

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0197

爆炸焊接基复板间隙中的气体冲击波*

李晓杰, 王宇新, 王小红, 闫鸿浩, 曾翔宇, 王 健

(大连理工大学运载工程与力学学部工程力学系工业装备结构分析国家重点实验室, 辽宁 大连 116024)

摘要: 通过分析研究爆炸焊接基复板间隙中的气体运动, 建立了冲击波传播的理论模型, 通过理论分析和计算说明了基复板间存在气体冲击波管道效应。管道效应使复合板尾部在爆炸焊接形成前发生上翘, 造成板尾部焊接能量偏大, 或使尾部炸药压死, 是工程中长大复合板尾部焊接质量降低或失效的主要原因。还通过建立简化模型, 分析了复合板宽度、各种保护性气体和粗真空对管道效应的影响, 说明了选择爆炸焊接保护气体的原则, 进而使用氦气保护进行了钛钢、铝镁爆炸焊接实验验证, 为气体保护爆炸焊接、真空爆炸焊接技术的进一步开发研究奠定了理论基础。

关键词: 爆炸焊接; 气体保护爆炸焊; 真空爆炸焊; 管道效应; 冲击波

中图分类号: O389 国标学科代码: 1303599 文献标志码: A

Gas shock waves in the gap between the base and cladding plates during explosive welding

LI Xiaojie, WANG Yuxin, WANG Xiaohong, YAN Honghao, ZENG Xiangyu, WANG Jian

(State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment, Department of Engineering Mechanics, Faculty of Vehicle Engineering and Mechanics, Dalian University of Technology, Dalian 116024, Liaoning, China)

Abstract: A theoretical model for shock wave propagation was established to study the airflow in the gap between the base and cladding plates of explosive welding, and the gas shock wave channel effect between the base and cladding plates was proposed and explained by theoretical analysis and calculation. The results show that the channel effect can push up the tail of the cladding plate before the collision point of explosive welding, and then causes the welding energy of the plate tail to increase too high or the explosive on the plate tail to be pressed dead. Therefore, the channel effect in explosive welding is the primary reason for the failure or quality reduction of the tail welding of long and large clad plates. In addition, other simplified theoretical models were used to further analyze various factors influencing on the channel effect, like clad plate width, various shielding gases and explosive welding in coarse vacuum. The optimization principle of shielding gas for explosive welding was explained, and also the helium-shielded explosive welding of titanium/steel and aluminum/magnesium was processing as experimental verification. The theoretical foundation for the further development and research of gas-shielded explosive welding and vacuum explosive welding was built up in this paper.

Keywords: explosive welding; gas-shielded explosive welding; vacuum explosive welding; channel effect; shock wave

爆炸焊接技术业已广泛用于金属复合板等各种金属复合材料的开发与制造, 目前我国的爆炸金属复合材料年产量已达 60 万吨, 近世界产量的一半, 在化工设备、能源、铁路、冶金矿山、舰船、航空航天、核工业等行业中得到广泛应用。随着爆炸焊接产品的大量应用, 下游产业对爆炸复合板的质量与规格要求越来越高, 复合金属板的板面已达到十几米长、四五米宽, 这使得对爆炸焊接的生产技术要求也越来越高, 有时甚至是严苛的。在超长、超宽板幅的爆炸复合板生产中, 常常会出现局部未复合、鼓泡、

* 收稿日期: 2020-06-15; 修回日期: 2020-08-17

基金项目: 国家自然科学基金 (12072067, 11672067)

第一作者: 李晓杰 (1963—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, robinli@dlut.edu.cn

边缘局部未复合、复合板尾端结合强度下降、尾端复板拉断,甚至造成尾端基板边角断裂等问题。由于造成爆炸复合板缺陷的原因很多,有生产技术、材料与工装准备、炸药和炸药布置、爆破现场控制、热处理等多方面的原因,因此人们对基复板平整度^[1]、复板拼焊工艺^[2-7]、原材料预检、基复板预处理^[8-9]等生产技术进行了深入的研究与严格的工艺控制。对于爆炸焊接所用炸药,近年来也进行了大量研发,形成了以现有粉状乳化炸药、膨化硝酸铵和多孔粒状硝酸铵为基础的系列专用低爆速炸药^[10-15]。同时,针对大规模工业化的爆炸焊接技术也进行了深入的研究与改进^[16-26],通过改善炸药爆轰传播形态与方式、复合板装配结构、复板抗烧涂层,以及对炸药进行覆盖、在真空或惰性气体保护环境下爆炸焊接等,确保了大板幅爆炸复合板的生产质量。

在爆炸焊接时,人们发现基复板间隙中的空气对大板幅复合板的焊接质量有较大的影响,通过改变炸药爆轰传播方式使空气顺利排出^[16-19],或用真空或惰性气体替换间隙中的空气^[25-28],都可以改善爆炸焊接质量。已有研究^[29-30]发现,对于活性较强材料爆炸焊接时,如钛、镁、锆等,其碰撞界面喷射出的微射流会在空气中发生燃烧。这使得人们从材料学角度自然想到,使用真空或惰性气体保护,防止射流燃烧,但对大板幅复合板影响的力学机理仍然未见详细研究。本文中,通过分析研究爆炸焊接基复板间隙中气体运动,建立冲击波传播理论模型,进而通过对各种条件下的气体冲击波计算,阐述爆炸焊接基复板间气体冲击波“管道效应”的机理,说明选择爆炸焊接保护气体的原则,以期为进一步开发奠定理论基础。

1 爆炸焊接基复板间气体冲击波问题与理论

如图 1 所示,爆炸焊接时炸药从左端以 v_d 速度爆轰,爆轰产物驱动复板飞过两板之间的间隙,向基板斜撞击;两板之间碰撞会产生微射流,喷射在上游的间隙中。由于射流是从基复板待结合表面剥离下来的,带走了表面氧化物等污染物,使结合面得到洁净的焊接必要条件;根据射流的力学解析可见,射流的发生使得基复板碰撞点附近的金属产生了近 $10^0 \sim 10^2$ GPa 的高压、 $10^6 \sim 10^{10} \text{ s}^{-1}$ 的极高应变率和强烈的塑性变形,从而产生了焊接所需的高压、高温、大变形、清洁结合表面的必要条件,形成了爆炸焊接。如前所述,两板碰撞产生的微射流,是喷射在上游间隙中的。由于通常爆炸焊接是在大气开放环境中的,因此基复板的间隙中是常压 p_0 的空气,文献^[29-30]中用高速摄影观测到微射流会在间隙中发生燃烧。由于大量的观测和数值模拟已经表明,喷射出的焊接微射流是雾化的^[31-33],因此对于钛、镁、锆这些活性材料,爆炸焊接射流的雾化金属粒子会在间隙空气中发生燃烧也是显而易见的。对于尺寸较小的复合板,射流很快会喷出间隙之外,不会对基复板的焊接产生过大的影响。然而对于较大板幅的爆炸焊接,由于流程增加,射流要顺利从间隙中排出就不顺畅了,活性金属形成的射流在空气中燃烧会产生氧化物并残留在焊接界面上;射流燃烧也会加热间隙中的气体,使气体膨胀推举复板,从而影响爆炸焊接。这也正是采用小试板实验无法完全反映大板幅爆炸焊接问题的原因之一。因此,有必要建立反映爆炸焊接基复板间隙中气体运动行为的理论模型,对其进行详细分析。

