

文章编号: 1004 - 0609(2004) 12 - 1995 - 08

连续铸轧流变行为的物理模拟及其 应力—应变关系的演变^①

湛利华, 钟 掘, 李晓谦, 黄明辉
(中南大学 机电工程学院, 长沙 410083)

摘 要: 在 Gleeble - 1500 热/力机上用专制的夹具系统对铝合金铸轧过程流变行为及其影响因素进行了系列的模拟实验研究, 得到了不同变形条件下铝合金瞬态凝固连续固态流变成形过程中的形变规律。实验表明铝合金的[液-糊状-固]流变过程存在 4 个不同特征阶段, 通过对实验数据进行多元线性回归分析, 建立了适用于连续铸轧这一特定工况条件下铝合金流变本构方程。

关键词: 连续铸轧; 流变行为; 物理模拟; 本构方程

中图分类号: TG 146

文献标识码: A

Physical simulation of rheological behavior and stress-strain relation evolvement in continuous roll-casting process

ZHAN Li-hua, ZHONG Jue, LI Xiao-qian, HUANG Ming-hui
(School of Mechanical and Electronical Engineering,
Central South University, Changsha 410083, China)

Abstract: A series of simulating experimental studies on the rheological behavior and its influential factors of aluminum alloy in continuous roll-casting process were explored with a Gleeble - 1500 thermal-mechanical simulation tester and a set of special clamp system. Relevant rheological rules in the process of coupling transient solidification and continuous deformation of roll-casting conditions are obtained. Experimental results indicate that four different characteristic stages exist in the whole rheological process, and relative constitutive models suitable for the given conditions of continuous roll casting process are established through multivariable linear regression analysis of the experimental data.

Key words: continuous roll-casting; rheological behavior; physical simulation; constitutive equation

连续铸轧是一种特殊的金属成形工艺, 连续铸轧过程中金属从熔融状态经两个相向旋转并通有内部循环冷却水的铸轧辊在 35~ 95 mm 的铸轧区内, 0.1~ 1.0 s 左右的时间里强制冷却而凝固结晶, 最后被轧制成形^[1, 2]。对其变形行为进行在线观测十分困难, 同时还存在设备复杂、研究成本高、参数调整灵活性较差等缺点。目前对于铸轧过程材料

流变行为的研究, 通常从纯流体动力学和塑性力学的角度将铸轧区内金属的变形行为分别假定为牛顿流体流动及刚塑性变形^[3, 4], 这显然不足以准确描述其真实的演变规律。迄今为止, 对于铸轧过程动态应力—应变场的研究还十分欠缺, 这影响了铸轧技术的发展。其原因主要是由于材料在连续铸轧过程中处于高温尤其在固相线温度以上的物理、力学

① 基金项目: 国家重大基础研究发展规划资助项目(19990604906)

收稿日期: 2004 - 07 - 07; 修订日期: 2004 - 09 - 08

作者简介: 湛利华(1976 -), 女, 讲师, 博士研究生。

通讯作者: 湛利华, 电话: 0731 - 8830294; 传真: 0731 - 8879044; E-mail: yjs-cast@mail.csu.edu.cn

性能数据还远远不足。

近年来, 计算机技术的迅猛发展使有限元方法在热加工领域金属成形过程中得以广泛应用, 但是只有采用正确描述材料流变行为的本构关系时, 利用有限元方法进行的数值模拟才是真正可靠的。然而在热变形过程中, 本构模型具有高度非线性和复杂性, 很难用理论方法建立。国内外学者在热模拟机、恒应变速率凸轮塑性计等实验仪器上对热轧等热加工工艺进行了大量的物理模拟研究, 以获得不同应变、应变速率和温度条件下材料的流动应力值, 从而建立材料高温变形抗力与应变、应变速率和温度等对应关系的预测模型^[5]。对连续铸轧过程的物理模拟, 由于其含跨了铸造与热轧两个不同的工艺过程, 包括凝固壳的生成与增长、内部金属液、半固态糊状金属及外部凝固壳间的热交换与相变、凝固壳和两相区的变形、固态粘塑性流变及弹塑性变形的复杂过程, 因而长期以来很少有人涉及。刘咏等^[10, 11]曾在热模拟机上进行了铸轧过程物理模拟的初步探索, 得到了与实际铸轧产品接近的组织。

本文作者为获得铝铸轧中复杂流变过程的本构关系, 研制了一套与 Gleeble - 1500 热模拟机配套的实验装置进行铸轧过程的模拟, 完成了金属从瞬态凝固到流变成形的全过程。同时, 对铝合金铸轧过程中的流变行为及其影响因素进行了系列的实验研究, 探索铝在液固相变与热形变时的流变规律, 以掌握连续铸轧过程金属变形抗力的真实状态。

1 铸轧过程模拟

1.1 实验装置及试样的准备

实验采用 Gleeble - 1500 热力模拟实验机, 为了

更为近似地模拟连续铸轧过程, 本实验设计了一套夹具装置(见图 1), 夹具材料为铜, 底座材料为钢。为模拟实际铸轧中的冷却强度, 设置了如图 1(a) 中所示之循环冷却水系统, 对夹具进行循环水冷。

