

# 钛合金筒形件真空热胀形过程数值模拟

王明伟<sup>\*1,2</sup>, 张立文<sup>1</sup>, 戚琳<sup>1</sup>, 张凡云<sup>3</sup>, 李辰辉<sup>3</sup>

(1. 大连理工大学 三束材料改性国家重点实验室, 辽宁 大连 116024;  
2. 大连工业大学 机械工程与自动化学院, 辽宁 大连 116034;  
3. 沈阳黎明航空发动机集团公司, 辽宁 沈阳 110043)

**摘要:** 真空热胀形是一项创新的加工方法,零件的形状是通过模具热膨胀产生的压力来实现的. 建立了钛合金筒形件真空热胀形过程的二维非线性热力耦合有限元模型. 考虑了辐射传热和材料热物性参数随温度变化等因素的影响,利用 MSC. Marc 有限元软件模拟了钛合金筒形件真空热胀形过程. 对真空热胀形过程温度场和变形场进行了分析,并进行了相应的实验验证,数值模拟结果与实验结果吻合较好.

**关键词:** 钛合金; 真空热胀形; 热力耦合; 数值模拟

**中图分类号:** TB24 **文献标志码:** A

## 0 引言

胀形是一项创新的加工方法,被广泛地应用于航空、航天和汽车工程等领域. 通常胀形是在常温下进行的,依靠模具的控制,通过轴向加载使介质产生内压力进行成形<sup>[1~5]</sup>. 而真空热胀形与传统的胀形工艺不同,是利用工件和模具不同的线膨胀系数,根据高温下材料软化和应力松弛原理<sup>[6~8]</sup>,依靠模具高温下热膨胀力成形的. 传统热胀形工艺制定一般都基于经验的积累,采用传统的试错法. 这种方法明显地具有费用高、周期长等缺点. 真空热胀形过程十分复杂,目前还缺乏足够的经验和试验数据的积累,所以对整个热胀形过程的理解十分有限.

随着计算机技术的发展和有限元模拟技术在金属成形加工中的广泛应用,有限元数值模拟为真空热胀形过程的工艺设计和优化提供了强有力的工具,同时整个真空热胀形过程在计算机上进行仿真,不必花费大量的人力物力对实物进行剖析,有效地减少了试验消耗并缩短工艺研发周期. 本文根据钛合金筒形件真空热胀形过程的实际情况建立有限元模型,对钛合金筒形件真空热胀形过程中的温度场和变形场进行分析,以期在实际

成形过程提供理论依据.

## 1 真空热胀形基本原理

因为钛合金材料弹性模量较小,屈服比  $\sigma_{0.2}/\sigma_0$  值又较大,采用冷成形易产生裂纹,必须采取热胀形工艺. 钛是活泼性元素,极易被其他介质污染使其合金的性能急剧降低,因此钛及其合金的热处理通常在真空中进行. 真空热胀形是根据钛合金材料高温塑性好、线膨胀系数较小的特点,采用某种高温刚性较好、线膨胀系数较大的材料制成模具,使模具在常温下能够自由装进零件内,在高温时恰好与零件在高温状态下的理想内型面吻合. 将模具在常温下装入钛合金筒形件中,一同放入真空热处理炉内,随着温度的升高,因模具的线膨胀系数较钛合金线膨胀系数大,零件受到模具膨胀产生的压力,发生塑性变形至理想状态,当零件和模具一同降温至室温时,此热塑性变形保持下来,从而达到热胀形目的.

## 2 真空热胀形模型的建立

### 2.1 弹塑性热力耦合有限元方程

采用增量理论建立热弹塑性应力增量及应变增量的关系.

收稿日期: 2006-03-15; 修回日期: 2007-09-25.

作者简介: 王明伟<sup>\*</sup> (1976-), 男, 博士生, E-mail: commat@student.dlut.edu.cn; 张立文(1962-), 男, 博士, 教授, 博士生导师.

