

## 铝合金弹-塑性蠕变时效形性演变建模分析

周文彬<sup>1</sup>, 甘宛妮<sup>1</sup>, 杨小克<sup>2</sup>, 杨力伟<sup>3</sup>, 杨 波<sup>4</sup>, 李东升<sup>1</sup>, 李 勇<sup>1</sup>

(1. 北京航空航天大学 机械工程及自动化学院, 北京 100191; 2. 航天海鹰(哈尔滨)钛业有限公司, 黑龙江 哈尔滨 150028; 3. 伦敦玛丽女王大学 工程与材料学院, 伦敦 E1 4NS; 4. 中国航发沈阳黎明航空发动机有限责任公司, 辽宁 沈阳 110043)

**摘要:** 大尺寸复杂薄壁结构精确成形、成性要求传统蠕变时效成形工艺从弹性加载扩展至弹-塑性加载, 为了研究此弹-塑性加载状态对材料与结构蠕变变形及时效强化的影响, 开展从应力松弛时效特性表征、跨尺度本构建模到典型带筋壁板蠕变时效成形仿真与试验分析的系列研究。考虑弹、塑性加载下不同初始位错特性建立的基于蠕变背应力演变的跨尺度材料模型, 可有效实现弹-塑性蠕变时效特性模拟与预测。典型带筋壁板类结构的蠕变时效成形试验与仿真结果表明, 加载过程中产生的塑性应变会大幅降低试验件的回弹率, 最大加载等效总应变为 1.62% 和 0.46% 的试验件, 其回弹率分别为 13.8% 和 31.0%。试验件筋条及蒙皮区域的屈服强度均得到提高, 且成形后筋条的屈服强度略高于蒙皮。

**关键词:** 铝合金; 蠕变时效; 弹塑性加载; 本构建模; 形性演变

**DOI:** 10.13330/j.issn.1000-3940.2023.05.030

中图分类号: TG306

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2023) 05-0227-09

## Modelling and analysis of evolution for deformation and property in elastic-plastic creep ageing of aluminium alloy

Zhou Wenbin<sup>1</sup>, Gan Wann<sup>1</sup>, Yang Xiaoke<sup>2</sup>, Yang Liwei<sup>3</sup>, Yang Bo<sup>4</sup>, Li Dongsheng<sup>1</sup>, Li Yong<sup>1</sup>

(1. School of Mechanical Engineering and Automation, Beihang University, Beijing 100191, China;

2. Aerospace Hiwing (Harbin) Titanium Industry Co., Ltd., Harbin 150028, China;

3. School of Engineering and Materials Science, Queen Mary University of London, London E1 4NS, UK;

4. Shenyang Liming Aero Engine Co., Ltd. AECC, Shenyang 110043, China)

**Abstract:** The traditional creep age forming process is required to extend from elastically loading to elastic-plastically loading for achieving the precise formability and property of large thin-walled structures with complex shapes. To investigate the effect of elastic-plastically loading state on the creep deformation and age hardening of materials and structures, a series of studies were conducted, including the characterisation of stress relaxation ageing, building of cross-scale constitutive model, and the simulation and experimental analysis for creep age forming of typical stiffened panels. The cross-scale material model based on the variation of creep threshold stress, which considers the different initial dislocation characteristics under elastic-plastically loading, can effectively realize the simulation and prediction of the elastic-plastic creep ageing characterisation. The experimental and simulation results of creep age forming for typical stiffened panel structures show that the plastic strain produced in the loading process significantly reduces the springback percentage of specimens. For the specimens with the maximum loading total equivalent strains of 1.62% and 0.46%, the springback percentages are 13.8% and 31.0%, respectively. The yield strength of stiffeners and skin areas of the experimental specimen is improved, and the yield strength of stiffener is slightly higher than that of skin after forming.

**Key words:** aluminium alloy; creep ageing; elastic-plastic loading; constitutive model; evolution for deformation and property

时效强化型高强铝合金是航空航天领域结构件的重要材料之一, 其具备低密度、高强度等系列优

点<sup>[1-2]</sup>。针对铝合金时效强化特性而发展的蠕变时效成形技术, 将处于同一温度等级下的铝合金的蠕变变形特性与时效强化特性相结合, 可实现高强铝合金大尺寸结构形性协同一体化成形制造, 在航空航天领域用大尺寸结构中具有极好的应用潜力, 如航空用机翼、航天用贮箱结构等<sup>[3-4]</sup>。传统蠕变时效成形过程主要利用材料在弹性加载状态下产生的蠕变变形与相应的时效强化, 实现小变形量、大尺寸结构成形, 如飞机机翼<sup>[5-7]</sup>。但随着飞行器用结

收稿日期: 2023-04-15; 修订日期: 2023-05-09

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (52005020); 广东省基础与应用基础研究基金资助项目 (2019A1515110851)

作者简介: 周文彬 (1994-), 男, 博士, 副教授

E-mail: zhouwb@buaa.edu.cn

通信作者: 李 勇 (1989-), 男, 博士, 教授

E-mail: liyong19@buaa.edu.cn

构日趋复杂（变形量增大，蒙皮结构向带筋条壁板结构转变），传统弹性加载已无法实现相应结构的成形，扩展至弹-塑性加载状态下的大变形量蠕变时效成形成为必然，但也带来了铝合金在弹-塑性加载状态下蠕变时效特性的改变。

近 20 年来，针对各类时效强化型铝合金（包括 2 系、6 系、7 系等）的蠕变及时效特性，国内外已开展了大量基础与应用研究，揭示了铝合金初始阶段+稳态阶段的蠕变特性及其相应的位错演变机理<sup>[8-9]</sup>、蠕变产生的位错对于析出与固溶动力学的影响机理<sup>[10-11]</sup>。在机理研究基础上，基于传统蠕变与时效模型，形成了考虑蠕变与时效耦合影响下的统一本构建模方法，实现了成形过程中关键微观特性（位错、析出）及宏观特性（蠕变、强度）的有效预测<sup>[12-13]</sup>。相应的模型也已应用于小变形量结构的蠕变时效成形预测，并可用于指导相应工业应用<sup>[14-15]</sup>。

弹-塑性加载阶段铝合金的蠕变时效特性也是近年来的研究热点。Lyu F G 等<sup>[16]</sup>发现 7 系列 Al-Zn-Mg 合金在接近塑性区域后，材料的蠕变变形随应力等级的增加幅度远大于弹性加载区域。Ma Z Y 等<sup>[17]</sup>在 Al-Cu 合金上也发现了同样的结果，并基于位错演变特性开展了相应的机理分析。Rong Q 等<sup>[18]</sup>进一步针对 6 系列 Al-Mg-Si 合金开展了弹-塑性加载状态下的系列应力松弛时效试验，建立了弹-塑性加载状态下不同位错导致的背应力演变影响下的蠕变变形模型，实现了相应蠕变变形结果的预测。上述弹-塑性加载状态下不同的蠕变时效材料的特性势必影响壁板类构件大变形蠕变时效下的回弹以及性能演变结果，直接决定后续的回弹补偿与性能调控。因此，亟需系统性研究弹-塑性加载状态对复杂结构蠕变回弹及时效性能的影响。

