

1060-H24 纯铝无轴肩微型搅拌摩擦焊的数值模拟分析

张昌青^{1,2}, 马东东², 谷怀壮², 王栋², 刘恩荣², 张鹏省^{3,✉}

1 兰州理工大学省部共建有色金属先进加工与再利用国家重点实验室, 兰州 730050

2 兰州理工大学材料科学与工程学院, 兰州 730050

3 西北有色金属研究院, 西安 710016

使用 ABAQUS 有限元软件建立了顺序热力耦合数值模型, 对常规与无轴肩两种搅拌工具下的微型搅拌摩擦焊接过程的温度场、应力及接头残余变形分布进行对比分析, 并采用实验热电偶测温对热源模型的边界条件进行了校核。结果表明: 两种搅拌工具下的焊接接头经历不同的加热和冷却焊接热循环, 实测常规工具焊接接头的峰值温度约为 362 °C, 而无轴肩工具焊接接头的峰值温度仅为 143 °C; 焊件表面的残余应力均以焊缝中心对称分布, 常规工具残余应力主要分布在轴肩区域, 最大残余应力为 116 MPa。无轴肩工具残余应力呈现以搅拌针为中心的尖峰分布, 最大残余应力为 34 MPa; 残余应力反映了焊后变形, 常规工具焊接的薄板沿焊缝方向向上凸起, 最大挠度为 2.817 mm。无轴肩工具焊接的薄板没有可视变形, 最大挠度仅 0.008 1 mm。无轴肩微型搅拌摩擦焊热输入低, 能有效减小薄壁焊件的残余变形, 提高焊件的尺寸精度和装配质量。

关键词 微型搅拌摩擦焊 有限元模拟 温度场 应力应变 残余变形

中图分类号: TG456.9 **文献标识码:** A

Numerical Analysis of Micro Stir Friction Welding of 1060-H24 Pure Aluminum Without Shoulder-less Stirring Tool

ZHANG Changqing^{1,2}, MA Dongdong², GU Huaizhuang², WANG Dong², LIU Enrong², ZHANG Pengsheng^{3,✉}

1 State Key Laboratory of Advanced Processing and Recycling of Non-ferrous Metal, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, China

2 School of Materials Science and Engineering, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, China

3 Northwest Nonferrous Metals Research Institute, Xi'an 710016, China

A sequential thermodynamic coupling numerical model was established using ABAQUS finite element software to comparatively analyze the temperature field, stress and joint residual deformation distribution of the miniature friction stir welding process under two stirring tools, shoulder and shoulderless, and the boundary conditions of the heat source model were calibrated using experimental thermocouple temperature measurement. The results show that: the welded joints under the two stirring tools experience different temperatures of the welding thermal cycle, the measured peak temperature of the shoulder tool welded joints is about 362 °C, while the peak temperature of the welded joints of shoulderless tool is only 143 °C; the residual stress on the surface of the welded parts is symmetrically distributed in the center of the weld seam, and the shoulder tool residual stress is distributed in the platform of the shoulder region, and the maximum residual stress is 116 MPa. The residual stress on the shoulderless tool is distributed in a spike centered on the stirring needle, with a maximum residual stress of 34 MPa. The residual stress reflects the post-weld deformation, with the thin plate welded by the shoulder tool bulging upwards in the direction of the weld, with a maximum deflection of 2.817 mm. The thin plate welded by the shoulderless tool has no visible deformation, and the maximum deflection is only 0.008 1 mm. Therefore, the low heat input of the shoulderless miniature friction stir welding can effectively reduce the residual deformation of the thin-walled weldment, and improve the dimensional accuracy and assembly quality of the weldment.

Key words micro friction stir welding, finite element modelling, temperature field, stress-strain, residual deformation

0 引言

微型搅拌摩擦焊(Micro friction stir welding, μ FSW)是新型的固相微连接技术, 存在焊接工艺敏感、接头机械减薄及温度场不均匀导致接头性能差等问题, 近年来国内外学者针对这些问题开展了研究工作^[1-2]。搅拌工具的结构设计作为 μ FSW 的一项重要工艺措施, 对改善焊接接头的热塑性形变分布以及提升接头力学性能具有显著作用。Ni 等^[3]使用无针工具来增加材料的流动, 结果显示无针工具焊接的接头能避免焊缝产生孔洞、匙孔及隧道性缺陷, 表现出更少的软化和更好的拉伸性能。与常规工具接头相比, 由于热输入减少, 无针搅拌摩擦焊工件的最大残余变形和横向角变形分别下降了 20.83% 和 23.69%。搅拌摩擦焊是一种热量集中且热利用效率高的焊接方法。张昌青等^[4]提出了无轴肩搅拌

