

Q345GJC 高层建筑钢热变形行为及流变应力数学模型研究

王庆敏 刘 鑫

(首钢京唐钢铁联合有限责任公司, 唐山 063200)

摘要 利用 Gleeble-2000 热模拟试验机对 Q345GJC 钢(成分: 0.16C, 0.36Si, 1.37Mn, 0.026Nb)进行了单道次压缩试验, 实测了试验钢 900 ~ 1 150 ℃、真应变 0.8 ~ 1.2、应变速率 0.1 ~ 1 s⁻¹ 的变形抗力, 分析了各工艺变形参数对试验钢动态再结晶和变形抗力的影响。确定了试验钢的动态再结晶激活能为 245.448 kJ/mol(峰态时)和 166.994 kJ/mol(稳态时), 并建立了试验钢高温变形抗力的数学模型。该模型具有良好的曲线拟合特性, 用该模型计算的结果与实测值吻合较好。

关键词 高层建筑用钢 Q345GJC 动态再结晶 变形抗力 热模拟试验 数学模型

Investigation on Hot Deformation Behavior and Mathematical Model of Flow Stress of Q345GJC Steel for Tall Building

Wang Qingmin and Liu Xin

(Shougang Jingtang Iron and Steel Co Ltd, Tangshan 063200)

Abstract The single-pass compression experiment of Q345GJC steel (composition: 0.16C, 0.36Si, 1.37Mn, 0.026Nb) is carried out by Gleeble-2000 thermal simulator, the deformation resistances of tested steel with strain rate 0.1 ~ 1 s⁻¹ and true strain 0.8 ~ 1.2 at 900 ~ 1 150 ℃ has been measured, and the influences of different process parameters on dynamic recrystallization and deformation resistance of tested steel are analyzed. The activation energy of dynamic recrystallization in peak state and steady state determined are respectively 245.448 kJ/mol and 166.994 kJ/mol, and the mathematical model of high temperature deformation resistance of tested steel is established. The model has good curve-fitting performance, its expected values close to the actually measured ones.

Material Index Q345GJC Steel for Tall Building, Dynamic Recrystallization, Deformation Resistance, Thermal Simulation Test, Mathematical Model

以含 Nb 高层建筑钢 Q345GJC 为试验钢, 在 Gleeble-2000 热模拟试验机上进行单道次高温压缩试验, 分析了试验钢高温变形的动态再结晶行为, 并建立了试验钢高温变形抗力的数学模型^[1-4]。

1 试验材料及方法

试验材料为 20 mm 厚 Q345GJC 钢板, 通过机加工做成 14.7 mm(高) × 7.9 mm(直径)的圆柱形热模拟试样, 化学成分(%)为 0.16C, 0.36Si, 1.37Mn, 0.007S, 0.016P, 0.026Nb。本试验在 Gleeble-2000 热模拟试验机上进行, 采用单道次压缩试验, 测试真应力-真应变曲线。

将试样以 20 ℃/s 的速度加热到 1 200 ℃, 保温 180 s 后以 10 ℃/s 的速度冷却到不同温度保温 30 s 以消除试样内的温度梯度, 然后进行压缩变形, 变形温度为 900 ~ 1 150 ℃, 即在一定的温度条件下进行变形。应变速率为 0.1 ~ 10 s⁻¹, 变形量为真应变 0.8, 同时, 在保证变形速率和变形温度不变的前提下, 改变真应变为 1.2, 研究高温变形量对变形抗力和动态

表 1 单道次压缩工艺参数

Table 1 Parameters of single-pass compression experiments process

真应变	应变速率/s ⁻¹	变形温度/℃
0.8	0.1	900, 950, 1 000, 1 050, 1 100
0.8	1	1 000, 1 050, 1 100, 1 150
0.8	5	950, 1 000, 1 050, 1 100, 1 150
0.8	10	950, 1 000, 1 050, 1 100, 1 150
1.2	1	950, 1 000, 1 050, 1 100, 1 150

