

铝—铝爆炸焊接界面波形成与特征

李芮宇¹, 孙宇新¹, 付艳超², 孙其然¹, 赵亚运¹

(1. 南京理工大学 瞬态物理国家重点实验室, 南京 210094; 2. 南昌大学 机电工程学院, 南昌 330031)

摘 要:文中通过试验观察与数值模拟相结合, 尝试分析界面波的形成与结构特征. 对 2024 铝开展系列准对称爆炸焊接, 获得了界面波结构特征随装药比变化样品, 并基于 Autodyn 软件中的光滑粒子法对铝—铝爆炸焊接斜碰撞过程进行了模拟, 获得与试验现象吻合良好的计算结果. 结果表明, 装药比的提高使得再入射流厚度和界面波长增幅增加, 且界面更加连续; 装药比的提高对再入射流速度的影响不大; 再入射流量的逐渐增多使得基板承受的剪切应力增大, 进而导致界面出现平直到波状的渐变. 分析得到的铝—铝爆炸焊接界面波特征随装药比的变化规律以及所使用的数值方法为相关分析提供了有用的参考.

关键词:爆炸焊接; 装药比; 光滑粒子法; 界面波; 剪切变形

中图分类号: TG 456.6 **文献标识码:** A **文章编号:** 0253-360X(2017)05-0092-04

0 序 言

炸药驱动复板与基板高速斜碰撞会在两金属板之间产生一股高速的金属射流, 射流在实现界面自清理的同时, 通常还会造成界面的波状形貌. 由于爆炸焊接过程十分复杂, 现阶段理论的分析并未形成全面正确的量化描述, 爆炸焊接相关参数的精确预测及波状界面的机理仍不十分清楚.

随着计算机性能的提高, 数值模拟成为爆炸焊接分析的一个很重要的手段. 爆炸焊接的数值模拟在算法上主要分为 Lagrange 和 Euler 算法^[1-4]、无网格^[5]三类; 由于存在网格畸变的问题, Lagrange 算法在处理界面波、射流等大变形问题上的能力不足; Euler 算法能够模拟出界面波和射流现象, 但是很难跟踪特定位置材料的应力应变等信息; 无网格算法, 如 SPH、MPM 方法, 由于不存在网格的限制且能够像 Lagrange 算法那样跟踪物质的运动, 在爆炸焊接过程中界面波和射流的模拟上最具优势.

文中借用 Autodyn 软件, 使用 SPH 方法对铝—铝在爆轰作用下的斜碰撞过程进行了数值计算, 给出了界面波长波幅、射流厚度和射流速度随装药比的变化规律, 此外还给出了铝—铝界面峰值剪切应力特征, 并结合射流量的变化解释了结合界面沿碰撞方向从无波到稳定波形转变的现象.

1 模型的建立

为了与试验^[6]相对应并考虑计算效率, 文中建立模型时两块铝板尺寸均选为 30 mm × 3 mm. 复板碰撞速度可由下式计算.

$$v_p = 2D_f \sin \frac{\theta}{2} \quad (1)$$

式中: v_p 为复板碰撞速度; D_f 为炸药爆炸速度 (2 800 m/s); θ 为碰撞角度. 滑移爆轰抛掷时, 复板碰撞速度的方向垂直于碰撞角的角平分线, 故可由下式计算得到复板运动的速度分量.

$$v_{px} = v_p \sin \frac{\theta}{2}, v_{py} = v_p \cos \frac{\theta}{2} \quad (2)$$

如果已知碰撞角, 则由式 (1) 和式 (2) 可计算出各个装药比对应的碰撞速度. 在文中, 不同装药比对应的碰撞角是由数值模拟直接确定. 计算方案见表 1.

