

引文格式: 张彪, 刘前成, 孙宇萱. 基于解析热源与 ALE 法模拟比较的搅拌摩擦焊固相温度调节机制分析[J]. 焊接学报, 2025, 46(9): 115 – 122. ZHANG Biao, LIU Qiancheng, SUN Yuxuan. Analysis of solid-phase temperature regulation mechanism of friction stir welding by simulation comparison between analytical heat source and ALE methods[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2025, 46(9): 115 – 122.



基于解析热源与 ALE 法模拟比较的搅拌摩擦焊 固相温度调节机制分析

张彪, 刘前成, 孙宇萱

(广西大学, 机械工程学院, 南宁, 530004)

摘要: 针对搅拌摩擦焊独立于工艺条件而维持固相温度区间的固有属性, 分别采用解析热源模型和机械热力耦合模型不同生热方式模拟搅拌头-铝焊件界面摩擦产热过程, 以剖析焊接热物理量及工艺参数对热循环曲线的影响, 旨在揭示摩擦焊行为内蕴的固相温度调节机制. 为此, 根据点焊过程等效热载荷建立高斯面-双椭球体复合移动热源、任意的拉格朗日-欧拉自适应网格 (arbitrary lagrange euler, ALE) 仿真模型, 结合焊装热边界条件进行瞬态温度场仿真, 并利用热电偶多点实测的温度分布验证场预测的有效性. 结果表明, ALE 法比解析法的数值模拟精度提高 6.3%; 主轴转速、轴肩尺寸的参数极限变化所引起的中心峰值温度波动范围为 477 ~ 589 °C, 且峰前温升速率不断递减. 主要归因于与温度变化高度负相关的合金流变屈服应力, 高温软化行为促使材料抗变形能力和界面摩擦系数减小, 从而通过负反馈调节作用限制产热率递升.

创新点: (1) 以不同摩擦产热方式建立解析热源模型和 ALE 热力耦合模型对比瞬态温度场模拟结果.
(2) 获得受极限范围内搅拌工具转速与轴肩尺寸影响的峰值温度变化.
(3) 探究受热物理参数负反馈调节的摩擦焊固相温度维持机制.

关键词: 搅拌摩擦焊; 固相温度; 热源; 工艺影响; 负反馈

中图分类号: TG 453.9 文献标识码: A doi: 10.12073/j.hjxb.20240623001

Analysis of solid-phase temperature regulation mechanism of friction stir welding by simulation comparison between analytical heat source and ALE methods

ZHANG Biao, LIU Qiancheng, SUN Yuxuan

(School of Mechanical Engineering, Guangxi University, Nanning, 530004, China)

Abstract: In view of the inherent property of friction stir welding, which maintains the solid phase temperature range independently of the process conditions, an analytical heat source model and mechanical thermal coupling model were used to simulate the interface friction heat generation process between the stirring head and aluminum welds, respectively. It aims to analyze the influence of welding thermal physical quantities and process parameters on the thermal cycle curve and reveal the solid phase temperature regulation mechanism inherent in friction stir welding behavior. Therefore, the simulation model of a Gaussian surface and double ellipsoid complex moving heat source and an arbitrary Lagrange-Eulerian (ALE) adaptive mesh was established according to the equivalent thermal load of the spot welding process. The transient temperature field was simulated according to the welding thermal boundary conditions, and the temperature distribution measured at multiple points using thermocouples was utilized to verify the validity of the field prediction. The results show that the numerical simulation accuracy of the ALE method is 6.3%

higher than that of the analytical method. The central peak temperature fluctuates from 477 °C to 589 °C due to the parameter limit changes of the spindle speed and shoulder size, and the pre-peak temperature rise rate decreases continuously. This is mainly due to the rheological yield stress of the alloy, which is highly negatively related to the temperature change. The softening behavior at high temperature reduces the deformation resistance and interfacial friction coefficient of the material, thus limiting the heat production rate to rise through negative feedback regulation.

Highlights: (1) The analytical heat source model and ALE thermodynamic coupling model were established to compare the simulation results of the transient temperature field with different friction heat generation modes.

(2) The peak temperature change affected by the speed of the stirring tool and the size of the shoulder within the limit range was obtained.

(3) The solid phase temperature maintenance mechanism by friction stir welding adjusted by negative feedback of thermal physical parameters was explored.

Key words: friction stir welding; solid phase temperature; heat source; process influence; negative feedback

0 序言

搅拌摩擦焊 (friction stir welding, FSW) 作为一种固相焊接技术, 被广泛视为轻合金的优选焊接工艺. 一般包括旋转下压、摩擦结合和焊具脱离, 该方法主要依赖于搅拌工具与材料界面间产生的摩擦热、受软化金属的塑性流动, 以及焊机主轴所施加的轴向锻压力, 因耦合了热-力双重作用成形使焊接实时温度始终处于合金的固相区间内, 从而能够克服传统熔化焊出现凝固再结晶、 β 相析出过程的冶金缺陷^[1-2]. 局部的固相冶金特性使之在可焊性和接头结构完整性方面工艺优势突出.

