

试件尺寸对 Q345 薄板单道堆焊接头变形的影响

陈祀萍， 毛志涛， 姬恒举， 邓德安
(重庆大学 材料科学与工程学院,重庆 400045)

摘 要: 基于 ABAQUS 有限元分析软件,开发了考虑移动热源、材料非线性和几何非线性的热-弹-塑性有限元计算方法,用于模拟薄板焊接接头的温度场和焊接变形. 利用所开发的方法数值研究了试件尺寸对板厚为 2 mm Q345 低合金高强钢单道堆焊接头焊接变形的影响. 同时,采用试验方法测量了薄板接头的面外变形. 通过数值模拟结果与实测值的比较,验证了所开发的非线性有限元方法的有效性. 结果表明,试件尺寸对 Q345 薄板接头的变形量和变形分布都有显著影响. 此外,还详细讨论了在不同长宽比条件下薄板面外变形的产生机理.

关键词: 数值模拟; 焊接变形; 长宽比; 失稳变形

中图分类号: TG 404 **文献标识码:** A **doi:**10. 12073/j. hjxb. 20151110002

0 序 言

随着对汽车轻量化的要求越来越高,薄板类构件越来越多地被应用于汽车制造领域. 在这些薄板产品的加工制造过程中,焊接技术以其接头强度高、密封性好以及生产效率高等一系列优点,已成为不可替代的关键技术. 但焊接属于局部高能量密度的热输入过程,焊后不可避免将产生变形,特别是薄板,其刚度低,焊接变形尤为明显. 焊接变形会降低结构的尺寸精度,导致安装偏差大,同时阻碍焊接自动化制造过程,并可能降低结构的承载能力^[1-3]. 因此,控制和减小薄板焊接变形的问题亟待解决.

薄板的焊接变形十分显著且分布复杂,采用试验方法或数值模拟方法研究都有较大难度. Tsai 等人^[4]详细地研究了焊接顺序对薄板构件屈曲变形的影响. Deng 等人^[5]采用热-弹-塑性有限元法和固有应变法详细分析了薄板构件在焊接时的波浪变形,并采用热-弹-塑性有限元法证明了非线性问题的大变形理论更适用于计算薄板的焊接问题. 在实际生产中,经常需要焊接不同尺寸的试件,而试件尺寸的变化也会导致变形的剧烈变化^[6],在该领域目前国内外展开的研究还较少. 因此详细讨论试件尺寸对于焊接变形的影响具有很大的实际意义.

文中基于大量的试验详细讨论了 2 mm 的薄板尺寸变化对焊接变形的影响;基于有限元软件 ABAQUS 开发了同时考虑移动热源、材料非线性和几何非线性

的有限元计算方法,模拟了 2 mm 厚的低合金高强钢薄板的焊接变形. 试验结果验证了所开发有限元方法的有效性. 基于数值模拟和试验结果,详细讨论了焊接变形的机理以及尺寸对变形的影响.

1 试验方法

试验采用 CO₂ 气体保护焊方法对 2 mm 厚的 Q345 薄板进行单道堆焊,焊接过程由 TA1400 弧焊机器人完成. 焊接填充材料为 ER60-C 焊丝,其直径为 1.2 mm. 焊接电流 109 A,电弧电压 18.2 V,焊接速度 8.33 mm/s,保护气体流量 12 ~ 15 L/min. 整个焊接过程在没有外部拘束状态下进行. 每种尺寸薄板进行三次重复试验,以保证试验结果的准确性,减小环境因素或操作不当带来的误差. 试验方案见表 1(所有试件沿长度方向进行焊接). 其中试验 1,试验 2,试验 3,试验 4 为固定试件宽度为 200 mm,改变试件长度焊接;试验 5,试验 2,试验 6,试验 7 为固定试件长度为 200 mm,改变试件宽度焊接.

表 1 试验方案

Table 1 Experimental cases

试验编号	长度 L/mm	宽度 B/mm	长宽比 L/B	厚度 H/mm	焊接速度 v/(mm·s ⁻¹)
试验 1	200	200	1:1	2	8.33
试验 2	300	200	1.5:1	2	8.33
试验 3	400	200	2:1	2	8.33
试验 4	600	200	3:1	2	8.33
试验 5	200	100	1:0.5	2	8.33
试验 6	200	300	1:1.5	2	8.33
试验 7	200	400	1:2	2	8.33

2 有限元分析

以 ABAQUS 有限元分析软件为平台,开发了热-弹-塑性有限元计算方法来模拟薄板构件的焊接温度场和焊接变形. 建立的有限元模型与实际试件尺寸一致. 为了兼顾计算精度和计算时间,网格划分在焊缝及其附近较密,离焊缝距离越远,网格划分越粗. 有限元模型和边界条件如图 1 所示.

