

超薄板脉冲微束等离子弧焊温度场动态分布特征及成形控制

何建萍, 陶旭阳, 吉永丰

(上海工程技术大学, 上海, 201620)

摘要: 在模拟计算 100 μm 超薄不锈钢板脉冲微束等离子弧焊过程的基础上, 研究了实际热源动态脉冲加载下的熔池温度场动态过程及脉冲参数对该动态过程的影响机制; 研究了脉冲参数对焊缝成形的影响, 对模拟计算的结果进行验证, 并探讨了脉冲参数和焊接速度的匹配与焊缝成形特征的关系. 结果表明, 超薄板脉冲微束等离子弧焊接的温度场变化具有周期性的波动特征和惯性特征, 脉冲频率越高或基值电流/峰值电流之比较小, 温度场变化的波动幅度也越大, 其相对于脉冲电流变化的惯性也越大; 脉冲电流下的焊缝成形有连续和不连续两种形式, 这与焊接速度、峰值电流作用时的焊缝长度、脉冲频率三者之间的匹配有关; 模拟计算的熔池最高温度超过熔点的持续时间与脉冲周期的比值结果较好地解释了试验得到的焊缝成形的连续程度.

创新点: 通过研究脉冲参数对焊接温度场动态变化惯性的影响来揭示超薄板焊缝成形机制.

关键词: 动态分布特征; 温度场; 脉冲微束等离子弧焊接; 成形控制

中图分类号: TG 456.2 **文献标识码:** A **doi:** 10.12073/j.hjxb.20200423001

0 序言

薄板连接越来越多地应用于航空航天、电子装备等精密制造领域, 但对于 100 μm 及以下厚度的超薄板, 因其太薄且对热输入非常敏感, 在焊接过程中容易出现变形和烧穿两个缺陷^[1].

钨极氩弧焊的电弧是开放电弧, 在采用小电流焊接超薄板时, 电弧很难稳定, 尤其不适合 100 μm 及以下厚度的超薄板的焊接^[2]. 高能束的电子束焊由于其快速电子束流的较大穿透力, 很难实现超薄板的柔性焊接^[3]; 而激光焊虽然在小功率下以较小的光斑大小实现了板厚在 100 ~ 200 μm 之间的超薄板搭接焊^[4], 但由于受到一定的穿透力限制, 对 100 μm 及以下厚度的超薄板对接焊具有一定的局限性. 微束等离子弧焊以其极细的电弧形貌、极小的热输入范围以及熔入型的焊接特征, 在对 100 μm 及以下厚度的超薄板对接焊时, 具有很大优势. 脉冲微束等离子弧焊以其脉冲电流的 4 个参数 (峰值

电流、基值电流、占空比、频率) 的不同匹配, 可细致调节超薄板焊接时的热输入, 以避免超薄板焊接时的烧穿和变形缺陷的出现^[5-6].

在脉冲微束等离子弧焊电弧的作用下, 超薄板焊接熔池的物理过程具有动态变化特征, 现有关于焊接熔池的物理过程多以直流热源的稳态过程研究为主^[7-13]. 文中以脉冲微束等离子弧焊 (pulsed microplasma arc welding, P-MPAW) 电弧的动态热源为关键, 研究 100 μm 超薄不锈钢板焊接的温度场分布的动态过程及脉冲参数对该动态过程的影响, 通过合理匹配脉冲电流的 4 个参数精细调节熔化和凝固过程, 有效抑制超薄板焊接过程中烧穿和变形缺陷的出现, 此研究对拓展超薄板在精密制造领域的应用具有重要意义.

1 超薄板脉冲微束等离子弧焊动态温度场模型

超薄板脉冲微束等离子弧焊动态温度场模型包括几何模型和数学模型. 在模型建立过程中, 采用脉冲微束等离子弧焊电弧的实际热源模型, 并假设: ①焊接过程中的熔池和电弧均关于焊缝中心线左右对称; ②工件的初始温度为室温 (20 $^{\circ}\text{C}$); ③以

恒定的速度进行焊接;④将辐射换热的影响耦合到对流换热中,不做单独考虑^[9]。

1.1 几何模型

文中计算的超薄板脉冲微束等离子弧焊动态温度场的母材为 0Cr18Ni9 不锈钢,尺寸为 100 mm × 60 mm × 0.1 mm。图 1 为超薄板脉冲微束等离子弧焊的模型示意图。对该模型进行网格划分可采用单元划分和实体单元划分。文中采用的是实体单元的网格划分,其网格采用六面体的对称非均匀网格,以解决计算精度与计算效率之间的矛盾。在熔池及其附近热影响区等温度梯度较大的区域采用细网格,而在温度梯度较小的区域采用较为稀疏的网格,如图 1b 所示。这样,既保证了计算精度,又减少了计算的迭代次数,可以缩短计算时间^[9]。

