

DOI:10.16356/j.1005-2615.2015.05.018

## 退火温度对 Ti6Al4V 薄板退火变形影响的有限元分析及实验验证

王伟<sup>1</sup> 徐建军<sup>2</sup> 李华冠<sup>1</sup> 杨吟飞<sup>2</sup> 史春玲<sup>3</sup> 陶杰<sup>1</sup>

(1. 南京航空航天大学材料科学与技术学院, 南京, 211106;

2. 南京航空航天大学机电学院, 南京, 210016;

3. 中航飞机股份有限公司西安飞机分公司, 西安, 710089)

**摘要:** 为了研究钛合金退火变形规律, 对 Ti6Al4V 薄板初始残余应力作一定假设和简化, 采用 MSC. marc 软件建立 Ti6Al4V 薄板退火热粘塑性模型, 分析不同退火温度(550, 580, 600, 620, 650 °C)对钛合金退火变形的影响及其原因, 并结合退火实验验证模拟结果。结果表明, 初始残余应力在蠕变作用下产生蠕变应变和弹性应变, 使薄板退火后应变分布符合板材弯曲时典型应变分布规律, 最终导致薄板退火变形。随着退火温度升高, 蠕变作用加强, 退火变形增大, 而应力应变随时间变化趋势基本一致。实验结果验证了数值模拟的可靠性。

**关键词:** 钛合金; 退火; 变形; 数值模拟; 残余应力

**中图分类号:** TG166.5    **文献标志码:**    **文章编号:** 1005-2615(2015)05-0737-08

## Finite Element Analysis and Experimental Verification for Effect of Annealing Temperature on Annealing Distortion of Ti6Al4V Sheet

Wang Wei<sup>1</sup>, Xu Jianjun<sup>2</sup>, Li Huaguan<sup>1</sup>, Yang Yinfei<sup>2</sup>, Shi Chunling<sup>3</sup>, Tao Jie<sup>1</sup>

(1. College of Material Science and Technology, Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, Nanjing, 211106, China;

2. College of Mechanical and Electrical Engineering, Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, Nanjing, 210016, China;

3. AVIC Xi'an Aircraft Industry(Group) Company Ltd., Xi'an, 710089, China)

**Abstract:** A viscoplastic Ti6Al4V sheet annealing model is built by means of the MSC. marc software with the assumption and simplification of initial residual stress, to study the annealing distortion feature of the titanium alloy during annealing process. The effect of different annealing temperatures (550, 580, 600, 620, 650 °C) on the annealing distortion is analyzed and the simulation is verified by the annealing experiments. The results show that, the initial residual stresses, which result in creep strain and elastic strain under the influence of creep, change strain distribution to the state of bending sheet and force the sheet to bend, are the fundamental reason of distortion. The increase of annealing temperature, along with the strengthening of creep effect, leads to the rise of annealing distortion, yet with no obvious effect on the variation trend of the stress and strain with respect to time. Moreover, the experimental results verify the reliability of the numerical simulation.

**Key words:** titanium alloy; annealing; distortion; numerical simulation; residual stress

**基金项目:** 江苏高校优势学科建设工程资助项目。

**收稿日期:** 2015-07-01; **修订日期:** 2015-08-30

**通信作者:** 陶杰, 男, 教授, 博士生导师, E-mail: taojie@nuaa.edu.cn。

钛合金由于具有屈强比大、比强度高、耐腐蚀性好、高温性能优良等优点,广泛应用于航空航天、生物医学及海洋工程等领域<sup>[1]</sup>。由于钛合金满足航空航天对结构减重、高温耐蚀、疲劳等性能的要求,从20世纪50年代开始,钛合金在航空航天应用领域中取得了巨大发展<sup>[2]</sup>,并发挥着不可替代的作用。

钛合金具有良好的力学性能<sup>[3]</sup>,但是由于其导热性能差(导热系数只有铜的3%),在加热和淬火过程中工件内部易产生较大的热应力,从而导致较大的变形。此外,钛合金的低弹性模量加剧了其在热处理过程中的变形<sup>[4]</sup>。变形超过允许范围则会造成工件返修或报废,极大地增加了生产成本。同时,航空航天用零件精密度要求苛刻,而钛合金恰恰在热处理过程中变形大,因此研究钛合金在热处理过程中的变形具有极其重要的价值。目前国内外对热处理变形的研究主要集中于钢铁、铝合金等材料<sup>[5-6]</sup>,有关钛合金的研究还有待完善。此外,针对钛合金热处理方面的研究主要集中于组织性能<sup>[7-8]</sup>、工艺参数<sup>[9-10]</sup>等方面,对热处理变形方面的研究工作报道较少。李延增等<sup>[11]</sup>利用数值模拟的方法模拟了TC4钛合金薄壁圆筒件热处理变形,研究热处理变形规律,以减小热处理变形。崔聪聪<sup>[12]</sup>采用数值模拟和实验结合的方法研究了TA15钛合金焊接及焊后局部激光热处理过程中变形及残余应力的变化,尝试通过激光局部热处理来达到降低焊接应力、减小焊接变形的目的,并分析了激光热处理对焊接件微观组织的影响。然而这些研究主要集中于淬火变形和焊后热处理,关于钛合金整体退火变形的研究依然较为缺乏。

