

# 碳钢爆炸焊界面形貌预测及影响因素分析

曾翔宇<sup>1</sup>, 李晓杰<sup>2</sup>, 金平<sup>1</sup>

(1. 中国石化大连石油化工研究院, 辽宁 大连 116045; 2. 大连理工大学, 辽宁 大连 116024)

**摘要:** 为完善爆炸焊波状界面形成机理和特性, 并探究界面形貌的量化预测分析方法, 文中以流体弹塑性模型为基础, 结合多组钢/钢、钛/钢爆炸焊试验结果, 定性地分析了基板材料强度与飞板冲击强度对爆炸焊界面形貌的影响, 并定量推导了界面形貌的量化计算方法。结果表明, 在相同的爆炸焊条件下, 界面的波纹形貌受基板材料强度及飞板冲击强度的影响十分明显, 且界面比波长随比强度的变化趋势存在明显的流动限拐点; 拐点前比波长随比强度的增大而迅速上升, 拐点后比波长受比强度的影响较小并随比强度的增大而逐渐平稳。以比强度为主要变量, 结合流体弹塑性模型及可焊窗口理论构建的界面形貌预测计算公式在钢/钢、钛/钢材料的爆炸焊试验中均呈现了较好的定性分析效果; 以比强度作为分析爆炸焊界面形貌主要特征变量之一的方法在性能与碳钢接近的金属中具有一定的参考价值。

**创新点:** (1) 完善了爆炸焊波状界面发展特性, 并提出了界面比波长随比强度发展的过程中存在流动限拐点。  
(2) 以流体弹塑性模型及可焊窗口理论为基础构造了爆炸焊界面比波长关于比强度的定量分析公式。

**关键词:** 爆炸焊; 界面形貌; 流体弹塑性模型; 比强度

中图分类号: TG456.6 文献标识码: A doi: 10.12073/j.hj.20220301001

## Prediction of carbon steel explosive welding interface morphology and analysis of the influencing factors

Zeng Xiangyu<sup>1</sup>, Li Xiaojie<sup>2</sup>, Jin Ping<sup>1</sup>

(1. SINOPEC Dalian Research Institute of Petroleum and Petrochemicals, Dalian 116045, Liaoning, China;  
2. Dalian University of Technology, Dalian 116024, Liaoning, China)

**Abstract:** In order to improve formation mechanism and characteristics of wavy interface in explosive welding and explore quantitative prediction and analysis method of interface morphology, based on fluid elastic-plastic model and combined with several groups of steel/steel and titanium/steel explosive welding test results in this paper, effect of strength of base plate and impact strength of flyer plate on interface morphology were qualitatively analyzed, and quantitative calculation method of interface morphology was deduced quantitatively. The results showed that interface morphology was significantly affected by strength of base plate material and impact strength of flyer plate under the same welding conditions. Besides, an obvious flow limit point existed in the trend of specific wavelength with specific strength. Specific wavelength increased rapidly with the increase of specific strength before the flow limit point, while specific wavelength was less affected by specific strength and gradually stabilizes with the increase of specific strength after the flow limit point. Predictive formula of interface morphology that was constructed by taking specific strength as the main variable and combining fluid elastoplastic model and weldable window theory showed good qualitative analysis results in the explosive welding tests of steel/steel and titanium/steel materials. The method of taking specific strength as one of the main characteristic variables to analyze interface morphology of explosive welding had a certain reference value in metals with properties similar to carbon steel.

收稿日期: 2022-03-01 修改日期: 2022-03-25 录用日期: 2022-03-30

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(11672067, 11672068)

**Highlights:** (1) The development characteristics of wavy interface in explosive welding were improved, and a flow limit point in the process of specific wavelength developing with specific strength was founded.

(2) Based on fluid elastoplastic model and weldable window theory, a quantitative analysis formula between specific wavelength and specific strength of explosive welding interface was constructed.

**Key words:** explosive welding, interface morphology, fluid elastoplastic model, specific strength

## 0 前言

爆炸焊是一种广泛应用的金属复合材料加工技术。该技术通过在金属表面敷设炸药并将其引爆,利用炸药引爆瞬间释放的能量驱动金属板或管之间高速撞击,并实现二者的紧密结合,而利用爆炸焊技术所加工的复合材料称为爆炸焊复合材料<sup>[1-2]</sup>。从爆炸焊技术首次被发现至今已经经历了近一个世纪,时至今日爆炸焊技术已经被广泛用于大幅金属复合材料的工业生产中。其中国内的爆炸焊金属复合材料年产量已达60多万吨,近世界产量的一半,并在造船、航天、核工业等高新制造业中扮演着越来越重要的角色<sup>[3]</sup>。

虽然爆炸焊技术的应用距今已有超过半个世纪的历史,且相关材料的应用场景也越发广泛,但是针对爆炸焊技术的研究,特别是针对焊接过程中界面结合机制及其波状界面形成机理的研究仍旧存在一些争议,多种学说尚无法形成统一的理论路线,在解决或解释不同的焊接情况及焊接结果时往往会出现较大差异,这在一定程度上影响了理论对实际操作的指导价值<sup>[4-5]</sup>;而与此对应的是随着爆炸焊材料在工业中的广泛应用,使得下游产业也对爆炸焊材料的制备质量提出了越来越高的要求<sup>[6-7]</sup>,这意味着对爆炸焊相关机理的完善十分重要。其中,对爆炸焊界面成波机理的探索及对焊接界面形貌的预测和控制是目前研究的两大热点问题。首先是焊接界面的成波机理,从唯象的“刻入机理”<sup>[8]</sup>到流体范畴的“卡门涡街(Karman vortex)”<sup>[9]</sup>和“开尔文-赫姆霍兹失稳”(Kelvin-Helmholtz)<sup>[10]</sup>,都默认界面金属在高速冲击下的力学性能类似于不可压缩流体,并将波状界面的形成解释为流体往复振动及失稳所导致的现象。但是大量的爆炸焊试验结果表明<sup>[11-13]</sup>,即使在完全相同的焊接条件及焊接工艺参数下,采用不同强度的材料进行爆炸焊所得的试样其界面形貌仍然区别明显,这表明在爆炸焊界面形成机理的研究中完全将界面金属视为流体而忽视材料强度对焊接结果的影响与实际情况存在一定差距。因此,完全基于不可压缩流体理论所得的相关机理研