在弹性区,增量本构关系为

$$d\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}_e d\boldsymbol{\varepsilon} - \mathbf{C}_e dT \quad (1)$$

式中  $\mathbf{D}_e$  为弹性矩阵,

$$\mathbf{C}_e = \mathbf{D}_e \left( \boldsymbol{\alpha} + \frac{\partial \mathbf{D}_e^{-1}}{\partial T} \boldsymbol{\sigma} \right) \quad (2)$$

在塑性区域内,增量本构关系为

$$d\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}_{ep} d\boldsymbol{\varepsilon} - \mathbf{C}_{ep} dT \quad (3)$$

式中  $\mathbf{D}_{ep}$  为弹塑性矩阵,

$$\mathbf{D}_{ep} = \mathbf{D}_e - \frac{\mathbf{D}_e \frac{\partial \bar{\boldsymbol{\sigma}}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \left( \frac{\partial \bar{\boldsymbol{\sigma}}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right)^T \mathbf{D}_e}{H' + \left( \frac{\partial \bar{\boldsymbol{\sigma}}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right)^T \mathbf{D}_e \frac{\partial \bar{\boldsymbol{\sigma}}}{\partial \boldsymbol{\sigma}}} \quad (4)$$

$$\mathbf{C}_{ep} = \mathbf{D}_{ep} \boldsymbol{\alpha} + \mathbf{D}_{ep} \frac{\partial \mathbf{D}_e^{-1}}{\partial T} \boldsymbol{\sigma} - \frac{\mathbf{D}_e \frac{\partial \bar{\boldsymbol{\sigma}}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \frac{\partial H}{\partial T}}{H' + \left( \frac{\partial \bar{\boldsymbol{\sigma}}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right)^T \mathbf{D}_e \frac{\partial \bar{\boldsymbol{\sigma}}}{\partial \boldsymbol{\sigma}}} \quad (5)$$

有限变形弹塑性有限元方程的矩阵形式可描述为

$$\mathbf{K} \Delta \boldsymbol{\delta} = \Delta \mathbf{Q} \quad (6)$$

式中:  $\mathbf{K}$  为整体刚度矩阵;  $\Delta \boldsymbol{\delta}$  为节点位移增量;  $\Delta \mathbf{Q}$  为力增量矢量,包括节点力增量矢量和热应变引起的力增量矢量。

真空热胀形过程中的传热方式是单一的辐射传热,温度计算的有限元基本方程为

$$\mathbf{K}_T \mathbf{T} + \mathbf{C} \dot{\mathbf{T}} = \mathbf{P} \quad (7)$$

式中:  $\mathbf{K}_T$  为总体热传导矩阵;  $\mathbf{C}$  为总体热容矩阵;  $\mathbf{T}$  为节点温度;  $\dot{\mathbf{T}}$  为节点温度对时间的导数;  $\mathbf{P}$  为总体热流向量。

联立弹塑性变形有限元方程(6)和温度场的有限元方程(7),得到真空热胀形过程热力耦合模型有限元方程为

$$\begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{C} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{u}} \\ \dot{\mathbf{T}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{K}_T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \boldsymbol{\delta} \\ \mathbf{T} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{Q} \\ \mathbf{P} \end{bmatrix} \quad (8)$$

## 2.2 有限元模型建立

基于有限元软件 MSC. Marc 建立钛合金筒形件真空热胀形过程弹塑性热力耦合计算模型,考虑了辐射传热和材料热物性随温度变化的非线性关系。模型中采用 V6072 型真空热处理炉,工件材料为 BT20 钛合金,壁厚为 1.5 mm,上口直径为 1 070.6 mm,下口直径为 1 080.2 mm,高为 342 mm。模具材料为 1Cr18Ni9Ti。工件成形载荷来自于 1Cr18Ni9Ti 热膨胀力。根据真空热处理炉、工件和模具的轴对称性,取其模型 1/2 作为分析对象。图 1 显示了真空热处理炉、工件和模具的有限元模型图。整个模型采用四节点四边形

