

DOI: 10.7652/xjtuxb201812020

电弧辅助铝合金熔融涂覆成形过程数值分析

赵光喜, 魏正英, 杜军, 耿汝伟, 徐思远

(西安交通大学机械制造系统工程国家重点实验室, 710049, 西安)

摘要: 针对金属熔融涂覆成形过程中铝合金铺展不充分的难点以及铝合金对激光吸收率低的问题, 设计了惰性气体钨极保护焊电弧辅助预热的成形装置。基于有限差分法, 采用 Fortran 语言自编程序与 Flow3D 软件相结合的方式, 分别建立了电弧热源对熔池产生的驱动力的单独作用模型以及耦合分析模型, 并阐述了熔池内温度场和流场的演化过程。研究发现, 当电流为 200 A 时, 熔池内驱动力影响由大到小的排序为表面张力、电弧压力、洛伦兹力、拖曳力、浮力, 该结果可为驱动力耦合作用时熔池内部流场方向的演化提供分析基础。对焊接熔池与喷头流出的高温液体之间的传热传质过程进行了计算, 发现高温液体在表面张力与分子亲和力的作用下, 接触熔池的瞬间快速流进熔池。将数值计算结果与实验结果进行对比得到, 熔池的最大宽度及高度误差分别为 1.1%、0.6%, 热影响区的最大宽度及高度误差分别为 9.3% 和 5.4%, 单层单道件的最大宽度和高度误差分别为 3.5% 及 2.1%, 表明数值计算模型对成形过程的分析有较高的可信度。

关键词: 熔融涂覆; 电弧预热; 熔池驱动力; 流场

中图分类号: TG249.9 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2018)12-0137-08

Numerical Analysis for Aluminum Fused Coating Process with Arc Preheating

ZHAO Guangxi, WEI Zhengying, DU Jun, GENG Ruwei, XU Siyuan

(State Key Laboratory for Manufacturing Systems Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: Aiming at the spreading difficulty and low energy absorptivity of aluminum alloy during fused coating process, the GTAW arc-preheating device is designed. With the finite difference method, separate action models and a coupling analysis model for the driving forces generated by the arc heat source on the molten pool are established, and the evolution process of the temperature field and flow field in the molten pool is described. It is found that in the case of 200 A current, the influences of the driving forces in descending order are surface tension, arc pressure, Lorenz force, drag force, and buoyancy force, and this result provides the basis for analyzing the evolution of the flow field inside the weld pool when the coupled driving force is applied. Liquid metal from the nozzle rapidly flows into the molten pool at the moment of contact under the influence of surface tension and molecular affinity. Comparison between the numerical and experimental results indicates that the maximum width and height errors of the molten pool reach 1.1% and 0.6%; the maximum width and height errors of heat-affected zone reach 9.3% and 5.4%; the maximum width and height errors of single-layer single-pass parts reach 3.5% and 2.1%.

Keywords: fused coating; arc preheating; driving force; flow field

收稿日期: 2018-04-08。 作者简介: 赵光喜(1989—),男,博士生;魏正英(通信作者),女,教授。 基金项目: 国家重点研发计划资助项目(2017YFB1103201)。

网络出版时间: 2018-09-01

网络出版地址: <http://kns.cnki.net/kcms/detail/61.1069.T.20180901.1915.004.html>

增材制造技术将复杂的三维零件分层成形,实现了零件的降维制造,极大缩短了研发周期。传统的金属增材制造设备主要采用激光、电子束、电弧及等离子作为热源^[1]。应用较为广泛的选区激光烧结技术(SLS)^[2]、激光选区熔化技术(SLM)^[3]、激光熔覆沉积技术(LCD)^[4]以及电子束近净成形(EBM)技术^[5]等均采用粉材作为成形材料。电弧填丝增材制造技术^[6-8]、激光熔丝技术(LBW)以及等离子焊接熔丝技术(PAW)^[9]等则采用丝材作为成形材料。以激光和电子束为热源的金属增材制造技术通常设备昂贵,采用粉材作为成形材料的增材制造技术成形效率普遍偏低,极大地限制了其应用和推广。与以激光和电子束等为热源的增材制造技术相比,电弧填丝增材制造技术在能量利用率上优势显著^[10],但成形原材料局限为丝材。

金属熔融涂覆工艺是一种新兴的增材制造技术,可以快速地实现零件的近净成形。电弧预热熔融涂覆系统示意图如图1所示,成形系统采用坩埚和喷头进行供料,原材料的形式不再局限于粉材和丝材。以电磁感应加热的方式代替了昂贵的大功率激光器等热源,极大地降低了设备成本。

