

基于体壳耦合模型的钛合金薄板激光焊接变形分析

陈中革¹, 郭 涛², 张建勋²

(1. 中航飞机股份有限公司 西安飞机分公司, 西安 710089;
2. 西安交通大学青岛研究院金属材料强度国家重点实验室, 西安 710049)

摘要: 针对钛合金薄板激光焊接变形的数值模拟提出了一种高效体壳耦合模型, 即在近缝区采用实体单元以充分表征焊接过程中板材厚度方向的热/力学不均匀性, 在远离焊缝区采用壳单元建模以减小单元数量, 在两种单元的界面建立接触并采用 MPC 算法进行焊接变形计算。采用体壳耦合模型与三维实体模型分别计算了 0.8 mm 厚 TC1 钛合金激光焊接变形。结果表明, 两种模型的计算值均与试验测量值相近, 但体壳耦合模型耗时仅为三维实体模型的 30% 左右, 表明体壳耦合模型在保证计算精度的前提下能显著提高计算效率。

关键词: 钛合金薄板; 焊接变形; 有限元; 体壳耦合

中图分类号: TG 454 文献标识码: A 文章编号: 0253-360X(2016)05-0045-04

0 序 言

薄板结构在焊接中易发生挠曲失稳变形。利用高能束激光焊接技术, 在一定程度上减小薄板焊接变形^[1,2]。通过数值模拟可深入了解焊接变形规律从而为变形控制提供指导。然而由于焊接热力过程具有速度快、梯度大的特点, 在进行数值分析时, 如何在保证计算精度的前提下提高计算效率是一个值得关注的热点方向。固有应变法、动态子结构法等一些焊接变形计算方法虽高效, 但无法分析焊接过程中的热力演变行为^[3,4]; 热弹塑性法能够反映瞬态应力变形, 但由于载荷步数多以及模型规模大而导致计算效率低; 蔡志鹏等人^[5]利用简化热源对载荷步进行控制提高了计算效率。

焊接变形产生的本质原因是焊缝附近区域的不均匀塑性应变, 因此正确表征焊接过程中焊缝附近区域的热力分布对于准确计算焊接变形具有重要意义。由于激光焊接焊缝窄小, 为反映焊缝附近的大梯度温度及应力应变分布, 研究中在近缝区均使用细密网格^[6,7], 远离焊缝区单元逐渐变粗以控制模型规模。采用实体单元对薄板建模时, 在厚度方向的单元最大尺寸受限, 而有限元软件中规定单元的最长边与最短边比例应控制在合理范围内, 这就导致了远离焊缝区的单元最大尺寸受限。

一些学者对薄板激光焊接模拟的简化建模方式

进行了研究。祝金丹等人^[8]采用复合层壳单元取代 3D 实体单元进行较为复杂的薄板焊接残余应力进模拟, 效率相对较高而精确度并没有下降, 但该方法需要采用解析方法才能得到复合层的合理温度分布, 操作繁琐。吴东江等人^[9]采用壳单元对 0.5 mm 厚哈氏合金薄板的激光焊接变形进行了模拟, 得到了较好的挠曲变形结果, 但未考虑焊接过程在厚度方向的热/力学不均匀性。

