

DOI: 10.7512/j.issn.1001-2303.2025.03.05

工具形貌对微型搅拌摩擦焊塑性金属流动及焊缝力学性能的影响

张昌青^{1,2}, 谷怀壮^{1,2}, 马东东^{1,2}, 王 栋^{1,2}, 刘恩荣^{1,2}, 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, 甘肃 兰州 730050

2. 兰州理工大学 材料科学与工程学院, 甘肃 兰州 730050

3. 西北有色金属研究院, 陕西 西安 710016

摘要: 微型搅拌摩擦焊(Micro Friction Stir Welding, μ FSW)焊接过程中, 由于搅拌工具尺寸的急剧减小造成产热不足及塑性金属流动差, 导致表面成形不良以及内部孔洞、隧道等缺陷, 因此搅拌工具的轴肩增加螺旋结构来增强塑性金属的流动性被广泛采用。轴肩形貌的内凹提供了塑性金属流动空间, 而工具与材料接触面积的增加也可提高摩擦产热。鉴于此, 设计了轴肩形貌三螺旋线形貌(I型)与内凹加三螺旋线(II型)的两种搅拌工具, 对板厚为0.5 mm的7075-T6铝合金进行超薄板搅拌摩擦焊对比试验, 通过对焊接过程中的温度、横向力以及轴向力电信号的采集、焊接接头微观金相组织的观察及力学性能的测试分析, II型相比于I型工具焊接过程的峰值温度高出6%、塑性金属的流动行为由水平流动转变为内凹向上的空间流动、接头力学性能的抗拉强度提高11%, 屈服强度提高2%, 断后延伸率提高19.2%。试验表明, 轴肩形貌采用内凹加三螺旋线有助于增加焊接过程的产热、促进塑性金属的流动及提高接头的力学性能。

关键词: 微型搅拌摩擦焊; 超薄板; 工具形貌; 内凹结构; 三螺旋线结构

中图分类号: TG453+9 文献标识码: A 文章编号: 1001-2303(2025)03-0040-08

Effect of Tool Morphology on Plastic Metal Flow and Weld Mechanical Properties in Micro-friction Stir Welding

ZHANG Changqing^{1,2}, GU Huaizhuang^{1,2}, MA Dongdong^{1,2}, WANG Dong^{1,2}, LIU Enrong^{1,2},
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

Abstract: In the process of Micro Friction Stir Welding (μ FSW), the drastic reduction of the size of the stirring tool will cause insufficient heat generation and poor plastic metal flow, resulting in poor surface forming and internal defects such as holes and tunnels. Therefore, the shaft shoulder of mixing tools is widely used to increase the flow of plastic metal by adding spiral structure. The concave shape of the shaft shoulder provides a space for the flow of plastic metal, and the increase of the contact area between the tool and the material can also increase the friction heat production. In view of this, this paper designed two kinds of stirring tools with three-helix shape of shaft shoulder (type I) and concave three-helix (type II), and conducted a comparative experiment of ultra-thin plate friction stir welding on 7075-T6 aluminum alloy with a plate thickness of 0.5mm. The collection of temperature, transverse force and axial force electrical signals in the welding process, the observation of the microscopic microstructure of the welded joint and the testing and analysis of mechanical properties show that the peak temperature of the welding process of the type II tool is 6% higher than that of the type I tool, the flow behavior of

收稿日期: 2024-08-27 修回日期: 2024-10-13

基金项目: 国家自然科学基金(52261013)

作者简介: 张昌青(1973—), 男, 博士, 研究员, 主要从事先进材料的摩擦焊、钎焊及阻焊等固相连接相关研究。E-mail: zhangcq@lut.edu.cn。

通讯作者: 张鹏省(1975—), 男, 教授级高级工程师, 主要从事钛及钛合金新材料设计及加工技术研究。E-mail: zhangpengsheng2015@163.com。

the plastic metal changes from horizontal flow to internal and upward spatial flow, and the tensile strength of the mechanical properties of the joint is increased by 11%. The yield strength is increased by 2%, and the elongation after fracture is increased by 19.2%. The results show that the concave and triple helix shape of the shaft shoulder is helpful to increase the heat production, promote the flow of plastic metal and improve the mechanical properties of the joint.

Keywords: micro friction stir welding; ultra thin sheet substrate; tool morphology; concave structure; triple helix structure

引用格式:张昌青,谷怀壮,马东东,等. 工具形貌对微型搅拌摩擦焊塑性金属流动及焊缝力学性能的影响[J]. 电焊机, 2025, 55(3): 40–47.

Citation: ZHANG Changqing, GU Huaizhuang, MA Dongdong, et al. Effect of Tool Morphology on Plastic Metal Flow and Weld Mechanical Properties in Micro-friction Stir Welding[J]. Electric Welding Machine, 2025, 55(3): 40–47.

