

690 MPa 高强度海洋工程用钢1 000 ~ 1 100 °C热变形行为

帅 勇^{1,2} 孙乐飞² 陈英俊²

(1 中国钢研科技集团有限公司,北京 100081;2 新余钢铁集团有限公司,新余 338001)

摘 要 通过 Gleeble 3800 热模拟机试验研究了 690 MPa 高强度海洋工程用钢(/% :0.12 ~ 0.15C, 1.05 ~ 1.20Mn, 0.5 ~ 0.7Cr, 1.0 ~ 2.0Ni, 0.5 ~ 0.6Mo, 0.3 ~ 0.6Cu, 0.015 ~ 0.035Nb, 0.008 ~ 0.020Ti, 0.04 ~ 0.07Al) 420 mm 连铸板坯,在 1 000 ~ 1 100 °C, 20% 形变量, 应变速率 0.05 ~ 5 s⁻¹ 时的热变形行为, 得出该钢真应力-应变曲线, 应变硬化率-变形曲线、热变形本构方程和动态再结晶热激活能。结果表明, 在同一试验温度下, 随着应变速率的增加, 变形应力相应的增加; 而随着变形温度的增加, 变形应力相应的降低; 该试验钢的动态再结晶激活能为 499 954.0 J/mol。

关键词 690 MPa 高强度海洋工程用钢 1 000 ~ 1 100 °C 热变形 应变速率 应力-应变 动态再结晶

Thermal Deformation Behavior of 690 MPa High-Strength Steel for Ocean Engineering at 1 000 ~ 1 100 °C

Shuai Yong^{1,2}, Sun Lefei² and Chen Yingjun²

(1 China Iron and Steel Research Institute Group Co Ltd, Beijing 100081; 2 Xinyu Iron and Steel Group Co Ltd, Xinyu 338001)

Abstract The thermal deformation behavior of 420 mm casting slab of 690 MPa high-strength steel for ocean engineering (/% :0.12 ~ 0.15C, 1.05 ~ 1.20Mn, 0.5 ~ 0.7Cr, 1.0 ~ 2.0Ni, 0.5 ~ 0.6Mo, 0.3 ~ 0.6Cu, 0.015 ~ 0.035Nb, 0.008 ~ 0.020Ti, 0.04 ~ 0.07Al) with 20% deformation and strain rate 0.05 ~ 5 s⁻¹ at 1 000 ~ 1 100 °C has been tested studied by using Gleeble 3800 thermal simulation machine to get true stress-strain curves, strain-hardening rate-deformation stress curves, thermal deformation constitution equation and dynamic recrystallization thermal activation energy of the steel. Results show that at same test temperature with increasing strain rate the corresponding deformation stress increases; while with increasing deformation temperature the deformation stress decreases; and the dynamic recrystallization thermal activation energy of the steel is 499 954.0 J/mol.

Material Index 690 MPa High-Strength Steel for Ocean Engineering, Thermal Deformation at 1 000 ~ 1 100 °C, Strain Rate, Stress-Strain, Dynamic Recrystallization

由于海洋工程用钢使用环境特殊性,其各项技术指标要求较高,不仅要有很强耐腐蚀性能,还要具有高强韧性、易焊接性及抗层状撕裂能力等。获得这些优良性能的条件之一就是要获得某一类型的微观组织,而轧制过程中的热变形行为对钢种的微观组织有着至关重要的影响^[1-5]。当钢在高温轧制时,其晶粒发生塑性变形,内部微观组织也产生一系列变化-产生位错、变形晶粒回复及动态再结晶,这些变化对钢的最终组织与性能产生极大影响;而这一系列的变化又受到轧制过程中的变形量、应变速率和变形温度的影响。

本文采用热物理模拟的方法对新余钢铁公司生产的 690 MPa 海洋工程用钢的高温热变形行为进行研究,考察在一定变形量下,不同变形温度和应变速率对该钢的高温热变形行为的影响,并采用相关的热变形模型进行计算,得到该钢在试验条件下的热变形本构

