

镁/铝双金属复合管气压胀形-冷缩结合工艺研究

王 刚, 孔得红, 李思奕, 朱润寰, 茅 炜

(哈尔滨工业大学(威海), 山东 威海 264209)

摘 要: 提出了双金属复合管的气压胀形-冷缩结合成形新工艺。首先通过热拉伸试验确定了 AZ31 镁合金和 7475 铝合金 2 种挤压管在 420、440 和 460 °C 的周向流动应力和延伸率, 在此基础上, 计算出了使铝管和镁管产生变形所需的初始气压和最大气压, 并且在 460 °C 实现了 AZ31/7475 双金属复合管的成形, 所成形的 AZ31/7475 双金属复合管结合紧密, 无冶金结合; 研究了因铝管、镁管和模腔之间存在偏心而导致的复合管横截面壁厚不均匀分布规律; 推导出了管间残余接触应力的计算公式, 其包含卸载气压后因弹性恢复不同引起的残余接触应力和因 2 种合金冷缩量不同引起的残余接触应力。利用压缩实验实测了复合管的残余接触压力, 理论计算值与实测值吻合较好, 相差约 19.2%。

关键词: 复合管; 气压胀形; 冷缩结合; 残余接触应力

中图分类号: TG306; TG146.22

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2018)11-3517-05

铝、镁合金是典型的轻质材料, 镁合金密度低、比强度和比刚度高、减震、导热性和电磁屏蔽性好, 而铝合金比强度和比刚度高、表面易形成致密的氧化膜, 耐腐蚀性优良。因此, 镁/铝复合管或板壳件可以兼具镁、铝合金的性能优势^[1,2]。虽然当前可用来生产双金属复合管的塑性成形工艺较多, 如液压胀形^[3,4]、旋压^[5]、拉拔^[6]、挤压^[7]、电磁成形^[8]、爆炸成形^[9]等, 但由于镁合金和许多铝合金室温下塑性差, 不能象钢类复合管那样采用液压胀形、拉拔、旋压、电磁成形、爆炸成形等塑性成形方法来生产, 而采用挤压方法生产, 又存在着管材壁厚不均匀、易产生波浪、竹节等缺陷^[10]。王开坤、杜艳梅等采用 ABAQUS 有限元软件对 A356/AZ91D 双金属复合管在半固态多坯料挤压工艺下进行数值模拟研究, 得到变形体在不同变形温度下的温度场和应力、应变分布^[11,12]。镁/铝复合管由于加工技术的限制, 目前应用还很少, 迫切需要开发新的成形方法。

本研究提出了一种气压胀形-冷缩结合成形镁/铝合金双金属复合管的工艺, 此工艺具有工艺简单、复合管的内管无摩擦以及破坏现象、结合强度较高等特点。其成形原理如下: 将铝合金(例如 7475)管置于热膨胀系数比其大的镁合金(例如 AZ31)管之内, 两管间具有较小的间隙, 将组装好的镁/铝双管置于模具中, 密封内管, 加热到镁、铝合金管的塑性成形温度后, 从端部通入惰性气体胀形, 使两管局部开始接触并持续进行胀形, 使异种合金双

层管同时变形与模具贴合, 形成双金属复合管, 在卸压、冷却之后, 内层和外层管之间因为线收缩不同而物理结合, 通过改变复合管的初始冷却温度(例如成形后先保压模内冷却后空冷和成形后先升温后空冷)等手段, 可调节层间残余接触应力, 成形原理见图 1。

1 实 验

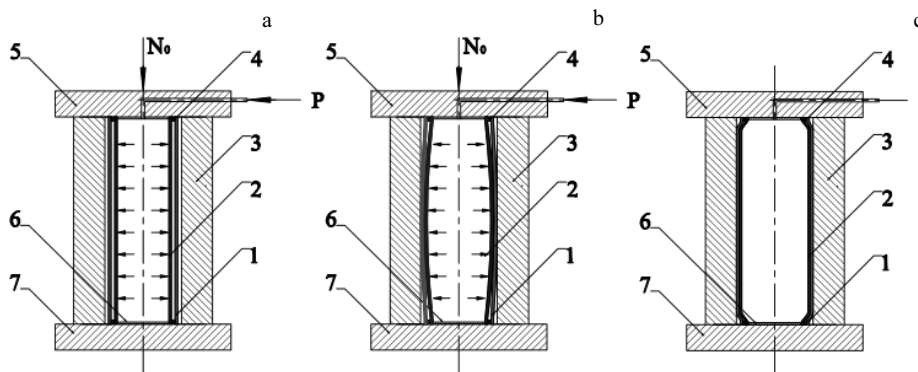
选取长度为 150 mm, 外径 33×0.83 mm 的 AZ31 镁合金和 30 mm×2 mm 的 7475 铝合金 2 种挤压管材成形双金属复合管。为制定合理的成形工艺, 进行热拉伸实验以获取 2 种材料在高温下的材料性能, 拉伸实验在 Instron 5500R 材料试验机上进行, 拉伸试样的标距尺寸为 15 mm×6 mm× t mm, t 为管材的壁厚, 拉伸方向为管材的周向, 拉伸速度为 3 mm/min, 实验结果如表 1 所示。