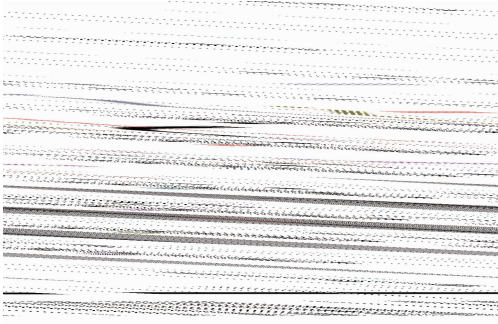


图 1 试验 1 有限元模型与边界条件
Fig. 1 FEM model and boundary conditions of case 1

文中选用双椭球热源模型模拟焊接热输入^[1]. 双椭球的各半轴长 a_1, a_2, b 和 c 的大小分别为 9.0, 4.0, 2.6, 3.0 mm, 电弧效率取值 0.75^[2]. 数值计算时所采用的焊接工艺参数与试验一致.

双椭球热源模型前后部分采用不同的表达式,前半部分椭球内热源分布的表达式为

$$q(x,y,z) = \frac{6\sqrt{3}f_1Q}{\pi a_1bc\sqrt{\pi}} \cdot \exp\left(-\frac{3x^2}{a_1^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3z^2}{c^2}\right) \tag{1}$$

后半部分椭球内热源分布的表达式为

$$q(x,y,z) = \frac{6\sqrt{3}f_2Q}{\pi a_2bc\sqrt{\pi}} \cdot \exp\left(-\frac{3x^2}{a_2^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3z^2}{c^2}\right) \tag{2}$$

式中: $Q = \eta UI$; U 为电弧电压, I 为焊接电流; a_1, a_2, b 和 c 为双椭球形状参数; f_1 和 f_2 分别为椭球前后热量分布函数,且 $f_1 + f_2 = 2$ ^[7].

温度场计算过程中考虑材料的高温材料性能,材料高温性能见图 2 和图 3^[8]. 由于焊材与母材性能差异很小,焊材采用和母材相同的材料性能计算. 试件散热考虑与周围空气之间的对流和辐射放热.

将温度场计算结果以热载荷加载到力学计算模型中进行焊接变形的计算. 由于试件板厚 2 mm,焊

Temperature / °C	Thermal Expansion Coefficient / 10 ⁻⁶ / °C	Young's Modulus / GPa	Poisson's Ratio	Thermal Conductivity / W / (m · °C)	Specific Heat Capacity / J / (kg · °C)
20	11.7	206.8	0.3	46.1	475
100	12.0	206.8	0.3	46.1	475
200	12.3	206.8	0.3	46.1	475
300	12.6	206.8	0.3	46.1	475
400	12.9	206.8	0.3	46.1	475
500	13.2	206.8	0.3	46.1	475
600	13.5	206.8	0.3	46.1	475
700	13.8	206.8	0.3	46.1	475
800	14.1	206.8	0.3	46.1	475
900	14.4	206.8	0.3	46.1	475
1000	14.7	206.8	0.3	46.1	475

图 2 Q345 的热物理性能参数
Fig. 2 Temperature-dependent thermal physical properties of Q345

Temperature / °C	Yield Strength / MPa	Tensile Strength / MPa	Elongation at Break / %	Modulus of Elasticity / GPa
20	355	510	22	206.8
100	355	510	22	206.8
200	355	510	22	206.8
300	355	510	22	206.8
400	355	510	22	206.8
500	355	510	22	206.8
600	355	510	22	206.8
700	355	510	22	206.8
800	355	510	22	206.8
900	355	510	22	206.8
1000	355	510	22	206.8

图 3 Q345 的力学性能参数
Fig. 3 Temperature-dependent mechanical properties of Q345

接结构焊后变形明显,变形分析过程中考虑材料的几何非线性(大变形理论)^[5,8].