依然采用如图 1 所示的二维模型,复板与基板焊接碰撞点从左向右移动时,如同移动的活塞一样驱赶其前方间隙中的气体发生压缩并一起运动,气体运动速度等于爆速 v_d 。间隙中已经压缩运动的气体会进一步驱动其前方的气体,因此在间隙中形成一道向右传播的气体冲击波。这个现象对工程爆破研究人员并不陌生,在不耦合装药的炮孔中这一现象称为管道效应^[34-35]。这个气体冲击波的传播会超前于爆轰波,因此在碰撞点前方的焊接设置将会受其影响,一般会导致飞板被顶起以及炸药密度的改变,而这些现象都会使焊

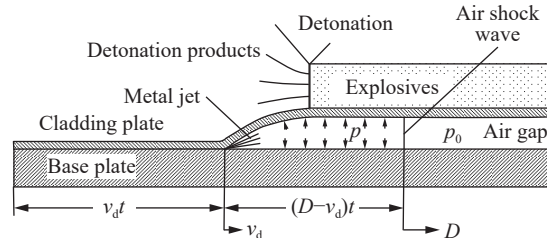


图 1 爆炸焊接基复板间气体冲击波示意图

Fig. 1 Schematic of air shock wave between the base and cladding plates during explosive welding

接参数发生变化, 进而影响最终的爆炸焊接效果。

设气体冲击波的波速为 D , 波前为未扰动区, 气体运动速度为零, 其压力为常压 p_0 , 气体密度为 ρ_0 , 温度为 T_0 , 质量内能为 E_0 , 声速为 c_0 , 波后对应量分别为速度 v_d 、 p 、 ρ 、 T 、 E 、 c , 则波前波后参量满足以下冲击波关系式:

$$\begin{cases} \rho_0 D = \rho(D - v_d) \\ p - p_0 = \rho_0 D v_d \\ E - E_0 = 1/2(p + p_0)(1/\rho_0 - 1/\rho) \end{cases} \quad (1)$$

式(1)为冲击波的质量、动量和能量方程, 若要求解还必须引入气体的状态方程和热力学关系。对气体采用多方气体方程, 可得到其比内能 E 和声速 c 如下:

$$E = \frac{p}{(\gamma - 1)\rho}, \quad c = \sqrt{\gamma \frac{p}{\rho}} \quad (2)$$

式中: γ 为气体绝热指数。显然在式(1)中冲击波波前参数是已知的, 波后质点速度也已知为 v_d , 而所关心的参数是冲击波速度 D 和冲击波压力 p , 因此将式(2)的 E 代入式(1), 经整理, 得:

$$\begin{cases} \rho_0/\rho = 1 - v_d/D \\ p = p_0 + \rho_0 D v_d \\ 2\rho_0(p/\rho - p_0/\rho_0)/(\gamma - 1) = (p + p_0)(1 - \rho_0/\rho) \end{cases} \quad (3)$$

将式(3)中的前两式代入第 3 式, 即削去波后未知的 p 和 ρ , 并用式(2)声速 c_0 将 p_0 和 ρ_0 替代后, 可得到如下关于 D 的一元二次代数方程:

$$(D/v_d)^2 - (\gamma + 1)/2 \cdot (D/v_d) - (c_0/v_d)^2 = 0 \quad (4)$$

解之, 得:

$$D/v_d = (\gamma + 1)/4 \pm \sqrt{(\gamma + 1)^2/16 + (c_0/v_d)^2} \quad (5)$$

显然, 式(5)取负号解小于 0, 不合理, 因此取正号。将解得的 D 再代回到式(1)的动量方程中, 求解出压力 p , 得:

$$\begin{cases} \frac{D}{v_d} = \frac{\gamma + 1}{4} + \sqrt{\left(\frac{\gamma + 1}{4}\right)^2 + \left(\frac{c_0}{v_d}\right)^2} \\ p - p_0 = \rho_0 D v_d \end{cases} \quad (6)$$

式(6)即为爆炸焊接基复板间气体冲击波参数的解析解。实际情况要比式(6)模型复杂得多, 首先是高温高压气体不再满足理想气体假设, 冲击波会使波后气体电离^[36-38], 表观上造成绝热指数 γ 值下降, 使冲击波速度和压力下降; 再者, 爆炸焊接的雾化射流喷入波后的高温高压空气中, 金属粒子与空气中的氧、水、氮、二氧化碳等产生化学反应, 改变波后气体成分, 增加其内能和质量密度, 又会造成冲击波强度提高; 冲击波后高压还会挤压抬升复板和装药, 使波后的空间增大, 又使冲击波强度下降。尽管如此, 式(6)作为基本模型仍可以反映爆炸焊接基复板间气体流动的主要趋势, 可用以计算分析冲击波的基本运动状况。

从资料中查出常用各种气体的分子量 M 和绝热指数 γ 值, 其他气体参数均取标准状态 (273.15 K, 101.325 kPa), 按理想气体计算得到。即取压强 $p_0 = 101.325$ kPa, 气体摩尔体积为 22.414 L/mol, 则 $\rho_0 = M/22.414$, 声速按式(2)计算, 得到各种气体参数, 列入表 1; 再用式(6)和爆炸焊接的炸药爆速, 解得基复板间气体冲击波的参数值, 分别列入表 1 和图 2 中。其中表 1 中的冲击波参数是爆速为 2 400 m/s 的情况, 图 2(a) 为爆炸焊接爆速 v_d 与气体冲击波速度 D 的关系, 图 2(b) 为爆速 v_d 与气体冲击波压力 p 的关系。

从图 2 可见, 空气和氮气的冲击波性能相差很小; 氩气和二氧化碳的冲击波压力相近, 大于空气和氮气值, 氩气波速较二氧化碳更高; 在所有气体中氦气的冲击波压力最低, 仅为空气和氮气压力的 (16~20)%, 为氩气和二氧化碳的 (11~13)%; 氦气的冲击波速度最高, 比空气、氮气高 (14~30)%, 更利于

板间气体的排出。从图 1 可见, 当 $v_d t$ 为已经完成爆炸焊接长度时, $(D-v_d)t$ 约为空气冲击波的超前量, 因此 $(D-v_d)/v_d$ 则为空气冲击波超前比率。由图 2 可见, 在常用的爆炸焊接爆速 2 000~3 500 m/s 范围内, 空气冲击波超前比率 $(D-v_d)/v_d$ 为 (22.9~21.3)%, 压力高达 6.5~19.3 MPa, 可见板间“管道效应”会对爆炸焊接产生较大影响。

表 1 爆炸焊接气体冲击波参数 ($v_d=2\ 400$ m/s)

Table 1 Parameters for gas shock wave in explosive welding at $v_d=2\ 400$ m/s

气体种类	M	γ	$c_0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$\rho_0/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	D/v_d	p/MPa	c/v_d
空气	28.959	1.404	331	1.292 0	1.218	9.170	0.555 8
N_2	28.013	1.403	337	1.251 0	1.218	8.876	0.386 4
CO_2	44.009	1.313	260	1.963 0	1.167	13.290	0.555 8
Ar	39.948	1.670	308	1.784 0	1.347	13.950	0.469 4
He	4.002	1.670	974	0.178 5	1.449	1.591	0.764 3
空气 0.1atm	28.959	1.404	331	0.129 2	1.218	0.917	0.555 8

