

压弯半径对 7A85 铝合金结构壁板尺寸与组织性能影响

樊振中^{1,2} 许 谊³ 彭石磊⁴ 杨 欢⁴ 林 磊⁴ 张 东⁵ 韩金全⁶ 陆 政^{1,2}

(1.中国航发北京航空材料研究院; 2.北京市先进铝合金材料及应用工程技术研究中心; 3.中船黄埔文冲船舶有限公司; 4.四川航天长征装备制造有限公司; 5.北京宇航系统工程研究所; 6.北京航空航天大学机械工程及自动化学院)

摘 要 以 7A85 铝合金结构壁板为研究对象,采用 ABAQUS 软件与材料组织分析手段,研究了压弯半径对其成形尺寸与组织性能的影响,并对比分析了结构壁板纵向(*L* 向)与横向(*T* 向)的力学性能。结果表明,壁板 T4 态 *L* 向与 *T* 向的强度基本相同,*LT* 向伸长率略低;内置加强筋条结构蒙皮与立筋压弯成形时的应力分布、理论型面高度误差与型面误差随压弯半径增加先下降后上升,外置时则随压弯半径增加连续上升,成形尺寸精度小于 1.6 mm。与常规 T6 处理相比,T4 态压弯成形+T6 处理 *L* 向与 *T* 向的强度一致,伸长率均大于 10.0%,纤维状晶粒组织转变为多边形状与短棒状,强化相的依次析出保证了合金的强度与塑性。

关键词 7A85 铝合金;压弯成形;压弯半径;力学性能;微观组织

中图分类号 TG166⁺3;TG146.21

文献标志码 A

DOI:10.15980/j.tzzz.2023.04.002

开放科学(资源服务)标识码(OSID):



Effects of Bending Radius on Size, Microstructure and Properties of 7A85 Aluminum Alloy Panel

Fan Zhenzhong^{1,2}, Xu Yi³, Peng Shilei⁴, Yang Huan⁴, Lin Lei⁴, Zhang Dong⁵, Han Jinquan⁶, Lu Zheng^{1,2}

(1.Beijing Institute of Aeronautical Materials; 2.Beijing Advanced Engineering Technology and Application Research Center of Aluminum Materials; 3.CSSC Huangpu Wenchong Shipbuilding Co., Ltd.; 4.Sichuan Aerospace Changzheng Equipment Manufacturing Co., Ltd.; 5.Beijing Institute of Astronautical Systems Engineering; 6.School of Mechanical Engineering and Automation, Beihang University)

Abstract: The influence of the bending radius on the forming size and properties was investigated by ABAQUS FEM software and microstructure analysis, and mechanical properties of panel along longitudinal(*L*) and transverse(*T*) directions were comparatively analyzed. The results indicate that the strength of panel under T4 state along *T* and *L* directions is basically the same, whereas that along *T* direction has a lower value of elongation. The stress distribution, theoretical profile height error and profile error are decreased firstly and then raised with the increase of bending radius for the internal strengthen rib structure, which has a monotonous upward trend for the extraposition structure, with a less than 1.6 mm forming dimensional accuracy. Compared with the conventional T6 treatment, the strength along *L* and *T* direction under T4 bending forming+T6 treatment are consistent, where the elongation is greater than 10.0%. Fibrous grain structure is transformed into polygonal and short rod shape, and sequential precipitation of reinforced phase effectively ensures the strength and plastic toughness of 7A85 aluminum alloy panel.

Key Words: 7A85 Aluminum Alloy, Bending Forming, Bending Radius, Mechanical Properties, Microstructure

收稿日期:2022-06-15;修改稿收到日期:2022-07-06
基金项目:结构舱段用高强高韧 7A85 铝合金宽幅薄壁高筋整体成形壁板研制
第一作者简介:樊振中,男,1985 年出生,高级工程师,北京(100095),E-mail:fanzhenzhong2010@163.com
引用格式:樊振中,许谊,彭石磊,等. 压弯半径对 7A85 铝合金结构壁板尺寸与组织性能影响[J]. 特种铸造及有色合金,2023,43(4):438-446.
FAN Z Z, XU Y, PENG S L, et al. Effects of bending radius on size, microstructure and properties of 7A85 aluminum alloy panel[J]. Special Casting & Nonferrous Alloys, 2023, 43(4):438-446.

[27] BRIMELL D J, NEAILEY K. Macrosegregation in thin walled castings produced via the direct squeeze casting process[J]. J. Mater. Process Technol., 2003, 138: 306-310.

[28] HIMADRI C. Simulation of transport processes in squeeze casting [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2007, 186: 174-178.

[29] 王志刚,孙红英,何强. 挤压铸造 Al-7.2Zn-2.2Mg-1.8Cu 合金的偏析[J].特种铸造及有色合金, 2017, 37(7): 747-749.

[30] 胡汉起. 金属凝固原理(第 2 版)[M]. 北京:机械工业出版社, 2000.

[31] YOUN S W, KANG C G, SEO P K. Thermal fluid/solidification analysis of automobile part by horizontal squeeze casting process and experimental evaluation[J]. Mater. Process Technol., 2004, 146: 294-302.

(编辑:彭瑾)

铝合金具有密度低、比强度高、比刚度高、耐蚀性好且加工性能优异等特点,是当前飞机、运载武器的主要结构用材^[1]。考虑到传统铆接工艺铆钉数量多、结构质量大、制造周期长、生产成本低且人工操作波动大等问题,当前国内外航天运载武器结构舱段与飞机机翼壁板的制造工艺主要为连接成形工艺,并对此开展了大量的研究工作。余律波等^[2]对 Al-Li 合金结构壁板的激光焊焊接工艺进行研究,发现 Al-Li 合金激光焊焊接结构壁板裂纹扩展寿命受连接区域凸台结构宽度影响较大。董丽喆等^[3]对高强铝合金结构壁板 T 型接头结构激光焊连接工艺进行研究,发现通过在铝合金结构壁板蒙皮背部增加辅助热源,可有效减少焊接残余应力与结构变形,但会降低其力学性能。于健等^[4]对铝合金结构壁板 FSW 连接工艺剪切稳定性进行研究,指出铝合金结构壁板 FSW 连接工艺的破坏失效方式主要为焊点脱焊或连接区域的微观破损。王晨等^[5]研究了温度效应对铝合金壁板高频声振疲劳寿命的影响,指出综合考虑壁板连接成形工艺结构刚度、材料 S-N 曲线条件时,随着温度升高,连接工艺制造的铝合金结构壁板疲劳寿命将明显缩短。选用连接成形工艺虽然可以快速低成本短周期地实现加强桁条与蒙皮的结构连接,但受限于连接成形区域结构刚度、材料组织与综合力学性能的影响,铝合金结构壁板难以实现整体高强高韧的一体化设计与加工制造。

