

# 12 mm 厚 TC4 钛合金激光-MIG 复合 焊接头组织与性能研究

刘鸿铭, 朱宗涛\*, 刘云祺, 刘瑞琳

(西南交通大学 材料科学与工程学院, 成都 610031)

**摘要:** **目的** 探究 TC4 激光-MIG 复合焊接头显微组织与基本力学性能之间的联系, 分析接头不同区域的断裂行为。**方法** 利用激光-MIG 复合焊制备 TC4 钛合金对接接头, 采用光学显微镜和扫描电镜观察接头焊缝区、热影响区及母材的显微组织, 在室温下进行了显微硬度测试、拉伸性能测试与断裂韧性测试, 并对试样断口进行了观察分析。**结果** 接头的焊缝区组织为粗大的  $\beta$  相柱状晶, 晶内纵横分布着  $\alpha'$  针状马氏体和针状  $\alpha$  相, 靠近焊缝一侧的热影响区则由针状  $\alpha'$  相、 $\alpha$  集束与少量细小的块状  $\alpha$  相构成。随着远离焊缝中心, 母材侧热影响区组织转变为块状的  $\alpha$  相、少量  $\alpha$  集束及初生  $\beta$  相, 并最终趋于与母材组织相似。热影响区的显微硬度值达到最大, 这是因为该区域存在比焊缝区更为细小的针状  $\alpha'$  相。接头的平均抗拉强度和断后伸长率分别为 1 020.22 MPa 和 7.38%。接头在拉伸时主要在焊缝区发生断裂。焊缝区展现出比母材区和热影响区更优异的断裂韧性, 平均值为  $87.14 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ , 焊缝区内纵横交错的网篮组织与集束是其断裂韧性较高的主要原因。**结论** 在 TC4 钛合金的激光-MIG 复合焊过程中, 针状  $\alpha$  相和  $\alpha'$  马氏体的存在会提高焊缝的显微硬度和断裂韧性, 但相较于母材塑性没有提升, 通过调控焊缝区显微组织结构, 可以获得所需性能的接头。

**关键词:** 钛合金; 激光-MIG 复合焊接; 微观组织; 断裂韧性; 断口

**DOI:** 10.3969/j.issn.1674-6457.2024.05.003

**中图分类号:** TG456.9 **文献标志码:** A **文章编号:** 1674-6457(2024)05-0021-09

## Microstructure and Mechanical Properties of 12 mm Thick TC4 Titanium Alloy Laser-MIG Hybrid Welded Joints

LIU Hongming, ZHU Zongtao\*, LIU Yunqi, LIU Ruilin

(School of Materials Science and Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China)

**ABSTRACT:** The work aims to investigate the relationship between microstructure and fundamental mechanical properties of TC4 laser-MIG hybrid welded joints, and to analyze the fracture behavior of different regions of the joints. The TC4 titanium alloy butt joints were obtained by laser-MIG hybrid welding and the microstructures of weld metal (WM), heat-affected zone (HAZ) and base material (BM) were observed by optical microscope and scanning electron microscope. Microhardness test,

收稿日期: 2024-03-28

Received: 2024-03-28

基金项目: 国家自然科学基金 (52275384); 四川省重点研发计划 (2022YFG0086)

Fund: The National Natural Science Foundation of China (52275384); Key R&D Program of Sichuan Province in China (2022 YFG0086)

引文格式: 刘鸿铭, 朱宗涛, 刘云祺, 等. 12 mm 厚 TC4 钛合金激光-MIG 复合焊接头组织与性能研究[J]. 精密成形工程, 2024, 16(5): 21-29.

LIU Hongming, ZHU Zongtao, LIU Yunqi, et al. Microstructure and Mechanical Properties of 12 mm Thick TC4 Titanium Alloy Laser-MIG Hybrid Welded Joints[J]. Journal of Netshape Forming Engineering, 2024, 16(5): 21-29.

\*通信作者 (Corresponding author)

tensile property test and fracture toughness test were conducted at room temperature, followed by observation and analysis of specimen fractures. The microstructure of WM was composed of coarse  $\beta$ -phase columnar crystals, with  $\alpha'$ -acicular martensite and acicular  $\alpha$ -phase distributed longitudinally and transversely within the crystals. HAZ near WM side consisted of acicular  $\alpha'$  phases,  $\alpha$  colonies and a few fine massive  $\alpha$  phases. As moving away from the center of weld, the microstructure of HAZ near BM side transformed into a massive  $\alpha$ -phase, a few  $\alpha$ -collections and incipient  $\beta$ -phase, and eventually tended to be similar to that of BM. The microhardness values in HAZ reached a maximum, which was attributed to the presence of finer acicular  $\alpha'$  phase compared to BM. The average tensile strength and post-rupture elongation ratio of the joints were 1 020.22 MPa and 7.38%, respectively. During tensile test, the joint primarily fractured in WM. The WM exhibited better fracture toughness properties than BM and HAZ, with an average value of  $87.14 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ . The intersecting basket-weave microstructure and colonies within WM were the primary reasons for its higher fracture toughness. In the process of laser-MIG hybrid welding of TC4 titanium alloy, the presence of acicular  $\alpha$ -phase and  $\alpha'$ -martensite increases the microhardness and fracture toughness of the weld, but the plasticity is not elevated in comparison with that of the base metal. Hence, a joint with the desired properties can be obtained by modulating the microstructure of the weld zone.

**KEY WORDS:** titanium alloy; laser-MIG hybrid welding; microstructure; fracture toughness; fracture

钛及钛合金是于20世纪50年代兴起的关键结构金属,具有比强度高、耐海水腐蚀性好、生物相容性优异等特性,在海洋工程和医疗器械等领域得到了广泛应用<sup>[1-3]</sup>。随着近代工业的发展,TC4钛合金因满足轻量化、高可靠性和长寿命的设计需求而在关键金属结构件上被大量使用<sup>[4-6]</sup>。