注: 多原子气体绝热指数取自文献[38]实验值, 单原子气体的取理论值。

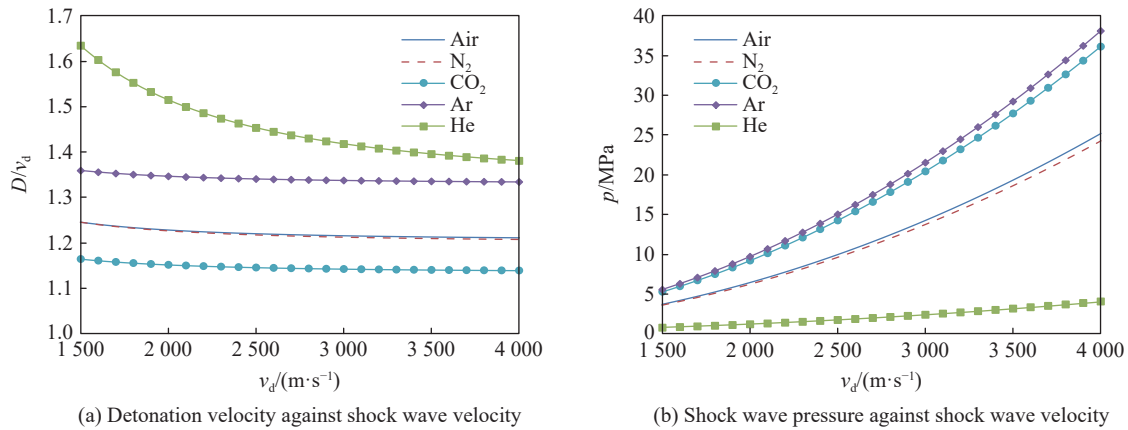


图 2 基复板间的气体冲击波强度

Fig. 2 The intensity of gas shock wave between the base and cladding plates

2 基复板间气体冲击波对爆炸焊接的影响

2.1 基复板间空气冲击波对爆炸焊接的影响

为进一步讨论基复板间空气冲击波高压对爆炸焊接的影响, 还可以建立一个简单的模型, 即不考虑复板的抗弯能力, 仅考虑复板和装药的质量惯性作用。由图 1 可见, 空气冲击波的压强作用在复板上, 会推动复板与炸药一起向上运动, 向上位移 x 又会造成气体体积空间 V 的增大, 使压强下降。根据气体等熵膨胀关系式 $pV^\gamma=p_0V_0^\gamma$, 可得出膨胀过程的瞬时压强为 $p[\Delta/(1+x)]^\gamma$, 其中 Δ 为爆炸焊接初始间隙值。当复板厚度为 δ_m 、密度为 ρ_m , 装药厚度 δ_e 、密度为 ρ_e 时, 可计算出单位面积复板和炸药的总质量 $m=\rho_m\delta_m+\rho_e\delta_e$, 由牛顿第二定律可得运动方程如下:

$$(\rho_m\delta_m + \rho_e\delta_e) \frac{d^2x}{dt^2} = p(1 + x/\Delta)^{-\gamma} - p_0 \tag{7}$$

式(7)是二阶常微分方程, 可将其用数值方法求解。首先将式(7)化为如下一阶常微分方程组:

$$\begin{cases} dv = [p(1 + x/\Delta)^{-\gamma} - p_0](\rho_m\delta_m + \rho_e\delta_e)^{-1} dt \\ dx = v dt \end{cases} \tag{8}$$

式中: v 为复板和炸药的运动速度。

对于从一端起爆炸焊接长度 L 的复合板, 空气冲击波和爆轰波到达板另一端的时间分别为 L/D 、 L/v_d , 其时间差值就是空气冲击波作用于板端部的时间 $t_m=L/v_d-L/D$, 即空气冲击波到达至爆轰波到达使焊接完成的时间段。再用初始条件 $(t, v, x)=(0, 0, 0)$, 以欧拉预估-校正法求解式 (8), 就可以解出复板向上的速度 v 与位移 x 。

作为实例, 计算取爆炸焊接复板厚度 $\delta_m=3\text{ mm}$ 的钛板, 密度 $\rho_m=4.51\text{ g/cm}^3$; 装药厚度 $\delta_e=25\text{ mm}$, 装药密度 $\rho_e=0.8\text{ g/cm}^3$, 爆炸焊接间隙 $\Delta=10\text{ mm}$ 。以上节得到的各种气体冲击波参数, 首先固定爆速 $v_d=2\ 400\text{ m/s}$, 计算出复板端部运动与板长 L 的关系, 如图 3 所示, 其中图 3(a) 为复板向上运动位移与板长的关系, 图 3(b) 为复板上翘运动速度与焊接板长的关系。进而再固定复合板长度 $L=4\text{ m}$, 针对空气与氦气, 计算不同爆速时复板的端部运动, 如图 4 所示。

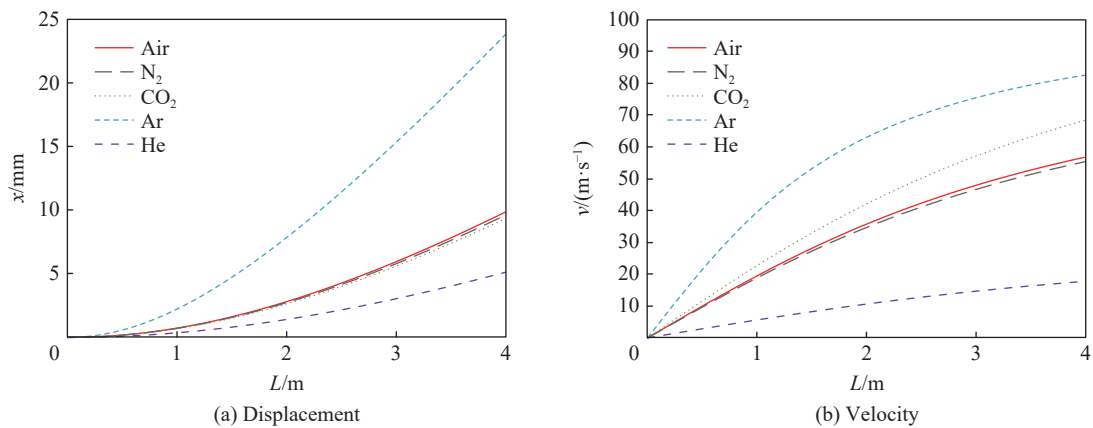


图 3 复板端部运动与板长的关系 ($v_d=2\ 400\text{ m/s}$)

Fig. 3 Relation between the motion of the cladding plate tail and the plate length at $v_d=2\ 400\text{ m/s}$

由图 3 可见, 复板受板间隙中气体驱动在焊接之前已经发生位移, 向上位移量 x 与焊接的板长、焊接间隙中的气体成分有关。在空气中爆炸焊接长度为 2 m 时, 复板向上位移是 2.8 mm, 仅为药厚 ($\delta_e=25\text{ mm}$) 的 12%, 对爆炸焊接的影响不大; 但当焊接长度到 4 m 时, 复板向上位移为 10 mm, 高达药厚的 40%, 这对爆炸焊接影响很大。另外, 由图 3(b) 可见, 板长 4 m 时板尾向上速度已达 56.7 m/s, 这不只是对爆炸焊接参数有影响, 复板如此大的向上速度与位移会压迫在其上方布置的炸药, 而爆炸焊接常用的硝酸粉状炸药都有压死问题, 这样大的复板运动会压死炸药, 造成板尾炸药局部熄爆问题。可见, 这是通常中心起爆可焊接长度 4 m 的钛钢复合板, 而制造焊接长度 8 m 的钛钢复合板难度较大的重要原因。