从流动应力与延伸率的数值来看, 2 种合金在 420~460 °C 的温度区间内, 延伸率均随着温度的升高而增大, 而流动应力均随着温度的升高而减小, 延伸率基本上都达到或超过了 100%, 同时流动应力较小, 可以说明在此温度区间具备同步气压胀形的条件。另外, 二者的延伸率比较接近, 在此温度区间内塑性变形, 可充分利用合金的塑性。

初始胀形阶段, 管材为承受内压作用的壳体, 处于平面应力状态, 由 Tresca 屈服准则可得管材纯胀形的初始屈服压力计算公式:

收稿日期: 2017-11-15

作者简介: 王 刚, 男, 1967 年生, 博士, 副教授, 哈尔滨工业大学(威海)材料科学与工程学院, 山东 威海 264209, 电话: 0631-5687324, E-mail: wg@hitwh.edu.cn



1. Outer tube; 2. Inner tube; 3. Die; 4. Ventilation pipe; 5. Upper die plate; 6. Seal cap; 7. Lower die plate

图 1 双金属复合管气压胀形原理

Fig.1 Principle of gas blow forming for bimetallic composite tube: (a) initial stage, (b) bulging stage, and (c) final stage

表 1 AZ31 和 7475 材料参数

Table 1 Parameters of AZ31 and 7475 materials

Material	$\dot{\varepsilon} / \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$	$T / ^\circ\text{C}$	$\sigma_{0.15} / \text{MPa}$	$\delta / \%$
AZ31	4.5	420	33.27	125.3
		440	24.51	141.1
		460	13.62	172.6
7475	4.5	420	21.94	84.0
		440	17.59	131.6
		460	15.03	163.6

$$P = \frac{2t}{d} \sigma_s \quad (1)$$

式中, P 为初始屈服气压, σ_s 材料屈服强度, t 为管材壁厚, d 为管材直径。

代入相关数据可得 460 $^\circ\text{C}$ 下 AZ31 镁合金管初始屈服气压为 0.69 MPa, 7475 铝合金管初始屈服气压为 2.3 MPa。

由于镁合金的热膨胀系数大于铝合金, 将镁合金管材置于外层以使冷却时两管之间产生结合力。铝合金管材两端焊接端片以便形成密闭空间, 并且其中的一端焊接通气管, 实验前去除镁合金和铝合金管材表面的油污和杂质, 实测尺寸后将镁/铝双金属管材和模具放入高温电阻炉中组装好, 在放置好测温热电偶后, 开始通电加热。加热到试验温度后, 保温 30 min, 然后打开减压阀, 向装置中通入氩气, 加载时首先将气压升高到 3 MPa 使铝管变形, 随后按照每保压 60 s 升高 1 MPa 的加载路径进行加载, 直到 5 MPa 为止, 其约为 2 种合金管所需初始屈服气压的 1.6 倍, 胀形过程加载曲线如图 2 所示。待胀形完全结束, 卸载气体压力, 关闭电源, 冷却后取出双金属管成形件, 用线切割机剖切复合管, 观察界面结合和壁厚分布情况。

2 结果与讨论

2.1 成形工艺参数和界面结合情况

按照图 2 加载曲线在温度 460 $^\circ\text{C}$ 下进行复合管气压胀形实验, 成形出了镁/铝复合管, 图 3 为成形后的双金属复合管的剖面照片。将镁/铝结合界面处磨光并用苦味酸处理, 采用金相显微镜放大 100 倍对成形的复合管结合界面进行观测, 照片如图 4 所示, 可以看出, 界面结合非常紧密, 无冶金结合现象。