表 1 复板碰撞角度和碰撞速度

Table 1 Impact velocity and angle of fly plate

装药比 R	碰撞角 $\theta/(^\circ)$	碰撞速度 $v_p/(m \cdot s^{-1})$	碰撞速度 x 分量 $v_{px}/(m \cdot s^{-1})$	碰撞速度 y 分量 $v_{py}/(m \cdot s^{-1})$
1.0	10.84	529	50	526.6
1.5	12	585	61.1	581.8
2.0	14	682	83	677

建立二维平面应变模型, 对基板底部施加厚度方向的位移约束, 单位制为 mm-mg-ms. 为了细致地描述界面附近的变形, 分区划分粒子, 小粒子尺寸为 0.015 mm, 大尺寸粒子尺寸为 0.030 mm, 总粒子数

约为 40 万。

2024 铝的本构模型使用 Steinberg Guinan, 状态方程使用 Shock EOS, 参数取自 Autodyn 材料库。

2 结果分析

图 1 为铝—铝碰撞界面波的模拟结果,图 2 为

金相图片(放大倍率均为 40 倍),对比发现模拟界面波形以及随装药比的变化规律均与试验结果符合较好。这表明文中所建立的模型及使用的材料参数是准确可靠的,此外还说明 SPH 方法非常适用于爆炸焊接等大变形问题的模拟分析。不同装药比情况下的计算结果见表 2。

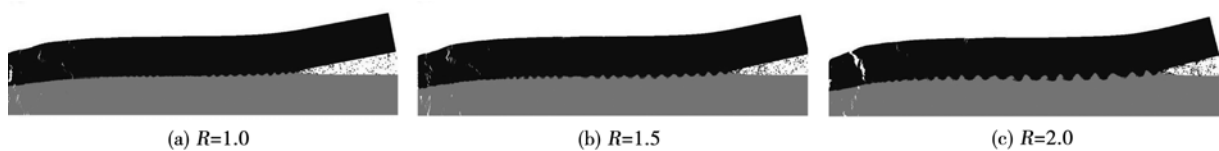


图 1 界面波数值模拟结果

Fig. 1 Simulated results of interface wave

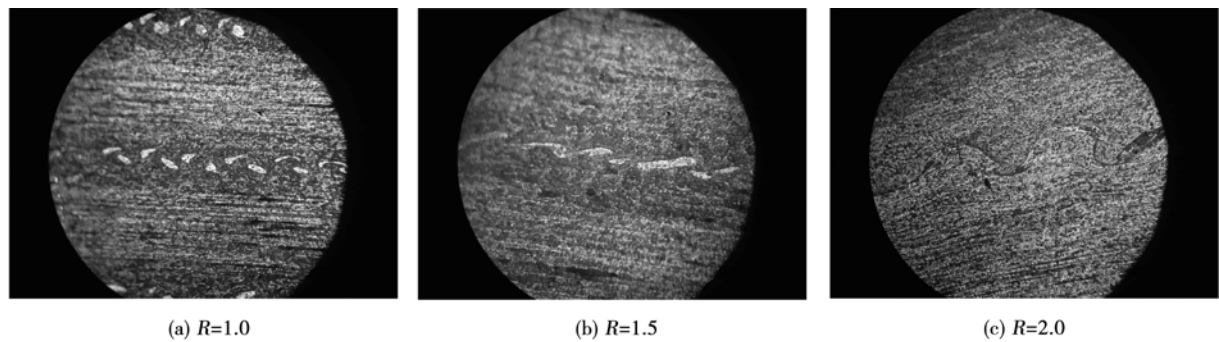


图 2 试验焊接界面

Fig. 2 Welding interface of experiments

表 2 计算结果

Table 2 Computed results

装药比 R	模拟比 波长 λ_s	试验比 波长 λ_e	模拟射流 速度 $v_{js}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	理论射 流速度 $v_{ja}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	理论射流 厚度 δ_j/mm
1.0	3.63	3.52	5 325	5 575	0.027
1.5	4.43	4.62	5 100	5 566	0.033
2.0	3.2	3.34	5 515	5 554	0.045

