

超声冲击处理对7A52铝合金焊接应力影响的数值模拟

贾翠玲^{1,2}, 陈芙蓉¹

(1. 内蒙古工业大学 材料科学与工程学院, 呼和浩特 010051; 2. 内蒙古工业大学 工程训练中心, 呼和浩特 010051)

摘 要: 利用有限元软件 ABAQUS, 建立了 7A52 铝合金双丝 MIG 焊的热力耦合数值模型, 得到焊接残余应力场; 随后利用数值传递方法, 对焊接接头处进行超声冲击处理, 建立焊接和超声冲击处理耦合模型, 得到冲击后的残余应力场, 分析了冲击前后残余应力分布特点和大小, 并且通过改变冲击针移动速度分析其对残余应力的影响规律。旨在探讨超声冲击对 7A52 铝合金焊接残余应力改善的影响。计算结果表明, 超声冲击处理能够显著改善焊缝和热影响区的表面残余应力, 且随着冲击移动速度的增加, 得到的焊接接头处压应力值逐渐减小。

关键词: 超声冲击; 残余应力; 数值计算; 7A52 铝合金

中图分类号: TG 454 **文献标识码:** A **文章编号:** 0253-360X(2015)04-0030-04

0 序 言

7A52 铝合金(曾用名 LC52、5210)是 20 世纪 80 年代初期北京航空材料研究所研制开发的 Al-Zn-Mg 系铝合金。其性能优良, 是唯一列入国家军用标准的中高强可焊车用铝合金^[1,2], 广泛用于轻型战车、炮塔、航空航天等领域。由于其具有熔点低、线传导系数大、线膨胀率高等特点, 采用常规熔化工工艺焊接时, 会出现焊缝裂纹倾向大、易产生气孔等, 尤其会产生相当大的变形和残余应力, 而焊接残余应力又直接影响焊接构件的疲劳强度、结构的刚度和稳定承载力等。所以, 在焊接完成后, 有必要对其构件连接区域的焊缝及热影响区采取适当的措施减小和消除焊接残余应力, 以保证构件连接受力安全。

超声冲击处理可以提高焊件材料耐应力腐蚀和抗疲劳能力。超声冲击处理后的焊缝表面形成塑性变形层, 可以均化表层组织结构、细化颗粒, 消除部分微裂纹、气孔等显微组织缺陷^[3], 另外, 超声冲击处理焊件后形成的表面残余压应力能够改善焊接接头的疲劳性能, 优化其服役性能。

目前, 大多数工程构件焊缝结构复杂, 很难通过试验手段来测量焊缝及近缝区的焊接残余应力数值, 另外, 焊接残余应力的实测需要花费大量的时间和成本, 因此尝试采用数值方法模拟其焊接残余应

力分布和大小具有重要的意义。文中采用有限元软件 ABAQUS 建立 7A52 铝合金对接接头的双丝 MIG 焊接热力耦合模型; 然后对其焊缝接头处进行超声冲击处理, 预测超声冲击处理对该铝合金焊接接头残余应力的改善情况, 以期对实际生产提供借鉴。

1 焊接模型建立

试验母材为 7A52 铝合金, 其化学成分见表 1。

表 1 7A52 铝合金化学成分(质量分数, %)
Table 1 Chemical compositions of 7A52 alloy

Zn	Mg	Cu	Mn	Cr
4.0~4.8	2.0~2.8	0.05~0.2	0.2~0.5	0.15~0.25
Ti	Zr	Fe	Si	Al
0.05~0.18	0.05~0.15	≤0.3	≤0.25	余量

计算采用平板对接工件, 采用 60°V 形坡口, 坡口间隙为 2 mm, 板长 300 mm, 半宽为 150 mm, 厚度为 8 mm 的 7A52 铝合金板, 沿长度方向双丝 MIG 熔透焊接形成对接接头。焊接数值计算结果正确与否的关键是热源模型是否准确^[4]。双丝 MIG 焊的电弧冲击力效应较大, 常采用双椭球热源模型^[5,6], 其方程为

$$Q_1(x, y, z, t) = \frac{f_1 \eta UI \sqrt{3}}{\pi \sqrt{\pi} a_1 b c} \cdot \exp \left(-3 \left(\frac{x - vt}{a_1} \right)^2 - 3 \left(\frac{y}{b} \right)^2 - 3 \left(\frac{z}{c} \right)^2 \right) \quad (1)$$

$$Q_2(x, y, z, t) = \frac{f_2 \eta UI \sqrt{3}}{\pi \sqrt{\pi} a_2 b c} \cdot \exp \left(-3 \left(\frac{x - vt}{a_2} \right)^2 - 3 \left(\frac{y}{b} \right)^2 - 3 \left(\frac{z}{c} \right)^2 \right) \quad (2)$$

