

doi:10.11918/j.issn.0367-6234.2016.05.028

超塑性自由胀形温度对 Ti_2AlNb 板材壁厚分布的影响

马俊林, 刘雨生, 李 萍, 薛克敏

(合肥工业大学 材料科学与工程学院, 230009 合肥)

摘 要: 为研究 Ti_2AlNb 合金高温超塑性自由胀形时的壁厚分布规律, 对初始厚度均匀的 Ti_2AlNb 板材进行有限元模拟和试验研究. 在胀形温度分别为 910、930、950 和 970 $^{\circ}\text{C}$ 时, 采用恒应变速率法对最终胀形试样的壁厚分布进行数值模拟, 研究了胀形后试样的壁厚分布规律. 结果表明: Ti_2AlNb 板材在胀形后曲面壁厚分布不均匀, 易呈现出不规则球形; 胀形温度对曲面形状和壁厚具有较大的影响, 变形温度对 Ti_2AlNb 板材超塑性自由胀形壁厚分布影响较大. 在此基础上, 引入温度敏感性指数 n , 对预测胀形壁厚的 E-K 模型进行修正. 研究结果为 Ti_2AlNb 合金在航空航天复杂薄壁结构件的超塑成形提供一定的参考依据.

关键词: 超塑性自由胀形; Ti_2AlNb 合金; 壁厚分布; 温度; 有限元

中图分类号: TG306 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367-6234(2016)05-0172-06

The influence of temperature for thickness distribution of Ti_2AlNb alloy sheet formed by superplastic free bulging

MA Junlin, LIU Yusheng, LI Ping, XUE Kemin

(School of Material Science and Engineering, Hefei University of Technology, 230009 Hefei, China)

Abstract: In order to research the thickness distribution laws of Ti_2AlNb alloy when it is deformed with the superplastic free bulging in high temperature, the Ti_2AlNb sheet with an uniform initial thickness, has been studied by the finite element simulation and experiment in this paper. Laws of the limit bulged samples are experimented in the 910 $^{\circ}\text{C}$, 930 $^{\circ}\text{C}$, 950 $^{\circ}\text{C}$ and 970 $^{\circ}\text{C}$. And the thickness distribution of finally bulged samples are simulated numerically with the constant strain rate. It is found that, the spherical thickness distribution is uneven after bulging; and Ti_2AlNb sheet is bulged into irregular spherical easily; and the temperature relatively effects the spherical shape and the thickness as well. The temperature can affect the thickness distribution of Ti_2AlNb alloy sheet formed by superplastic free bulging, based on which the temperature sensitivity index n is considered to correct the E-K model which predicts the thickness of the bulged sheet. The study provides a reference basis for the superplastic deformation of complex thin-walled structures in aerospace of Ti_2AlNb alloy.

Keywords: superplastic free bulging; Ti_2AlNb alloy; thickness distribution; temperature; FEM

Ti_2AlNb 是以有序正交结构 O 相为基础的金属间化合物合金 (简称为 Ti_2AlNb 基合金), 由于长程有序的超点阵结构减弱了位错运动和高温扩散, 因而该合金不仅具有较高的高温抗拉强度、室温塑性和疲劳强度, 而且抗氧化性、抗高温蠕变性能良好^[1-3]. Ti_2AlNb 合金作为高密度镍基高温合金的替

代材料被寄予极大的期待^[4-5].

板料超塑胀形是利用板料在超塑性状态下具有的良好成形性, 可以一次成形出传统工艺难以实现、形状复杂的零件, 被广泛应用于航空航天、机械制造等工业领域^[6-7]. 目前, 对普通钛合金超塑性变形机制和基于有限元的材料变形行为数学模型等的研究较多, 利用超塑性自由胀形技术制造 Ti_2AlNb 合金薄壁结构零件的研究仍处于起步阶段^[8-10]. 文献[11]对粗晶态 Ti_2AlNb 合金的超塑性行为进行了试验研究, 系统研究了 Ti_2AlNb 合金在 1213~1263 K 内的超塑性变形机制, 并得到本构方程. Enikeev 和 Kruglov^[12] (E-K模型) 假设材料为各向同性的均质

收稿日期: 2015-05-08.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (51175137); 教育部新世纪优秀人才支持计划 (NCET-13-0765).