因此，本文以航空航天用 Al-Cu-Mg 高强铝合金为研究对象，研究其弹-塑性加载状态下材料的应力松弛及时效强化特性，建立基于位错演变的微宏观跨尺度本构模型以实现形性演变的精确预测；在此基础上，开展典型壁板类构件的蠕变时效成形试验，建立基于上述材料的本构仿真模型，进一步分析弹-塑性加载状态下的壁板结构蠕变时效过程中的回弹以及强度分布特性，为大尺寸复杂薄壁构件的精确成形、成性奠定方法基础。

1 试验方法

1.1 材料

试验材料选用 2219 铝合金，其化学成分如表 1

所示<sup>[19]</sup>。初始材料为 150 mm×45 mm×18 mm 的长方体块材。热处理状态为 T37，即在 535 ℃、80 min 条件下进行固溶热处理，水淬，再进行 7% 的预拉伸。对 2219 铝合金材料进行室温单轴拉伸试验，得到材料在室温下的弹性模量为 73 GPa，屈服强度为 306 MPa。

表 1 2219 铝合金的化学成分（%，质量分数）

Table 1 Chemical compositions of 2219 aluminium alloy  
(%, mass fraction)

Cu	Mg	Mn	Si	Fe	Ni	Zr	Ti	Al
5.24	0.028	0.27	0.042	0.13	0.03	0.14	0.065	余量

1.2 蠕变时效基础试验

在 165 ℃ 条件下对 2219 铝合金材料进行单轴拉伸试验，得到的真实应力-真实应变曲线如图 1 所示，得到材料在 165 ℃ 下的弹性模量  $E$  为 70 GPa，屈服强度  $R_{eL}$  为 256.3 MPa。为了获得蠕变时效成形温度下的蠕变时效本构模型，设计了如表 2 所示的应力松弛试验，应力松弛试验的试样尺寸如图 2a 所示，应力松弛试验设备如图 2b 所示，其中  $t$  为试样件的厚度。从 165 ℃ 的单向拉伸试验曲线中分别选取弹性段、塑性段各 3 个应力等级进行 11 h 的 165 ℃ 应力松弛试验，弹性段选取 100、150 和 200 MPa 应力等级，塑性段选取 1%、2% 和 4% 应变等级。为了获取应力松弛试验后材料的屈服强度，选取 150 MPa 应

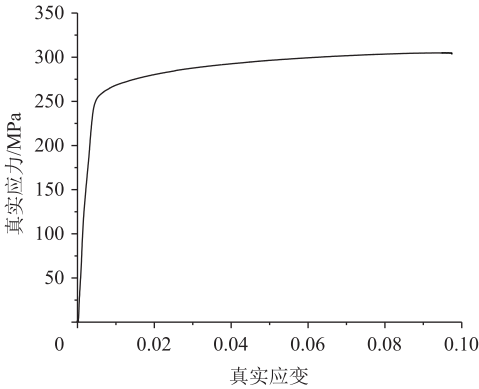


图 1 165 ℃ 时 2219 铝合金的真实应力-真实应变曲线

Fig. 1 True stress-true strain curve of 2219 aluminium alloy at 165 ℃

表 2 165 ℃ 应力松弛试验设计方案

Table 2 Design schemes of stress relaxation experiments at 165 ℃

加载等级	应力/MPa			应变/%		
	100	150	200	1	2	4
应力松弛时间/h	11	1, 3, 5, 8, 11	11	11	1, 3, 5, 8, 11	11
后续试验	—	室温单轴拉伸试验	—	—	室温单轴拉伸试验	—

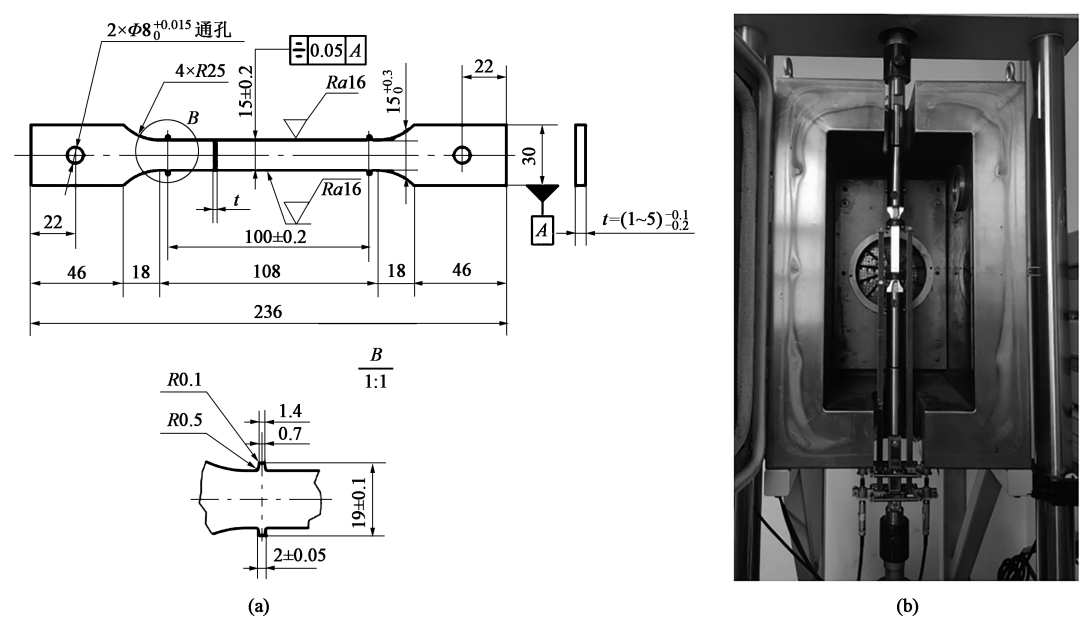


图 2 应力松弛试验的试样几何尺寸 (a) 及设备 (b)

Fig. 2 Sample geometrical sizes (a) and equipment (b) of stress relaxation experiment