对于复合管气压胀形-冷缩结合工艺来说, 可按照式 (1) 所得气压值的 1.1~1.5 倍确定成形初始气压, 因为双管胀形量都很小, 镁管膨胀率只有约 3%, 铝管约 8%, 对塑性要求不高, 可以较快的加载速度加载, 最大成形气压可按照式 (1) 的 1.6~2 倍确定。可以推断, 如果对结合力的要求不高, 只要胀形气压能够满足要求, 在 200 $^\circ\text{C}$ 以上的温度区间, 镁/铝复合管都可以成形。温度越低, 胀形气压越大, 成形气压越大, 保压时间越短。

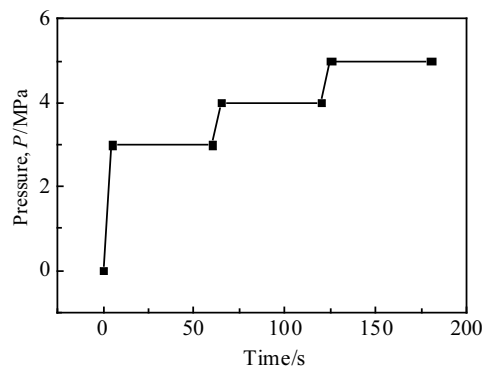


图 2 气压加载曲线

Fig.2 Gas pressure loading curve

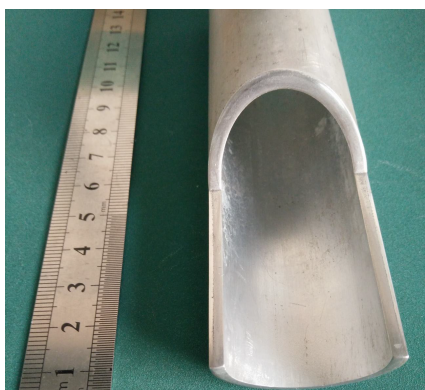


图 3 复合管剖面照片

Fig.3 Profile photo of composite tube

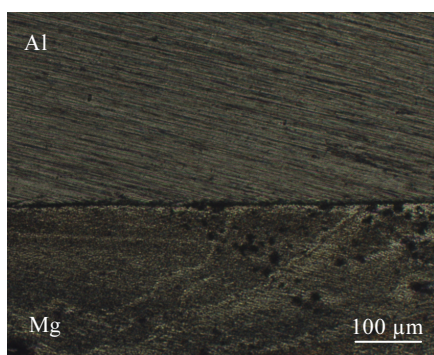


图 4 复合管界面结合照片

Fig.4 Interface image of composite tube

2.2 壁厚分布

对在 460 °C 所形成的双金属管在横截剖面上选取 8 个点进行壁厚分析, 壁厚分布曲线如图 5 所示。可以看出, 壁厚分布并不均匀, 复合管理论厚度为 2.64 mm, 实测最大壁厚 2.80 mm, 最小壁厚 2.53 mm, 与理论壁厚最大相差 6.1%; 镁管理论壁厚为 0.81 mm, 实测最大壁厚 0.84 mm, 最小壁厚 0.73 mm, 与理论壁厚最大相差 9.9%; 铝管理论壁厚为 1.83 mm, 实测最大壁厚 1.96 mm, 最小壁厚 1.82 mm, 与理论壁厚最大相差 7.1%, 且壁厚呈现一边偏大而另一边偏小的特点, 这是由于模具型腔、铝管、镁管不同心所致, 导致靠近模壁的地方先贴模, 壁厚减薄较小, 而远离模壁部分后贴模壁厚减薄较大。复合管、镁管、铝管最大偏离理论壁厚的 5%~10%。通过在模具底板上开管定位槽或者在两管之间夹隔离片可有效避免壁厚不均匀现象。

3 残余接触应力理论计算和实验验证

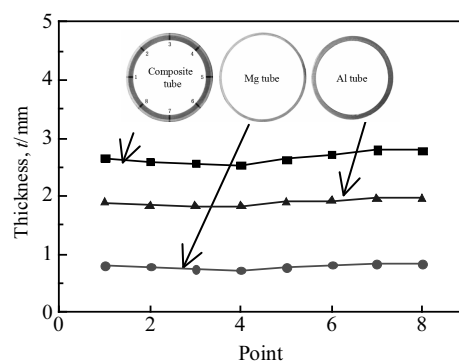


图 5 复合管横截面壁厚分布

Fig.5 Thickness distribution of composite tube along cross Section

3.1 残余接触应力理论计算

复合管成形后, 两管间存在残余接触应力, 其来源包括两部分: 一是因 2 种合金冷缩量不同引起的冷缩残余接触应力 P_s ; 二是卸载气压后因弹性变形恢复不同引起的回弹残余接触应力 P_h 。