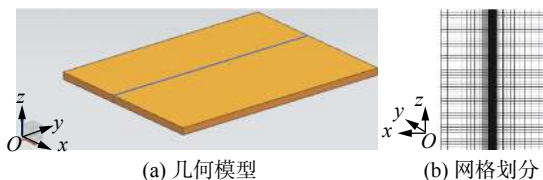


图 1 超薄板微束等离子弧模型示意图

Fig. 1 Model scheme for microplasma arc welding ultra-thin sheet. (a) geometry model; (b) grid scheme

1.2 数学模型

1.2.1 控制方程及初始条件和边界条件

超薄板脉冲微束等离子弧焊的数学模型是基于非线性瞬态三维热传导问题的控制方程,如式 (1) 所示。

$$\rho_0 \frac{\partial(CT)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q \quad (1)$$

式中: ρ_0 为密度; C 为比热容; T 为温度; t 为时间; λ 为热传导系数; x, y, z 为笛卡尔坐标; q 为微束等离子弧焊电弧向工件实际热输入的热流密度。

超薄板脉冲微束等离子弧焊数值模拟时,将初始温度设为室温;工件的边界条件主要是工件与周围环境的对流换热边界条件。

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_s = \alpha(T_f - T_s) \quad (2)$$

式中: α 为对流换热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$; n 为熔池表面的法线方向距离; T_s 为工件表面温度; T_f 为介质温度; s 为工件表面。

1.2.2 脉冲微束等离子弧焊电弧的实际热源及动态加载

采用间接光谱检测的微束等离子弧焊电弧温

度场计算所得到的 Gauss 热源的修正公式^[9],以热流密度表示,如图 2 所示。

$$q(r) = \frac{3P_{\text{arc}}}{\pi r_j^2} \exp\left(\frac{-5.145r^2}{r_j^2}\right) \quad (3)$$

式中: $q(r)$ 为脉冲微束等离子弧焊电弧向工件实际热输入的热流密度; P_{arc} 为微束等离子弧焊的电弧功率; r 为熔池表面上任意一点到电弧加热的阳极斑点中心的径向距离; r_j 为有效热源半径。

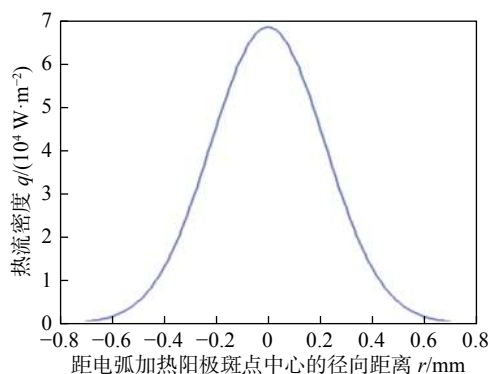


图 2 实际热输入的热流密度

Fig. 2 Heat flux density of the actual heat input

在考虑一定热输入效率 η 的情况下,微束等离子弧焊的电弧功率 P_{arc} 为

$$P_{\text{arc}} = \eta I_{\text{arc}} U_{\text{arc}} \quad (4)$$

式中: I_{arc} 为电弧电流; U_{arc} 为电弧电压。

超薄板脉冲微束等离子弧焊动态温度场模型计算的关键是在计算前引入脉冲电流的瞬时动态加载,即

$$I_{\text{arc}} = \begin{cases} I_b, t_p + kT_0 \leq t \leq (k+1)T_0 \\ I_p, kT_0 \leq t \leq t_p + kT_0 \end{cases}, (k = 0, 1, 2, 3, \dots) \quad (5)$$

式中: I_b 为基值电流; I_p 为峰值电流; t_p 为峰值电流作用时间; T_0 为脉冲周期; t 为时间; k 为整数序号。

超薄板脉冲微束等离子弧焊的动态温度场模拟计算时,有效热源半径 r_j 可通过电弧末端温度分布范围来确定,同时受基值电流、峰值电流、占空比、脉冲频率 4 个参数的影响,而电弧末端温度分布范围则是基于光谱检测的电弧温度场计算得到^[14]。

2 结果与讨论

2.1 超薄板 P-MPAW 温度场动态分布特征和参数影响机制

2.1.1 温度场动态分布特征

文中采用移动热源的行进速度为 4.1 mm/s、基

值电流 I_b 为 1 A、峰值电流 I_p 为 3 A、占空比 d 为 50%、脉冲频率 f 为 1 Hz 的脉冲参数,首先计算了脉冲微束等离子弧作用下的超薄板动态加热过程,得到的 100 μm 超薄不锈钢板焊接的温度场变化。图 3 为超薄板 P-MPAW 在不同时刻的温度分布云图。微束等离子弧作用时间为 1, 1.5, 2 s 时刻的温