本文以航空航天领域广泛应用的Ti6Al4V钛合金薄板作为研究对象,重点研究退火温度对Ti6Al4V退火变形的影响规律及其成因。对钛合金薄板初始残余应力作一定假设和简化,利用MSC.marc有限元软件模拟预测退火变形,根据模拟结果分析退火变形的成因,研究退火温度对退火变形的影响规律,并通过和实验结果对比,分析了数值模拟结果的可靠性。

## 1 实验方法

### 1.1 实验材料及热处理工艺

实验材料为Ti6Al4V钛合金,状态为锻造后退火,试样采用线切割的方法加工成最终尺寸为120 mm×25 mm×1 mm的薄板。加工后的钛合金薄板退火热处理工艺根据国家军用标准《钛及钛

合金的热处理》制定,退火方式为去应力退火,退火温度分别为550, 580, 600, 620, 650℃,保温时间为1 h,加热速度为20℃/min,随炉冷却。为了避免钛合金表层氧化而影响变形测试,退火热处理均在真空热处理炉中进行,真空度为 $10^{-3}$  Pa。

### 1.2 试样形状测试

薄板试样在加工完成后和热处理后采用激光位移传感器测试试样高度方向的坐标,激光位移传感器固定于机床主轴上,试样固定于机床工作台上,随着机床工作台做匀速直线运动,激光束在试样固定宽度位置沿着试样长度方向扫描,形状测试示意图如图1所示。测试后获取试样高度方向的坐标,旋转高度方向坐标曲线至两端水平,即为试样初始变形数据或最终变形数据,试样初始变形数据和最终变形数据之差即为试样退火变形数据。试样变形数据近似为二次抛物线,为了减小数据波动导致的误差,采用Matlab软件拟合每组变形数据成二次抛物线形式的方程,取拟合曲线最大值为试样挠度值,试样变形数据及拟合曲线如图2所示。

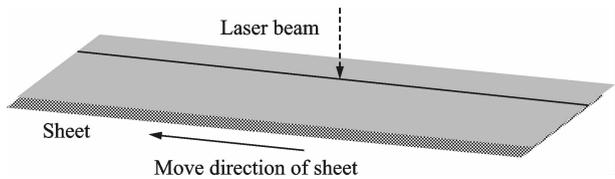


图1 薄板试样形状测试示意图

Fig. 1 Schematic diagram of sheet specimen shape test

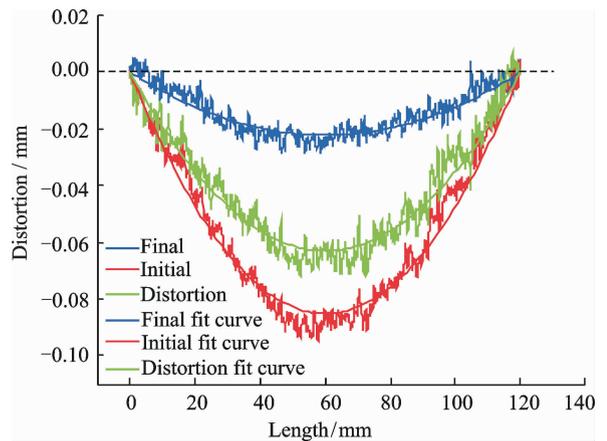


图2 试样变形数据及拟合曲线

Fig. 2 Specimen distortion data and fitted curve

### 1.3 退火模拟有限元模型的建立

采用非线性有限元软件MSC.marc,对实际热处理过程进行模拟。网格划分采用六面体网格,厚

度方向划分25层,材料模型为热粘塑性模型。和温度相关的比热、热导率、杨氏模量、泊松比、热膨胀系数及应力应变曲线等材料热物性参数取自文献[13]。蠕变参数由文献[14,15]中数据利用Matlab软件拟合合成Norton公式,拟合公式如下

$$\dot{\epsilon} = A\sigma^n \exp\left(-\frac{Q}{T}\right) \quad (1)$$

式中: $A = 3.38 \times 10^{-4}$ ;  $n = 4.676$ ;  $Q = 2.431 \times 10^{-4}$ 。

相关系数  $R = 0.9605$ , 拟合效果较好。拟合后的公式利用 MSC. marc 蠕变参数子程序 ucrlpw. f 输入, 热处理全过程均开启蠕变。薄板结构边界条件为典型的三点约束自由变形约束条件, 热边界条件为表面换热, 环境温度为实际温度变化曲线。