究结果是不正确的。

笔者通过大量的试验结合数值计算研究发现伯哈尼刻入机理(Bahrani mechanism)<sup>[14]</sup>结合郑哲敏等人提出的“流体弹塑性稳定性”理论<sup>[15]</sup>对焊接界面成波机理的解释是比较准确的。相关比较有代表性的研究如张登霞等人<sup>[16]</sup>以“流体弹塑性模型”为基础,构建了界面比波长 $\lambda$ 关于比强度 $\bar{\sigma}$ 的无量纲方程,充分考虑了材料强度对界面形貌的影响,计算结果与试验结果契合度较高。对比试验与计算结果发现,相比于雷诺数的变化对界面形貌的影响,界面比强度对界面形貌的影响更为显著,这表明在焊接过程中材料强度对界面形貌的影响不可忽视。但其研究方法是通过改变飞板的预设偏折角来影响各个试样的 $\bar{\sigma}$ ,并未对材料强度具体的影响方式进行进一步的研究。因此,文中采用对多组不同强度材料进行爆炸焊试验的方法,结合流体弹塑性模型理论,并综合考虑界面成波条件,提出了材料强度与界面参数的量化关系计算新方法,为爆炸焊材料界面形貌的预测提供了计算参考。

## 1 材料强度与界面参数的量化关系

在爆炸焊中,影响界面形貌的因素一般包括:炸药类型及装药特性<sup>[17]</sup>、基/飞板间距(炸高)<sup>[18]</sup>、焊接界面的应力波及卸载作用<sup>[19-20]</sup>、材料本身的特性<sup>[21]</sup>、地基的处理及起爆方式<sup>[22]</sup>等,其中材料的特性又包括材料的密度、动静态强度、材料熔点甚至是其化学特性。在以往的双金属爆炸焊试验研究中,基板与飞板的材料强度往往不同,甚至差别较大,而相关焊接结果表明即使是以相同的试验方法和试验条件下由于焊接材料强度的不同所导致的界面形貌差异也是十分明显的。此外,由于爆炸焊试验的非对称性使得在炸药的驱动下飞板一般以1 500~2 500 m/s左右的高速向基板冲击,并导致碰撞点附近的金属发生熔化、甚至瞬时接近流体状态<sup>[23]</sup>,参考伯哈尼刻入机理可认为此时影响界面成波效果的主要因素是由飞板形成的冲击射流对基板的冲击强度,而此时飞板材料本身的强度相对于冲击强度是一个相对小量。基于上述情况,文中以碰撞点

的冲击强度与基板材料强度为关键变量来定量分析其对焊接界面形貌的影响方式,并尝试通过构建关于基板材料强度与碰撞点冲击强度的比强度变量来分析其对焊接界面形貌的影响程度。

流体弹塑性模型在爆炸焊界面形貌形成过程的分析中应用广泛,并且取得了较好的试验和分析结果,其原理在此不再赘述<sup>[24-25]</sup>。根据流体弹塑性模型,采用控制变量的方法建立比波长 $\bar{\lambda}$ 关于比强度 $\bar{\sigma}$ 、飞板弯折角 $\theta$ 与雷诺数 $R_e$ 之间的无量纲方程为如下形式<sup>[26]</sup>:

$$\bar{\lambda} = R(R_e)F(\theta)G(\bar{\sigma}) \quad (2)$$

根据以往的大量研究可以确定在焊接瞬间界面碰撞点附近的冲击压强往往可以达到兆帕数量级,因此界面形貌的变化受材料粘度的影响较小<sup>[16]</sup>,可以将关于雷诺数 $R_e$ 的部分做如下假设:

$$R(R_e) = A \quad (3)$$

$$\begin{cases} V_f(m_s + m_f \cos \theta) = V_f(m_s + m_f - m_j) \cos \gamma - V_f m_j \cos \beta \\ V_f m_f \sin \theta = V_f(m_s + m_f - m_j) \sin \gamma - V_f m_j \sin \beta \end{cases} \quad (7)$$

通过联立化简可得射流的质量 $m_j$ 约为:

$$m_j = m \sin^2 \frac{\theta}{2} \quad (8)$$

由此可见公式(6)中 $h \sin^2 \frac{\theta}{2}$ 可理解为再入射流的厚度 $h_j$ ,进而公式(6)即为:

$$\bar{\lambda}_j = \frac{\lambda}{h_j} = AG(\bar{\sigma}) \quad (9)$$

可称 $\bar{\lambda}_j$ 为焊接过程中的动态比波长。

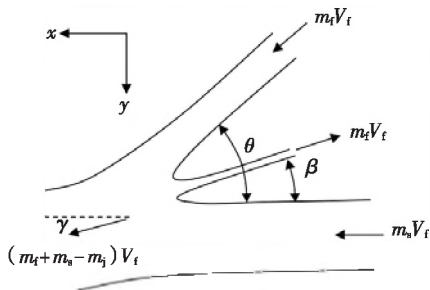


图1 射流形成的示意图

## 2 变强度钢材料爆炸焊试验

为了确定 $G(\bar{\sigma})$ ,文中进行了多组钢/钢的爆炸焊试验。试验采用平行爆炸焊方式如图2所示。

式中: $A$ 为常数。另外,张登霞等人<sup>[16]</sup>通过对大量试验数据进行拟合发现界面形貌与碰撞角度之间有接近如下的数量关系:

$$F(\theta) = \left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (4)$$

又由于在爆炸焊中的碰撞角一般较小,因此有

$$F(\theta) = \left(\frac{\theta}{2}\right) \approx \sin^2 \frac{\theta}{2} \quad (5)$$

