

高温、高应变率下 9Cr18Mo 不锈钢 流变行为及本构模型研究

贾海深¹, 沈建成², 罗文翠^{2*}, 易湘斌^{1,2}

(1. 兰州工业学院, 绿色切削加工技术及应用甘肃省高校重点实验室, 甘肃 兰州 730050; 2. 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)

摘要:在 UTM5305 万能试验机和剖分式 Hopkinson 压杆试验装置上, 对 9Cr18Mo 不锈钢进行了压缩试验研究, 获得准静态(应变率为 $0.001 \sim 0.1 \text{ s}^{-1}$)及动态下(温度范围为 $25 \sim 650 \text{ }^{\circ}\text{C}$, 应变率范围为 $800 \sim 4\,000 \text{ s}^{-1}$)的应力—应变曲线关系。由获取的应力—应变曲线, 探讨了其高温、高应变率下的流变行为。依据所得到的试验数据, 对其进行了 J-C、P-L 两种本构模型参数的识别, 并对比分析了两种本构模型的相关系数(R)和平均相对误差(AARE)。结果表明, 9Cr18Mo 不锈钢具有应变率敏感性和显著的温度软化效应, 即其流动应力随着应变率的增加而增加, 随着温度的升高而显著下降。两种本构模型的相关系数(R)分别为 0.969 7、0.989 6, 平均相对误差(AARE)分别为 2.77%、1.85%, 即 P-L 本构模型预测精度要高于 J-C 本构模型, 更能精确地描述其高温、高应变率下的流变行为。

关键词:9Cr18Mo 不锈钢; 流变行为; 本构模型; 相关性系数; 平均相对误差

中图分类号: TF76, O347.3

文献标志码: A

文章编号: 1004-7638(2023)05-0158-09

DOI: 10.7513/j.issn.1004-7638.2023.05.024

开放科学(资源服务)标识码(OSID):



听语音
与作者互动
聊科研

Rheological behaviours and constitutive models of 9Cr18Mo stainless steel at high temperature and high strain rate

Jia Haishen¹, Shen Jiancheng², Luo Wencui^{2*}, Yi Xiangbin^{1,2}

(1. Key Laboratory of Green Cutting Technology and Application in Gansu Province, Lanzhou Institute of Technology, Lanzhou 730050, Gansu, China; 2. Gansu Provincial Precision Machining Technology and Equipment Engineering Research Center, Lanzhou Institute of Technology, Lanzhou 730050, Gansu, China)

Abstract: The compression tests of 9Cr18Mo stainless steel were conducted by using the UTM5305 universal testing machine and the split Hopkinson pressure bar (SHPB) test device. In this way, the stress-strain curves pertaining to quasi-static (strain rate: $0.001\text{--}0.1 \text{ s}^{-1}$) and dynamic (temperature: $25\text{--}650 \text{ }^{\circ}\text{C}$ and strain rate: $800\text{--}4\,000 \text{ s}^{-1}$) states were attained. According to the stress-strain curves, the rheological behaviours of 9Cr18Mo stainless steel at high temperature and high strain rate were discussed. Based on the testing data, the parameters of two constitutive models (Johnson-Cook (J-C) and Power-Law (P-L)) of 9Cr18Mo stainless steel were identified, and the correlation coefficients (R) and average

收稿日期: 2022-05-25

基金项目:甘肃省重点人才项目(甘组通字[2022]77号); 甘肃省科技计划项目—重点研发(22YF7FA132); 甘肃省产业支撑计划项目(2021CYZC-52); 甘肃省高等学校创新基金项目(2021A-156、2021B-319); 兰州工业学院“启智”人才培养计划(2018QZ-03)。

作者简介:贾海深, 1982年出生, 男, 河南周口人, 硕士, 副教授, 主要从事材料力学性能研究与切削加工, E-mail: jhsk9365@126.com; *通讯作者: 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设计, E-mail: 496021016@qq.com。

absolute relative errors (AAREs) of the two constitutive models were compared. The results showed that 9Cr18Mo stainless steel presents strain rate sensitivity and significant thermal softening. That is the flow stress of 9Cr18Mo stainless steel increases with strain rate while significantly decreases with increasing temperature. The R values are 0.9697 and 0.9896, while the AAREs of two constitutive models are 2.77% and 1.85%, respectively. Hence, the P-L constitutive model shows a higher prediction accuracy which can describe the rheological behaviours of 9Cr18Mo stainless steel at high temperature and high strain rate more precisely compared with the J-C constitutive model.

Key words: 9Cr18Mo stainless steel, rheological behavior, constitutive model, correlation coefficient, average relative error

0 引言

9Cr18Mo 不锈钢因具有高硬度、优异的耐腐蚀性和良好的耐磨性,广泛应用于航空航天、海洋工程、核工业等重大、高端装备领域,尤其是主要用于制造在无润滑强氧化气氛和腐蚀环境下工作的轴承零件^[1-3]。但因其切削加工是试样材料在高温、高应变率、热—力耦合的应力场下产生弹塑性变形、撕裂和断裂的过程,呈现出变形抗力大、切削温度高、刀具磨损严重等特点,对切削加工工艺极其敏感^[4-6]。为此,构建能够描述其高温、高应变率下的流变特性及本构模型就显得格外重要。对优化切削工艺参数和保证切削过程的仿真精度具有一定的工程应用价值。

本构模型作为描述材料的流变应力与应变、应变率和温度间变化关系的物性本构方程,揭示了材料发生弹塑性变形过程中流变行为的规律。为了准确描述切削加工过程中材料的弹塑性变形机理,国内外学者对材料的本构模型进行了大量研究与探索,并提出较多本构模型。其中较为典型的本构模型有 Johnson-Cook(J-C)模型、Power-Law(P-L)模型、Zerilli-Armstrong(Z-A)模型等^[7-9]。然而,针对不同的材料,本构模型的适用性存在一定的差别。何著等^[10]基于 Cowper-Symonds 本构模型对 0Cr17Ni4Cu4Nb 不锈钢动态力学性能进行描述,结果表明从工程应用的安全方面考虑,该模型对工程应力—应变曲线预测较好;严宏志等^[11]借助准静态压缩力学试验和正交切试验,构建了 20CrMo 材料的 J-C 本构模型,通过对比仿真结果与试验结果,表明所构建的模型具有较高的精度。Forni D 等^[12]采用了 J-C 本构模型和 C-S 模型研究 S355 结构钢的动态本构关系,并对其预测的准确性作出了相应的判断。Tuazon B J 等^[13]对 J-C 本构模型的应变率强化效应项进行修正,并拟合 HSA800、Hi-Mn、AISI

