

DOI: 10.3901/JME.2022.10.095

# 锥形端面对铝/钢连续驱动摩擦焊接头界面温度及摩擦扭矩影响的研究<sup>\*</sup>

张昌青<sup>1,2</sup> 师文辰<sup>2</sup> 罗德春<sup>3</sup> 王树文<sup>2</sup> 刘 晓<sup>2</sup>  
崔国胜<sup>2</sup> 陈波阳<sup>2</sup> 辛 舟<sup>3</sup> 芮执元<sup>3</sup>

- (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. 兰州理工大学机电工程学院 兰州 730050)

**摘要:** 铝/钢复合结构在汽车制造、能源、航空航天领域广泛应用,在连续驱动摩擦焊接(Continuous drive friction welding, CDFW)过程中,由于母材流动特性与径向摩擦扭矩分布不同,界面上的氧化物和杂质难以排出、界面产热功率与界面金属间化合物(Intermetallic compounds, IMCs)不均匀分布等问题,将对接头性能产生不利影响。以 1060 纯铝和 Q235 低碳钢棒为研究对象,在钢棒待焊端面设计 5°、10°、15°、20°、25° 的锥度角  $\theta$  开展焊接试验研究,分析不同锥度下界面温度、摩擦扭矩、能量输入及接头强度的变化规律。结果表明,随着锥度角的增大,初始峰值扭矩减小,稳态扭矩、后峰值扭矩、焊接全过程能量输入先增大后减小,初始摩擦阶段能量输入增大;10°~15° 的接头径向方向的温度与强度变化趋于平缓。锥形结构使界面处热流的高温区域发生移动,20° 之后峰值温度出现在 1/3R 附近区域,最高强度出现在 1/2R 附近区域。在 CDFW 过程,合适的锥度角可在焊接产热足够的情况下改善界面温度与力学性能的不均匀性,从而得到性能良好的接头,为异种金属的端面结构设计提供一定的理论指导。

**关键词:** 锥度角; 不均匀性; 界面温度; 摩擦扭矩; 抗拉强度

**中图分类号:** TG456

## Study on Influence of Conical Terminal on Joint Interface Temperature and Friction Torque of Aluminum/Steel Continuous Drive Friction Welding

ZHANG Changqing<sup>1,2</sup> SHI Wenchen<sup>2</sup> LUO Dechun<sup>3</sup> WANG Shuwen<sup>2</sup> LIU Xiao<sup>2</sup>  
CUI Guosheng<sup>2</sup> CHEN Boyang<sup>2</sup> XIN Zhou<sup>3</sup> RUI Zhiyuan<sup>3</sup>

- (1. State Key Laboratory of Advanced Processing and Recycling of Non-ferrous Metal, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050;  
2. School of Materials Science and Engineering, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050;  
3. School of Mechanical and Electrical Engineering, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050)

**Abstract:** Aluminum/steel hybrid structure is widely used in automobile manufacturing, energy, aerospace and other fields, in the Continuous drive friction welding(CDFW) process, due to the different flow characteristics of base metal and radial friction torque distribution, it is difficult to remove oxides and impurities on the interface, and the uneven distribution of interface heat generation power and intermetallic compounds(IMCS) at the interface, this will adversely affect the joint properties. Taking 1060 pure aluminum and Q235 low carbon steel bars as the research object, the welding experiment was carried out at the taper angles  $\theta$  of 5°, 10°, 15°, 20° and 25° on the terminal face of the steel rod to be welded, to analyze the changing rules of interface temperature, friction torque, energy input and joint strength under different taper degrees. The results show that with the increase of taper angle, the initial peak

<sup>\*</sup> 国家自然科学基金资助项目(51961025)。20210717 收到初稿, 20210930 收到修改稿

torque decreases, the steady-state torque, post peak torque and the energy input during the whole welding process first increase and then decrease, and the energy input during the initial friction stage increases; the temperature and strength changes in the radial direction of the joint at  $10^{\circ}$  -  $15^{\circ}$  tend to be gentle. The conical structure moves the high temperature region of heat flow at the interface, after  $20^{\circ}$ , the peak temperature point appears at  $1/3R$ , and the highest intensity appears at the area near  $1/2R$ . In the CDFW process, the appropriate taper angle can improve the inhomogeneity of interface temperature and mechanical properties under the condition of sufficient welding heat production, so as to obtain good performance joint, which provides some theoretical guidance for the terminal structure design of dissimilar metals.

**Key words:** taper angle; inhomogeneity; interface temperature; friction torque; tensile strength

## 0 前言

铝/钢复合结构结合了铝的轻质性、良好的导电导热性与耐蚀性以及钢的高强度高刚性、优良的抗蠕变等优点<sup>[1-2]</sup>, 可以在众多特殊环境中使用, 被广泛应用于汽车制造、能源、航天航空等领域<sup>[3]</sup>。由于铝和钢的物化性能、晶体结构差异较大<sup>[4-5]</sup>, 导致二者互溶度较低, 即便采用焊接温度低的摩擦焊方法, 界面上仍可见  $\text{FeAl}$ 、 $\text{Fe}_3\text{Al}$  和  $\text{Fe}_2\text{Al}_5$  等金属间化合物 (Intermetallic compounds, IMCs)<sup>[6]</sup>, 降低接头性能。国内外学者对铝/钢摩擦焊接过程中界面 IMCs 的生长及其抑制开展了大量的研究。FUJI<sup>[7]</sup>通过调节工艺中摩擦压力与摩擦时间, 实现对金属间化合物的调控; YILMAZ 等<sup>[8]</sup>在焊接过程中采用焊前预热+氩气保护的方法, 阻止 IMCs 充分形成; REDDY 等<sup>[9]</sup>通过在钢侧电镀中间过渡层抑制了 Fe 向 Al 的扩散过程, 实现 IMCs 层厚度的减少。