为了简化初始应力分布情况, 假设残余应力是单向的(本文假设为 X 方向, 即模型中 11 方向), 且只在厚度方向(Y 方向, 即模型中 22 方向)变化, 仅在薄板厚度方向上赋值不同的初始应力, 厚度相同的每层网格应力分布一致。由于加工后薄板残余应力为 50 MPa 左右, 且应力分布典型形式为 Z 字形分布, 假设厚度方向应力分布为 Z 字形分布<sup>[16]</sup>。厚度方向上的初始应力分布如图 3 所示。

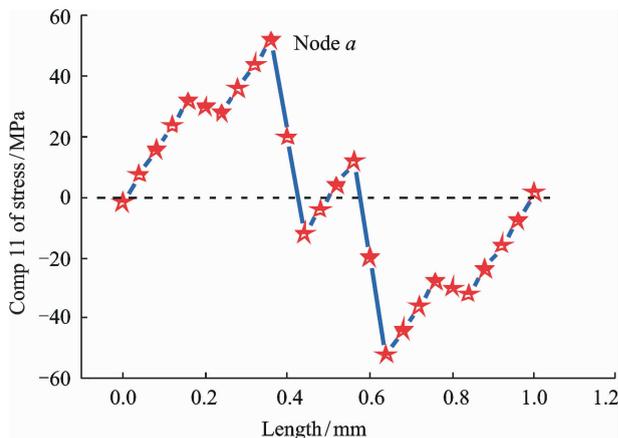


图3 有限元模型中 X 方向初始应力沿厚度方向假设分布情况

Fig. 3 Assumed initial comp 11 of stress distribution along thickness direction in FEA model

## 2 结果与分析

### 2.1 有限元分析

分别建立 550, 580, 600, 620, 650 °C 退火热处理有限元模型, 对比热处理温度对退火变形的影响, 不同模型中只改变温度边界条件, 升温时间均为 30 min, 保温时间为 1 h, 冷却速度为随炉冷却, 热处理温度曲线如图 4 所示。

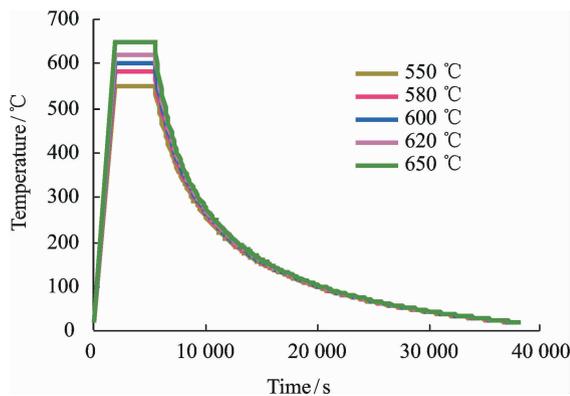


图4 不同退火温度下的热处理温度随时间变化曲线

Fig. 4 Variation of heat treatment temperature with time at different annealing temperatures

取薄板长度方向中间位置初始应力最大处节点  $a$  (图 3), 不同温度下节点  $a$  处弹性应变、蠕变应变、等效应力、高度方向位移随时间的变化规律如图 5 所示。图 5(a) 中结果表明, 不同温度下退火, 节点  $a$  应力随时间变化趋势基本一致。加热阶段, 应力略有降低; 保温阶段, 应力降低幅度较大, 应力降低速率较大; 随着保温时间延长, 应力降低速率减小; 冷却阶段, 应力继续降低且降低速率不断减小。此外, 蠕变在冷却阶段增长幅度较小, 应力降低幅度较大。应力降低主要是由于蠕变引起, 造成这种现象的原因可能是应力降低存在滞后现象。由图 5(a) 可知: 不同温度退火过程中应力变化趋势基本一致, 随着退火温度的增加, 应力降低幅度增加, 最终应力减小。550, 580, 600, 620, 650 °C 分别退火 1 h, 节点  $a$  最终应力逐渐降低, 应力消除率分别为 8.46%, 18.85%, 28.08%, 39.23%, 57.12%。这是由于退火温度升高导致蠕变速率增加, 蠕变作用增强, 因而应力降低幅度增加, 应力降低主要发生在保温阶段和冷却阶段。

