

基于变速 GTAW 焊接温度场解析模型的熔深预测研究

武少杰^{1,2,3}, 曲皇屹¹, 程方杰^{1,3}

- (1. 天津大学材料科学与工程学院, 天津 300350;
2. 哈尔滨工业大学先进焊接与连接国家重点实验室, 哈尔滨 150001;
3. 天津市现代连接技术重点实验室, 天津 300350)

摘要: 焊接热过程解析模型是一种能够直观反映焊接过程中工件内部的热行为、明确焊接工艺参数与熔池形貌间的物理关系、快速计算得到熔深的方法。目前常用的焊接温度场解析模型通常将电弧近似为一个功率恒定的匀速运动热源进行计算, 而非参考实际焊接过程, 即通过实时调整焊接热输入(焊接电流或焊接速度)来保证熔透。因此, 目前的焊接温度场解析模型并不适用于焊接熔透控制。为了使解析模型能够计算时变速度下的熔深, 本文针对钨极氩弧焊(GTAW)工艺建立了适用于计算时变焊接速度的焊接温度场解析模型。首先以匀速移动点热源的焊接温度场解析模型为基础, 推导出了时变焊接速度移动点热源在热源作用时间内引起的温度变化公式, 通过连续性证明验证了公式的连续可积性并进一步推导出了适用于时变焊接速度运动单椭圆热源的焊接温度场解析模型。为了提高计算速度, 减少计算量, 采用坐标变化方法实现了热源及其附近温度场的快速求解。基于数值积分法得到了解析模型求解方法, 实现了熔池温度场的准确计算, 并通过提取等温线实现了熔深和熔宽的预测。最后, 通过工艺试验验证了解析模型的精度。结果表明: 在 0~4 s 阶段, 计算熔深基本与实际测得的熔深相同, 误差控制在 6%以内; 在速度发生改变的 4~16 s 阶段, 由于热源系数不再适用, 计算误差增大, 但熔深计算误差仍控制在 17%以内, 熔宽计算误差在 12%以内。因此, 建立的焊接温度场解析模型基本可以满足时变速度下的熔深预测。

关键词: 钨极氩弧焊; 解析计算; 焊接温度场; 熔深预测

中图分类号: TG444

文献标志码: A

文章编号: 0493-2137(2024)01-0064-09

Research on Penetration Depth Prediction Based on an Analytical Model of Variable Speed GTAW Welding Temperature Field

Wu Shaojie^{1,2,3}, Qu Huangyi¹, Cheng Fangjie^{1,3}

- (1. School of Materials Science and Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China;
2. State Key Laboratory of Advanced Welding and Joining, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China;
3. Tianjin Key Laboratory of Advanced Joining Technology, Tianjin 300350, China)

Abstract: The analytical model of the welding thermal process can accurately depict the internal thermal behavior of the workpiece during the welding process, provide insights into the physical relationship between the welding process parameters and the shape of the molten pool, and quickly determine the penetration depth. The widely used welding temperature field analysis model typically calculates the arc as a heat source with constant power and speed instead of referring to the actual welding process and adjusting the welding heat input (welding current or speed) in real-time to ensure penetration. As a result, this analytical model of the welding temperature field is not suitable for application in

收稿日期: 2022-12-02; 修回日期: 2023-02-27.

作者简介: 武少杰(1989—), 男, 博士, 讲师, shaojie@tju.edu.cn.

通信作者: 程方杰, chfj@tju.edu.cn.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52005366); 天津市自然科学基金资助项目(21JCQNJC00570); 哈尔滨工业大学先进焊接与连接国家重点实验室开放课题研究基金资助项目(AWJ-21M12).

Supported by the National Natural Science Foundation of China(No. 52005366), the Natural Science Foundation of Tianjin, China (No. 21JCQNJC00570), the Open Research Fund for the State Key Laboratory of Advanced Welding and Joining, Harbin Institute of Technology(No. AWJ-21M12).

welding penetration control. To enable the analytical model to estimate the penetration depth under time-varying speeds, an analytical model of the welding temperature field suitable for determining the time-varying welding speed of gas tungsten arc welding (GTAW) is established in this paper. Based on the temperature field analytical model for a moving point heat source at a constant speed, the formula for the temperature change caused by the time-varying welding speed moving point heat source during the action time of the heat source is obtained for the control cycle. The continuity proof confirms the formula's continuous integrability, and subsequent deductions lead to an analytical model of the welding temperature field appropriate for a time-varying welding speed moving point heat source. To increase the calculation speed and decrease the amount of calculation, the coordinate change method is employed to obtain a rapid solution of the temperature field of the heat source and its vicinity. Based on the numerical integration approach, an analytical model solution method is obtained that produces the correct computation of the temperature field of the molten pool and predicts the penetration depth and width by extracting the isotherm. Furthermore, the accuracy of the analytical model is confirmed by process tests. The results demonstrated that in the 0—4 s stage, the calculated penetration depth is the same as the actual measured penetration depth, and the error is controlled within 6%. In the 4—16 s stage, the calculation error increases as the speed changed because the heat source coefficient is no longer applicable, but the calculation errors of penetration depth and penetration width are controlled within 17% and 12%, respectively. Therefore, the developed analytical model of the welding temperature field can predict the penetration depth under time-varying speeds.