工具, 仅使用长度为 1 mm 的圆台状搅拌针就完成了 0.8 mm 的 1060-H24 铝板对接。尽管该工具产热仅占常规搅拌工具总产热的 14.11%^[5], 但仍能满足金属热塑性形成的要求。结果显示, 该工具下焊缝宽度变窄, 减薄率降低, 显微硬度是母材(44HV)的 141%, 屈服强度达到了母材(310 Pa)的 135%。由于超薄板刚度减小, 对设备的稳定性及控制精度要求高, 目前针对超薄板搅拌摩擦焊焊接工具的研究主要集中在常规工具上^[6-7], 而关于无轴肩工具焊接过程中的温度场和力场的研究尚未见报道。

搅拌摩擦焊作为一个热力耦合加工过程, 其焊接变形不仅受到焊接热作用的影响, 而且受到焊接过程中力的影响。温度场作为分析残余应力及焊件变形的基础, 通常由于 FSW 过程中热电偶被搅拌工具破坏或节点位置移动很难准确获取其分布^[8-9]。因此, 借助数值模拟来研究不同工具结

构在焊接过程的温度场分布和应力演变, 对改善焊件的残余变形有着重要的意义。朱智等^[10] 基于剪切摩擦生热理论建立了顺序热力耦合的自适应热源模型, 利用经过验证的有限元模型对搅拌工具机械载荷在接头残余应力和焊件变形中的影响进行了深入分析, 结果表明轴肩下压力和扭矩作用是焊件反马鞍状变形产生及残余应力与变形分布不对称的根本原因。黄敢等^[11] 通过建立热力顺序耦合数值模型, 探索了 0.8 mm 厚液冷散热板在搅拌摩擦焊 (FSW) 过程中温度场及残余应力的分布, 结果表明残余应力主要集中在焊缝区域, 随着热输入的增加, 焊缝残余应力及焊件变形增加。邢松龄等^[12] 采用顺序热力耦合的方法, 结合热电偶测温试验, 通过对 FSW 过程的模拟仿真评估了不同工具结构下焊接接头的瞬态应力和变形, 进而实现结构设计的优化。马佳良等^[13] 采用顺序热力耦合计算了枕梁的残余应力与变形, 并与试验检测结果进行了对比分析, 结果表明焊接顺序的改变对薄板残余应力的影响较为显著。

本工作进行了相同工艺参数条件下无轴肩工具和常规工具在 1060-H24 纯铝微型搅拌摩擦焊的对比实验。通过建立顺序热力耦合的数值模型, 结合实际的热电偶测温结果对热源模型进行校核, 验证了该数值模型的合理性。进一步使用该模型计算了不同阶段两种工具中接头的温度场、应力应变、残余变形分布和演变情况, 为无轴肩微型搅拌摩擦焊在薄壁构件中的工程应用提供理论依据。

1 实验

实验选择了 140 mm×25 mm×0.8 mm 的 1060-H24 纯铝作为研究对象。材料的成分如表 1 所示, 焊接所用的工艺参数分别为焊速 240 mm/min、转速 12 000 r/min。焊接过程包括下压、驻留、焊接和退出四个阶段。在下压阶段, 常规工具的倾斜角度为 2.5°, 轴肩压入深度为 0.06 mm。使用无轴肩工具时, 倾角为 0°, 无轴肩工具仅有搅拌针插入焊接件 0.8 mm 的深度。由于板材厚度的限制, 本实验通过 CNC 机加工在垫板表面加工出深度为 1.5 mm 的盲孔用以嵌入热电偶, 盲孔的节点位置如图 1 中 1、2、3 所示。焊接温度的物理信号经过传感器及调理电路转化为 0~5 V 的电压信号, 通过 NI USB-6218 数据采集卡和 LabView 软件进行数据的记录, 设定采样率为 10 KS/s。两种工具的结构尺寸、焊接过程的示意及焊缝的表面成型如图 2 所示。

表 1 母材的主要化学成分 (质量分数/%)

Table 1 Chemical composition (mass fraction/%) of the base materials

Si	Fe	Cu	Mg	Mn	Zn	Ti	V	Al
0.15	0.20	0.05	0.03	0.03	0.05	0.03	0.03	Margin

2 有限元模型的建立

采用 Abaqus/Standard 分析模块创建搅拌摩擦焊三维分析模型。根据热-力顺序耦合算法, 首先对温度场进行分析, 将温度场结果作为初始边界条件引入模型中, 进一步完成力学分析的计算。