力、2%应变加载等级，进行 1、3、5、8 和 11 h 的 165 ℃ 应力松弛试验，试验完成后在室温下对试样进行单轴拉伸试验。

1.3 典型结构蠕变时效成形试验

试验件为 150 mm×45 mm×18 mm 的初始块材通过铣削获得的 T 形截面带筋件，如图 3a 所示，其几何参数及成形半径参数如表 3 所示，其中， $l$ 、 $w$ 、 $h$  分别为试验件的长度、宽度及筋高。试验中，首先将试验件放置在自主设计的半径为  $R$  的钢制模具（图 3b）中，在 DDL-100 电子万能试验机上进行加载，当试验件被加载至与上、下模具完全贴合时，利用螺栓螺母将上、下模具拧紧固定以保持试验件贴模。然后，迅速将模具及试验件放入 KSL-1200X 加热炉中进行蠕变时效试验。将热电偶固定在试验件表面中心，进行温度监测，确保在 11 h 的蠕变时效过程中，试验件温度控制在  $(165\pm3)$  ℃ 范围内。11 h 蠕变时效后，将试验件空冷并卸载，获得成形后的带筋试验件如图 3c 所示。后续对成形后的试验件进行形状测量，并从底板切取试样进行室温单轴拉伸试验。

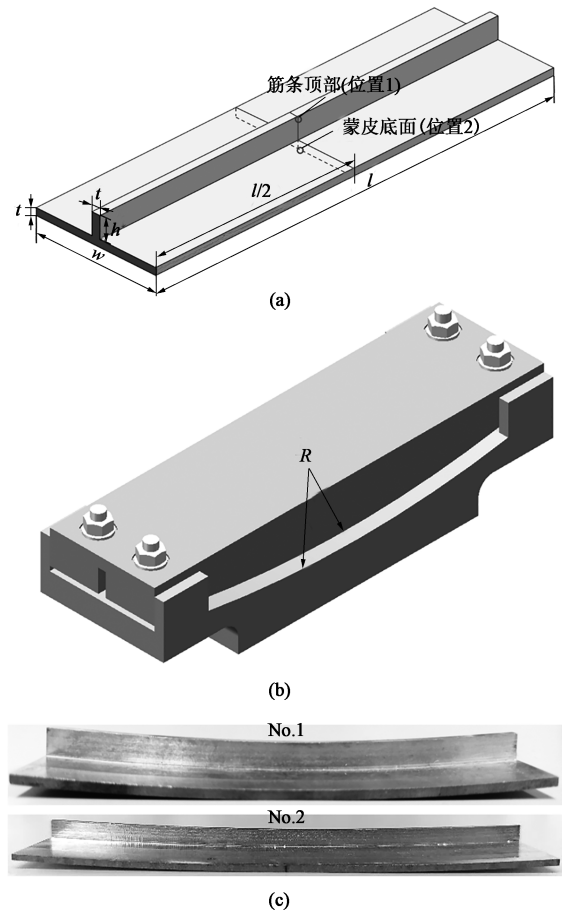


图 3 蠕变时效成形试验

(a) 试验件示意图 (b) 模具 (c) 成形后的带筋壁板件

Fig. 3 Creep age forming experiments

(a) Schematic diagram of specimen (b) Die (c) Formed stiffened panel specimens

2 材料模型与仿真模型

2.1 弹塑性蠕变时效材料本构模型

由于加载及升温时间（约 20 min）远小于蠕变时效时间（11 h），在此期间，2219 铝合金的蠕变

表 3 带筋壁板件几何尺寸及成形参数

Table 3 Geometrical sizes and forming parameters of stiffened panel specimens

试验件	$w/\text{mm}$	$l/\text{mm}$	$h/\text{mm}$	$t/\text{mm}$	$R/\text{mm}$
No. 1	45	150	9	3.0	600
No. 2	45	150	5	1.5	1000

时效行为可被忽略。因此,利用以下幂律函数表示 2219 铝合金在 165 °C 时的真实应力和塑性应变的关系:

$$\sigma = R_{\text{eL}} + K\varepsilon_{\text{p}}^n \quad (1)$$

式中:  $\sigma$  为真实应力;  $R_{\text{eL}}$  为屈服强度;  $\varepsilon_{\text{p}}$  为塑性应变;  $K$  和  $n$  为材料参数。

对 2219 铝合金材料在 165 °C 下的真实应力-真实应变数据结果进行拟合,得到的  $K$  和  $n$  分别为 140.1 MPa 和 0.409。根据试验获得的 2219 铝合金弹-塑性加载状态下的材料应力松弛及时效强化特性,建立了如下基于位错演变与沉淀相析出的弹塑性蠕变时效微宏观跨尺度本构模型<sup>[18]</sup>:

$$\begin{cases} \dot{\sigma} = -E\dot{\varepsilon}_{\text{e}} \\ \dot{\varepsilon}_{\text{e}} = A_1 \sinh \{ B_1 [ (\sigma - \sigma_{\text{th}}) (1 - \bar{\rho}) ] \} \text{sign} \{ \sigma \} + k_4 \dot{\sigma}_{\text{dis}} \\ \dot{\sigma}_{\text{th}} = -C_{\text{th}} \bar{\lambda}^{-1} \dot{\bar{\lambda}} - n_4 C_1 \bar{\rho}^{-(n_4-1)} \dot{\bar{\rho}} \\ \sigma_{\text{th0}} = B_2 - k_1 \sqrt{\bar{\rho}_0} \\ \bar{\rho}_0 = k_2 \varepsilon_0^2 H(\sigma_0 - \sigma_y) \\ \dot{\bar{\rho}} = A_3 (1 - \bar{\rho}) |\dot{\varepsilon}_{\text{e}}|^{n_1} - C_{\text{p}} \bar{\rho}^{m_4} \\ \dot{\bar{l}} = C_{\text{L}} (Q - \bar{l})^{m_2} (1 + \gamma_0 \bar{\rho}^{m_3}) \\ \dot{\bar{\lambda}} = k_3 \dot{\bar{l}} \\ \dot{\sigma}_{\text{A}} = C_{\text{A}} (1 - \bar{l}) \dot{\bar{l}}^{m_1} \\ \dot{\sigma}_{\text{dis}} = A_2 n_3 \bar{\rho}^{-(n_3-1)} \dot{\bar{\rho}} \\ \dot{\sigma}_{\text{ss}} = C_{\text{ss}} \dot{\bar{l}}^{m_5} (\bar{l} - 1) \\ R_{\text{eL}} = \sigma_{\text{ss}} + \sqrt{\sigma_{\text{A}}^2 + \sigma_{\text{dis}}^2} \end{cases} \quad (2)$$