近年来,随着美国 NASA 采用整体挤压技术来实现铝合金结构壁板的高强高韧一体化设计制造,国内对此工艺也开展了一定的研究。赵颖等^[6]基于 HyperX-trude 连续挤压技术成功制备出了壁厚为 5.0 mm 的 6063 铝合金整体挤压圆筒。对铝合金挤压圆筒进行展平、淬火拉伸与时效处理,获得满足技术要求的高强韧铝合金结构壁板。考虑到航空航天飞行器复杂曲面形状的结构,目前铝合金结构壁板在实现单曲率或双曲率结构制造时广泛选用蠕变时效成形工艺,并开展了相关研究。尹旭妮等^[7]对 2219 铝合金单轴拉/压蠕变时效行为进行了研究,指出拉/压应力蠕变变形量均随温度升高而增加,且拉应力蠕变变形量明显大于压应力蠕变量。童璨瑜等^[8]研究指出,7150-T77 态铝合金材料随着应力因子的增加,蠕变量不断增大,但力学性能随之下降,受蠕变温度影响较小。崔振华等^[9]研究发现,7050 合金蠕变速率随温度升高与应力增大不断上升,时效温度是影响材料蠕变速率和耐蚀性能的关键因素。王庆等^[10]研究了回归再时效对 7150 铝合金蠕变时效行为的影响,发现蠕变时效前的回归再时效热处理可改善 7150 合金的晶内、晶界组织,提高蠕变速率,同时提

高合金的耐蚀性能与导电性能。李炎光等^[11]研究指出,增加时效处理时间或蠕变应力可显著提高 2124 合金的蠕变速率。蠕变时效成形工艺虽可实现复杂曲面结构铝合金壁板的整体制造成形,但设备投资大、成形效率低且生产制造成本较高。近年来,国内针对复杂曲面形状铝合金结构壁板的整体成形制造提出了一种新的制造工艺,即采用增量压弯先实现铝合金结构壁板的预成形,再结合常规时效处理实现铝合金结构壁板的高强高韧整体成形^[12-14]。

大型航空航天复杂曲面结构壁板目前材质主要为 2xxx 系与 7xxx 系变形铝合金,通过结构设计一体轻量化加工制造,作中等承载与主承载结构使用^[15]。变形高强铝合金的发展趋势由高强度、高韧性不断向高强度、高韧性与高耐蚀方向发展,作为当前应用最为广泛的 7xxx 系 Al-Zn-Mg-Cu 合金,通过优化 Zn、Mg、Cu 含量与时效强化相的析出次序及分布密度来调控微观组织与强化相,获得较高的综合力学性能与耐蚀性能^[16]。作为第 4 代高强韧变形铝合金,7A85 铝合金近年来被广泛用于制造航天运载武器结构舱段,飞机上、下机翼壁板,机身隔框等高承载结构部件^[17-20]。本研究以 7A85 铝合金结构壁板为对象,采用“凸凹”压弯模具工装,研究了压弯半径对 7A85 铝合金结构壁板压弯成形尺寸精度与组织性能的影响,旨在为高强高韧铝合金结构壁板在航空航天武器装备的推广应用提供理论支撑与工艺参考。

1 试验材料与方法

1.1 7A85 材料成分与试验参数

原材料为铝锭(99.99%,质量分数,下同)、镁锭(99.9%,按 5.0% 的烧损比例进行配制)、锌锭(99.8%)、Al-5Zr、Al-5Ti-B 与 Al-12Cu 中间合金,化学成分见表 1, Zn 元素取中上限, Cu、Mg 元素取中限, Cu/Mg 质量比按 0.8~1.2 进行配制。采用电阻式坩埚炉进行熔炼,过热温度为 820 ℃,采用 C₂Cl₆+Ar 进行精炼除气处理,精炼温度为 730~745 ℃,精炼 20~30 min,扒渣静置 10~15 min 后升温至(735±5)℃添加锌锭、镁锭,待熔体温度控制到(715±5)℃时浇注 7A85 铝合金半连续铸锭,铸造速度为 33~35 mm/min,冷却水压为 0.03~0.10 MPa。7A85 半连续铸锭浇注后进行均匀化热处理,随后在西马克 60MN 正向挤压机上完成 7A85 铝合金“O”型挤压圆筒的制备,再对其进行剖展与淬火拉伸处理,随后采用精密镜铣加工工艺将 7A85 铝合金结构壁板加工至(1.5±0.2) mm,采用“凸

凹”压弯模具对其进行压弯成形。图 1 为经精密镜铣加工后的 7A85 铝合金结构壁板,图 2 为 7A85 铝合金结构壁板压弯成形制造过程。7A85 铝合金 T6 热处理固溶入炉温度 $\leq 300\text{ }^{\circ}\text{C}$,固溶温度为 $475\text{ }^{\circ}\text{C}$,保温 80 min,固溶升温速率 $\leq 3\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$,水淬温度为 $30\text{ }^{\circ}\text{C}$,淬火转移时间 $\leq 15\text{ s}$,时效入炉温度 $\leq 100\text{ }^{\circ}\text{C}$,时效温度为 $155\text{ }^{\circ}\text{C}$,时效 24 h,空冷。采用 ABAQUS 有限元软件研究了不同压弯半径下 7A85 铝合金结构壁板蒙皮与立筋的应力分布、型面高度误差及型面误差,网格单元剖分层厚为 0.5 mm ,网格单元剖分数量为 324 862,网格单元类型为六面体单元。7A85 结构壁板断口组织形貌与力学性能测试由 OLYMPUS ST-300 型金相显微镜、WDW-100KN 万能试验机、FEI-Quanta600 型扫描电镜和 IN-CAX-sight6247 型能谱分析仪完成。TEM 测试试样采用双喷减薄制样,工作电流为 $80\sim 100\text{ mA}$,工作电压为 $12\sim 15\text{ V}$,工作环境温度为 $-20\sim 20\text{ }^{\circ}\text{C}$,电解液为 30% 的 $\text{HNO}_3+70\%$ 的 CH_3OH (体积分数)混合溶液,采用液氮降温,TEM 微观组织测试分析由 FEI Tecnai F20 型高分辨率透射电镜完成。

表 1 7A85 铝合金的化学成分

Tab.1 Chemical composition of 7A85 aluminum alloy %										
$\omega/\%$										
Cr	Si	Ti	Fe	Zr	Cu	Zn	Mn	Mg	其他微量元素	Al
≤ 0.04	≤ 0.06	≤ 0.06	≤ 0.08	≤ 0.15	$1.4\sim 1.8$	$7.0\sim 8.0$	≤ 0.04	$1.3\sim 1.6$	≤ 0.15	余量



图 1 7A85 铝合金结构壁板

Fig.1 Images of 7A85 aluminum alloy panel

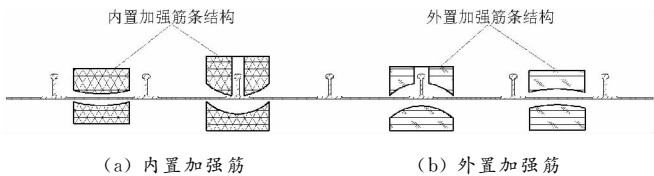


图 2 7A85 铝合金结构壁板压弯成形制造工艺

Fig.2 Manufacture diagram of bending forming for 7A85 aluminum alloy panel

1.2 7A85 铝合金 T4 态应力-应变曲线

7A85 铝合金结构壁板压弯成形时的状态为 T4

态,室温力学性能拉伸试样见图 3,拉伸试验按照 GB/T 228.1-2010 进行。分别对 7A85 铝合金结构壁板纵向与横向进行了抗拉强度、屈服强度与伸长率测试,每个方向测试 4 个试样取平均值,力学性能见表 2,7A85 铝合金结构壁板 L 向与 T 向 T4 态应力-应变曲线见图 4。