2.1 界面波特征

2.1.1 界面形貌

由图 1,图 2 均可以看出装药比越大,稳定时的界面波波长及波幅越大。此外从图 2 可以看出在装药比为 1.0 和 1.5 时界面分别为纯点式完全间断界面和点线式少许间断界面,但在宏观上仍可认为是波形界面。同时从图 1 中也能发现装药比为 1.0 和 1.5 时,界面出现了波形不连续(中间呈现一段平直界面)的现象,这在 1.0 的情况下更为明显,模拟结果在一定程度上反映了试验结果呈现的界面间断。

这种现象可以由物质量多少的角度来解释:随着装药比的减小,再入射流厚度降低(表 2),射流流量的不足使得界面承受的剪切变形较弱,难以形成连续的波状界面。

2.1.2 射流厚度和速度

在计算中发现,当装药比 R 增大时,再入射流流量随之增加。由于模拟中射流 SPH 粒子非常分散,无法测量其厚度,在此使用 Birkhoff 模型对其进行分析。Birkhoff 在对不可压缩流体模型进行分析的基础上,形成不可压理想流体楔形射流理论(图 3),由动量守恒定理给出了金属板斜碰撞再入射流模型^[7],即

$$\begin{cases} m = m_s + m_j \\ m_s v_f - m_j v_f = m v_f \cos \theta \end{cases} \quad (3)$$

从而得出

$$m_j = \frac{m}{2}(1 - \cos \theta) = m \sin^2 \frac{\theta}{2} \quad (4)$$

式中: m 、 m_s 和 m_j 分别表示来流质量、出流质量和再入射流质量; θ 为碰撞角。那么再入射流的厚度为

$$\delta_j = \delta \sin^2 \frac{\theta}{2} \quad (5)$$

式中: δ 为复板厚度. 由式(5)求得装药比 $R = 1.0$, 1.5 和 2.0 对应的射流厚度分别为 0.027, 0.033 和 0.045 mm, 约为复板厚度的 0.9% ~ 1.5%. 由此也可以看出, 再入射流的厚度只跟复板的厚度和碰撞角有关.

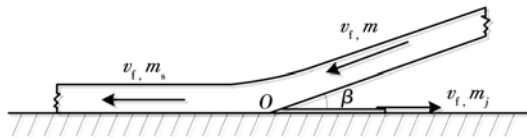


图3 复板碰撞示意图

Fig. 3 Schematic of impact

Birkhoff 建立的斜碰撞模型存在两个不可忽视的问题: 第一, 模型假设基板为刚性板, 再入射流的物质均来自复板的内侧表面. 但是在数值模拟中发现复板和基板均对再入射流提供了物质, 且提供的比例与复板基板材料的相对密度、硬度有关^[5]; 低密度、低硬度的材料对再入射流的贡献较大, 也就是说越“软”的材料越容易产生射流. 在文中的试验和模拟中, 由于复板和基板使用的材料相同, 所以再入射流的物质中复板和基板材料各占一半, 模拟得到的结果也正是如此. 第二, 按照动量守恒定理, 只要碰撞角不为零, 总会形成再入射流. 然而实际的爆炸焊接过程中存在一个下限条件, 当来流速度和碰撞角未达到下限条件时, 由于材料的强度和粘性等因素的影响, 不会形成再入射流. 所以在使用 Birkhoff 简化模型预估爆炸焊接再入射流厚度的同时, 也要注意它存在的不足之处.

对于再入射流速度, 研究人员通常使用 Crossland 理论公式^[8]来进行识别, 即

$$v_j = [v_p / (\sin \theta)] (1 + \cos \theta) \quad (6)$$

针对文中模型计算结果见表 2. 比较三种装药比情况下 SPH 模拟射流速度和理论射流速度可以发现: (1) 模拟所得射流速度较理论值偏低, 原因是 SPH 粒子划分不够精细, 大的粒子造成偏低的粒子速度^[5]; (2) 三种装药比情况下的射流速度值均十分接近, 射流速度没有随装药比的增加而出现较大的变化; (3) 理论计算值显示当装药比提高时射流速度反而有微弱下降, 不过下降幅度可忽略不计, 基本上为爆速的两倍, 这也说明了 Birkhoff 模型中对来流、出流和再入射流相对碰点速度均为爆炸速度 v_f 的假设是合理的.