激光-MIG复合焊接兼具激光焊高能量密度、大焊缝深宽比和MIG焊较强的焊接适应性的特点,在激光和电弧的复合热源作用下可以实现高效高质量的复合焊接,同时针对中厚板的焊接能力较强,降低了对高功率激光的依赖<sup>[7-9]</sup>,这也使得激光-MIG复合焊成为中厚板钛合金结构件连接的重要方法之一<sup>[10-11]</sup>。因此,国内外学者针对钛合金的激光-MIG复合焊接展开了大量研究。张龙等<sup>[12]</sup>采用摆动焊接获得了成形良好的TC4钛合金激光-MIG复合焊接头。刘孟晗<sup>[13]</sup>针对焊接过程稳定性和气孔形成机理展开了研究,结果表明,光致等离子体中的电子能够吸引并稳定电弧,而焊接工艺参数对焊缝气孔形成的影响本质上来源于焊接稳定性的变化。Su等<sup>[14]</sup>研究表明,随着激光-MIG热输入的增加, $\beta$ 厚度变大,针状 $\alpha'$ 马氏体也转变为片状 $\alpha'$ ,并在其中发现缠结位错,这导致接头抗拉强度降低。Yue等<sup>[15]</sup>研究了外加横向磁场(EMF)对TC4激光-MIG复合焊接的影响,发现EMF降低了熔合区中粗大魏氏体的尺寸和初生 $\beta$ 晶界的直径,残留的点状 $\beta$ 晶粒引起了固溶强化,与未施加EMF相比,接头强度有所提高。上述研究发现钛合金激光电弧复合焊接头的组织性能受工艺调控影响较大,均匀分布的针状马氏体对接头强度有正向影

响。目前针对TC4钛合金焊接接头的研究主要集中在焊接过程的工艺优化及组织性能的匹配性上,而对TC4钛合金激光-MIG复合焊接头断裂韧性的研究却鲜有报道。断裂韧性作为衡量材料抗失稳断裂性能的指标<sup>[16]</sup>,对其的研究在材料选择、设计优化和工程实践的安全性评估方面具有重要意义<sup>[17]</sup>。为此,本文对TC4钛合金激光-MIG复合焊接头的微观组织、显微硬度、拉伸性能和断裂行为展开了研究,建立了不同区域显微组织与性能之间的关系,以期对钛合金激光-MIG复合焊接头的性能评价提供理论依据。

## 1 试验

试验所采用的母材为长春长客提供的锻态TC4钛合金板材,利用线切割法将其切成 $100 \text{ mm} \times 75 \text{ mm} \times 12 \text{ mm}$ 的板材,并在75 mm侧边开6 mm钝边,单边 $30^\circ$ 的坡口,焊接所用焊丝为TC4焊丝,购买于伯乐蒂森焊材(苏州)有限公司,板材与焊丝成分见表1。试验所用复合焊接设备由YLS-10000光纤激光器、KempArc Pulse 450自动脉冲焊机、ABB IRB2600型机器人等构成。在尽量减少焊道数的前提下,通过前期焊接工艺参数试验,确定打底焊及盖面焊工艺参数,完成12 mm厚TC4钛合金2道焊道的激光-MIG复合焊接,具体焊接参数如表2所示。

焊接接头金相试样预先经研磨、清洗、抛光处理,并在3 mL HF+6 mL  $\text{HNO}_3$ +91 mL  $\text{H}_2\text{O}$ 配比的Kroll混合酸腐蚀后,经99%(体积分数)无水乙醇清洗、吹干后制得,采用Zeiss-AIM蔡司显微镜和G 300扫

表1 TC4钛合金及焊丝化学成分  
Tab.1 Chemical composition of TC4 titanium alloy and filler wire

| Materials  | C    | O    | H     | N    | Al    | V     | Fe    | Ti   |
|------------|------|------|-------|------|-------|-------|-------|------|
| TC4 Filler | 0.02 | 0.15 | 0.013 | 0.05 | 6.042 | 4.099 | 0.158 | Bal. |
| wire       | 0.07 | 0.12 | 0.01  | 0.02 | 5.90  | 4.00  | 0.20  | Bal. |

表 2 激光-MIG 复合焊焊接工艺参数  
Tab.2 Laser-MIG hybrid welding process parameters

| Type          | Laser power/W | Welding speed/(mm·s <sup>-1</sup> ) | Wire feeding speed/(m·min <sup>-1</sup> ) |
|---------------|---------------|-------------------------------------|-------------------------------------------|
| Back welding  | 5 500         | 12                                  | 9                                         |
| Cover welding | 1 500         | 10                                  | 9                                         |

描电子显微镜观察接头各区域的显微组织。使用 HXD-100TM/LD 数字式显微硬度计在接头截面进行显微硬度测试, 加载载荷为 9.8 N, 保载时间为 15 s, 为直观表现接头硬度分布并保证结果的准确性, 在焊缝顶部、中部、底部均进行硬度测试, 在各区域标记上两排相邻的硬度测试点, 取上下两测试点的结果平均值作为该测试位置的显微硬度数值大小, 相邻 2 个硬度测试点之间的间距为 0.5 mm。制备以焊缝为中心的拉伸试样, 同时分别制取缺口位于焊缝区 (WM)、热影响区 (HAZ) 及母材 (BM) 的断裂韧性试样, 每种试样取 4~6 根平行试样。接头拉伸试样与三点弯试样的取样位置及尺寸如图 1 所示。在 WDW3100 拉伸试验机上进行接头各区域的室温拉伸试验, 拉伸速率为 4 mm/min。按照 GB/T 4161—2007<sup>[18]</sup>在 QBG-100 高频疲劳试验机上对三点弯试样进行裂纹预制, 随后配合引伸计在 WDW3100 拉伸试验机上完成母材区、热影响区、接头焊缝区的三点弯曲试验。断裂韧性  $K_{IC}$  数值按照 GB/T 21143—2014《金属材料准静态断裂韧性的统一试验方法》<sup>[19]</sup>中的公式进行计算, 如式 (1)~(2) 所示。

$$K_Q = \left[ \left( \frac{S}{W} \right) \frac{F_Q}{(B^2 W)^{0.5}} \right] \left[ g_1 \left( \frac{a_0}{W} \right) \right] \quad (1)$$

$$g_1 \left( \frac{a}{W} \right) = \frac{3 \left( \frac{a}{W} \right)^{0.5} \left[ 1.99 - \left( \frac{a}{W} \right) \left( 1 - \frac{a}{W} \right) \left( 2.15 - \frac{3.93a}{W} + \frac{2.7a^2}{W^2} \right) \right]}{2 \left( 1 + \frac{2a}{W} \right) \left( 1 - \frac{a}{W} \right)^{1.5}} \quad (2)$$

式中:  $K_Q$  为断裂韧性条件值, 当校核通过时,  $K_Q=K_{IC}$ ;  $S$  为跨距;  $W$  为试样宽度;  $F_Q$  为与  $K_Q$  相关的特定值;  $B$  为试样厚度;  $g_1$  为与  $a_0/W$  相关的计算量;  $a_0$  为初始裂纹长度;  $a$  为标称裂纹长度, 其大小等于  $a_0$ 。

