

TC17 钛合金嵌入式线性摩擦焊接头组织与性能

金俊龙, 陶军, 季亚娟, 张传臣

(中国航空制造技术研究院, 航空焊接与连接技术航空科技重点实验室, 北京, 100024)

摘要: 针对航空长形整体构件锻造与加工的难题, 提出采用嵌入式线性摩擦焊方法进行分段组合制造, 采用嵌入式线性摩擦焊技术开展了 TC17 钛合金试验件的焊接, 针对所形成的 V 形接头, 分析了接头塑性流动规律与接头形成机理、组织特征与力学性能。结果表明, 焊接过程中, 金属流动规律与普通线性摩擦焊接头有显著区别, 高温塑性金属随着楔块的移动逐渐往底部尖端流动聚集, 导致尖端焊缝较宽, 上部较窄, 顶锻侧试件热力影响区金属变形量大于振动侧, 接头内楔块尖端热力影响区较宽, 其范围内存在一个热影响区域, 接头拉伸强度与疲劳强度均与母材等强, 试样均断于母材区域。

创新点: (1) 提出采用嵌入式线性摩擦焊技术制造整体框架结构的新方法, 为工业生产中该类零件的高质量、低成本快速制造提供了一种重要方法。

(2) 研究了焊缝接头形貌与成形机理, 为后续进一步工艺优化提供了技术基础。

关键词: 钛合金; 长形构件; 拼接; 线性摩擦焊; 组织; 力学性能

中图分类号: TG 453 **文献标识码:** A **doi:** 10.12073/j.hjxb.20200608003

0 序言

随着航空制造业的发展, 大型整体结构件逐渐替代了部分螺栓连接或铆接的装配件。该类结构一般为主要承力构件, 对力学性能要求较高, 构件的整体化可以大幅度降低装配工作量, 减重 10%~30%, 同时具有较好的密封性, 成为近年来航空零件设计的发展趋势^[1-3]。

工业中制造这类构件主要有整体加工、增材制造和分段组合等 3 种方法^[4-5], 整体加工需要先通过锻造或轧制加工出整体毛坯, 再机械加工成最终零件, 其毛坯锻造质量控制和复杂的加工变形问题已经成为研制与生产的障碍^[6-9]。同时该方法成本高, 加工周期长; 采用增材制造方法制备的零件力学性能控制技术难度大, 存在“热应力”控制问题^[4], 目前国内只有少数几家单位突破了大型整体主承力构件的激光增材制造技术, 同时成本较高; 采用分

段组合方法, 周期短、成本低^[5], 但是常用的熔焊拼接方法存在一些问题, 比如潜弧焊存在合格率低、变形大、尺寸控制难等问题^[10]。线性摩擦焊方法进行组合连接具有力学性能优异, 焊接变形小等明显优势。

目前的线性摩擦焊通常进行对接焊接, 受设备限制, 要求振动侧不能超重、超长。文中提出了一种将线性摩擦焊用于长形构件分段焊接组合的方法^[11], 先分段制造长形构件的几个部分, 在两个分段的待连接处, 加工成相对的斜坡, 与楔块的角度相同, 振动楔块体积、重量小, 可实现超长形构件的任意位置焊接。楔形的接头形式可以较好的承受焊接过程中的摩擦压力, 无需从两端施加轴向压力, 从而在目前的通用设备上实现了长形构件的拼接。线性摩擦焊接头具有优异的力学性能、接头热输入量和变形量小等优势, 但是采用楔块焊接其焊缝不再是通常的平面, 而是 V 形形式, 焊缝界面与焊接压力之间的夹角不再是通常情况下的 90°, 由此带来了特有的金属流动规律与焊接缺陷产生。文中研究嵌入式线性摩擦焊过程金属流动规律及其影响因素, 分析焊接缺陷产生原因和控制方法, 为长形钛合金承力结构件的线性摩擦焊提供技术基础。

1 试验方法

选用的 TC17 钛合金为 α - β 型钛合金, 广泛用于制造发动机叶盘及飞机结构中的梁、接头等主要承力构件. 试验所用焊接试样尺寸和形貌如图 1 所示, 振动侧试样为楔块, 楔块为边长 29 mm 的等边三角形, 顶锻侧为两件相对的带 30°斜角的试板, 顶锻侧试样与楔块角度相配合, 试板厚 14 mm, 宽 60 mm, 焊后试样总长度 80 mm, 采用经过优化后的工艺参数进行线性摩擦焊接, 焊接工艺参数见表 1.