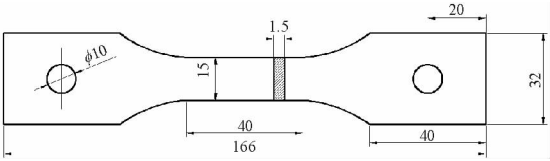


图 3 7A85 铝合金结构壁板室温力学性能测试试样加工尺寸
Fig.3 Machining dimension of 7A85 aluminum alloy panel for mechanical property test at room temperature

表 2 7A85 铝合金结构壁板 T4 态 L 向与 T 向室温力学性能
Tab.2 Mechanical properties of 7A85 aluminum alloy panel at room temperature along L and T directions in T4 state

试样序号	抗拉强度/MPa	屈服强度/MPa	伸长率/%	试样序号	抗拉强度/MPa	屈服强度/MPa	伸长率/%
L_1	563	437	15.5	T_1	555	433	11.0
L_2	552	435	16.0	T_2	553	431	11.0
L_3	545	426	15.0	T_3	532	434	7.0
L_4	553	435	14.5	T_4	545	428	9.0

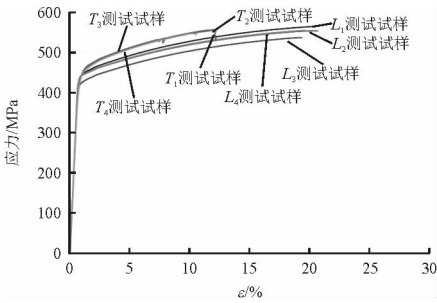


图 4 T4 态 7A85 铝合金结构壁板 L 向与 T 向应力-应变曲线
Fig.4 Stress-strain curves of 7A85 aluminum alloy panel along L and T directions in T4 state

2 压弯成形尺寸与组织性能

2.1 内置加强筋条结构压弯成形尺寸 FEM 计算分析

7A85 铝合金结构壁板用于制造结构舱段时,主要分为两种结构形式。一种是内置加强筋结构形式,多用于制造小直径($\phi\leq 2\text{ }000\text{ mm}$)运载武器结构舱段;另一种是用于制造大直径运载武器结构舱段的外置加强筋结构形式。采用 ABAQUS 有限元仿真计算软件研究了内置加强筋条结构蒙皮压弯凹模半径对压弯成形过程蒙皮应力分布与结构回弹高度误差及型面误差的影响,仿真计算结果见图 5。内置加强筋条结构的结构舱段直径为 $1\text{ }350\text{ mm}$,蒙皮压弯凹模半径分别为 $100\text{、}200\text{、}300\text{、}400$ 与 500 mm 。由图 5 可知,内置加强筋条

结构蒙皮在压弯成形时的应力分布随着压弯半径的增加先下降后上升,分别由 471.5 MPa 降至 2.325 MPa,随后再升至 452.2 MPa,当压弯半径为 400 mm 时应力值最小。当压弯半径过小时,下压力需足够大时蒙皮才可贴紧蒙皮压弯凹模模具实现压弯成形,下压力过大时在压弯成形过程将在蒙皮产生较大的应力。压弯半径过大时,蒙皮虽易实现与蒙皮压弯凹模模具的贴紧,但考虑到压弯成形后的结构回弹较大,下压力需作用较长

时间才能达到压弯成形的尺寸精度,较长作用时间的下压力必然在蒙皮产生较大的应力。图 6 为不同压弯半径下 7A85 铝合金内置加强筋条结构壁板蒙皮回弹误差仿真计算结果。可以看出,蒙皮理论型面高度误差与型面误差均随着压弯半径的增加先下降后上升,当压弯半径为 400 mm 时最小,此时蒙皮理论型面高度误差整体接近 1.2 mm 以内,压弯成形尺寸精度较高;型面最大误差由 3.2 mm 降至 0.4 mm,型面平均误差由 1.6 mm

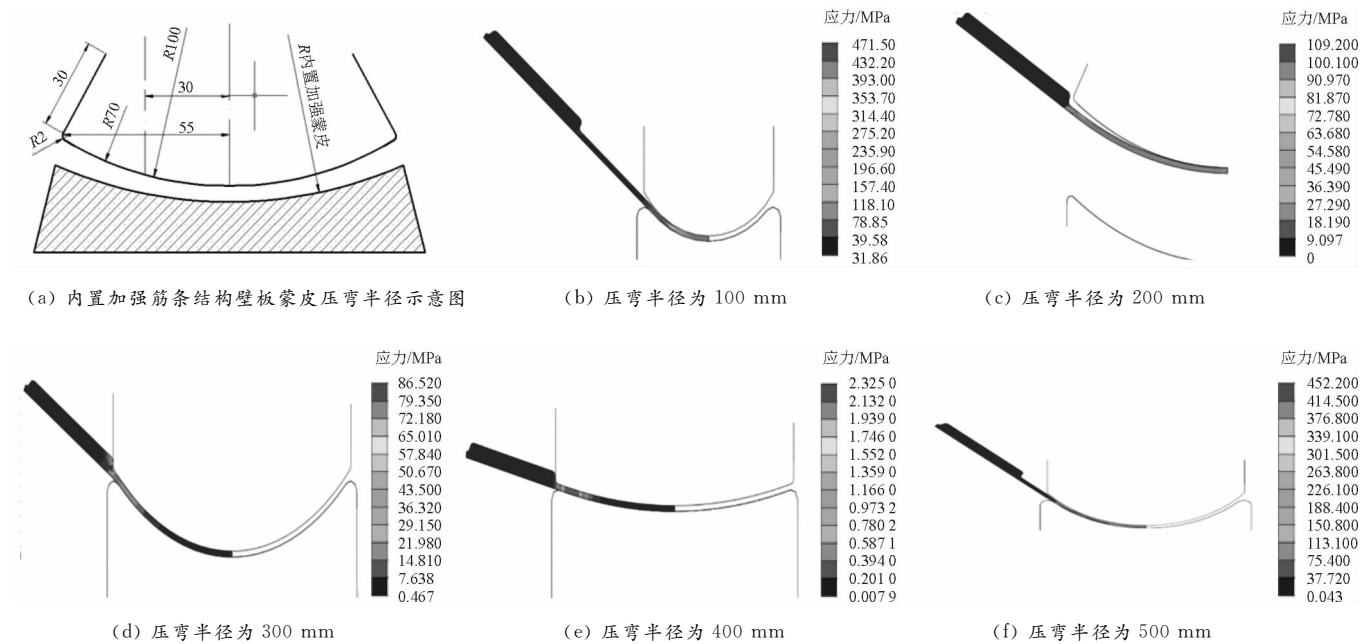


图 5 不同压弯半径下 7A85 铝合金内置加强筋条结构壁板蒙皮应力分布仿真计算结果

Fig.5 Simulation results of stress distribution of internal strengthen rib in 7A85 aluminum alloy panels at different bending radius

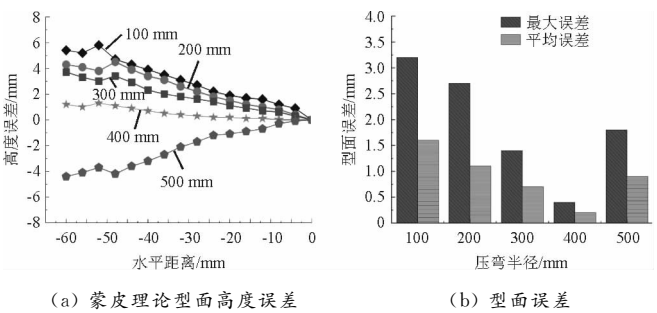


图 6 不同压弯半径下 7A85 铝合金内置加强筋条结构壁板蒙皮回弹误差仿真计算结果

Fig.6 Simulation results of rebound error of internal strengthen rib in 7A85 aluminum alloy panels at different bending radius

