

随焊高速气流场辅助高强铝合金薄板焊接应力演变及控制变形机理

周广涛¹, 胡庆睿², 刘彪¹, 宋威³, 郭玉龙⁴, 余作恒⁴

(1. 华侨大学, 机电及自动化学院, 厦门, 361021; 2. 抚顺市特种设备监督检验所, 抚顺, 113006;
3. 徐州工程学院, 徐州, 221018; 4. 致微(厦门)仪器有限公司, 研究生工作站, 厦门, 361021)

摘要: 从力学角度出发提出了“随焊高速气流场”柔性控制高强铝合金薄板焊接失稳变形的新方法, 研究了该方法控制 2A12 高强铝合金薄板焊接变形的有效可行性, 分析了随焊高速气流载荷对薄板应力演变规律的影响, 阐明了其控制焊接残余应力及变形机理. 基于有限元法分析了温度场及应力场, 确定了气动载荷与热源作用距离这一关键因素, 并获得了气体压力的合理有效范围. 在自行研制的随焊高速气流场装置上进行试验验证. 结果表明, 当气动载荷作用距离为 20 mm、气动载荷为 30 MPa 时, 焊接失稳变形基本消失, 焊缝中截面上的纵向残余拉应力峰值较常规焊下降了 77.73%, 残余压应力峰值下降了 69.23%, 板边变形最大挠度仅为 0.9 mm, 较常规焊的 8.5 mm 下降了 89.41%. 试验结果与模拟结果吻合良好, 验证了随焊控制模型的正确性.

创新点: (1) 提出了一种新的“随焊高速气流场”方法控制铝合金薄板焊后残余应力大、变形严重等问题.
(2) 分析了随焊高速气流场下高强铝合金焊接下的应力演变.

关键词: 随焊高速气流场; 数值模拟; 应力演变; 失稳变形; 高强铝合金

中图分类号: TG 444.7 **文献标识码:** A **doi:** 10.12073/j.hjxb.20220909001

0 序言

铝合金因其具有质量轻、比强度高、耐腐蚀性好、连接方便等特点, 被广泛地应用于船舶、化工、航空航天等各大领域^[1-2], 但是由于其热膨胀系数较大、临界失稳应力低等缺点, 使其在焊后会产生很大的焊接变形, 其中薄板结构的焊接变形尤为严重, 易发生翘曲失稳变形^[3-4], 这将严重影响金属薄板结构的尺寸精度, 使其在安全性要求较高的领域服役时有着巨大的潜在风险. 因此, 控制焊接变形对于该材料的广泛应用具有特别重要的意义.

金属薄板结构焊后大多需要校平等处理, 虽然能够在一定程度上控制焊接变形, 但需要很大的能量, 不易实现, 因此会限制其在工业生产中的应用^[5-7], 这将延长产品的生产周期, 增大企业的成本

投入.

目前国内外都对控制铝合金薄板焊接变形进行了广泛的研究^[8]. 针对残余应力大、变形严重等问题, 国内外学者提出了多种方法进行控制, 例如采用预应力技术、引入机器人焊接、控制焊接工艺参数、改变焊接顺序、优化焊接接头结构等方法^[9-10]. 相较于传统的焊后校正控制, 随焊控制具有明显的优势. 目前, 高强铝合金焊接变形常用的随焊控制方法有力场、热场、电磁场等能场干预^[11-13], 但大多数方法需要与试件直接接触, 会在其表面产生压痕、印痕等缺口效应, 影响其疲劳性能. 因此, 开发一个柔性控制铝合金薄板焊接变形的新技术是很有必要的.

从力学角度和柔性控制思想出发, 提出了“随焊高速气流控制”这一消除薄板焊接失稳变形的新技术, 通过对比分析常规焊与随焊高速气流场条件下的应力作用规律及应力演变行为, 进一步阐述随焊高速气流场控制铝合金薄板焊接变形的机理, 分析了其控制焊接变形的可行性并进行相关试验验证.

收稿日期: 2022-09-09

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52105403); 福建省自然科学基金资助项目(2021J01299); 新工科示范课程建设资助项目(XGK2021-3); 中国博士后科学基金资助项目(2021M702753).

1 随焊高速气流控制变形原理模型

1.1 随焊高速气流控制薄板焊接变形的机理

图 1 为随焊高速气流场控制薄板焊接变形原理模型. 在距离热源后方一定距离处施加高速气动载荷, 并保持与热源随动, 对经过加热熔化并开始凝固结晶的焊缝金属进行力学作用, 产生拉伸塑性应变, 弥补加热过程中的压缩塑变, 从而减小焊接动态应力及失稳变形. 图中 d 为气动载荷作用距离, h 为气动载荷与工件高度. 椭圆部分为焊缝低屈服区, 方形区域为气动载荷作用区域.