度场,依次对应了一个稳定温度场变化周期的脉冲起始时刻、峰值电流和基值电流交替时刻、脉冲结束时刻的温度场。熔池的最高温度点始终处于热源轴中心的下方,然后熔池温度以一定的梯度向四周递减;同时,处于熔池中心前方的等温线相对较密。

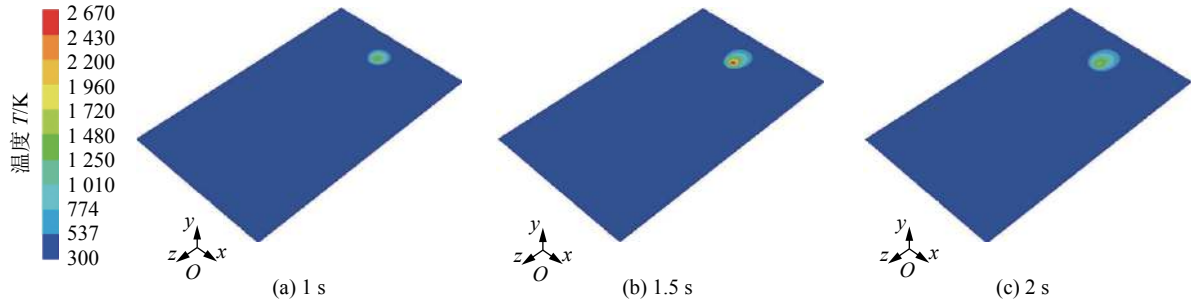


图 3 超薄板 P-MPAW 不同时刻的温度分布云图

Fig. 3 Temperature cloud map at different moments during P-MPAW ultrathin sheets. (a) 1 s; (b) 1.5 s; (c) 2 s

图 4 为微束等离子弧轴中心下的焊接熔池位置的温度(即最高温度)和脉冲电流随时间的变化曲线。熔池最高温度变化具有两个特征:周期性变化的波动特征和与脉冲电流变化不同步的惯性特征。仔细观察图 4 可知,在经历了第一个周期后,超

薄板焊接熔池最高温度的变化曲线呈锯齿状且周期性变化,这说明随着脉冲电流的周期性加载,熔池最高温度的变化具有周期性波动的特征,但是其随脉冲电流变化是不同步的。这是因为熔池最高温度的动态变化相对于脉冲电流的变化具有惯性,这种惯性主要表现在:对应于脉冲电流的上升沿和下降沿,熔池最高温度的变化速度跟不上脉冲电流的变化速度。

2.1.2 脉冲参数对熔池最高温度动态变化的影响机制

图 5 为不同脉冲参数下熔池最高温度的动态变化。在不同的脉冲参数下超薄板焊接的温度场发生了变化,其熔池最高温度的动态过程变化也随之改变。从图 5a 和图 5b 可知,占空比从 50% 提高至 70%,由于峰值电流的作用时间增加,使得对应于峰值电流的熔池最高温度在较高的温度段 ($>2500\text{ K}$) 的持续时间较长,同时,由于基值电流作用时间减小,使得超薄板冷却时间缩短,造成超薄板对应于基值电流的熔池最高温度明显上升。从图 5a 和图 5c 可知,基值电流/峰值电流从 1 A/3 A 变化至 1.5 A/2.5 A,由于基值电流的增加,导致基值电流作用下的熔池最高温度有了明显上升,约为 1980 K,但峰值电流的下降,对应于峰值电流的熔池最高温度并没有下降反而略有上升。这是因为基值电流增大引起熔池最高温度上升会持续影响后续峰值电流作用的时间段,使得该时间段熔池最高温度继续上升,其上升幅度甚至超过了因峰值电流下降而引起的熔池最高温度的下降幅度。从图 5a