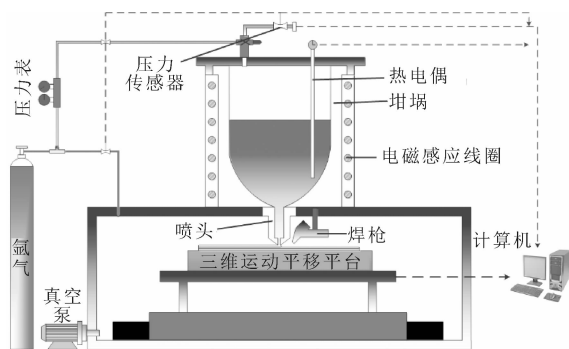


图1 电弧预热熔融涂覆系统示意图

本课题组前期对锡铅合金材料的涂覆成形做了部分研究^[11]。与锡铅合金相比,铝合金的熔点及表面张力系数较大而密度较小,当基板温度低于铝合金熔点时,喷头内流出的液态铝合金在铺展、凝固过程中易团聚成球状,无法与基板达到充分的冶金结合,且无法形成均匀稳定的涂覆层。整体提高基板的温度至熔点之上会造成基板的熔化流淌,采用辅助热源在基板表面形成局部浅层熔池是实现液态铝合金充分铺展的最佳途径之一。很多学者在研究焊接熔池时没有考虑电弧带来的驱动力以及熔池表面的自由变形^[12],本文基于有限差分法分别建立了电弧热源对熔池产生的驱动力的单独作用模型以及耦合分析模型,并建立了电弧辅助铝合金熔融涂覆的

数值计算模型。

1 数学模型

1.1 电弧热源与驱动力

电弧辅助熔融涂覆成形工艺主要分为电弧预热及喷头涂覆两个物理过程。电弧驱动力对熔池内部流场分布的影响较大,是决定熔池形貌的主要因素之一^[13]。如图2所示,熔池内的驱动力主要包括表面张力、电弧压力、洛伦兹力、浮力以及拖曳力^[14-16]。

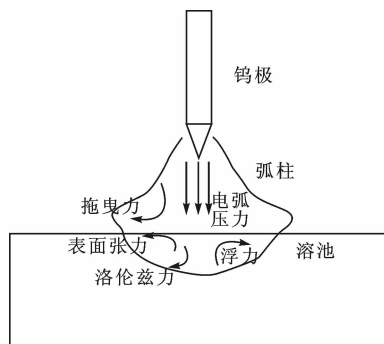


图2 熔池内部驱动力示意图

为了提高计算精度,采用与焊接热源更相匹配的双椭球热源模型^[17-18]。热流密度沿热源移动方向分成前后两个椭球,数学模型如下

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f\eta UI}{\pi\sqrt{\pi}a_f b c} \exp\left[-3\left(\frac{x}{a_f}\right)^2 - 3\left(\frac{y}{b}\right)^2 - 3\left(\frac{z}{c}\right)^2\right] \quad (1)$$

$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r\eta UI}{\pi\sqrt{\pi}a_r b c} \exp\left[-3\left(\frac{x}{a_r}\right)^2 - 3\left(\frac{y}{b}\right)^2 - 3\left(\frac{z}{c}\right)^2\right] \quad (2)$$

式中: $q_f(x, y, z, t)$ 与 $q_r(x, y, z, t)$ 分别为双椭球热源前、后两部分的热流密度; f_f 、 f_r 为分配系数且 $f_f + f_r = 2$; a_f 和 a_r 分别为椭圆的前后半轴长度; b 、 c 分别为熔池的半宽和深度。

表面张力跟材料的组分以及温度有关,可采用下式进行计算^[19]

$$\gamma(T) = \gamma_m^0 - A(T - T_m) - \bar{R}T\Gamma_s \ln(1 + k_1 w_1 \exp(-\Delta H^0/\bar{R}T)) \quad (3)$$

$$w_1 = w(S)10^{(-94.2/T+0.0396)w(Cr)} \quad (4)$$

式中: γ_m^0 为金属在熔点时的表面张力; A 为表面张力随温度变化的系数; T_m 为材料熔点温度; Γ_s 为表面过饱和度; k_1 为分离熵; w_1 为活性元素的质量分数; ΔH^0 为热焓; $w(S)$ 、 $w(Cr)$ 分别是硫和铬的质量

分数。

由于铝合金在相变过程中密度随温度变化而改变,因此铝合金熔化过程中在熔池内部产生浮力,数学表达式为

$$F_b = -\rho_0 \alpha (T - T_0) g \tag{5}$$

式中: α 为材料的线膨胀系数; ρ_0 为在参考温度 T_0 时材料的密度,通常取室温作为参考温度。

根据文献可知,电弧压力的表达式为

$$p_{\text{arc}} = \frac{\mu_0 I^2}{4\pi r_A^2} \exp\left(-\frac{x^2 + y^2}{2r_A^2}\right) \tag{6}$$

