

## 2205 双相不锈钢的高温变形行为\*

陈雷 王龙妹 杜晓建 刘晓

(钢铁研究总院冶金工艺研究所, 北京 100081)

**摘要** 利用 Gleeble-3800 热模拟试验机在温度为 1223—1523 K, 应变速率为 0.01—10 s<sup>-1</sup> 的条件下进行了 2205 双相不锈钢热压缩变形实验, 测定了真应力—真应变曲线, 分析了变形组织. 结果表明: 奥氏体分布在随温度升高而含量增加的铁素体基体上, 升高温度和降低应变速率可促进奥氏体发生动态再结晶. 基于热变形方程计算得到了热变形激活能  $Q=451$  kJ/mol, 表观应力指数  $n=4.026$ . 真应力—真应变曲线存在的“类屈服平台”效应与  $Z$  参数有关, 随着  $Z$  参数的减小而逐渐增强. 基于简化应力函数的  $\ln Z$  与  $\sigma_p$  之间的线性关系在临界点 ( $\ln Z_c=38.18$ ) 发生偏移; 峰值应力与温度及应变速率的关系可表示为:  $\sigma_p = 20.6\ln \dot{\epsilon} + 1118002/T - 266.8(\ln Z > 38.18)$ ;  $\sigma_p = 9.1\ln \dot{\epsilon} + 493874/T - 701.9(\ln Z \leq 38.18)$ .

**关键词** 双相不锈钢, 热变形, 动态再结晶,  $Z$  参数, 峰值应力

中图分类号 TG133

文献标识码 A

文章编号 0412-1961(2010)01-0052-05

## HOT DEFORMATION BEHAVIOR OF 2205 DUPLEX STAINLESS STEEL

CHEN Lei, WANG Longmei, DU Xiaojian, LIU Xiao

Department of Metallurgical Technology, Central Iron and Steel Research Institute, Beijing 100081

Correspondent: WANG Longmei, professor, Tel: (010)62183397, E-mail: wanglongmeish@126.com

Manuscript received 2009-05-14, in revised form 2009-09-08

**ABSTRACT** During hot deformation of the duplex stainless steels consisting of  $\delta$ -ferrite and  $\gamma$ -austenite, their microstructure evolution and mechanical response are more complicated as compared with those of single-phase ferritic or austenitic stainless steels, especially for study of the mechanical behavior. In the present research, the hot deformation behavior of a 2205 duplex stainless steel has been investigated through uniaxial compression test using Gleeble-3800 thermal-mechanical simulator within the temperature range of 1223—1523 K and the strain rate range of 0.01—10 s<sup>-1</sup>, the corresponding flow curves and their characters and microstructures have been determined and analyzed. Elongated austenite distributes in ferrite matrix, and the volume fraction of ferrite increases with rising temperature. Dynamic recrystallization of austenite is enhanced by increasing temperature and decreasing strain rate. Based on the constitutive equation for hot deformation, the apparent activation energy ( $Q$ ) and the apparent stress exponent ( $n$ ) of the steel are obtained to be about 451 kJ/mol and 4.026, respectively. There is a particular shape of flow curves, *i.e.* a yield point elongation-like effect, which is characterized by a non-strengthening plateau during the initial stages of plastic deformation. This yield point elongation-like effect increases with decreasing Zener-Hollomon parameter,  $Z$ . When used a simplified stress function, a deviation of linear relationship between  $\ln Z$  and peak stress ( $\sigma_p$ ) occurred at the critical value ( $\ln Z_c=38.18$ ). Relationships between peak stress and temperature and strain rate can be more simply described as  $\sigma_p = 20.6\ln \dot{\epsilon} + 1118002/T - 266.8(\ln Z > 38.18)$ , and  $\sigma_p = 9.1\ln \dot{\epsilon} + 493874/T - 701.9(\ln Z \leq 38.18)$ .