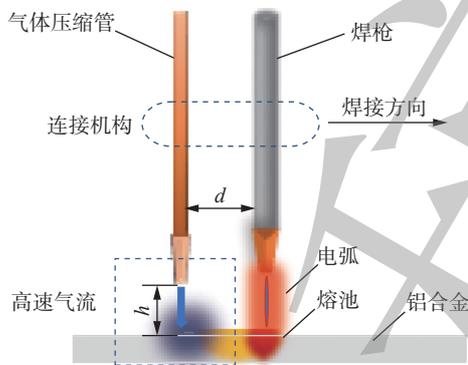


图 1 随焊高速气流场控制薄板焊接变形原理图

Fig. 1 Schematic diagram of distortion controlled by trailing hybrid high-speed gas fluid field

铝合金薄板焊接变形主要是失稳变形, 表现为马鞍形, 由于其残余应力超过该板的临界屈服失稳应力引起. 残余压应力的大小决定了挠度的数值.

根据日本学者提出了固有应变理论^[14] 为

$$[\varepsilon^*] = [\varepsilon_Y] + [\varepsilon_L] \quad (1)$$

式中: $[\varepsilon^*]$, $[\varepsilon_Y]$ 和 $[\varepsilon_L]$ 分别为固有应变、压缩应变和拉伸应变. 热源加热过程中, $[\varepsilon_L]$ 远小于 $[\varepsilon_Y]$, 因此 $[\varepsilon^*]$ 总为负值, 只要 $[\varepsilon^*]$ 不为 0, 即产生残余应力. 为了控制残余应力就应减小热源加热过程中产生的压缩应变或增加冷却凝固阶段产生的拉伸应变, 核心是减小固有应变.

在随焊气流场能量作用下, 产生的气动载荷作用在焊缝高温区域产生额外的拉伸应变, 同时与冷却时焊缝收缩受到的拉伸应变进行动态叠加, 进而抵消焊缝金属受热膨胀产生的压缩应变, 最终降低薄板结构固有应变, 实现薄板焊接变形控制的目的.

1.2 随焊高速气流场力学效应参数化表征

根据空气动力学, 高速气流能产生力学效应,

文中将高速气流集束在气流管中, 当高速气流与工件的距离较小时, 高速气流会产生稳定的层流, 可视为理想流体, 其对工件表面将会产生集中作用力. 根据气动弹性力学理论基础可推导出气动载荷 F 与各参数的作用关系为

$$F = \frac{\rho}{2\pi^2 r^4} \left(\frac{P_1}{P_2} \right)^2 \left(\frac{V_1 T_2}{T_1} \right)^2 \quad (2)$$

式中: P_1 , P_2 分别为进、出气口气体压强; T_1 , T_2 分别为进、出气口气体温度; V_1 为进气口气体流量; ρ 为密度; r 为出气口半径.

因热源后方焊缝金属的屈服强度随温度的降低呈增大的趋势, 且高速气流场产生的气动载荷大小有限, 在高温低屈服区较易产生塑性变形. 故气动载荷在热源后方的气动载荷作用距离是有一定作用范围的.

在气体和试验环境已知情况下, 热源后方高速气体施加于焊缝区域的作用力可由气体压强 P_1 , P_2 , P_3, \dots, P_n , 气动载荷作用距离 d_1 , d_2 , d_3, \dots, d_n , 作用区域 S_1 , S_2 , S_3, \dots, S_n 表征, 通过微调各参数值可匹配出适当的气动载荷, 如图 2 所示.

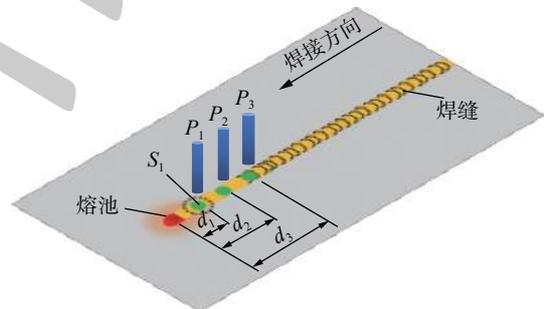


图 2 气动载荷施加原理模型

Fig. 2 Principle model of aerodynamic load application

2 随焊高速气流场控制应力变形机理

2.1 有限元模型建立

选用材料为 2A12 的铝合金薄板进行钨极氩弧焊 (TIG 焊) 有限元数值计算. 如图 3 所示, 模型尺寸为 $320 \text{ mm} \times 200 \text{ mm} \times 2 \text{ mm}$, 单元类型采用八节点六面体单元, 模型共计 36 429 个节点, 24 000 个体单元, 其中最小单元尺寸为 $1 \text{ mm} \times 1 \text{ mm} \times 1 \text{ mm}$.

表 1 为 2A12 铝合金薄板的相关材料参数, 材料泊松比 μ 及密度 ρ 为定值^[15].