0 引言

搅拌摩擦焊作为一种先进的固相连接方法^[1-3],被认为是最适合铝合金高效焊接的方法之一。与其他焊接方法相比,搅拌摩擦焊具有无需填充材料和保护气体、接头性能良好、自动化程度高、残余变形小等诸多优势^[4-5]。随着技术的发展和需求,搅拌摩擦焊技术还向超薄板微型精密焊发展。2004年Nishihara and Nagasaka^[6]提出小于1 mm的薄壁结构材料的搅拌摩擦焊(Micro Friction Stir Welding- μ FSW),命名为微型搅拌摩擦焊。微型搅拌摩擦焊具有更少的能源消耗、精密的安装与定位、更高的尺寸稳定性等优势^[7],这在电器触点、电池端子、密封盖密封、薄壁结构及微电子机械组件(Micro Electro Mechanical System, MEMS)有着广阔的应用前景。

微型搅拌摩擦焊技术从最初提出就被认为是技术挑战,搅拌工具尺寸减小带来热输入减小、薄板高表面体积比带来散热增加、软化的塑性金属空间流动不充分等问题,导致焊接过程易失稳和接头性能降低。国内外学者对此开展了大量的研究工作,尝试探索搅拌摩擦微连接同种及异种金属连接焊接可行性、焊接过程分析及接头残余应力及疲劳性能深入研究。实现 μ FSW技术首先要解决的问题是选用合适的搅拌工具,它直接影响焊接过程的热量输入、热塑化金属的流动及组织演变,从而影响接头的成形及力学性能。搅拌工具结构由轴肩和搅拌针组成,而超薄板的厚度限制了搅拌针长度,轴肩的形貌对接头的作用就显得尤为重要。轴肩的作用主要是与母材表面接触摩擦产生足够摩擦热,将被焊金属材料加热到塑性状态,其不仅影响焊缝摩擦产热总量,还能改变塑性金属的流动方

式^[8]。尽管超薄板的搅拌工具尺寸较小,学者仍将轴肩表面设计加工螺旋线以增强塑化金属的流动。Zhang等人^[9]将搅拌工具制成三螺旋线凸肩形貌焊接2024-T3铝合金,三螺旋槽肩的工具获得的焊核区晶粒均匀,而且热机械影响区的材料发生了较大的塑性转移,转移方向为从板底向上。胡云瑞等人^[10]在轴肩表面增加六螺旋线特征与同心圆轴肩以2024-T4铝合金为焊接材料进行对比试验,结果表明,使用螺旋线轴肩搅拌头时搭接面的材料流动速率大于使用同心圆轴肩搅拌工具的流动速率,轴肩的螺旋线有利于焊缝材料的塑性流动。而随着轴肩螺旋线数量的增加,焊接过程的热输入也逐渐增强,毛育青等人^[11]通过增加螺旋线的数量来观察塑性金属的流动形式,发现适当增加渐近线凹槽数,可增大轴肩内塑化金属的容纳体积及焊缝金属的温度,提高金属塑化程度及单位时间内向下迁移的金属量,更有利于焊缝金属流动,摩擦产热也随着螺旋线数量的增加而增加。与传统搅拌摩擦焊一样,搅拌工具的轴肩形貌仅采用内凹也可实现微连接。Leal等人^[12]采用内凹形轴肩对1 mm厚AA5182-H111和AA 6016-T4铝合金进行试验,探讨了轴肩形貌对焊缝表面成形的影响。搅拌针对塑性金属的流动起主要作用,塑性金属绕搅拌针流动形成洋葱环,焊缝表面几乎无减薄。轴肩的内凹形貌不仅为塑性金属提供流动空间抑制焊缝表面的机械减薄,而且工具与材料接触面积的增加也可提高摩擦产热。张亚彬^[13]采用内凹轴肩的焊具,实现0.5 mm的6061铝合金搅拌摩擦焊对接。通过分析超薄板焊接接头的流动行为特征,接头金属以水平流动为主,认为超薄板焊接时焊接热输入易传到焊缝底部,整个轴肩覆盖的母材都处于较高温度。张昌青

等^[14]通过采用内凹型焊具实现 0.6 mm 的超薄 H62 黄铜的对接,试验证明内凹轴肩作用区附近的塑性金属优先发生迁移和同心旋涡流动,焊缝后退侧金属向前进侧迁移量增多,焊核区底部的金属搅拌、迁移更为充分。

轴肩表面的螺线能够促进焊缝金属向内部收敛流动,而内凹腔体能为塑性金属提供充足的流动空间并提高焊接过程中的产热,目前,将内凹与螺旋线结合在超薄板焊接过程的产热、接头塑性金属流动行为、力学性能影响规律研究较少,故本文采用轴肩形貌为三螺旋线形貌(I型)与内凹加三螺旋线(II型)的两种搅拌工具,对比分析焊接过程中的温度和力对接头组织及力学性能的影响。为探究内凹形貌对塑性金属流动行为以及力学性能的影响,将仅有螺线的搅拌工具和内凹与螺线结合的搅拌工具在相同的焊接工艺参数下进行对比试验,对焊接接头截面宏观图片及焊接过程中的焊缝温度、横向力、轴向力特征数值进行比较,并分析接头力学性能以及显微硬度分布规律。