Keywords: gas tungsten arc welding (GTAW); analytical calculation; welding temperature field; penetration depth prediction

全熔透是决定焊缝质量的关键问题之一,但是由于实际焊接过程中往往会受到弧光、电磁场的干扰,而且焊接熔池不透明、存在时间短、温度高,熔池在电弧力、表面张力或内部温度场的作用下又会不断运动,导致熔深出现变化。因此,如果能够实时测量熔深,则可以通过建立熔透控制系统来实时调整焊接参数,保证焊缝质量。目前实时测量熔深的方法主要有熔深直接测量法、特征参数熔深间接测量法和智能模型熔深间接预测法。但是这些方法存在设备复杂昂贵、控制策略滞后性、模型准确率依赖于输入数据规模等问题,都没能很好地解决这一难题。由此可见,如何设计一种设备简便、能够诠释焊接物理本质的焊接熔深预测方法,是提高焊缝质量、实现焊接自动化的关键。

基于焊接热物理过程建立熔池解析模型是一种科学而又快速的焊接熔深预测方法。解析法能够直观地反映焊接过程中工件内部的热行为,明确焊接工艺参数与熔池形貌间的物理关系,尤其对于非熔化极工艺的熔深预测有直接优势。

焊接热过程解析计算研究始于 20 世纪 40 年代, Rosenthal^[1]首先提出了通过解析法来计算焊接温度场,但是推导解析模型时都基于了以下 4 个假设条件:①热源集中于一点、一线或一面;②材料无论在什么温度下都是固体,不发生相变;③材料的热物理性能参数不随温度变化;④焊件的几何尺寸是半无限

大的。这些假设条件与实际焊接过程有较大的差异。

为了提高解析法计算精度,近年来许多研究者针对上述假设条件进行了研究。Wu 等^[2]于 2005 年在考虑工件上下表面散热的条件下,采用双椭球热源推导出了更接近实际情况的焊接热过程解析方程。为了探究解析模型所使用的热源模型及热源参数对温度场的影响,李培麟等^[3]采用多元回归方法,提出了敏感性分析的经验公式,获得了熔宽、熔深与热源参数之间的关系。马悦^[4]使用双椭球热源模型对全自动 MAG 焊进行了温度场计算,并在对双椭球焊接热源模型一般式各个参数分析的基础上,研究了热源模型的参数对温度场计算结果的影响。顾颖等^[5]提出了求解热源模型参数及优化相关变量的方法,该方法可适用于高斯热源、3D 锥形热源等其他热源参数的求解。周秋雨^[6]建立了在深度方向呈线性衰减的体热源模型,并将其应用在后续的温度场分析计算中。张清华^[7]于 2020 年研究了热源模型参数对温度场计算结果的影响规律,通过试验与计算结果的对比,建立了不同的熔池形状与焊接热效率和热流密度分布参数之间的关系。武少杰^[8]于 2018 年推导出了基于无限大板单椭球热源的定点 GTAW 焊接温度场递归解析模型,解决了原有解析模型计算过程中电流必须恒定以及初始温度场必须均匀的问题。罗心磊等^[9-10]对单道激光熔化温度场进行了计算,通过实验得到了不同工艺参数下各热源模型计算所得的熔池尺寸差。此

外,还有部分学者^[11-17]针对热源模型简化以及模型修正问题展开了一系列研究。

但是解析模型仍存在不足:实际焊接过程中,为了确保焊缝质量,熟练焊工不仅仅调整焊接电流,还会通过调整焊接速度来实时改变热输入量。为了解析模型能够计算时变速度下的焊接温度场,本文针对钨极氩弧焊工艺(GTAW)推导了适用于计算时变焊接速度的焊接温度场解析方程,为 GTAW 时变焊接工艺下的熔深实时预测提供了一种新的思路。

1 时变焊接速度温度场解析模型建立

1.1 基于匀速移动热源的焊接温度场解析模型推导

本文推导是基于焊件的几何尺寸是半无限大的这一假设条件。对于无限大的物体,边界条件所产生的影响可以忽略,此时只有初始条件而无边界条件。

瞬时固定点热源的温度场计算公式最初由 Rosenthal 和 Rykalin 推导,如式(1)所示。

$$T(x, y, z, t) = \int_0^t \frac{2dQ}{\rho c (4\pi a \tau)^{3/2}} \cdot \exp\left(-\frac{R^2}{4a\tau}\right) \quad (1)$$

式中: dQ 代表工件内的集中热量, $dQ=qd\tau$, q 为有效功率; c 为体积定压比热容; a 为热扩散率, $a=\lambda/c$, λ 为工件的导热系数; ρ 为工件的密度; $R^2=x^2+y^2+z^2$; $T(x, y, z, t)$ 代表 t 时刻点 (x, y, z) 的温度值。

当热源以匀速 v 移动时,在任意时刻 τ 热源会移动至 $(v\tau, 0, 0)$ 处,在 dQ 作用下经 $(t-\tau)$ 的传热时间后,该时刻热源对某点 (x, y, z) 将产生的温度变化为

$$T(x, y, z, t-\tau) = \int_0^t \frac{2dQ}{\rho c [4\pi a(t-\tau)]^{3/2}} \cdot \exp\left[-\frac{R^2}{4a(t-\tau)}\right] \quad (2)$$

式中 $R^2=(x-v\tau)^2+y^2+z^2$ 。

1.2 基于时变速度移动热源的焊接温度场解析模型推导

在实际焊接过程中,调整焊接速度也是控制焊接热输入、保证焊接质量的重要手段之一。在常见的反馈控制系统中,会通过传感信息进行周期性调整。因此这里假设控制周期为 $\Delta t=t_1-t_0=t_2-t_1=t_n-t_{n-1}$,对应的速度变化状态如图 1 所示。

图 2 为有效功率为 q 的移动点热源作用在一个厚大焊件上时的示意。热源首先从 O_0 点开始以速度 v_0 移动,经过 t_1 时刻后,热源移动到了 O_1 处。在 $t=\tau$, $\tau \in (0, t_1]$ 时,热源移至 $O'(v_0\tau, 0, 0)$,此时作用在焊件上的瞬时热能为 $dQ=qd\tau$ 。在 O' 点上所作用的瞬时热能 dQ ,经 $(t_1-\tau)$ 的时间进行传热,此时会使

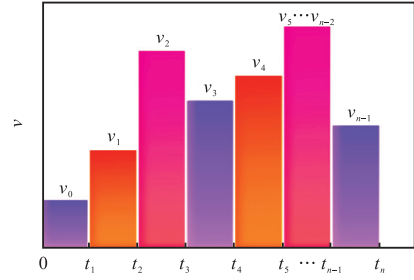


图 1 $0 \sim t_n$ 时刻的速度变化曲线

Fig.1 Speed change curve from 0 to t_n

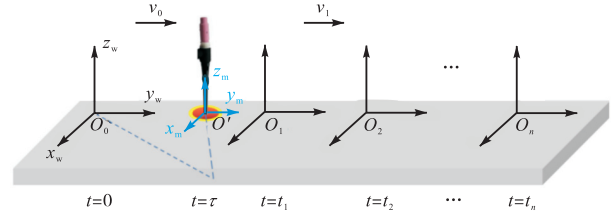


图 2 热源移动示意

Fig.2 Heat source movement diagram

焊件上 A 点 (x, y, z) 温度产生 dT 的变化:

$$dT(x, y, z, t_1-\tau) = \frac{2q}{\rho c [4\pi a(t_1-\tau)]^{3/2}} \cdot \exp\left[-\frac{R_1^2}{4a(t_1-\tau)}\right] d\tau \quad (3)$$