对于采用的 TIG 焊方法, 模拟时焊接热源采用双椭球热源模型^[11], 如图 4 所示, 由于高速气流在

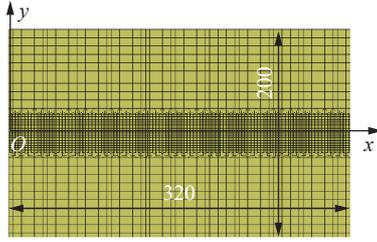


图 3 铝合金薄板模型图

Fig. 3 Welding model diagram of aluminum alloy sheet
电弧后方会产生加速冷却的效果, 会影响电弧后半

区的温度场, 因此对选用双椭球热源模型进行修正. 前半部分和后半部分的椭球热源分布表达式分别为

$$q_1(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_1Q}{abc_f\pi\sqrt{\pi}} \exp\left[-3\left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{(z-vt)^2}{c_f^2}\right)\right] \quad (3)$$

$$q_2(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_2Q}{ab\lambda c_b\pi\sqrt{\pi}} \exp\left[-3\left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{(z-vt)^2}{c_b^2}\right)\right] \quad (4)$$

表 1 材料性能参数

Table 1 Material performance parameters

温度 $T/^\circ\text{C}$	弹性模量 E/GPa	线膨胀系数 $\alpha/10^{-6}^\circ\text{C}^{-1}$	屈服极限 σ_s/MPa	比热 $c/(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1})$	热导率 $K/(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1})$
20	70.0	22.8	300	900	117
100	60.8	23.1	280	921	121
200	54.4	24.7	240	1 005	126
300	43.1	25.5	160	1 047	130
400	32.0	26.5	113	1 089	138

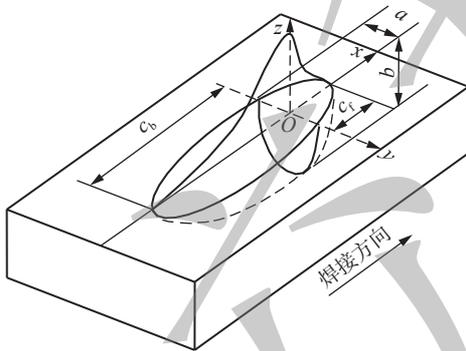


图 4 双椭球热源修正模型

Fig. 4 Modified model of double ellipsoid heat source

总热流密度为

$$q(x, y, z, t) = q_1(x, y, z, t) + q_2(x, y, z, t) \quad (5)$$

式中: Q 为焊接移动热源总功率; q_1, q_2 为前、后半部分椭球热源; v 为焊接速度; t 为焊接时间; f_1 和 f_2 代表前、后两部分椭球热量分布函数, 且 $f_1 + f_2 = 2$. a, b, c_f, c_b 为椭球形状参数; λ 为热源模型修正系数, 与高速气体的流速和散热系数相关.

通过对 Marc 软件进行二次开发, 以 Fortran77 为编译语言完成对气动载荷子程序的编译, 实现气动载荷对 2A12 铝合金薄板的冲击作用.

2.2 随焊高速气流场作用下的温度场

图 5 为常规焊与随焊高速气流场 (拟定 $d = 12 \text{ mm}$) 两种条件下位于焊缝中线同一位置处的焊

接温度场历程曲线, 结果显示两者的峰值温度和分布误差在 2% 以下, 表明高速气流场产生的强制对流效应对高强铝合金薄板的温度场影响较小, 因此随焊高速气流下温度场的变化几乎不影响焊接应力场.

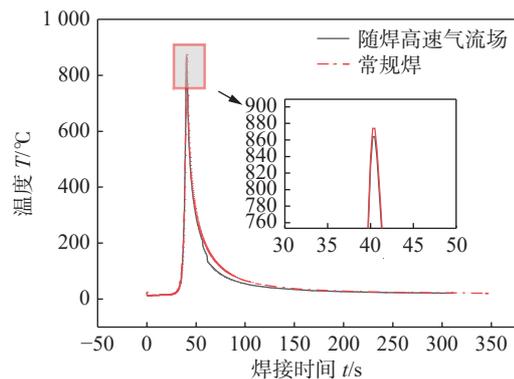


图 5 不同条件下相同位置处温度历程曲线

Fig. 5 Temperature history curves at the same location under different conditions

2.3 气动载荷作用距离范围的确定

气动载荷距热源的距离是与距热源不同位置处材料的屈服强度相关的, 距热源越近, 温度越高, 屈服极限越低, 越容易响应外力产生塑性变形. 因此根据该原则确定气动载荷与焊接热源的最佳距离. 提取距热源不同距离处节点的温度, 并根据材

