

送丝速度对电弧增材熔池流动及焊道成形影响的数值模拟

周祥曼¹, 傅子川¹, 柏兴旺², 田启华¹, 方东¹, 付君健¹, 张海鸥³

(1. 三峡大学, 宜昌, 443002; 2. 南华大学, 衡阳, 421001; 3. 华中科技大学, 武汉, 430074)

摘要: 通过数值模拟研究了不同送丝速度下电弧增材制造单道熔积成形过程中的传热传质及熔池流态, 分析了送丝速度对焊道形貌的影响。结果表明, 当送丝速度较小时, 基板接受的电弧热较多, 熔池的熔深较深且流动性较强, 成形焊道较宽且高度较低; 随着送丝速度的增大, 熔融金属向上堆积, 熔池体积增加, 送丝速度达到一定值时, 电磁力与表面张力达到动态平衡, 熔深与焊道高度接近; 当送丝速度较大时, 液态金属对流减弱, 熔深较浅, 在表面张力的作用下, 熔池边缘收缩导致焊道隆起。模拟与试验结果吻合较好, 研究结果可以为 GTAW 电弧增材技术的工艺参数调控提供理论依据。

创新点: 通过数值模拟方法探究了送丝速度影响电弧增材制造熔池传热与流动, 以及焊道形成的作用机理。

关键词: 电弧增材制造; 数值模拟; 熔池流动; 传热传质; 焊道形貌

中图分类号: TG 444

文献标识码: A

doi: 10.12073/j.hjxb.20220603001

0 序言

电弧增材制造过程中, 工艺参数对熔池流动和焊道成形过程有着直接的影响, 并最终关系到试件的成形形貌和力学性能。因此探究电弧增材制造中工艺参数对传热传质和焊道成形过程的影响具有重要的意义。

黄勇等人^[1]通过探针法测量了耦合 AA-TIG 焊电弧的阳极电流密度分布, 重点研究了钨极间距对阳极电流密度的影响规律。张栋等人^[2]通过正交试验法研究了高速 CMT 焊中不同焊接工艺参数对焊接过程及焊缝成形的影响。结果表明, 峰值送丝速度大小对焊接过程的平稳性具有较大影响。虽然基于“唯象”的试验方法可以得到工艺参数与试验结果的关系, 但难以进行深入的机理研究。而数值模拟则可以实时、动态地观测熔积成形过程并揭示内部机理。如 Li 等人^[3]模拟并研究了不同过热度对电弧增材单道成形及凝固过程的影响。结果表明, 随着过热度的增加, 熔池凝固时间增加, 铺展性增强, 导致焊道宽度增加。Wang 等人^[4]通过建立包含焊丝、电弧及熔池的耦合模型, 探究了外加磁场

对高速 GMAW 焊电弧、熔滴及熔池的影响。结果表明, 通过外加复合磁场, 电弧与熔池发生倾斜, 熔池内高温区域减小, 温度分布更加均匀, 能有效抑制焊接缺陷的产生。丁雪萍等人^[5]通过数值模拟深入研究了焊接电流对 GMAW 双丝焊电弧等离子体行为的影响规律。结果表明, 随着焊接电流的增大, 电弧最高温度和偏转角增大, 热通量峰值和电磁力增大, 电流密度由双峰变为单峰, 双钨极磁场转变为耦合磁场。郭力玮等人^[6]通过模拟电弧中心一定距离内的热流变化, 分析了环境压力对 GMAW 过程电弧能量耗散的影响。结果表明, 随着环境压力的增加, 电弧区对外能量耗散量增加, 电弧高压区域向中心聚集, 导致电弧收缩。

送丝速度直接关系到单位时间内电弧增材过程的金属输入量和焊道横截面的平均热输入量, 对其传热传质过程及焊道形貌有着重要影响。而目前针对工艺参数对电弧增材过程影响的研究大多基于试验方法, 少有学者通过数值模拟方法研究送丝速度对电弧增材过程的影响。

文中通过建立移动 GTAW 电弧增材过程的三维瞬态数值模型, 对不同送丝速度下 SUS304 不锈钢单道电弧熔积过程展开研究, 分析送丝速度对熔池流动及焊道成形过程的影响规律和作用机理。

1 试验方法

试验所用的电弧增材制造系统由逆变式交直流脉冲氩弧焊机、三轴数控平台和送丝机组成。成形电流大小为 190 A, 焊接速度为 3 mm/s, 采用 2T 连续送丝。所用基板和焊丝均为 SUS304 不锈钢, 熔点温度为 1 768 K, 基板尺寸为 100 mm × 20 mm × 10 mm, 焊丝直径为 1.2 mm, 其余物性参数参见文献 [7]。

通过试验发现, 保持其他工艺参数不变, 调整送丝速度为 1.2 ~ 4.2 m/min 能实现焊道成形。以 0.2 m/min 的间隔在上述区间内进行了 16 组成形试验。试验结果见表 1。