再结晶的影响规律。具体变形参数如表 1 所示。

2 试验结果及分析

2.1 温度和变形速率对应变抗力的影响

从图 1 可以看出, 在一定的变形速率和变形程度下, 随着变形温度的升高变形抗力值下降。

从图 2 可以看到, 在一定的变形温度和变形程度下, 变形抗力随着变形速率的增加而增加。因为变形速率增加, 发生动态回复和动态再结晶的时间相对减少, 变形所产生的加工硬化并不能得到完全消除, 从而使变形抗力增加。在变形速率较低(小于 1 s⁻¹)时(图 2), 应力到达峰值后有明显的下降,

呈现典型的再结晶特征,说明变形过程中发生了动态再结晶。随着变形速率的提高,应力峰值向应变增大的方向移动,即随着变形速率的增大,奥氏体不易发生动态再结晶。这是由于一方面变形速率增大,再结晶的驱动力也越大,另一方面加工硬化作用也随着变形速率的增大而增大。在 5 s^{-1} 以上时,曲线没有明显的峰值,呈现典型的动态回复特征。

从图 3 中可以看出,随着温度的升高,应变速率对变形抗力的影响变弱。低温时的斜率小,高温时的斜率大(图 3)。因为塑性变形过程中同时存在硬化和软化过程,高温区变形减少了应变的加工硬化效应,缩短了硬化过程的时间。

2.2 变形程度对变形抗力的影响

在同样的应变速率 1 s^{-1} 下,真应变为 0.8 的在 $1150 \text{ }^\circ\text{C}$ 时有轻微的再结晶现象,当温度降至 $1050 \text{ }^\circ\text{C}$ 时,再结晶变得不明显,属于动态回复型(图 4)。当真应变为 1.2 时,在 $1150 \text{ }^\circ\text{C}$ 有明显的再结晶现象,随温度降至 $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ 时,再结晶现象变得不明显。

3 流变应力数学模型的建立

典型的奥氏体动态再结晶应力-应变模型可用式(1)表示^[5-6]:

$$\begin{cases} \frac{\sigma}{\sigma_p} = \left[\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_p} \right) \exp \left(1 - \frac{\varepsilon}{\varepsilon_p} \right) \right]^C & \varepsilon \leq \varepsilon_p \\ \sigma = \sigma_s + (\sigma_p - \sigma_s) \exp \left[C1 \left(\varepsilon - \frac{\varepsilon_p}{2} - \frac{\varepsilon^2}{2\varepsilon_p} \right) \right] & \varepsilon \geq \varepsilon_p \end{cases} \quad (1)$$

式中: C 和 $C1$ - 与钢种成分、变形温度和变形速率有关的参数。

钢在等温变形条件下,应力-应变关系曲线由变形速率和变形温度通过 Z -参数决定^[7],即:

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp \left(\frac{Q_d}{RT} \right) \quad (2)$$

式中: $\dot{\varepsilon}$ - 变形速率; T - 变形温度; Q_d - 动态再结晶激活能; R - 气体常数。 $\dot{\varepsilon}$ 、 T 和 σ 之间的一个普遍适用的双曲正弦关系为:

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

式中: A 、 α 和 n - 与钢种成分有关的参数。当应力值

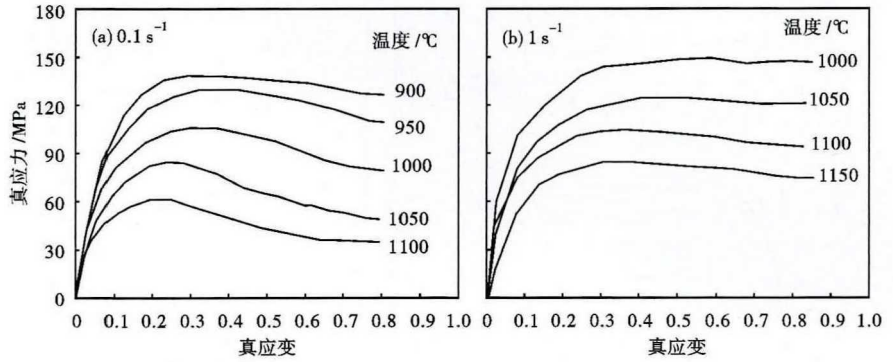


图 1 试验钢单道次压缩应力-应变曲线:(a)900~1100 °C,应变速率 0.1 s^{-1} , (b)1000~1150 °C,应变速率 1 s^{-1}

