

SHPB 实验考虑绝热变形和端面摩擦的修正方法

俞晓强¹, 郑百林¹, 杨彪¹, 史同承²

(1. 同济大学 航空航天与力学学院, 上海 200092;

2. 中国航空发动机集团有限公司 商用航空发动机有限责任公司 设计研发中心, 上海 201100)

摘 要: 采用高温分离式霍普金森压杆(SHPB)实验技术对 GH4169 高温合金进行测试,获得了材料在高应变率下的温度敏感性,并拟合了 Johnson-Cook 本构模型的参数。结合数值计算方法对压缩实验中试件内部的应力、应变以及温度的分布建立了一个半经验的数学模型并提出了一种新的参数修正方法,将端面摩擦效应、绝热变形升温效应与 SHPB 实验结果进行解耦。实验结果表明:温度越高,GH4169 高温合金的屈服强度以及流动应力越小。并且在 SHPB 实验中 GH4169 高温合金存在明显的绝热变形升温效应和端面摩擦效应,导致实验结果并不能真实反映材料的硬化特性。通过对原始 Johnson-Cook 本构方程的硬化项乘以 1.2 的修正系数,发现修正后的本构参数准确反映了材料在高应变率下的应力应变特性。

关 键 词: 端面摩擦; 绝热变形; 分离式霍普金森压杆; 本构模型; GH4169 高温合金

中图分类号: V250.2; O348 **文献标志码:** A

Correction method of SHPB experiment considering adiabatic deformation and interfacial friction effects

YU Xiaoqiang¹, ZHENG Bailin¹, YANG Biao¹, SHI Tongcheng²

(1. School of Aerospace Engineering and Applied Mechanics,
Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. Design Research Center, Commercial Aircraft Engine Company Limited,
Aero Engine Corporation of China, Shanghai 201100, China)

Abstract: GH4169 super alloy was tested using high temperature split Hopkinson pressure bar (SHPB) technique. The temperature sensitivity of the material under high strain rates was obtained and the parameters of Johnson-Cook constitutive model were fitted. A semi-empirical model was established to describe the distribution of stress, strain and temperature inside the specimen during compression based on the numerical calculation method. Then a new method for correcting the constitutive parameters was put forward to decouple the interfacial friction effect and adiabatic deformation from the result of SHPB experiment. The experimental results showed that the yield strength and flow stress of GH4169 super alloy decreased with the increase of temperature. And it was confirmed that adiabatic deformation and interfacial friction effect obviously affected the accuracy of SHPB experiment, thus the results can not reflect the work hardening properties of the material. After multiplying the hard-

收稿日期:2017-06-22
基金项目:上海市航空发动机领域联合创新计划项目(AR905)
作者简介:俞晓强(1992—),男,硕士,主要从事高温合金动态本构方程和航空发动机机匣包容性分析。

引用格式:俞晓强,郑百林,杨彪,等. SHPB 实验考虑绝热变形和端面摩擦的修正方法[J]. 航空动力学报,2018,33(10):2367-2375.
YU Xiaoqiang,ZHENG Bailin,YANG Biao,et al. Correction method of SHPB experiment considering adiabatic deformation and interfacial friction effects[J]. Journal of Aerospace Power,2018,33(10):2367-2375.

ening term by the correction factor of 1.2, the modified constitutive parameters accurately reflected the stress-strain characteristics of the material under high strain rates.

Key words: interfacial friction effect; adiabatic deformation; split Hopkinson pressure bar; constitutive model; GH4169 super alloy

高温合金又叫热强合金、超级合金。按基体组织材料可分为三类:铁基、镍基和钴基。按生产方式可分为铸造高温合金、变形高温合金和粉末高温合金,按强化机理可分为碳化物强化、固溶强化、时效强化和弥散强化。本文所研究的GH4169高温合金是以体心立方的 γ' 和面心立方的 γ 相沉淀强化的镍基高温合金,在 $-253\sim 650\text{ }^{\circ}\text{C}$ 温度范围内具有良好的综合性能, $650\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以下的屈服强度居变形高温合金的首位,因此被广泛的用于制造商用航空发动机的零部件。为了研究商用航空发动机机匣包容性,需要对该材料在高温高应变率下的力学特性进行研究。

分离式霍普金森压杆(SHPB)实验技术^[1]是当今用于获得材料在 $10^2\sim 10^4\text{ s}^{-1}$ 应变率范围内本构关系的主要手段,其中端面摩擦效应以及绝热变形升温效应是影响实验精度的两个重要因素。对于端面摩擦效应已经有很多研究成果。在SHPB实验刚开始运用时,Kolsky^[2-3]就提出端面的摩擦会影响实验结果。端面摩擦对实验结果有两个主要影响:①断面摩擦产生的剪力改变了试件中的应力状态,导致实验测得的应力比材料真实的一维流变应力高^[4];②端面摩擦阻碍了端面处的横向变形,引起试件内部应变不均匀^[5-6]。许多学者针对端面摩擦效应提出了很多修正方法^[7-11]。