试样尺寸为 $d\ 10\ \text{mm} \times 15\ \text{mm}$, 并对该铝合金进行差热分析(DTA), 获得其熔化温度区间为 $643 \sim 655\ ^\circ\text{C}$ 。

1.2 实验原理与过程

1) 本实验用紫铜箔片包裹在熔融试样四周, 在承受载荷时可与试样同步变形, 保证试样在连续载荷作用下的稳定形变;

2) 为模拟铸轧过程的瞬态凝固和轧制成形条件, 因此, 将用紫铜箔片包裹的试样首先放在马弗炉中加热至熔融状态, 保温一段时间后, 迅速置于 Gleeble - 1500 热/力模拟机上以事先设定好的应变速率和变形量对其进行快速冷却及压缩变形;

3) 实验过程中的温度变化由插入到试样中心处的热电偶测得; 通过热模拟机的控制系统可以精确地控制样品的变形量及应变速率, 并瞬时采集数据。

本实验应变速率范围为 $0.01 \sim 10.00\ \text{s}^{-1}$; 应变量小于或等于 0.8; 试样在马弗炉中加热至 $685\ ^\circ\text{C}$, 保温 5 min, 放置在 Gleeble - 1500 热/力模拟机上开始进行铸轧模拟实验的温度大于或等于 $655\ ^\circ\text{C}$, 即大于或等于该铝合金的液相线温度值。

2 实验模拟与铸轧工艺的物理相似性分析

本实验通过专制的夹具系统进行铸轧过程的模

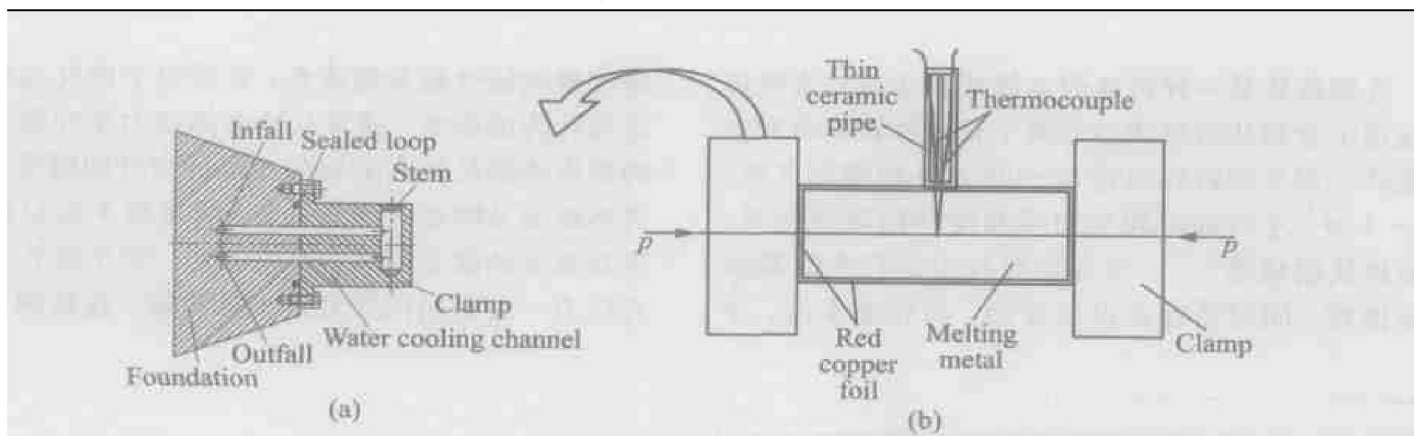


图 1 连续铸轧物理模拟实验系统简图

Fig. 1 Schematic graph of simulation of continuous roll casting system

拟, 完成了金属从凝固到流变成形的全过程, 实验模拟与铸轧工艺的物理相似性主要表现在:

- 1) 具有从液态到固态的凝固相变过程和相应的温度变化区间。金属从熔融状态($\geq 655\text{ }^{\circ}\text{C}$)瞬态冷却凝固并轧制到变形终了温度($300\sim 400\text{ }^{\circ}\text{C}$), 与铸轧时的温度变化过程基本一致, 全过程加载。
 - 2) 具有相应的应变量和应变速率变化域。连续铸轧过程中的金属在轧制成形过程中承受大的塑性变形, 变形程度 ε 往往达到 50% 甚至以上; 同时, 处于轧制区金属变形时的应变速率 $\dot{\varepsilon}$ 随铸轧速度(常规铸轧和超薄快速铸轧)的不同而改变, 一般在 $0.10\sim 1.00\text{ s}^{-1}$ 左右。由上一节的分析可知, 本实验应变速率范围为 $0.01\sim 10.00\text{ s}^{-1}$, 应变量小于等于 0.8, 包含铸轧过程的应变速率和应变量的变化范围。
- 因此可以用 Gleeble - 1500 热/力模拟机进行材料从熔融状态经不同的应变速率条件下被瞬态凝

