

Q345 钢激光焊与气体保护焊的焊接变形与残余应力对比

毛志涛 蒲晓薇 汪维登 叶延洪 邓德安

重庆大学材料科学与工程学院, 重庆 400045

摘要 分别采用气体保护焊(GMAW)和激光焊(LBW)焊接板厚为 2.8 mm 的 Q345 低合金高强钢对接接头,并测量了对接接头的面外变形。基于 Abaqus 软件平台,开发了同时考虑材料非线性与几何非线性的热-弹-塑性有限元算法。利用开发的算法计算了 GMAW 和 LBW 两种焊接方法的焊接温度场、焊接变形和残余应力。模拟温度场时,采用等密度椭球热源模拟 GMAW 的热输入,分别采用高斯分布锥形体热源、由等密度半椭球热源与锥形体热源组成的复合热源模拟 LBW 的热输入。数值模拟结果和试验结果表明,焊接 2.8 mm 厚的 Q345 钢板对接接头时,LBW 产生的面外焊接变形明显小于 GMAW;LBW 在焊缝附近产生的纵向高拉伸应力区域范围明显小于 GMAW,且两者的纵向与横向残余应力分布形态也有较大差异。此外,模拟激光焊时,虽然高斯分布锥形体热源与复合热源模型在板厚方向的热流密度分布不同,但两者产生的焊接变形差异很小,焊接残余应力分布也基本一致。数值模拟结果对两种激光热源模型并不十分敏感。

关键词 激光技术;焊接变形;残余应力;数值模拟;激光焊;气体保护焊

中图分类号 TG404

文献标识码 A

doi: 10.3788/CJL201643.0602010

Comparison of Welding Deformation and Residual Stress in Q345 Steel Thin-Plate Joints Induced by Laser Beam Welding and Gas Metal Arc Welding

Mao Zhitao Pu Xiaowei Wang Weideng Ye Yanhong Deng Dean

College of Materials Science and Engineering, Chongqing University, Chongqing 400045, China

Abstract Gas metal arc welding (GMAW) and laser beam welding (LBW) were used to weld 2.8-mm-thick low-alloy high-strength Q345 steel butt joints. The out-of-plane deformation in the welded joints was measured experimentally. Meanwhile, based on the Abaqus software, a thermal-elastic-plastic property-based finite element method considering both material and geometrical nonlinearity is developed to calculate the welding temperature field, welding deformation and residual stress in the LBW and GMAW processes. In the simulation process of temperature field, an ellipsoid volumetric heat source model with uniform density flux was used to simulate the heat input induced by the GMAW process, while a conical heat source model with Gaussian distribution and a combined source model consisting of half ellipsoid volumetric heat source and conical heat source were used to model the heat input induced by the LBW process. The simulated and experimental results show that the out-of-plane deformation induced by the GMAW process is far larger than that produced by LBW. In addition, the area with high longitudinal tensile stress in the LBW joint is much smaller than that in the GMAW joint. Both longitudinal and transverse residual stress distributions in the LBW joint are notably different from those in the GMAW joint. In the simulation of LBW, welding deformation and residual stress distribution in the conical heat source model with Gaussian distribution and in the combined heat source model are similar, although the heat flux distribution in the thickness direction is different. The simulation results are not sensitive to the used heat source models.

收稿日期: 2016-01-26; **收到修改稿日期:** 2016-03-08

作者简介: 毛志涛(1991—),男,硕士研究生,主要从事焊接数值模拟和金属材料焊接等方面的研究。

E-mail: maozt1010@outlook.com

导师简介: 邓德安(1968—),男,教授,博士生导师,主要从事焊接数值模拟和金属材料焊接等方面的研究。

E-mail: deandeng@cqu.edu.cn(通信联系人)

Key words laser technique; welding deformation; residual stress; numerical simulation; laser beam welding; gas metal arc welding

OCIS codes 140.3390; 160.3900; 350.3850

1 引 言

交通运输工具对降低能耗的要求越来越高,不论是船舶、汽车还是轨道车辆,轻量化设计与制造已成为一种必然趋势^[1]。以汽车制造为例,铝合金与镁合金等轻金属以及高强钢等先进结构材料正逐步取代传统结构材料低碳钢。采用高强钢可以使材料减薄从而达到轻量化目的。

焊接技术作为重要的连接手段之一,在汽车制造中被广泛采用^[2]。然而,在**高强钢薄板结构**焊接过程中,由于薄板结构自身刚度较小,在焊接热载荷作用下,会引起较大的焊接变形。在结构设计不合理或焊接工艺不合理的情况下,甚至会出现失稳变形,这种变形一旦出现很难矫正^[3]。焊接变形会降低结构尺寸精度,降低结构承载能力,变形过大对产品的外观质量有严重影响。

在生产现场,往往采用控制焊接热输入与外部拘束来控制**和减小焊接变形**^[4-6]。可通过控制焊接参数或选择合理的焊接方法来控制热输入。采用弧焊焊接薄板时,有时即使采用最小的焊接热输入也难以控制焊接变形。因此,需要采用其他焊接方法,如高能密度的激光焊(LBW)或电子束焊等,以减小焊接变形。激光焊接作为一种相对较新的焊接方法,具有生产效率高、能量密度大、焊接热输入小及易于实现焊接自动化等特点,从20世纪80年代起在工业上的应用开始增加,目前已经成为薄板焊接的主要方法^[7-9]。

激光焊与传统熔焊方法具有各自的优缺点,国内外研究人员对两种焊接方法进行了大量研究。武传松^[10]深入研究了电弧焊的焊接过程和熔池形态。Ghazanfari等^[11]使用电弧焊与电阻焊对**高强钢**进行焊接,并研究了焊接接头组织和力学性能。庞盛永等^[12-13]研究了激光焊接时的小孔与运动熔池行为,并进行了数值求解。王金凤等^[14-16]对**高强钢激光焊接接头组织和性能**进行了研究。Lee等^[17]使用激光焊、钨极氩弧焊与活性气体保护焊(GMAW)对板厚为3.2 mm的DP780薄板进行焊接试验,并对比分析了焊接接头的硬度、拉伸性能和耐疲劳性能。关于**高强钢薄板激光焊与气体保护焊**所产生焊接变形与残余应力分布定量比较的研究相对较少。

