

# 超声冲击工艺参数对装甲铝合金焊接应力影响的有限元分析

贾翠玲<sup>1,2</sup>, 陈芙蓉<sup>1</sup>

(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 铝合金焊后超声冲击的有限元模型, 预测不同超声冲击工艺参数对 7A52 铝合金残余应力大小和分布的影响。分析了超声冲击振幅、频率、静压力对焊接残余应力的影响规律。旨在探讨超声冲击工艺参数对 7A52 铝合金焊接残余应力改善的影响因素。结果表明, 超声冲击振幅对残余应力场影响显著, 频率次之, 静压力对残余应力场影响最小; 增大冲击振幅能够显著提高焊缝接头处的残余压应力值, 且会增大压应力产生区域; 增大超声冲击频率, 会增加接头处残余压应力值, 但增加的幅度有限; 静压力对残余压应力影响不明显。用所建模型计算得到的数值结果规律与实测的残余应力值基本一致。

**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(2016)02-0009-04

## 0 序言

7A52 铝合金具有熔点低、导热系数大、热膨胀系数高等特点, 采用常规熔化工艺焊接时会产生相当大的变形和残余应力, 而焊接残余应力为应力腐蚀开裂提供了应力来源。对于焊接构件, 即使放置在无载荷环境下, 只要有适当的腐蚀介质, 就可能产生应力腐蚀裂纹<sup>[1]</sup>。因此, 为了提高焊件抗应力腐蚀能力, 有效方法之一就是消除和减小焊接残余应力。

超声冲击处理(ultrasonic impact treatment, UIT)属于表面强烈塑性变形处理方法之一, 与目前的机械喷丸、超声喷丸、激光喷丸、水射流等表面处理方法相比, 由于其具有设备简单紧凑、无丸粒回收、节能环保、不受材料及构件大小和形状等限制等优势<sup>[2]</sup>, 被广泛应用在焊后处理方面。

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 铝合金焊后超声冲击数值耦合模型; 然后对其焊缝接头处进行超声冲击处理, 预测超声冲击工艺参数对该铝合金焊接接头残余应力的影响, 以期对实际生产提供借鉴。

## 1 数值模型建立

### 1.1 焊接模型的建立

试验用母材为 7A52 超硬铝合金, 其化学成分见表 1。试件尺寸为 300 mm × 150 mm × 8 mm, 计算采用平板对接, 60°V 形坡口, 坡口间隙为 2 mm 如图 1 所示。沿长度方向双丝 MIG 单层单道熔透焊接形成对接接头。试验用保护气体为纯度 ≥99.99% 的氩气。双丝 MIG 焊的电弧冲力效应较大, 焊接数值计算中常采用移动双椭球热源模型<sup>[3,4]</sup>。数值模型中采用的双丝 MIG 焊接参数和实际焊接参数一致, 其中焊接电流为 240 A, 焊接电弧电压为 22 V, 焊接速度取值 7.5 mm/s, 因为双丝 MIG 焊时主副焊机同时工作, 热效率取 1.5。试验中所选焊接参数均能满足熔透焊接的要求。

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

收稿日期: 2014-05-20

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50765003, 51165026); 内蒙古自治区自然科学基金资助项目(2015MS0537); 内蒙古自治区高等学校科学研究资助项目(NJZY087)

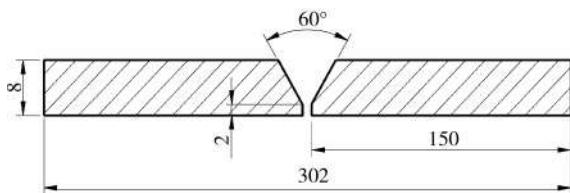


图1 焊接试板尺寸(mm)

Fig. 1 Dimension of weld plate

考虑到焊接接头的几何对称性,从焊缝中心开始取其一侧作为研究对象。为了兼顾计算精度和速度,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。文中定义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2所示。熔池形成过程中,采用“单元生死”与“追踪”的方法实现填料模拟过程。

