

锻造

50Cr5NiMoV 合金钢热变形损伤行为及镦粗裂纹预测

于浩菲¹, 李玉贵², 赵广辉¹, 李娟¹, 鲁一波², 邹志杰², 郭美童²

(1. 太原科技大学 重型机械教育部工程研究中心, 山西 太原 030024; 2. 太原科技大学 机械工程学院, 山西 太原 030024)

摘要: 针对 50Cr5NiMoV 合金钢在锻造过程中易产生裂纹、孔洞等损伤缺陷的问题, 系统研究了其热变形行为及临界损伤特性。采用 Gleeble-3800 热模拟试验机进行高温拉伸实验, 获取了 900~1200 °C 变形温度范围和 0.001~1 s⁻¹ 应变速率下的真应力-真应变曲线, 通过线性拟合建立了 Arrhenius 本构方程。基于 Normalized Cockcroft-Latham 损伤模型, 结合 Zener-Hollomon 参数, 确定了不同变形条件下的临界损伤值, 构建了 50Cr5NiMoV 合金钢的热变形断裂准则。将修正后的应力-应变曲线和临界损伤值导入有限元软件, 模拟分析了不同工艺参数下的镦粗过程, 并与现场实际加工过程进行对比。研究表明: 临界损伤值随着应变速率的增加而增大, 随着温度的升高先增后减, 在 1000~1100 °C 区间达到最大值; 镦粗过程中, 损伤值随着变形量的增加而增大, 当超过临界值时钢锭冒口端出现裂纹, 与实际加工结果一致。研究结果为 50Cr5NiMoV 合金钢锻造工艺优化和裂纹预测提供了理论依据。

关键词: 50Cr5NiMoV 合金钢; 热变形行为; 临界损伤值; 镦粗裂纹; 断裂准则

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2025.06.001

中图分类号: TG316.2

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2025) 06-0001-07

Thermal deformation damage behavior of 50Cr5NiMoV alloy steel and prediction of upsetting crack

Yu Haofei¹, Li Yugui², Zhao Guanghui¹, Li Juan¹, Lu Yibo², Zou Zhijie², Guo Meitong²

(1. Engineering Research Center of Heavy Machinery, Ministry of Education, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, China; 2. School of Mechanical Engineering, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, China)

Abstract: For the problem that 50Cr5NiMoV alloy steel was prone to damage defects such as cracks and holes during forging process, its hot deformation behavior and critical damage characteristics were systematically investigated. Then, the high-temperature tensile tests were conducted by thermal simulator Gleeble-3800 to obtain the true stress-true strain curves under the deformation temperature of 900~1200 °C and the strain rate of 0.001~1 s⁻¹, and the Arrhenius constitutive equation was established by linear fitting. Furthermore, based on the Normalized Cockcroft-Latham damage model and combined with Zener-Hollomon parameter, the critical damage values under different deformation conditions were determined, and the hot deformation fracture criterion of 50Cr5NiMoV alloy steel was constructed. The modified stress-strain curves and critical damage values were implemented in finite element software to simulate and analyze the upsetting process under different process parameters, and the actual processing process on site was compared. The research results demonstrate that the critical damage value increases with the increasing of strain rate, increases first and then decreases with the increasing of temperature, and reaches the maximum value at 1000~1100 °C. During the upsetting process, the damage value increases with the increasing of deformation amount, and cracks appear at the riser end of ingot when it exceeds the critical value, which is consistent with the actual processing results. Thus, the research results provide a theoretical basis for the optimization of forging process and crack prediction of 50Cr5NiMoV alloy steel.

Key words: 50Cr5NiMoV alloy steel; thermal deformation behavior; critical damage value; upsetting crack; fracture criterion

50Cr5NiMoV 是一种中碳合金钢, 具有高强度、

良好的韧性和耐磨性, 被广泛应用于重型锻模、热作模具等领域。然而, 在高温锻造过程中, 该材料常因复杂的应力状态和剧烈的温度变化而产生裂纹、孔洞等损伤缺陷。研究表明, 当局部损伤值超过临界损伤值时, 微观空穴的聚集将导致宏观裂纹形成, 严重影响产品的服役性能 and 使用寿命^[1]。

近年来, 国内外学者在材料损伤演化研究方面取得重要进展。栗文峰等^[2]以 DT14 钢为研究对象基于 Normalized Cockcroft & Latham 损伤模型, 对变

收稿日期: 2025-04-09; 修订日期: 2025-06-15

基金项目: 山西省基础研究计划 (TZLH20230818001, 202303011211004); 国家自然科学基金资助项目 (52375364); 太原科技大学科研启动基金 (20242041, 20242094); 山西省高等教育科技创新计划 (2024L211)

