文章编号: 1004-0609(2013)08-2104-06

7055 铝合金加筋板蠕变时效成形有限元仿真

湛利华¹, 许晓龙², 贾树峰², 阳 凌²

(1. 中南大学 机电工程学院,长沙 410083;2. 中南大学 高性能复杂制造国家重点实验室,长沙 410083)

摘 要:基于铝合金时效成形机理的蠕变统一本构方程,应用大型商业化有限元软件 MSC.Marc,对其进行二次 开发,实现 7055 铝合金加筋板蠕变时效成形过程仿真模拟,结合 ATOS Professional 软件分析加筋板成形后回弹 率,并通过实验研究验证仿真结果的正确性。结果表明:单纯静力加载后加筋板的回弹量为 16.14%,而经过蠕变 时效后加筋板的回弹量降低为 10.34%,筋条对构件蒙皮的回弹起到一定的抑制作用;蠕变时效后加筋板的几何形 状是由筋板的塑性变形与构件的蠕变应变共同决定的。

关键词: 7055 铝合金; 蠕变时效成形; 有限元仿真; 回弹 中图分类号: TG146.21 **文献标志码:** A

Finite element simulation for creep age forming of 7055 aluminum alloy stiffened panel

ZHAN Li-hua¹, XU Xiao-long², JIA Shu-feng², YANG Ling²

 School of Mechanical and Electrical Engineering, Central South University, Changsha 410083, China;
 State Key Laboratory of High Performance Complex Manufacturing, Central South University, Changsha 410083, China)

Abstract: The creep unified constitutive equations based on aluminum alloy aging forming mechanism were further developed by the large scale commercial finite element software MSC.Marc, and 7055 aluminum alloy stiffened panel creep age forming process simulations were completely conducted. Then springback of the stiffened plate after forming was calculated by ATOS Professional software, and its correctness was verified by experimental studies. The results show that, the springback of the stiffened plate under the simple static load is 16.14%, while it reduces to 10.34% after creep age forming, which shows that ribs play some certain role on the springback of the skin in the process of creep age forming. And the geometry shape of the stiffened plate after creep age forming is jointly determined by the plastic deformation of the ribs and the creep strain of the workpiece.

Key words: aluminum alloy 7055; creep age forming; finite element simulation; springback

在 20 世纪 80 年代初,为了解决整体壁板的成形 难题而开发了的一项利用金属的蠕变特性、将成形与 时效同步进行的成形方法^[1-2],即蠕变时效成形技术。 目前,该技术在国外得到深入研究并已应用于实际生 产中^[3-7],如美国 B-1B 超音速战略轰炸机上下机翼壁 板等;而在国内由于缺乏必要的基础研究和技术储备, 该技术尚未得到工程化应用。

已有研究[8-11]表明,经过蠕变时效成形后的工件,

基金项目: 国家重点基础研究发展计划资助项目(2010CB731700); 国家自然科学基金重点基金项目(51235010)

收稿日期: 2012-09-19; 修订日期: 2013-06-08

通信作者: 湛利华, 教授, 博士; 电话: 0731-88830254; E-mail: yjs-cast@csu.edu.cn

 $\dot{\sigma}_{\text{A}}$

卸载后均存在一定的回弹量,在一定条件下其回弹量 甚至高达70%,这严重影响工件的成形精度。对此国 内外学者开展了一系列工作,研究蠕变时效对铝合金 材料成形成性的影响, HO 等^[8]研究了 760 mm×760 mm 尺寸板件在不同厚度下的回弹行为,得到板件成 形后回弹率随着壁板厚度增加而减小的规律;李超 等^[9]研究了 7B04 铝合金在不同时效条件下的蠕变行 为,分析了加工条件对材料微观组织与力学性能的影 响; HO 等^[10]研究了工件在发生单、双曲率弯曲时的 蠕变时效成形行为,发现相同工况下工件在双曲率弯 曲时发生的回弹比单曲率要小等。然而这些研究工作 的对象绝大部分为铝合金蒙皮,目前仅个别学者对带 筋工件进行了蠕变时效行为研究[12-17]。甘忠等[15]和黄 霖等[16-17]研究不同铝合金材料整体壁板回弹变化,但 均未对筋条在蠕变时效成形过程中对回弹的影响展开 研究,其研究成果不能有效指导复杂构件的实际成形。