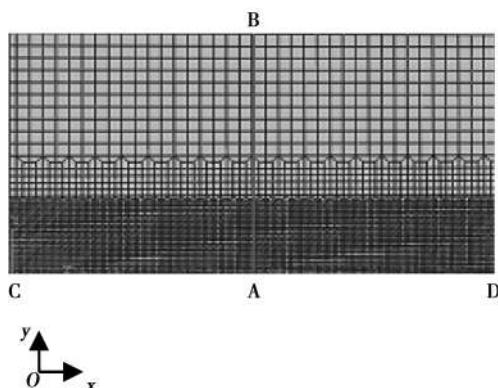


图2 有限元网格模型

Fig. 2 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<sup>[5]</sup>设置。温度高于773 K的各种物理力学性能均采用外推计算得出<sup>[6]</sup>。

## 1.2 超声冲击模型的建立

超声冲击处理过程中,冲击针头与焊件的加工位置和接触条件不断变化。采用ABAQUS/Explicit

模块求解这一几何和接触非线性过程。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。建立冲击针模型,针高10 mm,针头直径5 mm如图3所示,冲击针材料属性如表2所示。由于不考虑冲击针的变形,故将其设为刚体。

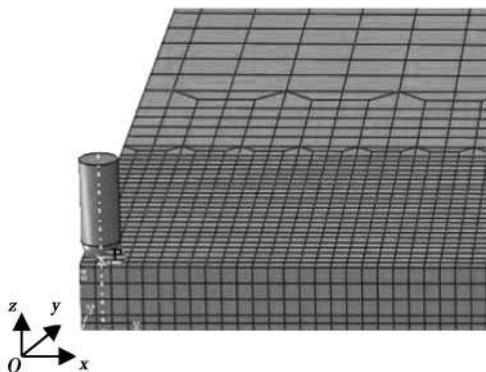


图3 超声冲击针与试板的有限元模型

Fig. 3 Finite element model of ultrasonic pin and weld plate

表2 冲击针材料参数

Table 2 Material parameters of impact needle

密度 $\rho/(kg \cdot m^{-3})$	弹性模量 $E/GPa$	泊松比 $\mu$
7850	210	0.3

超声冲击处理时,其冲击针头将静压力(一般为超声冲击设备自重)和输出端超声冲击振幅作用在材料表层,冲击针头的振动频率会随着实际接触工况发生变化,而不是固定在其空载输出频率20 kHz。此外,冲击针振幅只是一个理论数据,不能客观地体现冲击针对试件的实际冲击情况。由文献[7]可知,静压力和振幅恒定时,冲击针实际作用在试件上的动态冲击力是幅值恒定且按正弦函数变化,因此,通过在冲击针参考点P(图3)施加z方向(即板厚度方向)的正弦函数周期性变化的集中力来模拟超声冲击动态载荷,这种周期变化的正弦量通过傅里叶函数加载,傅里叶函数为

$$F(t) = F_0 + \sum_{n=1}^{\infty} (a_n \cos n\omega t + b_n \sin n\omega t) \quad (1)$$

式中: $F_0$ 为静压力;  $n$ 为谐波个数;  $a_n, b_n$ 为谐波振幅; $\omega$ 为冲击波角频率。对于正弦波 $n=1, a_n=0$ ,其余参数根据超声冲击不同工艺参数下得出。

工作头与被处理平面之间设置接触对,采用罚函数接触运算法则<sup>[8]</sup>,库伦摩擦系数0.1。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.

## 2 结果与分析

### 2.1 数值模型的温度场和应力场

图 4 中左侧图为实际熔池形貌,右侧灰色部分为有限元计算模型的熔池区域,通过比较两者轮廓形貌吻合较好,由文献[9]得出所建立的数值模型是正确的。图 5 为试板纵向残余应力分布云图。由图 5 所示,试板焊缝处为拉应力集中分布区域,其最大值位于焊缝处值为 298 MPa,约为室温下 7A52 铝合金屈服强度的 0.59 倍,与文献[10]描述的 0.5~0.8 倍屈服强度吻合较好。此外,利用 YC-III 型应力测量仪对焊后试板进行了残余应力的测量,结果如图 6 所示。图 6 中试验得出的数据点和仿真曲线分布规律基本一致。