式中: f_1, f_2 表示前后热源分布参数且 $f_1 + f_2 = 2$; a_1, a_2 为前后半椭球的长度参数; b 为椭球宽度参数; c 为椭球深度; v 为焊接速度; t 为焊接热源移动时间. 数值模型中采用的双丝 MIG 焊接参数和实际焊接参数一致, 其中焊接电流 I 为 240 A, 电弧电压 U 为 22 V, 焊接速度 v 取值 7.5 mm/s, 热源模型计算的热效率 η 为 1.5. 通过对双丝 MIG 焊的实际焊缝情况的测量以及试算, 获得 a_1, a_2 取值分别是 0.004 6, 0.014; b 取值 0.004 6; c 值为 0.008. 文中所选焊接参数均能满足熔透焊接的要求. 定义 x 轴方向为焊接热源移动方向, y 轴为板材宽度方向, z 轴为板材厚度方向如图 1 所示.

考虑到焊接接头的几何对称性, 同时为了提高计算速度, 从焊缝中心开始取其一侧作为研究对象. 由于焊接接头周围的温度梯度较大, 远离接头区域的温度梯度较小, 因此将接头附近的网格细化, 整个几何模型采用非均匀网格计算如图 1 所示, 选用温度位移耦合积分单元 (C3D8T), 其中单元数量为 22 335, 节点数为 27 612. 对焊接试板施加对称面约束, 另外, 为防止焊件在焊接过程中的刚性移动, 分别约束其在底面焊接起点处的 x, y, z 三个方向的刚性位移, 使试板在焊接过程中处于只受重力的无约束自由状态.

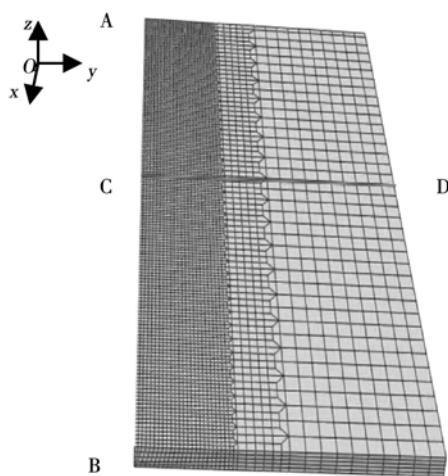


图1 有限元网格模型

Fig. 1 Finite element mesh model

有限元建模过程中, 材料模型选热弹塑性, 属于材料非线性. 材料遵循 Von Mises 屈服法则, 本构关系为线性硬化模式. 塑性区符合流变法则, 并显示

出各向同性硬化. 为简化计算模型, 假设焊缝金属和母材具有相同的热物理性能参数, 均采用随温度变化的热物理性能参数^[7-9]设置如表 2 所示. 温度高于 773 K 的各种物理力学性能均采用外推计算得出^[10].

表2 7A52 铝合金随温度变化的材料物性参数

Table 2 Mechanical performance parameters of 7A52 aluminum alloy

温度 T/K	热导率 $\lambda/(W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1})$	比热容 $c_p/(J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1})$	弹性模量 E/GPa	屈服强度 $R_{p0.2}/MPa$	泊松比 μ
273	184	945	71	435	0.33
293	193	972	70	432	0.33
373	221	1 011	65	378	0.33
473	262	1 060	57	281	0.33
573	307	1 199	49	183	0.33
673	356	1 362	44	93	0.33
773	409	1 549	36	40	0.33

2 超声冲击模型建立

2.1 超声冲击模型的建立

超声冲击模型建立在焊后数值模型的基础上, 将试板焊接残余应力结果传递到 ABAQUS/Explicit 中进行超声冲击后续的计算. 具体操作步骤为: 首先在 7A52 铝合金焊接数值模型中设置重启动输出请求, 提交分析得到计算结果; 然后在后续超声冲击模型中以 Import 命令导入变形网格, 并以 Predefined Field 命令导入对应于变形网格的焊后残余应力场. 建立冲击针模型, 针高 10 mm, 针头直径 5 mm 如图 2 所示, 冲击针材料属性如表 3 所示. 由于不考虑冲击针的变形, 故将其设为刚体.