表 1 电弧增材试验结果
Table 1 Results of deposition experiment

送丝速度 $v_s/(\text{m} \cdot \text{min}^{-1})$	宽度 w/mm	高度 h/mm	宽高比	焊道宏观形貌
1.2	0.009 0	0.001 4	6.42	
1.4	0.009 2	0.001 6	5.75	
1.6	0.009 4	0.001 5	6.26	
1.8	0.009 0	0.001 7	5.29	
2.0	0.008 4	0.002 0	4.20	
2.2	0.008 6	0.002 3	3.74	
2.4	0.008 4	0.002 4	3.50	
2.6	0.008 4	0.002 5	3.36	
2.8	0.007 7	0.002 8	2.75	
3.0	0.007 3	0.003 1	2.35	
3.2	0.006 8	0.003 6	1.89	
3.4	0.007 1	0.003 4	2.09	
3.6	0.006 6	0.003 6	1.83	
3.8	0.006 6	0.004 2	1.57	
4.0	0.007 4	0.004 8	1.54	
4.2	0.007 0	0.004 3	1.63	

选取部分增材试件 (送丝速度 v_s 为 1.2, 1.8, 2.4, 3.0, 3.6, 4.2 m/min) 进行宏观金相分析。通过线切割机将试件沿横向切开并打磨抛光后, 对试件进行腐蚀以观测其金属熔合线, 并对上述工艺参数成形过程进行数值模拟。

2 数学模型

2.1 控制方程

质量连续方程为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = S_m \quad (1)$$

式中: ρ 为密度; t 为时间; ∇ 为微分算子; \mathbf{v} 为速度矢量; S_m 为质量源项。

动量守恒方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \mathbf{v}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\mu \nabla \mathbf{v}) + S_M \quad (2)$$

式中: μ 为动力黏度; S_M 为动量源项。

能量守恒方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho H) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} H) = \nabla \cdot \left(\frac{k}{c_p} \nabla T \right) + S_E \quad (3)$$

式中: H 为焓; k 为热传导系数; c_p 为比热; T 为温度; S_E 为能量源项。

通过 VOF 法^[8] 对熔池自由表面进行追踪。该方法基于流体体积分数 F 对所划分的计算网格进行数值标定, 通过体积分数的变化追踪流体自由表面, 即

$$\frac{\partial F}{\partial t} + (\mathbf{v} \cdot \nabla) F = 0 \quad (4)$$

式中: 当 $F = 1$ 时, 表示该网格位于液相; 当 $0 < F < 1$ 时, 表示该网格处于液相与空气相之间的自由表面; 当 $F = 0$ 时, 表示该网格位于空气相中。

2.2 质量源项

数值模型中质量源项为熔融金属液滴, 通过改变熔滴生成速率来控制送丝速度的大小。同时, 忽略液滴长大过程及熔滴进入熔池的动量变化, 仅考虑熔滴带给熔池的质量输入和能量输入。

假设金属熔滴为直径 1.6 mm 的圆球, 在基板成形平面上方对应位置生成, 并在重力作用下自由滴落进入熔池。计算域内质量源项为

$$S_m = \rho \frac{A_w v_w}{\frac{4}{3} \pi R_d^3} \quad (5)$$

式中: R_d 为熔滴半径; ρ 为金属密度; v_w 为送丝速度, A_w 为焊丝截面面积。

2.3 动量源项

数值模型中动量源项为

$$S_M = F_g + F_{jb} + F_b \quad (6)$$

式中: F_g 为重力; F_{jb} 为电磁力; F_b 为浮力。

其中, 电磁力 F_{jb} 采用文献 [9] 中所述的经验公

式,其在空间直角坐标系下 x, y, z 三个方向的分量形式为

$$F_{jbx} = -\frac{\mu_0 I^2}{4\pi^2 \sigma_j^2 r} \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right) \left[1 - \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right)\right] \cdot \left(1 - \frac{z}{L_m}\right)^2 \frac{x}{r} \quad (7)$$

$$F_{jby} = -\frac{\mu_0 I^2}{4\pi^2 \sigma_j^2 r} \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right) \left[1 - \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right)\right] \cdot \left(1 - \frac{z}{L_m}\right)^2 \frac{y}{r} \quad (8)$$

$$F_{jbx} = -\frac{\mu_0 I^2}{4\pi^2 L_m r^2} \left[1 - \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right)\right]^2 \left(1 - \frac{z}{L_m}\right) \quad (9)$$