单元。为了保证计算精度和提高计算速度,在应力集中区将网格进行细化。模型中总共划分了 4 237 个单元,7 810 个节点。

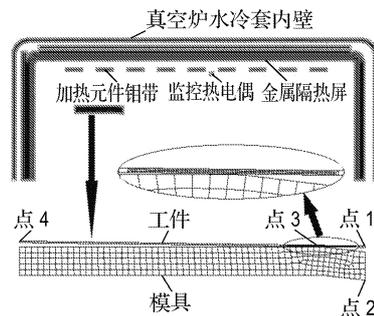


图 1 有限元模型图

Fig. 1 The finite element model

### (1) 边界条件

由于工件在真空热处理炉中加热保温,整个温度场变化过程为单一的辐射传热。在进行有限元分析计算中,利用 Marc 软件子程序功能,采用热流作为加热元件的边界条件,通过子程序实现了虚拟真空热处理炉的智能化 PID 控制。

辐射传热在有限元分析中属于高度非线性问题。其边界条件定义为

$$q_{12} = \sigma \varepsilon F_{12} (T_1^4 - T_2^4) \quad (9)$$

式中:  $\sigma$  为 Stefan-Boltzmann 常数;  $\varepsilon$  为表面辐射效率;  $T_1$  和  $T_2$  分别为辐射表面温度;  $F_{12}$  为辐射视角系数,

$$F_{12} = \frac{1}{A_1} \int_{A_1} \int_{A_2} \frac{\cos \theta_1 \cos \theta_2}{\pi r^2} dA_2 dA_1 \quad (10)$$

式中:  $\theta_1$  和  $\theta_2$  分别为射线与表面法线的角度,  $A_1$  为平面 1 的表面积,  $A_2$  为平面 2 的表面积。

从式(10)中可以看出  $F_{12}$  为四阶积分,在真空炉的辐射传热过程中,将有大量的表面参与热辐射,视角系数的计算相当复杂,直接计算非常困难。本文采用 Monte Carlo 方法进行视角系数计算,然后在后续的有限元分析中自动提取视角系数,进行辐射温度场传热分析。

### (2) 初始条件

初始条件为

$$T|_{t=0} = T_0 \quad (11)$$

式中  $T_0$  为已知温度,是常数。

### (3) 材料热物性参数

在有限元分析计算时,材料模型选为热-弹塑性模型,属于材料非线性。材料屈服遵循 von Mises 屈服准则,本构关系为线性硬化模式。考虑了材料热物性参数、力学性能参数和温度的相关

性,已知一些温度下的参数,并对未知温度范围内的材料性能按线性插值法确定.图2给出了实测的材料线膨胀曲线.计算时BT20钛合金的辐射效率取为 $0.6^{[9]}$ .

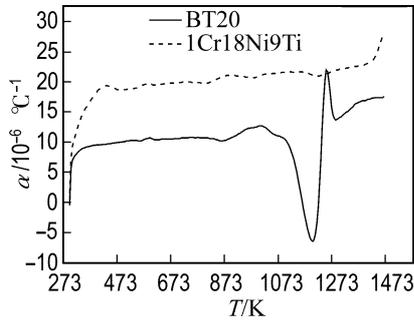


图2 热膨胀系数曲线

Fig. 2 Curves of thermal expansion coefficient

### 3 结果讨论与分析

钛合金真空热胀形工艺:室温下装炉,以 $6.8\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 的加热速度升温, $850\text{ }^{\circ}\text{C}$ 保温 $2\text{ h}$ ,炉冷至 $80\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以下出炉.更换模具后,再以 $6\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 的加热速度升温, $750\text{ }^{\circ}\text{C}$ 保温 $2\text{ h}$ ,炉冷至 $80\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以下出炉.根据以上模型,进行了模拟计算和相应的实验.

#### 3.1 温度场分析

对于真空热胀形温度场的数值模拟是整个数值模拟过程的基础,温度场的分布情况对变形场和应力场的分布有着极大的影响.图3显示了一次胀形过程中真空热处理炉监控热电偶和测温点1、2的温度变化.图4显示了二次胀形过程中真空热处理炉监控热电偶和测温点1、2的温度变化.从图中可以看出,在 $723\text{ K}$ 以下,计算值和模拟值偏差较大.由于工件在室温装炉,初始加热时控温热电偶进行温度调控,温度波动较大,计算结果与实验误差较大.而其他阶段计算结果与实验结果比较,吻合较好.