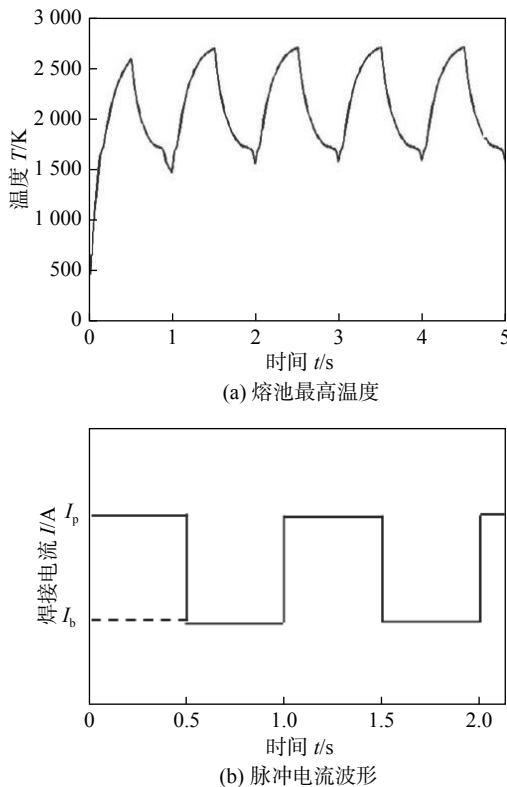


图 4 超薄板 P-MPAW 熔池最高温度和脉冲电流波形

Fig. 4 Maximum temperature of molten pool and pulsed current during P-MPAW ultrathin sheets. (a) maximum temperature of weld pool; (b) pulsed current curve

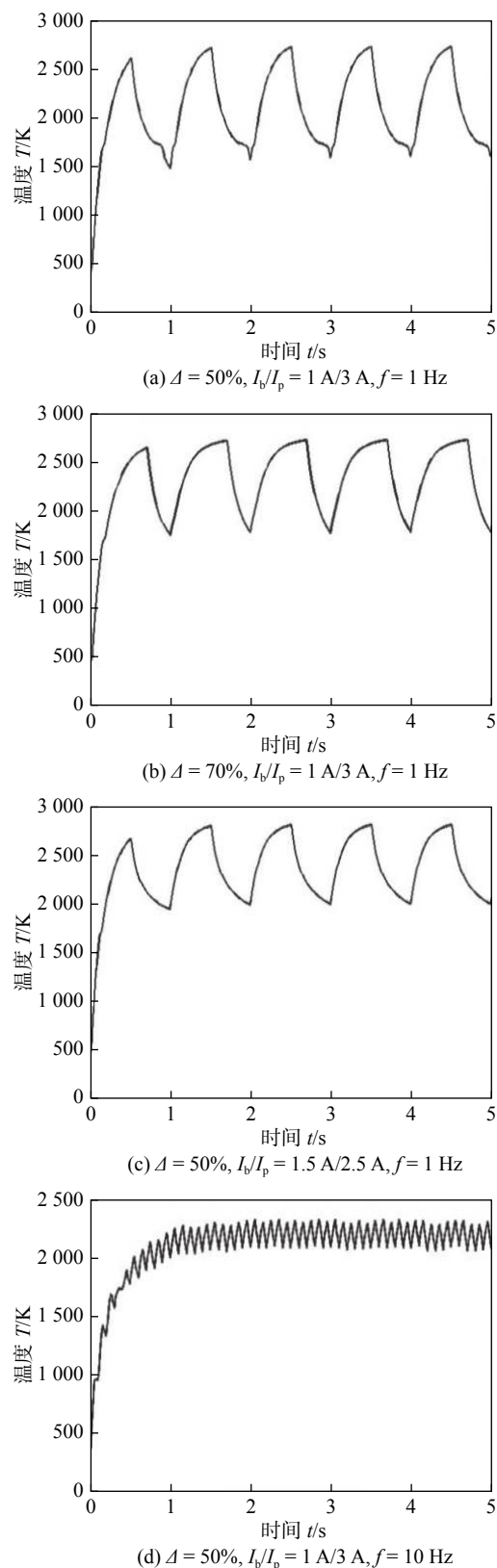


图 5 不同脉冲参数下超薄板焊接熔池最高温度随时间的变化

Fig. 5 Time dependent variation in maximum temperature of molten pool with different pulse parameters. (a) $\Delta=50\%$, $I_b/I_p=1\text{ A}/3\text{ A}$, $f=1\text{ Hz}$; (b) $\Delta=70\%$, $I_b/I_p=1\text{ A}/3\text{ A}$, $f=1\text{ Hz}$; (c) $\Delta=50\%$, $I_b/I_p=1.5\text{ A}/2.5\text{ A}$, $f=1\text{ Hz}$; (d) $\Delta=50\%$, $I_b/I_p=1\text{ A}/3\text{ A}$, $f=10\text{ Hz}$

和图 5d 可知, 当频率从 1 Hz 增加到 10 Hz, 超薄板焊接对应于基值电流的熔池最高温度上升至约 2 040 K, 对应于峰值电流的熔池最高温度下降了约 400 K, 这是因为随着频率的上升, 由于惯性的存在, 使得这时的熔池最高温度来不及上升到图 5a 中峰值电流的熔池最高温度的最大值 (2 750 K), 也来不及下降到图 5a 中基值电流的熔池最高温度的最小值 (1 600 K)。

