

高强铝合金壁板结构T型接头辅助热源变形控制数值分析

董丽喆 杨武雄 吴世凯 肖荣诗* 王启明

北京工业大学激光工程研究院, 北京 100124

摘要 针对大型飞机高强铝合金壁板激光焊接T型接头结构的角变形缺陷,提出了一种在蒙皮背部添加辅助热源的方法,有效地控制了角变形的产生。并基于有限元软件 ABAQUS,开发了一种适用于这种焊接方法的焊接模型,同时考虑材料非线性、几何非线性和移动热源的热-弹-塑性有限元计算方法来模拟焊接过程中的热-力学耦合行为,分析焊接过程中的温度场、残余应力和焊接变形。同时,采用实验方法测量了加入辅助热源前后焊接接头的变形。结果表明,数值计算所得到的挠曲变形、角变形与实验测量结果十分吻合,验证了所开发的有限元计算方法的有效性。

关键词 激光技术; 激光焊接; 背部辅助热源; 高强铝合金; 角变形

中图分类号 TG47; TN245 **文献标识码** A

doi: 10.3788/CJL201542.0803002

Numerical Analysis on the Deformation Controlling of T-joint LBW with Auxiliary Heat Source for High Strength Aluminum Alloy

Dong Bizhe Yang Wuxiong Wu Shikai Xiao Rongshi Wang Qiming

Institute of Laser Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China

Abstract To avoid the angular deformation of T joint in high-strength aluminum alloy plate of large aircraft, a method that equips skin back with auxiliary heat source (AHS) is proposed to prevent angular deformation effectively. A welding model applicable to this welding method is developed based on finite element software ABAQUS, the material and geometrical nonlinear finite element methods and the thermal-elastic-plastic finite element method for moving heat source are applied to simulate the thermodynamic coupling behavior as well as to analyze the temperature field, residual stress and welding deformation in welding process. The deformation of the weld joint before and after the addition of the AHS is measured by experimental method. The findings show that the flexural deflection and angular deformation achieved through numerical computation completely consist with the experimental result, which has proved the effectiveness of the finite element methods developed.

Key words laser technique; laser beam welding; auxiliary heat source; high strength aluminum alloy; angular deformation

OCIS codes 140.3390; 160.3900; 350.3850

1 引 言

研制和发展大型飞机是《国家中长期科学和技术发展规划纲要(2006~2020)》16个重大科技专项之一。采用先进轻质材料和整体结构,降低飞机机身重量,减少燃油消耗,提高运载能力,是现代飞机设计制造的重要发展方向^[1-2],激光焊接(LBW)能量密度高、热输入量小、自动化程度高、焊接结构变形小、可达性和柔性强,可实现航空铝合金结构高效率、高质量连接^[3-4]。在相同结构刚度的情况下,与铆接工艺相比较,激光焊

收稿日期: 2015-02-10; 收到修改稿日期: 2015-04-14

基金项目: 国家自然科学基金(51175008)

作者简介: 董丽喆(1985—),男,博士研究生,主要从事激光先进制造方面的研究。E-mail: weiye4869@126.com

导师简介: 肖荣诗(1965—),男,教授,博士生导师,主要从事激光先进制造理论与技术等方面的研究。

E-mail: rsxiao@bjut.edu.cn

接工艺不但可减轻机身壁板重量约 10%，降低加工制造成本约 15%，提升加工速度达 19~59%，明显提高了生产制造效率，同时还能消除各组装部件间存在的连接间隙，避免了铆接结构中存在的电化学腐蚀^[5-6]。空客 A380 客机的机头下壁板采用的连接方法就是双光束激光焊接，AA2524(蒙皮材料)和 AA7150 高强铝合金(长桁材料)这两种材料在具有良好焊接性能、高等强度的同时还具备了优异的损伤容限^[7-10]。