3.1.1 冷缩残余接触应力的计算

镁/铝双金属复合管是外层镁管 and 内层铝管在成形后冷却时收缩量不同, 可认为两层管间存在过盈配合, 冷缩残余接触应力的大小取决于两管在冷却过程中形成的过盈配合量, 其受力图如图 6 所示。

将双金属复合管视为 2 个形成过盈配合的圆筒, 由变形协调条件和拉梅公式可推导出过盈量 δ 与冷缩残余应力 P_s 的解析方程。根据拉梅公式^[13], 内层管在应力 P_s 的作用下, 应力分量与位移分量分别为:

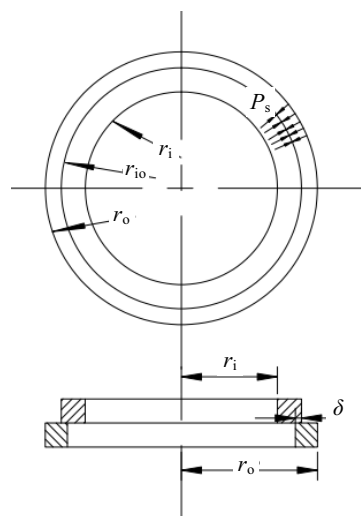


图 6 复合管残余接触应力

Fig.6 Residual contact stress of composite tube

$$\begin{cases} \sigma_r = -p_s \\ \sigma_\theta = -p_s \frac{r_{io}^2 + r_i^2}{r_{io}^2 - r_i^2} \end{cases} \quad (2)$$

$$u_i = -\frac{p_s r_{io}}{E_i} \left(\frac{r_{io}^2 + r_i^2}{r_{io}^2 - r_i^2} - \mu_i \right) \quad (3)$$

式中, r_i 为内层管内半径, r_{io} 为界面半径, E_i 为内层管的弹性模量, μ_i 为内层管的泊松比。

外层管在应力 P_s 的作用下, 应力分量与位移分量分别为:

$$\begin{cases} \sigma_r = -p_s \\ \sigma_\theta = p_s \frac{r_o^2 + r_{io}^2}{r_o^2 - r_{io}^2} \end{cases} \quad (4)$$

$$u_o = \frac{p_s r_{io}}{E_o} \left(\frac{r_o^2 + r_{io}^2}{r_o^2 - r_{io}^2} + \mu_o \right) \quad (5)$$

式中, r_o 为外层管外半径, E_o 为外层管的弹性模量, μ_o 为外层管的泊松比。

过盈量即为 2 种管材位移之和:

$$\delta = |u_i| + |u_o| \quad (6)$$

将式(3)、(5)代入式(6), 得到过盈量 δ 与结合力 p 之间的关系式为:

$$p_s = \frac{\delta}{r_{io} \left[\frac{1}{E_i} \left(\frac{r_{io}^2 + r_i^2}{r_{io}^2 - r_i^2} - \mu_i \right) + \frac{1}{E_o} \left(\frac{r_o^2 + r_{io}^2}{r_o^2 - r_{io}^2} + \mu_o \right) \right]} \quad (7)$$

过盈量可由材料的热膨胀规律计算得到, 采用室温至成形温度间的平均热膨胀系数计算冷缩残余接触应力, AZ31 的热膨胀系数取 $2.78 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$, 7475 的热膨胀系数取 $2.32 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 。

管材在冷却时环向收缩的长度为:

$$\Delta L = \alpha p D \Delta T \quad (8)$$

冷却时厚向收缩的长度为:

$$\Delta t = \alpha t \Delta T \quad (9)$$

则计算出内外层管过盈配合量 δ 为:

$$\delta = \frac{\Delta L_{Mg} - \Delta L_{Al}}{2\pi} - \Delta t_{Al} \quad (10)$$

将 δ 值代入式(7), 根据成形前后体积不变可以计算出成形后的管材半径, 其中 $r_i=14.37 \text{ mm}$, $r_{io}=16.2 \text{ mm}$, $r_o=17.0 \text{ mm}$ 。AZ31 镁合金 $E_o=44.8 \text{ GPa}$, $\mu_o=0.35$; 7475 铝合金 $E_i=70.3 \text{ GPa}$, $\mu_i=0.33$ 。计算可得 $460 \text{ } ^\circ\text{C}$ 时 AZ31/7475 双金属复合管管间的冷缩残余接触应力 $p_s=2.30 \text{ MPa}$ 。

