

Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金板材多道次热轧过程的有限元分析

吴泽华¹, 王克鲁¹, 邓偲瀛², 宋鸿武², 张士宏², 王 犇³

(1. 南昌航空大学 航空制造工程学院, 江西 南昌 330063;

2. 中国科学院金属研究所 师昌绪先进材料创新中心, 辽宁 沈阳 110016;

3. 国核宝钛锆业股份公司, 陕西 宝鸡 721013)

摘要: 通过等温热压缩实验研究了 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金在变形温度为 550、600、650 和 700 °C 和应变速率为 0.01、0.1、1 和 10 s⁻¹ 以及最大变形程度为 70% 条件下的热变形行为。在考虑变形热效应的基础上, 对真应力-真应变曲线进行了温度修正, 并在 Arrhenius 双曲正弦函数方程的基础上建立了峰值应力模型。通过 Deform 对 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金板材在初始温度为 630 °C 和轧制速度为 30、45 和 60 m·min⁻¹ 条件下从板厚 104 mm 轧制至 19 mm 的多道次热轧过程进行了有限元模拟, 并与热轧实验结果进行对比, 验证了有限元模型的准确性。此外, 研究了轧制速度对热轧过程中轧板温度、轧制力以及最终板厚的影响。结果表明: 随着轧制速度的增大, 轧板的表面温度和心部温度随之增大, 而轧制力和最终板厚随之减小。

关键词: Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金; 热变形行为; 多道次热轧; 温度修正; 峰值应力模型

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2022.06.019

中图分类号: TG335.5

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2022) 06-0132-09

Finite element analysis on multi-pass hot rolling process for Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe alloy sheet

Wu Zehua¹, Wang Kelu¹, Deng Siying², Song Hongwu², Zhang Shihong², Wang Ben³

(1. School of Aeronautical Manufacturing Engineering, Nanchang Hangkong University, Nanchang 330063, China;

2. Shi-changxu Innovation Center for Advanced Materials, Institute of Metal Research Chinese Academy of Sciences, Shenyang 110016, China; 3. National Nuclear Baoti Zirconium Industry Co., Ltd., Baoji 721013, China)

Abstract: The thermal deformation behavior of Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe alloy under the conditions of deformation temperature of 550, 600, 650 and 700 °C, strain rate of 0.01, 0.1, 1 and 10 s⁻¹ and maximum deformation amount of 70% was studied by isothermal hot compression experiment. Then, on the basis of considering deformation thermal effect, the true stress-strain curve was corrected by temperature, and the peak stress model was established on the basis of Arrhenius hyperbolic sine function equation. Furthermore, the multi-pass hot rolling process of Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe alloy sheet at the initial temperature of 630 °C and the rolling speed of 30, 45 and 60 m·min⁻¹ from the sheet thickness of 104 mm to 19 mm was simulated by Deform and compared with the experimental results of hot rolling to verify the accuracy of the finite element model. In addition, the influences of rolling speed on the rolled sheet temperature, rolling force and final sheet thickness during the hot rolling process were studied. The results show that with the increasing of rolling speed, the surface temperature and core temperature of rolled sheet increase, while the rolling force and the final sheet thickness decrease.

Key words: Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe alloy; thermal deformation behavior; multi-pass hot rolling; temperature correction; peak stress model

锆合金以其优良的核性能、良好的抗腐蚀性和优异的加工性能等特性, 被广泛应用于核工业中, 例如燃料元件中的包壳管和定位格栅^[1-2]。包壳管

主要起到支撑核燃料和防止核燃料泄漏的作用, 而定位格栅的作用为固定燃料组件位置和夹持住燃料棒, 使得燃料棒只能在轴向滑动, 从而防止由于热膨胀导致棒的弯曲^[3]。因此, 锆合金是目前核反应堆中不可替代的主要材料之一。锆合金板材的加工工艺主要包括: 熔炼、锻造、β相淬火、热轧、冷轧及真空退火等。锆合金成品带材的微观组织、力学性能及成形性能等均由这一系列的加工工艺所决定。其中, 热轧工艺对性能的改善最为关键。锆合

收稿日期: 2021-04-26; 修订日期: 2021-08-02

基金项目: 能源局核能重大专项 (2019ZX06002001)

作者简介: 吴泽华 (1995-), 男, 硕士研究生

E-mail: 1289306859@qq.com

通信作者: 邓偲瀛 (1987-), 女, 博士, 助理研究员

E-mail: sydeng@imr.ac.cn

金在高温下的热变形行为相比于低温更为复杂，涉及到加工硬化、动态回复和动态再结晶。因此，深入了解锆合金在高温下的热变形行为，并建立峰值应力模型，可以为多道次热轧的有限元模拟提供材料模型。通过对热轧过程进行有限元模拟分析，可以为锆合金板材的热轧工艺参数优化提供指导意义。

目前，对于锆合金的本构关系，国内外已有大量研究。董艺伟^[4]通过 BP 神经网络模型和 Arrhenius 双曲正弦函数方程分别对 Zr92Ti8 合金的热变形行为进行了本构模型的表征，发现 BP 神经网络模型更适合用于构建该合金的本构关系。Saxena K K 等^[5]在研究 Zr-2.5Nb-0.5Cu 合金的流变应力时，建立了 Arrhenius 本构模型。然而，对于 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金的本构关系和在高温条件下的热变形行为的研究相对较少。此外，对于热轧过程的有限元模拟分析在国内外得到了广泛的应用。白海龙等^[6]研究了 3003 铝板带的三维有限元模拟，发现轧件温度随着轧制速度的增大而增大。杨德辉等^[7]通过 Deform 对 AZ31 镁合金板材中轧制速度对挤压工艺的影响进行了有限元模拟，发现随着轧制速度的增大，有效应变增大而流变应力减小。Riahifar R 等^[8]采用 Abaqus 和通过热力耦合方法模拟了 6063 铝合金的热轧过程。陈灵等^[9]利用 Deform 研究了接触传热对 7075 铝合金热轧的影响，发现低的传热系数有利于降低轧制过程中的温度损失和降低轧制力。然而，国内外学者大多只是研究了单道次板材热轧的有限元模拟，而针对改变轧制速度的多道次板材热轧的有限元模拟的研究并不多。