在连续驱动摩擦焊接 (Continuous drive friction welding, CDFW) 过程中, 由于摩擦扭矩径向方向分布不同, 导致摩擦加热功率分布不均, 界面产热功率的非均匀分布特性导致界面 IMCs 分布不均匀<sup>[10]</sup>。传统摩擦焊过程母材的待焊端面均是垂直平面, 对于异种金属焊接, 由于材料流动特性的差异, 这种设计并不是最优的。ASHFAQ 等<sup>[11]</sup>在对 AA6061 铝合金和 AISI304 不锈钢焊接时, 在钢侧设计了垂直面、外锥面、内锥面三种接头结构, 结果显示, 钢侧外锥面下得到的焊接接头界面 IMCs 明显减少, 接头强度更高, 而内锥面接头强度最低, 他认为为外锥面改善了塑性金属流动路径, 能够促进杂质排出, 减小摩擦力与产热; ALVES 等<sup>[12]</sup>对 AA6351-T6 铝合金和 AISI304 不锈钢焊接时, 将铝合金待焊端面设计为规则几何形状跟锥形几何形状, 结果显示, 最大的温升发生在焊接过程的前三秒, 与

几何形状无关, 规则几何形状的铝棒在远离中心区域的温升较高, 而锥形几何形状的铝棒在中心区域温升最高, 使得焊接界面的热量分布更好, 产生更均匀的热影响区。对于转速确定的 CDFW 过程来说, 摩擦扭矩与金属在摩擦界面的塑性变形和流动、接头能量输入及摩擦产热功率密切相关<sup>[13-14]</sup>, 最终影响到接头的力学性能。KIMURA 等<sup>[15]</sup>认为摩擦扭矩曲线的多峰值现象反映了焊接过程接触表面的不稳定状态, 他还根据获得的初始扭矩值得出了不同焊接参数下接头界面的粘着起始温度; 张昌青等<sup>[16]</sup>在 1050 纯铝/E235 低碳钢焊接时发现, 接头摩擦扭矩曲线只存在一个峰值或两个峰值特征不明显时, 接头发生失稳摩擦, 扭矩曲线呈现明显的前后峰值特征, 意味着焊接接头成形良好, 顶锻阶段的能量输入对焊接接头的质量起到了至关重要的作用; LI 等<sup>[17]</sup>研究了 20 低碳钢焊接工艺对初始摩擦阶段的影响, 结果显示扭矩曲线的平台特征与摩擦压力有关, 摩擦压力增加到 60 MPa 时, 平台几乎消失, 表面温度的变化趋势与界面摩擦状态的变化有关。目前, 有关铝/钢 CDFW 锥度形式下接头的产热、摩擦扭矩与能量输入、力学性能影响规律研究较少。

在铝/钢 CDFW 过程中, 由于两种金属材料的抗变形能力差异很大, 焊接变形主要集中在铝侧, 钢侧基本无变形, 因此只在钢端设计锥形结构, 即能增大摩擦界面面积, 又可以避免大截面焊接时发生焊死和“挠头”的可能性。在钢棒待焊端面设计  $5^{\circ}$ 、 $10^{\circ}$ 、 $15^{\circ}$ 、 $20^{\circ}$ 、 $25^{\circ}$  的锥度角并开展焊接试验, 分析锥度大小对接头成形、力学性能的影响规律, 并采用主电机定子电压电流法 (Voltage and current of main motor, VCMM) 与热电偶法对不同锥度的电流、电压、温度特征参数进行采集, 得出了摩擦过程中的动态扭矩、能量输入与界面温度的变化趋势。

## 1 试验与方法

### 1.1 试验

试验材料选用 1060 工业纯铝棒和 Q235 低碳钢棒, 表 1 为材料的主要化学成分。1060 铝棒尺寸为  $\phi 25\text{ mm} \times 150\text{ mm}$ , Q235 钢棒尺寸  $\phi 40\text{ mm} \times 125\text{ mm}$ , 将钢棒待焊端面加工成  $5^\circ$ 、 $10^\circ$ 、 $15^\circ$ 、 $20^\circ$ 、 $25^\circ$  的锥度角  $\theta$ , 图 1 为材料加工设计图。试验所用的设备为 C320-5 型连续驱动摩擦焊机, 该焊机是以时间参数控制焊接各阶段, 主电动机为交流伺服电机, 具有工作可靠性好、惯量小、适应于高速大力矩工作状态等优点。

表 1 母材的主要化学成分(质量分数) %

	C	Mn	Si	P	S	Mg	Fe	Al
1060	—	0.05	0.25	—	—	0.05	0.40	余量
Q235	0.18	1.4	0.3	0.045	0.045	—	余量	—

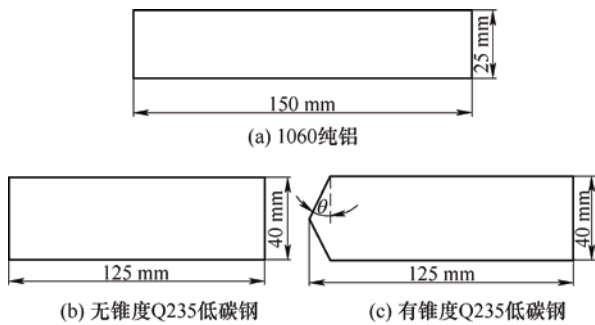


图 1 试验材料设计图

焊前用超声波清洗焊接试样, 用砂纸除去母材待焊端面的氧化膜后用丙酮和无水乙醇清洗, 将铝棒作为旋转端, 钢棒作为工进端, 保证两工件处于同一轴线上, 采用先顶后刹的制动方式。试验工艺参数如表 2 所示, 为保证试验的可靠性, 每组工艺参数下开展三次焊接试验。