作者简介: 马俊林 (1990—), 男, 硕士研究生;
李 萍 (1973—), 女, 教授, 博士生导师;
薛克敏 (1963—), 男, 教授, 博士生导师.

通信作者: 李萍, li_ping@hfut.edu.cn.

材料,并且在胀形过程中中间剖面呈标准椭圆形或圆形,计算得到厚度解析式。

本文采用有限元模拟与试验相结合的方法,对 Ti₂AlNb 合金在 910、930、950 和 970 ℃ 下的超塑胀形工艺进行研究,分析不同成形温度下最终胀形试样的厚度分布规律,获得了最佳的超塑胀形成形温度,并修正了钛合金自由胀形预测壁厚的 E-K 模型,对促进 Ti₂AlNb 合金结构件的工业应用具有指导意义。

1 试 验

试验所用材料为 O 相基合金 Ti₂AlNb 合金化热轧态板材,板材尺寸为 140 mm×140 mm×1.0 mm,密度为 5.28 g/cm³,极限抗拉强度为 1126 MPa,其化学成分如表 1 所示。经过热处理后,晶粒尺寸只有 5 μm 左右,并且合金中含有体积分数相近的 α₂/O 相和 B₂ 相,在变形中能相互制约来抑制晶粒的长大,如图 1 所示。因此,该 Ti₂AlNb 基板材具有良好的超塑性性能,可以满足自由胀形试验要求。采用压力可控的气压胀形设备进行超塑性自由胀形试验,通过加热设备保证板材在各温度下恒温变形,胀形部分的板材直径为 110 mm。

表 1 Ti₂AlNb 合金的化学成分

			wt. %
Ti	Al	Nb	
45.01	11.19	43.30	

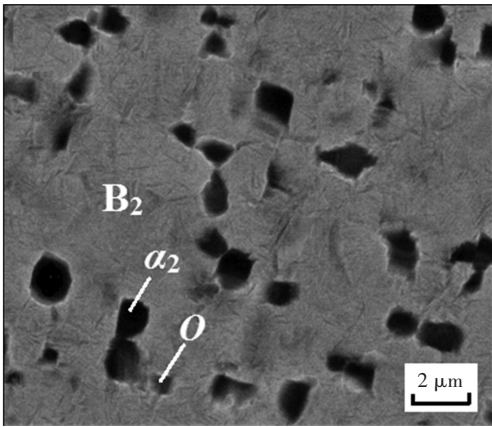


图 1 初始 Ti₂AlNb 板材组织

2 有限元模拟

2.1 力学模型

超塑性材料是应变速率敏感性材料,变形过程呈稳态变形,一般可忽略应变硬化现象。超塑成形的流变方程为^[13]

$$\sigma = K \cdot \dot{\epsilon}^m. \tag{1}$$

式中: σ 为材料胀形时的流动应力; K 为材料系数,与材料的成分、显微组织等有关; $\dot{\epsilon}$ 为应变速率, s⁻¹;

m 为应变速率敏感指数。

基于 SPF 模块的 MSC.MARC 可以很好地模拟板材的超塑性变形过程,方程(1)对应于 MARC 中的 POWER LAW 准则:

$$\sigma = B \cdot \dot{\epsilon}^N.$$

其中, B 和 N 的值对应于式(1)中的 K 和 m 的值。

应变速率敏感指数根据 $m = d \lg \sigma_{0.2} / d \lg \dot{\epsilon}$ 计算,即 $\lg \sigma_{0.2} - \lg \dot{\epsilon}$ 曲线的斜率为 m 的值^[14]。本课题组对 Ti₂AlNb 合金的高温超塑性变形特征已做过相关研究,在此基础上,Ti₂AlNb 合金在 910~970 ℃ 下的应变速率敏感性指数 m 和材料系数 K 的计算值如表 2 所示。表 2 表明,变形温度对 Ti₂AlNb 合金的应变速率敏感性指数和材料系数影响较大,910 ℃ 和 930 ℃ 时, $m \leq 3$,变形未达到超塑性变形的条件,属于热胀形;950 ℃ 超塑性拉伸时受晶内变形、动态再结晶等影响, σ 增大,导致 m 和 K 较大,延伸率较大;970 ℃ 时晶粒粗化,α₂/O 相逐渐溶于 B₂ 相中, σ 减小,导致 m 和 K 减小,延伸率较小。表 2 中 m 和 K 的值为试验研究和有限元模拟提供了重要的参考。

表 2 Ti₂AlNb 合金在 $\dot{\epsilon}=5 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ 拉伸时的延伸率、 m 和 K 值

温度/℃	延伸率/%	m	K
910	145	0.24	355
930	160	0.30	460
950	175	0.42	1 000
970	130	0.13	100

2.2 几何模型

考虑到零件结构的对称性,可以选取坯料和模具的 1/4 进行分析。以四边形四节点壳单元 (Thick Shell 140) 对坯料进行网格划分,共划分 1 600 个网格单元,1 660 个单元节点。采用有限元软件 MSC.MARC 建立几何模型,如图 2 所示。MARC 提供的平均应变速率恒定法比最大应变速率恒定法更适用于壁厚分布均匀且壁厚减薄较严重的情况。因此,采用恒应变速率法对板材超塑性自由胀形过程的压力进行自动控制,模拟研究了胀形后壁厚和应力分布,取应变速率 $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ 。

2.3 基本假设

相比普通塑性变形过程,超塑性变形过程更为复杂,涉及到材料非线性、几何非线性等诸多问题。为便于有限元模拟研究,对 Ti₂AlNb 板材超塑性自由胀形作如下假设:

- 1) 板材采用理想刚塑性材料模型,不考虑弹性变形的影响,模具定义为刚性。
- 2) 在胀形过程中的各个温度参数保持恒定不

变.

3) 材料体积不变且各向同性, 忽略超塑成形中的应变硬化效应.

4) 板材和模具在整个过程不发生侵入和贯穿现象.

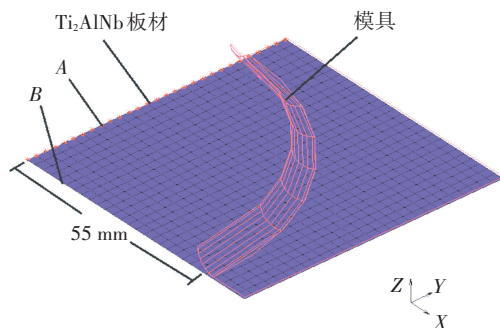


图 2 几何模型

2.4 摩擦与边界条件

超塑性自由胀形过程是未被模具压边的坯料不断胀形的过程. 在数值分析中, 坯料与模具接触的部分计算距离公差、摩擦力等, 本文采用库伦摩擦模型^[15]. 考虑试验的工况条件, 摩擦因子取 0.3.

定义板材和模具边缘节点的 x 、 y 、 z 方向位移为 0, 定义对称面 A 和 B 处分别在 x 和 y 方向的位移为 0, 如图 2 所示. 对板材所有单元施加面载荷, 压力方向均指向模具, 并定义为跟随力, 在成形过程中压力方向始终垂直于单元.