本文首先根据 Gleeble-3800 型热模拟试验机获得了真应力-真应变曲线，并且在考虑变形热效应的基础上，对其进行了温度修正。然后，在温度修正后的真应力-真应变曲线上，对各变形条件下的热变形行为进行了分析。在 Arrhenius 双曲正弦函数方程的基础上，建立了 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金的峰值应力模型。最后，通过 Deform 对 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金板材的多道次热轧过程进行了有限元模拟分析，并与热轧实验进行对比，验证了有限元模型的准确性。此外，研究了轧制速度对热轧过程中轧板温度、轧制力以及最终板厚的影响。

1 实验材料与方法

实验材料为淬火态 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金板材，其主要化学成分如表 1 所示。在四辊可逆热

轧机上进行了多道次热轧实验。轧板初始温度为 630 ℃，轧辊轧制速度为 45 m·min⁻¹，并且连续轧制 10 道次，各压下量如表 2 所示。轧辊的长度为 1200 mm、直径为 Φ650 mm，轧板的厚度为 104 mm、长度为 1100 mm、宽度为 850 mm，将轧板从板厚 104 mm 轧制至 19 mm。

表 1 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金化学成分（%，质量分数）
Table 1 Chemical compositions of Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe alloy（%，mass fraction）

Sn	Fe	Cr	O	Nb	Zr
1.000	0.100	<0.005	0.140	1.000	余量

表 2 实验各道次压下量（mm）
Table 2 Reduction amount of each pass in experiment（mm）

道次	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
压下量	6.5	11.0	10.5	9.5	10.0	8.5	8.0	8.5	7.0	5.5

热压缩实验在 Gleeble-3800 型热模拟试验机上进行。压缩试样为直径为 Φ10 mm、高度为 15 mm 的小圆柱。试样压缩前，为了减小摩擦对实验的影响，采用砂纸打磨试样两端并覆盖钼片。实验以 5 ℃·s⁻¹ 的升温速率加热至系统设定的变形温度（550~700 ℃，间隔为 50 ℃），然后保温 300 s 使试样的温度均匀化，最后以不同的应变速率（0.01、0.1、1 和 10 s⁻¹）及设定最大变形程度为 70% 进行等温恒应变速率的热压缩实验。试样压缩结束后，设备系统自动处理和保存实验数据，并生成真应力-真应变曲线，以表征 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金的热变形行为。

2 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金热轧模型建立

2.1 温度修正方法

尽管热压缩实验是在恒定温度下进行的，但是由于变形热效应的影响，试样的实际变形温度会高于原本设定的变形温度。因此，需要对得到的真应力-真应变曲线进行温度修正^[10-11]。此外，如前文所述，试样压缩前，为了减小摩擦对实验的影响，采用砂纸打磨试样两端并覆盖钼片。因此，本文未进行摩擦修正。根据学者 Laasraoui A 和 Jonas J J 的研究结论^[12]，由于变形热效应导致的温升 ΔT 可以用式（1）计算：

$$\Delta T = \frac{\eta\gamma}{\rho c} \int_0^\varepsilon \sigma d\varepsilon \quad (1)$$

式中: σ 为真应力, MPa; ε 为真应变; ρ 为材料密度, ($\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$), $\rho = 6.47 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$; c 为材料比热容, ($\text{J} \cdot (\text{g} \cdot \text{K})^{-1}$), $c = 0.36 \text{ J} \cdot (\text{g} \cdot \text{K})^{-1}$; η 和 γ 分别为压缩过程中的热转化率与绝热因子, $\eta = 0.95$, 而 γ 与应变速率 $\dot{\varepsilon}$ 有关。

可以通过式 (2) 来确定 $\gamma^{[13]}$:

$$\gamma = \begin{cases} 0 & \dot{\varepsilon} \leq 0.001 \text{ s}^{-1} \\ 0.316 \lg \dot{\varepsilon} + 0.95 & 0.001 \text{ s}^{-1} < \dot{\varepsilon} < 1 \text{ s}^{-1} \\ 0.95 & \dot{\varepsilon} \geq 1 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (2)$$

经计算, γ 分别为 0.381、0.634、0.950 和 0.950。此外, 温升 ΔT 引起的真应力变化 $\Delta\sigma$ 可以用式 (3) 确定^[14]:

$$\Delta\sigma = \frac{Q}{n\alpha R} \left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T_0 + \Delta T} \right) \quad (3)$$

式中: T_0 为实验设定的变形温度, $^{\circ}\text{C}$; Q 为变形激活能, ($\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$); R 为气体常数, ($\text{J} \cdot (\text{mol} \cdot \text{K})^{-1}$), $R = 8.314 \text{ J} \cdot (\text{mol} \cdot \text{K})^{-1}$; n 和 α 为材料常数。其中, Q 、 n 和 α 可通过对修正前的真应力-真应变曲线求峰值应力模型来获得。

2.2 峰值应力模型建立

经上述提供的温度修正方法, 获得了 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金修正前后的真应力-真应变曲线, 如图 1 所示。从图 1 中可知, 真应力随变形温度的升高和应变速率的降低而降低。在不同温度及应变速率下, 真应力-真应变曲线呈现 3 种不同的特征^[15-16], 分别为: 在高温 (650 和 700 $^{\circ}\text{C}$) 及应变速率为 0.01 和 0.1 s^{-1} 时, 曲线表现为动态再结晶型; 在低温 (550 和 600 $^{\circ}\text{C}$) 及应变速率为 1 和 10 s^{-1} 时, 曲线表现为加工硬化型; 在低温 (550 和 600 $^{\circ}\text{C}$) 及应变速率为 0.01 和 0.1 s^{-1} 时和高温 (650 和 700 $^{\circ}\text{C}$) 及应变速率为 1 和 10 s^{-1} 时, 曲线表现为动态回复型。