式中 $R_1^2=(x-v_0\tau)^2+y^2+z^2$ 。

热源继续从 O_1 点开始以速度 v_1 移动,在 t_2 时刻移动到了 O_2 处,在 $t=\tau$, $\tau \in (t_1, t_2]$ 时,热源移至 $O'(v_0\Delta t + v_1(t_2-\tau), 0, 0)$,经 $(t_2-\tau)$ 的时间进行传热,此时会使焊件上 A 点 (x, y, z) 温度产生 dT 的变化:

$$dT(x, y, z, t_2-\tau) = \frac{2q}{\rho c [4\pi a(t_2-\tau)]^{3/2}} \cdot \exp\left[-\frac{(x-v_0t_1-v_1(\tau-t_1))^2+y^2+z^2}{4a(t_2-\tau)}\right] d\tau \quad (4)$$

式中 $R_2^2=(x-v_0t_1-v_1(\tau-t_1))^2+y^2+z^2$ 。

依次递推,当 $t=\tau$, $\tau \in (t_{n-1}, t_n]$ 时,热源移至 $O'(v_0\Delta t + \dots + v_{n-1}(t_n-\tau), 0, 0)$,经 $(t_n-\tau)$ 的时间进行传热,此时会使焊件上 A 点 (x, y, z) 温度产生 dT 的变化:

$$dT(x, y, z, t_n-\tau) = \frac{2q}{\rho c [4\pi a(t_n-\tau)]^{3/2}} \cdot \exp\left[-\frac{(x-v_0t_1-\dots-v_{n-1}(\tau-t_{n-1}))^2+y^2+z^2}{4a(t_n-\tau)}\right] d\tau \quad (5)$$

式中 $R_n^2=(x-v_0t_1-\dots-v_{n-1}(\tau-t_{n-1}))^2+y^2+z^2$ 。

因此,时变焊接速度移动点热源在 $[0, t_n]$ 引起的温度变化为

$$dT = \begin{cases} dT(x, y, z, t_1 - \tau) & 0 \leq \tau < t_1 \\ dT(x, y, z, t_2 - \tau) & t_1 \leq \tau < t_2 \\ \vdots & \\ dT(x, y, z, t_n - \tau) & t_{n-1} \leq \tau < t_n \end{cases} \quad (6)$$

式(6)是一分段函数,为了得到时变焊接速度运动点热源在 $[0, t_n]$ 区间积分下的温度计算公式,首先需要证明分段函数(6)是否连续可积。

1.3 解析模型连续性证明

焊接总时长为 t_n , 热源首先从 O_0 点开始以速度 v_0 移动, 在 $\tau \in [0, t_1]$ 时, 经 $t_n - \tau$ 传热时间产生的温度变化为

$$dT_1 = \frac{2q}{\rho c [4\pi a(t_n - \tau)]^{3/2}} \cdot \exp\left[-\frac{(x - v_0 \tau)^2 + y^2 + z^2}{4a(t_n - \tau)}\right] d\tau \quad (7)$$

在 $t_1 \leq \tau < t_2$ 时, 速度为 v_1 , 此段内温度变化为

$$dT_2 = \frac{2q}{\rho c [4\pi a(t_n - \tau)]^{3/2}} \cdot \exp\left[-\frac{(x - v_0 t_1 - v_1(\tau - t_1))^2 + y^2 + z^2}{4a(t_n - \tau)}\right] d\tau \quad (8)$$

令

$$f_1(\tau) = \frac{2q}{\rho c [4\pi a(t_n - \tau)]^{3/2}} \cdot \exp\left[-\frac{(x - v_0 \tau)^2 + y^2 + z^2}{4a(t_n - \tau)}\right] \quad (9)$$

$$f_2(\tau) = \frac{2q}{\rho c [4\pi a(t_n - \tau)]^{3/2}} \cdot \exp\left[-\frac{(x - v_0 t_1 - v_1(\tau - t_1))^2 + y^2 + z^2}{4a(t_n - \tau)}\right] \quad (10)$$

$f_1(\tau)$ 和 $f_2(\tau)$ 组成的函数为分段函数, t_1 为分段函数的分界点, 分别求 $f_1(\tau)$ 和 $f_2(\tau)$ 的右极限和左极限。

右极限:

$$\lim_{\tau \rightarrow t_1^+} f_1(\tau) = \frac{2q}{\rho c [4\pi a(t_n - t_1)]^{3/2}} \cdot \exp\left[-\frac{(x - v_0 t_1)^2 + y^2 + z^2}{4a(t_2 - t_1)}\right] \quad (11)$$

左极限:

$$\lim_{\tau \rightarrow t_2^-} f_2(\tau) = \frac{2q}{\rho c [4\pi a(t_n - t_1)]^{3/2}} \cdot \exp\left[-\frac{(x - v_0 t_1)^2 + y^2 + z^2}{4a(t_2 - t_1)}\right] \quad (12)$$

$$\lim_{\tau \rightarrow t_1^+} f_1(\tau) = \lim_{\tau \rightarrow t_1^-} f_2(\tau) \quad (13)$$

因此得: ①左、右极限均存在; ②左、右极限相等;

③函数极限等于该点的函数值。根据函数连续性判定条件, 函数 $f(\tau)$ 在 $\tau = t_1$ 处连续, t_1 为第一类间断点。

同理可得, 函数 $f(\tau)$ 在 $\tau = t_2, t_3, \dots, t_n$ 处连续, $t_2, t_3, \dots, t_n$ 均为第一类间断点。

