

DOI: 10.7512/j.issn.1001-2303.2025.08.10

钛-钢异质材料T型接头激光焊接数值模拟研究

张 鹤, 孙鹏飞, 张 达, 孙建波, 湛 兰*

佳木斯大学 材料科学与工程学院, 黑龙江 佳木斯 154007

摘要: 为了揭示性能存在显著差异的异种材料其T型激光焊接接头残余应力的分布特点及演化趋势。本文基于ABAQUS有限元模拟平台,建立了钛-钢异质材料T型接头的激光焊热力耦合模型,通过焊接接头应力曲线,分析焊接功率、焊接速度对焊接温度场、残余应力及变形的影响规律,并创新性引入激光偏束策略优化应力分布。结果表明:焊接速度过快(超过10 mm/s)会导致熔池温度不足,引发未焊透、未熔合等缺陷;顺序焊接T型接头两侧焊缝时,钛合金与焊缝交界处残余应力最大,残余应力随焊接速度增加而增大(最高达198.6 MPa),而变形量则随速度增大而减小;焊接功率对残余应力和变形量的影响可忽略不计。研究提出的焊前预热与焊后消应力退火工艺,为抑制裂纹与变形提供了理论依据,也为异质材料复杂接头的激光焊接工艺优化提供了新思路。

关键词: 钛-钢异质材料; 激光焊; T型接头; 残余应力; 有限元模拟

中图分类号: TG456.7 文献标识码: A 文章编号: 1001-2303(2025)08-0090-10

Numerical Simulation Study on Laser Welding of Titanium Steel Heterogeneous Material T-joint

ZHANG He, SUN Pengfei, ZHANG Da, SUN Jianbo, ZHAN Lan*

School of Materials Science and Engineering, Jiamusi University, Jiamusi 154007, China

Abstract: In order to reveal the distribution characteristics and evolution trends of residual stress in T-type laser welding joints of dissimilar materials with significant differences in performance, this paper establishes a thermo-mechanical coupling model of titanium-steel dissimilar material T-type joints based on the ABAQUS finite element simulation platform. By analyzing the stress curves of welding joints, the effects of welding power and welding speed on the welding temperature field, residual stress, and deformation are investigated, and the laser bias strategy is innovatively introduced to optimize the stress distribution. The results show that excessive welding speed (over 10 mm/s) will lead to insufficient molten pool temperature, causing defects such as incomplete penetration and incomplete fusion; when welding the two sides of the T-type joint in sequence, the residual stress at the interface between titanium alloy and the weld seam is the largest, and the residual stress increases with the increase of welding speed (up to 198.6 MPa), while the deformation decreases with the increase of speed; the effect of welding power on residual stress and deformation can be ignored. The pre-welding preheating and post-welding stress relief annealing processes proposed in this study provide a theoretical basis for suppressing cracks and deformation, and also provide new ideas for optimizing the laser welding process of complex joints of dissimilar materials.

Keywords: titanium-steel dissimilar materials; laser welding; T-joint; residual stresses; finite element simulation

引用格式: 张鹤, 孙鹏飞, 张达, 等. 钛-钢异质材料T型接头激光焊接数值模拟研究[J]. 电焊机, 2025, 55(8): 90-99.

Citation: ZHANG He, SUN Pengfei, ZHANG Da, et al. Numerical Simulation Study on Laser Welding of Titanium Steel Heterogeneous Material T-joint[J]. Electric Welding Machine, 2025, 55(8): 90-99.

收稿日期: 2025-04-08 修回日期: 2025-04-21

基金项目: 国家级大学生创新创业训练计划项目(202410222062); 黑龙江省省属高等学校基本科研业务费科研项目(2023-KYYWF-0556); 佳木斯大学青年创新人才培养支持计划项目(JMSUQP2022001)

作者简介: 张 鹤(2004—), 男, 主要从事功能材料的研究。E-mail: 1114201558@qq.com。

通讯作者: 湛 兰, E-mail: jmsdxzhanlan@163.com。

0 引言

在现代工业蓬勃发展的当下,材料的性能匹配与高效连接是推动高端装备发展的核心环节。钛合金以其低密度、高比强度、优异的断裂韧性、强抗腐蚀性以及卓越抗氧化性等特性,在航空航天、造船、医疗器械等诸多行业占据重要地位^[1-4]。与之相比,钢具有良好力学性能、热处理性能、耐磨性能及加工性能,广泛应用于机械、建筑、汽车等领域。然而,钛合金高昂的原料成本与加工难度限制了其规模化应用,因此将钛合金与钢连接制备成复合构件,既能整合二者性能优势,又能实现成本优化,具有重要的工程价值^[5-8]。

焊接作为钛-钢异质材料连接的关键技术,其质量直接决定复合构件的服役性能^[9-11]。传统焊接方法存在显著技术瓶颈:电弧焊热输入大,易引发热应力集中与裂纹,导致接头强度不足;电子束焊与激光焊虽具备高能密度优势,但钛与钢的物化性能差异易导致界面形成Fe-Ti脆性金属间化合物,严重恶化接头结合强度。近年来,激光焊接数值模拟技术的突破性发展为材料焊接性研究开辟了新维度^[12-14]。在热源建模领域,Goldak等人^[15]奠基性的双椭球热源模型揭示了焊接速度与温度梯度对熔合区/热影响区热场分布的调控规律。SAliha等人^[16]通过流体动力学与高斯-塞德尔算法,量化了激光功率-焊接速度参数对熔池形貌的定量影响机制。Trupiano等人^[17]研发的半解析-遗传算法将双椭球参数优化效率提升至新高度。值得注意的是,Lorin等人^[18]开发的椭圆-圆锥复合热源模型,通过多物理场耦合实现了小孔激光焊接的高精度仿真,标志着该领域向多形态热源协同建模发展。具体应用层面,Zhang等人^[19]构建的局部网格细化钛合金模型揭示了激光能量密度梯度与气-液-固相变存在显著相关性,气相温度梯度可达液相1.5倍、固相3.2倍。Lange等人^[20]开发的改进型高斯模型,通过引入菲涅耳吸收效应与多光束反射算法,实现蒸汽毛细管动态演化的精准模拟(实验误差<8.5%)。这些突破为激光焊接的工艺优化奠定了重要理论基础。

