

5083 铝合金热压缩变形流变应力行为

吴文祥¹, 孙德勤¹, 曹春艳¹, 王战锋², 张 辉²

(1. 苏州有色金属加工研究院, 苏州 215026;

2. 湖南大学 材料科学与工程学院, 长沙 410082)

摘 要: 在 Gleeble-1500 热模拟机上, 当变形温度为 300~500 °C、应变速率为 0.01~10 s⁻¹、真应变为 0~0.8 时, 采用圆柱体等温热压缩实验研究 5083 铝合金变形流变应力行为。通过分析流变应力指数函数中系数 A 、 β 与应变的关系, 建立 Zener-Hollomon 参数的指数关系本构方程。运用该本构方程对 5083 铝合金不同应变速率、变形温度及应变条件下的流变应力进行预测, 发现流变应力预测值与温升修正值吻合得相当好。

关键词: 5083 铝合金; 热压缩变形; 温升; 流变应力; 本构方程

中图分类号: TG 166.3

文献标识码: A

Flow stress behavior of 5083 aluminium alloy under hot compression deformation

WU Wen-xiang¹, SUN De-qing¹, CAO Chun-yan¹, WANG Zhan-feng², ZHANG Hui²

(1. Suzhou Institute for Non-ferrous Metals Processing Technology, Suzhou 215026, China;

2. School of Materials Science and Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China)

Abstract: The flow stress behavior of 5083 aluminium alloy under hot compression deformation, in the temperature range of 300–500 °C, strain rates of 0.01–10 s⁻¹ and true strains of 0–0.8, was investigated by cylindrical compression tests on Gleeble 1 500 machine. The constitutive equations were presented considering the values of A and β as function of strain by Zener-Hollomon parameter in the exponential function form. Using the constitutive equations presented, the prediction of the flow stress in 5083 aluminium alloy as function of strain rate, temperature and strain shows to be in good agreement with the measured flow stresses corrected for temperature rise.

Key words: 5083 aluminium alloy; hot compression deformation; temperature rise; flow stress; constitutive equations

金属热变形流变应力是材料在高温下的基本性能之一, 它不仅受变形温度、变形程度、应变速率和合金化学成分的影响, 也是变形体内部显微组织演变的综合反映。借助金属及合金高温塑性加工变形过程中流动软化, 提高其塑性加工变形能力, 必须了解高温塑性加工变形流变应力行为及其与各加工工艺条件(变形温度、变形速度和变形程度)的相互影响关系; 近年来以塑性有限元为代表的数值模拟技术在金属塑性加工领域获得越来越广泛的应用, 获取精确的流动应力数值或数学模型是提高计算精度的关键。热轧或

热变形过程中, 材料在任何应变或稳态下的高温流变应力 σ 取决于变形温度 T_{def} 和应变速率 $\dot{\epsilon}$, 通过引入 Zener-Hollomon 参数, 将流变应力 σ 表达为 Z 参数的指数函数关系、幂函数关系和双曲函数关系, 为用 Z 参数研究变形条件与材料组织和性能演变的关系提供方便^[1-2]。然而, 上述描述热变形流变应力行为的函数关系中, 材料常数通常认为是与温度无关的, 且方程中并没有考虑应变对流变应力的影响^[3-6]。实际上, 在不同 Z 值的非等温变形条件下, 变形温度逐渐降低而应变速率与应变逐渐增大, 变形过程中产生的热量来

不及散失,造成变形过程中温度升高而出现软化现象^[7]。因此,在铝合金热变形过程中,有必要考虑温升及应变对流变应力的影响。

5083 铝合金属于 Al-Mg 系合金,该合金具有较高的强度、良好的塑性、抗蚀性及加工性,具有重要的工业应用价值,已经广泛应用于航天航空、国防、建筑、包装、交通运输、电力和电子工业等各部门。近年来,人们已对 Al-Mg 系合金热变形流变应力行为进行研究^[8-10],但有关 5083 铝合金在常规热变形应变速率(0.01~10 s⁻¹)条件下的流变应力行为的研究鲜见报道。

