

材料与成形性能

TC4 钛合金电热拉伸变形行为有限元模拟

党 鹏¹, 顾 锐¹, 王永军¹, 吴 为², 刘宝胜², 曹凤超², 王明涛², 曾元松²

(1. 西北工业大学 机电学院, 陕西 西安 710072; 2. 中国航空制造技术研究院, 北京 100095)

摘要: 为研究拉伸速率和温度对 TC4 钛合金性能的影响, 采用电-热-力完全耦合方法, 运用林建国统一粘塑性本构模型, 使用有限元分析软件 ABAQUS, 对不同温度和拉伸速率下的 TC4 钛合金电热拉伸过程进行模拟研究, 并选取目标温度为 750 °C、拉伸速率为 1 mm · min⁻¹ 的这一组模拟结果与试验结果进行对比。对比结果显示: 有限元模拟中通电加热后得到的温度场与试验中同一阶段采用热像仪测得的温度场分布相似, 标距段中间部位水平线上的平均温度相差仅为 2.1 °C; 此外, 有限元模拟得到的拉伸力-位移曲线与试验曲线的变化趋势相近, 最大拉伸力相差 0.014 kN, 误差约为 2.41%, 最大拉伸力出现时的伸长量相差 0.148 mm。可见有限元模拟结果与试验结果较为吻合, 证明了有限元模拟方法的可靠性。有限元模拟得到的拉伸力-位移曲线和试验曲线均表明: 相同应变速率下, 温度越高, 钛合金塑性越好, 在应变速率较高时, 温度的影响作用减弱; 在相同温度下, 应变速率越低, 钛合金的塑性越好, 在温度较低时, 应变速率的影响作用减弱。

关键词: TC4 钛合金; 电热拉伸; 完全耦合; 拉伸速率; 温度

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2022.01.027

中图分类号: V261.3 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3940 (2022) 01-0185-11

Finite element simulation on deformation behavior in electro-thermal tensile for TC4 titanium alloy

Dang Peng¹, Gu Rui¹, Wang Yongjun¹, Wu Wei², Liu Baosheng², Cao Fengchao², Wang Mingtao², Zeng Yuansong²

(1. School of Mechanical Engineering, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China;

2. AVIC Manufacturing Technology Institute, Beijing 100095, China)

Abstract: In order to study the influences of tensile rate and temperature on the properties of TC4 titanium alloy, the electro-thermal tensile processes of TC4 titanium alloy at different temperatures and tensile rates were simulated and studied by finite element analysis software ABAQUS combining the method of the electro-thermal-mechanical complete coupling and unified viscoplastic constitutive model of Lin Jianguo, and a set of simulation results with the target temperature of 750 °C and the tensile rate of 1 mm · min⁻¹ were compared with the experimental results. The comparison results show that the temperature field obtained after electrified heating in the finite element simulation is similar to the temperature field measured by the thermal imager in the same stage of the experiment, and the average temperature difference of the horizontal line in the middle of the marked distance segment is only 2.1 °C. In addition, the variation trend of the tensile force-displacement curve obtained by the finite element simulation is similar to that of the experiment curve, the maximum tensile force difference is 0.014 kN and their error is about 2.41%, and the elongation amount difference when the maximum tensile force occurs is 0.148 mm. It can be seen that the finite element simulation results are in good agreement with the experimental results, which proves the reliability of the finite element simulation method. The tensile force-displacement curve obtained by finite element simulation and the experimental curve also show that at the same strain rate, the higher the temperature is, the better the plasticity of titanium alloy is, and the influence of temperature is weakened at the higher strain rate. In addition, at the same temperature, the lower the strain rate is, the better the plasticity of titanium alloy is, and the influence of strain rate is weakened at the lower temperature.

Key words: TC4 titanium alloy; electro-thermal tensile; complete coupling; tensile rate; temperature

钛合金由于其优良的综合性能而在航空航天、

兵器和汽车等各领域均得到了广泛的应用, 而 TC4 是钛合金中极具代表性且应用较多的一种^[1]。由于钛合金在常温下的塑性较差, 这类零件加工时通常需要采用热加工方法来降低其变形抗力、提高成形精度。同时, 钛合金热导率低、电阻率大的特点使其非常适合电加热成形。

目前, 国内外已经有学者对电热成形工艺进行

收稿日期: 2021-01-18; 修订日期: 2021-04-18

基金项目: 共性技术 (41423030608)

作者简介: 党 鹏 (1997-), 男, 硕士研究生

E-mail: dangpeng52@163.com

通信作者: 王永军 (1968-), 男, 博士, 副教授

E-mail: wyongjun@mail.nwpu.edu.cn

了相关模拟研究,并得到了一些很有价值的研究成果。Mori K 等^[2]采用电阻加热的方法对超高强度钢板进行了温冲压成形,通过电阻加热的方法提高了生产效率、降低了能源消耗、减小了冲压回弹,并提高了型材的成形性。Song H 等^[3]采用高密度脉冲电流处理 TC4 钛合金退火板,并采用单轴拉伸试验,研究了脉冲电流处理对 TC4 钛合金板材塑性变形行为的影响,发现脉冲电流处理显著地改变了板材的力学性能。门正兴等^[4]利用有限元方法,建立了轴对称的电-热-力耦合有限元模型,实现了电-热耦合与热-力耦合的顺序模拟,并以 42CrMo4 钢圆柱体在电阻连续加热情况下的热锻成形过程为例对模型进行验证,结果表明,模拟所得的坯料温度及载荷变化与试验结果一致。刘天骄^[5]针对电加热拉弯成形工艺,建立了电热拉弯

过程顺序耦合的数值模拟方法,实现了电热转台式拉弯成形过程的多工序、多场耦合数值模拟。本文运用电-热-力完全耦合方法,采用有限元分析软件 ABAQUS,对 TC4 钛合金的电热拉伸过程进行了模拟研究。

1 电-热-力耦合模拟方法

1.1 顺序耦合与完全耦合

顺序耦合是将前一次的物理场计算结果作为下一次物理场分析的边界条件来进行多个物理场的耦合,电-热-力顺序耦合过程中,热应力分析(Static/Dynamic)的温度场由热传导分析或电热耦合分析而得到。典型的单向拉伸成形过程中的电-热、热-力顺序耦合流程图如图 1 所示^[5]。