作者简介: 于浩菲 (1997-), 女, 博士研究生

E-mail: haofei0929@163.com

通信作者: 李玉贵 (1967-), 男, 博士, 教授

E-mail: lytykd@163.com

形温度为 750~1200 ℃、应变速率为 0.01 s⁻¹ 条件下的 DT14 钢的临界损伤值进行了研究。徐月等^[3]以 12%Cr 钢为研究对象,通过 Gleeble-3800D 热模拟试验机进行实验并结合数值模拟,建立了热锻临界变形量模型,并通过锻造粗实验进行了验证。刘毅^[4]以 5052 铝合金为研究对象,通过拉伸加载/卸载实验结合数值模拟,得到了 Lemaitre 损伤模型的损伤参数,提出了一种更加精确的损伤值与塑性应变之间的非线性关系。陈学文等^[5]以 TC4 钛合金为研究对象,通过 800~1000 ℃热拉伸实验,结合遗传算法优化,建立了基于 Zener-Hollomon 参数的高温损伤模型。田继红等^[6]以 12%Cr 钢为研究对象,通过热拉伸实验并基于 Normalized Cockcroft & Latham 模型引入 Zener-Hollomon 参数建立了温度-应变速率耦合的高温损伤预测模型。顾雯雯等^[7]以 Q345 低合金钢为研究对象,运用 GTN (Gurson-Tvergaard-Needleman) 损伤模型,研究了多裂纹平板的失效行为。

然而,针对 50Cr5NiMoV 钢的热变形损伤行为

研究仍存在明显不足,特别是在临界损伤值确定和裂纹预测方面缺乏系统性的实验数据支撑。因此,为了深入研究 50Cr5NiMoV 合金钢在锻造生产过程中的损伤演化规律,本文基于拉伸实验建立了 50Cr5NiMoV 钢的高温塑性本构方程;并通过拉伸数据结合 Normalized Cockcroft & Latham 损伤断裂模型,建立了不同变形温度、应变速率与临界断裂损伤值之间的定量关系,构建了 50Cr5NiMoV 合金钢热变形损伤开裂准则;最后,将实验数据以及临界损伤值导入仿真软件中,通过模拟不同工艺参数确定锻造过程中损伤变量的空间分布,预测裂纹的扩展路径,以实现损伤最小化和成形质量最优化,为 50Cr5NiMoV 合金钢锻造工艺的制定和裂纹预测提供了理论指导。

1 50Cr5NiMoV 合金钢拉伸热变形

1.1 拉伸实验材料和方法

本研究所用实验材料为铸态 50Cr5NiMoV 合金钢,化学成分如表 1 所示。

表 1 50Cr5NiMoV 合金钢的化学成分 (% , 质量分数)

Table 1 Chemical compositions of 50Cr5NiMoV alloy steel (% , mass fraction)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Fe
0.52~0.58	0.50~0.70	0.50~0.70	≤0.015	≤0.010	5.00~5.40	0.40~0.50	0.50~0.60	0.10~0.25	余量

本研究利用 Gleeble-3800 热模拟试验机,对 50Cr5NiMoV 合金钢拉伸试样进行高温拉伸。拉伸试样尺寸如图 1 所示。实验工艺参数设置如图 2 所示。根据 50Cr5NiMoV 合金钢的实际热加工条件,实验选取变形温度为 900、1000、1100 和 1200 ℃,应变速率为 0.001、0.01、0.1 和 1 s⁻¹。具体实验流程为:试样首先以 10 ℃·s⁻¹ 的升温速率加热至 1230 ℃并保温 180 s,随后冷却至目标变形温度(900~1200 ℃)并保温 60 s,然后进行拉伸实验直至试样断裂,最后空冷至室温。

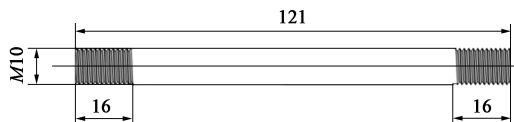


图 1 试样及其尺寸示意图

Fig. 1 Schematic diagram of sample and its dimensions

1.2 50Cr5NiMoV 合金钢的真应力-真应变曲线

将高温拉伸实验得到的数据进行处理,得到 50Cr5NiMoV 合金钢在不同变形条件下的真应力-真应变曲线,如图 3 所示。由图 3 可知,材料在拉伸过程中包括 3 个阶段:弹性变形、塑性变形和断裂。随

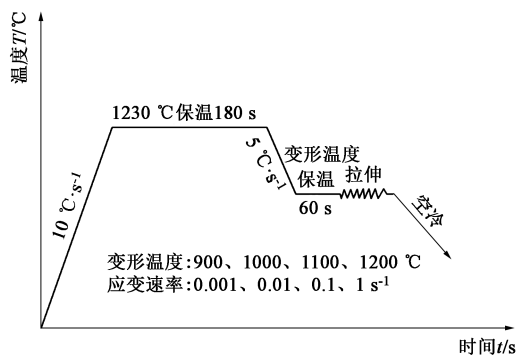


图 2 热拉伸实验方案

Fig. 2 Thermal tensile test scheme

着变形温度的升高,材料的应力峰值逐渐降低,900 ℃时的应力峰值最高,而 1200 ℃时的应力峰值最低。这表明材料在较高变形温度下更容易发生塑性变形,强度降低。在 900 和 1000 ℃下,材料的应变能相对较低,在较小的应变值时即达到应力峰值并迅速下降。在 1100 和 1200 ℃下,材料的应变能显著提高,在较大的应变值时才达到应力峰值。这表明材料在较高温度下具有更好的延展性和塑性变形能力。