固并压制成形的实验研究, 来近似模拟不同铸轧速度及变形程度条件下材料的流变行为。

3 结果与分析

3.1 不同应变速率下材料流变应力与变形温度、应变的关系

通过实验得到了在不同应变速率情况下材料从高温压缩变形到低温时流变应力与变形温度和应变的关系, 结果如图 2 所示。

3.2 变形程度对模拟铸轧实验材料流变应力的影响

为考虑变形程度对流变应力的影响, 在应变速率保持不变的情况下, 改变变形程度进行模拟铸轧实验, 得到流变应力与变形程度的关系如图 3 所示。

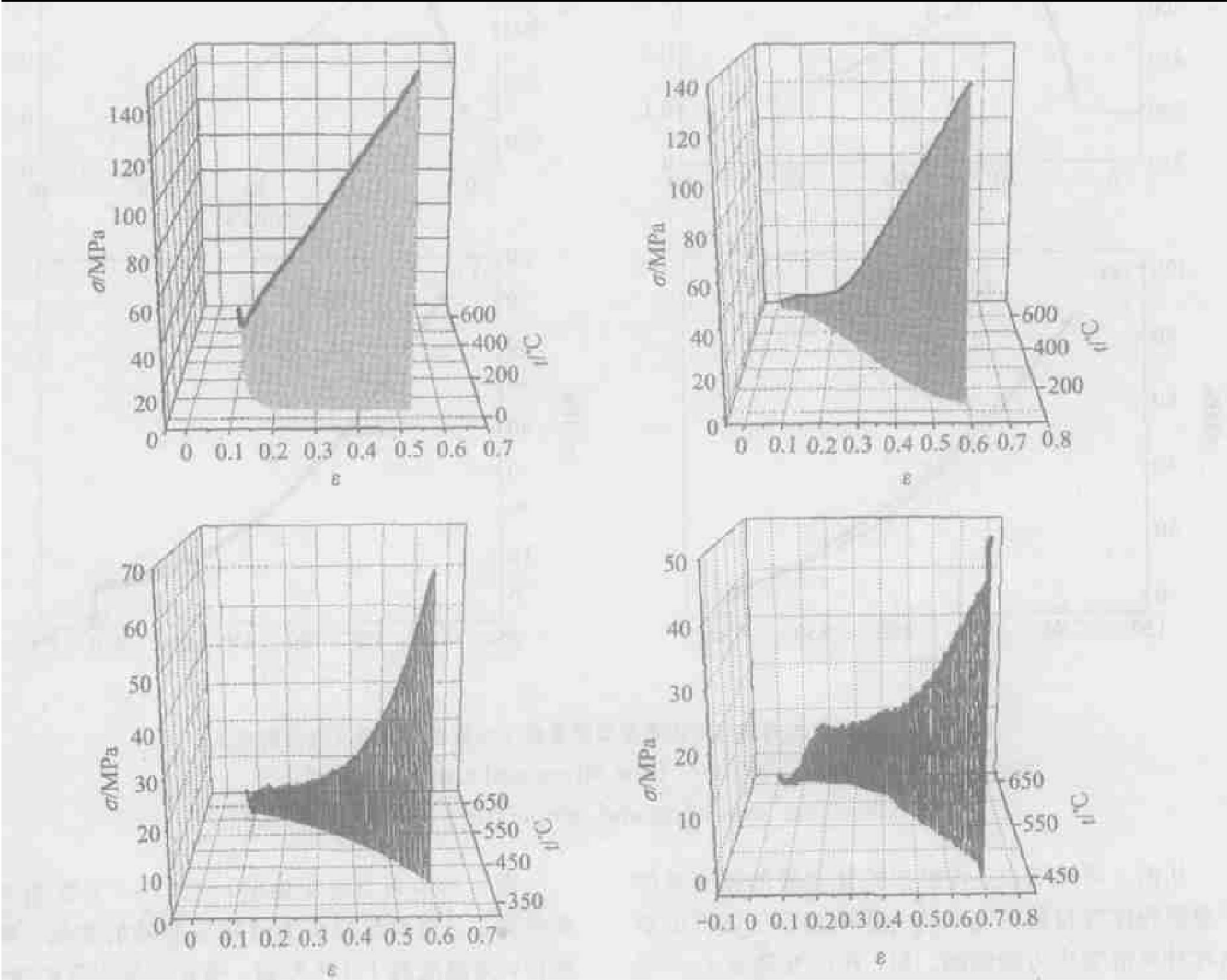


图 2 不同应变速率条件下流变应力、变形温度与变形程度之间的关系

Fig. 2 Relationship between flow stress, temperature and strain at different strain rates