搅拌头接触界面由轴肩和搅拌针的轮廓面构成, 是影响内部焊接过程的关键要素. 在二者扭转-挤压驱动应力下, 不仅直接决定摩擦热输入量及施加方式, 还影响搅拌头扰动区域材料的粘塑性流动状态^[3-4]. 对于该产热传热、超塑性流动、热应力复合的多物理场, 发展适宜的加工数值模型以求解循环温度场, 可为焊后金相组织、热残余应力以及工艺影响性的分析提供多重预测参考^[5-6], 尤其对于探究该独立于工艺条件而维持固相温度成形的调控机制显得尤为重要. 且鉴于焊接中心温度通过常规的接触式或光学传感器均难以直接测量, 显示出借助可靠的热模拟研究摩擦焊内蕴物理变量的优势性.

根据摩擦热力学原理, 常见的热仿真建模涉及热源解析法和机械-热耦合生成法. LIU 等人^[7]和郭柱等人^[8]基于库伦摩擦理论分别建立了考虑搅拌头不均匀体热源和倾斜角的修正热源模型, 使热循环的预测准确性得以改进, 峰值温度在 500 °C 左右; KHANDKAR 等人^[9]利用三维热模型的瞬态温度分布发现热输入功率与搅拌针-轴肩的扭矩功率分配比例有关, 与热源模型法不同的是, 热力耦合

法不依赖于预设热源, 而是根据摩擦系数、粘着系数等条件实时计算热值; SALIH 等人^[10]和段忠祥等人^[11]均使用 ALE 模拟搅拌摩擦焊过程, 结果表明, 温度峰值对接触面摩擦系数的敏感性高于焊接参数. 因此, 虽然 ALE 方法解决了网格过度变形失真和复杂边界追踪的问题^[12], 但其结果准确性高度受限于高温、高应变速率和挤压应力状态下的材料属性及界面参数赋值.

目前, RAJAMANICKAM 等人^[13]、鄢东洋等人^[14]及李克红等人^[15]分别对 AA 2014、6065 等铝材 FSW 或搅拌摩擦点焊 (friction stir spot welding, FSSW) 测温试验发现, 对热循环曲线影响最大的工艺因素为搅拌头转速, 其次为下压力 (与锻压力正相关) 等其他参数, 中心峰值温度最高 572 °C. 此外, 闫松涛等人^[16]和 CONTUZZI 等人^[17]研究铝合金薄板边界条件对搅拌区能量集中的影响, 结果表明, 温度自轴线向外呈递减分布, 对流换热系数可显著影响温降的梯度. 上述研究工作综合验证了摩擦焊固有低于铝合金熔点 (约 605 °C) 的固相焊属性, 但其内蕴的固相温度调控方式至今尚未阐明.

文中分别采用不同界面摩擦产热方式建立解析热源模型和 ALE 热力耦合模型, 进行瞬态温度场模拟及实测验证. 并通过极限范围内的不同转速、轴肩尺寸条件来获得峰值温度变化, 从而分析与热物理参数相关的瞬时温度调节机制, 为控制摩擦焊接热过程提供机理参考.

1 热仿真模型

1.1 解析热源模型

1.1.1 几何模型与边界条件

因 FSSW 较适用于汽车铝薄壁总成零件的焊

装,故采用2.0 mm厚的Al-Mg-Si系6061-T6铝合金作为焊接母材,制备层压点焊接头.针对4.0 mm搭接厚度选用的搅拌工具的规格尺寸,如图1所示,其中,轴肩面具有一定的水平倾角 β 以形成较稳定的内挤压塑性流动区域.

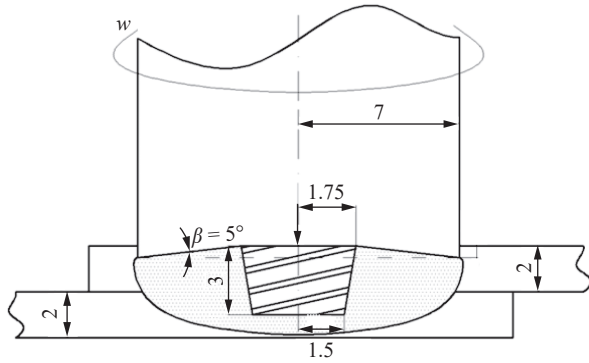


图1 FSSW工艺示意 (mm)
Fig. 1 FSSW process diagram

按照工件及搅拌头实际尺寸建立的1/2几何模型,如图2所示.为模拟真实产线的焊装条件,工件两端被固定约束;其底面受焊时被装夹(y 自由度)约束,相应的金属间导热系数为 $300 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$,随后冷却时被自由释放,与空气的对流散热系数变换为 $30 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$;搅拌头的刚体固支除轴向外受完全约束,通过控制该参考点在下压-停留-退出不同分析步内的时域运动可模拟点焊动作过程.除上述边界换热条件外,安装刀具向主轴(钢-钢)传热的系数取为 $850 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$,工具与工件在高挤压接触下的钢-铝界面传热系数取为 $282 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ ^[17].

