

T23 钢的热变形行为

李红英¹, 巫荣海¹, 魏冬冬¹, 李阳华^{1,2}, 龙功名², 王晓峰¹(1. 中南大学材料科学与工程学院, 湖南 长沙 410083;
2. 衡阳钢管(集团)有限公司, 湖南 衡阳 421001)

摘要: 利用 Gleeble-1500 热模拟机进行热压缩实验, 对 T23 钢在变形速率为 $0.01 \sim 5 \text{ s}^{-1}$, 变形温度为 $1000 \sim 1250 \text{ }^\circ\text{C}$ 的热变形行为和组织进行研究。根据实验获得的真应力-真应变曲线, 基于动态材料模型建立了热加工图, 并推导出流变应力方程。结果表明: T23 钢在热压缩过程中存在动态回复和动态再结晶两种软化机制, 变形温度越高或变形速率越小, 越容易发生动态再结晶。真应变量为 0.5 和 0.6 的加工图具有 4 个类似的失稳区, 功率耗散效率因子的分布规律大致相同, 峰值区在 $1175 \sim 1240 \text{ }^\circ\text{C}$ 和 $0.03 \sim 0.25 \text{ s}^{-1}$ 范围, 对应的峰值效率分别为 47.3% (0.5) 和 46.3% (0.6)。流变应力方程中, 结构因子 A 、应力水平参数 α 、应力指数 n 分别为 $5.23 \times 10^{12} \text{ s}^{-1}$ 、 0.01155 MPa^{-1} 和 4.46869, 热变形激活能为 368.65 kJ/mol 。

关键词: T23 钢; 热变形行为; 真应力-真应变曲线; 热加工图; 流变应力方程

中图分类号: TG142.1 文献标志码: A 文章编号: 1009-6264(2013)01-0096-06

Thermal deformation behavior of T23 steel

LI Hong-ying¹, WU Rong-hai¹, WEI Dong-dong¹, LI Yang-hua^{1,2}, LONG Gong-ming², WANG Xiao-feng¹(1. School of Materials Science and Engineering, Central South University, Changsha 410083, China;
2. Hengyang Valin Steel Tube Co Ltd, Hengyang 421001, China)

Abstract: The hot deformation behavior and corresponding microstructure of T23 steel were investigated at strain rates ranging from 0.01 to 5 s^{-1} and at $1000 \sim 1250 \text{ }^\circ\text{C}$ by hot compression test on a Gleeble 1500 thermal-mechanical simulator. True stress-true strain curves were obtained. Processing map was established based on the dynamic material model and flow stress equation was derived. The results show that both dynamic recovery and dynamic recrystallization occur during hot compression test. The higher the temperature is and the smaller the strain rate is, the more easily the dynamic recrystallization occurs. The processing maps with strain of 0.5 and 0.6 present four similar unstable areas, and the distribution of power dissipation factor is similar too. The peak area is $1175 \sim 1240 \text{ }^\circ\text{C}$ and $0.03 \sim 0.25 \text{ s}^{-1}$, corresponding to the peak efficiency of 47.3% (0.5) and 46.3% (0.6). In flow stress equation, structure factor A is $5.23 \times 10^{12} \text{ s}^{-1}$, stress level parameters α is 0.01155 MPa^{-1} , stress index n is 4.46869, respectively. Deformation activation energy is 368.65 kJ/mol .

Key words: T23 steel; thermal deformation behavior; true stress-true strain curve; processing map; flow stress equation

T23 钢是一种用于超临界发电机组的新型低合金高强度耐热钢, 是在 2.25Cr-1Mo 钢中加 W 减 Mo, 并添加了少量 Nb、V、N、B 等合金元素^[1]。T23 钢在 $550 \text{ }^\circ\text{C}$ 的许用应力接近 T91 钢, $600 \text{ }^\circ\text{C}$ 的持久强度比 T22 钢高 93%, 由于降低了 C 含量而具有优异的焊接性能, 不需要进行焊前和焊后热处理, 因此, T23 钢可以代替传统的 Cr-Mo 钢, 在锅炉制造领域具有广阔的应用前景^[2-3]。国内外已对 T23 钢进行了较广泛的

