

完全熔透和部分熔透搭接激光焊接接头的 残余应力和变形

郭相忠¹, 刘伟^{1*}, 范佳斐¹, 李喜庆¹, 胡立国²

¹北京交通大学机械与电子控制工程学院, 北京 100044;

²中车长春轨道客车股份有限公司, 吉林 长春 130062

摘要 基于 ABAQUS 软件建立了考虑搭接界面接触约束的顺序耦合热-弹塑性有限元模型, 研究了完全熔透和部分熔透搭接激光焊接接头的温度场、残余应力场以及焊接变形, 并通过试验验证了模型的准确性。结果表明: 完全熔透焊接接头由于热输入量较高, 其高纵向残余应力区的范围比部分熔透焊接接头宽约 30%; 由于部分熔透板材对焊缝金属自由膨胀的约束强于熔透板材, 故部分熔透焊接接头下板搭接界面的横向残余应力峰值(198 MPa)大于完全熔透焊接接头; 部分熔透焊接接头上下表面之间的横向收缩差异明显大于完全熔透焊接接头, 从而导致部分熔透焊接接头沿板厚方向的焊接变形更大。

关键词 激光技术; 激光材料加工; 搭接焊接接头; 完全熔透和部分熔透; 残余应力; 焊接变形; 数值模拟

中图分类号 TG404

文献标志码 A

doi: 10.3788/CJL202047.0502005

Welding Residual Stress and Deformation of Full and Partial Penetration Laser Welded Lap Joints

Guo Xiangzhong¹, Liu Wei^{1*}, Fan Jiafei¹, Li Xiqing¹, Hu Ligu²

¹School of Mechanical, Electronic and Control Engineering, Beijing Jiaotong University,
Beijing 100044, China;

²CRRC Changchun Railway Vehicles Co. Ltd., Changchun, Jilin 130062, China

Abstract In this study, a sequentially coupled thermal-elastoplastic finite element model considering the contact constraints of lap interface is developed to investigate temperature field, residual stress field, and welding deformation of full and partial penetration laser welded lap joints based on ABAQUS software, and the accuracy of numerical results is verified through experimental results. Results show that the high-stress zone of the full penetration welded joint is 30% wider than that of the partial penetration welded joint because the heat input of the former is relatively higher. The transverse residual stress on lower plate lap interface of the partial penetration welded joint is 198 MPa and higher than that of full penetration welded joint because the free expansion constraint of the weld metal in partial penetration plate is stronger than that in the full penetration plate. The difference of transverse deformation between the upper plate surface and the lower plate surface of the partial penetration welded joint is significantly larger than that of the full penetration welded joint, which causes the deformation in the thickness direction of the former to be larger than that of the latter.

Key words laser technique; laser materials processing; lap welded joint; full and partial penetration; residual stress; welding deformation; numerical simulation

OCIS codes 140.3390; 160.3900

1 引言

部分熔透无痕激光焊接已被广泛应用于不锈钢

轨道客车侧墙板的组装, 该技术可使整车获得优异的外观和耐蚀性^[1-2]。激光焊接局部加热和快速冷却会使焊件内产生残余应力^[3], 残余拉应力与疲劳

收稿日期: 2019-09-27; 修回日期: 2019-11-01; 录用日期: 2019-12-11

基金项目: 中国铁路总公司科技研发项目(2017J011-C)

* E-mail: weiliu@bjtu.edu.cn

载荷共同作用可促进疲劳裂纹的扩展,降低疲劳寿命^[4]。国内外学者对激光焊接残余应力进行了广泛研究:Zambon 等^[5]采用 X 射线法测量了对接激光焊接奥氏体不锈钢接头中的残余应力,结果表明,焊缝内的纵向残余应力是接近母材屈服强度的拉应力,而横向残余应力为压应力;李树虎等^[6]采用压痕应变法、全释放应变法和 X 射线法测量了部分熔透搭接激光焊接接头中的残余应力,结果显示,残余应力的峰值位于焊缝附近的热影响区内;毛志涛等^[7]和伍强等^[8]采用热-弹塑性有限元模型计算了激光焊接对接接头的温度场和残余应力场,并结合试验结果验证了模型的准确性;Kouadri-Henni 等^[9]采用弹塑性模型和考虑固态相变的黏-弹塑性模型研究了搭接激光焊接接头中残余应力的演变,结果表明,激光束的高温特性是控制残余应力的主要因素;梁行等^[10]的研究结果表明,部分熔透搭接激光焊接奥氏体不锈钢外表面焊缝内有较大的纵向残余拉应力和较小的横向残余压应力;朱立红等^[11]对部分熔透搭接激光焊接奥氏体不锈钢的疲劳性能进行了研究,结果表明,焊件的疲劳裂纹在部分熔透板搭接界面热影响区边界萌生,并沿板厚方向扩展至外表面。

目前,激光焊接搭接热-弹塑性有限元模型主要是研究焊件外表面的残余应力分布,没有考虑两搭接板界面间的接触约束。搭接焊件的疲劳裂纹通常起始于搭接界面的焊缝附近,因此,了解搭接界面的残余应力分布对研究焊接接头的疲劳性能尤为重要,而通过试验又很难准确地检测到该区域的残余应力。鉴于此,本文基于 ABAQUS 软件建立了考虑搭接界面接触约束的顺序耦合热-弹塑性有限元模型,对完全熔透和部分熔透搭接激光焊接接头的残余应力和焊接变形进行了计算,重点研究了搭接界面裂纹萌生区域的残余应力分布,并通过 X 射线法测量了焊件的表面残余应力,验证了数值模型和残余应力分析的准确性。