表 2 试验工艺参数

锥度角/(°)	转速/(r·min <sup>-1</sup> )	摩擦压力/MPa	摩擦时间/s	顶锻压力/MPa	顶锻时间/s
0.5, 10, 15, 20, 25	1 500	30	1.5	80	1

焊接过程中采用霍尔传感器测量主电机定子的电流与电压, 通过 USB6008 数据采集卡和 LABVIEW 编写的采集程序完成电压、电流与温度的同步采集与记录, 采样频率为 1 000 Hz。测温孔设计如图 2 所示, 在距钢棒待焊端面 2 mm 处、与端面平行的方向打孔, 分别打孔至距中心

圆点 0 mm、4.2 mm ( $R/3$ )、8.4 mm ( $2R/3$ ) 处, 将热电偶测量端直接插入测温孔中, 并用高温胶填充并固定。

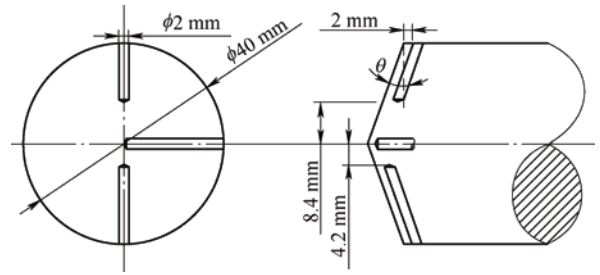


图 2 测温孔设计示意图

依据国家标准 GB/T228.1—2020 金属材料室内拉伸试验方法对界面中心区域、距界面中心  $R/2$  附近区域和  $2R/3$  附近区域三个位置进行了取样, 取样示意图如图 3 所示, 使用 WA-1000B 型万能试验机测试切片试样强度, 拉伸速率 1 mm/min, 每组试验参数下取三个拉伸试样的平均值作为该参数下的拉伸试验结果。

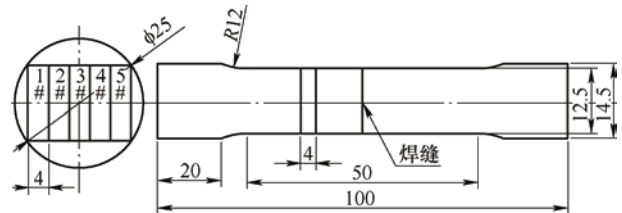


图 3 拉伸试样取样示意图

### 1.2 试验方法

通过计算机记录的定子电流与电压计算出试验过程中主电机空载过程和焊接过程的输入功率, 再通过对焊接过程中主电机内部损耗功率与传动系统损耗功率的分析与计算, 根据能量守恒定律, 得到焊接过程接头的加热功率, 进而求出摩擦焊过程的动态扭矩, 从而获得摩擦扭矩变化曲线。焊接过程实时扭矩  $M$  可表示为

$$M = \frac{P_f}{\omega} \quad (1)$$

式中,  $P_f$  为焊接实时功率,  $\omega$  为旋转速度。而焊接界面的能量输入可用角速度与时间轴和摩擦扭矩曲线所围成面积的乘积来表示, 则根据获得的摩擦扭矩曲线, 焊接过程中接头各个阶段的能量输入  $H$  可表示为

$$H = \omega \int_{t_1}^{t_2} M dt \quad (2)$$

异种金属摩擦过程中热输入量决定了焊接接头成形、接头温度、机械性能与微观组织演变。在摩

擦界面具有内径  $r$  和宽度  $dr$  的微分环如图 4 所示, 微环的面积  $dA=(2\pi r)dr$ , 作用于整个表面的压力为  $P$ , 则旋转微环面积  $dA$  的微分功率为

$$dq_1 = 2\pi f P \omega r^2 dr \quad (3)$$

式中,  $f$  为摩擦因数,  $P$  为摩擦压力,  $\omega$  为旋转速度,  $r$  为摩擦界面某点到轴心的距离, 界面处产生的摩擦热从中心至边缘处逐渐增多。根据连续驱动摩擦焊经典产热模型<sup>[19]</sup>, 式(3)对  $r$  积分得到无锥度接头摩擦热输入为

$$q_1 = \int_0^R 2\pi f P \omega r^2 dr = \frac{2}{3} \pi f P \omega R^3 \quad (4)$$

锥度结构下, 轴向摩擦压力  $P$  可以分解为垂直摩擦界面的法向压力  $P_\sigma$  与平行摩擦界面的切向压力  $P_\tau$ 。接头摩擦界面有效半径为  $R/\cos\theta$ , 界面法向压力  $P_\sigma = P \cos\theta$ , 此时旋转微环面积  $dA$  的微分功率表示为

$$dq_2 = 2\pi f P \cos\theta \omega r^2 dr \quad (5)$$

式(3)对  $r$  积分得到有锥度接头摩擦热输入为

$$q_2 = \int_0^{R/\cos\theta} 2\pi f P \cos\theta \omega r^2 dr = \frac{2}{3\cos^2\theta} \pi f P \omega R^3 \quad (6)$$