研究, 测定了 CCT 图^[4]、探索了热处理工艺^[5]和焊接技术^[6-7], 研究了高温蠕变等高温持久性能^[8], 但鲜有对其热变形行为的报道, 极少量相关文献仅局限于研究 $700 \text{ }^\circ\text{C}$ 以下的热变形行为^[9], 难以对实际生产进行有效的指导。加工图 (processing map) 是用于研究金属热变形行为的有效工具, 加工图与显微组织能够很好揭示金属热变形组织演变与塑性变形参数之间的关系, 预测材料的塑性变形机制, 从而达到优化材料热加工工艺以及控制材料组织的目的^[10]。流变应力模型能在一定程度上反映材料微观组织的变化, 能较好地预测钢的热变形行为^[11]。

本文通过在 Gleeble-1500 热模拟机上进行圆柱体热压缩实验, 分析真应力与应变量、变形速率、变形温度之间的关系, 利用基于材料动态模型的加工图,

收稿日期: 2011-10-25 修订日期: 2012-03-08

基金项目: 湖南省科技重大专项 (2007FJ1014)

作者简介: 李红英 (1963—) 女, 教授, 主要从事材料强韧化研究, 发表论文章 70 余篇, 出版 3 部著作, 电话: 0731-88836328, E-mail: lhying@csu.edu.cn。

结合金相分析对 T23 钢的热变形行为进行研究。

1 实验材料及方法

实验材料为 T23 钢铸锭,化学成分如表 1 所示。

在 Gleeble 1500 热模拟实验机上进行单道次热压缩实验,试样尺寸为 $\phi 10 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$,在试样两端垫钼片,以减小与压头间的摩擦影响。升温速率为

$10 \text{ }^\circ\text{C/s}$,变形温度分别为 1250、1200、1150、1100 和 $1000 \text{ }^\circ\text{C}$,在变形温度保温 5 min,以恒定变形速率压缩,变形速率分别为 0.01 、 0.1 、 0.5 、 1 和 5 s^{-1} ,每个试样的压缩量均为 50%。变形结束后,立即水淬至室温,沿与压缩轴平行的纵截面截取金相试样,磨抛后利用 Vilella 试剂侵蚀,在 POLYVER—MET 金相显微镜下观察中心区的显微组织。

表 1 实验钢的化学成分(质量分数,%)

Table 1 Chemical composition of experimental steel (mass fraction, %)

C	Cr	W	Mn	V	Si	Mo	Cu	Ni	Nb	Fe
0.062	2.162	1.66	0.435	0.226	0.176	0.235	0.0664	0.039	0.0329	Bal.

2 实验结果及分析

2.1 真应力-真应变曲线

图 1 为 T23 钢的真应力-真应变曲线,从图中可以看出,在相同的变形速率下,变形温度越高,同一应变量对应的真应力越小,在相同的变形温度下,变形速率越高,同一应变量对应的真应力越大。由图 1 (a) 可知,当变形速率为 0.01 s^{-1} 时,在所有实验温度下,流变应力曲线呈现动态再结晶特征,曲线明显分为 3 个阶段:在变形初期,曲线迅速上升,表明加工硬化率高,随着应变量的继续增加,动态回复使加工硬化率降低,此时进入第二阶段,曲线上升趋势减缓,真应力达到最大值后,曲线开始下降,表明开始发生动态再结晶,在第三阶段,曲线呈波浪形缓慢下降,这是由于再结晶与变形交替地进行。由图 1 (b) 可知,当变形温度为 $1100 \text{ }^\circ\text{C}$ 时,变形速率为 1 s^{-1} 和 5 s^{-1} 的真应力-真应变曲线表现出动态回复特征,曲线分为 3 个阶段:第一阶段为微变形阶段,曲线呈直线上升,当达到屈服点后,变形进入第二阶段,曲线的上升逐渐趋缓,表明已经发生动态回复,加工硬化率逐渐降低,最后进入第三阶段,为稳态变形阶段,曲线接近于一水平线,加工硬化率趋于零,此时,加工硬化被动态回复所引起的软化过程所消除,即加工硬化引起的位错增加与动态回复引起的位错消失达到动态平衡。