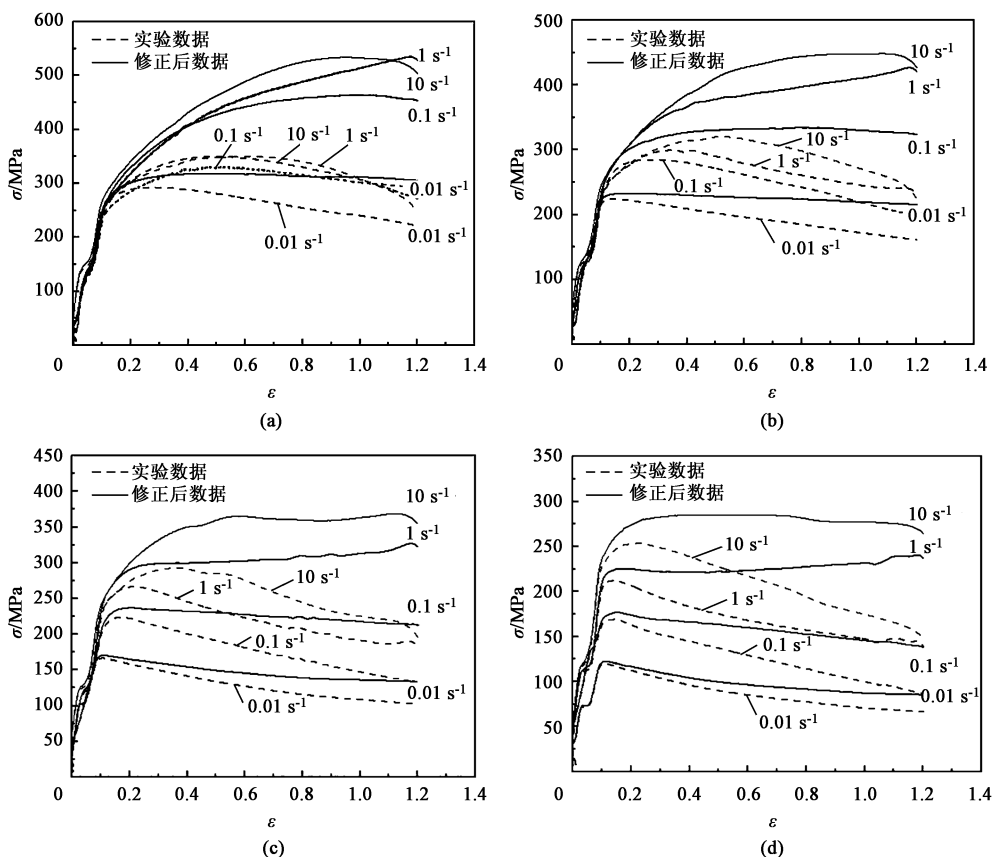


图 1 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金温度修正前后的真应力-真应变曲线

(a) 550 $^{\circ}\text{C}$ (b) 600 $^{\circ}\text{C}$ (c) 650 $^{\circ}\text{C}$ (d) 700 $^{\circ}\text{C}$

Fig. 1 True stress-true strain curves of Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe alloy before and after temperature correction

根据文献 [17] ~ 文献 [19], 采用 Sellars C M 等^[17]

提出的等温热变形条件下的 Arrhenius 双曲正弦函数方程:

$$\dot{\varepsilon} = AF(\sigma)\exp[-Q/(RT)] \quad (4)$$

其中, 应力函数 $F(\sigma)$ 根据应力水平高低, 具有以下3种形式:

$$\begin{cases} F(\sigma) = |\sigma|^{n_1} & \alpha|\sigma| < 0.8 \\ F(\sigma) = \exp(\beta|\sigma|) & \alpha|\sigma| > 1.2 \\ F(\sigma) = [\sinh(\alpha|\sigma|)]^n & \text{所有应力} \end{cases} \quad (5)$$

式中: T 为变形温度, $^{\circ}\text{C}$; n_1 、 β 和 A 为材料常数,

其中 $\alpha = \beta/n_1$ 。

将式(4)代入式(5)并进行转换, 在修正后的真应力-真应变变曲线上, 取加工硬化和软化作用首次达到的平衡点作为峰值应力点并且进行线性拟合, 如图2所示。在拟合出的曲线上, 分别求取斜率及截距并计算平均值, 于是得到 $\alpha = \beta/n_1 = 0.0035 \text{ MPa}^{-1}$, $n = 7.905$, $Q = 222.036 \text{ kJ} \cdot \text{mol}^{-1}$ 和 $A = 4.02 \times 10^{19} \text{ s}^{-1}$ 。