文中针对钛合金薄板激光焊接变形问题, 提出了一种在近缝区采用实体单、远离焊缝区采用壳单元的体壳耦合模型, 试图在保证计算精度的前提下提高计算效率。

1 体壳耦合模型

图 1 为焊接薄板模型。根据整个焊接过程中有无产生塑性应变, 将薄板分为近缝区 A 和远离焊缝区 B 两部分, 其中近缝区 A 宽度为 W 。

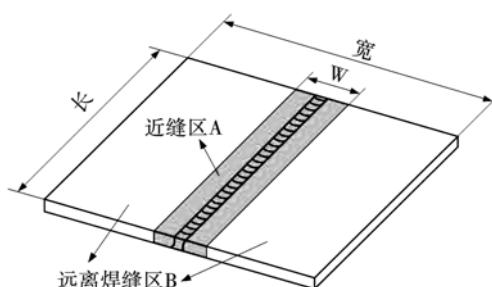


图 1 薄板尺寸及焊接区域

Fig. 1 Size of thin plate and welded region

平板焊后的变形主要包括角变形与拱变形。从应力角度来看,角变形是近缝区A在厚度方向上应力分布不均匀导致的。拱变形是由于远离焊缝区B的纵向残余压应力导致的。所以,只要将近缝区A的应力表征出来,就可以得到正确的焊后变形,因而在近缝区A应采用实体单元。远离焊缝区B焊接过程中的温度场在板厚方向上基本是均匀的,同时板厚方向的应力梯度也非常小,所以可考虑采用4节点壳单元代替8节点的体单元来简化模型。

综上所述,文中提出了一种在近缝区A用实体单元、远离焊缝区B用壳单元的体壳耦合建模方法。在ANSYS软件中,选用solid70/shell57用于热分析,选用solid185/shell181用于结构分析,在体与壳的边界处建立接触。将壳一侧的点与体一侧的面进行耦合,壳单元侧使用CONTA175,体单元侧使用TARG170,接触方式选择bonded。

建模中需要考虑两个问题。

(1) 近缝区A宽度:确定原则是,焊接中发生塑性应变区域必须包含在宽度范围内。

(2) 边界条件设置:首先,计算温度场时设置合理的界面热导率以保证在界面处有合理的温度过渡。其次,在应力变形求解时体壳耦合处采用MPC算法,通过约束界面处体壳节点的自由度,解决体单元与壳单元节点自由度不同的问题。

2 试验条件与模型参数

采用提出的体壳耦合模型对钛合金薄板激光焊接变形进行模拟,以对该简化模型的准确性及效率进行了评估。

2.1 试验条件

试验材料为TC1钛合金,尺寸为150 mm×150 mm×0.8 mm,采用脉冲激光焊接方法,平均功率255 W,脉冲频率20 Hz,脉宽5.5 ms,焊接速度300 mm/min。焊接过程中采用氩气保护方式,正背面流量均为20 L/min,焊缝位于薄板中心线处。

2.2 焊接热源

文中以熔池边界准则^[10]作为热源模型的建立准则,也是体热源能量分配系数的选择原则。基于激光焊后的X形貌,提出面-体-面组合热源,同时从计算效率出发,进一步提出带状组合热源。

组合热源模型中采用高斯圆柱体热源来描述薄板穿透焊接过程中小孔对工件的加热作用,采用均匀面热源来反映小孔上下表面的金属蒸气及等离子体的加热作用。组合热源立体几何模型如图2所示。

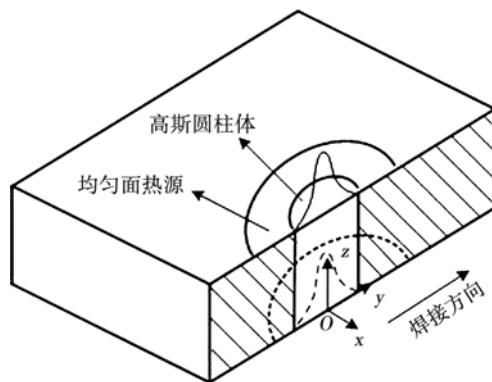


图2 组合热源模型示意图

Fig. 2 Schematic diagram of heat source models

组合热源表达式为

$$P = P_c + P_{s1} + P_{s2} \quad (1)$$

$$P_c = bP \quad (2)$$

$$P_{s1} = a(1-b)P \quad (3)$$

$$P_{s2} = (1-a)(1-b)P \quad (4)$$

式中: P 为组合热源总功率; P_c 为圆柱体热源功率; P_{s1} 为上表面面热源功率; P_{s2} 为下表面面热源功率; b 为体热源的能量分配系数; a 为上表面热源能量的比例。