由固定 $L=4\text{ m}$ 的图 4 可以看出, 复板尾部上翘位移随爆速变化不大, 略有下降: 爆速从 1 500~4 000 m/s, 板尾位移为 11.9~9.4 mm; 爆速从 2 400~4 000 m/s, 板尾位移更平缓, 从 10.1~9.4 mm, 仅下降 0.5 mm。板尾速度随爆速呈线性上升, 由 37.6 m/s 上升至 93.2 m/s, 上升了 2.4 倍。根据爆炸焊接理论, 炸药爆速高时, 复合板焊接界面沉积的热量增加较多, 所以综合来看, 长板爆炸焊接时宜采用较低爆速炸药, 爆速范围在 2 200~2 700 m/s 为宜。

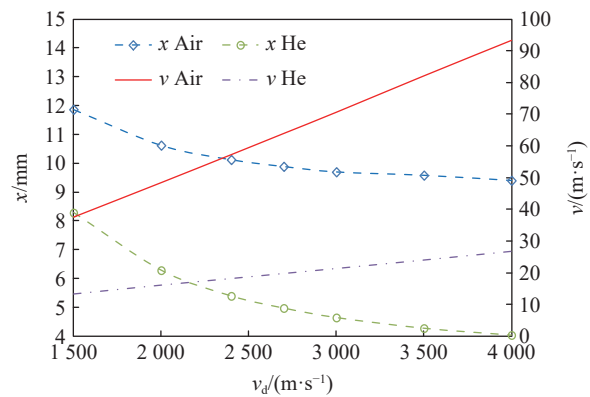


图 4 复板尾部运动与爆速的关系 ($L=4\text{ m}$)

Fig. 4 Relation between the motion of the cladding plate tail and the detonation velocity at $L=4\text{ m}$

2.2 基复板间气体成分对爆炸焊接的影响

根据金属材料学知识可知,对于钛、锆、镁、铝等活性金属进行爆炸焊接时,将复板间隙中的气体更换为惰性的气体成分,会起到气体保护焊的作用。常规焊接的保护气体有二氧化碳 CO_2 、氮气 N_2 、氩气 Ar 、氦气 He 等,视需焊接的材料和焊接工艺所定,因此在前文也对这些气体分别进行了计算。对爆炸焊接而言,更换基复板间隙中的气体成分不仅是起到防止金属氧化的目的,从表 1 和图 2~4 均可见,气体成分会对爆炸焊接基复板间的冲击波运动有很大的影响。由图 3 可见,二氧化碳、氮气气氛下复板的位移曲线与空气气氛下的几乎重合,氮气气氛下的复板上翘运动速度曲线与空气气氛下的相同,二氧化碳气氛下的复板上翘运动速度曲线比空气气氛下的略高一些,因此使用这两种气体进行爆炸焊接除防止材料氧化、改善界面结合质量外,对基复板间的冲击波效应没有改善,对提高焊接板长度没有太大作用。由于氩气密度最高,所以其冲击波压力最高,在氩气气氛下复板的向上位移比在空气气氛下还高(140~180%),所以除爆炸焊接较短、较窄或较厚复板外,不宜使用氩气进行保护。轻质的氦气冲击波压力最低,而冲击波速度最高,图 3 中 4 m 处复板的上翘位移仅为 5.4 mm,不到空气气氛下的一半。由图 4 的爆速与上翘位移关系可见,爆速为 1 500~4 000 m/s、氦气保护时,板尾位移变化范围为 8.3~4.0 mm,上翘速度为 13.2~26.6 m/s,均比空气气氛下的小很多。特别是爆速高于 2 400 m/s 之后,板尾位移仅为 5.4~4.0 mm,不到空气气氛下的一半。所以对爆炸焊接进行气氛保护焊时,应优选轻质又惰性的氦气,不仅可以阻止焊接界面氧化,更有利于焊接较大规格的复合板。

2.3 爆炸焊接时复合板宽度对间隙气体运动的影响

大量的工程实践表明,爆炸焊接窄板比宽幅板要容易得多,我们曾经用一头起爆方式焊接过宽 200 mm、长 7~8 m 的复合板窄条,没有发现板尾与起爆端有过大的差异。在上文中所讨论的基复板间气体冲击波运动解析解(6)是基于平面二维模型的,理论上只适于无限宽的复合板,这与实际工程尚有差别,因此有必要对爆炸焊接的“板宽效应”进行探讨。爆炸焊接的板宽效应是气体流动与复板作用的三维问题,要完全从理论上求解十分繁杂;针对这样的工程问题,没有必要精确求解,而是更需要从理论上理解其影响过程和影响程度。如图 5 所示,对于宽度 w 的复合板,爆炸焊接时基复板间隙中的气体会从板边两侧喷出进入大气中,在板间气体中会传播一道卸载稀疏波,由板边部向中心传播。受稀疏波的影响,靠近板边缘的气体冲击波强度和速度都会下降,波阵面变为斜向后的弧形,而未受到稀疏波影响的中部冲击波仍以 D 传播(如图 5(a)、(b)所示)。当稀疏波影响区域完全覆盖至板中心时,中部冲击波强度和速度开始降低,速度逐渐降低至 v_d ,形成一道如图 5(c)所示的在碰撞点前方稳定传播的弧形冲击波。

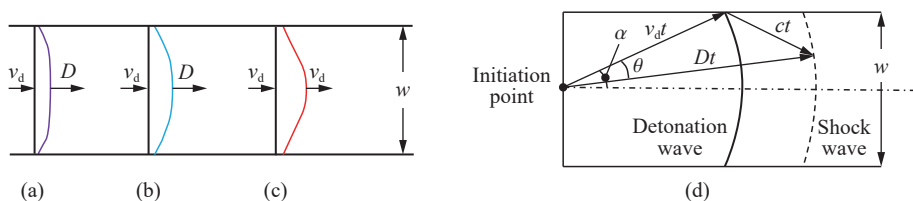


图 5 复合板宽度与间隙气体冲击波关系

Fig. 5 Relationship of explosive clad plate width and shock waves in the gap

为了进一步研究气体冲击波受板宽效应影响问题,建立了如图 5(d)所示点起爆的爆炸焊接模型。图 5(d)中爆轰波(近似为基复板碰撞线)和板间冲击波均以起爆点为圆心,以圆形扩散传播;板边的稀疏波前锋从边缘以声速 c 向未受扰动的冲击波传播;在 t 时刻,三者构成如图中的三角关系。因此,用余弦定理可得:

$$(ct)^2 = (Dt)^2 + (v_d t)^2 - 2Dv_d t^2 \cos \theta \quad (9)$$

式中: θ 为声波线的对顶角。对应图 5(d)中关系,还可得中线与爆速线的张角 α 的三角关系 $w = 2v_d t \sin \alpha$, 并注意到已焊接的板长 $L = v_d t$; 而且在 $\theta = \alpha$ 时,板边的稀疏波就开始影响板间气体冲击波。将这些条件代