1 试验方法及材料

1.1 搅拌工具

为探究内凹形貌对焊接过程以及接头性能的影响,I型轴肩表面设计为螺旋线形貌,II型工具在I型工具的基础上增加内凹特征,如图1所示,搅拌工具选用直径为6 mm的WC-Co硬质合金圆棒。I型搅拌工具轴肩形貌为三螺旋线带针,螺线方向为顺时针向内,螺线间夹角为120°,搅拌针为直径1 mm、长度0.25 mm的圆柱形,II型工具轴肩形貌为内凹与螺线结合,螺线大小方向与I型相同并在此基础上增加5°内凹形貌,搅拌针为直径1 mm、长度0.5 mm的圆柱形。

1.2 试验材料

试验材料为7075-T6铝合金超薄板,尺寸规格为140 mm×25 mm×0.5 mm。主要化学成分如表1所示。室温实测力学性能如表2所示。

1.3 焊接设备及工艺

搅拌摩擦焊原理如图2所示。通过前期试验发现,主轴转速16 000 r/min,焊接速度150 mm/min,

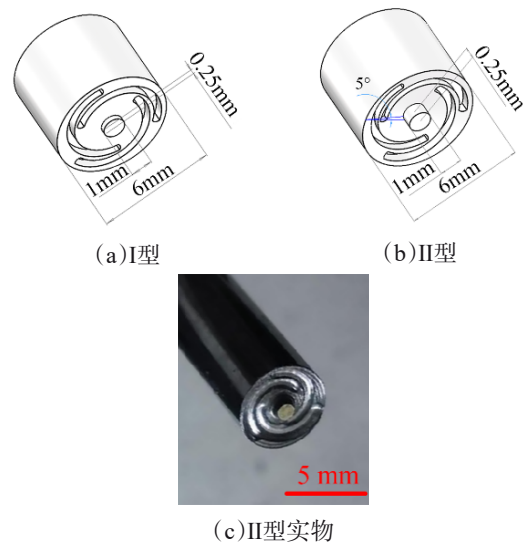


图1 搅拌工具设计加工

Fig. 1 Design and processing of mixing tools

表1 7075-T6 铝合金的化学成分(质量分数,%)

Table 1 Chemical composition of 7075-T6 aluminum alloy (wt. %)

Zn	Mg	Cu	Si	Mn	Cr	Fe	Al
5.57	2.59	1.49	0.05	0.06	0.21	0.17	Bal.

表2 7075-T6 铝合金的力学性能

Table 2 Mechanical properties of 7075-T6 aluminum alloy

抗拉强度/MPa	屈服强度/MPa	延伸率/%
569	499	12.5

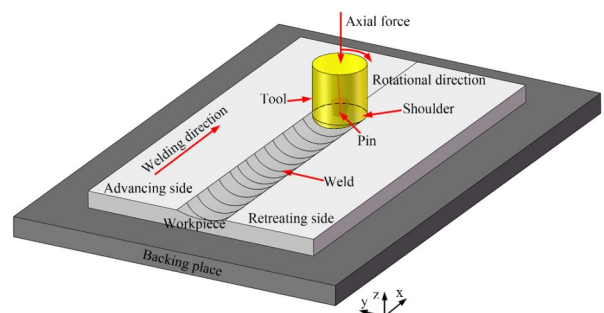


图2 微型搅拌摩擦焊原理

Fig. 2 Schematic diagram of micro friction stir welding

主轴倾角2°,轴肩下压量0.06 mm的参数下,两种工具获得的焊接接头表面成形及接头力学性能最优。

采用自制工装夹具搭载热力采集系统测量0.5 mm厚7075-T6铝合金在 μ FSW过程中的温度、轴向力及横向力,如图3所示。由于焊缝区存在热和力的作用,该区域会发生严重的塑性变形,导致温度测量较为困难,因此选择在垫板上打孔来测量焊缝处不同位置的温度变化;为了测量焊接过程中

力的变化,用位于垫板下方的三个测力传感器测量轴向力和位于焊接方向上的一个测力传感器测量横向力,通过数据采集卡和LabView软件进行记录数据,采样率为1 000 Hz/s。图4为K型热电偶和测力传感器的位置示意。