式中:  $A_1$ 、 $A_2$ 、 $A_3$ 、 $B_1$ 、 $B_2$ 、 $C_{\text{A}}$ 、 $C_{\text{L}}$ 、 $C_{\text{ss}}$ 、 $C_{\text{p}}$ 、 $C_{\text{th}}$ 、 $C_1$ 、 $k_1$ 、 $k_2$ 、 $k_3$ 、 $k_4$ 、 $m_1$ 、 $m_2$ 、 $m_3$ 、 $m_4$ 、 $m_5$ 、 $n_1$ 、 $n_2$ 、 $n_3$ 、 $n_4$ 、 $Q$ 、 $\gamma_0$  为材料常数;  $\varepsilon_{\text{e}}$  为蠕变应变;  $\sigma_{\text{th}}$  及  $\sigma_{\text{th0}}$  分别为背应力及其加载后的初始值;  $\sigma_{\text{dis}}$  为位错强化;  $\bar{\rho}$  及  $\bar{\rho}_0$  分别为归一化的位错密度及其加载后的初始值;  $\varepsilon_0$  为加载后的初始应变;  $\sigma_0$  为加载后的初始应力;  $\bar{\lambda}$  为归一化的沉淀相间距;  $\bar{l}$  为归一化的沉淀相长度;  $\sigma_{\text{A}}$  为沉淀相强化;  $\sigma_{\text{ss}}$  为固溶强化;  $H(\sigma_0 - R_{\text{eL}})$  为阶跃函数,当  $\sigma_0 < R_{\text{eL}}$  时,  $H(\sigma_0 - R_{\text{eL}}) = 0$ , 即  $\bar{\rho}_0 = 0$ , 则弹性加载没有产生初始位错,初始位错密度为 0, 当  $\sigma_0 \geq R_{\text{eL}}$  时,  $H(\sigma_0 - R_{\text{eL}}) = 1$ , 即  $\bar{\rho}_0 = k_2 \varepsilon_0^2$ , 则塑性加载引入了不同的初始位错。

此模型的蠕变应变速率的计算中引入了随加载应变变化的背应力初始值,考虑了弹塑性加载下不同的位错特性。背应力初始值在弹性区间内为常数,在塑性区间内随塑性应变的增加而减小。屈服强度由固溶强化、沉淀相强化及位错强化决定,其中,沉淀相强化与材料沉淀相尺寸演变相关,位错强化与位错密度演变相关。

利用拟合曲线法,基于材料参数的物理意义所确定的范围,采用式 (2) 拟合 100、150 和 200 MPa 应力等级,通过 1%、2% 和 4% 应变等级的应力松弛试验数据 (图 4a 和图 4b) 及屈服强度演变试验数据 (图 4c), 获得的蠕变时效本构模型材料常数如表 4 所示。在 165 °C 时,应力松弛本构模型在弹性区间的计算曲线如图 4a 所示,应力松弛本构模型在塑性区间的计算曲线如图 4b 所示,材料的屈服强度演变本构模型计算曲线如图 4c 所示。结果表明:在 11 h 蠕变时效过程中,在弹性区间内,100、150 和 200 MPa 应力等级试样的应力分别下降了 72.9、97.0 和 132.3 MPa,应力松弛量随加载等级的提高而显著增加;在塑性区间内,1%、2% 和 4% 应变等级试样的应力分别下降了 189.2、186.7 和 195.2 MPa,

表 4 AA2219-T37 铝合金蠕变时效本构模型参数

Table 4 Parameters of creep ageing constitutive model for AA2219-T37 aluminum alloy

参数	$A_1$	$A_2/\text{MPa}$	$A_3/\text{h}^{-1}$	$B_1/\text{MPa}$	$B_2/\text{MPa}$	$C_{\text{p}}$	$C_{\text{A}}/\text{MPa}$	$C_{\text{ss}}/\text{MPa}$	$C_{\text{L}}/\text{h}^{-1}$
数值	$4.50 \times 10^{-5}$	100.00	120.00	$3.60 \times 10^{-2}$	49.00	$6.50 \times 10^{-2}$	27.00	5.00	$2.00 \times 10^{-1}$
参数	$C_{\text{th}}/\text{MPa}$	$k_1/\text{MPa}$	$k_2$	$k_3$	$k_4/\text{MPa}^{-1}$	$m_1$	$m_2$	$m_3$	$m_4$
数值	35.00	95.00	2.00	17.00	1.00	$2.00 \times 10^{-1}$	3.80	10.00	$1.00 \times 10^{-1}$
参数	$m_5$	$n_1$	$n_2$	$n_3$	$n_4$	$Q$	$\gamma_0$	$C_1/\text{MPa}$	
数值	$9.00 \times 10^{-1}$	$6.77 \times 10^{-1}$	1.30	1.00	2.00	1.20	1.00	$1.00 \times 10^{-1}$	