3 结果及讨论

3.1 模拟结果

各温度下有限元模拟设置的参数只是 m 和 K 的值不同, 因此各温度下模拟的板材胀形壁厚分布规律也较相似, 故以 950 °C 胀形的模拟结果为例. 如图 3 所示, Ti_2AlNb 板材在 950 °C 下胀形至最终阶段时 ($t = 3\,000\text{ s}$), 曲面顶点处板料厚度为 0.324 mm, 最大减薄率达到 67.6%. 模拟结果显示, 胀形至饱满曲面时, 曲面最薄处位于曲面最顶点, 板材厚度自曲面底部边缘至曲面顶点呈梯度减小. 在后处理中, 根据最大应变速率控制法可以自动计算出各温度胀形的压力-时间曲线 (如图 4 所示), 这为后期试验的压力加载提供了参考, 有利于减少胀形时间, 得到壁厚分布均匀的样件.

3.2 试验结果

试验在 910、930、950 和 970 °C 下的极限胀形最大气压分别为 2.6、2.0、2.0 和 1.6 MPa. 由于忽略材料本身组织和性能的不均匀等影响, 与图 4 的模拟结果相比, 试验胀形气压偏大. 极限胀形后的试样如图 5 所示, 随着胀形温度的增加, 球形越饱满, 表

明变形温度越高, Ti_2AlNb 合金胀形可变形程度越高. 在胀形的最终阶段, 曲面减薄严重, 在靠近球顶处产生破裂, 导致最终曲面形状不规则. 根据投影法, 测得各胀形温度下的 α 角分别为 73°、76°、90° 和 90°, 说明 Ti_2AlNb 板材的可胀形程度随变形温度的升高而不断增大. 如图 6 所示, 随变形温度逐渐增加, 板材的最终胀形高度不断增大, 曲面顶点处厚度反而越小. 表明较高的胀形温度有利于 Ti_2AlNb 合金超塑性的发挥. 为了准确研究 Ti_2AlNb 板材超塑性自由胀形最终壁厚分布的规律, 沿胀形后试样中间剖面, 每隔弧度 5 mm 做标记. 每个点附近使用游标卡尺测量三次, 取平均值为该点壁厚的试验值.

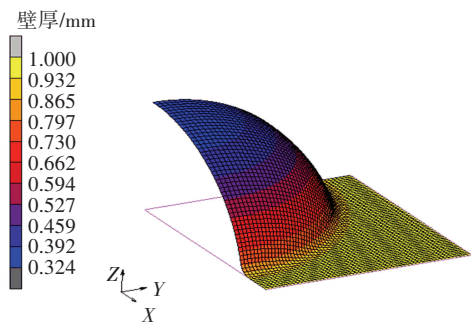


图 3 950 °C 时胀形模拟结果 ($t = 3\,000\text{ s}$)

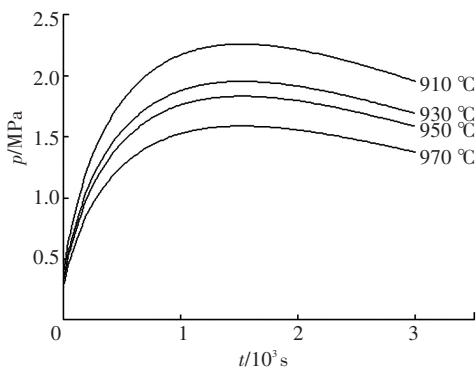
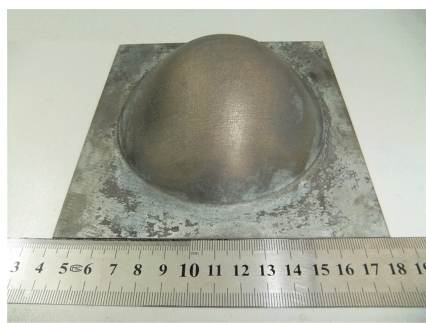
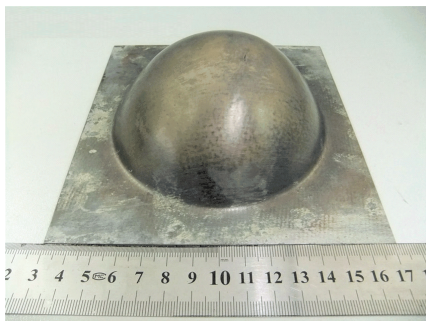