为研究激光焊与传统熔焊方法对**高强钢薄板焊接变形与残余应力**的影响,本文使用气体保护焊与激光焊分别对厚为2.8 mm的Q345钢板进行焊接,并测量焊接接头的面外变形。同时,基于Abaqus软件平台,开发数值模拟算法,计算了两种焊接方法的焊接温度场、焊接变形和残余应力。对比气体保护焊与激光焊的试验结果与数值模拟结果,重点讨论了激光焊和气体保护焊的焊接变形特点。利用数值模拟结果,详细比较了激光焊与气体保护焊的残余应力场。此外,为了澄清激光焊接热源模型对**高强钢薄板对接接头变形及残余应力**影响的敏感性,还采用两种不同的热源模型模拟了Q345钢的焊接变形和残余应力。

2 试验方法

2.1 焊接试验

试验中选取Q345低合金**高强钢**作为被焊材料即母材,板厚为2.8 mm。采用激光焊接时,直接在尺寸为400 mm×200 mm的试板中央位置进行熔化焊接,不添加焊接材料;采用气体保护焊接时,将两块尺寸为400 mm×100 mm的试板进行对接焊接,采用的焊丝为YGW16,其直径为1.2 mm。进行气体保护焊接之前,为保证两块试板在焊接过程中相对位置保持不变,对接前在试板两端和中部进行点焊固定。试验中,激光焊接设备为DC 045 W激光焊机(Rofin,德国),气体保护焊设备为TAWERS TA-1400弧焊机器人系统(松下,日本)。激光焊与气体保护焊参数如表1所示。

表1 气体保护焊和激光焊的焊接参数

Table 1 Welding parameters of GMAW and LBW

Parameter	Current /A	Voltage /V	Power /W	Speed /($\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$)	Shielding gas	Heat input/($\text{J} \cdot \text{mm}^{-1}$)
GMAW	163.0	19.7	—	0.5	CO ₂ /Ar (volume ratio of 1:4)	385.3
LBW	—	—	2600	2.0	Ar	78.0

2.2 焊接变形测量试验

焊接完成以后,为得到焊接试样挠曲变形数据,首先将变形后试样的上表面边缘轮廓投影到白纸上得到轮廓曲线,再在轮廓曲线始末端之间作一基准直线,在轮廓曲线基准直线上等距取点,然后用游标卡尺测量这些点从基准直线到轮廓曲线的距离,这些距离值即为试样边缘的挠曲变形数据。为得到焊接试板的实际变形分布图,采用测量精度为 0.02 mm 的 ROMER INFINITE 2.0 柔性关节臂三维坐标测量仪[海克斯康测量技术(青岛)有限公司,青岛]对焊接试板进行坐标测量。测量点布置在试板的上表面,长度方向上分为 6 排,每排包含 15 个测量点,共计 90 个测量点。测量结束后,将所得测量点的坐标数据利用 Matlab 软件进行插值和坐标转换处理,最后绘制得到焊接试板变形后的三维图像,即焊接试板的变形分布云图。

3 数值模拟方法

基于 Abaqus 有限元分析软件,开发了同时考虑材料非线性和几何非线性的热-弹-塑性有限元算法(FEM)来模拟低合金高强钢薄板的焊接温度场、焊接变形和残余应力。在数值模拟过程中,采用顺序耦合方式完成焊接过程的数值模拟。先根据实际焊接参数进行温度场计算,然后再将温度场计算结果作为热载荷并考虑力学边界条件进行应力-应变场计算。

在温度场和应力-应变场计算过程中分别考虑材料热物理性能和力学性能随温度的变化。Q345 钢的高温力学性能和高温热物理性能分别如图 1、2 所示^[18]。由于焊接试板的厚度仅为 2.8 mm,属于典型的薄板,因此在应力场计算过程中除考虑材料非线性问题外,还要考虑几何非线性问题^[9]。

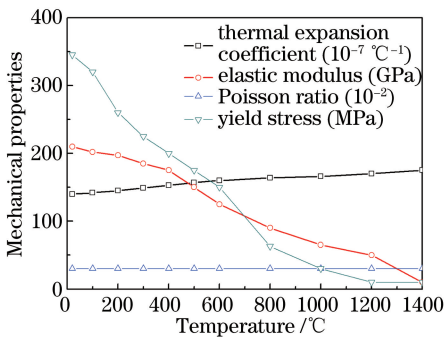


图 1 Q345 钢力学性能随温度的变化

Fig. 1 Variation in mechanical properties of Q345 with temperature

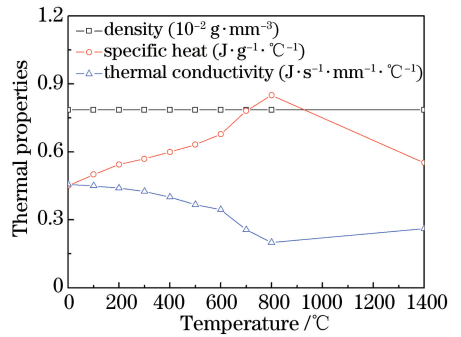


图 2 Q345 钢热物性能随温度的变化

Fig. 2 Variation in thermal properties of Q345 with temperature

3.1 有限元网格

为了精确模拟激光焊与气体保护焊的温度场和焊接变形,建立了与实际焊接接头尺寸完全一致的有限元模型。在气体保护焊模型中,根据实际焊缝形状考虑了焊缝余高,如图 3(a)所示。在激光焊模型中,由于没有采用焊接填充材料,因此没有详细考虑焊缝形态,激光焊的有限元模型如图 3(b)所示。