**KEY WORDS** duplex stainless steel, hot deformation, dynamic recrystallization,  $Z$  parameter, peak stress

双相不锈钢是指其室温组织由铁素体和奥氏体两相组成的不锈钢, 是具有优异耐腐蚀性能和力学性能的结构

材料, 已被广泛用于石化、造纸等工业<sup>[1-3]</sup>. 随着现代工业的发展, 对双相不锈钢特别是管线用材的开发提出了更高的要求. 目前, 双相不锈钢大口径厚壁管材多采用热锻生产, 其热加工还是一个技术难题<sup>[4,5]</sup>, 为了合理制定热加工工艺和选择锻造设备, 就需要深入了解材料的高温变形行为以优化热加工工艺参数并预测变形抗力. 高温状

\* 收到初稿日期: 2009-05-14, 收到修改稿日期: 2009-09-08

作者简介: 陈雷, 男, 1982年生, 博士生

DOI: 10.3724/SP.J.1037.2009.00326

态下, 由于奥氏体和铁素体力学性能的差异, 使得双相不锈钢与单相铁素体或单相奥氏体不锈钢相比具有复杂的热变形行为<sup>[6]</sup>. 近年来, 国内外采用扭转和平面应变压缩方法对双相不锈钢板及带材热轧开裂问题进行了比较广泛的高温变形研究, 且主要集中在两相组织与热塑性的关系方面<sup>[7-11]</sup>, 而双相不锈钢热变形过程中的力学行为也具有其独特的特性. 本文采用单轴压缩方法系统研究了 2205 双相不锈钢的高温变形行为, 以加深对双相不锈钢热变形特性的理解, 并为其大口径厚壁管材的生产工艺及开发提供参考.

## 1 实验方法

实验材料为 2205 双相不锈钢坯料, 改锻成直径为 12 mm 的试样毛坯, 锻后毛坯经 1323 K 保温 30 min 固溶处理后, 加工成直径为 8 mm, 长为 15 mm 的圆柱形热压缩试样. 实验材料的化学成分 (质量分数, %) 为: C 0.025, Cr 21.83, Mo 3.09, Ni 5.45, Si 0.58, S 0.003, Mn 1.13, P 0.024, N 0.1699, Fe 余量.

热变形实验在 Gleeble-3800 热模拟试验机上进行. 试样以 10 K/s 的加热速率加热到 1523 K, 保温 60 s, 然后以 3 K/s 的冷却速率冷却到不同变形温度后保温 90 s 以均匀组织, 然后进行变形. 变形温度 ( $T$ ) 分别为 1223, 1273, 1323, 1373, 1423, 1473 和 1523 K; 变形速率 ( $\dot{\epsilon}$ ) 分别为 0.01, 0.1, 1 和  $10 \text{ s}^{-1}$ ; 最大真应变为 1.0. 所有试

样变形后快速水冷, 然后沿压缩方向切开, 分析变形组织.

## 2 实验结果与讨论

### 2.1 流变曲线与显微组织

2205 双相不锈钢在不同变形条件下压缩时的真应力-真应变曲线如图 1 所示. 由图 1 可见, 不同变形条件下, 在变形的开始阶段, 流变应力均随着应变量的增加而迅速增加, 发生加工硬化; 当超过一定应变后, 流变应力逐渐减小, 呈现出动态软化特征; 而后软化趋于平缓, 应力基本保持不变, 出现稳态的平台; 即在真应力-真应变曲线上存在峰值应力和稳态流变应力. 峰值应力和稳态流变应力随着变形温度的降低和应变速率的升高而提高. 在相同应变速率下, 变形温度降低, 加工硬化率增大, 达到峰值后, 应力迅速降低, 应力峰十分明显, 但稳态区变短; 当变形温度相同时, 应变速率降低, 峰值应力和稳态应力也随之减小, 加工硬化减弱, 曲线逐渐平缓, 稳态区变长.