2.2 热变形组织

图 2 为 T23 钢在不同变形条件下的热变形组织,可以看出,变形温度和变形速率对变形组织影响很大,在较低的变形速率和较高的变形温度下,容易发生动态再结晶。由图 2 (a) 可知,在 $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ 、 0.1 s^{-1} 的变形条件下,实验钢发生了动态再结晶,等轴状的

再结晶晶粒取代了变形组织,在相同的变形温度下,当变形速率增大至 5 s^{-1} 时,如图 2 (b) 所示,依然存在明显的加工组织,对比图 2 (a) 和 2 (b) 可以看出,在同一变形温度下,较低的变形速率有利于发生动态再结晶。对比不同变形条件下的微观组织,可以看出,在变形速率同为 0.1 s^{-1} 的条件下,当变形温度为

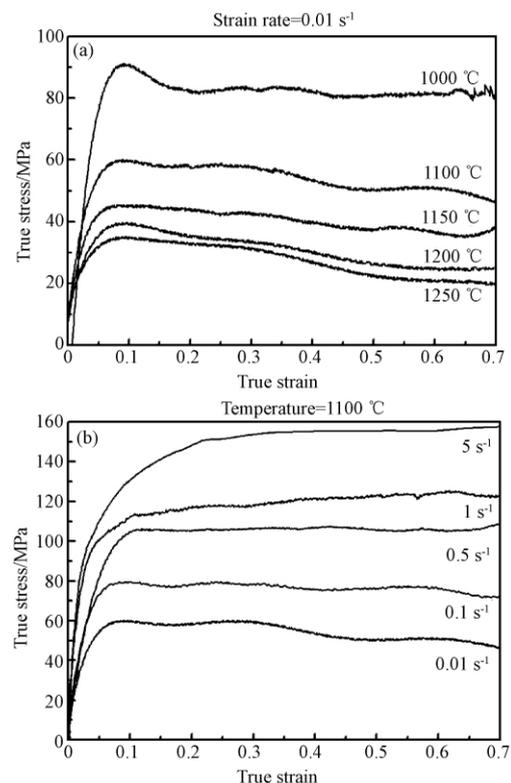


图 1 T23 钢的真应力-真应变曲线

(a) $\dot{\epsilon} = 0.01 \text{ s}^{-1}$; (b) $T = 1100 \text{ }^\circ\text{C}$

Fig. 1 True stress-true strain curves of T23 steel

(a) at different temperatures with strain rate of 0.1 s^{-1} ;