因此,本文作者以铸态 5083 铝合金为研究对象,采用高温圆柱压缩法研究其热变形流变行为,并重点考虑变形过程中的温升对流变应力的影响,对真应力—真应变曲线进行修正,建立精度较高的流变应力本构方程,明确变形温度、应变速率和应变这 3 个参数对流变应力的影响规律,为铸态 5083 铝合金常规热加工工艺的制订提供指导。

1 实验

实验用 5083 铝合金试样取自于工业半连续铸锭,其化学成分(质量分数,%)为: 4.22 Mg, 0.74 Mn, 0.22 Fe, 0.21 Si, 0.07 Cr, 0.04 Cu, 0.02 Zn, 0.02 Ti, 余量 Al。铸锭经 480 °C, 8 h 均匀化处理后加工成 $d10\text{ mm} \times 15\text{ mm}$ 的 Rastegaev^[11] 圆柱体试样;在 Gleeble-1500 热模拟机上进行等温压缩实验,压缩时试样两端槽内填充润滑剂(润滑剂的配方为 75%石墨+20%机油+5%硝酸三甲苯脂),以减小摩擦的影响。热压缩实验开始前,试样以 10 °C/s 的速度升温至预定温度,并保温 3 min。实验变形温度范围为 300~500 °C,应变速率为 0.01~10 s⁻¹,总应变量为 0.8(真应变)。由 Gleeble-1500 计算机系统自动采集应力、应变、压力、位移、温度及时间等数据,绘制真应力—真应变曲线。

2 结果与讨论

2.1 温升对流变应力的影响

图 1 所示为变形预设温度为 400 °C 的情况下,不同应变速率对试样温度的影响。热压缩变形过程中,当应变速率较低时,变形时间长,计算机采集足够的温度数据,可以真实反映温度的变化情况。而当应变速率为 10 s⁻¹ 时,变形时间短,受热电偶灵敏度的限

制,采集的温度数据有限,且出现数据滞后现象,不能真实反映温升情况,此时温升只能通过理论计算得出。因此,图 1 中应变速率低于 1 s⁻¹ 时的温度直接由计算机系统自动测定,而应变速率为 10 s⁻¹ 时温升则可按下式计算为^[12]:

$$\Delta T = \frac{\bar{\sigma} \Delta \varepsilon}{\rho C} \quad (1)$$

式中 ρ 为合金密度; C 为合金比热容; $\Delta \varepsilon$ 为应变间隔; $\bar{\sigma}$ 为平均应力,可表示为

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\Delta \varepsilon} \int_{\varepsilon_0}^{\varepsilon_0 + \Delta \varepsilon} \sigma d\varepsilon \quad (2)$$

从图 1 可以看出,400 °C 变形时,随着应变速率增大,温升越来越明显,其中应变速率为 10 s⁻¹ 时,温度几乎随应变线性上升,应变量为 0.8 时,温度达到 435 °C 左右,比预设温度 400 °C 高出 35 °C。而当应变速率为 0.01 s⁻¹ 时,温度的变化可由热模拟机的加热系统予以补偿,压缩为等温压缩,变形温度基本上维持在 400 °C 左右。

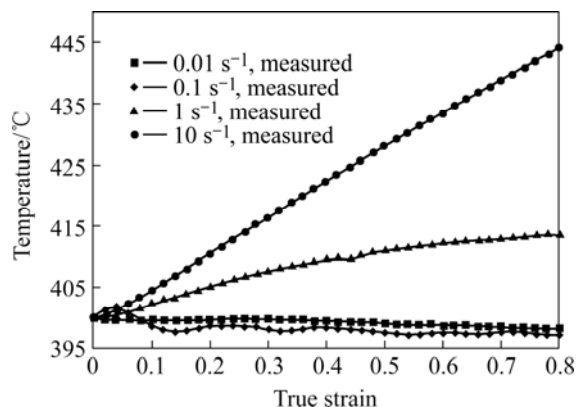


图 1 预设温度 400 °C 时不同应变速率下热压缩过程中试样的温度变化

Fig.1 Variations of temperatures for specimen during compression tests at pre-set temperature of 400 °C and different strain rates