双相不锈钢高温时为铁素体和奥氏体两相共存, 且二者动态软化机制不同, 通常认为铁素体以动态回复为主, 而奥氏体以动态再结晶为主<sup>[6,9,12-14]</sup>. 图 2 为实验钢热变形 (真应变  $\epsilon=1.0$ ) 后的显微组织. 由图可见, “岛状”的奥氏体分布在铁素体基体上, 在 1223 至 1523 K 的变形温度范围内, 随着温度的增加, 铁素体含量 (体积分数, %) 从 43, 45, 51, 59, 64, 73 增加至 82. 故在相同的应变速率下, 随着温度的升高, 真应力-真应变曲线也从动

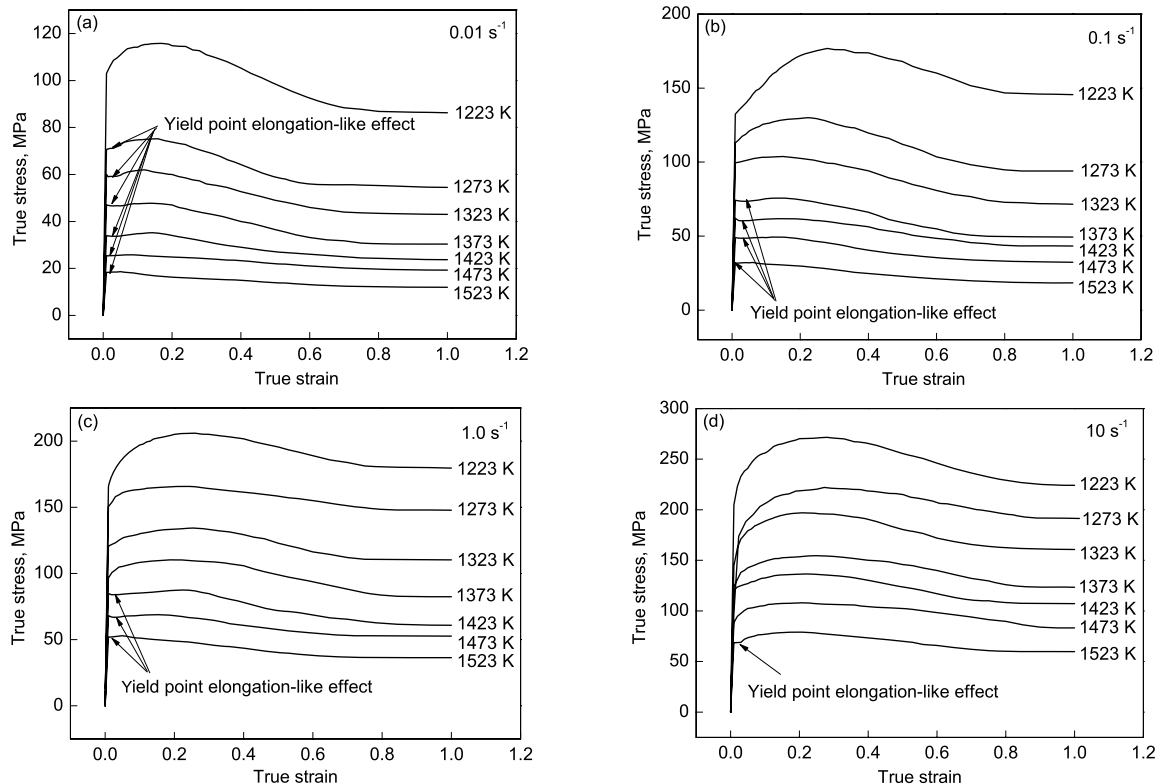


图 1 实验用钢不同变形条件下的真应力-真应变曲线

Fig.1 True stress-strain flow curves for the tested steel at different temperatures and strain rates of  $0.01 \text{ s}^{-1}$ (a),  $0.1 \text{ s}^{-1}$ (b),  $1.0 \text{ s}^{-1}$ (c) and  $10 \text{ s}^{-1}$ (d)