降至 0.2 mm。

与蒙皮相比,立筋底板厚度由 6.0 mm 增至 9.0 mm,因此需要更大的下压力才可实现立筋的压弯成形。7A85 铝合金内置加强筋条结构壁板立筋压弯凹模半径分别为 60、120、180、240 与 300 mm。图 7 为不同压弯半径下 7A85 铝合金内置加强筋条结构壁板立筋应力分布仿真计算结果。可以看出,立筋应力随着压弯

凹模半径的增加先下降后上升,由 221 MPa 降至 13.75 MPa 再增至 286.9 MPa,当压弯半径为 180 mm 时应力值最小。当压弯半径过小时,由于立筋底板厚度较大,需要较大的下压力立筋底板才能贴紧立筋压弯凹模模具实现压弯成形,下压力过大则在立筋压弯成形过程产生较大的应力,当压弯半径为 60 mm 时,立筋应力峰值为 221 MPa。当压弯半径过大时,立筋底板贴紧压弯凹模压弯成形后,结构回弹尺寸偏差较大,压弯成形过程需紧贴压弯凹模较长时间才能达到成形尺寸精度,易在立筋产生较大的应力,当压弯半径为 300 mm 时,立筋应力峰值为 286.9 MPa。图 8 为不同压弯半径下 7A85 铝合金内置加强筋条结构壁板立筋回弹误差仿真计算结果。可以看出,立筋理论型面高度误差与型面误差均随压弯半径的增加先下降后上升,当压弯半径为 180 mm 时均取得最小值;此时立筋理论型面高度误差整体接近 1.6 mm,压弯成形尺寸精度较高;立筋区域型面最大误差由 2.9 mm 降至 0.5 mm,立筋区域型面平均误差由 1.8 mm 降至 0.3 mm。

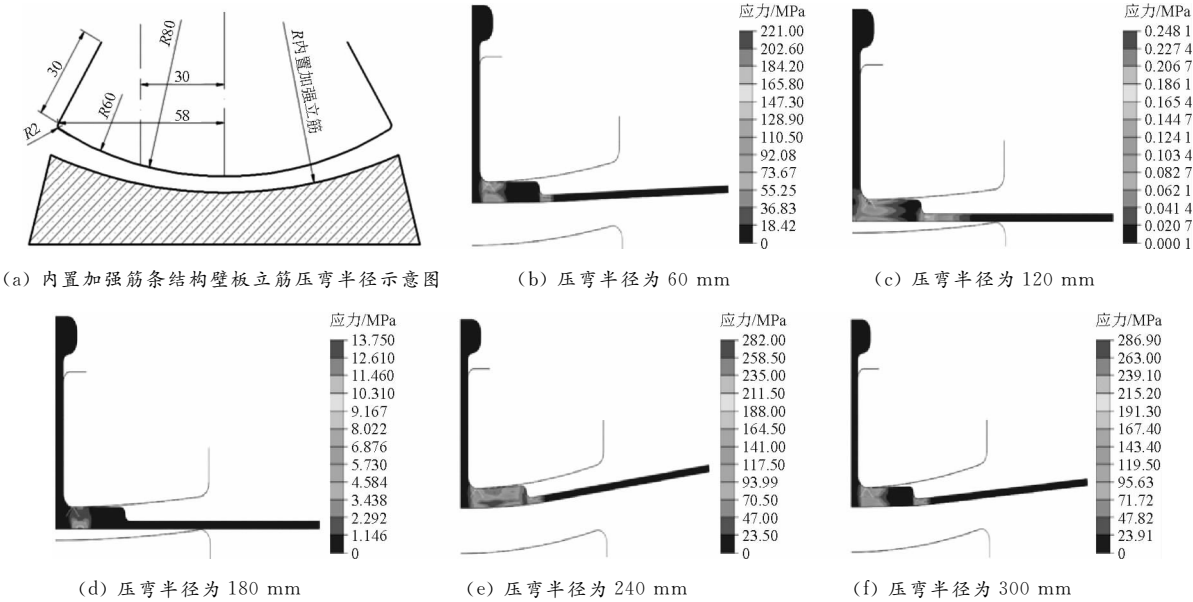


图 7 不同压弯半径下 7A85 铝合金内置加强筋结构壁板立筋应力分布仿真计算结果

Fig.7 Simulation results of stress distribution of internal strengthen rib in 7A85 aluminum alloy panels at different bending radius

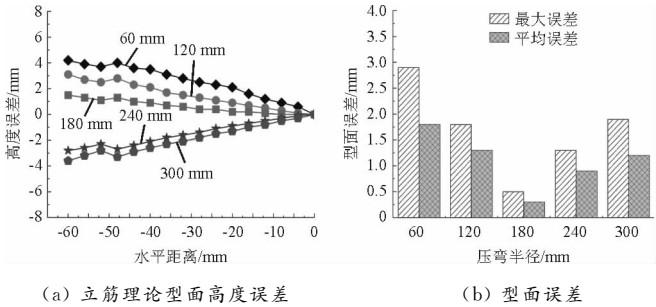


图 8 不同压弯半径下 7A85 铝合金内置加强筋条结构壁板立筋回弹误差仿真计算结果

Fig.8 Simulation results of rebound error of internal strengthen rib in 7A85 aluminum alloy panels at different bending radius

2.2 外置加强筋条结构压弯成形尺寸 FEM 计算分析

7A85 铝合金外置加强筋条结构蒙皮压弯凹模半径对压弯成形过程蒙皮应力分布与结构回弹高度误差及型面误差的影响见图 9,外置加强筋条结构舱段直径为 3 350 mm,蒙皮压弯凹模半径分别为 150、300、450、600 与 750 mm。由图 9 可知,外置加强筋条结构蒙皮压弯成形应力随压弯半径增加连续上升,由 5.857 MPa 增至 45.19 MPa,当压弯半径为 750 mm 取得最大值。与内置加强筋条结构蒙皮相比,外置加强筋条结构蒙皮半径由 675 mm 增至 1 675 mm,采用较小的下压力即可实现蒙皮紧贴压弯凹模,紧贴后在下压力作用下实现整