1.1.2 等效热载荷

摩擦热输入主要生成于轴肩的端面以及搅拌针的端面、侧锥面与合金的接触界面.首先,对于环形轴肩端面产热,根据黏着摩擦机制^[18]功率为

$$\dot{Q}_f^{shou}[\omega, F_a(t)] = \int \mu P \omega r dA = \frac{2\mu\omega(R_1^3 - R_2^3)F_a(t)}{3R_1^2 \cos\beta} \quad (1)$$

式中: $\sigma_s(T)$ 为合金随高温 T 变化的屈服应力; L 为搅拌针长.

为得到合理的产热形式,针对轴肩端面和纵深插入较大的搅拌针廓面,将二者分别等效为形态相

$$\dot{q}^p(x, y, z, d, t, T) = \frac{6\sqrt{3}\dot{Q}_f^{pin}}{abc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left\{-\frac{3(x-x_1)^2}{a^2} - \frac{3(y-y_1)^2}{b^2} - \frac{3[z-(z_1-d)]^2}{c^2}\right\} \quad (5)$$

式中: (x_0, y_0) 为面热源中心; (x_1, y_1, z_1) 为体热源初

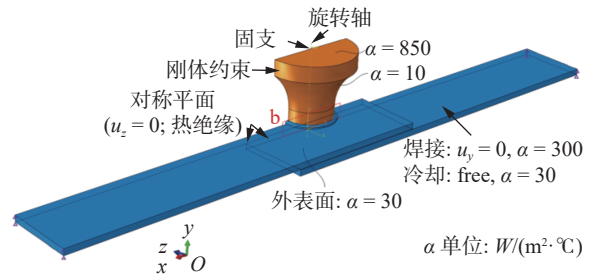


图2 几何模型及边界条件

Fig. 2 Geometric model and boundary conditions

式中: ω 为主轴转速; $F_a(t)$ 为实测锻压力,取值为如图3所示的时域曲线; μ 为黏着摩擦系数,计算估算为0.213,接近参考值 0.2 ^[19]; P 为圆环微元 dA 所承受轴向压强; r 为微元所在半径; R_1 、 R_2 分别为轴肩、搅拌针半径, β 为轴肩内凹角,其尺寸见图1.

$$\mu = \tau/\sigma_n = \delta \left[(C\sigma_s)^2 - \delta\bar{\sigma}^2 \right]^{1/2} \quad (2)$$

式中: τ 为粘着节点的摩擦剪应力; σ_n 为屈服压力; $\bar{\sigma}$ 为以Von Mises最大剪应力屈服计算的流变剪应力;系数 C 和 δ 在完全塑性变形条件下的参考值为3和 5 ^[19].

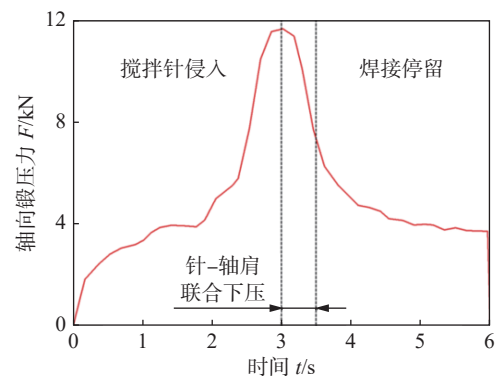


图3 轴向锻压力实测曲线

Fig. 3 Measured curve of axial forging pressure

考虑到搅拌针的底端面、侧锥面两部分产热构成,参考黏着摩擦最大剪应力等于屈服应力假设^[16],搅拌针摩擦热功率为

$$\dot{Q}_f^{pin}[\omega, F_a(t), \sigma_s(T)] = \mu\omega F_a(t) \frac{2R_3^3}{3R_1^2} + \pi L\omega\sigma_s(T) \frac{2(R_2^2 + R_2R_3 + R_3^2)}{3\sqrt{3}} \quad (3)$$

似的高斯均布面热载荷和等轴双椭球体热载荷,其热流密度方程分别为

$$\dot{q}^s(x, y, t) = \frac{3\dot{Q}_f^{shou}}{\pi R_1^2} \exp\left\{-\frac{(x-x_0)^2 + (y-y_0)^2}{R_1^2}\right\} \quad (4)$$

始坐标; a 、 b 、 c 为椭球的长半轴长、短半轴长和高

度尺寸; d 为体位移控制参数, 下压过程中等于时间 t 与下压速率 v 的乘积. 综上, 解析热源模型中充分考虑了热源施加位置、温度相关热物理参数以及实际挤压内应力等产热计算参量对于摩擦热功率的影响.

等效的高斯面-双椭球体组合移动热载荷, 如图 4 所示. 热模拟计算是利用 Fortran 语言在 ABAQUS 软件中通过二次开发的 DFLUX 热源控制程序, 实现热源移动的控制与作用逻辑的变换, 以准确反映温度场的瞬态响应.

1.1.3 有限元仿真设置

热仿真采用三维温度-位移耦合单元 C3D8RT, 径对 6061-T6 合金成分的测试, 基于 JMatPro 数据库赋予的热物理属性参数, 如图 5 所示. 得知该铝

材相变温度为 $604.5\text{ }^{\circ}\text{C}$, 其弹性模量、屈服应力、密度均随高温显著下降, 软化效应明显, 特别是屈服应力当临近 $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时便骤降接近于 0.