图 4 压力-时间曲线

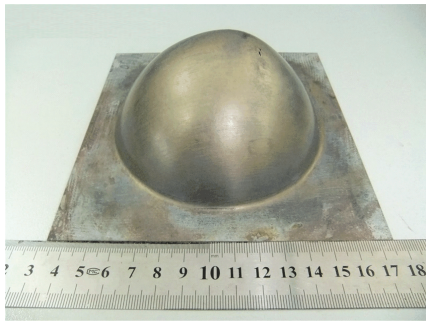
图 7 所示为各胀形温度下 Ti_2AlNb 板材胀形的试验测量、有限元模拟和 E-K 预测模型计算的壁厚沿曲面的分布结果. 可以发现, 对于整个曲面壁厚分布, 有限元模拟结果和试验结果比较吻合, 特别是在曲面顶点区域和曲面底部区域吻合最好, 原因是有限元模拟时考虑了温度的影响 (不同温度下的 m 和 K 值). 模拟结果表明, 有限元模拟可以为 Ti_2AlNb 板材超塑性自由胀形后曲面壁厚分布提供一定的参考. 而 E-K 模型在 910~970 °C 内的计算结果与试验结果误差较大, 说明 E-K 模型不能够准确预测 Ti_2AlNb 板材在 910~970 °C 内低应变速率自由胀形的壁厚分布情况.



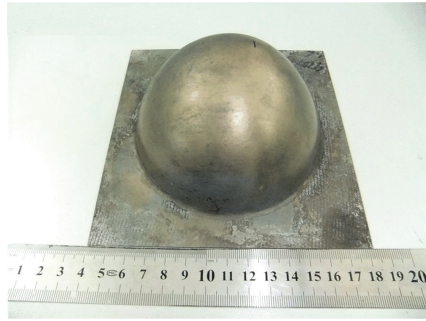
(a) $T = 910\text{ }^{\circ}\text{C}$



(b) $T = 930\text{ }^{\circ}\text{C}$



(c) $T = 950\text{ }^{\circ}\text{C}$



(d) $T = 970\text{ }^{\circ}\text{C}$

图 5 胀形后的试样

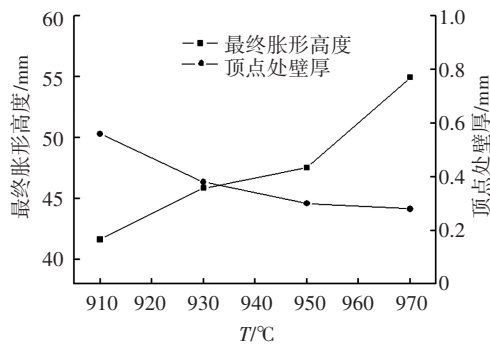
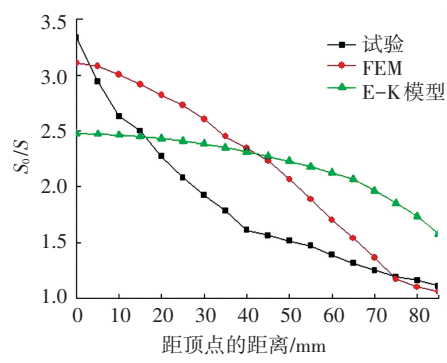
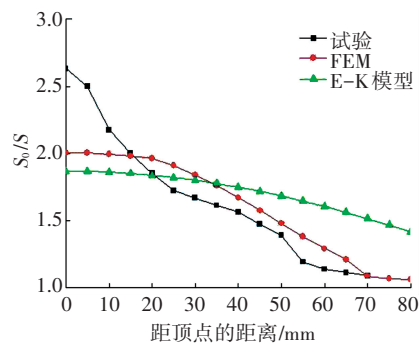


