

30MnVS 非调质钢的本构模型与热加工图

邓庆文¹, 胡洪斌¹, 于凯昌², 张宏涛¹, 王国文¹, 李 航¹, 邓 磊², 王新云²

(1. 湖北三环锻造有限公司, 湖北 襄阳 441700; 2. 华中科技大学 材料成形与模具技术全国重点实验室, 湖北 武汉 430074)

摘要: 非调质钢凭借其良好的强度-韧性协同效应及全生命周期低碳排放优势, 广泛应用于发动机关键承力部件。通过 Gleeble 热模拟实验, 研究了 30MnVS 非调质钢在不同变形温度 (900~1200 °C)、应变速率 (0.01~10 s⁻¹) 及变形量 (10%~50%) 下的热变形行为, 建立了考虑应变补偿效应的 Arrhenius 本构方程。结合 Prasad 能量耗散准则, 构建了不同应变条件下 30MnVS 非调质钢的热加工图, 明确了动态再结晶主导区与失稳风险域的工艺边界。研究表明: 在 900~1150 °C 高温区间与低于 1 s⁻¹ 的低应变速率区间的材料动态再结晶显著, 峰值应力随温度升高呈现衰减特征, 降幅超过 30%。当应变大于 0.2 时, 需规避温度高于 1000 °C 且应变速率超过 1 s⁻¹ 的加工参数组合, 避免流变失稳现象的发生。

关键词: 30MnVS 非调质钢; 本构模型; 热加工图; 高温塑性; 动态再结晶

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2025.07.031

中图分类号: TG142.1

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2025) 07-0248-07

Constitutive model and hot processing map of 30MnVS non-quenched and tempered steel

Deng Qingwen¹, Hu Hongbin¹, Yu Kaichang², Zhang Hongtao¹, Wang Guowen¹, Li Hang¹,
Deng Lei², Wang Xinyun²

(1. Hubei Triring Forging Co., Ltd., Xiangyang 441700, China; 2. State Key Laboratory of Material Processing and Die and Mould Technology, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China)

Abstract: Non-quenched and tempered steel is widely used in key load-bearing components of engines due to its excellent strength-toughness synergy and low carbon emissions advantages throughout its lifecycle. Therefore, the hot deformation behavior of 30MnVS non-quenched and tempered steel at different deformation temperatures (900–1200 °C), strain rates (0.01–10 s⁻¹) and deformation amounts (10%–30%) was investigated by the Gleeble thermal simulation experiments, and the Arrhenius constitutive equation considering the strain compensation effect was established. Then, combined with the Prasad energy dissipation criterion, the hot processing maps of 30MnVS non-quenched and tempered steel under different strain conditions were constructed, and the process boundary between dynamic recrystallization dominant zones and instability risk regions was clarified. The results indicate that at the high-temperature range of 900–1150 °C and the low strain rate range (<1 s⁻¹), the mdynamic recrystallization of material is significant, and the peak stress shows a decay characteristic with the increasing of temperature, with a decrease of more than 30%. When the strain exceeds 0.2, it is necessary to avoid the combinations of processing parameters with a temperature higher than 1000 °C and a strain rate exceeding 1 s⁻¹ to avoid the occurrence of rheological instability.

Key words: 30MnVS non-quenched and tempered steel; constitutive model; hot processing map; high temperature plasticity; dynamic recrystallization

在全球碳中和战略驱动下, 汽车轻量化与绿色制造技术亟待突破^[1]。30MnVS 非调质钢作为第 3 代高性能结构材料, 通过微合金化设计与控锻工艺

的协同优化, 实现了“以轧代锻、免热处理”的技术革新, 使关键零部件制造能耗降低 30%~45%^[2-3]。然而, 其热成形过程中复杂的动态再结晶和回复行为与流变应力响应机制, 仍制约着工艺参数的精准调控与组织性能的稳定预测。

针对上述工艺瓶颈, 热加工图理论的创新应用为快速确定热加工工艺窗口提供了新路径^[4-5]。近年来, 以动态材料模型为核心的热加工图技术, 通过耦合能量耗散效率与失稳判据, 为量化工艺稳定

收稿日期: 2025-03-25; 修订日期: 2025-06-28

基金项目: 襄阳市科技计划项目 (关键核心技术攻关专项)

作者简介: 邓庆文 (1975-), 男, 学士, 高级工程师

E-mail: dqw096@foxmail.com

通信作者: 于凯昌 (1999-), 男, 博士研究生

E-mail: d202480507@hust.edu.cn

性提供了新范式^[6-7]。对于 49MnVS3、38MnVS6 等高强非调质钢, 已有研究系统揭示了其热加工窗口与变形行为的演变规律^[8-10]。然而, 目前针对 30MnVS 非调质钢的热变形行为及热加工图的相关研究却鲜有报道。因此, 本文采用 Gleeble-3500 热模拟试验机对 30MnVS 非调质钢进行热压缩实验, 研究 30MnVS 非调质钢在不同变形温度、应变速率及应变量下的热变形行为。基于 Arrhenius 模型, 建立了考虑应变补偿的本构方程, 并通过构建热加工图, 分析功率耗散效率 η 与失稳参数 ξ 的分布特征, 明确了动态再结晶 (Dynamic Recrystallization, DRX) 主导区与失稳域的工艺边界。