最后通过 G 300 扫描电子显微镜对拉伸试样及三点弯试样断口形貌进行观察, 分析各区域的断裂行为。

2 结果与分析

2.1 宏观形貌与显微组织

使用表 2 工艺参数获得的接头及截面宏观形貌如图 2 所示, 焊缝表面成形良好, 无明显缺陷。由图 2c 可以看到, 接头截面形貌呈“T”形的钉状特征, 根据组织特征可以将接头划分为焊缝区、热影响区和母材区 3 个部分, 其中, 焊缝区组织由粗大的柱状晶组成, 且尺寸明显大于焊缝中部、底部的柱状晶尺寸, 造成这一现象的原因是在焊接过程中, 焊缝顶部区域受激光-电弧复合热源的影响较大, 该区域的温度很快达到  $\beta$  相的完全相变温度,  $\alpha$  相充分转变为  $\beta$  相, 在复合热源的高温作用下,  $\beta$  晶粒迅速长大呈粗大的柱状晶<sup>[20]</sup>。而焊缝中部、底部区域表现出相对较少的热量吸收并具有较快的冷却速度, 从而导致形成的柱状晶尺寸小于焊缝顶部晶粒尺寸; 同时这也导致焊缝的凝固从底部开始并向顶部进行, 从而呈现出柱状晶

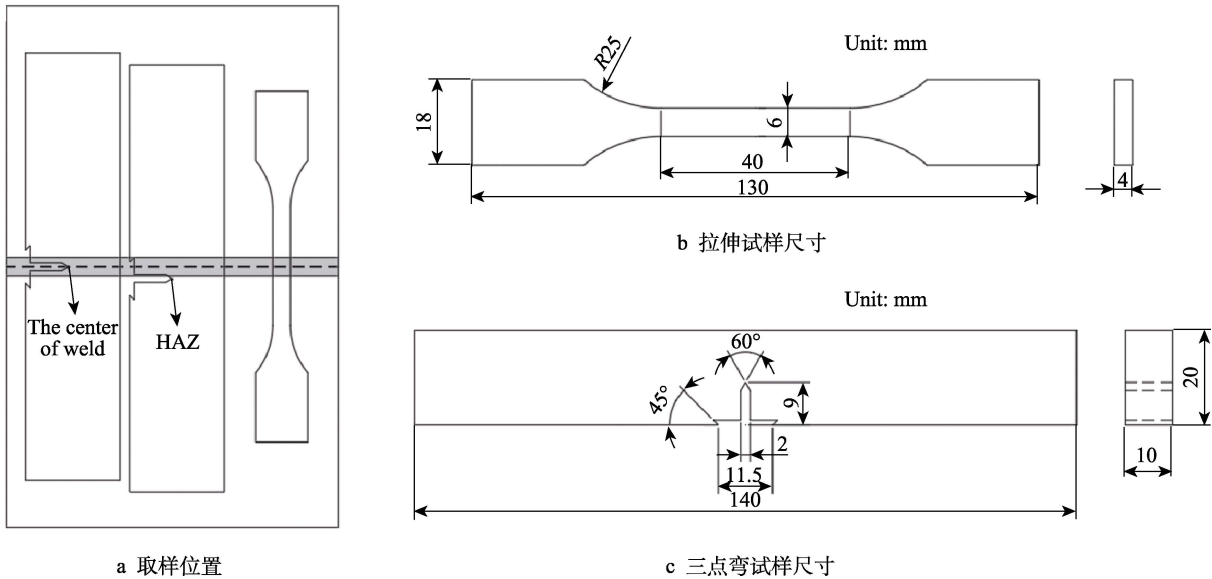


图 1 拉伸试样及三点弯试样取样示意图及试样尺寸  
Fig.1 Schematic diagram of the specific locations and sizes for tensile and three-point bending samples:  
a) specific locations; b) sizes of tensile samples; c) sizes of three-point bending samples

组织沿焊缝中心对称分布的形态。

采用光学显微镜和 SEM 表征的接头各区域显微组织特征如图 3 所示。如图 3a1~a2 所示, 焊缝区组

织存在清晰、粗大的  $\beta$  相晶界, 图 3a3 的 SEM 结果显示,  $\beta$  晶粒内为高长宽比的  $\alpha'$  马氏体和针状  $\alpha$  相, 相同方向的针状  $\alpha$  相形成  $\alpha$  集束, 针状  $\alpha$  相受较大的

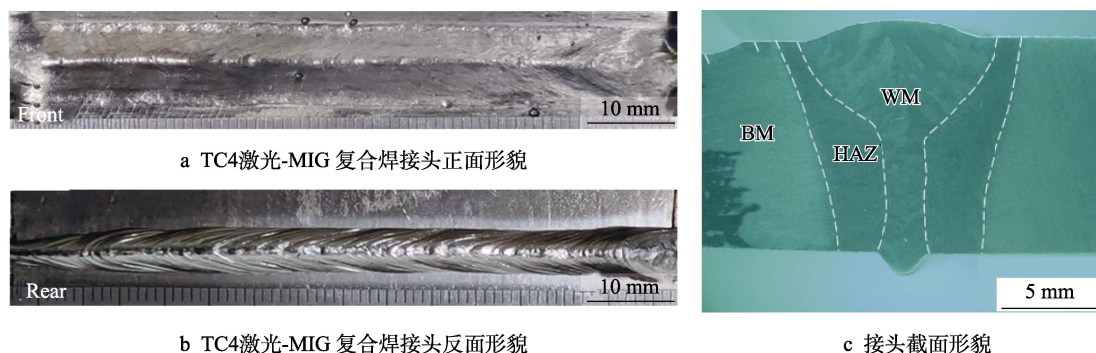


图 2 宏观及截面形貌

Fig.2 Macro and cross-section morphology: a) front morphology of laser-MIG hybrid welded joint; b) rear morphology of laser-MIG hybrid welded joint; c) cross-section of joint