铝合金在塑性变形时所消耗的大量能量,其中绝大部分转化为热,小部分以储能的形式保留在金属中。在高速大应变条件下,变形过程中产生的热量来不及散失,使铝合金温度升高。而在低应变速率条件下,大部分变形热通过夹具散失到环境中,产生的温升可以忽略,基本上还是等温变形。

一般而言,温度的变化会对流变应力产生一定的影响。为获得等温条件下的流变应力值就需要对实测的流变应力进行修正。Devadas 等^[13]的研究结果表明,温度变化对合金流变应力的影响可表示为

$$\Delta\sigma = \frac{Q_{\text{def}}}{n\alpha\alpha} \left[\frac{1}{T + \Delta T} - \frac{1}{T} \right] \quad (3)$$

式中 Q_{def} 为热变形激活能, 本文取 $162 \text{ kJ/mol}^{[14]}$; R 为摩尔气体常数; T 为绝对温度; n 、 α 为材料常数, 分别取值为 5.663 和 0.016 8。

根据实测(低应变速率条件下, $\leq 1 \text{ s}^{-1}$)及计算(高应变速率条件下, 10 s^{-1})的温度变化对 5083 铝合金热变形流变应力进行修正。图 2 所示为变形温度为 400°C 、应变速率 $0.01 \sim 10 \text{ s}^{-1}$ 条件下流变应力修正前后的对比情况。可以看出, 随应变速率增大, 温升引起的应力变化也逐渐增大, 尤其在大应变条件下。当应变速率为 10 s^{-1} 、真应变为 0.8 时, 温度升高 35°C , 造成流变应力下降, 应力修正值比实测值高出 12.9% 左右。从图 2 中还可以看出, 修正之后的流变应力先随应变的增大而迅速升高, 达到峰值后逐渐下降, 出现不同程度的软化现象, 表明此时金属发生动态再结晶。

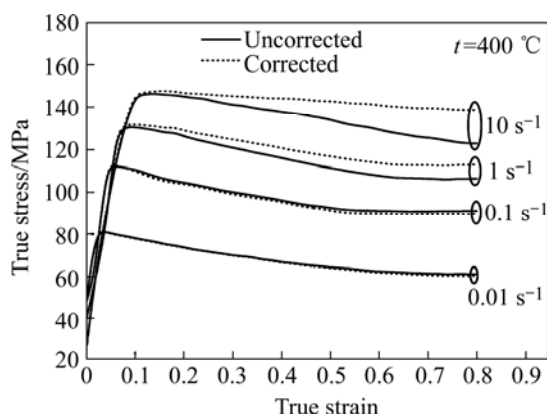


图 2 5083 铝合金修正前后的真应力—真应变曲线对比

Fig.2 Comparison between corrected and uncorrected true stress—true strain curves for 5083 aluminium alloy

2.2 流变应力本构方程的建立

运用修正后的流变应力值, 可以建立精度较高的 5083 铝合金热变形流变应力本构方程。通常情况下, 当流变应力高于 50 MPa 时, 可采用指数关系描述^[1-2], 即

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q_{\text{def}}}{RT}\right) = A \exp(\beta\sigma) \quad (4)$$

式中 Z 为 Zener-Hollomon 参数; Q_{def} 为热变形激活能; A 和 β 为与变形温度无关的系数。

利用上式即可确定流变应力与变形温度及应变速率之间的关系。然而, 式(4)并没有考虑应变对流变应力的影响。而实际上, 流变应力与应变是有关系的,

且通常会出现以下 3 种情况^[15]:

- 1) 应变出现一峰值后, 流变应力随应变增加而降低;
- 2) 流变应力保持为恒定值;
- 3) 流变应力随应变增加而增加, 表现为加工硬化。

从图 2 中不同变形条件下的流变应力分析发现, 本实验中流变应力与应变的关系符合上述第一种情况。因此, 本实验的流变应力本构方程中应包含应变这个参数, 即考虑应变对流变应力的影响。