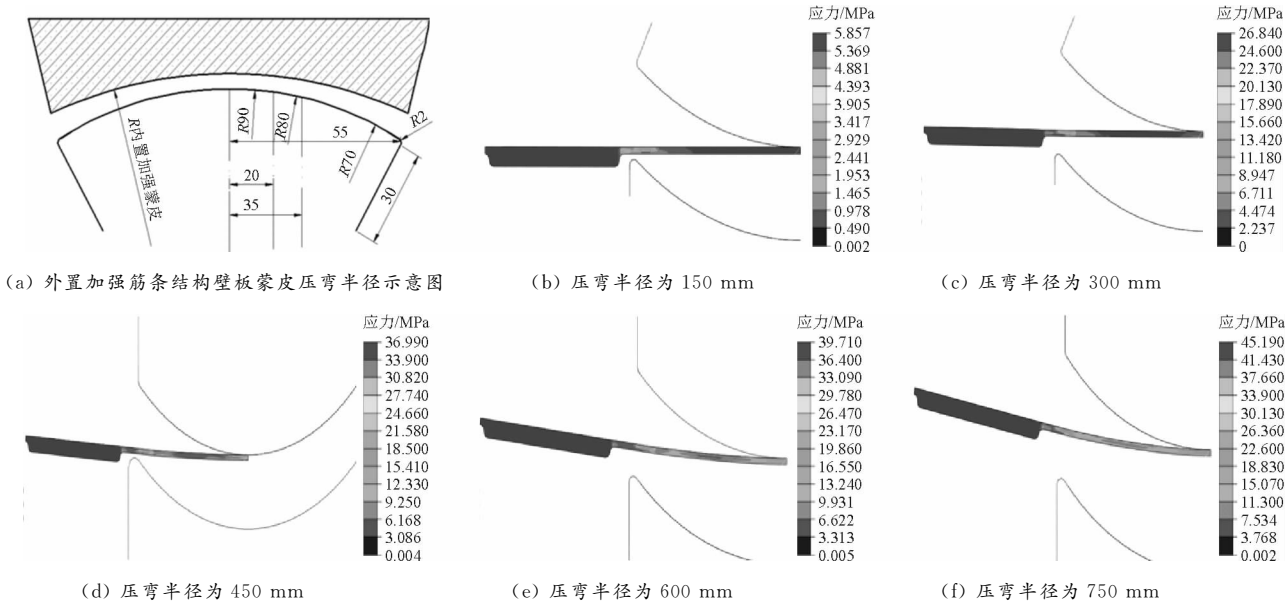
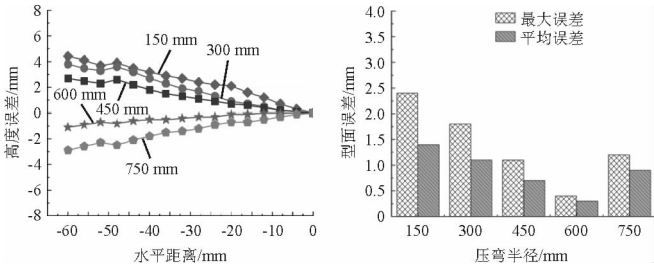


图 9 不同压弯半径下 7A85 铝合金外置加强筋条结构壁板蒙皮应力分布仿真计算结果

Fig.9 Simulation results of stress distribution of external strengthen ribin 7A85 aluminum alloy panels at different bending radius

体压弯成形,因此压弯成形后蒙皮峰值应力均小于 50 MPa。7A85 铝合金结构壁板外置加强筋条结构在考虑蒙皮压弯成形应力分布的基础上,还需考虑不同压弯半径下外置加强筋条结构蒙皮的回弹误差,仿真计算结果见图 10。由图 10 仿真计算结果可知,外置加强筋条结



(a) 蒙皮理论型面高度误差 (b) 型面误差

图 10 不同压弯半径下 7A85 铝合金外置加强筋条结构壁板蒙皮回弹误差仿真计算结果

Fig.10 Simulation results of rebound error of external strengthen ribin 7A85 aluminum alloy panels at different bending radius

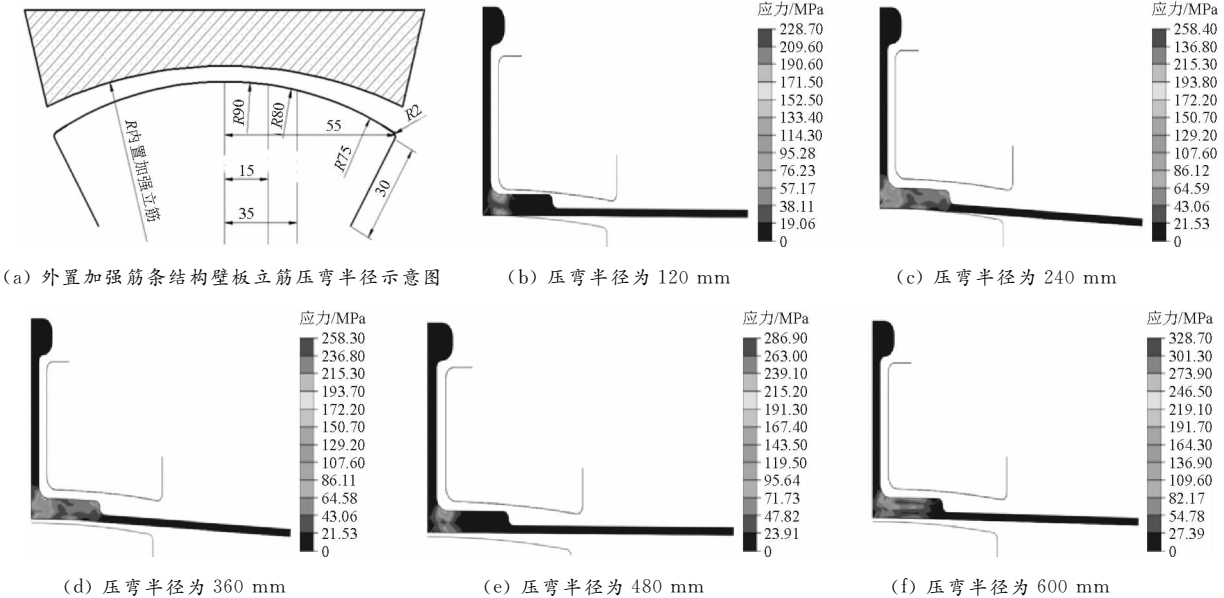
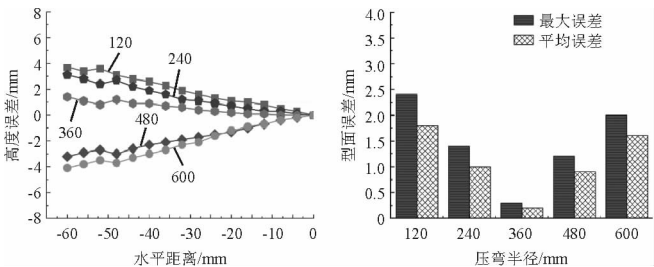


图 11 不同压弯半径下 7A85 铝合金外置加强筋条结构壁板立筋应力分布仿真计算结果

Fig.11 Simulation results of stress distribution of external strengthen ribin 7A85 aluminum alloy panels at different bending radius



(a) 立筋理论型面高度误差 (b) 型面误差

图 12 不同压弯半径下 7A85 铝合金外置加强筋条结构壁板立筋回弹误差仿真计算结果

Fig.12 Simulation results of rebound error of external strengthen ribin 7A85 aluminum alloy panels at different bending radius

构蒙皮理论型面高度误差与型面误差均随压弯半径的增加先下降后上升,在 600 mm 压弯半径下取得最小值;此时蒙皮理论型面高度误差整体接近 -1.0 mm,压弯成形尺寸精度较高;型面最大误差由 2.4 mm 降至 0.3 mm,型面平均误差由 1.4 mm 降至 0.3 mm。

