

基于摩擦修正的 TC6 钛合金低应变速率大变形本构模型建立

朱琳¹, 徐勇¹, 胡生双², 陈乐平¹, 辛周媛¹

(1. 南昌航空大学, 江西 南昌 330063)

(2. 中航西安飞机工业集团股份有限公司, 陕西 西安 000768)

摘要: 采用 Thermecmastor-Z100kn 热模拟试验机对 TC6 钛合金进行了低应变速率大变形热压缩试验, 获得了变形温度范围为 900~945 °C、应变速率范围为 0.0001~0.1 s⁻¹、变形程度为 70% 时的真应力-真应变曲线。分别使用传统摩擦修正模型与改进摩擦修正模型对真应力-真应变曲线进行修正, 并建立了基于摩擦修正的应变补偿型 Arrhenius 模型。结果表明: 改进摩擦修正模型能更好地表征材料在大变形状态下的真应力-真应变动态响应。经摩擦模型修正的应变补偿型 Arrhenius 模型相线性相关度较高, 平均绝对误差较小, 预测值精度较高。

关键词: TC6 钛合金; 传统摩擦修正模型; 改进摩擦修正模型; 应变补偿型 Arrhenius 模型

中图分类号: TG146.23

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2023)05-1819-07

TC6 钛合金是一种综合性能良好的 $\alpha+\beta$ 型双相钛合金, 其名义成分为 Ti-5Al-2Cr-2Mo-1Fe, 具有高的比强度和良好的热加工性能, 并且能在 350~450 °C 下长期工作, 在航空航天领域获得广泛运用^[1-3]。因为钛合金的复杂构件传统热成形工艺中存在成形性能差、组织调控困难、变形抗力大以及成形效率低等问题, 所以对钛合金热变形行为的研究很有必要。材料的本构模型可以用来阐述金属在热变形过程中流变应力和加工工艺参数之间的关系, 不仅可以确定材料塑性变形过程中的内在机制, 而且还可以为数值模拟提供较为准确的加工依据^[4-5]。

目前, 国内外对于钛合金热变形行为的研究报道众多。Wu 等^[6]研究了 Ti2AlNb 合金的热拉伸行为, 建立了 B2/ β +O、 α_2 +B2/ β +O 以及 α_2 +B2/ β 3 3 种不同相区的 Arrhenius 方程。贾宝华等^[7]建立了能够较好预测 TC18 钛合金在高温和冲击载荷相互作用下的流变应力的 Johnson-Cook 本构模型。王天祥等^[8]发现摩擦和温度对 Ti60 合金流变应力具有较显著的影响, 对该材料的实测流变应力曲线进行摩擦和温度修正后更好地反映了 Ti60 合金在热变形过程中的动态响应。段园培等^[9]考虑了 TB6 钛合金热变形过程中摩擦对流变应力的影响, 建立了经摩擦修正后的双曲正弦修正的 Arrhenius 本构模型。由于大变形过程中摩擦状态随着变形量的增大而发生了剧烈的变化, 导致试样与模具之间的摩擦力迅速增大。但传统摩

擦修正模型不能很好地反映材料在大变形状态下的真应力-真应变动态响应。因而本研究建立了新的摩擦修正模型, 该模型能够较好的修正在变形后期因摩擦力增大而过度翘曲的真应力-真应变曲线, 继而能更好地表征材料在大变形状态下流变应力对真实应变的动态响应, 建立了摩擦修正的应变补偿型 Arrhenius 本构模型, 以期对 TC6 钛合金复杂构件等温锻造成形过程的工艺参数优化和数值模拟奠定基础。

1 实验

实验材料为 TC6 钛合金棒材, 将其加工为 $\Phi 10$ mm \times 15 mm 的圆柱形试样。利用 Thermecmastor-Z100kn 热模拟试验机对其进行等温恒应变速率压缩试验, 试验开始前在夹头中间和试样两端放置石墨片以减小摩擦的影响。变形温度分别为 900、915、930 和 945 °C; 应变速率分别为 0.0001、0.001、0.01 以及 0.1 s⁻¹; 变形程度为 70%。试验开始前以 10 °C/s 的升温速度将试样加热到指定温度, 随后保温 100 s, 热压缩完成后立即通过水冷保留其高温变形组织。

2 结果及讨论

2.1 真应力-真应变曲线的摩擦修正

图 1 为 TC6 钛合金在应变速率为 0.001 s⁻¹、变形温

收稿日期: 2022-07-07

基金项目: 航空科学基金 (2019ZE056009); 江西省重点研发计划 (20202BBEL53012)