然而在进行高强铝合金激光焊接的过程中，由于材料的热膨胀系数较大、弹性模量较小，蒙皮上多道焊缝会导致焊接应力分布比较复杂，导致了蒙皮在焊接过程中易产生角变形^[11]。在国内，大型整体薄壁结构件的角变形问题已经成为几乎所有飞机制造企业研制与生产的最大障碍，针对这一问题，国内外学者先后进行了大量研究，并提出了很多方法，包括预拉伸法、动态温差拉伸法、随焊挤压法等^[12-14]。这些方法能在一定程度上控制和减小焊接变形，但都存在着种种不足，而近些年的研究表明：利用有限元方法，可以实现铝合金 T 型接头激光焊接模型的建立，并通过温度场的温度变化过程解决了应力应变的相关问题，成功地预测了 T 型接头激光焊接接头的残余应力分布与焊接变形，指导了机身壁板结构设计与评价其力学性能及损伤容限^[15-20]。

本文在这些研究的基础上提出了一种在焊缝底部添加随焊辅助热源(AHS)降低焊接角变形的方法。并且针对其独特的热源特性，运用有限元方法分析了底部热源对于温度场的影响对热源特性逐一分析，分析了其应力应变特性，从而为深入理解高强铝合金 T 型接头辅助热源激光焊接的机理提供了参考依据。

2 实验条件

T 型接头双光束辅助热源激光焊接实验布置如图 1 所示，双光束焊接选用额定功率为 4000 W 的 DS040QH 型碟片激光器和额定功率为 6000 W 的 YLS-6000 型光纤激光器，底部辅助热源激光器选用额定功率为 600 W 的 YLS-600 型激光器，蒙皮与桁条分别采用 1.8 mm 厚的 2524-T3 与 7150 铝合金，填充焊丝选用直径为 1.2 mm 的 ER4047。

T 型接头双光束激光焊接实验布置以及激光焊接方向及焊接顺序及辅助热源的加载位置如图 1(b)所示，双光束与辅助热源作用于蒙皮同一点的上下两侧。

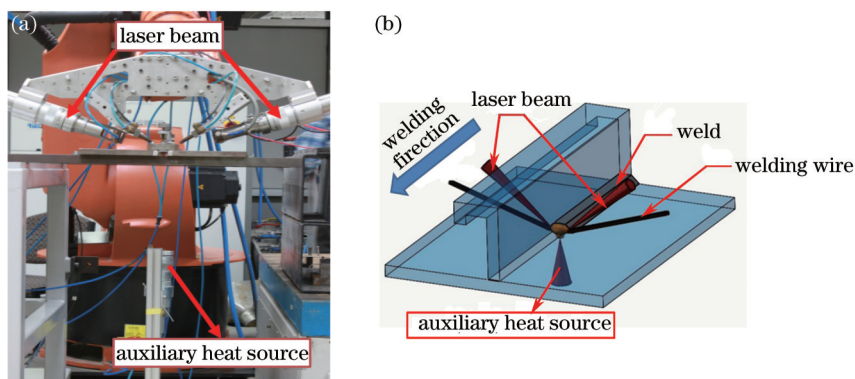


图 1 双光束辅助热源激光焊接实验布置示意图

Fig.1 Sketch map for laser welding with auxiliary heat source process

激光参数的具体设置如表 1 所示，焊接速度为 8 m/min，激光束与蒙皮之间的夹角为 20°，焊接过程时间为 4 s 以及冷却时间为 600 s。

表 1 激光参数设置

Table 1 Laser beam parameters

Laser parameters	Left	Right	AHS
Type	Fiber	Disc	Fiber
Power /W	3000	3000	500
Focal length /mm	300	300	3000
Focal spot size / μm	310	310	4000

实验过程中采用专用工装夹具固定蒙皮与桁条，以保证其紧密贴合，激光束、焊丝与保护气喷嘴在同一平面内且互成一定角度分布。焊丝采用前置的送丝方式，保护气采用氦气，流量为 15 L/min。