不同退火温度下节点  $a$  蠕变应变变化如图 5(b) 所示。图 5(b) 中结果表明, 不同温度下蠕变应变随时间变化趋势基本一致。加热阶段, 蠕变应变均以指数形式增长, 随着退火温度升高, 蠕变开始时间缩短, 结合温度随时间变化曲线可知, 蠕变开始温度均为 135 °C 左右。此外在加热阶段, 不同退火温度下的蠕变增长速率几乎一致, 这可能是由于不同退火温度下温度增加速率相近, 在加热阶段应力未明显降低, 蠕变增长速率主要受温度控制, 因而蠕变应变增长速率一致。保温阶段, 随着保温时间延长, 蠕变应变速率下降, 这是由于应力逐渐

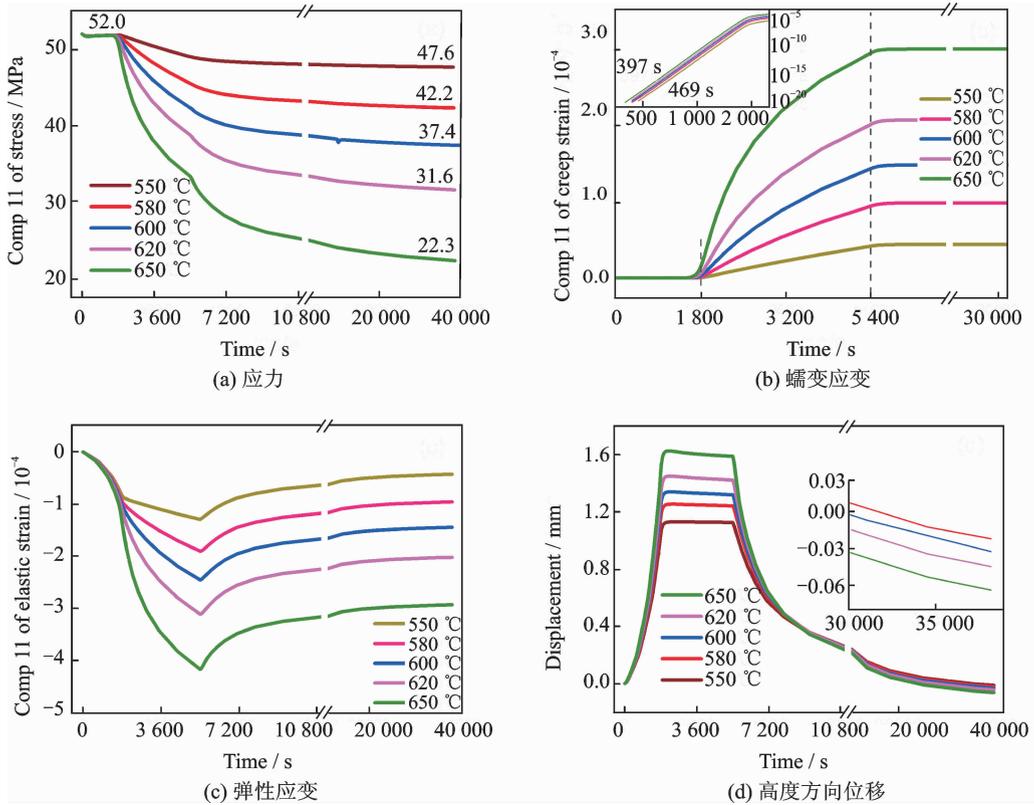


图5 节点  $a$  在不同退火温度退火过程中应力、应变、位移随时间变化的数值模拟结果

Fig. 5 Simulation results of stress, strain, displacement of node  $a$  varied with time and annealing temperatures in annealing process

降低,导致蠕变速率降低。此外蠕变应变的增加主要发生在保温阶段,因此随着退火温度增加,保温阶段蠕变应变增长幅度增加,最终蠕变应变增大。

不同退火温度下节点  $a$  弹性应变模拟结果如图 5(c) 所示。图 5(c) 中结果表明,不同退火温度下,弹性应变随时间变化趋势基本一致,弹性应变在加热阶段及保温阶段都随着时间延长而增加。加热阶段,弹性应变的变化主要是由于温度对弹性模量的影响;保温阶段,弹性应变的增加主要是由于残余应力以弹性应变释放;冷却阶段,温度变化的同时应力降低,弹性应变降低。最终弹性应变值和保温阶段弹性应变增长值相近,说明弹性应变增长主要发生在保温阶段,这可能是由于温度引起的弹性应变的变化可恢复,而应力降低引起的弹性应变不可恢复。随着退火温度升高,由于蠕变应变增加,最终应力降低,应力释放增加,从而弹性应变增加。