由式(4)和式(6)可知, 在其他参数不变的情况下, 随着锥度的增加, 摩擦接触面积增大, 界面法向压力减小, 焊接接头摩擦热输入增加, 增加了  $(1/\cos^2\theta - 1)\%$ 。平行摩擦界面的切向压力随锥度的增加而增大, 塑化铝母材在该作用力下有效流动有利

于更好地排出界面 IMCs 与杂质, 但也带走大量热量, 使焊接界面温度开始降低。

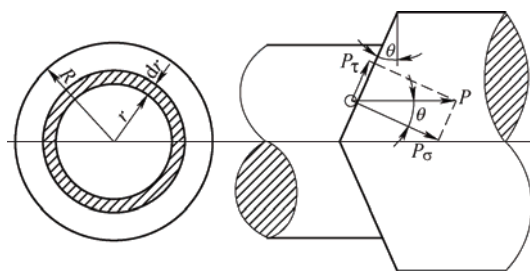


图4 摩擦界面示意图

## 2 结果与分析

### 2.1 接头宏观外貌

接头宏观形貌是塑性金属在稳定摩擦阶段的流动挤出形成飞边及顶锻阶段锻粗变形的综合结果。图5所示为锥度角  $0^\circ$ 、 $5^\circ$ 、 $10^\circ$ 、 $15^\circ$ 、 $20^\circ$ 、 $25^\circ$  时铝/钢 CDFW 接头宏观形貌, 随着锥度的增加, 接头飞边的形状有明显差异。锥度角为  $0^\circ$ 、 $5^\circ$  的接头飞边卷曲至铝母材处, 形成的飞边完整、细腻; 锥度角为  $10^\circ$ 、 $15^\circ$ 、 $20^\circ$  的接头飞边逐渐减小, 飞边与铝母材之间的金属仍存在明显的塑性变形; 锥度角为  $25^\circ$  的接头, 飞边明显减少并伴有少量毛刺出现; 随着锥度角的增大, 飞边的“螺旋”纹理逐渐出现,  $25^\circ$  的接头最为明显。试验采用先顶后刹的制动方式, 随着锥度的增大, 铝侧近缝区发生的扭曲变形愈加明显。

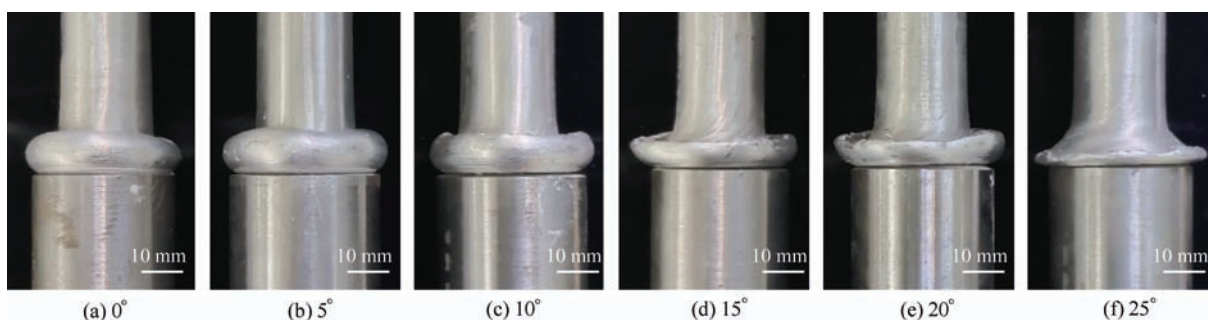


图5 不同锥度下接头的宏观形貌

### 2.2 不同锥度下的温度变化

在摩擦界面径向方向上, 线速度受到距界面中心距离  $r$  的影响, 温度场存在一定的梯度。图6为不同锥度下接头温度与时间变化曲线, 由于热电偶位于焊接界面  $2\text{ mm}$  处, 热传递的作用下温度曲线有滞后现象, 各通道在  $2.5\text{ s}$  前后达到峰值温度。由图6a可知, 锥度角为  $0^\circ$  的接头峰值温度出现在距界面中心  $2R/3$  处, 靠近界面中心处温度最低, 热输入主要是通过径向方向上高温区域热扩散而引起界

面中心的温度上升, 径向的温度梯度较大; 由图6b~6f可知, 锥形结构下的接头中心区域的温度首先升高但上升缓慢, 在焊接过程中  $R/3$  和  $2R/3$  处的温度先后上升, 但由于线速度较大, 温度上升速率较快, 短时间内超过中心处温度值。随着锥度角的增大, 温度曲线峰值之间的差值先减小后增大,  $15^\circ$  时最小, 即径向温度梯度在  $15^\circ$  时最小; 温度曲线上升阶段速率随着锥度的增加而降低,  $R/3$  和  $2R/3$  处初始温度开始上升的时间有所延长。