4340 三种高强钢的本构方程,结果表明修正的 J-C 本构模型拟合效果优于原 J-C 本构模型,特别是在高应变率区。Huang Yong^[14]通过直角切削试验,确定了 AISI 52100 轴承钢 J-C 本构模型,将预测结果与试验结果进行对比分析,表明所构建的本构模型具有较高的精度。Samantaray D^[15]考虑温度和应变以及二者对流变应力的耦合效应,建立了修正的 Z-A 本构模型,该模型可预测在较宽温度和应变率范围的流动应力。

9Cr18Mo 不锈钢因优异的耐磨性、耐腐蚀性和高硬度等性能被广泛应用于工业领域,特别是在航空航天方面。但国内外学者对其高温、高应变率下的流变行为及描述其动态力学性能的本构模型而展开的研究较少,进而无法准确描述其切削加工过程中弹塑性变形行为和确保切削过程的仿真精度。为此,笔者利用 UTM5305 万能试验机和剖分式 Hopkinson 压杆试验装置,对 9Cr18Mo 不锈钢进行准静态、动态压缩试验。依据试验数据准确地揭示了温度、应变率对其流变行为的影响规律,构建了高温、高应变率下的 J-C 本构模型和 P-L 本构模型,并从两种本构模型相关系数 (R) 和平均相对误差 (AARE) 两个方面对所构建本构模型的精度作出判断。研究成果为剖析其切削性能,优化工艺参数,完善切削过程的有限元仿真提供一定的理论参考和相关数据。

1 试验部分

试验所用 9Cr18Mo 不锈钢为上海宝钢集团有限公司生产的 $\varnothing 30$ mm 棒料,其化学成分见表 1。试验前材料经过 1 040 °C 加热+保温 40 min+空冷的固溶处理,采用线切割制备成 $\varnothing 3$ mm $\times$ 3 mm 圆柱形冲击试样,且确保试样两端面平行,经抛光后试样两端面表面粗糙度 $Ra \leq 1.6 \mu\text{m}$ 。

表1 试样化学成分

Table 1 Chemical composition of the sample %

C	Si	Cr	Ni	Mn	P	S	Mo	Fe
0.99	0.70	18.0	0.40	0.68	0.03	0.02	0.59	Bal.

准静态压缩试验在室温(25 ℃)下由 UTM5305 万能试验机完成,应变率分别设定为 0.001、0.01 s⁻¹ 和 0.1 s⁻¹。动态压缩试验在型号为 ALT1000 的剖分式 Hopkinson 压杆(Separate Hopkinson Press Bar, SHPB)试验平台上完成,动态试验参数设定为:温度 25、350、500、650 ℃ 和平均应变率为 800、1 500、2 000、2 500、3 000、4 000 s⁻¹。试验采用子弹长度为 80 mm,压杆直径 Ø8 mm,在 0.1 ~ 0.4 MPa 的气压变化范围内,调节不同的气压值以实现试样在上述设定应变率左右完成动态加载。高压压缩试验采用同步组装的试验系统,利用电阻式高温炉进行加热。为确保试验精度,对三组试验有效数据求平均值后进行分析。试验采取超动态应变仪和瞬态波形存储器件记录不同温度、不同加载速率过程中的时间—电压曲线,依据应力波理论计算试件的应力、应变率和应变之间的关系,获得材料的动态应力—应变曲线。

2 试验结果与分析

2.1 9Cr18Mo 不锈钢的应力—应变曲线

图 1 为测试温度在 25 ℃,准静态下(应变率分别为 0.001、0.01、0.1 s⁻¹)的应力—应变曲线。图 2 为测试温度在 25 ℃,动态下(应变率从 800 s⁻¹ 变化到 4 000 s⁻¹)的应力—应变曲线。由图 1、2 可知,试样无论在准静态和动态下均呈现出一定的应变率敏感性,即随着应变率的提高,其流动应力均增加,且随着应变率的增加,流动应力增加的幅度逐渐变小,此种现象在动态下的应力—应变曲线上表现较为显著。在塑性阶段内,两种情况下应力—应变曲线的变化趋势较一致。因应变率的提高,试样在动态下较早地进入了塑性变性阶段。

2.2 应变率敏感性

由图 1 和图 2 可知试样表现出一定的应变率敏感性。为了研究应变率对其流动应力的影响程度,引入应变率敏感性参数(β)来量化给定温度下的应变率强化效应,其定义^[16]为:

$$\beta = \frac{\partial \sigma}{\partial \ln \dot{\epsilon}} = \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\ln(\dot{\epsilon}_2 - \dot{\epsilon}_1)} \quad (1)$$

式中, σ_1 、 σ_2 为同一温度下,应变率为 $\dot{\epsilon}_1$ 、 $\dot{\epsilon}_2$ 所对应的流动应力值,MPa; $\dot{\epsilon}_1$ 、 $\dot{\epsilon}_2$ 为同一温度下的两种应变率, s⁻¹。

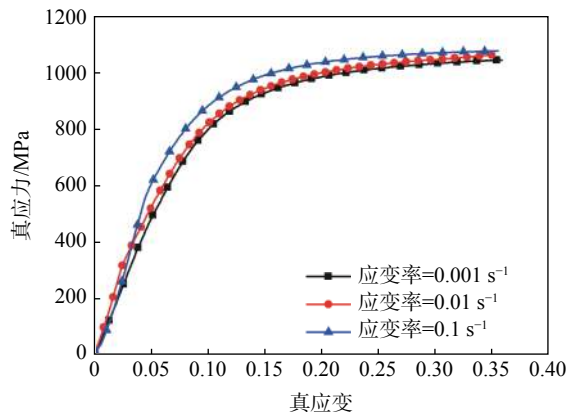


图 1 温度在 25 ℃ 时准静态下的应力—应变曲线
Fig. 1 Stress-strain curves in quasi-static state ($T=25\text{ }^{\circ}\text{C}$)

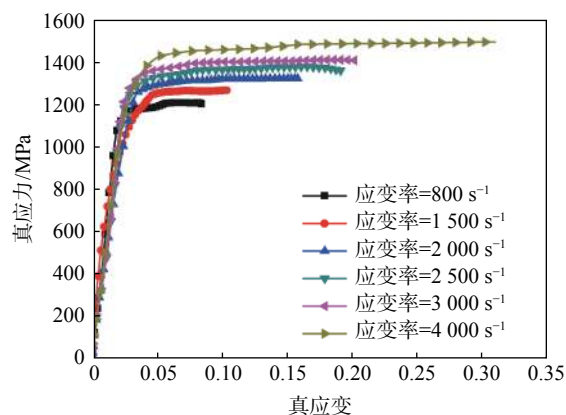


图 2 温度在 25 ℃ 时不同应变率下的应力—应变曲线
Fig. 2 Stress-strain curves at different strain rates ($T=25\text{ }^{\circ}\text{C}$)