2 试验方法

试验材料为 1.5 mm 厚的 301L-DLT 冷轧板。采用 Trudisk 4002 盘式固体激光器焊接制备了完全熔透(1.5+1.5-F)和部分熔透(1.5+1.5-P)搭接激光焊接试件,试件的形状和尺寸如图 1 所示,焊接参数如表 1 所示。完全熔透和部分熔透焊件的热输入量分别为 84 J/mm 和 57.6 J/mm。采用 μ -X360 便携式残余应力分析仪测量焊件上表面的纵向、横向残余应力。

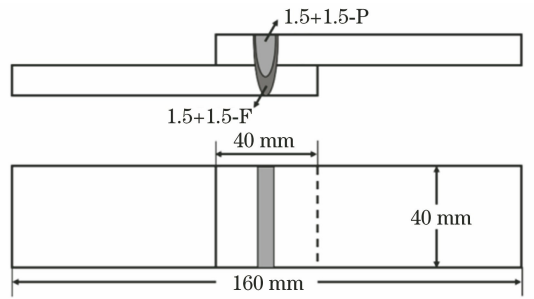


图 1 激光搭接焊接试样示意图

Fig. 1 Schematic of laser lap welded specimen

表 1 激光焊接参数

Table 1 Laser welding parameters

Specimen	Laser power Q / kW	Welding speed v / ($m \cdot min^{-1}$)	Defocus distance F / mm	Focal diameter D / mm
1.5+1.5-F	2.8	2.0	-1.0	0.8
1.5+1.5-P	2.4	2.5	-1.0	0.8

3 有限元模型

采用 ABAQUS 软件建立顺序耦合的热-弹塑性有限元模型,通过热分析计算焊接过程中的温度场,再将获得的温度场作为热载荷施加到弹塑性模型中,用以确定焊接残余应力场和变形量。图 2 是热分析和弹塑性分析的有限元模型,有限元模型的尺寸与实际焊件相同。

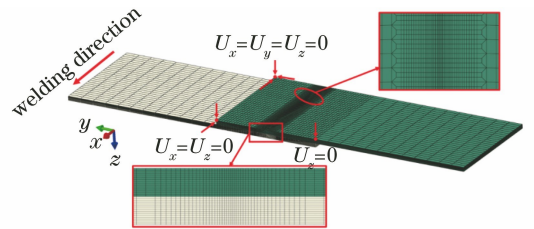


图 2 有限元模型的几何形状和网格

Fig. 2 Geometry and mesh of the finite element model

为了平衡计算时间和精度,网格尺寸随着到焊缝中心线距离的增加而由细到粗非线性渐变。热分析和弹塑性分析的单元类型分别为 DC3D8 和 C3D8R。焊缝中心的最小单元尺寸为 0.5 mm(纵向) \times 0.1 mm(横向) \times 0.1 mm(板厚方向)。301L 不锈钢的热物理性能和力学性能如图 3 所示。

3.1 热分析

在表 1 给定的焊接条件下,采用移动热源在热模型上进行焊接瞬态热分析。激光深熔焊在焊接过程中会在焊件内形成高温等离子体和小孔效应^[12],国内外学者通常采用面热源和体热源组成的复合热源模型进行激光焊接温度场的预测,其中面热源可

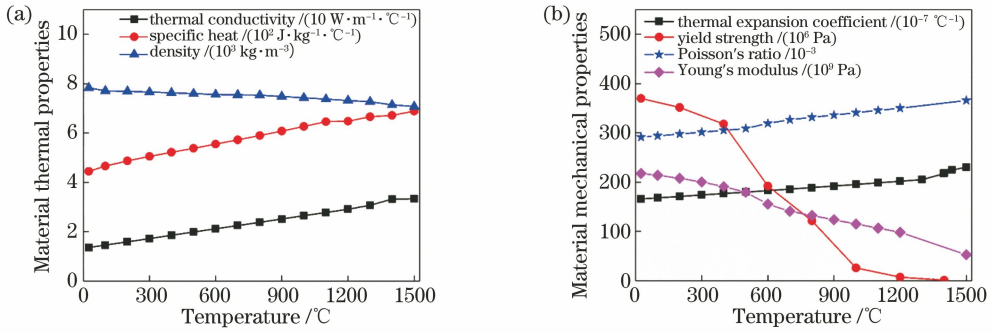


图 3 301L 不锈钢与温度有关的材料性能。(a)热物理性能;(b)力学性能

Fig. 3 Temperature dependent material properties of 301L stainless steel.