式中, μ_0 为磁导率; I 为焊接电流; r 为某点到焊枪中心的距离; L_m 为基板厚度; σ_j 为电磁力分布参数。

σ_j 与电流 I 的关系为

$$\sigma_j = 0.5342 \cdot I^{0.2684} \quad (10)$$

浮力 F_b 的大小为

$$F_b = \rho_L \beta (T_m - T_{ref}) g \quad (11)$$

式中: ρ_L 为液体密度; β 为体积热膨胀系数; T_m 为熔池温度, T_{ref} 为参考温度。

2.4 能量源项

数值模型中能量源项 S_E 包括电弧热 Q_{arc} 和熔滴携带的能量 Q_{drop} , 即

$$S_E = Q_{arc} + Q_{drop} \quad (12)$$

GTAW 电弧增材过程的热源分布采用双椭球体热源分布模型^[10], 即

$$Q_{arc} = \begin{cases} \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{\pi a_f b c \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3(x-x_0)^2}{a_f^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right) & (x-x_0 > 0) \\ \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{\pi a_f b c \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3(x-x_0)^2}{a_f^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right) & (x-x_0 < 0) \end{cases} \quad (13)$$

式中: f_f 和 f_r 为椭球能量分布参数; a_f, a_r, b, c 为双椭球热源参数; Q 为电弧传递到熔池的能量。

Q 的计算方法为

$$Q = \eta UI - Q_{drop} \quad (14)$$

式中: η 为电弧热效率; U 为焊接电压; Q_{drop} 为电弧传递给熔滴的热量。假设熔滴温度为 1800 K ^[11], 则

$$Q_{drop} = S_m \left(\Delta H + \int_{T_{ref}}^{1800} c_p dT \right) \quad (15)$$

2.5 物理模型及边界条件

数值模拟所用的三维计算模型如图 1 所示, 为提升数值模型计算效率, 以 $y = 0$ 平面 ($DCKL$ 平面) 为对称面, 计算域大小设定为 $100 \text{ mm} \times 10 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$, 其它条件与前文试验相同。

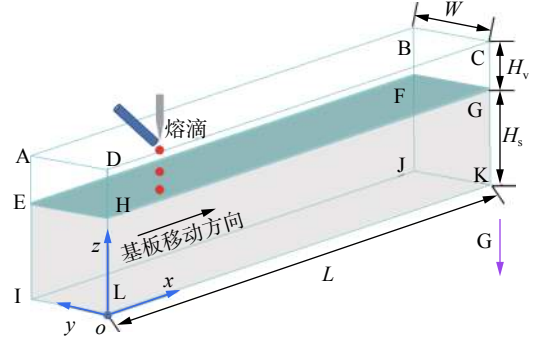


图 1 数值计算模型及边界示意图

Fig. 1 Numerical model and boundary condition

考虑电弧对基板上表面的加热及对流换热、辐射等散热过程, 模型的边界条件参照文献^[12], 即

$$q_{loss} = -h_{conv}(T - T_{ref}) - \varepsilon K_b (T^4 - T_{ref}^4) \quad (16)$$

式中: h_{conv} 为对流换热系数, $h_{conv} = 80 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K}^{-1})$; ε 为辐射发射率, $\varepsilon = 0.4$; K_b 为 Stefan-Boltzmann 常数。

基板下表面无电弧热流加热, 边界条件仅考虑散热过程。在对称面 $DCKL$ 平面上, 有

$$\frac{\partial T}{\partial n} = 0 \quad (17)$$

式中: T 为边界温度; n 为外法线方向。

熔池自由表面的表面张力表示为

$$P_s = \gamma \kappa \quad (18)$$

式中: γ 为表面张力系数; κ 为熔池表面某点曲率。Marangoni 力表示为

$$\tau_m = \frac{\partial \gamma}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial s} \quad (19)$$

式中: $\partial \gamma / \partial T$ 为表面张力温度梯度系数; $\partial T / \partial s$ 为熔池表面温度梯度。

由文献^[13]可知, SUS304 不锈钢金属液态表面张力温度梯度系数 $\partial \gamma / \partial T = -4.58 \times 10^{-4} \text{ N/(m} \cdot \text{K)}$ 。

电弧压力的大小参照式 (20) 定义, 其在熔池的横截面上呈现双峰分布^[14], 即

$$P_{arc} = \frac{P_{max}}{2\pi \sigma_p^2} \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_p^2}\right) \quad (20)$$

式中: P_{max} 为弧压最大值; σ_p 为电弧压力分布参数。

σ_p 与焊接电流 I 的关系^[15] 表示为

$$\sigma_p = -1.4043 + 0.00174 \cdot I \quad (21)$$

2.6 数值方法

通过流体仿真软件 Flow-3D 对熔池动力学模型进行求解, 该软件以 TruVOF 法为核心, 在熔池自由表面的捕捉方面具有较好的适应性和较高的精确度。为保证计算的效率, 沿成形方向对计算域

采用对称建模. 由文献 [16] 可知, 网格尺寸大于 0.25 mm 时不能准确地模拟熔滴过渡过程和熔池流态, 故在兼顾收敛性和计算效率的前提下, 最终采用 0.2 mm 的均匀网格尺寸来划分计算域, 共计 506 250 个网格. 采用 GMRES 求解器求解压力—速度耦合方程, 由表面张力收敛准则设定初始时间步长为 2.5×10^{-5} s.