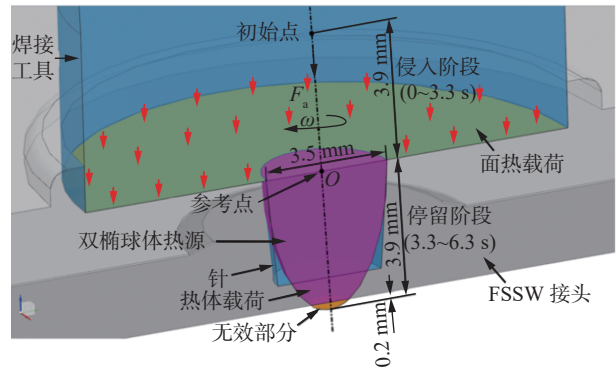


图 4 组合式等效热载荷

Fig. 4 Combined equivalent heat loads

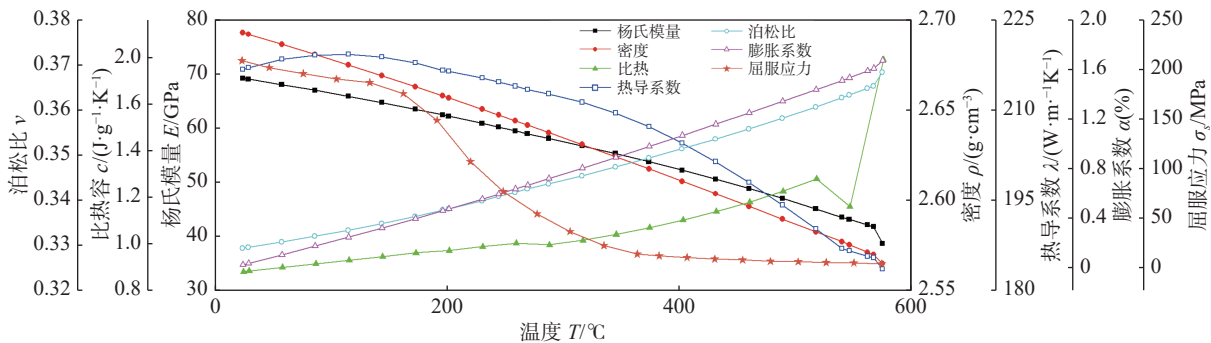


图 5 6061-T6 铝合金的热物理参数

Fig. 5 Thermal physical parameters of AA 6061-T6

1.2 ALE 热力耦合模型

1.2.1 几何模型及网格划分

机械热源在于建立搅拌头解析刚体与母材的相互摩擦作用关系, 如图 6 所示, 二者装配的几何模型见图 6(a). 为简化计算, 将 ALE 计算域设置为可涵盖热力影响周围材料的长 $40\text{ mm} \times$ 宽 $40\text{ mm} \times$ 厚 4 mm 搭接区域.

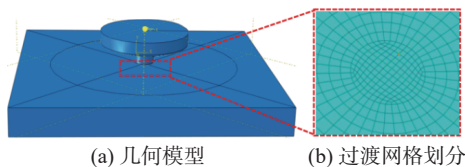


图 6 ALE 热力仿真模型

Fig. 6 ALE thermal-mechanical simulation model. (a) geometric model; (b) transitional meshing

单元类型使用 C3D8RT, 自焊接中心向外进行径向疏密过渡网格尺寸划分见图 6 (b), 以提高计算精度.

1.2.2 ALE 相关设置

考虑到大变形计算的收敛性, ALE 计算模式选

择显式动力学热-位移-应力完全耦合, 因 FSSW 不涉及搅拌头横向移动, 因此自适应网格约束不需设置移动方向上的欧拉面, ALE 自适应网格控制采用基于当前变形位置优先改进长宽比的方式 (体积算法权重设为 1). 运动控制参数选用下压速率 1.0 mm/s 、转速 $1\ 200\text{ r/min}$, 以达到模拟同工艺焊接试验情况的目的, 而材料属性、边界条件等均与解析热源模型中阐述的条件相一致.

2 试验方法

采用与仿真模型相同的工件尺寸, 利用专用搅拌摩擦焊机床 (SCB-LM3324-2D-13T 型) 进行 FSSW 焊接制备, 如图 7 所示. 为验证同等参数条件下的温度场模拟结果, 搅拌摩擦焊转速设置为 $1\ 200\text{ r/min}$, 下压量为 0.3 mm , 停留时间为 3 s .

图 7 (b) 为焊接过程中同步测温的热电偶试验配置. 为避免表层氧化铝所致的传热误差, 在薄板

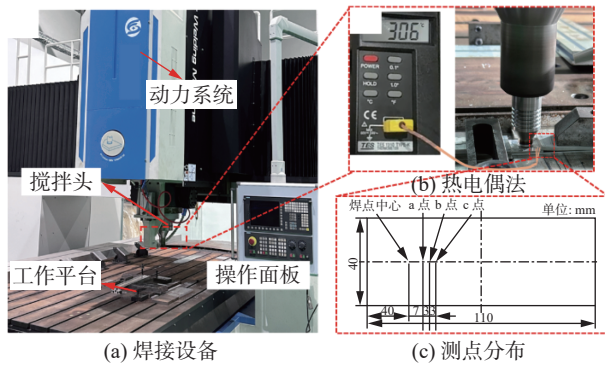


图 7 焊接同步测温试验

Fig. 7 Welding synchronous temperature measurement experiment. (a) welding equipment; (b) thermocouple method; (c) distribution of measuring points

表面钻取 3 个直径 1 mm × 深度 1 mm 的成型孔, 再埋入 K 型热电偶并用耐高温结构胶将其固封, 通过数字温度计实时采集、记录温度信号. 测点相对于焊接中心的分布位置见图 7 (c), 以通过多点热循环曲线综合验证温度场分布.