(a) -0.01 s^{-1} ; (b) -0.10 s^{-1} ; (c) -0.50 s^{-1} ; (d) -1.00 s^{-1}

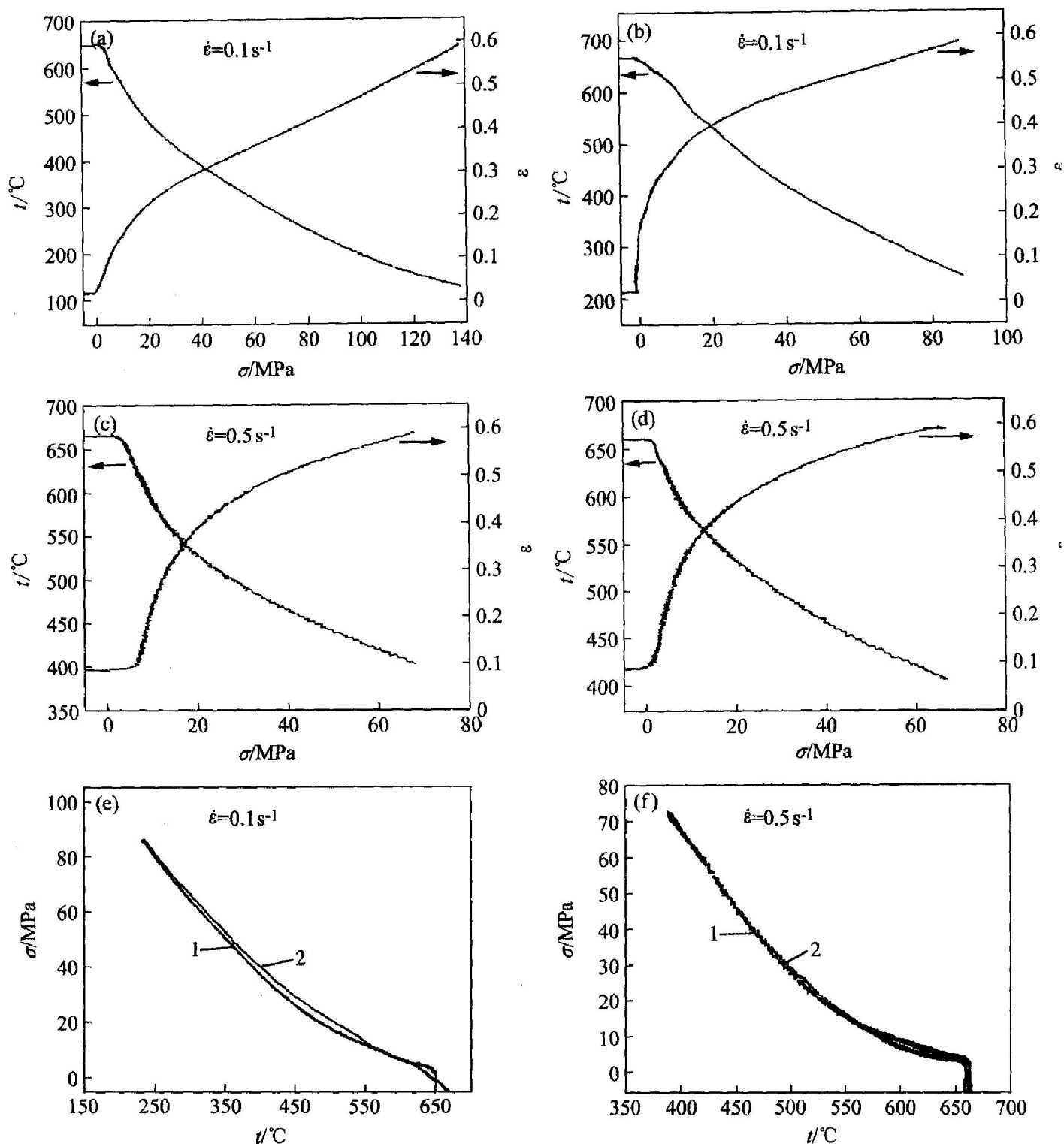


图3 模拟铸轧在相同的应变速率及温度条件下变形程度与流变应力的关系

Fig. 3 Relation of flow stress and strain value at the same strain rate and temperature conditions

从图3可以看出,在模拟铸轧实验的流变条件下变形程度对材料的流变应力影响远小于温度的变化对材料流变应力的影响。如,在应变速率 $\dot{\epsilon} = 0.5 \text{ s}^{-1}$,变形温度为 450°C ,且应变 ϵ 分别为0.55和0.63时,材料的流变应力 σ 分别为45.0 MPa和46.5 MPa;而当温度为 400°C ,应变 ϵ 为0.59时,材料的流变应力 σ 为65.7 MPa。

图4所示为当应变速率 $\dot{\epsilon} = 0.1 \text{ s}^{-1}$,在相同温度条件下,材料流变应力值随应变量的变化。可以看出,当温度高于 450°C 时,随着变形程度的增大,流变应力略有增加;当温度小于或等于 400°C 时,材料流变应力几乎不随变形程度的增加而变化。在实验允许的误差范围内可以不予考虑变形程度对流变应力的影响。