3.1.2 回弹残余接触应力 p_h 的计算

在 $460 \text{ } ^\circ\text{C}$ 气压卸载后, 镁/铝管间因镁管的弹性

模量比铝管的弹性模量小而产生了回弹残余接触应力, 参照液压成形时成形压力 P_i 与残余接触压力 P_h 关系式来计算气压卸载后冷却到室温时两管之间的回弹残余接触应力^[14], 如式 (11):

$$\begin{aligned} & P_i \left[\frac{1}{E_i} (1 - \mu_i) + \frac{1}{E_o} \left(\frac{K^2 + 1}{K^2 - 1} + \mu_o \right) \right] = \\ & P_c^* \left[\frac{1}{E_o} \left(\frac{K^2 + 1}{K^2 - 1} + \mu_o \right) + \frac{1}{E_i} \left(\frac{K^2 + 1}{K^2 - 1} - \mu_i \right) \right] + \\ & \left\{ \frac{1}{E_i} + \left[\frac{1}{E_o} \left(\frac{K^2 + 1}{K^2 - 1} + \mu_o \right) + \frac{1}{E_i} (1 - \mu_i) \right] \ln k \right\} \sigma'_{si} \end{aligned} \quad (11)$$

其中, $K=r_o/r_{io}$, σ'_{si} 为内层管材料流变应力,

$\ln k = \ln r_{io}/r_i$ 。

$460 \text{ } ^\circ\text{C}$ 时铝合金的弹性模量约为 52 GPa ^[15], AZ31 镁合金的弹性模量约为 20 GPa ^[16], 代入相关数据可以求得 $460 \text{ } ^\circ\text{C}$ 时因回弹引起的残余接触应力为 1.84 MPa , 随着温度降低, 镁和铝的弹性模量逐渐变大, 管间的回弹残余接触应力也发生改变。室温下因回弹引起的残余接触压力为 1.73 MPa , 变化不大。

综上, 残余接触应力 $P_c = P_h + P_s = 4.03 \text{ MPa}$ 。

3.2 残余接触应力实际测量

将 $460 \text{ } ^\circ\text{C}$ 下成形的双金属复合管, 按标准 CJ/T192-2004 制作试样和并做压缩试验, 试样尺寸见图 7, 用 Instran5500R 试验机进行压缩试验, 其中压缩速率为 3 mm/min 。使试样内层管与外层管发生相对移动测得的载荷为 F , 内层管的外直径为 $2r_{io} \text{ (mm)}$, 实测试样上端外层镁管与内层铝管结合高度为 $H \text{ (mm)}$, 两管间摩擦系数 f , 外层管与内层管之间结合强度为 $P_c \text{ (MPa)}$, 则有:

$$P_c = \frac{F}{2Hf\pi r_{io}} \quad (12)$$

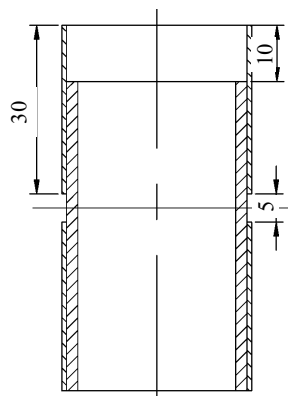


图 7 复合管压缩试验试样尺寸

Fig.7 Specimen dimensions of compression test (mm)

实验测得 460 °C 时载荷 F 为 1722 N, f 取 0.2, 代入式 (12) 可求得 $P_c=3.38$ MPa。可见, 理论计算值比实际测量值大约 19.2%。这是由于理论计算时, 热膨胀系数 α 、高温下弹性模量 E_0 、 E_i 的估算, 以及泊松比 μ_0 、 μ_i 选取值等造成的各种误差, 而在实际测量中, 圆管非均匀变形等因素同样会造成实际测量的误差。

4 结 论

1) 在 420~460 °C, AZ31 和 7475 挤压管材的周向延伸率基本上都超过了 100%, 同时流动应力较小, 具备同步气压胀形的条件。

2) 在 460 °C, 采用初始气压 3 MPa、最大气压 5 MPa, 按 1 MPa/60 s 的加载速率成形出了 AZ31/7475 双金属复合管, 管间界面结合紧密, 无冶金结合。