式中: μ_0 为空间的磁导率; r_A 为电弧作用的有效半径; I 为电流密度。洛伦兹力是由电流与自诱导产生的磁场相互作用的结果,表达式为

$$\mathbf{F} = \mathbf{J} \times \mathbf{B} \tag{7}$$

在 x 、 y 、 z 方向的分力表达式分别为

$$F_x =$$

$$-\frac{\mu_m I^2}{4\pi^2 \sigma_j^2 r} \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right) \left[1 - \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right)\right] \left(1 - \frac{z}{z_L}\right)^2 \frac{x}{r} \tag{8}$$

$$F_y =$$

$$-\frac{\mu_m I^2}{4\pi^2 \sigma_j^2 r} \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right) \left[1 - \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right)\right] \left(1 - \frac{z}{z_L}\right)^2 \frac{y}{r} \tag{9}$$

$$F_z = \frac{\mu_m I^2}{4\pi^2 z_L r^2} \left[1 - \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right)\right] \left(1 - \frac{z}{z_L}\right)^2 \tag{10}$$

$$r = \sqrt{x^2 + y^2} \tag{11}$$

式中: σ_j 为电流分布参数; z_L 为基板的厚度。

拖曳力^[20]是由电弧等离子体的碰撞引起的,方向从电弧中心吹向两侧,表达式为

$$\frac{\tau}{\rho_p u_0^2} R e_0^{1/2} \left(\frac{H}{D}\right)^2 = g_2 \left(\frac{r_2}{H}\right) \tag{12}$$

式中: τ 为剪切力; ρ_p 和 u_0 分别为等离子体的密度和初始速度; r_2 为受力点与电弧中心的距离; g_2 为通用函数; H 是钨针与基板表面的高度; D 为钨针的直径。

1.2 熔融涂覆过程中的控制方程

流体体积法 (VOF) 是建立在欧拉网格下的表面追踪方法,本文采用 VOF 方法^[21-22]追踪流体的自由界面,不可压缩牛顿流体的控制方程为

$$\nabla \cdot \mathbf{V} = 0 \tag{13}$$

基于网格内液相分数的守恒方程为

$$\frac{dF}{dt} = \frac{\partial F}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{V}F) = 0 \tag{14}$$

式中: $F=1$ 表示网格单元内充满流体, $F=0$ 表示网

格内充满固体, $0 < F < 1$ 表示网格内固液共存。

采用等效热焓法来计算相变时的熔化潜热,公式为

$$C_E = C + L_h \frac{\partial f_1}{\partial T} \tag{15}$$

$$f_1 = \begin{cases} 1, & T > T_l \\ \frac{T - T_s}{T_l - T_s}, & T_l \geq T \geq T_s \\ 0, & T < T_s \end{cases} \tag{16}$$

式中: C_E 为等效热焓; C 为真实比热容; L_h 是熔化潜热; T_l 和 T_s 分别为材料液相线和固相线温度; f_1 为液相分数。

1.3 数值分析模型初始条件与边界条件

本文采用 Flow-3D 软件对电弧驱动力及涂覆过程进行建模,计算的初始条件如表 1 所示,2024 铝合金的物性参数如表 2 所示。

表 1 涂覆过程初始条件

参数	数值
电流/A	200
基板速度/mm · s ⁻¹	5
坩埚压力/kPa	1
基板温度/K	298
喷头内流体温度/K	973
喷嘴直径/mm	1
涂覆间隙/mm	0.8

表 2 2024 铝合金的物性参数

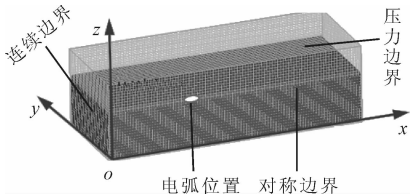
参数	数值
比热/J · (kg · K) ⁻¹	850
热传导率/W · (m · K) ⁻¹	175
凝固点/K	811.5
熔点/K	905.5
液相密度/kg · m ⁻³	2 640
固相密度/kg · m ⁻³	2 785
黏度/kg · (m · s) ⁻¹	0.001 3

图 3 为数值分析模型的边界条件,与其他数值分析软件不同,Flow-3D 软件对整个计算区域而非单独对计算部件进行网格划分。工艺实验过程中基板放置在隔热绝缘的云母板(型号为 hp-5hp-8)上,壁面边界的导热系数设置为 4.5 W/(m · K),由于计算区域与实际基板尺寸相比足够小,其余网格平面采用连续性边界条件。初始环境温度为室温(298 K)。

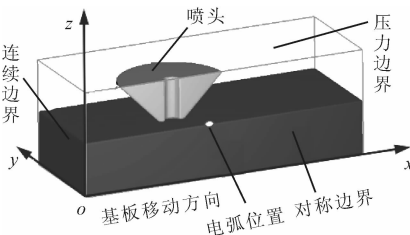
电弧热源及驱动力无法直接施加在模型中,控

制方程分别通过 Fortran 语言自编程的形式与 Flow3D 预留接口编译到一起,程序编写的基本思路为:①追踪熔池自由表面,基于 VOF 思想,编写程序实时追踪熔池自由表面,确定熔池表面各网格单元的坐标;②确定热源与驱动力作用中心位置处的坐标,热源与驱动力中心位置的 x_c 、 y_c 坐标为焊枪钨针中心位置,是恒定的,可直接写入程序, z 轴坐标 z_c 可由 x_c 、 y_c 与步骤①确定;③计算各网格单元的热量与驱动力,双椭球热源与各驱动力的计算公式均为网格单元坐标 (x,y,z) 的显式方程,已知作用中心点坐标,可直接利用 Fortran 语言将公式写为代数形式,各网格单元的热量与驱动力由程序自动计算出来。