(b) at temperature of $1100 \text{ }^\circ\text{C}$ with different strain rates

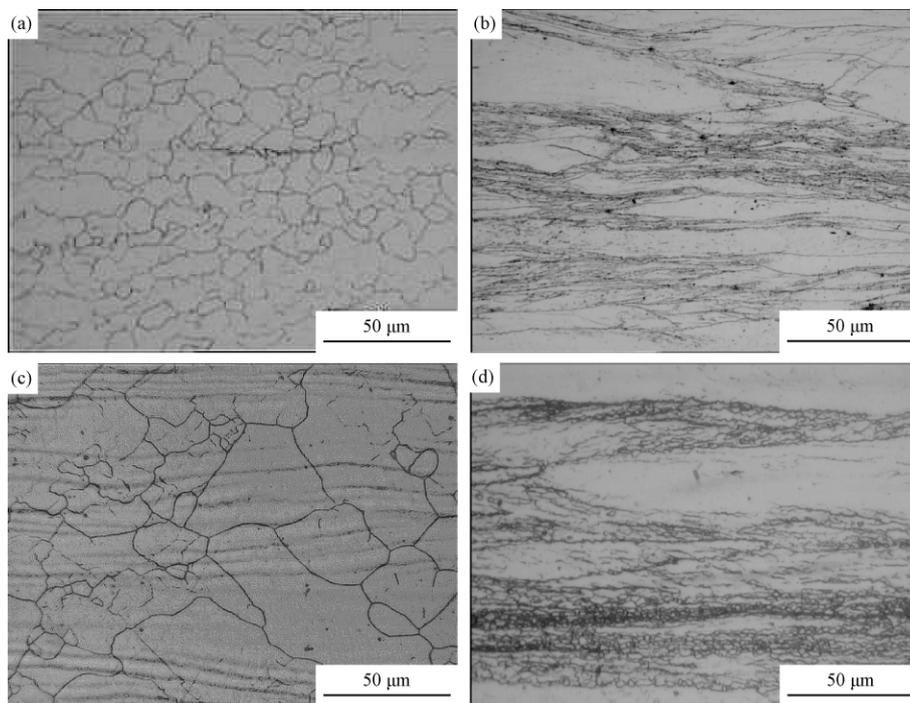


图 2 T23 钢在不同变形条件下的热变形组织

Fig. 2 Thermal deformation microstructure of T23 steel in different deformation conditions

(a) $T = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$, $\dot{\varepsilon} = 0.1\text{ s}^{-1}$; (b) $T = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$, $\dot{\varepsilon} = 5\text{ s}^{-1}$; (c) $T = 1250\text{ }^{\circ}\text{C}$, $\dot{\varepsilon} = 0.1\text{ s}^{-1}$; (d) $T = 1250\text{ }^{\circ}\text{C}$, $\dot{\varepsilon} = 5\text{ s}^{-1}$

1250 °C 时,再结晶晶粒明显粗化,当变形速率同为 5 s⁻¹ 时,在 1000 °C 变形的试样全部为加工组织,在 1250 °C 变形的试样依然存在加工组织,同时可以看到部分细小的再结晶晶粒。

2.3 流变应力方程

2.3.1 流变应力表达式

T23 钢的热变形过程中,其流变应力受应变速率和变形温度等的影响。合金的流变应力与应变速率和变形温度之间的关系可以用以下几个方程式来表示^[12-13]。

$$\dot{\varepsilon} = A_1 \sigma^{n_1} \quad (1)$$

$$\dot{\varepsilon} = A_2 \exp(\beta \sigma) \quad (2)$$

$$\dot{\varepsilon} = A [\sinh(\alpha \sigma)]^n \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \quad (3)$$

$$Q = R \left[\frac{\partial \ln \dot{\varepsilon}}{\partial \ln [\sinh(\alpha \sigma)]} \right]_T \left[\frac{\partial \ln [\sinh(\alpha \sigma)]}{\partial (1/T)} \right] = Rnb \quad (4)$$

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) = A [\sinh(\alpha \sigma)]^n \quad (5)$$

$$\sigma = \frac{1}{\alpha} \ln \left\{ \left(\frac{Z}{A} \right)^{1/n} + \left[\left(\frac{Z}{A} \right)^{2/n} + 1 \right]^{1/2} \right\} \quad (6)$$

式中 σ 为峰值应力或稳态流变应力,或为指定应变率对应的流变应力, $\dot{\varepsilon}$ 为应变速率, R 为气体常

数, α 为应力水平参数, n 为应力指数, Q 为变形激活能, T 为绝对温度, Z 为 Zener-Holomon 参数, A_1 、 A_2 、 A 、 β 、 n_1 为与温度无关的常数。方程(1) 适应于低应力水平,方程(2) 适应于高应力水平,方程(3) 适应于所有应力水平。

2.3.2 材料常数的求解

对公式(1)~(2) 两边取对数,并代入实验数据,得到 $\ln \dot{\varepsilon} - \sigma$ 、 $\ln \dot{\varepsilon} - \ln \sigma$ 线性拟合关系,如图 3 所示,图 3(a) 所示直线的平均斜率即为 n_1 , $n_1 = 6.14083$,图 3(b) 所示直线的平均斜率即为 β , $\beta = 0.07094$,求出 $\alpha = \beta/n_1 = 0.01155$ 。

对公式(3) 两边取对数,并代入实验数据,得到图 4 所示的 $\ln \dot{\varepsilon} - \ln [\sinh(\alpha \sigma)]$ 、 $\ln [\sinh(\alpha \sigma)] - 1/T$ 线性拟合关系,图 4(a) 所示直线的平均斜率为 n , $n = 4.46869$,图 4(b) 所示直线的平均斜率为 b , $b = 0.99274$ 。