将式(5)代入式(2)整理后可得:

$$\frac{\lambda}{h \sin^2 \frac{\theta}{2}} = AG(\bar{\sigma}) \quad (6)$$

碰撞点附近的射流形成如图1所示。其中: $m_f$ 为飞板来流质量; $m_s$ 为基板来流质量; $m_j$ 为再入射流质量; $\gamma$ 为下游复合板与水平线之间的夹角; $\theta$ 为碰撞角度; $\beta$ 为再入射流与水平线之间的夹角。在碰撞点两侧建立动量守恒方程为:



图2 爆炸焊平行布置图

试验中以尺寸为 $60 \text{ mm} \times 40 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ 的Q345钢试块为基板材料,在试验前将全部基板试块分为4类并进行不同方式的预处理,进而获得了4类硬度与强度不同的基板材料,并根据强度与硬度的不同将基板试块分为a,b,c与d类,见表1。每一次爆炸焊试验同时选取4块不同类的基板试块,并以尺寸为 $400 \text{ mm} \times 150 \text{ mm} \times 2 \text{ mm}$ 的Q235钢板为飞板一次性对其进行焊接,进而实现在完全相同的焊接条件和焊接工艺参数下对不同强度的基板材料进行焊接,以便在分析界面比强度 $\bar{\sigma}$ 对界面形貌的影响时排除其它变量的影响。其中飞板以 $400 \text{ mm}$ 的方向平行于爆轰传播方向放置于基板之上;基板以 $60 \text{ mm}$ 的方向平行于爆轰传播方向沿飞板中心线放置。为了保证焊接试件处于炸药的稳定爆轰状态,首块基板距离爆轰端长度为 $100 \text{ mm}$ ;为保证最后一个试块不受尾部边界条件的影响,末块基板距离飞板尾端 $50 \text{ mm}$ 。各组试验的炸高 $H$ 见表2。各组试验均选用密度为 $0.9 \text{ g/cm}^3$ 的ANFO

炸药,并通过改变装药厚度使多组试验具有不同的爆速  $V_d$ ,以便为分析冲击强度对焊接界面形貌的影响创造条件,爆速通过压导式电阻探针进行测量,其结果见表 2。

表 1 基板的硬度与抗拉强度

类别	硬度 $H/HV$	抗拉强度 $R_m/MPa$
a	110	320
b	230	870
c	400	1 390
d	630	2 250

表 2 各组试验焊接参数

组别	炸高 $H'/mm$	爆速 $V_d/(m \cdot s^{-1})$	飞板碰撞速度 $V_f/(m \cdot s^{-1})$	飞板弯折角 $\theta/(^\circ)$
G <sub>1</sub>	6	2 312	750	18.6
G <sub>2</sub>	6	2 533	820	18.7
G <sub>3</sub>	6	2 910	945	18.7
G <sub>4</sub>	2	2 312	525	13.0
G <sub>5</sub>	10	2 312	850	21.2

爆炸焊试验后,在各试样中间位置沿焊接方向取样,并对其打磨抛光腐蚀,以观测和统计试样界面形貌。各组试验结果见表 3。图 3 为 G<sub>1</sub>组试验中所得 4 个焊接试样的界面形貌,其它各组试样虽界面形貌各有差异,但主要特征均大致相同,因此篇幅所限,其它试样界面形貌图不一列举。

由图 3 可见,虽然在相同的焊接参数下各个试样的界面均形成了周期性的波纹界面,但是彼此之间仍然存在明显不同。试样 G<sub>1-a</sub>与 G<sub>1-b</sub>界面波纹起伏较大,特别是 G<sub>1-a</sub>界面上由于飞板的冲击导致界面的能量沉积,进而在焊接过程中形成了一定的熔融金属物质并随着碰撞点向焊接下游呈波纹运动,并在波峰波谷处形成涡旋结构。相关研究通过硬度检测和 EDS 扫描发现该区域不仅硬度出现明显跃升,且元素成分也由基/飞板共同构成,同样证实了界面涡旋区主要由熔融金属物质构成<sup>[27-28]</sup>,这表明当冲击强度较高而基板材料强度较低时,界面存在一定程度的熔融现象,界面物

质存在一定程度的流体特征。

表 3 各组焊接试样的试验结果

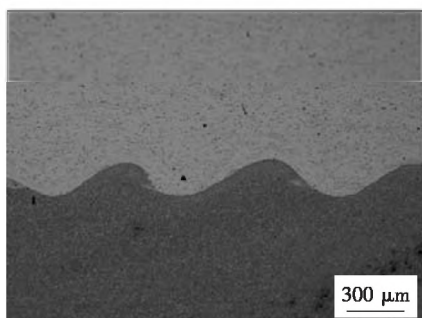
编号	比强度 $\bar{\sigma}$	动态比波长 $\bar{\lambda}_j$
G <sub>1-a</sub>	69	11.2
G <sub>1-b</sub>	50	11.0
G <sub>1-c</sub>	25	8.0
G <sub>1-d</sub>	10	4.8
G <sub>2-a</sub>	82	10.4
G <sub>2-b</sub>	30	8.8
G <sub>2-c</sub>	19	5.6
G <sub>2-d</sub>	12	平直
G <sub>3-a</sub>	110	熔化
G <sub>3-b</sub>	40	11.2
G <sub>3-c</sub>	25	6.4
G <sub>3-d</sub>	16	6.5
G <sub>4-a</sub>	34	10.8
G <sub>4-b</sub>	12	7.5
G <sub>4-c</sub>	8	6.7
G <sub>4-d</sub>	5	5.8
G <sub>5-a</sub>	87	熔化
G <sub>5-b</sub>	33	9.2
G <sub>5-c</sub>	20	8.0
G <sub>5-d</sub>	13	平直