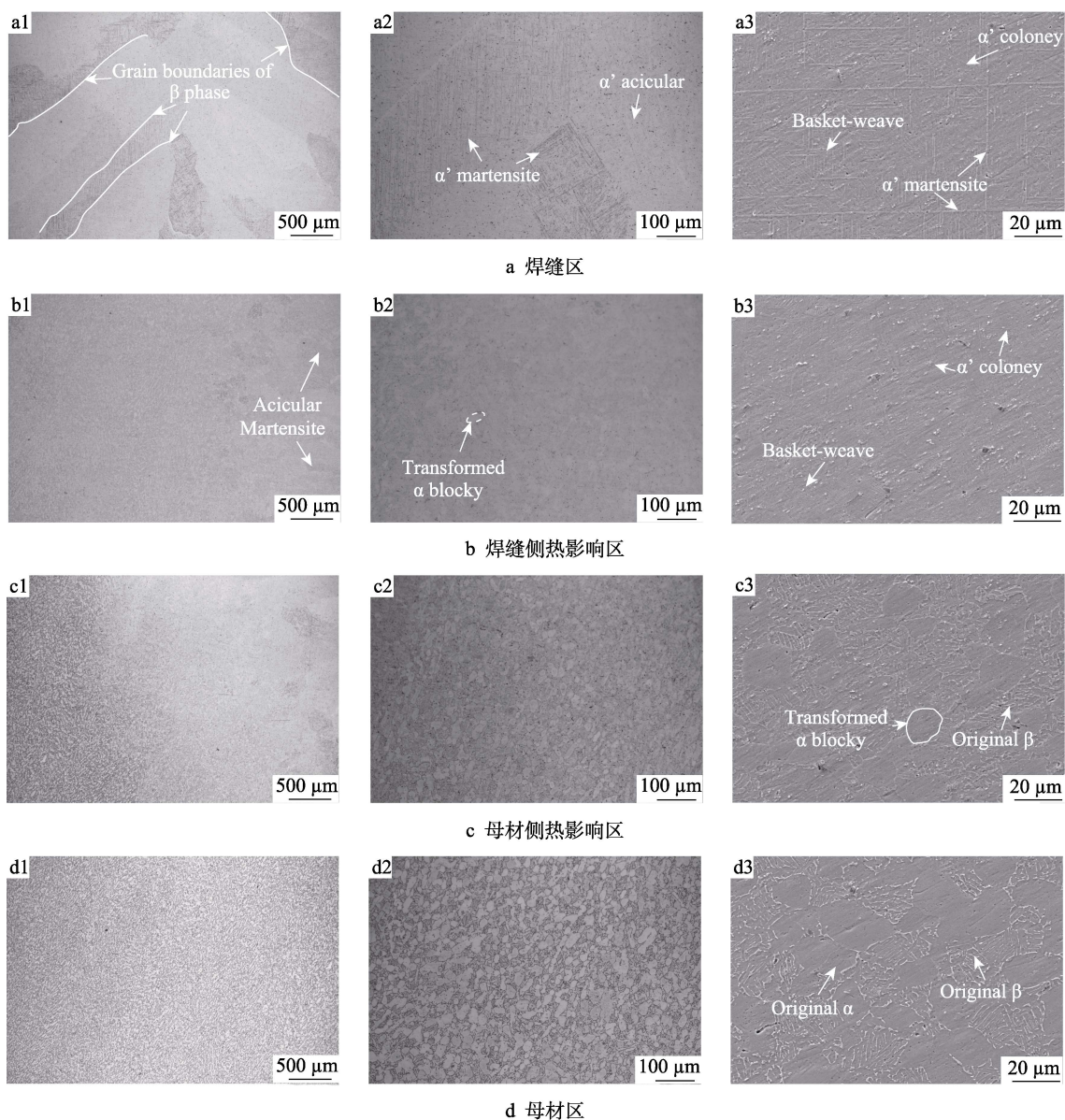


图 3 接头显微组织及 SEM 图片

Fig.3 Microstructure and SEM images of joints: a) WM; b) WM-side HAZ; c) BM-side HAZ; d) BM

热输入影响分布得较为无序, 纵横交错的  $\alpha$  相形成网篮组织<sup>[21]</sup>。在激光-电弧的复合热源作用下, 焊缝区温度远超  $\beta$  相相变温度 (990 °C)<sup>[22]</sup>, 焊缝区发生了  $\alpha$  相向  $\beta$  相的可逆转变, 在较大的冷却速度下,  $\beta$  相内最终形成了  $\alpha'$  马氏体和针状  $\alpha$  相。热影响区在靠近焊缝侧与母材侧表现出不同的组织特征, 图 3b 为接头焊缝侧热影响区显微组织, 由于靠近焊缝区, 仍有  $\beta$  相发生马氏体相变, 形成针状  $\alpha'$  马氏体, 与焊缝区组织相比, 针状  $\alpha'$  马氏体更为细小。如图 3b2 所示, 随着远离焊缝中心, 热影响区中出现细小的块状  $\alpha$  相, 这是由于所获得的热量较焊缝区的少, 初生  $\alpha$  相所受温度尚未达到转变成  $\beta$  相的温度, 经高温转化后生成块状  $\alpha$  相。在图 3b3 的 SEM 图像中观察到交错分布的  $\alpha$  集束, 并形成网篮组织。靠近母材侧的热影响区由于加热温度相对更低, 组织转变为块状的  $\alpha$  相、少量  $\alpha$  集束及残留的初生  $\beta$  相, 如图 3c 所示。图 3d 为母材显微组织, 主要由等轴  $\alpha$  相+ $\beta$  相组成。

2.2 显微硬度

TC4 激光-MIG 复合焊接头顶部、中部和底部区域的平均显微硬度测试结果如图 4 所示, 接头整体硬度分布呈现“M”形, 在厚度方向上, 接头顶部显微硬度略低于中下部区域硬度, 这是因为接头顶部接受的能量更集中, 顶部的  $\alpha'$  相针状马氏体较为粗大。在垂直于厚度方向上, 接头显微硬度的差异主要存在于焊缝区、热影响区和母材区。焊缝区的平均硬度值为 350HV, 这主要是由于焊缝区中遍布  $\alpha'$  相针状马氏体<sup>[23]</sup>。随着测量位置偏离焊缝, 靠近焊缝区侧的热影响区硬度达到最大, 最大值为 366.22HV。这是因为与焊缝区相比, 焊缝侧热影响区的  $\alpha'$  针状马氏体更为细小。在接近母材处, 热影响区中没有发生马氏体相变,  $\alpha'$  相针状马氏体的含量及分布急剧减少, 导致显微硬度值显著降低, 最后趋于母材硬度。母材的显微硬度值最低, 平均为 320HV。