#### 3.2 变形场分析

图5给出了热胀形过程中位移变化曲线.从图中可以看出,工件受热膨胀,随着温度的升高,模具和工件相互接触.工件在模具膨胀力的推动下,在保温阶段位移变化达到了最大值.一次和二次胀形过程中位移变化最大值分别为 $8.64\text{ mm}$ 和 $7.60\text{ mm}$ .当冷却到室温时,一次胀形后测量点1、2、3和4的位移模拟值分别为 $0.155$ 、 $-0.028$ 、 $2.532$ 和 $-0.005\text{ mm}$ ,二次胀形后测量点1、2、3和4的位移模拟值分别为 $1.899$ 、 $0.093$ 、

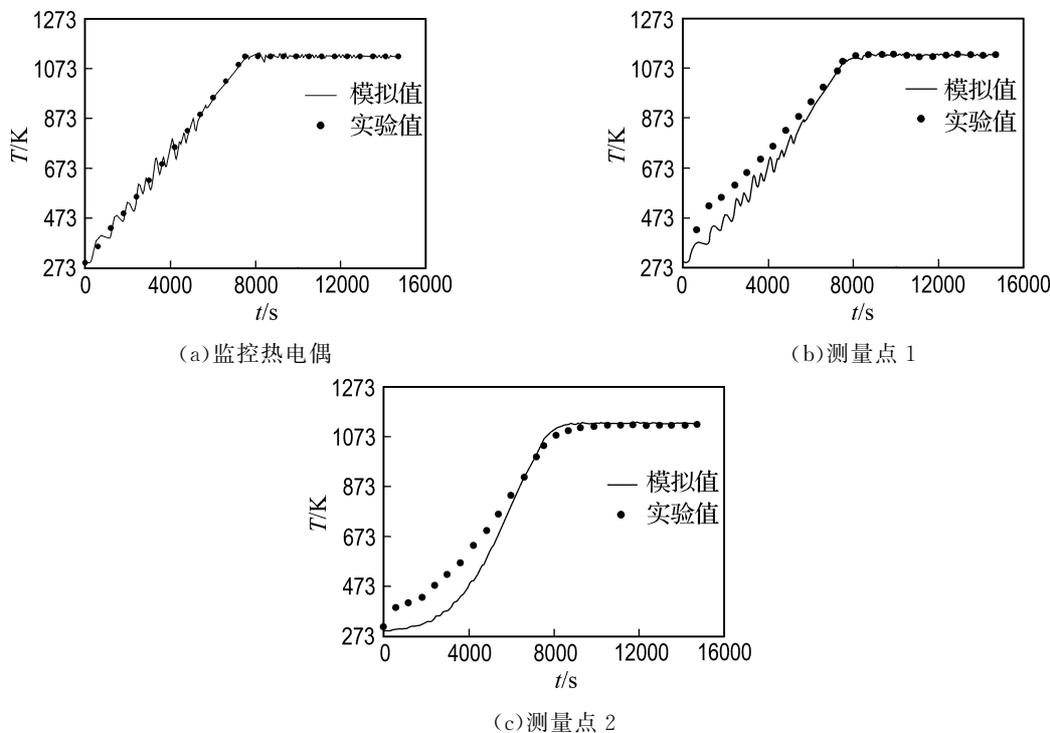


图3 一次热胀形过程温度变化模拟与实验比较

Fig. 3 Comparison of calculated results and experiment results of temperature during first hot bulge forming process