图 3 为温度 25 ℃,由式(1)计算出来的应变率敏感性参数(β)在不同应变率范围内随真应变的变化关系。由图 3 可知,应变率敏感性参数(β)随着应变率、应变的增加而增加,且增加的幅度逐渐减小。表明应变率强化效应受到因高应变率下塑性变形过程中产生的绝热温升引起的部分温度软化现象的抑制作用,致使应变率强化程度减弱。表现在随应变率、应变的增加,应变率敏感性参数(β)增加的幅度逐渐减小。在高速加载的条件下,试样塑变过程中产生的热量来不及向周围扩散,可认为变形是一个绝热过程。因此,试样在塑性变形阶段会产生绝热温升现象,引起温度软化效应。高应变率下塑性变形过程中产生的绝热温升可定义为^[17]:

$$\Delta T(\epsilon) = \frac{\eta}{\rho C_v} \int_0^{\epsilon} \sigma d\epsilon \quad (2)$$

式中, σ 为真应力, MPa; ε 为真应变; ρ 为材料密度, kg/m^3 ; C_v 为材料的比热容, $\text{kJ}/(\text{kg} \cdot \text{K})$; η 为功热转化系数, 认为塑性功全部转化为热, 取 $\eta=1$ 。本文中试样材料 $\rho = 7.8 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$, $C_v = 0.5 \text{ kJ}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ 。

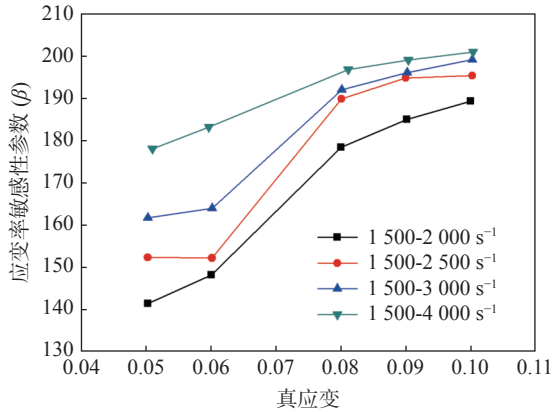


图3 25 °C 时不同应变率范围内, 应变率敏感性参数 β 随真应变的变化关系

Fig. 3 Relationship between strain rate sensitivity parameter (β) and strain within different strain rate ranges

图4为温度在650 °C, 不同应变处绝热温升随应变率的变化关系, 图5为应变率为4 000 s^{-1} , 不同温度下的绝热温升。结果表明绝热温升是受应变率、温度的支配, 随着应变率的增加而增加, 随着温度的增加而降低。在确定的应变率和温度下, 绝热温升随应变的增加而增加。这也刚好解释了随应变率和应变的增加, 应变率敏感性参数(β)增加的幅度逐渐减小的现象。

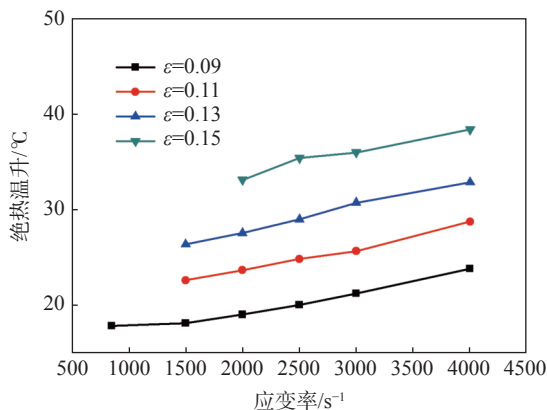


图4 温度为650 °C 时绝热温升随应变率的变化关系

Fig. 4 Relationship between adiabatic temperature rise and strain rate ($T=650 \text{ }^{\circ}\text{C}$)

2.3 温度敏感性

图6为应变率4 000 s^{-1} , 温度从25 °C 依次增大到350、500、650 °C 的应力—应变曲线, 结果表

明, 该试样具有显著的温度软化效应, 即在给定的应变率下, 流动应力随着温度的升高逐渐降低, 且此现象在高温阶段表现的相对明显。

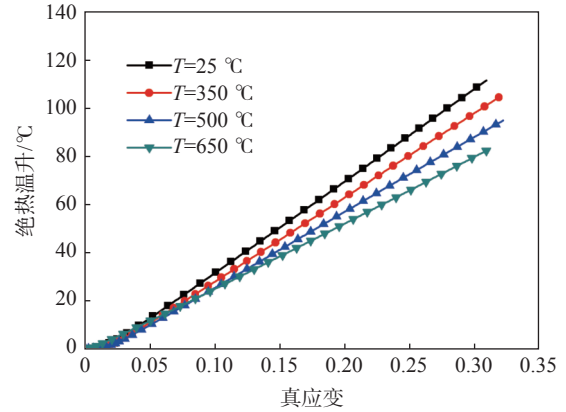


图5 应变率为4 000 s^{-1} 时不同温度下的绝热温升

Fig. 5 Adiabatic temperature rise at different temperatures ($\dot{\varepsilon}=4\,000 \text{ s}^{-1}$)

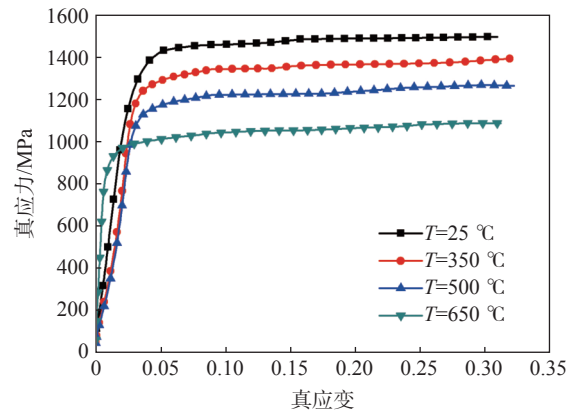


图6 应变率为4 000 s^{-1} 时不同温度下的应力—应变曲线

Fig. 6 The stress-strain curves at different temperatures ($\dot{\varepsilon}=4\,000 \text{ s}^{-1}$)