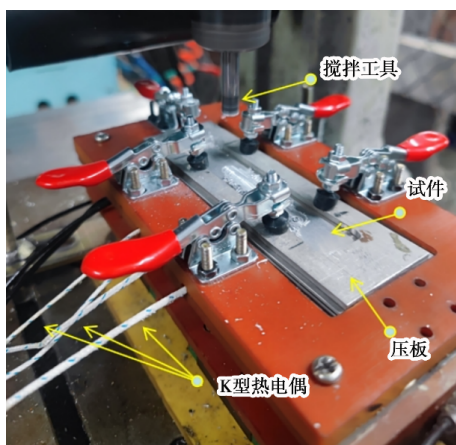


图3 热力检测工装示意

Fig. 3 Schematic diagram of temperature and force detection tooling

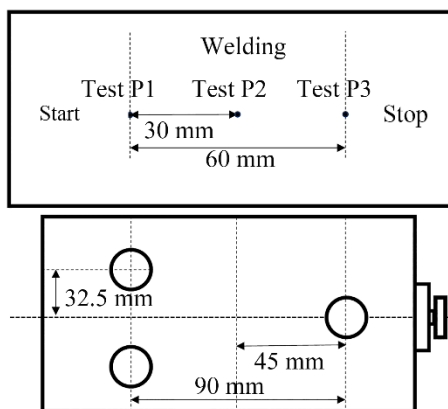


图4 K型热电偶和测力传感器的位置示意

Fig. 4 Position diagram of type K thermocouple and force sensor

焊接接头采用线切割加工制成金相试样、拉伸试样(见图5),打磨、抛光后用酒精清洗金相试样表面,利用电解腐蚀金相,后使用ZEISS ULTRA PLUS电子显微镜,观察接头微观组织。沿着接头厚度方向的中心线进行硬度测试,测试范围是以焊缝中心为基准、前进侧和后退侧各5 mm的范围内,相邻两测试点之间的间隔为0.25 mm。采用VH-1000型显微硬度计进行硬度测试,加载0.05 N·m,保压时间为10 s。对母材和接头进行抗拉强度测试,以拉伸速率0.1 mm/min加载,每个工艺参数接头制取3个拉伸试样进行抗拉强度测量,为避免试验误差过

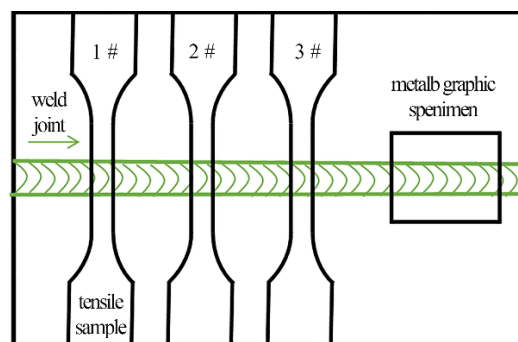


图5 试样的取样示意

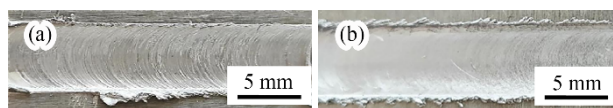
Fig. 5 Sample sampling diagram

大,取平均值作为该参数下的接头拉伸性能参数。

2 试验结果

2.1 焊缝成形

图6为两种搅拌工具在转速16 000 r/min,焊接速度为150 mm/min时的焊缝成形,两种搅拌工具所得焊接接头成形良好。I型的焊接接头表面鱼鳞纹路均匀且整齐,除少量飞边外无缺陷。II型工具的焊接接头表面光滑,且有较高的光洁度,焊缝区仅有少量毛刺,无切削金属以及大量飞边且接头与母材颜色相差无几。



(a) I型工具

(b) II型工具

图6 两种搅拌工具的接头宏观形貌

Fig. 6 Joint macroscopic morphology of two kinds of mixing tools

2.2 焊接过程的力与温度

针对两种搅拌工具,采用微型搅拌摩擦焊设备和力、温度测量系统对厚度为0.5 mm的7075-T6系列铝合金薄板开展焊接试验,对比I型、II型搅拌工具在焊接过程中的轴向力、横向力和温度的变化进行研究分析。试验过程中,焊接路径长度设定为50 mm,主轴的转速定为16 000 r/min,搅拌工具移动速度为150 mm/min,下压量为0.06 mm,继而使工具在该位置保持5 s之后,开始焊接试验。

微型搅拌摩擦焊的产热公式可用下式表示^[15]

$$Q_F = \frac{2}{3} \pi \tau_{\text{contact}} \omega (R_{\text{shoulder}}^3 + 3R_{\text{pin}}^2 H_{\text{pin}}) \quad (1)$$

式中 Q_F 为热输入; τ 为焊接温度下母材的屈服应

力; ω 为搅拌工具角速度; R_{shoulder} 为轴肩半径; R_{pin} 为搅拌针半径; H_{pin} 为搅拌针长度。由式(1)可知,当其余参数不变,微型搅拌摩擦焊过程的热输入会随着轴肩形貌的变化而产生差别。

2.2.1 焊接轴向力

图7为焊接过程中两种搅拌工具的轴向力曲线。搅拌工具的产热主要来自轴肩与工件接触面积和搅拌工具的摩擦系数,轴向力的演变可分为四个典型阶段:下压阶段、驻留阶段、焊接行进阶段及工具退出阶段,具体特征如下:

(1)下压阶段。搅拌针插入工件时,轴向力随下压深度不断攀升,当轴肩压至被焊试件表面时轴向力达到驻留阶段前的最大值。I型搅拌工具的最大轴向力为303 N,而II型工具因轴肩内凹腔体设计增大了接触面积,其峰值达到325 N,较I型提升15%。

(2)驻留阶段。轴肩压入工件表面后开始进入驻留阶段,高速旋转的轴肩与试板表面接触瞬间由于摩擦作用产生大量的热,使得母材接触区域的金属软化且达到塑化状态,轴向力因材料软化开始减小。随后,塑化金属填充至搅拌工具的内凹腔体和螺线沟槽中,导致轴向力小幅度弹性增加。II型工具因内凹的腔体空位体积大于仅有螺线的I型搅拌工具,腔内被塑化金属填充并且对工具挤压产生竖直方向的力,轴向力增加程度也要高于I型,试板厚度方向上未接触搅拌工具的金属虽不同程度受热但未达到塑化状态,仍对搅拌工具有反作用力,使得轴向力缓慢下降。

(3)焊接行进阶段。进入稳定焊接后,前进方向的金属在搅拌作用下快速塑化,II型搅拌工具的内部会循环堆积塑化金属,轴向塑性金属增加并且填满内凹腔体,塑化金属的空间运动对搅拌工具的反作用力增强,使得轴向力上升,前进方向的部分母材受到驻留阶段热影响会迅速软化,使得轴向力下降,之后的焊接过程趋于循环稳定状态,II型搅拌工具在焊接稳定状态时轴向力为178 N,而I型搅拌工具仅能达到50 N。

(4)工具退出阶段。搅拌工具行至终点,是驻留退出的过程。为防止粘连金属,在退出前增加5 s的驻留时间,与焊接行进前的驻留趋势相似,此阶

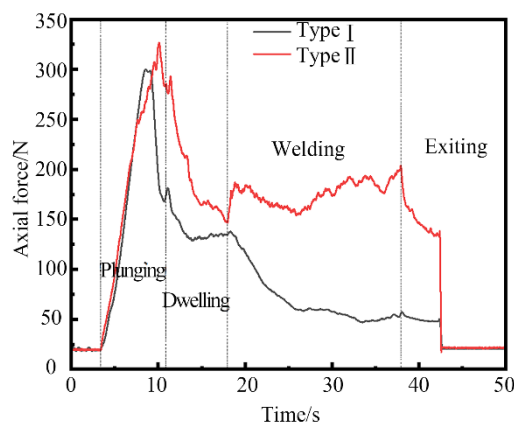


图7 两种搅拌工具在焊接过程中的轴向力曲线

段轴向力因残余热量导致的金属软化而缓慢下降,焊接过程结束搅拌工具抽出后轴向力陡降并趋向于0。

2.2.2 焊接横向力

图8为焊接过程中两种搅拌工具的横向力曲线。

(1)下压阶段。搅拌工具在旋转过程中存在摩擦力,前进侧摩擦力与后退侧摩擦力相反,使得横向力呈周期性正负波动。

(2)驻留阶段。对于II型工具,焊缝金属经历软化过程,内凹腔体有效包覆塑化金属,使得焊接前的横向力小幅减少约18%;而I型工具在驻留阶段后期将塑化金属被挤出搅拌工具圆心周围向前进侧堆积,导致摩擦接触面积增加,横向力上升约22%。

(3)焊接行进阶段。初始移动时,搅拌工具向前移动,两种工具均出现横向力骤增现象(II型+35%,I

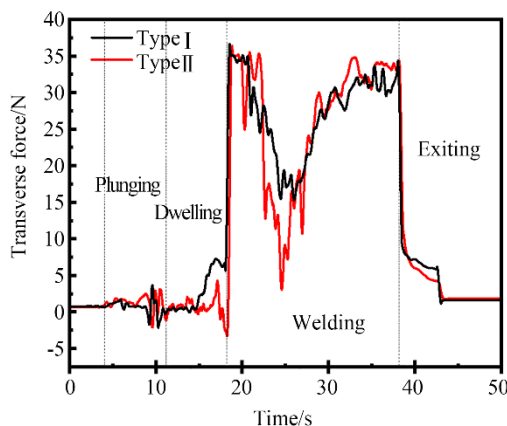


图8 两种搅拌工具在焊接过程中的横向力曲线

Fig. 8 Transverse force curves of two stirring tools in the welding process

型+42%), II型工具因热影响区扩大32%,前进方向金属软化速率提高,横向力下降斜率比I型大28%,后续焊接中,金属堆积效应使横向力逐步回升,但II型工具因腔体容纳作用,回升幅度比I型低15%。