3 有限元分析模型的建立

3.1 焊接热源模型

激光焊接是一个高度的非线性瞬态热传递过程,涉及热传导、对流和辐射等问题。为了准确地体现激光能量对工件的作用,反映出匙孔效应导致的钉身焊缝,本文采用高斯面热源+旋转体热源组合式热源模型,该模型能够较为精确地体现作用在熔池表面以及进入匙孔内部的激光能量,模型渲染如图2所示,其中面热传导控制方程为:

$$q_s(x,y) = \frac{c_s x \eta_s \varphi p_s}{\pi r_s^2} \exp\left[\frac{-c_s(x^2 + y^2)}{r_s^2}\right], \quad (1)$$

式中 c_s 为热流集中系数, r_s 为面热源有效作用半径, p_s 为激光面热源功率, η_s 为面热源的有效热源系数, φ 为材料表面对激光的有效吸收系数。

如图3所示,对于体热源模型而言,需要将两个热源模型利用公式进行坐标变换后加载于T型接头的两个拐角处。使之与激光束入射角度一致从而获得两侧对称且同步加载的倾斜热源。所得到的在直角坐标下的旋转高斯曲面体热源模型的数学表达式为:

$$q_v(x,y,z) = \frac{\eta_v p_v (H - \beta h)}{\pi r_v^2 H \left(\frac{1}{e^{-3}}\right)} \left\{ \frac{-\beta \left\{ (X - vt)^2 + [(Y - Y_0) \cos \alpha]^2 + [(Z - Z_0) \sin \alpha]^2 \right\}}{r_v^2 \ln \left[\frac{H_0}{(Z - Z_0) \sin \alpha} \right]} \right\}, \quad (2)$$

式中 η_v 为体热源的有效热源系数, β 为介质的吸收系数, p_v 为激光体热源功率, r_v 为体热源有效作用半径, H 为体热源的有效作用深度, α 为坐标轴旋转的角度。在此基础上得到能量源项 s_v 的表达式为:

$$S_v = q_s(x,y) + q_v(x,y,z). \quad (3)$$

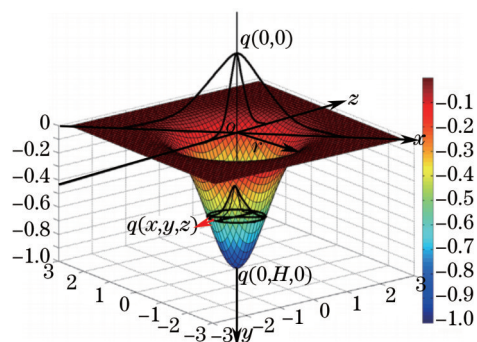


图2 焊接热源模型

Fig.2 Distribution of heat source

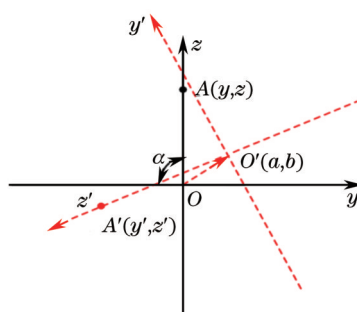


图3 坐标旋转机制

Fig.3 Schematic of coordinate system rotation

3.2 辅助热源模型及网格划分

在 ABAQUS/CAE 的模型数据库中创建单桁条薄板铝合金 T 型焊接件的几何模型,其中单桁条 T 型焊接件的截面尺寸如图4(a)所示,桁条与蒙皮长度均为 350 mm,局部结构网格模型如图4(b)所示。网格模型中共