在弹性应变、蠕变应变、热应变共同作用下,节点  $a$  在高度方向上的位移变化如图 5(d) 所示。图 5(d) 中结果表明,由于温度的变化,在热应变和弹性应变共同作用下,节点  $a$  在高度方向上位移不断

增加,直至加热结束进入保温阶段。进入保温阶段后,由于蠕变作用,应力释放,在弹性应变和蠕变应变共同作用下,位移减小。在冷却阶段,随着温度降低,节点  $a$  在高度方向上位移不断降低,最终产生  $-0.012$ ,  $-0.023$ ,  $-0.033$ ,  $-0.045$ ,  $-0.064$  mm 的位移。随着退火温度升高,节点  $a$  在高度方向位移也逐渐增加,这是由于随着退火温度增加,蠕变作用更加明显,蠕变应变和弹性应变增加,因而位移增加。

因此,由应力、蠕变应变、弹性应变及位移等随时间变化的规律可知,退火变形的主要原因是初始应力引起的蠕变应变,蠕变应变的产生又导致应力的下降,从而实现退火去应力的目的。退火是应力松弛和蠕变综合作用的过程,残余应力在高温下产生蠕变应变,而蠕变应变产生的同时导致应力降低,从而导致应力松弛,应力以弹性应变的形式得到释放,蠕变应变和弹性应变共同作用导致变形的产生。

650 °C 退火后薄板厚度方向  $X$ ,  $Y$  方向应变分布如图 6(a, b) 所示。图 6(a) 中结果表明,薄板内外两侧应力呈中心对称分布,外侧长度方向 ( $X$  方

