

基于 Fields-Backofen 模型 Fe-27Mn-10Al-1.0C 轻质钢高温流动行为的本构建模

贾海深¹, 刘立美¹, 郭文静¹, 张继林¹, 易湘斌¹, 罗文翠^{2*}

(1. 兰州工业学院, 甘肃省精密加工技术及装备工程研究中心, 甘肃 兰州 730050; 2. 兰州资源环境职业技术大学, 甘肃 兰州 730021)

摘 要:为表征 Fe-27Mn-10Al-1.0C 轻质钢的高温流动行为, 在 850 ~ 1 050 °C、0.01 ~ 10 s⁻¹ 的试验条件下, 使用 Gleeble-3800 热模拟试验设备对其进行了高温压缩试验。基于 Fields-Backofen(FB) 模型, 依据试验数据进行了本构建模研究, 通过引入温度软化项, 并考虑应变效应及应变、应变速率和温度间的耦合效应对模型参数的影响, 成功建立了修正 M-FB 模型。采用统计参数相关系数 *R*、平均绝对误差 AARE 和相对误差 RE, 对 M-FB 模型预测精度进行验证。研究表明, Fe-27Mn-10Al-1.0C 轻质钢对应变、应变速率和变形温度显著敏感, M-FB 模型预测数据与试验数据相关性高度一致, 能可靠应用于预测其高温流动行为。

关键词: Fe-27Mn-10Al-1.0C 轻质钢; FB 模型; 高温流动行为

中图分类号: TG115.5

文献标志码: A

文章编号: 1004-7638(2026)02-0143-10

DOI: 10.7513/j.issn.1004-7638.2026.02.016

开放科学(资源服务)标识码(OSID):



听语音
与作者互动
聊科研

Constitutive modeling of high-temperature flow behavior of Fe-27Mn-10Al-1.0C lightweight steel based on the fields-backofen model

JIA Haishen¹, LIU Limel¹, GUO Wenjing¹, ZHANG Jilin¹, YI Xiangbin¹, LUO Wencui^{2*}

(1. Gansu Province Precision Machining Technology and Equipment Engineering Research Center, Lanzhou Institute of Technology, Lanzhou 730050, Gansu, China; 2. Lanzhou University of resources and environment, Lanzhou 730021, Gansu, China)

Abstract: To characterize the high-temperature flow behavior of Fe-27Mn-10Al-1.0C lightweight steel, high-temperature compression tests were performed using a Gleeble-3800 thermal simulation testing system under experimental conditions of 850-1 050 °C and 0.01-10 s⁻¹. Based on the Fields-Backofen (FB) model, a constitutive modeling study was conducted using the experimental data. By introducing a temperature softening term and accounting for the strain effects as well as the coupling effects of strain, strain rate, and temperature on model parameters, a modified M-FB model was successfully established. The prediction accuracy of the M-FB model was validated using statistical parameters, including the

收稿日期: 2026-01-08; 修回日期: 2026-01-25; 接受日期: 2026-02-03

基金项目: 甘肃省高校产业支撑计划项目(2025CYZC-065、2024CYZC-60); 兰州工业学院“启智”人才培养计划项目(2025QZ-06)。

作者简介: 贾海深, 1985 年出生, 男, 河南周口人, 硕士, 副教授, 主要从事金属材料力学行为及高速切削方面的研究, E-mail: jhsk9365@126.com; *通信作者: 罗文翠, 1969 年出生, 女, 甘肃景泰人, 硕士, 教授, 主要从事机械产品结构优化与设计, E-mail: 496021016@qq.com。

correlation coefficient (R), average absolute relative error (AARE), and relative error (RE). The research results indicate that Fe-27Mn-10Al-1.0C lightweight steel is significantly sensitive to strain, strain rate, and deformation temperature. The predicted data of the M-FB model are highly consistent with the experimental data, and it can be reliably applied to predict its high-temperature flow behavior.

Key words: Fe-27Mn-10Al-1.0C lightweight steel; FB model; high-temperature flow behavior

0 引言

作为新兴结构材料, Fe-Mn-Al-C 系轻质钢凭借其高强度、高延展性、低密度等优异的机械性能, 广泛应用于汽车、船舶、航空航天等领域, 特别是汽车行业, 对提升燃油效率, 降低碳排放具有重要意义^[1-4]。为制造出最佳强度和延展性的轻质钢, 探索其工业化大规模生产的关键热加工工艺参数至关重要^[5-7]。通过对材料的高温流动行为进行本构建模表征, 定量研究其流动应力与温度、塑性应变及应变速率之间的变化关系, 是揭示其高温流动行为特性及获得最佳的热加工工艺参数的关键。

Fe-Mn-Al-C 系钢作为轻量化设计的最佳理想材料, 近年来, 有关其高温热变形行为的研究受到了诸多研究者的青睐。MOZUMDER 等人^[8]基于 Kocks-Mecking 模型, 研究了 Fe-9Al-10Mn-4Ni-0.7C 双相钢的高温热变形行为, 构建了活化能图, 确定了最佳热加工参数范围。GAN 等人^[9]在 900 ~ 1 100 °C 和 0.01 ~ 0.1 s⁻¹ 下对 Fe-13Mn-4.4Al-0.64C-0.1Ti 钢进行了热压缩试验, 研究发现其热变形机制为动态再结晶, 并基于试验数据建立了应变补偿的 Arrhenius 本构模型。ZHANG 等人^[10]研究了 Fe30Mn9Al0.9C 钢的热压缩变形行为, 建立了描述高温变形行为的 Arrhenius 方程, 并确定出最佳的热加工工艺范围。MAHANTA 等人^[11]对轻质钢 Fe-11Al-5Mn-1Nb-1C 完成了热压缩试验, 开发了 Arrhenius 本构模型和双层进化的神经网络(EvoNN)模型。结果表明 EvoNN 模型表现出更高的预测精度。REN 等人^[12]基于 Arrhenius 方程、Zener-Hollomon 模型, 建立了 Fe-28Mn-10Al-1C-3Cu 轻质钢的本构模型。并给出了相应的最佳热加工工艺参数范围。RAWAT 等人^[13]开展了高 Al 钢 Fe-11Al-10Mn-1C 热变形行为的研究, 建立了用于预测热流动行为的 Zener-Hollomon 本构模型。MOHAMADIZADEH 等人^[14]基于 Arrhenius 双曲正弦方程, 开发了 Fe-18Mn-8Al-0.8C 低密度钢高温流变行为的修正 Arrhenius 本构模型。WAN 等人^[15]探究了 Fe-Mn-Al-C 轻质钢的

高温流变行为, 结果表明该试验钢对应变速率表现出正相关性, 而对温度反映出负相关性的特性, 建立了考虑应变耦合的本构模型, 该模型能够很好地预测其流动应力的变化趋势。ZHANG 等人^[16]对奥氏体低密度钢 Fe-30Mn-10Al-1C 进行了热压缩试验, 基于摩擦和温升效应对应力-应变曲线进行了校准, 构建了考虑应变补偿的本构模型, 通过数值模拟的方法验证了该模型的准确性。

研究发现: 对于 Fe-Mn-Al-C 系轻质钢高温流动行为本构建模的研究主要基于 Arrhenius 建模及考虑应变补偿的修正 Arrhenius 模型。基于热激活理论, Arrhenius 模型在预测材料的峰值应力方面具有独特优势。然而, 为了有效描述 Fe-Mn-Al-C 系轻质钢在峰值应力后受变形温度、塑性应变和应变速率三者相互耦合作用下动态软化阶段的应力流动行为, 笔者基于原 Fields-Backofen(FB)模型, 引入反映动态软化特征的温度软化项, 并考虑应变、应变速率和温度耦合效应对其模型参数的影响, 开发出修正的 M-FB 模型, 旨在能够有效表征 Fe-27Mn-10Al-1C 轻质钢高温塑变的流动行为。研究结果为该试验钢的热加工工艺设计、优化提供理论依据。

1 试验材料与方法

研究采用的试验钢标称成分为 Fe-27Mn-10Al-1C, 于真空感应熔炼炉中熔炼制备, 最终铸锭直径为 150 mm、高度为 200 mm, 在 1 150 °C 下进行 120 min 均质化处理, 并于相同温度下进行热轧, 轧制成厚度为 20 mm 的板材, 实测其化学成分如表 1 所示。采用电火花线切割技术制备长径比为 1.5, 即 $\varnothing 10 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$ 的圆柱形压缩试样, 切割时确保试样的轴线方向与热轧方向相同。

表 1 试验钢的化学成分

Mn	Al	C	Si	P	S	Fe
26.86	10.01	1.05	0.014	0.01	0.012	Bal.