尽管焊接数值模拟研究已取得进展,但针对

钛-钢异质材料的激光焊接,尤其是T型接头的残余应力分布与演化机制的系统性研究仍较匮乏。鉴于此,本文以钛-钢异种材料T型接头为研究对象,采用ABAQUS有限元平台构建激光焊热力耦合模型,分析焊接功率、焊接速度对温度场、残余应力及变形的影响规律,探索激光偏束策略对应力分布的优化作用,旨在为提升钛-钢复合构件的焊接质量、推动其工程应用提供理论与实践支撑。

1 钛-钢异种材料激光深熔焊有限元模型的建立

1.1 T型接头模型及材料热物理性能

本研究中T型接头的立板采用TC4钛合金,尺寸为500 mm×100 mm×10 mm;底板采用SUS304不锈钢,尺寸与立板一致,连接方式如图1所示。焊接过程以CuSi₃焊丝作为填充金属,模拟试验中所用材料的热物理性能参数分别见表1(TC4钛合金)、表2(SUS304不锈钢)、表3(CuSi₃焊丝)。

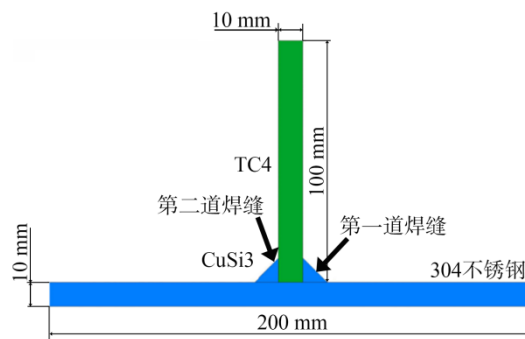


图1 T型接头尺寸

Fig. 1 Dimensions of T-joint

1.2 网格划分

网格质量直接影响有限元计算的精度与效率。本研究采用DC3D8六面体传热单元,针对焊缝区温度梯度大的特点,采用分区域网格划分策略:焊缝区采用细密网格以保证计算精度,其他区域采用相对稀疏的自由网格,整体模型共包含14 892个单元(见图2、图3)。这种差异化网格设计在满足焊缝区高精度分析需求的同时,有效降低了计算成本。

1.3 初始条件与边界条件

模拟初始温度与环境温度均设为20℃,并且定

表1 钛合金 TC4 热物理性能

Table 1 Thermophysical properties of titanium alloy TC4

温度 /°C	屈服 强度 /MPa	比热容 /(mJ·t ⁻¹ ·K ⁻¹)	热膨胀系数 /(10 ⁻⁶ ·°C ⁻¹)	杨氏 模量 /Pa	泊松 比	热导率/ (W/m·°C)
20	998	6.11×10 ⁸	8.40	109 000	0.33	6.8
200	750	6.53×10 ⁸	9.20	94 000	0.33	8.7
400	560	6.91×10 ⁸	10.0	80 000	0.33	10.3
600	340	7.13×10 ⁸	10.4	66 000	0.33	13.7
800	130	7.35×10 ⁸	11.0	35 000	0.33	15.8
1 000	90	7.54×10 ⁸	11.0	22 000	0.33	18.3
1 200	66	7.54×10 ⁸	11.0	500	0.33	21.7
1 400	31	7.71×10 ⁸	11.0	100	0.33	24.5
1 650	2	8×10 ⁸	11.0	10	0.33	22
1 800	1	8.06×10 ⁸	11.0	10	0.33	20

表2 SUS304 不锈钢热物理性能

Table 2 Thermophysical properties of SUS304 stainless steel

温度 /°C	屈服 强度 /MPa	比热容 /(mJ·t ⁻¹ ·K ⁻¹)	热膨胀系数 /(10 ⁻⁶ ·°C ⁻¹)	杨氏 模量 /Pa	泊松 比	热导率/ (W/m·°C)
20	180	4.49×10 ⁸	16.5	205 000	0.33	15
200	130	5.02×10 ⁸	17.7	195 000	0.33	17
400	109	5.62×10 ⁸	18.3	178 000	0.33	22.41
600	82	10.3×10 ⁸	19.0	159 000	0.33	26.41
800	69	6.17×10 ⁸	30.4	136 000	0.33	30.41
1000	63	6.34×10 ⁸	34.4	118 000	0.33	34.41
1400	60	9.19×10 ⁸	42.4	74 900	0.33	42.41
1800	60	8.39×10 ⁸	50.4	4 200	0.33	50.41

表3 CuSi₃ 焊丝热物理性能Table 3 Thermophysical properties of CuSi₃ welding wire

温度 /°C	屈服 强度 /MPa	比热容 /(mJ·t ⁻¹ ·K ⁻¹)	热膨胀系数 /(10 ⁻⁶ ·°C ⁻¹)	杨氏 模量 /Pa	泊松 比	热导率/ (W/m·°C)
200	290	5.02×10 ⁸	2	100 000	0.32	48.54
350	240	5.62×10 ⁸	3	90 000	0.32	50.11
500	199	10.3×10 ⁸	3.5	60 000	0.32	52.67
650	160	6.17×10 ⁸	5	50 000	0.32	54.1
800	50	6.34×10 ⁸	6	3000	0.32	57.9
1000	10	9.19×10 ⁸	7	10	0.32	58.81

义在焊缝表面施加激光热源。由于焊接过程中试件与空气之间存在热辐射^[9],定义辐射率为0.85,其中斯蒂芬-玻尔兹曼常数为 $5.67\times 10^{-8}\text{ W/m}^2\cdot\text{K}^4$ 。此外,焊接过程中涉及流体由于内部温度差异而产生的运动,因此定义对流换热系数为 $0.04\text{ mW}/(\text{mm}^2\cdot\text{K})$ 。为了防止试件模拟过程中发生随意移动而导致自由度约束不足,释放残余应力,通过底板两侧