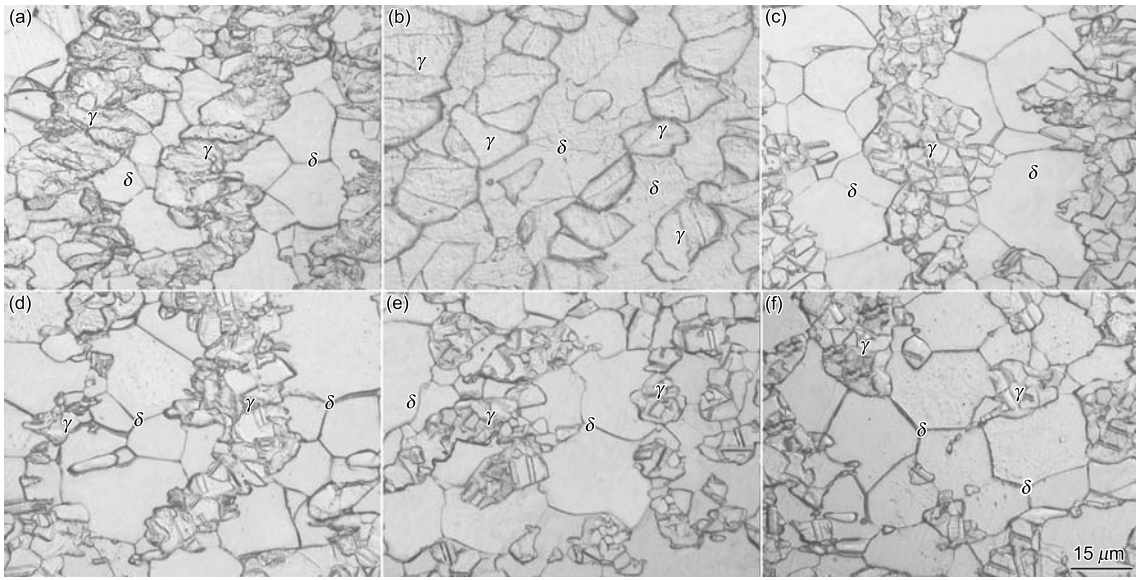


图 2 实验用钢在不同变形条件下的典型组织

Fig.2 Typical microstructures of the tested steel deformed to  $\varepsilon=1.0$  under different conditions, dynamical recrystallization in  $\gamma$ -austenite grains easily occurred under low strain rate and high deformation temperature

(a)  $T=1223\text{ K}$ ,  $\dot{\varepsilon}=0.01\text{ s}^{-1}$  (b)  $T=1223\text{ K}$ ,  $\dot{\varepsilon}=10\text{ s}^{-1}$  (c)  $T=1373\text{ K}$ ,  $\dot{\varepsilon}=0.01\text{ s}^{-1}$   
(d)  $T=1373\text{ K}$ ,  $\dot{\varepsilon}=10\text{ s}^{-1}$  (e)  $T=1473\text{ K}$ ,  $\dot{\varepsilon}=1\text{ s}^{-1}$  (f)  $T=1473\text{ K}$ ,  $\dot{\varepsilon}=10\text{ s}^{-1}$

态再结晶型向动态回复型转变 (图 1a, b). 在较低温度 1223 K, 应变速率为  $0.01\text{ s}^{-1}$  的变形条件下, 动态再结晶已启动, 奥氏体大晶粒周围萌生了少量细小的晶粒, 晶界变得弯曲 (图 2a); 而应变速率为  $10\text{ s}^{-1}$  时, 仅发现有弯曲的奥氏体晶界 (图 2b), 由此可见, 降低应变速率, 易于实验钢中奥氏体再结晶启动. 因此, 在相同变形温度下, 随着应变速率的降低, 材料在变形初期就能得到充分软化并达到平衡, 使之较快进入稳态区, 增长稳态平台. 随着变形温度的升高, 奥氏体再结晶现象越来越明显, 奥氏体相内细小的再结晶晶粒越来越多, 即使在高应变速率下, 原奥氏体大晶粒也大部分发生了动态再结晶 (图 2c—f).