3 试验结果分析与讨论

3.1 温度场模拟结果

解析热源得到的焊接过程工件温度场云图, 如图 8 所示. 图 8 (a) 为搅拌针完整侵入时刻, 发现纵深方向上温度扩散较大, 等温线分布近似椭球型, 说明体热源作用生效; 图 8 (b) 为初始停留时刻, 受高斯面热载荷的耦合作用, 高温区水平扩散明显增大; 图 8 (c) 为达到峰值温度 448.2 °C 的时刻, 低于铝合金熔点, 且截止温度约 328.4 °C 的中心截面等温线十分接近焊后接头热力影响区的组织特征轮廓^[20], 随后产热功率低于散热功率致温度下降; 图 8 (d) 为焊具脱离时刻, 冷却阶段温度场逐渐趋于均匀.

ALE 热力耦合法得到的温度场计算结果, 如图 9 所示, 能够较好地模拟出点焊结构材料形态的变化. 图 9 (a) 为搅拌针侵入阶段, 此时热量生成于针的底部及侧面, 说明依靠机械摩擦的产热作用起效; 图 9 (b) 为轴肩初始接触时刻, 材料上表面温度迅速上升, 此时材料受挤压产生一定的凸起, 主要生热位置临近针与轴肩的交界处; 图 9 (c) 为峰值温度时刻, 达到 476.8 °C, 峰值位置出现在轴肩边缘处, 究其原因是旋转半径愈大, 轴肩对母材接触摩擦的线速度更大, 故温度场呈上宽下窄分布; 图 9

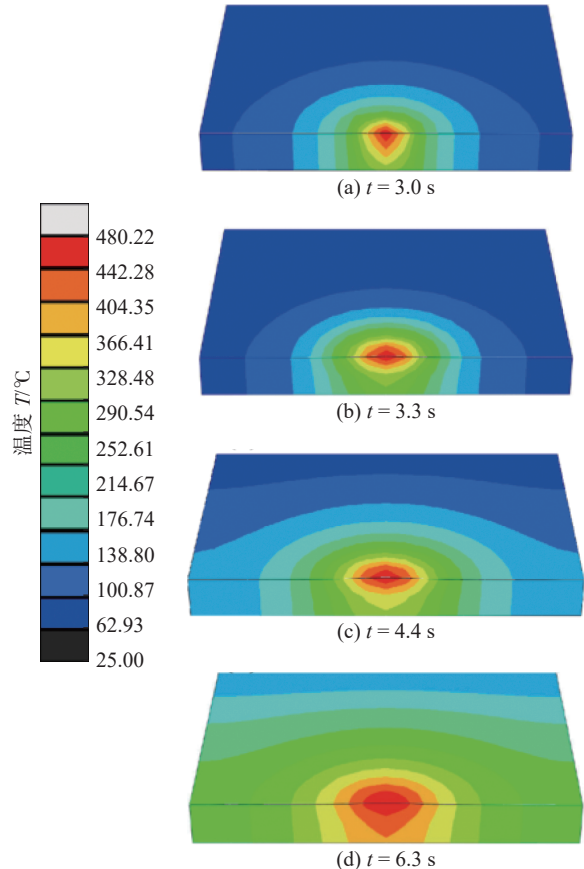


图 8 解析热源的温度分布

Fig. 8 Temperature distribution by analytical heat source. (a) $t = 3.0$ s; (b) $t = 3.3$ s; (c) $t = 4.4$ s; (d) $t = 6.3$ s

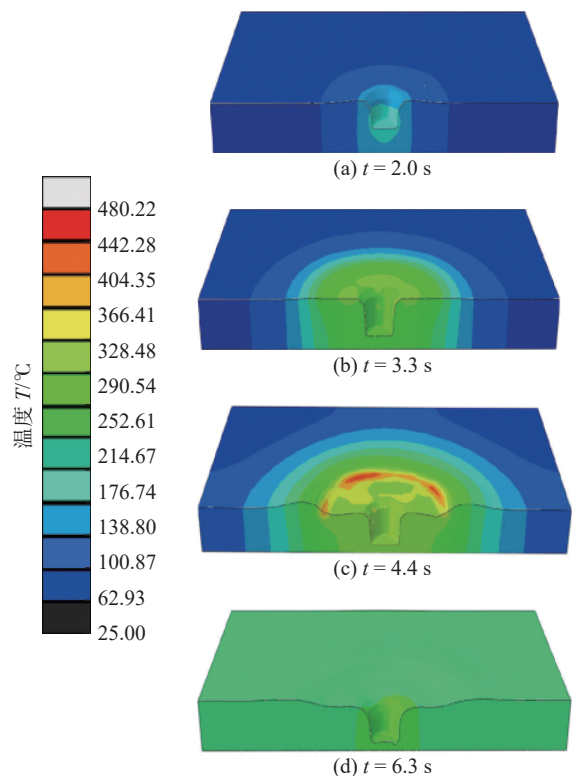


图 9 热力耦合的温度分布

Fig. 9 Thermo-mechanical temperature distribution. (a) $t = 2.0$ s; (b) $t = 3.3$ s; (c) $t = 4.4$ s; (d) $t = 6.3$ s