根据函数可积判定充分条件: 若函数在区间上连续, 则函数在区间内可积。因此, 函数连续性与可积性得证。

由此, 可以得到时变焊接速度运动点热源温度计算式为

$$T(x, y, z, \tau) = \int_0^t dT = \int_0^{t_1} \frac{2q}{\rho c [4\pi a(t_n - \tau)]^{3/2}} \cdot \exp\left[-\frac{(x - v_0 \tau)^2 + y^2 + z^2}{4a(t_n - \tau)}\right] d\tau + \int_{t_1}^{t_2} \frac{2q}{\rho c [4\pi a(t_n - \tau)]^{3/2}} \cdot \exp\left[-\frac{(x - v_0 t_1 - v_1(\tau - t_1))^2 + y^2 + z^2}{4a(t_n - \tau)}\right] d\tau + \dots + \int_{t_{n-1}}^{t_n} \frac{2q}{\rho c [4\pi a(t_n - \tau)]^{3/2}} \cdot \exp\left[-\frac{(x - v_0 t_1 - v_1 t_2 - \dots - v_{n-1}(\tau - t_{n-1}))^2 + y^2 + z^2}{4a(t_n - \tau)}\right] d\tau \quad (14)$$

上述公式是基于点热源作用下的时变焊接速度温度场计算模型, 实际焊接过程中普遍使用单椭球热源, 因此需要以点热源传热式为基础, 引入单椭球热源, 建立单椭球热源作用下的时变焊接速度温度场解析计算模型。

本文使用 Bibby 等^[18]提出的单椭球热源模型, 即

$$Q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}q}{a_h b_h c_h \pi \sqrt{\pi}} \cdot \exp\left(-\frac{3x^2}{a_h^2} - \frac{3y^2}{b_h^2} - \frac{3z^2}{c_h^2}\right) \quad (15)$$

在分布热源下的焊接温度场可以通过对式(14)和式(15)求卷积得到。

$$T_D(x, y, z, \tau) = T(x, y, z, \tau) Q(x, y, z) \quad (16)$$

经过简化后, 可以得到单椭球分布热源下的焊接温度场求解表达式为

$$T_D(x, y, z, \tau) = \int_0^{t_n} dT = \frac{12\sqrt{3}Q}{\rho c \pi \sqrt{\pi}} \cdot \left\{ \int_0^{t_1} \left[f(a_h, b_h, c_h) \exp\left(-\frac{3x^2}{a_h^2 + 12a(t_n - \tau)}\right) + f(y, z) \right] d\tau + \int_{t_1}^{t_2} \left[f(a_h, b_h, c_h) \cdot \right. \right.$$

$$\exp\left(-\frac{3[x-v_0t_1-v_1(\tau-t_1)]^2}{a_h^2+12a(t_n-\tau)}\right)+f(y,z)\Big]\mathrm{d}\tau+\cdots+\int_{t_{n-1}}^{t_n}f(a_h,b_h,c_h)\cdot\exp\left(-\frac{3[x-v_0t_1-v_1t_2-\cdots-v_{n-1}(\tau-t_{n-1})]^2}{a_h^2+12a(t_n-\tau)}\right)+f(y,z)\Big]\mathrm{d}\tau\Big\}\quad(17)$$

其中

$$f(a_h,b_h,c_h)=\frac{1}{\sqrt{[12a(t_n-\tau)+a_h^2][12a(t_n-\tau)+b_h^2][12a(t_n-\tau)+c_h^2]}}\quad(18)$$

$$f(y,z)=-\frac{3y^2}{b_h^2+12a(t_n-\tau)}-\frac{3z^2}{c_h^2+12a(t_n-\tau)}\quad(19)$$

式(17)即是单椭圆热源作用下适用于时变速度的温度场解析计算公式。

2 解析模型求解方法

因为在焊接过程中最重要的是热源覆盖处以及热源附近的温度场,而目前推导出的公式是以焊枪出发位置为原点的世界坐标系。为了提高计算速度,减少计算量,采用坐标变化的方式来实现热源及其附近温度场的快速求解。

2.1 坐标系变换

在焊枪运动的过程当中,设定 x_w, y_w, z_w 是固定不动的世界坐标系,命名为坐标系 Ox_w, y_w, z_w 。 x_m, y_m, z_m 是移动焊枪坐标系,命名为坐标系 Ox_m, y_m, z_m 。

这里研究的是坐标系 Ox_m, y_m, z_m 中一个坐标点在坐标系 Ox_w, y_w, z_w 中的映射,由于焊枪在本研究中不发生旋转,所以不考虑旋转矩阵变换,只需要考虑坐标系原点 O' 相较于坐标系原点 O 平移的距离,即

$$\begin{bmatrix} x_m \\ y_m \\ z_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_w \\ y_w \\ z_w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_{O'O'} \\ y_{O'O'} \\ z_{O'O'} \end{bmatrix}\quad(20)$$

由式(17)得到的焊接温度场计算公式是基于世界坐标系推导得到的,为了便于计算求解需转换为动坐标系的焊接温度场计算式:

$$\begin{bmatrix} x_m \\ y_m \\ z_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_w \\ y_w \\ z_w \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} v_0t_1+v_1t_2+\cdots+v_{n-1}(\tau-t_{n-1}) \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}\quad(21)$$

将式(21)代入式(17)中整理化简得到动坐标系

下运动点热源温度计算式为

$$\int_0^t \mathrm{d}T = \frac{12\sqrt{3}Q}{\rho c \pi \sqrt{\pi}} \left\{ \int_0^{t_1} \left[f(a_h, b_h, c_h) \cdot \exp\left(-\frac{3x_m^2}{a_h^2+12a(t_n-\tau)}\right) + f(y, z) \right] \mathrm{d}\tau + \int_{t_1}^{t_2} \left[f(a_h, b_h, c_h) \cdot \exp\left(-\frac{3x_m^2}{a_h^2+12a(t_n-\tau)}\right) + f(y, z) \right] \mathrm{d}\tau + \cdots + \int_{t_{n-1}}^t \left[f(a_h, b_h, c_h) \cdot \exp\left(-\frac{3x_m^2}{a_h^2+12a(t_n-\tau)}\right) + f(y, z) \right] \mathrm{d}\tau \right\}\quad(22)$$

