

6061-T6 铝合金薄板双脉冲 MIG 焊动态组合热源模型

陈鑫^{1†}, 杨立飞¹, 王佳宁¹, 张冠宸¹, 司徒德蓉²

(1. 吉林大学汽车仿真与控制国家重点实验室, 吉林 长春 130022;
2. 广西科技大学机械与汽车工程学院, 广西 柳州 545616)

摘要:为准确得出铝合金薄板双脉冲熔化极惰性气体保护焊(双脉冲 MIG 焊)焊接温度场分布特征,提出一种基于铝合金薄板全熔透焊接热量分布及焊缝成形特点的动态组合热源模型,通过编写子程序,对有限元软件进行二次开发,实现动态组合热源模型在空间上的分布加载,得出仿真过程焊缝形貌及温度场分布特征.对 2 mm 厚 6061-T6 铝合金薄板进行双脉冲 MIG 焊对接焊接实验,得出焊缝形貌特征并记录测温点温度数据,绘制测温点的热循环曲线.对比仿真与实验结果发现,对于铝合金薄板全熔透焊接,利用动态组合热源模型得出的焊缝形貌与实际焊缝形貌拟合较好,温度场仿真误差在允许范围内,最大误差点出现在距焊缝 20 mm 处,最大误差为 12.25%.

关键词:双脉冲 MIG 焊;铝合金;温度场;动态组合热源模型;熔滴过渡

中图分类号:TG402

文献标志码:A

Dynamic Combined Heat Source Model for Double-pulse MIG Welding of 6061-T6 Aluminum Alloy Thin Plates

CHEN Xin^{1†}, YANG Lifei¹, WANG Jianing¹, ZHANG Guanchen¹, SITU Derong²

(1. State Key Laboratory of Automotive Simulation and Control, Jilin University, Changchun 130022, China;
2. School of Mechanical and Automotive Engineering, Guangxi University of Science and Technology, Liuzhou 545616, China)

Abstract: In order to accurately obtain the temperature field distribution characteristics of double-pulse metal inert gas (MIG) welding of aluminum alloy plates, a dynamic combined welding heat source model based on the heat distribution and weld formation characteristics of full penetration welding was proposed. Through the preparation of subroutines and the secondary development of finite element software, the spatial distribution loading of the dynamic heat source model was realized, and the weld bead morphology and temperature field distribution characteristics in the simulation process were obtained. According to the simulation process parameters, the butt-welding experiment of 2 mm-thick 6061-T6 aluminum alloy plates was carried out by double-pulse MIG welding. The weld bead morphology characteristics were obtained, the temperature data of temperature measurement points were recorded, and the thermal cycle curves of temperature measurement points were drawn. By comparing the simulation and experi-

* 收稿日期:2021-11-07

基金项目:国家重点研发计划资助项目(2016YFB0101601-7), National Key Research and Development Program of China (2016YFB0101601-7)

作者简介:陈鑫(1974—),男,辽宁辽阳人,吉林大学教授,博士

† 通信联系人, E-mail: cx@jlu.edu.cn

mental results, it is found that, for the full penetration welding of aluminum alloy sheet, the weld morphology obtained by the dynamic combined heat source model is in good agreement with the actual weld bead morphology, and the simulation error of temperature field is within the allowable range. The maximum error point appears at 20 mm away from the weld, and the maximum error is 12.25%.

Key words: double-pulse metal inert gas welding; aluminum alloys; temperature field; dynamic combined heat source model; droplet transfer

车身轻量化可满足绿色出行要求,提高新能源汽车续航里程,使用轻质、高强材料是实现车身轻量化最主要的手段^[1]. 铝合金因其具有质量轻、比强度高、耐腐蚀性好、良好的铸造性能和塑性加工性能等优点,被广泛应用于汽车车身设计之中^[2-3].

双脉冲熔化极惰性气体保护焊(双脉冲MIG焊)在传统脉冲型熔化极惰性气体保护焊基础上将单脉冲电流改为双脉冲,利用低频脉冲对熔池周期性的电磁搅拌作用,使高频脉冲在低频周期中强、弱交替变换,同时,电弧力和热输入也随之发生变化.因此,双脉冲MIG焊能达到有效控制热输入量和熔滴过渡形式的目的.与传统薄板熔焊方法相比,双脉冲MIG焊可有效防止薄板焊接烧穿,提高焊接接头性能.因此,双脉冲MIG焊被越来越多地应用于铝合金薄板焊接生产中^[4-7].

焊接温度场的变化及分布特征,对焊接接头及其影响区的微观组织及力学性能影响显著^[8-9],因此,焊接温度场变化规律的研究至关重要.焊接过程的数值模拟作为一种有效的计算手段,在焊接温度场及残余应力分布的评价中获得了广泛应用,焊接热源模型的选择及模型参数的确定直接影响计算和评价结果的准确性^[10],许多学者对焊接过程及焊后温度场展开了测量以及仿真.