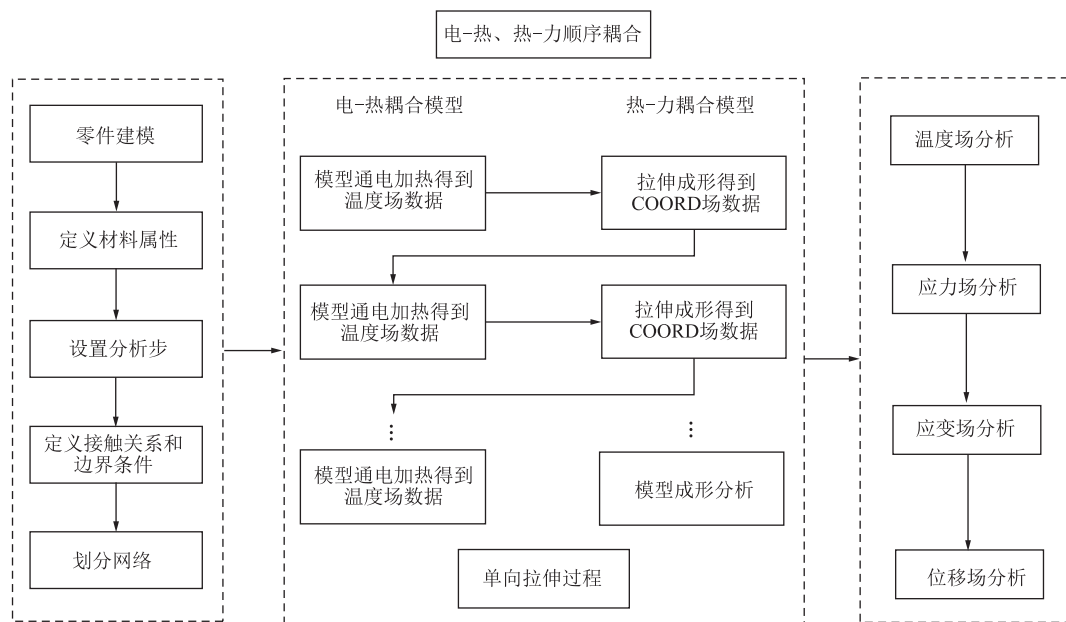


图 1 电-热、热-力顺序耦合模拟流程图

Fig. 1 Flow chart of electro-thermal and thermal-mechanical sequential coupling simulation

而完全耦合则是利用所有必要的自由度的耦合场类型单元,计算包含这些物理量的单元矩阵的方式进行耦合。完全耦合的电-热-力分析是电-热耦合分析和热-力耦合分析的结合。因电-热-力完全耦合法比较符合生产实际的条件,故本模拟选用电-热-力完全耦合法进行模拟。典型的单向拉伸成形过程中的电-热-力完全耦合模拟方法流程如图 2 所示。

1.2 本构方程

本构方程的精度在很大程度上会影响到有限元模拟的结果精度,目前常用的本构模型有很多种,本文结合试验条件、模拟参数等各方面因素选择使

用 Bai Q 等^[6]、Yang L 等^[7]、Lin J 等^[8-9]建立的统一粘塑性本构方程组,该方程组耦合了温度升高引起的次生 α 相的球化、位错密度改变和相变的影响,很好地反映了 TC4 钛合金的流动应力软化现象。该本构模型方程组如式 (1) ~ 式 (8) 所示:

$$\dot{\varepsilon}_{p,\alpha} = \left(\frac{\sigma - R - k_{\alpha}}{K_{\alpha}} \right)^n \quad (1)$$

$$\dot{\varepsilon}_{p,\beta} = \left(\frac{\sigma - R - k_{\beta}}{K_{\beta}(1-w)} \right)^n \quad (2)$$

$$\dot{\varepsilon}_p = \dot{\varepsilon}_{p,\alpha}(1-f_{\beta}) + \dot{\varepsilon}_{p,\beta}f_{\beta} \quad (3)$$

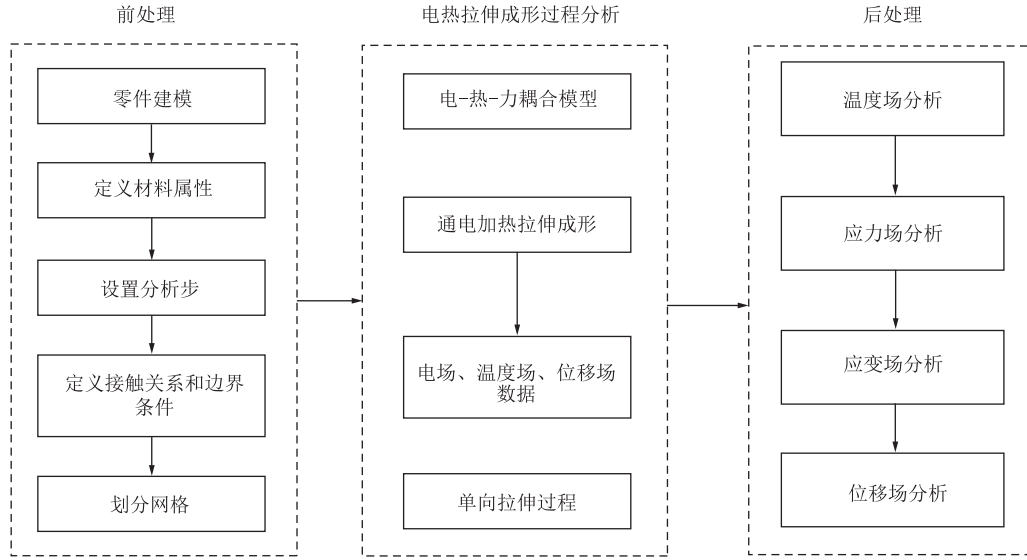


图 2 电-热-力完全耦合模拟流程图

Fig. 2 Flow chart of electro-thermal-mechanical complete coupling simulation

$$\dot{\bar{\rho}} = A(1 - \bar{\rho}) |\dot{\varepsilon}_p| - C\bar{\rho}^\delta \quad (4)$$

$$R = B\bar{\rho}^{0.5} \quad (5)$$

$$f_\beta(T) = \left(\frac{T}{1270}\right)^{10} \quad (6)$$

$$\dot{w} = C_w(1 - w)\dot{\varepsilon}_{p,\beta} \quad (7)$$

$$\sigma = E(\varepsilon_T - \varepsilon_p) \quad (8)$$

式中: $\dot{\varepsilon}_{p,\alpha}$ 、 $\dot{\varepsilon}_{p,\beta}$ 和 $\dot{\varepsilon}_p$ 分别为 α 相应变速率、 β 相应变速率和总应变速率; σ 为应力; R 为应变硬化程度; k_α 、 k_β 分别为 α 相和 β 相的初始弹性极限应力; K_α 、 K_β 分别为 α 相和 β 相与粘性应力有关的参数; n 为粘性指数, 反映了材料粘性强弱; f_β 为 β 相的体积分; $\dot{\bar{\rho}}$ 为标准化位错密度变化率; $\bar{\rho}$ 为标准化位错密度; T 为温度; A 、 C 、 δ 为材料参数; B 为与温度相关的材料参数; \dot{w} 为球化速率; w 为球化程度, 取值范围为 0~1; C_w 为材料常数; E 为弹性模量; ε_T 、 ε_p 分别为总应变、塑性应变。

由于在热变形过程中 TC4 钛合金发生了粘塑性变形, 因此采用幂律流动法则来描述应变速率与流动应力的关系, 且钛合金中 α 相比 β 相硬, 两相的热变形也不同。上述方程组中, 式 (1) 与式 (2) 分别为两相的应变速率; 式 (3) 表示总应变速率; 式 (4) 表示用于本构模型计算的标准化位错密度变化率计算模型; 式 (5) 表示应变硬化; 式 (6) 为描述了 β 相体积分和温度的关系的相变模型; 式 (7) 表明热变形过程中球化速率受到 β 相的应变速率控制; 式 (8) 为胡克定律^[6,8-17]。