为了进一步讨论脉冲参数对熔池最高温度相对于脉冲电流变化的惯性问题的影响, 文中进一步在图 5 曲线上选取对应于温度为 2 200 K 的温度点, 计算了该温度点处的温度上升速度 V_r 和下降速度 V_f , 并进一步计算了熔池最高温度超过母材熔点 (约为 1 750 K) 的持续时间占一个周期的比值 ρ , 如图 6 所示, 熔池最高温度的上升速度随脉冲频率的提高而加快, 当脉冲频率由 1 Hz 提高至 10 Hz 时, 由于脉冲电流在基值电流与峰值电流之间的切换频率增加, 造成熔池最高温度的上升速度由大约 1 800 K/s 上升至大约 4 500 K/s, 而基值电流/峰值电流之比和占空比的增加却使得熔池最高温度的上升速度有小幅降低, 但造成这两个上升速度降低的原因却不同。当基值电流/峰值电流之比从 1 A/3 A 增加到 1.5 A/2.5 A 时, 基值电流和峰值电流之间的差异减小, 使得对应于基值电流和峰值电流的熔池最高温度的差异也减小, 造成熔池最高温度的上升速度减小; 当占空比从 50% 增加至 70%, 因峰值电流作用时间增加和基值电流作用时间减小所造成的超薄板冷却时间缩短, 导致对应于基值电流的熔池最高温度明显上升, 由此造成对应于基值电流和峰值电流的熔池最高温度的差异减小, 使熔池最高温度的上升速度减小。

由图 6b 可知, 当频率从 1 Hz 增加至 10 Hz, 熔池最高温度的下降速度因基值电流与峰值电流之间的切换频率增加而增加 (由大约 3 400 K/s 增加至大约 5 500 K/s); 当占空比从 50% 提高至 70% 时, 熔池最高温度的下降速度从 3 400 K/s 上升至 3 730 K/s, 这是由于基值电流作用时间减小所造成的超薄板冷却时间缩短而使对应于基值电流的熔池最高温度明显上升; 当基值电流/峰值电流的比值由 1 A/3 A 改变为 1.5 A/2.5 A, 熔池最高温度的下降速度由大约 3 400 K/s 下降至大约 900 K/s, 这同样是由于基值电流和峰值电流的差异减小造成的。

进一步观察图 6c 可知, 当基值电流/峰值电流

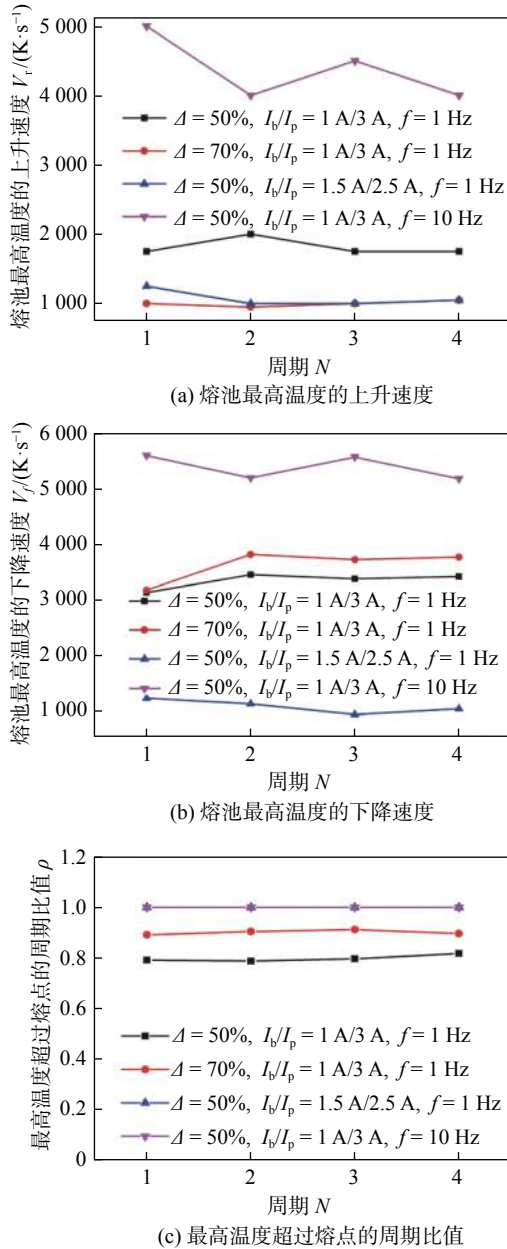


图6 熔池最高温度的变化特征

Fig. 6 Variation characteristic in the maximum temperature of the weld pool. (a) rising rate in the maximum temperature of the weld pool; (b) decline rate in the maximum temperature of the weld pool; (c) ratio of time span point with the highest temperature above melting point in a pulse cycle