(a) Thermal physical properties; (b) mechanical properties

以描述高温等离子体在工件表面的加热作用,体热源则可以反映小孔效应在深度方向的热量分布特点^[12-14]。因此,本文采用高斯分布的面热源和锥形体热源组成的复合热源模型模拟激光焊接温度场^[13]。(1)式为复合热源模型,(1)式等号右侧第一部分表示高斯分布的面热源^[14],第二部分表示高斯分布的锥形体热源^[9,12]。

$$q(x, y, z, t) = \frac{3\alpha\delta Q}{\pi r_s^2} \exp\left\{-\frac{3[(x+vt)^2 + y^2]}{r_s^2}\right\} + \frac{9(1-\alpha)\delta Q e^3}{\pi h(e^3-1)(r_e^2 + r_e r_i + r_i^2)} \exp\left\{-\frac{3[(x+vt)^2 + y^2]}{r_0^2(z)}\right\}, \quad (1)$$

其中,

表 2 复合热源模型的参数

Table 2 Parameters of combined heat source model

Parameter	α	r_s/mm	z_e/mm	z_i/mm	r_e/mm	r_i/mm	h/mm
Value	0.2	1.2	0	1.6	1.2	0.9	1.6

在 FORTRAN 中编写 DFLUX 用户子程序,实现复合热源模型在 ABAQUS 模型上的加载。热模型中每个节点的温度历史可以通过求解(3)式所示的非线性传热方程来确定^[12]。

$$\rho(T)c(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right] + \bar{Q}, \quad (3)$$

式中: ρ 为材料的密度; c 为材料的比热容; λ 为材料的热导率; T 为焊接温度; \bar{Q} 为内部生热率。初始条件为母材的初始温度,即环境温度 20 °C。边界条件主要考虑了由对流和辐射引起的热损失,参照文献^[16],表面对流换热系数取值为 15 W/(m²·°C),热辐射系数取值为 0.8。

3.2 弹塑性分析

通过 ABAQUS 预定义场将热分析得到的温度

$$r_0(z) = r_e - (r_e - r_i) \frac{z_e - z}{z_e - z_i}, \quad (2)$$

式中: $q(x, y, z, t)$ 表示复合热源的热流密度; t 为时间; α 为面热源能量占复合热源能量的比例; δ 为母材吸收的激光能量占激光总能量的比例,参照文献^[9]取值为 44%; Q 为激光功率; r_s 为面热源的有效加热半径; v 为焊接速度; e 为自然常数; $r_0(z)$ 表示锥形体热源的半径在 z 方向上的函数; z_e 和 z_i 分别为锥形体热源上下表面的 z 坐标; r_e 和 r_i 分别为锥形体热源上下表面的半径; h 为锥形体热源的高度($h = z_i - z_e$)。热源模型参数的取值见表 2。该模型考虑了熔化潜热的影响,在固相线 1450 °C 和液相线 1500 °C 之间的熔化潜热为 270000 J/kg^[15]。

场作为热载荷施加到弹塑性模型中计算残余应力和变形。除单元类型和边界条件外,弹塑性分析中使用的有限元模型与热分析中使用的完全相同。通过施加位移约束来防止弹塑性模型的刚性旋转和平移^[7],上板上表面的约束位置如图 2 所示,下板下表面的约束与上板上表面相同。由于固态相变对奥氏体不锈钢的影响较小^[17],故该模型中未考虑它的影响,因此,总应变增量 $\dot{\epsilon}$ 可以分解为三个增量,即

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}^e + \dot{\epsilon}^p + \dot{\epsilon}^t, \quad (4)$$

式中: $\dot{\epsilon}^e$ 、 $\dot{\epsilon}^p$ 和 $\dot{\epsilon}^t$ 分别表示弹性应变增量、塑性应变增量和热应变增量。弹性行为依据各向同性胡克定律,利用与温度相关的杨氏模量和泊松比来计算得到;热应变通过热膨胀系数来确定;塑性行为采用 von Mises 屈服准则来描述,奥氏体不锈钢具有显著的加工硬化特性,故采用各向同性硬化准则来考虑加工硬化行为^[18]。300 系列奥氏体不锈钢的加工

硬化率随温度的变化趋势与杨氏模量 E 的变化趋势相同,为了计算方便,假设每个温度水平下的加工硬化率为 $0.02E^{[19-20]}$ 。此外,还考虑了加工硬化后的退火效应,退火温度设定为 $1000\text{ }^{\circ}\text{C}^{[18]}$ 。为了研究搭接界面的力学行为,在搭接界面的焊接区域采用绑定约束实现焊缝的熔合,在搭接界面的其他区域采用面对面接触。

4 结果和讨论

4.1 温度场

图 4 给出了完全熔透和部分熔透搭接激光焊接接头的温度场以及实际焊缝横截面的对比,其中红色区域(温度高于 $1450\text{ }^{\circ}\text{C}$)代表热分析预测的熔合区,红色区域和蓝色区域之间的范围(温度处于 $800\sim 1450\text{ }^{\circ}\text{C}$)是预测的热影响区。表 3 列出了热分析预测(FEM)的焊缝尺寸和实际(EXP)焊缝尺寸的对比,可见,最大误差均在 10% 以内,证明了热