另一方面,材料在发生塑性变形时,塑性功会转化成热能。在应变率低时,试件变形过程较长,试件与周围环境发生热交换,此时试件的温度可以看成是恒定的。对于SHPB实验,试件的应变率较高,试件变形产生的热量来不及散失从而导致试件温度升高,这个过程可以近似当成绝热变形过程^[12]。材料的流动应力越大,密度与比热容越小,绝热变形升温效应越明显。目前对SHPB实验过程中试件绝热变形升温效应的研究相对较少。Kapoor等^[13]和Mason等^[14]采用红外热成像法测试了SHPB实验中试件温度变化,然而该实验方法只能测量试件表面的温度,无法体现试件内部的温度分布。由于绝热变形升温效应的存在,试件在变形过程中的温度随着应变的增大而升高,因此SHPB实验得到的应力应变数据并不

能准确反映预设实验温度下材料真实的性能。Nemat-Nasser^[15]通过多次加载实验将应变硬化效应和绝热变形升温软化效应进行解耦,排除了绝热变形升温效应的影响,但是该实验方法操作复杂,效率低。

端面摩擦效应以及绝热变形升温效应对实验结果有着相反的影响,端面摩擦效应使实验的流动应力偏高,而绝热变形升温效应使实验的流动应力偏低。由于端面摩擦效应会影响试件的温度分布从而导致问题更加复杂。因此SHPB实验的结果会给航空发动机机匣等结构的工程设计带来误导。目前对于SHPB实验绝热变形的理论研究相对较少,并且很多学者仅针对端面摩擦效应和绝热变形效应中的一个问题进行单独研究,具有明显的局限性。本文通过有限元方法,对圆柱试件内部应变的分布规律以及温度分布规律进行研究,提出了一种新的参数修正方法,将端面摩擦效应与绝热变形升温效应从实验结果中解耦。

1 高温 SHPB 实验

目前对于GH4169高温合金的实验大多集中在低应变率条件下,以材料的力学性能实验为主,对于高应变率特别是高温高应变率的实验研究相对较少。为了确定GH4169高温合金在高应变率下对温度的敏感性,本文采用改进后的SHPB实验研究了 $20, 200, 400\text{ }^{\circ}\text{C}$ 和 1500 s^{-1} 应变率下的变形特性。

改进后的高温SHPB实验装置如图1所示。该系统通过环形电炉对试件进行加热,通过绑在试件上的热电偶丝对试件的温度进行测量并反馈给电炉,从而实现对试件温度的准确控制。为了防止高温对入射杆和透射杆的损坏以及由于热传导效应导致的试件温度不均匀性,在加热过程中试件与压杆(包括入射杆和透射杆)并不接触,通过同步系统控制入射杆和透射杆在应力波到达试件的同时与试件接触。试件的尺寸选择直径为5 mm,长度也为5 mm的圆柱。式(1)~式(3)给出了SHPB实验中常用的计算应变率、应变和应力的计算方法^[16]。

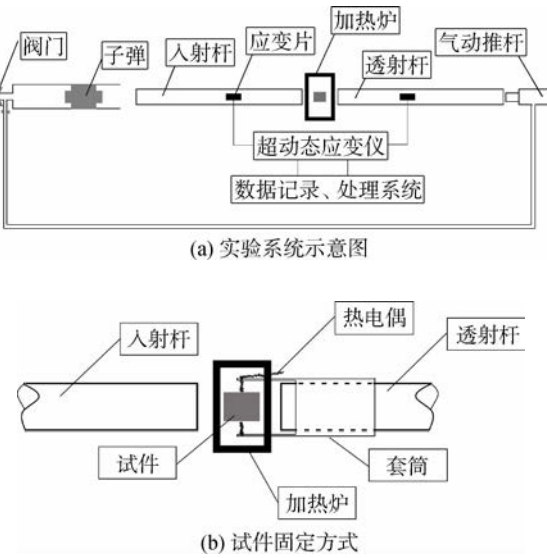


图 1 高温 SHPB 实验装置

Fig. 1 High temperature SHPB system

$$\dot{\epsilon} = 2c_0\epsilon_r/l \tag{1}$$

$$\epsilon = \frac{2c_0}{l}\int\epsilon_r dt \tag{2}$$

$$\sigma = (EA_b/A_s)\epsilon_i \tag{3}$$

式中 $\dot{\epsilon}$ 、 ϵ 、 σ 分别为试件的应变率、应变和应力; l 、 A_s 为试件的长度及横截面积; E 、 c_0 、 A_b 为压杆中的弹性模量、应力波速及横截面积; ϵ_r 、 ϵ_i 为反射应变和投射应变; t 为时间。