2.1 网格划分与材料属性

搅拌摩擦焊三维分析模型根据焊件的真实尺寸 1:1 建

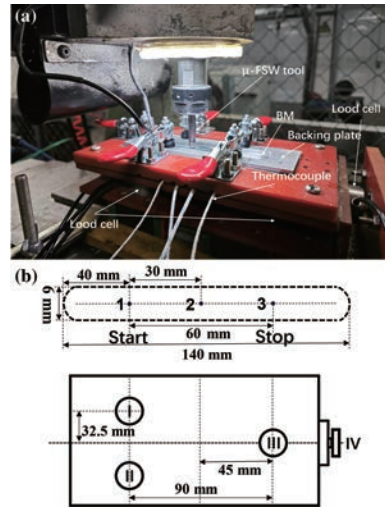


图 1 (a) 热力采集装置、(b) 热电偶节点及压力传感器意图
Fig. 1 (a) Heat capture device, (b) schematic diagram of thermoelectric coupling node and pressure sensor

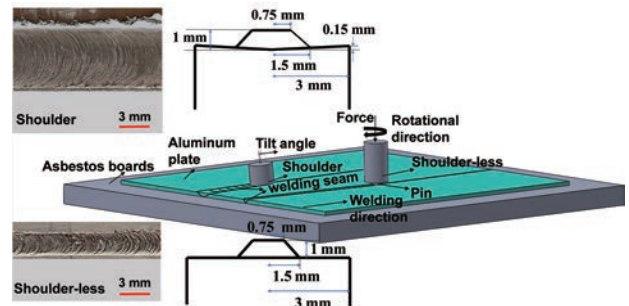


图 2 焊接过程示意、搅拌工具尺寸及焊缝表面成型
Fig. 2 Schematic representation of the welding process, dimensions of the stirring tool and surface topography of the weld

模。为了简化计算过程, 夹具和垫板并未进行几何建模, 通过设定边界条件定义了热-力分析过程中的热传导和力学约束。焊缝长度为 60 mm, 起点和终点距离焊件边缘 40 mm。图 3a 表示薄板的几何模型和单元的划分方式, 焊缝宽度为 6 mm, 以 1 mm×0.5 mm 的网格进行细化, 厚度方向定义了两

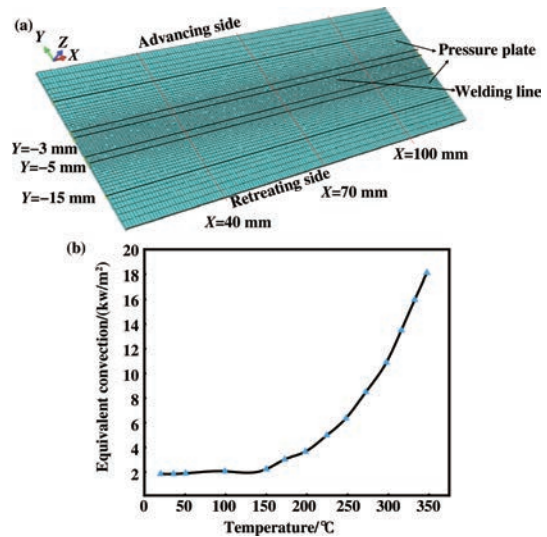


图 3 (a) 薄板的几何模型及网格划分示意图、(b) 不同温度下的对流换热系数
Fig. 3 (a) Geometric model and grid division of thin plate, (b) coefficient of convection heat exchange in different temperature

层单元,其余区域均采用 0.5~2 mm 的单精度网格对称划分,总计 15 680 个单元。在温度场分析过程中,网格单元属性被定义为 DC3D8R;在力学计算过程中,网格单元属性被定义为 C3D8R。参考相关文献,将 1060 纯铝材料参数定义为温度的函数^[14]。