入式 (9), 可解得板间气体冲击波受板边稀疏卸载影响的临界长宽比为:

$$\frac{L}{w} = \left[4 - \left(\frac{D}{v_d} + \frac{v_d}{D} - \frac{c^2}{Dv_d} \right)^2 \right]^{-1/2} \quad (10)$$

仍用冲击波关系式 (2)、(6) 和表 1 的气体参数解的冲击波数据, 代入式 (10) 可求得表 2 中的参数。表 2 中为不同爆速、各种气体条件下板宽影响的临界长宽比, 代表了板宽效应的影响程度。 L/w 值越大代表板边引起的卸载波向中心传播越慢, 板间气体冲击波影响范围越大; 反之, L/w 值小则代表板边卸载快, 板间气体冲击波影响范围减小。可见在焊接常用的爆速 2 000~3 500 m/s 范围内, 板宽效应受爆速的影响不大: 空气、氮气、二氧化碳等气体条件下 L/w 的变化均小于 3%; 氩气条件下 L/w 的变化在 1% 左右; 氦气条件下 L/w 的变化最大, 也小于 7.5%。板宽效应受气体种类影响很大, 空气中的板宽效应与氮气中的相同; 二氧化碳中的板宽效应卸载最慢, 比空气中的大 (13.1~13.5)%; 氩气与氮气中的边部卸载最快, 氩气中的 L/w 值比空气中的小 (19.0~20.3)%, 氦气中的 L/w 值比空气中的小 (27.2~23.8)%。因此, 从板宽效应来看, 爆炸焊接时板间更换气体以氩气、氮气最优, 二氧化碳最差, 氮气与空气相同。

表 2 各种气体爆炸焊接的板宽效应
Table 2 Plate width effects of various gases in explosive welding

气体	L/w		
	$v_d=2\ 000\ \text{m/s}$	$v_d=2\ 400\ \text{m/s}$	$v_d=3\ 500\ \text{m/s}$
空气	1.096 0	1.109 0	1.126 0
N ₂	1.096 0	1.109 0	1.126 0
CO ₂	1.244 0	1.257 0	1.274 0
Ar	0.887 6	0.891 6	0.897 3
He	0.798 1	0.821 2	0.857 7

2.4 真空爆炸焊接基复板间的空气冲击波管道效应

由于气体绝热指数 γ 为常数, 声速只与温度相关 ($c_0^2 = \gamma p_0 / \rho_0 = RT_0 / M$, 普适气体常数 $R = 8.3145\ \text{J}/(\text{mol}\cdot\text{K})$), 由式 (3) 可见冲击波压力与气体密度呈正比关系。因此, 在固定温度的负压条件下爆炸焊接时, 冲击波压力仅随气体密度变化而变化。如果在 10 kPa 的粗真空压力下爆炸焊接, 空气密度降低到 1/10, 板间空气冲击波压力也降低到 1/10 (参见表 1)。因此, 按前节计算方法, 可以计算出 (0.1~1.0) atm 下的板间冲击波压力与爆速关系, 如图 6(a) 所示; 同时计算出固定板长在 4 m 下使用 25 mm 厚炸药焊接 3 mm 厚钛板的板尾上翘位移值, 如图 6(b) 所示。由图 6 可见, 无论是板间冲击波压力还是板尾位移都随气压降低而减小, 在常用爆速 2 000~3 500 m/s 范围内, 以 0.1 atm 气压为例, 冲击波压力变为 0.65~1.93 MPa, 板间冲击波管道效应影响可以降低到 1/10, 复板尾部上翘位移仅 1 mm 左右, 这对爆炸焊接影响甚微。由此可见, 在真空容器中爆炸焊接不仅仅可以防护爆炸对环境的冲击^[26, 39], 还可以焊接更大规格、更高质量的爆炸复合板。

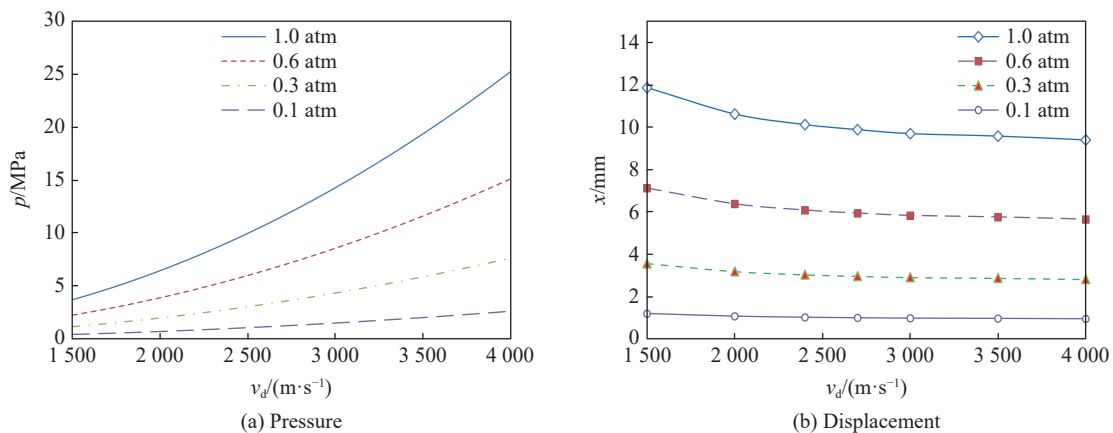


图 6 不同气压下爆炸焊接基复板间管道效应的强度

Fig. 6 Intensity of channel effect in explosive welding between base and clad plates at various atmospheric pressures

3 氦气保护爆炸焊接实验

根据前面的理论分析, 综合各种影响因素, 除真空爆炸焊接外, 将板间气体更换成氦气为最佳。为此, 选用较常用的钛钢、铝镁组合进行了氦气保护爆炸焊接实验验证, 详细实验结果参见文献 [27-28, 40]。钛钢复合实验选用纯钛 TA2 复板, Q235 基板; 铝镁组合复板为 1060 纯铝, 基板用 AZ31B 镁合金。两组复板厚度均为 2 mm, 长度均为 2 m, 宽度均为 300 mm; 基板钢厚度为 10 mm, 镁合金厚度为 30 mm。尽管实验设计中采用了窄板条, 但为了模拟大尺寸宽板爆炸焊接情况, 特意在基复板两侧采用钢板进行了预堵塞, 防止气体泄漏产生边部卸载; 起爆均采用端部起爆方式 (相当于中部起爆焊接 4 m 长薄板)。采用爆速为 2 300 m/s 的硝铵炸药, 进行充氦气与空气的爆炸焊接对比实验。

经对整体爆炸焊接的界面波进行金相观测可见, 氦气中的界面波从头至尾大小比较均匀, 空气中的板尾部波纹明显增大。在实验件的尾部 1.6 m 左右处取样的焊接界面金相照片对比如图 7 所示, 可见氦气保护对爆炸焊接界面都起到了改善作用。图 7(a) 氦气焊接的钛钢界面中很难发现金属间化合物相, 只有微小裂纹出现在 Q235 侧的漩涡中部, 而图 7(b) 中则可见到含有较大裂纹的大块金属间化合物相。从图 7(c) 氦气焊接的铝镁界面也很难发现金属间化合物相, 界面漩涡的熔化区比图 7(d) 中的小一半。由此说明, 氦气保护爆炸焊接不仅可以防止焊接界面金属氧化, 也可以降低板间气体冲击波管道效应的影响, 稳定爆炸焊接参数, 确保整板焊接界面质量一致。