(d) 为工具退出时刻, 由热传导场分布更趋于均匀。

3.2 热循环曲线分析验证

同时采用解析热源、热力耦合模拟以及试验获取的全场-全历程焊接热循环曲线对比, 如图 10 所示。不同仿真方法得到的曲线趋势与试验值相近, 均于 4.4 s 左右达到峰值温度, 各阶段的温升速率变化符合工具对母材的点焊作用逻辑, 证明文中所建立预测场的有效性。两模拟在侵入阶段的结果均低于实测值, 据推断是受边界条件影响致合金导热系数偏大。

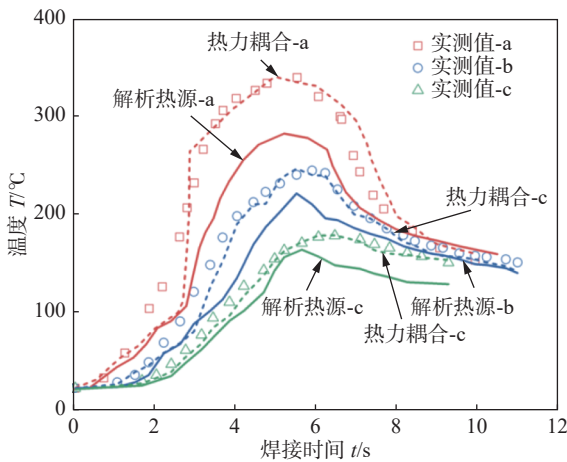


图 10 模拟与试验热循环曲线对比

Fig. 10 Comparison of simulated and experimental thermal cycle curves

经计算, 两种数值温度曲线与实测曲线间的平均相对误差分别为 17.8% 和 11.5%, 表明热力耦合法在场预测精度上相对提高 6.3%。其一方面是由于解析热源模型是基于产热功率的理论假设出发的, 而 ALE 方法是从给定机械摩擦作用关系的角度生热; 另一方面是出于等效体热源的轴心发热位置相比于针的实际摩擦界面导热距离更大。但 ALE 方法的算例求解平均时长为 18 h, 相比于解析热源法的 30 min 计算效率明显较低。

3.3 工艺参数极限对峰值温度的影响

为探究摩擦焊峰值温度的极限变化, 从焊接参数和工具规格两工艺要素中选择各自最显著的影响因素, 即主轴转速和轴肩半径尺寸^[21-22], 分别在其参数极限范围 600 ~ 2 500 r/min、7 ~ 15 mm 进行单因素 6 水平虚拟试验, 而其他使用参数保持不变。基于 ALE 方法对峰值温度的预测准确性更高, 因此采用热力耦合法进行参数调整后的重复模拟, 并提取焊接中心处的热循环曲线。

主轴转速对中心热循环曲线的影响, 如图 11

所示。可知, 当转速超过 1 200 r/min 并上至极限转速 2 500 r/min 时, 峰值截止温度维持在 575 ~ 589 °C 区间变化不大, 低于铝合金 6061 熔点。其他阶段的温度递变趋势相似, 说明 1 200 r/min 以上转速产生的高温使产热功率无法继续有效增加, 通过现象佐证了极限焊接参数值下的固相焊属性。

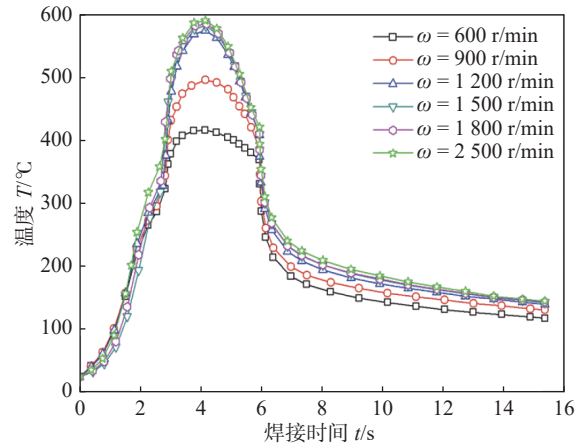


图 11 转速极限范围内的焊点中心热循环曲线

Fig. 11 Thermal cycle curves of joint center within the limit range of rotation speed

轴肩半径对中心热循环曲线的影响, 如图 12 所示。6 水平参数模拟得到的峰值温度范围为 477 ~ 512 °C, 皆低于铝合金熔点。纵使轴肩尺寸的增加可直接增大摩擦生热面积, 对产热功率有所增益, 但等比例增大的搅拌头体积同时会传导散失更多热量, 致使焊接区域热积累速率变慢, 极值点略有上升并向后推迟。最终印证了无法通过改变工具规格来达到促进温升、超越摩擦焊固相区间的目的。