不论是激光焊还是气体保护焊,在焊接过程中热源作用在焊缝位置,因此焊缝及其附近区域的温度高,而且温度梯度大,进行有限元网格划分时在焊缝及附近区域网格划分得较密,在远离焊缝处网格相对较稀

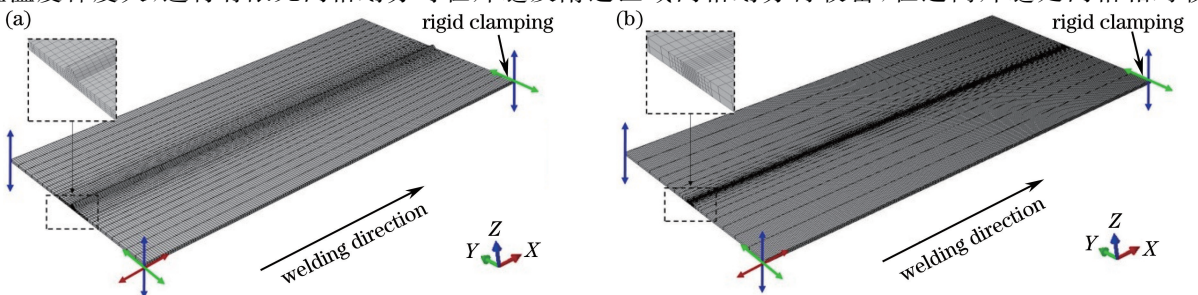


图 3 有限元模型与边界条件。(a) 气体保护焊; (b) 激光焊

Fig. 3 Finite element models and boundary conditions. (a) GMAW; (b) LBW

疏,目的是为了平衡计算精度与计算时间。激光焊与气体保护焊相比,热流密度高、温度梯度大,因此,激光焊有限元模型中的焊缝及其附近区域的网格密度比气体保护焊模型的密度更大。气体保护焊模型中沿焊接方向单元长度为 2 mm,垂直焊接方向的单元宽度为 0.88 mm,而激光焊有限元模型沿焊接方向单元长度为 1.0 mm,单元宽度为 0.4 mm。气体保护焊模型的节点总数为 44220,单元总数为 34000;激光焊模型的节点总数为 60669,单元总数为 48640。

3.2 热源模型及温度场计算

在温度场模拟过程中,采用三维移动热源来模拟给定焊接条件下的热输入。通过开发 Abaqus 中的 Dflux 子程序来建立激光焊和气体保护焊的三维移动热源模型。模拟气体保护焊时,采用等密度的半椭球体热源模型。激光焊时采用两种不同的热源模型来模拟焊接过程。第一种热源是高斯分布的锥形体热源,第二种热源为等密度半椭球热源与高斯分布的锥形体热源组成的复合热源。

在气体保护焊采用的等密度半椭球体热源模型中,热流密度 $q_e(x, y, z)$ 可定义为

$$q_e(x, y, z) = \frac{Q_e}{V_e}, \quad (1)$$

式中 Q_e 为半椭球体热源功率, V_e 为该热源的体积。热源的作用区域可表示为

$$\frac{(x - v_0 t)^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{(z - z_0)^2}{c^2} \leq 1 \quad (z \leq 0), \quad (2)$$

体积的计算公式为

$$V_e = \frac{2}{3} \pi abc, \quad (3)$$

式中 a, b 和 c 分别为半椭球在 X, Y 和 Z 三个方向上的半轴长, v_0 为焊接速度, z_0 为热源中心(点 O) 在 Z 方向的初始坐标。该模型中, z_0 等于余高高度与板材厚度之和,即 5.5 mm。

对于高斯分布的锥形体热源,若热源高度为 $H = z_e - z_i$, z_e 与 z_i 分别为锥形体热源上下表面厚度方向坐标,高斯分布的锥形体热源的热流分布半径 r_0 沿厚度方向呈线性衰减,则

$$r_0(z) = r_e - (r_e - r_i) \frac{z_e - z}{z_e - z_i}, \quad (4)$$

式中 r_e 和 r_i 分别为锥形体热源上下表面热流分布半径,则热源作用范围体积为

$$A_v = \int_0^H r_0^2 \pi dh = \frac{H}{3} (r_e^2 + r_e r_i + r_i^2) \pi. \quad (5)$$

对于高斯分布而言,其实质为一系列平面高斯热源沿焊件厚度方向上的叠加^[10],则高斯分布的锥形体热源模型的热流密度分布为

$$q_c(r, z) = \frac{3Q_e e^3}{A_v (e^3 - 1)} \exp\left(-\frac{3r^2}{r_0^2}\right), \quad (6)$$

式中 Q_e 为锥形体热源功率, r 为径向距离, e 为自然对数。

激光焊采用的复合热源由半椭球体热源和锥形体热源组成:

$$Q_{\text{combi}} = Q_e + Q_c = (1 + \beta) Q_e, \quad (7)$$

式中 β 为两种热源的分配系数, Q_e 和 Q_c 分别为组成复合热源的半椭球体热源功率和锥形体热源功率。则复合热源热流密度表达式为

$$q_{\text{combi}}(x, y, z) = \begin{cases} \frac{Q_e}{V_H}, & z_e \leq z \leq H \\ \frac{3Q_e e^3}{A_v (e^3 - 1)} \exp\left(-\frac{3r^2}{x^2 + y^2}\right), & z_i \leq z < z_e \end{cases}, \quad (8)$$

式中

$$A_v = \int_0^H r_0^2 \pi dh = \frac{H}{3} (r_e^2 + r_e r_i + r_i^2) \pi. \quad (9)$$