将得到的 n 和 b 值代入公式(4) 中,求得平均变形激活能 Q 为 368.65 kJ/mol,代入公式(5),得到 $Z = \dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{44362}{T}\right)$,对公式(5) 式两边求对数,得到 $\ln Z - \ln [\sinh(\alpha \sigma)]$ 线性拟合关系,如图 5 所示,其截距为 $\ln A$, $\ln A = 29.28461$,进而求得 $A = 5.23 \times 10^{12}\text{ s}^{-1}$ 。

把各常数代入公式(6) 中,得到公式(7) 所示的

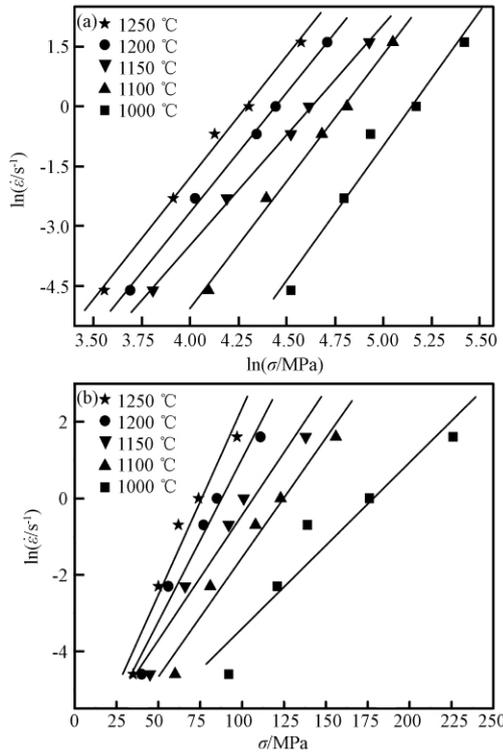


图 3 6061 铝合金应变速率和峰值应力的关系

Fig. 3 Relationship between strain rate and peak stress of 6061 aluminum alloy
(a) $\ln \dot{\epsilon} - \ln \sigma$; (b) $\ln \dot{\epsilon} - \sigma$

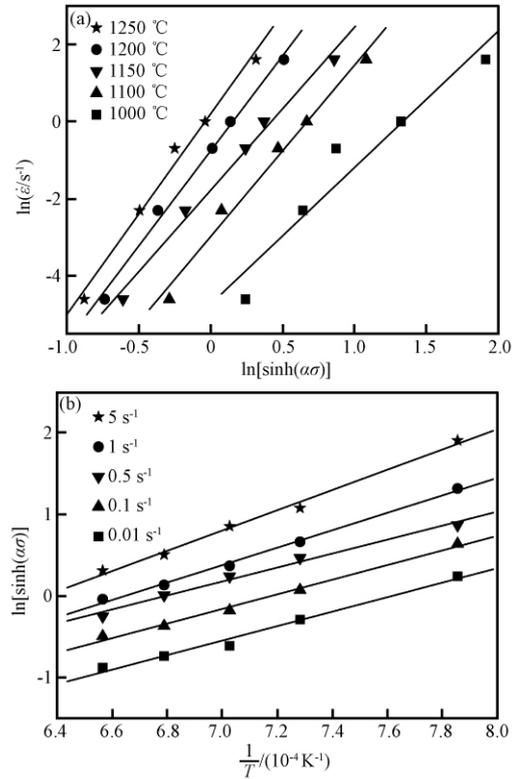


图 4 6061 铝合金应变速率、温度和峰值应力的关系

Fig. 4 Relationship between strain rate, deformation temperature and peak stress of 6061 aluminum alloy
(a) $\ln \dot{\epsilon} - \ln [\sinh(\alpha\sigma)]$; (b) $\ln [\sinh(\alpha\sigma)] - 1/T$

流变应力方程。

$$\sigma = 86.58 \ln \left\{ \left(\frac{Z}{5.23 \times 10^{12}} \right)^{1/4.46869} + \left[\left(\frac{Z}{5.23 \times 10^{12}} \right)^{2/4.46869} + 1 \right]^{1/2} \right\} \quad (7)$$