源模型和热边界条件的准确性。

图 5 给出了完全熔透和部分熔透搭接激光焊接接头在焊件外表面和搭接界面处的温度分布,其中虚线表示母材金属的熔点,其与温度变化曲线的交点为熔合区的边缘。两种焊接接头沿厚度方向的温度峰值逐渐降低,熔合区宽度逐渐减小,这是由焊接过程中的热流密度沿焊件厚度方向的减小造成的。完全熔透焊件在外表面和搭接界面处的温度峰值均大于部分熔透焊件,如图 5 所示,完全熔透焊件上板表面的温度峰值($3650\text{ }^{\circ}\text{C}$)大于部分熔透焊件($3050\text{ }^{\circ}\text{C}$),这是由于完全熔透焊件的热输入量(84 J/mm)大于部分熔透焊件(57.6 J/mm)。在热边界条件相同的情况下,温度峰值随着焊接热输入的增加而增大,并且高温区域也随之增加 $^{[18]}$,因此,完全熔透焊件的熔合区尺寸大于部分熔透焊件,如表 3 所示。此外,对于部分熔透焊接接头,其下板外表面的峰值温度约为 $600\text{ }^{\circ}\text{C}$,与其外表面没有烧蚀痕迹相符。

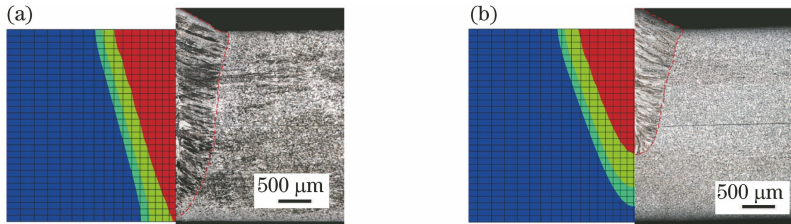


图 4 热分析得到的熔合区和实际焊缝。(a)完全熔透接头;(b)部分熔透接头

Fig. 4 Fusion zone obtained by thermal analysis and weld obtained in experiment.

(a) Full penetration welded joint; (b) partial penetration welded joint

表 3 预测焊缝尺寸与实际焊缝尺寸的对比

Table 3 Comparison of predicted and actual weld sizes

Welded joint	Weld width of top surface /mm		Weld width of lap interface /mm		Penetration depth /mm		Maximum error /%
	FEM	EXP	FEM	EXP	FEM	EXP	
Full penetration	1.89	1.73	1.18	1.26	3.0	2.94	9.2
Partial penetration	1.65	1.52	0.72	0.78	1.94	1.96	8.6

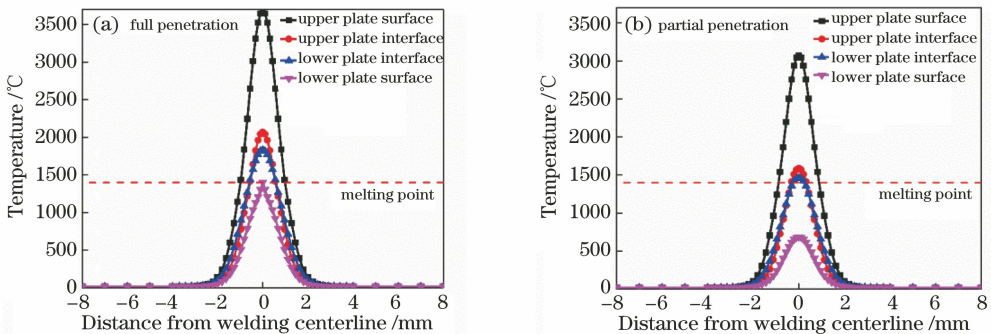


图 5 焊件外表面和搭接界面沿中间横截面的温度分布。(a)完全熔透接头;(b)部分熔透接头

Fig. 5 Temperature distribution on the outer surfaces and lap interfaces along middle cross-section of weldments.

(a) Full penetration welded joint; (b) partial penetration welded joint

4.2 残余应力场分布

图 6 显示了完全熔透和部分熔透搭接激光焊接接头上表面和中间横截面的残余应力分布云图,其中的黑色虚线表示焊缝轮廓。焊接起始和结束部分的横向、纵向残余应力不同于焊接中间区域,焊接中间区域的残余应力分布比较均匀,这可能是由焊接开始和结束时的温度梯度大导致的^[21]。

图 7(a)、(b) 显示了完全熔透和部分熔透焊接接头在焊件外表面和搭接界面沿中间横截面的纵向残余应力分布,其中, F 表示完全熔透接头, P 表示部分熔透接头, XRD 表示 X 射线测量结果, FEM 表示有限元分析结果。对于部分熔透焊接接头,在距焊缝中心线约 3 mm 范围内,焊件外表面和搭接界面处产生了约 400 MPa 的纵向残余拉应力,该值接近室温下母材的屈服强度;在距焊缝中心线 3~6 mm 范围内,纵向残余拉应力快速降低,并最终变

成 160 MPa 的残余压应力。产生这一现象的原因是受热膨胀的金属材料在冷却过程中由于温度的降低开始收缩,而这种收缩受到周围金属材料的抑制,从而在焊缝及其附近区域产生拉应力;此外,在距离焊缝稍远的位置产生了压应力,以实现焊件内应力的平衡^[16]。在远离焊缝中心线的区域,材料不受焊接热输入的影响,残余应力几乎为 0。不同表面和搭接界面的残余应力分布表明:焊件的纵向残余应力沿板厚方向的变化很小。与部分熔透焊接接头相比,完全熔透焊接接头纵向残余应力峰值的变化很小,这是因为焊件的残余应力峰值与材料的屈服强度有关,受热输入的影响较小^[22]。完全熔透焊接接头高残余应力区范围比部分熔透焊接接头宽约 30%,这主要是由于热输入量较大的完全熔透焊接接头的热传导加热区域更宽,焊缝附近的塑性变形区更大,因此高残余应力区域范围较大。