2.2 梯形公式求解

推导出的式(22)为定积分,但是经过分析发现该积分不存在解析解,因此只能采用数值积分的方法进行求解。本文选用梯形公式来进行求解,即

$$\int_n^m f(t) \mathrm{d}t = T \left[\frac{1}{2} f(t_0) + f(t_1) + \cdots + \frac{1}{2} f(t_N) \right]\quad(23)$$

式中 $t_N = n + kT$ ($k = 0, 1, 2, \cdots, N$), T 是采样周期, $N = (m - n)/T$ 。梯形公式的精度会随着采样周期 T 的减小而增大,但同时公式的计算量也会相应的急剧增大,因此,在本文中采样周期选为 $T = 0.5 \text{ s}$ 。由式(17)可知,根据公式求解出的为某一具体位置 (x, y, z) 在某一具体时刻 t 时的温度值。为了得到一个完整的焊接温度场,首先将整个板材区域划分为网格状,然后求解每个网格位置上的温度值,所有温度值的集合就是完整的焊接温度场。虽然网格划分的越细,计算的精度就越准确,但是计算量也会成倍的增加。为了保证计算速度,本文中将整个求解区域设定为 $15 \text{ mm} \times 15 \text{ mm} \times 3 \text{ mm}$, 网格的间距为 0.05 mm , 求解区域的中心位置与热源的点位置重叠。

3 模型验证

3.1 实验设计

通过时变速度焊接工艺试验验证提出的时变焊接速度解析模型是否能够准确地计算出实时熔深,速度变化设计如图3所示。

实验所用焊接系统如图4所示。其中 TIG 焊枪安装在一台 UR-5 机器人手臂末端法兰盘上,可以通过机器人实时调整焊枪的位姿。机器人与计算机实时通讯,通过计算机能够精确地控制焊枪行走的速度

和距离。所用焊机为美国米勒公司生产的 Dynasty 700。

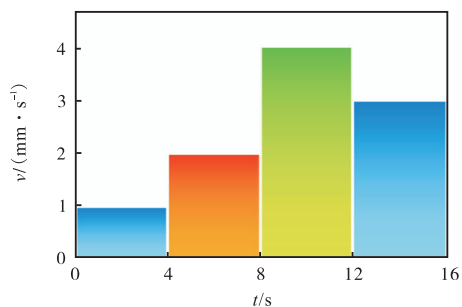


图 3 0~16 s 时间段的速度变化图

Fig.3 Speed change diagram for the 0—16 s time period

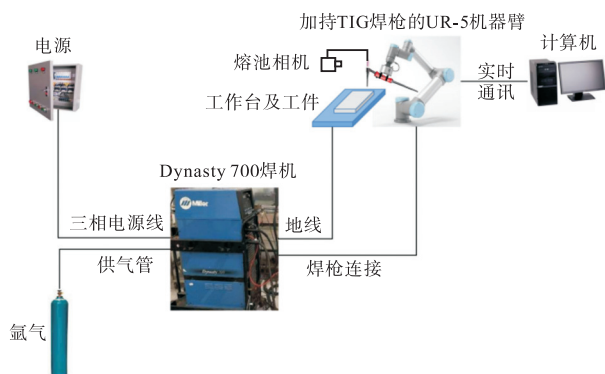


图 4 焊接实验系统

Fig.4 Welding experiment system

3.2 解析计算过程与结果

验证试验采用的焊接参数为直流 100 A、电压 12 V。实验所用板材规格为 304 L 不锈钢板,规格为 200 mm × 100 mm × 3 mm。解析计算中所用的材料物理参数及热源参数如表 1 所示,其中热源分布系数是采用试算法调整得到的。因为母材的熔点为 1 400 °C,计算得到完整的焊接温度场后,熔点以上的区域定义为熔池的尺寸。

表 1 材料物理参数及热源参数

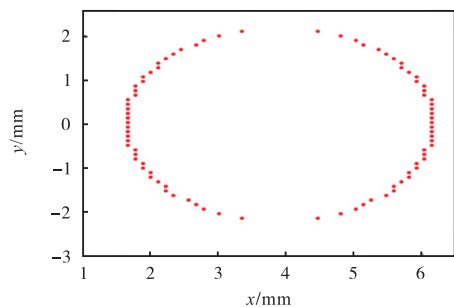
Tab.1 Material physical parameters and heat source parameters

输入参数	设定数值
焊接初始温度/°C	0
密度 $\rho/(\text{kg} \cdot \text{mm}^{-3})$	8.03×10^{-6}
比热容 $c/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	500
热传导系数 $\lambda/(\text{W} \cdot \text{mm}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	16.2×10^{-3}
热扩散系数 $a/(\text{mm}^2 \cdot \text{s}^{-1})$	4.035
体积膨胀系数 α_v/K^{-1}	4.5×10^{-5}
热源分布系数 a_h	2.0
热源分布系数 b_h	2.0
热源分布系数 c_h	2.0
熔点/°C	1 400

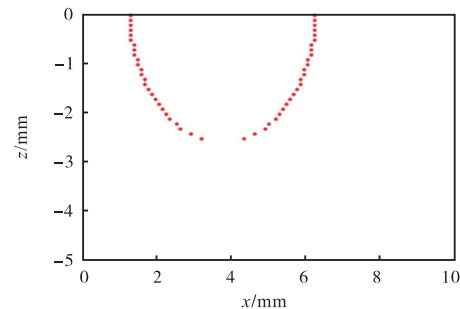
焊接温度场解析模型通过配置为 Intel Core i9 处理器、16 GB 运行内存、Nvidia GeForce GTX 1060 显

卡的计算机实时进行计算,程序主要通过 Matlab 进行编写。程序运行时间范围为 60~200 s。虽然通过调整网格密度能够减小计算量,缩短计算时间,但是目前算法用时较长并不能仅通过调整网格密度解决,所以需将现有模型修改为递归模型,以缩短计算时间。