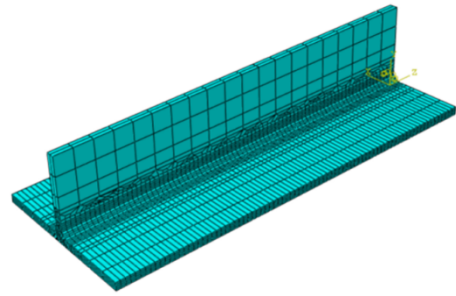


图2 整体模型网格划分

Fig. 2 Overall Model Grid Division

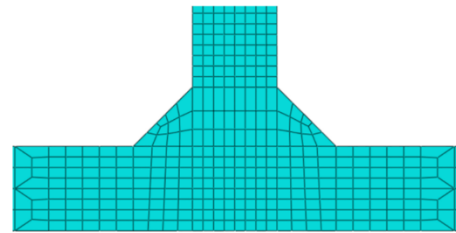


图3 焊缝区域网格划分

Fig. 3 Grid division of weld area

面完全固定对底板进行全约束,限制底板 x 、 y 、 z 轴移动,如图4所示。

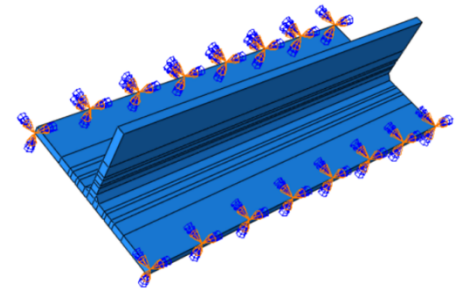


图4 底板全约束

Fig. 4 Fully Constrained Bottom Plate

1.4 热源选取

采用双椭球热源模型模拟激光焊接过程,通过调节形状参数使热源分布与实际激光焊接熔核形态一致。前半部分椭球的热流密度函数表达式为:

$$q_1(x,y,z)=\frac{6\sqrt{3}Qf_1}{a_1bc\pi\sqrt{\pi}}e^{-3\left(\frac{x^2}{a_1^2}+\frac{y^2}{b^2}+\frac{z^2}{c^2}\right)},x\geq 0 \quad (1)$$

后半部分的椭球热源的热流密度函数表达式:

$$q_2(x,y,z)=\frac{6\sqrt{3}Qf_2}{a_2bc\pi\sqrt{\pi}}e^{-3\left(\frac{x^2}{a_2^2}+\frac{y^2}{b^2}+\frac{z^2}{c^2}\right)},x\geq 0 \quad (2)$$

$$f_1+f_2=2,f_1=\frac{2a_1}{a_1+a_2},f_2=\frac{2a_2}{a_1+a_2} \quad (3)$$

式中 Q 为有效热输入; f_1 为前半部分椭球内的分

配系数; f_2 为后半部分椭球内的分配系数; a_1 、 a_2 、 b 、 c 为形状参数。

将 x 、 y 热源中心坐标代入式(1)、(2)中,即可求出双椭球热源模型范围内节点的热流密度。

1.5 焊接工艺参数

为了研究钛-钢异种材料 T 型接头的残余应力分布及其随工艺参数变化的趋势,本文采用表 4 模拟方案对钛-钢异种材料 T 型接头进行模拟。

表 4 模拟焊接工艺参数

Tab. 4 Simulated Welding Process Parameters		
焊接功率/W	焊接速度/(mm·s ⁻¹)	保护气体流量/(L·min ⁻¹)
2 150~2 450	5~10	15(Ar)

2 模拟结果分析与讨论

2.1 激光偏束的选择

为优化焊接应力分布,对比了激光偏向钛合金一侧与不偏束两种方案的模拟结果,如图 5 所示。在焊接功率 2 450 W、速度 6.67 mm/s 条件下,同一时刻激光不偏束时的纵向应力显著高于偏束状态。这表明激光偏束可有效降低钛合金与焊缝交界处的拉应力峰值,避免因高应力集中导致的裂纹萌生,因此后续模拟均采用激光偏向钛合金的策略。

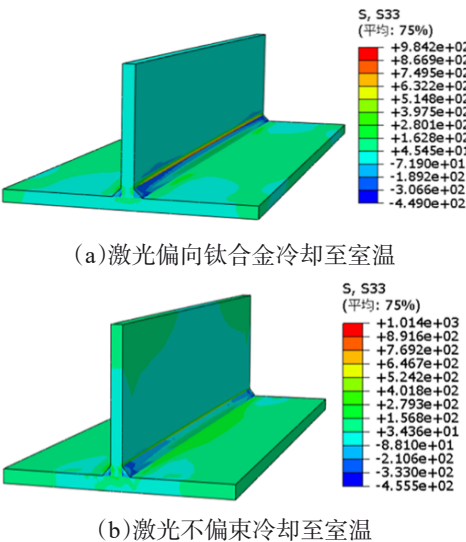


图 5 $P=2\ 450\ \text{W}$ 、 $v=6.67\ \text{mm/s}$ 纵向残余应力

Fig. 5 Longitudinal residual stress with $P=3\ 950\ \text{W}$ and $v=6.67\ \text{mm/s}$

2.2 热源模型校核

在 T 型接头的两侧先后移动激光热源模型所得到的熔池边界与试验焊缝截面熔合线对比如图 6 所示。显然,该区域的温度均达到了母材的熔点以上,且模拟的熔池边界与实际 T 型接头的形状和大小基本吻合,表明选取的热源模型参数作为模拟 TC4 与不锈钢异质金属激光焊接的移动热源是合理的,同时证明了本文数值模拟结果的可靠性。