2.4 热加工图

根据动态材料模型理论,塑性变形引起的能量耗散(G)和微观结构演变引起的协耗散(J)取决于材料的流变应力敏感系数(m)。为了表征材料热变形过程中的微观机制,引入能量耗散因子 η ,可用公式(8)表达。

$$\eta = \frac{J}{J_{\max}} = \frac{P - G}{J_{\max}} = 2 \left(1 - \frac{G}{P} \right) = 2 \left(1 - \frac{1}{\sigma \dot{\epsilon}} \int_0^i \sigma \cdot d\dot{\epsilon} \right) \quad (8)$$

公式(8)中的 G (即 $\int_0^i \sigma \cdot d\dot{\epsilon}$)需要将最小应变速率设定为 $\dot{\epsilon} = 0$,但实验过程中最小应变速率值不为0,为此,可将 G 写成两个部分,用公式(9)表达。

$$G = \left(\frac{\sigma \dot{\epsilon}}{m + 1} \right)_{i=i_{\min}} + \int_{i_{\min}}^i \sigma d\dot{\epsilon} \quad (9)$$

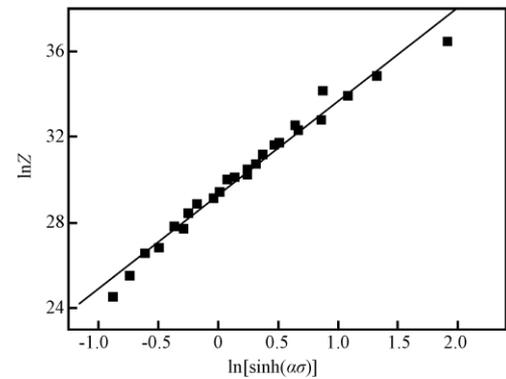


图 5 $\ln Z - \ln [\sinh(\alpha\sigma)]$ 线性拟合图

Fig. 5 Relationship of $\ln Z - \ln [\sinh(\alpha\sigma)]$

对于应变速率大于 $\dot{\epsilon}_{\min}$ 的部分,即公式(9)中积分部分,可以通过实验数据用三次样条插值法求得。对于小于 $\dot{\epsilon}_{\min}$ 的部分,可以假设流变应力与应变速率的关系满足功率定律^[14],在此基础上,根据实时流变应力的、应变速率以及在应变速率 $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{\min} = 0.01 \text{ s}^{-1}$ 时的材料常数 m ,就可以确定公式(9)中的等号右边的第一部分,代入公式(8),最终可以得出

耗散因子,表示为公式(10)。

$$\eta = 2 \left[1 - \frac{1}{\sigma \dot{\varepsilon}} \left(\frac{\sigma \dot{\varepsilon}}{m+1} \right)_{\dot{\varepsilon}=\dot{\varepsilon}_{\min}} + \int_{\dot{\varepsilon}_{\min}}^{\dot{\varepsilon}} \sigma d\dot{\varepsilon} \right] \quad (10)$$

根据大塑性变形极大值原理^[15,16],引入适于任意流变应力的失稳判据,用公式(11)表示。

$$\xi = \frac{mP}{J} - 1 = \frac{2m}{\eta} - 1 < 0 \quad (11)$$

根据 $\xi(\dot{\varepsilon})$ 在不同温度和应变速率的值可以构建失稳图,根据 η 在不同温度和应变速率的值构建耗散图。将耗散图和失稳图机械叠加便得到材料的加工图,在热加工图中,能量耗散因子(η)的等高线表示材料在加工过程中的能量耗散。

图6为实验钢在不同真应变(0.5和0.6)下的热加工图,图中等高线上的数值代表该状态下功率耗散因子的百分数,阴影部分代表失稳区。真应变为0.5和0.6的加工图的功率耗散效率因子等高线的数值略有不同,但分布规律大致相同,其对应的峰值区域分别为1175~1220℃和0.06~0.18 s⁻¹、1175~1240℃和0.03~0.25 s⁻¹,对应的峰值效率分别为47.3%、46.3%。两个加工图具有4个完全类似的失稳区域,如图6(a)、6(b)所示灰色区域。图2(b)、2(d)均为失稳区的变形组织,可以看到剪切带,剪切带是正常晶体学滑移受阻时出现的一种非晶体学特征形变不均匀区,在低层错能或fcc金属中很显著,产生的原因是滑移系和孪晶带对应的{111}面都转到与压缩轴垂直的方向,使变形难以继续有效进行^[17-19]。