在本构模型中, 考虑了材料在电流变化下微观

组织的变化对力学行为的影响, 采用 Arrhenius 经典温度补偿公式来定义 k_α 、 C 、 B 、 K_α 、 C_w 和 E 参数。

$$\begin{cases} k_\alpha = k_{\alpha 0} \exp(Q_p/kT) \\ C = C_0 \exp(-Q_c/kT) \\ B = B_0 \exp(Q_b/kT) \\ K_\alpha = K_{\alpha 0} \exp(Q_\alpha/kT) \\ C_w = C_{w0} \exp(-Q_w/kT) \\ E = E_0 \exp(Q_e/kT) \end{cases} \quad (9)$$

式中: $k_{\alpha 0}$ 、 C_0 、 B_0 、 $K_{\alpha 0}$ 、 C_{w0} 和 E_0 分别为 k_α 、 C 、 B 、 K_α 、 C_w 和 E 的初始值; Q_p 、 Q_c 、 Q_b 、 Q_α 、 Q_w 和 Q_e 分别为 k_α 、 C 、 B 、 K_α 、 C_w 和 E 各自相应的活化能; k 为通用气体常数。

本文中用到的材料模型参数初值, 引用了林建国等^[6]在 TC4 钛棒热压缩本构研究中的材料参数, 如表 1 所示。

2 单向拉伸试验

2.1 试验材料及设备

根据国标 GB/T 228.1—2010^[18] 的有关规定确定, 单向拉伸试件尺寸如图 3 所示, 试件厚度为 1 mm。

单向拉伸试验使用的设备为 CSS-44100 电子万能试验机、2000 A 正脉冲电源、MS6514 双通道数字温度计等设备组建的 TC4 钛合金通电拉伸试验系统, 如图 4 所示。

表 1 TC4 粘塑性本构模型材料参数
Table 1 Material parameters of TC4 viscoplastic constitutive model

参数	数值	参数	数值	参数	数值
k_{a0}/MPa	6.57×10^{-5}	$Q_p/(\text{J}\cdot\text{mol}^{-1})$	7.79×10^4	C_0	1.62×10^{16}
$Q_c/(\text{J}\cdot\text{mol}^{-1})$	3.28×10^5	B_0	1.34	$Q_b/(\text{J}\cdot\text{mol}^{-1})$	4.15×10^4
K_{a0}/MPa	4.08×10^{-9}	$Q_\alpha/(\text{J}\cdot\text{mol}^{-1})$	7.11×10^4	C_{w0}	709
$Q_w/(\text{J}\cdot\text{mol}^{-1})$	6.7×10^4	E_0/MPa	7.57×10^4	$Q_c/(\text{J}\cdot\text{mol}^{-1})$	1.14×10^3
n	2.8	A	10	δ	2

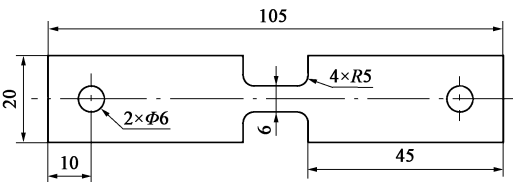


图 3 单向拉伸试件尺寸示意图
Fig. 3 Schematic diagram of uniaxial tensile specimen sizes

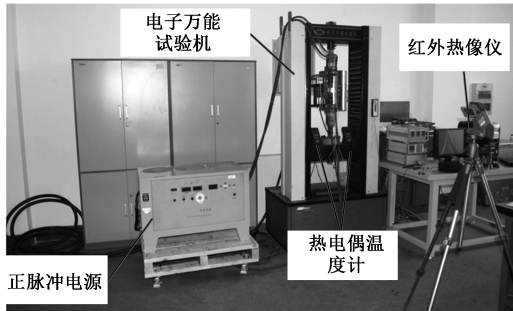


图 4 TC4 钛合金通电拉伸试验系统
Fig. 4 Electrified tensile experiment system of TC4 titanium alloy

2.2 试验设置

在单向拉伸试验中，使用 2000 A 正脉冲电源对试件施加直流电进行加热，同时用电子万能试验机对试件进行拉伸。为研究温度和拉伸速率对 TC4 钛合金性能的影响，试件测量点的目标温度设置为 750、800 和 850 ℃，拉伸速率设置为 1、10 和 100 mm · min⁻¹，不同温度和不同拉伸速率交叉设置 9 组试件，编号及对应条件如表 2 所示，观察 9 组试件拉伸得到的拉伸力-位移曲线，并使用红外热像仪拍摄试件表面温度分布的变化图，观察温度分布情况。

表 2 试验各组编号及参数设置
Table 2 Number and parameter settings of each group in experiment

编号	1	2	3	4	5	6	7	8	9
目标温度 $T_m/^\circ\text{C}$	750	750	750	800	800	800	850	850	850
拉伸速率 $V/(\text{mm}\cdot\text{min}^{-1})$	1	10	100	1	10	100	1	10	100

在试验中，调节正脉冲电源上控制电源的旋钮，使电流逐渐增加，当热电偶显示试件标距段中间部位的温度达到目标温度时开始拉伸。拉伸过程中温度会有所变化，因此，仍需要调节电流大小，使温度稳定在目标温度左右，同时需要记录下各时间点的电流大小。根据拉伸速率，将时间-电流对应表转化为位移-电流对应表，并绘制曲线，如图 5 所示。

根据图 5 可见，同一目标温度下的各组试验的温度也有可能相差较大，这是因为：在安装试件时，为提高导电性，需要在试件和夹具的接触部分涂抹导电膏，涂抹的范围和厚度往往存在一定差异，此外夹具与试件之间的接触情况也无法保证完全一致，这些因素导致每组试验的条件不完全相同。

2.3 试验结果及分析

拉伸完成后，得到的试件如图 6 所示。根据试验结果，分析同一目标温度下不同拉伸速率对试验结果的影响，以及同一拉伸速率不同温度对试验结果的影响。

2.3.1 温度对 TC4 钛合金性能的影响

为研究温度对 TC4 钛合金性能的影响，绘制同一拉伸速率下不同温度时的拉伸力-位移对比曲线，如图 7 所示。

可见在拉伸速率较低时，达到同样的位移需要的拉伸力随着温度的升高而降低，这正是钛合金型材温度升高后塑性提高的表现。但当拉伸速率较高时，温度升高对于拉伸力的影响作用有所减弱，拉伸速率达到 100 mm · min⁻¹ 时，初始拉伸温度为 800 ℃ 的试件所需的拉伸力要远高于其余各组，这说明在较高的拉伸速率下，温度对于钛合金型材塑性的影响会降低。