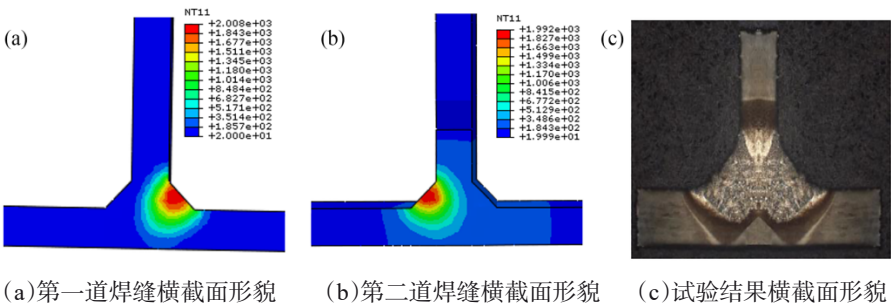


图 6 T 型接头模拟焊缝熔池与试验熔池横截面对比

Fig. 6 Comparison of T-joint simulated weld pool and test pool cross-section

2.3 钛-钢异种材料 T 型接头焊接温度场分析

模拟过程与实际激光焊接钛-钢的焊接顺序一致,将焊接模拟过程分为三个分析步进行,即先进行一侧的焊接,时间为 75 s,再进行另外一侧的焊接,时间也为 75 s,焊后冷却 1 850 s。不同焊接时刻的温度场云图如图 7 所示。

由于钛-钢的热导率存在显著差异,相比之下,不锈钢板受热影响范围更大、温度更高,即使激光

偏向钛合金,热量仍主要向不锈钢侧传导。随着激光功率的升高,焊接过程中的最高温度也随之升高,当激光功率由 2 150 W、2 300 W 提高至 2 450 W 时,焊缝最高温度分别达 1 668.10 °C、1 726.00 °C、1 785 °C。在相同时间下,因热源作用在钛合金一侧,由于钛合金导热率小,温度变化趋势比不锈钢要慢。在任何激光功率下,焊接速度由 5 mm/s 提高到 10 mm/s 的过程中,焊缝最高温度均会下降,尤其

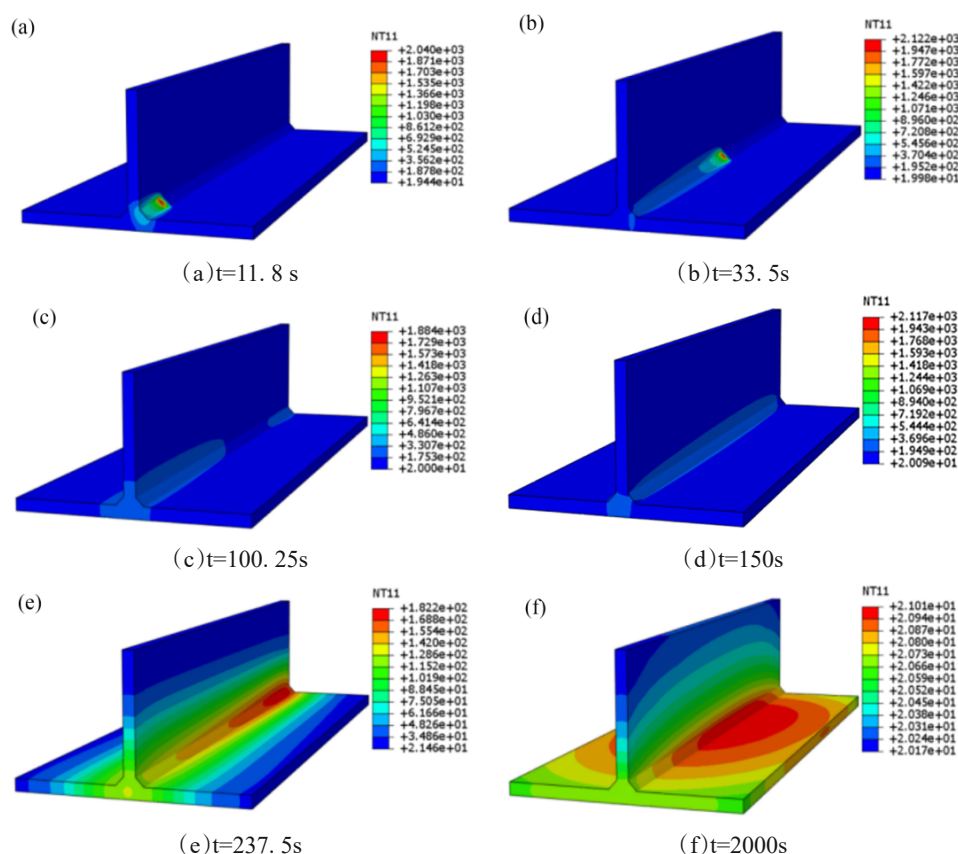


图7 $P=2\ 450\ \text{W}$, $v=6.67\ \text{mm/s}$ 不同焊接时刻下的温度场分布

Fig. 7 $P=2\ 450\ \text{W}$, $v=6.67\ \text{mm/s}$ Temperature field distribution at different welding times

是焊接速度 $10\ \text{mm/s}$ 时,最高温度仅为 $1\ 600\ ^\circ\text{C}$ 左右,未能达到钛合金熔点,焊缝可能出现未焊透和未熔合等缺陷,因此高速度焊接未必能够提高焊接效率,建议通过焊前预热或焊后保温改善熔池温度条件。

2.4 钛-钢异种材料T型接头焊接应力场分析

2.4.1 钛-钢异种材料T型接头纵向应力分析

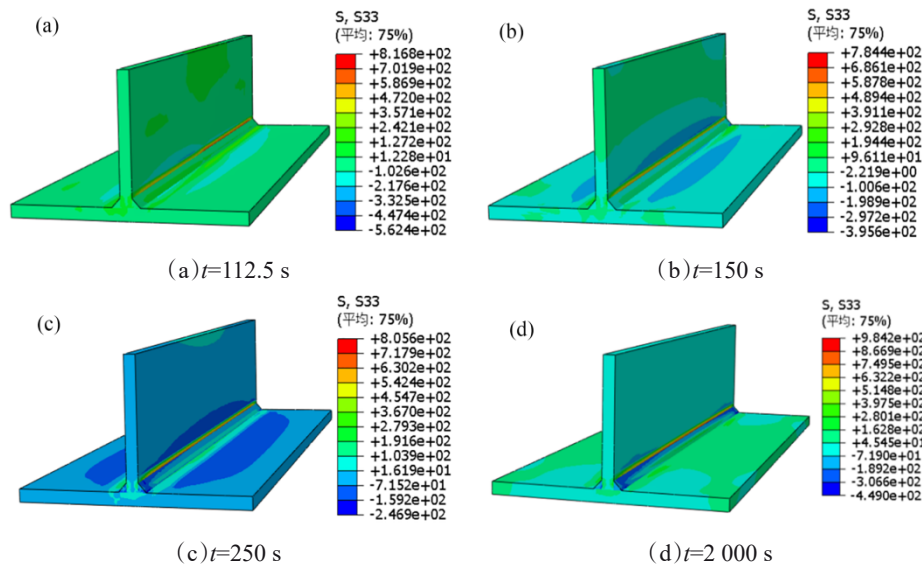
焊接热应力和残余应力构成了非线性非弹性物理场问题。传统解决策略通常是是将这些问题转化为线性化的弹性问题,随后应用线性弹性理论的解决方案来处理与应力场相关的问题。在本研究中,利用有限元模拟深入剖析钛-钢异种材料T型接头的应力分布情况,发现由于不锈钢的热导率和膨胀系数均大于钛合金,导致T型接头的底板(不锈钢)和立板(钛合金)所产生的应力范围有明显差异。沿焊缝方向的纵向应力在焊缝与钛合金的交界处达到最大值。这主要是因为焊接热源向前移动时,热源两侧压缩塑性变形区域外侧的拉应力区