Crossland 理论射流速度随装药比的增加而下

降的原因可以通过求解射流速度 v_j 对碰撞角 θ 的单调性来解释. 把式(1)代入(6)并整理可得

$$v_j = 2D_f \cos \frac{\theta}{2} \quad (7)$$

对 θ 求导可得

$$\frac{dv_j}{d\theta} = -D_f \sin \frac{\theta}{2} < 0, (D_f > 0, \theta > 0) \quad (8)$$

所以 v_j 是关于 θ 的单调递减函数. 由于装药比越大, 碰撞角 θ 越大, 所以再入射流速度 v_j 越小.

2.2 界面波形演化

从图 1 中可以看出, 在碰撞的初始阶段并未形成波状界面, 而是当碰撞进行一段时间后才形成的, 且这种现象在低装药比下更为明显.

图 4 为 $R = 2.0$ 时铝—铝界面由平直到波状的变化过程, 同时伴随着射流量从无到有再到多的过程. 图 5 为相应的铝—铝爆炸焊接界面, 图中从左至右为爆轰波传播方向. 其中黑色区域为焊接时碰撞界面间油污烧蚀痕迹, 此乃为便于界面分离以进

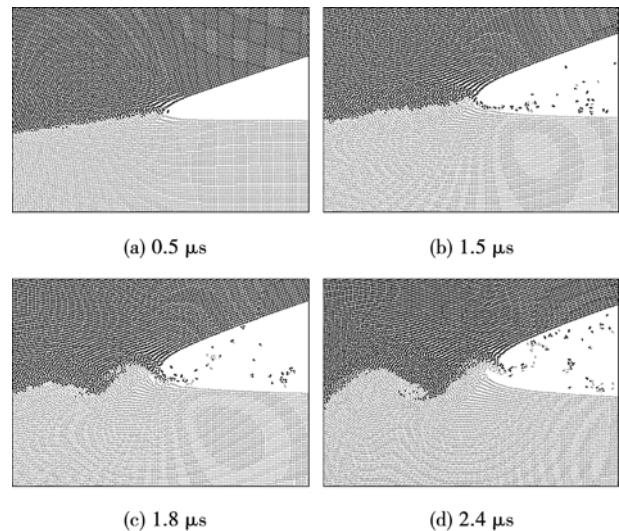


图4 界面的渐变过程 ($R = 2.0$)

Fig. 4 Gradual change process of interface ($R = 2.0$)

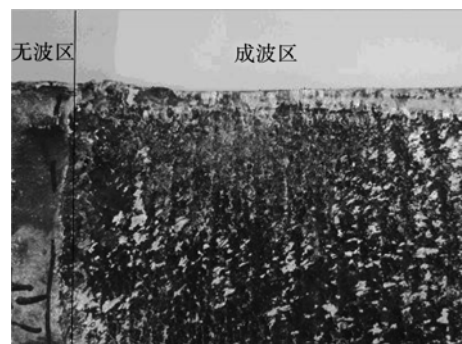


图5 铝—铝爆炸焊接界面形貌

Fig. 5 Interface photography of aluminum & aluminum

行试验观测,而有意对界面不进行彻底清洗.烧蚀痕迹也体现了所得界面为未受损伤的爆炸焊接界面,其完整保存了界面特征.图5清晰地展现了界面波从无到有的过程.

类似现象在文献^[9,10]中均有阐述,其中 Mousavi 等人^[10]仅简单解释了一下产生这种现象的可能原因:界面从平直到波状的变化似乎与剪切应力的增加有关.不过文中并未给出界面不同位置剪切应力的比较来验证该解释,进一步,文中在此给出铝—铝界面峰值剪切应力沿板长方向的变化曲线,如图6所示(由于界面表层粒子应力时程振荡太大不利于分析,高斯点均取在基板沿界面法线向内 0.1 mm 处,观测点之间间隔 0.75 mm).