对式(4)两边取对数, 得

$$\ln Z = \ln A + \beta\sigma \quad (5)$$

因此, 在一定的变形温度和应变速率条件下(即 Z 值一定), 通过采集不同应变对应的修正应力值, 并通过最小二乘法线性拟合, 即可得出流变应力 σ 与 Z 的线性关系, 结果如图 3 所示。可以看出, 不同应变对应的 A 和 β 值也各不相同, 从而可以得出 A 和 β 随应变的变化规律, 如图 4 所示。可以看出, A 和 β 受应变的强烈影响。在变形初期, 特别是在真应变小于 0.2 时, A 值迅速增大, 而 β 值则迅速减小, 当应变逐渐增大至 0.2 以后, 随应变的增大 A 值继续增大, 但增大的幅度大幅减小, β 值则降至最低, 且基本趋于稳定。

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q_{\text{def}}}{RT}\right) = A \exp(\beta\sigma)$$

采用指数函数对不同应变条件下系数 A 和 β 进行拟合, 得到任意连续变形条件下的流变应力本构方程, 即

$$\begin{cases} Z = \dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q_{\text{def}}}{RT}\right) = A \exp(\beta\sigma) \\ \ln A = 19.474\,47 - 3.070\,42 \exp(-\varepsilon/0.351\,53) - \\ \quad 11.304\,58 \exp(-\varepsilon/0.017\,23) \\ \beta = 0.088\,43 + 0.054\,4 \exp(-\varepsilon/0.324\,1) \end{cases} \quad (6)$$

为了检验上述流变应力本构方程的精度, 将应变速率为 1 s^{-1} 时, 温度为 300 、 400 和 500°C 5083 铝合金等温变形时的真应力—真应变曲线进行对比, 如图 5 所示。可以看出, 预测曲线与修正曲线吻合相当好, 并且从流变应力预测值与修正值的相对误差分析(图 6)来看, 300°C 和 400°C 等温变形时 5083 铝合金的误差均在 5% 以内, 500°C 等温变形时的误差则在 5%~8.5% 之间, 相对偏高, 这可能是因为 500°C 变形时流变应力相对较低, 而文中本构方程的建立是以高