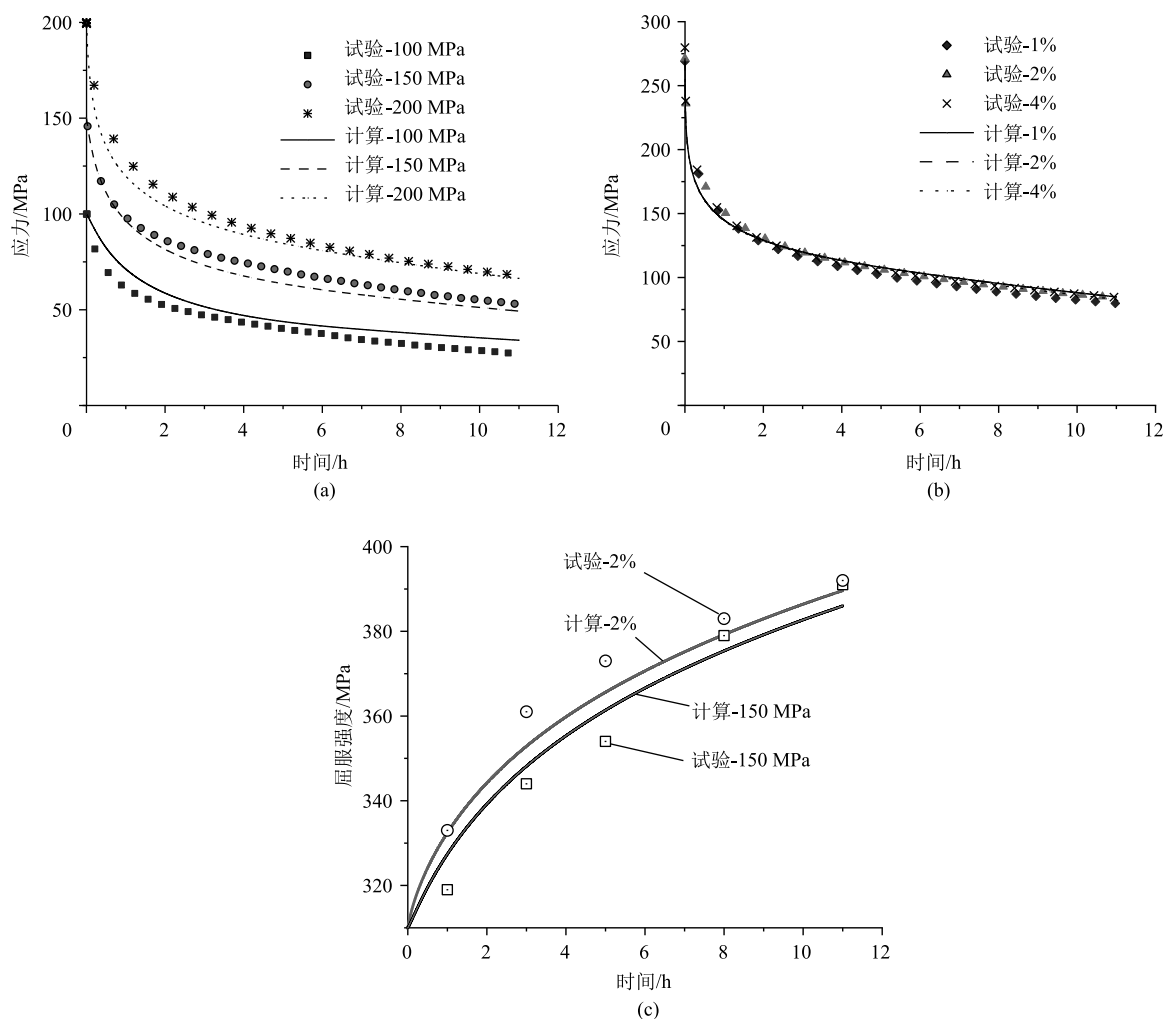


图4 不同加载应力等级下试验和本构模型计算结果

(a) 弹性区间应力松弛 (b) 塑性区间应力松弛 (c) 屈服强度

Fig. 4 Results from experiments and calculation of constitutive model under different loading stress levels

(a) Stress relaxation in elastic region (b) Stress relaxation in plastic region (c) Yield strength

应力松弛量随着加载等级的提高小幅波动, 变化范围在5%以内。150 MPa 应力等级试样的屈服强度提高了27.8%, 2%应变等级试样的屈服强度提高了28.1%。

## 2.2 典型结构蠕变时效有限元仿真模型

蠕变时效成形有限元仿真利用商业有限元仿真软件 ABAQUS 进行, 仿真模型如图5所示, 分别采用表3所示的两组试验件及模具模型进行仿真。由于试验件及模具的结构具有对称性, 取其1/2建立模型进行有限元分析。模具半径为  $R$ , 采用 R3D4 离散刚体单元, 试验件采用 S4R 壳单元。为了保证计算精度, 经过网格收敛性分析, 将模具网格尺寸设置为 0.5 mm, 试验件网格尺寸设置为 1.5 mm。在边界条件定义中, 将试验件模型对称面设置为关于  $x$  向轴对称, 固定下模具, 上模具仅设置  $y$  向平

移自由度以施加加载位移, 如图5所示。其中,  $U1$  和  $U3$  分别为  $x$  和  $z$  向位移,  $UR1$ 、 $UR2$  及  $UR3$  分别为  $x$ 、 $y$  及  $z$  向旋转角。摩擦因数设置为 0.1, 以模拟构件与上、下模具之间的接触摩擦。通过 CREEP 子程序调用式(2)所示的蠕变时效本构方程, 进行蠕变时效过程有限元计算。

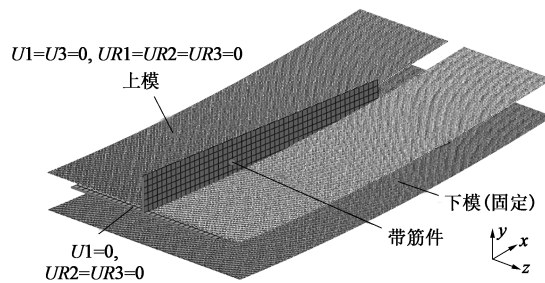


图5 蠕变时效成形有限元仿真模型

Fig. 5 Finite element simulation model for creep age forming

3 结果与讨论

本文研究了 2219 铝合金弹塑性加载条件下蠕变时效成形的热力耦合变形行为与时效强化特性,以典型带筋壁板件为例,开展了不同几何尺寸与弯曲半径的带筋壁板件蠕变时效成形试验与相应的有限元仿真

研究。使用三坐标测量机对前述试验蠕变时效成形后的试验件的变形轮廓曲线进行测量, No. 1 和 No. 2 试验件的最大纵向 (y 轴) 成形变形量测量值分别为 3.99 和 1.94 mm, 与仿真模拟的变形轮廓曲线进行对比, 最大变形量误差在 0.07 mm 之内, 说明仿真模拟和试验结果具有很好的一致性, 如图 6 所示。

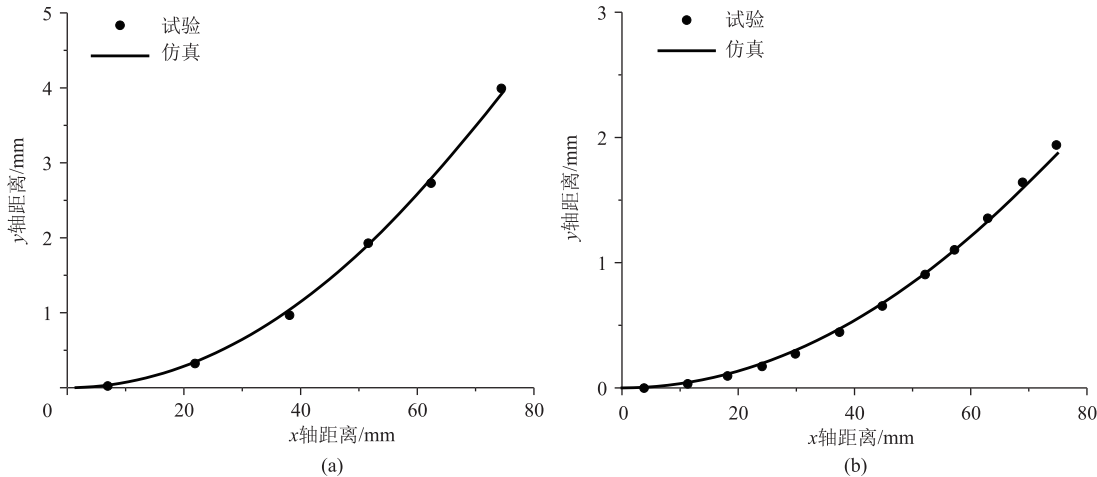


图 6 带筋壁板件蠕变时效成形后变形轮廓曲线的试验及仿真结果对比  
(a) No. 1 (b) No. 2

Fig. 6 Comparison of deformation profile curves between experiment and simulation results after creep age forming for stiffened panel specimens