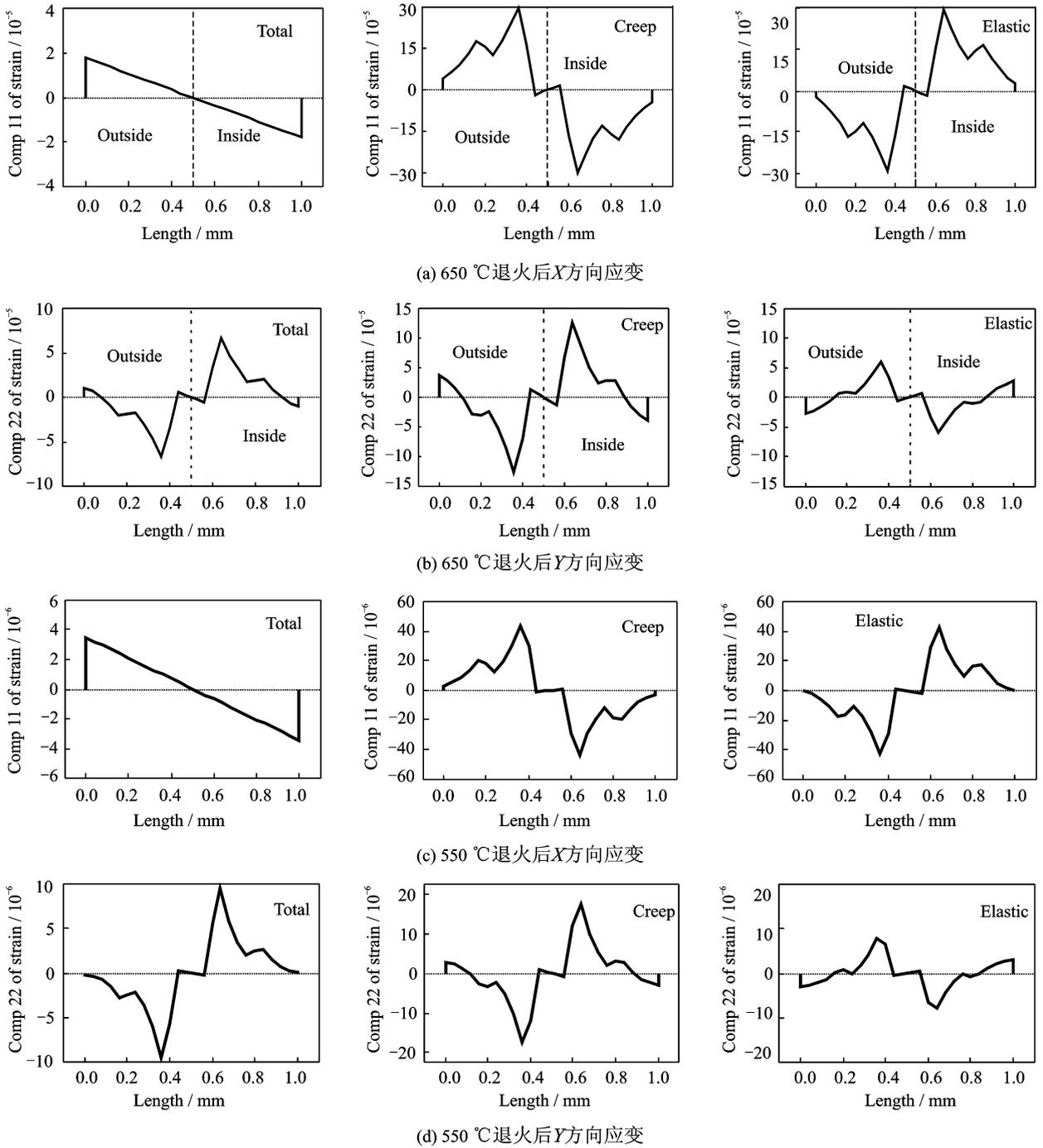


图 6 650 °C 和 550 °C 退火后薄板 X, Y 方向应变沿厚度方向分布

Fig. 6 Comp 11 and 22 of strain distribution along thickness direction after annealing at 650 °C and 550 °C

向)主要受拉应力作用,在拉应力作用下, X 方向产生正蠕变应变,同时产生负的弹性应变,蠕变应变大于弹性应变,总应变为正值。薄板内侧长度方向(X 方向)主要受压应力作用,在压应力作用下, X 方向产生负蠕变应变,同时产生正弹性应变,弹性应变小于蠕变应变,因此总应变为负值。因此在长度方向上,薄板内侧产生负应变,外侧产生正应变,内侧长度变小,发生压缩,而外侧长度变长,发

生拉伸。

如图 6(b)所示,在协调变形和应力共同作用下,在厚度方向上(Y 方向),薄板外侧产生了主要为负的蠕变应变,同时产生主要为正值的弹性应变,弹性应变小于蠕变应变,因此总应变主要为负值。对于薄板内侧,应变和外侧对称,蠕变应变主要为正值,弹性应变主要为负值,因而内侧总应变主要为正值。因此在厚度方向上,薄板内侧应变主

要为正应变,而外侧主要为负应变,内侧发生拉伸,厚度变大,外侧发生压缩,厚度变小。

综上所述,薄板内外两侧在长度方向和厚度方向应力应变分布符合板材弯曲时的典型特征<sup>[17]</sup>,内外两侧不同应力应变分布,导致薄板发生向下弯曲变形(Y方向)。薄板发生弯曲变形的根本原因是由于薄板本身内部应力分布造成的,薄板内部初始残余应力外侧长度方向应力主要为正值,而内侧为负值,不同的应力导致的蠕变应变方向也不一致,导致弹性应变的改变,因而产生宏观形状变化,从而发生弯曲变形。

不同退火温度下最终应力沿厚度方向分布如图7所示。图中结果表明,不同温度退火后,应力沿厚度方向分布趋势几乎一致,而应力幅度不同,随着退火温度升高,应力幅度降低,且应力分布曲线更加光滑。这可能是由于随着退火温度增加,导致蠕变作用增强,应力幅值降低,应力分布曲线更平滑。因此退火温度改变,仅应力值、应变值、位移值大小改变,而应力应变分布趋势、随时间变化趋势没有改变。550 °C退火热处理后的X,Y方向应变分布(图6(c,d))和650 °C热处理后的应变分布趋势(图6(a,b))基本一致,550 °C退火后薄板向下弯曲变形,两种温度退火后应变分布对比可知,退火温度的增加,不改变应变分布趋势及变形方向。不同温度退火时,应变大小发生改变,随着退火温度升高,蠕变应变和弹性应变均增大,总应变增大,变形趋势增加,变形量增大(图8)。