1 实验材料与方法

实验材料选用 $\Phi 60$ mm 的 30MnVS 非调质钢棒材, 其化学成分如表 1 所示。利用线切割在棒材半径的 1/2 处沿轴向切取, 加工制备成尺寸为 $\Phi 8$ mm \times 12 mm 的圆柱形热压缩试样。采用 Gleeble-3500 热模拟试验机进行压缩实验。为了减小热压缩过程中因摩擦产生的误差, 在试样的上、下两面分别填入石墨薄片进行润滑。热压缩前, 将设备内部抽真空并注入氩气进行保护, 以防止试样表面氧化。以 $10\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$ 的恒定速率将样品加热至 $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$, 保温 60 s 后以相同速率冷却至预设变形温度 ($1150\sim 900\text{ }^{\circ}\text{C}$), 保温 10 s。在变形温度范围内施加 $0.01\sim 10\text{ s}^{-1}$ 应变速率进行压缩 (变形量为 50%), 压缩后水淬冷却。

表 1 30MnVS 非调质钢化学成分 (% , 质量分数)

Table 1 Chemical compositions of 30MnVS non-quenched and tempered steel (% , mass fraction)

C	Mn	Si	S	V	N	Fe
0.32	1.50	0.60	0.075	0.12	≥ 0.0120	余量

2 实验结果与分析

2.1 高温压缩应力-应变关系

图 1 展示了 30MnVS 非调质钢在不同温度与应变速率下的真应力-真应变曲线, 其热变形行为呈现显著的应变速率依赖性 (图 1)。在低应变速率区 ($0.01\sim 0.1\text{ s}^{-1}$), 曲线表现出典型的动态再结晶特征^[11]: 初始阶段, 流变应力随应变增加快速上升 (此时位错增殖导致的加工硬化占主导), 应力达到峰值后逐渐下降并趋于稳态 (此时 DRX 软化占主

导), 且峰值应变 ε_c 随温度升高急剧衰减 (图 1a 和图 1b)。具体而言, 应变速率为 0.01 s^{-1} 时, $1150\text{ }^{\circ}\text{C}$ 对应的峰值应力 (33.2 MPa) 较 $900\text{ }^{\circ}\text{C}$ (86.6 MPa) 降低 61.7%, 这表明高温下热激活效应显著降低了位错运动阻力。在高应变速率区 ($1\sim 10\text{ s}^{-1}$), 真应力-真应变曲线未出现明显峰值, 而是呈现稳态流变特征 (图 1c 和图 1d)。此时动态回复 (Dynamic Recovery, DRV) 主导变形过程, 位错增殖与湮灭速率达到动态平衡。值得注意的是, 在相同应变速率下 (如 0.01 s^{-1}), 流变应力随温度升高呈递减趋势, 验证了热激活能对塑性变形机制的调控作用。

2.2 应变补偿的 Arrhenius 本构模型构建

基于金属热变形过程中位错运动的热激活本质, Arrhenius 双曲正弦本构方程^[12-13], 能有效表征流变应力与热力学参数的耦合关系, 见式 (1):

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

式中: $\dot{\varepsilon}$ 为应变速率; T 为变形温度; Q 为热变形激活能; A 、 α 为材料常数; n 为材料硬化指数; R 为摩尔气体常数; σ 为真应力。

将式 (1) 用泰勒级数展开, 可分别计算得到低应力和高应力水平下的两个表达式:

$$\dot{\varepsilon} = A_1 \sigma^{n_1} \quad (\alpha\sigma < 0.8) \quad (2)$$

$$\dot{\varepsilon} = A_2 \exp(\beta\sigma) \quad (\alpha\sigma > 1.2) \quad (3)$$

式中: A_1 、 A_2 、 β 、 n_1 为材料常数, $\beta = \alpha n_1$ 。

将式 (1) ~ 式 (3) 等式两端依次取自然对数, 则有:

$$\ln \dot{\varepsilon} = \ln A - \frac{Q}{RT} + n \ln[\sinh(\alpha\sigma)] \quad (4)$$

$$\ln \dot{\varepsilon} = \ln A_1 + n_1 \ln \sigma \quad (5)$$

$$\ln \dot{\varepsilon} = \ln A_2 + \beta \sigma \quad (6)$$

将应变量为 0.1 的各类变形情况中非调质钢的应力和应变值依次代入式 (5) 及式 (6) 中, 通过绘图程序得到 $\ln \dot{\varepsilon} - \ln \sigma$ 及 $\ln \dot{\varepsilon} - \sigma$ 的关系图, 如图 2 所示。通过线性拟合, $\ln \dot{\varepsilon} - \ln \sigma$ 及 $\ln \dot{\varepsilon} - \sigma$ 的回归系数 R^2 分别为 0.986 和 0.974, 呈现出较好的线性联系。从图 2 中斜率倒数的平均值求得 $n_1 = 8.5155$ 和 $\beta = 0.0972\text{ MPa}^{-1}$, 进而得到 $\alpha = \beta/n_1 = 0.0114\text{ MPa}^{-1}$ 。

根据式 (4), 在恒温下 $\ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 与 $\ln \dot{\varepsilon}$ 呈正相关, 图 3a 展示了两者的关系, 其线性拟合证实了两者间的紧密线性关联。应力指数 n 可由拟合线斜率的倒数确定:

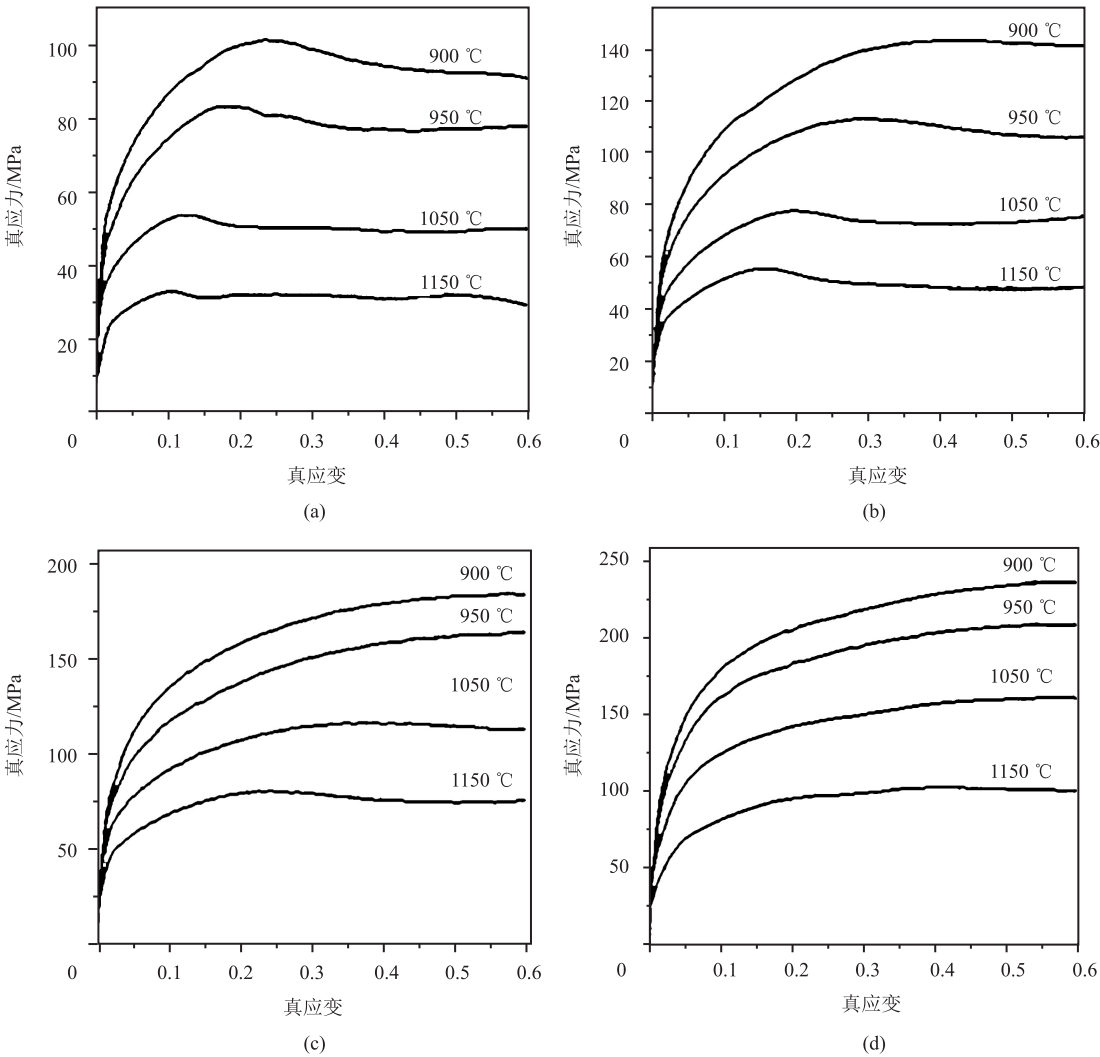


图 1 不同应变速率下的真应力-真应变曲线
(a) 0.01 s⁻¹ (b) 0.1 s⁻¹ (c) 1 s⁻¹ (d) 10 s⁻¹
Fig. 1 True stress-true strain curves at different strain rates

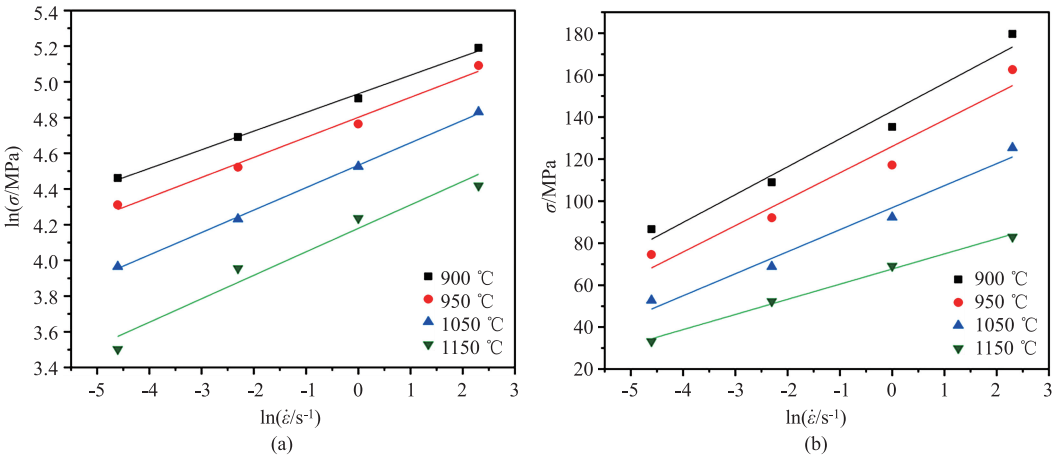


图 2 应变量为 0.1 时应力与应变速率的关系
(a) $\ln\sigma - \ln\dot{\epsilon}$ (b) $\sigma - \ln\dot{\epsilon}$
Fig. 2 Relationship between stress and strain rate at strain amount of 0.1