对于双椭球热源方程,网格单元 x 坐标大于 x_c 与小于 x_c 时分别施加式(1)与式(2)的热流密度。热源中心在基板上表面与 $y=0$ 平面的相交线上,基板以 $v=5\text{ mm/s}$ 沿 x 轴负方向移动。图 3b 为电弧与涂覆过程的耦合计算模型,为使模型表达更清楚,已将网格隐去。 z 方向上网格面同样采用压力边界条件,其压力设置为坩埚内气压与喷头上方金属液静压力之和,并且网格面上设置有温度为 973 K 的流体源项,以保证在涂覆过程中喷头内始终充满流体。其他边界条件与图 3a 一致。



(a) 电弧驱动力模型边界条件

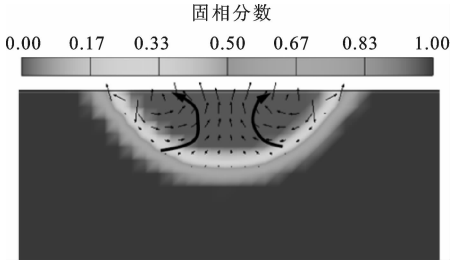


(b) 电弧辅助熔融涂覆模型边界条件

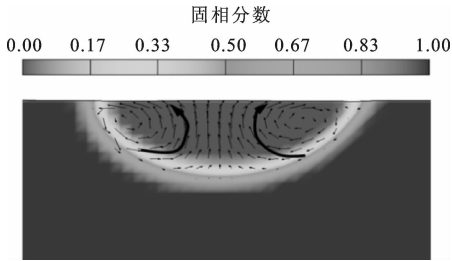
图 3 数值分析模型的边界条件

2 结果与讨论

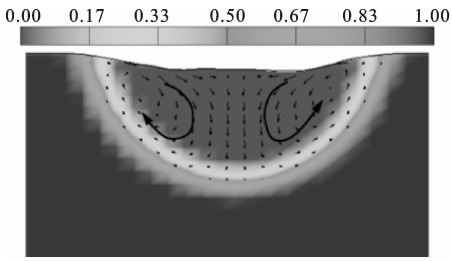
熔池内驱动力单独作用时横截面的固相分数与流场分布如图 4 所示。从图 4 可以看出,熔池各驱动力单独作用时,熔池横截面内均形成两个对称环流。图 4a 的环流(即马兰格尼对流)方向是从熔池



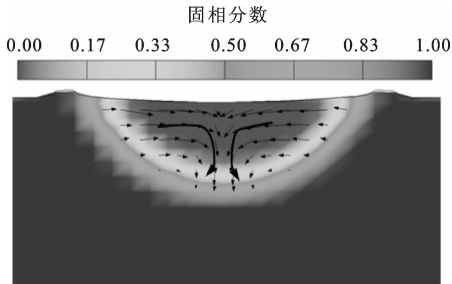
(a) 表面张力



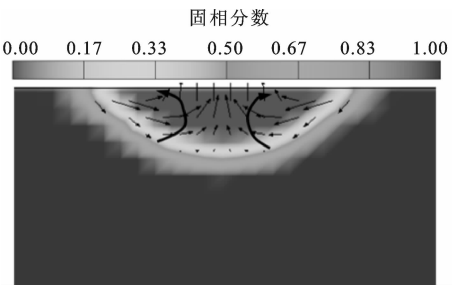
(b) 浮力



(c) 电弧压力



(d) 洛伦兹力



(e) 拖曳力

图 4 驱动力单独作用时横截面的固相分数与流场分布情况

表面中心指向四周。这是由于表面张力随温度的升高而降低,流体从表面张力低的位置流向表面张力

高的位置。如图 4b 所示,浮力环流的方向与表面张力引起环流的方向相同,且液面比固体基板表面微微升高,这是由于铝合金熔化后密度减小导致体积增加。如图 4c 所示,在电弧压力的作用下,熔池表面下陷,形成的环流方向与马兰格尼对流方向相反。洛伦兹力产生的流场方向与电弧压力产生的流场方向一致,且洛伦兹力是体积力,可作用在熔池底部,使熔池加深。由拖曳力产生的原因可知,其在熔池表面的流场方向为从电弧中心指向四周。