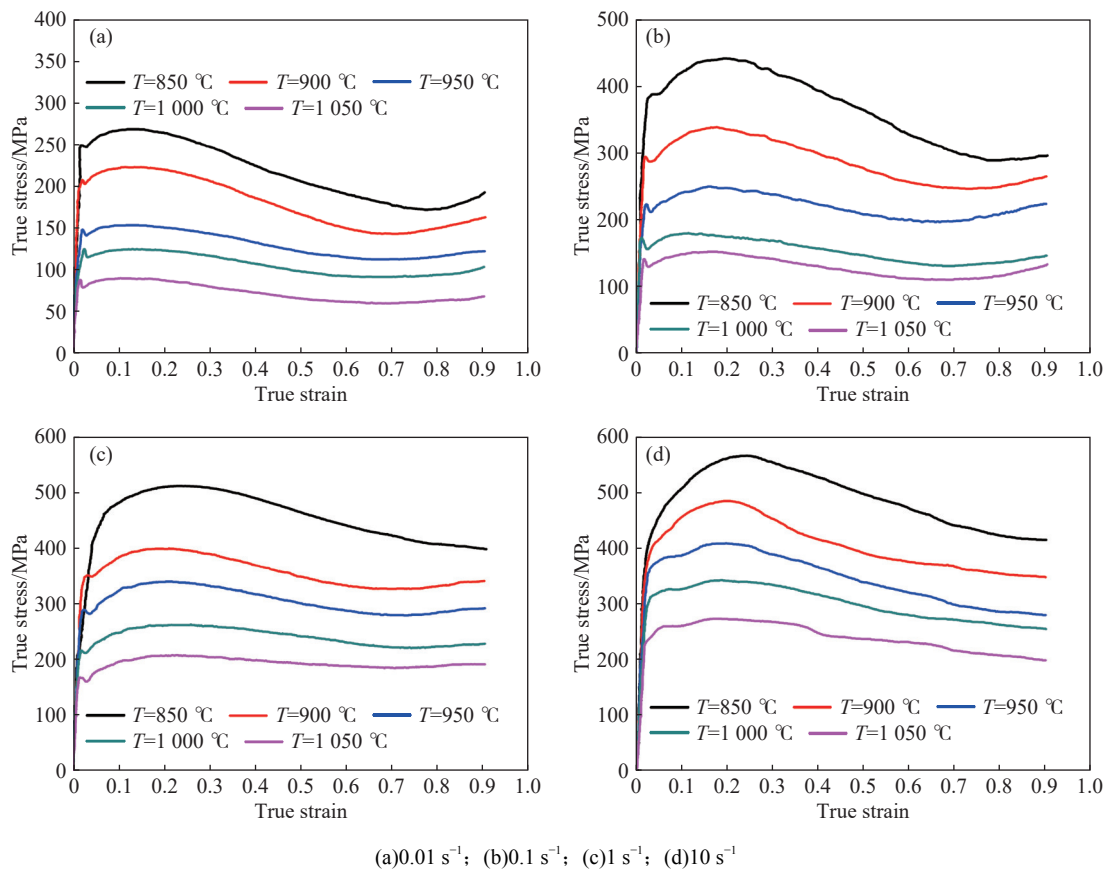
热压缩试验在 Gleeble-3800 热模拟试验机上完成, 试样以 10 °C/s 的加热速度升温至 1 100 °C 的

均质温度,于该温度下保持 120 s 后,以 10 °C/s 的冷却速率将试样冷却至 850、900、950、1 000、1 050 °C 的测试温度,试样在相应测试温度下静置 60 s,以确保微观结构的均匀化和避免热梯度现象于试样内产生。在四种应变速率(0.01、0.1、1 和 10 s⁻¹)下进行等温压缩,直至试样达到 0.9 的真实应变值。为确保试样高温压缩变形后的微观结构状态,立即对其进行水淬处理至室温。

为了确保试验数据的可靠性和准确性,除了对切割后的试样进行机械抛光处理,以获得理想的粗糙度要求外,试验过程中还在试样表面与砧座间采用石墨箔进行隔离,以减少热变形过程中的摩擦效应。

2 结果与分析

Fe-27Mn-10Al-1C 轻质钢在不同温度和应变速率下的应力-应变曲线如图 1 所示。应力-应变曲线表明其流动应力对温度和应变速率显著敏感,随着温度的降低或应变速率的增加,流动应力逐渐增大。整个变形过程中,应力-应变曲线呈现出典型的加工硬化和动态软化(动态回复和动态再结晶)特征。在变形初期,因加工硬化效应,其流动应力呈线性迅速增加,当增加到临界状态后缓慢增大至峰值应力,此阶段加工硬化效应仍占据主导地位,随后随应变的增加,应力下降。



(a)0.01 s⁻¹; (b)0.1 s⁻¹; (c)1 s⁻¹; (d)10 s⁻¹

图 1 不同应变速率下的应力-应变曲线

Fig. 1 Stress-strain curves at different strain rates

如图 1 所示,在 0.01、0.1、1 s⁻¹ 的应变速率下,随应变的增加,流动应力增大至临界状态后出现了锯齿状屈服点,该现象被称之为屈服点-延长效应^[17-18]。这主要是因为位于位错线附近的间隙碳原子的析出与位错间形成的钉扎效应阻碍了位错运动,进而促使屈服点延长的现象^[19]。然而该现象在 10 s⁻¹ 应变速率下没能发生,是由于高应变速率下间隙碳原子不易偏聚于位错线附近。此外,峰值应力

后,应变的增加对其流动应力也产生了明显的区别,0.01 ~ 1 s⁻¹ 的低应变速率下,流动应力随应变的增加减小到最小值后,出现了一定的回升现象,此现象在 0.01 s⁻¹ 应变速率下的 850 ~ 950 °C 测试条件下较为显著。针对此种现象的解释,有些学者认为是低温下摩擦和绝热加热引起的,而部分学者则认为是二次硬化现象^[20-21]。然而上述现象在高应变速率 10 s⁻¹ 下没能观察到,主要归因于较高的应变速率为

动态再结晶提供了额外的驱动力,有利于促进结晶核形成,造成流动应力在经过峰值后表现出持续的软化效应。

3 Fields-Backofen 模型建立

3.1 原 Fields-Backofen(FB)模型

Fields-Backofen 模型^[22]于 1957 年,由菲尔兹和巴霍芬提出用来预测金属材料的热流动行为本构方程。在 FB 模型中,描述材料流动行为的应力-应变关系表达如式(1)所示。

$$\sigma = K\varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m \quad (1)$$

其中 σ 、 ε 、 $\dot{\varepsilon}$ 分别表示流动应力(Mpa)、塑性应变和应变速率(s^{-1}); K 、 n 、 m 分别代表材料的强度系数、应变硬化指数和应变速率敏感性指数。

原始的 FB 模型中,不包含温度对材料流动应力的热软化作用,实际上通常将 K 、 n 、 m 参数确定为应变速率和温度的简单函数关系,以提升模型预测的准确性。

1)FB 模型参数计算

对式(1)取对数后得式(2)。

$$\ln \sigma = \ln K + n \ln \varepsilon + m \ln \dot{\varepsilon} \quad (2)$$

式(2)表明, $n = \partial \ln \sigma / \partial \ln \varepsilon$,即在固定温度和应变速率下,对 $\ln \sigma$ 与 $\ln \varepsilon$ 的变化关系进行线性拟合。考虑温度与应变速率的不同组合,可获得不同的 n 值。不同温度下 n 与 $\ln \dot{\varepsilon}$ 的关系如图 2 所示,图 2 表明 n 可表达为如式(3)所示。