1.3 50Cr5NiMoV 合金钢的本构方程

材料流变行为的准确建模是进行有限元模拟分

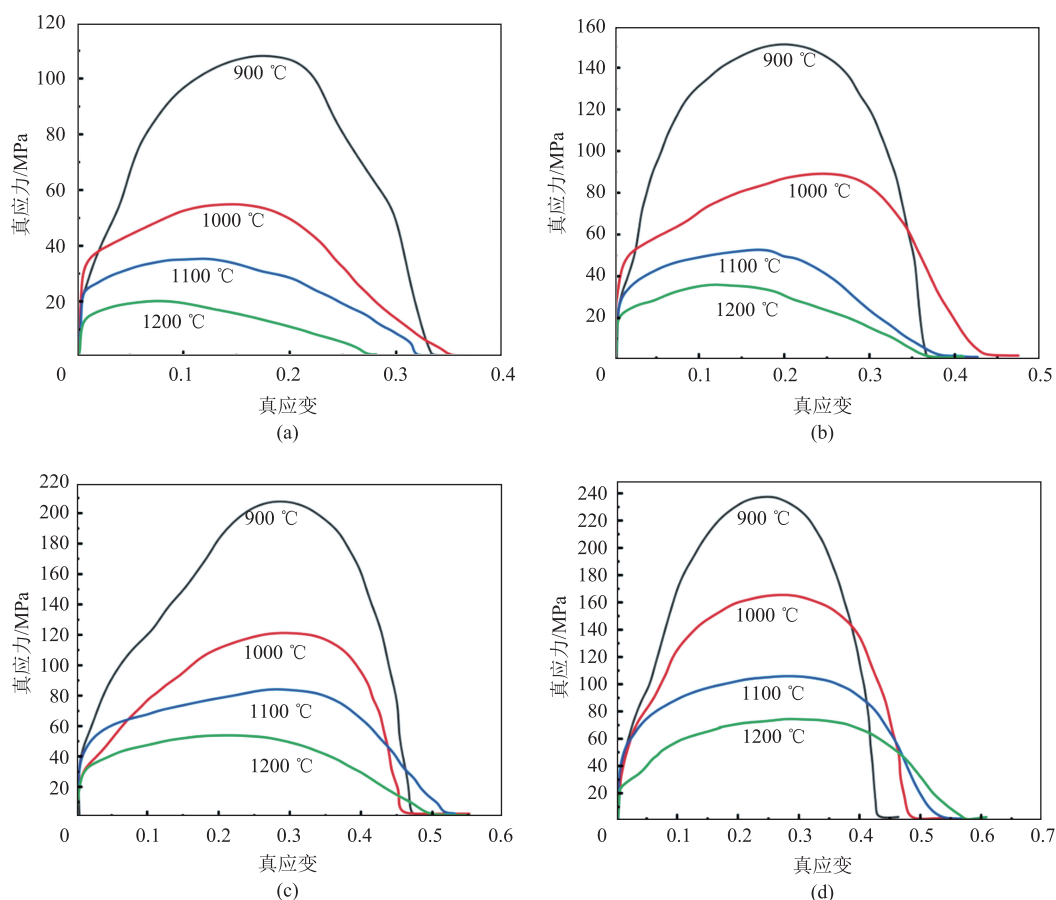


图3 不同变形条件下 50Cr5NiMoV 合金钢的真应力-真应变曲线

(a) 0.001 s^{-1} (b) 0.01 s^{-1} (c) 0.1 s^{-1} (d) 1 s^{-1}

Fig. 3 True stress-true strain curves of 50Cr5NiMoV alloy steel under different deformation conditions

析的基础。本文应用双曲正弦函数形式的 Arrhenius 方程^[8-9], 描述 50Cr5NiMoV 合金钢的拉伸流变行为, 其表达式为:

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

$$\dot{\varepsilon} = A_1 \sigma^{n_1} \exp[-Q/(RT)], \alpha\sigma \leq 0.8 \quad (2)$$

$$\dot{\varepsilon} = A_2 \exp(\beta\sigma) \exp[-Q/(RT)], \alpha\sigma \geq 1.2 \quad (3)$$

式中: $\dot{\varepsilon}$ 为应变速率, s^{-1} ; σ 为峰值应力, MPa; Q 为热变形激活能, $(\text{kJ} \cdot \text{mol}^{-1})$; R 为摩尔气体常数, 一般取 $8.314 \text{ J} \cdot (\text{K} \cdot \text{mol})^{-1}$; n 为应力指数; T 为温度, K; A 、 α 、 A_1 、 n_1 、 A_2 和 β 为材料常数, 且 $\alpha = \beta/n_1$ 。

Arrhenius 本构方程中的材料参数可以通过对图 3 中的真应力-真应变数据进行线性拟合获得。拟合后的本构方程中各参数值如表 2 所示。

表2 本构方程中各参数取值

Table 2 Values of various parameters in constitutive equation

参数	n	β/MPa^{-1}	α/MPa^{-1}	$Q/(\text{kJ} \cdot \text{mol}^{-1})$	A/s^{-1}
数值	3.53	0.08	0.019	269.71	2.62×10^{10}

将各参数代入式 (1), 得出本构方程结果如式

(4) 所示。

$$\dot{\varepsilon} = 2.62 \times 10^{10} [\sinh(0.019\sigma)]^{3.53} \times \exp[-269.71/(RT)] \quad (4)$$