2.3.2 拉伸速率对 TC4 钛合金性能的影响

为研究拉伸速率对 TC4 钛合金性能的影响，绘制同一温度下不同拉伸速率时的拉伸力-位移对比曲线，如图 8 所示。

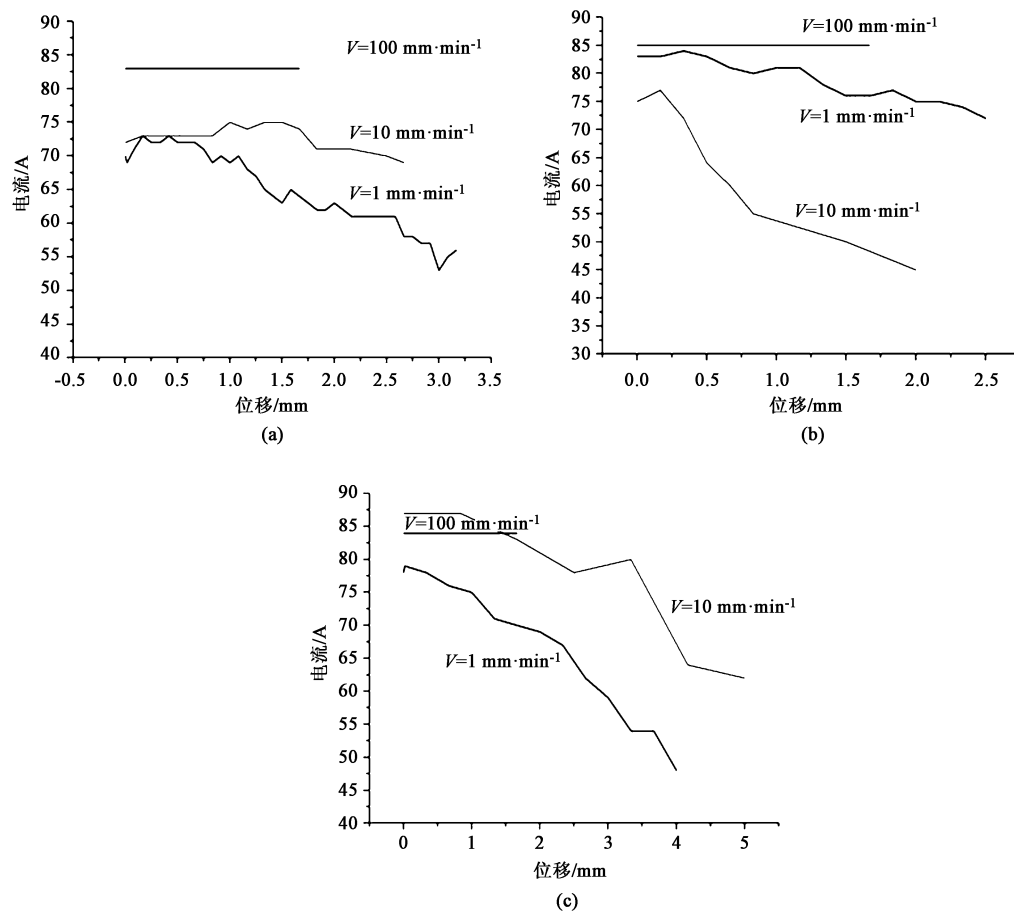


图5 各组试验的电流-位移曲线

(a) $T_m = 750 \text{ }^{\circ}\text{C}$ (b) $T_m = 800 \text{ }^{\circ}\text{C}$ (c) $T_m = 850 \text{ }^{\circ}\text{C}$

Fig. 5 Current-displacement curves for each group of experiment

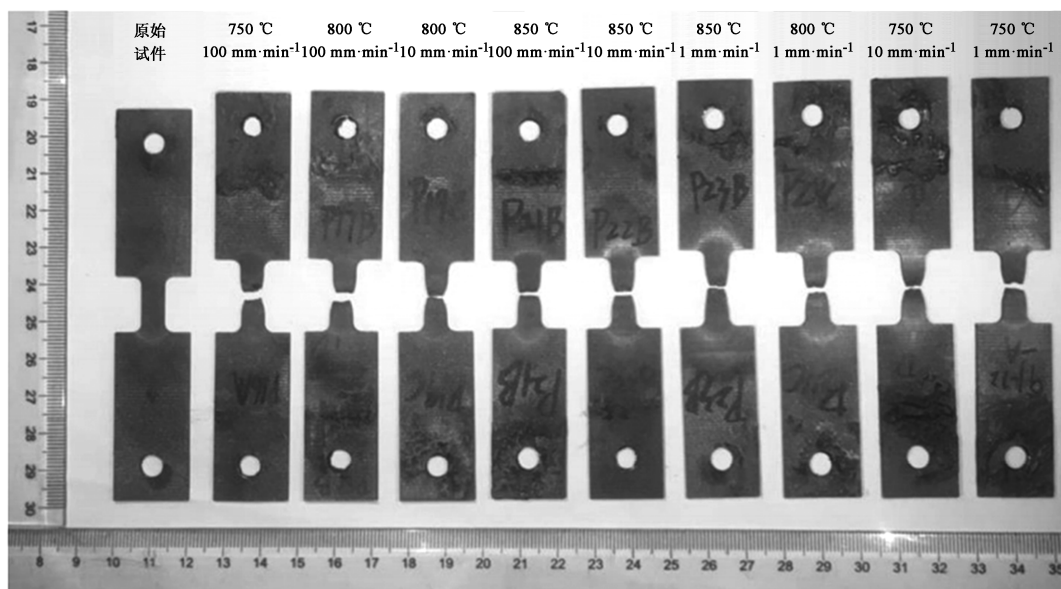


图6 各组单向拉伸试验得到的试件

Fig. 6 Specimens for each group of uniaxial tensile experiment

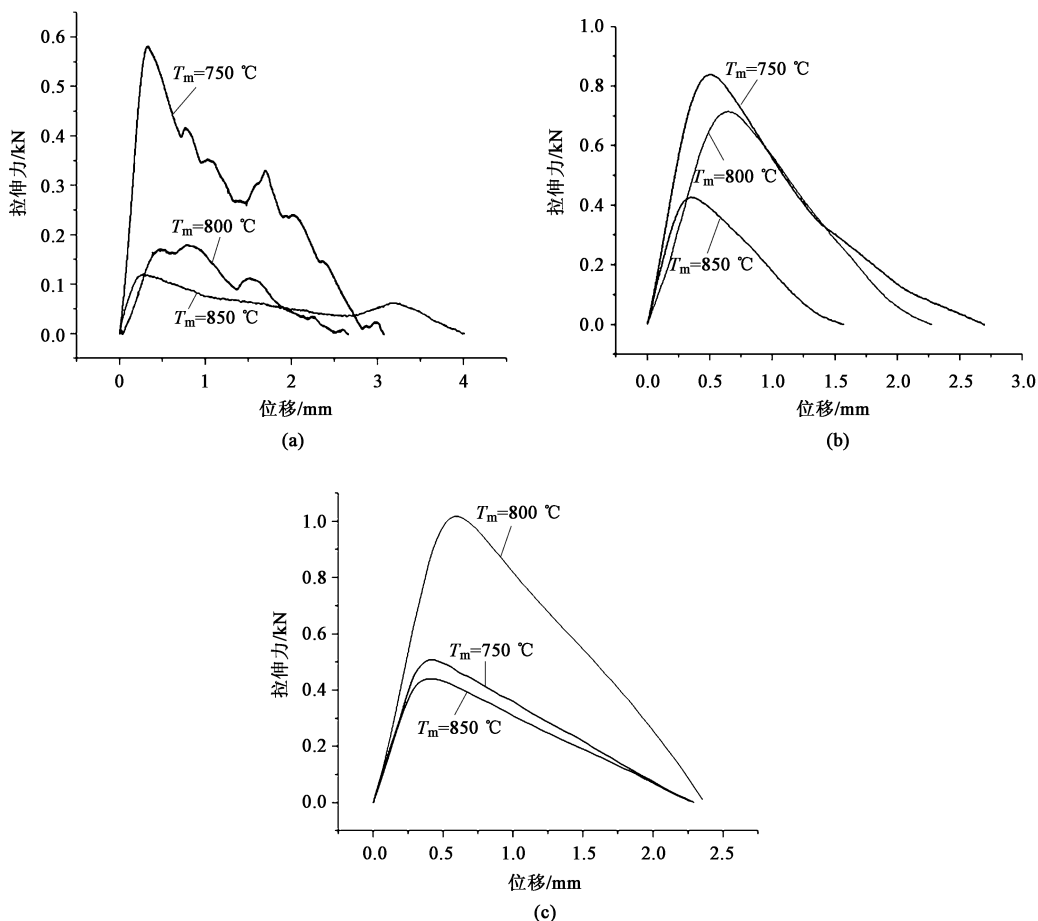


图 7 不同拉伸速率下的拉伸力-位移曲线

(a) $V=1 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ (b) $V=10 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ (c) $V=100 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$