为了定量分析给定应变率下, 温度对流动应力的影响程度, 引入温度灵敏度系数 n_t , 其定义为^[18]:

$$n_t = \left| \frac{\partial \ln \sigma}{\partial \ln T} \right| = \left| \frac{\ln(\sigma_2/\sigma_1)}{\ln(T_2/T_1)} \right| \quad (3)$$

式中, σ_1 、 σ_2 为同一应变率下, 温度为 T_1 、 T_2 在一定应变下所对应的应力值, MPa; T_1 、 T_2 为两种试验温度, °C。

利用应变率为4 000 s^{-1} 下的试验数据, 由(3)式分别计算出应变为0.1、0.15、0.20、0.25、0.30, 温度从25 °C 依次变化到350、500、650 °C 所对应的温度灵敏度系数(n_t)的值, 并绘制其随温度、应变的变化关系如图7所示。由图7可知, 随着温度的增加, 温度灵敏度系数(n_t)增加, 且增加幅度变大。随着应变的增加, 温度灵敏度系数(n_t)也增加, 但增加的

幅度变化不大。此种现象表明因试验温度升高而导致试样流动应力减小的幅度显著大于塑变过程中由绝热温升而引起流动应力降低的幅度,即塑变过程中呈现出的温度软化现象是试验温度升高和塑变过程中绝热温升的综合作用,但试验温度变化的影响占据绝对的主导作用。

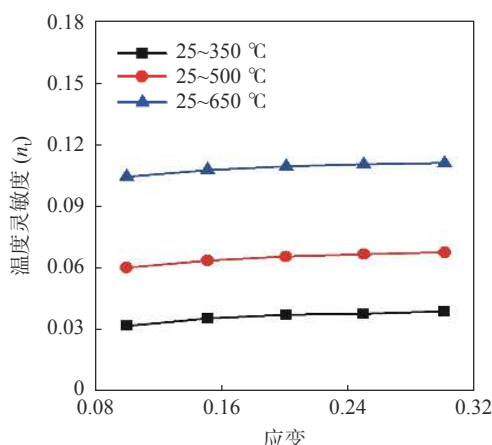


图7 不同温度变化范围内,温度灵敏度随应变变化曲线(应变率为 $4\,000\text{ s}^{-1}$)

Fig. 7 Relationship between temperature sensitivity and strain within different temperature ranges($\dot{\varepsilon}=4\,000\text{ s}^{-1}$)

3 9Cr18Mo 不锈钢本构模型的构建

3.1 Johnson-Cook 本构模型的建立

Johnson-Cook 模型^[6]由描述材料动态变形过程中应变硬化项、应变率强化项和温度软化项构成,其基本表达式为^[6]:

$$\bar{\sigma} = (A + B(\bar{\varepsilon}^p)^n)(1 + C \ln \bar{\varepsilon}^*) (1 - (T^*)^m) \quad (4)$$

$$T^* = (T - T_m)(T_m - T_r) \quad (5)$$

式中, $\bar{\sigma}$ 为材料流动应力,MPa; A 为参考温度和参考应变率(准静态)下的屈服强度,MPa; B 为应变硬化系数; n 为应变硬化指数; C 为应变率强化系数; m 为温度软化指数; $\bar{\varepsilon}^p = \varepsilon^p / \varepsilon_0$ 为等效塑性应变; ε^p 为塑性应变; ε_0 为参考应变; $\bar{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon}_0$ 为量纲一塑性应变率; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率; $\dot{\varepsilon}$ 为塑性应变率; T^* 为相对温度; T_r 为参考温度; T_m 为材料的熔点; T 为试验温度, $^{\circ}\text{C}$ 。

1) 应变硬化项参数 A 、 B 、 n 的确定

文中确定应变硬化项参数时,假定应变率强化项和温度软化项的值均为1,本构模型简化为:

$$\bar{\sigma} = A + B(\bar{\varepsilon}^p)^n \quad (6)$$

以准静态($\dot{\varepsilon} = 0.001\text{ s}^{-1}$)下应力—应变曲线为参考曲线,在该应力—应变曲线上弹性区向塑性区转变的范围内,确定试样的屈服强度为 $1\,000.16\text{ MPa}$,

取参考应变为 0.01 。对式(6)进行转化并两边同时取对数可得:

$$\ln(\bar{\sigma} - A) = +\ln B + n \ln \bar{\varepsilon}^p \quad (7)$$

将参考曲线上塑变阶段的应力及应变代入式(7),并进行线性拟合。获得 n 、 B 的值分别为 $0.690\,31$ 、 6.614 ,线性拟合结果如图8所示。

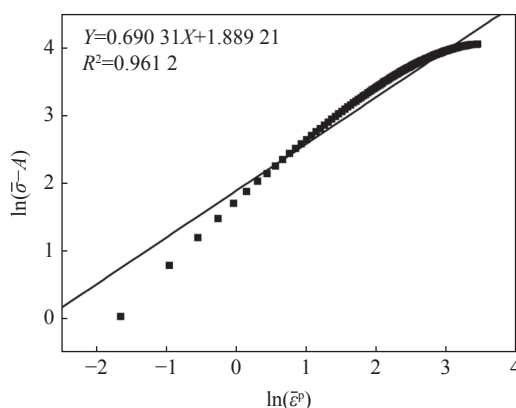


图8 J-C 模型第一项拟合曲线

Fig. 8 The first fitting curve of the J-C model

2) 应变率强化系数 C 的确定

假定常温下温度软化项的值为1,式(4)可简化为:

$$\bar{\sigma} = (A + B(\bar{\varepsilon}^p)^n)(1 + C \ln \bar{\varepsilon}^*) \quad (8)$$

对式(8)进行转化可得:

$$\frac{\bar{\sigma}}{A + B(\bar{\varepsilon}^p)^n} = 1 + C \ln \bar{\varepsilon}^* \quad (9)$$

取参考应变率为 250 s^{-1} ,将不同应变率下固定应变处的试验数据求平均值后代入式(9),并进行线性拟合,可得 C 的值为 $0.149\,11$,线性拟合结果如图9所示。