值得一提的是, 在很低的应变下, 双相不锈钢真应力-真应变曲线上存在“类屈服平台”效应, 即在变形初始阶段, 应力保持不变, 随着应变的增加, 应力近似呈线性增长至峰值应力; 并且随着变形温度的升高和应变速率的降低, 该效应越来越明显, 如图 1 中箭头所指处. 两相中流变应力水平的不同会导致截然不同的应变分布, 铁素体变形的应变是奥氏体的 3 倍, 由于应变能是软化过程的驱动力, 应变分布将直接影响两相的软化动力学<sup>[15]</sup>. 该效应也表明, 在变形的初始阶段, 由于应变分布不均, 大部分应变被铁素体吸收, 使其迅速发生动态回复, 抑制了载荷通过相界转移至奥氏体中, 材料的强化由于受动态回复控制, 从曲线上的表现类似屈服平台, 应力保持不变; 随着应变的增加, 载荷逐渐转移到奥氏体中, 使其发生强化, 进而表现出应力增加, 随着应变积累, 材料发生进一步动态软化, 使应力到达峰值后降低. 这与文献 [6, 7, 16, 17] 所报道的铁素体的存在, 特别是这种特殊的应变分布将延迟奥氏

体的动态再结晶相吻合, 而通过较大变形, 如本实验真应变达到 1.0, 可使得奥氏体发生动态再结晶 (图 2).

## 2.2 热变形方程的计算

金属在高温变形时的流变应力与应变速率、变形温度之间的关系可用经典的双曲正弦公式描述<sup>[9,10]</sup>:

$$\dot{\varepsilon} = A[\sinh(\alpha\sigma)]^n \exp(-Q/RT) \quad (1)$$

式中,  $\dot{\varepsilon}$  为应变速率;  $A$  和  $\alpha$  为实验常数;  $\sigma$  为曲线的稳态流变应力, 或峰值应力, 或相应于某指定应变变量之流变应力;  $n$  为表观应力指数;  $Q$  为热变形激活能;  $R$  为气体常数;  $T$  为热力学温度. 在本文中  $\sigma$  使用峰值应力;  $\alpha=0.012$ <sup>[9]</sup>.

对式 (1) 两边取自然对数并整理后得:

$$\ln(\sinh(\alpha\sigma)) = -\frac{1}{n} \ln A + \frac{1}{n} \ln \dot{\varepsilon} + \frac{1}{n} \cdot \frac{Q}{RT} \quad (2)$$

在温度恒定的条件下, 将上式两边对  $\ln \dot{\varepsilon}$  求偏导, 得:

$$\frac{1}{n} = \left[ \frac{\partial \ln(\sinh(\alpha\sigma))}{\partial \ln \dot{\varepsilon}} \right]_T \quad (3)$$

在变形速率恒定的条件下, 式 (2) 两边对  $1/T$  求偏导, 得:

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

由图 1 中真应力-真应变曲线数据可得峰值应力  $\sigma_p$  与应变速率和温度之间的关系, 如图 3 所示. 可见, 上述关系呈现很好的线性.

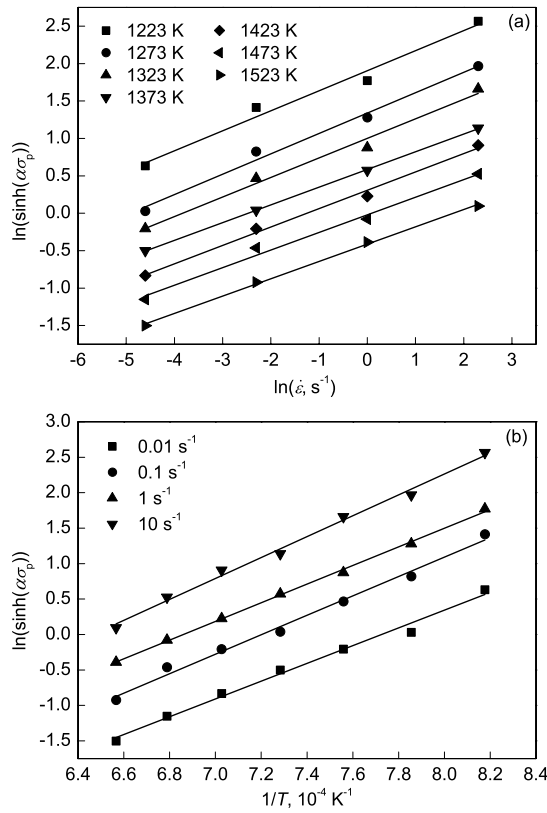


图 3 热变形峰值应力与应变速率和变形温度的关系

Fig.3 Relationships of hot deformation peak stress vs strain rate (a) and hot deformation peak stress vs temperature (b)

根据式 (2)—(4) 并结合图 3 对流变应力结果进行回归分析, 可得:  $n=4.026$ ,  $Q=451$  kJ/mol,  $A=1.31 \times 10^{16}$ .