叶延洪等^[11]采用热弹塑性有限元法模拟焊接过程中的热力耦合行为.姜幼卿等^[12]用移动旋转高斯热源函数加载,对12 mm厚板铝合金YAG激光-MIG电弧复合焊接进行温度场有限元数值模拟,验证了旋转高斯热源模型在厚板铝合金复合焊接中的适应性.Wang等^[13]建立了基于4次多项式的体热源模型,将该热源模型与高斯面热源组合,得出的有限元结果与焊缝形貌具有高度一致性.孙振邦等^[14]建立了能够实现正、反极性循环加载的LB-VPPA复合焊接热源模型,对比研究发现,熔池上部采用双椭球体热源,下部采用三维锥体热源,同时在小孔根部植入

圆柱体热源的组合式热源模型与实际LB-VPPA复合焊接热源吻合.Kiran等^[15]采用高斯分布的表面热通量和圆柱形体积热源进行组合,同时考虑焊接电弧的热输入和熔滴过渡的影响,建立了组合热源模型.陈鑫等^[16]同时考虑搅拌针正压力与材料属性的瞬时变化,建立由均布面热源与双椭球体热源耦合的组合热源模型对搅拌摩擦点焊进行仿真,取得了良好的效果.张晓鸿等^[17]针对脉冲MIG焊接试验过程建立了组合热源模型,利用有限元软件对厚板进行了多层多道脉冲MIG焊接的传热过程数值模拟,焊后变形分布规律和试验测量具有较好的一致性.

尽管很多学者都采用热源模型法拟合焊缝形状及焊接温度场,但对铝合金薄板焊接温度场的研究鲜有提及.对于薄板全熔透MIG焊,因其具有顶部和底部焊缝余高,若在仿真时采用单一的双椭球热源或高斯面热源,会在焊缝形貌及焊缝附近温度场拟合时造成较大误差.

针对上述问题,本文对有限元软件进行二次开发,根据双脉冲MIG焊热量分布特点,建立“高斯面+圆柱+双椭球”动态组合热源模型,实现了3种热源在空间上的分布加载.利用该热源模拟2 mm厚6061-T6铝合金薄板全熔透双脉冲MIG焊焊接过程,并分析焊接过程中的温度场变化规律.通过与焊接实验结果对比,证明该动态组合热源模型可以较准确地拟合焊缝形貌及焊接过程热循环曲线.

1 实验材料及方法

采用双脉冲MIG焊方法对接焊接6061-T6铝合金薄板,母材尺寸均为300 mm×150 mm×2 mm.焊丝采用直径为1.2 mm的ER5356铝镁合金焊丝,使用能谱分析(EDS, INCA-X-Max)获得母材及焊缝的化学成分如表1所示.

表 1 母材及焊缝化学成分(质量分数)

Tab.1 Chemical composition of base metal and weld bead (mass fraction) %

材料	w_{Si}	w_{Cu}	w_{Mg}	w_{Mn}	w_{Fe}	w_{Ti}	w_{Cr}	w_{Zn}	w_{Al}
母材	0.71	0.30	0.94	0.19	0.55	0.15	0.18	0.11	Bal.
焊缝	0.42	0.20	2.3	0.25	0.07	0.14	0.12	0.18	Bal.

在母材上布置测温孔,孔直径为 1 mm,使用工业耐高温胶及耐高温胶带将 K 型热电偶固定在测温孔中,记录热电偶温度变化情况.热电偶位置分布示意图如图 1 所示,点 A、B、C、D、E、F 均为测温点.

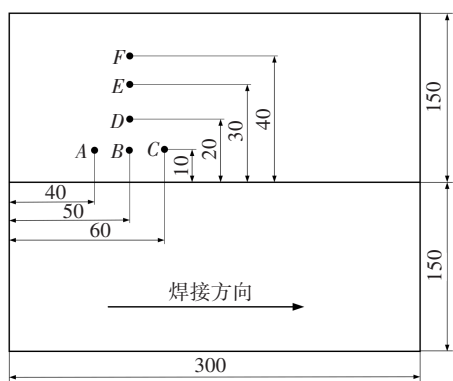


图 1 热电偶位置分布示意图(单位:mm)

Fig.1 Schematic diagram of thermocouple position distribution (unit: mm)

双脉冲 MIG 焊焊接工艺参数如表 2 所示.保护气体采用纯度 99.9% 的氩气,保护气体流量为 20 L/min. 因为 2 mm 铝合金板焊接属薄板焊接范畴,所以不开坡口. 为避免薄板焊接过程中,母材受到焊接热源加热后出现较大变形而使得焊接轨迹发生变化,使用自主设计的对焊焊接夹具固定铝合金薄板.焊接设备为 ESAB 双脉冲 MIG 焊机和安川焊接机械手臂.

在焊接前,使用角磨机打磨母材待焊接处,去除母材表面的氧化膜,使用无水乙醇及丙酮清洗表面污渍,并对母材进行预热处理,预热处理温度为 50 °C. 通过 K 型热电偶实时记录焊接过程中母材温度变化.

表 2 双脉冲 MIG 焊焊接工艺参数

Tab.2 Double pulse MIG welding process parameters

强脉冲 平均电流 I_p/A	弱脉冲 平均电流 I_w/A	强脉冲 时间 t_p/s	弱脉冲 时间 t_w/s	焊接 电压 U/V	焊接速度 $V/(m \cdot s^{-1})$
110.75	62.64	0.12	0.2	22	10

采用上述方法及工艺参数焊接母材,并记录焊接过程中热电偶的温度场数据.将表 1 中母材及焊缝化学成分及热处理状态输入热力学性能计算软件 Jmatpro 7.0 中,可得 6061-T6 母材和焊缝热物理属性如图 2 所示.