表3 冲击针材料参数

Table 3 Material parameters of impact needle

密度 $\rho/(kg \cdot m^{-3})$	弹性模量 E/GPa	泊松比 μ
7 850	210	0.3

2.2 超声冲击载荷加载模型建立

冲击针头 RP 处 (参考点 RP 如图 2 所示) 施加 z 方向 (即板厚度方向) 的位移载荷, 从而使试板表面产生塑性变形, 位移载荷的大小需要结合实际超声冲击结果来确定, 通过实际测量塑性变形在厚度方向上的值为 0.25 mm, 由于有弹性应变的存在, 在软件中施加的位移载荷要比实际测量值要大, 经过反复试算文中施加的载荷为幅值 0.36 mm, 频率为超声冲击的频率 20 000 Hz 的正弦波位移载荷. 另外,

对冲击针沿试板焊接接头的长度方向施加 60 mm/s 的速度载荷,以此完成对整个试板接头长度的冲击处理,处理总时间为 5 s.

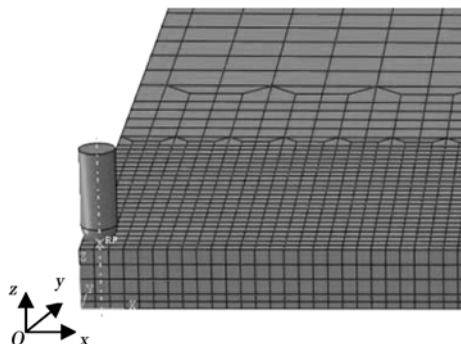


图 2 超声冲击针与试板的有限元模型

Fig. 2 Finite element of model ultrasonic pin and weld plate

3 结果与分析

3.1 焊接模型温度场

焊接熔池的模拟结果与实际形貌如图 3 所示,双椭球热源模型由于考虑了熔深方向上的能量分布,整体热流能量分布与实际情况较为吻合.由试验得出 7A52 铝合金的熔点温度为 923 K,而数值计算的焊接准稳态各时刻熔池温度在 1 100 K 左右,略高于 7A52 的熔点温度.由熔池边界准则知,在相同热量输入条件下,只要热源模型所模拟的熔池(液-固)边界线与实际焊缝熔池相符,就可以认为该热源模型是合理的^[11].图 3 中左侧图为实际熔池形貌,右侧灰色部分为熔池区域,通过比较证明有限元计算模型和实际焊接状态下熔池轮廓形貌吻合较好.证明了焊接模型的正确性.图 4 为焊缝截面的温度场分布.