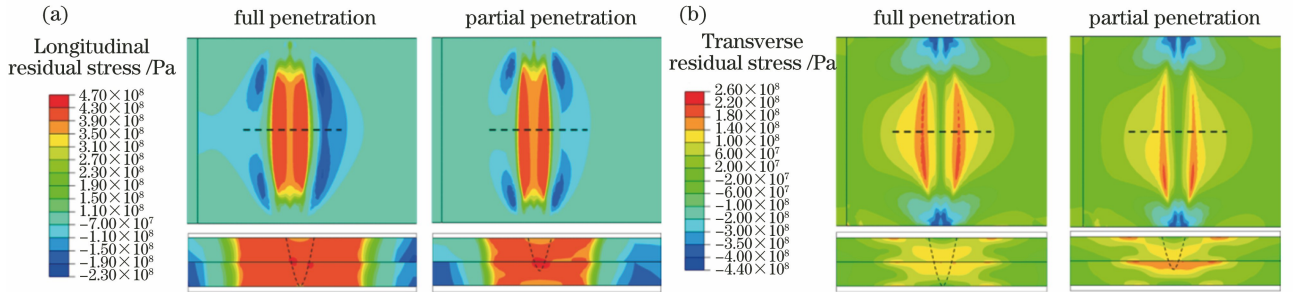


图 6 完全熔透和部分熔透搭接激光焊接接头上表面和中间横截面的残余应力分布云图。(a)纵向残余应力;(b)横向残余应力

Fig. 6 Residual stress contours of full penetration and partial penetration welded joints on the top surface and middle cross-section of the weldments. (a) Longitudinal residual stress; (b) transverse residual stress

图 7(c)、(d) 显示了完全熔透和部分熔透焊接接头在焊件外表面和搭接界面沿中间横截面的横向残余应力分布。焊件的横向残余应力峰值约为纵向残余应力峰值的一半,这是由于焊接过程中的横向约束比纵向约束弱^[17]。对于部分熔透焊接接头,焊件外表面的焊缝中心产生了 30 MPa 的横向残余压应力,随着到焊缝中心距离的增大,横向残余压应力逐渐向拉应力转变,且在 2.5 mm 处的残余压应力达到最大值,焊件下板表面的横向残余应力峰值(186 MPa)远大于焊件上板表面(115 MPa);焊件搭接界面的焊缝中心产生了横向残余拉应力,而焊件外表面为压应力,这是由焊接接头沿板厚方向的收缩导致的^[7];焊件搭接界面处的最大横向残余拉应力出现在距焊缝中心约 2.5 mm 处,且焊件下板界面的横向残余应力峰值(198 MPa)大于焊件上板界面(129 MPa)。与部分熔透焊接接头相比,完全熔透焊件搭接界面间和外表面间横向残余应力的差

异都很小,完全熔透焊件上下板与部分熔透焊件上板的横向残余应力接近。部分熔透焊件下板搭接界面处的横向残余应力峰值(198 MPa)大于完全熔透焊件(131 MPa)。前述分析表明,部分熔透板材的横向残余应力峰值均大于熔透板材,这主要是因为,一方面,部分熔透板材内沿厚度方向的温度梯度较大,因而板材的热变形更加不均匀;另一方面,激光加热熔化的金属材料在部分熔透板材中膨胀收缩受到的约束要比在熔透板材大,从而导致部分熔透板材中的横向残余应力较大^[23]。图 8 给出了当激光束到达焊件中间时,上板界面和下板界面的横向位移量。完全熔透焊接接头上板界面和下板界面的横向位移量相差很小,而部分熔透焊接接头下板界面的横向位移远小于上板界面,这说明部分熔透板材对熔融金属材料自由膨胀的约束要强于熔透板材,从而导致其横向位移量较小。完全熔透焊件上下板间的横向位移量相差较小也解释了其横向残余应力

差异较小的原因。

图 7(a)、(c)中分别给出了纵向和横向残余应力的 X 射线测量结果。可见:两种焊接接头残余应力的测量结果与有限元模拟结果虽然有误差,但基本吻合。该误差主要由以下三个因素引起:一是 X 射线衍射法的测量误差;二是采用了各向同性硬化塑性模型来表征材料的塑性性能,这与材料实际的应

力应变曲线略有差别;三是未考虑 301L 冷轧板中的初始残余应力。此外,焊件外表面的残余应力分布与李树虎等^[6]、梁行等^[10]的测量结果有相同的变化趋势。部分熔透下板搭接界面最大横向残余拉应力的区域与朱立红等^[11]的部分熔透搭接激光焊接接头疲劳裂纹起始区域的位置比较吻合,且横向残余拉应力垂直于疲劳裂纹,与疲劳主应力方向一致。