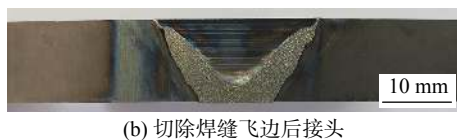
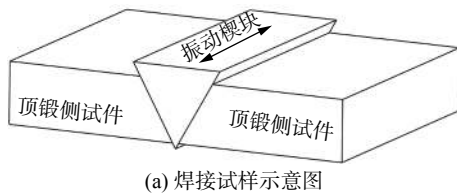


图 1 焊接试样示意图与切除焊缝飞边后接头形貌
Fig. 1 Specimen of experiment & the joint morphology after removing the flash. (a) diagram of welding sample; (b) joint after cutting off weld flash

表 1 焊接工艺参数
Table 1 Processing parameters of LFW

频率 f/Hz	振幅 A/mm	摩擦压力 P_1/kN	顶锻压力 P_2/kN	摩擦时间 t/s
30	3	60	80	1.5

去飞边后焊接试样如图 1b 所示, 焊后经去应力热处理, 取焊缝金相试样, 采用 Leica DM6000M 光学显微镜和 Quanta 250 FEG 扫描电子显微镜分析显微组织形貌. 以焊缝为中心取拉伸与疲劳试样, 按照国家标准加工拉伸及高周疲劳试样, 室温拉伸试验采用 Z100 数字拉伸试验机测量, 室温高周疲劳试验使用 QBG100 高频疲劳试验机测量.

2 试验结果及分析

2.1 接头形貌

2.1.1 接头宏观形貌

观察接头截面形貌如图 2 所示, 在腐蚀液腐蚀

后, 目视下焊缝区与母材有明显的区别, 焊缝呈 V 形, 楔块尖端挤出的塑性金属量较多, 而从楔块两侧挤出的飞边金属量较少, 厚度较薄, 仅约 0.26 mm. 楔块尖端焊缝较宽, 达到了 8 mm, 从下往上, 焊缝宽度逐渐变窄.

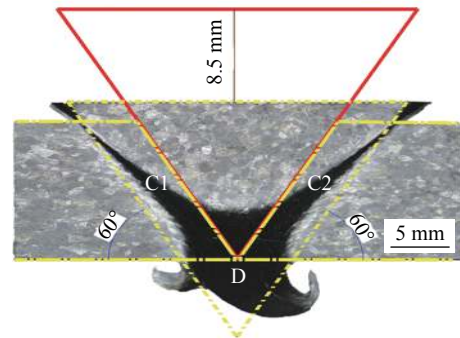


图 2 接头宏观形貌
Fig. 2 Macrostructure of joints

图 2 中实线三角形为焊接初始时刻楔块所在位置示意, 整个焊接过程顶锻侧试样因受约束不发生移动, 楔块向顶锻侧试件的径向移动距离为 8.5 mm, 虚线三角形为焊接结束时刻楔块所在理论位置, 楔块理论位置与两顶锻侧试样均有一个高为 4.25 mm 的平行四边形重合区 C1 和 C2, 下方存在一个小三角形 D, 重合区面积加小三角形面积 ($S_{C1} + S_{C2} + S_D$) 的大小代表了焊接过程被挤出焊缝的金属量, 一般情况下两个等截面相同材料试件的线性摩擦焊过程, 焊缝位于重合区的中心位置, 但是在嵌入式线性摩擦焊中两道焊缝位置并不在重合区中心, 而是发生了偏移, 焊接结束时刻两条焊缝的夹角约为 86°.