应力水平指数关系形式为基础的，所以造成预测值与修正值之间误差偏大。

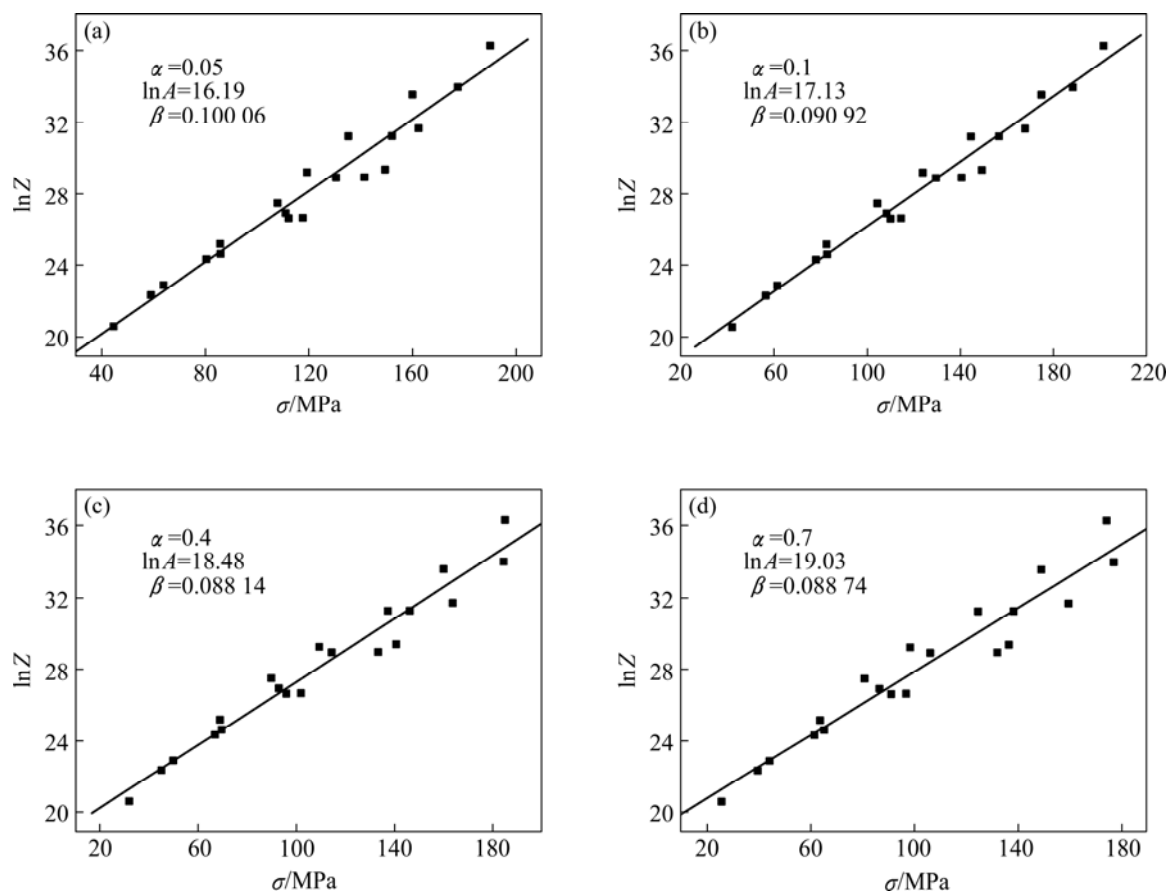
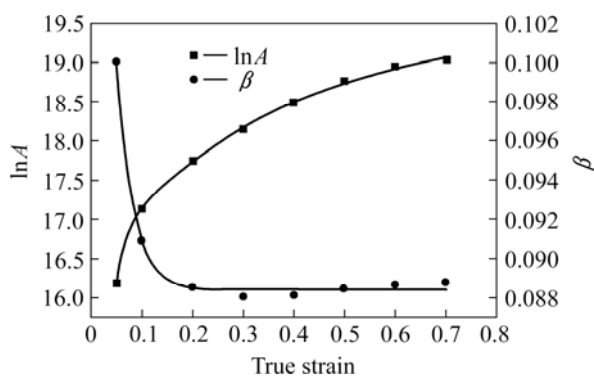
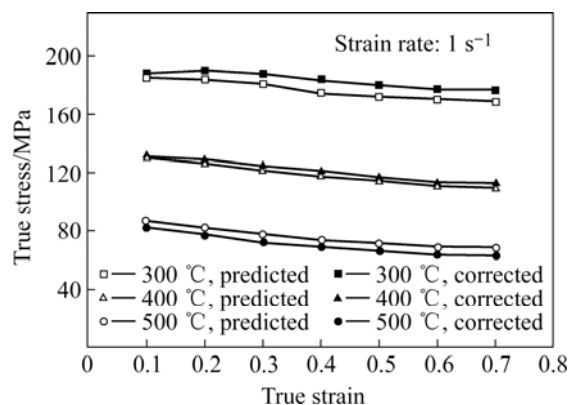
图 3 流变应力与参数 Z 的关系Fig.3 Relationship between flow stress and parameter Z 图 4 A 和 β 随应变的变化Fig.4 Variations of A and β with true strain

图 5 预测流变曲线与修正流变曲线的对比

Fig.5 Comparison between predicted and corrected true stress—true strain curves

3 结论

1) 对于 5083 铝合金而言, 在热变形过程尤其是高速大应变条件下, 由于变形热效应而使变形温度升高, 造成流变应力下降, 在建立流变应力本构方程时, 应对实测应力值进行修正。

2) 基于流变应力修正值, 通过分析流变应力指数函数中系数 A 和 β 与应变的关系, 建立了精度较高的 5083 铝合金热变形指数关系流变应力本构方程; 运用该本构方程对不同应变速率、变形温度及应变条件下 5083 铝合金的流变应力进行预测, 流变应力预测值与

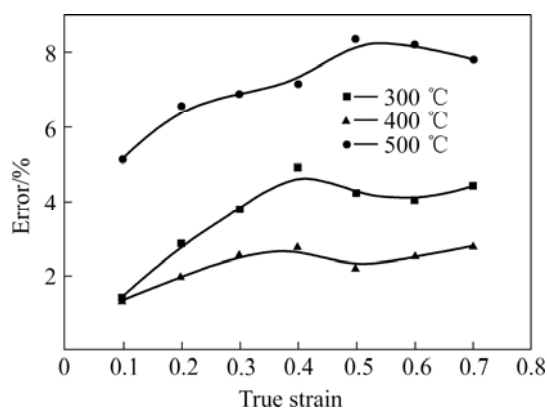


图 6 应变速率为 1 s^{-1} , 变形温度分别为 300、400 和 500 °C 时流变应力误差

Fig.6 Error of flow stress at train rate of 1 s^{-1} and deformation temperatures of 300, 400 and 500 °C