由此, 在温度 1223—1523 K 之间, 实验用钢的热变形方程可定量描述为

$$\dot{\epsilon} = 1.31 \times 10^{16} [\sinh(0.012\sigma_p)]^{4.026} \exp\left(-\frac{451000}{RT}\right) \quad (5)$$

### 2.3 Z 参数及变形抗力数学模型的确定

在热变形过程中, 高温应力决定于变形温度及应变速率. Z 参数被广泛用以表示变形温度及应变速率对变形的综合作用. 通过已求得的变形激活能 Q, 可以得到实验用钢热变形过程 Z 参数的表达式:

$$Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) = A [\sinh(\alpha\sigma_p)]^n \quad (6)$$

表 1 给出了不同变形温度及不同应变速率下的  $\ln Z$  值. 随着  $\ln Z$  值的增加, 实验用钢热变形峰值应力 (双曲正弦函数) 相应增加, 且与  $\ln Z$  呈很好的线性关系, 其线性相关性系数为  $R^2=0.992$ , 如图 4a 所示. 由式 (5) 和 (6) 可以得到变形过程中峰值应力与变形参数的关系:

$$\sigma_p = 83.33 \ln\left\{ \left[ \frac{Z}{(1.31 \times 10^{16})} \right]^{1/4.026} + \left\{ \left[ \frac{Z}{(1.31 \times 10^{16})} \right]^{2/4.026} + 1 \right\}^{1/2} \right\} \quad (7)$$

表 1 实验用钢在不同变形条件下的  $\ln Z$

Table 1  $\ln Z$  of the tested steel at different deformation conditions

| $\dot{\epsilon}, s^{-1}$ | $T, K$ |              |              |              |              |              |              |
|--------------------------|--------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|
|                          | 1223   | 1273         | 1323         | 1373         | 1423         | 1473         | 1523         |
| 0.01                     | 39.81  | <u>38.07</u> | <u>36.46</u> | <u>34.96</u> | <u>33.57</u> | <u>32.27</u> | <u>31.06</u> |
| 0.1                      | 42.12  | 40.37        | 38.76        | <u>37.26</u> | <u>35.87</u> | <u>34.59</u> | <u>33.37</u> |
| 1.0                      | 44.42  | 42.67        | 41.06        | 39.57        | <u>38.18</u> | <u>36.88</u> | <u>35.67</u> |
| 10                       | 46.72  | 44.98        | 43.36        | 41.87        | 40.48        | 39.19        | <u>37.97</u> |

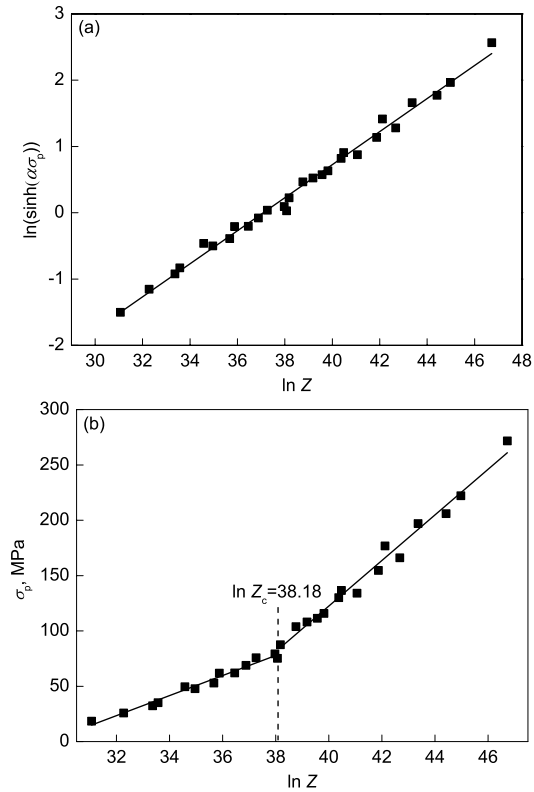


图 4 2 种表达方式下实验用钢的峰值应力与 Z 参数关系曲线

Fig.4 Curves of peak stress vs Z parameter of the tested steel at two expression modes