域不断扩展,且拉应力大小从内向外逐渐减小,而拉应力最大位置位于钛合金上。同时,在焊缝的初始位置,已经凝固的焊缝金属会出现应力集中现象。

图8展示了在焊接功率为 $2\ 450\ \text{W}$ 、焊接速度为 $6.67\ \text{mm/s}$ 的条件下,不同时刻T型接头的纵向应力分布云图。当 $t=112.5\ \text{s}$,即焊接至第二道焊缝中心位置时,T型接头大部分区域处于拉应力状态; $t=150\ \text{s}$ 时,处于刚开始冷却的时刻,此时第二道焊缝的焊接热输入对第一道焊缝起到了热处理作用,使得接头出现明显的拉应力区和压应力区。随着焊缝钢进入冷却阶段,母材大部分区域转变为压应力区,但随着冷却时间延长,压应力区温度逐渐下降,在收缩过程中,母材中的压应力区又转变为拉应力状态。到冷却结束时,底板和立板上仅有小部分区域存在压应力,且主要集中在板的边缘部位。

2.4.2 不同焊接工艺下的纵向残余应力

为深入探究焊接工艺参数对纵向残余应力的

图8 $P=2\ 450\text{ W}$, $v=6.67\text{ mm/s}$ 不同时刻纵向应力分布Fig. 8 $P=2\ 450\text{ W}$, $v=6.67\text{ mm/s}$ longitudinal stress distribution at different times

影响,本研究在垂直焊缝位置选取特定测点,取点方式见图9,提取并分析了不同焊接功率下沿焊缝方向(Z轴)及所选点的纵向应力分布,相关结果如图10、图11所示。

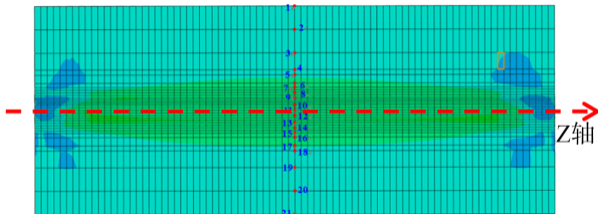
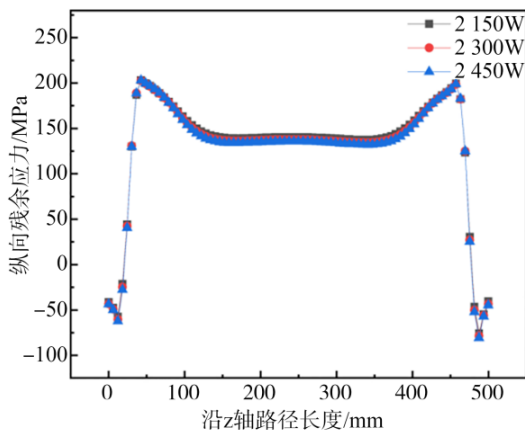
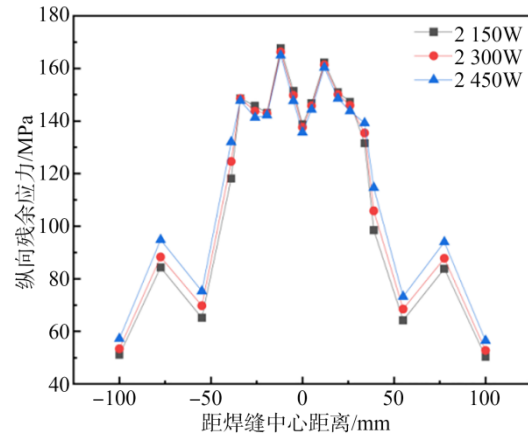


图9 不锈钢底板下表面取点

Fig. 9 Points taken from the lower surface of the stainless steel base plate

图10 $v=6.67\text{ mm/s}$ 沿Z轴方向纵向应力分布Fig. 10 Longitudinal stress distribution along the z-axis direction when $v=6.67\text{ mm/s}$ 图11 $v=6.67\text{ mm/s}$ 底板下侧纵向应力分布Fig. 11 Longitudinal stress distribution on the underside of the base plate at $v=6.67\text{ mm/s}$

由图10可以清晰看出,沿焊缝方向的纵向应力呈对称分布:靠近焊缝区域因焊缝冷却收缩,纵向残余应力表现为拉应力;而在焊缝两侧,材料受约束变形,呈现出压应力状态。在不同焊接功率条件下,残余应力数值基本保持一致,拉应力最大值均出现在钛合金的焊趾部位,约为205.2 MPa;T型接头焊缝中段的拉应力则稳定在146.8 MPa。

进一步观察图11,在不同焊接功率下,垂直焊缝对称取21个测点的应力分布规律显示,焊缝中心处残余应力达到峰值,随着与焊缝中心距离的增加,残余应力逐渐减小,在焊缝两侧约30 mm范围内,残余应力大小几乎不受焊接功率的变化影响。