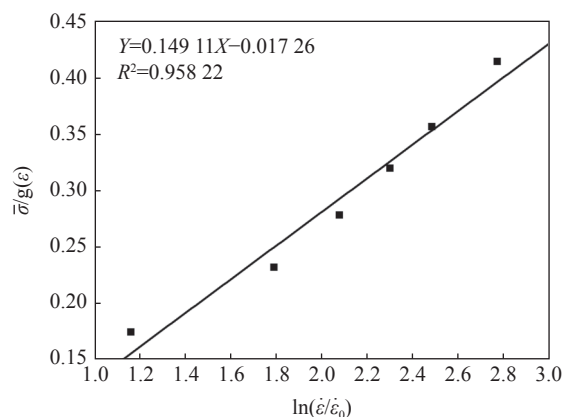


图9 J-C 模型第二项拟合曲线

Fig. 9 The second fitting curve of the J-C model

3) 热软化指数 m 的确定

将式(4)进行转化可得:

$$\frac{\bar{\sigma}}{(A+B(\bar{\epsilon}^p)^n)(1+C\ln\dot{\epsilon}^*)} = 1 - (T^*)^m \quad (10)$$

对式(10)进行转化并两边同时取对数,可得:

$$\ln\left(1 - \frac{\bar{\sigma}}{(A+B(\bar{\epsilon}^p)^n)(1+C\ln\dot{\epsilon}^*)}\right) = m \ln T^* \quad (11)$$

利用应变率为 $4\,000\text{ s}^{-1}$, 不同温度下应力—应变曲线确定材料的温度软化项参数 m 的值。取试样的熔点 $T_m = 1\,420\text{ }^\circ\text{C}$, 将固定应变处的试验数据求平均值后代入式(11)进行线性拟合, 可得 m 的值为 1.652 04, 线性拟合结果如图 10 所示。

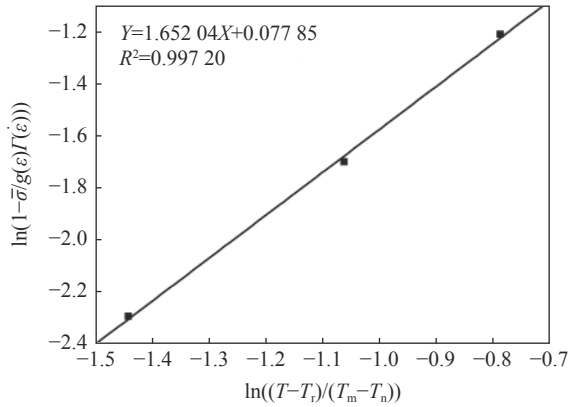


图 10 J-C 模型第三项拟合曲线

Fig. 10 The third fitting curve of the J-C model

由此描述 9Cr18Mo 不锈钢 Johnson-Cook 本构模型的表达式为:

$$\bar{\sigma} = \left(1000.16 + 6.614 \left(\frac{\epsilon^p}{0.01}\right)^{0.69031}\right) \left(1 + 0.14911 \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}}{250}\right)\right) \left(1 - \left(\frac{T - 25}{1375}\right)^{1.65204}\right) \quad (12)$$

3.2 Power-Law 本构模型的建立

Power-Law 本构模型常用来描述材料高温、高应变率、大应变下的流动应力与温度、应变率和应变变化关系的模型, 其表达式定义如下^[19]:

$$\sigma(\epsilon_s, \dot{\epsilon}_s, T) = g(\epsilon_s) \Gamma(\dot{\epsilon}_s) \Theta(T) \quad (13)$$

$$g(\epsilon_s) = \sigma_0 \left(1 + \frac{\epsilon_s}{\sigma_0}\right)^{1/n} \quad (14)$$

$$\Gamma(\dot{\epsilon}_s) = \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}_s}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{1/m} \quad (15)$$

$$\Theta(T) = C_0 + C_1 T + C_2 T^2 + C_3 T^3 + C_4 T^4 + C_5 T^5 \quad (16)$$

$$T = T_{in} + \Delta T \quad (17)$$

式中, n 为应变硬化指数; m 为应变率强化指数; T_{in} 为初始试验温度, $^\circ\text{C}$; ΔT 为绝热温升, $^\circ\text{C}$; σ_0 为参考温度和参考应变率下的屈服强度, MPa; ϵ_s 为塑性应变;

ϵ_0 为参考应变; $\dot{\epsilon}_s$ 为塑性应变率, s^{-1} ; $\dot{\epsilon}_0$ 为参考应变率, s^{-1} ; C_0 、 C_1 、 $\dots$ 、 C_5 为温度多项式系数。

1) 应变硬化指数 n 的确定

本文在构建本构模型时, 假定应变项 $g(\epsilon_s)$ 、应变率项 $\Gamma(\dot{\epsilon}_s)$ 和温度项 $\Theta(T)$ 彼此相互独立。确定应变项 $g(\epsilon_s)$ 中相应的参数时, 设应变率项 $\Gamma(\dot{\epsilon}_s)$ 和温度项 $\Theta(T)$ 的值为 1。则式 (13) 可简化为:

$$\sigma(\epsilon_s) = g(\epsilon_s) = \sigma_0 \left(1 + \frac{\epsilon_s}{\sigma_0}\right)^{1/n} \quad (18)$$

以准静态 ($\dot{\epsilon} = 0.001\text{ s}^{-1}$) 下应力—应变曲线为参考曲线, 取参考应变为 0.001, 对式 (18) 进行转化并两边同时取对数, 可得:

$$\ln\left(\frac{\sigma(\epsilon_s)}{\sigma_0}\right) = \frac{1}{n} \ln\left(1 + \frac{\epsilon_s}{\sigma_0}\right) \quad (19)$$

将参考曲线上应为 0.39 以后的应力、应变带入上式, 并通过线性拟合得到其斜率 ($1/n$) 为 0.024 59, 进而求出应变硬化指数 n 为 40.666 937 78, 线性拟合结果如图 11 所示。

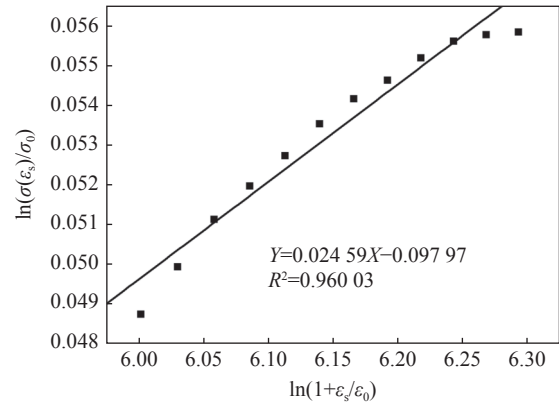


图 11 $\ln(\sigma(\epsilon_s)/\sigma_0)$ 和 $\ln(1 + \epsilon_s/\sigma_0)$ 的关系

Fig. 11 Relationship between $\ln(\sigma(\epsilon_s)/\sigma_0)$ and $\ln(1 + \epsilon_s/\sigma_0)$