2.2 热源模型及边界条件

在搅拌摩擦焊焊接过程中,热源主要来自轴肩和搅拌针区域。搅拌工具与基材之间的摩擦系数为 0.4^[15-16]。利用压力传感器得到稳定焊接阶段的前进力和轴向力,根据式(1)一式(3)计算总热输入。热效率为 95%, r 表示积分点至搅拌工具中心的距离,热输入 q_1 和 q_3 分别为轴肩和搅拌针下端面的表面热源, q_2 为搅拌针区域的体积热源。进行无轴肩工具的数值分析时,设定热输入 q_1 为 0。通过 DFLUX 子程序定义搅拌工具的尺寸参数、焊接速度、轴肩下压量以及热流分布形式。DFLUX 子程序中热流量的分布形式为

$$q_{1(r)} = \frac{4\pi\mu F(R^3 - R_0^3)}{3(R^2 - R_0^2)^2} \quad (1)$$

$$q_{2(r)} = \frac{2\mu F_\tau}{3h^2(R_0 + r_0)(R_0^2 + r_0^2)} [(h^2 + (2\pi R_0)^2)^{3/2} - [\pi(R_0 - r_0)\cos\frac{\beta}{2}]^3] \quad (2)$$

$$q_{3(r)} = \mu F/2 \quad (3)$$

式中: R 为搅拌工具的轴肩半径, R_0 为搅拌针上端面的半径, r_0 为下端面的半径, h 和 β 分别表示搅拌针的长度以及锥角。稳定焊接阶段,轴向力为 F ,前进力为 F_τ ,为方便计算,本工作中将轴肩内凹面当作一个平面来处理。温度场分析时,将焊件表面与夹具之间未接触区域的热辐射定义为空气中的对流换热系数,接触区域的热传导则定义为一个与温度相关的函数,函数关系如图 3b 所示^[17]。在力学分析的过程中,焊后边界条件的加载分为四个阶段:首先是去除夹具与垫板之间的边界条件;其次在焊缝区域内施加刚性约束,防止自由度的突然改变而报错;接着逐渐缩小焊缝的固定约束范围,仅在初始与结束位置设置两个节点约束;最后移除起始位置在 X 方向上的约束,计算纵向残余变形。

3 结果与分析

3.1 焊接过程中的力

焊接过程中轴向力和前进力的变化如图 4 所示。下压阶段持续 5 s,轴向力随着搅拌针与母材接触面积的增加而增大,无轴肩工具的最大轴向力为 173 N,常规工具随着轴肩的插入,最大轴向力达到 371 N。同时摩擦产生的大量热量使接触区域的金属塑化,无轴肩工具和常规工具的轴向力分别下降至 63 N 和 272 N。预热阶段持续 5 s,厚度方向上热量的积累使母材金属软化程度增加,常规工具的轴向力进一步下降至 172 N,而无轴肩工具仅有搅拌针参与产热,热输入较小,轴向力表现为稳定的波动状态。稳定焊接阶段持续 15 s,轴向力出现小范围波动。在焊接期间,常规工具的轴肩平面插入焊件 0.06 mm,使搅拌工具与焊件之间的接触面积增大。稳定焊接的前进过程中,倾斜的工具接触面积的增大导致前进力约为 83 N,而无轴肩工具仅有搅拌针参与摩擦,接

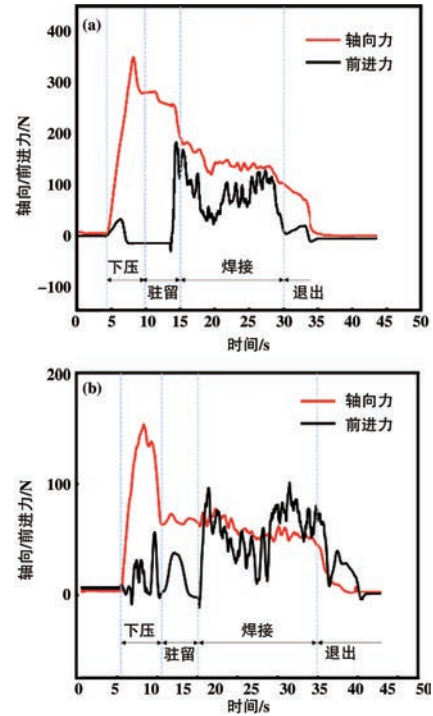


图 4 焊接过程中的轴向力和前进力:(a) 常规工具、(b) 无轴肩工具 (电子版为彩图)

Fig. 4 Axial and transverse forces during the welding process:(a) shoulder tool,(b) shoulderless tool

触面积小,导致前进力偏低,约为 52 N。

3.2 温度热循环曲线和温度场分布

图 5a、b 为采用两种搅拌工具时,温度热循环曲线在接头的模拟结果与实验测量结果对比。结果表明,模拟和实验测量热循环曲线吻合较好,在焊缝中心,曲线逐渐出现微小偏差,实测温度低于模拟结果。使用无轴肩工具时,1 号测温