采用式(1)~式(3)对试件的应变率、应变以及应力进行计算后,选取 Johnson-Cook 本构模型^[17]对实验结果进行拟合。由于本文只对温度进行研究, SHPB 实验采用的应变率均为 1500 s⁻¹, 即当应力波透过试件的整个过程中试件的应变率是近似恒定的(1 500 s⁻¹), 因此可以忽略 Johnson-Cook 本构模型的应变率项, 如式(4)所示:

$$\sigma_i = [A + B(\epsilon_i^p)^n] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \tag{4}$$

式中 σ_i 为材料流动应力; ϵ_i^p 为材料等效塑性应变; T 为材料发生变形时的温度(K); T_m 和 T_r 分别为材料的熔点和人为选取的参考温度(K); A 、 B 、 n 和 m 为材料本构参数用于描述材料塑性行为。

Johnson-Cook 本构模型的拟合参数如表 1 所示, 拟合结果如图 2 所示。从图 2 中可知, 温度对于 GH4169 高温合金具有较大的影响, 温度越高 GH4169 高温合金的流动应力越小。

表 1 Johnson-Cook 本构方程拟合参数
Table 1 Fitting parameters of Johnson-Cook constitutive equation

A/MPa	B/MPa	n	m	T_m/K	T_r/K
1290	1100	0.51	1.2	1573	293

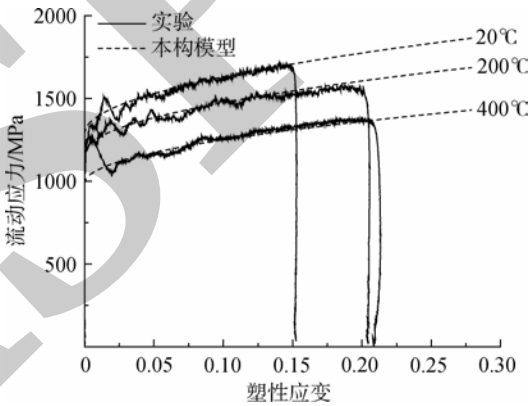


图 2 Johnson-Cook 本构方程拟合结果

Fig. 2 Fitting results with Johnson-Cook constitutive equations

2 SHPB 实验绝热变形分析

本文通过 Abaqus 软件对 SHPB 实验进行仿真分析绝热变形升温效应导致的误差, 暂取第 1 节中的 Johnson-Cook 本构方程。

仿真模型与第 1 节中的实验设备一致, 如图 3 所示。简化子弹的撞击过程, 用入射杆端面上一个压力载荷替代, 通过调整该压力载荷保持入射杆中的应变信号与实验一致, 仿真温度为 400 ℃, 为简化分析将端面摩擦因数设为 0。入射杆和透射杆中应变信号的仿真结果如图 4 所示; 试件变形过程中的温度变化, 仿真采用的 Johnson-Cook 本构关系以及基于仿真结果由式(1)~式(3)推导得到的应力-应变关系如图 5 所示。