3 结果与讨论

3.1 温度场

温度场计算结果见图 4. 将计算所得熔池形态

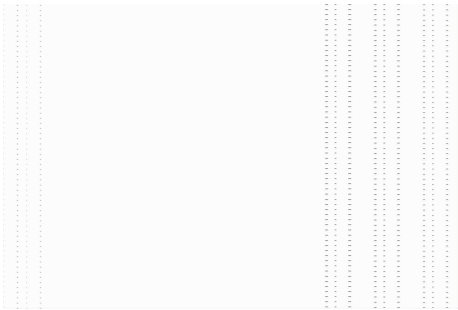


图 4 温度场计算结果
Fig. 4 Calculation result of temperature field

与实际焊缝形状的对比,取峰值温度大于 1 450 ℃ 区域为熔池. 图 4 显示试验结果和数值模拟的熔池形状吻合较好.

3.2 面外变形

图 5 将 x 方向坐标进行归一化处理,比较了试验和数值模拟计算固定宽度为 200 mm 试件的纵向弯曲变形;图 6 比较了试验和计算结果的角变形. 由图可知,计算结果与试验结果在分布和数值上都吻合良好,表明文中开发的数值模拟方法是有效的. 结果显示,固定试件宽度为 200 mm,试件的挠曲变形量随着试件长度的增加而变大,角变形基本趋于一致;试验 1 的变形为马鞍形(凹-凸变形),试验 2 和试验 3 为反马鞍形(凸-凹变形),试验 4 出现了失稳变形,三次试验中出现了一次反马鞍和两次马鞍变形,试验 4 计算结果呈反马鞍形.



图 5 纵向方向的面外变形分布(固定板宽 200 mm)
Fig. 5 Deflection distribution along line BC (fixed width 200 mm)



图 6 角变形(固定板宽 200 mm)
Fig. 6 Deflection distribution along line AB (fixed width 200 mm)

定长度为 200 mm 试件的纵向弯曲变形和角变形. 由图可知,计算结果与试验结果在分布和数值上都很吻合. 结果显示,当固定板长为 200 mm 时,试件焊后挠曲变形量随试件宽度的增加而不断减小,变形量减幅不断变小,但角变形基本趋于一致. 整组试件焊后均呈现马鞍变形.

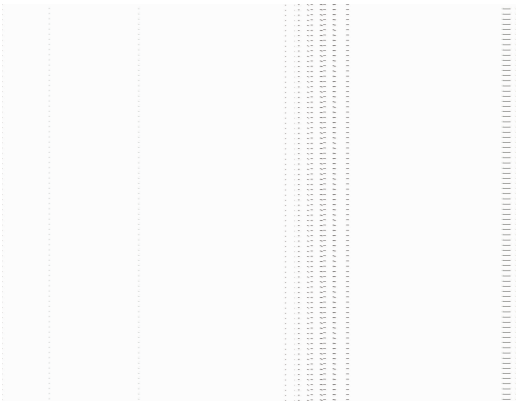


图 7 纵向弯曲变形(固定板长 200 mm)
Fig. 7 Deflection distribution along line BC (fixed length 200 mm)



图 8 角变形(固定板长 200 mm)
Fig. 8 Deflection distribution along line AB (fixed length 200 mm)

从长宽比的角度分析,当 $x/y \leq 1$ 时(试验 1,5,6,7),试件为马鞍变形;当 $1.5 \leq x/y \leq 2$ 时(试验 2,3),试件为反马鞍变形;试件 x/y 达到 3 时(试验 4),试件出现了失稳变形,从计算结果为反马鞍变形可以推断:当试件长宽比达到 3 时,试件依旧有反马鞍变形趋势,但由于试件长度增加,试件刚度减小(式(3)),焊后残余压应力超过板材的临界失稳力,导致了失稳变形^[2,6]. 因此可以推断, $1.5 \leq x/y$ 时薄板易出现失稳变形,但是有反马鞍变形趋势. 当试件达到失稳变形条件后,外界因素对于变形趋势将

图 7 和图 8 分别比较了试验和数值模拟计算固

有很大影响,细小的因素变化都将导致趋势完全相反的变形,同时试验表明,失稳变形可能引起变形趋势变化,但不会引起最终变形量的大的变化。

试件刚度的表达式为^[2]

$$\tan \alpha = \frac{EA}{L} \quad (3)$$

式中: E 为弹性模量; A 为构件截面积; L 为构件长度。

利用数值模拟后处理对试件的焊接全过程进行动态演示,所有试件在焊接加热过程中出现试件中心塌陷的现象,塌陷量最大的情况出现在接近加热结束时。取试件正中心位置焊缝表面点 D ,其 z 向位移在焊接过程中随时间的变化情况见图 9。结合计算结果分析,当 $x/y \leq 1$ 时(试验 1,5,6,7),焊接过程中的最大塌陷量小于 2 mm,并且塌陷量随着试件宽度增加而减小;当 $1.5 \leq x/y$ (试验 2,3,4),由于试件长度增加,试件的整体刚性减小,最大塌陷量大于 6 mm,且塌陷量随试件长度增加而增加。