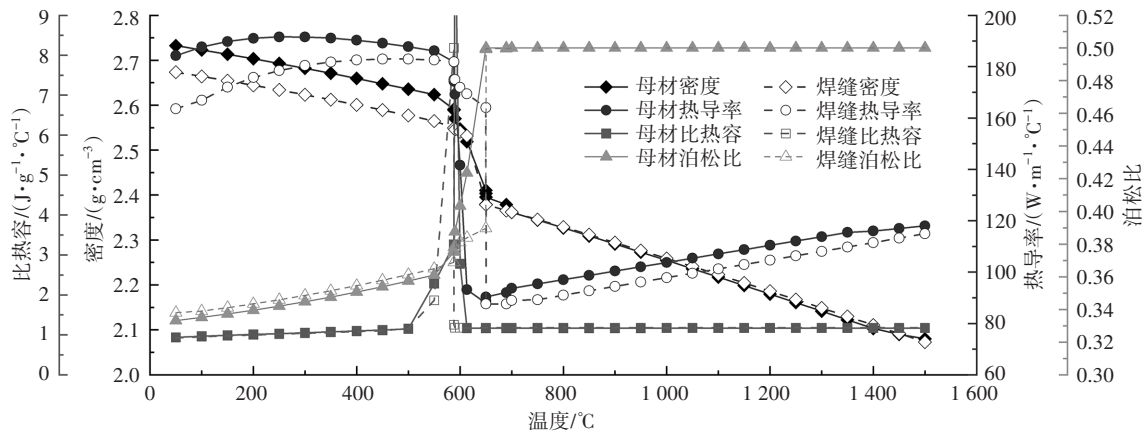


图 2 母材和焊缝热物理属性

Fig.2 Thermophysical properties of base metal and weld bead

通过测量温度场数据,绘制焊接过程测温点热循环曲线.平行于焊缝中心线的 3 个测温点 A、B、C 和垂直于焊缝中心线的 4 个测温点 B、D、E、F 的热循环曲线分别如图 3 和图 4 所示.

测温点 A、B、C 平行焊缝方向且与焊缝距离为 10 mm. 从图 3 可以看出,焊接过程中 A、B、C 的最高

温度逐渐升高,这是因为在焊接过程中存在热量累积,焊接热源对母材起到一定的预热作用,后端测温点温度会随着焊接热量的积累而逐渐上升.当焊接结束时,测温点温差很小,在焊接进行到 15 s 后,3 个测温点的温度及降温趋势几乎相同,最后都趋于室温.

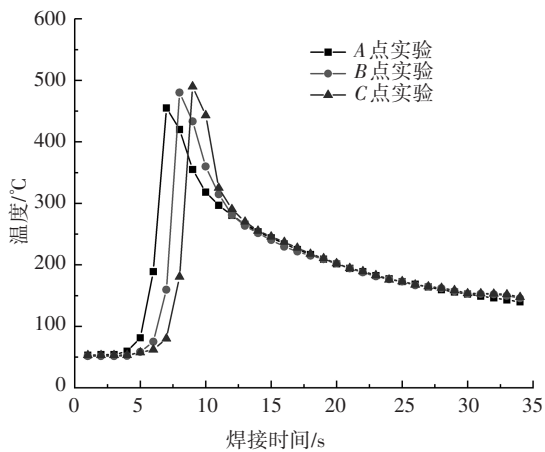


图3 平行焊缝方向热循环曲线

Fig.3 Thermal cycle curve parallel to the weld direction

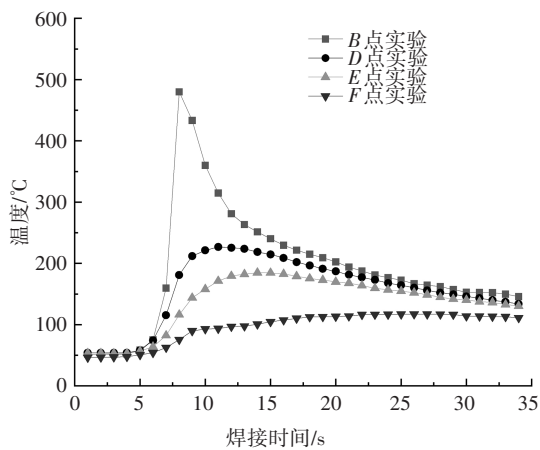


图4 垂直焊缝方向热循环曲线

Fig.4 Thermal cycle curve perpendicular to the weld direction

由图4可知,测温点B、D、E、F与焊缝距离逐渐增大,焊接过程中最高温度逐渐降低。B点距离焊缝10 mm,最高温度接近500 °C, B点与D点最高温度差值约为250 °C。在距离焊缝20 mm之外,温度场变化逐渐减小,温度场变化随着热源距离的增大而变得越来越小,最后趋于焊接母材温度乃至室温。

2 温度场仿真

利用有限元软件ABAQUS模拟6061-T6铝合金薄板双脉冲MIG焊对接全熔透焊接过程,根据实际母材尺寸建立全尺寸三维有限元模型并划分网格。网格单元采用八节点热耦合六面体单元(C3D8T),每个单元的8个节点温度值相互独立而且可以相互传递,能够更加真实地反映温度场的瞬时变化状态。母材网格最小尺寸以及焊缝网格尺寸为1 mm ×

1 mm × 1 mm。在远离焊缝处,选择较为稀疏的网格尺寸。

采用FORTRAN语言在ABAQUS中建立双脉冲MIG焊热源子程序,因高频脉冲和低频脉冲的峰值电流及基值电流转换较快,故在仿真中采用二者的平均值来简化计算。相较于直接采用平均电流,简化计算方法能表示出焊接过程中强弱脉冲电流的变化情况,使计算过程更易收敛,更为准确地表示出双脉冲MIG焊电流变化过程。图5为焊接整体模型示意图。