3 结果与讨论

3.1 送丝速度对熔池流动的影响

图 2 为单道电弧熔积过程中不同送丝速度下熔池纵向截面 ($y = 0$) 的温度分布和速度流线.

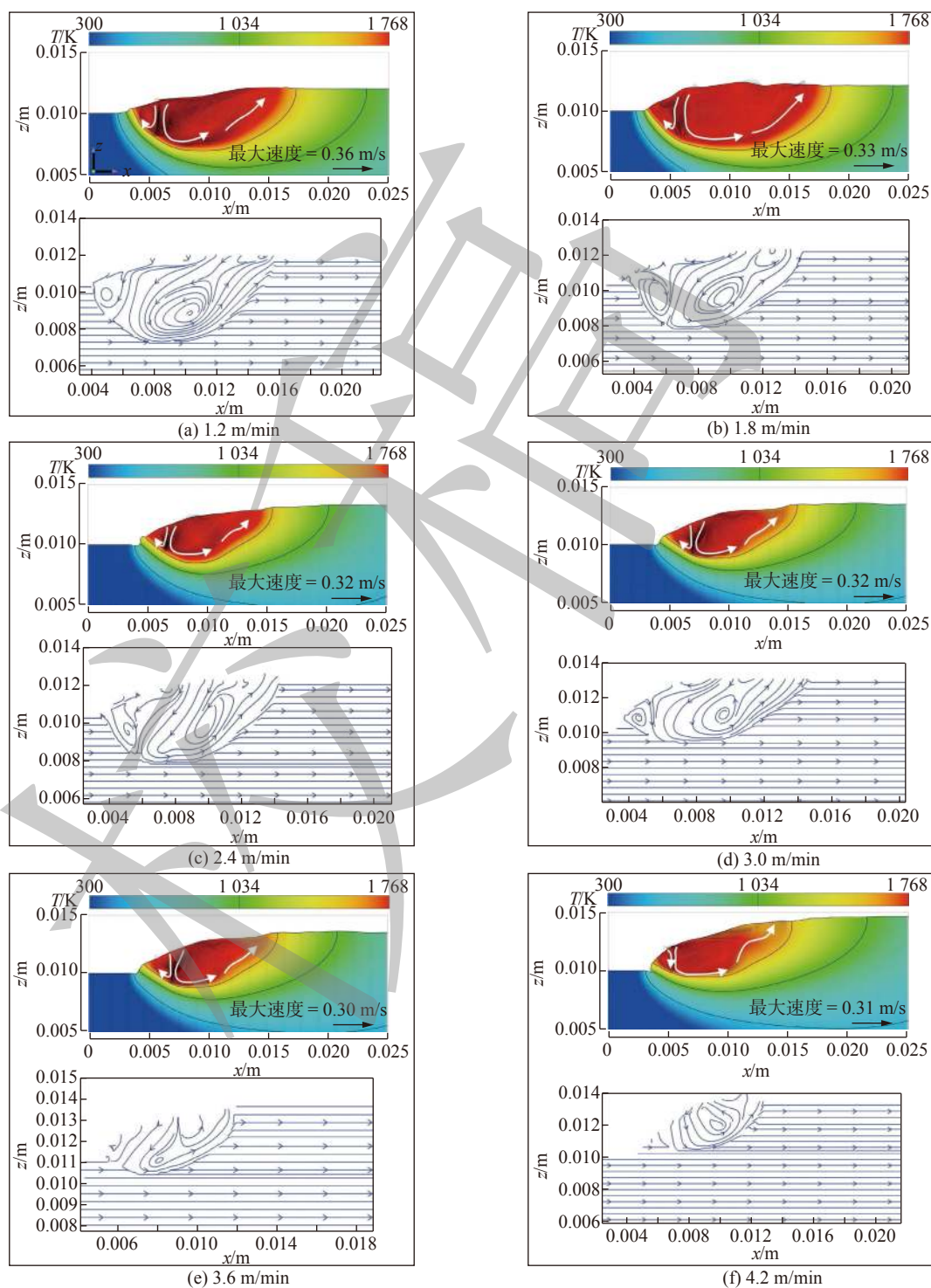


图 2 不同送丝速度下焊道截面温度场分布及速度流线

Fig. 2 Temperature distribution and velocity streamline of weld bead in different wire feed speeds. (a) 1.2 m/min; (b) 1.8 m/min; (c) 2.4 m/min; (d) 3.0 m/min; (e) 3.6 m/min; (f) 4.2 m/min