2 50Cr5NiMoV 合金钢临界损伤值及断裂损伤准则

2.1 临界损伤值计算

Normalized Cockcroft & Latham 损伤模型凭借其准确的裂纹预测精度和便捷的计算特性, 在工程实际中得到了广泛应用^[10]。该模型将断裂条件定义为当塑性变形过程中累积的拉伸应力达到材料特定的临界断裂阈值时将导致断裂, 其表达式为:

$$C = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \sigma_1 / \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon} \quad (5)$$

式中: C 为临界损伤值; $\bar{\varepsilon}_f$ 为材料断裂时的应变; $\bar{\varepsilon}$ 为等效应变; σ_1 为主应力; $\bar{\sigma}$ 为等效应力。

由于在热拉伸条件下, 轴向主应力是控制裂纹形成的关键因素^[11], 因此, 在计算时可用拉伸时的应变 ε_1 替代 $\bar{\varepsilon}$; 在温度一定时可用抗拉强度 R_m 代替 $\bar{\sigma}$ 。

当 σ_1 达到极限真应力 σ_{limit} 、 ε_1 达到极限应变 $\varepsilon_{\text{limit}}$ 时, 该条件下的临界损伤值 C_0 的求解公式如下:

$$C_0 = (\sigma_{\text{limit}}/R_m) \times \varepsilon_{\text{limit}} \quad (6)$$

其中, 抗拉强度 R_m 可由工程应力-工程应变曲线求得。根据式 (6) 求得各变形参数下的临界损伤值 C_0 , 其随热变形参数变化的曲线如图 4 所示。由图 4a 可知, 随着应变速率的增加, C_0 增加, 说明材料在较高应变速率下具有更高的损伤承受能力。这

是因为在较高应变速率下, 材料的变形更加剧烈, 但同时也使得材料内部的应力集中更加明显, 从而提高了 C_0 。由图 4b 可知, 随着变形温度的增加, C_0 先增加后减少。在 1000~1100 °C 时, C_0 达到最大值, 然后随着变形温度的进一步升高而降低。这是因为当变形温度超过 1100 °C 时, 虽然材料的塑性变形能力仍较强, 但过高的变形温度可能导致材料的强度降低, 从而使得 C_0 降低。

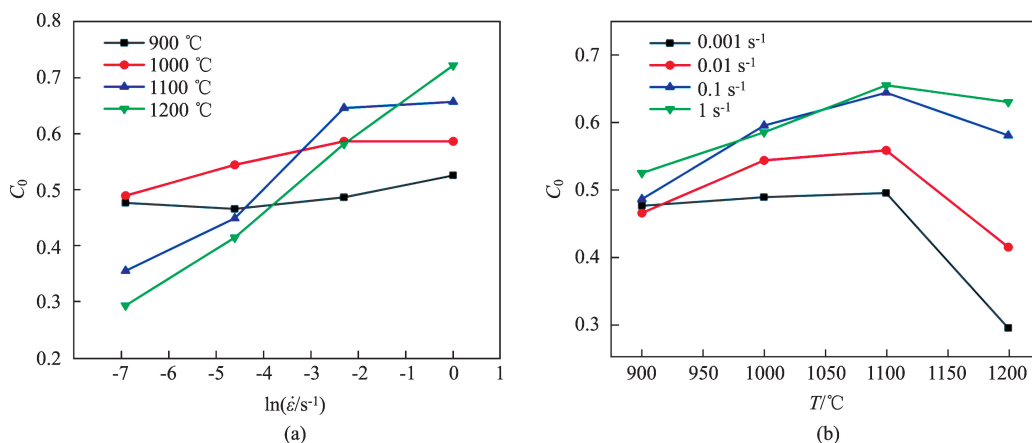


图 4 50Cr5NiMoV 合金钢临界损伤值随热变形参数变化曲线

(a) 应变速率 (b) 变形温度

Fig. 4 Changing curves of critical damage value for 50Cr5NiMoV alloy steel with thermal deformation parameters

(a) Strain rate (b) Deformation temperature

2.2 50Cr5NiMoV 合金钢热变形断裂损伤准则

本文基于 Normalized Cockcroft & Latham 损伤模型, 结合 Zener-Hollomon 参数 (Z 参数), 综合考虑变形温度和应变速率的影响, 建立了临界损伤值 C_0 和 Z 参数之间的对应关系^[12-13], Z 参数的表达式为:

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp[Q/(RT)] \quad (7)$$

已知热变形激活能 Q 值, 则可由式 (7) 求出 Z 值, 根据多项式拟合得出 $\ln Z$ 和 C_0 的关系, 拟合曲线如图 5 所示。从而建立预测 50Cr5NiMoV 合金钢的热变形损伤开裂准则, 如式 (8) 所示。

$$D = \frac{\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} (\sigma_1/\bar{\sigma}) d\bar{\varepsilon}}{-5.7 + 0.58 \ln Z - 0.02 (\ln Z)^2 + 0.000174 (\ln Z)^3} > 1 \quad (8)$$