由计算得出图 4a~图 4e 熔池内流体的最大速度分别为 4.04×10^{-2} 、 4.72×10^{-4} 、 2.14×10^{-2} 、 1.95×10^{-3} 、 9.98×10^{-4} m/s,因此驱动力的影响程度由大到小顺序为表面张力、电弧压力、洛伦兹力、拖曳力、浮力。将所有驱动力进行耦合计算,流场与温度场的沿扫描方向的计算结果如图 5 所示。

由计算得到的驱动力影响程度可知,在初始阶

段,表面张力起主导作用,流场方向与马兰格尼对流方向一致,如图 5a 所示。随着熔池深度的增加,在熔池底部,表面张力的影响逐渐降低,洛伦兹力作为体积力,作用逐渐超过表面张力。从 1.8 s 开始,熔池内部开始形成 4 个环流,见图 5b。图 6 为熔池横截面流场与固相分数计算结果,从图中可以看出,充分发展后熔池内形成 4 个环流,且在横截面方向上是对称的。

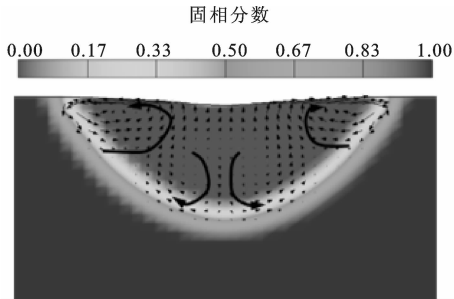
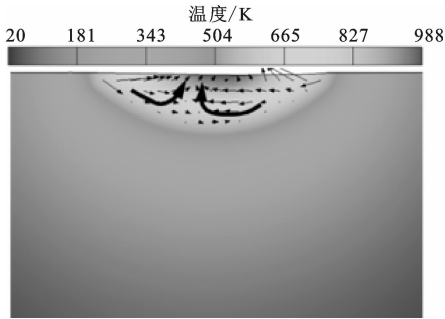


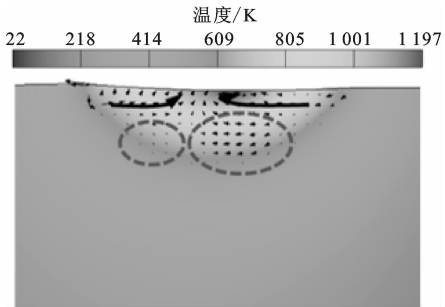
图 6 熔池横截面流场与固相分数计算结果

本文在对电弧热源及熔池驱动力进行计算的基础上,将电弧预热与涂覆过程进行耦合计算,涂覆过程中温度场与流场的演化如图 7 所示。

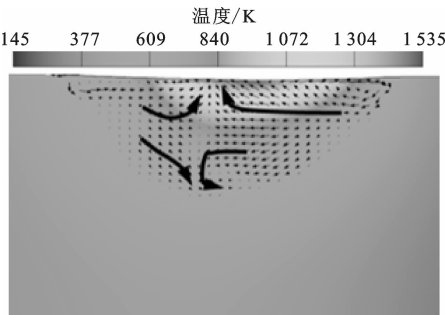
如图 7a 所示,在 0.14 s 之前,熔池与喷头内流体之间没有相互作用,流体向四周铺展且沿喷头爬升。随着基板的移动,流体与熔池开始接触并且快速流向熔池,见图 7b。这是由于流体之间的亲和力远大于流体与基板以及流体与喷头之间的亲和力。