Fig. 7 Tensile force-displacement curves at different tensile rates

根据图 8 可见, 拉伸速率对试件塑性的影响在不同温度下有一定差异。温度较低时, 以 $10 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 的速率拉伸的试件的塑性最差; 温度较高时, 随着拉伸速率的增大, 相同位移下的拉伸力增大, 即钛合金的塑性降低; 当拉伸速率为 $1 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 时, 试件承受的载荷总是处于较低的水平。因此, 适当降低应变速率对于提高型材的塑性有一定帮助, 此特点在温度较高时体现更为明显。

3 TC4 钛合金单向拉伸有限元模拟

3.1 有限元模型的建立

根据单向拉伸试验, 建立的装配模型如图 9 所示, 试件材料为 TC4 钛合金, 其余零件材料为 45 钢。在材料属性模块中分别定义 TC4 钛合金和 45 钢的弹性、塑性、电导率、热导率、膨胀系数、密度、比热容等属性。其中, 塑性的定义方法为通过前述统一粘塑性本构方程组 (式 (1) ~ 式 (8))

分别计算出应变速率为 1、10 和 $100 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 时各温度下的应力-应变曲线并提取数据。在对应拉伸速率的有限元模型的 Property-Plastic 表格中, 勾选“使用温度相关数据”, 将提取的不同温度下的应力、应变数据输入。

完成装配后, 建立电-热-力耦合分析步, 第 1 步进行加热, 第 2 步进行拉伸, 拉伸过程通过控制夹头速率的方式来实现。各面之间的接触使用 Surface-to-Surface 接触。试件上标距区网格尺寸为 0.5, 其余地方为 1, 划分网格后试件共有 1407 个单元, 网格类型为 C3D20R。

在试验过程中, 为防止过烧, 在拉伸到即将断开时需要先断电, 故完整的电-热-力耦合过程中不存在拉断, 因此, 本模型未设置断裂相关参数, 仅观察夹头位移达到试验中的数值时的拉伸力大小和变形行为。

3.2 模拟结果及分析

试验中通过改变电流大小来改变温度, 并通过

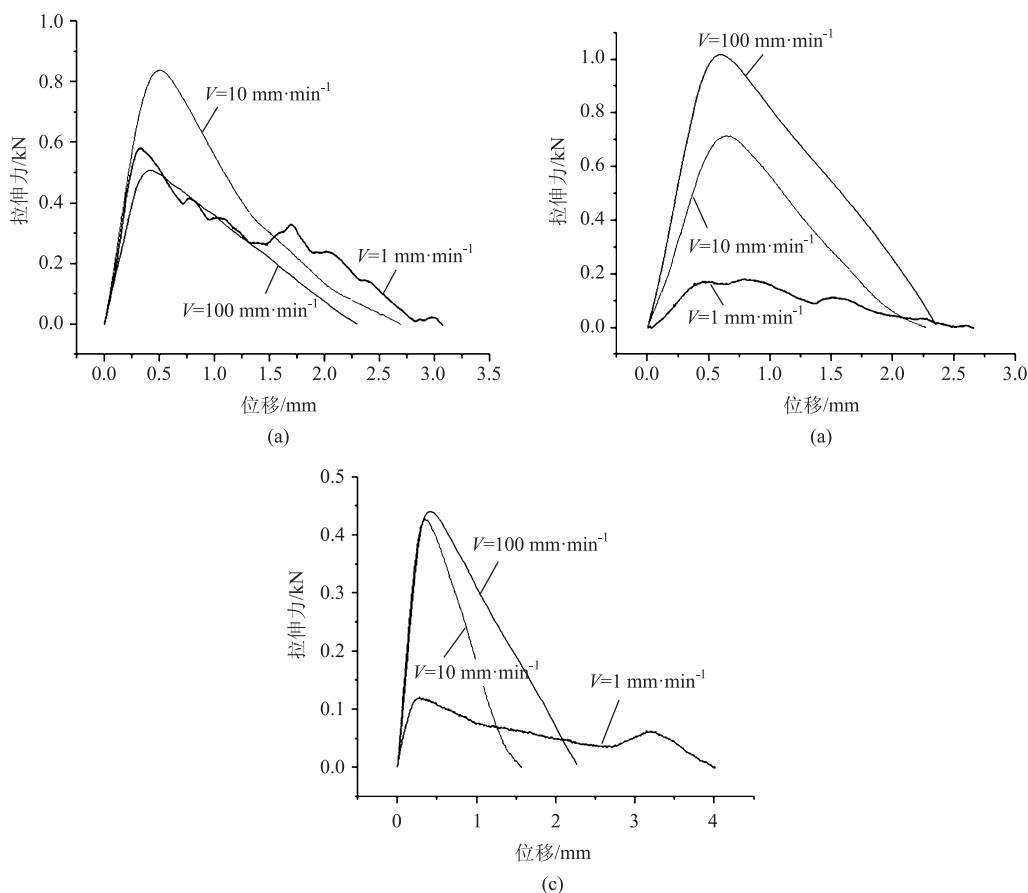


图 8 不同温度下的拉伸力-位移曲线

(a) $T_m = 750\text{ }^{\circ}\text{C}$ (b) $T_m = 800\text{ }^{\circ}\text{C}$ (c) $T_m = 850\text{ }^{\circ}\text{C}$

Fig. 8 Tensile force-displacement curves at different temperatures

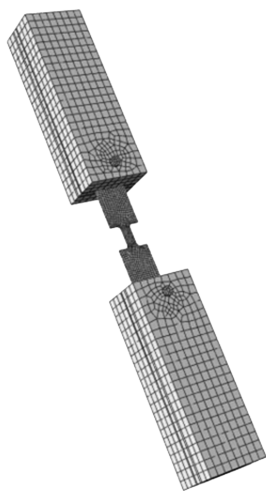


图 9 单向拉伸装配模型

Fig. 9 Assembly model of uniaxial tensile

热电偶和热成像仪来观测温度变化;模拟中则通过使电流的幅值与试验一致来确保温度相近。以试验组 1 为例,对于试验中热成像仪拍摄的图片在其处理软件 Smartview 中提取试件中间测量点所在水平直