为了便于说明,定义 3 个计算案例(Case 1, Case 2, Case 3)。使用等密度的半椭球体热源模拟的气体保

护焊模型定义为 Case 1,如图 4(a)所示。激光焊时使用两种不同的热源模型进行计算。其中,采用高斯分布锥形体热源的模型定义为 Case 2,如图 4(b)所示;使用等密度半椭球热源与高斯分布的锥形体热源组成的复合热源的模型定义为 Case 3,如图 4(c)、(d)所示,且组成复合热源的等密度半椭球热源的的能量占总能量的 50%。Case 1、Case 2 与 Case 3 使用热源模型的形状参数如表 2 所示。

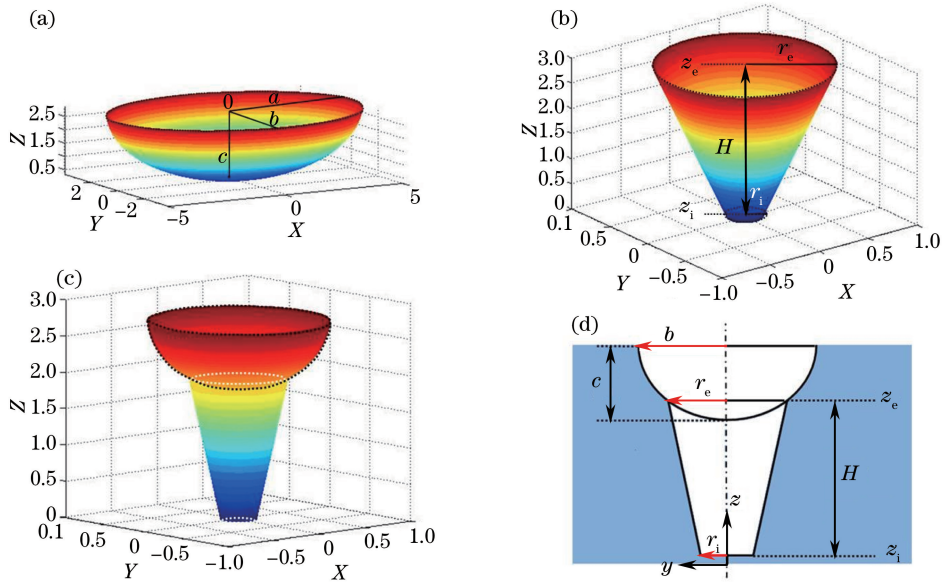


图 4 热源模型。(a) 半椭球体热源;(b) 锥形体热源;(c) 复合热源;(d) 复合热源尺寸参数

Fig. 4 Heat source models. (a) Half ellipsoid heat source; (b) conical heat source; (c) combined heat source; (d) dimensional parameters of combined heat source

表 2 热源参数(单位: mm)

Table 2 Parameters of heat sources (unit: mm)

Heat source	r_e	r_i	z_e	z_i	a	b	c
Case 1	—	—	—	—	5.0	3.5	2.7
Case 2	1.0	0.2	2.8	0.0	—	—	—
Case 3	0.7	0.2	1.7	0.0	0.9	0.9	1.15

3.3 焊接变形与残余应力计算

采用热-弹-塑性有限元方法计算焊接变形和残余应力时,将温度场结果以热载荷的形式加载到有限元模型中计算焊接变形与残余应力。计算时,假定材料为各向同性,弹性变形阶段遵循胡克定律,并考虑杨氏弹性模量和泊松比随温度的变化。热应变通过材料膨胀来计算,材料应变过程中产生的塑性变形则采用米塞斯屈服准则计算,同时考虑材料的屈服强度随温度的变化。由于低碳钢加工硬化现象不明显,忽略其对屈服强度的影响。进行焊接变形与残余应力计算时,为防止有限元模型发生刚性移动,对激光焊和 CO₂ 气体保护焊施加力学拘束,力学拘束条件分别如图 3(a)、(b)所示。

对 Q345 高强钢而言,由于碳当量相对较低,理论分析可知固态相变过程对焊接变形和残余应力的影响较小^[19],因此,忽略焊接过程中的相变。此外,在薄板焊接过程中,由于材料散热较快,高温停留时间较短,所以焊接变形与残余应力计算时不考虑蠕变的影响。总应变增量 $\{de^{total}\}$ 可表示为

$$\{de^{total}\} = \{de^e\} + \{de^p\} + \{de^{th}\}, \quad (10)$$

式中 $\{de^e\}$ 、 $\{de^p\}$ 和 $\{de^{th}\}$ 分别为弹性应变增量、塑性应变增量与热应变增量。

除了考虑材料非线性,还考虑几何非线性(大变形理论)。在大变形理论中,应变和位移的关系可描述为

$$\epsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \right], \quad (11)$$

$$\epsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right], \quad (12)$$

$$\epsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 \right], \quad (13)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right) \left(\frac{\partial u}{\partial y} \right) + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right) \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right) + \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right) \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right) \right], \quad (14)$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} + \left[\left(\frac{\partial u}{\partial z} \right) \left(\frac{\partial u}{\partial y} \right) + \left(\frac{\partial v}{\partial z} \right) \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right) + \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right) \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right) \right], \quad (15)$$

$$\gamma_{zx} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial v}{\partial x} + \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right) \left(\frac{\partial u}{\partial z} \right) + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right) \left(\frac{\partial v}{\partial z} \right) + \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right) \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right) \right], \quad (16)$$

式中 $\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z$ 分别为 x, y, z 方向上的正应变, $\gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}$ 分别为 $x-y, y-z, z-x$ 平面上的切应变, u, v, w 分别为 x, y, z 方向上的位移。一阶位移函数为线性函数, 代表大变形理论中位移-应变的线性响应; 二阶位移函数为非线性函数, 代表大变形理论中位移-应变的非线性响应^[20]。