作者简介: 朱琳, 男, 1997 年生, 硕士, 南昌航空大学, 江西 南昌 330063, E-mail: 2802859847@qq.com

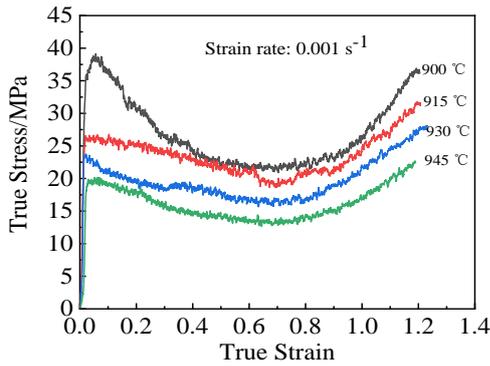


图 1 TC6 钛合金在应变速率为 0.001 s⁻¹、不同变形温度条件下的真应力-真应变曲线

Fig.1 True stress-strain curves of TC6 titanium alloy at strain rate of 0.001 s⁻¹ and different deformation temperatures

度为 900~945 °C 条件下通过热压缩试验获取的真应力-真应变数据所绘制的流变应力曲线。从图中可以看出，当真应变达到 0.8 左右后，该热变形条件下的真应力均随变形程度的增加而大幅升高，这种现象在其它热变形实验条件下也出现了。这是因为随着压下量的增加，压头与试样端面接触面积（如图 2 所示）增加，接触润滑条件逐渐变差。而端面外圈与压头接触部分为干摩擦状态，从而导致压头与试样间的摩擦力变大，进而促使流变应力升高，表现为流变应力曲线在真应变超过 0.8 之后发生翘曲^[10]。试样变形越来越不均匀，以至于变形后试样呈鼓形，如图 3 所示。

Roebuck 等^[11]通过鼓形系数 B 来评估摩擦的影响，并基于此来确认是否要对流变应力曲线进行修正，其具体表达式为：

$$B = \frac{hR_M^2}{h_0R_0^2} \quad (1)$$

式中， h 为试样变形后的高度，mm； R_M 为最大鼓度半径，mm； h_0 为试样的初始高度，mm； R_0 为试样的初始直径，mm。当 $1 < B \leq 1.1$ 时，流变应力受摩擦的影响较



图 2 试样宏观端面图

Fig.2 Macroscopic end face of the sample

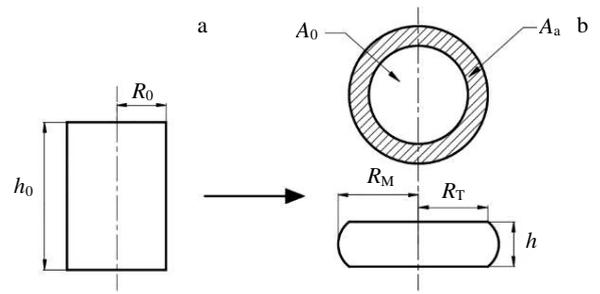


图 3 试样压缩前后示意图

Fig.3 Schematic of sample before (a) and after (b) compression

小，可不对试验数据进行修正；当 $B > 1.1$ 时，流变应力的真实值和试验值相差较大，需对其进行修正。

通过式 (1) 对试样在不同热变形条件下的鼓度系数进行计算可知，仅在变形温度为 915 °C、应变速率为 0.0001 s⁻¹ 时 B 值为 1.08，其余不同条件下的 B 值均大于 1.1，所以有必要对试验数据进行修正。

2.1.1 传统摩擦修正模型

采用 Ebrahimi 等^[12]提出的修正模型来修正摩擦对 TC6 钛合金的真应力-真应变曲线产生的影响，其修正公式如下：

$$\frac{\sigma}{\sigma_i} = 8b \frac{R}{H} \left\{ \left[\frac{1}{12} + \left(\frac{H}{R} \right)^2 \frac{1}{b^2} \right]^{\frac{3}{2}} - \left(\frac{H}{R} \right)^3 \frac{1}{b^3} - \frac{m}{24\sqrt{3}} \frac{e^{-\frac{b}{2}}}{e^{\frac{b}{2}} - 1} \right\} \quad (2)$$

$$\sigma = \frac{\sigma_i c^2}{2(e^c - c - 1)} \quad (3)$$

$$c = \frac{2mR}{H} \quad (4)$$

$$m = \frac{R_{av}}{h} \cdot \frac{3\sqrt{3}b}{12 - 2b} \quad (5)$$

$$b = 4 \frac{(R_M - R_T)H}{R_{av}(h_0 - H)} \quad (6)$$

$$R_{av} = R_0 \sqrt{\frac{h_0}{h}} \quad (7)$$

式中， σ 为试验实测的真应力，MPa； σ_i 为摩擦修正后的真应力，MPa； b 为鼓度系数； R 为瞬时半径，其中 $R = R_0 \exp\left(\frac{\epsilon}{2}\right)$ ，mm； H 为瞬时高度，其中 $H = h_0 \exp(-\epsilon)$ ，

mm； c 为材料相关系数； m 为摩擦因子； R_{av} 为试样变形后的平均半径，mm； R_M 为最大鼓度半径，mm； R_T 为试样端面半径，mm。此外， c 和 m 为无因次量，无单位。