使用 Fortran 语言通过二次开发,将 7055 铝合金 蠕 变 时 效 统 一 本 构 方 程 嵌 入 到 有 限 元 软 件 MSC.MARC 中,对带筋铝合金壁板蠕变时效成形过 程进行数值模拟,结合 ATOS Professional 软件分析工 件回弹,并开展相应工况下加筋板蠕变时效成形实验 研究,验证仿真模型的准确性。

1 蠕变时效统一本构方程

选取 7055 铝合金材料进行等温蠕变时效实验,实 验温度为 120 ℃,时效时间为 24 h,得到 190.0、252.2、 308.9、357.8 MPa 4 种恒应力作用下的蠕变曲线;并 通过宏观性能及微观组织分析,分别获得不同时效条 件下 7055 铝合金屈服强度及析出相尺寸的大小。参考 文献[8]对铝合金板材蠕变时效成形本构方程的研究, 结合时效析出硬化、位错硬化、固溶强化、位错密度 和析出相半径等因素在蠕变时效中的演变机制,建立 一套完整的 7055 铝合金蠕变时效统一本构方程^[18], 具体方程如下:

$$\dot{\varepsilon}_{c} = A_{l} \sinh\{B_{l}[|\sigma|(1-\overline{\rho}) - k_{0}\sigma_{y}]\}\operatorname{sign}\{\sigma\}$$
(1)

$$=C_{\rm A}\dot{\bar{r}}^{m_1}(1-\bar{r})\tag{2}$$

$$\dot{\sigma}_{\rm SS} = C_{\rm SS} \dot{\bar{r}}^{m_2} (\bar{r} - 1) \tag{3}$$

$$\dot{\sigma}_{\rm dis} = A_2 n \bar{\rho}^{n-1} \dot{\bar{\rho}} \tag{4}$$

$$\sigma_{\rm y} = \sigma_{\rm SS} + \sqrt{\sigma_{\rm A}^2 + \sigma_{\rm dis}^2} \tag{5}$$

$$\dot{\bar{r}} = C_{\rm r} (Q - \bar{r})^{m_3} (1 + \gamma_0 \bar{\rho}^{m_4})$$
(6)

$$\dot{\overline{\rho}} = A_3 \left(1 - \overline{\rho} \right) \dot{\varepsilon}_c \left| - C_P \overline{\rho}^{m_5} \right. \tag{7}$$

式中: $\dot{\epsilon}_{c}$ 为蠕变应变率; $|\sigma|$ 为时效应力绝对值; $\bar{\rho}$ 为 归一化位错密度; $\dot{\sigma}_{A}$ 为时效硬化强度变化率; $\dot{\sigma}_{SS}$ 为 固溶强化强度变化率; $\dot{\sigma}_{dis}$ 为位错硬化强度变化率; σ_{y} 为材料屈服强度; σ_{SS} 为固溶强化强度; σ_{A} 为时 效硬化强度; σ_{dis} 为位错硬化强度; \bar{r} 为归一化析出 相半径变化率; \bar{r} 为归一化析出相半径; $\bar{\rho}$ 为归一化 位错密度变化率; A_{1} 、 B_{1} 、 k_{0} 、 C_{A} 、 m_{1} 、 C_{SS} 、 m_{2} 、n、 A_{2} 、 C_{r} 、Q、 γ_{0} 、 m_{3} 、 m_{4} 、 A_{3} 、 C_{P} 和 m_{5} 为材料常数。

将实验得到的蠕变曲线、屈服强度及析出相半径 与理论计算曲线作比较,并以其差值作为目标函数进 行优化处理,具体分析见参考文献[18],得到本构方 程中材料常数值,如表1所列。本构方程与实验数据 的拟合情况见图1。





Fig. 1 Creep age test data and fitting curves of 7055 aluminum alloy

表1 120℃下 7055 铝合金蠕变时效本构方科	呈材料常数值
---------------------------	--------

Table 1	Determined constants in creep	age forming	constitutive equations	for 7055	aluminum alloy	at 120°	С
---------	-------------------------------	-------------	------------------------	----------	----------------	---------	---

A_1/h^{-1}	<i>B</i> ₁ /MPa	k_0	C _A /MPa	m_1	C _{SS} /MPa	<i>m</i> ₂	n	A_2	$C_{\rm r}/{\rm h}^{-1}$	Q	γo	<i>m</i> ₃	m_4	A_3	C_{P}	m_5
5.0×10^{-5}	0.0279	0.2	94.3	0.44	20.0	0.4	0.8	291.5	0.032	1.69	2.7	1.3	1.98	200.0	0.07	1.3