综合以上分析可知,T23钢的最佳热加工区间范围为1175~1240℃、0.03~0.25 s⁻¹,既可避免加工失稳,又能获得较高的功率耗散因子。

3 结论

1) T23钢热压缩过程中存在动态回复和动态再结晶两种软化机制,随着变形温度的升高或变形速率的减小,发生动态再结晶的趋势增大,温度越高或变形速率越慢,相应的再结晶晶粒尺寸越大;

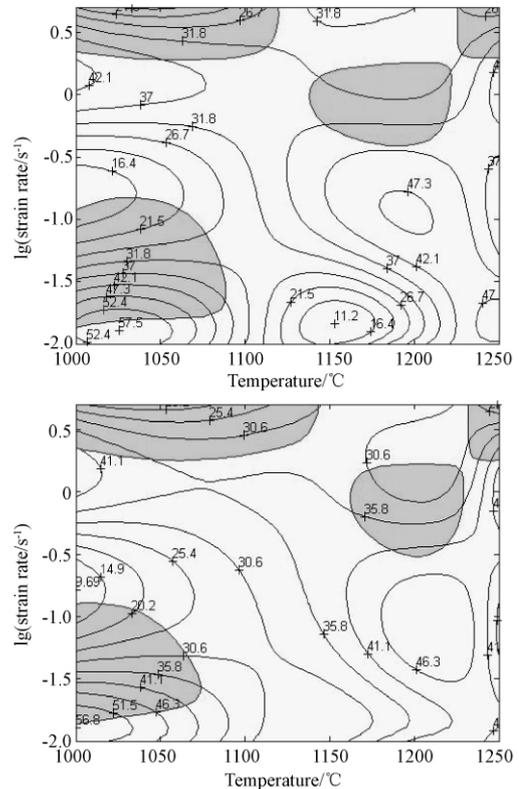


图6 T23钢在不同真应变下的热加工图

Fig. 6 Processing maps of T23 steel with different true strains
(a) $\varepsilon = 0.5$; (b) $\varepsilon = 0.6$

2) 真应变量为0.5的加工图有4个失稳区,峰值区为1175~1220℃和0.06~0.18 s⁻¹,峰值效率为47.3%;真应变量为0.6的加工图同样具有类似的4个失稳区,峰值区为1175~1240℃、0.03~0.25 s⁻¹,峰值效率为46.3%,因此,T23钢的最佳热加工区间范围为1175~1240℃、0.03~0.25 s⁻¹,既可避免加工失稳,又能获得较高的功率耗散因子;

3) 实验钢的热变形激活能为368.65 kJ/mol,流变应力方程为:

$$\sigma = 86.58 \ln \left\{ \left(\frac{Z}{5.23 \times 10^{12}} \right)^{1/4.46869} + \left[\left(\frac{Z}{5.23 \times 10^{12}} \right)^{2/4.46869} + 1 \right]^{1/2} \right\}$$

其中,材料常数 $A = 5.23 \times 10^{12} \text{ s}^{-1}$ 、 $\alpha = 0.01155 \text{ MPa}^{-1}$ 、 $n = 4.46869$ 。