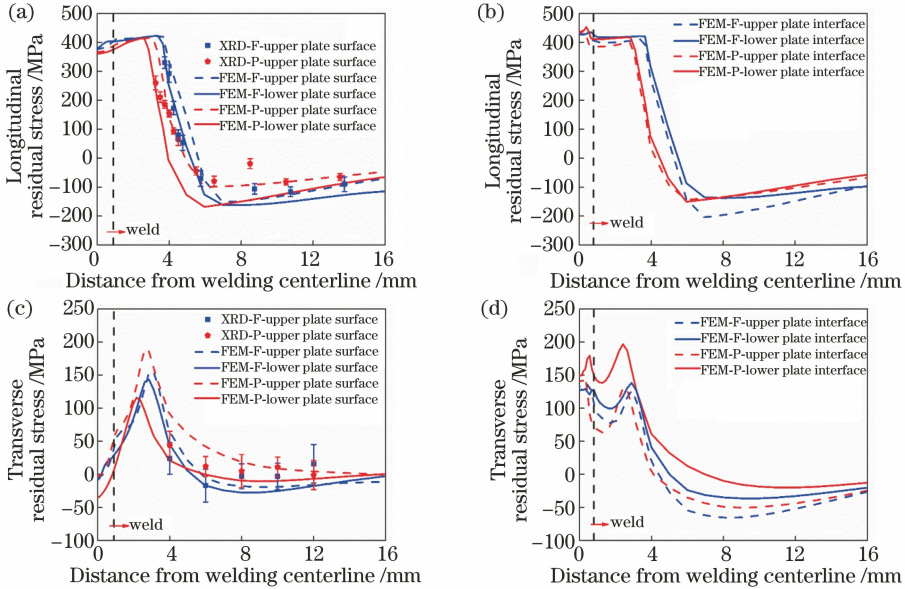


图 7 焊件沿中间横截面的残余应力随到焊件中心线距离的变化。(a)外表面的纵向残余应力;(b)搭接界面的纵向残余应力;(c)外表面的横向残余应力;(d)搭接界面的横向残余应力

Fig. 7 Residual stress along middle cross-section as functions of the distance from welding centerline. (a) Longitudinal residual stress at outer surface; (b) longitudinal residual stress at lap interface; (c) transverse residual stress at outer surface; (d) transverse residual stress at lap interface

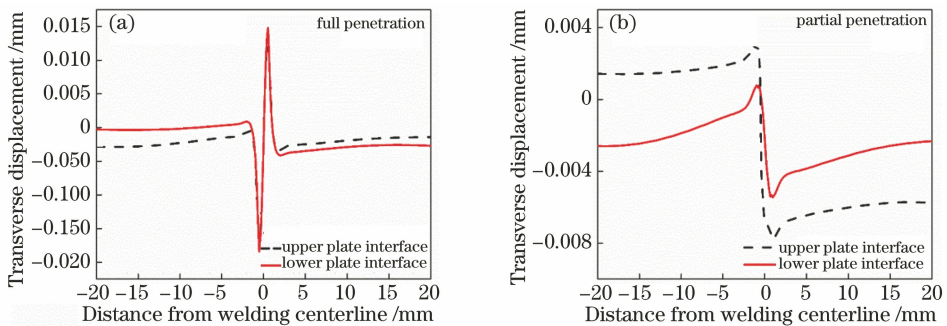


图 8 焊件沿中间横截面的横向位移随到焊缝中心线距离的变化(当激光束达到焊件中间时)。(a)完全熔透焊接接头;(b)部分熔透焊接接头

Fig. 8 Transverse displacement along middle cross-section as functions of the distance from welding centerline when laser beam arrived weldment center. (a) Full penetration welded joint; (b) partial penetration welded joint

4.3 焊接变形

图 9(a)为两种焊接接头沿板厚方向的变形云图,图 9(b)为有限元模拟和试验测量得到的焊接变形结果。两种焊接接头在焊缝熔合区内沿厚度方向的变形量迅速减小是由于熔合区内温度梯度高产生

了较大的热变形。有限元模拟得到的最大变形量略小于试验测量结果,这是由于有限元分析中对焊件的装夹条件进行了简化。有限元模拟的变形趋势与试验测量的结果基本吻合,从而验证了有限元模型的准确性。可以看出,完全熔透焊件的最大变形量

约为 0.2 mm, 而部分熔透焊件的最大变形量约为 0.35 mm, 虽然部分熔透焊接接头的热输入量较小, 但其变形却大于完全熔透焊接接头。两种激光焊接接头的变形量都小于 0.4 mm, 这与传统焊接工艺的焊接变形量不同, 后者通常大于 8 mm^[7]。

图 10 给出了完全熔透和部分熔透焊接接头在焊件外表面和搭接界面处沿中间横截面的横向变形量。横向变形量在熔合区内急剧变化, 随着到焊缝中心线距离的增加, 横向变形量逐渐增加, 之后趋于稳定。在焊件的不同表面和界面处, 焊缝在板厚方

向上热量分布的差异导致了横向变形量的不同。特别地, 对于部分熔透焊接接头, 其下板表面未熔透, 故其横向变形量几乎为 0。部分熔透焊接接头和完全熔透焊接接头的上表面与下表面之间的横向收缩差异分别为 0.072 mm 和 0.041 mm, 这是由于前者上下表面之间的温度差异 (2450 °C) 远大于后者 (2000 °C)。部分熔透焊接接头的上下表面之间较大的横向收缩差异导致了相对较大的角变形, 这是部分熔透焊接接头沿板厚方向变形量 (0.35 mm) 大于完全熔透焊接接头 (0.2 mm) 的原因。