2 蠕变时效有限元仿真

2.1 有限元模型建立

研究对象加筋工件采用 7055 铝合金材料,其几何 尺寸如图 2 所示。工件的长宽规格为 281 mm×272 mm,其中横向(即弯曲方向)上的筋条厚度为 4 mm, 纵向筋条厚度为 2 mm,所有筋条高度为 18 mm,工 件的蒙皮厚度为 2 mm。



图 2 7055 铝合金加筋板的几何尺寸

Fig. 2 Geometry of 7055 aluminum alloy stiffened panel (Unit: mm)

根据蠕变时效成形工艺,对加筋板进行单曲率弯曲时效成形,建立相应的有限元模型,如图 3 所示。 其中,成形模具型面为曲率半径 *R*₀ =1 m 的钢材圆柱 面(即工件成型的目标曲面),其厚度为 12 mm。工件





Fig. 3 Finite element analysis model of 7055 aluminum alloy stiffened panel

与模具型面之间使用 4 个可支撑工件质量的弹簧连接。采用 3D 壳单元对壁板工件与模具型面划分网格,同时为保证计算精度,将壁板工件沿厚度方向剖分为5 层单元。

2.2 蠕变时效有限元分析过程

为了探究筋条在蠕变时效前后对工件成形回弹的 影响,开展如下对比研究。

首先,进行常温下单纯静力加载时的仿真计算, 此时并没有考虑蠕变时效过程。具体的有限元分析步 骤如下:

(1) 在壁板工件上施加适当的均布载荷,使弹簧 压缩且工件的4个角与模具型面相接触;

(2) 继续在工件上施压,使其发生形变并与模具 型面完全紧密接触;

(3) 常温环境中保持载荷和工件变形 5 min 后卸载。

其次,进行加筋板的蠕变时效成形仿真计算。使用 Fortran 语言编写用户子程序 CREEP,将 7055 铝合 金蠕变时效统一本构方程嵌入到 MSC.Marc 中进行有限元分析。根据蠕变时效成形工艺过程,结合有限元 模型,建立以下分析步骤:

(1)、(2)步骤与常温静力加载仿真步骤相同;

(3) 将工件加热至 120 ℃,保持热力载荷和壁板 工件变形 24 h。在恒定时效温度(120 ℃)下,工件发生 蠕变和应力松弛,部分弹性变形转变为塑性变形,材 料内部应力水平下降;

(4) 卸载,工件自然回弹。

2.3 有限元仿真结果

分别对加筋板的常温静力加载与蠕变时效的仿真 结果进行研究,分析两种工况下加筋板的成形情况与 回弹大小。

2.3.1 常温静力加载的结果分析

分析静力加载仿真结果发现,静力加载完毕时加 筋板的最大等效应力为 428.5 MPa,卸载后加筋板的 最大等效应力为 342.4 MPa,如图 4 所示。同时分析 卸载后加筋板等效塑性应变云图(图 5)发现,加筋板的 筋条沿曲率方向发生了一定的塑性变形,但是加筋板 的蒙皮部分仍然处于弹性变形阶段。

将卸载后的加筋板蒙皮网格文件导入 ATOS Professional 软件中进行截面圆拟合处理,分析测得经 过静力加载后,工件蒙皮的曲率半径 R_f 为 1 182.07 mm。根据回弹公式 $S_P=(R_f-R_0)/R_f$ (其中, S_P 为工件回 弹率, R_f 为工件回弹后曲率半径, R_0 为模具型面曲率



图 4 静力加载过程中 7055 铝合金加筋板的等效应力

Fig. 4 Equivalent stress of 7055 aluminum alloy stiffened panel in static loading process: (a) At end of static loading; (b) After unloading



图 5 静力加载后 7055 铝合金加筋板等效塑性应变



半径)计算得到,工件经过常温静力加载后的回弹为 16.14%,可以看出加筋板发生的回弹比较少。分析发现,这主要是由于加筋板的筋条在静力加载阶段即发 生了塑性变形,一定程度上抑制了工件蒙皮的回弹, 这对后续研究工件蠕变时效成形的回弹特征至关重 要。