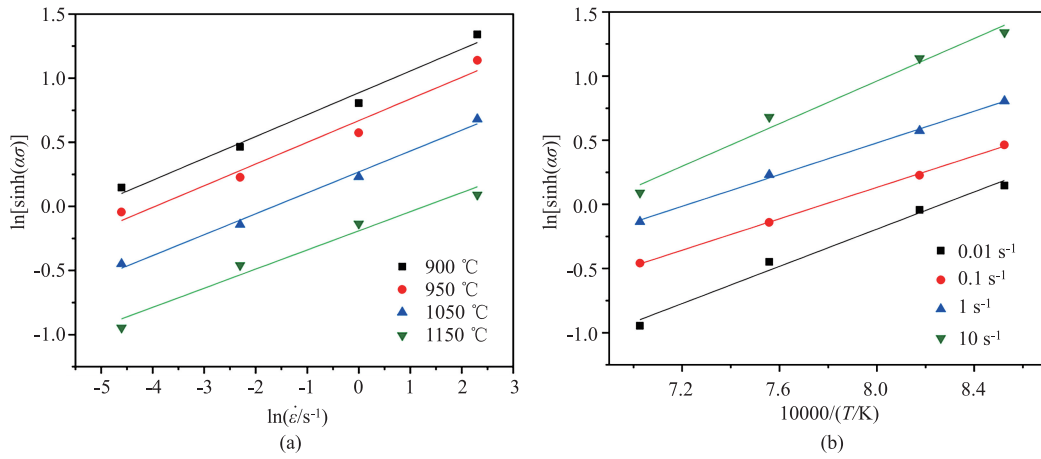


图3 应变量为0.1时应力和应变速率、变形温度的关系

(a) $\ln [\sinh (\alpha \sigma)] - \ln \dot{\varepsilon}$ (b) $\ln [\sinh (\alpha \sigma)] - 1/T$

Fig. 3 Relationship of stress with strain rate and deformation temperature at strain amount of 0.1

$$n = \frac{\partial \ln \dot{\varepsilon}}{\partial \ln [\sinh (\alpha \sigma)]} \quad (7)$$

将获取的 n 及 α 的值代入式 (4), 获得 $\ln [\sinh (\alpha \sigma)]$ 与 $1/T$ 的关系, 如图 3b 所示。

变形激活能 Q 为:

$$Q = Rn \frac{\partial \ln [\sinh (\alpha \sigma)]}{\partial (1/T)} \quad (8)$$

通过式 (7) 及式 (8) 可知, 变形量为 0.1 时, n 为 6.1553, Q 平均值为 $356.28 \text{ kJ} \cdot \text{mol}^{-1}$ 。

Zener-Hollomon 参数 (Z 参数) 常被用于量化温度和应变速率对材料变形行为的影响^[14], 其与 $\dot{\varepsilon}$ 、 T 、 Q 之间的关系可表示为:

$$Z = \dot{\varepsilon} \cdot \exp(Q/RT) \quad (9)$$

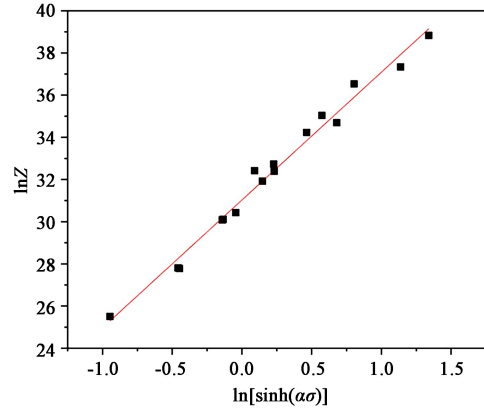
将式 (9) 代入到式 (4) 中可以得到:

$$\ln Z = \ln A + n \ln [\sinh (\alpha \sigma)] \quad (10)$$

为确定式 (10) 中的 A 及 n 值, 通过绘图程序对 $\ln Z$ 与 $\ln [\sinh (\alpha \sigma)]$ 进行线性拟合, 直接获取其关系。图 4 展示了应变量为 0.1 时 $\ln Z$ 与 $\ln [\sinh (\alpha \sigma)]$ 的关系曲线, 能够清晰看出 $\ln Z$ 随 $\ln [\sinh (\alpha \sigma)]$ 的增加而逐步上升。在所选变形参数范围内, 两者呈现显著线性关系, 线性相关系数 R^2 为 0.985。

由图 4 的斜率和截距, 可以得到 $n = 6.05703$, $\ln A = 31.02626$, 通过计算得到 A 为 $2.98 \times 10^{13} \text{ s}^{-1}$ 。将 $\dot{\varepsilon}$ 与 T 用 Z 表示, 可得到 0.1 应变下的 Arrhenius 双曲正弦方程:

$$\sigma = 87.7193 \ln \left\{ \left(\frac{Z}{2.98 \times 10^{13}} \right)^{0.1651} + \left[\left(\frac{Z}{2.98 \times 10^{13}} \right)^{0.3302} + 1 \right]^{\frac{1}{2}} \right\} \quad (11)$$