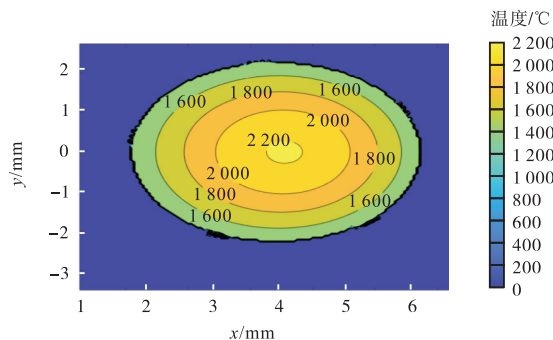
当 $t = 4 \text{ s}$ 时,焊接速度为 $v = 1 \text{ mm/s}$,焊接温度场解析模型计算结果如图 5 所示。图 5(a)为计算得



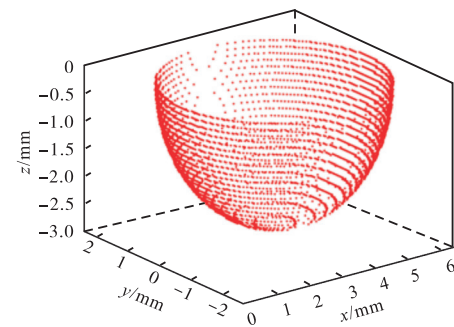
(a) 熔池上表面形貌



(b) xz 截面熔池形貌



(c) 熔池上表面温度场



(d) 熔池整体形貌

图 5 $t = 4 \text{ s}$ 、 $v = 1 \text{ mm/s}$ 时的解析计算焊接温度场形貌
Fig.5 Analytical calculation of the welding temperature field morphology when $t = 4 \text{ s}$ and $v = 1 \text{ mm/s}$

到的熔池上表面形貌,由图可知上表面近似椭圆形状,熔池长度为 4.6 mm,熔池宽度为 4.4 mm. 图 5(b)为 xz 截面上的熔池形貌,从图中可以看出计算得到的熔池在深度方向上呈现为半椭圆形,熔深为 2.71 mm. 图 5(c)为熔池上表面温度场,熔池中间部分温度集中在 $2\,200\,^{\circ}\text{C}$ 以上,从 $1\,400\sim 2\,000\,^{\circ}\text{C}$ 温度分布比较均匀. 图 5(d)为熔池整体形貌,可以看出得到的熔池为单椭球形状,与所用热源形状相符.

当 $t=8\text{ s}$ 时的焊接温度场解析模型计算结果如图 6 所示,焊接速度在 $4\sim 8\text{ s}$ 期间已经变化为 2 mm/s . 图 6(a)为计算得到的熔池上表面形貌,从图中可以看出熔宽相较于 $t=4\text{ s}$ 时的熔宽有所变窄,熔池宽度为 4.21 mm ,这是由于速度增大后热输入减小导致的. 图 6(b)为 xz 截面上的熔池形貌,从图中可以看出计算得到的熔池在深度方向上呈现为半椭圆形,熔深为 2.38 mm .

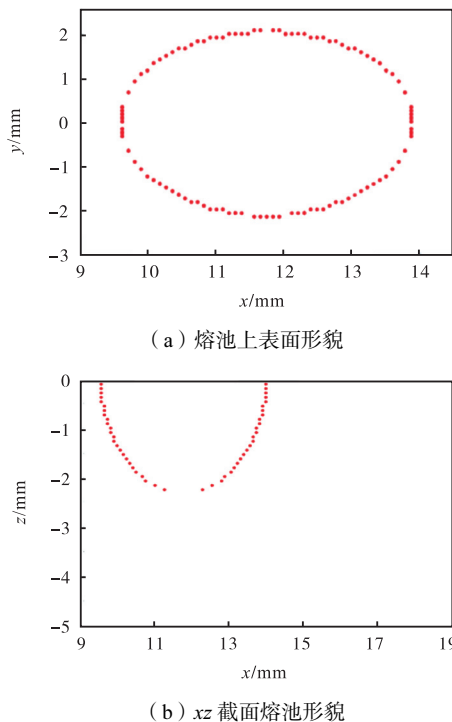


图 6 $t=8\text{ s}$ 、 $v=2\text{ mm/s}$ 时的解析计算焊接温度场形貌
Fig.6 Analytical calculation of the welding temperature field morphology when $t=8\text{ s}$ and $v=2\text{ mm/s}$

从 $t=8\text{ s}$ 时焊接速度已经进一步增大到了 $v=4\text{ mm/s}$, $t=12\text{ s}$ 时的焊接温度场解析模型计算结果如图 7 所示. 图 7(a)为计算得到的熔池上表面形貌,从图中可以看出熔宽相较于 $t=8\text{ s}$ 时的熔宽又进一步变窄,熔池宽度为 3.68 mm ,这是由于速度增大后热输入进一步减小导致的. 图 7(b)为 xz 截面上的熔池形貌,计算得到的熔池在深度方向上呈现为半椭圆形,熔深为 1.78 mm .

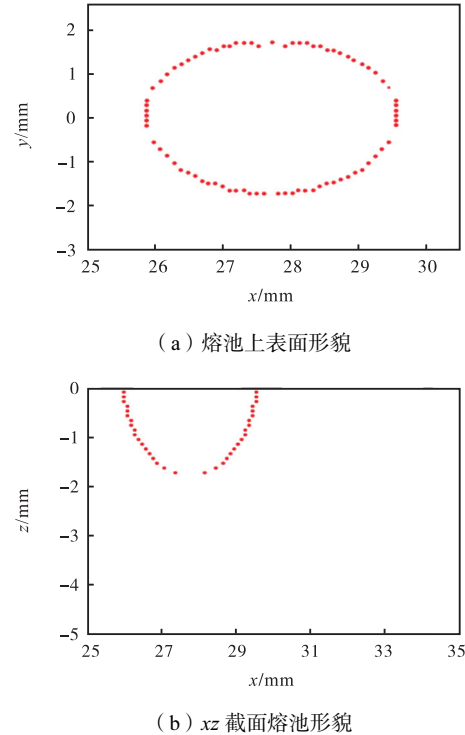


图 7 $t=12\text{ s}$ 、 $v=4\text{ mm/s}$ 时的解析计算焊接温度场形貌
Fig.7 Analytical calculation of the welding temperature field morphology when $t=12\text{ s}$ and $v=4\text{ mm/s}$