从图 5 中可以发现, 由于试件的绝热变形效应, 试件的温度随着塑性应变而增加, 并且基于仿

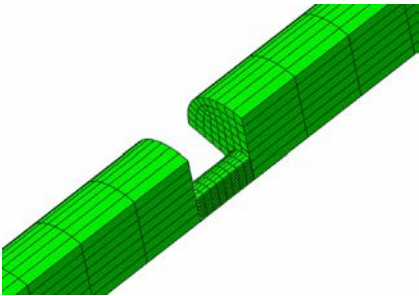


图 3 SHPB 有限元模型

Fig. 3 Finite element model model of SHPB

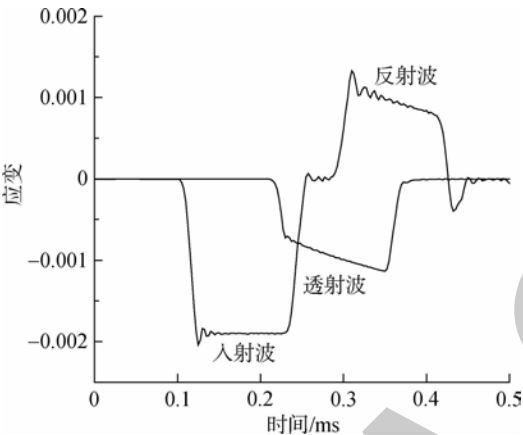


图 4 SHPB 实验应变信号的仿真结果

Fig. 4 Simulation results of strain of SHPB experiment

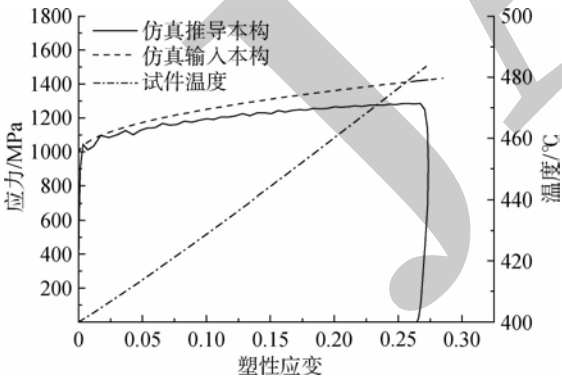


图 5 真实本构与仿真结果

Fig. 5 Real constitutive and simulation results

真结果由式(1)~式(3)推导得到的本构关系与仿真计算输入的材料等温本构关系并不一致,在塑性应变为 0.25 时,差别可达 8.4%,塑性应变越大误差越大,这是由于试件温度升高引起材料软化导致的。可见绝热变形升温对 SHPB 实验的影响很大,有必要对式(1)~式(3)得到的本构参数进行修正。

由于绝热变形升温效应主要影响材料的硬化

特性,本文对 Johnson-Cook 本构方程的硬化项乘以修正系数 k ,如式(5)所示。

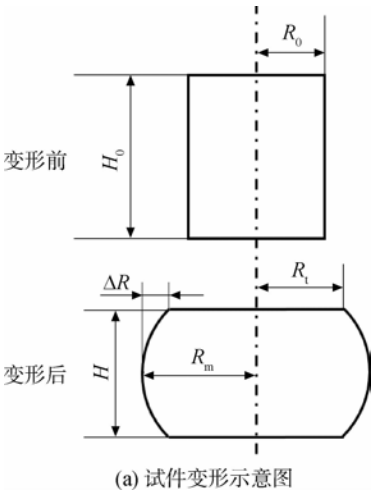
$$\sigma'_i = [A + kB (\epsilon_i^p)^n] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \quad (5)$$

其中 k 为硬化修正系数,与端面摩擦因数、试件的长径比以及材料本身特性等多种因素有关; σ'_i 为修正后的流动应力。

3 SHPB 实验试件应变与温度分布

3.1 径向应变分布模型的建立

由于端面摩擦效应的存在,导致试件内部的变形是不均匀的,试件在压缩之后会变成鼓形,如图 6 所示,因此有必要对试件内的应变分布进行分析。一般的实验方法难以对试件内部的应变分布进行测量,本文采用有限元数值模拟方法对试件压缩进行仿真,对试件端面摩擦效应引起的材料不均匀变形进行分析,考虑了不同摩擦因数对结果的影响。图 7 为 1/2 的仿真结果模型,可以看出试件内部的塑性应变延轴向和径向都是不均匀的,试件中部的塑性应变明显大于试件表面的塑性应变。由于塑性应变的不均匀性导致了试件内部温度分布同样是不均匀的。



(a) 试件变形示意图



(b) 试件实物图

图 6 试件变形情况

Fig. 6 Deformation of specimen

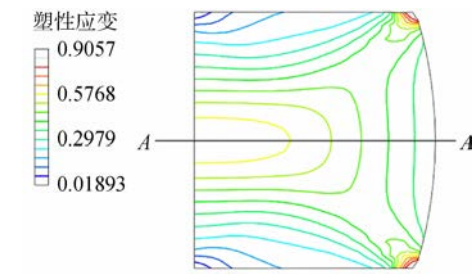


图 7 试件内部塑性应变分布

Fig. 7 Plastic strain distribution of specimen

本文选取图 7 中试件对称截面 A-A 进行分析,在该截面上,应变分量 $\tau_{r\theta}$ 、 τ_{rz} 、 $\tau_{z\theta}$ 、 $\epsilon_{r\theta}$ 、 ϵ_{rz} 、 $\epsilon_{z\theta}$ 均为 0。该截面上不同工程应变 ϵ_e 下的径向应变 ϵ_r 分布如图 8 所示。

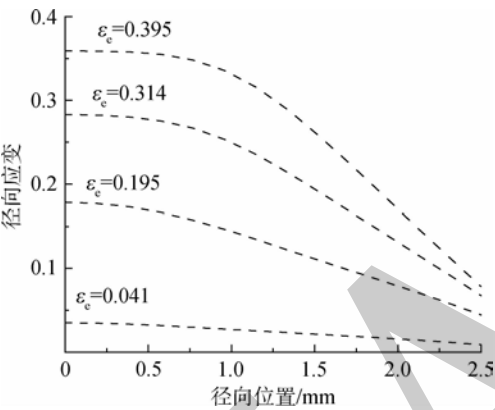


图 8 不同工程应变下 A-A 截面的径向应变分布

Fig. 8 Radial strain distribution on A-A section with different engineering strains