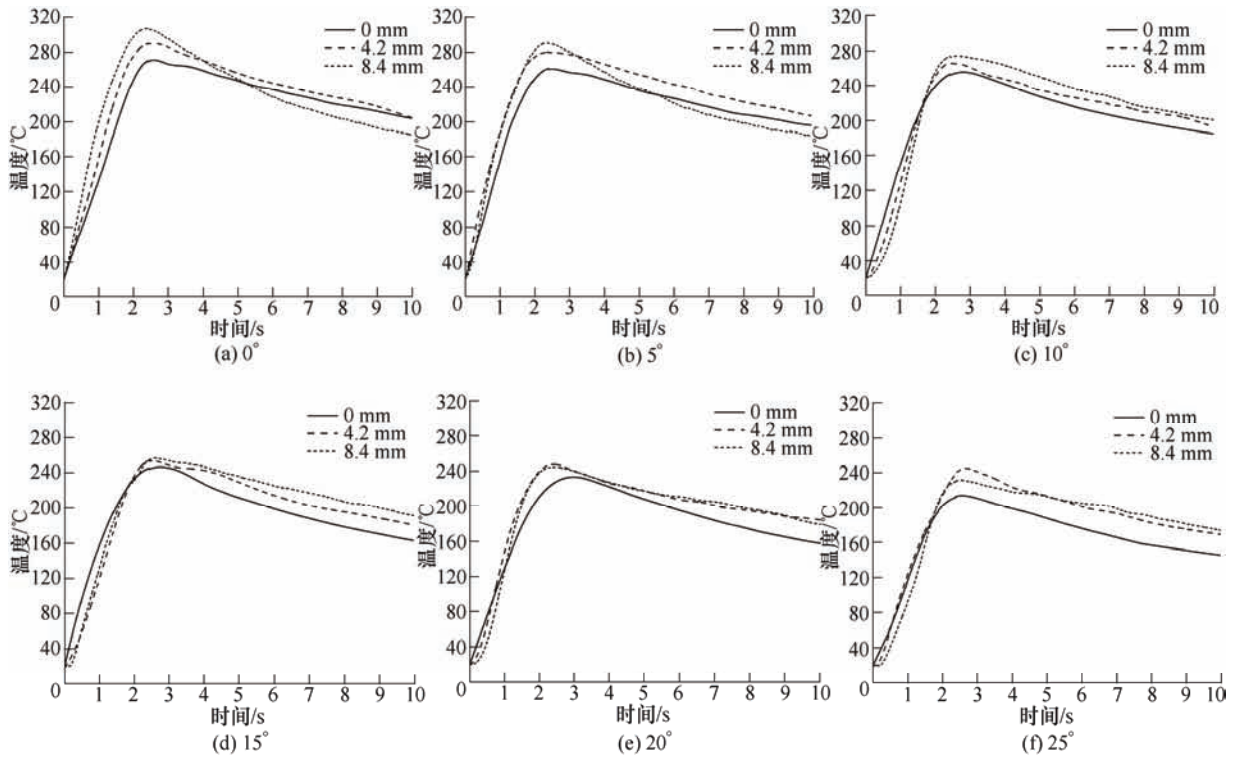


图 6 不同锥度下接头的温度变化曲线

图 7 较为清晰地反映了据中心不同位置峰值温度变化特征。由图可知, 锥度角为  $5^\circ$  时表现出与  $0^\circ$  相似的变化规律; 锥度角在  $10^\circ \sim 15^\circ$ , 不同位置的峰值温度十分接近, 曲线趋于平缓, 即界面温度趋于均匀化; 锥度角在  $20^\circ \sim 25^\circ$ , 径向温度梯度反而增大, 热量主要集中在  $R/3$  处, 其他位置输入的热量无法使摩擦界面金属达到高温发生粘塑性变形。锥形结构导致了粘结界面处的热流的高温区域发生移动, 锥度角小于  $15^\circ$  的接头, 峰值温度出现在  $2R/3$  处; 锥度角大于  $20^\circ$  的接头, 峰值温度出现在  $R/3$  处。随着锥度的增大, 接头的整体温度是呈降低趋势的, 一方面可能是由于摩擦

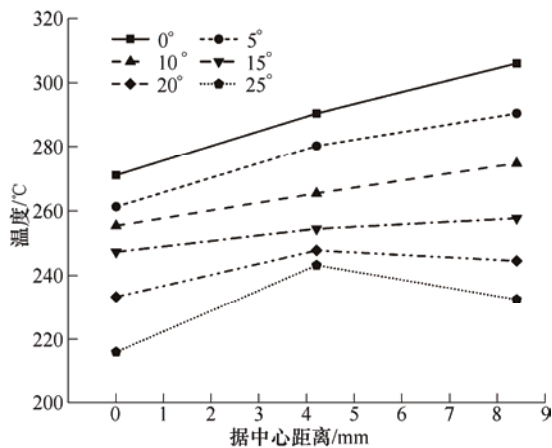


图 7 不同位置峰值温度变化特征

首先发生在中心位置, 主要产热的边缘位置摩擦时间减小; 另一方面, 作用在界面上的法向压力和摩擦阻力减小, 与待焊端面平行的切向压力增大, 这也将影响热量的产生。

### 2.3 锥度对摩擦扭矩和能量输入的影响

焊接过程中根据摩擦扭矩的变化特征可以分为三个阶段<sup>[19]</sup>如图 8 所示: ① 对应的初始摩擦阶段(第一阶段), 是接头热量的积累阶段, 扭矩逐渐达到初始峰值扭矩, 界面逐渐被加热到焊接温度, 经过不断的发展, 综合了 LI 等<sup>[17]</sup>、MAALEKIAN 等<sup>[20]</sup>和 KIMURA 等<sup>[21]</sup>的研究成果, 又可以将第一阶段划分为三个阶段, 即 ① 磨损摩擦阶段、滑动摩擦阶段与粘