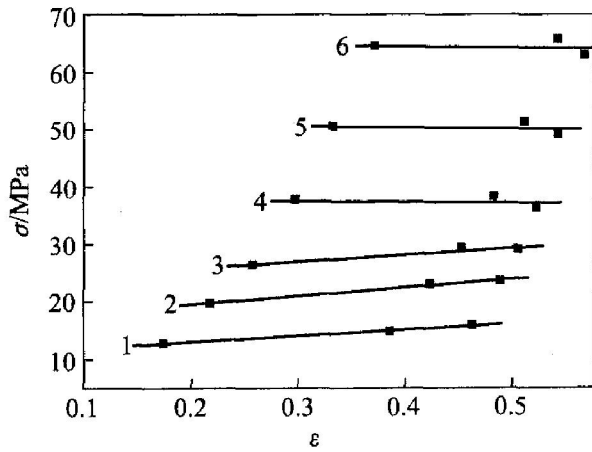


图 4 不同温度下流变应力随应变量的变化规律

Fig. 4 Variation of flow stress

with strain at different temperatures

1—550 °C; 2—500 °C; 3—450 °C; 4—400 °C;
5—350 °C; 6—300 °C

3.3 温度对模拟铸轧实验材料流变应力的影响

图 5 所示为温度变化对模拟铸轧过程材料高温流变应力的影响规律。可以看出, 在不同应变速率条件下, 材料流变应力随温度的变化趋势大体一致, 随着变形温度的降低, 材料在模拟铸轧时的流变应力增大。

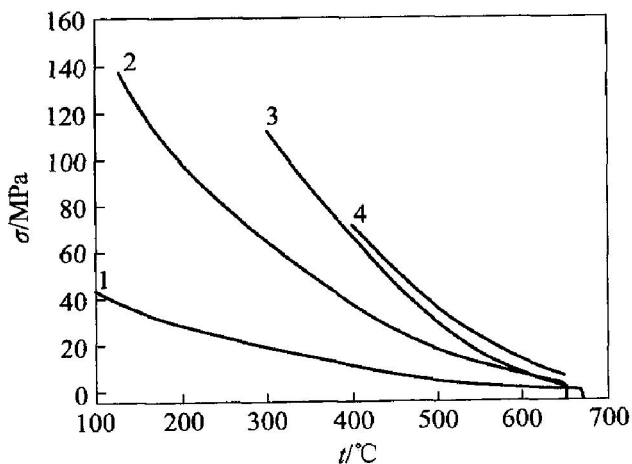


图 5 不同应变速率下流变应力随温度的变化

Fig. 5 Variation of flow stress with

temperature at different strain rates

1— $\dot{\epsilon}=0.01 \text{ s}^{-1}$; 2— $\dot{\epsilon}=0.10 \text{ s}^{-1}$;
3— $\dot{\epsilon}=0.50 \text{ s}^{-1}$; 4— $\dot{\epsilon}=1.00 \text{ s}^{-1}$

3.4 应变速率对模拟铸轧实验材料流变应力的影响

材料在模拟铸轧时流变应力随应变速率的变化规律如图 6 所示。可见, 随应变速率的提高, 材料的流变应力增加, 但并不随应变速率的增大而线性相关。

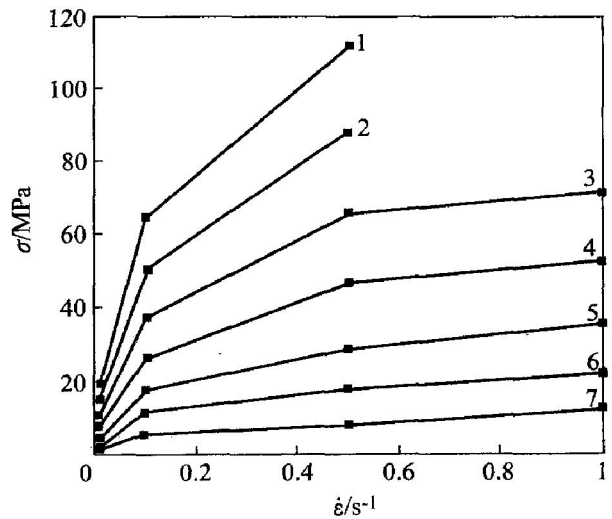


图 6 不同温度下流变应力随应变速率的变化

Fig. 6 Variation of flow stress with

strain rate at different temperatures

1—300 °C; 2—350 °C; 3—400 °C; 4—450 °C;
5—500 °C; 6—550 °C; 7—600 °C

4 连续铸轧过程材料流变本构模型的建立

在实际塑性加工变形过程中, 材料的流变应力值决定了变形时所需施加的负荷大小和所需消耗的能量多少。流变应力除与变形温度 t 、应变速率 $\dot{\epsilon}$ 和变形程度 ϵ 有关外, 还与材料成分、晶粒尺寸、热处理制度以及变形历史等其他条件有关^[12], 即:

$$\sigma = f(\epsilon, \dot{\epsilon}, t, c) \quad (1)$$

式中 c 代表除 ϵ 、 $\dot{\epsilon}$ 、 t 以外的其他条件。

在实际变形过程中, 由于试样材质及初始常态显微组织相同, c 一般保持不变, 通常忽略其影响。

已有的描述材料高温流变应力 σ 和应变速率 $\dot{\epsilon}$ 关系的表达式具有以下几种形式:

1) 指数关系。主要适用于高应力水平^[13, 14]:

$$\dot{\epsilon} \propto \exp(\beta\sigma) \quad (2)$$

2) 幂函数关系。主要适用于低应力水平:

$$\dot{\epsilon} \propto \sigma \quad (3)$$

3) 双曲正弦函数关系。这一关系在较宽的应变速率和应力范围都适用:

$$\dot{\epsilon} \propto [\sinh(\alpha\sigma)]^{n'} \quad (4)$$

式中 当 $\alpha\sigma < 0.8$ 时为低应力水平, 式(4)接近式(3)的幂函数关系; 而当 $\alpha\sigma > 1.2$ 时为高应力水平, 式(4)接近于式(2)的指数关系^[15]。 β 、 n 、 α 、 n' 均为材料常数, 且 $\alpha = \beta/n$ 。

对模拟铸轧实验的形变过程分别进行流变应力与温度、应变速率的相关性分析(如图 7 和 8 所示)

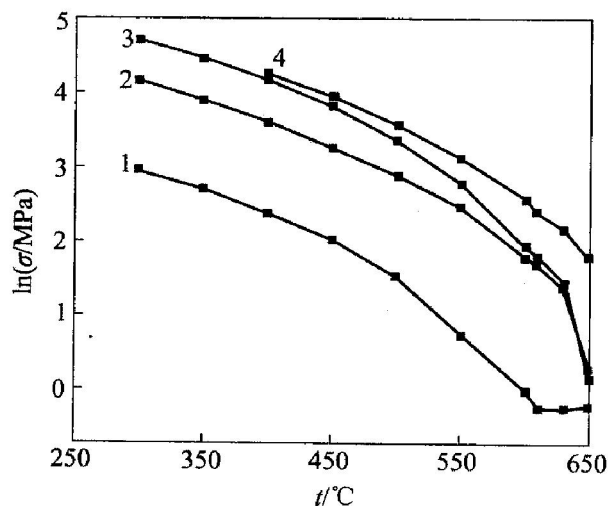


图 7 不同应变速率下流变应力与温度的关系

Fig. 7 Relationships between flow stress and temperature at different strain rates

1—0.01 s⁻¹; 2—0.10 s⁻¹; 3—0.50 s⁻¹; 4—1.00 s⁻¹

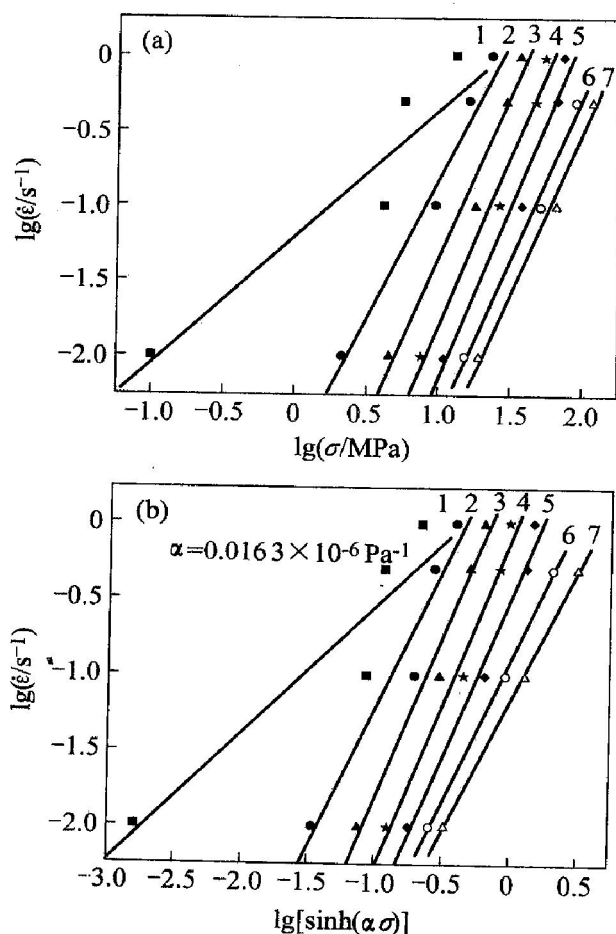


图 8 模拟铸轧时不同温度下流变应力与应变速率的关系

Fig. 8 Relation of flow stress and strain rate at different temperatures

(a) $-\lg \sigma - \lg \dot{\epsilon}$; (b) $-\lg [\sinh(\alpha\sigma)] - \lg \dot{\epsilon}$
1—300 °C; 2—350 °C; 3—400 °C; 4—450 °C;
5—500 °C; 6—550 °C; 7—600 °C