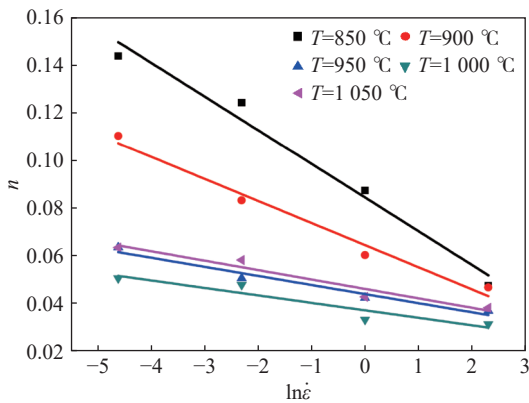


图 2 不同温度下 n 与 $\ln \dot{\varepsilon}$ 的关系
Fig. 2 Relationship between n and $\ln \dot{\varepsilon}$

$$n = n_2 \ln \dot{\varepsilon} + n_1 \quad (3)$$

对图 2 中数据进行了线性拟合,将不同温度下拟合结果的斜率取平均值后作为 n_2 的值,则 $n_2 = -0.006 88$,图 3 展示了 n_1 与 $1/T$ 的变化关系,则 n_1 可视为 $1/T$ 的线性关系,对其线性拟合可得式(4)。

$$n_1 = \frac{226.007 08}{T} - 0.186 17 \quad (4)$$

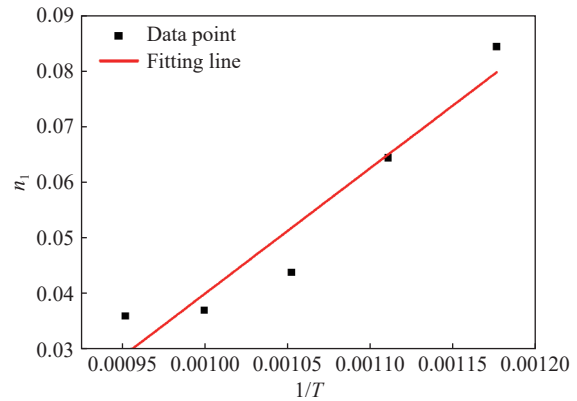


图 3 n_1 与 $1/T$ 的关系
Fig. 3 Relationship between n_1 and $1/T$

则 n 可表达为如式(5)所示。

$$n = -0.006 88 \ln \dot{\varepsilon} + \frac{226.007 08}{T} - 0.186 17 \quad (5)$$

由式(2)可知, $m = \partial \ln \sigma / \partial \ln \dot{\varepsilon}$,利用试验数据,在每种测试温度下,应变值为 0.1、0.3、0.5、0.7 和 0.9 处分别拟合 $\ln \sigma$ 与 $\ln \dot{\varepsilon}$ 的关系, m 在不同条件下的数值见表 2。使用表 2 中的数据绘制 m 与 $1/T$ 的关系,如图 4 所示, m 可近似表达为 $1/T$ 的线性关系,拟合得 m 的表达式如式(6)所示。

$$m = \frac{-242.636 93}{T} + 0.398 82 \quad (6)$$

K 值可由式(1)表达为式(7)。

$$K = \frac{\sigma}{\varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m} \quad (7)$$

表 2 不同条件下的 m 值
Table 2 m values under different conditions

ε	m				
	850 °C	900 °C	950 °C	1 000 °C	1 050 °C
0.1	0.090 75	0.106 77	0.134 61	0.140 8	0.187 03
0.3	0.118 58	0.124 1	0.145 71	0.154 29	0.171 43
0.5	0.134 63	0.139 53	0.151 17	0.161 35	0.181 63
0.7	0.136 23	0.143 54	0.143 18	0.159 60	0.172 74
0.9	0.113 72	0.116 62	0.120 68	0.134 9	0.165 98

将(5)(6)式代入(7)式,求出不同温度下,应变值为 0.1、0.3、0.5、0.7 和 0.9 处的 K 值,图 5 反映了不同温度下 K 值与 $\ln \dot{\varepsilon}$ 的变化关系,则 K 可视为 $\ln \dot{\varepsilon}$ 的二次多项式关系,而不同温度下的常数项 K_0 与 $1/T$ 的关系如图 6 所示。对图 5、图 6 中的数据拟合,可确定 K 的表达式如式(8)所示。

$$K = -1 135.985 44 - 14.396 55 \ln \dot{\varepsilon} - 5.118 67 (\ln \dot{\varepsilon})^2 + \frac{1 453 080}{T} \quad (8)$$

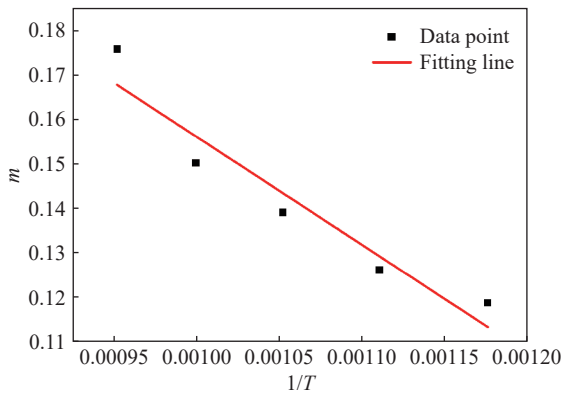


图 4 m 与 1/T 的关系

Fig. 4 Relationship between m and 1/T

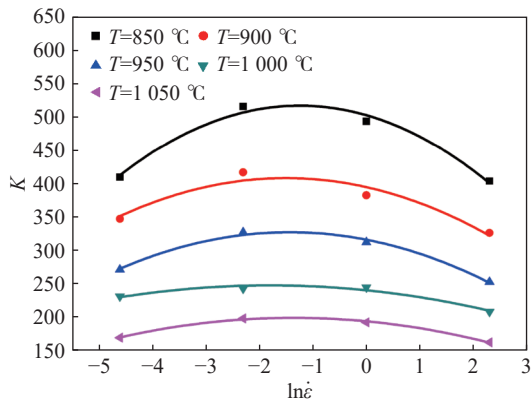


图 5 不同温度下 K 与 ln ε̇ 的关系

Fig. 5 Relationship between K and ln ε̇

2) 原 FB 模型预测精度评估

图 7 反映了应变速率为 0.01 s⁻¹ 和 10 s⁻¹ 条件

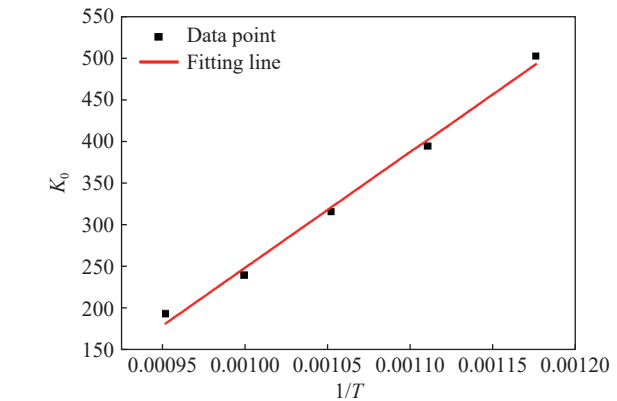
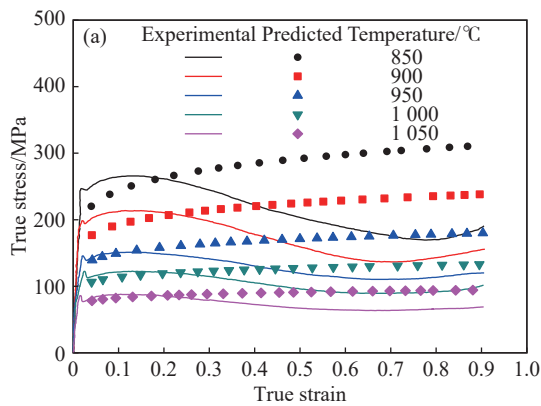
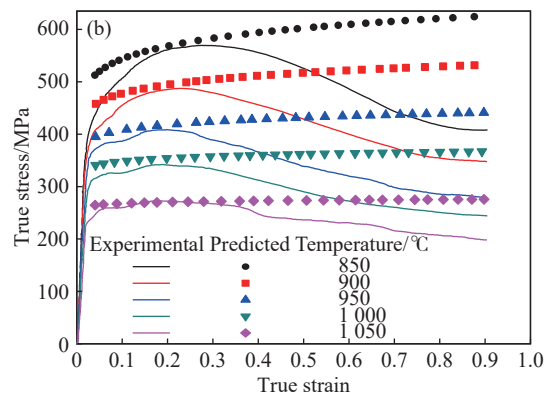