(a) hyperbolic sine function

(b) simple function

在本实验条件下, 由于采用双曲正弦函数计算繁琐而复杂, 通常采用简化的应力函数来表征峰值应力 [18—20],

$$Z = \dot{\epsilon} \exp(Q/RT) = f(\sigma) = B \exp(\beta\sigma) \quad (8)$$

式中,  $f(\sigma)$  为应力函数, B 和  $\beta$  为实验常数. 分析表明: 稳态流变应力, 或峰值应力, 或相应于某指定应变率之流变应力都符合式 (8); 较高应力变形条件下  $f(\sigma)$  可表示为 [19,20]

$$f(\sigma) = B \exp(\beta\sigma_p) \quad (9)$$

式 (9) 两边取对数

$$\ln Z = \ln B + \beta\sigma_p \quad (10)$$

由式(10)可知  $\ln Z$  与  $\sigma_p$  呈线性关系. 本实验的  $\ln Z$  与  $\sigma_p$  之间的关系如图 4b 所示. 由图 4b 可见, 在  $31.06 \leq \ln Z \leq 46.72$  范围内,  $\ln Z$  与  $\sigma_p$  之间的关系已不像与  $\sigma_p$  的双曲正弦那样具有很好的线性关系, 而是存在某一临界值  $\ln Z_c$  (本文  $\ln Z_c = 38.18$ ), 当  $\ln Z > \ln Z_c$  时,  $\ln Z$  与  $\sigma_p$  之间存在较强的线性关系, 对其进行线性回归可得它们之间的关系, 如式(11)所示, 其线性相关系数  $R^2 = 0.98$ ; 当  $\ln Z \leq \ln Z_c$  时,  $\sigma_p$  与  $\ln Z$  存在另一线性关系, 对该段进行线性回归可得式(12), 其线性相关系数  $R^2 = 0.97$ .

$$\sigma_p = 20.6 \ln Z - 266.8 \quad (\ln Z > 38.18, R^2 = 0.98) \quad (11)$$

$$\sigma_p = 9.1 \ln Z - 701.9 \quad (\ln Z \leq 38.18, R^2 = 0.97) \quad (12)$$

将激活能代入式(6)可得

$$Z = \dot{\epsilon} \exp(451000/RT) \quad (13)$$

则峰值应力可表示为

$$\sigma_p = 20.6 \ln \dot{\epsilon} + 1118002/T - 266.8 \quad (\ln Z > 38.18) \quad (14)$$

$$\sigma_p = 9.1 \ln \dot{\epsilon} + 493874/T - 701.9 \quad (\ln Z \leq 38.18) \quad (15)$$

峰值应力  $\sigma_p$  与温度及应变速率之间关系的确定, 可为高温变形抗力的预测、锻造设备吨位的选择及后续锻造工艺的制定提供依据.

如前文所述, 2205 双相不锈钢真应力 - 真应变曲线上存在“类屈服平台”效应, 结合图 4b 可见,  $\ln Z$  值等于、小于临界点 38.18 (表 1 中下划线数据) 的真应力 - 真应变曲线上均存在“类屈服平台”效应, 这表明  $\ln Z$  与  $\sigma_p$  之间的线性关系发生偏移与该“类屈服平台”效应有关<sup>[15]</sup>, 即与双相不锈钢高温变形过程中, 铁素体与奥氏体之间的两相比、两相中的应变分布及流变应力水平的不同有关, 然而更进一步的研究特别是在变形机制方面仍需更深入的探索.