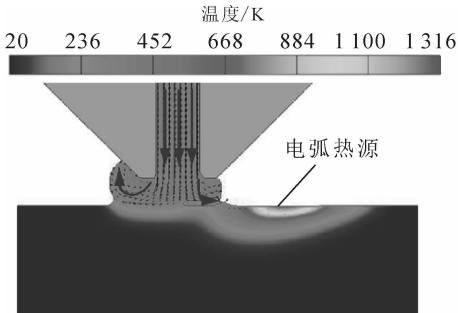
(a)0.2 s



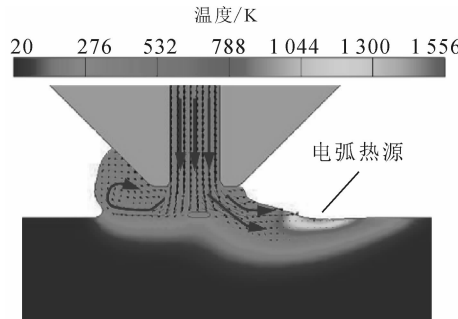
(b)1.8 s



(c)5.6 s



(a)0.14 s



(b)0.20 s

图 5 沿扫描方向流场与温度场随时间的演化

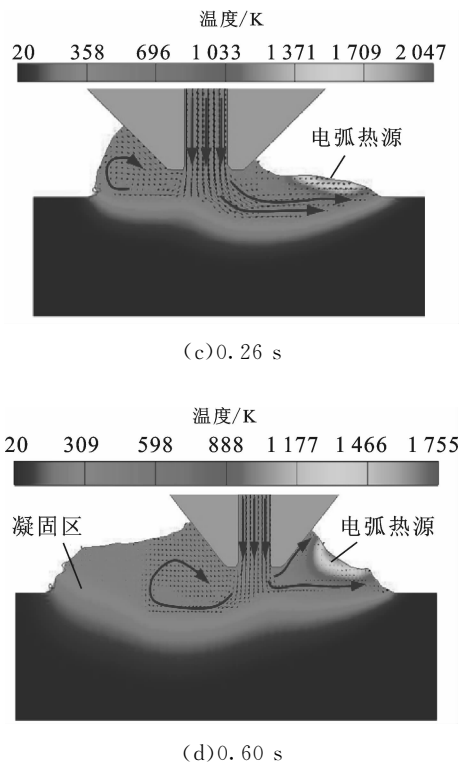


图 7 涂覆过程温度场与流场的演化

随着基板的继续移动,电弧热源开始作用在熔池薄层上,涂覆层远离热源端开始凝固,温度最高的区域始终为电弧作用区域。

对涂覆层与熔池接触时的流场分布进行分析,如图 8a 所示,由于熔池内速度矢量与涂覆层流体速

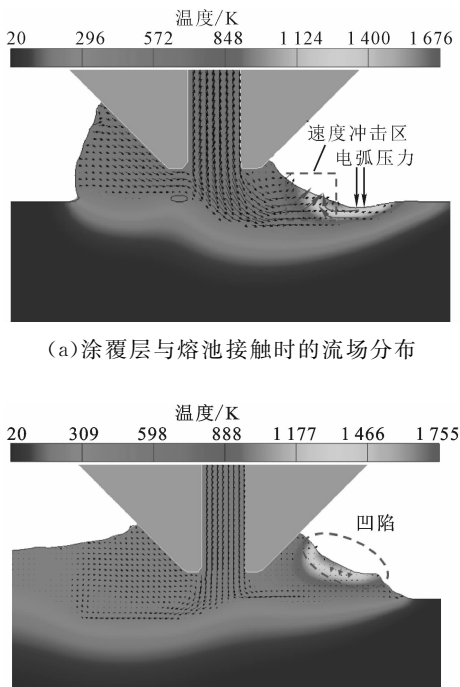


图 8 电弧驱动力对涂覆过程的影响

度矢量方向不同,流体接触部位存在速度冲击区,熔池表面在电弧压力的作用下发生凹陷,电弧驱动力对涂覆层流体的流动起阻碍作用。图 8b 中,涂覆头右侧流体在电弧驱动力的作用下发生凹陷,电弧驱动力阻止流体沿喷头进一步攀升,有利于提高涂覆过程的稳定性以及涂覆层形貌的均匀性。

本文对电弧驱动力计算结果及涂覆计算结果分别进行了实验验证。将焊枪垂直安装于 2024 铝合金基板上方,使钨极距基板的高度为 3 mm,三维运动平移平台以 5 mm/s 的速度直线运动,焊接电流为 200 A。在实验过程中,控制坩埚内金属液不流出,取焊道稳定段并垂直于焊接方向将熔池剖开,观察空焊时熔池与热影响区的形貌和尺寸。图 9a 为凝固后熔池形貌的实验结果与仿真结果的对比。采用表 1 所示参数将电弧预热与熔融涂覆工艺结合进行单层单道件成形实验,将单层单道实验件沿横截面剖开,利用倒置金相显微镜对形貌进行观察测量,并与计算结果进行对比。单层单道件形貌的实验结果与仿真结果对比如图 9b 所示。

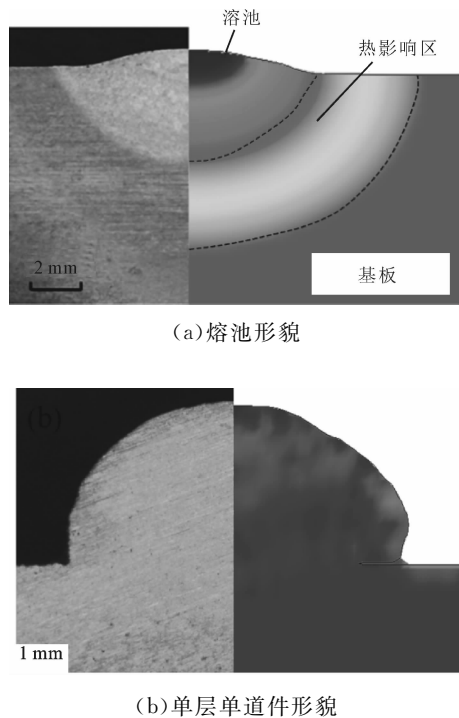


图 9 熔池形貌和单层单道件形貌的实验与仿真结果对比

沿电弧扫描方向,在电弧压力的作用下熔池前端会发生凹陷,由于体积守恒,熔池凝固后横截面中心部位微凸,如图 9a 所示。计算所得熔池的最大宽度、深度分别为 9.28 mm、3.25 mm,热影响区的最大宽度、深度分别为 3.97 mm、3.51 mm,实验所得熔池的