图 6 K₀ 与 1/T 的关系

Fig. 6 Relationship between K₀ and 1/T



(a) 0.01 s⁻¹; (b) 10 s⁻¹

图 7 原 FB 模型预测值与试验值对比

Fig. 7 Comparison of predicted values from the original FB model with experimental values

3.2 修正的 M-FB 模型

基于原 FB 模型, 引入无量纲的温度软化项, 并使用无量纲的应变速率替代原模型的应变速率, 同时考虑应变补偿及应变、应变速率、温度间的耦合作用对硬化指数、应变速率敏感性指数及温度软化

下, 该测试钢的试验应力值与原 FB 模型计算应力值的对比关系。研究发现两种应变速率下, 原 FB 模型在应变硬化阶段具有较好的预测精度, 而峰值应力后随着应变的增加, 其预测误差逐渐加大, 表明原 FB 模型不能预测动态软化效应引起的应力下降。这主要与原 FB 模型中没有温度软化项有关, 此外, 原 FB 模型中 K、n、m 参数确定时, 仅将其视为应变速率、温度的简单函数关系, 没能考虑应变补偿效应以及应变、应变速率和温度间的耦合作用对上述参数的影响, 也是造成原 FB 模型预测误差较大的因素。因此, 必须对原 FB 模型进行修正, 以使其获得较高的预测精度, 能够较准确地捕捉该测试钢的应力流动行为。

指数的影响, 对其提出修正。修正后的 M-FB 模型表达如式(9)所示。

$$\sigma = K \varepsilon^{n(\varepsilon)} (\dot{\varepsilon}^*)^{m(\varepsilon, \dot{\varepsilon})} (T^*)^{E(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)} \quad (9)$$

其中 $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon}_r$ 为无量纲的应变速率, $\dot{\varepsilon}_r$ 为参考应变速率, 取 $\dot{\varepsilon}_r = 0.01 \text{ s}^{-1}$ 。 $T^* = T / T_r$ 表示无量纲的温度项,

T_r 为参考温度,取 $T_r = 850\text{ }^\circ\text{C}$ 。 $n(\varepsilon)$ 表示应变硬化指数,修正为 ε 的函数。 $m(\varepsilon, \dot{\varepsilon})$ 表示应变速率敏感性指数,修正为 ε 、 $\dot{\varepsilon}$ 的二元函数。 $E(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)$ 表示温度软化指数,修正为 ε 、 $\dot{\varepsilon}$ 、 T 的三元函数。

1) M-FB 模型参数计算

式(9)在 $\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_r$ 、 $T = T_r$ 时,简化为式(10)。

$$\sigma = K\varepsilon^{n(\varepsilon)} \quad (10)$$

采用 $\dot{\varepsilon}_r = 0.01\text{ s}^{-1}$ 、 $T_r = 850\text{ }^\circ\text{C}$ 下的试验数据,基于式(10)进行非线性曲线拟合,如图8所示,并确定式(10)的表达形式如式(11)所示,则参数 K 、 n_0 、 n_1 、 n_2 、 n_3 、 n_4 的值分别为240.452 94、0.023 64、-1.039 94、4.224 19、-5.615 13、6.054 17。

$$\sigma = K\varepsilon^{n_0+n_1\varepsilon+n_2\varepsilon^2+n_3\varepsilon^3+n_4\varepsilon^4} \quad (11)$$

取 $T = T_r$,式(9)可改写为式(12)。

$$\sigma = K\varepsilon^{n(\varepsilon)}(\dot{\varepsilon}^*)^{m(\varepsilon, \dot{\varepsilon})} \quad (12)$$

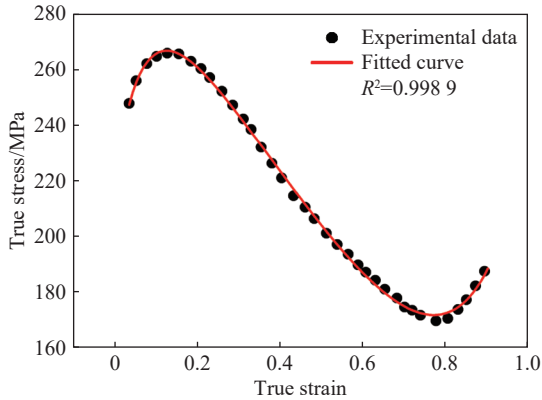


图8 $\dot{\varepsilon}=0.01\text{ s}^{-1}$ 、 $T=850\text{ }^\circ\text{C}$ 时,试验应力与应变的变化关系
Fig. 8 Relationship between experimental stress and strain at 0.01 s^{-1} and $850\text{ }^\circ\text{C}$

为确定 $m(\varepsilon, \dot{\varepsilon})$ 的表达式,对式(12)取对数后可整理为式(13)。采用参考温度下的试验数据,依据式(13)在不同应变速率下研究了 m 与 ε 、 $\ln \dot{\varepsilon}$ 的变化关系,如图9、10所示。研究发现, m 与 ε 、 $\ln \dot{\varepsilon}$ 均可近似为二次函数关系描述,并考虑二者的耦合作用,则 $m(\varepsilon, \dot{\varepsilon})$ 的表达式可表示为式(14)。

$$m(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = \ln \frac{\sigma}{K\varepsilon^{n(\varepsilon)}} / \ln \dot{\varepsilon}^* \quad (13)$$

$$m(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = m_0 + m_1\varepsilon + m_2\varepsilon^2 + m_3 \ln \dot{\varepsilon} + m_4(\ln \dot{\varepsilon})^2 + m_5\varepsilon \ln \dot{\varepsilon} + m_6\varepsilon^2(\ln \dot{\varepsilon})^2 \quad (14)$$

使用参考温度下不同应变速率的试验数据,对式(14)进行非线性曲面拟合,拟合结果如图11所示。则 $m_0 \sim m_6$ 的数值分别为0.094 61、0.271 54、-0.204 11、-0.025 88、0.005 07、0.006 43、-0.010 49。

对式(9)变换后,得 $E(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)$ 的表达式如式(15)所示。

$$E(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = \ln \frac{\sigma}{K\varepsilon^{n(\varepsilon)}(\dot{\varepsilon}^*)^{m(\varepsilon, \dot{\varepsilon})}} / \ln T^* \quad (15)$$

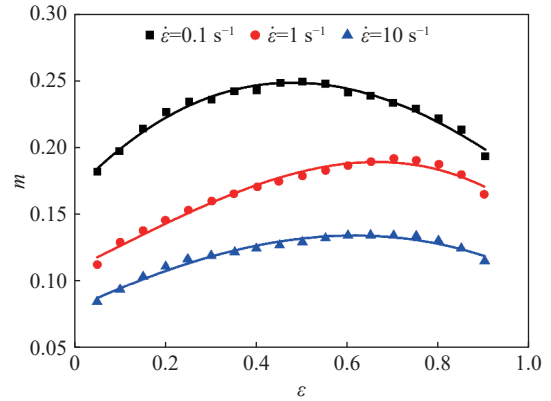


图9 m 与 ε 的变化关系
Fig. 9 Relationship between m and ε

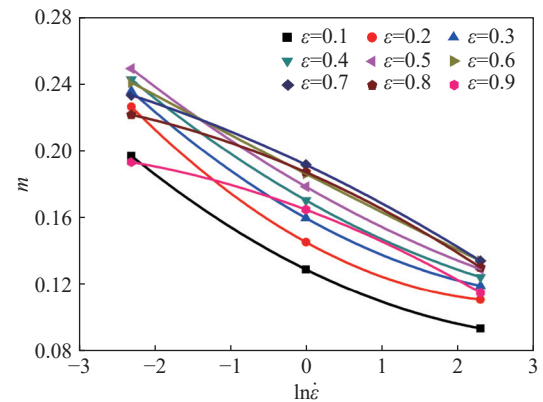


图10 m 与 $\ln \dot{\varepsilon}$ 的变化关系
Fig. 10 Relationship between m and $\ln \dot{\varepsilon}$