图 11 为不同压弯半径下 7A85 铝合金外置加强筋条结构壁板立筋应力分布仿真计算结果,压弯半径分别为 120、240、360、480 与 600 mm。由图 11 可知,与内置加强筋条结构壁板立筋相似,由于立筋底板厚度较大 (9.0 mm),因此需较大的下压力才能实现压弯成形的尺寸精度,因此外置加强筋条结构壁板立筋压弯成形后应力分布数值较高,均大于 200 MPa。立筋应力分布随压弯半径增加连续上升,由 228.7 MPa 增至 328.7 MPa,当压弯半径为 600 mm 时取得最大值。图 12 为不同压弯半径下 7A85 铝合金外置加强筋条结构立筋回弹误差仿真计算结果。由图 12 可知,外置加强筋条结构立筋理论型面高度误差与型面误差均随压弯半径

增加先下降后上升,当压弯半径为 360 mm 时取得最小值。此时立筋理论型面高度误差整体接近 1.5 mm,压弯成形尺寸精度较高;型面最大误差由 2.4 mm 降至 0.3 mm,型面平均误差由 1.8 mm 降至 0.2 mm。

2.3 力学性能与微观组织分析

对 1 350 mm 直径内置加强筋条结构与 3 350 mm 直径外置加强筋条结构压弯成形后的 7A85 铝合金结构壁板进行了 T6 处理,并对压弯成形 7A85 铝合金结构壁板本体取样进行力学性能测试,对比分析了常规 T6 处理与 T4 态压弯成形+T6 处理的力学性能,测试结果见图 13。可以看出,7A85 铝合金结构壁板 T6 态

纵向(L 向)平均抗拉强度、屈服强度与伸长率分别为 517 MPa、459 MPa 与 13.0%，横向(T 向)平均抗拉强度、屈服强度与伸长率分别为 522.5 MPa、468 MPa 与 12.1%，经 T4 态压弯成形+T6 处理后的纵向平均抗拉强度、屈服强度与伸长率分别为 514 MPa、457 MPa 与

10.4%，经 T4 态压弯成形+T6 处理后的横向平均抗拉强度、屈服强度与伸长率分别为 523.5 MPa、472 MPa 与 10.0%。与常规 T6 处理相比，经内置加强筋条结构与外置加强筋条结构 T4 态压弯成形+T6 处理后的强度基本保持不变，伸长率略有下降，但各状态的平均伸

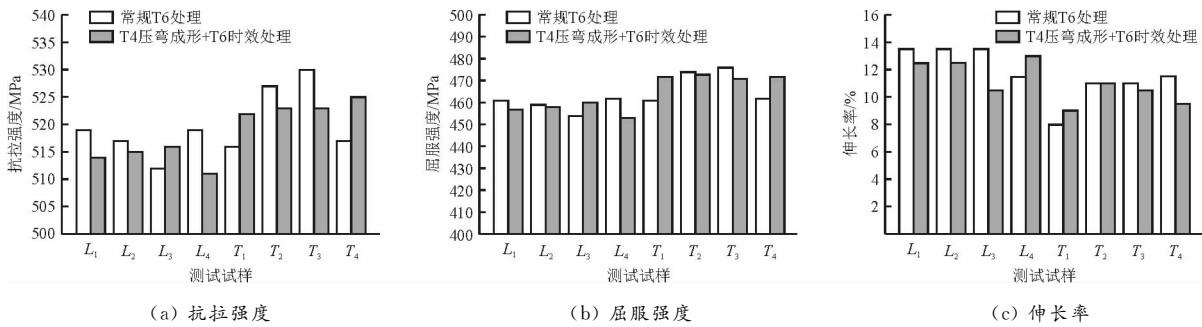


图 13 7A85 铝合金结构壁板常规 T6 处理与 T4 态压弯成形+T6 时效热处理力学性能

Fig.13 Mechanical properties of 7A85 aluminum alloy panels by conventional T6 heat treatment and T4 bending+T6 aging heat treatment

长率均不低于 10.0%。

7A85 铝合金结构壁板常规 T6 处理与 T4 态压弯成形+T6 处理金相组织见图 14。可以看出，7A85 铝合金结构壁板常规 T6 处理纵向金相组织晶粒形貌为纤维状，平均长度约为 180 μm ，平均宽度约为 15 μm ，见图 14a 箭头处。经压弯成形后沿纵向晶粒受应力作用，粗大纤维状晶粒不断碎化，晶粒形貌由纤维状转变

为多边形状，平均长度降至约 40 μm ，平均宽度增至约 20 μm ，见图 14b 箭头处。与纵向方向相比，压弯成形过程横向方向所受的压弯应力更大，晶粒破碎化程度更高，见图 14c 箭头处。7A85 铝合金结构壁板常规 T6 处理横向纤维状晶粒平均长度约为 320 μm ，平均宽度约为 24 μm ，经压弯成形后晶粒形貌转变为短棒状，平均晶粒长度降至 36 μm ，平均晶粒宽度降至 12 μm ，晶

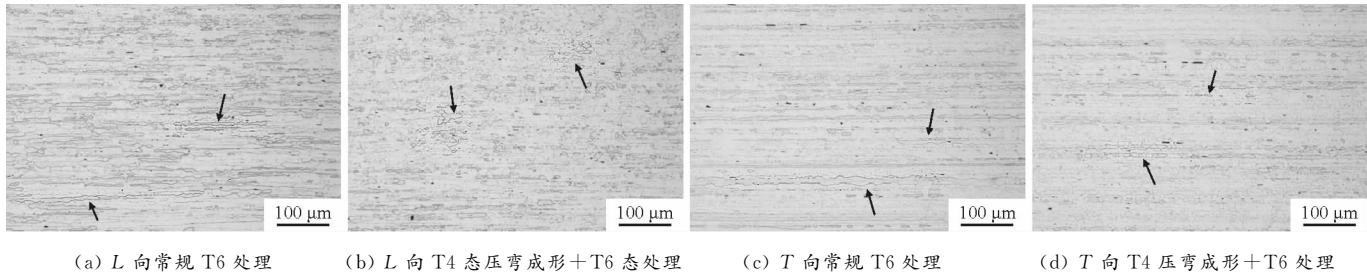


图 14 7A85 铝合金结构壁板常规 T6 处理与 T4 态压弯成形+T6 处理金相组织

Fig.14 Microstructure of 7A85 aluminum alloy panels by conventional T6 heat treatment and T4 bending+T6 aging heat treatment

粒碎化明显，见图 14d 箭头处。

图 15 为 7A85 铝合金结构壁板常规 T6 处理与 T4 态压弯成形+T6 处理断口 SEM 扫描结果。7A85 铝合金结构壁板常规 T6 处理纵向试样断口形貌可观察

到大量长棒状的韧窝断口与部分沿晶裂纹，韧窝平均长度约为 32 μm ，形貌较为粗糙；沿晶断口上可观察到残留的凸台形貌，见图 15a 矩形线框处。与常规 T6 处理相比，经 T4 态压弯成形+T6 处理的纵向断口表面韧