图5 焊接整体模型示意图

Fig.5 Schematic diagram of the overall welding model

2.1 热源模型构建

对于薄板MIG焊接过程,多数学者选择双椭球热源或高斯热源模型作为焊接热源,直接将焊接过程的热输入作为一个整体代入双椭球热源模型的公式当中。但对于全熔透焊,由于焊接过程中熔池液体流动造成的熔池底部热量二次集中,所以单一热源模型并不能很好地拟合该过程。

本文采用动态组合热源模型来描述双脉冲MIG焊薄板焊接过程中的焊缝拟合过程及温度场变化。根据双脉冲MIG焊对母材的热作用形式,将施加在母材上的热量分为电弧热和熔滴热。在焊接2 mm厚6061-T6铝合金薄板时,由于焊接电流和焊接电压值均较低,所以受电弧热影响而熔化的母材面积较小。电弧热呈现为由上到下逐渐衰减的分布特征,且作用深度较浅。本文采用高斯面热源表征电弧热,仿真过程中高斯面热源直接作用在母材上表面。

在熔滴过渡发生时,过热熔滴以较大速度冲击熔池表面,熔池底部的金属在熔滴的驱动作用下在底部聚集;同时,由于过热熔滴对金属熔液起到加热作用,该部分聚集熔液也带来了热量的聚集,造成了底部热量的二次集中,这些热量由下到上熔化了熔池下表面的母材,从而在熔池底部形成了下宽上窄

的熔池形态. 而熔池中部热量相对较少, 因此, 在冷却后, 焊缝整体呈现上、下宽, 中间窄的“哑铃”形. 全熔透焊缝成形过程示意图如图 6 所示.

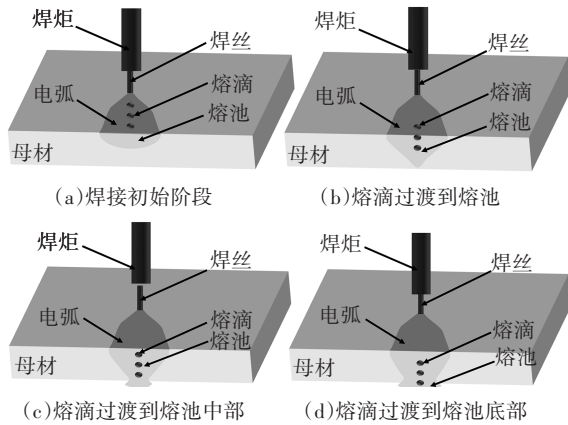


图 6 全熔透焊缝成形过程示意图

Fig.6 Schematic diagram of the forming process of full penetration weld

焊缝中、下部因熔滴过渡所产生的热量, 在热源上考虑为圆柱体热源和双椭球热源的组合. 用圆柱体热源表征熔滴在熔池内过渡时的热量, 而用双椭球热源表征因熔滴冲击和壁面约束导致的积聚在底部的熔池热量. 建立“高斯面热源+圆柱体热源+双椭球热源”组合热源模型, 如图 7 所示.

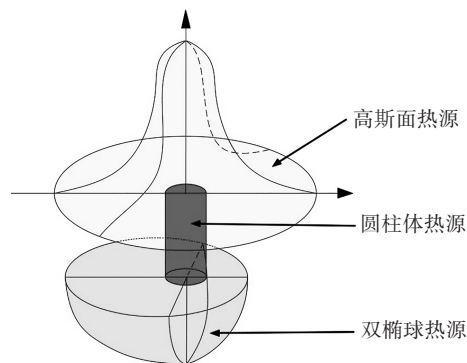


图 7 组合热源模型示意图

Fig.7 Schematic diagram of combined heat source model

在整个焊接过程中, 焊接电弧有效热功率 Q 可表示为:

$$Q = \eta UI \quad (1)$$

式中: η 为焊接热效率, 不同学者在焊接仿真过程中对热效率的选择差距较大^[18], 本文根据仿真及实验过程中焊缝形貌拟合情况, 选择焊接热效率 $\eta=75\%$; U 为焊接电压; I 为焊接电流.

对于表征电弧热量的高斯面热源, 热流密度分布为:

$$q(r) = \frac{3Qm_1}{\pi r_H^2} \exp\left(-\frac{3r^2}{r_H^2}\right) \quad (2)$$

式中: $q(r)$ 为半径 r 处的表面热流密度; m_1 为高斯面热源的热量占总热量的比例系数; r 为与热源中心的距离; r_H 为电弧有效加热半径, 该加热半径设置为顶部焊缝宽度的一半. 仿真过程中, 高斯面热源直接作用在母材上表面.

对于代表熔滴过渡到熔池热量的圆柱体热源, 热流密度分布为:

$$q(r, z) = \frac{3Qm_2}{\pi r_0^2 h} \exp\left(-\frac{3r^2}{r_0^2}\right) \quad (3)$$

式中: h 为圆柱体热源的作用深度; r_0 为圆柱体热源模型的有效半径; m_2 为圆柱体热源的热量占总热量的比例系数. 在焊接过程中, 设 h 为整体母材板厚 2 mm, 圆柱体热源的顶端位于母材上表面; 设置 r_0 为熔滴半径.

设熔滴为标准球形, 并且每个熔滴大小相同. 本文中, 将双脉冲 MIG 焊熔滴过渡的特点近似为一脉一滴, 将熔滴半径设置为与焊丝半径相同, 熔滴半径 $r_1=0.6$ mm, 则 $r_0=r_1=0.6$ mm.