图 4 为不同变形条件下 TC6 钛合金的实测流变曲线与经传统摩擦修正模型修正的流变曲线的对比。如图 4 所示，修正后的曲线在变形后期依然会有明显的曲线过

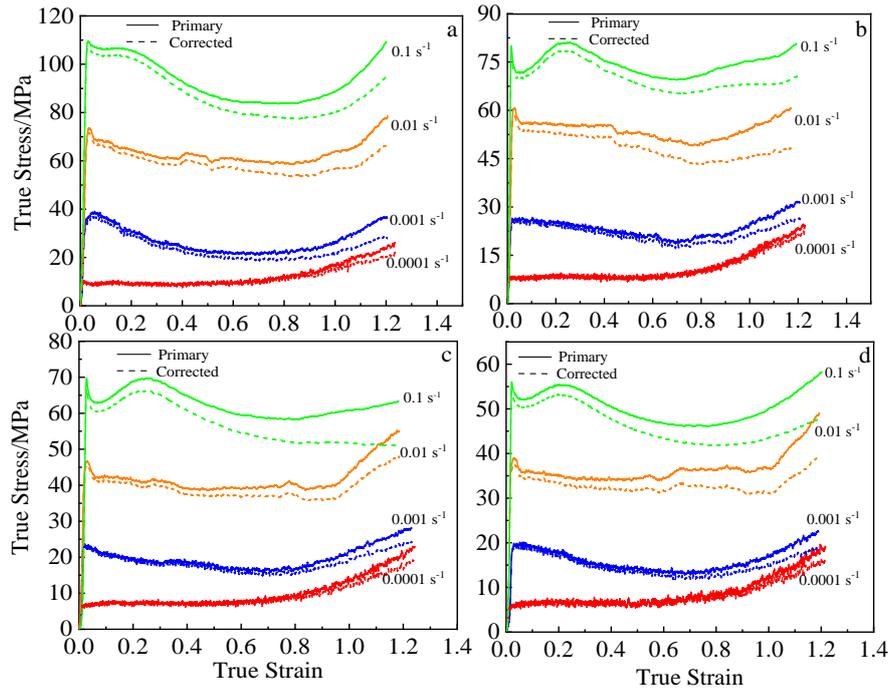


图 4 不同温度下 TC6 钛合金实测流变曲线与传统摩擦修正流变曲线的对比

Fig.4 Comparison between the measured and the traditional friction-corrected flow curves of TC6 titanium alloy at different temperatures: (a) 900 °C, (b) 915 °C, (c) 930 °C, and (d) 945 °C

度上翘现象,不能消除变形后期由于干摩擦区快速增大导致的流变应力快速增加的现象。鉴于此,本研究提出一种新的摩擦修正模型对材料的流变应力进行摩擦修正。

2.1.2 改进摩擦修正模型

假定试验过程中石墨片对试样润滑的面积不变。在混合润滑状态下,压头与试样之间的摩擦系数 μ_1 和石墨片与试样之间的摩擦系数 μ_2 相关,即 $\mu = \alpha\mu_1 + (1 - \alpha)\mu_2$, 其中 α 为固体间接触面积 A_a 与表观接触面积 A_b 的比值,具体关系如式(8)所示。

$$\mu = \left(1 - \frac{\pi \exp(-\varepsilon) R_0^2}{3\pi R_0^2 - 2\exp(-\varepsilon) A}\right) \mu_1 + \left(\frac{\pi \exp(-\varepsilon) R_0^2}{3\pi R_0^2 - 2\exp(-\varepsilon) A}\right) \mu_2 \quad (8)$$

$$\alpha = A_a / A_b \quad (9)$$

$$A_a = A_b - A_0 \quad (10)$$

$$A_b = \pi R_T^2 \quad (11)$$

$$R_T = \sqrt{\frac{3h_0 R_0^2}{H} - 2R^2} \quad (12)$$

$$\sigma_f = \sigma \left[1 - \left(1 - \frac{\pi \exp(-\varepsilon) R_0^2}{3\pi R_0^2 - 2\exp(-\varepsilon) A}\right) \mu_1 + \left(\frac{\pi \exp(-\varepsilon) R_0^2}{3\pi R_0^2 - 2\exp(-\varepsilon) A}\right) \mu_2\right] \quad (13)$$

式中, σ 为试验实测的真应力, MPa; σ_f 为摩擦修正后的真应力, MPa; ε 为真应变, s^{-1} ; A_0 为试样初始端面面积, mm^2 ; A 为试验测得的瞬时截面积, mm^2 ; R_0 为初始端面半径, mm; R_T 为瞬时端面半径, mm; R 为瞬时截面半径, 其中 $R = \sqrt{\frac{A}{\pi}}$, mm; H 为瞬时高度, 其中