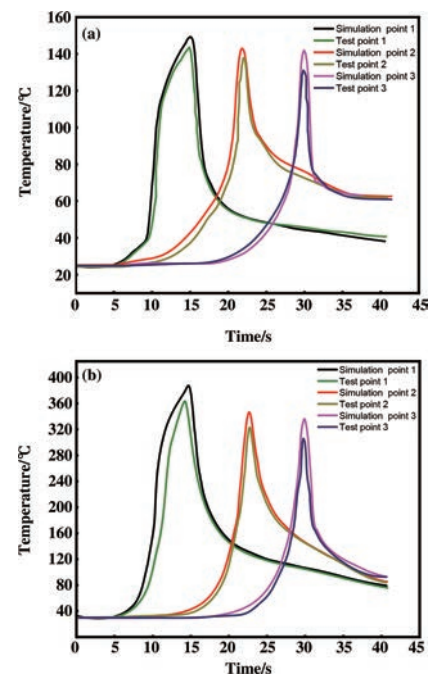


图 5 模拟温度与实际温度曲线对比:(a) 无轴肩工具、(b) 常规工具 (电子版为彩图)

Fig. 5 Comparison of simulated and actual temperature curves:(a) shoulder tools,(b) shoulderless tools

点的温度随着搅拌工具与焊件的接触开始上升,直至下压和预热阶段结束,达到峰值 143 °C。伴随着搅拌头的移动, $t=22.5$ s 时 2 号测温点的温度加速升高至 137 °C, 而 1 号测温点由于搅拌头的远离, 曲线呈缓慢的下降趋势。 $t=30$ s 时 3 号测温点的温度加速升高至 133 °C, 此时 1 号和 2 号测温点温度分别下降至 46 °C 和 72 °C。当使用常规工具时, 1—3 号测温点的温度曲线变化趋势与无轴肩工具相似, 总体呈现先升高后下降的趋势。 $t=15$ s 时, 1 号测温点峰值温度为 363 °C; $t=22.5$ s 时, 2 号测温点峰值温度为 327 °C; $t=30$ s 时, 3 号测温点峰值温度为 307 °C, 此时 1 号和 2 号测温点温度分别下降至 104 °C 和 143 °C。温度热循环曲线表明, 随着轴肩的加入, 常规工具焊接接头较无轴肩工具有更长的高温停留时间, 而无轴肩工具只有搅拌针参与产热, 热输入较低, 接头冷却速率快。

图 6a—c 分别为两种工具在 $t=30$ s 时焊缝和剖面的模拟温度场分布云图。在稳定焊接阶段, 两种工具接头的温度场分布均呈现椭圆形, 搅拌头前端的温度梯度较后端增大, 无轴肩工具焊件的表面温度快速降低。焊件剖面的云图表明, 轴肩的加入导致高温区域由搅拌针直径增加至轴肩的直径, 热影响区域的范围增大。

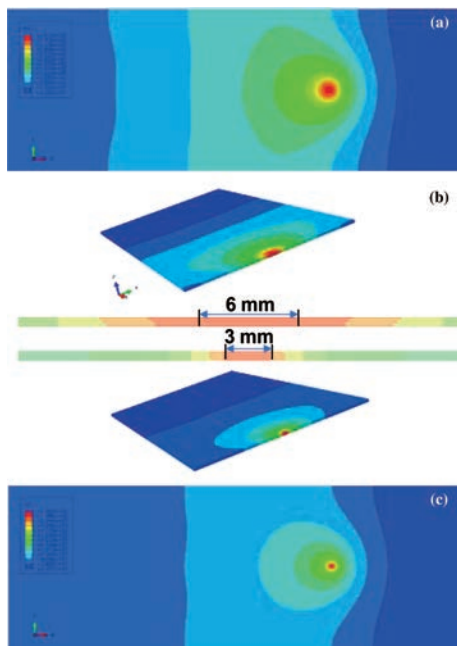


图 6 $t=30$ s 时温度场分布: (a) 常规工具、(b) 剖面图、(c) 无轴肩工具 (电子版为彩图)

Fig. 6 Temperature field distribution at $t=30$ s (a) shoulder tools, (b) profile map, (c) shoulder-less tools

3.3 应力分布

搅拌摩擦焊接作为一个热力耦合加工过程, 其焊接变形不仅受到焊接热作用的影响, 而且受到焊接过程中力的影响。图 7a—f 为 $t=15$ s、22.5 s、30 s 时两种工具接头的模拟应力场分布。预热阶段结束, 无轴肩工具接头的应力场分布呈圆形, 宽度方向应力曲线呈“M”型分布, 最大应力为 240 MPa, 出现在搅拌针的边缘区域; 常规工具接头的应力场分布呈椭圆形, 宽度方向应力曲线呈“M”型分布, 最大应力为 256 MPa, 分布在夹具下方, 轴肩距离焊缝中心的最大应力