表明, 在实验温度范围内用一种表达式来描述材料的整个流变行为是不合实际的; 铝合金在模拟铸轧的复杂流变过程随着温度的降低大致存在 4 个不同的特征阶段, 需要对不同特征阶段分别建立其本构方程。

综合以上分析, 将铝合金连续铸轧过程中复杂流变行为划分为 4 个不同阶段, 通过对实验数据进行多元线性回归分析, 建立了适用于连续铸轧这一特定工况条件下铝合金流变本构方程:

1) 当材料处于 600 °C 以上温度区间, 为蠕变变形阶段, 蠕变具有牛顿粘滞性, 变形与位错无关而只是扩散过程。

$$\sigma = 2.37 \times 10^8 \cdot \dot{\epsilon}^{0.873} \exp(-0.019t) \quad (5)$$

2) 当材料处于 500~600 °C 温度区间, 且应变速率较低时, 为高温低应力变形阶段。

$$\sigma = 3.712 \times 10^7 \cdot \dot{\epsilon}^{0.670} \exp(-0.017t) \quad (6)$$

3) 当材料处于 300~500 °C 温度区间, 且应变速率较低时, 为中等应力变形阶段。

$$\sigma = 9.161 \times 10^3 [\sinh^{-1} \dot{\epsilon}^{0.443}] \exp(-0.0069t) \quad (7)$$

4) 当材料处于 300 °C 以下温度区间时, 当应变速率 $\leq 1.0 \text{ s}^{-1}$ 时, 为中等应力变形阶段; 而当应变速率 $> 1.0 \text{ s}^{-1}$ 时, 为高应力变形阶段。

$$\sigma = 2.356 \times 10^3 \cdot \dot{\epsilon}^{0.534} \exp(-0.0041t) \quad (8)$$

5 模型计算结果与实验结果的比较

在不同应变速率条件下, 将回归模型计算结果与实验结果进行比较, 如图 9 所示。可见, 回归模型能较好的拟合实验数据, 证明了模型计算的可靠性。

6 结论

1) 经过对实验工装和测试系统的改造, 在热模拟机上可以完成铸轧过程的物理模拟。

2) 实验发现连续铸轧铝合金的复杂流变过程存在 4 个不同的特征阶段: 当材料处于 600 °C 以上温度区间, 为蠕变变形阶段; 当材料处于 500~600 °C 温度区间, 且应变速率较低时, 为高温低应力变形阶段; 当材料处于 300~500 °C 温度区间, 且应变速率较低时, 为中等应力变形阶段; 当材料处于 300 °C 以下温度区间时, 且应变速率较高时, 为高应力变形阶段。

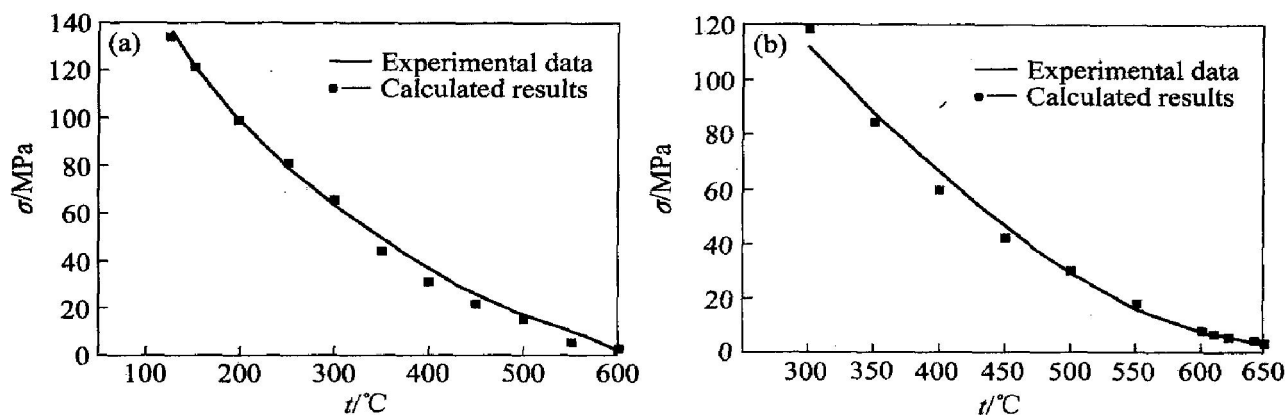


图9 不同应变速率下回归模型的计算结果与实验数据的对比

Fig. 9 Comparison of calculated results from regression model with experimental ones at different strain rate
(a) -0.10 s^{-1} ; (b) -0.50 s^{-1}