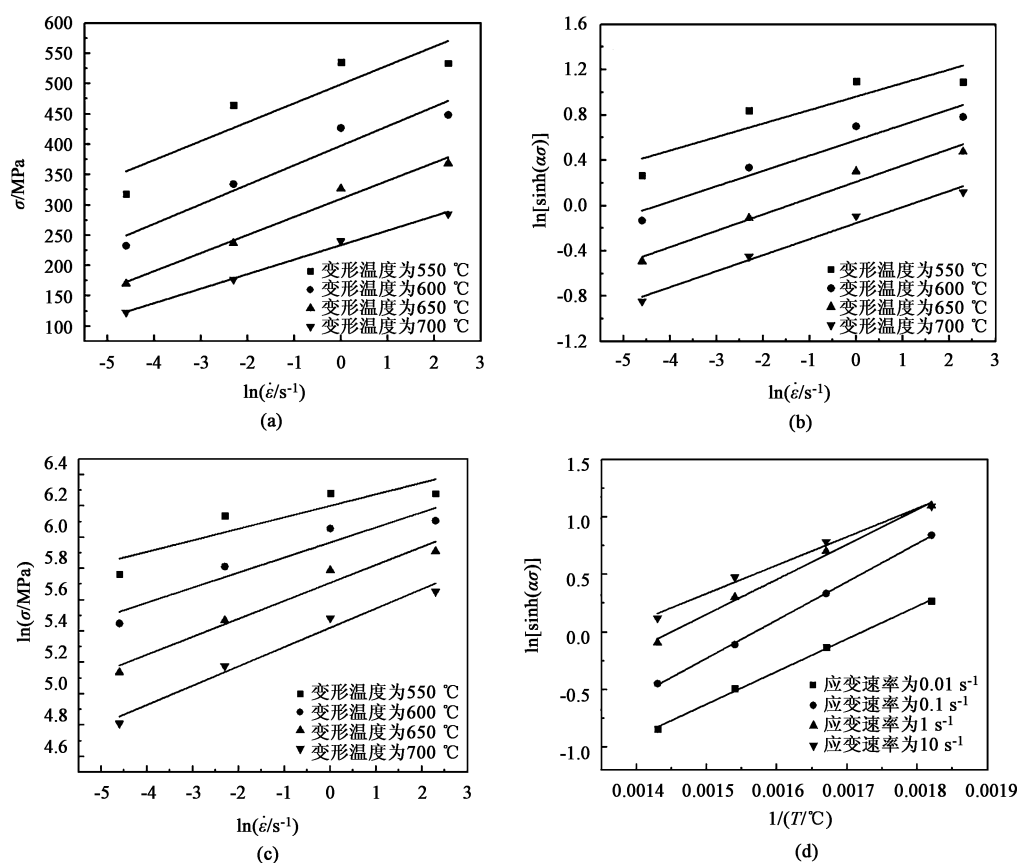


图2 各函数的拟合曲线

(a) $\sigma - \ln \dot{\varepsilon}$ (b) $\ln[\sinh(\alpha\sigma)] - \ln \dot{\varepsilon}$ (c) $\ln \sigma - \ln \dot{\varepsilon}$ (d) $\ln[\sinh(\alpha\sigma)] - 1/T$

Fig. 2 Fitting curves of various functions

将获得的参数 A 、 α 、 n 和 Q 代入到 Arrhenius 双曲正弦函数方程, 最终得到 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金在高温下的峰值应力模型如下:

$$\dot{\varepsilon} = 4.02 \times 10^{19} \times [\sinh(0.0035|\sigma|)]^{7.905} \times \exp[-222036/(8.314T)] \quad (6)$$

此外, 为了确保建立的峰值应力模型准确可靠, 进行了验证和误差分析。将各变形条件代入式(6), 并与实验结果进行对比, 如图3a所示。由图3a可知, 预测应力值与实验应力值的吻合度较好。同时, 建立了应力误差分析图, 如图3b所示。从图3b可知, 误差均在10%以内, 并且线性拟合度 R^2

达到0.98987。这表明建立的峰值应力模型准确可靠, 可以为后续的热轧有限元模拟提供材料模型。

2.3 热轧有限元模型建立

2.3.1 几何模型建立

因为轧板、轧辊等均为对称结构, 所以他们受到的载荷、约束等因素也均为对称的。因此, 为了缩短计算时间, 采用1/4三维单辊轧制模型来模拟 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金板材的多道次热轧过程, 如图4所示。其中, 轧板的厚度为52 mm, 宽度为550 mm, 长度为850 mm。轧辊的直径为 $\Phi 650 \text{ mm}$, 长度为1200 mm。推板的厚度为50 mm, 宽度为

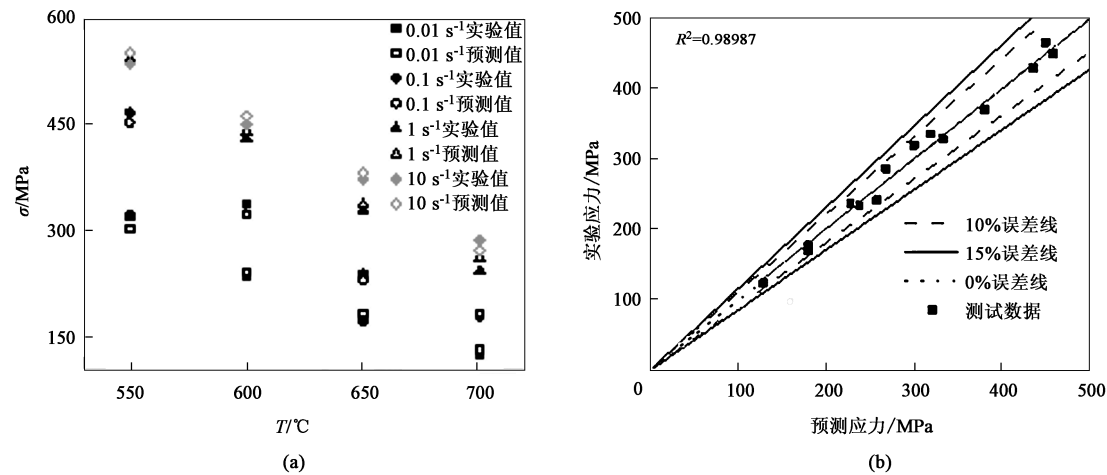


图 3 峰值应力模型的验证和误差分析
(a) 应力对比 (b) 应力误差分析
Fig. 3 Validation and error analysis of peak stress model
(a) Stress comparison (b) Stress error analysis