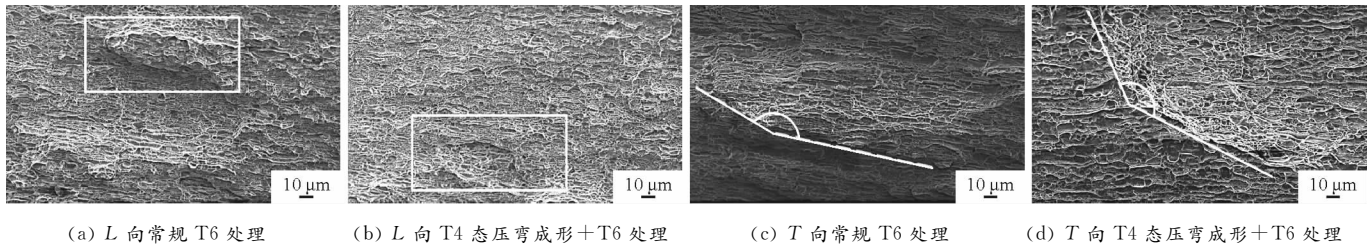


图 15 7A85 铝合金结构壁板常规 T6 热处理与 T4 压弯成形+T6 时效热处理断口 SEM 扫描结果

Fig.15 SEM fracture of 7A85 aluminum alloy panels by conventional T6 heat treatment and T4 bending+T6 aging heat treatment

窝数量更多、尺寸更小,形貌近似多边形,见图 15b 矩形线框处,与图 14b 中晶粒形貌相互对应。与纵向试样断口形貌相比,横向试样断口表面可观察到数量更多的沿晶断裂带,且韧窝形貌更为粗糙。经 T4 压弯成形+T6 时效热处理后,大量细长纤维状晶粒受压弯应力作用,不断破碎化,横向试样断口表面韧窝数量明显增加、尺寸更加细小,沿晶断裂带邻近区域可观察到数量众多的微观韧窝,沿晶断裂带折弯角度有所减小,见图 15d 线条处。

7A85 铝合金结构壁板常规 T6 处理与 T4 压弯成形+T6 处理断口 TEM 微观组织见图 16。7A85 铝合金主要的时效强化相为 MgZn_2 、 $\text{Mg}_2\text{Zn}_{11}$ 与 Al_2Cu 等,其中主要强化相为 MgZn_2 相(η 相),时效析出次序为过饱和固溶体→高浓度空位团簇→G.P. II 区→中间过渡

结构相→ η' 相→ η 相,其中 G.P. 区和 η' 相为主要强化相。7A85 铝合金结构壁板经 T4 态压弯成形+T6 处理后,可在其内部引入一定数量的位错,位错与强化相发生交互作用,影响合金材料的力学性能。随着析出强化相尺寸的增加,当析出强化相尺寸小于临界尺寸时,强化机制主要为切割机制;当析出强化相尺寸大于临界尺寸时,强化机制主要为绕过机制。一般来说, η' 相的临界尺寸为 3 nm,因此当 7A85 合金内部的 η' 相平均尺寸大于 3 nm 时,其强化机制主要为绕过机制,绕过强化公式为:

$$\Delta\sigma_y = C f^{1/2} d^{-1}$$

式中, $\Delta\sigma_y$ 为材料屈服强度; C 为常数; f 为析出强化相的体积分数; d 为析出强化相的直径;由上式可知,合金材料的强度与析出强化相的体积分数成正比,与析出

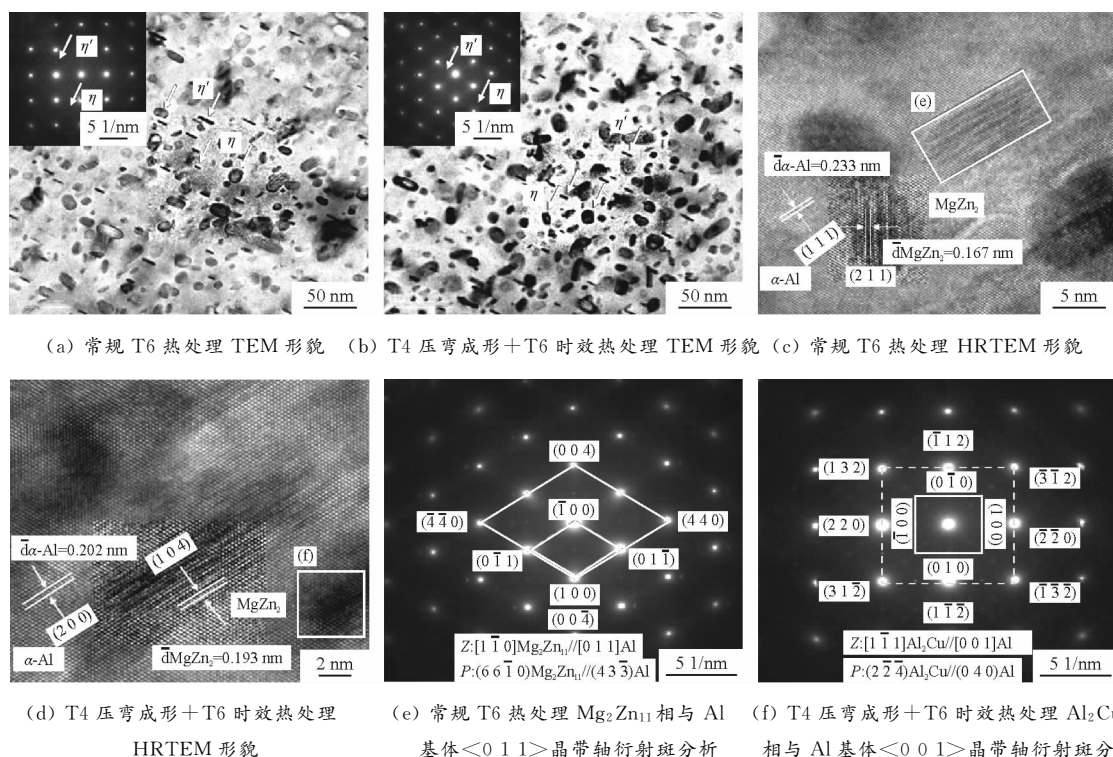


图 16 7A85 铝合金结构壁板常规 T6 热处理与 T4 压弯成形+T6 时效热处理断口 TEM 微观组织测试结果

Fig.16 TEM fracture of 7A85 aluminum alloy panels by conventional T6 heat treatment and T4 bending+T6 aging heat treatment

强化相的直径成反比。

7A85 铝合金结构壁板常规 T6 处理 TEM 形貌见图 16a,可观察到大量呈短棒状的 η' 析出相与呈盘片状的 η 析出相,见图 16a 箭头处。经 T4 态压弯成形+T6 处理后 η' 与 η 析出相尺寸更加细小,分布密度进一步增加, η' 析出相平均长度由 20 nm 降至 12 nm, η 析出相平均直径由 22 nm 降至 16 nm,见图 16b 箭头处,合金材料的屈服强度随之略有增加。图 16c 为常规 T6 处理 HRTEM 形貌,沿 α -Al (111) 晶面析出短棒状 MgZn_2 时效强化相,长度约为 6.8 nm,宽度约为 4.2

nm,晶格面间距为 0.167 nm,析出面为 (211) 晶面, α -Al (111) 晶面晶格间距为 0.233 nm。经 T4 态压弯成形+T6 处理后, MgZn_2 时效强化相沿 α -Al (200) 晶面析出, MgZn_2 强化相析出面为 (104) 晶面,晶格面间距为 0.193 nm,形貌由短棒状转变为长棒状,长度约为 8.2 nm,宽度约为 2.6 nm,长宽比由 1.6 升至 3.2, α -Al (200) 晶面的晶格间距为 0.202 nm,见图 16d。由图 16e 衍射斑分析结果可知,图 16c 中短棒状析出强化相为 $\text{Mg}_2\text{Zn}_{11}$ 中间过渡结构相,长度约为 10.2 nm,宽度约为 4.9 nm,长宽比为 2.1, $\text{Mg}_2\text{Zn}_{11}$ $[\bar{1}10]$ 晶带轴平行于 α -Al $[011]$ 晶