线上的温度计算平均值,对于有限元模拟结果使用 Path 在试件中间创建对应位置的路径,并提取路径上节点的温度计算平均值。试验中电流加热完成达到目标温度后的温度分布情况如图 10a 所示,模拟中施加电流载荷加热完成后的温度分布情况如图 10b 所示。此时模拟中材料的膜系数如表 3 所示。

根据图 10 可见,模拟得到的试件表面温度场与试验中的分布情况一致,中间测量点所在水平直线的平均温度基本相同,相差仅为 $2.1\text{ }^{\circ}\text{C}$,误差约为 0.28% 。这可以说明模拟结果能够较为准确地反应试件中部表面的温度场分布情况。

以试验组 1 的试件为例,拉伸完成后试件颈缩情况如图 11 所示。

分析模拟结果时,为了与试验结果进行对比,需要提取模拟过程中的数据绘制拉伸力-位移曲线,其中位移可以直接输出,拉伸力则可以通过应力乘以面积的方法计算。由于试验中型材断裂后截面面积的变化不大,为了计算简便,在求解拉伸力时假设截面积恒定为初始值。

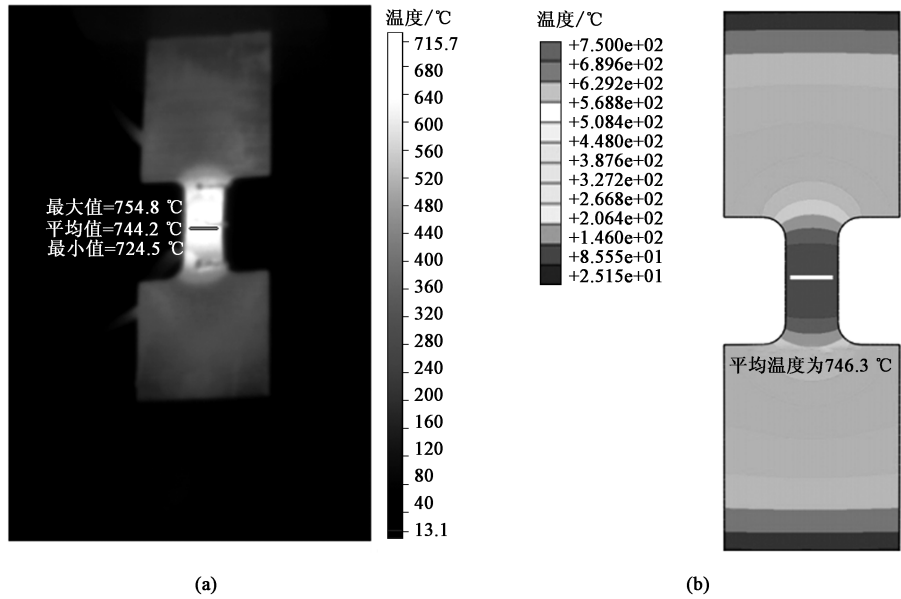


图 10 试验与模拟中加热完成后试件表面温度分布

(a) 试验温度场 (b) 模拟温度场

Fig. 10 Surface temperature distributions of specimen after heating in experiment and simulation

(a) Temperature field obtained by experiment (b) Temperature field obtained by simulation

表 3 目标温度为 750 °C 时的 TC4 钛合金膜系数

Table 3 Film coefficients of TC4 titanium alloy at target temperature of 750 °C

温度/°C	0	100	200	300	400	500	600
膜系数/(W · (m ² · K) ⁻¹)	0.00	14.28	17.63	22.99	29.51	36.54	55.09

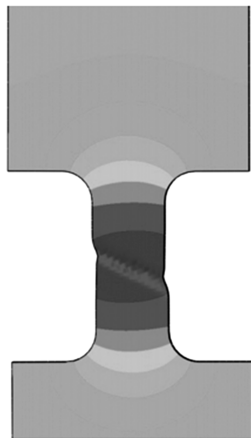


图 11 单向拉伸模拟出现颈缩后的示意图

Fig. 11 Schematic diagram of necking appearing in uniaxial tensile simulation

(1) 温度对 TC4 钛合金性能的影响

提取同一拉伸速率、不同温度下拉伸过程的模拟拉伸力-位移数据, 绘制对比曲线如图 12 所示。

根据图 12 可见, 模拟结果得到的相同拉伸速率下, 温度对于拉伸力的影响与试验结果相近: 低应

变速率时, 随着温度的升高, 试件的塑性提高; 高应变速率时, 800 °C 下试件的塑性最低。不同温度下的模拟拉伸力-位移曲线的变化趋势与试验曲线基本一致。

(2) 拉伸速率对 TC4 钛合金性能的影响

提取同一温度、不同拉伸速率下拉伸过程的模拟拉伸力-位移数据, 并绘制对比曲线如图 13 所示。

同样, 模拟结果与试验结果得到的结论相似: 在温度较高的情况下, 降低拉伸速率会使钛合金塑性提高; 而温度较低时, 拉伸速率为 10 mm · min⁻¹ 下的试件塑性最差。

(3) 误差分析

根据图 12 和图 13 可见, 尽管模拟得到的拉伸力-位移曲线和试验结果得到的结论一致, 整体变化趋势上比较接近, 但就单条曲线而言, 模拟得到的曲线与试验中的曲线有一定差别, 这里以试验组 1 的试件为例来对比模拟结果与试验结果, 并分析产生误差的原因。