从图 8 中可以看出,径向应变在圆柱试件的中部分布比较均匀,圆柱表面附近径向应变随着径向位置线性变化,因此本文将径向应变 ϵ_r 的分布通过一个分段函数近似表示:

$$\epsilon_r = \begin{cases} \epsilon_c & 0 \leq r \leq \frac{\beta}{p} + R_0 \\ p(r - R_0) + \epsilon_c - \beta & \frac{\beta}{p} + R_0 < r \leq R_0 \end{cases} \quad (6)$$

式中 ϵ_c 表示试件中心的应变; β 表示试件中心应变与表面应变之差,可用于表示应变不均匀度; r 为试件未发生变形的径向位置; p 为应变沿半径方向的变化率。通过对有限元结果的分析, ϵ_c 、 p 、 β 分别与 $\frac{R_m - R_0}{R_t - R_0} \epsilon_e$ 、 $\frac{\Delta R}{H_0(1 - \epsilon_e)} \cdot \frac{R_t - R_0}{R_m - R_0}$ 、 ΔR 成比例,如图 9~图 11 所示,图中 μ 为摩擦因数,因此 ϵ_c 、 β 、 p 可由式(7)~式(9)表示。

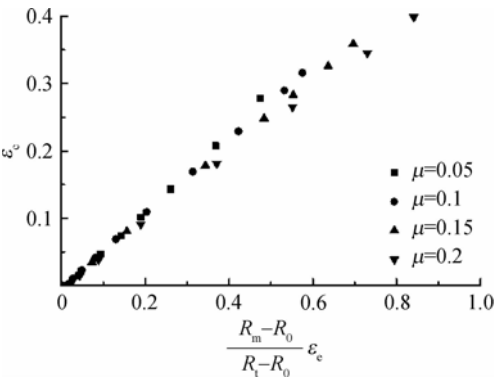


图 9 ϵ_c 与 $\frac{R_m - R_0}{R_t - R_0} \epsilon_e$ 关系

Fig. 9 Relationship between ϵ_c and $\frac{R_m - R_0}{R_t - R_0} \epsilon_e$

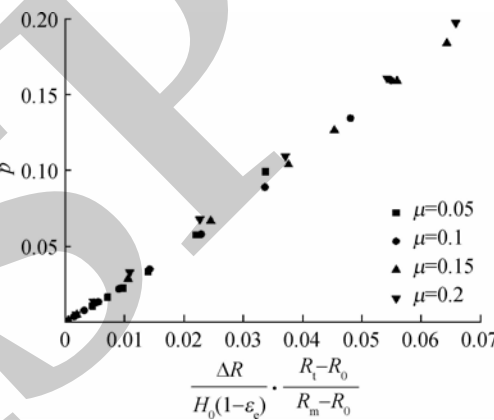


图 10 p 与 $\frac{\Delta R}{H_0(1 - \epsilon_e)} \cdot \frac{R_t - R_0}{R_m - R_0}$ 关系

Fig. 10 Relationship between p and $\frac{\Delta R}{H_0(1 - \epsilon_e)} \cdot \frac{R_t - R_0}{R_m - R_0}$

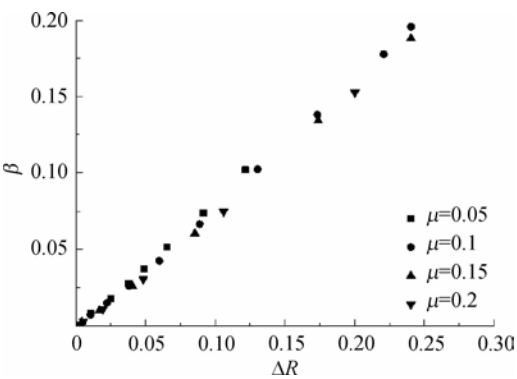


图 11 β 与 ΔR 关系

Fig. 11 Relationship between β and ΔR

$$\epsilon_c = k_1 \frac{R_m - R_0}{R_t - R_0} \epsilon_e \quad (7)$$

$$p = -k_2 \frac{\Delta R}{H_0(1 - \epsilon_e)} \cdot \frac{R_t - R_0}{R_m - R_0} \quad (8)$$

$$\beta = k_3 \Delta R \quad (9)$$

试件在变形过程中 $\frac{R_t-R_0}{R_m-R_0}, \frac{\Delta R}{\epsilon_e}$ 近似是常数, 因此在实验结束后对试件进行测量即可确定在变形过程中的参数 $\frac{R_t-R_0}{R_m-R_0}, \Delta R, k_1, k_2, k_3$ 与试件的长径比有关。通过线性回归分析, 针对本文所用试件, k_1, k_2, k_3 分别为 0.511、2.903、0.806。