式中: D 为损伤断裂准则表达式。

3 50Cr5NiMoV 合金钢镦粗模拟

3.1 模拟建模及条件设置

根据镦粗设计图及镦粗变形量分配方案, 利用

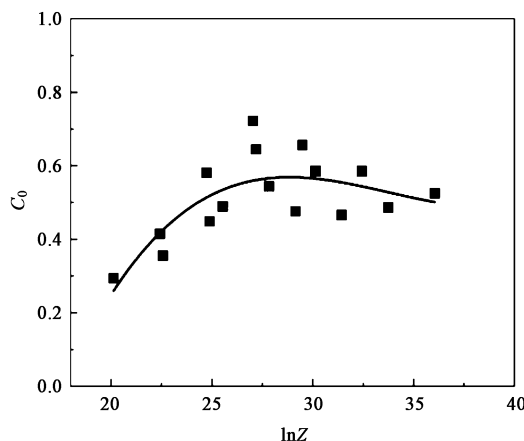


图 5 C_0 与 $\ln Z$ 之间的三次多项式拟合曲线

Fig. 5 Cubic polynomial fitting curve between C_0 and $\ln Z$

SW 软件绘制盖板、钢锭以及漏盘的三维几何模型, 导入有限元软件 SIMUFACT FORMING 中, 如图 6 所示。将修正后的真应力-真应变曲线以及临界损伤值 C_0 导入模型中, 分别进行变形温度为 900、1000 和 1100 °C, 压下速度为 12.1 mm · s⁻¹, 镦粗比为 2.0、2.1 和 2.2 的镦粗模拟过程, 查看冒口端裂纹的萌生和扩展趋势。

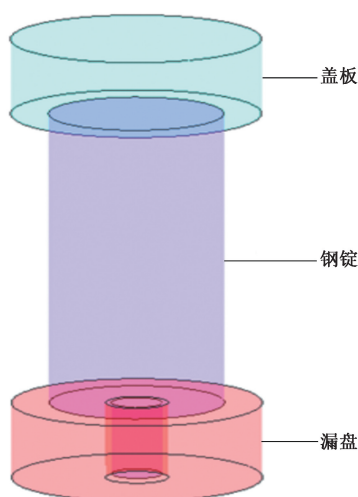


图6 镡粗工艺建模装配示意图

Fig. 6 Schematic diagram of modeling and assembly for upsetting process

3.2 模拟结果分析

图7为变形温度为1100℃、镡粗比为2.2时镡粗模拟的损伤值在钢锭内部的分布情况，可以看到，损伤值由心部至表面逐渐增大，最大值在冒口端附近。其他工艺参数模拟后的结果如图8所示。当损伤值超过 C_0 时，裂纹在应力集中区的钢锭冒口端处萌生。由图8a~图8c可知，当变形温度为900℃，镡粗比为2.0、2.1和2.2时钢锭的最大损伤值均超过拉

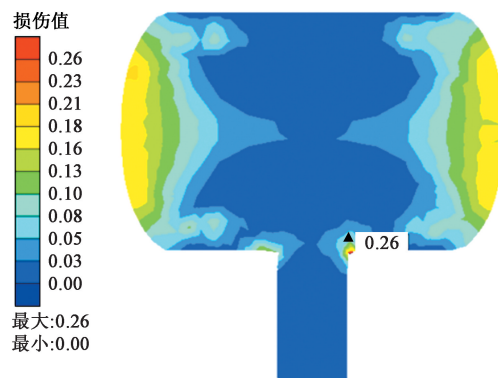


图7 变形温度为1100℃、镡粗比为2.2时镡粗模拟过程损伤值的分布云图

Fig. 7 Distribution cloud diagram of damage values during upsetting simulation process under deformation temperature of 1100℃ and upsetting rate of 2.2

伸实验数据计算得到的临界损伤值0.48，故钢锭冒口端出现裂纹及裂缝，如图8中箭头所示。由图8d~图8l可知，当变形温度为1000、1100和1200℃时，镡粗模拟过程的最大损伤值均未超过拉伸实验数据计算得到的临界损伤值，故钢锭冒口端无裂纹及裂缝产生。图9为现场拍摄的900℃入炉钢锭在不同镡粗比下的镡粗形貌，图9a和图9b为整体变形状态，图9c和图9d为冒口端缺陷形貌，如图9箭头所示，由图9可知，实验观测到的冒口端缺陷形貌与模拟预测结果具有良好的一致性，验证了数值模型的可靠性。