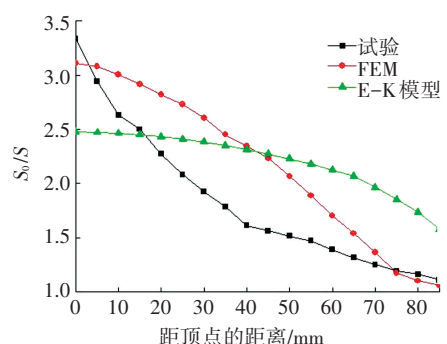
图 6 试样最终胀形高度和顶点处的壁厚



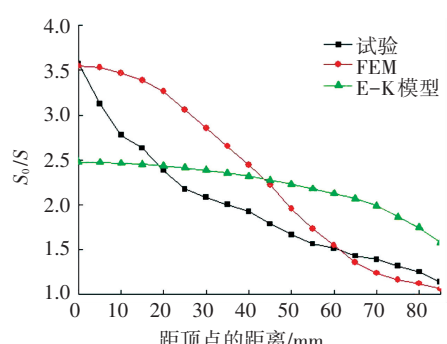
(a) $T = 910\text{ }^{\circ}\text{C}$



(b) $T = 930\text{ }^{\circ}\text{C}$



(c) $T = 950\text{ }^{\circ}\text{C}$



(d) $T = 970\text{ }^{\circ}\text{C}$

图 7 试验测量、有限元法和 E-K 模型获得的结果比较

3.3 讨论

钛合金在高温变形时流动应力和温度之间满足包含激活能和温度的双曲正弦关系^[16]. 根据表 2, 变形温度对 Ti_2AlNb 合金的超塑性变形影响较大, 表明该材料在超塑性变形过程中具有温度敏感性的特征. 而 E-K 预测模型没有考虑变形温度对超塑性胀形壁厚分布的影响, 而且实际胀形过程中曲面各

点的应变速率各不相同,这些因素都会导致Ti₂AlNb板材试验的壁厚分布情况与数学模型预测结果之间产生较大的误差.

通常,温度敏感性指数 n 表达式如下^[17]:

$$n = \frac{\partial \sigma}{\partial T} \bigg|_{\dot{\epsilon}, \epsilon} \quad (2)$$

式中: n 为温度敏感性指数,MPa/K; σ 为材料的流动应力; T 为变形温度,K; $\dot{\epsilon}$ 为应变速率,s⁻¹; ϵ 为应变. 由于大多数金属材料都随变形温度升高而软化,故式(2)的取值始终为负. 为简化计算,本文的 n 都采用绝对值形式.

为研究温度对 Ti₂AlNb 合金胀形的影响,在已确定的应变速率的基础上,根据课题组已有的研究成果,得到 $\sigma - T$ 曲线,如图 8 所示. 对图 9 中的数据点进行线性拟合,计算拟合直线的斜率,得到 Ti₂AlNb 合金在 910~970 °C 内的 $n = 0.364$.