4 试验结果分析与讨论

4.1 熔池形态对比

气体保护焊和激光焊两种焊接方式下接头的实际焊缝断面与对应的模拟结果如图 5 所示。图 5(a)、(c) 分别为气体保护焊和激光焊的实际焊接断面, 黑色曲线表示熔合线, 图 5(b)、(d)、(e) 分别为通过有限元分析获得的 Case 1、Case 2 与 Case 3 的准稳态熔池形貌图, 图中灰色区域为温度超过 1450 °C 的区域, 即为焊接熔池。图 5(d) 与图 5(e) 中黑色曲线轮廓与图 5(c) 中黑色曲线轮廓一致。比较发现, 无论是气体保护焊, 还是采用两种热源模型模拟的激光焊, 数值模拟得到的熔池形态与试验结果尽管有一定差异, 但总体上基本吻合。由于熔池形状由熔池的流动状态传热过程和熔滴过渡方式共同决定, 而研究中未考虑电弧对熔池表面的作用、浮力和表面张力梯度产生的液态金属对流等, 因此造成实际熔池形状与模拟结果稍有差异^[21]。

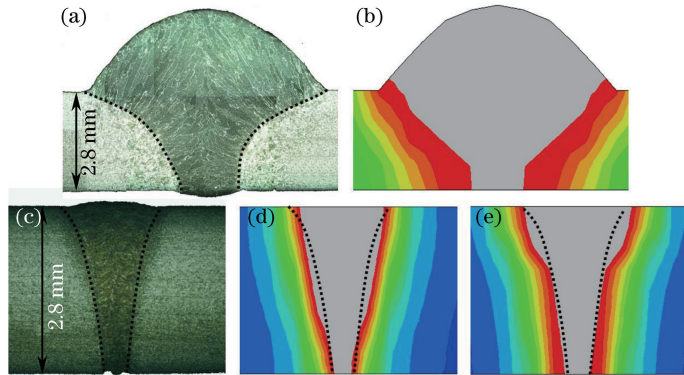


图 5 FEM 熔池形貌与试验结果对比。(a) 气体保护焊接头; (b) Case 1; (c) 激光焊接头; (d) Case 2; (e) Case 3
Fig. 5 Comparison of fusion zones obtained by experiment and FEM. (a) Joint of GMAW; (b) case 1; (c) joint of LBW; (d) case 2; (e) case 3

与气体保护焊熔池形态相比, 激光焊熔池范围远小于气体保护焊, 且激光焊熔池在厚度方向上熔池直径变化更为均匀。这是因为气体保护焊单位长度的热输入(385 J/mm)远大于激光焊(78 J/mm), 且激光焊的穿透能力明显优于气体保护焊。

比较激光焊的两种热源模型模拟得到的熔池形态, 可发现熔池在板厚方向的宽度变化略有差异。与锥形热源相比, 当复合热源熔池深度增加时熔池直径变化更加迅速。这是由于复合热源模型在板厚方向上热流密度下降速度比锥形热源更快。

4.2 面外变形的比较

气体保护焊 Case 1 数值模拟得到的面外变形分布与试验值绘制实际变形分布如图 6 所示。从图中可以看出, 通过有限元方法得到的焊接面外变形分布与试验测得焊接变形分布一致。从变形分布形状上看, 气体保护焊模拟获得的变形和试验测得的变形均为凸-凹变形。从变形的大小来看, 计算得到变形值与实际测量得出的变形量吻合良好。

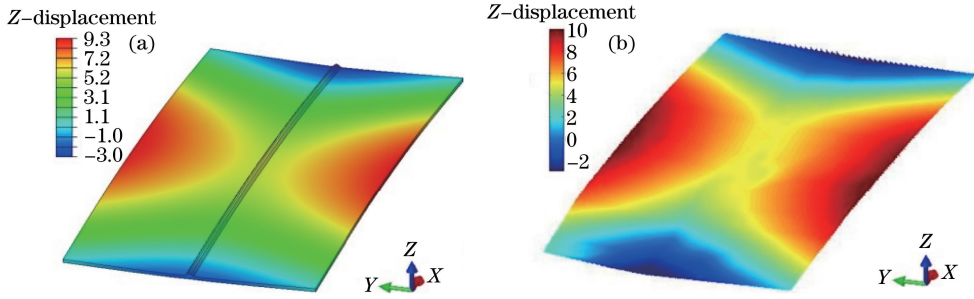


图 6 气体保护焊(a)FEM 计算和(b)试验结果变形云图

Fig. 6 Comparison of GMAW deformation contours obtained by (a) FEM calculation and (b) experiment

激光焊 Case 2 和 Case 3 的变形模拟结果及试验结果如图 7 所示。可以看出,通过有限元方法得到的面外变形分布与试验测得变形分布一致。从变形分布形状上看,激光焊使用两种热源模型模拟获得的焊接变形和试验测得焊接变形均为凸-凹变形。从变形量的大小上看,使用两种热源模型模拟得到的变形量相差较小,但测量得到的变形量与模拟获得的变形量之间存在一定差异。这可能是由于测量激光焊实际变形值时,由于其变形量相对较小,且焊接试板不平整(即在板厚方向上不平整,不平整度一般为 $-0.5 \sim +0.5$ mm),此外三维坐标测量仪测量数据时会产生一定的误差,从而使激光焊接模拟得到的变形量与实际测量得到的变形量有一定差异。此外,焊接试板的初期形状误差也是导致差异的一个原因。