Fig.1 Stress-strain curve of single pass compression of test steel: (a) 900 ~ 1100 °C, strain rate 0.1 s^{-1} and (b) 1000 ~ 1150 °C, strain rate 1 s^{-1}

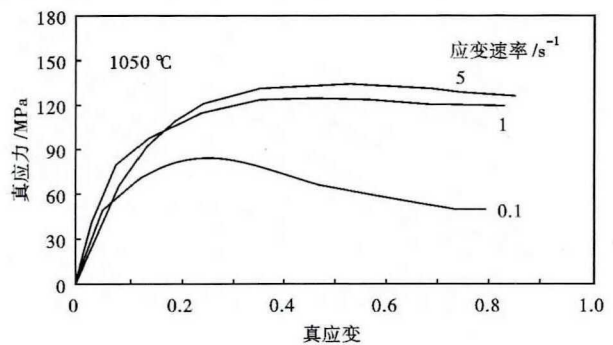


图 2 试验钢 $1050 \text{ }^\circ\text{C}$,应变速率 $0.1 \sim 5 \text{ s}^{-1}$ 的应力-应变曲线
Fig.2 Stress-strain curve of test steel with strain rate $0.1 \sim 5 \text{ s}^{-1}$ at temperature $1050 \text{ }^\circ\text{C}$

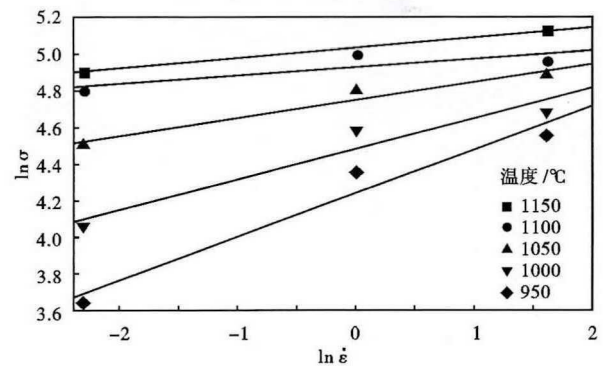


图 3 试验钢变形抗力与应变速率的关系

Fig.3 Relationship between flow stress and strain rate of test steel

较小时,式(3)可以简化为式(4)^[8]:

$$\dot{\varepsilon} = B\sigma^n \exp \left(\frac{-Q_d}{RT} \right) \quad (4)$$

式中: B 和 n 为常数。对式(4)两边取对数整理得:

$$\ln \sigma = \frac{1}{n} \ln \dot{\varepsilon} - \frac{1}{n} \ln B + \frac{Q_d}{nRT} \quad (5)$$

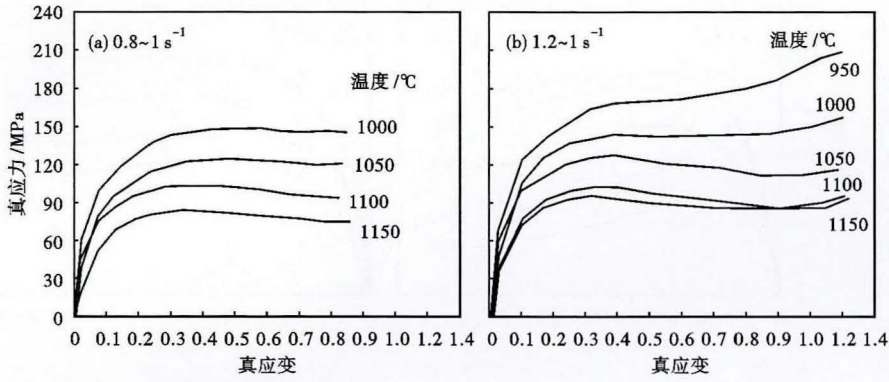


图 4 试验钢应变速率 0.8~1 s⁻¹ (a) 和 1.2~1 s⁻¹ (b) 的应力-应变曲线
Fig. 4 Stress-strain curve of test steel with strain rate 0.8~1 s⁻¹ (a) and 1.2~1 s⁻¹ (b)