最大宽度、深度分别为 9.38 mm、3.27 mm,热影响区的最大宽度、深度分别为 3.63 mm、3.33 mm。熔池的最大宽度与高度的误差分别为 1.1%、0.6%,热影响区最大宽度与高度的误差分别为 9.3%和 5.4%。

对图 9b 所示的单层单道件的最大宽度和高度进行了统计,数值计算结果分别为 8.02 mm 和 3.66 mm,实验最大宽度和高度分别为 7.75 mm 和 3.74 mm,误差分别为 3.5%和 2.1%。

在图 9a 所示的熔池横截面图中,取基板水平线为 x 轴,熔池对称轴为 y 轴建立直角坐标系,分别提取实验与计算结果的熔池凸起轮廓线形貌。当 x 轴坐标相同时,实验与计算轮廓线高度的差异如图 10a 所示。

以图 9b 基板水平线为 x 轴,单道件对称轴为 y 轴建立直角坐标系,分别提取实验与计算结果的单层单道横截面轮廓线形貌。当 x 轴坐标相同时,实验与计算轮廓线高度值的差异如图 10b 所示。

如图 10a 所示,相同 x 轴坐标实验值与计算值的连线长度即相同位置处轮廓线高度差值,从图 10a 可以得出,高度最大误差为 0.09 mm。

如图 10b 所示,相同 x 轴坐标实验值与计算值的连线长度即相同位置处轮廓线高度差值,从图

10b 可以得出,高度最大误差为 0.21 mm。

3 结 论

电弧预热铝合金熔融涂覆工艺的研究主要分为电弧预热过程与涂覆过程两个部分,本文对这两部分分别进行了研究。

(1)对熔池驱动力单独作用及耦合作用时熔池内的流场进行了分析发现,在本文所述初始条件下驱动力的影响程度的由大到小顺序为表面张力、电弧压力、洛伦兹力、拖曳力、浮力。研究为电弧熔池流场的分析提供基础。

(2)随着熔池深度的增加,在深度方向洛伦兹力的影响逐渐超过表面张力,并且在熔池底部开始逐渐形成 4 个环流。

(3)由于流体之间的亲和力远大于流体与基板以及流体与喷头之间的亲和力,随着基板的移动,喷头内流体开始与电弧熔池接触并迅速流入熔池。

(4)对熔池尺寸和单层单道的形貌进行实验测量,并与数值计算结果进行比较,结果表明误差均小于 10%。

参考文献:

[1] FRAZIER W E. Metal additive manufacturing: a review [J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2014, 23(6): 1917-1928.

[2] 余蔚. 激光选区烧结粉末包覆工艺的研究 [J]. 材料导报, 2007, 21(5A): 45-46.

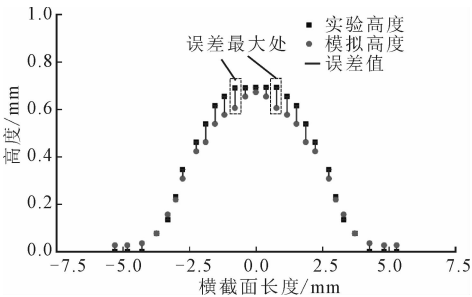
YU Wei. Process of powder-coating for selective laser sintering [J]. Materials Review, 2007, 21(5A): 45-46.

[3] 徐勇勇, 孙琨, 邹增琪, 等. 选区激光熔化制备 $Al_{0.5}CoCrFeNi$ 高熵合金的工艺参数及组织性能 [J]. 西安交通大学学报, 2018, 52(1): 151-157.

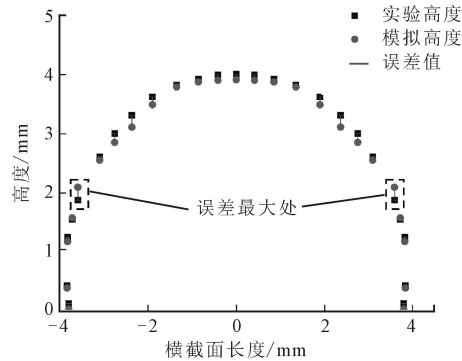
XU Yongyong, SUN Kun, ZOU Zengqi, et al. Processing parameters, microstructure and properties of $Al_{0.5}CoCrFeNi$ high entropy alloy prepared by selective laser melting [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2018, 52(1): 151-157.

[4] QI Huan, MAZUMDER J, KI H. Numerical simulation of heat transfer and fluid flow in coaxial laser cladding process for direct metal deposition [J]. Journal of Applied Physics, 2006, 100(2): 024903.