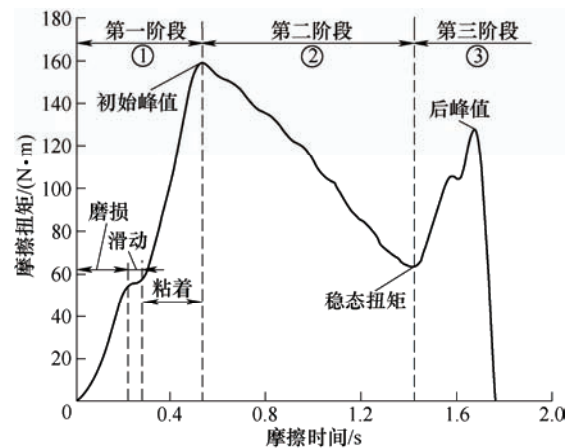


图 8 焊接接头摩擦扭矩变化曲线

着摩擦阶段;②对应的准稳态阶段(第二阶段),是摩擦加热过程的一个主要阶段,此时扭矩慢慢降低到低谷,此值称为稳态扭矩;③对应的顶锻阶段(第三阶段),是顶锻和冷却过程,顶锻开始后,再次出现峰值称为后峰值扭矩,经保压冷却后得到接头。

图9为不同锥度角下焊接过程的摩擦扭矩变化曲线。当锥度角低于 $20^\circ$ 时,由于焊接工艺参数相同,从图9a可以看出整个焊接过程扭矩曲线的变化趋势相似,呈现出明显的初始峰值和后峰值特征。从图9b可以看出随着锥度角的增加,初始峰值扭矩呈减少趋势,到达初始峰值扭矩的时间呈增长趋势;稳态扭矩、后峰值扭矩随着锥度角的增加先增大后减小,稳态扭矩在 $20^\circ$ 时达到最大,后峰值扭矩在 $15^\circ$ 时达到最大;由于到达初始峰值扭矩的时间增加了,准稳态阶段的持续时间呈减小趋势,而到达后峰值扭矩的时间基本保持不变。当锥度角为 $25^\circ$ 时,三组试验所测得的扭矩曲线均出现三个明显的峰值,即峰值①、峰值②与后峰值。通过对摩擦扭矩曲线变化趋势的分析,认为第二个峰值为 $25^\circ$ 接头的初始峰值扭矩,到达峰值①之前,这一阶段产

生的热量很小,这种情况一直持续到摩擦区域增长到铝棒摩擦界面的边缘,扭矩升高后开始下降;随着焊接过程的工进,不完全塑化的铝飞边被挤压出来,锥形结构对处于低温状态的飞边外缘有一个促进作用,从而在飞边外缘形成拉应力作用<sup>[22]</sup>沿钢摩擦面流动呈内锥形推进,此时飞边紧紧的“趴”在了较大钢端面的外缘并进一步摩擦达到峰值②,接头塑性区域发生严重的扭曲变形如图5f所示。而对 $25^\circ$ 下同尺寸( $d=25\text{ mm}$ )铝/钢试件进行焊接并没有发现多峰值现象。随着锥度角的增加,初始摩擦位置发生移动,第一阶段的滑动摩擦阶段的平台区逐渐消失,在 $15^\circ$ 时完全消失,粘着摩擦成为主要的发热机制。

摩擦界面的能量输入是焊接摩擦产热的综合体现,根据获得的摩擦扭矩曲线由式(2)计算得到不同阶段的能量输入值,图10为不同锥度下焊接第一阶段和全过程的能量输入特征曲线。由图可知接头全过程的能量输入随锥度角的增加呈先增大后减小的趋势,在 $10^\circ$ 时达到最大值;第一阶段是接头热量的积累阶段,可以看出,第一阶段能量输入随着锥度角的增加呈增长趋势,在总能量输入中的占比随锥度角的增大而逐渐增大,且变化明显,这表明锥形结构对第一阶段的影响较大,第一阶段能量输入对焊接质量起到了非常重要的作用。第一阶段能量增大虽然意味着温度是随锥度角的增大而增大,但由于锥度较大,释放的热量不能迅速积累达到焊接条件,导致达到热塑性铝的时间延长了,更多的热量流失到飞边和材料与设备接触中,使得焊接界面温度降低。