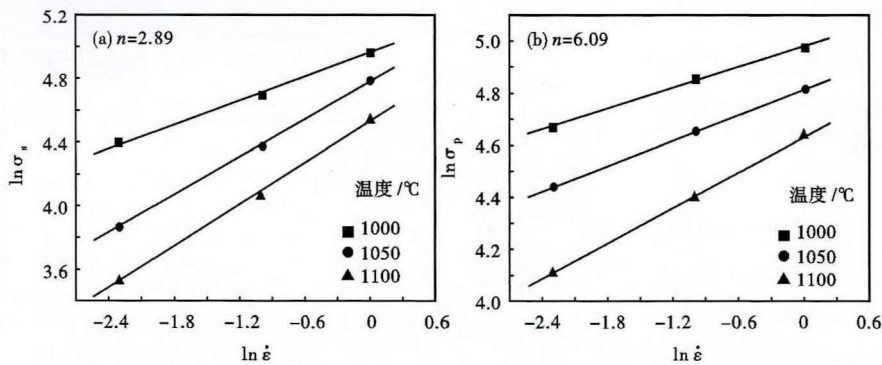


图 5 试验钢 lnσ_p, lnσ_s 与 lnε̇ 的关系: (a) 稳态; (b) 峰值
Fig. 5 lnσ_p and lnσ_s versus lnε̇ of test steel: (a) steady state; (b) peak point

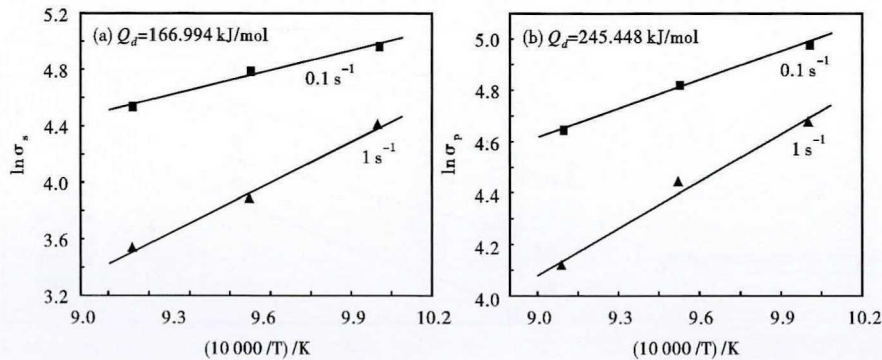


图 6 试验钢 lnσ_p, lnσ_s 与 (10000/T)K⁻¹ 的关系: (a) 稳态; (b) 峰值
Fig. 6 lnσ_p and lnσ_s versus (10000/T)K⁻¹ of test steel: (a) steady state; (b) peak point

表 2 试验钢形变激活能和常数的计算

Table 2 Calculated activation energy of deformation and some constants of test steel

状态	<i>n</i>	<i>Q_d</i> /(kJ·mol ⁻¹)	<i>B</i>
峰值	6.09	245.448	0.616
稳态	2.89	166.994	259.811

如图 5、6, 回归得到峰值及稳态的 *n*、*Q_d* 和 *B* 值, 具体结果见表 2。

结合式(4), 试验钢在峰值状态及稳定状态时的表达式可以表示为:

$$\begin{cases} \dot{\epsilon} = 0.616 \sigma_p^{6.09} \exp\left(\frac{-245.448}{RT}\right) \dots\dots & \text{峰值状态} \\ \dot{\epsilon} = 259.811 \sigma_s^{2.89} \exp\left(\frac{-169.994}{RT}\right) \dots\dots & \text{稳定状态} \end{cases} \quad (6)$$