不同退火温度下退火变形模拟结果见图8。

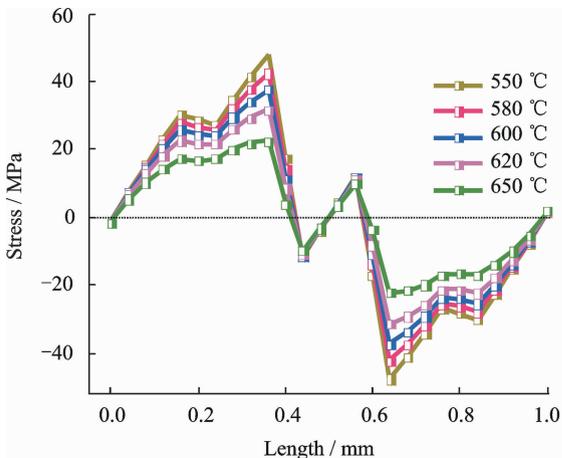


图7 不同退火温度下X方向最终应力沿厚度方向分布

Fig. 7 Comp 11 of stress final distribution in thickness direction after annealing at different temperatures

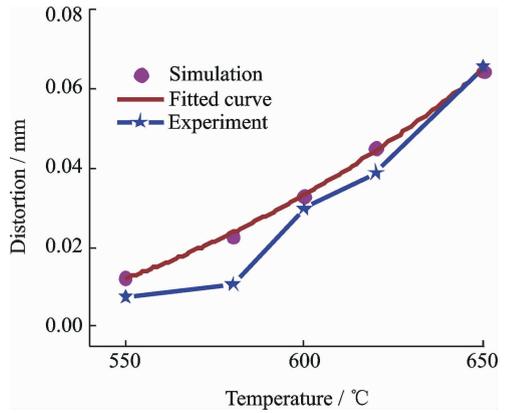


图8 不同退火温度下退火变形模拟值和实验值

Fig. 8 Simulation and experimental results of annealing distortion at different temperatures

图中结果表明,随着温度升高,退火变形量增大,并且变形量和温度之间呈指数形式增加。不同温度下退火变形量和温度之间的关系可拟合为

$$y = A_1 * \exp(-T/t_1) + y_0 \quad (2)$$

式中: $y_0 = -0.032$ ;  $A_1 = 5.62 \times 10^{-4}$ ,  $t_1 = -126$ ;  $T$ 为退火温度; $y$ 为退火变形量。

相关系数为0.997 18,拟合效果较好,说明退火变形量随着温度增加而增加,且以指数形式增长。

## 2.2 实验验证

针对不同退火温度(550, 580, 600, 620, 650 °C),采用和有限元模型中相同的热处理温度曲线对薄板进行热处理,测量薄板退火前后变形,并和数值模拟结果对比。不同退火温度下退火变形模拟值和实验值对比如图8所示。图中结果表明,550, 600, 620, 650 °C数值模拟结果和实验结果较为接近,580 °C退火变形模拟值和实验结果偏差稍大,总体上数值模拟结果和实验结果基本一致,并且数值模拟可较为准确地预测退火变形变化趋势,退火变形模拟结果和实验结果基本吻合。但是数值模拟和实验结果有些偏差,一方面可能是由于蠕变速率拟合值和实际蠕变速率有偏差,另一方面,数值模拟过程中对初始残余应力作了一定假设和简化,而实际应力分布要比数值模拟赋值复杂得多。不过,数值模拟在整体上是可靠的,同时也说明了初始应力输入时的假设和简化是可行的。

由实验结果和数值模拟结果对比分析可知,温度对退火变形量有显著影响,退火温度由550 °C增加到650 °C,退火变形模拟值由0.012 mm增加到0.064 mm,增长率为417%,退火变形实验值由

0.007 4 mm增加到 0.065 mm,增长率为 789%,退火温度对退火变形量的影响极其显著。这主要是由于温度对蠕变应变速率影响较大,由式(1)可知,温度的变化对蠕变应变速率的变化有重要的影响。退火变形的主要原因就是蠕变引起的残余应力释放,残余应力释放同时导致弹性应变及蠕变应变的增加,最终表现为退火变形量的增加。

### 3 结 论

(1) 模拟结果表明,Ti6Al4V 薄板退火变形的主要原因是初始应力引起的蠕变应变,蠕变应变的产生又导致应力的下降,从而实现退火去应力的目的,退火是应力松弛和蠕变综合作用的过程。

(2) Ti6Al4V 薄板退火是在残余应力作用下产生蠕变应变,而蠕变应变产生的同时又导致 Ti6Al4V 薄板应力降低,从而导致应力松弛,应力以弹性应变的形式得到释放,蠕变应变和弹性应变的共同作用导致了变形的产生。退火后 Ti6Al4V 薄板内外两侧在长度方向和厚度方向上的应力应变分布符合板材弯曲时的典型特征,因而发生弯曲变形。