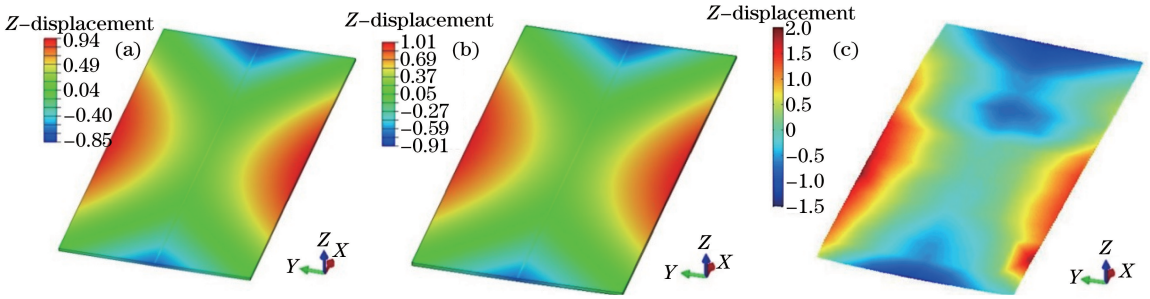


图 7 激光焊计算和试验结果变形云图。(a) Case 2; (b) Case 3; (c) 实测结果

Fig. 7 LBW deformation contours obtained by calculation and experiment. (a) Case 2; (b) case 3; (c) experiment

图 8 比较了 Case 1、Case 2、Case 3 沿 Line 1 的挠曲变形分布。从图中可以看出,激光焊与气体保护焊面外变形的数值模拟结果与对应的测量结果都十分吻合。另外,Case 1、Case 2 和 Case 3 在 Line 1 上沿板厚方向的最大面外变形量分别为 9.24、0.94、1.00 mm。对比可知,Case 1 的挠曲变形远大于 Case 2 与 Case 3 的挠曲变形。Case 2 与 Case 3 尽管采用了不同热源模型,但其变形量差异较小,Case 2 的变形量整体上略小于 Case 3。

基于激光焊与气体保护焊的计算结果与试验结果比较可得到如下结论:面外变形的分布形态和变形量

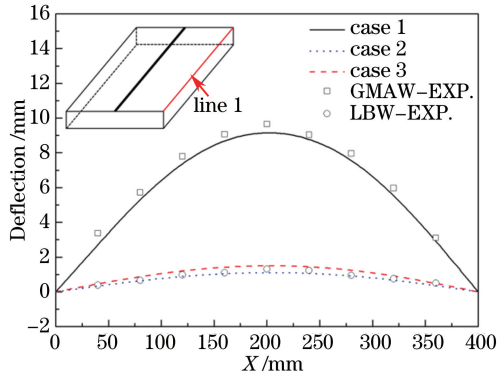


图 8 直线 Line 1 上的纵向弯曲变形

Fig. 8 Longitudinal bending deformation along line 1

都十分吻合,证明研究中开发的数值计算算法是有效的。进行激光焊数值计算时,焊接变形对热源不是很敏感。

4.3 纵向收缩与角变形

薄板焊接面外变形主要是纵向收缩在板厚方向的不均匀性和角变形共同作用的结果,其中纵向收缩由热输入决定^[22],角变形受热输入、板厚和约束条件等影响较大^[23]。

Case 1、Case 2 和 Case 3 中性面的纵向收缩如图 9 所示,纵向收缩值为中性面上 Line 2 与 Line 3 焊接方向位移的差值。从图中可以看出,Case 1 的纵向收缩总体上远大于 Case 2 和 Case 3 的纵向收缩,Case 2 与 Case 3 的纵向收缩值微有差别(最大相差 0.014 mm)。这是由于单道焊接接头的纵向收缩力与单位长度的热输入为正相关关系^[24],气体保护焊单位长度的热输入(385 J/mm)明显大于激光焊(78 J/mm)。对于激光焊数值模拟,虽然使用的热源模型不同,但热输入完全一致。

Case 1、Case 2 与 Case 3 焊接后沿 Line 4 挠曲变形的模拟结果及试验结果可以视为焊接接头的角变形(横向弯曲变形),分布如图 10 所示。比较 Case 1、Case 2、Case 3 可知,Case 1 的角变形远大于 Case 2 与 Case 3,Case 3 的角变形比 Case 2 略大,两者 Z 方向位移最大差值为 0.07 mm。气体保护焊穿透能力较弱,从最终获得熔透的焊接试样可以看出熔池上表面宽度远大于下表面宽度,致使上下表面熔化区域产生较大差异从而产生较大的角变形。激光焊时,由于穿透能力强,相对气体保护焊而言,在板厚方向上熔池直径变化更加平缓,上下表面熔化区域的大小相差不显著,因而角变形也相对较小。比较 Case 2 与 Case 3 的结果可知,虽然上下表面热流分布差异不大,但由于在板厚方向上复合热源比锥形热源热流密度下降快,熔池分布更为陡峭,在中性面上下熔化区域的面积差更为明显(图 5),致使使用复合热源的角变形略大于使用锥形热源的角度变形。

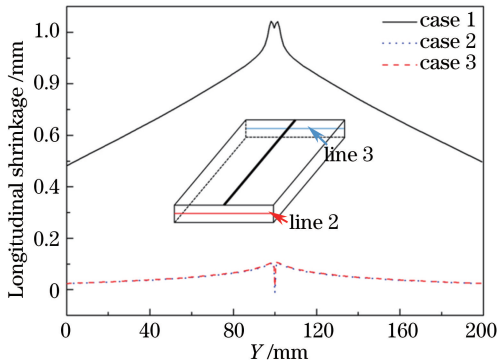


图 9 沿焊接方向的纵向收缩分布

Fig. 9 Longitudinal shrinkage distribution in the welding direction

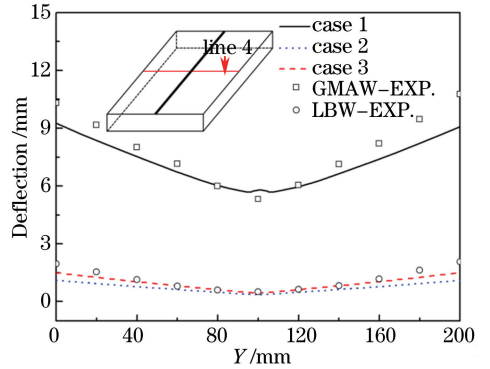


图 10 中央截面上沿 Z 方向的位移分布

Fig. 10 Z-displacement distribution on middle cross-section

4.4 焊接残余应力比较

研究者使用有限元计算方法计算得到高强钢气体保护焊和激光焊接头的残余应力值,并比较实测残余应力值,发现结果吻合良好,验证了数值模拟方法计算焊接残余应力的有效性^[18,25]。本文在上述工作的基础上,使用热-弹-塑性有限元算法计算了焊接残余应力。