[5] PARTHASARATHY J, STARLY B, RAMAN S, et al. Mechanical evaluation of porous titanium ($Ti6Al4V$) structures with electron beam melting (EBM) [J]. Journal of the Mechanical Behavior of Bi-



(a)熔池凸起轮廓线



(b)单层单道横截面轮廓线

图 10 熔池与单层单道横截面轮廓的数值计算与实验结果对比

- omedical Materials, 2010, 3(3): 249-259.
- [6] PRADO C, DIEGUEZ J L, CAMACHO A M. Preliminary development of a wire and arc additive manufacturing system (WAAM) [J]. Procedia Manufacturing, 2017, 13: 895-902.
- [7] 张维明, 武传松, 秦国梁, 等. 铝合金激光+脉冲GMAW复合焊焊缝成形的预测 [J]. 机械工程学报, 2013, 49(10): 110-115.
- ZHANG Weiming, WU Chuansong, QIN Guoliang, et al. Prediction of weld shape and size for laser + GMAW-P hybrid welding of aluminium alloys [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2013, 49(10): 110-115.
- [8] LI Yanjun, LI Quan, WU Aiping, et al. Determination of local constitutive behavior and simulation on tensile test of 2219-T87 aluminum alloy GTAW joints [J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2015, 25(9): 3072-3079.
- [9] VICTOR G G, JUAN C A, FRANCISCO R C. A simplified elliptic paraboloid heat source model for autogenous GTAW process [J]. International Journal of Heat & Mass Transfer, 2016, 100: 536-549.
- [10] DING Donghong, PAN Zengxi, DOMINIC C, et al. A multi-bead overlapping model for robotic wire and arc additive manufacturing (WAAM) [J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2015, 31: 101-110.
- [11] 刘伟, 魏正英, 赵光喜, 等. Sn63Pb37 熔融涂覆成形数值模拟及扫描方式对力学性能的影响 [J]. 西安交通大学学报, 2016, 50(12): 142-147.
- LIU Wei, WEI Zhengying, ZHAO Guangxi, et al. Numerical simulation for Sn63Pb37 fused coating additive manufacturing and effect of scanning strategy on mechanical properties [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2016, 50(12): 142-147.
- [12] FARAJI A H, BAHMANI A, GOODARZI M, et al. Numerical and experimental investigations of weld pool geometry in GTA welding of pure aluminum [J]. Journal of Central South University, 2014, 21(1): 20-26.
- [13] FAN H G, TSAI H L, NA S J. Heat transfer and fluid flow in a partially or fully penetrated weld pool in gas tungsten arc welding [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2001, 44(2): 417-428.
- [14] ROKHLIN S I, GUU A C. A study of arc force, pool depression and weld penetration during gas tungsten arc welding [J]. Welding Journal, 1993, 72(8): S381-S390.
- [15] KIM W H, FAN H G, NA S J. Effect of various driving forces on heat and mass transfer in arc welding [J]. Numerical Heat Transfer, 1997, 32(6): 633-652.
- [16] LU Shanping, FUJII H, NOGI K. Marangoni convection and weld shape variations in Ar-O₂, and Ar-CO₂, shielded GTA welding [J]. Materials Science and Engineering: A, 2004, 380(1/2): 290-297.
- [17] 王煜, 赵海燕, 吴甦, 等. 高能束焊接双椭球热源模型参数的确定 [J]. 焊接学报, 2003, 24(2): 67-70.
- WANG Yu, ZHAO Haiyan, WU Su, et al. Determination of parameters of double ellipsoid heat source model for high energy beam welding [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2003, 24(2): 67-70.
- [18] 李培麟, 陆皓. 双椭球热源参数的敏感性分析及预测 [J]. 焊接学报, 2011, 32(11): 89-91.
- LI Peilin, LU Hao. Sensitivity analysis and prediction of heat source parameters of a double ellipsoid [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2011, 32(11): 89-91.
- [19] SCHIMALZ F. Finite volume modelling of the flow and thermal field in GTA welding of AISI 316 [J]. EMBO Journal, 2003, 31(9): 2061-2063.
- [20] PHARES D J, SMEDLEY G T, FLAGAN R C. The wall shear stress produced by the normal impingement of a jet on a flat surface [J]. Journal of Fluid Mechanics, 2000, 418: 351-375.
- [11] 童亮, 余罡, 彭政, 等. 基于VOF模型与动网格技术的两相流耦合模拟 [J]. 武汉理工大学学报(信息与管理工程版), 2008, 30(4): 525-528.
- TONG Liang, YU Gang, PENG Zheng, et al. Two phase flow coupling simulation based on VOF model and dynamic mesh technology [J]. Journal of Wuhan University of Technology (Information and Management Engineering), 2008, 30(4): 525-528.
- [22] ROOHI E, ZAHIRI A P, MAHMOOD P F. Numerical simulation of cavitation around a two-dimensional hydrofoil using VOF method and LES turbulence model [J]. Applied Mathematical Modelling, 2013, 37(9): 6469-6488.

(编辑 杜秀杰)