3) 通过对实验数据进行多元线性回归分析, 建立了适用于连续铸轧这一特定工况条件下铝合金流变本构模型。

4) 模型计算结果与实测结果进行了对比分析, 验证了模型计算的可靠性。

REFERENCES

- [1] 李晓谦, 湛利华, 朱志华, 等. 连续铸轧塑变与温变强耦合接触压力计算模型[J]. 矿冶工程, 2000, 30(2): 48-51.
LI Xiao-qian, ZHAN Li-hua, ZHU Zhi-hua, et al. Calculation model for contact pressure under intense coupling conditions of roll casting deformation and temperature variation [J]. Mining and Metallurgical Engineering, 2000, 30(2): 48-51.
- [2] 马锡良. 铝带坯连续铸轧生产[M]. 长沙: 中南工业大学出版社, 1992. 81-83.
MA Xi-liang. Production of Aluminum Ribbon by Continuous Roll Casting[M]. Changsha: Central South University of Technology Press, 1992. 81-83.
- [3] 金珠梅, 赫冀成, 徐广携. 双辊连续铸轧工艺中流场、温度场和热应力场的数值计算[J]. 金属学报, 2000, 36(4): 391-394.
JIN Zhu-mei, HE Ji-cheng, XU Guang-xie. Numerical simulation of flow, temperature and thermal stress fields during twin-roll casting process [J]. Acta Metallurgica Sinica, 2000, 36(4): 391-394.
- [4] 李晓谦, 黄晓林. 铝带坯连续铸轧变形的有限元分析[J]. 中南工业大学学报, 1998, 29(4): 374-377.
LI Xiao-qian, HUANG Xiao-lin. A finite element analysis of the plastic deformation of aluminum strip in roll casting [J]. Journal of Central South University of Technology, 1998, 29(4): 374-377.
- [5] 周纪华, 管克智, 刘文仲, 等. 热连轧机轧制压力数学模型[J]. 钢铁, 1992, 27(8): 45-49.
ZHOU Ji-hua, GUAN Ke-zhi, LIU Wen-zhong, et al. Mathematical model of rolling pressure for hot strip mill [J]. Iron and Steel, 1992, 27(8): 45-49.
- [6] 崔光洙, 朱伏先, 高德福, 等. T91 钢高温变形特性研究[J]. 塑性工程学报, 1999, 6(2): 13-16.
CUI Guang-zhu, ZHU Fu-xian, GAO De-fu, et al. Study on characteristics of hot deformation of steel T91 [J]. Journal of Plasticity Engineering, 1999, 6(2): 13-16.
- [7] 何宜权, 陈大宏, 雷延权. 热变形动态软化本构模型[J]. 钢铁, 1999, 34(9): 29-33.
HE Yi-quan, CHEN Da-hong, LEI Yan-quan. Constitutive models of dynamic restoration of steel during hot deformation [J]. Iron and Steel, 1999, 34(9): 29-33.
- [8] Brown S B, Kim K H, Anand L. An internal variable constitutive model for hot working of metals [J]. International Journal of Plasticity, 1989, 5: 95-130.
- [9] 张辉. 铝合金多道次热轧显微组织演变的模拟研究[D]. 长沙: 中南工业大学, 2000.
ZHANG Hui. Simulation on Microstructural Evolution During Multipass Hot-rolling of Aluminous Alloys [D]. Changsha: Central South University of Technology, 2000.
- [10] 刘咏, 周科朝, 林映红, 等. 铝合金铸轧组织的物理模拟[J]. 中国有色金属学报, 2003, 13(3): 589-593.
LIU Yong, ZHOU Ke-chao, LIN Ying-hong, et al. Physical simulation of roll-casting microstructure of Al alloy [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals,

- 2003, 13(3): 589 - 593.
- [11] 刘咏, 林映红, 周科朝. 强冷条件下铝合金的变形行为[J]. 中国有色金属学报, 2003, 13(3): 903 - 907.
- LIU Yong, LIN Ying-hong, ZHOU Ke-chao. Deformation behavior of aluminum alloy under strong cooling [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2003, 13(3): 903 - 907.
- [12] 扎依科夫 M A. 热轧变形制度与轧制力[M]. 穆东生, 刘志平译. 北京: 中国工业出版社, 1963. 53 - 57.
- За́йков М А. Hot Rolling Deformation System and Rolling Pressure[M]. MU Dong-sheng, LIU Zhi-ping transl. Beijing: Chinese Industrial Press, 1963. 53 - 57.
- [13] Poirier J P. 晶体的高温塑性变形[M]. 关德林译. 大连: 大连理工大学出版社, 1989. 35 - 67.
- Poirier J P. High Temperature Plastic Deformation of Crystals[M]. GUAN De-lin transl. Dalian: Dalian University of Science and Technology Press, 1989. 35 - 67.
- [14] Jonas J J, McQueen H J, Wong W A. Deformation Under Hot Working Conditions[M]. London: Iron and Steel Institute, 1968. 49 - 54.
- [15] 沈健. 2091 铝锂合金高温塑性变形行为研究[D]. 长沙: 中南工业大学, 1996.
- SHEN Jian. Study on the Plastic Deformation Behaviors of 2091 Al-Li Alloy at Elevated Temperature [D]. Changsha: Central South University of Technology, 1996.

(编辑 陈爱华)