试验件回弹率  $s_p$  由式 (3) 计算:

$$s_p = \frac{d_l - d_f}{d_l} \quad (3)$$

式中:  $d_l$  和  $d_f$  分别为试验件加载后与回弹后的最大纵向变形量, 如图 7 所示。

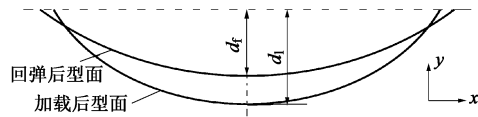


图 7 蠕变时效成形加载及回弹量示意图

Fig. 7 Schematic diagram of loading and springback amount in creep age forming

带筋壁板试验测量值与有限元模拟预测值的变形量相对误差  $\Delta$  由式 (4) 计算:

$$\Delta = \left| \frac{d_{f-exp} - d_{f-sim}}{d_{f-exp}} \right| \times 100\% \quad (4)$$

式中:  $d_{f-exp}$  和  $d_{f-sim}$  分别为试验件回弹后的最大纵向变形量的试验值与有限元模拟的预测值。

根据式 (3) 计算了 No. 1 和 No. 2 带筋壁板试验件的回弹试验值与有限元模拟预测值, 结果如表 5 所示。最大加载等效塑性应变为 1.24% (总应变为 1.62%) 的 No. 1 带筋壁板试验件的回弹率试验值为 13.8%, 而最大加载等效塑性应变为 0.09% (总应变为 0.46%) 的 No. 2 试验件的回弹率试验值为 31.0%。结果表明, 与文献 [10] 和文献 [20] 中弹性加载范围内带筋壁板蠕变时效成形的 55%~70% 的回弹率相比, 加载过程中产生的塑性应变大幅降低了试验件的回弹率, 这是由于塑性加载过程中引入了初始塑性应变, 并且塑性加载在蠕变时效过程中产生的蠕变应变较弹性加载时更大。根据式 (4) 计算的 No. 1 和 No. 2 试验件的试验值与模拟预测值的变形量相对误差  $\Delta$  分别为 1.0% 与 3.6%。试验结果验证了本

表 5 带筋壁板件的回弹率

Table 5 Springback percentages of stiffened panel specimens

试验件	弯曲半径/ mm	最大加载等效 总应变/%	最大加载等效 塑性应变/%	回弹率试验 值/%	回弹率预测 值/%	回弹率相对 误差/%	变形量相对 误差/%
No. 1	600	1.62	1.24	13.8	14.7	6.5	1.0
No. 2	1000	0.46	0.09	31.0	33.4	7.7	3.6

注: 回弹率相对误差 = |回弹率试验值 - 回弹率计算值| / 回弹率试验值。

文建立的 2219 铝合金弹塑性蠕变时效材料本构模型与带筋壁板件蠕变时效成形有限元仿真模型的有效性。

No. 1 试验件蠕变时效成形过程中的应力变化如图 8 所示。加载过程中的蒙皮底面受到拉应力, 最大拉应力为 273 MPa; 筋条处于压应力状态, 最大的压应力也为 273 MPa。此时, 筋条上方和蒙皮底面均处于塑性状态, 而筋条底部和蒙皮顶面均处于弹性状态。随着试验件加热进入蠕变时效阶段, 试验件发生应力松弛现象, 经过 11 h 蠕变时效过程,

蒙皮底面的最大拉应力逐渐下降至 95 MPa; 筋条顶部的最大压应力逐渐下降至 108 MPa, 试验件内部应力均回归弹性状态。蒙皮应力分布不均匀, 筋条与蒙皮连接处的拉应力较高, 而蒙皮远离筋条的两侧区域拉应力较低, 蒙皮底面对称面的最低拉应力为 76 MPa。卸载后, 试验件中的弹性应力释放产生回弹现象, 回弹后蒙皮底面应力转化为压应力状态, 最大压应力为 51 MPa, 筋条上方应力转化为拉应力状态, 最大拉应力为 64 MPa。

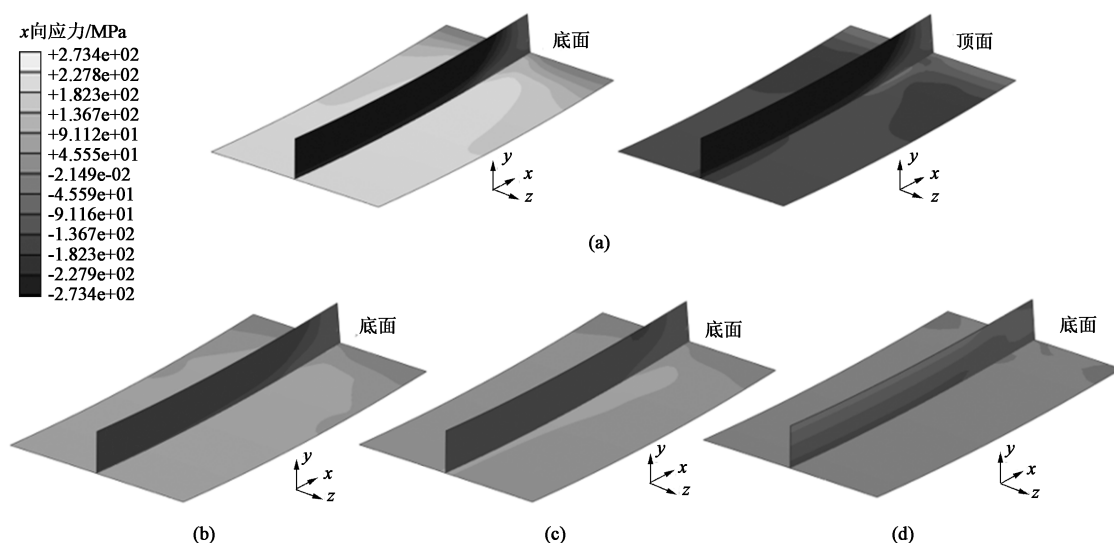


图 8 No. 1 带筋壁板件蠕变时效成形过程中的应力分布演变结果

(a) 加载后 (b) 蠕变时效 5 h (c) 蠕变时效 11 h (d) 卸载后

Fig. 8 Evolution results of stress distribution for No. 1 stiffened panel specimen during creep age forming process

(a) After loading (b) 5 h creep ageing (c) 11 h creep ageing (d) After unloading

试验件在蠕变时效阶段发生应力松弛现象的同时会产生蠕变应变, 最终转化为塑性变形, No. 1 试验件蠕变时效 11 h 后的等效蠕变应变云图和成形后的屈服强度云图如图 9 所示, 对比图 8a 及图 9 可得, 加载应力等级与蠕变应变及屈服强度演变呈正相关。蠕变时效 11 h 后, 筋条的等效蠕变应变大于蒙皮的等效蠕变应变, 两者的最大等效蠕变应变分别为 0.31% 和 0.26%。成形后筋条与蒙皮的屈服强度几乎相等, 均约为 390 MPa。带筋壁板试验件的两端受到的载荷偏小, 成形后试验件两端的屈服强度为 381 MPa。