图 11(a)比较了 Case 1、Case 2 和 Case 3 模型中央截面位置试样上、下表面的焊接纵向残余应力分布。由于气体保护焊(Case 1)热输入较大,焊接过后产生了较大的面外变形,焊接接头在距离焊缝中心 3~15 mm 的范围内,下表面纵向残余应力比上表面高,其他区域的残余应力值则比上表面低。对于激光焊(Case 2 和 Case 3),在距焊缝中心 12 mm 以内的区域,下表面纵向残余应力略高于上表面,且均为拉应力;其他区域下表面为压应力,上表面应力几乎为零。从图中可以看到,Case 1、Case 2 与 Case 3 拉伸应力峰值分别为 338、385、379 MPa,且 Case 1、Case 2 与 Case 3 的高应力区域宽度分别为 44、5、5 mm。对比可知,虽然使用激光焊的拉伸应力峰值大于气体保护焊,但其高应力区明显较窄,纵向残余应力分布优于气体保护焊。值得注意的是,使用不同热源模型的激光焊纵向残余应力在分布和数值上的差异均较小。

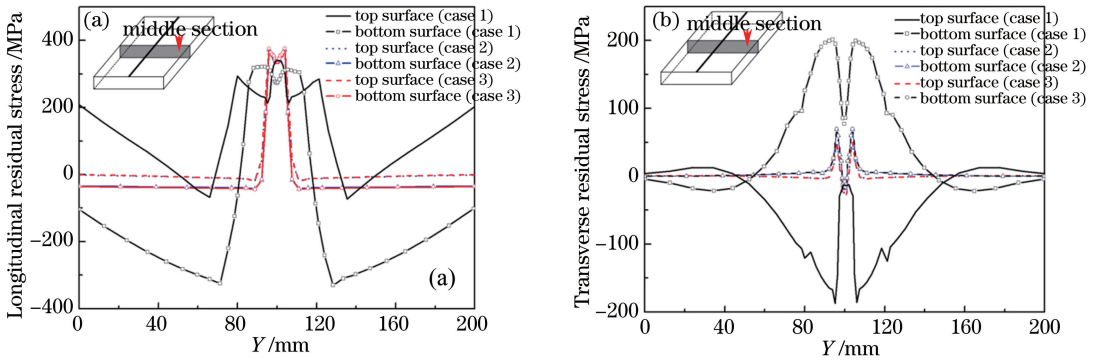


图 11 中央截面焊接残余应力。(a) 纵向残余应力；(b) 横向残余应力

Fig. 11 Residual stress on middle cross-section. (a) Longitudinal residual stress; (b) transverse residual stress

图 11(b) 比较了 Case 1、Case 2 和 Case 3 模型中央截面位置试样上、下表面的焊接横向残余应力分布。由于气体保护焊(Case 1)产生明显的凸-凹变形,上表面的横向残余应力与下表面相反,在焊缝及焊缝附近区域上表面呈现压应力(最大值为-185 MPa),下表面呈现拉应力(最大值为 200 MPa)。激光焊(Case 2 和 Case 3)由于面外变形不明显,在焊缝附近区域上、下表面均产生拉伸残余应力,只是下表面应力峰值(Case 2 为 65 MPa, Case 3 为 68 MPa)大于上表面应力峰值(Case 2 为 45 MPa, Case 3 为 41 MPa);焊缝附近区域以外的区域内,上表面变为压应力,下表面仍为拉应力。分析可知,激光焊 Case 2 和 Case 3 横向残余应力峰值远小于气体保护焊 Case 1,且高应力区域范围远小于 Case 1。使用不同热源模型的激光焊接头的横向残余应力在分布和数值上的差异不大。

由基于激光焊与气体保护焊的焊接残余应力计算结果可知,不论是纵向残余应力分布还是横向残余应力分布,激光焊焊后残余应力分布优于气体保护焊。在激光焊数值计算时,焊接残余应力计算结果对热源不是十分敏感。

5 结 论

基于 Abaqus 软件,计算了板厚为 2.8 mm 的 Q345 低合金高强度钢在气体保护焊和激光焊焊接过程中的温度场、焊接变形和残余应力,并与试验结果进行比较,得到以下结论:

- 1) 无论是气体保护焊还是激光焊,数值模拟结果和试验结果在各方面均吻合较好,证明了提出的数值模拟算法是有效的;
- 2) 对比气体保护焊与激光焊的试验结果与数值模拟结果。由于激光焊单位长度热输入比气体保护焊小,且上下表面温差较小,致使激光焊的面外变形较气体保护焊小,而且激光焊焊后残余应力分布优于活性气体保护焊。激光焊焊接 Q345 低合金高强度薄板具有优势;
- 3) 对比使用两种不同热源模型的激光焊焊接变形的模拟结果。两种热源模型热输入几乎相同,因而纵向收缩相差不大,但两种热源模型在板厚方向上的热流分布略有差异,因而角变形有所不同,但差别较小。对比使用不同热源模型的激光焊焊接残余应力模拟结果,两种热源模型模拟的残余应力在分布和数值上相差较小;
- 4) Q345 薄板激光焊焊接模拟计算时,计算结果对激光热源模型不是十分敏感。

参 考 文 献

- 1 Ye Yanhong, He Jing, Cai Jianpeng, *et al.*. Welding deformations of 6061-T651 Al alloy thin-plate joints[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2014, 24(10): 2435-2442.
叶延洪, 何 静, 蔡建鹏, 等. 6061-T651 铝合金薄板接头的焊接变形[J]. 中国有色金属学报, 2014, 24(10): 2435-2442.
- 2 Liu Guocheng, Tian Jieping, Shi Yusheng, *et al.*. Review of welding technologies for automotive steel sheets[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2015, 52(1): 010004.