(3) 随着退火温度升高,蠕变速率增加,蠕变作用增强,导致 Ti6Al4V 薄板应力降低幅度增加,最终应力分布曲线更平滑,蠕变应变、弹性应变及总应变均增大,变形趋势更加明显,最终 Ti6Al4V 薄板退火变形量增大。但是退火温度的升高对应力应变随时间的变化趋势没有明显的影响。退火实验验证了数值模拟结果的可靠性。

### 致 谢

感谢中航飞机股份有限公司西安飞机分公司为本研究工作提供的资助;感谢南京理工大学材料科学与工程系孔见教授提供的帮助。

### 参考文献:

[1] 孟龙晖,何宁,李亮,等. TC4 零件铣削加工残余应力自平衡前值的测量及其有限元分析[J]. 稀有金属材料与工程, 2014, 43(8): 1991-1996.  
Meng Longhui, He Ning, Li Liang, et al. Measurement of the residual stress induced by milling in TC4 workpiece before self-balancing and its FEA[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2014, 43(8): 1991-1996.

[2] Shi Q, He N, Li L, et al. Analysis on surface integ-

rity during high speed milling for new damage-tolerant titanium alloy[J]. Transactions of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, 2012, 29(3): 222-226.

- [3] Odenberger E L, Hertzman J, Thilderkvist P, et al. Thermo-mechanical sheet metal forming of aero engine components in Ti-6Al-4V-PART 1: Material characterisation[J]. International Journal of Material Forming, 2013, 6(3): 391-402.
- [4] Qian M, Yang Y F, Yan M, et al. Design of low cost high performance powder metallurgy titanium alloys: Some basic considerations[J]. Key Engineering Materials, 2012, 520: 24-29.
- [5] Lee S J, Lee Y K. Finite element simulation of quench distortion in a low-alloy steel incorporating transformation kinetics[J]. Acta Materialia, 2008, 56(7): 1482-1490.
- [6] Li H, Zhao G, Niu S, et al. FEM simulation of quenching process and experimental verification of simulation results[J]. Materials Science and Engineering: A, 2007, 452: 705-714.
- [7] Niu W, Bermingham M J, Baburamani P S, et al. The effect of cutting speed and heat treatment on the fatigue life of grade 5 and grade 23 Ti-6Al-4V ELI alloys[J]. Materials and Design, 2013, 46: 640-644.
- [8] Vrancken B, Thijs L, Kruth J P, et al. Heat treatment of Ti6Al4V produced by selective laser melting: Microstructure and mechanical properties[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2012, 541: 177-185.
- [9] Kent D, Wang G, Wang W, et al. Influence of ageing temperature and heating rate on the properties and microstructure of  $\beta$  Ti alloy, Ti-6Cr-5Mo-5V-4Al [J]. Materials Science and Engineering: A, 2012, 531: 98-106.
- [10] 甘章华,梁宇,王锦林,等. 热处理工艺对 TC4 钛合金组织及硬度的影响[J]. 金属热处理, 2014(9): 36-40.  
Gan Zhanghua, Liang Yu, Wang Jinlin, et al. Effects of heat treatment process on microstructure and hardness of TC4 titanium alloy[J]. Heat Treatment of Metals, 2014(9): 36-40.
- [11] 李延增,闫牧夫. TC4 薄壁件热处理过程形状尺寸变化数值预报[J]. 材料科学与工艺, 2005, 13(1): 21-24.  
Li Yanzeng, Yan Mufu. Numerical simulation of temperature and stress fields of Ti-alloy thin-wall workpiece during quenching process [J]. Material Science and Technology, 2005, 13(1): 21-24.
- [12] 崔聪聪. TA15 钛合金焊后局部激光热处理的数值模

- 拟及试验研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2012.
- Cui Congcong. Numerical simulation and experimental study of TA15 titanium alloy post welding local laser heat treatment[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2012.
- [13] 周兆锋. TC4 钛合金热应力校形工艺研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2009.
- Zhou Zhaofeng. Research on hot sizing technology of TC4 titanium alloy[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2009.
- [14] Reis D A P, Silva C R M, Nono M C A, et al. Effect of environment on the creep behavior of the Ti-6Al-4V alloy[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2005, 399(1): 276-280.
- [15] 汪军. 钛合金的蠕变行为研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2008.
- Wang Jun. A study on creep behavior of titanium alloy[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2008.
- [16] 杨涛. 基于应力管理的航空结构件加工变形与试验仿真技术研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2013.
- Yang Tao. The simulation technology of machining distortion for components based on the stress management[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2013.
- [17] 陈超. LY12 铝合金板材弯曲回弹实验研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2006.
- Chen Chao. Research on the springback of bending in LY12 aluminum alloy sheet[D]. Changsha: Hunan University, 2006.