随着基板材料强度的上升,试样 G<sub>1-c</sub>与 G<sub>1-d</sub>的界面则更为平整,波峰到波谷的起伏较小,界面并未发现有熔融物质或涡旋结构形成。然而,高强度基板材料的焊接试样界面存在剪切迹象,特别是在 G<sub>1-d</sub>中界面的切削造成了裂纹并向基板内部延伸。造成上述现象的原因可能主要是与低强度基板试样相比,高强度基板材料在相同的冲击载荷作用下具有更高的塑性应变做功效率,进而使基板界面金属在碰撞点更高的载荷作用下出现热失稳并产生滑移剪切现象。

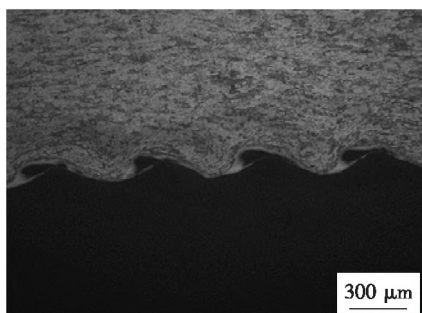
结合表 3 中对各组试样界面比波长的统计及图 3 中试样界面形貌的特征可以发现,飞板的冲击强度及基板材料强度对焊接试样的界面形貌影响十分明显,因此以界面比强度作为关键变量进行界面形貌的定性分析是很有必要的。



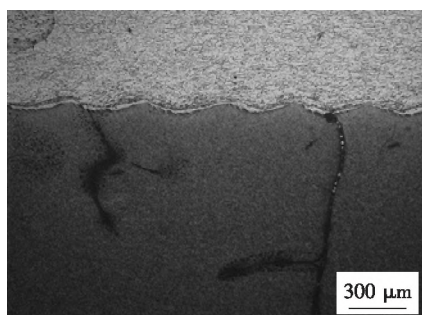
(a) G<sub>1-a</sub>号试样



(b) G<sub>1-b</sub>号试样



(c) G<sub>1-c</sub>号试样



(d) G<sub>1-d</sub>号试样

图3 G<sub>1</sub>组试样界面形貌

### 3 界面形貌计算公式

根据表3中比强度与比波长的试验数据绘制如图4中的圆点所示。由图4可见,当 $\bar{\sigma} \leq 40$ 时,随着比强度 $\bar{\sigma}$ 的增长,动态比波长 $\bar{\lambda}_j$ 先迅速上升,然后逐渐平稳,二者之间的变化特征接近负幂指数形式,进而采用负幂指数函数形式对试验数据进行二次插值拟合,结果如下所示:

$$\bar{\lambda}_j = \bar{\lambda}_m \left[ 1 + A \left( \frac{\bar{\sigma}_0}{\bar{\sigma}} \right) + B \left( \frac{\bar{\sigma}_0}{\bar{\sigma}} \right)^2 \right] \quad (10)$$

式中: $A$ 与 $B$ 为常数系数,且保证 $A+B=-1$ ;另外, $\bar{\sigma}_0$ 为以流动限速度、亦即以可焊窗口下限速度 $V_{cmin}$ 进行爆炸焊时在焊接界面所形成的比强度,亦即 $\bar{\sigma}_0 = \frac{1}{2} \rho V_{cmin}^2 / \sigma$ 。可见 $\bar{\sigma}_0$ 为理论上可实现爆炸焊的最小比强度,而通过构造 $\frac{\bar{\sigma}_0}{\bar{\sigma}}$ 形式的插值项即确保了只有当实际界面比强度 $\bar{\sigma}$ 大于理论最小比强度 $\bar{\sigma}_0$ ,即 $\bar{\sigma}_0 \leq \bar{\sigma}$ 时动态比波长 $\bar{\lambda}_0 \geq 0$ ,方可成功实现焊接。然后将表3中各组数据代入式(10)中,近似可得 $A=0.25, B=0.75$ 。

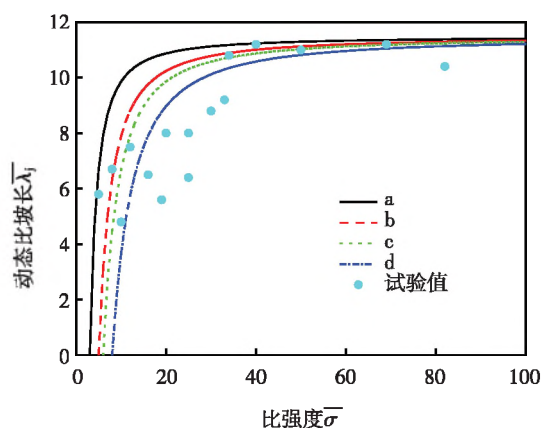


图4 爆炸焊界面 $\bar{\lambda}_j$ 与 $\bar{\sigma}$ 的关系

当 $\bar{\sigma} \geq 40$ 时,无论何种材料的 $\bar{\lambda}_j$ 几乎不再随着 $\bar{\sigma}$ 的变化而变化,并且各组材料的 $\bar{\lambda}_j$ 十分接近于相同的 $\bar{\lambda}_m$ 。此时的界面形貌大多如图3a所示,界面波纹较大伴随有大量的熔融物质产生。可见由于界面比强度较大导致界面出现了过度熔化现象,在较高的冲击压力下熔融金属将类似于流体在界面上往复冲击侵彻并伴有涡旋运动,因此可考虑将此时的界面金属等效为不可压缩流体进行分析。当将界面熔融金属等效为流体时,结合卡门涡街理论认为此时界面的波长 $\lambda$ 与爆速 $V_d$ 有如下关系<sup>[29]</sup>:

$$\lambda = S_t \frac{V_d}{f} \quad (11)$$

式中: $S_t$ 为斯特劳哈尔系数; $f$ 为界面摆动的频率。其中根据卡门涡街理论认为涡旋产生的频率与流体的运动速度成正比例,即 $\frac{V_d}{f}$ 为常数;另外,卡门涡街理论指出涡旋或波纹的尺度应与干扰物的尺度成正比,而在爆炸焊过程中,往复摆动的载入射流束即可视为界面

流体流动的干扰物,因此此时的界面波纹尺寸将仅与射流的尺寸相关,考虑到式(8)中对射流的推导,可得当 $\bar{\sigma} \geq 40$ 时界面的最大动态比强度 $\bar{\lambda}_m$ 为:

$$\bar{\lambda}_m = C \sin^2 \frac{\theta}{2} \quad (12)$$

式中: $C$ 为常数,此时的界面形貌将仅与弯折角 $\theta$ 相关而与界面比强度无关,根据试验结果拟合可得 $C \approx 380$ 。

结合式(10)与式(12)将 a, b, c, d 组的计算结果曲线绘制于图 4 中。由图 4 可见试验数据的分布走势与拟合公式的计算结果具有较好的契合度。其中当 $\bar{\sigma} \geq 40$ 时,不仅动态比波长 $\bar{\lambda}_j$ 几乎不随比强度 $\bar{\sigma}$ 的变化而变化,且各组试验最终的最大动态比强度 $\bar{\lambda}_m$ 十分接近,出现这种现象的原因在于该次试验各组的炸高 $H'$ 较为接近,导致各组试验的 $\theta$ 同样差别较小,最终根据式(12)可见将导致各组试验的最大动态比强度 $\bar{\lambda}_m$ 近乎一致。

整理式(10)与式(12),并将公式两端改为比波长 $\bar{\lambda}$ 关于比强度 $\bar{\sigma}$ 之间的关系式,进而可得:

$$\bar{\lambda} = Ch \sin^4 \frac{\theta}{2} \left[ 1 - \frac{1}{4} \left( \frac{\bar{\sigma}_0}{\bar{\sigma}} \right) - \frac{3}{4} \left( \frac{\bar{\sigma}_0}{\bar{\sigma}} \right)^2 \right] \quad (13)$$

根据式(13)可见,试验中试样的界面形貌与界面比强度 $\bar{\sigma}$ 及再入射流厚度 $h$ 相关,而比强度又与碰撞角、爆速及材料强度相关,至此为直接的分析基板材料强度及碰撞点的冲击强度对焊接界面形貌的影响提供了条件。

#### 4 钛/钢爆炸焊试验

为了研究式(13)的适用性,即探究式(13)中所得到的基板材料强度及碰撞点冲击强度对焊接界面形貌影响的定量分析方式对其它种类金属材料的爆炸焊界面形貌预测分析是否同样有效,采用与图 2 相同的试验方法对钛/钢材料进行了爆焊试验。试验以 TA2 钛合金为飞板材料,其目的是为保证 2 组试验中飞板材料强度基本接近的前提下通过改变飞板密度的方式在相同的焊接条件下调整飞板的冲击强度,进而影响界面比强度。其中 TA2 的抗拉强度与 Q235 较为接近,分别为 420 MPa 与 340 MPa,但 TA2 的密度仅为 4.51 g/cm<sup>3</sup>,几乎仅为 Q235 的一半。除飞板材料种类有所变化外,其它焊接条件均与上文试验保持一致,试验同样分为 5 组,各组试验参数及结果见表 4。与以 Q235 钢

表 4 爆炸焊中各参数的选取

编号	炸高 $H/\text{mm}$	飞板碰撞速度 $V_f/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	爆速 $V_d/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	动态比波长 $\bar{\lambda}_j$	飞板弯折角 $\theta/(\text{°})$
G <sub>1-a</sub>	6	800	1 900	0.26	21.2
G <sub>1-b</sub>	6	800	1 900	平直	21.2
G <sub>1-c</sub>	6	800	1 900	平直	21.2
G <sub>1-d</sub>	6	800	1 900	平直	21.2
G <sub>2-a</sub>	6	1 000	2 400	0.46	21.3
G <sub>2-b</sub>	6	1 000	2 400	0.36	21.3
G <sub>2-c</sub>	6	1 000	2 400	平直	21.3
G <sub>2-d</sub>	6	1 000	2 400	平直	21.3
G <sub>3-a</sub>	6	1 300	3 100	0.54	21.3
G <sub>3-b</sub>	6	1 300	3 100	0.44	21.3
G <sub>3-c</sub>	6	1 300	3 100	平直	21.3
G <sub>3-d</sub>	6	1 300	3 100	平直	21.3
G <sub>4-a</sub>	2	560	1 900	0.32	14.0
G <sub>4-b</sub>	2	560	1 900	平直	14.0
G <sub>4-c</sub>	2	560	1 900	平直	14.0
G <sub>4-d</sub>	2	560	1 900	平直	14.0
G <sub>5-a</sub>	10	900	1 900	0.89	24.3
G <sub>5-b</sub>	10	900	1 900	平直	24.3
G <sub>5-c</sub>	10	900	1 900	平直	24.3
G <sub>5-d</sub>	10	900	1 900	平直	24.3