图2中上图显示了熔池范围,箭头表示熔池流动的速度矢量。

总体来说,熔池温度呈现出中心最高,向尾部 and 底部逐渐降低的趋势。熔池在熔滴滴落位置流速较大,其流态呈现由中心向下沉并在熔池首尾形成回流的趋势,且随着送丝速度的增加,熔池深度逐渐减小,回流减弱,熔池体积先增大后减小,焊道高度逐步增大。这是由于在较小的送丝速度下,金属输入量较小,熔池和基板接受的电弧热较多,基板温度较高,熔深较深,熔池内部熔融金属流动性较强,在电磁力和表面力的作用下,熔融金属更易于向熔池尾部回流。随着送丝速度的增大,用以熔化焊丝的热量增加,单位时间内金属输入量增加,因此熔池体积增大,对流也随之增强。当送丝速度增大到一定值时,基板接受的电弧热和熔滴吸收的热量相当,熔池体积达到最大。当送丝速度继续增大时,更多热量用以熔化焊丝,基板直接获得的电弧热量减小,熔深减小。而金属沉积量的增加使得单位质量金属所获能量减少,熔池体积减小。同时,金属沉积量的增加也使得焊道升高,熔滴到熔池距离减小,对熔池冲击减弱。因此,熔池内对流及前后回流逐渐减弱。

此外,熔池形貌及内部流动状态很大程度上受表面张力和电磁力的影响。当电流不变时,电磁力基本保持不变。靠近熔池中心,电磁力占据主导,驱动熔融金属向下流动;远离熔池中心,表面张力占据主导,驱动熔池边缘收缩。

为分析送丝速度对熔池流动及表面张力的影响(图3),过熔池中心,沿熔池表面及基板下方($z=0.009\text{ m}$)路径1~4提取并绘制如图4所示的流速曲线。结果表明,熔池表面流速总体大于熔池内部。熔池表面纵向与横向截面流速如图4a、4c所示,熔