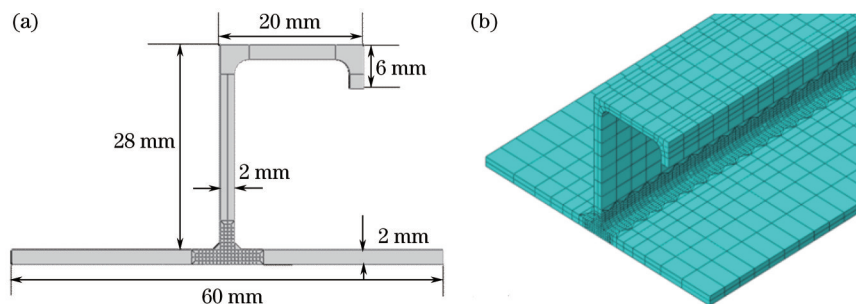


图4 几何尺寸与网格划分

Fig.4 Geometry and grid division

含有 110500 个六面体单元, 149016 个单元节点。

通过程序 DFLUX 在施加双侧热源的同时, 在底部中心位置施加一个作用形式为热导型传热的面热源 [作用形式如(1)式所示], 其作用半径为 4 mm, 功率为 500 W, 来实现焊接过程中辅助热源的加载模拟, 同时保证所有的几何与网格模型、初始条件、边界条件等保持不变。其加载位置与加载形式如图 5 所示。

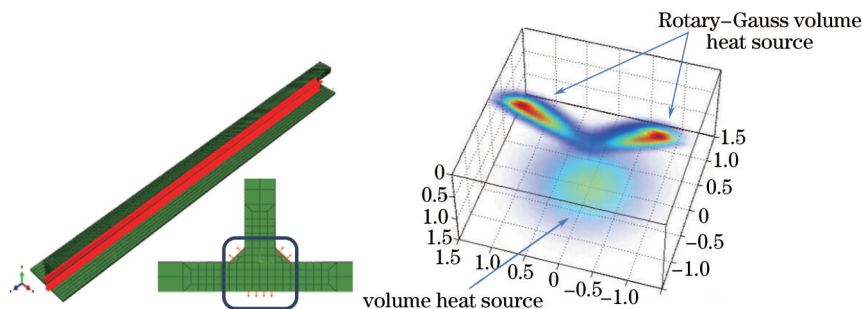


图 5 辅助热源的热源模型及作用方式

Fig.5 Functioning position and form of auxiliary heat sources

将温度计算结果以热载荷的形式加载到结构分析模型中对应应力-应变进行求解。在热-弹-塑性有限元计算中, 考虑了材料的力学性能随温度的变化, 结合两种铝合金的材料的高温力学性能^[21-22], 对焊接过程中的边界约束进行等效定义, 约束端面节点自由度 $U_1=U_2=U_3$, 如图 6 所示。继承温度场变量, 进行几何非线性分析。

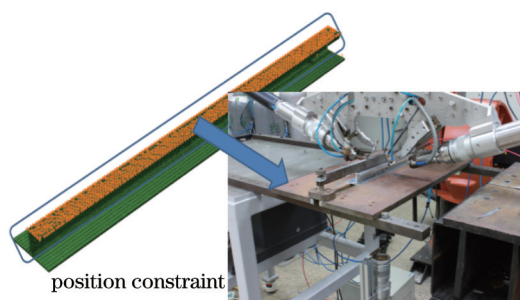


图 6 边界约束示意图

Fig.6 Schematic diagram of boundary constraints

4 模拟结果与讨论

4.1 辅助热源温度场分析

利用推导出的激光辅助热源模型及准稳定状态方程进行温度场数值模拟及计算。图 7 为常规双光束激光焊接和辅助热源作用下 T 型接头焊接温度场分布, 温度场在辅助热源的作用下被分割成为两个部分, 熔池的形状发生了改变, 面积增大, 焊缝的三维(3D)和二维(2D)横截面温度如图 8 所示, 激光和辅助热源两侧的温度场呈现明显的非对称性, 三个位置激光的热流密度, 存在显著差异, 由于底部激光热源为热导型传热机

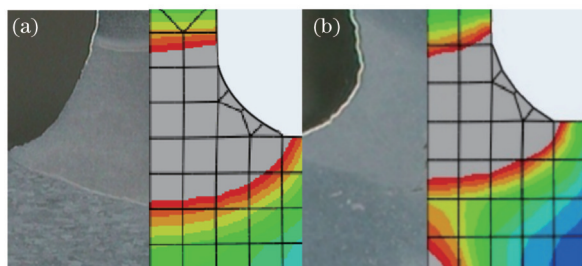


图 7 焊缝截面温度场分布。(a) LBW; (b) LBW+AHS
Fig.7 Temperature distribution of cross section of the weld.