分析原因是由于焊接过程楔块逐渐向顶锻侧两试样内部进入, 摩擦界面上的高温塑性金属受楔块的移动而被粘着携带流向尖端, 另一方面楔块前端部分直到被挤出焊缝形成飞边前一直参与摩擦焊接, 温度较高, 而后进入的部分尚未参与摩擦过程, 温度较低, 因此焊缝上部母材对焊缝的挤压力大于焊缝下部, 根据塑性成形中的最小阻力定律, 塑性变形体内有可能沿不同方向流动的质点只选择阻力最小方向流动, 因此塑性金属倾向于向下方高温区域流动, 两方面因素的作用下, 两条焊缝的夹角逐渐增大, 同时尖端焊缝宽度较宽, 越往上焊缝越窄. 最后进入接头焊缝的楔块温度低, 推断边角区域容易产生未焊合缺陷, 对边角区域放大观察如图 3 所示, 在焊缝上部, 顶锻侧试样在焊接过程

中持续参与摩擦,产生塑性金属被挤出形成薄飞边,而边角楔块侧金属未发生明显变形与组织变化,在该焊接条件下焊缝上部存在深度约 $500\text{ }\mu\text{m}$ 的未焊合缺陷区域.工艺优化可降低未焊合尺寸,但难以完全消除,在零件上应用时应留有少量焊后加工余量.

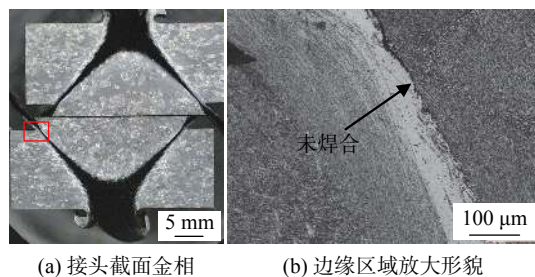


图 3 接头典型缺陷形貌

Fig. 3 Typical defect of the joint. (a) macrostructure of joint section; (b) amplified morphology of corner area

2.1.2 接头微观组织

通过拼接得到焊缝金相组织如图 4 所示,观察焊缝与热力影响区形貌,发现顶锻侧试件热力影响区存在明显的向飞边挤出方向的拉伸变形,而楔块一侧的热力影响区拉伸变形趋势较小.普通的线性摩擦焊对接接头显微组织显示中部热力影响区晶粒的变形较小,而焊缝两侧热力影响区的金属沿着受力方向被拉长趋势明显^[12].经分析,认为热力影响区存在较大变形的热力学条件是该变形区存在较大的流动速度差和较小的速度变化梯度.由于焊缝中心线是接头中金属流动速度最快的区域,往两侧越靠近母材,金属流动速度越趋近于零,在普通对接接头中,两端变形区比中部宽,速度变化梯度小,因此拉伸变形明显.在嵌入式线性摩擦焊接头中由于顶锻侧从始至终处于静止状态,顶锻侧界面上塑性金属被楔块粘结后随楔块向下移动,而楔块上的金属流动方向与楔块移动方向一致,相对滑动较小,因此热力影响区变形较小.楔块两侧的焊缝在底部发生交汇,两道焊缝的热力影响区重合,但

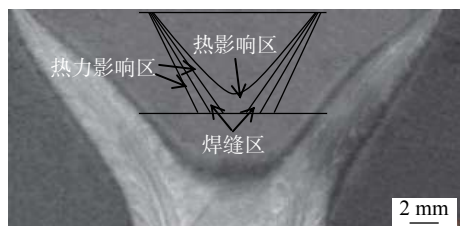


图 4 焊缝金相组织形貌

Fig. 4 Microstructure of joint

是底部热力影响区宽度大于各自之和,分析与焊接过程“热回流”现象有关,由于焊接过程中在尖部聚集了大量的高温飞边金属,焊接过程和结束后尖部高温金属的热传导加宽了底部热力影响区宽度.

分析接头各个区域显微组织,结合金相照片可见 TC17 钛合金母材为粗大的原始 β 晶粒内析出大量板条 α 相,原始 β 晶粒尺寸在 $0.5 \sim 1.5\text{ mm}$ 之间,高倍金相下显示为网篮组织.如图 5 所示,由初生板条 α 相 + 次生 α 析出 + β 转变组织组成,初生 α 相的长度在 $5 \sim 40\text{ }\mu\text{m}$,宽度则在 $1\text{ }\mu\text{m}$ 上下.在初生板条 α 相之间还析出大量的质点状 α 相,其长度不超过 $1\text{ }\mu\text{m}$.在原始 β 晶粒的晶界上存在 α 相聚集,其宽度大于晶粒内部的初生板条 α 相.