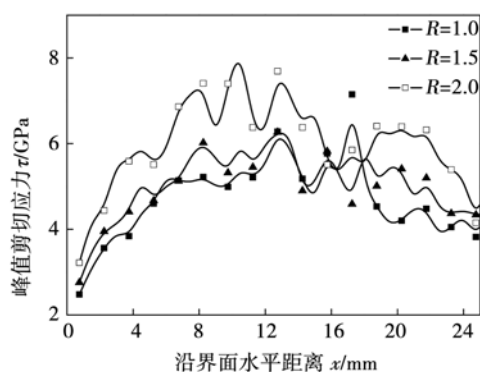


图6 界面峰值剪切应力沿板长方向的变化

Fig. 6 Change of peak shear stress along length of interface

从图6可以看出,整体上,随着装药比 R 的提升,界面所产生的峰值剪切应力得到了相应的提高.此外发现,起始端的峰值剪切应力均处于较低的水平,但是由起始端向内界面材料经历的峰值剪切应力逐渐增加,之后呈现波浪变化.出现波浪变化跟材料在碰撞过程中的受力状态有关:由于界面及附近的材料剧烈运动,这些粒子可能位于波峰、波谷或离界面较远的位置,有些粒子甚至成为射流,由此造成所选粒子的受力有较大差异.

结合模拟结果(图4),认为界面峰值剪切应力的变化与射流量的变化有关:铝板碰撞的初始时刻再入射流尚未形成(或数量不足),随着碰撞的继续,射流量逐渐增加,射流对基板的剪切能力明显增强.这也解释了界面由平直到波状的过程同时伴随着射流量由少到多的现象.

3 结 论

(1) 基于 Autodyn 中的 SPH 算法对铝—铝同质

金属爆炸焊接进行了数值模拟,成功获得了与试验结果相吻合的计算数据.

(2) 装药比越高,形成的射流量也越多,导致波长波幅越大,且界面连续性越好.

(3) Birkhoff 不可压理想流体楔形射流理论可以较好地预测射流厚度,SPH 模拟射流厚度的变化规律与 Birkhoff 模型吻合较好,但是该模型所假设的射流全部来自于复板以及无条件产生射流这两点与事实不符;SPH 模拟射流速度比理论速度偏低,这是由于 SPH 粒子不够精细造成的,此外,三种装药比情况下的射流速度均大约为爆速的两倍,射流速度并没有因为装药比的变化而出现较大的改变.

(4) 铝—铝结合界面出现由平直到波状的渐变主要是由再入射流量由无到有再到多造成的,射流越多基板所经历的剪切变形越大,越容易形成波状界面.

参考文献:

- [1] Mousavi S A A, Al-Hassani S T S. Finite element simulation of explosively-driven plate impact with application to explosive welding[J]. *Materials & Design*, 2008, 29(1): 1–19.
- [2] Sui G F, Li J S, Sun F, *et al.* 3D finite element simulation of explosive welding of three-layer plates[J]. *Science China Physics Mechanics & Astronomy*, 2011, 54(5): 890–896.
- [3] Mousavi S A A, Al-Hassani S T S. Numerical and experimental studies of the mechanism of the wavy interface formations in explosive/impact welding[J]. *Journal of the Mechanics & Physics of Solids*, 2005, 53(11): 2501–2528.
- [4] 王建民, 朱 锡, 刘润泉. 爆炸焊接三维数值模拟[J]. *焊接学报*, 2007, 28(5): 109–112.
Wang Jianmin, Zhu Xi, Liu Runquan. Three dimensional numerical simulation for explosive welding[J]. *Transactions of China Welding Institution*, 2007, 28(5): 109–112.
- [5] Wang X, Zheng Y, Liu H, *et al.* Numerical study of the mechanism of explosive/impact welding using smoothed particle hydrodynamics method[J]. *Materials & Design*, 2012, 35: 210–219.
- [6] 付艳恕, 孙宇新, 陈志华, 等. 铝—铝爆炸焊接界面的实验研究[J]. *实验力学*, 2011, 26(1): 49–53.
Fu Yanshu, Sun Yuxin, Chen Zhihua, *et al.* An Experimental investigation on Al-Al explosive welding interfaces[J]. *Journal of Experimental Mechanics*, 2011, 26(1): 49–53.
- [7] 邵丙璜, 张 凯. 爆炸焊接原理及其工程应用[M]. 大连: 大连工学院出版, 1987.
- [8] Crossland B. Explosive welding of metals and its application[M]. New York: Oxford University Press, 1982.