$H = h_0 \exp(-\varepsilon)$, mm。在热变形过程中,当摩擦切应力到达成形金属的屈服强度时,试样的接触表面会发生塑性流动,因此摩擦系数的极限值为 0.5~0.577^[13],又因为在低应变速率下时试样与模具之间处于近黏着状态,所以将试样与凸模之间的摩擦系数 μ_2 设为 0.577。石墨作为固体润滑材料时的摩擦系数为 0.05~0.15^[14-15],本研究将试样与石墨润滑片之间的摩擦系数 μ_1 取其中间值 0.1。

图 5 为不同变形条件下 TC6 钛合金的实测流变曲线与经改进摩擦修正模型修正的流变曲线的对比。从图中可以看出,经改进摩擦修正模型修正后的曲线在材料变形后期较为平稳,即该模型能够较好的修正材料在大变形时因摩擦力增大而过度翘曲的真应力-真应变曲线。值得一提的是,当应变速率为 $0.0001 s^{-1}$ 、不同变形温度条件下时,流变应力曲线没有明显的下降趋势,这是因为应变速率太小,材料不能累积到足够的畸变能给自身的动态再结晶提供充分的驱动力,以至于动态软化机制作用效果较弱。

2.2 本构模型的建立

2.2.1 应变补偿型 Arrhenius 模型

通过采用 Sellar 与 Mctegar^[16]提出的 Arrhenius 方程用来描述热变形过程中的变形温度、应变速率以及经改进摩擦模型修正后的流变应力之间的关系,其具有指数型、幂函数型与双曲正弦型 3 种数学表达形式:

$$\dot{\varepsilon} = A_1 \sigma^{n_1} \quad (\alpha \sigma < 0.8) \quad (14)$$

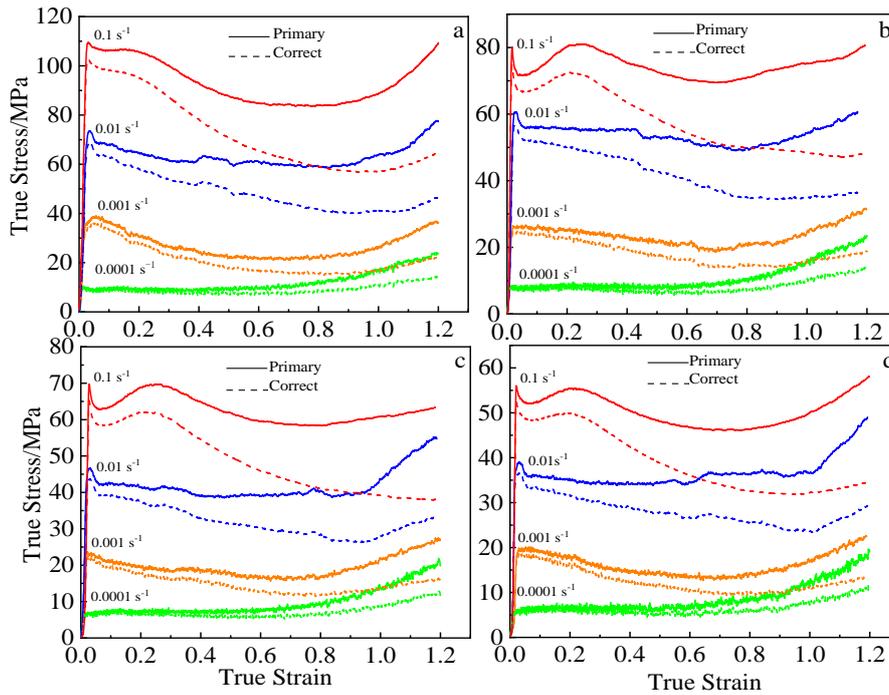


图 5 不同温度下 TC6 钛合金实测流变曲线与改进摩擦修正流变曲线的对比

Fig.5 Comparison between the measured and the improved friction-corrected flow curves of TC6 titanium alloy at different temperatures: (a) 900 °C, (b) 915 °C, (c) 930 °C, and (d) 945 °C

$$\dot{\epsilon} = A_2 \exp(\beta\sigma) \quad (\alpha\sigma > 0.8) \quad (15)$$

$$\dot{\epsilon} = A [\sinh(\alpha\sigma)]^n \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (\text{for all } \alpha\sigma) \quad (16)$$

式中, σ 为流变应力, MPa; $\dot{\epsilon}$ 为应变速率, s^{-1} ; A 为材料结构因子; R 为气体常数 ($8.314 \text{ J K}^{-1} \text{ mol}^{-1}$); Q 为热变形激活能, kJ/mol; T 为热力学温度, K; n 、 n_1 、 α 和 β 均为材料常数, 并且满足 $\alpha = \beta/n_1$ 。