料热物理性能参数, 求得该处节点温度所对应的材料屈服强度, 绘制曲线如图 6 所示。

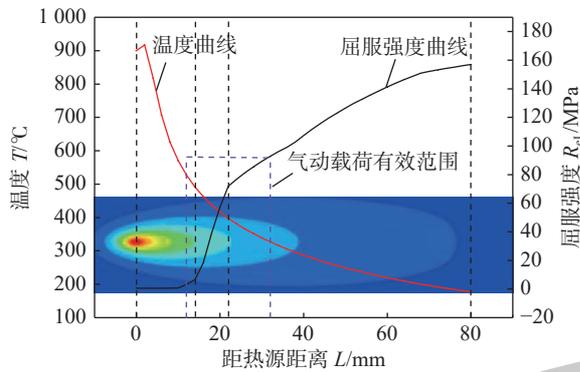


图 6 距热源不同距离的温度和屈服强度的关系
Fig. 6 Relationship between temperature and yield strength at different distances from the heat source

从图 6 可以看出, 在距热源 12 mm 以内时, 该区域的屈服强度较低且材料逼近“力学熔点”, 较容易发生不可恢复的塑性变形, 随焊高速气流难以控制焊接变形; 而距离热源 32 mm 之外时, 屈服强度达到了 100 MPa 以上, 高速气体则需要过高的能量, 试验难以进行。因此确定气动载荷作用距离 d 为 12 ~ 32 mm。同时减少模拟计算量, 选取距热源距离 12, 16, 20, 24, 28, 32 mm 为气动载荷作用中心进行模拟计算, 得到的气动载荷如表 2 所示。

表 2 不同气动载荷作用距离下的等效应力
Table 2 Equivalent stress with different aerodynamic loading distances

气动载荷作用距离 d /mm	气动载荷 P /MPa
12	5 ~ 15
16	5 ~ 25
20	5 ~ 35
24	10 ~ 40
28	10 ~ 80
32	10 ~ 120

2.4 气动载荷作用下焊接残余应力的变化

图 7 为在气动载荷 30 MPa 条件下气动载荷作用距离为 24, 28 mm 以及常规焊的中截面纵向残余应力对比。随焊高速气流场条件对焊接残余应力控制效果较好, 尤其在焊缝区, 即气动载荷的直接作用区域, 残余应力下降较为明显, 其中气动载荷作用距离为 28 mm 时, 焊缝中心应力下降至 41.47 MPa, 比常规焊下降了 78.84%。随着气动载荷作用距离的减小, 焊缝中心的残余应力持续减小, 最终由拉应力变为压应力, 如图 7 所示。

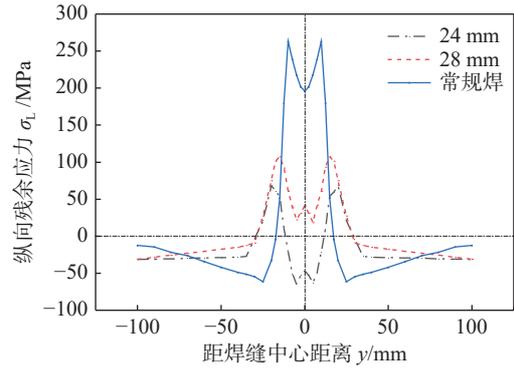


图 7 纵向残余应力对比
Fig. 7 Comparison of longitudinal residual stresses

2.5 气动载荷作用下焊接挠曲变形的分析

图 8 为常规焊与随焊高速气流场 ($d = 28$ mm, $P = 30$ MPa) 焊后薄板试件变形对比。从图 8 可知, 常规焊后薄板试件变形严重, 形状近似马鞍形, 焊缝中间部位向下挠曲, 两端向上翘起, 最大挠度位于薄板中截面的板边位置。而应用随焊高速气流场方法得到的薄板试件, 由于薄板两侧压应力降低, 焊接变形得到了有效控制。

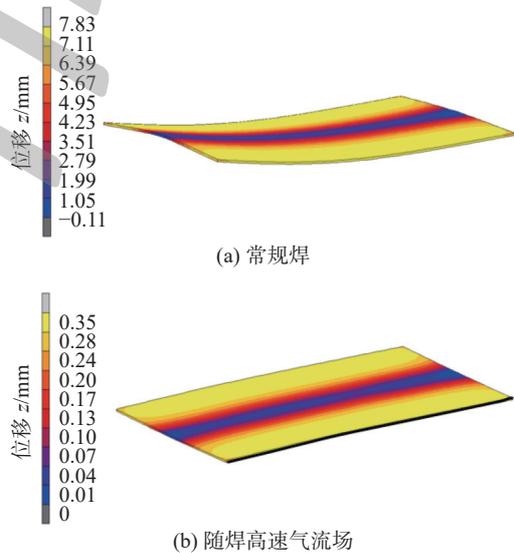


图 8 焊后变形对比
Fig. 8 Comparison of deformation after welding. (a) conventional welding; (b) welding with trailing hybrid high-speed gas fluid field

3 随焊气动载荷下焊接动态应力演变

3.1 中截面上的纵向应力演变过程

图 9 为薄板中截面上常规焊和随焊高速气流场 ($d = 28$ mm, $P = 30$ MPa) 条件下不同时刻纵向应力的演变过程。由于焊缝两侧的应力分布对称, 因此仅选取模型的一半区域进行分析。