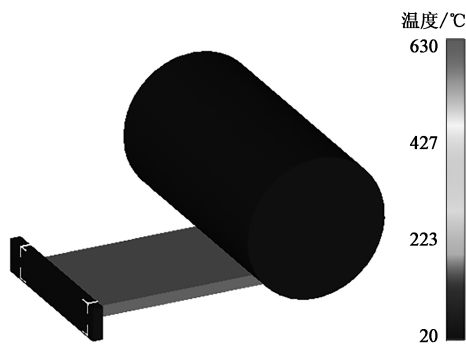


图 4 三维单辊轧制模型
Fig. 4 Three-dimensional single-roll rolling model

150 mm，长度为 800 mm。

由于轧辊与轧板之间的材料刚度差异很大，因此为了简化计算，将轧辊和推板的材料均选为模具

钢。将轧辊和推板的初始温度均设为室温 20 ℃，并且定义热交换边界。Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金轧板的材料通过对 Deform 中的材料库进行二次开发获得，即通过建立好的材料属性以 key 文件格式导入 Deform 中。其中，真应力方程输入上述建立的峰值应力模型，而输入的 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金对应的热物性参数，如表 3 所示。同时，对轧板定义对称面和热交换边界，并且设定初始温度为 630 ℃。此外，为了增加模拟的准确性，对轧辊、推板和轧板的网格划分方式均采用绝对网格划分。其中，轧板的最小单元尺寸为 12 mm，划分为 31996 个节点；轧辊的最小单元尺寸为 20 mm，划分为 31999 个节点；推板的最小单元尺寸为 15 mm，划分为 6112 个节点。

表 3 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金的热物性参数
Table 3 Thermophysical parameters of Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe alloy

参数	密度/(g·cm ⁻³)	泊松比	杨氏模量/MPa	导热系数/(W·(m·K) ⁻¹)	热膨胀系数/K ⁻¹	比热容/(J·(g·K) ⁻¹)
数值	6.47	0.41	94600	20.21	6.84×10 ⁻⁶	0.36

2.3.2 模拟方案

每道次热轧过程分为咬入、拽入、稳定轧制和抛出 4 个阶段。热轧过程共进行 10 道次，并且将轧板从板厚 104 mm 轧制至 19 mm，其中每道次的压下量为表 2 中的 1/2。轧制过程中，轧板通过与轧辊之间的摩擦带动完成轧制。因此，为了有利于轧板的咬入和避免打滑，摩擦类型选择剪切摩擦。此时，轧板的速度近似为轧辊的线速度。热轧过程中

由于温度较高，所以，除了要考虑界面换热造成的热量损失，还需要考虑辐射换热造成的热量损失。此外，热轧模拟过程中的热轧工艺条件如表 4 所示。

3 结果与讨论

3.1 实验与模拟结果的对比

记录每道次轧制后的温度，以及每道次稳定轧

表 4 热轧工艺条件
Table 4 Conditions of hot rolling process

参数	轧制速度/ ($\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$)	摩擦因数	界面换热系数/ ($\text{kW} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$)	推板速度/ ($\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$)	轧板初始温度/ $^{\circ}\text{C}$	辐射换热系数/ ($\text{kW} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$)
数值	30、45、60	0.7	20 ^[9]	80	630	0.13

制时的轧制力。当轧制速度 $v=45\text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ 时, 将实验结果与模拟结果进行对比, 如图 5 所示。从图 5 中可知, 模拟结果中轧板的表面温度及轧辊的轧制力与实验结果比较接近, 并且趋势一致。这说明建立的有限元模型准确可靠, 可以用于研究轧制速度对 Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe 合金板材多道次热轧过程中轧板温度、轧制力以及最终板厚的影响。

从图 5a 中可知: 在第 1 道次~第 7 道次时, 轧板表面温度呈现下降的趋势; 而在第 7 道次~第 10 道次时, 轧板表面温度呈现上升趋势。这是因为: 在前 7 个道次时, 轧制所累积的压下变形量所造成

的塑性变形而产生的热量以及轧板与轧辊之间发生摩擦而产生的热量, 还不足以弥补轧板与环境发生的辐射换热而消耗的热量以及轧板与轧辊发生界面换热而消耗的热量; 反之, 在第 7 道次之后, 因为轧制累积的压下变形量足够大, 此时产生的总热量大于消耗的总热量。此外, 轧板与轧辊之间发生界面换热, 导致轧辊表面温度发生变化, 如图 6 所示。从图 6 中可知, 轧辊表面温度呈现上升趋势, 并且在前 7 个道次时温度变化很小, 而在第 7 个道次之后温度变化迅速增大。这与轧板表面温度变化趋势造成的轧辊表面温度变化趋势保持一致。

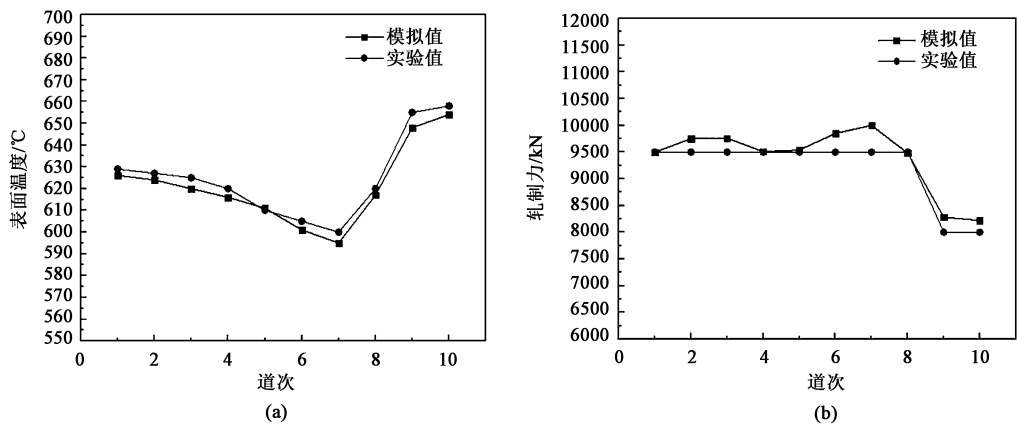


图 5 实验结果与模拟结果的对比
(a) 轧板表面温度 (b) 轧辊轧制力
Fig. 5 Comparison between experimental results and simulation results
(a) Surface temperatures of rolled sheet (b) Rolling forces of roll