(a) LBW; (b) LBW+AHS

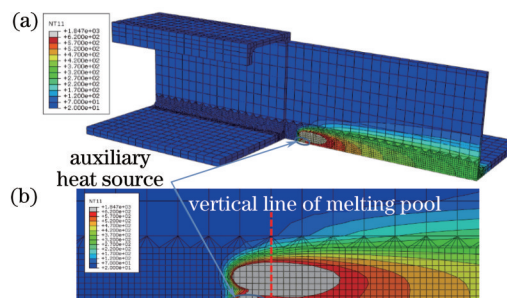


图 8 辅助热源温度场模拟结果。(a) 3D; (b) 2D
Fig.8 Temperature field of LBW simultaneous with AHS.

(a) 3D; (b) 2D

制,能量密度较低,因此热流显著低于两侧。

蒙皮背面的热循环曲线如图9所示,在加入辅助热源之后,焊缝背部的温度600℃降低到200℃速率变缓,同时随着距离的增加,温度波动逐渐减弱,且在600℃的停留时间明显增加,出现了一个类似于平台的短暂停留,使得冷却的速度变缓,波动也更加明显。

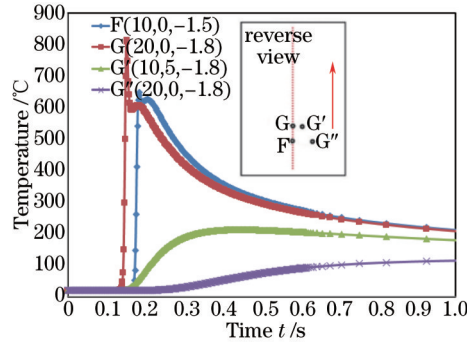


图9 蒙皮背面的热循环曲线

Fig.9 Temperature field along the vertical direction

究其原因,首先是由于背部的辅助热源采用较大的加热面积使得焊接加热的温度梯度明显降低。其次,两束激光与辅助热源对于同一点两次加热造成的温度差,改变了熔池的形貌,扩大了熔池的面积。使得温度下降的速度变慢、缓和了温度梯度的变化,抑制了激光焊接过程中温度骤升骤降的发生。

4.2 变形分析

4.2.1 纵向挠曲变形

本研究中测量了焊接过程所产生的挠曲变形,并且以此为例来考察纵向变形的特征,验证计算的正确性。纵向变形计算值与实验值如图10所示,实验值与计算值的变化趋势基本相同,峰值都位于曲线中心。两组实验之间尽管有一些局部差异,不过总体上看两者基本吻合。在添加了底部辅助热源之后,纵向的变形最大值仅为0.37 mm。

此外,加入辅助热源后,实测值略小于模拟计算值,这是由于底部辅助热源(体热源)的高度特性所决定的。

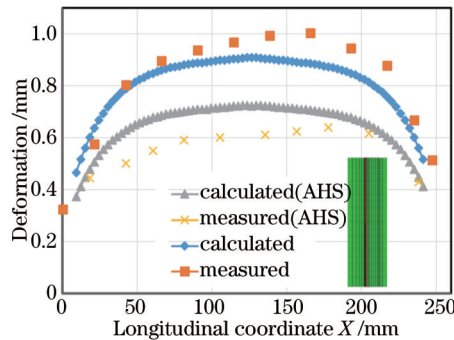


图10 纵向挠曲变形

Fig.10 Longitudinal flexural deformation

4.2.2 角变形

由实验和数值模拟得到的沿着蒙皮上表面分布的角变形如图11所示。在加入辅助热源之后,角变形得到了极大程度的改善,当底部辅助热源为500 W时,最大角变形下降到0.26 mm。