(4)工具退出阶段。当焊接结束保持驻留阶段时,主轴不再施加前进力,横向力曲线在0.5 s内骤降至初始位置。

2.2.3 焊接过程温度点分析

图9为两种搅拌工具焊接过程中温度变化的曲线。当搅拌工具接触至焊件时,因摩擦产热导致温度开始升高,继而向四周传递。当搅拌工具完全进入母材焊接过程并进入驻留阶段时,温度达到峰值,I型搅拌工具的峰值温度为462℃,II型搅拌工具的峰值温度为493℃。随着焊接过程继续进行,搅拌工具向前移动,热源离开1号测温点,温度开始下降,不同距离点的冷却速率相当。当搅拌工具移动到2号测温点时,由于搅拌工具没有停留,两种搅拌工具的产热温度都会小于1号测温点所对应的温度,在整个焊接过程中温度场保持稳定状态,I型搅拌工具的稳定温度约为405℃,II型搅拌工具的稳定温度为440℃。在焊接结束时,搅拌工具会驻留在尾处,此时3号测温点的温度要高于2号测温点。在停留阶段,两种搅拌工具的峰值温度都在460℃左右,但II型工具的腔内塑性金属比I型工具的塑性金属多,因此温度下降速率要低于I型工具。II型工具的焊接平衡温度为445℃,I型工具的焊接平衡温度为405℃。总体而言,II型工具各个测量点的峰值温度都比I型搅拌工具高出约6%,表明II型搅拌工具在相同工艺条件下的焊接过程中产热能力要优于I型搅拌工具。两种搅拌工具在焊接过程中的产热及散热温度均达到母材熔点的70%以上,在该温度下母材可达到塑性状态,从而确保焊缝在熔融状态下的成形质量。

2.3 金相组织

图10为两种搅拌工具所得接头的微观组织,焊核区(NZ)、热机械影响区(TMAZ)和母材(BM)易分辨。图10b为I型搅拌工具截面微观组织。I型搅拌工具的螺旋线导流槽平行于轴肩,焊核区下方塑性金属向内收敛运动,但无向上趋势。由于轴肩的压入,上半焊核区的晶粒尺寸与下半焊核区区别明

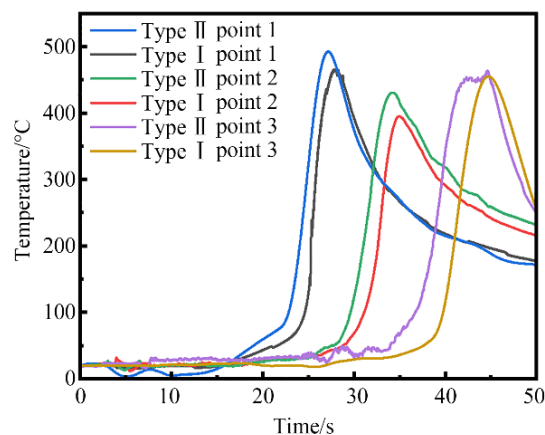


图9 不同搅拌工具焊接温度曲线对比

Fig. 9 Comparison of welding temperature curves of different stirring tools

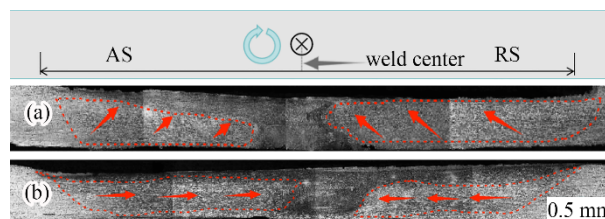


图10 不同搅拌工具所得焊缝截面流动性特征

Fig. 10 Fluidity characteristics of weld sections obtained by different mixing tools

显,晶粒尺寸大小不均匀。图10a为II型搅拌工具截面微观组织。II型工具在焊接时,其轴肩与轴肩截面的夹角产生了向上的剪切力,使得焊缝塑性金属沿着轴肩截面被向上推动,螺旋线导流槽收集腔内塑性金属使其向搅拌针方向堆积,因此II型的焊缝截面塑性金属向搅拌针方向靠拢,内凹腔体对塑性金属进行储存包覆,整体呈现自下而上、由外向内收敛。这种内凹与螺线结合的设计使得内部塑性金属循环流动,所以其焊核区晶粒大小均匀。此外,II型搅拌工具的搅拌破碎作用比I型搅拌工具更强,因为它能够动态贮存塑化金属并实现对塑化金属的回流作用,塑性金属在冗余腔体中破碎充分,塑性流动的行程更长,带动塑性金属流动范围更广,受影响的焊核区晶粒更多。因此,两种搅拌工具的轴肩所得焊缝塑性金属流动行为有明显区别,上部焊核区和下部焊核区组织存在差异。