另外, 对式(7)进行最小二乘法回归, 最终得出试验钢的峰值应变的表达式, 如式(8)所示。

$$\epsilon_p = A d_0^a Z^b \quad (7)$$

式中: *A*, *a*, *b*- 对于同一钢中为常数, 可由试验数据回归得到。Z 为 Zener-Hollomen 参数。

$$\epsilon_p = 6.403 \times 10^{-3} \left[\dot{\epsilon} \cdot \exp\left(\frac{245.448}{RT}\right) \right]^{0.143} \quad (8)$$

由式(6)、(8)得到试验钢的 σ_p、σ_s 和 ε_p, 然后代入式(1)中, 得出真应力-真应变模型, 见图 7。

其中式(1)中参数 *C* 和 *C1* 可通过对分段函数两边取对数后回归得到, 即通过 ln(σ/σ_p) 和 ln[(ε/ε_p)exp(1 - ε/ε_p)] 的关系确定 *C*, 通过 ln((σ - σ_s)/(σ_p - σ_s) 和 (ε - ε_p/2 - ε²/2ε_p) 的关系确定 *C1*。

例如: 图 8 为试验钢在变形温度为 1100 °C, 应变速率为 0.1 s⁻¹ 时的 *C* 和 *C1* 值。

最终得出试验钢在 1100 °C、0.1 s⁻¹ 时的变形抗力数学模型模型如式(9)所示:

$$\begin{cases} \sigma = 61.01 \times \left[\left(\frac{\epsilon}{0.211} \right) \exp\left(1 - \frac{\epsilon}{0.211}\right) \right]^{0.51} & \epsilon \leq 0.211 \\ \sigma = 33.97 + (61.01 - 33.97) \exp \left[5.2 \times \left(\epsilon - \frac{0.211}{2} - \frac{\epsilon^2}{2 \times 0.211} \right) \right] & \epsilon \geq 0.211 \end{cases} \quad (9)$$

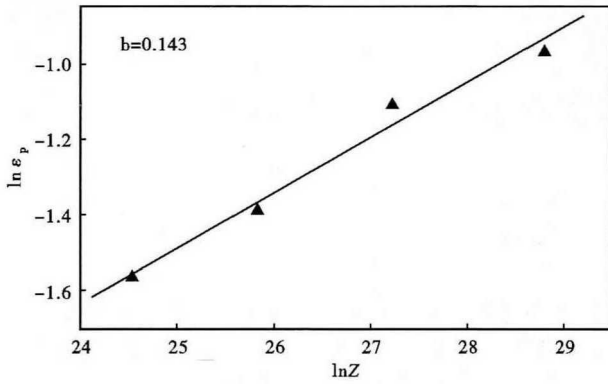


图 7 试验钢 $\ln \varepsilon_p$ 与 $\ln Z$ 的关系
Fig. 7 $\ln \varepsilon_p$ versus $\ln Z$ of test steel

从图 9 可见,由模型所得到的曲线和实验曲线吻合较好。

4 结论

(1) 当温度高于 1 000 °C 时,应力-应变曲线出现峰值,呈现典型的动态再结晶特征,950 °C 时峰值变得不明显,当温度降至 900 °C 时,曲线呈动态回复状态。

(2) 在变形速率小于 1 s^{-1} 时,应力到达峰值后

有明显的下降,呈现典型的再结晶特征,变形过程中发生了动态再结晶。随着变形速率的提高,应力峰值向应变增大的方向移动,奥氏体不易发生动态再结晶。

(3) 随变形程度的增加,动态再结晶容易发生。加工硬化率随应变量的增加而降低,降低到一定程度趋于一定值。

(4) 峰态时激活能为 $Q_p = 245.448 \text{ kJ/mol}$,应力指数为 6.09;稳态时激活能为 $Q_s = 166.994 \text{ kJ/mol}$,应力指数为 2.89。