2) 应变率强化指数 m 的确定

利用常温下应变率为 $800 \sim 4\,000\text{ s}^{-1}$ 的应力—应变曲线来确定应变率强化指数 m 的值。假定常温下温度软化项 $\Theta(T)$ 的值为 1, 则式 (13) 可简化为:

$$\sigma(\epsilon_s, \dot{\epsilon}_s) = g(\epsilon_s) \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}_s}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{1/m} \quad (20)$$

对上式两边同时取对数, 可得:

$$\ln\left(\frac{\sigma(\epsilon_s, \dot{\epsilon}_s)}{g(\epsilon_s)}\right) = \frac{1}{m} \ln\left(1 + \frac{\dot{\epsilon}_s}{\dot{\epsilon}_0}\right) \quad (21)$$

取参考应变率为 $2\,300\text{ s}^{-1}$, 将固定应变处的试验数据求平均值后代入式 (21), 并利用最小二乘法进行线性拟合, 得到斜率 ($1/m$) 为 0.256 02, 进而求

得应变率强化指数 m 为 3.905 944 848 058 74, 拟合结果如图 12 所示。

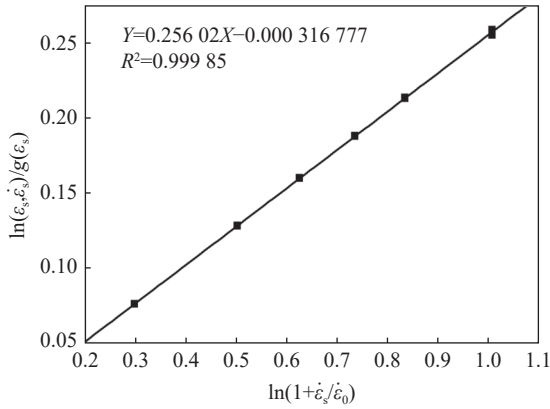


图 12 $\ln(\sigma(\varepsilon_s, \dot{\varepsilon}_s)/g(\varepsilon_s))$ 和 $\ln(1 + \dot{\varepsilon}_s/\dot{\varepsilon}_0)$ 的关系

Fig. 12 Relationship between $\ln(\sigma(\varepsilon_s, \dot{\varepsilon}_s)/g(\varepsilon_s))$ and $\ln(1 + \dot{\varepsilon}_s/\dot{\varepsilon}_0)$

3) 温度软化项系数(C_0 、 C_1 、 $\dots$ 、 C_5)的确定

利用应变率范围为 800 ~ 4 000 s^{-1} , 温度范围为 25 ~ 650 $^{\circ}C$ 的应力—应变曲线来确定温度项系数 C_0 、 C_1 、 $\dots$ 、 C_5 。将式 (13) 转化为:

$$\frac{\sigma(\varepsilon_s, \dot{\varepsilon}_s, T)}{g(\varepsilon_s)\Gamma(\dot{\varepsilon}_s)} = C_0 + C_1T + C_2T^2 + C_3T^3 + C_4T^4 + C_5T^5 \quad (22)$$

根据上述分析可知, 动态下塑性变形阶段产生的绝热温升 (ΔT) 对应力—应变曲线有一定的影响, 故在进行温度软化项系数拟合时, 应将塑变阶段产生的绝热温升考虑进去。将不同温度下固定应变处的试验数据求平均值后代入式 (22), 并通过多项式拟合, 可得 C_0 、 C_1 、 C_2 的值分别为 1.008 24, $2.382\ 67 \times 10^{-5}$, $-6.917\ 82 \times 10^{-7}$, C_3 、 C_4 、 C_5 的值近似为 0, 拟合曲线如图 13 所示。

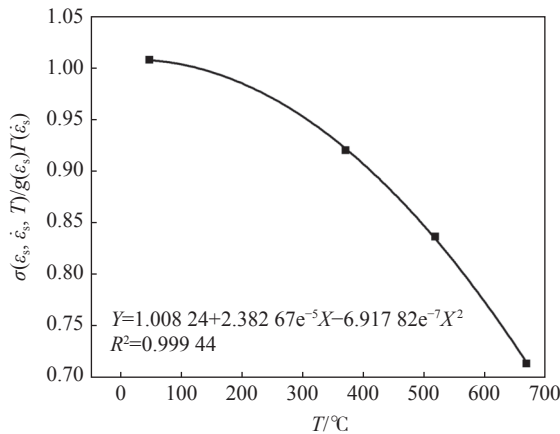


图 13 $\sigma(\varepsilon_s, \dot{\varepsilon}_s, T)/g(\varepsilon_s)\Gamma(\dot{\varepsilon}_s)$ 和温度的关系

Fig. 13 Relationship between $\sigma(\varepsilon_s, \dot{\varepsilon}_s, T)/g(\varepsilon_s)\Gamma(\dot{\varepsilon}_s)$ and temperatures

至此, 描述 9Cr18Mo 不锈钢 Power-Law 本构模型的表达式为:

$$\sigma(\varepsilon_s, \dot{\varepsilon}_s, T) = g(\varepsilon_s)\Gamma(\dot{\varepsilon}_s)\Theta(T) = 1000.16 \left(1 + \frac{\varepsilon_s}{0.001}\right)^{0.02459} \left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}_s}{2300}\right)^{0.25602} (1.00824 + 2.38267 \times 10^{-5}T - 6.91782 \times 10^{-7}T^2) \quad (23)$$

4 本构模型的预测与对比

图 14 为不同试验条件下两种本构模型的预测值与试验值的对比, 表 2 为两种本构模型绝对误差的平均值。由图 14、表 2 可知, 两种本构模型的预测值随着应变率和温度的升高均呈现出一定的预测误差, 具体表现为随着应变率、温度的增加, 误差呈现出先上升后下降的趋势。其中 J-C 本构模型预测绝对误差的平均值最大出现在应变率为 2000 s^{-1} , 温度为 650 $^{\circ}C$, 其值为 51.544 045 36; P-L 本构模型预测绝对误差的平均值最大出现在应变率为 2 500 s^{-1} , 温度为 500 $^{\circ}C$, 其值为 46.366 679 09。由表 2 可知, P-L 本构模型的预测精度要高于 J-C 本构模型, 其原因主要为 PL 本构模型中在确定温度项多项式系数时, 考虑了绝热温升引起的温度软化效应产生的影响。