为飞板的试验最大不同在于钛/钢试样中采用 c 与 d 型基板的试样均形成了如图 5 所示的平直界面。出现这种现象的原因是由于 TA2 钛金属飞板密度较低,当采用与 Q235 钢为飞板的焊接试验相接近的焊接参数下飞板的冲击强度大幅下降,进而降低了使基板界面产生塑性应变并形成波纹的能力。另外,从可焊窗口理论出发,可见飞板密度的降低将导致可焊窗口的下限的大幅提升<sup>[30-31]</sup>,使得此类金属的可焊区间收窄,上限与下限十分接近,而当焊接参数接近下限时将产生平直界面。

各组试验中,使用 a 试块作为基板的试样界面均形成了周期性的波纹界面,如图 6 所示。可见,当基板材料强度较低时,在相同的碰撞压力下界面比强度较

高并开始出现塑性应变,甚至在部分试样的涡旋区中由于异种金属在熔融状态下发生反应,形成了黑色团状的金属间化合物。由试验结果可见,虽然试验材料有所不同,但基板材料强度及飞板的冲击强度在波状界面的形成过程中仍然有十分显著的影响。

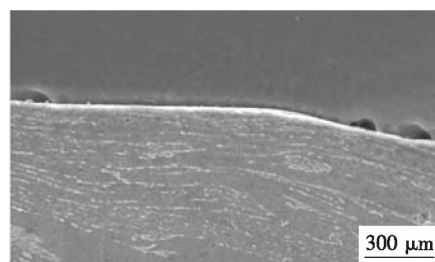


图 5 G<sub>1-d</sub>号试样的平直界面形貌

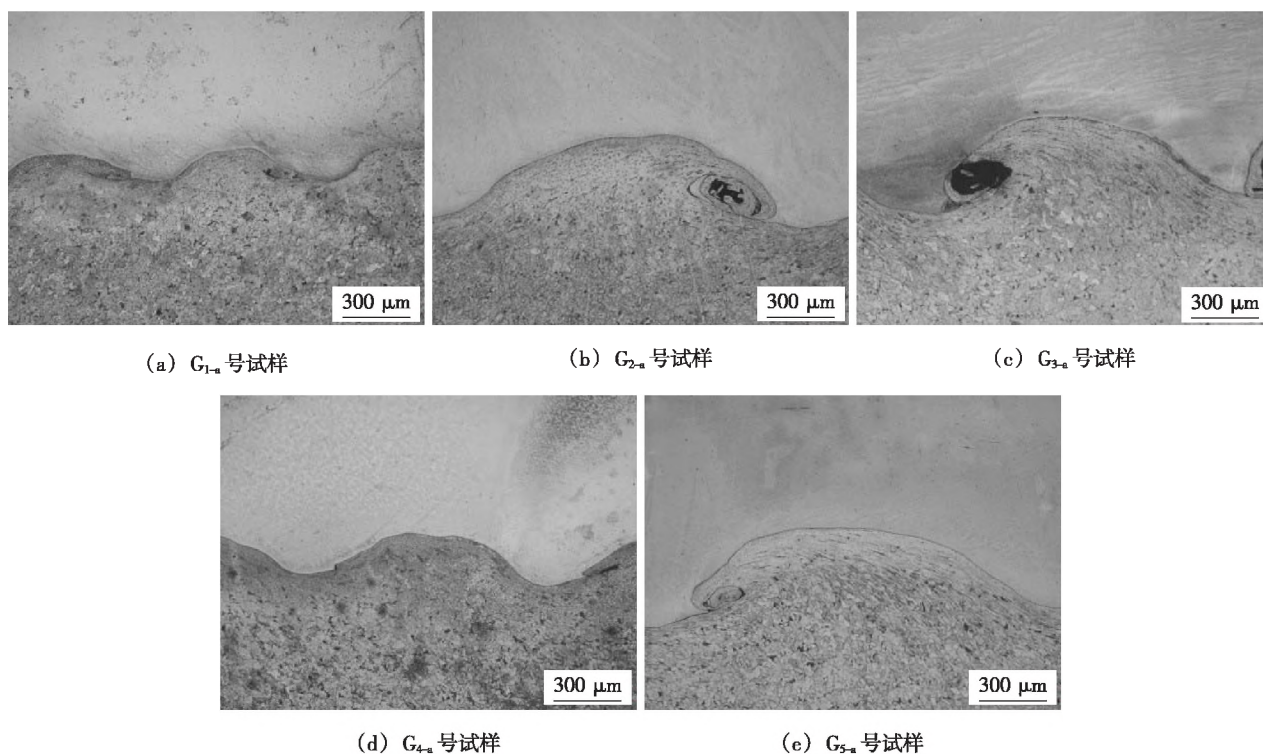


图 6 各组 a 号焊接试样界面形貌

为验证式(13)在不同材料焊接时的适用性,将钛/钢爆炸焊中形成波纹界面的试样比强度代入式(13)中并与试验结果进行对比,其结果见表 5。采用式(13)对钛/钢爆炸焊界面形貌进行预测的误差大多在 20% 以内。分析产生误差的原因,一方面是由于爆炸焊界面形貌本身离散性较大导致的;另一方面可能是由于材料的变化导致系数  $C$  的匹配性有所不足,特别是飞板密度的变化导致在相同的焊接参数下飞板冲击强度发生改变进而引起界面比强度的变化将对焊接效果产生明显的影响。而后续可通过进一步优化系数  $C$  的选