(5) 建立了试验钢在 $1\ 100 \text{ °C}$ 、 0.1 s^{-1} 时的变形抗力数学模型,该模型具有很好的拟合性。

参考文献

- [1] 王学敏,尚成喜. 组织细化的控制相变机理研究[J]. 金属学报, 2002,38(6):661-666.
- [2] 刘清友,侯豁然. 微合金超细组织的控制轧制[J]. 钢铁研究学报,2000,12(6):29-32.
- [3] Yoshida H, Yorifuji A and Koseki S. An International Mathematical Simulation of Temperature, Rolling Load and Metallurgical Properties in Hot Strip Mill[J]. ISIJ International,1991,31(6):570-571.
- [4] Hodgson P D and Gibbs R K. A Mathematical Model to Predict the Mechanical Properties of Hot Rolled C-Mn and Microalloyed Steels [J]. ISIJ International,1992,32(12):1392.
- [5] Ebrahimi R, Zahiri S H and Najafzadeh A. Mathematical Modeling of the Stress Strain Curves of Ti IF Steel at High Temperature [J]. Journal of Materials Processing Technology,2006,171:301-307.
- [6] Cingara A and Mc Queen H J. New Formula for Calculating Flow Curves From High Temperature Constitutive Data for 300 Austenitic Steels[J]. J. Mater. Process Technol, 1992, 36(1):31-42.
- [7] Medina S F and Hernandez C A. General Expression of Zener-Hollomon Parameter as a Function of Chemical Composition of Low Alloy and Microalloyed Steel [J]. Acta Mater, 1996, 44(1):137-148.
- [8] Karhausen K and Kopp R. Model for Integrated Process and Microstructure Simulation in Hot Forming [J]. Steel Research,1992,63(6):247-251.

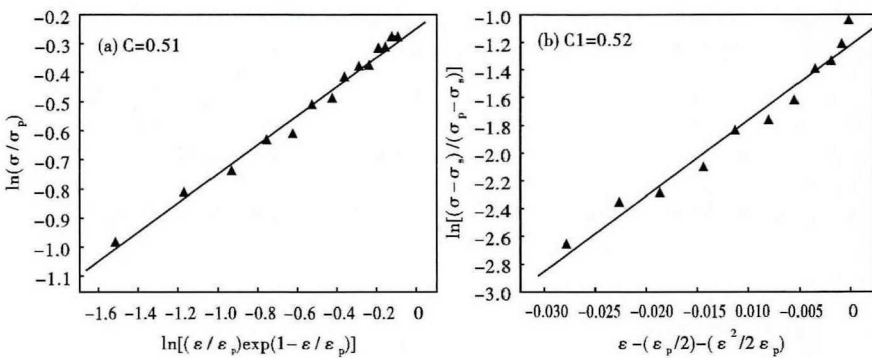


图 8 试验钢 $1\ 100 \text{ °C}$ 和应变速率 0.1 s^{-1} 的(a) C 和(b) C_1 值
Fig. 8 C (a) and C_1 (b) value of test steel with strain rate 0.1 s^{-1} at $1\ 100 \text{ °C}$

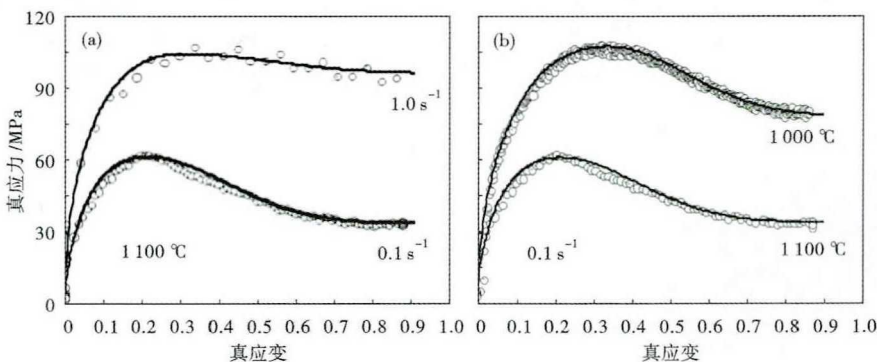


图 9 试验钢真应力-应变曲线实验值和预测值的比较

Fig. 9 Comparison between experimental and predicted true stress-true strain curves of test steel

王庆敏(1983-),男,硕士(2006年东北大学),工程师,钢板组织性能研究。E-mail:843565564@qq.com

收稿日期:2019-07-31