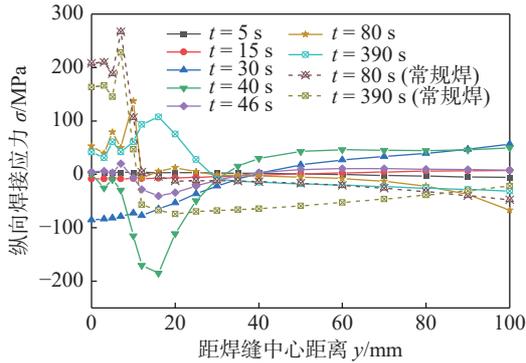


图9 中截面不同时刻纵向焊接应力的演变过程

Fig. 9 Evolution of longitudinal welding stresses in the middle section at different moments

在焊接初始阶段,此时热源距离中截面较远,中截面的温度几乎没有变化,应力值近似为0.当焊接时间 $t = 15$ s 时,中截面有了细微的温度变化,开始产生较小的应力,随着热源的逼近,受热源的影响也越来越明显.当焊接时间 $t = 30$ s 时,中截面的金属由于热源的影响而受热膨胀,进而受到周围金属的约束产生压应力,但由于温度不高,应力变化不大.当焊接时间 $t = 40$ s 时,热源中心正好作用在中截面上,在高温下焊缝处金属达到力学熔点,此时焊缝处的应力为0.当焊接时间 $t = 46$ s 时,热源已经离开中截面,焊缝金属凝固收缩产生拉伸塑性应变,但此时正好受到随焊高速气流的冲击产生额外的拉伸塑性应变,所产生的总拉伸塑性应变为两者叠加,从而降低该区域焊后的固有应变,使该处金属的弹性阶段缩短,开始有塑性阶段的出现,因此减小了该处的拉应力.在常规焊的焊接时间 $t = 80$ s 时,中截面的纵向残余应力分布如图9所示,随着时间的推移,中截面处的温度越来越低,所受的拉伸应力也越来越大,在中截面 $y = 7$ mm 处纵向拉应力达到峰值 267 MPa;同时刻下,随焊高速气流载荷持续作用的中截面 $y = 7$ mm 处拉应力减小至 49.51 MPa.如常规焊的焊接时间 $t = 390$ s 的曲线所示,当夹具抬起后,由于薄板的外部拘束被去除,焊后的铝合金薄板发生一定程度的自由变形,残留的部分弹性应变有所释放,中截面上的最大拉伸应力虽有所降低但仍比较大;而从随焊高速气流载荷作用的中截面纵向应力分布可知,残余应力值明显低于常规焊,焊缝区和远离焊缝中心处的区域存在残余压应力,与两区之间区域的纵向残余拉伸应力保持平衡.

3.2 典型点纵向应力随时间的演变历程

在中截面上的焊缝中心到远离焊缝区选取

2 个点,其中 A 点位于焊缝中心 $y = 0$ 处, B 点位于 $y = 50$ mm 处,对比分析随焊高速气流场 ($d = 28$ mm, $P = 30$ MPa) 和常规焊条件下两点的纵向应力随时间的变化曲线,如图10所示.

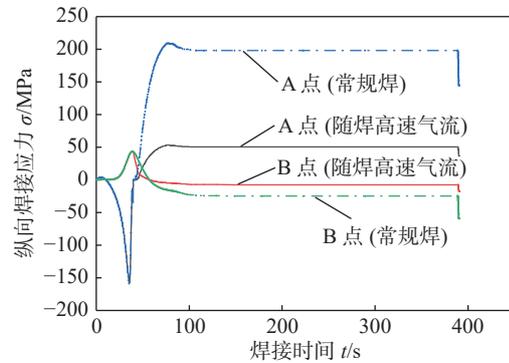


图10 各点纵向焊接应力随焊接时间的变化曲线

Fig. 10 Variation curve of longitudinal welding stress at each point with welding time

在焊接初始阶段,焊缝中心 A 点处表现为拉伸应力,且缓慢增加,但随着热源的移动,拉应力迅速减小至0并持续减小成为压应力.这是由于热源的作用使得熔池及近缝区金属温度升高而受热膨胀,在膨胀的过程中受到周围较冷金属的制约,从而产生压应力.此时由于 A 点处表现为压应力,在距焊缝较远处则会出现拉应力与之平衡,因此,图中的 B 点处表现为拉应力.随着热源与 A 点的距离逐渐减小,两点的压应力也逐渐增大,并在热源中心与 A 点相距约 18 mm 时, A 点压应力达到最大值.此后 A 点的温度也随着热源的逐渐逼近而迅速升高,应力值也随之逐渐减小,直至此处的金属温度达到力学熔点.在焊接时间 $t = 40$ s 时,热源中心作用至 A 点,此时应力值也接近为0.热源离开 A 点后,焊缝及近缝区金属开始冷却,由于近缝区的金属温度比焊缝低,其收缩量比焊缝较小,因此,在冷却的过程中近缝区金属就会对焊缝区金属起拉伸作用,使其产生拉应力.随着热源离开 A 点,常规焊和随焊高速气流场条件下 A 点的应力变化曲线逐渐表现出明显的差别,由于气动载荷对 A 点处于冷凝收缩状态的金属的冲击作用,使其塑性金属产生塑性延展,增大冷却过程中的拉伸塑性应变,抵消焊缝加热过程中的一部分压缩塑性应变,降低焊后固有应变,从而较小焊接残余应力,因此在随焊高速气流场条件下 A 点处的拉应力值明显小于常规焊.在焊接结束后夹具被抬起,焊件受到的约束减小从而发生一定程度的自由变形,内部的应力值也会重新分