由 108 MPa 下降至 24.9 MPa。随着搅拌头向前行进, 搅拌头前端的应力梯度增大, 搅拌头后端的应力梯度减小。 $t=22.5$ s 和 $t=30$ s 时搅拌区应力场的分布形状变化较小, 最大应力有所下降。

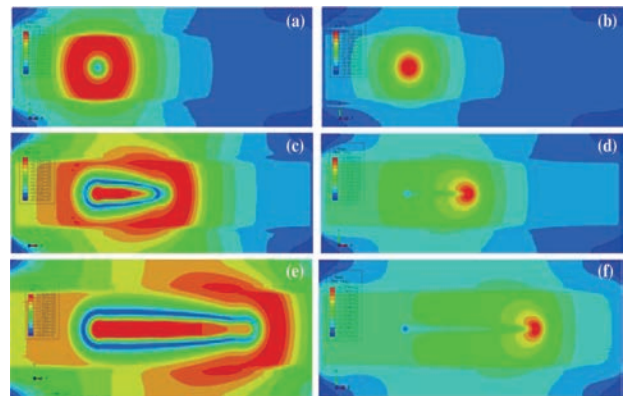


图 7 不同时刻焊件应力场分布 (常规工具: (a) $t=15$ s、(c) $t=22.5$ s、(e) $t=30$ s; 无轴肩工具: (b) $t=15$ s、(d) $t=22.5$ s、(f) $t=30$ s) (电子版为彩图)

Fig. 7 Stress field distribution of weldments at different time points (shoulder tools: (a) $t=15$ s, (c) $t=22.5$ s, (e) $t=30$ s; shoulderless tools: (b) $t=15$ s, (d) $t=22.5$ s, (f) $t=30$ s)

图 8a、b 为焊件在冷却状态下的模拟残余应力场分布。在常规工具接头中, 残余应力场呈骨头状分布, 最大残留应力为 185 MPa, 焊缝的残余应力为 116 MPa。由于轴肩的插入增大了热输入, 残余应力向宽度 (Y 轴) 方向延伸并逐渐减弱。无轴肩工具接头中, 最大残余应力为 34 MPa, 分布在搅拌针区域。图 8c、d 为宽度方向的残余应力曲线, 提取位置为 $X=70$ mm。常规工具焊缝的残余应力主要分布在轴肩区域, 焊缝两侧未施加夹具区域的残余应力呈上升趋势, 最大残余应力为 116 MPa, 分布在焊缝边缘与夹具的过渡区域。无轴肩工具焊缝的残余应力呈现以搅拌针为中心的尖峰分布, 最大残余应力为 34 MPa, 分布在焊缝中央。FSW 中接头的残余应力是在受热和冷却阶段热梯度产生的热失配应力引起的, 通常热梯度越大, 残余应力越大。通过热电偶测温, 无轴肩工具接头峰值温度 (143 °C) 仅为常规工具的 39.5%, 温度场的分布表明, 轴肩插入导致工具前端的温度梯度大于无轴肩工具, 使接头经历更严重的膨胀和收缩过程 (见图 9a、b), 最终残留更多的接头应力。

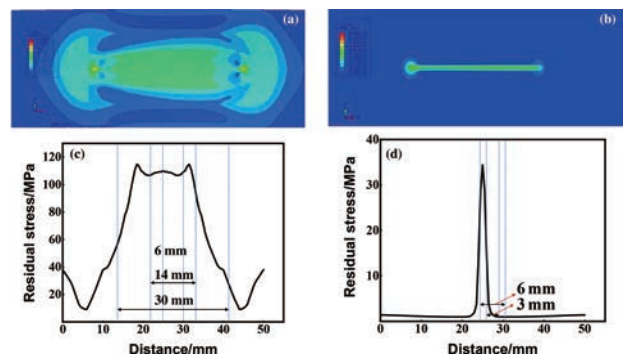


图 8 (a、b) $t=85$ s 时焊件应力场及 (c、d) $X=70$ mm 处薄板宽度的残余应力分布: (a、c) 常规工具、(b、d) 无轴肩工具 (电子版为彩图)