图4 应变量为0.1时 $\ln Z$ 与 $\ln [\sinh (\alpha \sigma)]$ 关系Fig. 4 Relationship between $\ln Z$ and $\ln [\sinh (\alpha \sigma)]$ at strain amount of 0.1

由于 Z 与应变变量无直接关联, 此方法在分析其他应变变量时存在局限。为了提高本构模型的精度与适用范围, 需建立不同应变下的本构方程。本构模型中的材料常数 $\ln A$ 、 n 、 Q 和 α 能够通过应变 ε 的 4 次多项式体现:

$$\begin{cases} \ln A = B_0 + B_1 \varepsilon + B_2 \varepsilon^2 + B_3 \varepsilon^3 + B_4 \varepsilon^4 \\ n = C_0 + C_1 \varepsilon + C_2 \varepsilon^2 + C_3 \varepsilon^3 + C_4 \varepsilon^4 \\ Q = D_0 + D_1 \varepsilon + D_2 \varepsilon^2 + D_3 \varepsilon^3 + D_4 \varepsilon^4 \\ \alpha = E_0 + E_1 \varepsilon + E_2 \varepsilon^2 + E_3 \varepsilon^3 + E_4 \varepsilon^4 \end{cases} \quad (12)$$

式中: $B_0 \sim B_4$ 、 $C_0 \sim C_4$ 、 $D_0 \sim D_4$ 、 $E_0 \sim E_4$ 分别为各参数的多项式系数。

利用 Origin 软件进行多项式拟合, 获得的各拟合系数如表 2 所示。

表 2 $\ln A$ 、 n 、 Q 以及 α 的多项式拟合结果
Table 2 Polynomial fitting results of $\ln A$ 、 n 、 Q and α

$\ln A$		n		Q		α	
系数	取值	系数	取值	系数	取值	系数	取值
B_0	33.2747	C_0	6.4428	D_0	389.2896	E_0	0.0169
B_1	-50.4029	C_1	-3.6175	D_1	-692.168	E_1	-0.08858
B_2	384.2113	C_2	-0.92167	D_2	4905.262	E_2	0.41375
B_3	-1164.66	C_3	-19.05	D_3	-14203.3	E_3	-0.84167
B_4	1144.375	C_4	42.16667	D_4	13614.33	E_4	0.625

将表 2 中的数值代入式 (12) 后, 再代入应变率 0.1~0.5, 得到不同应变率下本构方程的参数, 如表 3 所示。

表 3 不同应变率下本构方程的参数
Table 3 Parameters of constitutive equation at different strains

ε	$\ln A$	n	$Q/(kJ \cdot mol^{-1})$	α/MPa^{-1}
0.1	31.0263	6.05705	356.283553	0.0114
0.2	31.07629	5.5976	355.223008	0.010001
0.3	30.55646	5.10195	349.899753	0.009901
0.4	29.34511	4.7088	336.779968	0.009801
0.5	30.06701	4.658049	345.004225	0.009901

将式 (11) 中的材料常数, 以应变率所对应的方程 $\alpha(\varepsilon)$ 、 $A(\varepsilon)$ 、 $n(\varepsilon)$ 来表示, 便可以得到应变率补偿的 Arrhenius 双曲正弦本构方程:

$$\sigma = \frac{1}{\alpha(\varepsilon)} \ln \left\{ \left(\frac{Z(T, \dot{\varepsilon}, \varepsilon)}{A(\varepsilon)} \right)^{\frac{1}{n(\varepsilon)}} + \left[\left(\frac{Z(T, \dot{\varepsilon}, \varepsilon)}{A(\varepsilon)} \right)^{\frac{2}{n(\varepsilon)}} + 1 \right]^{\frac{1}{2}} \right\} \quad (13)$$

式中: $Z(T, \dot{\varepsilon}, \varepsilon)$ 为 Z 参数与以应变率为变量的 $Q(\varepsilon)$ 的组合项。

利用所建立的应变率补偿的 Arrhenius 双曲正弦本构方程对流动应力进行预测并与实验应力进行对比, 两者的相关系数 $R^2 = 0.986$, 预测值与试验值的最大相对误差 < 5%。说明所建立的本构模型具有较高的预测精度。

2.3 热加工图的构建与失稳域分析

材料在热变形过程中的功率消耗主要通过两种途径实现: (1) 塑性变形引发的功率耗散; (2) 组织变化导致的功率耗散^[15]。可用式 (14) 表示:

$$P = \sigma \dot{\varepsilon} = G + J = \int_0^{\dot{\varepsilon}} \sigma d\dot{\varepsilon} + \int_0^{\sigma} \dot{\varepsilon} d\sigma \quad (14)$$

式中: P 为总功率; G 为塑性变形引起的功率耗散; J 为组织变化引起的耗散功率。

$\partial J / \partial G$ 为应变率敏感程度:

$$\frac{\partial J}{\partial G} = \frac{\dot{\varepsilon} \cdot \partial \sigma}{\sigma \cdot \partial \dot{\varepsilon}} = \frac{\dot{\varepsilon} \sigma \cdot \partial \lg \sigma}{\sigma \dot{\varepsilon} \cdot \partial \lg \dot{\varepsilon}} = \frac{\partial \lg \sigma}{\partial \lg \dot{\varepsilon}} = m \quad (15)$$