参 考 文 献

- [1] 邓永清,朱丽慧,王起江,等. 国产 T23 钢高温组织演变及其对性能的影响[J]. 钢铁研究学报,2007,19(8):46-50.
DENG Yong-qing,ZHU Li-hui,WANG Qi-jiang,et al. Effect of microstructure evolution during creep on properties of domestic made T23 steel[J]. Journal of Iron and Steel Research,2007,19(8):46-50.
- [2] 黄建新,葛利玲,井晓天. 时效对 T23 耐热钢 TLP 连接接头组织与性能的影响[J]. 热加工工艺,2009,38(22):133-138.
HUANG Jian-xin,GE Li-ling,JING Xiao-tian. Effect of aging on microstructure and properties of TLP holding joint with T23 heat-resistance steel [J]. Hot Working Technology,2009,38(22):133-138.
- [3] GUPTA G,JIAO Z,HAM A N,et al. Microstructural evolution of proton irradiated T91 [J]. Journal of Nuclear Materials,2006,351(6):162-173.
- [4] 李红英,曾翠婷,魏冬冬,等. T23 钢过冷奥氏体连续冷却转变曲线[J]. 材料热处理学报,2010,31(8):77-80.
LI Hong-ying,ZENG Cui-ting,WEI Dong-dong,et al. Continuous cooling transformation curve of T23 steel[J]. Transactions of Materials and Heat Treatment,2010,31(8):77-80.
- [5] 田志豪. T23 钢回火脆性的试验研究[J]. 锅炉技术,2010,41(5):56-58.
TIAN Zhi-hao. Research of temper brittleness of T23 steel[J]. Boiler Technology,2010,41(5):56-58.
- [6] 洪卫,王志伟. SA213-T91 + T23 异种钢焊接工艺[J]. 焊接技术,2010,39(3):23-26.
HONG Wei,WANG Zhi-wei. Discussion on the welding technology between heterogeneity steel SA213-T91 and SA213-T23 [J]. Welding Technique,2010,39(3):23-26.
- [7] 付瑞东,逯允海,杨永强,等. 2.25Cr-1Mo-0.25V 耐热钢焊接热影响区热模拟试验研究[J]. 材料热处理学报,2007,28(1):66-74.
FU Rui-dong,LU Yun-hai,YANG Yong-qiang,et al. Thermal simulation experimen of welding heat affected zone[J]. Transactions of Materials and Heat Treatment,2007,28(1):66-74.
- [8] Sawada K,Tabuchi M,Kimura K. Creep strength degradation of ASME P23/T23 steels[J]. Materials Science and Engineering A,2009,15(513-514):128-137.
- [9] 王宇. T23 钢组织与性能的研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工程大学,2007.
WANG Yu. Investigation on structure and properties of T23 steel[D]. Harbin: Harbin Engineering University,2007.
- [10] GANG S G,HUI D,FEN Z Y,et al. Analysis of high-temperature boiler tube failure for T91 & T22 [J]. Transactions of Materials and Heat Treatment,2004,25(5):291-296.
- [11] 林武,李红英,曾翠婷,等. 一种低碳微合金管线钢的热变形行为[J]. 中南大学学报:自然科学版,2010,41(3):940-947.
Lin Wu,Li Hong-ying,Zeng Cui-ting,et al. Hot deformation behavior for a kind of low carbon micro-alloy pipeline steel[J]. Journal of Central South University: Science and Technology,2010,41(3):940-947.
- [12] Sang-Hyun Cho,Ki-Bong Kang,Jonas J J. Mathematical modeling of the recrystallization kinetics of Nb microalloyed steels[J]. ISIJ International,2001,41(7):766-773.
- [13] MURTY S V S N,RAOB B N,KASHYAP B P. On the hot working characteristics of 6061Al-SiC and 6061-Al₂O₃ particulate reinforced metal matrix composites[J]. Composites Science and Technology,2003,63(1):119-135.
- [14] MURTY S V S N. Clarification on the physical dimension of K in a constitutive equation for superplastic flow[J]. Journal of Materials Processing Technology,2002,124(1-2):259.
- [15] MURTY S V S N,RAO B N. On the flow localization concepts in the processing maps of IN718 [J]. Materials Science and Engineering A,1999,267(1):159-161.
- [16] MURTY S V S N,RAO B N. On the flow localization concepts in the processing maps of titanium alloy Ti-24Al-20Nb [J]. Journal of Materials Processing Technology,2000,104(1-2):103-109.
- [17] Ji Guo-liang,Li Fu-guo,Li Qing-hua,et al. Development and validation of a processing map for Aermet100 steel [J]. Materials Science and Engineering A,2010,527(4-5):1165-1171.
- [18] Simkin B A,Ng B C,Crimp M A,et al. Crack opening due to deformation twin shear at grain boundaries in near- γ TiAl [J]. Intermetallics,2007,15(1):55-60.
- [19] 余永宁. 材料科学基础[M]. 北京:高等教育出版社,2006:569-570.