很强,又因为熔合线边缘为镁合金母材,其原子间的结合能要偏小,因而接头趋向从热影响区处出现裂纹,拉剪断裂不会呈现出结合面断裂的方式.而对于焊接接头热输入量不够的情况下,熔核区 Fe 原子与 Al 原子参与发生反应的数量相对最佳工艺参数下少很多,甚至没有,此时,熔核区主要以 Mg-Zn 化合物为主, Mg-Zn 化合物皆为低熔点化合物,熔点比镁合金小,其结合能比镁合金中原子之间的结合能更小,因而在拉剪力作用下会呈现结合面断裂.

3 结 论

(1) 镁合金和镀锌钢的电阻点焊接头力学性能良好,接头拉剪断裂呈结合面断裂和纽扣断裂两种方式,最佳工艺参数下为纽扣断裂,其断口是以韧性断口为主,脆性断裂为辅的混合断口.

(2) 熔核区以 Fe-Al 系化合物为主时发生纽扣断裂,其断裂位置在熔合线边缘,与熔合线边缘晶粒尺寸粗大和 Fe-Al 系化合物键能大有关.熔核区以 Mg-Zn 系化合物为主时发生结合面断裂,与 Mg-Zn 键能偏小有关.

参考文献:

- [1] 张高会,张平则,潘俊德. 镁及镁合金的研究现状与进展[J]. 世界科技研究与发展, 2003, 25(1): 72-78.
Zhang Gaohui, Zhang Pingze, Pan Junde. Research and developments of magnesium and magnesium alloys [J]. Scientific and Technological Research and development In the World, 2003, 25(1): 72-78.
- [2] 余琨,黎文献,王日初,等. 变形镁合金的研究、开发及应用[J]. 中国有色金属学报, 2003, 13(2): 277-288.
Yu kun, Li Wenxian, Wang Richu, et al. Research, development and application of wrought magnesium alloys [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2003, 13(2): 277-287.
- [3] 王亚荣,张忠典. 镁合金电阻点焊接头中的缺陷[J]. 焊接学报, 2006, 27(7): 9-12.
Wang Yarong, Zhang Zhongdian. Defects in joint for resistance spot welding of magnesium alloy [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2006, 27(7): 9-12.

作者简介: 郑森,男,1989年出生,硕士研究生. 研究方向:异种材料焊接. Email: zhengsen2012@yeah.net

通讯作者: 程东海,男,副教授. Email: 70269@nchu.edu.cn

[上接第95页]

- [9] Bahrani A S, Crossland T J B. The mechanics of wave formation in explosive welding [J]. Proceedings of the Royal Society A Mathematical Physical & Engineering Sciences, 1967, 296(1445): 123-136.
- [10] Mousavi S A A A, Al-Hassani S T S. Numerical and experimental studies of the mechanism of the wavy interface formations in

explosive/impact welding [J]. Journal of the Mechanics & Physics of Solids, 2005, 53(11): 2501-2528.

作者简介: 李芮宇,男,1991年出生,博士研究生. 主要从事光滑粒子流体动力学方法研究. 发表论文2篇. Email: liruiyu1990@163.com

通讯作者: 孙宇新,男,教授. Email: yxsun01@163.com