采用双椭球热源表征熔滴在熔滴底部聚集时的热量, 设双椭球的半轴分别为 a_f, a_r, b, c , 前后椭球体内热输入的比例分别为 f_f, f_r . 前后半椭球体内的热流分布分别为:

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}(f_f Q)m_3}{a_f b c \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a_f^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right), x \geq 0 \quad (4)$$

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}(f_r Q)m_3}{a_r b c \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a_r^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right), x < 0 \quad (5)$$

$$f_f = \frac{2a_f}{a_r + a_f}, f_r = \frac{2a_r}{a_r + a_f} \quad (6)$$

$$f_f + f_r = 2 \quad (7)$$

式中: m_3 为双椭球热源的热量占总热量的比例系数. 双椭球热源参数的选取根据实验后焊接试件底部余高的形貌特征来选取, 仿真过程中, 双椭球热源中心在焊缝最底部. 各热源的热量占总热量的比例系数分别为 $m_1=75\%$ 、 $m_2=5\%$ 、 $m_3=20\%$. 本文根据李瑞英等^[19]提出的双椭球热源选择方式, 并结合实验数据, 确定双椭球的形状参数.

2.2 边界条件确定

在焊接过程中, 焊缝材料是逐步添加到焊缝之

中的. 仿真过程中, 焊缝部分直接添加到焊件上, 采用生死单元技术改变单元属性, 从而模拟热源移动过程中焊缝金属及焊丝熔化填充的过程. 根据测量的焊缝截面参数建立焊缝有限元模型, 将整体焊缝均匀分成 50 段, 每段长度为 6 mm, 每个分析步时间为 0.6 s. 在焊接仿真前, 全部焊缝单元被“杀死”, 预留出焊缝空间. 仿真开始后, 一个分析步生成一段焊缝, 直至生成全部焊缝.

母材、焊缝、环境之间的热量传递过程是温度场模拟是否准确的关键. 焊接母材表面与环境的换热主要通过对流和辐射 2 种方式. 对流换热密度 q_c 遵循牛顿定律, 可由式(8)来表示.

$$q_c = h_c(t_s - t_0) \quad (8)$$

式中: t_s 为模型表面温度; t_0 为环境温度, $t_0 = 25^\circ\text{C}$; h_c 为对流换热系数. 对流换热系数的数值与换热过程中空气的物理性质、换热表面的形状、部位、表面与流体之间的温差以及空气的流速等都有密切关系.

很多学者将 h_c 作为常数处理, 本文分别采用恒定对流换热系数以及随温度变化对流换热系数对焊接过程进行仿真, 以探究对流换热系数对焊接过程温度场的影响规律. 当采用非恒定对流换热系数时, 利用经验公式式(9)、式(10)^[20]来描述对流换热系数随温度的变化.

$$h_c = 0.0668 \times t_s \quad (t_s < 500) \quad (9)$$

$$h_c = (t_s \times 0.237) - 82.1 \quad (t_s \geq 500) \quad (10)$$

辐射换热遵循 Stefan-Boltzmann 定律, 可由式(11)来表示.

$$q_r = \varepsilon\sigma(t_s^4 - t_0^4) \quad (11)$$

式中: q_r 为辐射换热量; ε 为热辐射系数, 对于 6 系铝合金, 设 $\varepsilon = 0.09$; σ 为 Stefan-Boltzmann 常数, $\sigma = 5.67 \times 10^{-8}$. 焊接过程中, 夹具与母材接触面积较大, 母材与夹具之间的热量传递不可忽略. 在有限元建模过程中, 为表示实验的工装夹具夹持过程, 将母材下表面完全固定, 在夹具与母材上表面接触部分施加微小位移量, 用以约束母材运动. 用增大夹具与母材接触部分的对流换热系数方法代替接触部分与夹具之间的传热. 本文中, 将夹具与母材接触部分的对流换热系数设置为 $200 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$.

3 结果与讨论

采用随时间交替变化的 2 种热源拟合焊缝熔合线以及实验温度场. 根据材料性能拟合软件计算本文所用的 6061-T6 铝合金的熔点, 在仿真过程中, 认

为 653.3°C 为 6061-T6 铝合金液相线温度, 故将有限元模型中 653.3°C 以上区域视为熔池. 当焊接过程进行到 15 s 时, 强、弱脉冲阶段温度分布分别如图 8 和图 9 所示.

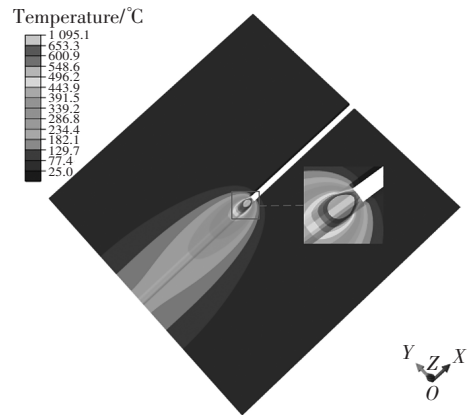


图 8 强脉冲阶段温度分布

Fig.8 Temperature distribution in strong pulse stage

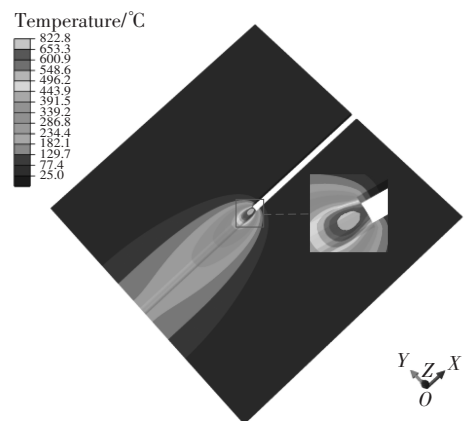


图 9 弱脉冲阶段温度分布

Fig.9 Temperature distribution in weak pulse stage

由图 8 和图 9 可知, 强脉冲阶段最高温度达到 1095.1°C , 弱脉冲阶段最高温度为 822.8°C , 可观察到明显的高低温度、熔池大小的变化, 证明了热源模型在拟合强、弱脉冲电流交替过程的有效性.