### 3 结论

(1) 2205 双相不锈钢在 1223—1523 K,  $0.01 \sim 10 \text{ s}^{-1}$  条件下热变形时, 流变应力受变形温度和应变速率的影响. 随变形温度的升高和应变速率的降低, 流变应力减小, 奥氏体的动态再结晶更易于发生.

(2) 2205 双相不锈钢的应力指数  $n = 4.026$ , 热变形激活能  $Q = 451 \text{ kJ/mol}$ , 其热变形方程为  $\dot{\epsilon} = 1.31 \times 10^{16} [\sinh(0.012\sigma_p)]^{4.026} \exp(-451000/RT)$ .

(3) 2205 双相不锈钢真应力 - 应变曲线上存在“类屈服平台”效应, 随着  $Z$  参数的减小该效应逐渐增强, 并使得基于简化应力函数的  $\ln Z$  与  $\sigma_p$  之间的线性关系在临界点 ( $\ln Z_c = 38.18$ ) 发生偏移, 呈两段线性分布.

(4) 2205 双相不锈钢热变形的峰值应力  $\sigma_p$  与温度  $T$  及应变速率  $\dot{\epsilon}$  的关系可更简单地表示为

$$\sigma_p = 20.6 \ln \dot{\epsilon} + 1118002/T - 266.8 \quad (\ln Z > 38.18)$$

$$\sigma_p = 9.1 \ln \dot{\epsilon} + 493874/T - 701.9 \quad (\ln Z \leq 38.18)$$

### 参考文献

- [1] Nilsson J O. *Mater Sci Technol*, 1992; 8: 685
- [2] Chen T H, Weng K L, Yang J R. *Mater Sci Eng*, 2002; A338: 259
- [3] Tseng C M, Liou H Y, Tsai W T. *Mater Sci Eng*, 2003; A344: 190
- [4] Yu Z C, Cheng S M, Ding D H. *Spec Steel Technol*, 2005; (4): 42  
(余志川, 程士明, 丁大虎. 特钢技术, 2005; (4): 42)
- [5] Shu X J, Zhang S Q, Song Z G. *Steel Pipe*, 2004; 33(6): 15  
(舒先进, 张淑琴, 宋志刚. 钢管, 2004; 33(6): 15)
- [6] Iza-Mendia A, Piñol-Juez A, Urcola J J, Gutiérrez I. *Metall Mater Trans*, 1998; 29A: 2975
- [7] Piñol-Juez A, Iza-Mendia A, Gutiérrez I. *Metall Mater Trans*, 2000; 31A: 1671
- [8] Balacin O, Hoffmann W A, Jonas J J. *Metall Mater Trans*, 2000; 31A: 1353
- [9] Evangelista E, McQueen H J, Niewczas M, Cabibbo M. *Can Metall Q*, 2004; 43: 339
- [10] Cabrera J M, Mateo A, Llanes L, Prado J M, Anglada M. *J Mater Process Technol*, 2003; 143-144: 321
- [11] Reis G S, Jorge A M, Balancin O. *Mater Res*, 2000; 3: 31
- [12] Cizek P, Wynne B P. *Mater Sci Eng*, 1997; A230: 88
- [13] Dehghan-Manshadi A, Barnett M R, Hodgson P D. *Mater Sci Technol*, 2007; 23: 1478
- [14] Dehghan-Manshadi A, Hodgson P D. *J Mater Sci*, 2008; 43: 6272
- [15] Duprez L, de Cooman B C, Akdut N. *Metall Mater Trans*, 2002; 33A: 1931
- [16] Jinmenze J A, Carreno F, Ruano O A. *Mater Sci Technol*, 1999; 15: 127
- [17] Hernandez L E, Beynon J H, Christophe P, Sybrand Z. *Steel Res Int*, 2005; 76: 137
- [18] Imbert C, Ryan N D, McQueen H J. *Metall Mater Trans*, 1984; 15A: 1855
- [19] Milovic C, Manojlovic D, Andjelic M, Drobnjak D. *Steel Res*, 1992; 63: 78
- [20] Wang B Z, Fu W T, Lv Z Q, Jiang P, Zhang W H, Tian Y J. *Mater Sci Eng*, 2008; A487: 108