高斯圆柱体热源表达式为

$$Q_c(x, y, z) = \frac{3\eta P_c}{\pi r_0^2 h} \exp\left(-3\left(\frac{x^2+y^2}{r_0^2}\right)\right) \quad (5)$$

式中: Q_c 为体热源的体热生成率; η 为体热源效率; r_0 为激光小孔能量有效作用半径; h 为焊接件厚度。

均匀面热源的表达式为

$$Q_{s1}(x, y, z) = \frac{\lambda P_{s1}}{\pi (r_{a1}-r_0)^2}, r_0^2 \leq x^2+y^2 \leq r_{a1}^2 \quad (6)$$

$$Q_{s2}(x, y, z) = \frac{\lambda P_{s2}}{\pi (r_{a2}-r_0)^2}, r_0^2 \leq x^2+y^2 \leq r_{a2}^2 \quad (7)$$

式中: Q_{s1} 为上表面热源热流密度; Q_{s2} 为下表面热源热流密度; λ 为面热源效率; r_{a1} 为上表面热源有效作用半径; r_{a2} 为下表面热源有效作用半径。

为提高计算效率,采用带状热源^[5]。保持热源在垂直焊缝方向的热流分布规律不变,将热源沿焊缝方向拉长,可以在焊缝方向划分较少的单元且热源作用时间也相对较小。热源分15段,每段长为10 mm。计算过程中热生成率施加在焊缝单元上,作用时间取选取 r_0/v (v 为焊接速度)。通过试算,选用如表1所示的热源参数。

2.3 材料热物理性能参数

采用随温度变化的材料热/力学物理性能参数。600 ℃以下的性能参数由文献获得,600 ℃以上类比TC4按一定比例进行缩放获得^[11]。材料的屈服服从

表1 热源参数

Table 1 Parameters of heat source

	上表面热 源半径 r_0/mm	下表面热 源半径 r_{al}/mm	体热源热 量分配系 数 b	上表面热 源能量比 例 a	焊件厚度 h/mm	热源 效率 λ
	0.2	1.2	0.8	0.3	0.7	0.6

Von Mises 屈服准则,塑性区内的行为服从塑性流动准则和双线性等向强化准则。在温度场计算时,将辐射换热和对流换热折合成综合换热系数。

3 结果及讨论

3.1 体壳耦合模型的建立

体壳耦合模型中近缝区 A 的宽度大小 W 要根据焊接过程中的塑性应变分布进行合理选择,经过与焊缝尺寸比较确定,在计算过程中不再变化。

首先建立实体模型以计算塑性应变分布。采用 8 节点六面体单元,在板厚方向划分 4 层单元,距焊缝中心 1 mm 区域内 X 方向网格长度为 0.1 mm,远离焊缝区网格逐渐变粗,总单元数为 27 000,总节点数为 34 580,如图 3 所示。定义两条路径,路径 Y 为平板中心沿焊缝方向, X 路径为平板中心垂直焊缝方向。

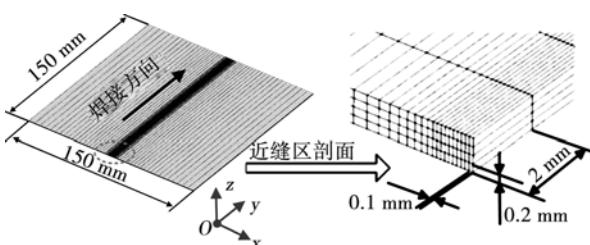


图3 有限元模型

Fig. 3 Finite element model

根据实体模型的计算结果,提取了 X 路径上距焊缝中心不同距离位置的纵向塑性应变演变情况,如图 4 所示。在此基础上进一步分析了沿 X 路径不同位置的最大纵向塑性应变分布情况,如图 5 所示。可以得出,近缝区存在较大的塑性应变梯度,在焊缝附近 $\pm 4.7 \text{ mm}$ 范围内为有塑性应变区。

体壳耦合模型中实体单元建模区域需要覆盖塑性应变区,因此文中取距焊缝中心 $\pm 6 \text{ mm}$ 为实体建模区域($W=12 \text{ mm}$),如图 6 所示。该模型与图 3 中的实体模型在对应位置的网格尺寸一致,单元数 19 052,节点数 22 572。