通过式(6)~式(9)建立的中心截面轴向应变分布与有限元分析结果对比如图 12 所示。由于试件与压杆之间的摩擦机制比较复杂, 在变形过程中的摩擦因数难以确定, 而式(6)~式(9)中的参数可以直接通过试件变形前后的尺寸得到, 避免了对摩擦因数的测量。

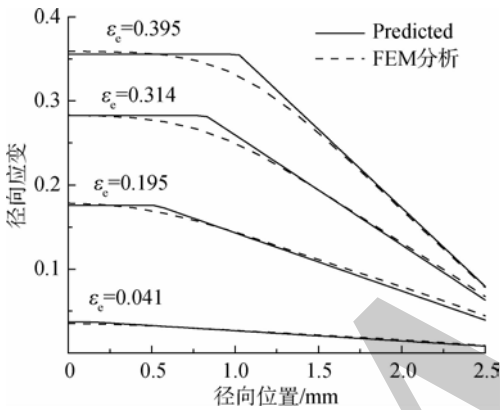


图 12 截面径向应变分布预测结果

Fig. 12 Prediction of radial strain distribution

3.2 等效塑性应变与温度分布计算

由式(10)和式(11)可以求得中心对称截面上的径向位移 u_r 和周向应变 ϵ_θ 分布

$$u_r = \int_0^r \epsilon_r dr \quad (10)$$

$$\epsilon_\theta = \frac{u_r}{r} \quad (11)$$

由于试件塑性变形较大, 因此可以忽略试件的弹性变形, 采用刚塑性材料本构模型进行分析, 则轴向应变 ϵ_z 如式(12)所示:

$$\epsilon_z = -\epsilon_r - \epsilon_\theta \quad (12)$$

从而等效塑性应变为

$$\epsilon_i^p = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{\epsilon_r^2 + \epsilon_\theta^2 + \epsilon_z^2} \quad (13)$$

由于绝热变形升温效应, 截面上温度分布如式(14)所示

$$T = \frac{\eta}{c\rho} \int_0^{\epsilon_i^p} \sigma_i(\epsilon_i^p) d\epsilon_i^p + T_0 \quad (14)$$

其中 η 为热转化系数, 根据经验取 0.9; c 为材料

的比热容; ρ 为材料密度; T_0 为材料初始温度。

通过以上分析, 可以确定中心截面各个应变分量和温度的分布与工程应变之间的关系。

4 SHPB 实验试件应力分布分析

根据增量理论可以确定应变增量与应力偏量之间的关系如式(15)所示。

$$\begin{cases} d\epsilon_r = d\lambda S_r \\ d\epsilon_\theta = d\lambda S_\theta \\ d\epsilon_z = d\lambda S_z \end{cases} \quad (15)$$

$$d\lambda = \frac{3d\epsilon_i^p}{2\sigma_i} \quad (16)$$

其中

$$\begin{cases} d\epsilon_r = \frac{\partial \epsilon_r}{\partial \epsilon_e} d\epsilon_e \\ d\epsilon_\theta = \frac{\partial \epsilon_\theta}{\partial \epsilon_e} d\epsilon_e = \frac{1}{\rho} \int_0^r \frac{\partial \epsilon_r}{\partial \epsilon_e} dr d\epsilon_e \\ d\epsilon_z = -\frac{\partial \epsilon_r}{\partial \epsilon_e} d\epsilon_e - \frac{1}{\rho} \int_0^r \frac{\partial \epsilon_r}{\partial \epsilon_e} dr d\epsilon_e \end{cases} \quad (17)$$

根据塑性应变增量的定义

$$d\epsilon_i^p = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{\left(\frac{\partial \epsilon_r}{\partial \epsilon_e}\right)^2 + \left(\frac{\partial \epsilon_\theta}{\partial \epsilon_e}\right)^2 + \left(\frac{\partial \epsilon_z}{\partial \epsilon_e}\right)^2} d\epsilon_e \quad (18)$$

需要注意的是, 在这里的塑性应变增量并不是塑性应变强度的全微分。

应力偏量的大小可以由下式得到

$$\begin{cases} S_r = \frac{d\epsilon_r}{d\lambda} = \frac{2}{3} \sigma_i' \frac{\partial \epsilon_r}{\partial \epsilon_e} \cdot \frac{d\epsilon_e}{d\epsilon_i^p} \\ S_\theta = \frac{d\epsilon_\theta}{d\lambda} = \frac{2}{3} \sigma_i' \frac{\partial \epsilon_\theta}{\partial \epsilon_e} \cdot \frac{d\epsilon_e}{d\epsilon_i^p} \\ S_z = \frac{d\epsilon_z}{d\lambda} = \frac{2}{3} \sigma_i' \frac{\partial \epsilon_z}{\partial \epsilon_e} \cdot \frac{d\epsilon_e}{d\epsilon_i^p} \end{cases} \quad (19)$$