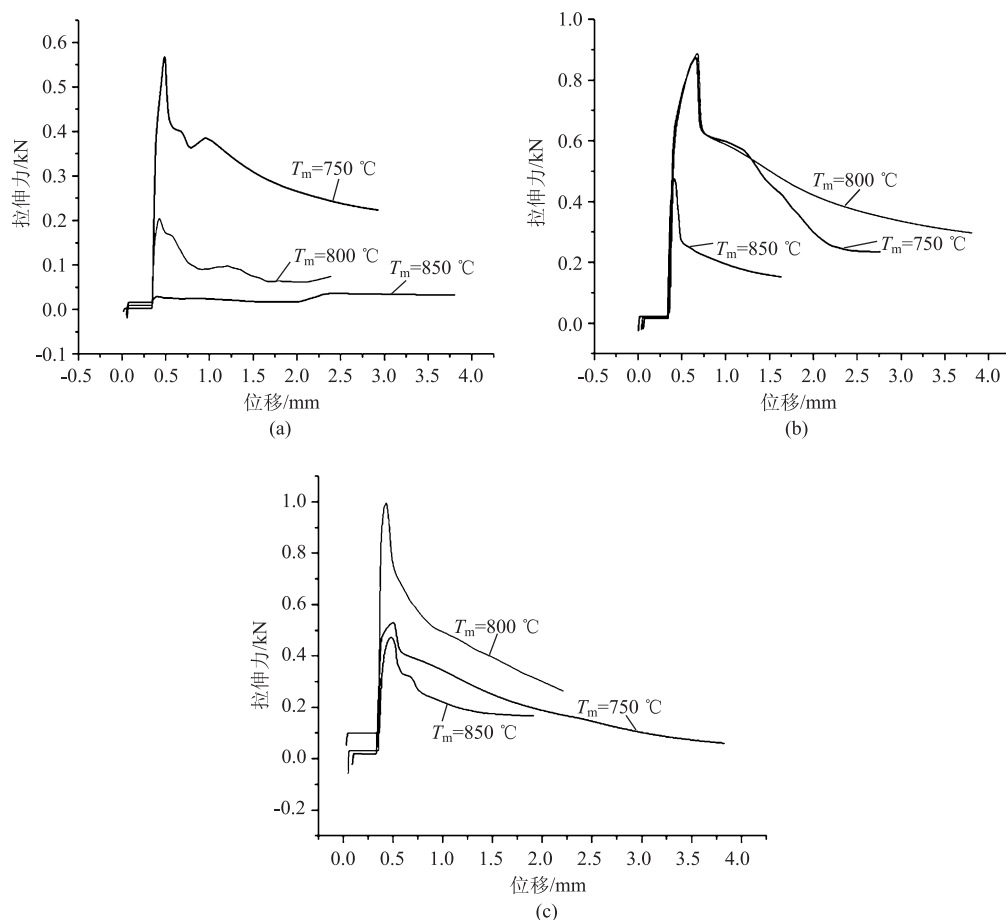


图 12 不同拉伸速率下的模拟拉伸力-位移曲线

(a) $V=1 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ (b) $V=10 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ (c) $V=100 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$

Fig. 12 Simulated tensile force-displacement curves at different tensile rates

根据图 14 可见, 模拟曲线中拉伸力的最大值与试验曲线基本相同, 最大拉伸力相差 0.013 kN, 误差约为 2.41%。出现最大拉伸力时型材伸长量相差 0.148 mm, 误差约为 44.18%。模拟曲线的变化趋势与试验曲线基本保持一致, 但位移始终小于 0.3 mm。此外, 模拟曲线相较于试验曲线增加了初始时位移不变、拉伸力增加曲线段 (竖直段 ab) 和拉伸力不变、位移增加曲线段 (水平段 bc)。观察有限元模型可以发现, 在经过加热阶段后, 由于型材与夹具的膨胀率不同, 此时销钉与夹具上的孔的下缘有细小间隙 (图 15), 此时型材内应力为微小的负应力; 在上夹具施加速度后, 夹具上行, 通过销钉带动型材向上, 此时销钉与夹具上的孔的下缘有细小间隙 (图 16)。而在这两个过程之间分别进行了拉伸力迅速增大的过程 (竖直段 ab), 以及保持增大后的拉伸力不变的过程 (水平段 bc)。而在试验中, 在使上夹具运动之前先进行了拉伸力的清零, 清除了由于膨胀产生的微小压应力, 也就没有

模拟曲线中的竖直段 ab 与水平段 bc 的过程。

根据图 14 还可以发现, 当位移量较大时, 相同位移下模拟曲线上的拉伸力比试验曲线上的拉伸力大, 这是因为: 为了计算简便, 本文在求解拉伸力时假设截面面积不变, 使用该处的应力乘以标距区初始状态下的截面积, 而实际上由于型材被拉长并逐渐出现缩颈, 截面积必然有所减小, 因此, 模拟曲线得到的拉伸力相较于试验值略大。

尽管存在一定的差异, 但模拟曲线仍能较好地反映温度和拉伸速率对于钛合金性能的影响, 且存在的误差也在可以接受的范围内, 因此, 可以认为模拟结果可靠。证明了该模拟方法是可行的。

4 结论

(1) 建立了使用完全耦合方法的电热拉伸有限元模型, 并通过改变参数研究了应变速率和温度对 TC4 钛合金性能的影响。

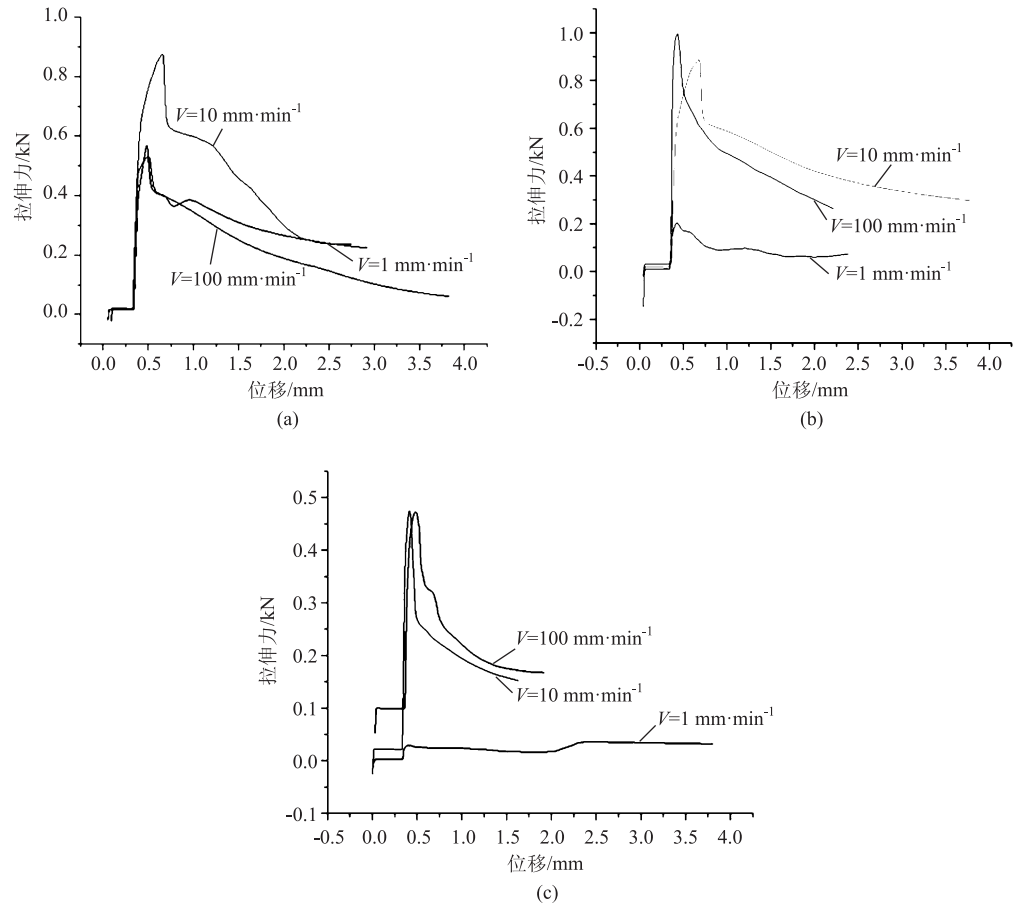


图 13 不同温度下的模拟拉伸力-位移曲线
(a) $T_m = 750\text{ }^{\circ}\text{C}$ (b) $T_m = 800\text{ }^{\circ}\text{C}$ (c) $T_m = 850\text{ }^{\circ}\text{C}$

Fig. 13 Simulated tensile force-displacement curves at different temperatures

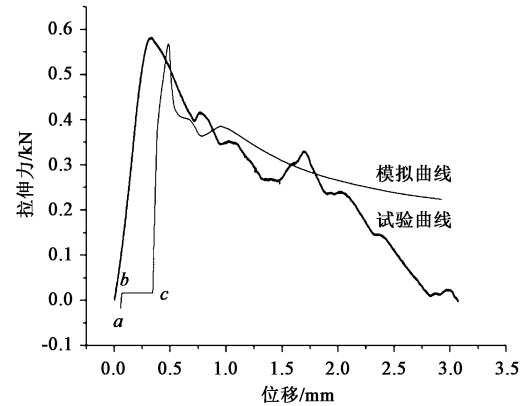


图 14 $T_m = 750\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $V = 1\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ 时的试验曲线与模拟曲线对比图