取来提升计算精度。

虽然计算结果和试验结果存在一定的误差,但误差范围在爆炸焊界面形貌预测中尚可接受,且钛/钢爆炸焊试验结果的变化和分布也符合钢/钢爆炸焊分析中提出的爆炸焊界面流体化前后的变化趋势。由此可见,虽然试验所选金属种类有限,但文中以界面比强度作为关键变量,结合流体弹塑性模型,对界面波纹形成机理及基板材料强度与飞板的冲击强度对爆炸焊界面形貌影响的定性分析具有一定的借鉴参考价值。

表5 试验结果与计算结果对比

编号	比强度 $\bar{\sigma}$	比波长 $\bar{\lambda}$		误差 $\varepsilon(\%)$
		实际值	计算值	
G <sub>1-a</sub>	45	5.1	9.7	47
G <sub>2-a</sub>	70	9.0	11.4	7
G <sub>2-b</sub>	26	7.3	8.2	11
G <sub>3-a</sub>	119	10.5	9.7	8
G <sub>3-b</sub>	44	8.6	9.7	11
G <sub>4-a</sub>	22	13.2	11.2	18
G <sub>5-a</sub>	57	11.1	15.2	27

## 5 结论

(1) 爆炸焊状界面是由飞板的高速冲击造成基板表面产生塑性应变所导致的, 基板材料强度与飞板冲击强度对爆炸焊界面形貌的影响十分明显。构造界面比强度作为分析基板材料强度与飞板冲击强度对爆炸焊界面形貌影响的关键参数是比较准确且可靠的。

(2) 爆炸焊材料的界面形变过程中存在明显的流体态拐点, 且界面形貌的发展特征受拐点影响十分明显: 在拐点之前, 界面波纹的比波长随界面比强度的增大呈指数上升趋势, 但当比强度超过拐点后界面波纹的形貌则受比强度的影响较弱。

(3) 结合钢/钢的多组爆炸焊试验结果获得了流动限拐点前后比波长变化的定量分析公式, 进而可以通过公式对此类金属的爆炸焊界面形貌进行预测分析。但当金属种类发生变化时, 虽然数据变化趋势接近, 但计算结果与实际结果存在一定误差, 需对公式进行修正。

## 参考文献

[1] 曾翔宇, 李晓杰, 曹景祥, 等. 材料强度对爆炸焊接结合界面的影响[J]. 爆炸与冲击, 2019, 39(5): 137-143.

[2] Jiang C, Long W M, Feng J, et al. Thermal fatigue behavior of copper/stainless steel explosive welding joint [J]. China Welding, 2021, 30(4): 25-29.

[3] 田启超, 马宏昊, 沈兆武, 等. Al0.1CoCrFeNi 高熵合金/TA2 钛复合板爆炸焊接试验及性能测试[J]. 焊接学报, 2021, 42(6): 22-29.

[4] Zhang T T, Wang W X, Zhang W, et al. Microstructure evolution and mechanical properties of an AA6061/AZ31B al-

loy plate fabricated by explosive welding [J]. Journal of Alloys and Compounds, 2017, 735: 1759-1768.

[5] 孙泽瑞, 史长根, 吴晓明, 等. 双立爆炸大板面 TA2/Q235B 复合板宏观变形初探[J]. 焊接, 2020(8): 1-8.

[6] 李雪交, 马宏昊, 沈兆武. 铝合金与槽型界面钢板的爆炸焊接[J]. 爆炸与冲击, 2016, 36(5): 640-647.

[7] 李岩, 李艳彪, 刘翠荣, 等. 钛/铝爆炸焊界面形成机制数值模拟与试验验证[J]. 焊接, 2021(9): 10-15.

[8] Li X J, Mo F, Wang X H, et al. Numerical study on mechanism of explosive welding [J]. Science and Technology of Welding and Joining, 2012, 17(1): 36-41.

[9] Godunov S K, Deribas A A, Kozin N S. Wave formation in explosive welding [J]. Journal of Applied Mechanics & Technical Physics, 1971, 12(3): 398-406.

[10] Cowan G R, Bergmann O R, Holtzman A H. Mechanism of bond zone wave formation in explosion-clad metals [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 1971, 2: 3145-3155.

[11] Chen X, Inao D, Tanaka S, et al. Explosive welding of Al alloys and high strength duplex stainless steel by controlling energetic conditions [J]. Journal of Manufacturing Processes, 2020, 58: 1318-1333.

[12] Chen X, Li X J, Inao D, et al. Study of explosive welding of A6061/SUS821L1 using interlayers with different thicknesses and the air shockwave between plates [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2021, 116: 1-16.

[13] 曾翔宇. 爆炸焊接界面细观力学行为及缺陷控制方法的研究[D]. 大连: 大连理工大学博士学位论文, 2022.

[14] 曾翔宇, 李晓杰, 王小红, 等. 爆炸焊接波状界面的形成和发展[J]. 稀有金属材料与工程, 2020, 49(6): 1977-1983.

[15] 郑哲敏, 解伯明, 李荫藩, 等. 流体弹塑性模型及其在核爆炸与穿破甲方面的应用[Z]. 国家自然科学奖: 二等奖, 1982.

[16] 张登霞, 李国豪, 周之洪, 等. 材料强度在爆炸焊接界面波形成过程中的作用[J]. 力学学报, 1984, 16(1): 73-80.

[17] 毕志雄, 李雪交, 吴勇, 等. 自约束结构装药下 T2/Q345 爆炸焊接研究[J]. 含能材料, 2021, 29(5): 394-398.