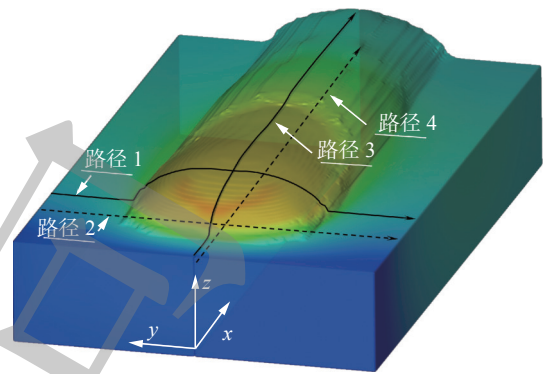


图3 路径示意图

Fig. 3 Schematic of path

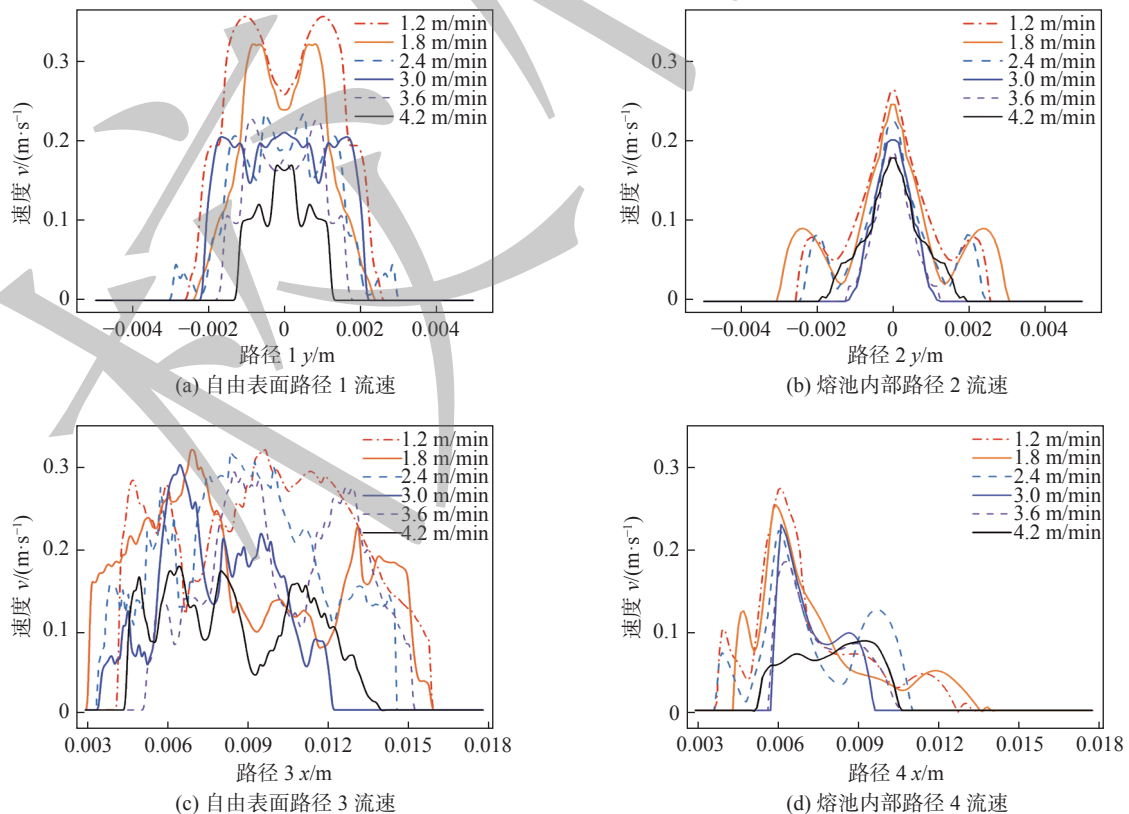


图4 自由表面及熔池内部速度值

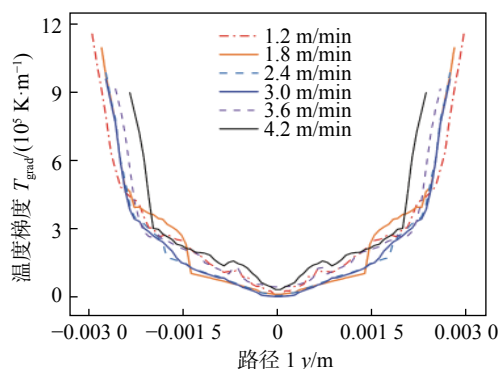
Fig. 4 Velocity curve of free surface and internal molten pool. (a) Velocity curve of free surface on Path 1; (b) Velocity curve of internal molten pool on Path 2; (c) Velocity curve of free surface on Path 3; (d) Velocity curve of internal molten pool on Path 4;

池表面流速存在波动,这是由于熔池自由界面受到表面张力及马兰戈尼力等瞬态力的共同作用,其流态受到熔池形貌、温度场等影响而动态变化,但整体上熔池的峰值流速随送丝速度增大呈现逐渐减小的趋势;熔池内部纵向与横向截面流速如图 4b, 4d 所示. 随着送丝速度的增大,熔池内部流动速度和范围均呈现递减的趋势. 综合表面和内部流动来看,当送丝速度较大时,熔池金属流动性减弱.

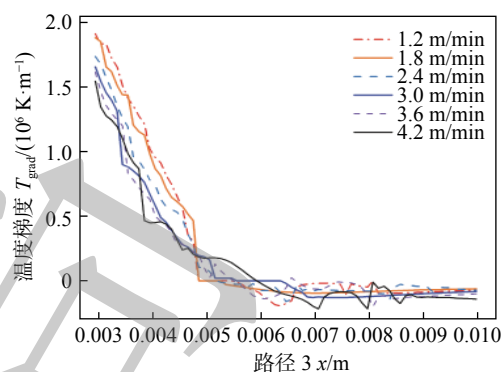
路径 1 和路径 3 上熔池表面温度梯度变化曲线如图 5 所示. 由图 5a 可知,熔池表面温度梯度在熔池边界位置达到峰值. 当送丝速度较小时,熔池边界的温度梯度峰值较高. 这是由于送丝速度越小,熔池接收的能量越多,熔池中心位置与边缘温度差较大,温度梯度增大,熔池边界的液态金属受到的马兰戈尼力较小,液态金属容易铺展. 而送丝速度较大时,熔池边界马兰戈尼力较大,驱动熔池边界收缩,使焊道隆起. 如图 5b 所示,送丝速度增大,熔池前端温度梯度减小,液态金属所受的马兰戈尼力逐渐增大,在表面力的作用下,熔池边缘收缩并向上堆积.

3.2 送丝速度对焊道形貌的影响

图 6 为不同送丝速度下焊道成形横向截面模拟和试验对比结果,模拟与实际试验成形尺寸如图 7 所示. 随着送丝速度的增加,焊道高度逐渐增



(a) 熔池表面横向温度梯度



(b) 熔池表面纵向温度梯度

图 5 熔池表面温度梯度变化曲线

Fig. 5 Temperature gradient curve of free surface. (a) Temperature gradient curve of free surface on horizontal direction; (b) Temperature gradient curve of free surface on vertical direction;