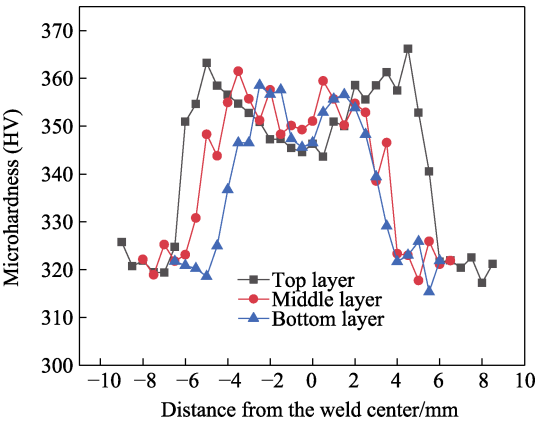


图 4 TC4 激光-MIG 复合焊接头显微硬度分布  
Fig.4 Microhardness distribution of laser-MIG hybrid welded joint

2.3 拉伸性能

TC4 激光-MIG 复合焊接头在室温下的拉伸测试结果如表 3 所示。TC4 激光-MIG 复合焊接头的拉伸应力-应变曲线及断裂的接头拉伸试样形貌如图 5 所示。由表 3 可知, 试验测得的母材平均抗拉强度为 1 073.84 MPa, 断后伸长率为 16.08%, TC4 激光-MIG 复合焊接头的平均抗拉强度为 1 020.22 MPa, 达到母材抗拉强度的 95%, 而断后伸长率仅为 7.38%。造成接头断后伸长率降低的原因主要是在焊缝中形成了大量粗大  $\beta$  柱状晶。如图 5b 所示, 接头断裂位置均位于焊缝区, 这表明焊缝区是接头的薄弱环节。对拉伸试样的断口进行观察, 分析结果如图 6 所示, 在母材与接头的断口中均能观察到韧窝, 韧窝周围分布有大量撕裂棱, 这表明母材与接头的断裂方式均为韧性断裂, 图 5b 中接头出现的颈缩现象也能印证这一说法。与母材相比, 接头试样断口中的韧窝大小分布不均且韧窝较浅, 说明接头的塑性要低于母材塑性, 这与试验所得结果一致。

表 3 母材及复合焊接头拉伸性能测试结果

Tab.3 Results of tensile properties tests of BM and hybrid welded joints

| Type   | Ultimate tensile strength/MPa | Elongation/% | Prescribed non-proportional extension strength/MPa |
|--------|-------------------------------|--------------|----------------------------------------------------|
| BM     | 1 073.84                      | 16.08        | 1 048.67                                           |
| Joints | 1 020.22                      | 7.38         | 1 012.27                                           |

2.4 断裂韧性

母材、接头焊缝、热影响区的三点弯曲试验相关参数如表 4 所示。经计算, 载荷-位移曲线上最大载荷  $F_{MAX}$  与  $F_Q$  的比值小于 1.10, 符合国标要求, 因此所完成的三点弯曲试验为有效的  $K_{IC}$  试验。然而受限于接头本身厚度, 焊缝区试样 WM-3 与 WM-4 无法使用  $K_{IC}$  表征断裂韧性大小<sup>[24]</sup>, 因此选用平面应变断裂韧度条件值  $K_Q$  作为表征指标。由表 4 的数据可得, 接头各区域按断裂韧性由大到小的顺序依次为焊缝区、热影响区、母材区, 焊缝区的断裂韧性最好, 其平均值为 87.14 MPa·m<sup>1/2</sup>, 热影响区的断裂韧性次之, 平均值为 71.69 MPa·m<sup>1/2</sup>, 而母材的断裂韧性最低, 平均为 59.86 MPa·m<sup>1/2</sup>。各区域的载荷  $F$  与缺口张开位移曲线如图 7 所示。在载荷缓慢加载阶段, 曲线稳步上升, 没有明显拐点或突变, 这表明在试验过程中裂纹平稳扩展, 当载荷升至最高点时, 试样完全失效。计算可得焊缝区试样裂纹张开所需的平均载荷为 11.39 kN, 高于热影响区及母材试样的平均载荷, 且焊缝区的平均缺口张开位移为 1.67 mm, 表明焊缝区具有较好的抗裂纹扩展能力。各区域的曲线存在差异, 这是由于每个试样预制的裂纹长度不一。

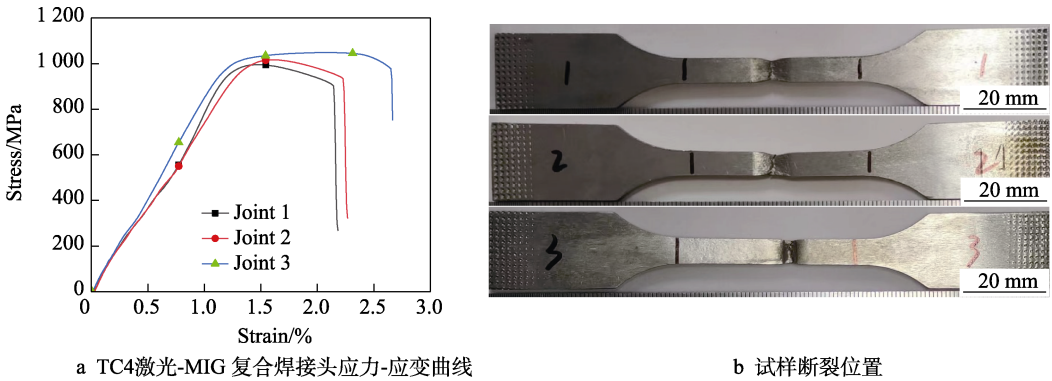


图 5 拉伸试验结果  
Fig.5 Results of tensile tests: a) stress-strain curves of TC4 laser-MIG hybrid welded joints; b) fracture locations of samples