[18] 李雪交, 马宏昊, 沈兆武, 等. 铝/燕尾槽钢爆炸焊接的研究[J]. 含能材料, 2016, 24(2): 188-193.

[19] 缪广红, 艾九英, 胡昱, 等. 基于 SPH 法的爆炸焊接边界效应二维数值模拟[J]. 焊接学报, 2021, 42(9): 61-66.

- [20] Loureiro A, Mendes R, Ribeiro J B, et al. Effect of explosive ratio on explosive welding quality of copper to aluminium [J]. *Ciência & Tecnologia dos Materiais*, 2017, 29 (1): 46 – 50.
- [21] Fronczek D M, Chulist R, Litynska – Dobrzynska L, et al. Microstructure and kinetics of intermetallic phase growth of three – layered A1050/AZ31/A1050 clads prepared by explosive welding combined with subsequent annealing [J]. *Materials & Design*, 2017, 130: 120 – 130.
- [22] 李晓杰, 王宇新, 王小红, 等. 爆炸焊接基复板间隙中的气体冲击波[J]. *爆炸与冲击*, 2021, 41(7): 161 – 172.
- [23] 张晓立, 王金相, 李晓杰, 等. 基于理想流体对称碰撞模型的爆炸焊接流场角变形计算[J]. *高压物理学报*, 2009, 23(1): 51 – 58.
- [24] 李晓杰, 莫非, 闫鸿浩, 等. 爆炸焊接斜碰撞过程的数值模拟[J]. *高压物理学报*, 2011, 25(2): 173 – 176.
- [25] 张登霞, 李国豪. 低碳钢爆炸焊接界面波与板材无量纲强度关系的试验研究[J]. *爆炸与冲击*, 1983, 3(2): 23 – 29.
- [26] 张登霞. 爆炸焊接机理的分析[C]// 陕西宝鸡: 第五届全国爆炸加工学术会议, 1985: 1 – 8.
- [27] Zhang H, Jiao K X, Liang Z L, et al. Microstructure and mechanical properties investigations of copper-steel composite fabricated by explosive welding [J]. *Materials Science & Engineering A*, 2018, 731: 278 – 287.
- [28] Mali V I, Bataev A A, Maliutina I N, et al. Microstructure and mechanical properties of Ti/Ta/Cu/Ni alloy laminate composite materials produced by explosive welding [J]. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, 93: 4285 – 4294.
- [29] 罗惕乾. 流体力学(第3版) [M]. 北京: 机械工业出版社, 2007.
- [30] 李晓杰, 王宇新, 王小红, 等. 双金属爆炸焊接参数设计理论[J]. *工程爆破*, 2020, 26(5): 1 – 13.
- [31] Shi C, Yang X, Ge Y, et al. Lower limit law of welding windows for explosive welding of dissimilar metals [J]. *Journal of Iron and Steel Research, International*, 2017, 24 (8): 852 – 857.

第一作者: 曾翔宇, 博士, 工程师; 主要从事爆炸复合及爆炸力学相关领域研究; XYZeng225@163.com。

(编辑: 王龙权)

## [上接第 22 页]

理工大学硕士学位论文, 2017.

- [2] 刘鹤平, 戈军委, 陈玉华, 等. 321 不锈钢薄板激光微焊接接头组织性能研究[J]. *现代焊接*, 2012(01): 25 – 27.
- [3] Tarnq Y S, Yang W H. Optimisation of the weld bead geometry in gas tungsten arc welding by the Taguchi method [J]. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 1998, 14(8): 549 – 554.
- [4] 徐望辉, 杨清福, 肖逸峰. 窄间隙焊接侧壁熔合控制技术的研究现状[J]. *精密成形工程*, 2020, 12(04): 47 – 54.
- [5] 王克亮. 激光电弧复合焊接数值模拟[D]. 长春: 长春理工大学硕士学位论文, 2007.
- [6] 朱政强, 陈立功, 徐济进, 等. 厚板窄间隙多道埋弧焊温度和残余应力分布[J]. *机械工程学报*, 2007, 43(2): 225 – 229.
- [7] Al-Karawi J, Schmidt J. Application of infrared thermography to the analysis of welding processes [C]// Belgium, 7th international Conference on Quantitative Infrared Thermography, 2004: 1 – 6.
- [8] 卜一之, 吴亚坤, 胡广瑞, 等. 纵肋与横隔板新型构造细
- 节焊接残余应力分布研究[J]. *桥梁建设*, 2020, 50(6): 39 – 45.
- [9] 杜峥, 黄蓝林. 1Cr18Ni9Ti 钢的焊接残余应力及其测定[J]. *石油化工设备*, 1985, 14(7): 35 – 40.
- [10] Vemanaboina H, Edison G, Akella S. Validation of residual stress distributions in multipass dissimilar joints for GTAW process [J]. *Journal of Engineering Science and Technology*, 2019, 14(5): 2964 – 2978.
- [11] 刘紫阳. 基于 APDL 语言 T 型接头双侧同步建模及在钢结构变形预测中应用研究[D]. 重庆: 重庆交通大学硕士学位论文, 2015.
- [12] 靳树强, 马风辉. 低温用碱性不锈钢焊条 E308L-15 的研制[J]. *焊接*, 2020(3): 62 – 64.

第一作者: 陈崇龙, 工程师; 主要从事核电奥氏体不锈钢、镍基合金焊接工艺的研究; chenchonglong@cnijx.com。

通信作者: 贾传宝, 博士, 教授, 博士生导师, 仲英学者; 主要从事高效智能电弧焊接基础理论研究及成套装备研发的工作; jiachuanbao@sdu.edu.cn。

(编辑: 曲畅)