配, 拉应力数值出现骤降, 最终在室温下随焊高速气流场条件下 A 点处的残余应力约为 37 MPa, 较常规焊的 145 MPa 下降了 74.48%.

B 点处的应力变化趋势与 A 点相反, 由于距热源较远, 所受的温度影响也就较小, 在热源作用的过程中不会产生塑性应变, 其所产生的压应力完全是为了平衡焊缝及近缝区金属的拉应力. 因此在远离焊缝的区域则分布着压应力, 由于焊缝周边区域拉应力作用面积和远离焊缝区的压应力作用区域面积的不同, 所以其压应力数值较小. 由于气动载

荷的作用降低了焊缝周边区域的拉应力, 因此随焊高速气流场条件下的 B 点压应力值小于常规焊.

4 随焊高速气流场焊接试验

4.1 焊接试验

试验材料为 2A12 铝合金, 试件尺寸与有限元计算模型相同, 焊接方法为交流 TIG 焊, 在铝合金薄板中心线沿长度方向进行表面熔敷焊接. 焊接试验工艺参数如表 3 所示.

表 3 自动钨极氩弧焊的焊接工艺参数

Table 3 Welding process parameters of automatic TIG welding

板厚 B/mm	钨极直径 D/mm	焊接电流 I/A	电弧电压 U/V	焊接速度 $v/(\text{mm}\cdot\text{s}^{-1})$	氩气流量 $Q/(\text{L}\cdot\text{min}^{-1})$
2	1.6	95	12~15	4	17

初始气动载荷作用距离为 12 mm, 以 1 mm 为增量逐渐增加气动载荷作用距离, 直至增加到 32 mm. 通过控制油润压缩机去输出不同的气体压力. 试验结果表明, 当气动载荷作用距离为 20 mm、气动载荷为 30 MPa 时, 试件变形得到良好控制.

4.2 焊接温度场测试

图 11 为采用红外热成像法得到的温度场观测结果. 由于熔化后的液态金属的辐射率与固态时存在很大差别, 以至于熔池中心区域所测得的温度存在波动, 焊缝中心部位温度较两边低. 因此, 不考虑焊缝中心温度, 温度场分布近似成椭圆形, 这与模拟结果大致吻合.

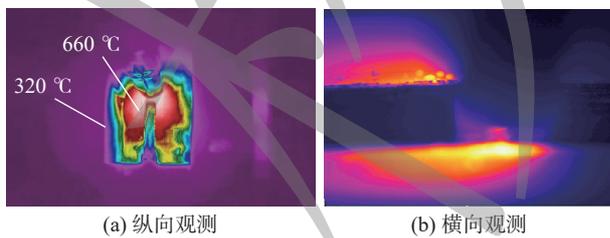


图 11 焊接瞬时温度场分布

Fig. 11 Welding transient temperature field distribution. (a) longitudinal observation; (b) transverse observation

选取距焊缝中心距离 $y=4\text{ mm}$ 固体处提取焊接热循环数据, 与模拟结果进行对比, 其热循环对比曲线如图 12 所示. 此外, 还对比测试了距中心为 6, 8, 10 mm 的温度, 结果显示, 红外热成像法测出的温度曲线与模拟结果吻合良好, 这证明了焊接温度场模拟结果的正确性.

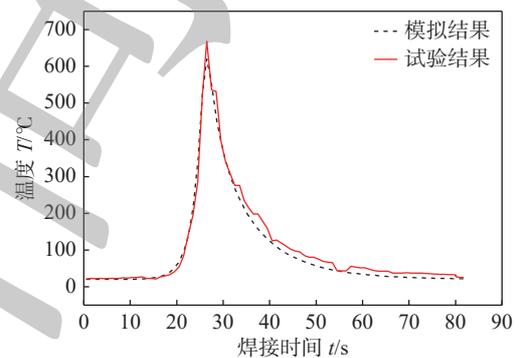


图 12 热循环对比曲线

Fig. 12 Thermal cycle comparison curve

4.3 焊接应力场测试

试验通过测量铝合金薄板焊后弹性区的残余应变, 与模拟结果对比, 进而间接地验证应力场的计算结果. 对常规焊及随焊高速气流场 ($d=20\text{ mm}$, $P=30\text{ MPa}$) 条件下的焊接试件采用切条法进行应力测试. 由于焊缝两侧的残余应力分布对称, 因此仅对焊接试件的一侧进行贴片切条即可. 应变片在板上的分布采用稀疏处理, 如图 13 所示.