图 9 D 点的历史位移变化曲线

Fig. 9 Displacement curve of point D

薄板面外变形的控制因素主要有两个,一个是角变形量,一个是纵向收缩力。综合上述情况分析,试验 1,5,6,7 在焊接过程中最大塌陷量即最大角变形量相对较小,纵向收缩力分布是影响变形模式的主导因素。由于焊缝余高的存在,使中性面上方的纵向收缩力比下方的大,在纵向收缩力的作用下,最终使试件纵向变为凹变形,为了平衡试件整体受力,横向最终产生凸变形,形成马鞍变形;试验 2,3,4 角变形量相对大很多,中性面下方的纵向收缩力大于上方的,最终试件纵向为凸变形,为了试件整体受力平衡,横向产生凹变形,形成反马鞍变形。

4 结 论

(1) 数值模拟结果和试验结果在各方面都很吻

合,证明了文中所开发的数值模拟方法是有效的。

(2) 计算结果和试验结果表明,对 2 mm 厚的试件,固定试件长度为 200 mm 时,变化宽度为 100, 200, 300, 400 mm,最后都将产生马鞍变形;固定试件宽度为 200 mm 时,变化长度为 300, 400 mm,最后都将产生反马鞍变形,试件长度达到 600 mm 时将产生失稳变形。试验结果将为以后研究试件尺寸对变形的影响提供参考。

(3) 控制薄板变形形式的因素主要是角变形和纵向收缩力。当试件长度足够长时,试件刚度减小,将产生较大的角变形,从而角变形将成为影响变形的主导因素,导致最后产生反马鞍变形;相反,试件长度较小时,纵向收缩力是影响变形的主导因素,导致最后产生马鞍变形。

参考文献:

- [1] 邓德安, 童彦刚, 周中玉. 薄壁低碳钢管焊接变形的数值模拟[J]. 焊接学报, 2011, 32(2): 81-84.
Deng Dean, Tong Yangang, Zhou Zhongyu. Numerical modeling of welding distortion in thin-walled mild steel pipe[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2011, 32(2): 81-84.
- [2] 方洪渊. 焊接结构学[M]. 北京: 机械工业出版社, 2008.
- [3] 陈建波, 罗 宇, 龙 哲. 大型复杂结构焊接变形热弹塑性有限元分析[J]. 焊接学报, 2008, 29(4): 69-72.
Chen Jianbo, Luo Yu, Long Zhe. Analysis on welding distortion of large complicated structure by thermal elastic-plastic finite element method[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2008, 29(4): 69-72.
- [4] Tsai C L, Park S C, Cheng W T. Welding distortion of a thin-plate panel structure[J]. Welding Research Supplement, 1999 (5): 156-165.
- [5] Deng D, Murakawa H. FEM prediction of bulking distortion induced by welding in thin plate panel structures[J]. Computational Materials Science, 2008, 43(4): 591-607.
- [6] 闫俊霞, 刘群山. 薄板焊接失稳变形的影响因素[J]. 铸造技术, 2009, 30(1): 80-82.
Yan Junxia, Liu Qunshan. Factors affecting the deformation of thin plate welding[J]. foundry engineering, 2009, 30(1): 80-82.
- [7] 武传松. 焊接热过程与熔池形态[M]. 北京: 机械工业出版社, 2007.
- [8] 周一俊, 邓德安, 冯 可, 等. 低碳钢薄板单道堆焊焊接变形的数值模拟[J]. 焊接学报, 2013, 34(12): 101-104.
Zhou Yijun, Deng Dean, Feng Ke, et al. Numerical simulation of welding deformation in weld on thin low carbon steel plate[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2013, 34(12): 101-104.

作者简介: 陈祀萍,女,1994 年出生,学士。主要从事焊接数值模拟及搅拌摩擦焊研究。Email: chen_siping @ 126.com

通讯作者: 邓德安,男,博士,教授。Email: deandeng@cqu.edu.cn