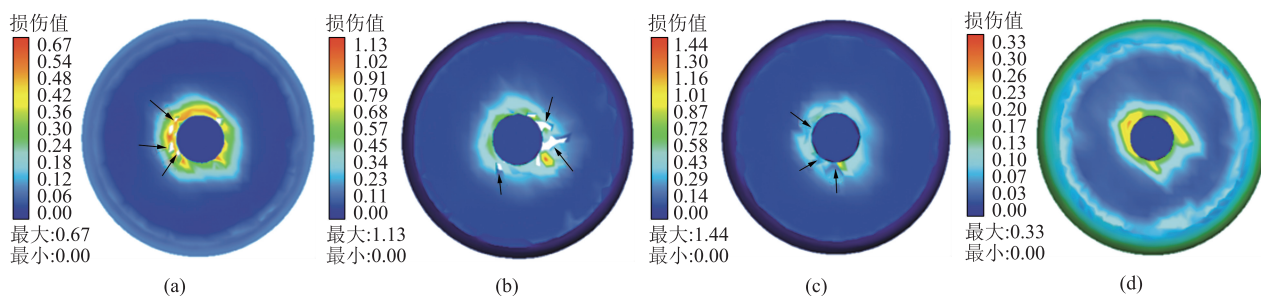


图8 不同工艺参数下损伤值及裂纹分布情况

- (a) 变形温度为900℃、镡粗比为2.0 (b) 变形温度为900℃、镡粗比为2.1 (c) 变形温度为900℃、镡粗比为2.2
(d) 变形温度为1000℃、镡粗比为2.0 (e) 变形温度为1000℃、镡粗比为2.1 (f) 变形温度为1000℃、镡粗比为2.2
(g) 变形温度为1100℃、镡粗比为2.0 (h) 变形温度为1100℃、镡粗比为2.1 (i) 变形温度为1100℃、镡粗比为2.2
(j) 变形温度为1200℃、镡粗比为2.0 (k) 变形温度为1200℃、镡粗比为2.1 (l) 变形温度为1200℃、镡粗比为2.2

Fig. 8 Damage values and crack distribution under different process parameters

- (a) Deformation temperature of 900℃ and upsetting rate of 2.0 (b) Deformation temperature of 900℃ and upsetting rate of 2.1
(c) Deformation temperature of 900℃ and upsetting rate of 2.2 (d) Deformation temperature of 1000℃ and upsetting rate of 2.0
(e) Deformation temperature of 1000℃ and upsetting rate of 2.1 (f) Deformation temperature of 1000℃ and upsetting rate of 2.2
(g) Deformation temperature of 1100℃ and upsetting rate of 2.0 (h) Deformation temperature of 1100℃ and upsetting rate of 2.1
(i) Deformation temperature of 1100℃ and upsetting rate of 2.2 (j) Deformation temperature of 1200℃ and upsetting rate of 2.0
(k) Deformation temperature of 1200℃ and upsetting rate of 2.1 (l) Deformation temperature of 1200℃ and upsetting rate of 2.2

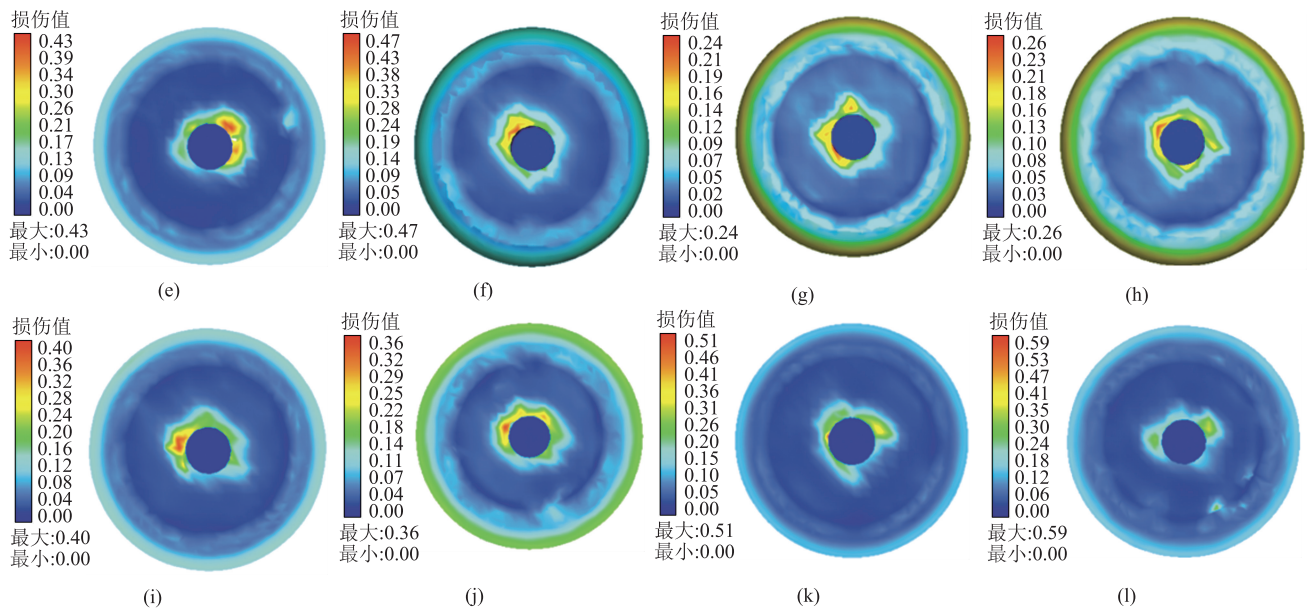


图 8 (续)

Fig. 8 (Continued)