式中: m 为应变率敏感因子。

当材料的本构关系为幂函数形式时, σ 与 $\dot{\varepsilon}$ 具有下述关系^[16]:

$$\sigma = k \dot{\varepsilon}^m \quad (16)$$

式中: k 为材料常数。

对于粘塑性固体的稳态流变, m 取值在 0~1 之间。当 m 取最大值 1 时, 意味着材料是理想线性耗散体, 耗散协量可以达到最大值 J_{\max} :

$$J_{\max} = \frac{\sigma \dot{\varepsilon}}{2} \quad (17)$$

对于非线性能量耗散体, 用功率耗散效率因子 η 来表示微观演变中能量耗散效率情况:

$$\eta = \frac{J}{J_{\max}} = \frac{2m}{m+1} \quad (18)$$

热加工图的构建需满足应力对数 ($\ln \sigma$) 与应变率对数 ($\ln \dot{\varepsilon}$) 遵循式 (16) 的幂函数本构关系。如图 2a 所示, 在应变率为 0.1 的工况下, $\ln \sigma$ 与 $\ln \dot{\varepsilon}$ 呈现显著线性相关性; 且在恒温条件下, 实验数据与式 (16) 的幂函数模型的预测结果高度吻合, 验证了本构关系的理论适用性。在应变率为 0.1 时, 通过 3 次样条曲线拟合 $\ln \sigma$ 与 $\ln \dot{\varepsilon}$ 的非线性关系, 对拟合方程求导即可得到应变率敏感因子 m 值。

基于动态材料模型, 功率耗散效率因子 η 可通过式 (18) 计算, 其值直接反映材料在热变形过程中的能量耗散效率。为进一步量化工序稳定性, 将不同 T 与对数应变率 ($\ln \dot{\varepsilon}$) 组合下的 η 值绘制为等高线图, 如图 5 所示, 其中高耗散区 ($\eta > 0.35$) 对应 DRX 主导的稳定变形机制。基于 Prasad 失稳判据^[15], 失稳因子 $\xi(\dot{\varepsilon})$ 的定量表达式为:

$$\xi(\dot{\varepsilon}) = \frac{\partial \ln \left(\frac{m}{m+1} \right)}{\partial \ln \dot{\varepsilon}} + m < 0 \quad (19)$$