2.4 力学性能

2.4.1 显微硬度

7075-T6铝合金属于沉淀强化铝合金,其硬度

受晶粒尺寸和位错结构的影响较小,主要由析出相的分布决定。在沉淀强化的铝合金搅拌摩擦焊接中,焊后在焊缝中心周围形成一个软化区,这是沉淀相在搅拌摩擦焊接热循环过程中的粗化和溶解导致的^[15-16]。图 11 为两种搅拌工具在相同工艺参数下所得焊接接头的显微硬度分布。采用 II 型搅拌工具焊接时,由于轴肩内部软化程度不同,轴肩范围内的硬度分布不均匀,热输入主要集中在轴肩外沿以及搅拌针,导致两侧以及中间的显微硬度较低,软化程度较大。而腔内由于金属循环流动,受热均匀,整体硬度分布呈 M 形特征;相比之下,采用 I 型搅拌工具焊接过程中,轴肩范围内硬度分布相对均匀,软化程度也较均匀,同样在搅拌针处显示最低值,两种搅拌针周围析出相的粗化和溶解程度比轴肩表面的析出相更为严重。

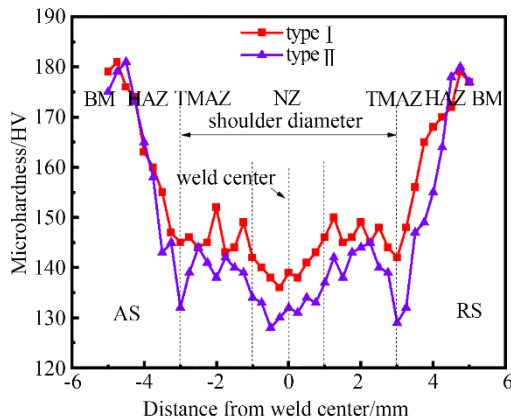


图 11 两种搅拌工具的焊接接头横截面硬度分布曲线

Fig. 11 Hardness distribution curve of welded joint cross section of two stirring tools

2.4.2 拉伸强度

两种不同搅拌工具所得试样拉伸性能如图 12 所示。两种工具在主轴转速 16 000 r/min,焊接速度 150 mm/min,主轴倾角 2°,轴肩下压量 0.06 mm 的工艺参数下均展现出最优的力学性能,但在此工艺参数下的力学性能有着明显的差异。II 型搅拌工具焊接接头的抗拉强度、屈服强度和延伸率分别为 489 MPa、312 MPa 和 4.5%,I 型搅拌工具的焊接接头的抗拉强度、屈服强度和延伸率分别为 425 MPa、301 MPa 和 2.1%。II 型搅拌工具的抗拉强度、屈服强度、断后延伸率分别提高 11%、2%、19.2%。带有内凹设计的 II 型搅拌工具能够更好地提升焊接接头

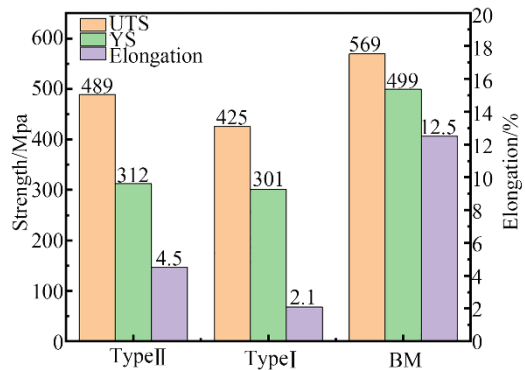


图 12 接头与母材的拉伸性能

Fig. 12 Tensile properties of joint and base material

的力学性能。

3 结论

本研究通过对比分析两种不同轴肩形貌的搅拌工具(三螺旋线形貌和内凹加三螺旋线形貌)在微型搅拌摩擦焊过程中的温度、力、接头组织及力学性能的影响,得出以下结论:

(1)内凹加三螺旋线形貌的搅拌工具(II 型)使得塑性金属流动行为具有空间性。内凹腔体与三螺旋线的结合,引导塑性金属沿轴肩截面向上流动,并最终向搅拌针方向堆积,形成自下而上、由外至内的循环流动模式。而仅有螺旋线的搅拌工具(I 型)主要引导塑性金属在轴肩表面形成平层旋转流,流动范围和回流填充程度均不如 II 型工具。

(2)在焊接过程中,内凹轴肩的腔体与被焊材料的接触面积增大,表面摩擦产热能力增强,内凹的容纳空间扩大了塑性金属的流动范围,塑性金属搅拌剧烈,焊接过程的峰值温度相比于螺旋型搅拌工具高出 6%。

(3)内凹加三螺旋线形貌的搅拌工具(II 型)能够有效提高焊接接头的力学性能。相比于 I 型工具,II 型工具获得的接头抗拉强度提高 11%、屈服强度提高 2%、断后延伸率提高 19.2%。II 型工具的轴肩形貌能够更好地促进塑性金属的流动和搅拌,使得焊核区晶粒尺寸更加均匀,塑性变形更加充分,从而提高了接头的力学性能。