的比值从 $1 \text{ A}/3 \text{ A}$ 变化到 $1.5 \text{ A}/2.5 \text{ A}$, 熔池最高温度超过母材熔点的持续时间与脉冲周期的比值 ρ (简称最高温度超过熔点的周期比值) 从 0.8 上升至 1, 这说明超薄板在焊接过程中沿焊接方向的熔化情况从 80% 的熔化程度到连续熔化程度 (即 100% 熔化). 虽然基值电流 1.5 A 在直流情况下母材不熔化, 但脉冲电流下高于平均电流 (2 A) 的峰值电流 2.5 A 作用, 使得该峰值电流作用时的母材熔化程度大于平均电流 (2 A) 作用时的母材熔化程

度, 由于该峰值电流对熔池加热的惯性存在, 使得脉冲电流下基值电流 1.5 A 时的熔池熔化程度要大于同值直流下 1.5 A 电流时熔池熔化程度. 当频率从 1 Hz 提高到 10 Hz 时, ρ 也从 0.8 上升至 1, 这是因为在相同的焊接行程范围内, 峰值电流的作用次数随着频率的增加而增加, 使得在同样焊接行程范围内的热输入增加, 造成熔池最高温度超过熔点的机率增大; 而占空比由 50% 增加到 70% 时, ρ 由 0.8 增加至 0.9, 这是因为基值电流作用时间减小所造成的超薄板冷却时间缩短而使对应于基值电流的熔池最高温度在较大范围内超过熔点.

2.2 超薄板脉冲微束等离子弧焊的焊缝成形控制

2.2.1 脉冲参数对焊缝成形的影响

在相同工艺参数条件下, 进一步对同厚度同材料的超薄板进行了脉冲微束等离子弧焊的工艺试验, 得到的单面焊双面成形的焊缝如图 7 所示.

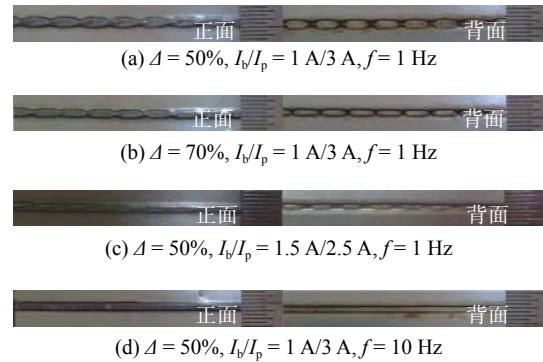


图7 不同脉冲参数下的焊缝形貌

Fig. 7 Weld morphology with different pulse parameters. (a) $\Delta = 50\%$, $I_b/I_p = 1 \text{ A}/3 \text{ A}$, $f = 1 \text{ Hz}$; (b) $\Delta = 70\%$, $I_b/I_p = 1 \text{ A}/3 \text{ A}$, $f = 1 \text{ Hz}$; (c) $\Delta = 50\%$, $I_b/I_p = 1.5 \text{ A}/2.5 \text{ A}$, $f = 1 \text{ Hz}$; (d) $\Delta = 50\%$, $I_b/I_p = 1 \text{ A}/3 \text{ A}$, $f = 10 \text{ Hz}$

从图 7 可知, 在基值电流/峰值电流的比值为 $1 \text{ A}/3 \text{ A}$ 、频率为 1 Hz 下的 50% 和 70% 占空比的焊缝成形均为母材熔化和母材不熔化的周期性交替的焊缝成形, 其母材熔化部分的长度占一个脉冲周期的焊接行程的比值分别为 0.8 和 0.9, 这与图 6c 中这两组脉冲参数下得到的 ρ 一致; 而基值电流/峰值电流的比值从 $1 \text{ A}/3 \text{ A}$ 变化至 $1.5 \text{ A}/2.5 \text{ A}$ 以及脉冲频率从 1 Hz 变化到 10 Hz 时, 焊缝成形分别如图 7c 和图 7d 所示, 均为连续熔化的焊缝成形, 这同样与图 6c 中这两组脉冲参数下得到的 ρ 一致.

图 7a 和图 7b 中的焊缝是不连续的, 图 7c 和图 7d 中的焊缝是连续的, 而图 7c 中焊缝宽度是宽

窄交替的, 图 7d 的焊缝宽度是一致的. 要获得“焊缝宽度一致”的良好的焊缝成形, 焊接速度与脉冲参数需合理匹配, 否则会造成图 7c 中焊缝成形宽度不一致的现象, 也会出现图 7a 和图 7b 的焊接熔池不连续的焊缝成形.