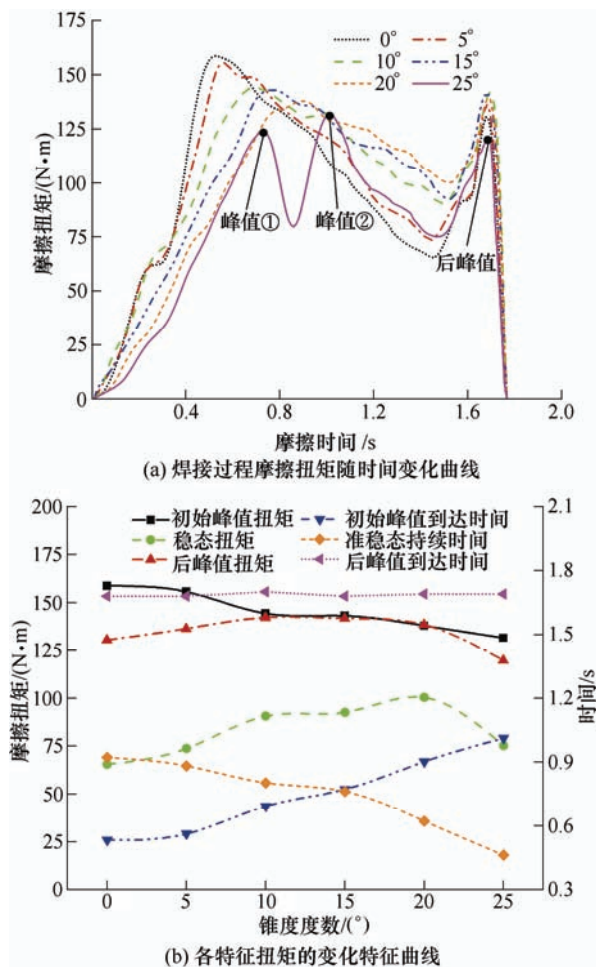


图9 不同锥度下摩擦扭矩变化曲线

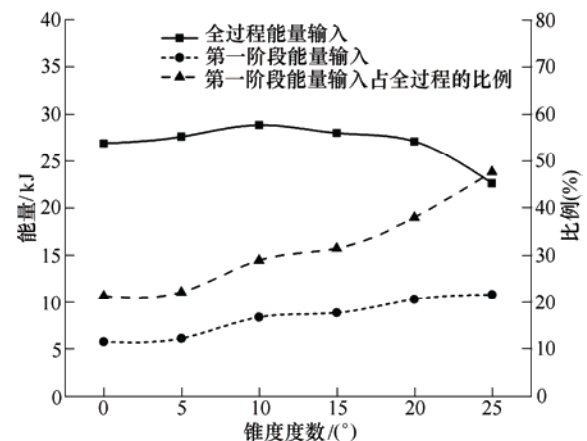


图10 不同锥度下能量输入特征曲线

## 2.4 接头拉伸性能

材料变形过程中温度的变化会引起其力学性能的变化。拉伸试验可以简单有效地检验焊接接头的

性能, 对于 CDFW 的接头, 力学性能沿径向方向并不是均匀分布的。因此, 本工作对界面中心附近区域、以中心点为圆点的  $R/2$  附近区域和  $2R/3$  附近区域三个位置取样进行了拉伸试验。图 11 为不同锥度下不同区域切片拉伸试验结果, 由图可知锥度结构下的接头, 中心位置切片的抗拉强度均有不同程度的增加,  $10^\circ \sim 15^\circ$  的接头最为明显, 约 75% 的中心位置切片断于铝母材处, 与无锥度相比抗拉强度增加了  $10\% \sim 12\%$ ; 拉伸试样的断裂位置发生在母材上, 这表明了摩擦焊接过程中, 材料接触区域的温度均匀化分布。由于摩擦焊径向方向的线速度不同,  $0^\circ \sim 15^\circ$  的接头, 强度最高的区域为  $2/3R$  附近区域, 切片均断于铝母材处, 中心区域强度最低;  $20^\circ \sim 25^\circ$  的接头各位置强度均有所降低, 强度最高的区域为  $1/2R$  附近区域, 中心区域虽然首先摩擦, 但接触面积较小, 而  $2/3R$  附近区域摩擦时间较短, 使得这两部分的产热量不足, 强度并不高。

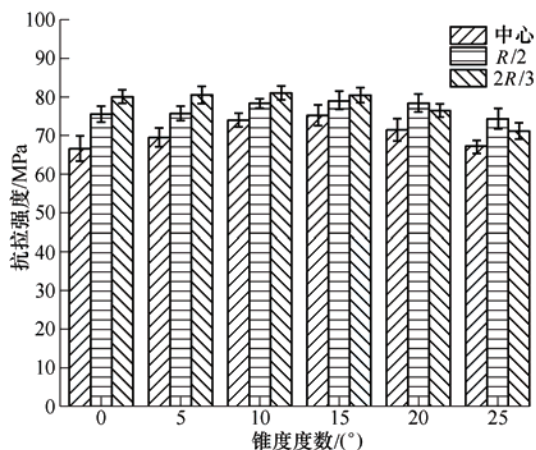


图 11 不同锥度下接头的抗拉强度

### 3 结论

本文主要研究了铝/钢 CDFW 过程中锥度大小对接头成形、力学性能的影响规律以及摩擦扭矩、能量输入、界面温度的变化趋势。通过优化焊接界面的角度, 在焊接产热足够的情况下改善接头界面温度与力学性能不均匀性, 有利于 IMCs 与杂质排出界面, 结论如下。

(1) 锥形结构使焊接界面热流的高温区域发生移动,  $15^\circ$  之前接头峰值温度出现在  $2R/3$  处,  $20^\circ$  之后接头峰值温度出现在  $R/3$  处; 随着锥度角增大, 接头的整体温度呈降低趋势的,  $10^\circ \sim 15^\circ$  的接头温度曲线趋于平缓。

(2) 随着锥度角的增大, 初始峰值扭矩减低,

稳态扭矩和后峰值扭矩先增大后减小,  $25^\circ$  的接头摩擦扭矩曲线存在三个峰值; 锥形结构对第一阶段影响较大, 焊接全过程能量输入先增加后减小, 第一阶段能量输入增大。

(3)  $15^\circ$  之前接头在  $2R/3$  附近区域强度最高,  $20^\circ$  之后接头在  $R/2$  附近区域强度最高; 锥度结构下的接头, 中心位置切片的抗拉强度均有不同程度的增加,  $10^\circ \sim 15^\circ$  的接头沿着半径方向强度值变化趋于平缓且较高。