根据文献[23-24]的薄板变形理论,对辅助热源加入前后两种不同的变形机理形成方面进行分析。在未加入辅助热源的T型接头焊接过程中,焊接热输入相对较小,焊缝的上、下表面有一定的温差,在焊接过程中容易产生一定程度的角变形。在冷却过程中,焊缝及其附近将产生收缩力,进而产生一个使焊接板在纵向上向上凸的力矩,加速变形的产生。在加入辅助热源之后,一定程度上减小了蒙皮上下表面的温度差,焊接板厚方向温度梯度使得整个冷却过程变缓,对焊缝和近缝区金属的横向收缩变形起到延展作用;同时在焊缝背部形成了一个抵抗纵向收缩力的力矩,从而抑制了角变形的产生,协调整体变形的产生。

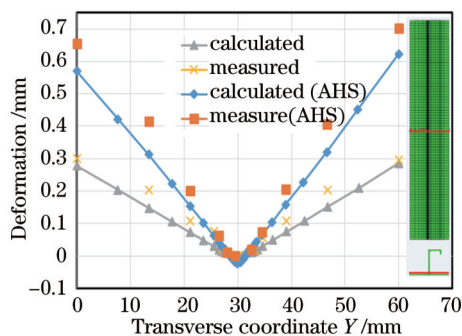


图 11 角变形

Fig.11 Angular deformation

5 结 论

1) 针对高强铝合金壁板结构的角变形问题,提出了一种在背面添加辅助热源随焊控制变形的办法。通过相关实验,得到了变形控制良好的焊接接头,当底部辅助热源的输入功率为 500 W 时,最大角变形下降到 0.26 mm,较常规双光束焊接降低了 67% 左右。同时使纵向的变形进一步减低,最大值仅为 0.37 mm。

2) 考虑到底部加热的特殊性,通过限定边界条件以及坐标变换的方式,建立了适用于高强铝合金 T 型接头辅助热源激光焊接的有限元模型。并对加入底部辅助热源高强铝合金 T 型焊缝横断面形状尺寸进行模拟计算,计算结果与实验结果吻合,从而证明了模型的正确性和适用性。

参 考 文 献

- Zink W. Welding fuselage shells[C]. Industrial Laser Solutions for Manufacturing, 2001, 16(4): 7-10.
- Schneider K, Schumacher J. Laser technologie-ein schlüssel im wettbewerb der modernen strukturtechnologien im zivilen flugzeugbau [C]. Laser strahlfügen, Strahltechnik Band 19, Bremen: BIAS-Verlag, 2002: 5-14.
- Yang Wuxiong, Zhang Xinyi, Xiao Rongshi. Dual-beam laser welding of T-joint of aluminum-lithium alloy 2060-T8/2099-T83[J]. China J Lasers, 2013, 40(7): 0703001.
杨武雄, 张心怡, 肖荣诗. 2060-T8/2099-T83 铝锂合金牛敦型接头双光束激光焊接工艺[J]. 中国激光, 2013, 40(7): 0703001.
- Zuo Tiechuan, Xiao Rongshi, Chen Kai, *et al.*. Laser Materials Processing of High Strength Aluminum Alloys[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2002: 1-4, 87-89.
左铁钊, 肖荣诗, 陈 铠, 等. 高强铝合金的激光加工[M]. 北京: 国防工业出版社, 2002: 1-4, 87-89.
- Heinz A, Hasler A, Keidel C, *et al.*. Recent development in aluminum alloy for aerospace applications[J]. Materials Science and Engineering A, 2000, 280(1): 102-107.
- Rendigs K H. Airbus and Current Aircrafts Metal Technologies[R]. Airbus Deutschland GmbH, Germany, 2008.
- Williams J C, Starke E A. Progress in structural materials for aerospace systems[J]. Acta Materialia, 2003, 51(19): 5775-5799.
- Xu Lianghong, Tian Zhiling, Peng Yun, *et al.*. Microstructure and mechanical properties of high strength aluminum alloy laser welds [J]. Chinese J Lasers, 2008, 35(3): 456-461.
许良红, 田志凌, 彭 云, 等. 高强铝合金的激光焊接头组织及力学性能[J]. 中国激光, 2008, 35(3): 456-461.
- Zhai Yufeng, Huang Jian, Li Min, *et al.*. Research on high speed high power CO₂ laser welding of 6061-T6 aluminum with filler wire[J]. Chinese J Lasers, 2011, 38(5): 0503001.
翟玉峰, 黄 坚, 李 敏, 等. 6061-T6 铝合金高速高功率 CO₂ 激光填丝焊接性的研究[J]. 中国激光, 2011, 38(5): 0503001.
- Wang Tao, Zhou Dianwu, Peng Yan, *et al.*. Steel-to-aluminum fiberlaser butt welding with Si powder pre-filling[J]. Chinese J Lasers, 2012, 38(6): 0603009.
王 涛, 周惦武, 彭 艳, 等. 钢/铝异种金属预置 Si 粉的光纤激光焊接[J]. 中国激光, 2012, 39(3): 0303009.
- Mikami Y, Mochizuki M, Toyoda M, *et al.*. Measurement and numerical simulation of angular distortion of fillet welded T-joints[J]. Welding International, 2007, 21(8): 547-560.
- Guo S Q, Li X H. Welding distortion control of thin aluminum alloy plate by static thermal tensioning[J]. Journal of Material Science & Technology, 2001, 17(1): 163-164.