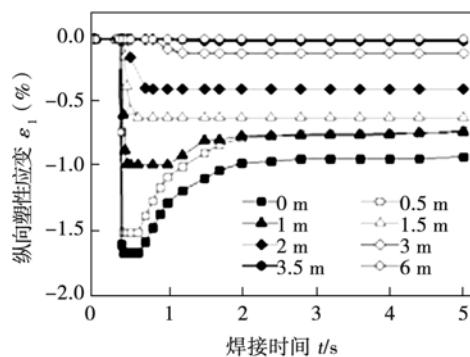


图4 沿X路径距焊缝不同距离的纵向塑性应变

Fig. 4 Evolution of longitudinal plastic strain at different distance from weld centerline on path X

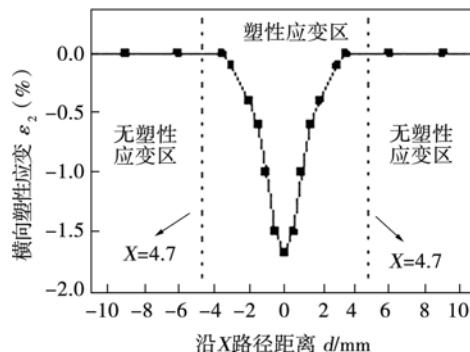


图5 沿X路径上距焊缝不同距离的最大纵向塑性应变分布

Fig. 5 Distribution of maximum longitudinal plastic strain at different distance from weld centerline on path X

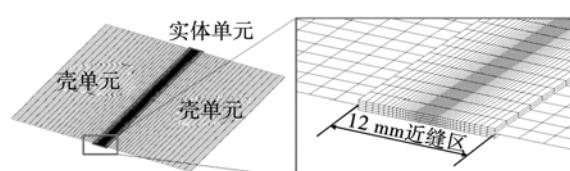


图6 体壳耦合模型网格

Fig. 6 Finite element model of solid-shell coupling

3.2 焊接温度场

采用前述分段带状移动热源分别对实体模型与体壳耦合模型进行了温度场计算。结果表明,两种建模方式近缝区的温度场分布几乎完全相同。在激光焊接小孔稳定并形成准稳态的温度场之后,热源加热结束时刻的温度场分布与实际焊缝形貌的对比见图 7,从图 7 中可知,计算所得熔化区的形貌呈现“X”形分布,其焊缝尺寸与实际尺寸基本一致。

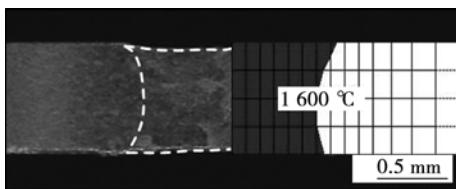


图7 计算温度场与焊缝轮廓对比

Fig. 7 Comparison of simulated temperature and profile of weld seam

3.3 焊接变形

通过比较焊接变形的试验测量、实体模型与体壳耦合模型的计算结果。变形呈马鞍形分布，从最大变形与最小变形的差值来看，试验测得为 3.963 mm，实体模型计算值为 3.597 mm，体壳耦合模型计算值为 3.622 mm。体壳耦合模型与实体模型计算结果接近，而且两模型结果都与实验值比较吻合。

在相同配置的计算机上对前述两种建模方式的变形计算效率进行对比，采用实体建模耗时为 4.1 h，体壳耦合模型为 1.2 h，体壳耦合模型所需时间仅为实体模型的 30%，显著提高了计算效率。

4 结论

(1) 针对钛合金薄板激光焊接的特点提出了体壳耦合模型。该模型在近缝区采用实体单元，远离焊缝区采用壳单元，两种单元界面建立接触，近缝区的宽度根据塑性应变区尺寸来确定。