带轴, $\text{Mg}_2\text{Zn}_{11}$ ($\bar{6}610$)晶面平行于 $\alpha\text{-Al}$ ($43\bar{3}$)晶面。图16f为T4压弯成形+T6时效热处理 HRTEM 形貌测试矩形线框区的衍射斑分析结果,圆盘状强化相为 Al_2Cu 析出强化相,直径约为 2.8 nm, Al_2Cu [$1\bar{2}1$]晶带轴平行于 $\alpha\text{-Al}$ [001]晶带轴, Al_2Cu ($2\bar{2}4$)晶面平行于 $\alpha\text{-Al}$ (040)晶面。

3 结 论

(1)7A85 铝合金结构壁板经固溶后 T4 态纵向平均抗拉强度、屈服强度与伸长率分别为 553 MPa、433 MPa 与 15.3%,横向平均抗拉强度、屈服强度与伸长率分别为 546 MPa、432 MPa 与 9.5%,材料强度基本接近,横向伸长率低于纵向试样。

(2)7A85 铝合金结构壁板内置加强筋条结构蒙皮压弯成形时,应力分布、蒙皮理论型面高度误差与型面误差随压弯半径增加先下降后上升,压弯半径为 400 mm 取得最小应力值 2.32 MPa,蒙皮理论型面高度误差接近 1.2 mm;立筋压弯成形应力分布、理论型面高度误差及型面误差随压弯半径变化规律与蒙皮相似,最小应力为 13.75 MPa 出现于压弯半径 180 mm,此时立筋理论型面高度误差降至 1.6 mm,型面最大误差由 2.9 mm 降至 0.5 mm,型面平均误差由 1.8 mm 降至 0.3 mm。

(3)7A85 铝合金结构壁板外置加强筋条结构蒙皮压弯成形应力分布、蒙皮理论型面高度误差与型面误差随压弯半径增加连续上升,当压弯半径为 600 mm 时压弯应力为 39.7 MPa,蒙皮理论型面高度误差接近 -1.0 mm,成形尺寸精度较高;与蒙皮压弯半径变化规律相似,立筋理论型面高度误差在 360 mm 时降至 1.5 mm,型面最大误差由 2.4 mm 降至 0.3 mm,型面平均误差由 1.8 mm 降至 0.2 mm。

(4)与常规 T6 热处理相比,T4 态压弯成形+T6 处理后 7A85 铝合金结构壁板纵向、横向力学性能材料强度基本保持不变,伸长率略有下降,但均高于10.0%。经压弯成形后壁板纵向、横向纤维状晶粒形貌转变为多边形、短棒状,平均晶粒长度分别降至 40 μm 与 36 μm ,晶粒长宽比连续下降;断口表面韧窝数量显著上升,韧窝尺寸下降明显,沿晶断裂带折弯角度有所下降。 η' 与 η 析出相平均长度压弯成形后分别由 20 nm 与 22 nm 降至 12 nm 与 16 nm, MgZn_2 时效强化相析出形貌由短棒状转变为长棒状,长宽比由 1.6 升至 3.2。短棒状 $\text{Mg}_2\text{Zn}_{11}$ 中间过渡结构相长宽比为 2.1, $\text{Mg}_2\text{Zn}_{11}$ [$1\bar{1}0$]晶带轴平行于 $\alpha\text{-Al}$ [011]晶带轴,呈圆盘状形貌

析出的 Al_2Cu 强化相直径约为 2.8 nm, Al_2Cu [$1\bar{1}1$]晶带轴平行于 $\alpha\text{-Al}$ [001]晶带轴。

参 考 文 献

- [1] 洪润洲,左强,范学斌,等.航空铝合金铸造型芯技术及应用[J].特种铸造及有色合金,2022,42(3):337-341.
- [2] 余律波,李昊,张建波,等.铝锂合金焊接结构裂纹扩展特性研究[J].应用激光,2020,40(3):454-458.
- [3] 董丽晶,杨武雄,吴世凯,等.高强铝合金壁板结构 T 型接头辅助热源变形控制数值分析[J].中国激光,2015,42(8):107-113.
- [4] 于健,王新峰.搅拌摩擦点焊加筋壁板剪切稳定性分析[J].焊接学报,2017,38(6):91-95,133.
- [5] 王晨,陈海波,王用岩,等.温度效应对铝合金壁板高频声振疲劳寿命的影响研究[J].应用力学学报,2018,35(4):701-708,926.
- [6] 赵颖,运新兵,闫志勇,等.基于 HyperXtrude 的铝合金壁板连接挤压技术[J].塑性工程学报,2017,24(1):79-84.
- [7] 尹旭妮,周理,刘玉振,等.2219 铝合金单轴拉/压蠕变时效行为研究[J].宇航材料工艺,2021,51(6):33-36.
- [8] 童臻瑜,邵阳,王建光,等.相同试验应力与材料强度比值下的 7150 铝合金蠕变时效行为研究[J].塑性工程学报,2021,28(5):70-75.
- [9] 崔振华,刘晓艳,王路路,等.7050 超高强铝合金蠕变时效成形行为与性能研究[J].有色金属材料与工程,2020,41(3):7-14.
- [10] WANG Q, ZHAN L H, XU Y Q, et al. Creep aging behavior of retrogression and re-aged 7150 aluminum alloy[J].Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2020, 30(10): 2 599-2 612.
- [11] 李炎光,湛利华,谭斯格,等.工艺参数对 2124 合金蠕变时效成形的影响[J].特种铸造及有色合金,2011,31(6):580-582.
- [12] 郝永刚,张志超,祝全超,等.铝合金带筋板柔性多点模渐进压弯成形工艺仿真与实验[J].塑性工程学报,2020,27(11):12-17.
- [13] 张敏,田锡天,李波.整体壁板压弯成形的形状控制[J].航空学报,2020,41(7):66-77.
- [14] 刘毅,余红红.整体壁板的成形方法[J].机械研究与应用,2009,22(4):111-113.
- [15] 张丽娇.航空航天高强铝合金材料应用及发展趋势研究[J].新材料产业,2021(3):7-11.
- [16] 付金龙.基于 ECAP-SIMA 方法 7075 铝合金半固态组织及力学性能研究[D].北京:北京科技大学,2018.
- [17] 王端志,胡勇,孙海霞,等.高强韧铝合金结构壁板研究进展[J].强度与环境,2020,47(5):28-36.
- [18] CHEN Z W, YAN K, REN C C, et al. Precipitation sequence and hardening effect in 7A85 aluminum alloy[J].Journal of Alloys and Compounds, 2021, 875: 1-10.
- [19] LUGOVY M, SLUNYAYEV V, BRODNIKOVSKYY M. Solid solution strengthening in multiprincipal element fcc and bcc alloys: Analytical approach[J]. Progress in Natural Science: Materials International, 2021, 31(1):95-104.
- [20] KHALFALLAH A, A RAHO A, AMZERT S, et al. Precipitation kinetics of GP zones, metastable η' phase and equilibrium η phase in Al-5.46Zn-1.67Mg alloy[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2019, 29: 233-241.

(编辑:彭瑾)