2.2.2 焊接速度与脉冲频率的匹配问题

对于脉冲微束等离子弧焊的焊缝成形, 由于受到基值电流和峰值电流的交替作用, 热输入也随之交替变化, 因此, 不同的脉冲参数会造成不同的焊缝成形. 而在脉冲参数不变的前提时, 随着焊接速度的增加, 焊缝的连续性及其宽度的一致性会越来越差. 换句话说, 当焊接速度一定时, 单纯增加脉冲频率会使单位时间的焊接行程中所经历的脉冲个数增加, 造成相邻峰值电流作用位置的熔池重叠. 当分别满足式 (6)~式 (8) 时, 焊缝会呈现不连续、连续但宽度不同、连续且宽度相等 3 种情况.

$$\frac{V_w}{h} > f \quad (6)$$

$$\frac{V_w}{h} = f \quad (7)$$

$$\frac{V_w}{h} < f \quad (8)$$

式中: V_w 为焊接速度; f 为脉冲频率; h 为峰值电流作用时的焊缝长度.

式 (6)~式 (8) 所示的焊接速度和脉冲频率的不同匹配, 可以解释图 7a、图 7b 以及图 7d 的焊缝成形. 对于图 7a 和图 7b, 在较小的基值电流 (1 A) 不能使母材熔化的情况下, 当测得的峰值电流作用时的焊缝长度 h (分别为 3.3 mm 和 3.6 mm) 与焊接速度 V_w 之间的比值 (分别为 1.24 和 1.13) 大于脉冲频率 f (1 Hz) 时, 满足式 (6), 因此, 得到了不连续的焊缝成形; 对于图 7d, 测得的峰值电流作用时的焊缝长度 h 与焊接速度 V_w 之间的比值是 1.24, 但由于该比值小于焊接时的脉冲频率 f (10 Hz), 满足式 (8), 得到了连续焊缝. 但对于图 7c 的焊缝成形, 由于基值电流增加到了 1.5 A, 该基值电流作用下的母材熔化, 因此不能用式 (6)~式 (8) 来解释, 这也说明基值电流和峰值电流作用下的母材熔化程度不同是造成图 7c 所示的焊缝成形宽度不一致的主要原因.

3 结论

(1) 超薄板脉冲微束等离子弧焊的温度场变化

不仅具有周期性变化的波动性, 还具有温度场的动态变化跟不上脉冲电流变化的惯性, 这种惯性随着脉冲频率的增大而愈加明显.

(2) 占空比的增加会引起熔池最高温度在较高温度段的持续时间增长, 造成熔池最高温度上升速度的减小和下降速度的增大; 当基值电流/峰值电流之间比值增大时, 熔池最高温度会明显增加, 且使熔池最高温度的上升速度增大和下降速度减小; 随着脉冲频率的提高, 对应于基值和峰值电流的熔池最高温度会分别上升和下降, 而熔池最高温度的上升速度和下降速度均会减小.

(3) 在脉冲频率较低、基值电流/峰值电流之间比值较小时, 熔池最高温度超过母材熔点的持续时间占一个脉冲周期的比值不为 1, 焊缝成形为不连续焊缝; 当频率相对较高或基值电流/峰值电流之比较大时, ρ 为 1, 焊缝成形为连续焊缝, 这较好地解释了试验得到的焊缝成形的连续程度. 因此焊缝连续性及其宽度的一致性与焊接速度、峰值电流作用时的焊缝长度、脉冲频率三者有关.

参考文献

- [1] 吴刚, 关山月, 汪小凯, 等. 薄板点焊超声检测信号特征分析与缺陷识别 [J]. 焊接学报, 2019, 40(9): 112–118.
Wu Gang, Guan Shanyue, Wang Xiaokai, et al. Characteristic analysis on ultrasonic detection signals and defect identification during spot welding thin sheets [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2019, 40(9): 112–118.
- [2] 黄九龄, 孔谅, 王敏, 等. 纯钛 TA2 双钨极氩弧焊焊接工艺 [J]. 焊接学报, 2019, 40(9): 14–18.
Huang Jiuling, Kong Liang, Wang Ming, et al. Welding processes of dual-tungsten electrode argon arc welding pure titanium TA2 [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2019, 40(9): 14–18.
- [3] 马梁, 刘方军, 张伟, 等. TC4 钛合金薄板多束流电子束焊接变形控制研究 [J]. 航空科学技术, 2015, 26(11): 114–118.
Ma Liang, Liu Fangjun, Zhang Wei, et al. Study on deformation during multi electron beams welding thin titanium alloy TC4 [J]. Aviation Science and Technology, 2015, 26(11): 114–118.
- [4] Chang Junjie, Li Yuanyuan, Tang Yonghui, et al. Quality evaluation of laser welds based on air-coupled ultrasound [J]. China Welding, 2020, 29(4): 41–47.
- [5] Baruah M, Prasad S B, Tudu N, et al. Experimental investigation of Inconel welded joints formed by pulsed micro plasma welding [J]. Materials Today-Proceedings, 2020, 33(8): 5751–5756.