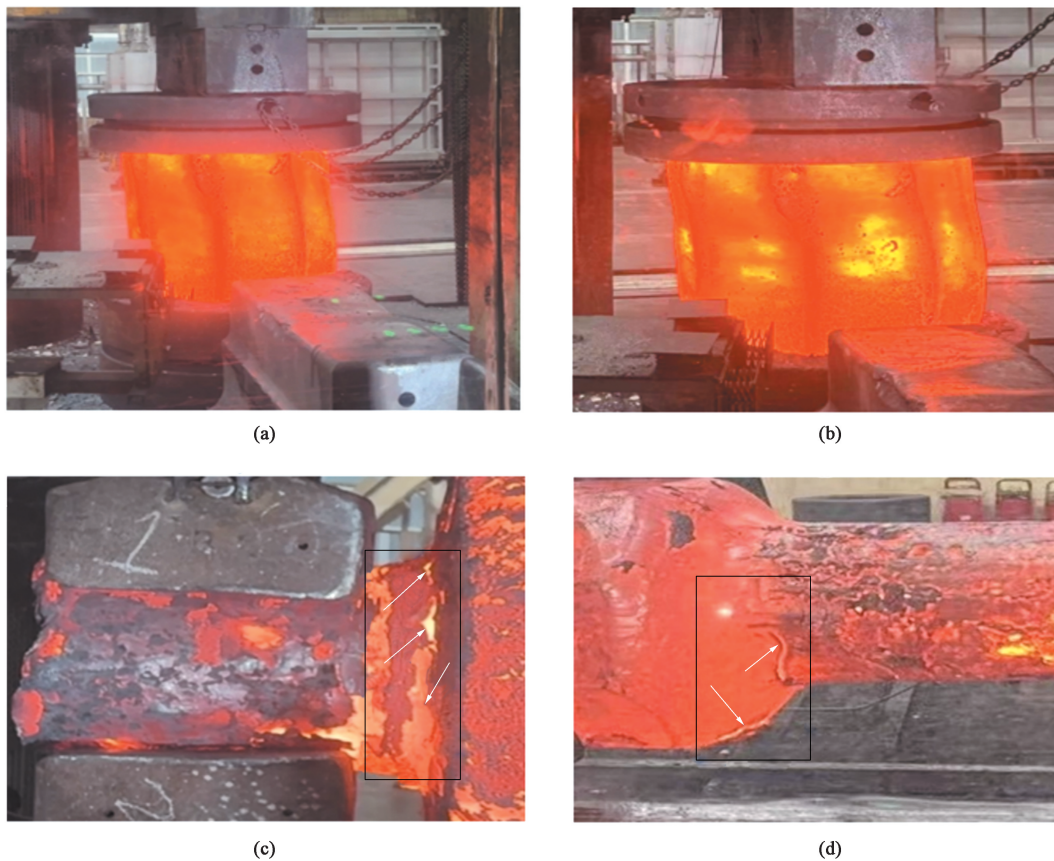


图 9 实际镦粗加工图及冒口端缺陷局部示意图

(a) 变形温度为 900 °C、镦粗比为 2.0 时镦粗加工图 (b) 变形温度为 900 °C、镦粗比为 2.1 镦粗加工图

(c) 变形温度为 900 °C、镦粗比为 2.0 时冒口端缺陷局部示意图 (d) 变形温度为 900 °C、镦粗比为 2.1 时冒口端缺陷局部示意图

Fig. 9 Actual upsetting processing drawing and local schematic diagram of defects at riser end

(a) Upsetting processing drawing at deformation temperature of 900 °C and upsetting rate of 2.0 (b) Upsetting processing drawing at deformation temperature of 900 °C and upsetting rate of 2.1 (c) Local schematic diagram of defects at riser end at deformation temperature of 900 °C and upsetting rate of 2.0 (d) Local schematic diagram of defects at riser end at deformation temperature of 900 °C and upsetting rate of 2.1

4 结论

(1) 在变形温度为 900~1200 ℃、应变速率为 0.001~1 s⁻¹ 条件下进行高温拉伸实验, 获得了 50Cr5NiMoV 合金钢的真应力-真应变曲线, 建立了其高温流变行为的 Arrhenius 本构方程, 表达式为: $\dot{\varepsilon} = 2.62 \times 10^{10} [\sinh(0.019 \times \sigma)]^{3.53} \exp[-269.71/(RT)]$ 。

(2) 利用 Normalized Cockcroft & Latham 损伤模型和拉伸数据曲线得到了 50Cr5NiMoV 合金钢在变形温度为 900~1200 ℃、应变速率为 0.001~1 s⁻¹ 条件下的临界损伤值 C_0 , 从而得到了 C_0 随变形温度以及应变速率的变化规律。

(3) 基于 Normalized Cockcroft & Latham 损伤模型, 结合 Zener-Hollomon 参数, 综合考虑变形温度和应变速率的影响, 建立了 50Cr5NiMoV 合金钢热变形损伤开裂预测准

则: $D = \frac{\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} (\sigma_1/\bar{\sigma}) d\bar{\varepsilon}}{-5.7+0.58\ln Z - 0.02(\ln Z)^2 + 0.000174(\ln Z)^3} > 1$ 。

(4) 将修正后的应力-应变曲线与临界损伤值 C_0 导入有限元中, 分别模拟不同工艺参数下的镢粗过程, 观察裂纹的萌生与扩展, 结果发现, 随着镢粗比的增加, 钢锭最大损伤值逐渐增大。钢锭冒口端出现裂纹或裂缝等缺陷, 说明该处损伤值已远超出 C_0 , 并与实际加工后冒口端缺陷形貌进行对比, 验证了模拟的准确性。该方法提高了损伤预测的精度, 为材料加工提供了可靠的理论依据。