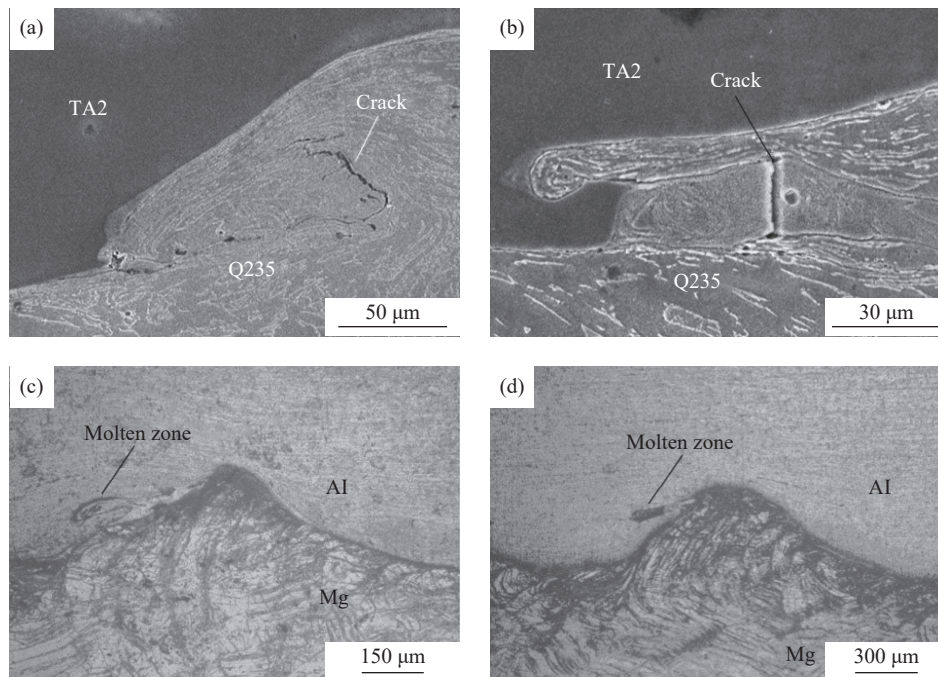


图 7 氦气保护与空气中爆炸焊接钛钢界面金相对比 ((a), (c) 氦气保护; (b), (d) 空气)

Fig. 7 Metallographic of the explosively-welded titanium-steel interface shielded by helium compared with one in air ((a), (c) in helium; (b), (d) in air)

4 结 论

通过对爆炸焊接基复板间气体冲击波的研究, 建立了理论模型, 推导获得了气体冲击波管道效应的理论公式。以此为基础, 探讨了基复板间气体冲击波对爆炸焊接的影响, 以及该影响与气体成分、复合板宽度的关系; 最后以氦气保护爆炸焊接了钛钢、铝镁组合进行实验验证, 获得结论如下。

(1) 在爆炸焊接的基复板间隙中, 气体冲击波以高于炸药爆速的速度传播, 超前气体冲击波的压力

高达 1~10 MPa 量级, 会在爆炸焊接形成前使复板和炸药同时移动, 形成爆炸焊接的管道效应。其结果一是增大了复合板尾部的基复板间隙, 使爆炸焊接参数偏离设计, 造成复合板尾部焊接参数偏大; 其二是, 当爆炸焊接所使用的炸药密度受外界压力影响变化较大时, 管道效应会使复合板尾部的炸药压实, 致使爆速发生变化, 出现先高后低, 甚至压死现象。因此, 基复板间隙中的气体管道效应是生产长大复合板时尾部焊接质量降低或失效的主要原因。

(2) 从理论研究来看, 在爆炸焊接长板时, 对复合板实施长边起爆、提高长板中部爆速、提高中部装药量的屋脊型装药、减小基复板中部间隙高度等有利于间隙排气的爆炸焊接技术, 均可以降低管道效应的影响。由起爆点至板尾阶梯装药方法可在气体管道效应使复板尾部抬高时, 保证爆炸焊接参数的一致性。

(3) 爆炸焊接的气体管道效应与复板的宽度、质量均相关。由于基复板间隙中的空气可以从板两侧高速排除, 焊接窄板时管道效应影响较小; 由于爆炸焊接管道效应是气体冲击波高压驱动抬升复板和炸药的结果, 所以焊接较厚重的复板时管道效应的影响也较小。

(4) 鉴于在爆炸焊接薄板时, 管道效应会使复合板尾部的炸药压实、改变爆速, 甚至压死熄爆, 所以对于爆炸焊接, 应该研究密度、爆速受外界压力影响较小的抗压力减敏炸药。

(5) 根据理论计算, 炸药爆速低时管道效应影响略大, 但该影响在常用焊接的爆速范围内变化有限。为减低复合板焊接界面沉积的热量, 综合来看, 对长板爆炸焊接时仍应采用较低爆速炸药, 其爆速范围在 2 200~2 700 m/s 为宜。

(6) 对爆炸焊接的保护气体的研究发现, 二氧化碳、氮气气氛下的气体冲击波管道效应与空气气氛下的基本相同; 空气气氛下的板宽效应与氮气气氛下的相同, 二氧化碳气氛下的卸载长度增加了 (13.1~13.5)%; 使用氮气、二氧化碳保护除改善焊接界面的金属氧化外, 对管道效应没有改善。由于氩气密度高、声速低, 氩气气氛下管道效应最严重, 板宽卸载较空气气氛下的略好, 所以氩气保护除改善焊接界面的金属氧化外, 对管道效应有所加重, 只利于焊接短窄厚板。理论和实验验证均表明, 爆炸焊接保护气体以氩气最优, 除可防止爆炸焊接界面氧化外, 由于其密度低、声速高, 可以大幅度降低板间气体冲击波管道效应的影响, 提高气体从板边缘的卸载速度, 进而稳定爆炸焊接参数, 确保整板焊接质量一致。

(7) 由理论分析可见, 在粗真空爆炸洞中进行爆炸焊接, 不仅可以消除爆炸冲击波对环境的影响, 还可以大大改善管道效应, 焊接更大规格、更高质量的爆炸复合板, 因此应加强真空爆炸焊接装备的研究。

参考文献:

- [1] 丁春聪, 邓宁嘉, 芮天安, 等. 爆炸焊接用宽幅钛板的质量控制方法 [C]// 中国有色金属工业协会钛锆钎分会 2015 年会议论文集. 陕西宝鸡: 中国有色金属工业协会, 2015: 582-587.
DING C C, DENG N J, RUI T A, et al. Quality control method of wide titanium plate for explosive welding [C]// Proceedings of the 2015 Annual Meeting of Titanium, Zirconium and Hafnium Branch of China Nonferrous Metal Industry Association. Baoji, Shaanxi: China Nonferrous Metal Industry Association, 2015: 582-587.
- [2] 李进军, 夏雪荣, 刘凯, 等. 爆炸焊接用不锈钢复板等离子拼焊工艺的研究 [J]. *热加工工艺*, 2011, 40(23): 185-189. DOI: 10.3969/j.issn.1001-3814.2011.23.062.
LI J J, XIA X R, LIU K, et al. Research on plasma butt welding process of stainless plate used for explosive welding [J]. *Hot Working Technology*, 2011, 40(23): 185-189. DOI: 10.3969/j.issn.1001-3814.2011.23.062.
- [3] 臧伟, 郭龙创, 郭新虎, 等. 焊接参数对 Gr1 钛板焊缝组织和性能的影响 [J]. *中国钛业*, 2018(3): 32-35.
ZANG W, GUO L C, GUO X H, et al. Influence of welding parameters on microstructure and mechanical performance of Gr1 titanium plate weld [J]. *China Titanium Industry*, 2018(3): 32-35.
- [4] 樊科社, 赵惠, 何小松, 等. 爆炸焊接用薄钛板拼焊工艺 [J]. *四川兵工学报*, 2011, 32(1): 87-90. DOI: 10.3969/j.issn.1006-