- 刘国承, 田杰平, 史玉升, 等. 汽车用钢焊接技术研究进展[J]. 激光与光电子学进展, 2015, 52(1): 010004.
- 3 方洪渊. 焊接结构学[M]. 北京: 机械工业出版社, 2013: 79-99.
- 4 Deng D A, Murakawa H, Liang W. Numerical simulation of welding distortion in large structures[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2007, 196(45-48): 4613-4627.
- 5 Liu C, Zhang J X. Numerical simulation of transient welding angular distortion with external restraints[J]. Science and Technology of Welding and Joining, 2009, 14(1): 26-31.
- 6 Schenk T, Richardson I M, Kraska M, *et al.*. A study on the influence of clamping on welding distortion [J]. Computational Materials Science, 2009, 45(4): 999-1005.
- 7 Olsen F O. Hybrid laser-arc welding[M]. Cambridge: Wood-Head Publishing Limited, 2009: 15-25.
- 8 Gao X L, Zhang L J, Liu J, *et al.*. A comparative study of pulsed Nd:YAG laser welding and TIG welding of thin Ti6Al4V titanium alloy plate[J]. Materials Science and Engineering A, 2013, 559: 14-21.
- 9 Fang X Y, Zhang J X. Effect of underfill defects on distortion and tensile properties of Ti-2Al-1.5Mn welded joint by pulsed laser beam welding[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 74(5-8): 699-705.
- 10 Wu Chuansong. Welding thermal processes and weld pool behaviors[M]. Beijing: China Machine Press, 2007.
武传松. 焊接热过程与熔池形态[M]. 北京: 机械工业出版社, 2007.
- 11 Ghazanfari H, Naderi M, Iranmanesh M, *et al.*. A comparative study of the microstructure and mechanical properties of HTLA steel welds obtained by the tungsten arc welding and resistance spot welding[J]. Materials Science and Engineering A, 2012, 534: 90-100.
- 12 Pang Shengyong, Chen Liliang, Yin Yajun, *et al.*. Simulations of transient keyhole and dynamic melt pool behaviors during laser welding[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2010, 31(2): 71-74.
庞盛永, 陈立亮, 殷亚军, 等. 激光焊接瞬态小孔与运动熔池行为模拟[J]. 焊接学报, 2010, 31(2): 71-74.
- 13 Pang S Y, Chen L L, Zhou J X, *et al.*. A three-dimensional sharp interface model for self-consistent keyhole and weld pool dynamics in deep penetration laser welding[J]. Journal of Physics D, 2011, 44(2): 025301.
- 14 Wang Jinfeng, Wang Lijun, Yang Lijun, *et al.*. Research on microstructure and properties of laser welding DP1000 high-strength steel weld joints[J]. Chinese J Lasers, 2014, 41(9): 0903003.
王金凤, 王立君, 杨立军, 等. DP1000 高强度钢激光焊接接头组织性能研究[J]. 中国激光, 2014, 41(9): 0903003.
- 15 Jia Jin, Yang Shanglei, Ni Weiyuan, *et al.*. Study on microstructure and properties of laser welding joints of marine high strength steel E36[J]. Chinese J Lasers, 2014, 41(2): 0203002.
贾进, 杨尚磊, 倪维源, 等. 船用高强度钢 E36 激光焊接接头组织和性能的研究[J]. 中国激光, 2014, 41(2): 0203002.
- 16 Farabi N, Chen D L, Li J, *et al.*. Microstructure and mechanical properties of laser welded DP600 steel joints[J]. Materials Science and Engineering A, 2010, 527(4-5): 1215-1222.
- 17 Lee J H, Park S H, Kwon H S, *et al.*. Laser, tungsten inert gas, and metal active gas welding of DP780 steel: Comparison of hardness, tensile properties and fatigue resistance[J]. Materials and Design, 2014, 64: 559-565.
- 18 Cai Jianpeng, Sun Jiamin, Xia Linyin, *et al.*. Prediction on welding residual stress and deformation in Q345 steel butt-welded joints[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2015, 36(11): 61-68.
蔡建鹏, 孙加民, 夏林印, 等. Q345 钢对接接头残余应力与变形的预测[J]. 焊接学报, 2015, 36(11): 61-68.
- 19 Deng D. FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects [J]. Materials and Design, 2009, 30(2): 359-366.
- 20 Wang J T. Investigation of buckling distortion of ship structure due to welding assembly using inherent deformation theory [D]. Osaka: Osaka University, 2012: 15-16.
- 21 武传松. 焊接热过程数值分析[M]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学出版社, 1990: 120-125.
- 22 Deng D A, Zhou Y J, Bi T, *et al.*. Experimental and numerical investigations of welding distortion induced by CO₂ gas arc welding in thin-plate bead-on joints[J]. Materials and Design, 2013, 52(24): 720-729.
- 23 Verhaeghe G. Predictive formulate for weld distortion: A critical review[M]. Cambridge: Abington Publishing, 1999.
- 24 White J D, Leggatt R H, Dwight J B. Welding shrinkage prediction[J]. Weld Metal Fabrication, 1980, 11: 587-596.
- 25 Wu Qiang, Xu Lanying, Yang Yongqiang, *et al.*. Study on laser welding residual stress of high strength steel [J]. Chinese J Lasers, 2015, 42(6): 0603007.
伍强, 徐兰英, 杨永强, 等. 高强度钢激光焊接残余应力的研究[J]. 中国激光, 2015, 42(6): 0603007.