模型以及动态再结晶的热激活能等相关参数。

1 试验材料及方法

试验材料取自新钢公司生产 690 MPa 海洋工程用钢的铸坯,化学成分如表 1 所示,其生产流程为: KR 铁水预处理-210 t 转炉-LF 精炼-VD 真空-特厚板连铸机(420 mm × 2 070 mm)。试样沿铸坯厚度 1/4 处取样,试样规格为 Φ10 mm × 15 mm。试验在新钢公司的 Gleeble 3800 热模拟机的轧制单元进行,具体试验参数和方案如图 1 所示。

2 试验结果和分析

2.1 真应力-应变曲线

从图 2 上可以看出,试验钢真应力-应变曲线的

表 1 试验用钢的化学成分 / %
Table 1 Chemical composition of tested steel / %

C	Mn	Al	N	Cr	Ni	Cu	Mo	B	Nb	Ti
0.12 ~ 0.15	1.05 ~ 1.20	0.04 ~ 0.07	≤ 0.005	0.5 ~ 0.7	1.0 ~ 2.0	0.3 ~ 0.6	0.5 ~ 0.6	0.000 8 ~ 0.002 0	0.015 ~ 0.035	0.008 ~ 0.020

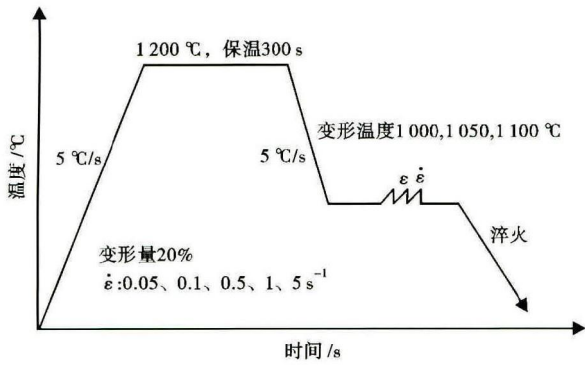


图1 热变形试验工艺图

Fig.1 Scheme of thermal deformation test process

变化趋势却基本一样,变形初期应力随着应变的增加而快速上升,这一阶段试样表现出加工硬化的属性,此时试样中变形晶粒内部会产生大量的位错,其数量随着变形量的增加而快速增加,导致试样内变形晶粒的变形累积能增加,当累积能达到一定数量时,变形晶粒内部开始有亚晶的形成,出现动态回复,在真应力-应变曲线上则表现为随着应变的增加,应力增加的速度放缓。随着应变的进一步增加,亚晶的数量也进一步的增加,变形试样进入动态回复阶段。此时加工硬化和动态回复会同时出现,并在变形应力达到某一值后开始保持稳定。此时的真应力-应变曲线会表现为一条水平线。

当有动态再结晶出现时,会使得变形晶粒产生进一步的软化,其在真应力-应变曲线上表现为一个明显的峰值现象。但本试验中的应力应变曲线并没有出现明显的峰值,这是由于该钢的成分中含有Nb,热变形过程中的变形会诱导析出含Nb析出物,从而在一定程度上抑制再结晶的发生,使得本次试验过程中的再结晶现象不明显。

另外,从图2上还可以看出,随着应变速率上升

和变形温度的下降,真应力都是呈上升趋势,这主要由两个方面的原因造成的:(1)应变速率的增加和温度的降低会减少变形晶粒存储能量,同时还会对晶界的移动性产生不利的影响。而晶粒的存储能、晶界的移动性和变形晶粒位错的形成与消失以及动态再结晶密切相关。(2)温度的降低会增加试样的变形抗力,降低变形过程中的动态回复、再结晶的热激活过程,从而导致软化效应降低。同时应变速率的增加,会使得试样在变形时间内产生的应变量增加,提升了加工硬化强度。