响;而在距离焊缝更远的区域,焊接功率越大,残余应力虽仍呈下降趋势,但数值相对略高。特别地,在距离焊缝 75 mm 的母材位置,残余应力出现一个小峰值,这是由于焊接过程中不锈钢板不能自由收缩,导致局部应力不均匀所造成的。

为全面评估焊接速度对残余应力的影响,本研究还绘制了不同焊接速度下焊缝的残余应力分布(见图 12)和垂直焊缝上各点的残余应力分布(见图 13)。结果显示,焊缝中段的残余应力随焊接速度增加而显著增大,当焊接速度提升至 10 mm/s 时,残余应力增幅最为明显,可达 170.2 MPa。在垂直焊缝方向上,焊缝两侧 25 mm 区域内的残余应力同样随焊接速度增加而上升,最大残余应力值高达 198.6 MPa;然而,在该区域以外,情况则相反,焊接速度越慢,残余应力越大。这主要是因为低速焊接时热输入量大,材料在高温下停留时间长,加之不锈钢线膨胀系数较大,致使焊接冷却过程中产生更大的收缩变形,进而形成较高的残余应力。

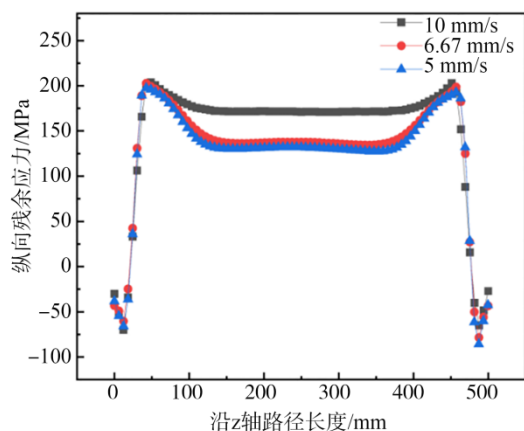


图 12 不同速度下沿 z 轴纵向残余应力分布

Fig. 12 Distribution of longitudinal residual stress along z-axis at different velocities

2.4.3 不同焊接工艺下的焊接变形

图 14 为在不同焊接功率位移分布及焊缝的变形量,可以看到位移最大位置是在焊缝两端不锈钢底板下侧,变形程度从焊缝处向母材两侧逐渐递减,先焊位置的变形要比后焊位置处的变形稍大,焊后有明显的变形。图 14d 为 $v=6.67$ mm/s 时不同焊接功率焊缝的变形量,可以看出随着焊接功率增大,总变形量有所增大,焊接功率 2 150 W、2 300 W、2 450 W 所对应的最大变形量为分别为 0.252 mm、

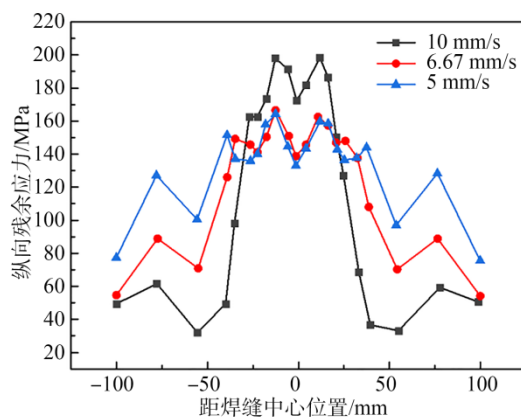


图 13 不同速度下底板下侧垂直焊缝方向纵向残余应力分布

Fig. 13 Distribution of longitudinal residual stresses in the direction of the vertical weld seam under the base plate at different speeds

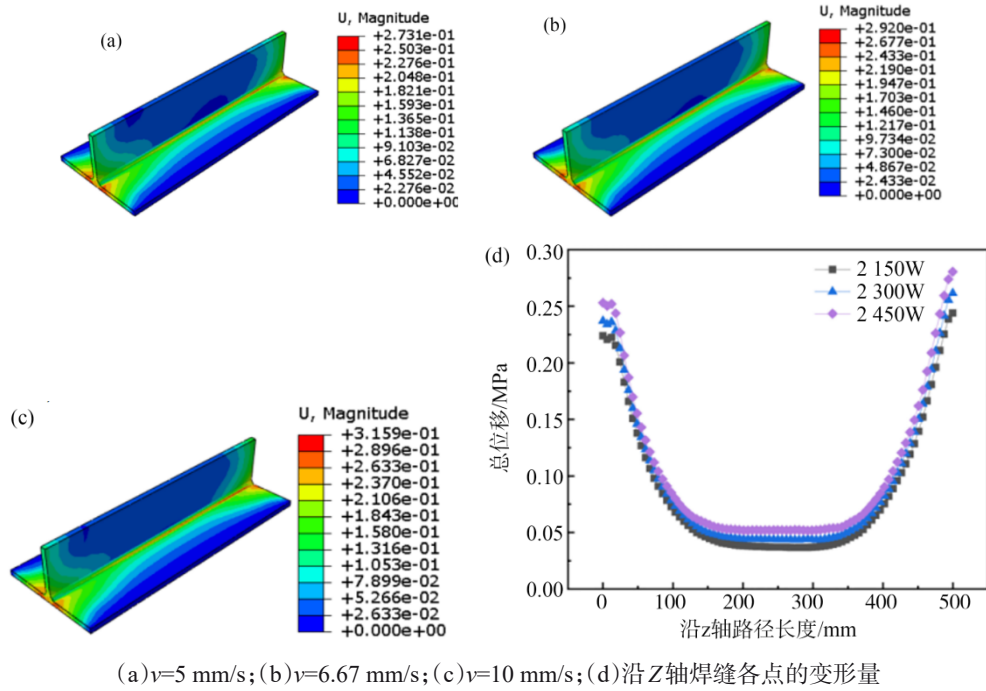
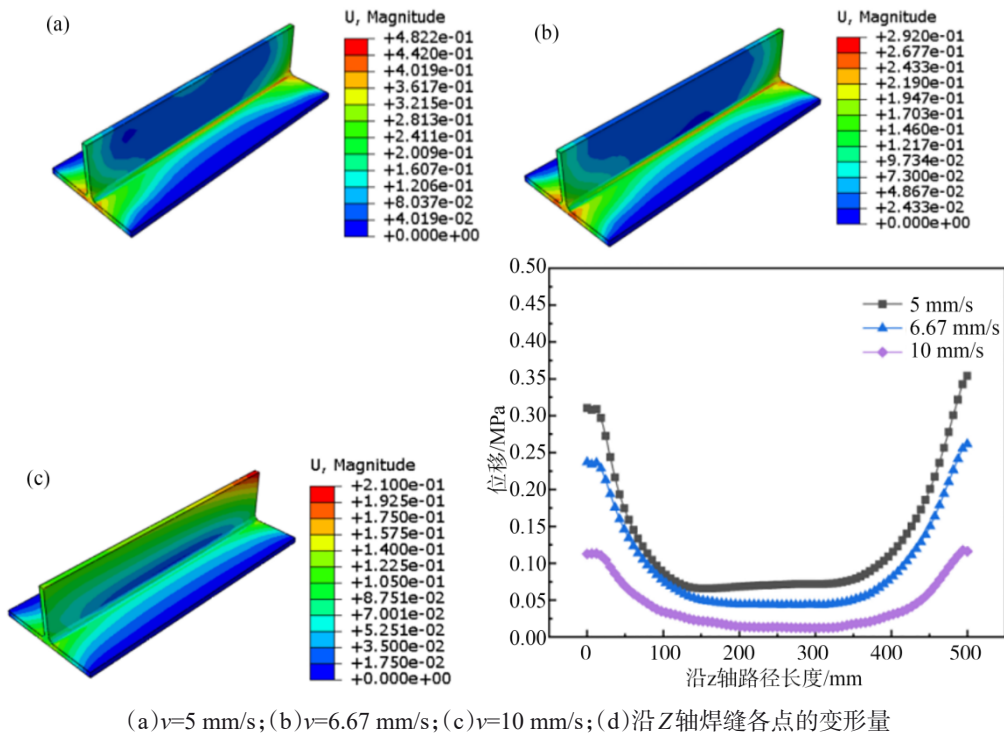
0.270 mm、0.293 mm。变形最大位置是在焊缝两端底板下侧,并且焊缝后端累积了焊缝中后段的变形量,因此焊缝后端比焊缝前端总变形略高。