在对称截面上, 由于 $\tau_{r\theta}, \tau_{r\phi}, \tau_{z\theta}$ 为 0, 则圆柱坐标系下的静力平衡方程为

$$\frac{d\sigma_r}{dr'} + \frac{S_r - S_\theta}{r'} = 0 \quad (20)$$

式中 $r' = r + u_r$, 为试件变形后的坐标。

从而径向应力分布为

$$\sigma_r = \int_0^{r'} \frac{S_\theta - S_r}{r'} dr' + C \quad (21)$$

即

$$\sigma_r = \int_0^r \frac{S_\theta - S_r}{r + u_r} (1 + \epsilon_r) dr + C \quad (22)$$

式中 C 为常数。

由于在截面边缘有

$$\sigma_r(R_0) = 0 \quad (23)$$

从而可以求得径向应力 σ_r 以及应力球量 σ_{ii}

$$\sigma_{ii} = \sigma_r - S_r$$

(24)

则轴向应力

$$\sigma_z = S_z + \sigma_{ii}$$

(25)

则截面上的总力为

$$F = 2\pi \int_0^{R_m} \sigma_z r' dr'$$

(26)

即

$$F = 2\pi \int_0^{R_0} \sigma_z (r + u_r) (1 + \epsilon_r) dr$$

(27)

根据实验得到的透射应变信号,试件受到的总压力可以通过下式得到^[18]

$$F = EA_b \epsilon_t$$

(28)

忽略惯性力的影响,由式(28)得到的 SHPB 实验得到的作用在试件上的总力与式(27)得到的理论推导的截面力相等,即:

$$EA_b \epsilon_t = 2\pi \int_0^{R_0} \sigma_z (r + u_r) (1 + \epsilon_r) dr$$

(29)

从而可以求得硬化修正系数 k 。

5 实验结果修正与分析

实验之后的试件如图 13 所示。为了确定式(6)中的参数,需要对变形后的试件尺寸中部半径 R_m 、端面半径 R_t 、高度 H 进行测量。其中端面半径测量困难,容易产生较大的误差,若通过将圆柱变形后的鼓形曲线近似当成一个圆弧,则试件端部的半径可以通过下式计算得到^[19]

$$R_t = \sqrt{3 \frac{H_0}{H} R_0^2 - 2R_m^2}$$

(30)

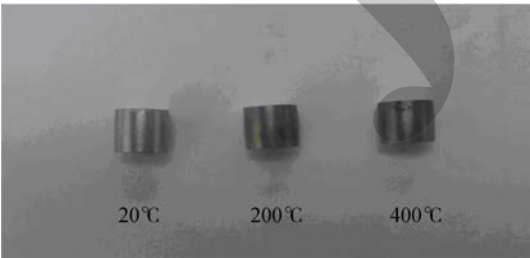


图 13 实验后的试件
Fig. 13 Specimens after experiment

变形前后试件的尺寸如表 2 所示,通过式(29)可求出每个实验中的修正系数,通过取平均确定硬化修正系数 k 为 1.2。为了验证硬化修正系数的准确性,分别采用修正前后的本构方程对 SHPB 实验进行模拟。由式(3)可知透射波直接反映了试件应力的 大小,因此可以通过仿真得到的透射波与实验得到的透射波进行对比验证本构

方程的准确性。图 14~图 16 分别表示 20、200、400 °C 条件下分别采用修正前后的本构方程的仿真结果与实验的对比。图 17 表示 20、200、400 °C 条件下修正前后的本构方程与实验结果利用式(1)~式(3)推导得到的应力-应变关系的对比。

表 2 试件尺寸以及硬化修正系数

Table 2 Specimen size and harden correction factor

实验 温度/°C	R_0 / mm	H_0 / mm	R_m / mm	R_t / mm	H / mm	k
20	2.50	5.00	2.71	2.63	4.34	1.18
200	2.50	5.02	2.81	2.67	4.09	1.21
400	2.50	5.06	2.77	2.66	4.18	1.21