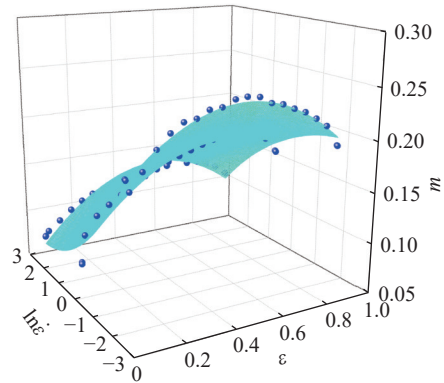


图11 m 与 ε 、 $\ln \dot{\varepsilon}$ 的拟合关系
Fig. 11 Fitting relationship between m and ε 、 $\ln \dot{\varepsilon}$

为标定 $E(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)$ 的表达式,分析了不同组合下 E 与 ε 、 $\dot{\varepsilon}$ 、 T 的变化关系,如图12~14所示。图中分别展示了950、1 050 $^\circ\text{C}$ 下 ε 对 E 、 $\ln \dot{\varepsilon}$ 对 E 以及0.1、10 s^{-1} 下 T 对 E 的影响关系。分析表明 E 与 ε 间的变化关系较适用四次多项式表达,而 E 与 $\ln \dot{\varepsilon}$ 、 T 的变化关系均接近于用二次函数关系描述。同时考虑 ε 、 $\dot{\varepsilon}$ 和 T 间的耦合作用对 E 的影响,则 $E(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)$ 可进行定义如式(16)所示。

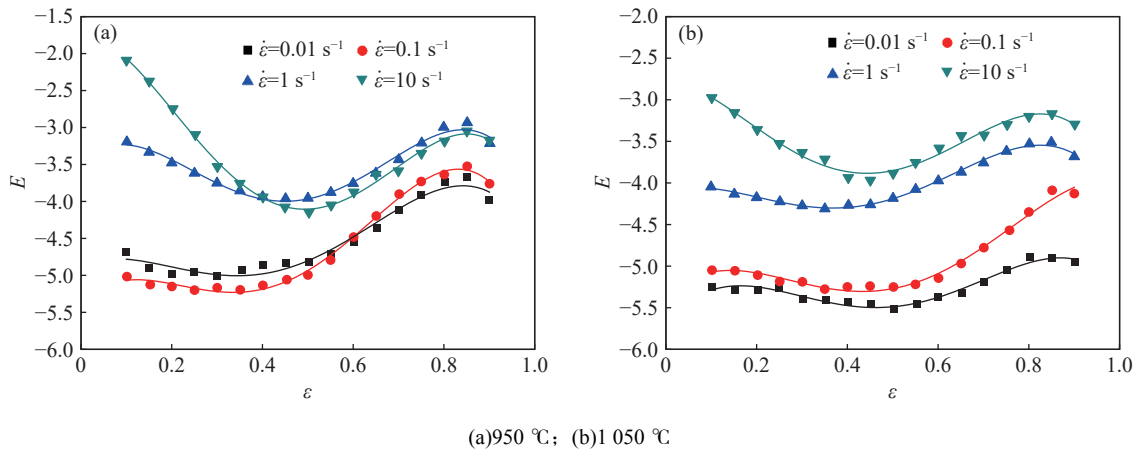


图 12 不同温度下 E 与 ε 的变化关系

Fig. 12 Relationship between E and ε under different temperatures

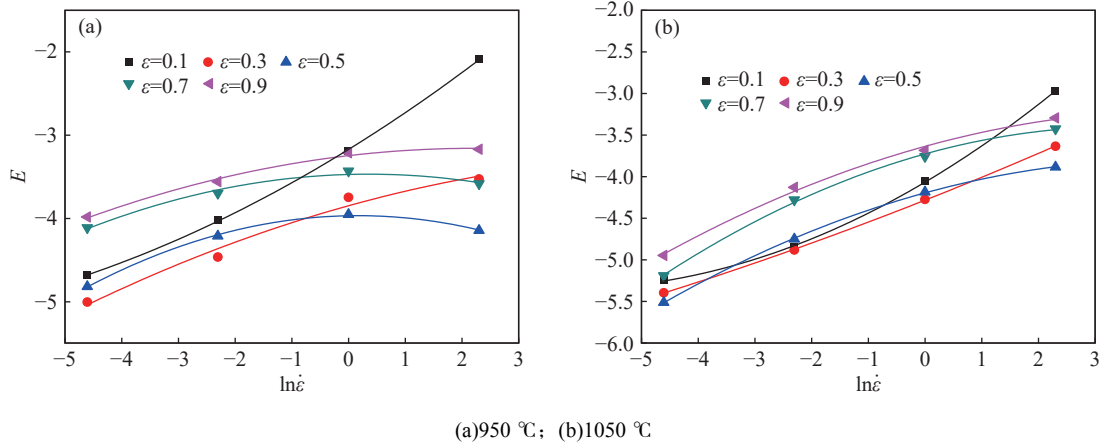


图 13 不同温度下 E 与 $\ln \varepsilon$ 的变化关系

Fig. 13 Relationship between E and $\ln \varepsilon$ under different temperatures

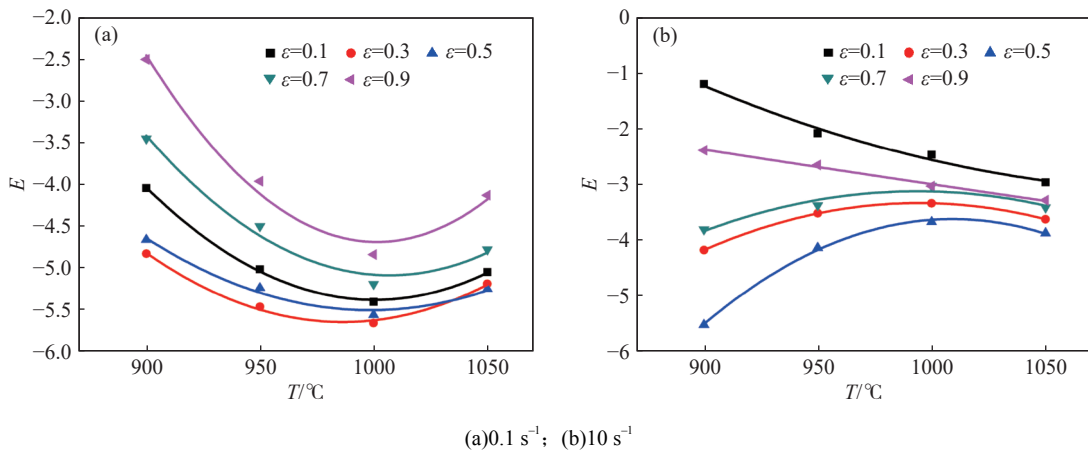


图 14 不同应变速率下 E 与 T 的变化关系

Fig. 14 Relationship between E and T under different strain rates

$$E(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = E_0 + E_1\varepsilon + E_2\varepsilon^2 + E_3\varepsilon^3 + E_4\varepsilon^4 + E_5 \ln \dot{\varepsilon} + E_6(\ln \dot{\varepsilon})^2 + E_7T + E_8T^2 + E_9\varepsilon T \ln \dot{\varepsilon} + E_{10}\varepsilon^4(\ln \dot{\varepsilon})^2 T^2 \quad (16)$$