2.2 峰值应力的确定

热变形过程中的应变硬化率常采用 $\theta = d\sigma/d\epsilon$ 来表示,该值随着热变形过程的进行是逐渐减小的,并在开始产生动态再结晶时达到最小值,其在 $\theta-\sigma$ 曲线上表现为一个拐点。本试验条件下的应变硬化率-应力曲线见图3,从图3中可以得到该试验条件下的峰值应力,表2是本次试验条件下的峰值应力。

2.3 热变形本构方程及激活能

当前描述金属材料在热变形过程中温度和应变速率对变形应力的影响时多采用 Zener-Hollomon 参数^[6],用于描述金属的热蠕变行为,但由于金属热变形和热蠕变遵循相似的机理,只是二者的应变速率差别较大,现在广泛用来研究金属的热变形行为^[7-11]。Zener-Hollomon 参数的表达式见式(1)。

$$Z = \dot{\epsilon} \exp(Q/RT) \tag{1}$$

式中: Z - Zener-Hollomon 参数; $\dot{\epsilon}$ - 热变形时的应变速率/ s^{-1} ; Q - 热变形活化能/ $(kJ \cdot mol^{-1})$,表示金属材料在热变形过程中发生动态回复和再结晶的难易程度; R -综合气体常数, $R = 8.314 J/(mol \cdot K)$; T - 变形温度/ K 。

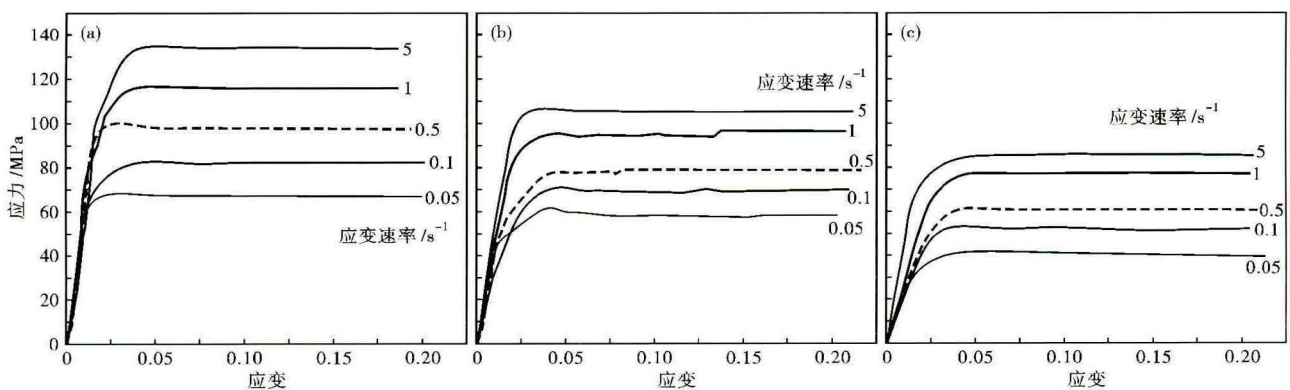


图2 1 000 °C (a),1 050 °C (b)和1 100 °C (c)时试验钢的真应力-应变曲线

Fig.2 True stress-strain curves of tested steel at 1 000 °C (a) , 1 050 °C (b) and 1 100 °C (c)