Fig. 14 Comparison diagram of experimental and simulated curves at $T_m = 750\text{ }^{\circ}\text{C}$ and $V = 1\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$

(2) 对比了模拟和试验中加热完成后型材表面的温度分布情况和最高温度, 结果表明, 有限元模拟得到的型材表面温度场与实际情况较为接

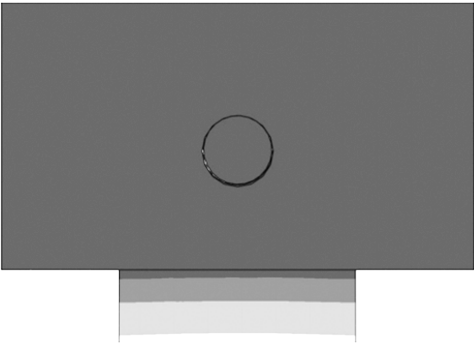


图 15 模拟过程中加热后销钉与孔之间的间隙图
Fig. 15 Clearance diagram between pin and hole after heating during simulation

近, 且最高温度 (标距段中间水平线上温度的平均值) 相差仅为 $2.1\text{ }^{\circ}\text{C}$, 误差约为 0.28% , 说明有限元模型能够较准确地还原型材表面的温度分布情况。

(3) 通过对比 $T_m = 750\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $V = 1\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ 时

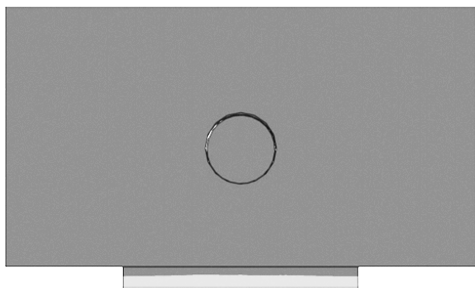


图 16 模拟过程中夹具运动后销钉与孔之间的间隙图

Fig. 16 Clearance diagram between pin and hole after fixture moving during simulation

的试验曲线与模拟曲线可见, 两曲线的变化趋势相近, 最大拉伸力相差为 0.013 kN, 误差约为 2.41%。出现最大拉伸力时型材伸长量相差 0.148 mm, 误差约为 44.18%。可见模拟结果的最大拉伸力较为准确, 但模拟曲线与试验曲线在同一拉伸力下的位移量偏差略大。

(4) 模拟曲线与试验曲线在同一拉伸力下的位移量偏差产生的主要原因为: 在试验中, 在使上夹具运动之前先进行了拉伸力的清零, 清除了由于膨胀产生的微小压应力, 而有限元模型中则没有这一操作, 使得由于热膨胀导致的销钉与孔之间的间隙影响了位移量的准确性。

参考文献:

- [1] 蔺永诚, 肖逸伟, 丁永峰, 等. TC 系列钛合金锻造及组织性能调控工艺研究进展 [J]. 锻压技术, 2021, 46 (9): 22-33.
Lin Y C, Xiao Y W, Ding Y F, et al. Research progress on forging and control technology of microstructure and performance for TC series titanium alloys [J]. Forging & Stamping Technology, 2021, 46 (9): 22-33.
- [2] Mori K, Maki S, Tanaka Y. Warm and hot stamping of ultra high tensile strength steel sheets using resistance heating [J]. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 2005, 54 (1): 209-212.
- [3] Song H, Wang Z J, Gao T J. Effect of high density electropulsing treatment on formability of TC4 titanium alloy sheet [J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2007, 17 (1): 87-92.
- [4] 门正兴, 周杰, 王梦寒, 等. 电阻连续加热成形过程电热力耦合有限元模拟分析 [J]. 热加工工艺, 2010, 39 (19): 94-96, 101.
Men Z X, Zhou J, Wang M H, et al. Electrothermal coupled finite element simulation analysis of resistance continuous heating forming process [J]. Hot Working Technology, 2010, 39 (19): 94-96, 101.
- [5] 刘天骅. 挤压型材拉弯回弹预测与补偿方法研究 [D]. 西安: 西北工业大学, 2016.
- [6] Liu T J. Springback Prediction and Compensation of Extruded Profiles in Stretch Bending [D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2016.
- [7] Bai Q, Lin J G, Dean T A, et al. Modelling of dominant softening mechanisms for Ti-6Al-4V in steady state hot forming conditions [J]. Materials Science and Engineering, 2013, 559: 352-358.
- [8] Yang L, Li N, Wang B Y, et al. Unified constitutive modelling for two-phase lamellar titanium alloys at hot forming conditions [J]. Manufacturing Review, 2016, 3: 14.
- [9] Lin J, Dean T A. Modelling of microstructure evolution in hot forming using unified constitutive equations [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2005, 167 (2-3): 354-362.
- [10] Lin J, Liu Y, Farrugia D C J, et al. Development of dislocation-based unified material model for simulating microstructure evolution in multipass hot rolling [J]. Philosophical Magazine, 2005, 85 (18): 1967-1987.
- [11] Dunne F P E, Nanneh M M, Zhou M. Anisothermal large deformation constitutive equations and their application to modelling titanium alloys in forging [J]. Philosophical Magazine A, 1997, 75 (3): 587-610.
- [12] Zhou M, Dunne F. Mechanisms-based constitutive equations for the superplastic behaviour of a titanium alloy [J]. Journal of Strain Analysis for Engineering Design, 1996, 31 (3): 187-196.
- [13] Zhou M, Clode M P. Constitutive equations for modelling flow softening due to dynamic recovery and heat generation during plastic deformation [J]. Mechanics of Materials, 1998, 27 (2): 63-76.
- [14] 贾翔, 逯福生, 郝斌. 2017 年中国钛工业发展报告 [J]. 钛工业进展, 2018, 35 (2): 1-7.
Jia H, Lu F S, Hao B. 2017 China titanium industry development report [J]. Titanium Industry Progress, 2018, 35 (2): 1-7.
- [15] Mohamed S Mohamed, Alistair D Foster, Lin J G, et al. Investigation of deformation and failure features in hot stamping of AA6082: Experimentation and modelling [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2012, 53 (1): 27-38.
- [16] Majorell A, Srivatsa S, Picu R C. Mechanical behavior of Ti-6Al-4V at high and moderate temperatures-Part I: Experimental results [J]. Materials Science & Engineering A, 2002, 326 (2): 297-305.
- [17] Picu R C, Majorell A. Mechanical behavior of Ti-6Al-4V at high and moderate temperatures-Part II: Constitutive modeling [J]. Materials Science & Engineering A, 2002, 326 (2): 306-316.
- [18] Anken S, Margolin H, Chariles A, et al. Mechanical properties of alloys consisting of two ductile phases [J]. Prog. Mater. Sci., 2006, 51 (5): 632-709.
- [19] GB/T 228.1—2010, 金属材料 拉伸试验 第 1 部分: 室温试验方法 [S].
GB/T 228.1—2010, Metallic material—Tensile testing—Part 1: Method of test at room temperature [S].