3.1 焊缝形状对比

利用线切割机切割焊后试件, 使用砂纸打磨焊接接头横截面, 对接头横截面进行抛光, 利用凯勒试剂 ($1.0\% \text{HF} + 1.5\% \text{HCl} + 2.5\% \text{HNO}_3 + 95\% \text{H}_2\text{O}$, 体积分数) 腐蚀横截面, 可观察到焊缝区与母材区横截面之间的分界线. 仿真过程中, 因双脉冲电流交替变化速度快, 拟合焊缝形貌时, 采用强脉冲电流下对比焊缝形状与实际焊缝形状, 观察二者的拟合情况.

图 10 为仅采用双椭球热源对母材加热得到的焊缝截面与实验焊缝的对比图. 当采用单一双椭球

热源仿真时,将双椭球热源的中心设置于焊缝上表面.由图 10 可知,焊缝区由上到下逐渐减小,但双椭球热源不能拟合全熔透薄板焊接过程焊缝中部的收缩.

在焊接过程中,焊丝熔化形成熔滴过渡到母材,同时母材熔化,熔滴和液态母材冷却凝固后形成焊缝.如果母材熔化区域无法容纳熔化的焊丝,则多余的焊丝会形成顶部余高,更多的焊丝会熔敷在母材表面上,使得实际焊缝尺寸略大于熔合线包含的区域.图 11 中,A、B 区域的母材几乎未发生熔化,组合热源模型焊缝熔合线形状与实际焊缝形状拟合良好.

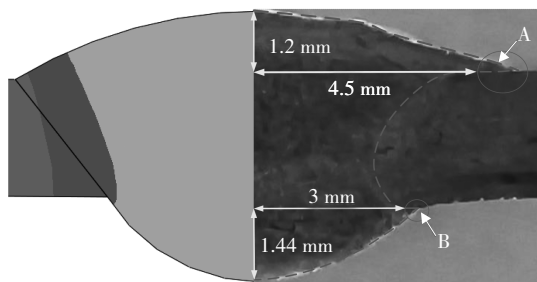


图 10 双椭球热源焊缝截面(左)与实验焊缝(右)
Fig.10 Double ellipsoid heat source weld section(left) and experimental weld (right)

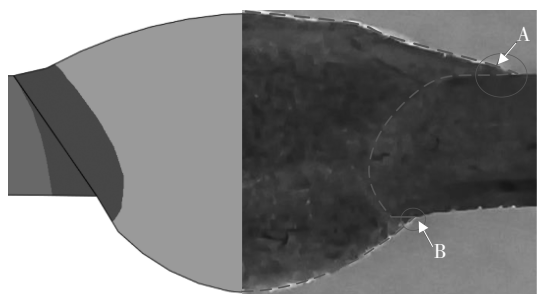


图 11 组合热源焊缝截面(左)与实验焊缝(右)
Fig.11 Combined heat source weld section (left) and experimental weld (right)

3.2 温度场结果对比

根据实验过程中热电偶测温位置,在有限元模型上选择与测温点位置相同的点绘制热循环曲线.平行焊缝方向实验与组合热源仿真热循环曲线如图 12 所示.

从图 12 可以看出,A、B、C 点的仿真温度均稍低于实验温度,但误差很小.无论是实验还是仿真过程,焊接热循环曲线的最高温度沿焊枪前进方向逐渐升高.相较于实验过程,仿真过程在高温区停留时间较长.仿真过程中温度升高较为均匀,而实验过程由于采样频率的存在,可能会造成某点温度的不准确.

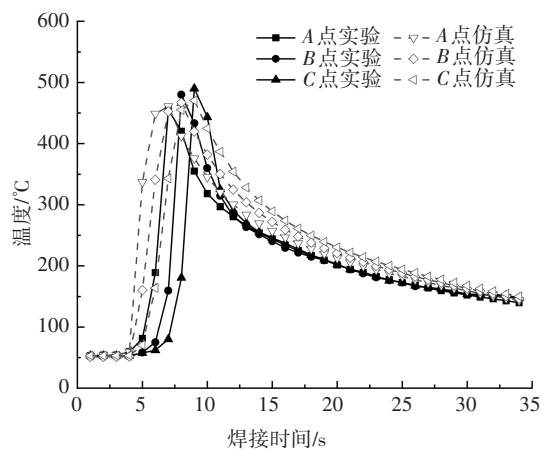


图 12 平行焊缝方向实验与组合热源仿真热循环曲线
Fig.12 Experiment and combined heat source simulation thermal cycle curve parallel to the welding direction

由于热电偶测温过程存在一定迟滞性及采样间隔时间误差,实验过程达到最高温度的时间要滞后于仿真过程.图 13 为垂直焊缝方向实验与组合热源仿真热循环曲线.