温升修正值吻合得相当好。

REFERENCES

- [1] Cerri E, Evangelista E, McQueen H J. Overview of the high temperature substructure development in Al-Mg alloys[J]. High Temperature Materials and Processes, 1999, 18: 227–240.
- [2] Gronostajski Z. The constitutive equations for FEM analysis[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2000, 106: 40–44.
- [3] 林高用, 张 辉, 郭武超, 彭大暑. 7075 铝合金热压缩变形流变应力[J]. 中国有色金属学报, 2001, 11(3): 412–415.
LIN Gao-yong, ZHANG Hui, GUO Wu-chao, PENG Da-shu. Flow stress of 7075 aluminum alloy during hot compression deformation[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2001, 11(3): 412–415.
- [4] 张新明, 陈健美, 邓运来, 肖 阳, 蒋 浩. Mg-Gd-Y-Zr 耐热镁合金的压缩变形行为[J]. 中国有色金属学报, 2005, 15(12): 1925–1932.
ZHANG Xin-ming, CHEN Jian-mei, DENG Yun-lai, XIAO Yang, JIANG Hao. Deformation behavior of Mg-Gd-Y-Zr heat resistant magnesium alloy during hot-compression[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2005, 15(12): 1925–1932.
- [5] 李慧中, 张新明, 陈明安, 周卓平. 2519 铝合金热变形流变行为[J]. 中国有色金属学报, 2005, 15(4): 621–625.
LI Hui-zhong, ZHANG Xin-ming, CHEN Ming-an, ZHOU Zhuo-ping. Hot deformation behavior of 2519 aluminum alloy[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2005, 15(4): 621–625.
- [6] 刘万辉, 鲍爱莲. 热压缩 7075 铝合金流变应力特征[J]. 热加工工艺, 2006, 35(8): 28–30.
LIU Wan-hui, BAO Ai-lian. Flow stress feature of 7075 Al alloy during hot compression deformation[J]. Metal Hotworking Technology, 2006, 35(8): 28–30.
- [7] 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: 63–76.
- [8] Carmona R, Zhu Q, Sellars C M, Beynon J H. Controlling mechanisms of deformation of AA5052 aluminium alloy at small strains under hot working conditions[J]. Mater Sci Eng A, 2005, A 393: 157–163.
- [9] McQueen H J, Belling J. Alloy 5005: hot workability in relation to other Al-Mg alloys[J]. Materials Science Forum, 2000, 331: 539–544.
- [10] ZHANG Hui, PENG Da-shu, YANG Li-bin, MENG Li-ping. Flow stress equation for multipass hot-rolling of aluminum alloys[J]. Journal of Central South University of Technology, 2001, 8(1): 13–17.
- [11] 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 Behavior of 2091 Al-Li Alloy at Elevated Temperatures[D]. Changsha: Central South University of Technology, 1996.
- [12] Baragar D L. The high temperature and high strain rate behavior of a plain carbon and an HSLA steel[J]. J Mech Work Technol, 1987, 14: 295–307.
- [13] Devadas C, Baragar D, Ruddle G, Samarasekera I V. Thermal and metallurgical state of steel strip during hot rolling: Part II. Factors influencing rolling loads[J]. Metall Trans A, 1991, 22(2): 321–333.
- [14] McQueen H J, Ryan N D. Constitutive analysis in hot working[J]. Mater Sci Eng A, 2002, 322: 43–63.
- [15] 张 辉, 彭大暑, 杨立斌, 孟力平. 铝合金多道次热轧流变应力的研究[J]. 热加工工艺, 2000, 5: 6–8.
ZHANG Hui, PENG Da-shu, YANG Li-bin, MENG Li-ping. The study of flow stress for multipass hot-rolling of aluminum alloys[J]. Metal Hotworking Technology, 2000, 5: 6–8.

(编辑 龙怀中)