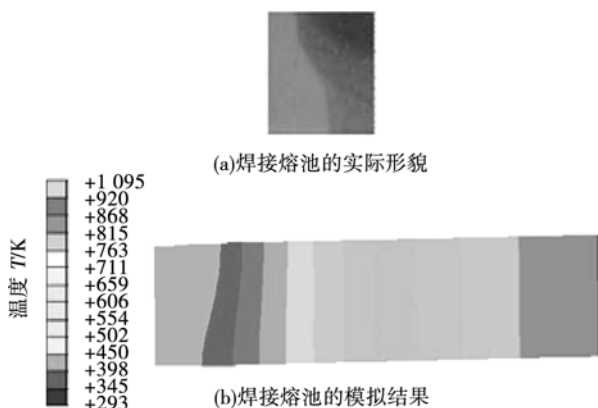


图 3 焊接熔池的模拟结果与实际形貌

Fig. 3 Comparison between computational temperature field and actual weld pool

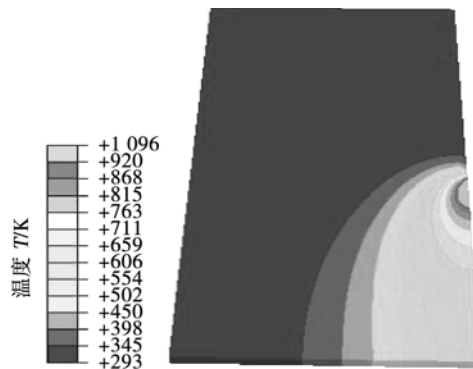


图 4 焊缝截面的温度场分布

Fig. 4 Temperature distribution of symmetry plane

3.2 超声冲击前后残余应力大小和分布

图 5 为超声冲击处理前后,距离起始焊 150 mm 位置(图 1 所示的 CD 位置处)的纵向残余应力.由于 7A52 铝合金属于高强铝合金,相对于普通铝合金,其弹性模量、屈服强度提高幅度很大,所以其焊接残余应力呈现单峰特征分布^[12].从图 5 中可以看出,拉应力集中分布在试板焊缝中心处,7A52 铝合金焊件纵向残余应力没有达到屈服极限,其最大残余拉应力数值为 295 MPa,约为室温下屈服强度的 0.59 倍,在文献[13]描述的 0.5~0.8 倍屈服强度范围内.在距离焊缝中心 31.8 mm 处,拉应力变为 0,随着与焊缝距离的增加转变为压应力,压应力最大值为 -93.8 MPa.经过超声冲击处理后,焊缝中心区域变为压应力,且中心位置压应力值为 -95 MPa,随着距离焊缝中心位置的增加,压应力逐渐减小,距离焊缝中心位置 11.2 mm 处应力变为 0,在距离焊缝中心位置 11.2~25.1 mm 区域为拉应力区域.

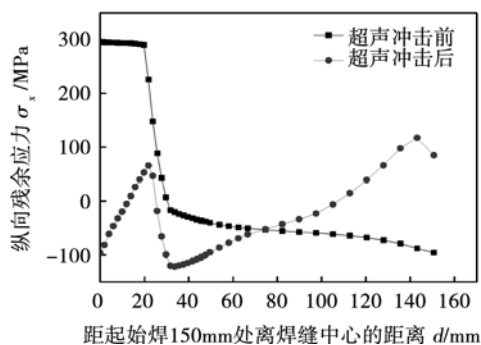


图 5 超声冲击前后试板表面纵向残余应力的横向分布

Fig. 5 Longitudinal stress along path perpendicular weld seam before and after ultrasonic impact

图 6 为超声冲击前后沿如图 1 所示的 CD 位置处的横向残余应力分布,从图 6 中看出,焊接接头和

热影响区的横向残余应力由拉应力变为压应力。但降低幅度比纵向应力降低较小。所以,超声冲击对于消除纵向残余应力效果明显。

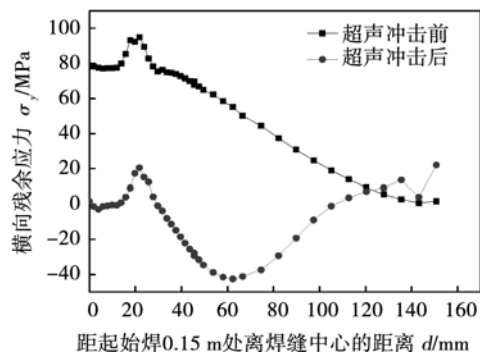


图6 超声冲击前后试板表面横向残余应力的横向分布
Fig. 6 Transverse residual stress along path perpendicular weld seam before and after ultrasonic impact

图7和图8为经过超声冲击处理后,距离起始焊不同距离且垂直于焊缝位置处的纵向和横向应力状态分布。从图7中得出,距离焊缝中心位置20~32 mm区域内能够得到最大的纵向残余压应力,且

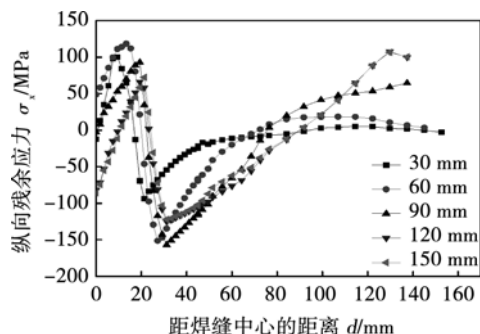


图7 超声冲击后不同位置纵向应力分布
Fig. 7 Distribution of longitudinal stress in different position after ultrasonic impact