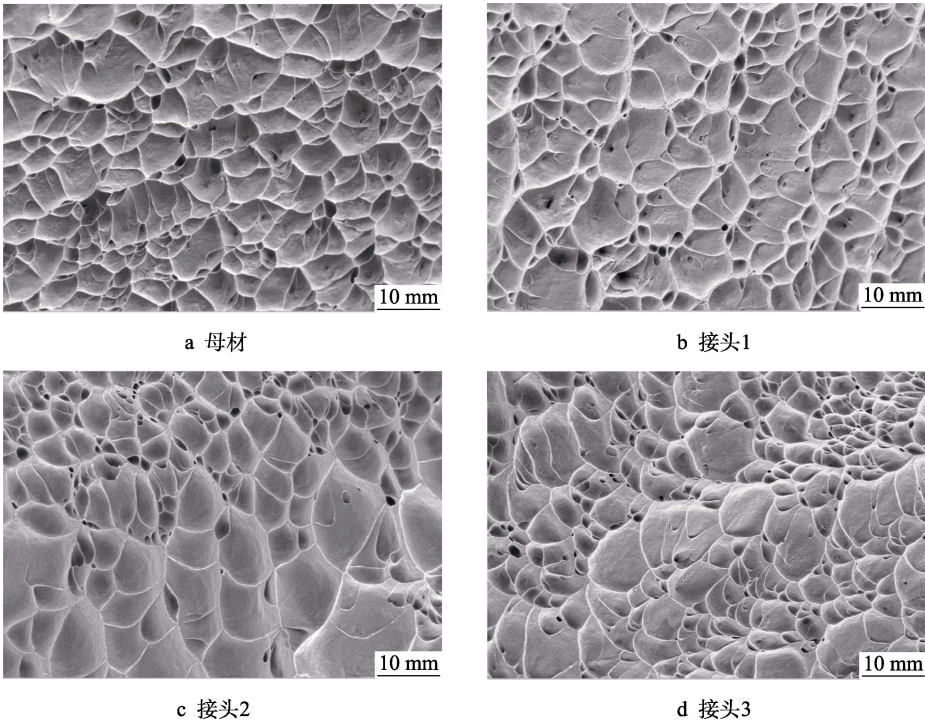


图 6 母材及接头断口 SEM 形貌  
Fig.6 SEM fracture morphology of base material and joint: a) BM; b) joint 1; c) joint 2; d) joint 3

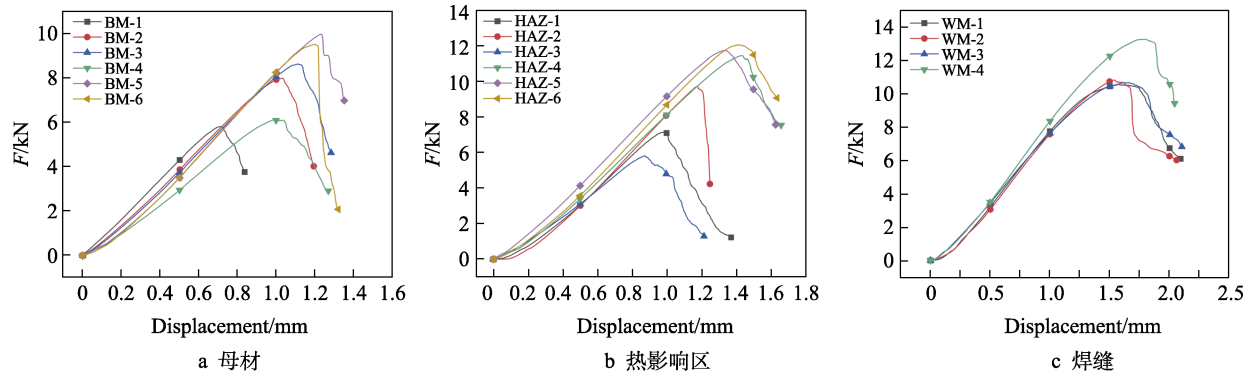


图 7 载荷-裂纹尖端张开位移曲线  
Fig.7 Load-displacement curves: a) BM; b) HAZ; c) WM

母材、接头热影响区与焊缝区断裂韧性试样的断口宏观形貌及 SEM 形貌如图 8 所示。对比发现，焊缝区试样具有相对粗糙的断口形貌，如图 8c1 所示，

而母材与热影响区试样则为相对光滑的断口形貌。如图 8a2、b2、c2 所示，在相同放大倍数下，3 个区域的试样断口形貌均表现出韧性断裂的特征，区别在

| 表 4 三点弯曲试验的相关试验参数                                      |        |                 |                            |                      |                                       |
|--------------------------------------------------------|--------|-----------------|----------------------------|----------------------|---------------------------------------|
| Tab.4 Relevant parameters of three-point bending tests |        |                 |                            |                      |                                       |
| Type                                                   | Number | $F_Q/\text{kN}$ | $F_{\text{MAX}}/\text{kN}$ | $F_{\text{MAX}}/F_Q$ | $K_Q/(\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2})$ |
| BM                                                     | 1      | 5.827 2         | 5.832 6                    | 1.000 9              | 44.89                                 |
|                                                        | 2      | 8.018 8         | 8.018 8                    | 1.000 0              | 63.07                                 |
|                                                        | 3      | 8.651 0         | 8.665 5                    | 1.001 7              | 61.92                                 |
|                                                        | 4      | 6.134 0         | 6.134 0                    | 1.000 0              | 57.32                                 |
|                                                        | 5      | 9.998 3         | 9.998 3                    | 1.000 0              | 67.21                                 |
|                                                        | 6      | 9.457 9         | 9.538 7                    | 1.008 6              | 64.77                                 |
| HAZ                                                    | 1      | 7.186 6         | 7.192 1                    | 1.000 8              | 67.28                                 |
|                                                        | 2      | 9.776 9         | 9.776 9                    | 1.000 0              | 80.39                                 |
|                                                        | 3      | 5.847 9         | 5.847 9                    | 1.000 0              | 64.15                                 |
|                                                        | 4      | 11.357 5        | 11.493 1                   | 1.011 9              | 71.73                                 |
|                                                        | 5      | 11.691 4        | 11.783 4                   | 1.007 9              | 72.39                                 |
|                                                        | 6      | 12.029 8        | 12.096 3                   | 1.005 5              | 74.21                                 |
| WM                                                     | 1      | 9.824 1         | 10.625 8                   | 1.081 6              | 88.13                                 |
|                                                        | 2      | 10.294 7        | 10.878 6                   | 1.056 7              | 96.31                                 |
|                                                        | 3      | 10.499 7        | 10.718 8                   | 1.020 9              | 79.81                                 |
|                                                        | 4      | 12.577 9        | 13.317 8                   | 1.058 8              | 84.29                                 |