(2) 对于薄板激光焊接变形数值模拟而言，此体壳耦合建模相对实体建模能够明显减小模型的规模。

(3) 采用体壳耦合模型对 0.8 mm 厚 TC1 板激光焊接变形进行了计算，从整体变形、局部变形以及计算耗时三方面来看，体壳耦合模型可以在保证计算精度的前提下实现效率的明显提高。

参考文献：

- [1] Gao Xiaolong, Zhang Linjie, Liu Jing, et al. A comparative study of pulsed Nd YAG laser welding and TIG welding of thin Ti6Al4V titanium alloy plate [J]. Materials Science & Engineering A, 2013, 559(1): 14–21.
- [2] 方修洋, 刘宏, 郭涛, 等. 激光焊工艺对 Ti-2Al-1.5Mn 钛合金薄板焊接变形的影响[J]. 焊接, 2013(6): 26–29.
Fang Xiuyang, Liu Hong, Guo Tao, et al. Effect of laser welding process on welding deformation of thin plate of Ti-2Al-1.5Mn titanium alloy [J]. Welding Joining, 2013(6): 26–29.
- [3] 陆皓, 陈俊梅, 陈家本. 薄板结构焊接变形数值模拟及其应用[J]. 电焊机, 2007, 37(6): 71–74.
Lu Hao, Chen Junmei, Chen Jiaben. Buckling distortion prediction model and application in welded thin plate [J]. Electric Welding Machine, 2007, 37(6): 71–74.
- [4] 刘川, 张建勋. 基于动态子结构的三维焊接残余应力变形数值计算[J]. 焊接学报, 2008, 29(4): 21–24.
Liu Chuan, Zhang Jianxun. Numerical simulation of welding stresses and distortions based on 3D dynamic substructure method [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2008, 29(4): 21–24.
- [5] 蔡志鹏, 赵海燕, 鹿安理, 等. 焊接数值模拟中分段移动热源模型的建立及应用[J]. 机械工程学报, 2002, 13(3): 208–210.
Cai Zhipeng, Zhao Haiyan, Lu Anli, et al. Establishment of line-Gauss heat source model and application in welding numerical simulation [J]. China Mechanical Engineering, 2002, 13(3): 208–210.
- [6] Tsirkas SA, Papanikos P, Pericleous K, et al. Evaluation of distortions in laser welded shipbuilding parts using local-global finite element approach [J]. Science and Technology of Welding Joining, 2003, 8(2): 79–88.
- [7] Ferro P, Bonollo F, Tiziani A. Laser welding of copper-nickel alloys: a numerical and experimental analysis [J]. Science and Technology of Welding & Joining, 2005, 10(3): 299–310.
- [8] 祝金丹, 陈虎, 巩建鸣, 等. 壳单元应用于薄板多道焊焊接数值模拟的方法探讨[J]. 焊接学报, 2008, 29(11): 105–109.
Zhu Jindan, Chen Hu, Gong Jianming, et al. Discussion on numerical simulation of multi-pass welding of thin-plate based on shell element [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2008, 29(11): 105–109.
- [9] 吴东江, 杨义彬, 马广义, 等. HastelloyC-276 超薄板激光焊接变形的数值模拟[J]. 光学学报, 2011, 31(s1): s100414.
Wu Dongjiang, Yang Yibin, Ma Guangyi, et al. Numerical simulation of welding distortion in pulsed laser welding of hastelloy C-276 thin sheet [J]. Acta Optica Sinica, 2011, 31(s1): s100414.
- [10] Wahab M A, Painter M J. Numerical models of gas metal arc welds using experimentally determined weld pool shapes as the representation of the welding heat source [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1997, 73(2): 153–159.
- [11] 宋小龙, 安继儒. 新编中外金属材料手册[M]. 北京: 化学工业出版社, 2012.

作者简介: 陈中革,男,1958年出生,博士,高级工程师。主要从事飞机制造工程的研究开发与管理工作。发表论文2篇。Email: chenzhongge@163.com

通讯作者: 张建勋,男,二级教授。Email:jxzhang@mail.xjtu.edu.cn