由式 (19) 可求得不同变形条件下的失稳系

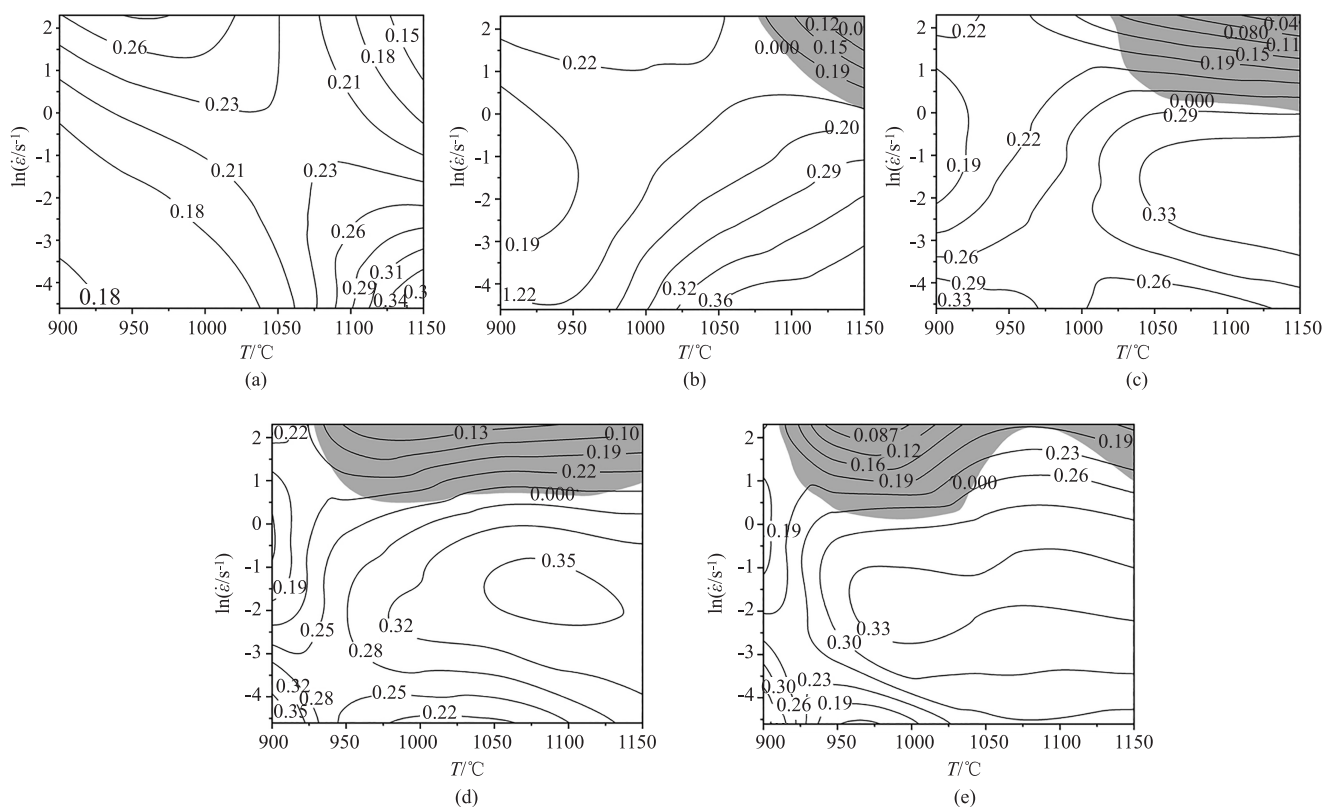


图5 不同应变量下的热加工图

(a) 0.1 (b) 0.2 (c) 0.3 (d) 0.4 (e) 0.5

Fig. 5 Hot processing maps at different strain amounts

数, 将失稳系数以同样的坐标绘制在由 T 和 $\ln \dot{\epsilon}$ 构成的平面内即为失稳图, 将失稳图叠加组合在功率耗散图上可得到对应变形量的热加工图 (图5)。

根据动态材料模型理论框架, 图5中灰色阴影区域表示失稳因子小于0的加工失稳区, 表明材料在此工艺窗口内将发生微观组织失稳现象^[17]。在这些区域内进行热加工, 材料容易出现诸如裂纹、流线紊乱、组织不均匀等缺陷。分析发现: 当应变量为0.1时, 在900~1150℃温度区间和0.01~10 s⁻¹应变速率范围内未观测到失稳区域; 在变形量为0.2~0.3时, 失稳区集中于高温区域。这主要是由于过高的温度会导致V(C, N)析出相粗化, 在较高的应变速率下难以协调变形, 造成失稳。当应变量提升至0.2及以上时, 失稳区呈现明显的低温扩展趋势。具体而言:

(1) 当应变量达到0.2时, 材料在温度高于1075℃且应变速率超过1 s⁻¹的工况下呈现显著失稳倾向, 失稳敏感性达到峰值;

(2) 随着应变量增加至0.3, 失稳区域扩展至温度高于1000℃、应变速率超过1 s⁻¹的工艺区间, 并在热加工图的右上方 (高温-高应变速率区) 形

成连续的失稳域;

(3) 当应变量进一步增大至0.4~0.5时, 失稳区向低温方向扩展, 在温度高于900℃且应变速率超过1 s⁻¹的范围内形成广泛的失稳区域。

对比分析结果表明, 材料失稳临界温度与应变率之间存在显著关联规律: 当应变速率超过临界阈值 (1 s⁻¹) 时, 失稳临界温度随应变量的增加呈现单调递减趋势。进行高速锻造时, 高应变速率 (>1 s⁻¹) 导致升温, 存在析出相粗化风险, 且热激活时间不足导致动态再结晶难以充分进行, 位错密度急剧累积, 容易引发局部流变失稳 (如微裂纹萌生)。这一现象揭示了材料在经历较大塑性变形时, 其热加工过程的稳定性对温度参数的依赖性显著增强。基于上述研究, 在900~1150℃的热加工温度区间内优先采用应变速率低于1 s⁻¹的工艺参数组合, 以确保加工稳定性; 若需采用应变速率高于1 s⁻¹的工艺条件, 则需实施精准温度调控策略, 从而规避因应变累积引发的微观组织失稳风险。

3 结论

(1) 在高温区间 (900~1150℃) 及低应变速率

($<1\text{ s}^{-1}$) 条件下, 30MnVS 非调质钢 DRX 充分发生, 峰值应力随温度升高显著降低 (降幅 $>30\%$)。

(2) 建立了考虑应变补偿的 Arrhenius 本构方程。经多项式拟合构建的应变耦合流变应力本构方程具有高精度度, 相关性系数 $R^2 = 0.986$, 预测值与试验值的最大相对误差 $<5\%$, 为流变应力预测提供了可

$$\text{可靠的数学模型: } \sigma = \frac{1}{\alpha(\varepsilon)} \ln \left\{ \left(\frac{Z(T, \dot{\varepsilon}, \varepsilon)}{A(\varepsilon)} \right)^{\frac{1}{n(\varepsilon)}} + \left[\left(\frac{Z(T, \dot{\varepsilon}, \varepsilon)}{A(\varepsilon)} \right)^{\frac{2}{n(\varepsilon)}} + 1 \right]^{\frac{1}{2}} \right\}。$$

(3) 基于 Prasad 准则构建的热加工图表明, 当应变量为 0.1 时, 材料在 $\eta > 0.35$ 范围内具有较宽的热加工适用区间, 失稳风险小; 随着应变增加至 0.2~0.5, 失稳区显著向低温方向迁移, 需严格规避高温 ($>1000\text{ }^{\circ}\text{C}$) 与高应变速率 ($>1\text{ s}^{-1}$) 的协同作用, 从而避免局部塑性失稳及微观组织缺陷的产生。

参考文献:

- [1] Jacopo Tattini, Ekta Meena Bibra, Elizabeth Connelly, et al. Global EV Outlook 2021: Accelerating Ambitions Despite the Pandemic [M]. International Energy Agency/OECD, 2021.
- [2] 刘年富, 沈伟, 田钱仁, 等. 汽车用非调质钢的发展现状及趋势 [J]. 钢铁钒钛, 2024, 45 (2): 115-124.
Liu N F, Shen W, Tian Q R, et al. Overview of non-quenched and tempered steel for automotive [J]. Iron Steel Vanadium Titanium, 2024, 45 (2): 115-124.
- [3] 钦祥斗, 刘铮, 李建宾, 等. 30MnVS 非调质汽车用钢高温塑性研究 [J]. 连铸, 2020, 45 (1): 56-60.
Qin X D, Liu Z, Li J B, et al. High temperature plasticity study of 30MnVS non-tempered automotive steel [J]. Continuous Casting, 2020, 45 (1): 56-60.
- [4] 万松林, 黄冬, 张玉祥, 等. 基于热加工图技术的 10CrNi8MoV 钢热加工工艺优化 [J]. 材料开发与应用, 2024, 39 (2): 89-94, 118.
Wan S L, Huang D, Zhang Y X, et al. Optimization of hot working process for 10CrNi8MoV steel based on processing map technology [J]. Development and Application of Materials, 2024, 39 (2): 89-94, 118.
- [5] 蔡述巧, 王勇帆, 陈克鑫, 等. 18Cr2Ni4W 钢的热变形行为及热加工图 [J]. 材料热处理学报, 2024, 45 (7): 201-211.
Cai X Q, Wang Y F, Chen K X, et al. Hot deformation behavior and hot processing map of 18Cr2Ni4W steel [J]. Transactions of Materials and Heat Treatment, 2024, 45 (7): 201-211.
- [6] Lin Y C, Chen X M. A critical review of experimental results and constitutive descriptions for metals and alloys in hot working [J]. Materials & Design, 2011, 32 (4): 1733-1759.
- [7] 鲁世强, 李鑫, 王克鲁, 等. 基于动态材料模型的材料热加工工艺优化方法 [J]. 中国有色金属学报, 2007 (6): 890-896.
Lu S Q, Li X, Wang K L, et al. Optimizing approach of materials hot working processes based on dynamic material model [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2007 (6): 890-896.
- [8] 刘献达, 郝彦英, 刘运娜. 49MnVS3 曲轴用非调质钢控轧控冷工艺技术研究及应用 [J]. 特殊钢, 2019, 40 (4): 31-33.
Liu X D, Hao Y Y, Liu Y N. Research and application of control rolling and cooling technology in 49MnVS3 non-quenched and tempered steel for crankshaft [J]. Special Steel, 2019, 40 (4): 31-33.
- [9] 冯耀耀, 王庆娟, 杜忠泽, 等. 曲轴用非调质钢 49MnVS3 的变形抗力模型研究 [J]. 热加工工艺, 2018, 47 (18): 45-48.
Feng Y Y, Wang Q J, Du Z Z, et al. Study on deformation resistance model of 49MnVS3 non-quenched and tempered steel for crankshaft [J]. Hot Working Technology, 2018, 47 (18): 45-48.
- [10] 王进, 褚忠, 张琦. 38MnVS6 非调质钢两种高温本构模型的对比 [J]. 材料工程, 2014 (2): 81-86.
Wang J, Zhu Z, Zhang Q. A comparative study of two high-temperature constitutive models of 38MnVS6 microalloyed forging steel [J]. Journal of Materials Engineering, 2014 (2): 81-86.
- [11] 谢坚锋. F45MnVS 非调质钢动态再结晶行为及硫化物演变的研究 [D]. 镇江: 江苏大学, 2020.
Xie J F. Study on Dynamic Recrystallization Behavior and Sulfide Evolution of F45MnVS Non-quenched and Tempered Steel [D]. Zhenjiang: Jiangsu University, 2020.
- [12] Lin Y C, Wen D X, Deng J, et al. Constitutive models for high-temperature flow behaviors of a Ni-based superalloy [J]. Materials & Design, 2014, 59: 115-123.
- [13] 付艺枫, 阮昕懿, 兰亮云, 等. 汽车用超高强度 25MnB 钢的热变形行为及本构方程 [J]. 塑性工程学报, 2024, 31 (6): 133-140.
Fu Y F, Ruan X Y, Lan L Y, et al. Thermal deformation behavior and constitutive equation of ultra-high strength 25MnB steel for automobile [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2024, 31 (6): 133-140.
- [14] Wen D X, Lin Y C, Li H B, et al. Hot deformation behavior and processing map of a typical Ni-based superalloy [J]. Materials Science and Engineering: A, 2014, 591: 183-192.
- [15] 王安东, 施轶超, 马亚硕, 等. 基于 Murty 失稳判据的中碳含钒微合金非调质钢热加工图 [J]. 热加工工艺, 2017, 46 (21): 144-147.
Wang A D, Shi Y C, Ma Y S, et al. Hot processing map of medium carbon micro-alloyed non-quenched and tempered steel containing vanadium based on murty instability criterion [J]. Hot Working Technology, 2017, 46 (21): 144-147.
- [16] 鞠泉, 李殿国, 刘国权. 15Cr-25Ni-Fe 基合金高温塑性变形行为的加工图 [J]. 金属学报, 2006 (2): 218-224.
Ju Q, Liu D G, Liu G Q, et al. The processing map of hot plastic deformation of a 15Cr-25Ni-Fe base superalloy [J]. Acta Metallurgica Sinica, 2006 (2): 218-224.
- [17] 储滔, 沈慧, 斯庭智. 30CrNi3MoV 钢的热变形行为及热加工图 [J]. 金属热处理, 2020, 45 (10): 24-30.
Chu T, Shen H, Si T Z. Hot deformation behavior and hot processing map of 30CrNi3MoV steel [J]. Heat Treatment of Metals, 2020, 45 (10): 24-30.