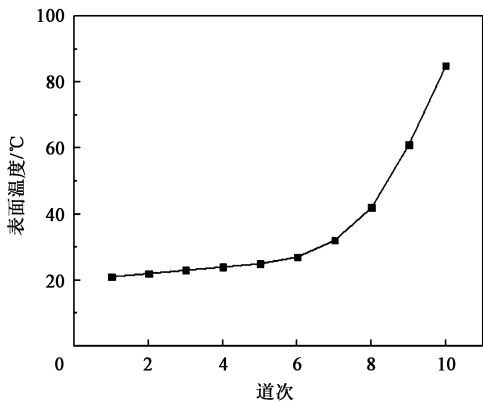


图 6 轧辊表面温度
Fig. 6 Surface temperatures of roll

3.2 轧制速度对轧板温度的影响

轧制过程中, 轧板温度的改变对轧制时的变形抗力、轧制力、成品的组织、晶粒度、力学性能以及轧板表面状态等均有直接影响。因此, 有必要对热轧过程中轧制速度对轧板温度变化的影响进行研究。

图 7 为轧制速度分别为 30、45 和 $60\text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ 时, 1/4 三维单辊轧制模型在第 1 道次轧制 0.8 s 后轧板轧制区的温度分布图。图 7 中点 P1 为表面中心质点, 点 P2 为截面中心质点。通过 Deform 中的点追踪功能来研究轧板整个轧制过程的温度变化。表面中心质点对应轧板表面温度, 截面中心质点对应轧板心部温度, 从而来表征不同轧制速度下轧板的整体温度随轧制道次的变化, 结果如图 8 所示。

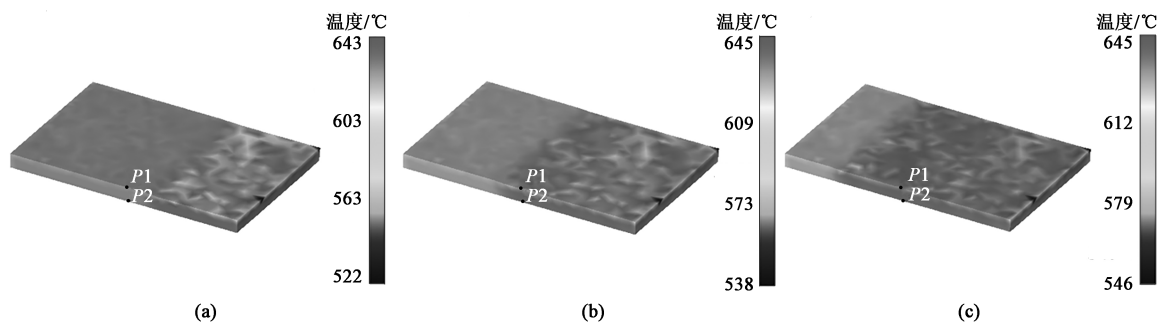


图 7 不同轧制速度下轧板轧制温度分布

(a) $30 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ (b) $45 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ (c) $60 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$

Fig. 7 Rolling temperature distribution of rolled sheet at different rolling speeds

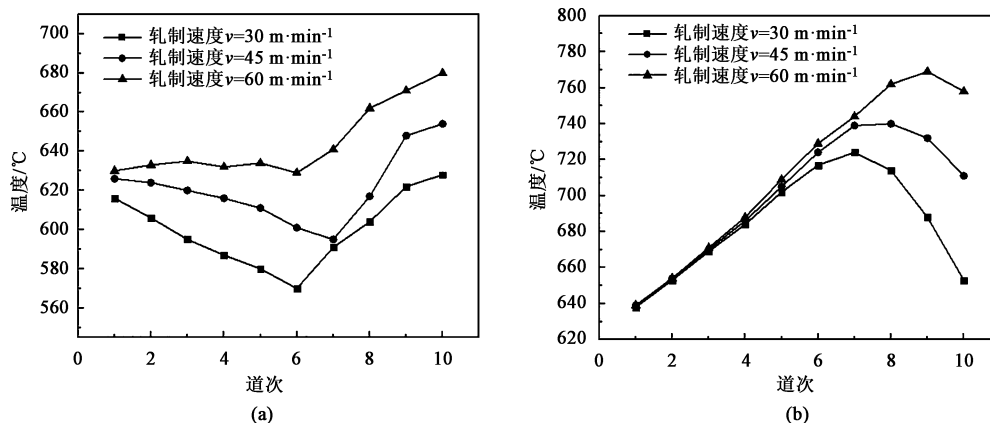


图 8 轧板温度变化曲线

(a) 表面温度 (b) 心部温度

Fig. 8 Change curves of temperature for rolled sheet

(a) Surface temperatures (b) Core temperatures

由轧板的表面温度变化图 8a 可知,随着轧制速度的增大,轧板的表面温度随之增大。这是因为随轧制速度的增大,金属的塑性变形加快,单位时间内释放的热量增加。同时,轧制速度增大,轧板表面降温时的温度变化减小,升温时的温度变化增大。当轧制速度为 30 和 $45 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ 时,轧板表面温度均先减小后增大,轧板表面温度均连续降低,这是由于界面换热以及热辐射损失的热量大于塑性变形以及摩擦产生的热量,分别达到最低温度 570 和 595 $^{\circ}\text{C}$ 。而当界面换热以及热辐射损失的热量小于塑性变形以及摩擦产生的热量时,轧板表面温度开始升高,分别达到 628 和 654 $^{\circ}\text{C}$ 。当轧制速度为 $60 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ 时,在前 6 个道次中轧板表面温度保持在 630 $^{\circ}\text{C}$ 左右。这是由于界面换热以及热辐射损失的热量基本等于塑性变形以及摩擦产生的热量。而当界面换热以及热辐射损失的热量小于塑性变形以及摩擦产生的热量时,轧板表面温度开始升高并且