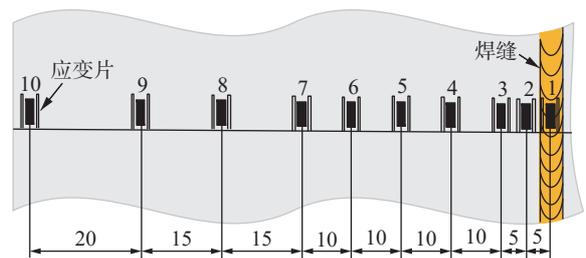


图 13 应变片的位置分布

Fig. 13 Strain gauge position distribution

图14为计算出的不同条件下焊接试件纵向残余应力分布情况。根据对比结果,随焊高速气流场条件下最大残余拉应力值为61.02 MPa,相较于常规焊的最大残余拉应力值下降了77.73%,且出现的位置稍远于焊缝;残余压应力峰值为-24.87 MPa,下降了69.23%,整体残余应力明显下降。这是由于气动载荷的施加使得作用区域金属得到充分延展,有效地补偿了焊接过程中产生的纵向压缩塑性变形,进而使焊接接头区域金属固有应变降低,从而导致焊接残余应力降低。测试结果均与有限元数值模拟结果吻合良好,证明了上述数值模拟结果的准确性。

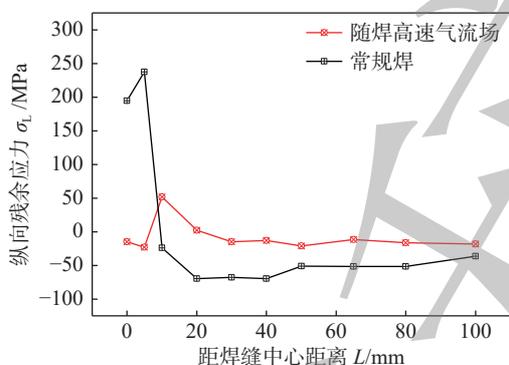


图14 纵向残余应力对比

Fig. 14 Comparison of longitudinal residual stress

4.4 焊后挠曲变形的测量

图15为常规焊和施加随焊高速气流载荷焊后宏观变形对比情况。从图15可以看出,经随焊高速气流载荷焊后的薄板边缘挠度值明显降低。经测量,常规焊后薄板边缘的最大挠度值约为8.5 mm,而高速气流随焊后的薄板边缘的最大挠度值约为0.9 mm,较常规焊降低了约89.41%。由此可见,高速气动载荷可以随焊控制焊接挠曲变形。



图15 挠度测量结果

Fig. 15 Deflection measurement results

5 结论

(1) 从力学角度和柔性控制思想出发,提出了随焊高速气流场控制高强铝合金薄板焊接变形的新方法,建立了随焊高速气流场焊接变形控制模型,同时对高速气流场进行了参数化表征,并确定出气动载荷作用距离范围为12~32 mm。

(2) 应用有限元方法对比分析了铝合金薄板中截面上的常规焊及随焊高速气流场焊接过程中动态应力的演变规律。结果表明,随焊高速气流载荷的施加可以有效降低焊接过程中中截面上焊缝区的拉应力峰值,并且能够有效控制焊后的残余压应力,进而控制焊接变形。

(3) 随焊施加气动载荷能够有效降低焊接残余应力,在气动载荷作用距离20 mm,气动载荷为30 MPa条件下,对2A12铝合金焊件中截面纵向残余应力进行测量,焊后最大纵向残余拉应力值为61.02 MPa,较常规焊下降了77.73%;纵向残余压应力峰值为-24.87 MPa,下降了69.23%,与数值模拟结果基本吻合。通过测量得到随焊高速气流场条件下2A12铝合金焊件的最大挠度为0.9 mm,较常规焊的8.5 mm降低了89.41%。

参考文献

- [1] 李永兵, 马运五, 楼铭, 等. 轻量化多材料汽车车身连接技术进展[J]. 机械工程学报, 2016, 52(24): 1-23.
Li Yongbing, Ma Yunwu, Lou Ming, et al. Advances in light-weight multi-material automotive body joining technology[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2016, 52(24): 1-23.
- [2] 龙江启, 兰凤崇, 陈吉清. 车身轻量化与钢铝一体化结构新技术的研究进展[J]. 机械工程学报, 2008, 44(6): 27-35.
Long Jiangqi, Lan Fengchong, Chen Jiqing. Research progress of new technology of body lightweight and steel-aluminum integrated structure[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2008, 44(6): 27-35.
- [3] 陈中革, 郭涛, 张建勋. 基于体壳耦合模型的钛合金薄板激光焊接变形分析[J]. 焊接学报, 2016, 37(5): 45-48.
Chen Zhongge, Guo Tao, Zhang Jianxun. Deformation analysis of laser welding of titanium alloy sheet based on body shell coupling model[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2016, 37(5): 45-48.
- [4] 孙向伟, 殷咸青, 王江超, 等. 采用三维光学测量技术对薄板焊接失稳变形的分析[J]. 焊接学报, 2013, 34(6): 109-112, 118.