2.3.2 蠕变时效的结果分析

图 6 所示为 7055 铝合金加筋板蠕变时效成形后的 等效应力云图。由图 6 可得,加载完毕时(蠕变时效开 始前)加筋板的最大等效应力为 482.5 MPa,随着蠕变 时效的进行,发生应力松弛现象,时效结束时,加筋 板的最大等效应力减小到 260.1 MPa,而在卸载后, 加筋板的最大等效应力为 178.4 MPa。同样分析加筋 板等效塑性应变云图(如图 7 所示)发现在卸载后,加 筋板的筋条发生了一定的塑性变形,而加筋板的蒙皮 仍然处于弹性变形阶段。

同样使用 ATOS Professional 软件分析蠕变时效后 的加筋板蒙皮,分析测得经过蠕变时效后,工件蒙皮 的曲率半径 *R*_f为 1 115.36 mm。根据回弹公式 *SP*=(*R*_f-*R*₀)/*R*_f计算可以得到,工件的回弹为10.34%。 因此可以得到加筋板在经过蠕变时效后,发生的回弹 小于静力加载后的结果,两者相差 5.8%。首先,静力 加载结束后,加筋板筋条发生的塑性变形,在一定程 度上抑制了工件蒙皮的回弹;其次,随着蠕变时效的



图 6 蠕变时效过程中 7055 铝合金加筋板等效应力 Fig. 6 Equivalent stress of 7055 aluminum alloy stiffened panel in creep age forming process: (a) At end of loading; (b) At end of creep age forming; (c) After unloading

2108



图 7 蠕变时效后 7055 铝合金加筋板等效塑性应变

Fig. 7 Equivalent plastic strain of 7055 aluminum alloy stiffened panel after creep age forming

进行,工件一部分的弹性变形转变为塑性变形,进一步抑制了回弹的发生。最终,加筋板工件会发生更小的回弹。

3 实验研究

为了验证有限元仿真结果的准确性,进行与有限 元模拟相同工艺条件下的实验研究。蠕变时效实验工 装采用筋板类模具,如图8所示,其中筋板模面曲率 半径为1m,通过调节模具上端的螺钉高度进行加载。 为了避免在加载过程中螺钉的冲挤造成构件筋条的人 为变形,加载前,在加筋板与螺钉之间添加一块薄钢 板保护构件筋条。



图 8 蠕变时效成形实验工装 Fig.8 Experiment tooling of creep age forming

首先,进行常温静力加载实验。调节螺钉高度对 构件施加载荷,并保证构件蒙皮与下模紧密接触;保 持构件几何变形 5 min 后卸载;其次,进行高温蠕变 时效实验。首先,对构件加载并保证其与下模紧密贴 合; 然后将模具与构件放入时效炉中进行高温处理, 设定构件的时效温度为 120 ℃,时效总时间为 24 min; 最后,结束高温,打开炉门,在构件空冷结束后卸载 螺钉加载,使构件回弹。图 9 所示为蠕变时效试验结 束后的加筋工件。在实验结束后,采用 ATOS COMPACT SCAN 设备对试验件蒙皮表面进行扫描, 得到加筋板蒙皮的三维网格数据,并导入 ATOS Professional 软件中处理得到加筋板蒙皮试验后的曲 率半径值。



图 9 蠕变时效后工件 Fig. 9 Workpiece after creep aging forming

通过 ATOS Professional 软件分析得到,经过静力 加载试验后,加筋板蒙皮的曲率半径为1215.25 mm, 而有限元仿真得到的蒙皮曲率半径为1182.07 mm, 计算得到两者的相对误差为2.73%;同时经过蠕变时 效试验后,加筋板蒙皮的曲率半径为1124.64 mm, 而有限元仿真得到的蒙皮曲率半径为1115.36 mm,计 算得两者的相对误差为0.83%。由此可见,试验和仿 真结果之间误差很小,充分证明有限元仿真模型的准 确性。

4 结论

 1) 给定尺寸的加筋板在进行单纯静力加载后,仅 是构件筋条部分发生了塑性变形,蒙皮仍处于弹性变 形状态。筋条的塑性变形在一定程度上抑制了构件的 回弹,最终决定其几何形状,卸载后构件的回弹为 16.14%。

2) 对加筋板进行蠕变时效处理时,随着蠕变时效的进行,构件部分弹性变形转变为塑性变形,塑性变形量的增加进一步抑制回弹的发生,卸载后,构件发生了10.34%的回弹,回弹量减小。