达到 680 $^{\circ}\text{C}$ 。此外,由心部温度变化图 8b 可知,随着轧制速度的增大,轧板的心部温度随之增大。同时可以发现,轧制速度越大,轧板的心部温度变化越快。一定的轧制速度时,轧板心部温度均呈现先增大后减小的趋势。轧板心部连续升温,并且分别达到最大值 724 、 740 和 769 $^{\circ}\text{C}$ 。这是由于轧板心部离轧板表面最远,不存在界面换热而仅存在塑性变形导致的升温 and 内部热传导及热辐射导致的降温。此时,心部塑性变形产生的热量大于内部热传导及热辐射损失的热量。反之,随着轧制进程的推进,轧板心部开始连续降温,并且分别达到 653 、 711 和 758 $^{\circ}\text{C}$ 。

3.3 轧制速度对轧制力的影响

轧制力会影响轧制的安全、轧辊的使用寿命和轧板的质量等。此外,轧制力是制定工艺制度、调整轧机、强化轧制、提高产量、扩大产品范围、充分地挖掘设备潜力和实现生产过程计算机控制

的重要原始参数。因此,分析热轧过程中轧制速度对轧制力的影响,对于成品带材的生产具有重要的参考价值。

图9为轧制速度对轧制力的影响。从图9中可知,随着轧制速度的增大,轧辊轧制力随之减小。这是因为:轧制速度越大,使得摩擦因数越小,轧板的整体温度越高,从而造成金属的变形抗力越小。一定的轧制速度时,随着轧制进程的推进,轧辊轧制力均呈现先保持基本不变后减小的趋势。结合图8可知,这是因为:在前7个道次时,轧板的整体温度保持基本不变,所以,轧制力分别稳定在10000、9500和9000 kN上下。然而,随着轧制进程的推进,轧板整体温度出现一定的升高,所以轧制力开始出现减小并且随后分别稳定在9000、8000和7500 kN上下。

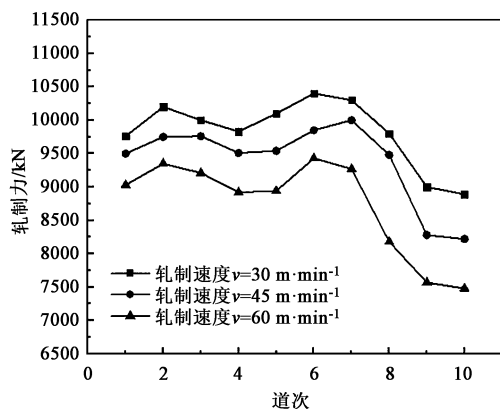


图9 轧辊轧制力变化曲线

Fig.9 Change curves of rolling force for roll

3.4 轧制速度对最终板厚的影响

轧制过程中,轧板板厚会影响轧制效率和产品质量。此外,轧板厚度变化为板材轧制生产中不可忽视的一个重要参数。因此,分析轧制速度对最终板厚的影响,对轧制工艺具有重要意义。

在不同轧制速度下,Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe合金板材多道次热轧过程中轧板最终板厚的变化情况如图10所示。从图10中可以看出,当轧制速度为 $45 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ 时,轧板最终板厚与实验结果19.04 mm基本吻合。随着轧制速度的增大,轧板最终板厚随之减小,分别为19.6、18.98和18.68 mm。这是因为:在轧制过程中,轧制速度的增大会造成摩擦因数和变形抗力的减小,这使得轧制力降低而压下量增大,从而导致轧板最终板厚减小^[20-21]。

因此,通过对Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe合金板材多道次热轧过程的有限元分析,可以预测不同轧制

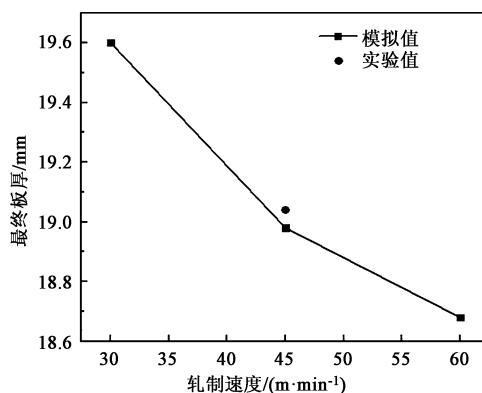


图10 轧板最终板厚变化曲线

Fig.10 Change curve of final sheet thickness for rolled sheet

速度下,轧板温度、轧制力以及最终板厚的变化情况。同时,表明了多道次热轧过程中选择合适的轧制速度的重要性。可以为该合金的轧制工艺优化以及提高轧制效率提供理论依据和重要指导。

4 结论

(1) 在温度修正的基础上得到了修正后的真应力-真应变曲线,并且在Arrhenius双曲正弦函数方程的基础上建立了Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe合金在高温下的峰值应力模型。同时,验证了该模型的准确性,为Zr-1.0Sn-1.0Nb-0.1Fe合金板材多道次热轧过程的有限元模拟提供了准确的材料模型。

(2) 随着轧制速度的增大,轧板的表面温度和心部温度均增大。在轧制速度为30和 $45 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ 时,轧板表面温度先减小后增大。而当轧制速度为 $60 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ 时,轧板表面温度呈现先保持基本不变然后增大的趋势。此外,轧板心部温度均呈现先增大后减小的趋势。

(3) 随着轧制速度的增大,轧制力减小。随着轧制进程的推进,轧辊轧制力均呈现先保持基本不变然后减小的趋势。

(4) 随着轧制速度的增大,轧板最终板厚减小。

参考文献:

- [1] 王旭峰,李中奎,周军,等. 锆合金在核工业中的应用及研究进展[J]. 热加工工艺, 2012, 41(2): 71-74.
Wang X F, Li Z K, Zhou J, et al. Application and research progress of zirconium alloy in nuclear industry [J]. Hot Working Technology, 2012, 41(2): 71-74.
- [2] Zou D, Luan B, Xiao D. Influences of strain rate on the plastic deformation mechanism of zirconium alloy [J]. Rare Metal Mate-