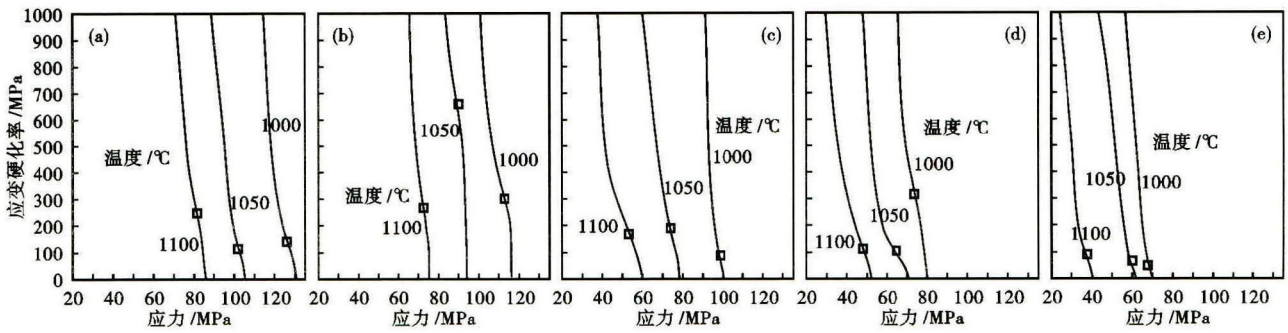


图3 应变速率(a)5 s⁻¹;(b)1 s⁻¹;(c)0.5 s⁻¹;(d)0.1 s⁻¹;(e)0.05 s⁻¹时试验钢的应变硬化率-变形应力曲线

Fig.3 Strain-hardening rate-deformation stress curves of tested steel with strain rate 5 s⁻¹ (a), 1 s⁻¹ (b), 0.5 s⁻¹ (c), 0.1 s⁻¹ (d) and 0.05 s⁻¹ (e)

表2 不同试验条件下试验钢的峰值应力

Table 2 Peak stress of tested steel in different experimental condition

变形量/ %	应变速率/ s ⁻¹	峰值应力/MPa		
		1 000 °C	1 050 °C	1 100 °C
20	0.05	69.08	61.70	40.60
	0.1	79.42	71.21	52.62
	0.5	100.95	78.56	60.65
1	1	116.50	94.10	75.50
	5	130.17	105.79	83.70

热变形过程中的温度、应变速率和峰值应力的关系通常采用 Arrhenius 关系式来表达。

$$\dot{\epsilon} = A_1 \sigma_p^{n_1} \exp(-Q/RT) \quad (2)$$

$$\dot{\epsilon} = A_2 \exp(\beta \sigma_p) \exp(-Q/RT) \quad (3)$$

$$\dot{\epsilon} = A_3 [\sinh(\alpha \sigma_p)]^{n_2} \exp(-Q/RT) \quad (4)$$

式中: A₁、A₂、A₃、α、β、n₁、n₂- 和试验材料及试验条件相关的常数,其中 α = β/n₁; σ_p- 峰值应力/MPa。

上述3式中,(2)式用于低应力状态时的热变形,(3)式用于高应力状态时热变形,而(4)式是在(2)、(3)式基础上总结出的一般化方程。

由于 n₁ 和 β 均为常数,对式(2)和式(3)两端分别取对数可知,ln $\dot{\epsilon}$ 和 lnσ_p、ln $\dot{\epsilon}$ 和 σ_p 之间分别存在着线性关系。当温度一定时,可得到:

$$n_1 = \frac{\partial \ln \dot{\epsilon}}{\partial \ln \sigma_p} \quad (5)$$

$$\beta = \frac{\partial \ln \dot{\epsilon}}{\partial \sigma_p} \quad (6)$$

采用图2中的数据分别绘制出 ln $\dot{\epsilon}$ -lnσ_p 和 ln $\dot{\epsilon}$ -σ_p 散点图,并采用最小二乘法进行线性回归,

如图4所示。由于 n₁ 为式(2)取对数后的斜率,因此取图4(a)中的1 050 °C和1 100 °C下直线斜率的平均值。同样,β 来自式(3)取对数后的斜率,其值取图4(b)中1 000 °C和1 050 °C下直线斜率的平均值,本试验条件下的 n₁、β 和 α 值分别为:8.048 5、0.087、0.012 343。

由于 n₂ 为常数,对式(4)两端取对数得:

$$\ln \dot{\epsilon} = \ln A_3 + n_2 \ln [\sinh(\alpha \sigma_p)] - \frac{Q}{RT} \quad (7)$$

式(7)说明 ln $\dot{\epsilon}$ 和 ln[sinh(ασ_p)]之间也存在着线性关系,采用图2中的数据绘制 ln $\dot{\epsilon}$ -ln[sinh(ασ_p)]散点图并采用最小二乘法进行回归,结果如图5(a)所示,得试验条件下的 n₂ 值为5.349 6。