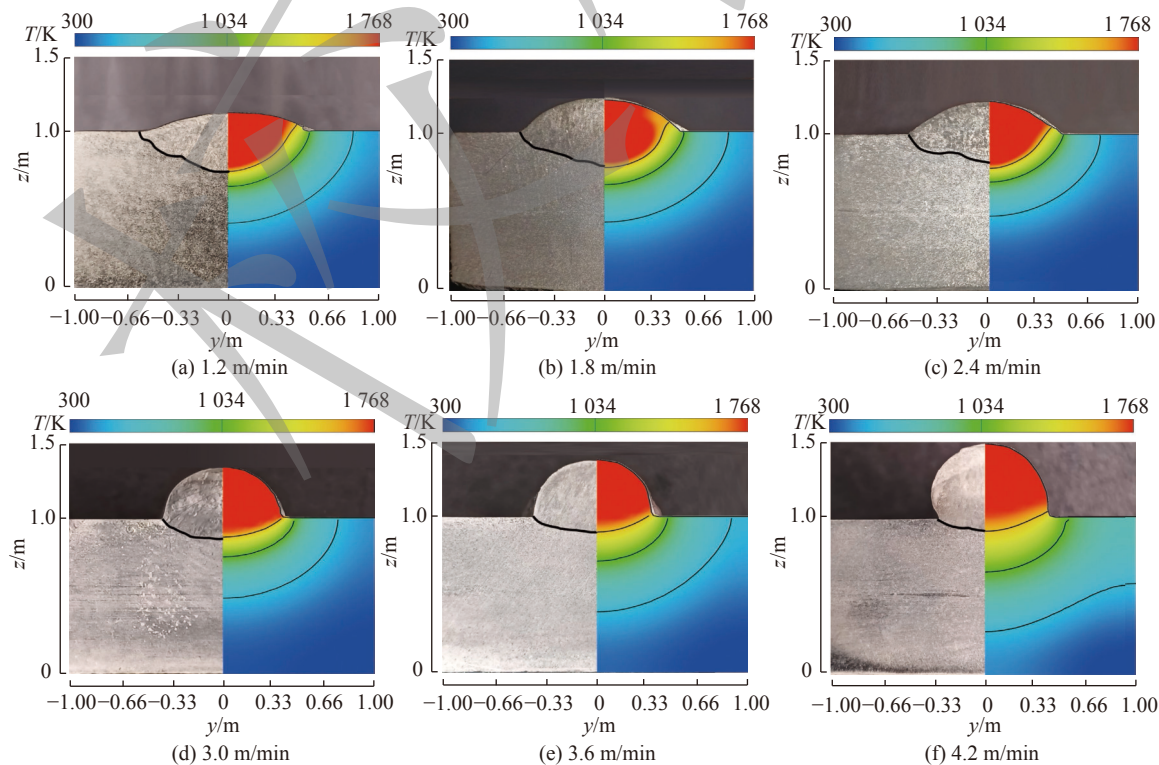


图 6 不同送丝速度下试验与模拟成形结果对比

Fig. 6 Comparison of experiment and simulation result in different wire feed speeds. (a) 1.2 m/min; (b) 1.8 m/min; (c) 2.4 m/min; (d) 3.0 m/min; (e) 3.6 m/min; (f) 4.2 m/min

加,宽度整体上呈现减小趋势,宽高比单调减小,相同条件下模拟与试验结果基本吻合。

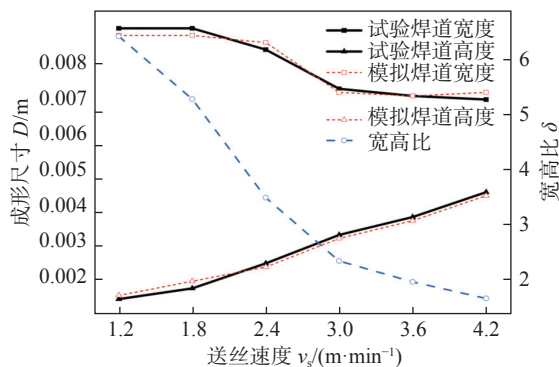


图7 试验与模拟结果变化曲线

Fig.7 Variation curve of experiment and simulation results

当送丝速度较小时,如图6a所示,熔融金属完全铺展在焊道上,高度较低,焊道成形较宽,熔深较深。随着送丝速度的增加,焊道高度增加,宽度减小,如图6c所示,金属的熔化速度和送丝速度达到动态平衡,熔深与焊高接近。当送丝速度继续增大时,焊道宽度较小,隆起较高,如图6f所示,焊道与基板接触角增大,熔深较浅,浸润性降低,焊道根部与基板熔合较差。这与前面的仿真分析结果吻合。

因此,当送丝速度过小时,堆积效率低,且熔深较深,易造成能量的积累和浪费;当送丝速度过大时,焊道与基板间连接不紧密,成形效果不佳。见表1,当送丝速度为2.4~3.0 m/min时,熔积层成形稳定,呈连续等宽焊道,有助于提高电弧增材的成形精度,相应的仿真结果显示,其热量的分布更为均匀。故在焊接电流、焊接速度等其它工艺参数保持不变的情况下,在2.4~3.0 m/min内调控送丝速度能获得较好的成形质量。

4 结论

通过数值模拟对电弧增材制造不同送丝速度下传热传质过程展开研究,分析其熔池大小及形貌、温度分布和流动状态。焊道成形的仿真结果与试验结果吻合较好,验证了数值模型的可靠性,并得出以下结论。

(1) 当其它参量保持不变时,送丝速度较小,基板接受的电弧热较高,熔池表面张力较小,流速较快,成形焊道较宽,高度较低且熔深较深;增大送丝

速度,熔融金属向上堆积,电磁力与表面张力逐渐达到动态平衡,熔池体积增大,成形焊道熔深与高度接近;当送丝速度继续增大时,电弧提供的热量不足以使得熔融金属充分铺展,对流减弱,熔池缩小,高度增加,在熔池表面力的作用下,熔池收缩并隆起,熔深较浅,焊道与基板连接性较弱。