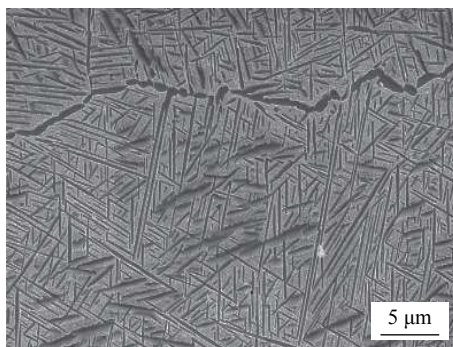
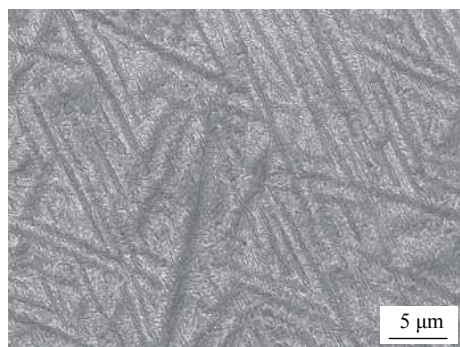


图 5 母材显微组织形貌

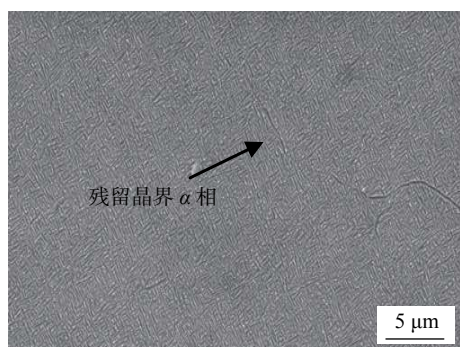
Fig. 5 Microstructure of base material

图 6 为顶锻侧和振动楔块的热力影响区近母材区域显微组织形貌,如图 6a 所示其初生板条 α 相发生了溶解,随着距离焊缝越来越远,初生板条 α 相溶解的越充分.这是因为近焊缝区域在焊接过程中变形程度更大,峰值温度更高,超过 $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$,越靠近母材,峰值温度越低^[13].如图 6b 所示,在近焊缝的热力影响区中初生板条 α 相已经完全溶解,残留部分晶界 α 相受到剧烈拉伸变形,已经发生破碎,宽度不足 $1\text{ }\mu\text{m}$.在位于振动端的楔块,其尖端存在一个较宽的热力影响区,对其中心部位组织进行观察,如图 6c 所示.晶粒内部组织与近焊缝处的热力影响区相同,因为中心几乎没有发生拉伸变形,保留了原始 β 晶粒形貌,在晶界富集的 α 相保留了连续平直的形貌.可以认为这部分金属基本只受热影响,而不同于传统的线性摩擦焊接头热力影响区同时受到“热”和“力”的影响.

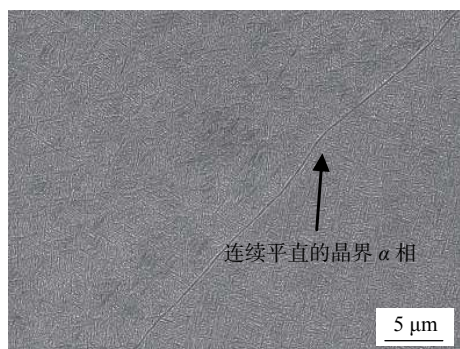
如图 7 所示,焊缝区金属已经无法观察到原始 β 晶粒形貌,这是因为金属在摩擦中发生变形、破碎、形核,发生了完全再结晶,焊接过程停止后再结



(a) 近母材热力影响区



(b) 顶锻侧近焊缝热力影响区



(c) 楔块尖端中心热影响区

图 6 热力影响区显微组织形貌

Fig. 6 Microstructure of heat mechanical affected zone.