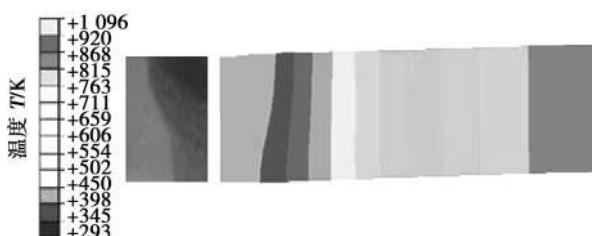


图 4 焊接熔池的模拟结果与实际形貌

Fig. 4 Comparison between computational temperature field and actual weld pool



图 5 7A52 铝合金试板纵向残余应力分布云图

Fig. 5 Banded contour of longitudinal residual stress in 7A52 aluminum alloy welded joint

### 2.2 超声冲击振幅影响

为研究超声冲击针输出振幅对焊后残余应力的影响规律,设置静压力为超声冲击设备自重,频率为 20 kHz,振幅分别取 3, 5, 7, 9 和 11  $\mu\text{m}$  结果如图 6, 图 7 所示。图 6 为距离起始焊 150 mm 位置(图 2 中 AB 位置)不同超声冲击振幅处理前后的纵向应力分布。振幅为 3, 5, 7, 9 和 11  $\mu\text{m}$  时,A 点压应力值分别为 18.3, 43.7, 145.77, 165.03 和 179.03 MPa,产生的压应力区间分别是距焊缝中心位置 1.95, 5.96, 11.9, 17.84 和 19.83 mm 处。可见,随着冲击振幅的

增加,其接头处压应力值会增加,且产生的纵向残余应力区间会增大,但振幅增加到一定数量,压应力值增加幅度有所减小。

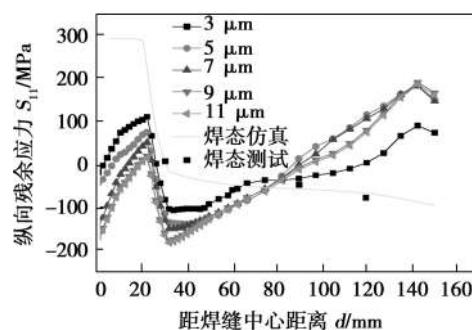


图 6 不同冲击振幅下纵向应力分布

Fig. 6 Distribution of longitudinal stress with different impact amplitude

图 7 为 AB(图 2)焊态和不同超声冲击振幅产生的横向残余应力分布。从图 7 中看出,当振幅为 3  $\mu\text{m}$  和 5  $\mu\text{m}$  时,焊接接头和热影响区的横向残余应力为拉应力;随着振幅增加到 7  $\mu\text{m}$  时,距离接头 A 点(见图 2)13.88 mm 区间内横向残余应力均为压应力,且距离 A 点 5.96 mm 处的压应力值达到最大为 7.49 MPa;而振幅为 9  $\mu\text{m}$  时,距离焊缝中心 A 点位置 15.86 mm 处横向残余应力均为压应力,且最大压应力值为 7.48 MPa,同样位于距离 A 点 5.96 mm。可见,随振幅的增加,其焊接接头处增大了横向残余压应力区间,但其最大压应力值略有减小。

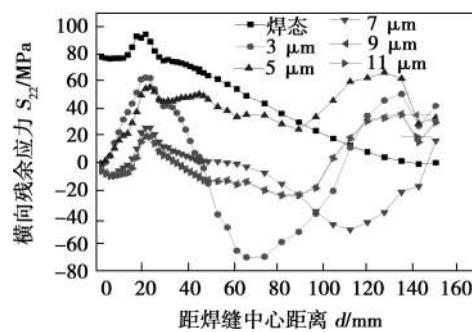


图 7 不同冲击振幅下横向应力分布

Fig. 7 Distribution of transverse stress with different impact amplitude

### 2.3 超声冲击频率影响

为研究超声冲击频率对焊后残余应力的影响,取幅值为 7  $\mu\text{m}$ ,频率分别为 10, 15, 20, 23 和 25 kHz 结果如图 8,9 所示。图 8 为 AB 位置(图 2)焊态和不同超声冲击频率产生的纵向残余应力分布。频率

为 10, 15, 20, 23 和 25 kHz 时, 其对应的 A 点处得到最大压应力值分别为 94.41, 134.87, 145.77, 172.16 和 189.38 MPa, 其纵向应力分布规律一致。由图 8 可知随着超声冲击频率的增加, 其接头处残余压应力值也会增加, 但是增加的幅度是很小的。