当应变速率一定时,对式(7)两边取偏导并整理得: Q = Rn₂ $\frac{\partial \ln [\sinh(\alpha \sigma_p)]}{\partial \frac{1}{T}}$ (8)

说明 ln[sinh(ασ_p)]和1/T之间存在着线性关系,把相关试验数据代入式(8)绘制 ln[sinh(ασ_p)]-

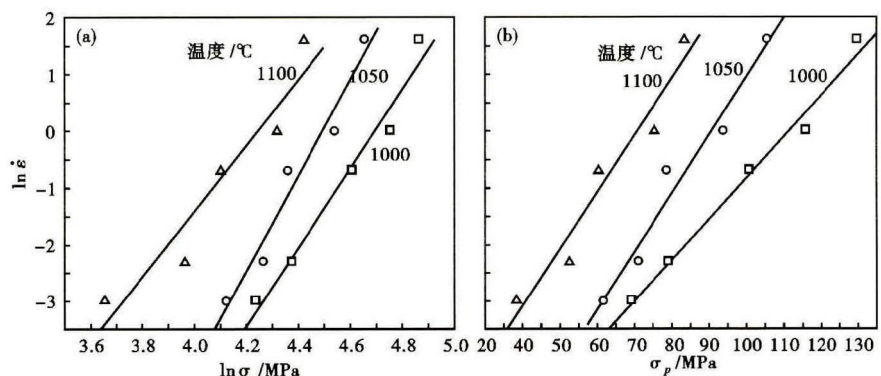


图4 不同变形温度下试验钢 ln $\dot{\epsilon}$ 和 lnσ_p 关系(a)以及 ln $\dot{\epsilon}$ 和 σ_p 关系(b)

Fig.4 Relation between ln $\dot{\epsilon}$ and lnσ_p (a) and between ln $\dot{\epsilon}$ and σ_p (b) of tested steel at different deformation temperature

1/T散点图并进行最小二乘法回归,结果见图5(b),得到试验条件下的斜率、截距及R值,通过计算可得到试验条件下的变形再结晶激活能,见表3。

把相关值代入式(7)可得到不同变形量下的A₃值,分别为:10%, 2.359 × 10²⁸; 20%, 8.941 × 10¹⁸; 30%, 2.543 × 10¹³。从而得到本试验条件下的本构方程分别为:

$$\dot{\epsilon} = 8.941 \times 10^{18} \times [\sinh(0.01234\sigma_p)]^{5.3497} \cdot \exp(-499954.0/8.31T) \quad (9)$$

同样可以得到试验条件下的Zener-Hollomon参数方程为:

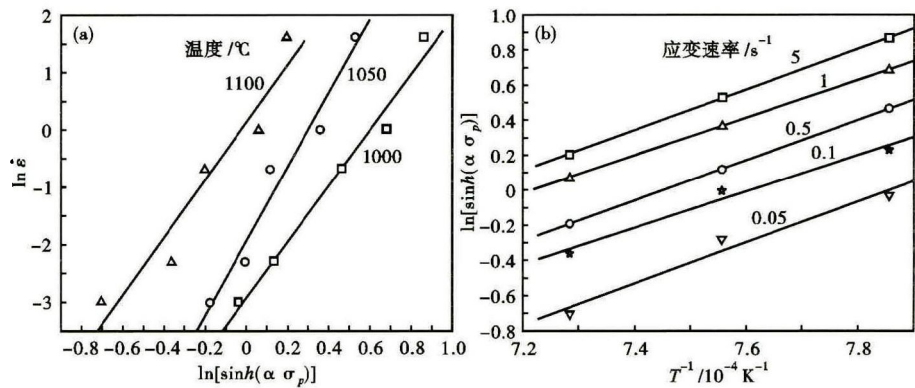


图5 试验钢 ln ε̇ 和 ln[sinh(ασ_p)]关系(a)以及 ln[sinh(ασ_p)]和 1/T关系(b)