在 $t=12\text{ s}$ 到 $t=16\text{ s}$ 这一区间内,焊接速度为 $v=3\text{ mm/s}$, $t=16\text{ s}$ 时的焊接温度场解析模型计算结果如图 8 所示. 图 8(a)为计算得到的熔池上表面形貌

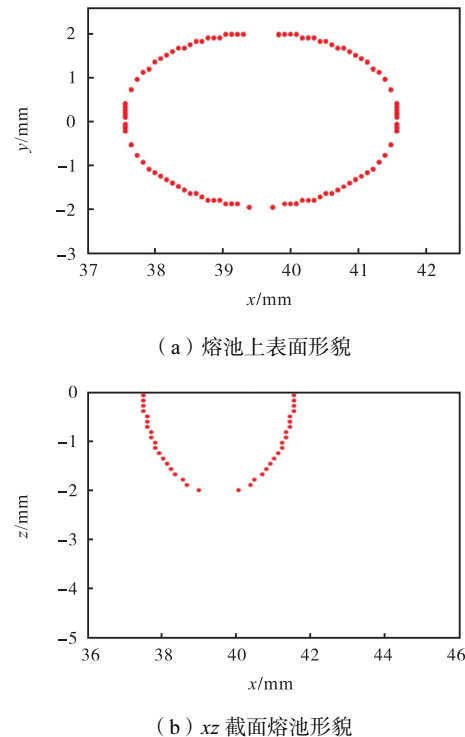


图 8 $t=16\text{ s}$ 、 $v=3\text{ mm/s}$ 时的解析计算焊接温度场形貌
Fig.8 Analytical calculation of the welding temperature field morphology when $t=16\text{ s}$ and $v=3\text{ mm/s}$

貌,从图中可以看出熔宽相较于 $t = 12\text{ s}$ 时的熔宽又有所变宽,这是由于速度减小后热输入增大导致的. 图 8(b) 为 xz 截面上的熔池形貌,从图中可以看出计算得到的熔池在深度方向上呈现为半椭圆形,熔深为 2.10 mm .

3.3 焊缝形貌测量与验证

由于焊接过程中熔池深度的变化无法实时测量得到,因此这里通过检测焊缝截面来验证解析计算得到的熔深. 所取的截面位置分别为焊接时间 4 s 、 8 s 、 12 s 和 16 s .

图 9 为实际焊接焊缝的俯视图与横截面宏观金相图,通过测量得到的实际熔深如表 2 所示,从表 2 中可以看到在 $0 \sim 4\text{ s}$ 阶段的计算熔深基本与实际测得的熔深相同,误差控制在 6% 以内,计算基本准确. 在速度改变的 $4 \sim 16\text{ s}$ 阶段,由于热源系数不再适用,因此计算熔深与实际熔深误差增大. 虽然熔深计算的准确度会降低,误差范围在 17% 以内,但仍在

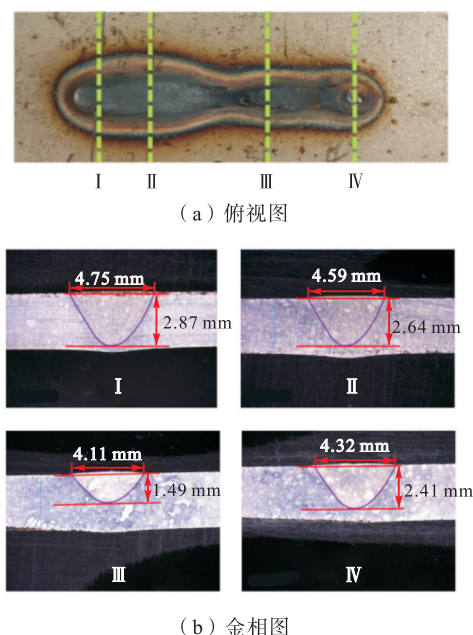


图 9 时变速度处焊缝俯视图与横截面宏观金相图

Fig.9 Top view and cross-sectional macroscopic metallographic image of the weld at time-varying speed

表 2 熔深和熔宽实测值和计算值对比

Tab.2 Comparison between measured and calculated values of penetration depth and penetration width

阶段	熔深			熔宽		
	实际熔深/mm	计算熔深/mm	误差/%	实际熔宽/mm	计算熔宽/mm	误差/%
I	2.87	2.71	5.9	4.75	4.40	7.9
II	2.64	2.38	10.9	4.59	4.21	9.1
III	1.49	1.78	16.3	4.11	3.68	11.6
IV	2.41	2.10	14.7	4.32	3.92	10.2

可接受范围内. 在后续研究过程中,通过增加熔池传感系统实时观测熔池形貌,并基于熔池形貌特征实现解析模型计算熔深的实时修正. 在此基础上,进一步建立解析模型优化算法实时修正热源分布系数,使 GTAW 熔池解析模型能够准确表征实时的热输入状态,进而达到准确预测焊接熔透的目的.

4 结 论

本文推导出了时变焊接速度的 GTAW 温度场解析模型,采用坐标变化方法实现了快速求解,使用数值积分方法并通过提取等温线实现了熔深的计算,主要结论如下.

(1) 推导出了时变焊接速度移动单椭球热源在热源作用时间内引起的温度变化公式,通过连续性证明验证了公式的连续可积性并进一步推导出了适用于时变焊接速度运动点热源的焊接温度场解析模型. 采用坐标变化方法实现了热源及其附近温度场的快速求解. 基于数值积分法得到了解析模型求解方法,通过提取等温线实现了熔深和熔宽的预测.

(2) 通过工艺试验对时变焊接速度的 GTAW 温度场解析模型进行了验证,通过观察焊缝横截面可以发现,在 $0 \sim 4\text{ s}$ 阶段的计算熔深基本与实际测得的熔深相同,误差控制在 6% 以内. 在速度发生改变的 $4 \sim 16\text{ s}$ 阶段,由于热源系数不再适用,因此计算熔深与实际熔深误差增大,熔深计算误差在 17% 以内,熔宽计算误差控制在 12% 以内,基本可以满足时变速度下熔深的准确预测.