使用试验数据对式 (16) 进行非线性回归分析, 得 $E_0 \sim E_{10}$ 的数值为 5.557 579、1.155 567、

$$-29.989\ 227、63.193\ 494、-33.837\ 081、0.585\ 094、0.074\ 001、-0.013\ 995、4.675\ 856 \times 10^{-6}、-0.000\ 602、-1.738\ 609 \times 10^{-7}。$$

最终所建立的修正 M-FB 本构模型可表达如式 (17) 所示。

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma = K \varepsilon^{n(\varepsilon)} (\dot{\varepsilon}^*)^{m(\varepsilon, \dot{\varepsilon})} (T^*)^{E(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)} \\ n(\varepsilon) = n_0 + n_1 \varepsilon + n_2 \varepsilon^2 + n_3 \varepsilon^3 + n_4 \varepsilon^4 \\ m(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = m_0 + m_1 \varepsilon + m_2 \varepsilon^2 + m_3 \ln \dot{\varepsilon} + \\ \quad m_4 (\ln \dot{\varepsilon})^2 + m_5 \varepsilon \ln \dot{\varepsilon} + m_6 \varepsilon^2 (\ln \dot{\varepsilon})^2 \\ E(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = E_0 + E_1 \varepsilon + E_2 \varepsilon^2 + E_3 \varepsilon^3 + \\ \quad E_4 \varepsilon^4 + E_5 \ln \dot{\varepsilon} + E_6 (\ln \dot{\varepsilon})^2 + \\ \quad E_7 T + E_8 T^2 + E_9 \varepsilon T \ln \dot{\varepsilon} + E_{10} \varepsilon^4 (\ln \dot{\varepsilon})^2 T^2 \end{array} \right. \quad (17)$$

2) M-FB 模型预测精度验证

测试钢在不同测试条件下的试验数据与 M-FB 模型预测数据对比结果如图 15 所示。对比结果验证了建立的修正 M-FB 模型预测数据在整个应变范围内与试验数据吻合度较高, 即能表征其应变硬化过程, 也能可靠地捕捉其动态软化过程。随着应变速率、测试温度的提高, M-FB 模型的预测精度虽出现一定的微弱下降, 但仍能有效跟踪该测试钢的热变形行为。修正的 M-FB 模型展现出较高的预测精度, 其原因在于引入了温度软化项, 并同时应将应变硬化指数、应变速率敏感性指数及温度软化指数修正为应变、应变速率及温度的函数, 并结合了应变补偿效应, 以及与应变速率和温度的耦合作用对模型

参数的影响。此外, M-FB 模型的预测能力稍微降低, 其主要因素在于较高测试条件下所研究的钢的热变形行为的高度非线性耦合关系。

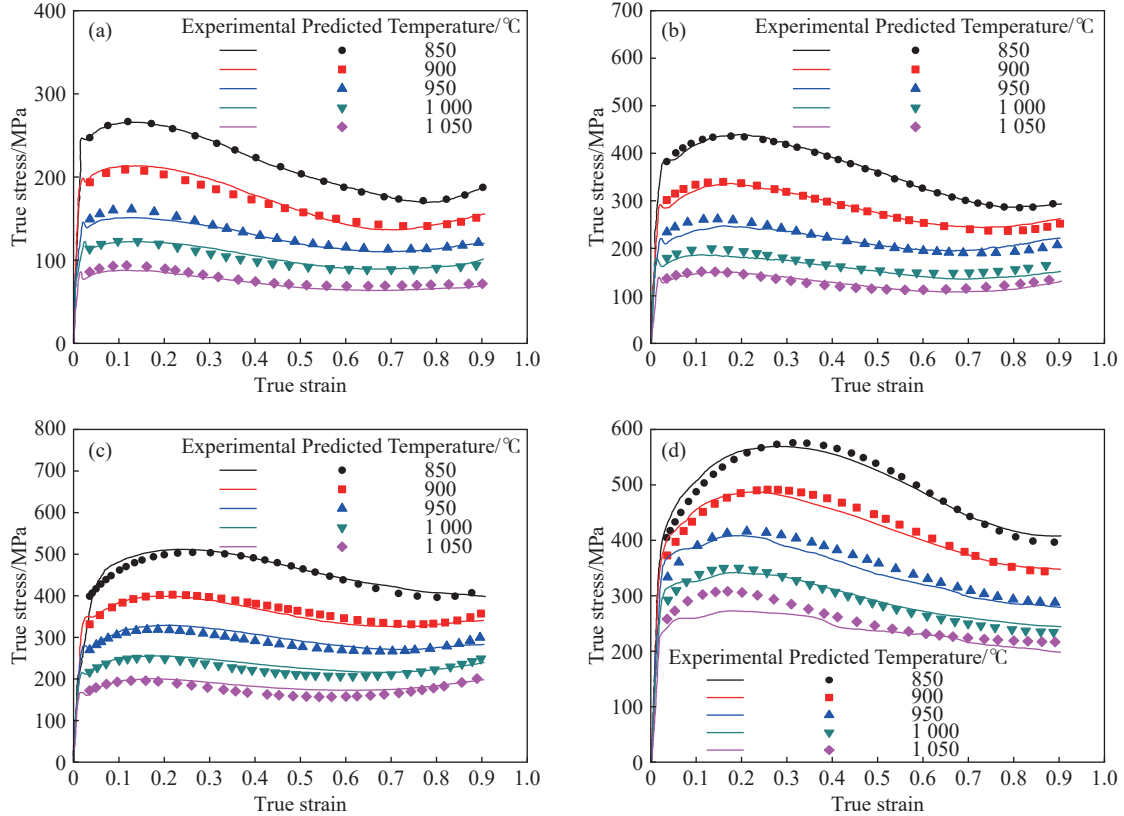
为对所建立的 M-FB 模型预测精度的进一步量化验证, 统计了典型参数: 相关系数(R)、平均绝对误差(AARE)和相对误差(RE)。这些参数有助于评估 M-FB 模型在预测该测试钢流动应力行为方面的有效性^[23]。如式(18)~(20)所示。

$$AARE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^n \left| \frac{E_i - P_i}{E_i} \right| \times 100\% \quad (18)$$

$$R = \frac{\sum_{i=1}^N (E_i - \bar{E})(P_i - \bar{P})}{\sqrt{\sum_{i=1}^N (E_i - \bar{E})^2 \sum_{i=1}^N (P_i - \bar{P})^2}} \quad (19)$$

$$RE = \frac{E_i - P_i}{E_i} \times 100\% \quad (20)$$

其中 E_i 和 P_i 表示为该测试钢的试验应力和 M-FB 模型预测应力, MPa, \bar{E} 、 \bar{P} 表示为 E_i 、 P_i 的相应均值, N 代表所考查数据总数。