不同焊接速度下钛-钢 T 型接头的变形分布如图 15 所示,从变形云图可知最大位置仍在焊缝两端底板下侧,但当焊接速度升至 10 mm/s 时,焊接变形最大位置不再是焊缝底板,而是钛合金板的上角,这可能是由于焊接速度过快,热输入显著减小,焊缝和底板在高温停留时间短,热胀冷缩程度减弱,从而使最后焊接后的位置附近产生较大变形量。从图 15d 焊缝各点的变形情况可知,随着焊接速度从 5 mm/s 增加到 10 mm/s, T 型接头的变形量逐渐减少,对应最大变形量分别为 0.365 mm、0.267 mm、0.135 mm。与焊接功率影响相似,先焊位置的变形大于后焊位置,且距离焊缝越近,变形越严重,因此热影响区的变形明显大于远离焊缝区域。

3 结论

(1) 基于 ABAQUS 有限元模拟平台建立了钛-钢异质材料 T 型接头的激光焊热力耦合模型,通过 Fortran 语言编写符合激光热源的热源模型,实现激光热源的移动。并验证了钛-钢异质材料焊接时应采用激光偏束。

(2) 焊接速度过快会导致熔池温度下降,未能达到钛合金熔点,可能出现未焊透和未熔合等缺

图 14 $v=6.67$ mm/s 下不同焊接功率下变形量Fig. 14 Deformation under different welding powers at $v=6.67$ mm/s图 15 $P=2300$ W 不同焊接速度下变形量Fig. 15 Deformation at different welding speeds for $P=2300$ W

陷,因此建议焊接速度不要超过 10 mm/s。

(3)由于按顺序焊接 T 型接头两边的焊缝,导致钛合金与焊缝交界处的残余应力最大。通过分析

焊接接头冷却后的残余应力和变形量几乎不受焊接功率影响,残余应力随焊接速度的增加而增大,最大可达到 198.6 MPa,最大变形量随焊接速度的

增大而减小。

(4)为了保证焊接接头的整体性能,建议焊前可进行预热减少裂纹与变形倾向。同时焊后进行消应力退火处理,以消除残余应力的影响。该研究为提高钛-钢异质材料T型激光焊接接头质量保证提供理论参考。

参考文献:

- [1] 刘世锋,宋玺,薛彤,等.钛合金及钛基复合材料在航空航天的应用和发展[J].航空材料学报,2020,40(03):77-94.
LIU S F, SONG X, XUE T, et al. Application and Development of Titanium Alloys and Titanium Based Composite Materials in Aerospace Industry[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2020, 40(03): 77-94.
- [2] 杨彪,王平,龚云柏,等.油气行业用钛合金油井管生产与研究应用进展[J].材料热处理学报,2021,42(09):12-21.
YANG B, WANG P, GONG Y B, et al. Progress in Production, Research and Application of Titanium Alloy Oil Well Tubes for Oil and Gas Industry[J]. Journal of Materials Heat Treatment, 2021, 42(09): 12-21.
- [3] 卢云飞,郭倩,段国庆,等.钛合金在舰船领域应用的氢脆风险分析[J].材料保护,2022,55(09):190-194.
LU Y F, GUO J, DUAN G Q, et al. Risk Analysis of Hydrogen Embrittlement in the Application of Titanium Alloys in the Field of Ships[J]. Material protection, 2022, 55(09): 190-194.
- [4] 张永弟,王琮瑜,王琮玮,等.增材制造医用多孔钛合金研究与应用现状[J].河北科技大学学报,2021,42(06):601-612.
ZHANG Y D, WANG Z Y, WANG Z W, et al. Research and Application Status of Additive Manufacturing Medical Porous Titanium Alloy[J]. Journal of Hebei University of Science and Technology, 2021, 42(06): 601-612.
- [5] 闫晶,张荣霞,吴为,等.航空液压钛合金导管组件制造关键技术应用[J].航空制造技术,2022,65(10):44-51.
YAN J, ZHANG R X, WU W, et al. Application of Key Technologies in the Manufacturing of Aviation Hydraulic Titanium Alloy Conduit Components[J]. Aviation Manufacturing Technology, 2022, 65(10): 44-51.
- [6] 李毅,赵永庆,曾卫东.航空钛合金的应用及发展趋势[J].材料导报,2020,34(S1):280-282.
LI Y, ZHAO Y Q, ZENG W D. Application and Development Trends of Aerospace Titanium Alloys[J]. Material Introduction, 2020, 34(S1): 280-282.
- [7] 郝海凌,侯红玲,吴浪,等.钛合金及其激光加工技术的应用[J].激光杂志,2022,43(06):1-8.
HAO H L, HOU H L, WU L, et al. Application of Titanium Alloy and Its Laser Processing Technology[J]. Laser Journal, 2022, 43(06): 1-8.
- [8] 顾俊,刘钊鹏,徐友钧,等.钛合金及其激光加工技术在航空制造中的应用[J].应用激光,2020,40(03):547-555.
GU J, LIU Z P, XU Y J, et al. Application of Titanium Alloy and Its Laser Processing Technology in Aviation Manufacturing[J]. Applied Laser, 2020, 40(03): 547-555.
- [9] 杨长春,徐艳利,佟爽,等.TC4钛合金光纤激光焊接工艺研究[J].应用激光,2016,36(05):543-546.
YANG C C, XU Y L, TONG S, et al. Research on TC4 Titanium Alloy Fiber Laser Welding Process[J]. Applied Laser, 2016, 36(05): 543-546.
- [10] Hu Y F, Wu L B, Zhou P S, et al. Fiber Laser Welding of Ti-6Al-4V To Inconel 718 Bimetallic Structure Via Cu/Ta Multi-Interlayer[J]. Vacuum, 2021, 192: 110461.
- [11] Bai Y C, Zhang J Y, Zhao C L, et al. Dual Interfacial Characterization and Property In Multi-Material Selective Laser Melting of 316L Stainless Steel and C52400 Copper Alloy[J]. Materials Characterization, 2020, 167: 110489.
- [12] 吕攀,王克鸿,朱和国.钛合金与不锈钢异种金属焊接的研究现状[J].热加工工艺,2017,46(13):26-32.
LV P, WANG K H, ZHU H G. Research Status of Dissimilar Metal Welding Between Titanium Alloy and Stainless Steel[J]. Hot working process, 2017, 46(13): 26-32.
- [13] Guerrida S, Khelfaoui F, Lemkeddem S, et al. Calculation of Spatial and Temporal Distributions of Temperature and Velocity of a Weld Pool During Laser Welding[J]. Welding International, 2022, 36(6): 344-354.
- [14] 徐洲,李晓延,王小鹏,等.组合热源模型在焊接模拟中的应用现状与展望[J].材料导报,2022,36(06):152-157.
XU Z, LI X Y, WANG X P, et al. Application Status and Prospects of Combined Heat Source Model in Welding Simulation[J]. Material Introduction, 2022, 36(06): 152-157.
- [15] Gery D, Long H, Maropoulos P. Effects of Welding

- Speed, Energy Input and Heat Source Distribution on Temperature Variations in Butt Joint Welding[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2005, 167(2): 393–401.
- [16] Saliha G, Fethi K, Soumaya L, et al. Calculation of Spatial and Temporal Distributions of Temperature and Velocity of a Weld Pool During Laser Welding[J]. Welding International, 2022, 36(6): 344–345.
- [17] Trupiano S, Belardi V G, Fanelli P, et al. A Semi-Analytical Method for the Calculation of Double-Ellipsoidal Heat Source Parameters in Welding Simulation[J]. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2022, 1214(1): 012023.
- [18] Lorin S, Madrid J, Sderberg R, et al. A New Heat Source Model for Keyhole Mode Laser Welding[J]. Journal Computing and Information Science in Engineering, 2022, 22(1): 011004.
- [19] Zhang K R, Zhang J X. Temperature Gradient and Heat Conduction of Titanium Alloy during Laser Welding[J]. Advanced Materials Research, 2010, 154–155: 42–45.
- [20] Lange F, Artinov A, Bachmann M, et al. Numerical Simulation of the Weld Pool Dynamics During Pulsed Laser Welding Using Adapted Heat Source Models[J]. Procedia CIRP, 2018, 74: 679–682.
- 编辑部网址: <http://www.71dhj.com>

☞ 上接第73页

- [12] Kikel J M, Parker D M. Ductility dip cracking susceptibility of Inconel Filler Metal 52 and Inconel Alloy 690[J]. Office of Scientific & Technical Information Technical Reports, 1998, 98: 69–71.
- [13] Xu J J, Lin X, Guo P F, et al. The initiation and propagation mechanism of the overlapping zone cracking during laser solid forming of IN-738LC superalloy[J]. Journal of Alloys and Compounds: An Interdisciplinary Journal of Materials Science and Solid-state Chemistry and Physics, 2018, 749: 859–870.
- [14] Nishimoto K, Saida K, Inui M, et al. Evaluation of hot-cracking susceptibility by miniature spot-varestraint test. Repair weld cracking of service-exposed, HP-modified, heat-resisting cast alloys (1st report) [J]. Welding International, 2001, 15(6): 452–462.
- [15] 郑家磊. 不同碳含量ERNiCrFe-7A镍基焊丝熔敷金属高温失塑裂纹开裂机制的研究[D]. 上海: 中国科学院大学(中国科学院上海应用物理研究所), 2022.
- ZHENG J L. Study on formation mechanism of Ductility-dip cracking in ERNiCrFe-7A deposited metals with different carbon content[D]. Shanghai: Shanghai Institute of Applied Physics, Chinese Academy of Sciences, 2022.
- [16] Zheng J L, Chen S J, Jiang L, et al. Study on the ductility-dip cracking and its formation mechanism of additive manufactured NiCrFe-7A alloy: Effect of the carbon content[J]. Materials Letters, 2022, 313: 131761.
- 编辑部网址: <http://www.71dhj.com>