Fig. 8 (a, b) Stress field in the weldment at $t=85$ s and (c, d) residual stress distribution across the width of the sheet at $X=70$ mm: (a, c) shoulder tool, (b, d) shoulderless tool

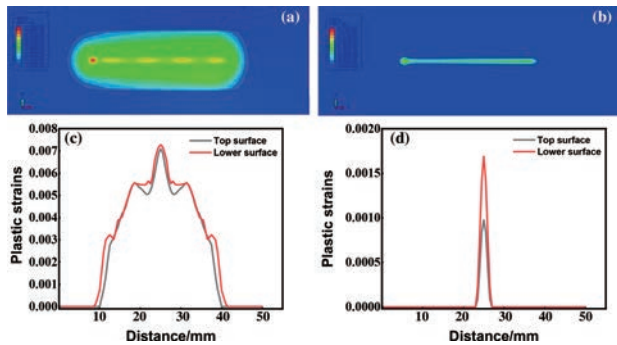


图9 $t=85$ s时焊件塑性应变分布:(a)常规工具、(b)无轴肩工具;(c)常规工具 $X=70$ mm处表面塑性应变、(d)无轴肩工具 $X=70$ mm处表面塑性应变(电子版为彩图)

Fig. 9 Plastic Stress field distribution of weldments at $t=85$ s: (a) shoulder tool, (b) shoulderless tool; (c) surface plastic strain at shoulder tool $X=70$ mm, (d) surface plastic strain at shoulderless tool $X=75$ mm

3.4 残余变形

搅拌摩擦加工过程中,伴随着加热和冷却的不均匀性,两种工具的接头在残余变形方面存在显著差异。图9a、b为接头的模拟塑性应变分布。常规工具焊缝的塑性应变约为 6.98×10^{-3} ,是无轴肩工具焊缝中塑性应变(1.47×10^{-3})的4.75倍。塑性应变的不均匀分布导致残余变形的发生,图10a、b为两种工具下焊件发生的总位移和 Z 轴方向的位移以及实际焊件的残余变形,由图可知,常规工具焊接的焊件向上凸起,而使用无轴肩工具焊接的焊件几乎无变形,模拟结果与实际焊接结果相吻合。模拟结果表明,使用常规工具的薄板在移除边界条件后,沿焊缝方向(X 轴)向上凸起并向内(Y 轴)发生微小收缩,焊件整体类似马鞍形状, Z 轴方向最大凸起挠度为2.187 mm, X 轴方向最大收缩位移为0.344 mm。相对而言,使用无轴肩工具焊接的焊件几乎没有可视变形,模拟结果显示 Z 轴方向的最大凸起高度为0.0081 mm, X 方向则没有收缩。正如上文所述,不均匀的塑性应变分布是产生残余变形的直接原因,因此提取了焊件宽度方向($X=70$ mm)上、下表面的塑性应变,结果如图9c、d所示:下表面的塑性应变大于上表面,这说明焊接后上表面的收缩量小于

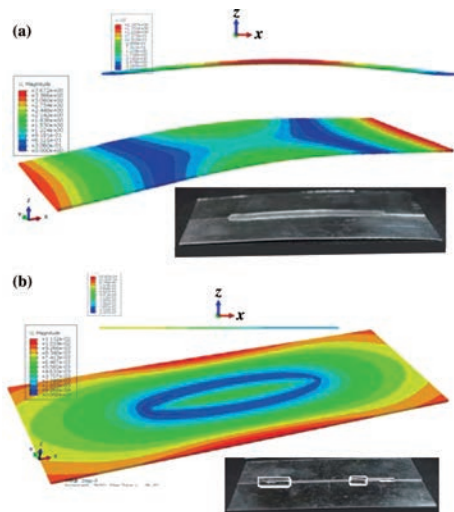


图10 $t=85$ s时焊件残余变形分布:(a)常规工具、(b)无轴肩工具(电子版为彩图)

Fig. 10 Stress field distribution of weldments at $t=85$ s: (a) shoulder tool, (b) shoulderless tool

下表面,从而导致薄板在长度方向上出现向上凸起的残余变形。根据薄板协调原理,通过相互协调变形,薄板结构能够平衡力的作用,从而在宽度方向表现出向内收缩的残余变形状态。

4 结论

(1)无轴肩工具下焊缝中心的实测峰值温度约 132 °C,是常规工具下峰值温度的38.2%,但该温度下仍然可以使母材塑化,形成焊接接头。温度场的模拟结果表明,焊后常规工具的焊接接头高温停留时间长,而无轴肩工具下焊接接头的热输入低且冷却速率高。