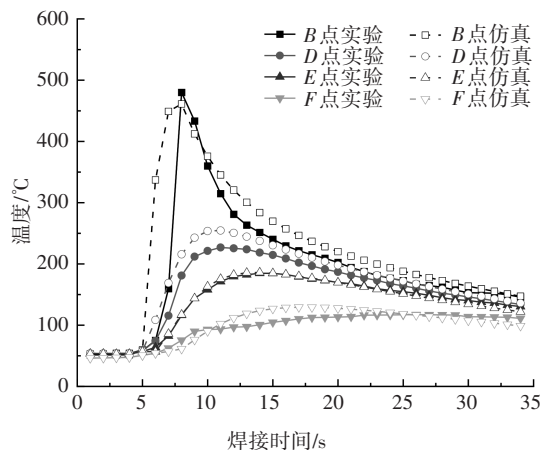


图 13 垂直焊缝方向实验与组合热源仿真热循环曲线
Fig.13 Experiment and combined heat source simulation thermal cycle curve perpendicular to the welding direction

从图 13 可以看出,组合热源模型仿真热循环曲线整体变化趋势与实验热循环变化趋势拟合良好.最大误差出现在距离焊缝 20 mm 的 D 点,相比于实验温度,误差为 12.25%.在远离焊缝时,仿真误差与实验误差在允许范围内,由此证明了本文采用的强、弱脉冲交替的组合热源可较好地模拟双脉冲 MIG 焊接温度场.

3.3 对流换热系数影响

仿真过程中发现对流换热系数对温度场拟合过

程影响显著.为研究对流换热系数对焊接温度场的作用规律,采用动态组合热源模型对焊接温度场进行仿真.分别设置对流换热系数为1、20、50、200 W/(m²·K),并采用变化对流换热系数作为对照组模拟焊接过程,得出不同对流换热系数D点热循环曲线如图14所示.

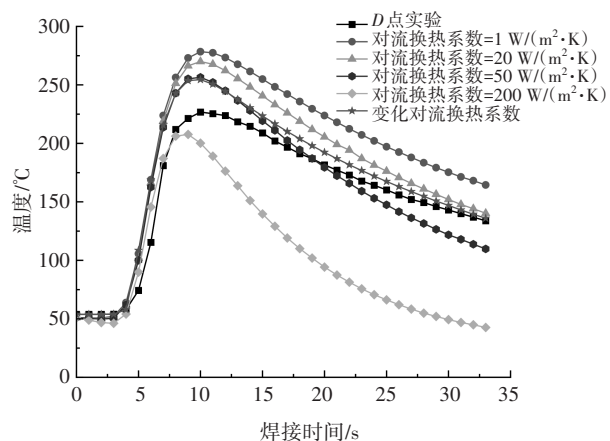


图14 不同对流换热系数D点热循环曲线

Fig.14 Thermal cycle curve at point D with different convective heat transfer coefficients

从图14可以看出,升温过程中,对流换热系数越小,温升越快,最高温度越高.当对流换热系数小于50 W/(m²·K)时,整个焊接过程D点仿真温度都要高于实验温度.在散热过程中,当对流换热系数为20 W/(m²·K)以及采用变化的对流换热系数时,散热趋势与实验大致相符.但相比于变化的对流换热系数,当对流换热系数小于20 W/(m²·K)时,整体焊接温度较高.当对流换热系数大于50 W/(m²·K)时,散热较快,与实际焊接情况差距较大.仿真时采用变化的对流换热系数形成的热循环曲线可与实验过程热循环曲线取得较好的一致性.

3.4 仿真与实验结果分析

通过设置6061-T6铝合金的液相线温度,观察到采用动态组合热源模型所建立的焊缝仿真熔池轮廓与实际熔池轮廓吻合度较高,证明该模型可以很好地拟合薄板焊接过程中“哑铃”形焊缝的形成过程.

动态组合热源模型仿真温度场整体变化与实验过程温度场拟合良好.与实验热循环曲线相比,最大误差出现在距离焊缝20 mm处的D点,最大误差为12.25%.其余测温点焊接热循环曲线误差均在允许

范围内,验证了仿真方法的有效性.

4 结论

1)为拟合铝合金薄板全熔透双脉冲MIG焊接温度场,根据焊缝成形及热量特点,本文将焊接电弧热量考虑为高斯面热源,熔滴过渡热量考虑为圆柱体热源,底部热量聚集考虑为双椭球热源,利用有限元软件二次开发随双脉冲电流变化的“高斯面+圆柱+双椭球”动态组合热源模型,实现该热源在空间上的分布加载.

2)选取动态组合热源模型和双椭球热源模型与实际焊缝和温度场对比研究发现,组合热源焊接过程熔池及焊缝形貌与实际焊缝的吻合.组合热源仿真热循环曲线与实际热循环曲线拟合效果较好.

3)在焊接过程中,由于焊接热源对母材的预热作用,后端测温点最高温度比前端略高.对流换热系数数值对温度场曲线拟合准确性影响显著.在自然对流换热条件下,相比于恒定的对流换热系数,采用随温度变化的对流换热系数可以在进行焊接热循环曲线拟合时取得良好效果.

参考文献

- [1] XING Y F, WANG F, LU J J, *et al.* Welding deformation analysis of aluminum alloy and steel sheet metal parts based on resistance spot welding[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2019, 233(3): 797-806.
- [2] 李永兵, 李亚庭, 楼铭, 等. 轿车车身轻量化及其对连接技术的挑战[J]. 机械工程学报, 2012, 48(18): 44-54.
LI Y B, LI Y T, LOU M, *et al.* Lightweighting of car body and its challenges to joining technologies[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2012, 48(18): 44-54. (In Chinese)
- [3] HE K F, SI Y, LU W, *et al.* Time frequency feature extraction of the arc energy for quality detection of the aluminum alloy double pulse MIG welding[J]. Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing, 2020, 14(6): JAMDSM0080.
- [4] LIU X, YU X Y, XUE J X. Effect of double-pulse characteristics on weld bead formation and mechanical properties in metal inert gas welding[J]. Metals, 2021, 11(6): 995.
- [5] SU L, NIE Y, JI H, *et al.* The effect of single pulse, double pulse and ForceArc MIG welding technology on mechanical properties of welding joint for 5083 aluminum alloy used in high-speed train body[J]. Advanced Materials Research, 2011, 337: 460-465.
- [6] 姚屏, 薛家祥, 蒙万俊, 等. 工艺参数对铝合金双脉冲MIG焊焊缝成形的影响[J]. 焊接学报, 2009, 30(3): 69-72.