对式 (14)、(15) 与 (16) 两边取对数, 可得:

$$\ln\dot{\epsilon} = \ln A + n_1 \ln\sigma - Q/RT \quad (17)$$

$$\ln\dot{\epsilon} = \ln A + \beta\sigma - Q/RT \quad (18)$$

$$\ln\dot{\epsilon} = \ln A + n \ln[\sinh(\alpha\sigma)] - Q/RT \quad (19)$$

为了表征变形温度、应变速率与流变应力之间的关系, 引入 Zener-Hollomon^[17] 参数表示:

$$Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad (20)$$

根据式 (16) 与式 (17) 可得 Z 参数的本构修正方程:

$$Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) = A [\sinh(\alpha\sigma)]^n \quad (21)$$

通过对式 (21) 两边取对数可得:

$$\ln Z = \ln A + n \ln[\sinh(\alpha\sigma)] \quad (22)$$

代入材料在不同热变形条件下的峰值应力 σ_p 求解方程中各参数, 得到在相同变形条件下, $\ln\sigma_p - \ln\dot{\epsilon}$ 、 $\sigma_p - \ln\dot{\epsilon}$ 、 $\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)] - \ln\dot{\epsilon}$ 、 $\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)] - T^{-1}$ 以及

$\ln Z - \ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]$ 均呈线性关系, 并分别进行线性拟合, 如图 6 所示。通过计算图 6a, 6b, 6c, 6d 中直线斜率的平均值, 得到 $n_1 = 2.965$, $\beta = 0.1137$, $n = 2.153$, $Q/Rn = 34217.64$, 并通过计算图 6e 中直线的截距, 得到 $\ln A = 54.864$, 进而求得 $\alpha = 0.03835$, $Q = 612.6275 \text{ kJ/mol}$, $A = 6.71634 \times 10^{23}$ 。

通过对以上公式的推算中可知, Arrhenius 模型只依据变形温度和应变速率的参数决定材料的流变应力。而在公式中考虑应变对材料流动的影响可以更加精确地描述材料的流变行为。将式 (19) 中的参数 (α , n , $\ln A$, Q) 使用应变作为自变量的 6 阶多项式表示, 如式 (23) 所示。

$$F(\epsilon) = B_0 + B_1\epsilon + B_2\epsilon^2 + B_3\epsilon^3 + B_4\epsilon^4 + B_5\epsilon^5 + B_6\epsilon^6 \quad (23)$$

式中, $F(\epsilon)$ 表示 α 、 n 、 $\ln A$ 和 Q 4 个材料常数, ϵ 为应变, 使用上述方法计算应变从 0.1 到 1.2, 间隔 0.1 时对应的 (α , n , $\ln A$, Q) 参数值, 并对其进行 6 阶多项式拟合, 如图 7 所示。

将含应变的拟合结果代入到式 (24), 得到考虑变形温度、应变速率以及应变影响的 Arrhenius 模型:

$$\sigma = \frac{1}{b(\epsilon)} \ln \left\{ \left[\frac{\dot{\epsilon} \exp\left[\frac{e(\epsilon)}{RT}\right]}{d(\epsilon)} \right]^{\frac{1}{c(\epsilon)}} + \left[\frac{\dot{\epsilon} \exp\left[\frac{e(\epsilon)}{RT}\right]}{d(\epsilon)} \right]^{\frac{2}{c(\epsilon)}} + 1 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (24)$$

方程中, $b(\epsilon)$ 、 $c(\epsilon)$ 、 $d(\epsilon)$ 和 $e(\epsilon)$ 均为 (α , n , $\ln A$, Q) 关于应变的函数。