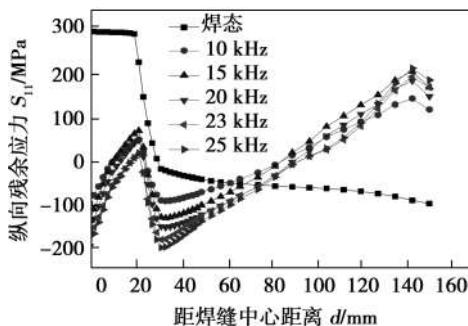


图 8 不同频率下纵向应力分布

Fig. 8 Distribution of longitudinal stress with different impact frequency

图 9 为 AB 位置(如图 2 所示)焊态和不同超声冲击频率产生的横向残余应力分布。5 种冲击频率条件下都能在焊缝处产生残余压应力, 且频率为 10, 15, 20, 23 和 25 kHz 时在接头处的压应力产生在距离焊缝中心的 9.91, 11.89, 13.88, 15.85 和 16.83 mm 处, 其压应力值略有增加, 但增加的幅值很小, 五种频率下横向残余应力分布规律一致。

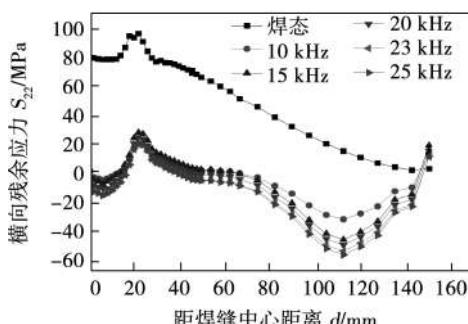


图 9 不同频率下横向应力分布

Fig. 9 Distribution of transverse stress with different impact frequency

## 2.4 静压力影响

由于超声冲击处理时的静压力一般为设备的自重, 为了研究静压力对残余应力的影响程度, 取频率为 20 kHz, 振幅为 7 μm, 静压力分别取设备的自重、5 倍自重以及 10 倍自重。图 10, 图 11 分别为此 3 种条件下纵向和横向残余应力分布图。由图 10 可知, 随着静压力的增加, 焊缝中心 A 点处纵向残余压

应力值分别为 139.57, 145.77 和 155.56 MPa, 即产生的纵向压应力会增加, 但增加的幅度很小。三种静压力情况下纵向残余应力和横向残余应力分布规律基本一致。可见, 静压力对残余应力的分布影响并不明显。

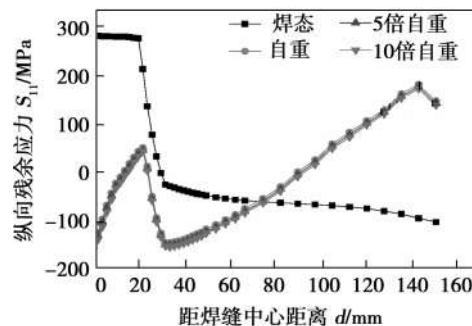


图 10 不同静压力下纵向应力分布

Fig. 10 Distribution of longitudinal stress with different static pressure

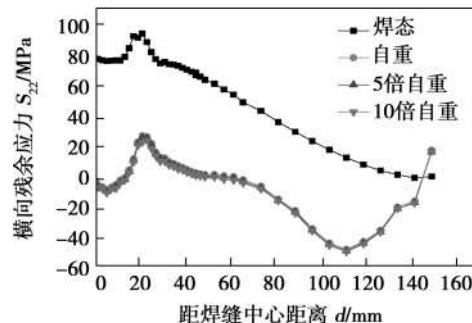


图 11 不同静压力下横向应力分布

Fig. 11 Distribution of transverse stress with different static pressure

## 3 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, 经过试验验证所建模型能够进行残余应力分析。

(2) 相比超声冲击频率和静压力的影响, 其冲击振幅对残余应力影响较大, 且随着超声冲击振幅的增加, 其接头处的残余压应力值逐渐增大, 接头处产生压应力的范围也有所增加。静压力对其接头处残余应力影响不明显。