- YAO P, XUE J X, MENG W J, *et al.* Influence of processing parameters on weld forming in double-pulse MIG welding of aluminum alloy [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2009, 30(3): 69-72. (In Chinese)
- [7] 金礼, 徐敏, 薛家祥, 等. 热输入对铝合金双脉冲 MIG 焊接头性能的影响[J]. 焊接学报, 2018, 39(1): 89-92.
JIN L, XU M, XUE J X, *et al.* Effect of line energy on properties of aluminum alloy joints in double pulsed MIG welding [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2018, 39(1): 89-92. (In Chinese)
- [8] 孟立春, 刘春辉, 赖玉香, 等. 6N01-7N01 铝合金 T 型焊接接头的微观组织与性能的研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2017, 44(12): 20-26.
MENG L C, LIU C H, LAI Y X, *et al.* The heterogeneity in microstructure and property of the welded joints between 6N01 and 7N01 aluminum alloys[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2017, 44(12): 20-26. (In Chinese)
- [9] 杨娜, 林升, 苏超. 厚板焊接接头残余应力和损伤分布的研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2014, 41(11): 24-31.
YANG N, LIN S, SU C. Research on residual stress field and damage distribution for thick plate welded joints [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2014, 41(11): 24-31. (In Chinese)
- [10] 朱志明, 符平坡, 杨中宇, 等. 电弧焊接数值模拟中热源模型的研究与发展[J]. 工程科学学报, 2018, 40(4): 389-396.
ZHU Z M, FU P P, YANG Z Y, *et al.* Research and development of a heat-source model in numerical simulations for the arc welding process [J]. Chinese Journal of Engineering, 2018, 40(4): 389-396. (In Chinese)
- [11] 叶延洪, 何静, 蔡建鹏, 等. 6061-T651 铝合金薄板接头的焊接变形[J]. 中国有色金属学报, 2014, 24(10): 2435-2442.
YE Y H, HE J, CAI J P, *et al.* Welding deformations of 6061-T651 Al alloy thin-plate joints [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2014, 24(10): 2435-2442. (In Chinese)
- [12] 姜幼卿, 辜磊, 刘建华. 厚板铝合金 YAG-MIG 复合焊接温度场数值模拟[J]. 焊接学报, 2006, 27(6): 104-107.
JIANG Y Q, GU L, LIU J H. Temperature field numerical simulation of YAG-MIG hybrid welding process for thick aluminum alloy plate [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2006, 27(6): 104-107. (In Chinese)
- [13] WANG J Q, HAN J M, DOMBLESKY J P, *et al.* Development of a new combined heat source model for welding based on a polynomial curve fit of the experimental fusion line [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 87(5/6/7/8): 1985-1997.
- [14] 孙振邦, 韩永全, 张世全, 等. 铝合金 LB-VPPA 复合焊接热源模型[J]. 机械工程学报, 2016, 52(12): 46-51.
SUN Z B, HAN Y Q, ZHANG S Q, *et al.* LB-VPPA hybrid welding heat source model for aluminum alloy [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2016, 52(12): 46-51. (In Chinese)
- [15] KIRAN D V, CHEON J, ARIF N, *et al.* Three-dimensional finite element modeling of pulsed AC gas metal arc welding process [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 86(5/6/7/8): 1453-1474.
- [16] 陈鑫, 潘凯旋, 张彪, 等. 搅拌摩擦点焊瞬态输入组合热源模型[J]. 吉林大学学报(工学版), 2020, 50(4): 1316-1323.
CHEN X, PAN K X, ZHANG B, *et al.* Transient input combined heat source model of friction stir spot welding [J]. Journal of Jilin University (Engineering and Technology Edition), 2020, 50(4): 1316-1323. (In Chinese)
- [17] 张晓鸿, 陈静青, 陈辉. 基于复合热源模型的 Al-Mg-Zn 铝合金脉冲 MIG 焊接模拟[J]. 焊接学报, 2018, 39(1): 17-21.
ZHANG X H, CHEN J Q, CHEN H. Simulation on pulsed-MIG welding process of Al-Mg-Zn aluminum alloy by FEA based on hybrid heat source model [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2018, 39(1): 17-21. (In Chinese)
- [18] DARMADI D B, TIEU A K, NORRISH J. A validated thermal model of bead-on-plate welding [J]. Heat and Mass Transfer, 2012, 48(7): 1219-1230.
- [19] 李瑞英, 赵明, 吴春梅. 基于 SYSWELD 的双椭球热源模型参数的确定[J]. 焊接学报, 2014, 35(10): 93-96.
LI R Y, ZHAO M, WU C M. Determination of shape parameters of double ellipsoid heat source model in numerical simulation based on SYSWELD software [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2014, 35(10): 93-96. (In Chinese)
- [20] PYO C, KIM J, KIM J. Estimation of heat source model's parameters for GMAW with non-linear global optimization, part I: application of multi-island genetic algorithm [J]. Metals, 2020, 10(7): 885.