3.4 固相温度调节机制分析

基于工艺极限范围内的摩擦焊算例结果表明, 参数调整虽能引起一定的峰值温度波动, 但母材始终维持于固相态; 且在稳定焊接阶段内抵峰值点前的温升速率不断递减 (图 10 ~ 图 12)。据摩擦热功率解析式 (1) ~ 式 (3), 受实时高温状态影响的主要产热变量为合金屈服应力 $\sigma_s(T)$, 其与温度变化呈高度负相关 (图 5)。因此, 随温度升高, 搅拌头周围高温区的合金流变应力急剧下降, 同步降低的产热功率逐步与散热功率达到平衡, 即峰值温度点。另外由热力耦合摩擦生热, 显著的软化行为降低了合金抗变形能力, 导致工具钢与材料间的摩擦系数减小, 热输入无法再获得有效提高。

综上, 固相焊过程内蕴的调温机制主要是通过温度分布影响材料变形抗力及界面上的接触摩擦作用, 借助负变化的金属流变应力来限制产热率递

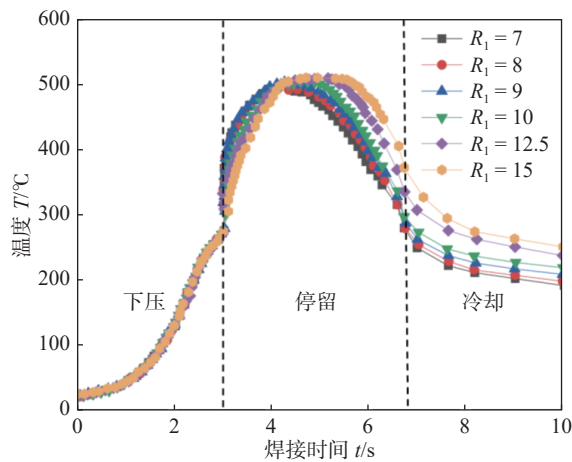


图12 轴肩极限尺寸内的焊点中心热循环曲线

Fig. 12 Thermal cycle curves of joint center within the limit range of shoulder dimension

升,进而实现对自身系统温度的负反馈调节作用,故实时温度始终低于铝合金相变点.

4 结论

(1) 通过高斯面-双椭球体复合移动热源与ALE热力耦合模型的模拟结果表明,采用解析法与机械生热算法均可有效地数值化摩擦焊界面产热过程;ALE法相比于解析法的全场温度预测精度提高6.3%,但计算效率较低.

(2) 摩擦焊具有独立于工艺条件更改而维持固相温度焊接的固有属性,主轴转速、搅拌头轴肩尺寸在极限参数范围内的调整所引起的中心峰值温度波动范围为477~589°C,且峰值点前的温升速率不断递减.这与产热功率的逐步降低直至与散热功率所达到的平衡点有关.

(3) 摩擦焊内蕴的瞬时调温机制主要与随温度升高而急剧降低的合金流变屈服应力有关,高温软化行为促使材料抗变形能力和界面摩擦系数减小,从而通过负反馈调节作用限制产热率递升而达到控制温度的目的.

参考文献

[1] 王非凡,谢丰铭,吴会强,等. 2219铝合金FSW和TIG焊接头力学与腐蚀行为[J]. 焊接学报, 2022, 43(6): 43-49.
WANG Feifan, XIE Yuming, WU Huiqiang, *et al.* Mechanical performances and corrosion behaviors of friction stir welded and TIG welded 2219 aluminum alloy joints[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2022, 43(6): 43-49.

[2] 许楠,张柏硕,齐天祥,等. HSn70-1锡青铜冷源辅助搅拌摩擦焊搅拌区的强化机制和应变硬化行为[J]. 焊接学报, 2024, 45(1): 17-22.
XU Nan, ZHANG Baishuo, QI Tianxiang, *et al.* Strengthening mechanism and strain hardening behavior of the stir zone of cold source assistant friction stir welded HSn70-1 tin brass joint[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2024, 45(1): 17-22.

[3] LI K, SU H, WU C. Significance of plate position on the coupled thermal and material flow behavior in friction stir welding of dissimilar aluminum alloys[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2025, 245: 127034.

[4] 王磊,李东侠,回丽,等. 2024-T4铝合金FSW接头疲劳裂纹扩展行为及寿命预测[J]. 焊接学报, 2023, 44(4): 77-83.
WANG Lei, LI Dongxia, HUI Li, *et al.* Fatigue crack propagation behavior and life prediction of 2024-T4 aluminum alloy FSW joints[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2023, 44(4): 77-83.

[5] ZHANG B, SUN Y, LIU J, *et al.* Effect of integrity degradation caused by fatigue damage on impact failure for automotive FSSW Al alloy joints[J]. Engineering Failure Analysis, 2025, 170: 109243.

[6] SOUKIEH M, HARARA W, KOUDAIMI H, *et al.* Properties and structure investigation of the friction stir welding seam of the AA6061-T6 plates[J]. China Welding, 2025, 34(2): 132-138.