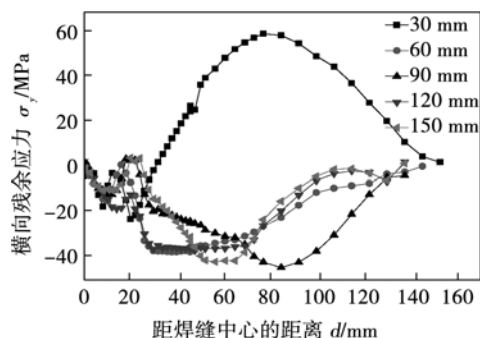


图8 超声冲击后不同位置横向应力分布
Fig. 8 Distribution of transverse stress in different position after ultrasonic impact

距离起始焊90 mm处垂直于焊缝位置,焊缝中心距离31 mm处得到的残余压应力值可达最大值为-156 MPa。

图9和图10表示焊接接头中心处沿CD(图1)位置经超声冲击处理过程中不同时刻的瞬间纵向和横向应力分布状态。

随着超声冲击针从起始点A(图1)移动2.5 s后,到达中点C,此时焊缝中心处的纵向压应力达到最大为-113 MPa(图9),随着冲击针继续冲击直到结束,其接头处的纵向压应力有所减小,但其分布规律与2.5 s时基本一致。

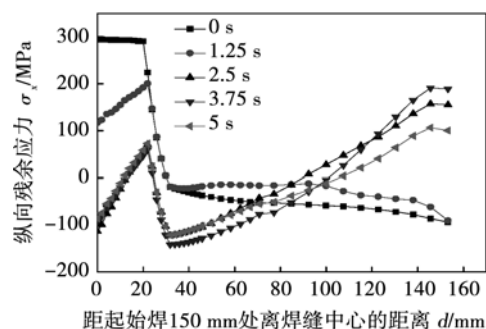


图9 超声冲击过程中的瞬态纵向应力分布
Fig. 9 Distribution of transient longitudinal stress during process of ultrasonic impact

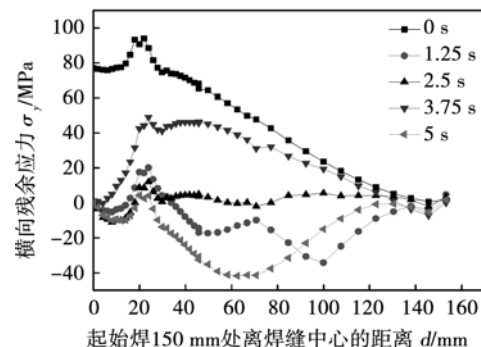


图10 超声冲击过程中的瞬态横向应力分布
Fig. 10 Distribution of transient transverse stress during process of ultrasonic impact

3.3 超声冲击移动速度的影响

考虑冲击针不同的移动速度对超声冲击后强化应力场的影响,取移动速度分别为10,30,50和100 mm/s的情况下,焊接接头中心处沿CD(图1)位置纵向和横向残余应力分布结果如图11和图12所示。

由图11和图12得出不同的冲击针移动速度,其接头处的残余应力分布规律基本一致,且随着移动速度的减小,其焊缝接头处的残余压应力逐渐增大,但纵向压应力比横向压应力增大的幅度较为显著。