(3) 随着超声冲击频率的增大, 其接头处残余压应力值会增加, 但是增加的幅度很小。表明超声冲击频率对焊接纵向残余应力影响很小。

[下转第 84 页]

中,下表面最大。

(3) 残余应力试验结果与模拟结果两者吻合度很高,说明计算模型和计算方法可靠,可指导实际SA508-3钢特厚板焊后热处理生产。

## 参考文献:

- [1] Spence J, Nash D H. Milestones in pressure vessel technology [J]. Pressure Vessels and Piping, 2004, 81(2): 89–118.
- [2] 姜运建,荆洪阳,徐连勇,等.焊接残余应力对P92钢IV型蠕变开裂的影响[J].焊接学报,2011,32(1):16–20.  
Jiang Yunjian, Jing Hongyang, Xu Lianyong, et al. Effect of welding residual stress on type IV creep failure of P92 steel [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2011, 32(1): 16 – 20.
- [3] Mark A F, Francis J A, Dai H, et al. On the evolution of local material properties and residual stress in a three-pass SA508 steel weld [J]. Acta Materialia, 2012, 60(8): 3268–3278.
- [4] Lee Yoon-Sun, Kim Min-Chul, Lee Bong-Sang, et al. Evaluation of microstructure and mechanical properties on post-weld heat treatment in the heat affected zone of SA508 Gr. 4N Ni-Mo-Cr low alloy steel for reactor pressure vessel [J]. Journal of the Korean Institute of Metals and Materials, 2009, 47(3): 139–146.
- [5] 蒋文春,王炳英,巩建鸣.焊接残余应力在热处理过程中的演变[J].焊接学报,2011,32(4):45–48.  
Jiang Wenchun, Wang Bingying, Gong Jianming. Development of welding residual stress during post-welding heat treatment [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2011, 32(4): 45 – 48.
- [6] 迟露鑫,麻永林.核电SA508-3钢大型筒体环焊残余应力分析[J].焊接学报,2013,34(8):85–88.  
Chi Luxin, Ma Yonglin. Analysis of residual stresses on large-scale wall pipe circular weld of SA508-3 steel for nuclear power [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2013, 34 (8): 85 – 88.
- [7] Dai H, Francis J A, Withers P J. Prediction of residual stress distributions for single weld beads deposited on to SA508 steel including phase transformation effects [J]. Materials Science and Technology, 2010, 26(8): 940–949.

## [上接第12页]

## 参考文献:

- [1] 逯 瑶,陈芙蓉,解瑞军.7A52铝合金焊接接头表面纳米化前后的性能分析[J].焊接学报,2011,32(1):57–61.  
Lu Yao, Chen Furong, Xie Ruijun. Properties of 7A52 aluminum alloy welded joint before and after surface nanocrystallization [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2011, 32 (1): 57 – 61.
- [2] Zhao X H, Wang D P, Huo L X. Analysis of the S–N curves of welded joints enhanced by ultrasonic peening treatment [J]. Materials & Design, 2011, 32(1): 88–96.
- [3] 徐文利,孟庆国,方洪渊,等.高强铝合金板双丝焊温度场[J].焊接学报,2004,25(3):11–14.  
Xu Wenli, Meng Qingguo, Fang Hongyuan, et al. Temperature field of high strength aluminum alloy sheets by twinwire welding [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2004, 25 (3): 11 – 14.
- [4] 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.

**作者简介:**陈重毅,男,1983年出生,博士研究生,讲师。主要从事特厚钢铁材料和特种材料焊接冶金及焊接组织性能控制研究工作。发表论文6篇。Email: czychenzhongyi@imust.cn

**通讯作者:**麻永林,男,教授,博士研究生导师。Email: malin@imust.cn

- [5] 中国机械工程学会焊接学会.焊接手册(2卷)[M].3版.北京:机械工业出版社,2008.
- [6] Huang J W, Yin Z M, Lei X F. Microstructure and properties of 7A52 Al alloy welded joint [J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2008, 18: 804–808.
- [7] Liu Y, Wang L J, Wang D P. Finite element modeling of ultrasonic surface rolling process [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2011, 211: 2106–2113.
- [8] Wu C Y, Li L Y, Thornton C. Rebound behaviour of spheres for plastic impacts [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 28: 929–946.
- [9] 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.
- [10] 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,博士研究生,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