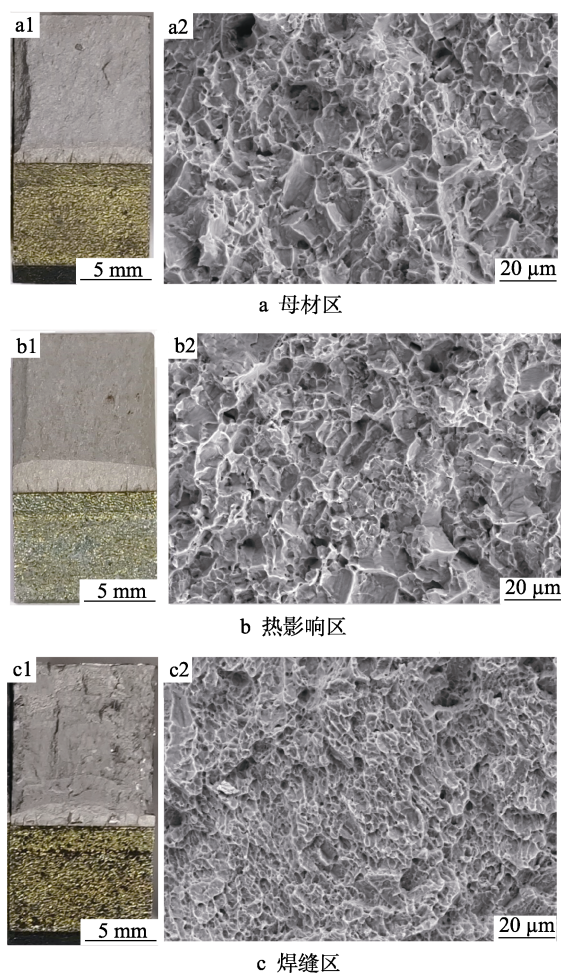


图 8 断裂韧性试样断口形貌  
Fig.8 Fracture morphologies of fracture toughness samples: a) BM; b) HAZ; c) WM

于母材与热影响区的三点弯曲试样断口呈现出较大且分布不均的韧窝,而焊缝区的试样断口具有密集且分布均匀的韧窝特征,说明焊缝区具有较好的断裂韧性,这与试验计算所得焊缝区具有最大断裂韧性值的结论一致。虽然针状马氏体的存在会对材料的断裂韧性产生不好的影响<sup>[25]</sup>,但是焊缝区中存在的针状  $\alpha'$  相纵横交错,形成韧性更好的网篮组织,同时也存在方向无序的  $\alpha$  集束,这能有效阻止裂纹的直线扩展,增大断裂韧性<sup>[26]</sup>。与拉伸试验不同的是,断裂韧性试验中焊缝区裂纹扩展的路径近乎垂直于  $\beta$  柱状晶的生长方向,而宽大  $\beta$  柱状晶界的存在使裂纹扩展至此改变了方向,增大了裂纹扩展路径,从而提升了韧性<sup>[27]</sup>。拉伸试验中试验力的加载方向接近平行于  $\beta$  柱状晶的生长方向,这使得接头焊缝区在该方向表现出较低的强度和较小的延伸率。热影响区因含有较少的集束  $\alpha$  相与  $\alpha$  网篮组织而表现出低于焊缝但高于母材的断裂韧性。

### 3 结论

采用激光-MIG 复合焊接实现 12 mm 厚度的 TC4 钛合金对接接头焊接试验,获得微观组织与性能的影响规律,得到以下结论:

- 1) 焊缝区组织为粗大的  $\beta$  相柱状晶,晶内分布着纵横交错的  $\alpha'$  针状马氏体和针状  $\alpha$  相,靠近焊缝侧的热影响区组织为针状  $\alpha'$  马氏体、 $\alpha$  集束与少量细小的块状  $\alpha$  相。随着远离焊缝中心,母材侧热影响区的组织转变为块状的  $\alpha$  相、少量  $\alpha$  集束及残留的初生  $\beta$  相,并最终趋于母材组织。
- 2) 焊接接头热影响区的显微硬度值最高,焊缝区硬度次之,母材区硬度最低。这与针状  $\alpha'$  相的含量及形态分布有关。
- 3) 焊接接头的平均抗拉强度为 1 020.22 MPa,达到母材抗拉强度的 95%,断后伸长率为 7.38%,表现出低于母材的拉伸韧性断裂。
- 4) 与接头拉伸结果不同,焊缝区抗裂纹扩展能力最好,断裂韧性条件值  $K_Q$  平均值为 87.14  $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ,这是因为焊缝区内存在韧性较好的网篮组织及粗大的  $\beta$  柱状晶晶界,使裂纹的扩展变得困难。热影响区的断裂韧性次之,断裂韧性条件值  $K_Q$  平均值为 71.69  $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ,略高于母材的 59.86  $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 。

#### 参考文献:

[1] 席凯凯,葛鹏,成培鑫,等. 焊接参数对 TC4 薄板焊接过程的影响[J]. 精密成形工程, 2023, 15(12): 86-94.  
XI K K, GE P, CHENG P X, et al. Effect of Welding Parameters on Welding Process of TC4 Thin Plates[J]. Journal of Netshape Forming Engineering, 2023, 15(12): 86-94.