- [6] Baruah M, Bag S. Influence of heat input in micro welding of titanium alloy by micro plasma arc[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2016, 231(5): 100 – 112.
- [7] Gao Zhiguo. Metallurgical modeling of microcrack repairment during welding nonferrous materials: non-equilibrium solidification behavior of weld pool (I)[J]. China Welding, 2017, 26(2): 32 – 42.
- [8] 房玉超, 杨子酉, 丁睿, 等. 电子束扫描横焊薄铌板的熔池动力学行为 [J]. 焊接学报, 2020, 41(2): 68 – 74.
- Fang Yuchao, Yang Ziyu, Ding Rui, *et al.* Dynamic behavior of weld pool during cross welding thin palladium plates with electron beam scanning[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2020, 41(2): 68 – 74.
- [9] 吉永丰. 微束等离子弧超薄板焊接熔池动态过程的研究 [D]. 上海: 上海工程技术大学, 2015.
- Ji Yongfeng. Study on dynamic process of molten pool during microplasma arc welding ultrathin sheets[D]. Shanghai: Shanghai University of Engineering Science, 2015.
- [10] Yang Ziyu, Fang Yuchao, He Jingshan. Numerical simulation of molten pool behavior in electron beam girth welding of 2 mm niobium plate[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2021, 50(3): 881 – 886.
- [11] Faraji A H, Maletta C, Barbieri G, *et al.* Numerical modeling of fluid flow, heat, and mass transfer for similar and dissimilar laser welding of Ti-6Al-4V and Inconel 718[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2021, 114(3–4): 899 – 914.
- [12] Cheng B, Loeber L, Willeck H, *et al.* Computational investigation of melt pool process dynamics and pore formation in laser powder bed fusion[J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2019, 28(11): 6565 – 6578.
- [13] Unni A K, Muthukumaran V. Numerical simulation of the influence of oxygen content on the weld pool depth during activated TIG welding[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2020, 112(1–2): 467 – 489.
- [14] 林杨胜蓝. 脉冲微束等离子弧三维空间点的能量密度分布的研究 [D]. 上海: 上海工程技术大学, 2015.
- Lin Yangshenglan. Study on energy density distribution of 3D space points in arc with pulsed microplasma arc welding[D]. Shanghai: Shanghai University of Engineering Science, 2015.

第一作者: 何建萍, 博士, 教授; 主要研究方向为精密焊接过程的机电光焊一体化复杂系统的智能化控制; Email: janejphe@sues.edu.cn.

(编辑: 戴红)

[上接第 48 页]

- [10] Gatzen C, Mack D E, Guillon O, *et al.* YAlO_3 —A novel environmental barrier coating for $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Al}_2\text{O}_3$ —ceramic matrix composites[J]. Coatings, 2019, 9(10): 2 – 13.
- [11] Li D H, Yang X, Qian R L, *et al.* Static and dynamic response analysis of functionally graded material plates with damage[J]. Mechanics of Advanced Materials and Structures, 2020, 27(2): 94 – 107.
- [12] 李维锴, 韩保红, 赵忠民. 装甲防护陶瓷材料研究进展 [J]. 特种铸造及有色合金, 2018, 38(3): 259 – 262.
- Li Weikai, Han Baohong, Zhao Zhongmin. Armor ceramic materials is reviewed[J]. Special Casting and Nonferrous Alloys, 2018, 38(3): 259 – 262.
- [13] 赵忠民, 彭文斌. 硼化钛基陶瓷/钛合金梯度纳米结构复合材料组织演化、损伤失效与抗弹性能研究 [J]. 现代技术陶瓷, 2016, 37(6): 412 – 424.
- Zhao Zhongmin, Peng Wenbin. Titanium boride base gradient nano-structured titanium alloy/ceramic composite materials organization evolution and damage failure and resistance to study[J]. Generation of Ceramic Technology, 2016, 37(6): 412 – 424.
- [14] Recep G, Murat A, Kemal M A. Experimental and numerical investigations of low velocity impact on functionally graded circular plates[J]. Composites:Part B, 2014, 59: 21 – 32.

第一作者: 鲁明远, 硕士; 主要研究方向为复合材料冲击与动态测试; Email: lumingyuan003@163.com.

通信作者: 韩保红, 博士, 教授; Email: tabcaps@163.com.

(编辑: 戴红)