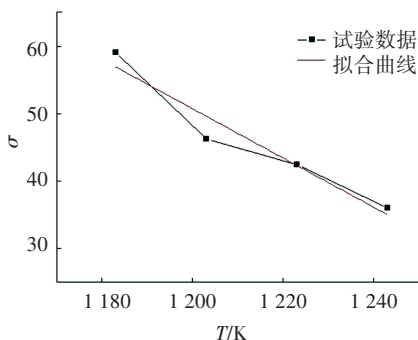


图 8 Ti₂AlNb 合金的 σ - T 曲线

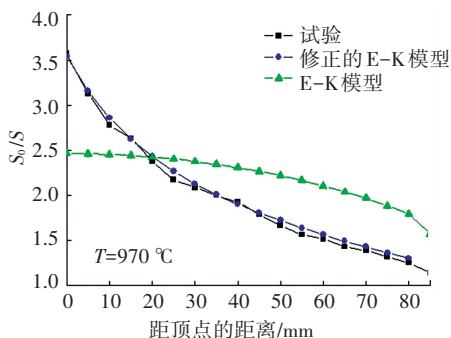


图 9 E-K 模型修正前后的比较

E-K 模型胀形原理如图 10 所示^[12],在胀形前板材上的一点 M ,在胀形的某一阶段会移至 M' 点. Enikeev 和 Kruglov^[12] 研究发现,经过 M' 点的曲面经线胀形 α 角后被拉长 $(\alpha/\sin \alpha)$ 倍,经过 M' 点的曲面纬线会被拉长 ρ/ρ_0 倍,得到曲面 M' 点的厚度为 (假设材料不可压缩)

$$s/s_0 = (\rho_0/\rho) \cdot (\sin \alpha/\alpha) \quad (3)$$

但是,Enikeev 和 Kruglov 并没有考虑温度对金属材料胀形时的影响,随着胀形温度的提高,金属材料会不断软化. 因此, M' 点在经线方向或是纬线方向上,其被拉伸的程度可能会更高. 并且沿 M' 点经

线方向,自曲面顶点至边缘处,温度对这种拉伸作用的影响越来越小. 为了衡量胀形温度对壁厚分布的影响,引入温度敏感性指数 n , 则式(3)可表示为

$$s/s_0 = (\rho_0/\rho) \cdot \frac{a\theta^2 + b\theta + c}{1 + n} \cdot \sin(\alpha/\alpha) \quad (4)$$

式中: ρ 和 ρ_0 分别为 M 点和 M' 点的水平坐标;系数 a 、 b 和 c 是与材料、胀形温度有关的常数,可根据具体胀形工艺参数确定.

根据图 10 中的几何关系可知

$$\rho = R \sin \theta, \quad (5)$$

$$\rho_0 = \theta R_0/\alpha. \quad (6)$$

结合式(4)~(6),得到修正后的 E-K 模型表达式为

$$\frac{s_0}{s} = \left(\frac{\alpha}{\sin \alpha} \right)^2 \frac{(1 + n) \sin \theta}{(a\theta^2 + b\theta + c) \cdot \theta}$$

取温度 $T = 970$ °C,在此温度下, $a = 0.60$, $b = 1.54$, $c = 0.95$, 得到 Ti₂AlNb 合金在 970 °C 胀形时的壁厚分布模型. 如图 9 所示,与 E-K 模型相比,修正后的 E-K 模型对实际胀形壁厚分布的预测更加准确.

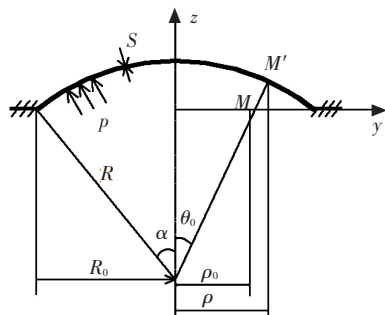


图 10 胀形原理示意

4 结 论

1)在整个曲面区域,模拟结果和试验结果吻合较好,原因是有限元模拟设置不同温度下 m 和 K 的值,考虑了胀形温度的影响. 因此,有限元模拟可以为 Ti₂AlNb 合金在该温度范围内的超塑性极限自由胀形的壁厚分布提供一定的参考.

2)较低的胀形温度易导致 Ti₂AlNb 合金流动变形困难, m 的值较小,难以在胀形时产生超塑性变形,容易破裂;较高的胀形温度有利于发挥该 Ti₂AlNb 合金的超塑性性能,但曲面顶点处的壁厚减薄严重,易产生破裂.