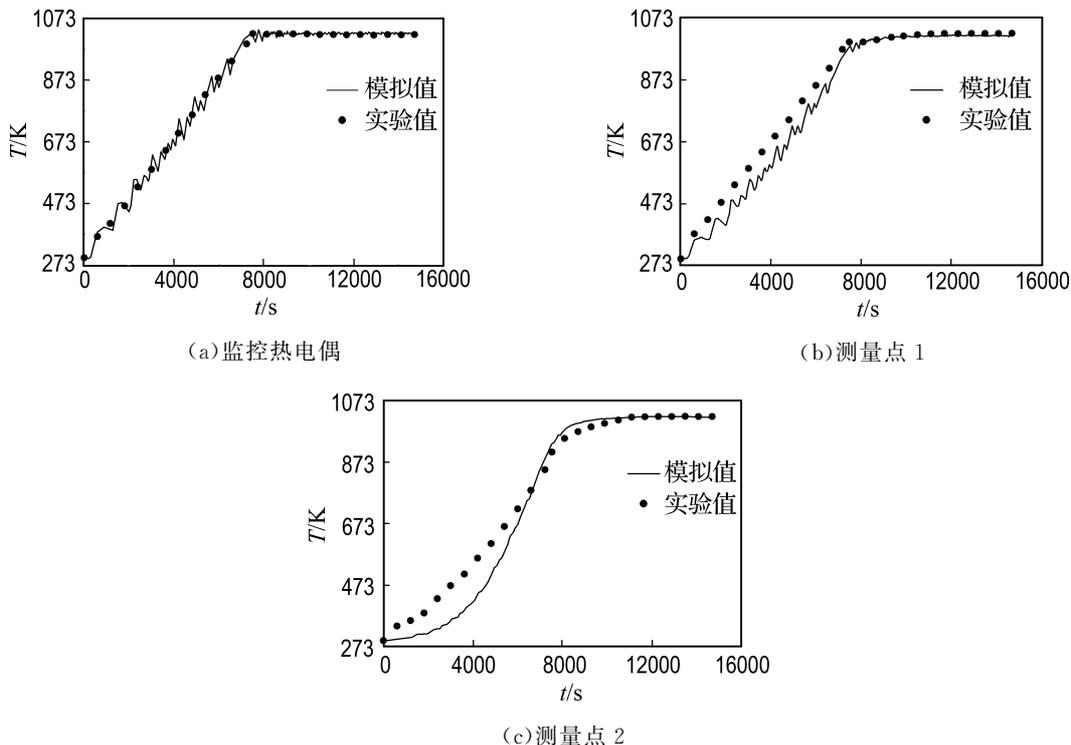


图 4 二次热胀形过程温度变化模拟与实验比较

Fig. 4 Comparison of calculated results and experiment results of temperature during second hot bulge forming process

2.468和1.022 mm. 两次胀形后测量点 1 和 4 累计位移模拟值分别为2.054 mm和1.017 mm. 经过 3 次实验验证, 测量点 1 和 4 实验测量平均值分别为2.153 mm和1.134 mm. 计算结果与实验结果的误差分别为4.6%和10.3%, 模拟结果与实验结果吻合较好. 由测量点 2 位移变化曲线可以看出, 经过热胀形后模具又恢复到初始状态. 说

明模具在热胀形过程中没有发生塑性变形. 图 6 显示了不同时刻工件和模具状态图. 从图中可以看出, 经过两次热胀形后工件形状与模具的外型面吻合较好. 说明该有限元模型能够反映出钛合金筒形件真空热胀形位移分布, 同时也说明所建立的模型比较精确.