- 0707.2011.01.028.
- FAN K S, ZHAO H, HE X S, et al. Butt welding process of titanium sheet used for explosive welding [J]. *Journal of Ordnance Equipment Engineering*, 2011, 32(1): 87–90. DOI: 10.3969/j.issn.1006-0707.2011.01.028.
- [5] 侯发臣. 大面积拼焊复板爆炸焊接的研究 [J]. *材料开发与应用*, 1991, 6(4): 36–41. DOI: 10.19515/j.cnki.1003-1545.1991.04.005.
- HOU F C. Research of explosive welding of large area butting plate [J]. *Development and Application of Materials*, 1991, 6(4): 36–41. DOI: 10.19515/j.cnki.1003-1545.1991.04.005.
- [6] 王小华, 张超. 双相不锈钢 2205-Q345R 复合板焊接性能试验研究 [J]. *材料开发与应用*, 2012, 27(1): 15–20. DOI: 10.3969/j.issn.1003-1545.2012.01.004.
- WANG X H, ZHANG C. Welding test of duplex stainless steel 2205-Q345R clad metal plate [J]. *Development and Application of Materials*, 2012, 27(1): 15–20. DOI: 10.3969/j.issn.1003-1545.2012.01.004.
- [7] 翟伟国, 邓光平, 侯发臣. 压力容器用 Monel-400/16MnⅢ 复合板制造过程中的焊接试验研究 [J]. *焊接*, 2019(7): 60–64. DOI: 10.12073/j.hj.20180625001.
- ZHAI W G, DENG G P, HOU F C. Welding experiment research in the manufacturing process of Monel-400/16MnⅢ clad plate for pressure vessel [J]. *Welding and Joining*, 2019(7): 60–64. DOI: 10.12073/j.hj.20180625001.
- [8] 李敬伟, 高峰. 超低温状态下大面积爆炸焊接预热工艺探索 [C]// 第 233 届中国工程科技论坛: 爆破新理论、新技术与创新成果暨第十一届中国爆破行业学术会议文集. 北京: 冶金工业出版社, 2016: 731–735.
- LI J W, GAO F. Explosive composite preheating process to explore ultra-low temperature condition [C]// The 233rd China Engineering Science and Technology Forum: New Blasting Theory, New Technology and Innovative Achievements and the 11th China Explosives and Blasting Academic Conference. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2016: 731–735.
- [9] 赵永武, 孙建, 戴和华, 等. 双相钢/钛复合板爆炸焊接成型方法: CN201510924516. X [P]. 2015-12-08.
- ZHAO Y W, SUN J, DAI H H, et al. Dual-phase steel/titanium composite board explosive welding forming method: CN201510924516. X [P]. 2015-12-08.
- [10] 王勇, 张越举, 赵恩军, 等. 金属爆炸焊接用低爆速膨化铵油炸药实验研究 [J]. *含能材料*, 2009, 17(3): 326–329. DOI: 10.3969/j.issn.1006-9941.2009.03.018.
- WANG Y, ZHANG Y J, ZHAO E J, et al. Experimental study on low detonation velocity expanding ANFO explosive used in metal explosive welding [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials*, 2009, 17(3): 326–329. DOI: 10.3969/j.issn.1006-9941.2009.03.018.
- [11] 邓华智, 周佐玉, 薛海洋, 等. 粉状乳化爆炸焊接专用炸药及其制备方法: CN201310454419. X [P]. 2013-09-29.
- DENG H Z, ZHOU Z Y, XUE H Y, et al. Explosive special for powdery emulsion explosive welding and preparation method thereof: CN201310454419. X [P]. 2013-09-29.
- [12] 宋锦泉, 郑炳旭, 王阳, 等. 一种用于爆炸焊接的低爆速炸药及其制备方法: CN201510159974.9 [P]. 2015-04-07.
- SONG J Q, ZHENG B X, WANG Y, et al. Low-detonation-velocity explosive for explosive welding and preparation method thereof: CN201510159974.9 [P]. 2015-04-07.
- [13] 刘自军, 周景蓉, 沈小斌, 等. 一种用于爆炸焊接炸药的稀释剂及其爆炸焊接工艺: CN201210434885.7 [P]. 2012-11-05.
- LIU Z J, ZHOU J R, SHEN X B, et al. Diluent for explosive welding explosive, and explosive welding technology thereof: CN201210434885.7 [P]. 2012-11-05.
- [14] 余燕. 低爆速乳化炸药及其在爆炸焊接中的应用 [D]. 淮南: 安徽理工大学, 2013.
- YU Y. The development and application of low detonation velocity emulsion explosives in explosive welding [D]. Huainan: Anhui University of Science and Technology, 2013.
- [15] 曲桂梅, 夏金民, 汪宏祥, 等. 爆炸焊接用低爆速粉状乳化炸药研究 [J]. *工程爆破*, 2016, 22(1): 42–45. DOI: 10.3969/j.issn.1006-7051.2016.01.008.
- QU G M, XIA J M, WANG H X, et al. Research on powdery emulsion explosive of low detonation velocity used in explosive welding [J]. *Engineering Blasting*, 2016, 22(1): 42–45. DOI: 10.3969/j.issn.1006-7051.2016.01.008.
- [16] 李晓杰, 奚进一, 董守华, 等. 一种大板幅爆炸复合板的制造方法: CN00123052.2 [P]. 2000-09-29.
- LI X J, XI J Y, DONG S H, et al. Method for making explosion cladding board with large width: CN00123052.2 [P]. 2000-