(2) 通过数值模拟和试验验证所总结的送丝速度对电弧增材过程成形的影响规律,可以为GTAW电弧增材制造技术的工艺参数调控提供理论依据和参考。

参考文献

- [1] 黄勇,王新鑫,瞿怀宇,等.工艺参数对耦合AA-TIG焊电弧阳极电流密度的影响[J].焊接学报,2014,35(2):5-9.
Huang Yong, Wang Xinxin, Qu huaiyu, *et al.* Effects of arc parameters on arc anode current density of coupling AA-TIG arc[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2014, 35(2): 5-9.
- [2] 张栋,陈茂爱,武传松,等.高速CMT焊送丝速度和焊接电流波形参数的优化[J].焊接学报,2018,39(1):119-122.
Zhang Dong, Chen Maoai, Wu Chuansong, *et al.* Optimization of waveform parameters for high speed CMT welding of steel[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2018, 39(1): 119-122.
- [3] Li A, Liu X, Yu B. Influence mechanism of processing parameters on size uniformity of 7075 aluminum alloy single tracks during liquid metal flow rapid cooling additive manufacturing[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2020, 59: 258-265.
- [4] Wang L, Chen J, Zhang S, *et al.* Numerical simulation of coupled arc-droplet-weld pool behaviors during compound magnetic field assisted gas metal arc welding[J]. AIP Advances, 2021, 11(6): 65221.
- [5] 丁雪萍,李桓.焊接电流影响GMAW双丝焊电弧等离子体的数值模拟研究[J].机械工程学报,2016,52(16):71-76.
Ding Xueping, Li Huan. Numerical analysis for effect of welding current on arc plasma in double-wire GMAW[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2016, 52(16): 71-76.
- [6] 郭力玮,黄继强,冯音琦,等.环境压力对GMAW电弧能量耗散的影响[J].焊接学报,2022,43(2):61-66.
Guo Liwei, Huang Jiqiang, Feng Yinqi, *et al.* Effect of ambient pressure on energy dissipation of GMAW arc[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2022, 43(2): 61-66.

- [7] Wang X, Fan D, Huang J, *et al.* A unified model of coupled arc plasma and weld pool for double electrodes TIG welding[J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2014, 47(27): 275002.
- [8] Hirt C W, Nichols B D. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries[J]. *Journal of Computational Physics*, 1981, 39(1): 201 – 225.
- [9] Ni M, Qin X, Hu Z, *et al.* Forming characteristics and control method of weld bead for GMAW on curved surface[J]. *Advanced Manufacturing Technology*, 2021, 119(3-4): 1883 – 1908.
- [10] Bai X, Colegrove P, Ding J, *et al.* Numerical analysis of heat transfer and fluid flow in multilayer deposition of PAW-based wire and arc additive manufacturing[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2018, 124: 504 – 516.
- [11] Hu Z, Hua L, Qin X, *et al.* Molten pool behaviors and forming appearance of robotic GMAW on complex surface with various welding positions[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2021, 64: 1359 – 1376.
- [12] 周祥曼, 王礪允, 袁有录, 等. 焊接速度对电弧增材熔池流动及焊道形貌影响的数值模拟研究 [J]. *机械工程学报*, 2022, 58(10): 103 – 111.
- Zhou Xiangman, Wang Boyun, Yuan Youlu, *et al.* Numerical Simulation Study of the Effects of Travel Speed on the Molten Pool Flow and Weld Bead Morphology of WAAM[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2022, 58(10): 103 – 111.
- [13] Tanaka M, Terasaki H, Ushio M, *et al.* A unified numerical modeling of stationary tungsten-inert-gas welding process[J]. *Metallurgical and Materials Transactions. A, Physical Metallurgy and Materials Science*, 2002, 33(7): 2043 – 2052.
- [14] 周祥曼, 刘练, 陈永清, 等. 外加变位磁场作用 GTAW 焊接电弧的数值模拟 [J]. *三峡大学学报 (自然科学版)*, 2021, 43(5): 101 – 106.
- Zhou Xiangman, Liu Lian, Chen Yongqing, *et al.* Numerical simulation of GTAW welding arc under the external static magnetic field of changing position[J]. *Journal of China Three Gorges University (Natural Sciences)*, 2021, 43(5): 101 – 106.
- [15] Ji F, Qin X, Hu Z, *et al.* Influence of ultrasonic vibration on molten pool behavior and deposition layer forming morphology for wire and arc additive manufacturing[J]. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2022, 130: 105789.
- [16] Cho D W, Na S J, Cho M H, *et al.* A study on V-groove GMAW for various welding positions[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2013, 213(9): 1640 – 1652.
- 第一作者: 周祥曼, 博士, 副教授, 硕士研究生导师; 主要研究方向为电弧增材制造/再制造; Email: zhouxman@ctgu.edu.cn.

(编辑: 王娇)