- 13 Zhang M M, Li J Y. The control of pre-tensioning over the welding deformation of aluminum alloy[J]. *Development and Application of Materials*, 2005, 2: 36–38.
- 14 Li J, Yang J G, Liu X S. New methods to control stress deformation of thin-walled sheet through welding with trailing rotating extrusion[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2010, 46(12): 81–84.
- 15 Zain U A M, Nélias D, Jullien J F, *et al.*. Experimental investigation and finite element simulation of laser beam welding induced residual stresses and distortions in thin sheets of AA6056–T4[J]. *Materials Science and Engineering A*, 2010, 527(12): 3025–3039.
- 16 Zain U A M, Nélias D, Jullien J F, *et al.*. Finite element analysis of metallurgical phase transformations in AA6056–T4 and their effects upon the residual stress and distortion states of a laser welded T-joint[J]. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2011, 88(1): 45–56.
- 17 Reimers P, Gorba A. Nonlinear Buckling Analysis on Welded Airbus Fuselage Panels[R]. IWiS, Germany, 2003.
- 18 Plam F. Can welded fuselage structures fulfil future A/C damage tolerance requirements[C]. *First International Conference on Damage Tolerance of Aircraft Structures*, TU Delft, Netherlands, 2007.
- 19 Labeas G N, Diamantakos I D. Calculation of stress intensity factors of cracked T-joints considering laser beam welding residual stresses[C]. *First International Conference on Damage Tolerance of Aircraft Structures TU Delft, Netherlands*, 2007.
- 20 Moreira P M G P, Trummer V R, De C P M S T. Lightweight Stiffened Panels Fabricated Using Emerging Fabrication Technologies: Fatigue Behavior[M]. *Structural Connections for Lightweight Metallic Structures Advanced Structured Materials*, Berlin Heidelberg: Springer Press, 2012: 151–172.
- 21 Wu N Q, Xia C, Li M, *et al.*. Interfacial structure and micro and nano-mechanical behavior of laser-welded 6061 aluminum alloy blank[J]. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 2004, 126(1): 8–13.
- 22 David S A, Vitek J M. Correlation between solidification parameters and weld microstructures[J]. *International Materials Reviews*, 1989, 34(5): 213–245.
- 23 Braun R. Nd:YAG laser butt welding of AA6013 using silicon and magnesium containing filler powders[J]. *Materials Science and Engineering A*, 2006, 426(1): 250–262.
- 24 Liu C, Northwood D O, Bhole S D. Tensile fracture behavior in CO₂ laser beam welds of 7075–T6 aluminum alloy[J]. *Materials & design*, 2004, 25(7): 573–577.

栏目编辑: 张浩佳