(6): 15 – 18.
- [12] Fu P F, Mao Z Y, Zuo C J, *et al.* Microstructures and fatigue properties of electron beam welds with beam oscillation for heavy section TC4-DT alloy[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2014, 27(4): 1015 – 1021.
- [13] International Organization for Standardization. Metallic materials-unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness, ISO 12135-2021[S]. Britain: International Organization for Standardization, 2021.
- [14] 王东坡, 刘凯悦, 邓彩艳, 等. 焊后热处理对拘束焊缝金属冲击韧性与断裂韧性的影响[J]. 焊接学报, 2020, 41(8): 63 – 67.
- Wang Dongpo, Liu Kaiyue, Deng Caiyan, *et al.* Effects of PWHT on the impact toughness and fracture toughness of the weld metal under restraint welding[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2020, 41(8): 63 – 67.
- 第一作者:** 王东坡, 博士, 教授, 博士研究生导师; 主要从事焊接结构断裂韧性和疲劳评估延寿方面的研究工作; Email: wangdp@tju.edu.cn.
- 通信作者:** 梁行, 博士; Email: hangliang@tju.edu.cn.

(编辑: 郑红)

[上接第 6 页]

- [12] Wu Dongsheng, Tashiro Shinichi, Hua Xueming, *et al.* Analysis of the energy propagation in the keyhole plasma arc welding using a novel fully coupled plasma arc-keyhole-weld pool model[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2019(141): 604 – 614.
- [13] Wu Dongsheng, Hua Xueming, Li Fang, *et al.* Understanding of spatter formation in fiber laser welding of 5083 aluminum alloy[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2017(113): 730 – 740.
- [14] Ding Xueping, Li Huan, Wei Huiliang *et al.* Numerical analysis of arc plasma behavior in double-wire GMAW[J]. Vacuum, 2016(124): 46 – 54.
- [15] 石玕, 陈作雁, 薛诚, 等. 双旁路耦合电弧铝合金 MIG 焊熔滴过渡形态研究[J]. 机械工程学报, 2010, 46(20): 77 – 79.
- Shi Yu, Chen Zuoyan, Xue Cheng, *et al.* Research on metal transfer in dual bypass MIG welding of aluminum[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2010, 46(20): 77 – 79.
- 第一作者:** 王子然, 博士研究生; 主要研究方向为金属材料焊接/增材过程数值模拟; Email: 285401897@qq.com.
- 通信作者:** 苗玉刚, 博士, 副教授, 博士研究生导师; Email: miaoyg@hrbeu.edu.cn.

(编辑: 郑红)

MAIN TOPICS, ABSTRACTS & KEY WORDS

Numerical analysis and mechanism investigation of the bypass-current plasma-MIG hybrid arc and the molten pool

WANG Ziran¹, MIAO Yugang¹, WANG Lin¹, MA Xubo¹, WEI Chao², ZHANG Benshun³(1. Harbin Engineering University, Harbin, 150001, China; 2. Harbin Welding Institute Limited Company, Harbin, 150028, China; 3. Jiangsu Automation Research Institute, Lianyungang, 222006, China). pp 1-6,13

Abstract: The bypass-current plasma-MIG hybrid welding is a new process by coaxial coupling of the shunt arc achieved between the conductive copper nozzle of the plasma torch and the welding wire and the main arc between the wire and the base material. This process not only maintains the high efficiency of MIG welding but also provides more schemes for precise control of the welding process energy through the regulation of the bypass current. In order to understand the physical mechanism of action of the hybrid arc and the molten pool under this process, a hydrodynamic transient model was developed and verified with a reasonable experiment to compare the heat and mass transfer behavior inside the gas and liquid phases, and at the interface between them before and after the bypass-current loading. The results show that the maximum temperature of the arc decreases by about 1 000 K compared to that without the bypass current, and the effective heat flux at the interface of the hybrid arc and the molten pool decreases overall; the liquid metal flow rate inside the molten pool decreases significantly, and thus leading to a decrease in both dimensions of the penetration and the width; the maximum electromagnetic force direction of the hybrid arc and the molten pool remains unchanged, but the values are reduced.

Highlights: (1) A computational model of the bypass-current plasma-MIG hybrid process was established to reveal the energy exchange mechanism between the hybrid arc and the molten pool.

(2) The effects of the bypass current on the electromagnetic field of the plasma-MIG hybrid arc and the molten pool were revealed.

Key words: bypass-current; plasma-MIG hybrid welding; hybrid arc; molten pool; heat and mass transfer

Comparative analysis of fracture toughness of EBW and TIG welded joints of TC4 titanium alloy

WANG Dongpo¹, ZHANG Zixuan¹, GAO Wenbin², DENG Caiyan¹, LIANG Hang¹, WANG Ting³(1. Tianjin University, Tianjin, 300072, China; 2. Jiangsu University of Science and Technology, Zhenjiang, 212100, China; 3. Shenyang Zhongtai Equipment Manufacturing Co., Ltd., Shenyang, 110206, China). pp 7-13

Abstract: For TC4 titanium alloy joints prepared by electron beam welding (EBW) and tungsten inert-gas arc welding (TIG), the fracture toughness of the weld, heat-affected zone and base metal were tested at four temperatures. Furthermore, the fracture toughness test results were analyzed by comparing the fracture morphologies, hardness distributions and microstructures. It is found that the fracture toughness of TC4 titanium alloy TIG joint weld or heat-affected zone is better than that of titanium alloy base metal, and the CTOD value decreases with the reduction of test temperature. In contrast, the fracture toughness for EBW joint seam is lower than that of the base metal, and the CTOD value for HAZ is close to that for base metal. Meanwhile, the change of temperature has no significant effect on the corresponding CTOD values. The weld in the titanium alloy TIG joint has a relatively lower hardness value, which is basket-shaped α Phase and lower proportion of martensite distribution. Those are the basic reasons for its higher fracture toughness. The acicular martensite distribution in titanium alloy EBW joint leads to the higher local hardness and lower fracture toughness.

Highlights: (1) The characteristic values of fracture toughness CTOD for the EBW and TIG welded joints of TC4 titanium alloy with high yield ratio were compared.

(2) The intrinsic mechanism on the difference of fracture toughness for the EBW and TIG welded joints of TC4 titanium alloy was clarified.

Key words: TC4 titanium alloy; fracture toughness; electron beam welding; tungsten inert-gas arc welding

Influence of flow direction of high-speed shielding gas on plume in fiber laser deep penetration welding

KONG Hua, YANG Wuxiong, ZOU Jianglin, ZHAO Zhenjia(High-