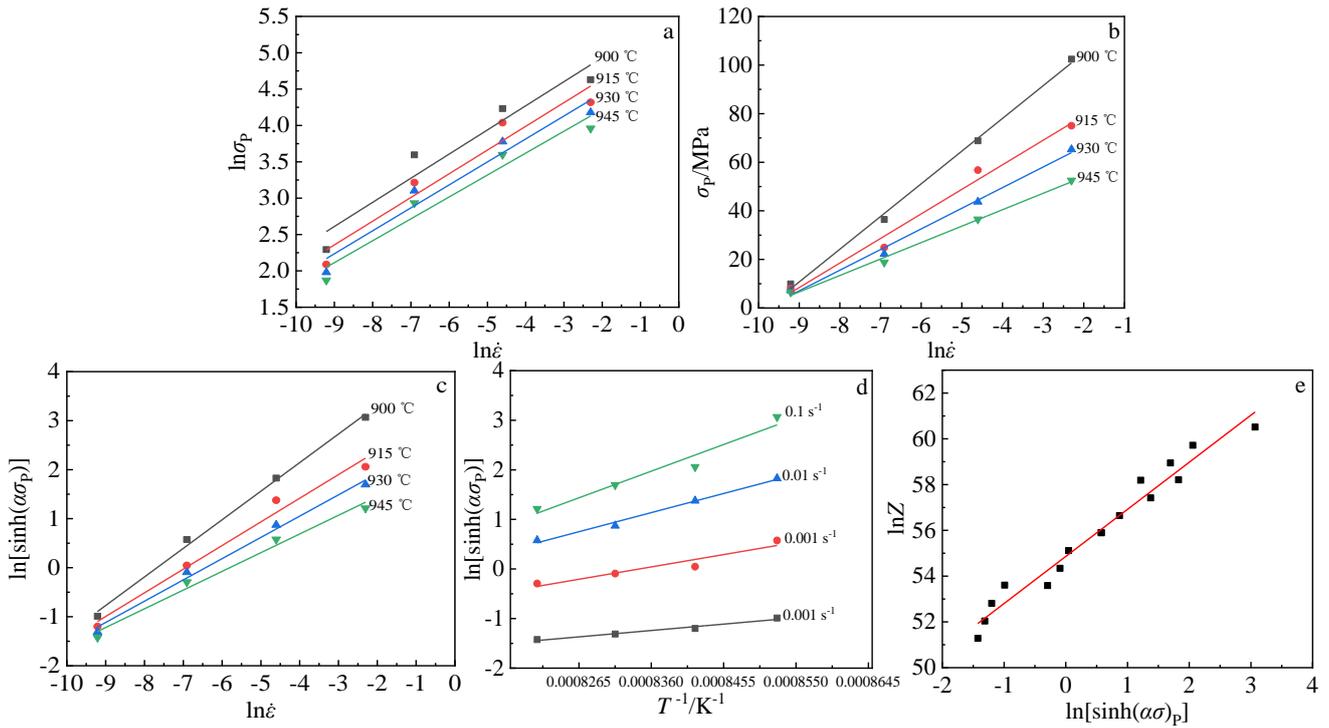


图 6 TC6 钛合金在 900~945 °C 条件下的线性拟合曲线

Fig.6 Relationships of $\ln\sigma_p$ - $\ln\dot{\epsilon}$ (a), σ_p - $\ln\dot{\epsilon}$ (b), $\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]$ - $\ln\dot{\epsilon}$ (c), $\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]$ - T^{-1} (d), and $\ln Z$ - $\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]$ (e) at 900-945 °C for the TC6 alloy

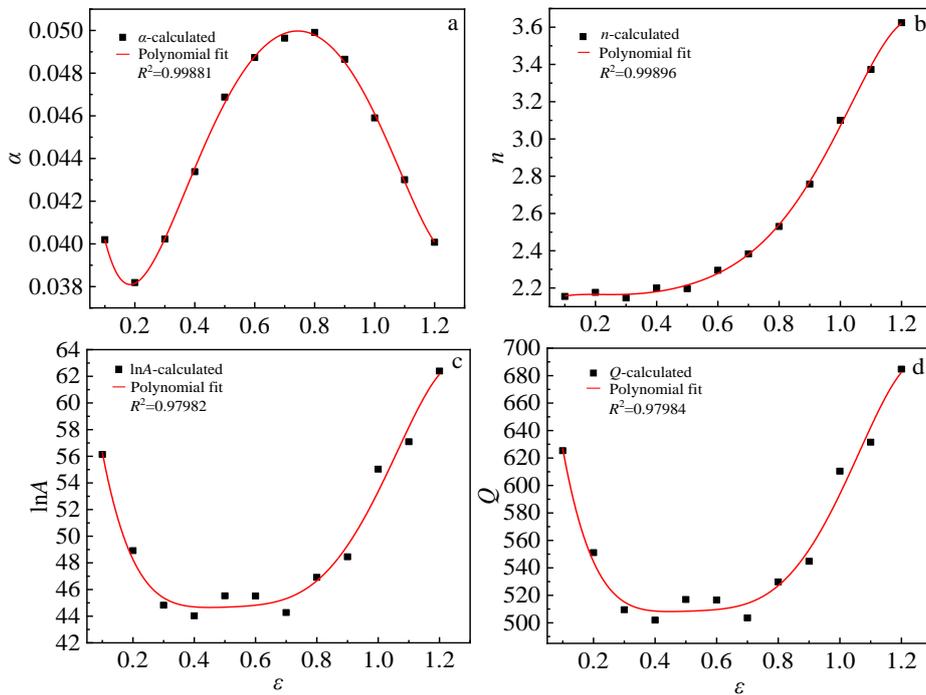


图 7 900~945 °C 条件下材料参数与 ϵ 关系的多项式拟合

Fig.7 Polynomial fittings of material parameters with ϵ at 900-945 °C: (a) α , (b) n , (c) $\ln A$, and (d) Q

2.2.2 本构模型的误差检验

为了对本构模型的准确性进行评估，从 0.05 应变开始，每间隔 0.05 选取应变点，将流变应力的摩擦修正值和

预测值进行对比，如图 8 所示。从图中可以看出，应变补偿型 Arrhenius 模型的摩擦修正值与预测值吻合的较好。引用相关系数 (R) 和平均相对误差 (AARE) 对这两