(a) 0.01 s⁻¹; (b) 0.1 s⁻¹; (c) 1 s⁻¹; (d) 10 s⁻¹

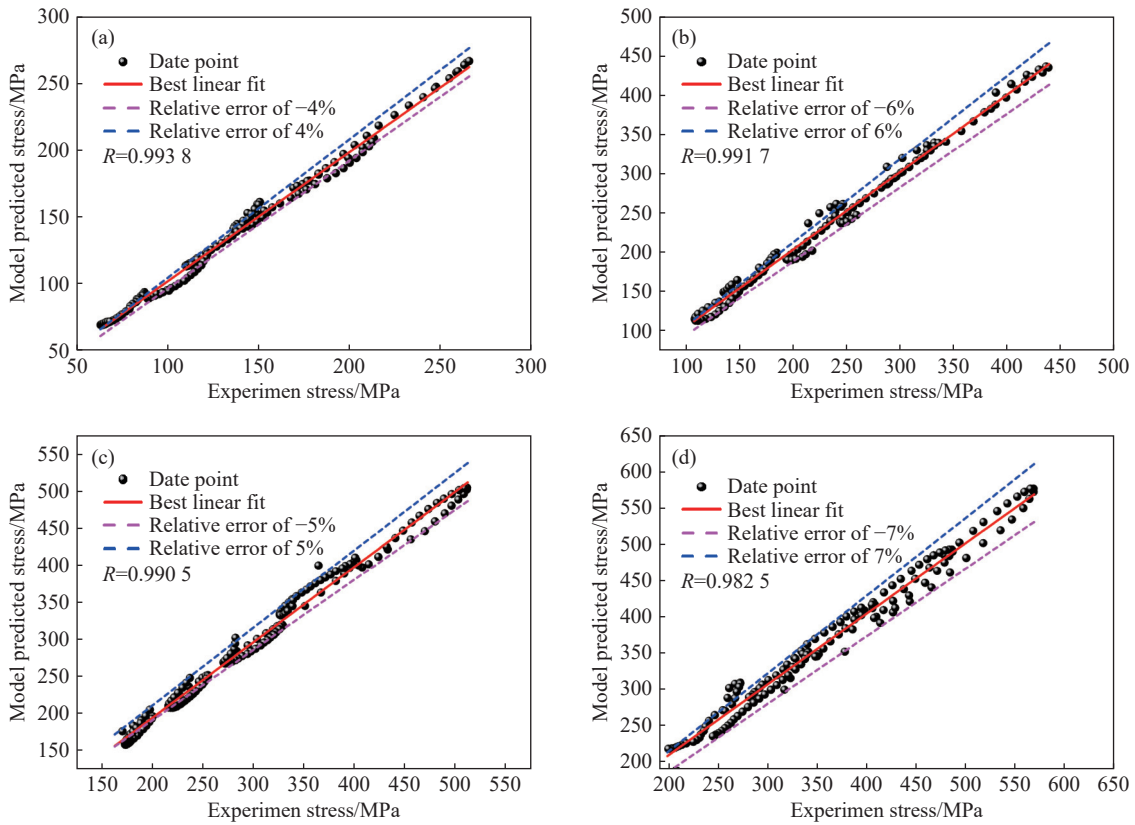
图 15 测试钢在不同应变速率下的试验数据与 M-FB 模型预测数据对比

Fig. 15 Experimental data compared to predicted data by M-FB model for the tested steel at different strain rates

将所考查的试验应力与对应的 M-FB 模型预测应力代入式(18)~(20)中进行统计分析计算。图 16 表示了四种应变速率下的 M-FB 模型相关系数 R 。表 3 为不同测试条件下 M-FB 模型相对误差的最大值(RE_{max})、最小值(RE_{min})及平均绝对误差(ARRE)。

四种应变速率($0.01 \sim 10 \text{ s}^{-1}$)下, M-FB 模型相对误差范围约为 $\pm 4\%$ 、 $\pm 6\%$ 、 $\pm 5\%$ 、 $\pm 7\%$, 对应相关系数 R 分别为 0.993 8、0.991 7、0.990 5 和 0.982 5。且随着温度、应变速率的增加, M-FB 模型的 AARE 值逐渐变大, $850 \text{ }^\circ\text{C}$ 、 0.01 s^{-1} 下其值最小, 约为 0.47%, $1050 \text{ }^\circ\text{C}$ 、 10 s^{-1} 下其值最大, 约为 6.73%。

所有考查的数据点中, 相对误差 RE 最大为 10.5%, 最小为-13.4%。部分温度下的 RE_{max} 与 RE_{min} 呈现出相对明显的差异, 其原因为峰值应力以及二次硬化现象前后, M-FB 模型的预测值表现出略高于或低于试验值的现象。统计结果分析表明所开发的 M-FB 模型在应变速率为 0.01 s^{-1} 时, 温度为 $850 \sim 1000 \text{ }^\circ\text{C}$ 区间预测精度最高, 而应变速率为 10 s^{-1} 及温度为 $1050 \text{ }^\circ\text{C}$ 的条件下, 其预测误差相对大。总之, 所开发的 M-FB 模型在描述该测试钢的热变形行为方面表现出较高的统计准确性, 可有效地评估 Fe-27Mn-10Al-1C 轻质钢高温热塑变下的应力流动特性。



(a) 0.01 s^{-1} ; (b) 0.1 s^{-1} ; (c) 1 s^{-1} ; (d) 10 s^{-1}

图 16 四种应变速率下 M-FB 模型相关性

Fig. 16 Correlation of the M-FB model at four strain rates

表 3 不同测试条件下 M-FB 模型预测的相对误差的最小、最大值及平均绝对误差

Table 3 Minimum and maximum of relative error and average absolute error predicted by M-FB model under different test conditions %

$T/^\circ\text{C}$	$\dot{\epsilon}=0.01 \text{ s}^{-1}$			$\dot{\epsilon}=0.1 \text{ s}^{-1}$			$\dot{\epsilon}=1 \text{ s}^{-1}$			$\dot{\epsilon}=10 \text{ s}^{-1}$		
	ARRE	RE_{min}	RE_{max}	ARRE	RE_{min}	RE_{max}	ARRE	RE_{min}	RE_{max}	ARRE	RE_{min}	RE_{max}
850	0.47	-1.34	-1.15	0.70	-0.42	1.28	2.06	-9.48	5.56	2.34	-2.36	6.01
900	2.82	-4.69	5.37	2.02	-7.07	5.33	2.32	-5.46	5.25	2.35	-3.78	7.36
950	2.36	-6.97	0.45	3.93	-11.41	7.85	3.09	-7.05	5.46	3.78	-6.26	9.65
1000	2.97	-1.43	6.78	6.09	-12.56	-0.19	3.85	-4.75	7.25	2.71	-4.01	7.08
1050	5.56	-8.80	-1.95	4.25	-9.19	5.94	5.45	-5.61	10.05	6.73	-13.40	-0.10

4 结论

采用 Gleeble-3800 设备对 Fe-27Mn-10Al-1C 轻质钢进行热压缩试验, 加载条件为 850 ~ 1 050 °C 和 0.01 ~ 10 s⁻¹。利用试验数据, 基于 FB 模型进行了本构建模分析, 研究得出以下结论:

1) 测试钢的流动应力-应变曲线表明, 其热变形过程对加载条件(温度、应变速率和应变)敏感。流动应力随应变速率的增加或测试温度的下降而增大。应力-应变曲线在初始小应变阶段表现出加工硬化特征, 在大应变阶段则呈现出动态软化特征。

2) 通过引入温度软化项, 同时结合了应变效应以及应变速率、测试温度间的耦合作用, 成功对

原 FB 模型参数进行修正, 建立了所研究钢的修正 M-FB 模型。

3) 采用统计参数: 相关系数 R 、平均绝对误差 ARRE 和相对误差 RE, 验证了所开发的 M-FB 模型的有效性, 结果表明其预测数据与试验数据之间具有高度的相关性。该模型可用于预测所研究钢的流动应力行为。为该种钢材的相关制造工艺的数值模拟提供有效工具。

此外, 后续将依据开发的 M-FB 模型进行外推, 以获得该试验钢在较宽温度和应变速率下的应力-应变数据, 探讨其功率耗散图和塑性失稳图, 进而获取该钢材的最佳热加工工艺窗口参数范围, 用于优化其生产工艺参数, 提升加工质量。