参考文献:

- [1] Rosenthal D. Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting[J]. Welding Journal, 1941, 20(5): 220-234.
- [2] Wu C S, Xu G X, Li K H, et al. Analysis of double-electrode gas metal arc welding[C]//7th International Conference on Trends in Welding Research. Pine Mountain, Ga, USA, 2005: 813-817.
- [3] 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, 95.
Li Peilin, Lu Hao. Sensitivity analysis and prediction of double ellipsoid heat source parameters[J]. Journal of Welding, 2011, 32(11): 89-91, 95(in Chinese).
- [4] 马悦. 双椭球焊接热源模型一般式的数值模拟研究[D]. 天津: 河北工业大学, 2016.
Ma Yue. Numerical Simulation Study on the Generalized Form of Double Ellipsoid Welding Heat Source Model

- [D]. Tianjin: Hebei University of Technology, 2016 (in Chinese).
- [5] 顾颖, 李亚东, 强斌, 等. 基于 ANSYS 优化设计求解双椭球热源模型参数[J]. 焊接学报, 2016, 37(11): 15-18, 129.
- Gu Ying, Li Yadong, Qiang Bin, et al. Solving the parameters of double ellipsoid heat source model based on ANSYS optimization design[J]. Journal of Welding, 2016, 37(11): 15-18, 129 (in Chinese).
- [6] 周秋雨. 选区激光熔化成形过程瞬态温度场计算方法研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2018.
- Zhou Qiuyu. Research on the Calculation Method of Transient Temperature Field of Selected Zone Laser Melting and Forming Process[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2018 (in Chinese).
- [7] 张清华. 双椭球热源模型参数标定及其在多道焊模拟中的应用[D]. 青岛: 中国石油大学(华东), 2020.
- Zhang Qinghua. Determination of the Parameters of Double Ellipsoid Heat Source Model and Its Application in Simulation of Multi-Pass Welding[D]. Qingdao: China University of Petroleum (East China), 2020 (in Chinese).
- [8] 武少杰. 基于焊接温度场解析模型的定点 GTAW 熔深检测研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2018.
- Wu Shaojie. Research on Fixed-Point GTAW Melting Depth Detection Based on Welding Temperature Field Analysis Model[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2018 (in Chinese).
- [9] 罗心磊, 刘美红, 黎振华, 等. 不同热源模型对选区激光熔化 18Ni300 温度场计算结果的影响[J]. 中国激光, 2021, 48(14): 52-62.
- Luo Xinlei, Liu Meihong, Li Zhenhua, et al. Influence of different heat source models on the calculation results of temperature field of selected zone laser melting of 18Ni300[J]. China Laser, 2021, 48(14): 52-62 (in Chinese).
- [10] 罗心磊. 选区激光熔化过程不同热源模型温度场的研究[D]. 昆明: 昆明理工大学, 2022.
- Luo Xinlei. Study on the Temperature Field of Different Heat Source Models for Selective Laser Melting Process[D]. Kunming: Kunming University of Science and Technology, 2022 (in Chinese).
- [11] 李娅娜, 刘嘉浩. 基于焊接质量双椭球热源形状参数的简化模型[J]. 焊接, 2021(8): 7-11, 62.
- Li Yana, Liu Jiahao. Simplified modeling based on shape parameters of heat source with double ellipsoids for welding quality[J]. Welding, 2021(8): 7-11, 62 (in Chinese).
- [12] 陈鑫, 杨立飞, 王佳宁, 等. 6061-T6 铝合金薄板双脉冲 MIG 焊动态组合热源模型[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2022, 49(12): 83-91.
- Chen Xin, Yang Lifei, Wang Jianing, et al. Dynamic combined heat source model for double-pulse MIG welding of 6061-T6 aluminum alloy thin plate[J]. Journal of Hunan University (Natural Science Edition), 2022, 49(12): 83-91 (in Chinese).
- [13] 程方杰, 李立东, 武少杰. 结构光熔池传感中反射图的递归选区处理算法[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2022, 55(1): 33-39.
- Cheng Fangjie, Li Lidong, Wu Shaojie. Recursive selection algorithm for reflectance maps in structured light molten pool sensing[J]. Journal of Tianjin University (Science and Technology), 2022, 55(1): 33-39 (in Chinese).
- [14] 贾剑平, 骆敏, 李田雨, 等. 熔化焊热源模型应用进展[J]. 焊接, 2023(5): 58-64.
- Jia Jianping, Luo Min, Li Tianyu, et al. Progress in the application of heat source modeling for melt welding[J]. Welding, 2023(5): 58-64 (in Chinese).
- [15] 洪小龙, 黄本生, 李天宁, 等. 几种常见焊接工艺热源模型的研究进展[J]. 材料热处理学报, 2023, 44(5): 25-38.
- Hong Xiaolong, Huang Bensheng, Li Tianning, et al. Research progress of heat source modeling for several common welding processes[J]. Journal of Heat Treatment of Materials, 2023, 44(5): 25-38 (in Chinese).
- [16] 武少杰, 李宏利. 基于结构光视觉的 GTAW 送丝位置实时传感技术研究[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2023, 56(3): 260-266.
- Wu Shaojie, Li Hongli. Research on real-time sensing-technology of GTAW wire feeding position based on structured light vision[J]. Journal of Tianjin University (Science and Technology), 2023, 56(3): 260-266 (in Chinese).
- [17] 孙振邦, 刘乐乐, 童嘉晖, 等. 基于改进热源模型的铝合金 MIG 焊数值分析[J]. 焊接学报, 2023, 44(2): 111-116, 128.
- Sun Zhenbang, Liu Lele, Tong Jiahui, et al. Numerical analysis of aluminum alloy MIG welding based on improved heat source model[J]. Journal of Welding, 2023, 44(2): 111-116, 128 (in Chinese).
- [18] Bibby M J, Goldak J A, Shing G Y. A model for predicting the fusion and heat-affected zone sizes of deep penetration welds[J]. Canadian Metallurgical Quarterly, 1985, 24(1): 101-105.

(责任编辑: 田 军)