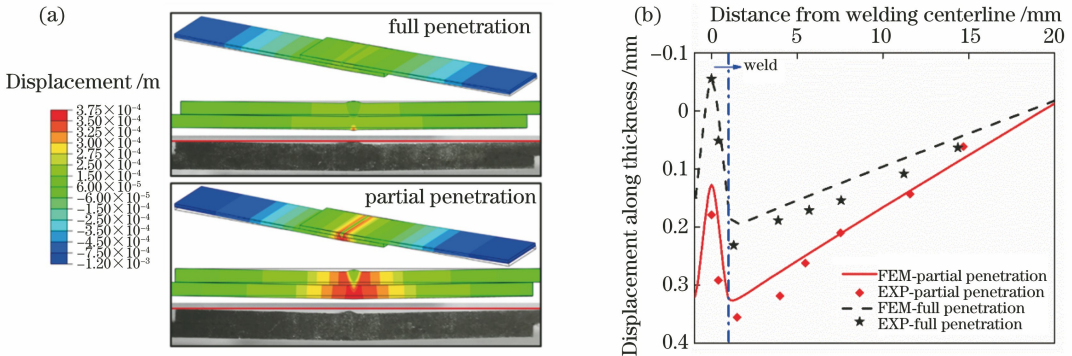


图 9 板厚方向的焊接变形。(a) 变形云图; (b) 有限元模拟和试验测得的变形量
Fig. 9 Welding deformation in plate thickness direction. (a) Deformation contours; (b) displacement obtained by simulation and experiment

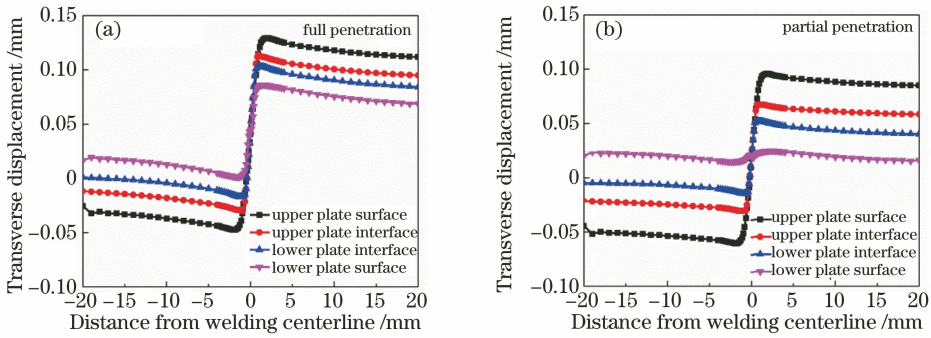


图 10 焊件外表面和搭接界面处沿中间横截面的横向位移量。(a) 完全熔透接头; (b) 部分熔透接头
Fig. 10 Transverse displacement along the middle cross-section of outer surface and lap interface of weldments. (a) Full penetration welded joint; (b) partial penetration welded joint

5 结 论

利用考虑了搭接界面接触约束的顺序耦合热-弹塑性有限元模型, 计算得到了完全熔透和部分熔透搭接激光焊接接头的温度场、残余应力和焊接变形量, 数值模拟结果和试验结果吻合良好。

完全熔透和部分熔透焊接接头的纵向残余应力峰值相差不大, 接近母材金属的屈服强度, 但完全熔透焊接接头的高应力区范围比部分熔透焊接接头宽约 30%。

部分熔透焊接接头沿厚度方向的横向残余应力差异大于完全熔透焊接接头; 横向残余应力的峰值位于距焊缝中心约 2.5 mm 的热影响区内; 由于部分熔透板材的温度分布不均匀以及对焊缝金属自由膨胀的约束强于熔透板材, 故部分熔透焊接接头下板搭接界面的横向残余应力峰值 (198 MPa) 大于熔透焊接接头 (131 MPa)。