- 09-29.
- [17] 刘润生, 张杭永, 郭龙创. 爆炸焊接装药方式对钛/钢复合板组织及性能的影响 [J]. *钛工业进展*, 2014, 31(3): 34–38. DOI: 10.13567/j.cnki.issn1009-9964.2014.03.009.
LIU R S, ZHANG H Y, GUO L C. Effect of dynamite loading modes on microstructure and properties of Ti/steel composite materials in explosive welding [J]. *Titanium Industry Progress*, 2014, 31(3): 34–38. DOI: 10.13567/j.cnki.issn1009-9964.2014.03.009.
- [18] 刘自军, 周景蓉, 陈寿军. 爆炸焊接布药工艺的研究 [C]// 第 188 场中国工程科技论坛: 爆炸合成纳米金刚石和岩石安全破碎关键科学与技术. 北京: 冶金工业出版社, 2014: 324–328.
LIU Z J, ZHOU J R, CHEN S J. Study of the technology of arranging explosive in explosive welding [C]// The 188th China Engineering Science and Technology Forum: The Key Science and Technology of Nano-diamond Explosive Synthesis and Rock Safety Fragmentation. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2014: 324–328.
- [19] 张杭永, 郭新虎, 刘继雄, 等. 大面积钛/钢复合板的爆炸焊接工艺及其组织与性能研究 [J]. *中国钛业*, 2013(3): 27–30.
ZHANG H Y, GUO X H, LIU J X, et al. Study on the explosive welding technology and its microstructure and property of large size Ti-steel clad plate [J]. *China Titanium Industry*, 2013(3): 27–30.
- [20] 樊科社, 李平仓, 吴江涛, 等. 爆炸焊接法制备大面积钽/锆/钛/钢四层复合板 [J]. *兵器装备工程学报*, 2017, 38(7): 148–151. DOI: 10.11809/scbgxb2017.07.031.
FAN K S, LI P C, WU J T, et al. Research and development of Ta-Zr-Ti-steel explosive clad plate with large area [J]. *Journal of Ordnance Equipment Engineering*, 2017, 38(7): 148–151. DOI: 10.11809/scbgxb2017.07.031.
- [21] 蒋晓博, 刘金涛, 任江毅, 等. 一种超长复合板爆炸焊接的安装结构: CN201920487989.1 [P]. 2019-04-11.
JIANG X B, LIU J T, REN J Y, et al. Mounting structure for explosive welding of super-long composite board: CN201920487989.1 [P]. 2019-04-11.
- [22] 邓光平, 侯发臣, 徐宇皓, 等. 一种大面积铅-钢复合板的爆炸焊接方法: CN201010592915.8 [P]. 2010-12-17.
DENG G P, HOU F C, XU Y H, et al. Explosive welding method for large-area lead-steel composite board: CN201010592915.8 [P]. 2010-12-17.
- [23] 王典灿. 蒙乃尔合金复合钢板的爆炸焊接方法: CN200810233239.8 [P]. 2008-12-08.
WANG D C. Explosive welding method for Monel alloy composite steel plate: CN200810233239.8 [P]. 2008-12-08.
- [24] 刘金涛, 张保奇, 韩刚. 一种水覆盖式金属复合爆炸焊接方法: CN201410704356.3 [P]. 2014-11-27.
LIU J T, ZHANG B Q, HAN G. Water covering type explosive welding method of metal compound: CN201410704356.3 [P]. 2014-11-27.
- [25] 杨宇军, 夏金民, 黄志鸽, 等. 一种具有界面氩气保护的活泼金属爆炸焊接装置: CN201920665674.1 [P]. 2019-05-10.
YANG Y J, XIA J M, HUANG Z G, et al. Active metal explosive welding device with interface argon protection: CN201920665674.1 [P]. 2019-05-10.
- [26] 牛爱红, 刘建伟, 杨国俊, 等. 真空态金属复合材料爆炸焊接装置: CN201621118154.1 [P]. 2016-10-13.
NIU A H, LIU J W, YANG G J, et al. Vacuum state metallic composite explosion welding device: CN201621118154.1 [P]. 2016-10-13.
- [27] ZENG X Y, WANG Y X, LI X Q, et al. Effect of inert gas-shielding on the interface and mechanical properties of Mg/Al explosive welding composite plate [J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2019, 45: 166–175. DOI: 10.1016/J.JMAPRO.2019.07.007.
- [28] ZENG X Y, WANG Y X, LI X Q, et al. Effects of gaseous media on interfacial microstructure and mechanical properties of titanium/steel explosive welded composite plate [J]. *Fusion Engineering and Design*, 2019, 148: 111292. DOI: 10.1016/j.fusengdes.2019.111292.
- [29] 李晓杰, 闫鸿浩, 王小红, 等. 气体保护爆炸焊接方法: CN200810190905.4 [P]. 2008-12-30.
LI X J, YAN H H, WANG X H, et al. Gas shielded explosive welding method: CN200810190905.4 [P]. 2008-12-30.
- [30] BATAEV I A, TANAKA S, ZHOU Q, et al. Towards better understanding of explosive welding by combination of numerical simulation and experimental study [J]. *Materials and Design*, 2019, 169: 107649. DOI: 10.1016/J.MATDES.2019.107649.
- [31] RICHARDSON I M, CARTON E P, VAN DER DRIFT Y, et al. Role of gas in the gap during explosive cladding [C]// IX

- International Symposium on Explosive Production of New Materials: Science, Technology, Business, and Innovations. Lisse, Netherlands, 2008.
- [32] 邵丙璜, 张凯. 爆炸焊接原理及其工程应用 [M]. 大连: 大连工学院出版社, 1987: 202–204.
SHAO B H, ZHANG K. Explosive welding principle and its engineering application [M]. Dalian: Dalian University of Technology Press, 1987: 202–204.
- [33] 莫非. 爆炸焊接界面热力耦合数值模拟研究 [D]. 大连: 大连理工大学, 2012: 86–89.
MO F. Thermo-mechanical coupled numerical simulation on the interface formation in explosive welding [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2012: 86–89.
- [34] DUBNOV L V, KHOTINA L D. Channel effect mechanism in the detonation of condensed explosives [J]. *Combustion, Explosion and Shock Waves*, 1966, 2(4): 59–63. DOI: 10.1007/BF01261518.
- [35] TANGUAY V, HIGGINS A J. The channel effect: coupling of the detonation and the precursor shock wave by precompression of the explosive [J]. *Journal of Applied Physics*, 2004, 96(9): 4894–4902. DOI: 10.1063/1.1787913.
- [36] 颜坤志. 高温空气的热力学性质 [J]. *力学进展*, 1985, 15(4): 471–486. DOI: 10.6052/1000-0992-1985-4-J1985-057.
YAN K Z. The thermodynamic properties of high temperature air [J]. *Advances in Mechanics*, 1985, 15(4): 471–486. DOI: 10.6052/1000-0992-1985-4-J1985-057.
- [37] 唐敬友, 伍绍珍, 王藩侯, 等. 冲击波加热的氦气与氩气对电探针导通的影响 [J]. *高压物理学报*, 2000, 14(4): 285–290. DOI: 10.11858/gywlxb.2000.04.009.
TANG J Y, WU S Z, WANG F H, et al. The effect of shock-heated gaseous helium and argon on pin shortening [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2000, 14(4): 285–290. DOI: 10.11858/gywlxb.2000.04.009.
- [38] 汤文辉, 徐彬彬, 冉宪文, 等. 高温等离子体的状态方程及其热力学性质 [J]. *物理学报*, 2017, 66(3): 030505. DOI: 10.7498/aps.66.030505.
TANG W H, XU B B, RAN X W, et al. Equations of state and thermodynamic properties of hot plasma [J]. *Acta Physica Sinica*, 2017, 66(3): 030505. DOI: 10.7498/aps.66.030505.
- [39] 李科斌, 李晓杰, 闫鸿浩, 等. 不同真空度下空中爆炸近场特性的数值模拟研究 [J]. *振动与冲击*, 2018, 37(17): 270–276. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2018.17.038.
LI K B, LI X J, YAN H H, et al. Numerical simulation for near-field characteristics of air explosion under different degrees of vacuum [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2018, 37(17): 270–276. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2018.17.038.
- [40] 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, 2020: 95–126.
ZENG X Y. Research on the interface Meso-mechanics behavior and micro-defects control in explosive welding [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2020: 95–126.

(责任编辑 张凌云)