参考文献

- [1] VEIS V, SEMENKO A, VORON M, *et al.* Lightweight Fe-Mn-Al-C steels: current state, manufacturing, and implementation prospects[J]. *Steel Research International*, 2025, 202400904.
- [2] ZHANG W, XU J. Advanced lightweight materials for automobiles: a review[J]. *Materials and Design*, 2022, 221: 110994.
- [3] DING H, LIU D G, CAI M H, *et al.* Austenite-based Fe-Mn-Al-C lightweight steels: research and prospective[J]. *Metals*, 2022, 12(10): 1572.
- [4] QIU G X, LI J N, CHEN K, *et al.* Research status of high-manganese high-aluminum steel and key points of continuous casting[J]. *JOM*, 2024, 76(12): 7011-7022.
- [5] RAABE D, SPRINGER H, GUTIERREZ-URRUTIA I, *et al.* Alloy design, combinatorial synthesis, and microstructure-property relations for low-density Fe-Mn-Al-C austenitic steels[J]. *JOM*, 2014, 66(9): 1845-1856.
- [6] CHEN S, RANA R, HALDAR A, *et al.* Current state of Fe-Mn-Al-C low density steels[J]. *Progress in Materials Science*, 2017, 89: 345-391.
- [7] LÜ H, SHI S, MA T F, *et al.* Effect of solution temperature on microstructure and properties of light weight austenitic steel[J]. *Heat Treatment of Metals*, 2025, 50(5): 258-262.
(吕晗, 石帅, 马腾飞, 等. 固溶温度对 Fe-Mn-Al-C 轻质奥氏体钢组织与性能的影响[J]. *金属热处理*, 2025, 50(5): 258-262.)
- [8] MOZUMDER Y H, ARUN BABU K, SAHA R, *et al.* Flow characteristics and hot workability studies of a Ni-containing Fe-Mn-Al-C lightweight duplex steel[J]. *Materials Characterization*, 2018, 146: 1-14.
- [9] GAN W X, WU W P, CHEN G, *et al.* Hot deformation behavior of Fe-13Mn-4.4Al-0.64C-0.1Ti low density steel[J]. *Heat Treatment of Metals*, 2024, 49(12): 128-136.
(甘文萱, 吴文平, 陈刚, 等. Fe-13Mn-4.4Al-0.64C-0.1Ti 低密度钢的热变形行为[J]. *金属热处理*, 2024, 49(12): 128-136.)
- [10] ZHANG J, WANG C Y, WANG H, *et al.* Research on hot deformation behavior of austenite Fe30Mn9Al0.9C low density steel[J]. *Journal of Iron and Steel Research*, 2023, 35(4): 434-442.
(张婧, 王存宇, 王辉, 等. 奥氏体型 Fe30Mn9Al0.9C 低密度钢的热变形行为研究[J]. *钢铁研究学报*, 2023, 35(4): 434-442.)
- [11] MAHANTA B K, RAWAT P, BHAN S, *et al.* Advanced modeling and microstructural insights into the hot deformation behavior of Fe-11Al-5Mn-1Nb-1C low-density steel[J]. *Metals and Materials International*, 2025, 31(11): 3260-3279.
- [12] REN X Q, WANG C H, QI Y F, *et al.* Thermal deformation behavior and hot processing map of Fe-28Mn-10Al-1C-3Cu light weight steel[J]. *China Metallurgy*, 2024, 34(4): 88-95.
(任喜强, 王程昊, 齐艳飞, 等. Fe-28Mn-10Al-1C-3Cu 轻质钢的热变形行为及热加工图[J]. *中国冶金*, 2024, 34(4): 88-95.)
- [13] RAWAT P, PRAKASH U, SATYA PRASAD V V. Studies on hot deformation behavior and dynamic recrystallization in a high Al ferritic low-density Steel[J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2023, 32(10): 4541-4554.

- (虞明全, 王治政, 徐明华, 等. 超纯轴承钢的精炼工艺[J]. 钢铁, 2006, 41(9): 26-29.)
- [16] UESUGI T. Production of high-carbon chromium bearing steel in vertical type continuous caster[J]. Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, 1986, 26(7): 614-620.
- [17] WANG Q, LIU J H, LIU J F, *et al.* Inclusions distribution in IF steel slabs[J]. Iron Steel Vanadium Titanium, 2013, 34(4): 62-67.
(王全, 刘建华, 刘建飞, 等. IF 钢铸坯中夹杂物的分布规律[J]. 钢铁钒钛, 2013, 34(4): 62-67.)
- [18] ZHANG S, LIU Z, YUAN Y, *et al.* Removal and distribution behaviors of inclusion particles in the steel melt under different rotation modes during continuous casting[J]. Powder Technology, 2024, 448: 120311.
- [19] THOMAS B G. Modeling of the continuous casting of steel—past, present, and future[J]. Metallurgical and materials transactions B, 2002, 33(6): 795-812.
- [20] YANG C, LIU Y. TiN inclusions formation in Ti-Al deoxidized ultra-low carbon steel; proceedings of the 2023 9th International Conference on Applied Materials and Manufacturing Technology, ICAMMT 2023, April 24, 2023 - April 26, 2023, Hybrid, Qingyuan, China, F, 2023[C]. Institute of Physics.
- [21] WITTE M, WIENER J, SHAHAMAT JAVID N, *et al.* Automated particle analysis to determine the distribution of non-metallic inclusions within continuously cast slabs of ultra low carbon (ULC) steel[J]. BHM Bergund Huttenmannische Monatshefte, 2024, 169(3): 124-131.
- [22] SAHAI Y, EMI T. Tundish technology for clean steel production[M]. 2007.
- [23] THOMAS B G, YUAN Q, MAHMOOD S, *et al.* Transport and entrapment of particles in steel continuous casting[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2014, 45(1): 22-35.
- [24] GLADMAN T. Precipitation hardening in metals[J]. Materials science and technology, 1999, 15(1): 30-36.
- [25] OHTA H, SUITO H. Characteristics of particle size distribution of deoxidation products with Mg, Zr, Al, Ca, Si/Mn and Mg/Al in Fe-10 mass% Ni alloy[J]. ISIJ international, 2006, 46(1): 14-21.

编辑 唐肖

(上接第 152 页)

- [14] MOHAMADIZADEH A, ZAREI-HANZAKI A, ABEDI H R. Modified constitutive analysis and activation energy evolution of a low-density steel considering the effects of deformation parameters[J]. Mechanics of Materials, 2016, 95: 60-70.
- [15] WAN P, YU H X, LI F, *et al.* Hot deformation behaviors and process parameters optimization of low-density high-strength Fe-Mn-Al-C alloy steel[J]. Metals and Materials International, 2022, 28(10): 2498-2512.
- [16] ZHANG T H, LI L Z, ZHANG K, *et al.* Comprehensive analysis of austenitic Fe-Mn-Al-C lightweight steel: hot deformation behavior, dynamic recrystallization mechanisms and numerical simulation[J]. Vacuum, 2025, 234: 114012.
- [17] DUPREZ L, DE COOMAN B C, AKDUT N. Flow stress and ductility of duplex stainless steel during high-temperature torsion deformation[J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 2002, 33(7): 1931-1938.
- [18] LI Y P, SONG R B, WEN E D, *et al.* Hot deformation and dynamic recrystallization behavior of austenite-based low-density Fe-Mn-Al-C steel[J]. Acta Metallurgica Sinica (English Letters), 2016, 29(5): 441-449.
- [19] ABEDI H R, ZAREI-HANZAKI A, LIU Z, *et al.* Continuous dynamic recrystallization in low density steel[J]. Materials and Design, 2017, 114: 55-64.
- [20] LONG J C, XIA Q X, XIAO G F. Flow characterization of magnesium alloy ZK61 during hot deformation with improved constitutive equations and using activation energy maps[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2021, 191.
- [21] SUN J, LI J H, HUANG Z Y, *et al.* Constitutive equation and microstructure evolution during isothermal compression of an Fe-26.6Mn-9.8Al-1.0C lightweight steel[J]. Applied Physics A, 2023, 129(7): 1-19.
- [22] JIANG F, FEI L Y, JIANG H, *et al.* Constitutive model research on the hot deformation behavior of Ti6Al4V alloy under wide temperatures[J]. Journal of Materials Research and Technology, 2023, 23: 1062-1074.
- [23] SHEN J C, JIA H S, ZHANG J L, *et al.* Prediction of high temperature rheological behavior of TC4 Titanium alloy based on Z-A constitutive model[J]. Iron Steel Vanadium Titanium, 2024, 45(4): 76-83.
(沈建成, 贾海深, 张继林, 等. 基于 Z-A 本构模型 TC4 钛合金高温流变行为的预测[J]. 钢铁钒钛, 2024, 45(4): 76-83.)

编辑 邓淑惠