(2)两种工具焊接接头的应力均呈“M”型分布。稳定焊接阶段,使用常规工具的接头中最大应力约256 MPa,分布在夹具下方区域,焊缝的残余应力由108 MPa下降至24.9 MPa;无轴肩工具焊接接头的最大应力约240 MPa,分布在焊缝中心位置。

(3)常规工具下焊件 Z 轴凸起和 X 轴收缩的最大距离分别为2.187 mm和0.344 mm,整体呈反马鞍状变形;由于热输入的减小,常规工具下焊缝的塑性应变约 6.98×10^{-3} ,是无轴肩工具下焊缝塑性应变的4.75倍,同时无轴肩工具下焊件的 Z 轴仅移动0.0081 mm,能减小焊件的残余变形。

参考文献

- Verma M, Ahmed S, Saha P. *Journal of Manufacturing Processes*, 2021, 68, 249.
- Ahmed S, Saha P. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2020, 106, 3045.
- Ni Y, Fu L, Shen Z, et al. *Journal of Manufacturing Processes*, 2019, 48, 145.
- Zhang C Q, Wang W J, Jin X, et al. *Metals*, 2019, 9, 507.
- Schmidt H, Hattel J, Wert J. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 2004, 12, 143.
- Huang Y X, Meng X C, Zhang Y B, et al. *Journal of Materials Processing Technology*, 2017, 250, 313.
- Sattari S, Bisadi H, Sajed M. *International Journal of Mechanics and Applications*, 2012, 2, 1.
- Fehrenbacher A, Schmale J R, Zinn M R, et al. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2014, 136(2), 021009.
- Verma S, Misra J P. *Materials Today: Proceedings*, 2017, 4, 1350.
- Zhu Z, Wang M, Zhang H J, et al. *Journal of Plasticity Engineering*, 2017, 24(2), 217(in Chinese).
朱智, 王敏, 张会杰, 等. *塑性工程学报*, 2017, 24(2), 217.
- Huang G. Simulation study of liquid-cooled heat sink inlet FSW temperature and residual state. Master's Thesis, Kunming University of Science and Technology, China, 2021 (in Chinese).
黄敢. 液冷散热板入水口FSW温度及残余状态仿真研究. 硕士学位论文, 昆明理工大学, 2021.
- Xing S L, Tang T X, Han B, et al. *Science and Technology Innovation and Application*, 2023, 13(21), 14 (in Chinese).
邢松龄, 唐天祥, 韩博, 等. *科技创新与应用*, 2023, 13(21), 14.
- Ma J L, Zeng Z Q, Sun Y B, et al. *Welding Technology*, 2021, 50(12), 27 (in Chinese).
马佳良, 曾泽群, 孙屹博, 等. *焊接技术*, 2021, 50(12), 27.
- Wang Y. Study on the effect of structural design on the thermal coupling of aluminum/steel continuous drive friction welding head. Master's Thesis, Lanzhou University of Science and Technology, China, 2023(in Chinese).

- 王焯. 结构设计对铝/钢连续驱动摩擦焊接头热力耦合影响的研究. 硕士学位论文, 兰州理工大学, 2023.
- 15 Wang N L, Zeng Z Q, Sun Y B, et al. *Modern Machinery*, 2023(4), 33 (in Chinese).
王焯龙, 曾泽群, 孙屹博, 等. *现代机械*, 2023(4), 33.
- 16 Yan D Y. Study and simulation of thermal-mechanical process of stir friction welding of aluminum alloy thin-walled structures. Ph. D. Thesis, Tsinghua University, China, 2010 (in Chinese).
鄢东洋. 铝合金薄壁结构搅拌摩擦焊热-力学过程的研究及模拟. 博士学位论文, 清华大学, 2010.
- 17 Yan D Y, Shi Q Y, Wu A P, et al. *Journal of Metals*, 2009, 45(2), 183 (in Chinese).
鄢东洋, 史清宇, 吴爱萍, 等. *金属学报*, 2009, 45(2), 183.
(责任编辑 赖丹)



张昌青, 兰州理工大学研究员, 硕士研究生导师。从事先进材料的摩擦焊、钎焊及阻焊等方向的固相连接基础理论与应用技术研究。



张鹏省, 通信作者, 西北有色金属研究院教授级高级工程师, 西北工业大学、西安建筑科技大学、内蒙古工业大学专硕企业导师。从事钛合金材料领域的研究, 主要集中在钛合金的显微组织、力学性能以及热处理对钛合金性能的理论与应用技术研究。