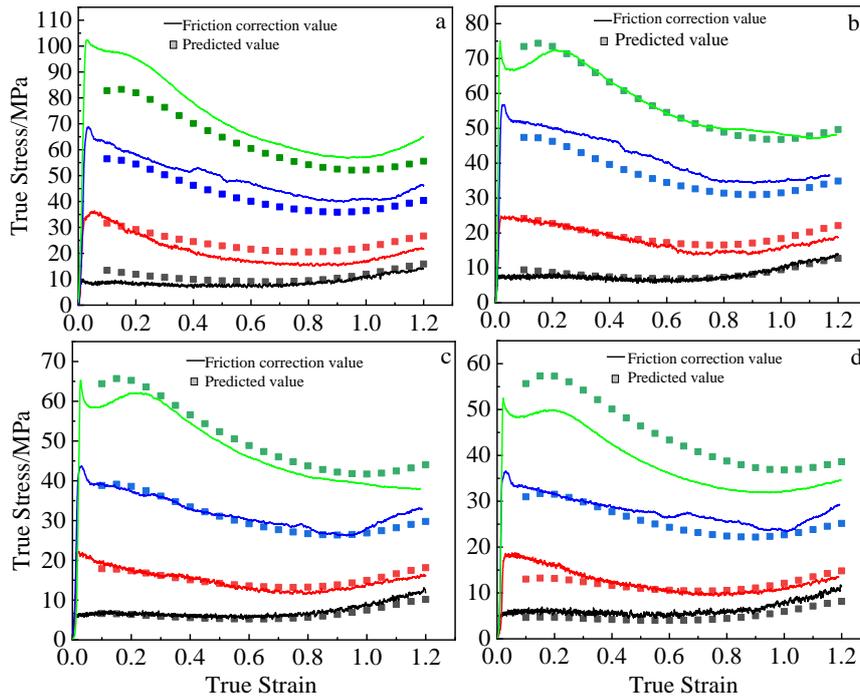


图 8 900~945 °C 条件下应变补偿型 Arrhenius 模型应力摩擦修正值与预测值的对比

Fig.8 Comparison of stress friction correction value and predicted value of strain-compensated Arrhenius model at 900 °C (a), 915 °C (b), 930 °C (c), and 945 °C (d)

种模型试验的准确性进行评估, 如式 (25)、(26) 所示。

$$R = \frac{\sum_{i=1}^N (E_i - \bar{E})(P_i - \bar{P})}{\sqrt{\sum_{i=1}^N (E_i - \bar{E})^2 \sum_{i=1}^N (P_i - \bar{P})^2}} \quad (25)$$

$$AARE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left| \frac{E_i - P_i}{E_i} \right| \quad (26)$$

式中, E_i 为各应变点对应的摩擦修正值, \bar{E} 为全部应变点对应摩擦修正值的平均值, P_i 为各应变点对应的预测应力值, \bar{P} 为全部应变点对应预测应力值的平均值, N 为选取应变点的总数。 R 值为摩擦修正值与预

测值之间的线性相关度, $AARE$ 为模型预测性的可行性。

图 9 为本构模型的误差分析。可以看出, 摩擦修正值和模型预测值相关度良好, 相关系数为 0.9697; 平均相对误差值为 9.93%, 预测的准确度较好。表明建立的经摩擦修正流变应力的应变补偿型 Arrhenius 模型可以较好地描述和预测 TC6 钛合金在该变形条件范围内的流变行为。

3 结 论

1) 改进摩擦修正模型比传统摩擦修正模型更准确的反映材料在大变形状态下真应力-真应变的动态响应。

2) TC6 钛合金的应变补偿型 Arrhenius 本构方程为:

$$\sigma = \frac{1}{b(\varepsilon)} \ln \left\{ \left[\frac{\dot{\varepsilon} \exp \left[\frac{e(\varepsilon)}{RT} \right]}{d(\varepsilon)} \right]^{\frac{1}{c(\varepsilon)}} + \left[\frac{\dot{\varepsilon} \exp \left[\frac{e(\varepsilon)}{RT} \right]}{d(\varepsilon)} \right]^{\frac{2}{c(\varepsilon)}} + 1 \right\}^{\frac{1}{2}}$$