3) 因管材偏心, 双金属复合管横截面壁厚分布不均匀, 复合管、镁管和铝管最大偏离理论壁厚在 5%~10%。

4) 管间残余接触应力应包含由于收缩不同产生的冷缩残余接触应力以及气压卸载后因回弹不同产生的回弹残余接触应力, 残余接触应力计算值与实测值相差约 19.2%, 吻合较好。

参考文献 References

- [1] Yang Lin(杨 琳), Fan Qi(樊 奇), Cao Xiaqing(曹晓卿) *et al.* *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*(中国有色金属学报)[J], 2014, 24(9): 2213
- [2] Ma Yanyan(马艳彦), Chi Chengzhong(池成忠), Lin Peng(林 鹏) *et al.* *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2016, 45(8): 2086
- [3] Sun Xianjun(孙显俊), Tao Jie(陶 杰), Guo Xunzhong(郭训忠) *et al.* *Forming & Stamping Technology*(锻压技术)[J], 2010, 35(3): 66

- [4] Seyedkashi S M H, Valiollah P R, Xu H B *et al.* *Journal of Mechanical Science and Technology*[J], 2013, 27(1): 169
- [5] Mohebbi M S, Akbarzadeh A. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*[J], 2011, 54(9-12): 1043
- [6] Halaczek D. *Archives of Metallurgy and Materials*[J], 2016, 61(1): 241
- [7] Gong Guoping(巩国平). *Steel Pipe*(钢管)[J], 2014, 43(2): 36
- [8] Fan Z S, Yu H P, Meng F C *et al.* *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*[J], 2016, 83(5-8): 1409
- [9] Guo Xunzhong(郭训忠), Tao Jie(陶 杰), Yuan Zheng(袁 正) *et al.* *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2012, 41(1): 139
- [10] Du Yanmei(杜艳梅), Wang Kaikun(王开坤), Zhang Peng(张 鹏) *et al.* *Light Alloy Fabrication Technology*(轻合金加工技术)[J], 2009, 37(1): 6
- [11] Du Yanmei(杜艳梅), Wang Kaikun(王开坤), Zhang Peng(张 鹏) *et al.* *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*(中国有色金属学报)[J], 2009, 19(2): 208
- [12] Wang K K, Sun J L, Meng H F *et al.* *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*[J], 2010, 20(S3): 921
- [13] Li Peihong(李佩鸿), Liu Qiong(刘 琼), Qian Xingguang(钱星光). *Coal Technology*(煤炭技术)[J], 2015, 34(3): 255
- [14] Wang X S, Li P N, Wang R Z. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*[J], 2005, 45: 373
- [15] Wang Chunkui(王春奎), Liu Xiaoping(刘小苹). *Chinese Journal of High Pressure Physics*(高压物理学报)[J], 1991, 5(1): 28
- [16] Zhang Shicang(张诗昌), Liu Chun(刘 纯), Liu Sheng(刘 升) *et al.* *Light Alloy Fabrication Technology*(轻合金加工技术)[J], 2016, 44(4): 62

Gas Blow Forming-Cold Contraction Bonding Technology of Mg/Al Bimetallic Composite Tube

Wang Gang, Kong Dehong, Li Siyi, Zhu Runhuan, Mao Wei
(Harbin Institute of Technology at Weihai, Weihai 264209, China)

Abstract: A new gas blow forming-cold contraction bonding process for Mg/Al composite tube forming was presented. The circumferential flow stress and elongation of AZ31 magnesium alloy and 7475 aluminum alloy were obtained by unidirectional hot tensile tests at 420, 440 and 460 °C. On this basis, the initial and maximum air pressure required to deform the Al tube and Mg tube were calculated and the AZ31/7475 composite tube was manufactured at 460 °C. The formed AZ31/7475 composite tube is closely combined with no metallurgical bonding. Due to the existence of eccentricity between the AZ31/7475 tubes and the die cavity, the wall thickness distribution of the cross section is not uniform. The residual contact stress between the outer tube and the inner tube was deduced, which includes the residual contact stress caused by the elastic recovery and that caused by the cold shrinkage of the two alloys. The residual contact stress of the composite tube was measured by the compression tests and the calculated value agrees well with the measured value, whose difference is about 19.2%.

Key words: composite tube; gas blow forming; cold contraction bonding; residual contact stress

Corresponding author: Wang Gang, Ph. D., Associate Professor, School of Materials Science and Engineering, Harbin Institute of Technology at Weihai, Weihai 264209, P. R. China, Tel: 0086-631-5687324, E-mail: wg@hitwh.edu.cn