为了进一步研究两种本构模型的预测精度, 引出了平均值相对误差 (AARE) 和相关系数 (R) 两种参数来进行定量分析, 其参数的表达式如下^[20-21]:

$$AARE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^n \left| \frac{E_i - P_i}{E_i} \right| \times 100\% \quad (24)$$

$$R = \frac{\sum_{i=1}^N (E_i - \bar{E})(P_i - \bar{P})}{\sqrt{\sum_{i=1}^N (E_i - \bar{E})^2 \sum_{i=1}^N (P_i - \bar{P})^2}} \quad (25)$$

式中, E_i 、 P_i 分别为试验和预测的流变应力, MPa; $\bar{E}$ 、 $\bar{P}$ 分别为 E_i 和 P_i 的平均值; N 为本文中研究的数据总数。

依据试验数据和模型预测值分别计算出两种本构模型的相关性系数 (R) (如图 15) 和平均相对误差 (AARE)。J-C 本构模型、P-L 本构模型的预测值与试验值的相关性系数 (R) 分别为 0.969 7、0.989 6, AARE 分别为 2.77%、1.85%。由此可知, P-L 本构模型的预测精度相对较高, 更能较准确的描述 9Cr18Mo 不锈钢的流变应力与应变、应变率和温度间的变化关系。

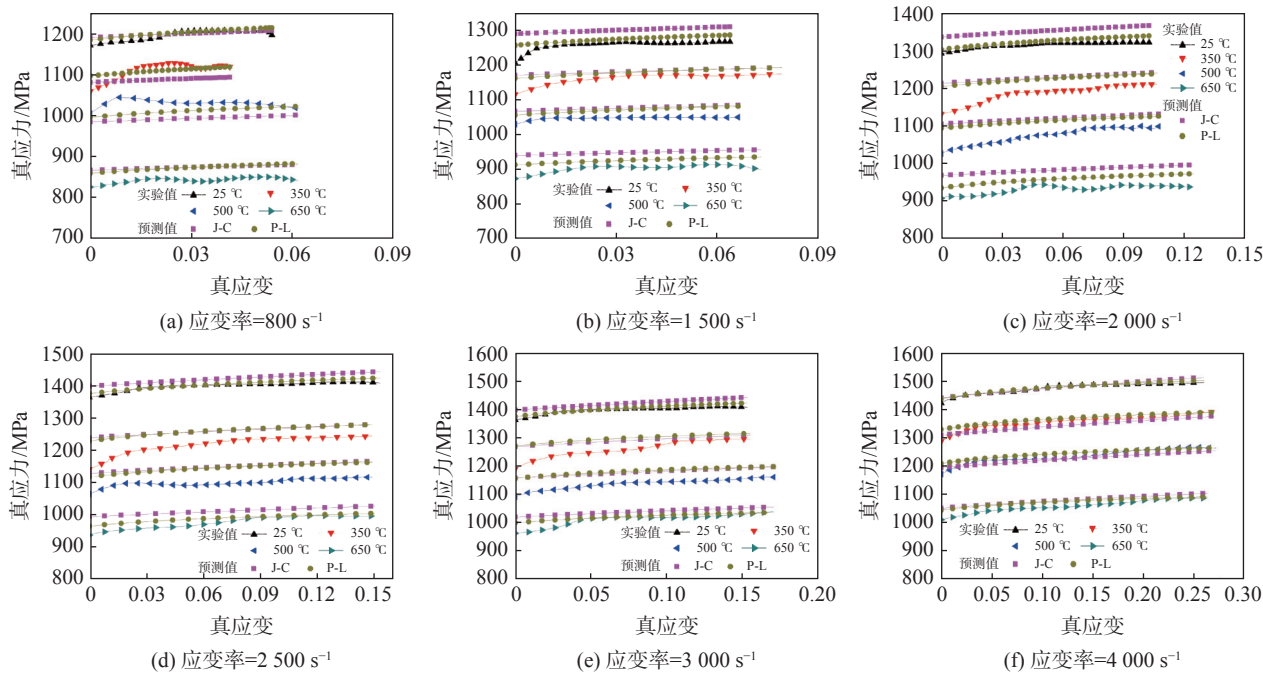


图 14 不同应变率下应力—应变曲线的实验值与模型预测值的对比

Fig. 14 Comparisons of the experimental values of stress-strain curves and the model predictions at different strain rates

表 2 不同试验条件下两种本构模型绝对误差的平均值

Table 2 Average absolute error of two constitutive models under different experimental conditions

$T/^{\circ}\text{C}$	$\dot{\varepsilon}/\text{s}^{-1}$	$\Delta\sigma_{\text{J-C}}/\text{MPa}$	$\Delta\sigma_{\text{P-L}}/\text{MPa}$	$T/^{\circ}\text{C}$	$\dot{\varepsilon}/\text{s}^{-1}$	$\Delta\sigma_{\text{J-C}}/\text{MPa}$	$\Delta\sigma_{\text{P-L}}/\text{MPa}$
25	800	6.424 471 638	6.109 457 399	500	800	32.796 248 31	17.310 142 1
	1 500	38.987 036 38	15.335 180 07		1 500	28.393 277 25	23.190 584 62
	2 000	37.048 144 43	9.391 618 684		2 000	45.035 369 18	39.114 843 64
	2 500	29.462 157 82	5.722 001 128		2 500	49.394 559 32	46.366 679 09
	3 000	22.349 848 52	5.923 465 121		3 000	41.943 254 87	45.306 854 72
	4 000	5.982 440 216	3.902 910 575		4 000	9.845 891 459	10.628 323 31
350	800	27.041 903 37	10.606 114 32	650	800	31.257 903 77	30.586 322 56
	1 500	20.133 643 9	18.289 332 6		1 500	49.196 648 84	27.145 29
	2 000	40.921 814 62	37.654 295 67		2 000	51.544 045 36	26.742 782 64
	2 500	42.349 381 54	41.798 547 65		2 500	33.931 958 71	11.882 015 71
	3 000	29.801 580 46	36.789 085 46		3 000	26.762 248 27	9.985 216 708
	4 000	12.463 196 36	11.878 269 06		4 000	20.689 091 26	15.546 780 3