Fig. 5 Relation between ln ε̇ and ln[sinh(ασ_p)] (a) and between ln[sinh(ασ_p)] and 1/T of tested steel

$$Z = \dot{\epsilon} \exp(-499954.0/8.31T) \quad (10)$$

3 结论

(1) 同一变形温度下,变形应力随着应变速率的增加而增加;同一应变速率下,变形应力随着温度的增加而降低。

(2) 变形再结晶激活能随着应变速率的降低而减少,低的应变速率有利于再结晶的发生,本试验条件下的再结晶激活能是499 954.0 J/mol。

(3) 在试验条件下,试验钢的真应力-应变曲线表现出明显的动态回复形态,而动态再结晶特征不明显。

表3 试验条件下试验钢的再结晶激活能

Table 3 Recrystallization activation energy of tested steel in experimental condition

变形量/ %	应变速率/ s ⁻¹	变形再结晶激活能/ (J · mol ⁻¹)	平均值/ (J · mol ⁻¹)
20	5	521 304.4	499 954.0
	1	519 080.4	
	0.5	516 411.6	
	0.1	479 493.3	
	0.05	463 480.6	

参考文献

[1] Tsuchida Y, Okamoto K, Tokunaga Y. Improvement of Creep Rupture Strength of 9Cr-1Mo-V-Nb-N Steel by Thermo-mechanical Control Process[J]. ISIJ International, 1995, 35(3):309-316.

[2] Lee C H, Hin H S, Park K T. Evaluation of High Strength TMCP Steel Weld for use in Cold Regions[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2012, 74:134-139.

[3] Machida S, Kitada H, Yajima H, et al. Extensive Application of TM-CP Steel Plates to Ship Hulls; 40 kgf/mm² Class High Yield Stress Steel[J]. Marine Structures, 1988, 1(3):219-243.

[4] Zhuang L, Wu D. Effects of Hot Deformation and Subsequent Austempering on the Mechanical Properties of Si-Mn TRIP Steels[J]. ISIJ International, 2006, 46(1):21-128.

[5] Khodabdeh A R, Jahazi M, Yue S, et al. Impact Toughness and Tensile Properties Improvement Through Microstructure Control in Hot Forged Nb-V Microalloyed Steel[J]. ISIJ International, 2005, 45(2):272-280.

[6] Zener C, Hollomon J H. Effect of Strain-rate Upon the Plastic Flow of Steel[J]. Journal Application Physics, 1944, 15(1):22-27.

[7] Takuda H, Fujimoto H, Hatta N. Modeling of Flowing Stress of Mg-Al-Zn Alloys at Elevated Temperatures[J]. Journal and Materials Processing Technology, 1998, 80-81(8):513-516.

[8] Yang H, Li Z H, Zhang Z L. Investigation on Zener-Hollomon Parameter in the Warm-Hot Deformation Behavior of CF53[J]. Journal of Shanghai Jiaotong University (Science), 2007, E-12(3):352-358.

[9] Najafizadeh A, Jonas J J. Predicting the Critical Stress for Initiation of Dynamic Recrystallization[J]. ISIJ International, 2006, 46(11):1679-1684.

[10] Yang H, Li Z H, Zhang Z L. Investigation on Zener-Hollomon Parameter in the Warm-Hot Deformation Behavior of 20CrMnTi[J]. Journal of Zhejiang University Science A, 2006, 7(8):1453-1460.

[11] 魏 洁, 唐广波, 刘正东. 碳锰钢热变形行为及动态再结晶模型[J]. 钢铁研究学报, 2008, 20(3):31-35.

帅 勇(1983-),男,博士研究生(钢铁研究总院),2006年安徽工业大学(本科)毕业,连铸工艺技术、铸坯质量及遗传性研究。E-mail:shuaiyong118@sina.com

收稿日期:2015-03-15