(4)内凹加三螺旋线形貌的搅拌工具(II 型)获得的接头,其硬度分布相对均匀,软化程度也较均

匀。这主要得益于内凹腔体内部塑性金属的循环流动,使得受热更加均匀。三螺旋线形貌的搅拌工具(I型)获得的接头,其硬度分布呈现M形特征,主要由于轴肩外沿和搅拌针处的热输入较高,导致两侧以及中间的显微硬度较低。

参考文献:

- [1] Mishra R S, Ma Z Y. FRICTION STIR WELDING AND PROCESSING VIII [J]. Materials Science and Engineering R, 2005, 50(1/2): 1-78.
- [2] D'URSO G, GIARDINI C. The influences of process parameters and tool geometry on mechanical properties of friction stir welded aluminum lap joints [J]. International Journal of Material Forming, 2010, 3: 1011-1014.
- [3] CANTIN G M D, DAVID S A, THOMAS W M, et al. Friction skew-stir welding of lap joints in 5083-O aluminium [J]. Science and Technology of Welding and Joining, 2005, 10: 268-281.
- [4] Dialami N, Chiumenti M, Cervera M, et al. Challenges in thermo-mechanical analysis of friction stir welding processes [J]. Archives of Computational Methods in Engineering, 2016, 24(1): 189-225.
- [5] Gibson B T, Lammlein D H, Prater T J, et al. Friction stir welding: Process, automation, and control [J]. Journal of Manufacturing Processes, 2014, 16(1): 56-73.
- [6] Nishibara T, Nagasaka Y. Development of Micro-Friction Stir Welding [C]//5th International Friction Stir Welding Symposium, Metz, France, 2004.
- [7] AHMED S, SHUBHRANT A, DEEP A, et al. Development and analysis of butt and lap welds in micro-friction stir welding (μ FSW) [J]. Metallurgy and Materials Engineering, 2015: 295-306.
- [8] 何建军, 刘明宇, 杨宗辉. 搅拌头——搅拌摩擦焊的心脏 [J]. 电焊机, 2004, 34(1): 1-6.
HE J J, LIU M Y, YANG Z H. Stirring head—the heart of friction stir welding [J]. Electric Welding Machine, 2004, 34(1): 1-6.
- [9] Zhang L G, Ji S D, Luan G H, et al. Friction Stir Welding of Al Alloy Thin Plate by Rotational Tool without Pin [J]. Journal of Materials Science Technology, 2011, 27(07): 647-652.
- [10] 胡云瑞, 何兆坤, 张利国, 等. 轴肩形貌对搅拌摩擦焊接材料流动与接头成形的影响 [J]. 热加工工艺, 2018, 47(13): 199-202.
- [11] HU Y R, HE Z K, ZHANG L G, et al. Effect of Shoulder Geometry on Material Flow and Joint Formation of Friction Stir Lap Welding [J]. Hot Working Technology, 2018, 47(13): 199-202.
- [12] 毛育青, 柯黎明, 黄斌, 等. 轴肩形貌对铝合金搅拌摩擦焊焊缝金属流动的影响 [J]. 焊接学报, 2017, 38(03): 27-32+130.
- [13] MAO Y Q, KE L M, HUANG B, et al. Effect of shoulder profile on plastic flow of weld metal in aluminum alloys friction stir welding [J]. Transactions of The China Welding Institution, 2017, 38(03): 27-32+130.
- [14] Leal R M, Leitao C, Loureiro A, et al. Material flow in heterogeneous friction stir welding of thin aluminium sheets: effect of shoulder geometry [J]. Materials Science and Engineering: A, 2008, 498(1): 384-391.
- [15] 张亚彬. 超薄铝合金搅拌摩擦焊接头组织性能及流动特征研究 [D]. 黑龙江: 哈尔滨工业大学, 2017.
- [16] ZHANG Y B. Study on Joint Microstructures and Properties and Flow Characteristics of Friction Stir Welded Ultra-Thin Aluminum Alloy [D]. Heilongjiang: Harbin Institute of Technology, 2017.
- [17] 张昌青, 秦卓, 荣琛, 等. H62 黄铜超薄板微搅拌摩擦焊接热机特征与接头组织性能研究 [J]. 机械工程学报, 2020, 56(12): 65-72.
- [18] ZHANG C Q, QIN Z, RONG C, et al. Thermo-mechanical Characteristics and Microstructure and Properties of Micro-stir Friction Welding of H62 Brass Ultrathin Plate [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2020, 56(12): 65-72.
- [19] Schmidt H, Hattel J, Wert J. An analytical model for the heat generation in friction stir welding [J]. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, 2004, 12(1): 143-157.
- [20] Mishra R S, Ma Z Y. Friction stir welding and processing [J]. Materials Science and Engineering: R, 2005, 50(1): 1-78.
- [21] Sato Y S, Kokawa H, Enomoto M, et al. Microstructural evolution of 6063 aluminum during friction-stir welding [J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 1999, 30: 2429-2437.