3)在 910~970 °C 内,E-K 模型计算结果与试验结果相差较大,主要原因是 E-K 模型没有考虑胀形温度的影响,E-K 模型不能准确预测 Ti₂AlNb 合金在该温度范围内的超塑性自由极限胀形壁厚分布情况;引入温度敏感性指数对 E-K 模型进行修正,修正的 E-K 模型预测结果与试验的壁厚分布情况吻

合较好,可以为预测 Ti₂AlNb 合金在 910~970 ℃ 内的胀形壁厚分布情况提供较好的参考.

参考文献

[1] DAI Jingru, LU Huimin, CAI Zhijin. Effect of erbium addition on microstructre of As-Cast Ti-22Al-25Nb alloy [J]. Materials Processing and Interfaces, 2012, 1: 955-961.

[2] BRAUN R, LEYENS C. Protective coatings on orthorhombic Ti2AlNb alloys [J]. Materials at High Temperatures, 2005, 22(3/4): 437-447.

[3] WU H Y, ZHANG P Z, XU Z. Study on nanomechanical and high temperature tribological behaviour of Ti₂AlNb based alloys by plasma surface alloying [J]. Surface Engineering, 2008, 24(6): 464-469.

[4] WANG Yuanhong, LIU Zhanguo, OUYANG Jiahu, et al. Preparation and high temperature oxidation resistance of microarc oxidation ceramic coatings formed on Ti₂AlNb alloy [J]. Applied Surface Science, 2012, 258 (22): 8946-8952.

[5] MALECKA J. Investigation of the oxidation behavior of orthorhombic Ti2AlNb alloy [J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2015, 24(5): 1834-1840.

[6] LIU G, WU Y, ZHAO J, et al. Formability determination of titanium alloy tube for high pressure pneumatic forming at elevated temperature [J]. Procedia Engineering, 2014, 81: 2243-2248.

[7] TABATABAEI S M R, SAFARI M, ESFAHANI R S, et al. Experimental and numerical investigation of cold bulge forming of titanium alloy Ti55 [J]. World Journal of Mechanics, 2013, 3(9): 323-327.

[8] LIU Jingyuan, ZHANG Kaifeng. Resistance heating superplastic forming and influence of current on deformation mechanism of TA15 titanium alloy [J]. The

International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2015, 76(9): 1673-1680.

[9] BRUSCHI S, ALTAN T, BANABIC D, et al. Testing and modelling of material behavior and formability in sheet metal forming [J]. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 2014, 63(2): 727-749.

[10] 张久文, 陈国清, 周文龙, 等. 热轧态 Ti₂AlNb 合金超塑性变形行为的研究 [J]. 航空制造技术, 2007(增刊): 449-453.

[11] 周伟, 姚泽坤, 秦春. 工艺参数对粗晶 Ti₂AlNb 合金超塑性行为的影响 [J]. 稀有金属材料与工程, 2014(1): 209-213.

[12] ENIKEEV F U, KRUGLOV A A. An analysis of the superplastic forming of a thin circular diaphragm [J]. International journal of mechanical sciences, 1995, 37 (5): 473-483.

[13] MIRACLE D B, TAMIRISAKANDALA S, BHAT R B, et al. Titanium alloy microstructural refinement method and high temperature-high strain rate superplastic forming of titanium alloys: U.S. Patent Application 13/344, 818 [P]. 2012-1-6.

[14] 刘胜京, 徐永超, 姜波, 等. 基于椭球曲面的超塑自由胀形力学解析 [J]. 机械工程学报, 2014, 50(18) 73-81.

[15] 蒋少松, 张凯锋, 吴海峰, 等. 变摩擦控制厚度分布的 TC4 深筒形件正反向超塑成形 [J]. 航空材料学报, 2008, 28(6): 16-22.

[16] 张雪敏, 曹福洋, 岳红彦, 等. TC11 钛合金热变形本构方程的建立 [J]. 稀有金属材料与工程, 2013, 42(5): 937-941.

[17] 潘晓华. Ti-6Al-4V 合金等温压缩变形时的温度敏感性指数 [J]. 热加工工艺, 2012, 41(14): 89-93.

(编辑 王小唯 苗秀芝)