- Sun Xiangwei, Yin Xianqing, Wang Jiangchao, *et al.* Analysis of welding instability deformation of thin plate by three-dimensional optical measurement technology[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2013, 34(6): 109 – 112,118.
- [5] 高双胜, 曲仲, 杨烁, 等. 航空发动机薄壁机匣疲劳裂纹修复焊接变形控制 [J]. 焊接学报, 2016, 37(4): 95 – 97.
- Gao Shuangsheng, Qu Shen, Yang Shuo, *et al.* Welding deformation control of fatigue crack repair of aeroengine thin-walled casing[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2016, 37(4): 95 – 97.
- [6] 李永奎, 权纯逸, 陆善平, 等. TA15 钛合金薄壁焊接件热处理校形研究 [J]. 金属学报, 2016, 52(3): 281 – 288.
- Li Yongkui, Quan Chunyi, Lu Shanping, *et al.* Heat treatment calibration study of thin-walled welded parts of TA15 titanium alloy[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2016, 52(3): 281 – 288.
- [7] Chihoski R A. Expansion and stress around aluminum weld puddles[J]. Welding Journal, 1979, 58(9): 263s – 276s.
- [8] Dae Yong Kim, Hyeon Il Park, Ji Hoon Kim, *et al.* Numerical analysis for process parameter effect in electromagnetic impact welding of aluminum alloy sheet[J]. Applied Mechanics and Materials, 2014, 3147: 548 – 549.
- [9] 王佳宁. 车用铝合金薄板双脉冲 MIG 焊接头的非匹配成型及力学性能研究 [D]. 长春: 吉林大学, 2022.
- Wang Jianing. Research on the mismatched formability and mechanical properties of double-pulse MIG welded joints in aluminum alloy sheets for automotive applications[D]. Changchun: Jilin University, 2022.
- [10] 王浩, 肖纳敏, 李惠曲, 等. 7050 铝合金结构件热处理与冷成形过程残余应力演化规律的数值模拟 [J]. 材料工程, 2021, 49(8): 72 – 80.
- Wang Hao, Xiao Namin, Li Huiqu, *et al.* Modeling of residual stress evolution of 7050 aluminium alloy component during heat treatment and cold forming[J]. Journal of Materials Engineering, 2021, 49(8): 72 – 80.
- [11] 闫德俊, 王赛, 郑文健, 等. 1561 铝合金薄板随焊干冰激冷变形控制 [J]. 机械工程学报, 2019, 55(6): 67 – 73.
- Yan Dejun, Wang Sai, Zheng Wenjian, *et al.* Deformation control of 1561 aluminum alloy sheet by dry ice cooling with welding[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2019, 55(6): 67 – 73.
- [12] 周广涛, 黄海瀚, 方洪渊, 等. 随焊超声波激振法控制铝合金薄板焊接应力及变形 [J]. 中国有色金属学报, 2014, 24(4): 919 – 925.
- Zhou Guangtao, Huang Haihan, Fang Hongyuan, *et al.* Control of welding stress and deformation of aluminum alloy sheet by ultrasonic excitation method[J]. Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2014, 24(4): 919 – 925.
- [13] 郭绍庆, 徐文立, 刘雪松, 等. 温差拉伸控制铝合金薄板的焊接变形 [J]. 焊接学报, 1999, 20(1): 36 – 44.
- Guo Shaoqing, Xu Wenli, Liu Xuesong, *et al.* Control of welding deformation of aluminum alloy sheet by temperature difference tension[J]. Transactions of the China Welding Institution, 1999, 20(1): 36 – 44.
- [14] 罗宇, 邓德安, 江晓玲, 等. 热变形的固有应变预测法及实例 [J]. 焊接学报, 2006, 27(5): 17 – 20,114.
- Luo Yu, Deng De'an, Jiang Xiaoling, *et al.* Natural strain prediction method and example of thermal deformation[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2006, 27(5): 17 – 20,114.
- [15] John Goldak, Aditya Chakravarti, Malcolm Bibby, *et al.* A new finite element model for welding heat sources[J]. Metallurgical Transactions B, 1984(15B): 302 – 306.

第一作者: 周广涛, 博士, 副教授; 主要从事焊接变形及控制方面的研究; Email: zhouguangtao@hqu.edu.cn.

(编辑: 戴红)