参考文献:

- [1] 王胜龙, 杨滨, 张铭显, 等. 316LN 不锈钢大型锻件镢粗过程中侧表面裂纹的预测 [J]. 热加工工艺, 2016, 45 (1): 86-88, 95.
Wang S L, Yang B, Zhang M X, et al. Prediction of lateral surface crack for large-sized 316LN stainless steel forging during upsetting [J]. Hot Working Technology, 2016, 45 (1): 86-88, 95.
- [2] 栗文锋, 韩笑宇. DT14 钢高温临界损伤值测定与计算机模拟 [J]. 大型铸锻件, 2018 (1): 13-16.
Li W F, Han X Y. Determination of high temperature critical damage value and computer simulation of DT14 steel [J]. Heavy Casting and Forging, 2018 (1): 13-16.
- [3] 徐月, 刘建生. 12%Cr 耐热钢裂纹萌生临界变形量 [J]. 锻压技术, 2024, 49 (9): 12-17.
Xu Y, Liu J S. Critical deformation amount of crack initiation for 12%Cr heat-resistant steel [J]. Forging & Stamping Technology, 2024, 49 (9): 12-17.
- [4] 刘毅. 基于 Lemaitre 模型的铝合金损伤演化规律及断裂研究 [D]. 洛阳: 河南科技大学, 2023.

Liu Y. Study on Damage Evolution and Fracture of Aluminium Alloys Based on the Lemaitre Model [J]. Luoyang: Henan University of Science and Technology, 2023.

- [5] 陈学文, 张博, 白荣忍, 等. 不同损伤模型的 TC4 钛合金高温损伤数值仿真及裂纹预测 [J]. 河南科技大学学报 (自然科学版), 2023, 44 (2): 1-7.
Chen X W, Zhang B, Bai R R, et al. Numerical simulation of high temperature damage and crack prediction of TC4 titanium alloy different damage models [J]. Journal of Henan University of Science and Technology (Natural Science), 2023, 44 (2): 1-7.
- [6] 田继红, 陈彦龙, 袁海伦, 等. 12%Cr 超超临界转子钢锻造裂纹机理分析及损伤模型建立 [J]. 塑性工程学报, 2022, 29 (10): 135-142.
Tian J H, Chen Y L, Yan H L, et al. Forging crack mechanism analysis and damage model establishment of 12%Cr ultra-supercritical rotor steel [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2022, 29 (10): 135-142.
- [7] 顾雯雯, 孙勇, 路成龙. 基于细观损伤模型的起重机械用低合金钢失效行为预测 [J]. 起重运输机械, 2024 (20): 82-88.
Gu W W, Sun Y, Lu C L. Prediction of failure behavior prediction of low alloy steel for hoisting machinery based on meso-damage model [J]. Hoisting and Conveying Machinery, 2024 (20): 82-88.
- [8] 段继平, 唐湘林, 盛俊英, 等. 热挤压态 FGH95 合金热变形特性 [J]. 粉末冶金技术, 2024, 42 (1): 36-44.
Duan J P, Tang X L, Sheng J Y, et al. Hot deformation characteristics of hot extruded FGH95 superalloys [J]. Powder Metallurgy Technology, 2024, 42 (1): 36-44.
- [9] 殷剑, 黎诚, 金康, 等. 7022 铝合金的高温力学性能和材料本构方程研究 [J]. 锻压技术, 2023, 48 (1): 237-244.
Yin J, Li C, Jin K, et al. Study on high temperature mechanical properties and material constitutive equation for 7022 aluminum alloy [J]. Forging & Stamping Technology, 2023, 48 (1): 237-244.
- [10] 刘佳琪, 陈学文, 皇涛, 等. 2A12 铝合金临界损伤值测定及试验验证 [J]. 塑性工程学报, 2020, 27 (1): 131-137.
Liu J Q, Chen X W, Huang T, et al. Measurement and experimental validation of critical damage value for 2A12 aluminum alloy [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2020, 27 (1): 131-137.
- [11] Xue L. Damage accumulation and fracture initiation in uncracked ductile solids subject to triaxial loading [J]. International Journal of Solids and Structures, 2007, 44 (16): 5163-5181.
- [12] 杜科学, 陈学文, 刘佳琪, 等. X12 合金钢高温 Normalized Cockcroft&Latham 损伤模型及参数反求分析方法 [J]. 塑性工程学报, 2021, 28 (4): 174-180.
Du K X, Chen X W, Liu J Q, et al. High temperature Normalized Cockcroft & Latham damage model and inverse analysis method of parameter for X12 alloy steel [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2021, 28 (4): 174-180.
- [13] 张菁丽, 吴金平, 罗媛媛, 等. 基于 Normalized Cockcroft & Latham 韧性损伤准则 Ti600 合金临界损伤值的测定 [J]. 材料工程, 2019, 47 (7): 121-125.
Zhang J L, Wu J P, Luo Y Y, et al. Determination of critical damage value of Ti600 alloy based on Normalized Cockcroft & Latham ductile fracture criterion [J]. Journal of Materials Engineering, 2019, 47 (7): 121-125.