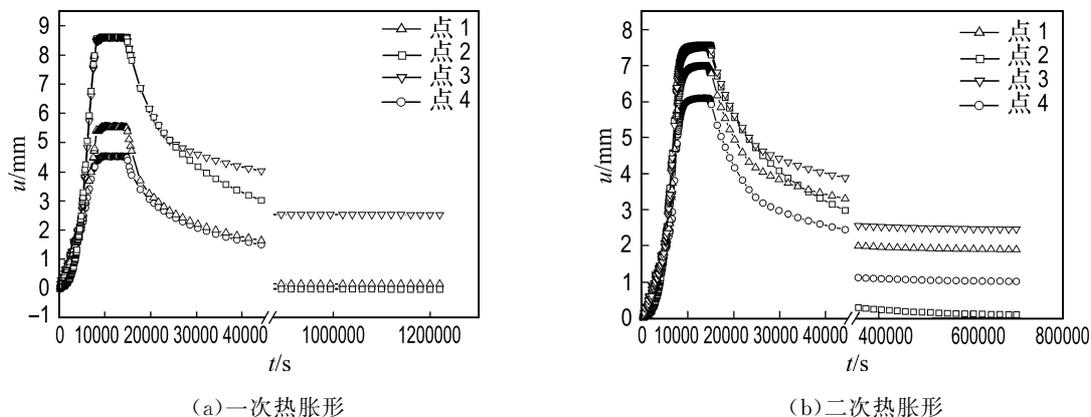


图 5 热胀形过程位移分布曲线

Fig. 5 The displacement distribution in hot bulge forming

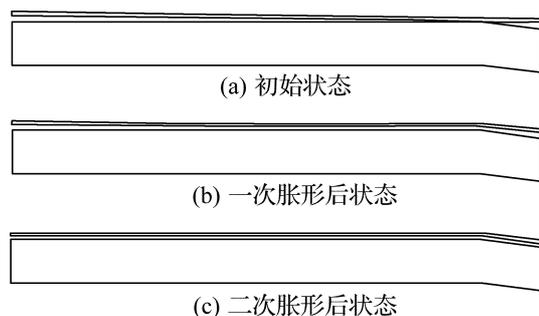


图6 不同时刻工件和模具状态图

Fig. 6 The diagram of workpiece and die at different states

#### 4 结 语

本文提出了一个钛合金筒体真空热胀形过程的二维热力耦合有限元模型。温度场和变形场的数值模拟结果与实验结果吻合较好。模拟结果可以为钛合金筒体真空热胀形过程参数的选择提供参考数据,并为进一步研究钛合金真空热胀形过程奠定基础。

#### 参 考 文 献:

[1] AHMED M, HASHMI M S J. Three-dimensional finite-element simulation of bulge forming [J]. *J Mater Proces Technol*, 2001, **119**: 387-392

[2] MACDONALD B J, HASHMI M S J. Finite element simulation of bulge forming of a cross-joint from a tubular blank [J]. *J Mater Proces Technol*, 2000, **103**: 333-342

[3] AHMED M, HASHMI M S J. Comparison of free and restrained bulge forming by finite element method simulation [J]. *J Mater Proces Technol*, 1997, **63**: 651-654

[4] MACDONALD B J, HASHMI M S J. Analysis of die behaviour during bulge forming operations using the finite element method [J]. *Finite Elem Anal and Des*, 2002, **39**:137-151

[5] MACDONALD B J, HASHMI M S J. Three-dimensional finite element simulation of bulge forming using a solid bulging medium [J]. *Finite Elem Anal and Des*, 2001, **37**:107-118

[6] 熊志卿, 林兆荣. 热校形原理研究[J]. *机械工程学报*, 1992(1):53-58

[7] IDEM K, PEDDIESON J. Simulation of the age forming process [J]. *J Manuf Sci and Eng*, 2005, **127**:165-172

[8] 周贤宾, 常和生, 戴美云. 时效应力松弛校形原理及其在蒙皮制造中的应用[J]. *北京航空航天大学学报*, 1992(2):65-71

[9] 陈芙蓉, 霍立兴, 张玉凤, 等. BT20 钛合金电子束焊接残余应力三维有限元数值模拟[J]. *焊接学报*, 2004, **25**(1):61-64

## Numerical simulation of vacuum hot bulge forming of titanium alloy cylindrical workpiece

WANG Ming-wei<sup>\*1,2</sup>, ZHANG Li-wen<sup>1</sup>, QI Lin<sup>1</sup>, ZHANG Fan-yun<sup>3</sup>, LI Chen-hui<sup>3</sup>

( 1. State Key Lab. for Mater. Modif., Dalian Univ. of Technol., Dalian 116024, China;  
2. School of Mech. Eng. and Autom., Dalian Polytech. Univ., Dalian 116034, China;  
3. Shenyang Liming Aero-Engine Group Co., Shenyang 110043, China )

**Abstract:** Vacuum hot bulge forming is an innovative manufacture method used to produce many industrial components. Components are formed by thermal expansion of the die as forming load. A two-dimensional nonlinear thermo-mechanical coupled FE model was established. In this model, influences of many factors, such as nonlinear radiation heat transfer and thermal physical properties of material depending on temperature, were considered. Numerical simulation of vacuum hot bulge forming process of titanium alloy cylindrical workpiece was carried out using FE analysis software MSC. Marc. The temperature and deformation fields of vacuum hot bulge forming of titanium alloy cylindrical workpiece were analyzed. And the corresponding experiments were carried out. The simulation results agree well with the experimental ones.

**Key words:** titanium alloy; vacuum hot bulge forming; thermo-mechanical couple; numerical simulation