### 参 考 文 献

- [1] JIN Y, LI Y, ZHANG H. Microstructure and mechanical properties of pulsed laser welded al/steel dissimilar joint[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2016, 26(4): 994-1002.
- [2] 于海洋, 胡志力. DP590 钢/7075 铝异种金属搅拌摩擦搭接焊界面组织与力学性能研究[J]. 机械工程学报, 2020, 26(6): 65-72.  
YU Haiyang, HU Zhili. Investigation of interfacial microstructure and mechanical properties for DP590 steel/7075 aluminum dissimilar materials friction stir lap welding Joints[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2020, 26(6): 65-72.
- [3] 张丽娜, 刘敏, 蒋继英, 等. 铝及铝合金与钢的连接技术研究现状[J]. 航天制造技术, 2013, 4(2): 5-9.  
ZHANG Lina, LIU Min, JIANG Jiying, et al. Research status of joint technology of aluminum and aluminum alloy with steel[J]. Aerospace Manufacturing Technology, 2013, 4(2): 5-9.
- [4] 樊丁, 韩苗苗, 李春玲, 等. 随焊氩气激冷控制铝/钢薄板残余应力与变形研究[J]. 机械工程学报, 2020, 56(22): 76-81.  
FAN Ding, HAN Miaomiao, LI Chunling, et al. Study on the control of welding residual stress and distortion by welding with trailing cooling of argon gas for al/steel thin sheet[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2020, 56(22): 76-81.
- [5] 韩锐波, 王红阳, 杨帆, 等. 铝合金与高强钢激光-电弧焊铆复合连接机制研究[J]. 机械工程学报, 2020, 56(6): 57-64.  
HAN Ruibo, WANG Hongyang, YANG Fan, et al. Research on riveting-laser arc welding hybrid joining mechanism of aluminum alloy and high strength steel[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2020, 56(6): 57-64.
- [6] FUKUMOTO S, TSUBAKINO H, OKITA K, et al. Microstructure of friction weld interface of 1050

- aluminium to austenitic stainless steel[J]. *Materials Science and Technology*, 1998, 14(4): 333-338.
- [7] FUJI A. Friction welding of Al-Mg-Si alloy to Ni-Cr-Mo low alloy steel[J]. *Science and Technology of Welding and Joining*, 2004, 9(1): 83-89.
- [8] YILMAZ M, ÇÖL M, ACET M. Interface properties of aluminum/steel friction-welded components[J]. *Materials Characterization*, 2002, 49(5): 421-429.
- [9] REDDY M G, RAO S A, MOHANDAS T. Role of electroplated interlayer in continuous drive friction welding of AA6061 to AISI 304 dissimilar metals[J]. *Science and Technology of Welding and Joining*, 2008, 13(7): 619-628.
- [10] FUKUMOTO S, TSUBAKINO H, OKITA K, et al. Friction welding process of 5052 aluminium alloy to 304 stainless steel[J]. *Materials Science and Technology*, 2013, 15(9): 1080-1086.
- [11] ASHFAQ M, SAJJA N, RAFI H K, et al. Improving strength of stainless steel/aluminum alloy friction welds by modifying faying surface design[J]. *Journal of Materials Engineering & Performance*, 2013, 22(2): 376-383.
- [12] ALVES E P, TOLEDO R C, BOTTER F G, et al. Experimental thermal analysis in rotary friction welding of dissimilar materials[J]. *Journal of Aerospace Technology and Management*, 2019, 11(10): 1068-1076.
- [13] YILBAS B S, SAHIN A Z. Friction welding[M]. Berlin Heidelberg: Springer, 2014.
- [14] 张雪超, 熊江涛, 李京龙, 等. 恒进给旋转摩擦条件下金属力学参量周期响应行为[J]. *机械工程学报*, 2015, 51(2): 65-70.
- ZHANG Xuechao, XIONG Jiangtao, LI Jinglong, et al. Periodic variation of torque and axial force of tubular aluminum alloy at constant downward and rotational speed[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2015, 51(2): 65-70.
- [15] KIMURA M, KUSAKA M, SEO K, et al. Experimental study of seizure phenomena in weld interface of steel friction welds. Study of joining mechanism of friction welding (Sreport)[J]. *Welding International*, 2006, 20(4): 275-283.
- [16] 张昌青, 刘雄波, 吕广明, 等. 铝/钢连续驱动摩擦焊焊接扭矩和能量输入特征[J]. *机械工程学报*, 2018, 54(2): 110-116.
- ZHANG Changqing, LIU Xiongbo, LÜ Guangming, et al. Friction torque and heat input characteristics during continuous drive friction welding of aluminum to steel[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2018, 54(2): 110-116.
- [17] LI P, LI J, LI X, et al. A study of the mechanisms involved in initial friction process of continuous drive friction welding[J]. *Journal of Adhesion Science and Technology*, 2015, 29(12): 1246-1257.
- [18] LI W, VAIRIS A, PREUSS M, et al. Linear and rotary friction welding review[J]. *International Materials Reviews*, 2016, 61(2): 71-100.
- [19] 中国机械工程学会焊接学会. 焊选手册[M]. 北京: 机械工业出版社, 1992.
- Welding Society of Chinese Mechanical Engineering Society. *Welding handbook*[M]. Beijing: China Machine Press, 1992.
- [20] MAALEKIAN M, KOZESCHNIK E, BRANTNER H P, et al. Comparative analysis of heat generation in friction welding of steel bars[J]. *Acta Materialia*, 2008, 56(12): 2843-2855.
- [21] KIMURA M, INOUE H, KUSAKA M, et al. Analysis method of friction torque and weld interface temperature during friction process of steel friction welding[J]. *Journal of Solid Mechanics & Materials Engineering*, 2010, 4(3): 401-413.
- [22] 李付国, 张敏聪, 段立宇. GH4169 合金摩擦焊规范与成形性能[J]. *焊接学报*, 2001, 22(4): 43-46.
- LI Fuguo, ZHANG Mincong, DUAN Liyu. Friction welding specification and formability of GH4169 alloy[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2001, 22(4): 43-46.

作者简介: 张昌青, 男, 1973 年出生, 副研究员, 硕士研究生导师。主要研究方向为先进材料的摩擦焊、钎焊及阻焊等方向的固相连接的基础理论与应用技术。

E-mail: zhangcq@lut.cn

师文辰(通信作者), 男, 1997 年出生, 硕士研究生。主要研究方向为异种金属的摩擦焊接。

E-mail: shiwcswc@foxmail.com