部分熔透焊接接头上下表面之间的横向收缩差异明显大于完全熔透焊接接头, 从而导致部分熔透焊接接头沿板厚方向的焊接变形 (0.35 mm) 大于熔

透焊接接头(0.2 mm)。

参 考 文 献

- [1] Cerrone C, Chiti F, Sacchi M, et al. Application of laser welding to stainless steel light rail vehicle[J]. *Welding in the World*, 2008, 52(7/8): 27-32.
- [2] Guo X Z, Liu W, Wang C K, et al. Numerical analysis of elastic-plastic deformation evolution and fracture behavior in tensile process of laser lap welded 301L joints[J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2018, 45(12): 1202003.
郭相忠, 刘伟, 王昌坤, 等. 301L 搭接激光焊接接头拉伸过程的弹塑性演变及断裂数值分析[J]. *中国激光*, 2018, 45(12): 1202003.
- [3] Bhadra R, Pankaj P, Biswas P, et al. Thermo-mechanical analysis of CO₂ laser butt welding on AISI 304 steel thin plates[J]. *International Journal of Steel Structures*, 2019, 19(1): 14-27.
- [4] Barsoum Z, Barsoum I. Residual stress effects on fatigue life of welded structures using LEFM[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2009, 16(1): 449-467.
- [5] Zambon A, Ferro P, Bonollo F. Microstructural, compositional and residual stress evaluation of CO₂ laser welded superaustenitic AISI 904L stainless steel[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2006, 424(1/2): 117-127.
- [6] Li S H, Jiang Y L, Chen H N, et al. Comparison of residual stress determination methods for laser lap welding of stainless steel sheet [J]. *Welding & Joining*, 2017, (8): 17-20.
李树虎, 姜云禄, 陈怀宁, 等. 不锈钢薄板激光搭接焊残余应力测量方法对比研究[J]. *焊接*, 2017, (8): 17-20.
- [7] Mao Z T, Pu X W, Wang W D, et al. Comparison of welding deformation and residual stress in Q345 steel thin-plate joints induced by laser beam welding and gas metal arc welding[J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2016, 43(6): 0602010.
毛志涛, 蒲晓薇, 汪维登, 等. Q345 钢激光焊与气体保护焊的焊接变形与残余应力对比[J]. *中国激光*, 2016, 43(6): 0602010.
- [8] Wu Q, Xu L Y, Yang Y Q, et al. Study on laser welding residual stress of high strength steel [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2015, 42(6): 0603007.
伍强, 徐兰英, 杨永强, 等. 高强钢激光焊接残余应力的研究[J]. *中国激光*, 2015, 42(6): 0603007.
- [9] Kouadri-Henni A, Seang C, Malard B, et al. Residual stresses induced by laser welding process in the case of a dual-phase steel DP600: simulation and experimental approaches [J]. *Materials & Design*, 2017, 123: 89-102.
- [10] Liang H, Jiang Y L, Chen H N, et al. Effect of residual stress on mechanical properties of laser welded thin plate lap joint [J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2017, 38(10): 112-116.
梁行, 姜云禄, 陈怀宁, 等. 残余应力对薄板激光搭接接头力学性能的影响[J]. *焊接学报*, 2017, 38(10): 112-116.
- [11] Zhu L H, Yu Y F, Guo T, et al. Study on fatigue properties for non-penetration laser lap welding of stainless steel[J]. *Science and Technology Innovation Herald*, 2014, 11(12): 1-2, 4.
朱立红, 于英飞, 郭涛, 等. 不锈钢搭接激光非熔透焊接接头疲劳性能的研究[J]. *科技创新导报*, 2014, 11(12): 1-2, 4.
- [12] Zain-Ul-abdein M, Nelias D, Jullien J F, et al. Prediction of laser beam welding-induced distortions and residual stresses by numerical simulation for aeronautic application [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2009, 209(6): 2907-2917.
- [13] Spina R, Tricarico L, Basile G, et al. Thermo-mechanical modeling of laser welding of AA5083 sheets [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2007, 191(1/2/3): 215-219.
- [14] Han X H, Chen J, Kan Y, et al. Heat source model for non-penetration laser lap welding of stainless steel sheets[J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2017, 44(5): 0502002.
韩晓辉, 陈静, 阚盈, 等. 不锈钢薄板非熔透激光搭接焊热源模型[J]. *中国激光*, 2017, 44(5): 0502002.
- [15] Sun J M, Liu X Z, Tong Y G, et al. A comparative study on welding temperature fields, residual stress distributions and deformations induced by laser beam welding and CO₂ gas arc welding [J]. *Materials & Design*, 2014, 63: 519-530.
- [16] Deng D A, Kiyoshima S. Numerical simulation of residual stresses induced by laser beam welding in a SUS316 stainless steel pipe with considering initial residual stress influences [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2010, 240(4): 688-696.
- [17] Xia J, Jin H. Numerical study of welding simulation and residual stress on butt welding of dissimilar thickness of austenitic stainless steel [J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, 91(1/2/3/4): 227-235.
- [18] Cai J P, Jiang X H, Zhang Y J, et al. Influence of groove type on residual stress and distortion in SUS304 austenitic stainless steel butt weld [J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2016, 37(2): 63-66.

- 蔡建鹏, 蒋小华, 张彦杰, 等. 坡口形式对 SUS304 奥氏体不锈钢对接接头残余应力和变形的影响 [J]. 焊接学报, 2016, 37(2): 63-66.
- [19] Huang C X, Yang G, Wang C, et al. Mechanical behaviors of ultrafine-grained 301 austenitic stainless steel produced by equal-channel angular pressing [J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 2011, 42(7): 2061-2071.
- [20] Byun T, Hashimoto N, Farrell K. Temperature dependence of strain hardening and plastic instability behaviors in austenitic stainless steels [J]. Acta Materialia, 2004, 52(13): 3889-3899.
- [21] Huang B S, Chen Q, Yang J, et al. Numerical simulation of welding residual stress and distortion in Q345/316L dissimilar steel [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2019, 40(2): 138-144.
- 黄本生, 陈权, 杨江, 等. Q345/316L 异种钢焊接残余应力与变形数值模拟 [J]. 焊接学报, 2019, 40(2): 138-144.
- [22] Akbari D, Sattari-Far I. Effect of the welding heat input on residual stresses in butt-welds of dissimilar pipe joints [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2009, 86(11): 769-776.
- [23] Lin J, Ma N, Lei Y, et al. Measurement of residual stress in arc welded lap joints by $\cos\alpha$ X-ray diffraction method [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2017, 243: 387-394.