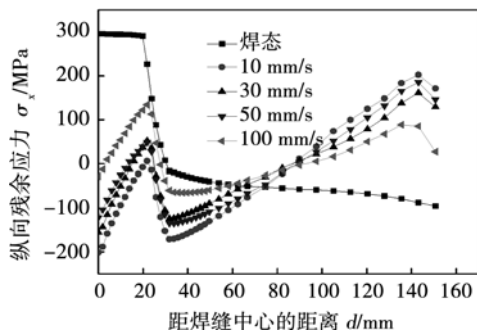


图 11 不同的移动速度下纵向应力分布

Fig. 11 Distribution of longitudinal stress in different moving speed

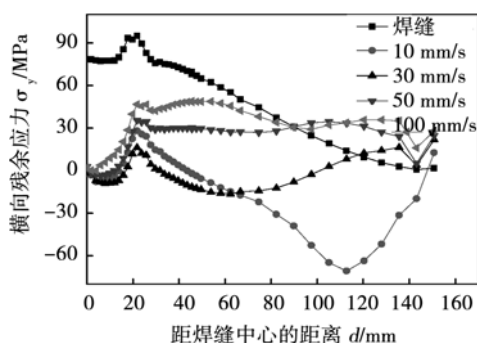


图 12 不同移动速度下横向应力分布

Fig. 12 Distribution of transverse stress in different moving speed

4 结 论

(1) 利用弹塑性有限元法,建立了 7A52 铝合金焊接和超声冲击模型,经过验证所建模型能够进行残余应力分析。

(2) 因 7A52 铝合金的弹性模量、屈服强度较高,焊后试板中心处垂直于焊缝其纵向应力分布区别于普通铝合金材料的应力曲线形态,呈现单峰分布特征。

(3) 计算得到的 7A52 铝合金焊缝中心残余拉应力的峰值达到焊缝金属屈服极限的 50% ~ 70%; 横向应力远小于纵向应力。

(4) 经过超声冲击处理后,焊缝中心处的残余拉应力得到明显改善,纵向应力比横向应力改善显著。且随着冲击移动速度的增加,得到的焊接接头处压应力值逐渐减小。

参考文献:

[1] 李 奇, 赵军军, 张 平, 等. 7A52 铝合金便携式搅拌摩擦焊接头的组织与性能分析[J]. 装甲兵工程学院学报, 2010, 24(4): 73-76.

2010, 24(4): 73-76.

Li Qi, Zhao Junjun, Zhang Ping, *et al.* Structure and property investigation of portable friction stir welding of 7A52 aluminum alloy[J]. Journal of Academy of Armored Force Engineering, 2010, 24(4): 73-76.

[2] 黄继武, 尹志民, 聂 波, 等. 7A52 铝合金 MIG 焊接头的 X 射线衍射分析[J]. 焊接学报, 2007, 28(12): 13-17.

Huang Jiwu, Yin Zhimin, Nie Bo, *et al.* X-ray diffraction analysis of 7A52 aluminum alloy MIG welded joint[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2007, 28(12): 13-17.

[3] Seyedali S, Mehdi A N, Yashar J, *et al.* Using ultrasonic waves and finite element method to evaluate through-thickness residual stresses distribution in the friction stir welding of aluminum plates[J]. Materials and Design, 2013, 52: 870-880.

[4] Chong L M. Predicting welding hardness[D]. In: M. Eng. Thesis. Ottawa, Canada: Carleton University, 1982.

[5] 孟庆国, 方洪渊, 徐文利, 等. 双丝焊热源模型[J]. 机械工程学报, 2005, 41(4): 110-113.

Meng Qingguo, Fang Hongyuan, Xu Wenli, *et al.* Heat source model for twin wire welding[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2005, 41(4): 110-113.

[6] 莫春立, 钱百年, 国旭明, 等. 焊接热源计算模式的研究进展[J]. 焊接学报, 2001, 22(3): 93-96.

Mo Chunli, Qian Bainian, Guo Xuming, *et al.* The development of models about welding heat sources' calculation[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2001, 22(3): 93-96.

[7] 王 鑫. 7A52 铝合金搅拌摩擦焊实验研究及流动仿真[D]. 北京: 清华大学, 2009.

[8] 张丝雨. 最新金属材料牌号、性能、用途及中外牌号对照速用速查实用手册[M]. 香港: 中国科技文化出版社, 2005.

[9] 中国机械工程学会焊接学会. 焊接手册第 2 卷材料的焊接第三版[M]. 北京: 机械工业出版社, 2008.

[10] Huang J, Yin Z, Lei X. Microstructure and properties of 7A52 Al alloy welded joint[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2008, 18: 804-808.

[11] Wahab M A, Painter M J. Numerical models of gas metal arc welds using experimentally determined weld pool shapes as the representation of welding heat source[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1997, 73(2): 153-159.

[12] 刘雪松, 闫德俊, 杨建国, 等. 有限元分析热-力学参量对焊接残余应力峰值特征的影响[J]. 焊接学报, 2010, 31(7): 27-35.

Liu Xuesong, Yan Dejun, Yang Jianguo, *et al.* Effect of thermo-mechanical parameters on hump feature of welding residual stress by finite element analysis[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2010, 31(7): 27-35.

[13] 方洪渊, 董俊慧, 王文先, 等. 焊接结构学[M]. 北京: 机械工业出版社, 2008.

作者简介: 贾翠玲, 女, 1980 年出生, 博士, 讲师. 主要从事铝合金焊接及其有限元模拟方面的研究. 发表论文 5 篇. Email: jialing_jlu2004@163.com

通讯作者: 陈芙蓉, 女, 博士, 教授. Email: cfr7075@163.com