(a) heat affected zone near base metal; (b) heat affected zone of forging side near weld; (c) heat affected zone in the center of wedge tip

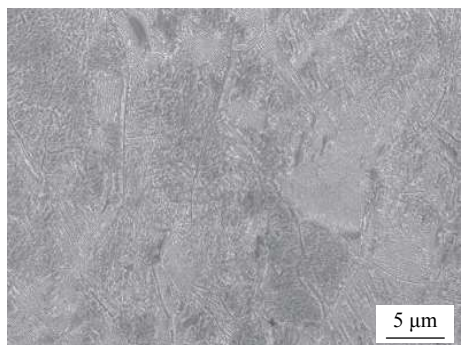


图 7 焊缝区显微组织形貌

Fig. 7 Microstructure of weld zone

晶晶粒长大形成晶粒尺寸在 $10 \sim 20 \mu\text{m}$ 之间的等轴晶粒, 晶粒内部析出羽毛状细小 α 相。

2.2 力学性能分析

对焊后的焊接接头进行取样加工, 按照 GB/T 228.1—2010《金属材料拉伸试验 第 1 部分: 室温试验方法》以及 GB/T 3075—2008《金属材料 疲劳试验 轴向力控制方法》标准进行室温拉伸和疲劳性能测试。母材和焊接接头的拉伸试样各 4 件, 焊接接头试样均断在母材区, 如图 8 所示。



图 8 拉伸试样断裂形貌

Fig. 8 Fracture morphology of tensile specimen

对拉伸试样进一步观察可以发现, 焊缝及其附近试样宽度大于母材位置, 颈缩主要发生在试样上的母材区域。由于试样上存在两道焊缝, 呈现出特有的波浪形态, 可知由于焊缝区晶粒尺寸小于母材, 发生细晶强化, 强度高于母材, 滑移主要发生在母材区域。

测试的具体结果见表 2, 从表 2 中可以看出, 母材的抗拉强度平均值为 1153 MPa 、断后伸长率为 13.3% 、断面收缩率为 31% , 嵌入式线性摩擦焊接头的抗拉强度均基本与母材等强, 但是断后伸长率和断面收缩率低于母材。母材和接头疲劳试样均为 15 件, 得到母材在应力集中系数 $K_t = 1$ (光滑试样), 应力比 $R = -1$, 循环周次 $N_f = 1 \times 10^7$ 条件的高周疲劳极限值为 521 MPa , 接头高周疲劳强度值略高于母材, 分析可能是位于圆弧形疲劳试样中心的焊缝区组织细化导致。

表 2 接头性能

Table 2 Mechanical properties of joints

位置	抗拉强度 R_m/MPa	断后伸长率 $A(\%)$	断面收缩率 $Z(\%)$	高周疲劳强度 σ_D/MPa
母材	1153	13.3	31	521
接头	1188.5	7.8	20.1	543

由此可见, 嵌入式线性摩擦焊接头具有较好的拉伸和高周疲劳强度, 可以达到与母材等强。

3 结论

(1) 嵌入式线性摩擦焊接头呈 V 形, 由于楔块向顶锻侧试件内部进给的运动形式, 焊缝宽度呈现上方窄, 下方宽, 顶锻侧热力影响区金属变形程度大于振动侧楔块侧. 由于大量飞边金属在接头底部聚集, 底部存在一个仅受热影响区域, 该区域内组织与传统线性摩擦焊接头中的热力影响区组织有所不同.

(2) 采用该接头形式进行焊接, 焊缝上部出现了深度在 0.5 mm 以内的未焊合缺陷, 应优化工艺进行重点控制或在零件上该处留有一定加工余量.

(3) 采用嵌入式线性摩擦焊的钛合金接头拉伸强度及高周疲劳强度均达到与母材等强, 断裂位置都位于母材区域.