选取带筋壁板件对称面上筋条顶部 (位置 1) 和蒙皮底面 (位置 2) 作为典型位置 (图 3a), 分析带筋壁板件筋条和蒙皮蠕变时效过程中的等效应力、等效蠕变应变和屈服强度的演变曲线, 如图 10~图 12 所示。No. 1 与 No. 2 试验件筋条中位置 1 的加

载应力处于塑性区域, No. 1 与 No. 2 试验件中位置 1 的等效应力在蠕变时效过程中因应力松弛分别从 273 和 259 MPa 逐渐下降至 85 MPa; 位置 1 的等效蠕变应变分别上升至 0.28% 和 0.26%。图 10 结果表明, 加载的等效应力等级越高, 产生的等效蠕变应变越大, 加载应力进入塑性区域后, 随着蠕变时效时间的增长, 应力松弛后的等效应力趋于统一。试验件经过蠕变时效过程, 材料的过饱和固溶体在时效温度下逐渐析出沉淀相从而发生了时效强化效应, No. 2 试验件的有限元模拟预测屈服强度从 306 MPa 增长至 390 (位置 1) 和 382 MPa (位置 2)。蠕变时效成形后对 No. 2 试验件在蒙皮位置切取拉伸试样进行了室温单轴拉伸试验, 其屈服强度试验值为 384 MPa, 有限元模拟预测误差为 0.5%, 验证了有限元模拟成形性能预测的有效性。

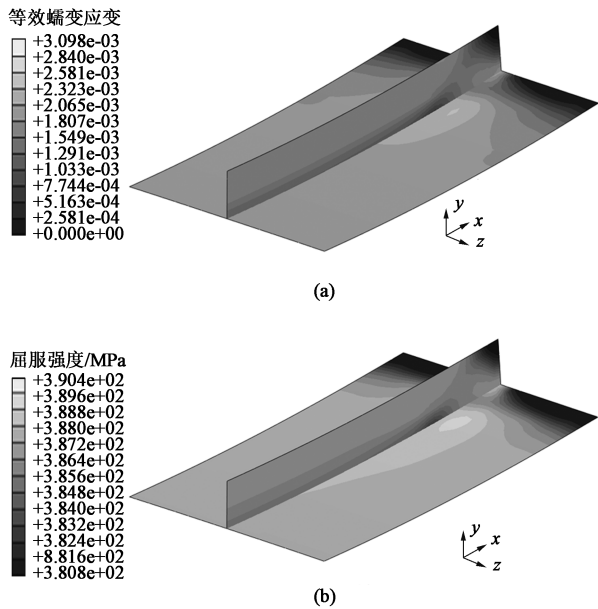


图 9 No. 1 带筋壁板件的蠕变时效成形仿真结果

(a) 蠕变时效 11 h 后等效蠕变应变结果 (b) 蠕变时效成形后屈服强度结果

Fig. 9 Simulation results of No. 1 stiffened panel specimen during creep age forming

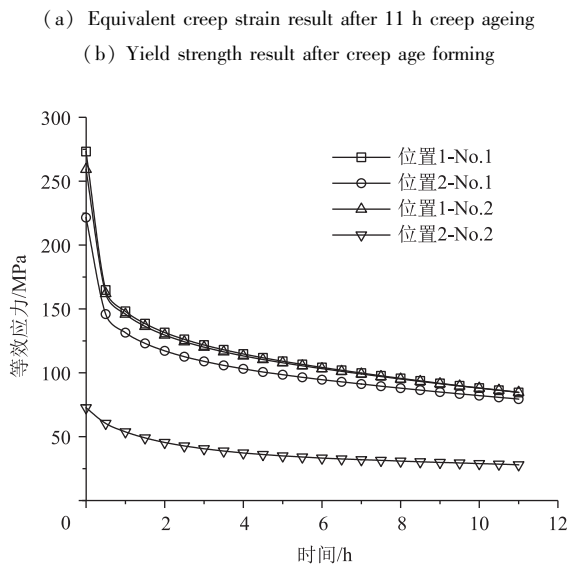


图 10 蠕变时效成形过程中带筋壁板件中筋条与蒙皮的等效应力演变

Fig. 10 Evolution of equivalent stress for stiffeners and skins of stiffened panel specimens during creep age forming process

## 4 结论

(1) 基于弹塑性加载的应力松弛时效材料试验,建立了 2219 铝合金弹塑性蠕变时效微宏观跨尺度材料本构模型。在弹性及塑性区间内,应力松弛量均随着应力及应变等级的提高而增加。11 h 蠕变

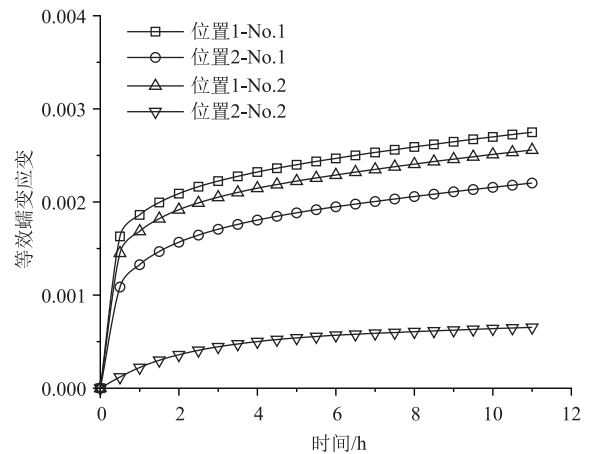


图 11 蠕变时效成形过程中带筋壁板件中筋条与蒙皮的等效蠕变应变演变

Fig. 11 Evolution of equivalent creep strain for stiffeners and skins of stiffened panel specimens during creep age forming process

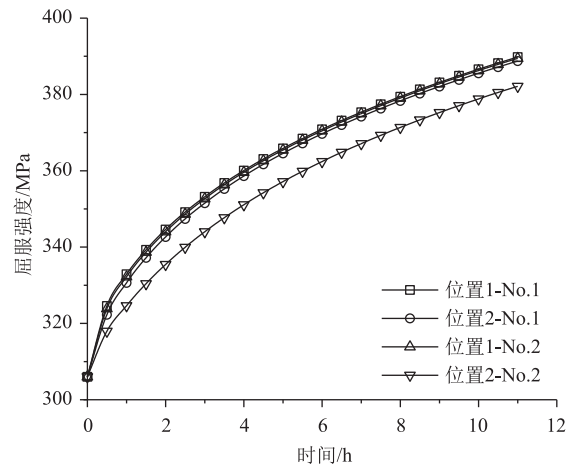


图 12 蠕变时效成形过程中带筋壁板件筋条与蒙皮的屈服强度演变

Fig. 12 Evolution of yield strength for stiffeners and skins of stiffened panel specimens during creep age forming process