[7] LIU X, YU Y, YANG S, *et al.* A modified analytical heat source model for numerical simulation of temperature field in friction stir welding[J]. Advances in Materials Science and Engineering, 2020, 11: 1-16.

[8] 郭柱,朱浩,崔少朋,等. 7075铝合金搅拌摩擦焊接头温度场及残余应力场的有限元模拟[J]. 焊接学报, 2015, 36(2): 92-96.
GUO Zhu, ZHU Hao, CUI Shaopeng, *et al.* Finite element simulation of temperature field and residual stress field of 7075 aluminum alloy friction stir welded joint[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2015, 36(2): 92-96.

[9] KHANDKAR M Z H, KHAN J A, REYNOLDS A P. Prediction of temperature distribution and thermal history during friction stir welding: input torque based model[J]. Science and Technology of Welding and Joining, 2003, 8(3): 165-174.

[10] SALIH O S, OU H, SUN W. Heat generation, plastic deformation and residual stresses in friction stir welding of aluminium alloy[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2023, 238: 107827.

[11] 段忠祥. 搅拌摩擦焊的三维有限元摩擦模型数值模拟研究[J]. 热加工工艺, 2015(15): 230-233.
DUAN Zhongxiang. Numerical simulation of three-dimensional finite element friction model for friction stir welding[J]. Hot Working Technology, 2015(15): 230-233.

[12] YANG C, CHEN G, QIAO J, *et al.* Material flow during dissimilar friction stir welding of Al/Mg alloys[J]. International Journal of

- Mechanical Sciences, 2024, 272: 109173.
- [13] RAJAMANICKAM N, BALUSAMY V, REDDY G M, *et al.* Effect of process parameters on thermal history and mechanical properties of friction stir welds[J]. *Materials & Design*, 2009, 30(7): 2726 – 2731.
- [14] 鄢东洋, 史清宇, 吴爱萍, 等. 搅拌摩擦焊接过程的试验测量及分析 [J]. *焊接学报*, 2010, 31(2): 67 – 70.
YAN Dongyang, SHI Qingyu, WU Aiping, *et al.* Test measurement and analysis of friction stir welding process[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2010, 31(2): 67 – 70.
- [15] 李红克, 史清宇, 赵海燕, 等. 热量自适应搅拌摩擦焊热源模型 [J]. *焊接学报*, 2006, 27(11): 81 – 85.
LI Hongke, SHI Qingyu, ZHAO Haiyan, *et al.* Thermal adaptive friction stir welding heat source model[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2006, 27(11): 81 – 85.
- [16] 闫松涛, 杨斌. 铝/钢异种材料搅拌摩擦搭接焊接温度场和变形行为 [J]. *焊接*, 2025(3): 59 – 67.
YAN Songtao, YANG Bin. Temperature field and deformation behavior of friction stir lap welded dissimilar materials of aluminum/steel[J]. *Welding & Joining*, 2025(3): 59 – 67.
- [17] CONTUZZI N, CAMPANELLI S L, CASALINO G, *et al.* On the role of the thermal contact conductance during the friction stir welding of an AA5754-H111 butt joint[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2016, 104: 263 – 273.
- [18] HE X, GU F, BALL A. A review of numerical analysis of friction stir welding[J]. *Progress in Materials Science*, 2014, 65(10): 1 – 66.
- [19] POPOV V L. Contact mechanics and friction: physical principles and applications[M]. Springer, 2010.
- [20] ZHANG L, ZHONG H, LI S, *et al.* Microstructure, mechanical properties and fatigue crack growth behavior of friction stir welded joint of 6061-T6 aluminum alloy[J]. *International Journal of Fatigue*, 2020, 135: 105556.
- [21] ZHANG B, LIU J, SUN Y, *et al.* On the fatigue resistance assessment of friction stir welded joints affected by heat input[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2024, 161: 108262.
- [22] NOH Y, KANNAN A R, LEE Jr, *et al.* Effect of welding speed on the cryogenic mechanical properties of friction stir welded AA6061-T6 alloy[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2025, 943: 148839.

作者简介: 张彪, 博士, 助理教授; 主要从事轻量化材料摩擦焊接方面的科研和教学工作; Email: bzhang@gxu.edu.cn.

(编辑: 刘启明)

[上接第 101 页]

- [20] DING R, GUO Z. Microstructural modelling of dynamic recrystallisation using an extended cellular automaton approach[J]. *Computational Materials Science*, 2002, 23(1-4): 209 – 218.
- [21] PECZAK P, LUTON M. A Monte Carlo study of the influence of dynamic recovery on dynamic recrystallization[J]. *Acta Metallurgica et Materialia*, 1993, 41(1): 59 – 71.
- [22] READ W T, SHOCKLEY W. Dislocation models of crystal grain boundaries[J]. *Physical Review*, 1950, 78(3): 275.
- [23] SIDDIQ A, EL Sayed T. A thermomechanical crystal plasticity constitutive model for ultrasonic consolidation[J]. *Computational Materials Science*, 2012, 51(1): 241 – 251.

作者简介: 李欢, 博士, 副教授; 主要研究方向为金属超声波焊接; Email: lihuan2009@163.com.

王善林 (通信作者), 博士, 教授; Email: slwang70518@nchu.edu.cn.

(编辑: 刘启明)