第23卷第8期

3) 经过蠕变时效成形,加筋板的几何形状是由初 始加载引起的构件塑性变形与后面的蠕变时效两者共 同作用的结果。

REFERENCES

- MITCHELL C H. Autoclave age forming large aluminum aircraft panels[J]. Journal of Mechanical Working Technology, 1989, 20: 477-488.
- [2] DENISE M H. Age forming technology expanded in an autoclave[C]// General Aviation Aircraft Metting and Exposition. Wichita, KS: SAE, 1985: 850–885.
- [3] SALLAH M, PEDDIESON J, FOROUNDASTAN S. A mathematical model autoclave age forming[J]. Journal of Materials Processing Technology, 1991, 28(9): 211–219.
- [4] LEVER A, PRIOR A. Finite element analysis of shot peening[J]. Journal of Materials Processing Technology, 1998, 80: 304–308.
- [5] LIN J, HO K C, DEAN T A. An integrated process for modelling of precipitation hardening and springback in creep age forming[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2006, 46(11): 1266–1270.
- [6] JEUNECHAMPSA P P, HO K C, LIN J, PONTHOT J P, DEAN T A. A closed form technique to predict springback in creep age forming[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2006, 48(6): 621–629.
- [7] NARIMETL S P, PEDDIESON J JR, BUNCHANAN G R, FOROUNDASTAN S. A simulation procedure for panel age forming[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 1998, 120(2): 183–190.
- [8] HO K C, LIN J, DEAN T A. Constitutive modeling of primary creep for age forming an aluminum alloy[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004, 153: 122–127.
- [9] 李 超, 万 敏, 黄 霖. 7B04 铝合金蠕变过程中析出相的 影响因素[J]. 航空材料学报, 2009, 29(2): 13-17.
 LI Chao, WAN Min, HUANG Lin. Effect on precipitation phases of 7B04 aluminum alloy during creep process[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2009, 29(2): 13-17.
- [10] HO K C, LIN J, DEAN T A. Modelling of springback in creep forming thick aluminium sheets[J]. International Journal of Plasticity, 2003, 20(4/5): 733-751.
- [11] GAN Zhong, ZHU Jia-zan, ZHANG Lei. Research on

springback compensation of mold surface for age forming of integral panel[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2010, 17(5): 15–18.

[12] 黎俊初, 邹 唤, 熊洪森, 谭险峰, 常 春. 筋板类 LY12 铝 合金零件蠕变时效成形有限元分析[J]. 塑性工程学报, 2010, 17(2): 24-27.

LI Jun-chu, ZOU Huan, XIONG Hong-miao, TAN Xian-feng, CHANG Chun. FE analysis on creep age forming of Al alloy LY12 ribbed-plate parts[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2010, 17(2): 24–27.

- [13] NACEUR H, GUO Y Q, BEN-ELECHI S. Response surface methodology for design of sheet forming parameters to control springback effects[J]. Computers and Structures, 2006, 84(26/27): 1651–1663.
- [14] KARAFILLIS A P, BOYCE M C. Tooling design in sheet metal forming using springback calculations[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1992, 34(2): 113–131.
- [15] 甘 忠,张 磊,许旭东,袁 胜. 整体壁板时效成形模具回 弹补偿的工艺研究[J]. 塑性工程学报,2010,17(5):15-18.
 GAN Zhong, ZHANG Lei, XU Xu-dong, YUAN Sheng.
 Research on springback compensation of mold surface for age forming of integral panel[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2010,17(5):15-18.
- [16] 黄 霖, 万 敏, 吴向东, 迟彩楼, 季秀升, 李善良, 张新娟.
 整体壁板时效成形的回弹预测及模面补偿技术[J]. 航空学报, 2009, 30(8): 1531–1536.
 HUANG Lin, WAN Min, WU Xiang-dong, CHI Cai-lou, JI Xiu-sheng, LI Shan-liang, ZHANG Xin-juan. Prediction of springback and tool surface modification technology for age forming of integral panel[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2009, 30(8): 1531–1536.
- [17] 黄 霖,万 敏. 铝合金厚板时效成形回弹补偿算法[J]. 航空学报, 2008, 29(5): 1406-1410.
 HUANG Lin, WAN Min. Compensation algorithm for springback in age forming for aluminum alloy plate[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2008, 29(5): 1406-1410.
- [18] ZHAN Li-hua, LIN Jian-guo. Experimental studies and constitutive modelling of the hardening of aluminium alloy 7055 under creep age forming conditions[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2011, 53: 595–605.

(编辑 李艳红)