时效过程中,在弹性区间内,应力松弛量随着加载等级的提高而显著增加;在塑性区间内,应力松弛量随着加载等级的提高而小幅波动,应力松弛后的应力稳定于约 85 MPa。150 MPa 应力等级试样的屈服强度提高了 27.8%,2%应变等级试样的屈服强度提高了 28.1%。

(2) 开展了不同尺寸与成形变形的带筋壁板典型件蠕变时效成形试验,与仿真结果对比,变形偏差在 0.07 mm 以内,最大变形量误差为 3.6%,屈服强度误差为 0.5%。表明本文建立的弹塑性蠕变时效本构模型可以用于指导复杂薄壁构件蠕变时效成形的工艺调控。

(3) 带筋壁板件蠕变时效成形时,筋条顶部受

到的加载等效应力比蒙皮高, 因此, 筋条具有更高的等效蠕变应变。蒙皮的应力分布不均匀, 筋条与蒙皮连接处的拉应力高而两侧区域的拉应力低。加载总应变为 1.62% 的试验件的回弹率为 13.8%, 总应变为 0.46% 的试验件的回弹率为 31.0%。加载过程中产生的塑性应变会大幅降低试验件的回弹率。试验件的筋条和蒙皮的屈服强度分别从 306 MPa 增长至 390 (位置 1) 及 382 MPa (位置 2)。

#### 参考文献:

- [1] 王建光, 龚集响, 李晓凯, 等. 大型贮箱壁板蠕变时效成形高效均匀传热模具结构优化 [J]. 锻压技术, 2022, 47 (9): 196-202.  
Wang J G, Gong J X, Li X K, et al. Optimization on die structure with high efficient and uniform heat transfer for creep aging of large tank wall panels [J]. Forging & Stamping Technology, 2022, 47 (9): 196-202.
- [2] 龚习, 王恒强, 付敏敏, 等. 航空航天用 Al-Cu-Mn 系高强铝合金的研究进展 [J]. 热加工工艺, 2015, 44 (22): 6-10.  
Gong X, Wang H Q, Fu M M, et al. Research development of high-strength Al-Cu-Mn series aluminum alloy used for aviation and aerospace [J]. Hot Working Technology, 2015, 44 (22): 6-10.
- [3] Zhan L H, Lin J G, Dean T A. A review of the development of creep age forming: Experimentation, modelling and applications [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2011, 51 (1): 1-17.
- [4] 李勇, 李东升, 李小强. 大型复杂壁板构件塑性成形技术研究与应用进展 [J]. 航空制造技术, 2020, 63 (21): 36-45.  
Li Y, Li D S, Li X Q. A review of plastic forming technologies and applications for large and complex-shaped panels [J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2020, 63 (21): 36-45.
- [5] Lam A C L, Shi Z S, Yang H L, et al. Creep-age forming AA2219 plates with different stiffener designs and pre-form age conditions: Experimental and finite element studies [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2015, 219: 155-163.
- [6] Li Y, Shi Z S, Lin J G, et al. FE simulation of asymmetric creep-ageing behaviour of AA2050 and its application to creep age forming [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2018, 140: 228-240.
- [7] Inforzato D J, Costa Junior P R, Fernandez F F, et al. Creep-age forming of AA7475 aluminum panels for aircraft lower wing skin application [J]. Materials Research, 2012, 15 (4): 596-602.
- [8] 邓运来, 周亮, 晋坤, 等. 2124 铝合金蠕变时效的微结构与性能 [J]. 中国有色金属学报, 2010, 20 (11): 2106-2111.  
Deng Y L, Zhou L, Jin K, et al. Microstructure and properties of creep aged 2124 aluminum alloy [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2010, 20 (11): 2106-2111.
- [9] Wang X, Rong Q, Shi Z S, et al. Investigation of stress effect on creep, precipitation and dislocation evolution of Al-Li alloy during creep age forming [J]. Materials Science and Engineering: A, 2022, 836: 142723.
- [10] 吕凤工, 黄遐, 曾元松. 7B04 铝合金带筋构件的蠕变时效变形行为研究 [J]. 锻压技术, 2015, 40 (3): 99-104.  
Lyu F G, Huang X, Zeng Y S. Research on deformation behavior of creep age forming for 7B04 aluminum alloy stiffened components [J]. Forging & Stamping Technology, 2015, 40 (3): 99-104.
- [11] Ma P P, Zhan L H, Liu C H, et al. Strong stress-level dependence of creep-ageing behavior in Al-Cu-Li alloy [J]. Materials Science and Engineering: A, 2021, 802: 140381.
- [12] Ho K C, Lin J G, Dean T A. Constitutive modelling of primary creep for age forming an aluminium alloy [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004, 153-154: 122-127.
- [13] Li Y, Shi Z S, Lin J G, et al. A unified constitutive model for asymmetric tension and compression creep-ageing behaviour of naturally aged Al-Cu-Li alloy [J]. International Journal of Plasticity, 2017, 89: 130-149.
- [14] 黄霖, 万敏, 黄硕, 等. 7B04 铝合金厚板蠕变时效成形有限元分析 [J]. 航空制造技术, 2007, (z1): 484-487.  
Huang L, Wan M, Huang S, et al. FE analysis of creep age forming for aluminum alloy 7B04 plate [J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2007, (z1): 484-487.
- [15] Luo H, Li W D, Li C, et al. Investigation of creep-age forming of aluminum lithium alloy stiffened panel with complex structures and variable curvature [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 91 (9): 3265-3271.
- [16] Lyu F G, Li Y, Shi Z S, et al. Stress and temperature dependence of stress relaxation ageing behaviour of an Al-Zn-Mg alloy [J]. Materials Science and Engineering: A, 2020, 773: 138859.
- [17] Ma Z Y, Zhan L H, Liu C H, et al. Stress-level-dependency and bimodal precipitation behaviors during creep ageing of Al-Cu alloy: Experiments and modeling [J]. International Journal of Plasticity, 2018, 110: 183-201.
- [18] Rong Q, Shi Z S, Li Y, et al. Constitutive modelling and its application to stress-relaxation age forming of AA6082 with elastic and plastic loadings [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2021, 295: 117168.
- [19] Yang Y L, Zhan L H, Shen R L, et al. Investigation on the creep-age forming of an integrally-stiffened AA2219 alloy plate: Experiment and modeling [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 95 (5): 2015-2025.
- [20] 郑英, 吴阳, 张劲, 等. 7475 铝合金网格筋条壁板蠕变成形的试验和数值模拟 [J]. 锻压技术, 2012, 37 (5): 42-46.  
Zheng Y, Wu Y, Zhang J, et al. Experiment and numerical simulation of creep forming for 7475 aluminum alloy integrally stiffened panel [J]. Forging & Stamping Technology, 2012, 37 (5): 42-46.