- rials & Engineering, 2014, 43 (8): 1897-1901.
- [3] Murty K L, Charit I. Texture development and anisotropic deformation of zircalloys [J]. Progress in Nuclear Energy, 2006, 48 (4): 325-359.
- [4] 董艺伟. $Zr_{92}Ti_8$ 合金热变形行为的研究 [D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2018.
Dong Y W. Study on Hot Deformation Behavior of $Zr_{92}Ti_8$ Alloy [D]. Qinhuangdao: Yanshan University, 2018.
- [5] Saxena K K, Jha S K, Pancholi V, et al. Role of activation energies of individual phases in two-phase range on constitutive equation of Zr-2.5Nb-0.5Cu alloy [J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2017, 27 (1): 172-183.
- [6] 白海龙, 严继康, 刘宝权, 等. 基于 Deform 的热轧 3003 铝板带温度场的三维有限元模拟 [J]. 热加工工艺, 2015, 44 (3): 115-122.
Bai H L, Yan J K, Liu B Q, et al. Three-dimensional finite element simulation of temperature field of hot rolled 3003 aluminum strip based on Deform [J]. Hot Working Technology, 2015, 44 (3): 115-122.
- [7] 杨德辉, 赵松涛, 陶华. 基于 Deform 的 AZ31 镁合金板材挤压工艺的有限元模拟 [J]. 热加工工艺, 2015, 44 (13): 157-162.
Yang D H, Zhao S T, Tao H. Finite element simulation of extrusion process of AZ31 magnesium alloy sheet based on Deform [J]. Hot Working Technology, 2015, 44 (13): 157-162.
- [8] Riahifar R, Serajzadeh S. Three-dimensional model for hot rolling of aluminum alloys [J]. Materials & Design, 2007, 28 (8): 2366-2372.
- [9] 陈灵, 谭自盟, 段亚菲, 等. 接触传热对 7075 铝合金热轧影响的数值模拟 [J]. 模具工业, 2017, 43 (7): 25-29.
Chen L, Tan Z M, Duan Y F, et al. Numerical simulation of the effect of contact heat transfer on hot rolling of 7075 aluminum alloy [J]. Mold Industry, 2017, 43 (7): 25-29.
- [10] 陶琳, 程明, 张伟红, 等. Inconel 625 合金高温高速热变形行为 [J]. 材料热处理学报, 2012, 33 (9): 55-59.
Tao L, Cheng M, Zhang W H, et al. Hot deformation behavior of Inconel 625 alloy at high temperature and high speed [J]. Journal of Material Heat Treatment, 2012, 33 (9): 55-59.
- [11] 张伟红, 张士宏. NiTi 合金热压缩实验数据的修正及其本构方程 [J]. 金属学报, 2006, 42 (10): 1036-1040.
Zhang W H, Zhang S H. Modification of experimental data and constitutive equation of NiTi alloy under hot compression [J]. Acta Metallurgica Sinica, 2006, 42 (10): 1036-1040.
- [12] Laasraoui A, Jonas J J. Prediction of steel flow stresses at high temperatures and strain rates [J]. Metallurgical Transactions A, 1991, 22 (7): 1545-1558.
- [13] Mataya M C, Sackschewsky V E. Effect of internal heating during hot compression on the stress-strain behavior of alloy 304L [J]. Metallurgical & Materials Transactions A, 1994, 25 (12): 2737-2752.
- [14] Devadas C, Baragar D, Ruddle G, et al. The thermal and metallurgical state of steel strip during hot rolling: Part II. Factors influencing rolling loads [J]. Metallurgical Transactions A, 1991, 22 (2): 321-333.
- [15] 刘文义. 7085 铝合金热加工力学行为及微观组织演变规律研究 [D]. 重庆: 重庆大学, 2014.
Liu W Y. Study on Hot Working Mechanical Behavior and Microstructure Evolution of 7085 Aluminum Alloy [D]. Chongqing: Chongqing University, 2014.
- [16] 孙国强, 刘勇, 田保红, 等. Cu-0.8Mg-0.15Ce 合金热变形行为与机制研究 [J]. 中国稀土学报, 2019, 37 (1): 76-83.
Sun G Q, Liu Y, Tian B H, et al. Study on hot deformation behavior and mechanism of Cu-0.8Mg-0.15Ce alloy [J]. Chinese Journal of Rare Earths, 2019, 37 (1): 76-83.
- [17] Sellars C M, McTegart W J. On the mechanism of hot deformation [J]. Acta Metallurgica, 1966, 14 (9): 1136-1138.
- [18] Xiao Y H, Guo C, Guo X Y. Constitutive modeling of hot deformation behavior of H62 brass [J]. Materials Science and Engineering A, 2011, 528 (21): 6510-6518.
- [19] Medina S F, Hernandez C A. General expression of the Zener-Hollomon parameter as a function of the chemical composition of low alloy and microalloyed steels [J]. Acta Materialia, 1996, 44 (1): 137-148.
- [20] 杜辉. 带钢在轧制过程中厚度变化规律的探究 [J]. 科技致富向导, 2011, (14): 137-140.
Du H. Investigation on the law of thickness variation of strip steel during rolling [J]. Keji Zhifuxiangdao, 2011, (14): 137-140.
- [21] 曹光明, 孙彬, 邹颖, 等. 板带热连轧过程氧化铁皮厚度变化的数值模拟 [J]. 钢铁研究学报, 2010, 22 (8): 13-16.
Cao G M, Sun B, Zou Y, et al. Numerical simulation of thickness change of raw iron terminated iron terminal [J]. Journal of Iron and Steel Research, 2010, 22 (8): 13-16.

新资讯
新营销
新媒体



《QC检测》神页



《机加工》神页



QC检测仪器—公众号



天下机械—公众号

天下机械网 www.qctms.cn
QC检测仪器网 www.qctester.com

【神页：扫码直接阅读、
收藏、下期自动更新。】