参考文献

- [1] 王金海, 匡玉娟, 吴锋. 超长钛合金梁的数控高效加工 [J]. *装备制造技术*, 2015(2): 188 – 190.
Wang Jinhai, Kuang Yujuan, Wu Duo. Long beam CNC machining titanium alloy[J]. *Equipment Manufacturing Technology*, 2015(2): 188 – 190.
- [2] 常川川, 张田仓, 李菊, 等. 高氧 TC4/TC17 钛合金线性摩擦焊接头组织特征及力学性能 [J]. *焊接学报*, 2019, 40(12): 109 – 114.
Chang Chuanchuan, Zhang Tiancang, Li Ju, *et al.* Microstructure and properties of linear friction welded joint of hyperoxia TC4/TC17 dissimilar titanium alloys[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2019, 40(12): 109 – 114.
- [3] 张传臣, 张田仓, 金俊龙. TC21+TC4-DT 线性摩擦焊接头组织与力学性能试验 [J]. *焊接学报*, 2019, 40(12): 133 – 137.
Zhang Chuanchen, Zhang Tiancang, Jin Junlong. Microstructure and mechanical properties of linear friction welding of TC21/TC4-DT[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2019, 40(12): 133 – 137.
- [4] 王华明. 高性能大型金属构件激光增材制造: 若干材料基础问题 [J]. *航空学报*, 2014, 35(10): 2690 – 2698.
Wang Huaming. Materials' fundamental issues of laser additive manufacturing for high-performance large metallic components[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2014, 35(10): 2690 – 2698.
- [5] 付鹏飞. 大厚度钛合金电子束焊接接头力学行为及调控方法 [D]. 武汉: 华中科技大学, 2016.
Fu Pengfei. Mechanical behaviors and regulation methods of heavy thickness titanium alloy joints with electron beam welding[D]. Wuhan: Huazhong University of Science & Technology, 2016.
- [6] 吴红兵. 航空框类整体结构件铣削加工变形的数值模拟与实验研究 [D]. 杭州: 浙江大学, 2008.
Wu Hongbing. Numerical simulation and experimental study on milling deformation of aircraft frame integral structure[D]. Hangzhou: Zhejiang university, 2008.
- [7] 黄晓明, 孙杰, 李剑锋. 航空长梁整体结构件加工变形预测及校正分析 [J]. *中国工程机械学报*, 2017(3): 210 – 215.
Huang Xiaoming, Sun Jie, Li Jianfeng. Analysis of beam aerospace monolithic components machining deformation prediction and correction[J]. *Chinese Journal of Construction Machinery*, 2017(3): 210 – 215.
- [8] 黄晓明. 铝合金航空整体结构件加工变形机理与预测研究 [D]. 济南: 山东大学, 2015.
Huang Xiaoming. Deformation and prediction of aluminum alloy monolithic components in the milling[D]. Jinan: Shandong university, 2015.
- [9] 路来骁, 孙杰, 韩雄, 等. 基于能量理论的航空整体结构件滚压变形校正载荷预测方法 [J]. *航空学报*, 2017, 38(12): 305 – 313.
Lu Laixiao, Sun Jie, Han Xiong, *et al.* Load prediction method of rolling distortion correction for monolithic aeronautical components based on energy theory[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2017, 38(12): 305 – 313.
- [10] 赵博, 李国元, 许广兴. 钛合金焊接技术在飞机制造中的应用和展望 [J]. *航空制造技术*, 2013(16): 122 – 125.
Zhao bo, Li Guoyuan, Xu Guangxing. Application and prospect of titanium alloy welding technology in aircraft manufacture[J]. *Aeronautical Manufacturing Technology*, 2013(16): 122 – 125.
- [11] 金俊龙, 张田仓, 季亚娟, 等. 线性摩擦焊接方法、飞机框架焊接方法及其设备: 中国, CN109202268A[P]. 2019-01-15.
Jin Junlong, Zhang Tiancang, Ji Yajuan, *et al.* Linear friction welding method, aircraft frame beam welding method and equipment. China, CN109202268A[P]. 2019-01-15.
- [12] 季亚娟, 张田仓, 张连锋, 等. TC17 钛合金线性摩擦焊接头组织及性能 [J]. *焊接学报*, 2019, 40(9): 156 – 160.
Ji Yajuan, Zhang Tiancang, Zhang Lianfeng, *et al.* Structure and mechanical property of TC17 linear friction welding joint[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2019, 40(9): 156 – 160.
- [13] Clement B, Paul A C, Anthony R, McAndrew. A computationally efficient thermal modelling approach of the linear friction welding process[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2018(252): 849 – 858.

第一作者: 金俊龙, 高级工程师; 从事线性摩擦焊工艺与叶盘修复技术研究; Email: kinghit@163.com.

(编辑: 杨婉春)