3) TC6 钛合金的应变补偿型 Arrhenius 本构方程的线性相关度为 0.9697, 平均绝对误差为 9.93%。

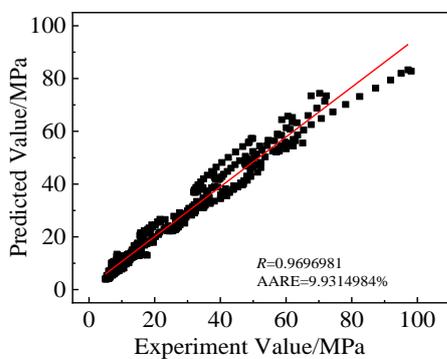


图 9 900~945 °C 条件下应变补偿型 Arrhenius 模型的误差分析

Fig.9 Error analysis of strain-compensated Arrhenius model at 900-945 °C

参考文献 References

- [1] Liu Bingnan(刘炳南), Hu Yaojun(胡耀君), Xia Guangxiang(夏广祥). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 1983, 12(5): 7
- [2] Zhang Zhu(张翥), Wang Qunjiao(王群骄), Mo Wei(莫畏). *Metallurgy and Heat Treatment of Titanium*(钛的金属学和热处理)[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2009
- [3] Zhao Qinyang(赵秦阳), Chen Yongnan(陈永楠), Xu Yiku(徐义库) et al. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*(中国有色金属学报)[J], 2021, 31(11): 3127
- [4] Ling Yongcheng(蔺永诚), Xiao Yiwei(肖逸伟), Ding Yongfeng(丁永峰) et al. *Forging and Stamping Technology*(锻压技术)[J], 2021, 46(9): 22
- [5] Zhu Yanchun(朱艳春), Shi Xiaohui(石晓辉), Zeng Weidong(曾卫东) et al. *Light Metals*(轻金属)[J], 2017(5): 9
- [6] Wu Yong, Wang Dongjun, Fan Ronglei et al. *Rare Metal Materials and Engineering*[J], 2020, 49(6): 1825
- [7] Jia Baohua(贾宝华), Liu Siyong(刘思勇), Li Ge(李革) et al. *Titanium Industry Progress*(钛工业进展)[J], 2018, 35(5): 5
- [8] Wang Tianxiang(王天祥), Lu Shiqiang(鲁世强), Wang Kelu(王克鲁) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2021, 50(2): 537
- [9] Duan Yuanpei(段园培), Huang Zhongjia(黄仲佳), Yu Xiaolu(余小鲁) et al. *Chinese Journal of Rare Metals*(稀有金属)[J], 2014, 38(2): 8
- [10] Shang Limei(尚丽梅), Wang Chunxu(王春旭), Han Xun(韩顺) et al. *Heat Treatment of Metals*(金属热处理)[J], 2021, 46(5): 7
- [11] Roebuck B, Lord J D, Brooks M et al. *Materials at High Temperatures*[J], 2002, 23(2): 59
- [12] Ebrahimi R, Najafizadeh A. *Journal of Materials Processing Technology*[J], 2004, 152(2): 136
- [13] Chen Jianwei(陈建维). *Study on Superplastic Forming and Precision Control of TC4 Alloy Deep Cups*(TC4钛合金深筒零件的超塑成形及其精度控制)[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2007
- [14] Yuan Hanchang(袁汉昌), Zhang Xushou(张绪寿), Chen Shaoli(陈绍澧). *The Friction and Lubrication of Solids Part II*(固体的摩擦与润滑, 续篇)[M]. Beijing: China Machine Press, 1986
- [15] Zhan Liangliang(詹亮亮). *The Grain Evolution Model During Hot Deformation Process of AF1410 Steel and Numerical Simulation of The Typical Aerospace Forgings*(AF1410钢热变形过程的晶粒演化模型与典型航空锻件数值模拟)[D]. Qinhuangdao: Yanshan University, 2017
- [16] Sellars C M, McTegart W J. *Acta Metallurgica*[J], 1966, 14(9): 1136
- [17] Zener C, Hollomon J H. *Journal of Applied Physics*[J], 1944, 15(1): 22

Low Strain Rate and Large Deformation Constitutive Model of TC6 Titanium Alloy Based on Friction Correction

Zhu Lin¹, Xu Yong¹, Hu Shengshuang², Chen Leping¹, Xin Zhouyuan¹

(1. Nanchang Hangkong University, Nanchang 330063, China)

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

Abstract: The thermal compression test of TC6 titanium alloy under low strain rate and large deformation was carried out by Thermecmastor-Z100kn thermal simulation machine. The true stress-strain curves were obtained when the deformation temperature was 900-945 °C, the strain rate was 0.0001-0.1 s⁻¹ and the deformation degree was 70%. The traditional friction correction model and the improved friction correction model were used to correct the true stress-strain curve, and the strain-compensated Arrhenius model based on the friction correction was established. The results show that the modified friction correction model can better characterize the true stress-strain dynamic response of materials under large deformation. The strain-compensated Arrhenius model modified by friction correction has higher linear correlation, smaller mean absolute error and higher prediction accuracy.

Key words: TC6 titanium alloy; traditional friction correction model; improved friction correction model; strain-compensated Arrhenius model

Corresponding author: Xu Yong, Ph. D., Associate Professor, Nanchang Hangkong University, Nanchang 330063, P. R. China, E-mail: xuyong@nchu.edu.cn