- [2] GUO Y F, ZHANG Y, LIU J, et al. Metallurgical and Mechanical Characterization of Pure Titanium Thick Welds Made Using Laser Narrow Gap Welding Process[J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2021, 30(12): 8859-8871.
- [3] DHINAKARAN V, SHRIRAGAV S V, FATHIMA A, et al. A Review on The Categorization of the Welding Process of Pure Titanium and Its Characterization[J]. *Materials Today: Proceedings*, 2022, 27: 742-747.
- [4] SINGH J K, ROY G G, MAJUMDAR J D. Effect of Beam Oscillation on Microstructure and Tensile Property of Electron Beam-Welded Commercially Pure (CP) Titanium[J]. *Transactions of the Indian Institute of Metals*, 2023, 76(2): 465-472.
- [5] PENG Z L, ZHANG D Y, ZHANG X Y. Chatter Stability and Precision during High-speed Ultrasonic Vibration Cutting of a Thin-walled Titanium Cylinder[J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2020, 33(12): 3535-3549.
- [6] PRAGATHESWARAN T, RAJAKUMAR S, BALASUBRAMANIAN V. Optimization of the Weld Characteristics of Plasma-arc Welded Titanium Alloy Joints: An Experimental Study[J]. *Materials and Manufacturing Processes*, 2022, 37(8): 896-907.
- [7] 方乃文, 黄瑞生, 闫德俊, 等. 低镍含氮奥氏体不锈钢激光-电弧焊电弧特性及组织性能[J]. *焊接学报*, 2021, 42(1): 70-75.  
FANG N W, HUANG R S, YAN D J, et al. Effect of Welding Heat Input on Microstructure and Properties of MAG Welded Joint for Low Nickel High Nitrogen Austenitic Stainless Steel[J]. *Transactions of The China Welding Institution*, 2021, 42(1): 70-75.
- [8] YU J, CAI C, XIE J, et al. Weld Formation, Arc Behavior, and Droplet Transfer in Narrow-gap Laser-arc Hybrid Welding of Titanium Alloy[J]. *Journal of Manufacturing Process*, 2023, 91: 44-52.
- [9] BUNAZIV I, AKSELSSEN O M, FROSTEVARG J, et al. Deep Penetration Fiber Laser-arc Hybrid Welding of Thick HSLA Steel[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2018, 256: 216-228.
- [10] BRANDIZZI M, SATRIANO A A, SORGENTE D, et al. Laser-arc Hybrid Welding of Ti6Al4V Titanium Alloy: Mechanical Characterization of Joints and Gap Tolerance[J]. *Welding International*, 2013, 27(2): 113-120.
- [11] 黄炜. 神经网络模拟优化的 TC4 合金激光-MIG 复合焊研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2020: 8-9.  
HUANG W. Investigation on Laser-MIG Hybrid Welding of TC4 Alloy by Neural Network Optimization[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2020: 8-9.
- [12] 张龙, 陈东高, 王大锋, 等. TC4 钛合金激光-MIG 复合焊接研究[J]. *兵器材料科学与工程*, 2019, 42(2): 73-77.  
ZHANG L, CHEN D G, WANG D F, et al. Laser-MIG Hybrid Welding of TC4 Titanium Alloy[J]. *Ordnance Material Science and Engineering*, 2019, 42(2): 73-77.
- [13] 刘孟晗. TC4 钛合金激光-电弧复合焊接工艺研究[D]. 长春: 长春理工大学, 2021: 74-75.  
LIU M H. Study on Process of Hybrid Laser-arc Weld with TC4 Titanium Alloy[D]. Changchun: Changchun University of Science and Technology, 2021: 74-75.
- [14] SU X, TAO W, CHEN Y B, et al. Microstructure and Tensile Property of the Joint of Laser-MIG Hybrid Welded Thick-Section TC4 Alloy[J]. *Metals*, 2018, 8(12): 1002-1002.
- [15] YUE C, YIN A N. Effect of Transverse Magnetic Field on Microstructure and Mechanical Properties of Ti-6Al-4V Manufactured by Laser-MIG Hybrid Welding[J]. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2022, 121(7/8): 5283-5296.
- [16] 曹祖涵. TC4-DT 钛合金断裂韧性的组织相关性及其模型预测[D]. 太原: 太原理工大学, 2022: 4-7.  
CAO Z H. Microstructure Correlation and Prediction Model for Fracture Toughness of TC4-DT Titanium Alloy[D]. Taiyuan: Taiyuan University of Technology, 2022: 4-7.
- [17] MIAO X T, HONG H S, PENG J, et al. Study on Mixed-mode Fracture Behavior of TC4 Titanium Alloy[J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2023, 125: 103911.
- [18] 国家市场监督管理总局, 中国国家标准化管理委员会. 金属材料 平面应变断裂韧度  $K_{IC}$  试验方法: GB/T 4161—2007[S]. 北京: 中国标准出版社, 2007.  
General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China, Standardization Administration of the People's Republic of China.  $K_{IC}$  Test Method for Plane Strain Fracture Toughness of Metallic Materials: GB/T 4161—2007[S]. Beijing: Standards Press of China, 2007.
- [19] 国家市场监督管理总局, 中国国家标准化管理委员会. 金属材料 准静态断裂韧度的统一试验方法: GB/T 21143—2014[S]. 北京: 中国标准出版社, 2015.  
General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China, Standardization Administration of the People's Republic of China. Metallic Materials—Unified Method of Test for Determination of Quasistatic Fracture Toughness: GB/T 21143—2014[S]. Beijing: Standards Press of China, 2015.
- [20] 苗玉刚, 王清龙, 李春旺, 等. 中厚板钛合金激光-CMT 复合焊接工艺特性分析[J]. *焊接学报*, 2022, 43(8): 42-47.  
MIAO Y G, WANG Q L, LI C W, et al. Characterization of Laser Arc Hybrid Welding Process for Medium-Thick Titanium Alloy Plate[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2022, 43(8): 42-47.
- [21] QI N, ZHAN X H, CHEN S, et al. Effect of Laser Power on Tensile Performance of TA15 Laser-Welded Lock Bottom Joint[J]. *Metals and Materials International*, 2021, 27(11): 4645-4656.

- [22] 徐戊矫,谭玉全,龚利华,等. 退火温度和冷却速率对TC4钛合金组织和性能的影响[J]. 稀有金属材料与工程, 2016, 45(11): 2932-2936.
- XU W J, TAN Y Q, GONG L H, et al. Effect of Annealing Temperature and Cooling Rate on Microstructure and Properties of TC4 Titanium Alloy[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2016, 45(11): 2932-2936.
- [23] MA X Y, DUAN A Q, LU W, et al. Influence of Heat Input on Welding Processes, Weld Formation, Microstructure, and Mechanical Properties of Double-Sided Laser Beam Welded Ti-6Al-4V Alloy T-Joints[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2021, 50(7): 2300-2307.
- [24] 余东梅,彭年秀,张银祥. 7050 高强铝合金断裂韧性  $K_{IC}$  值试验结果有效性影响因素分析[J]. 铝加工, 2022(1): 62-67.
- YU D M, PENG N X, ZHANG Y X. Analysis of Factors Influencing the Validity of  $K_{IC}$  Value Test Results of 7050 High Strength Aluminum Alloy Fracture Toughness[J]. Aluminium Fabrication, 2022(1): 62-67.
- [25] LU W, LEI Y, LI X, et al. Effect of Electron Beam Welding on Fracture Behaviour of Thick TC4-DT Alloy[J]. Science and Technology of Welding & Joining, 2012, 17(4): 277-281.
- [26] 李玉海,左柏强,蔡雨升,等. 低高温双重热处理对激光选区熔化TC4钛合金断裂韧性影响[J]. 稀有金属材料与工程, 2022, 51(5): 1864-1872.
- LI Y H, ZUO B Q, CAI Y S, et al. Effect of Low and High Double Heat Treatment on Fracture Toughness of TC4 Titanium Alloy Fabricated by Selective Laser Melting[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2022, 51(5): 1864-1872.
- [27] 童邵辉,李东,邓增辉,等. 电子束快速成形 TC4 合金的组织与断裂性能[J]. 材料工程, 2019, 47(1): 125-130.
- TONG S H, LI D, DENG Z H, et al. Microstructure and Fracture Property of Electron Beam Rapidly Manufactured TC4 Alloy[J]. Journal of Materials Engineering, 2019, 47(1): 125-130.