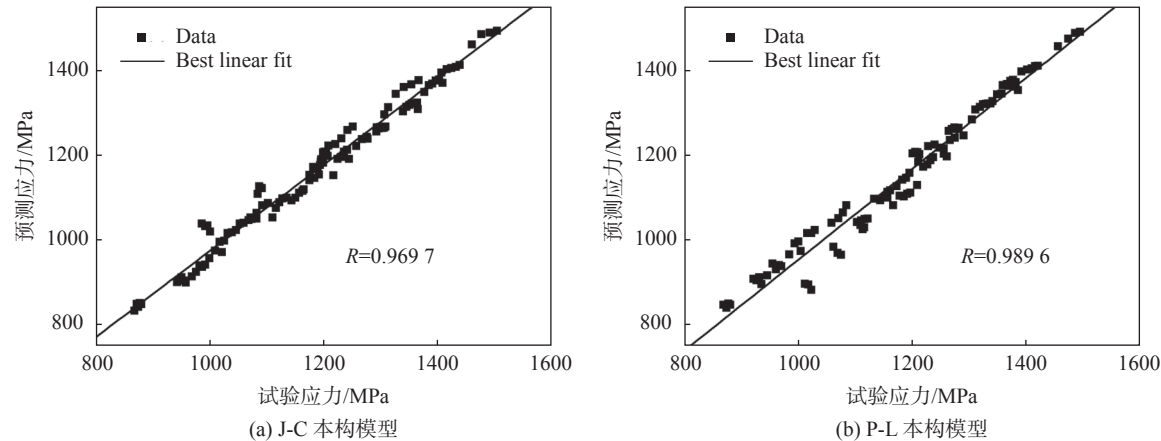


图 15 两种本构模型下的试验值与预测值间的相关性

Fig. 15 The correlation between experimental and predicted values of two constitutive models

5 结 论

1) 9Cr18Mo 不锈钢具有一定应变率强化和显著的温度软化效应, 随着应变率的增加, 流变应力逐渐升高, 而随着温度的升高, 其流变应力显著下降。

2) 两种本构模型的相关性系数分别为 0.969 7、0.989 6, 平均相对误差分别为 2.77%、1.85%, 由此可知, PL 本构模型的预测精度高于 JC 本构模型的

预测精度, 可以较好地描述高温、高应变率下 9Cr18Mo 不锈钢的流变行为。

3) 两种本构模型的预测精度随着温度、应变率增加都存在一定的误差, 主要因为未考虑应变、应变率、温度间的耦合作用对模型参数的影响, 以及试样在高温、高应变率下其流变应力呈现出的高度非线性关系。

参考文献

- [1] Liu Zhenbao, Liang Jianxiong, Su Jie, *et al.* Research and development status of high-strength stainless steel[J]. *Acta Metallurgica Sinica*, 2020, 56(4): 449–554.
(刘振宝, 梁剑雄, 苏杰, 等. 高强度不锈钢的研究及发展现状[J]. *金属学报*, 2020, 56(4): 449–554.)
- [2] Young Ben, Lui Wingman. Behavior of cold-formed high strength stainless steel sections[J]. *Journal of Structural Engineering*, 2005, 131(11): 1738–1745.
- [3] Ehab Ellobody, Young Ben. Structural performance of cold-formed high strength stainless steel columns[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2005, 61: 1631–1649.
- [4] Yang Zhiyong, Liu Zhenbao, Liang Jianxiong, *et al.* Development of maraging stainless steel[J]. *Journal of Materials and Heat Treatment*, 2008, (4): 1–7.
(杨志勇, 刘振宝, 梁剑雄, 等. 马氏体时效不锈钢的发展[J]. *材料热处理学报*, 2008, (4): 1–7.)
- [5] Zerilli F J, Armstrong R W. Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations[J]. *J. Appl. Phys*, 1987, 61(5): 1816–1825.
- [6] Johnson G R, Cook W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1983, 21: 541–548.
- [7] Samantaray D, Mandal S, Borah U, *et al.* A thermo-viscoplastic constitutive model to predict elevated-temperature flow behaviour in a titanium-modified austenitic stainless steel[J]. *Materials Science & Engineering A*, 2009, 526(1-2): 1–6.
- [8] Kong Jinxing, Chen Hui, He Ning, *et al.* Dynamic mechanical properties test and constitutive model of pure iron material[J]. *Journal of Aeronautics*, 2014, 35(7): 2063–2071.
(孔金星, 陈辉, 何宁, 等. 纯铁材料动态力学性能测试及本构模型[J]. *航空学报*, 2014, 35(7): 2063–2071.)
- [9] Tanimura S, Tsuda T, Abe A, *et al.* Comparison of rate-dependent constitutive models with experimental data[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 69(7): 104–113.
- [10] He Zhu, Zhao Shougen, Yang Jialing, *et al.* Research on dynamic mechanical properties of 0Cr17Ni4Cu4Nb stainless steel[J]. *Journal of Materials Science and Engineering*, 2007, 25(3): 418–421.
(何著, 赵寿根, 杨嘉陵, 等. 0Cr17Ni4Cu4Nb 不锈钢动态力学性能研究[J]. *材料科学与工程学报*, 2007, 25(3): 418–421.)
- [11] Yan Hongzhi, Gong Lijun. Constitutive model and finite element simulation of 20CrMo material[J]. *Journal of Central South University (Science and Technology)*, 2012, 43(11): 4268–4273.
(严宏志, 龚黎军. 20CrMo 材料本构模型及其有限元模拟[J]. *中南大学学报(自然科学版)*, 2012, 43(11): 4268–4273.)
- [12] Forni D, Chiaia B, Cadoni E. Strain rate behaviour in tension of S355 steel: Base for progressive collapse analysis[J]. *Engineering Structures*, 2016, 119(15): 164–173.
- [13] Tuazon B J, Bae K O, Lee S H, *et al.* Integration of a new data acquisition/processing scheme in SHPB test and characterization of the dynamic material properties of high-strength steels using the optional form of Johnson-Cook model[J]. *Procedia Economics & Finance*, 2014, 18(9): 544–551.
- [14] Huang Yong, Liang Steven Y. Modelling of CBN tool crater wear in finish hard turning[J]. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2004, 24(9-10): 632–639.
- [15] Samantaray D, Mandal S, K Bhaduri A, *et al.* An overview on constitutive modelling to predict elevated temperature flow behaviour of fast reactor structural materials[J]. *Transactions of the Indian Institute of Metals*, 2010, 63(6): 823–831.
- [16] Zhou Huijiu, Huang Mingzhi. Strength of metallic materials[M]. Beijing: Science Press, 1989.
(周惠久, 黄明志. *金属材料强度学*[M]. 北京: 科学出版社, 1989.)
- [17] Wang Lili. Progress in impact dynamics[M]. Hefei: University of Science and Technology of China Press, 1992.
(王礼立. *冲击动力学进展*[M]. 合肥: 中国科学技术大学出版社, 1992.)

(下转第 175 页)