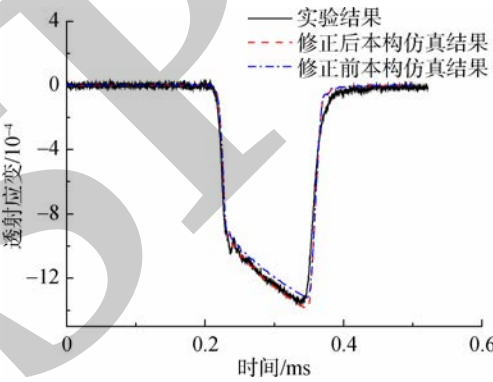


图 14 20 °C SHPB 实验透射应变信号
Fig. 14 Transmission strain of SHPB experiment in 20 °C

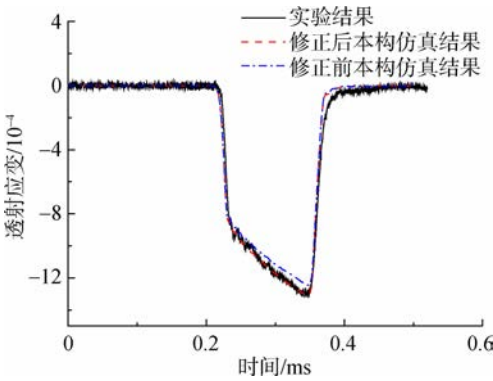


图 15 200 °C SHPB 实验透射应变信号
Fig. 15 Transmission strain of SHPB experiment in 200 °C

由于端面摩擦效应以及绝热变形升温效应的影响,直接对 SHPB 的实验结果进行拟合得到的本构方程应力偏小,如图 17 所示。当采用此本构模型对 SHPB 实验进行仿真得出的透射应变信号与实验并不一致,如图 14~图 16 所示。修正

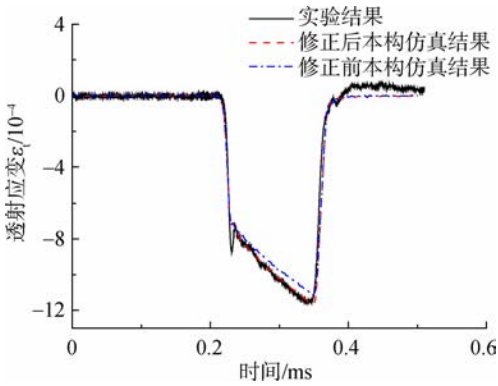


图 16 400 °C SHPB 实验透射应变信号
Fig. 16 Transmission strain of SHPB experiment
in 400 °C

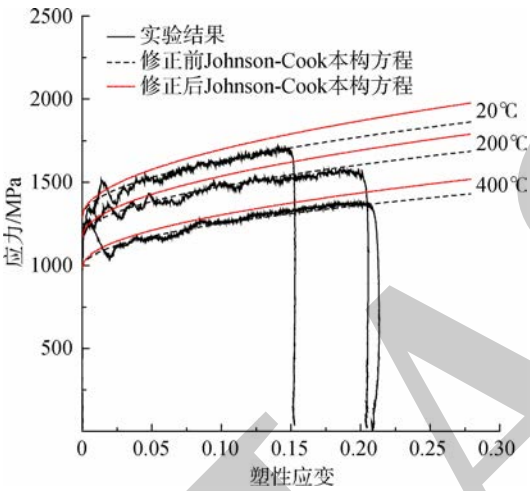


图 17 修正前后 Johnson-Cook 本构方程
Fig. 17 Johnson-Cook constitutive equations before
and after modification

后的本构参数排除了端面摩擦效应以及绝热变形升温效应的影响,准确地反映了材料真实的应力应变特性,因此与实验结果吻合较好。

6 结 论

1) 通过高温 SHPB 实验在 $1\,500\text{ s}^{-1}$ 应变率, 20、200、400 °C 条件下对 GH4169 高温合金进行测试,发现 GH4169 高温合金具有明显的温度敏感性,温度越高 GH4169 高温合金的屈服强度以及流动应力越小。

2) 通过对 SHPB 实验的数值模拟发现,试件具有绝热变形升温效应,从而导致实验结果并不能真实地反映设定温度下材料的应力、应变关系。

3) 通过对压缩实验的数值模拟发现,端面摩擦效应导致试件内部的应力、应变以及温度分布的不均匀性。

4) 为了排除绝热变形升温效应以及端面摩擦效应对实验结果的误导,对 Johnson-Cook 的硬化项乘以修正系数,通过分析取硬化修正系数为 1.2,和实验对比发现修正后的本构参数准确性有了明显的提高。

参考文献:

[1] 胡时胜.霍普金森压杆技术[J].兵器材料科学与工程,1991(11):40-47.

[2] KOLSKY H. An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading[J]. Proceedings of the Physical Society;B,1949,62(11):676-700.

[3] KOLSKY H. Stress waves in solids[M]. North Chelmsford,US:Courier Corporation,1963.

[4] MESCALL J,PAPIRNO R,MCLAUGHLIN J. Stress and deformation states associated with upset tests in metals [M]// CHAIT R,PAPIRNO R. Compression Testing of Homogeneous Materials and Composites. West Conshohocken,US:American Society for Testing and Materials,1983:7-23.

[5] CHEN F K,CHEN C J. On the nonuniform deformation of the cylinder compression test[J]. Journal of Engineering Materials and Technology,2000,122(2):192-197.

[6] AL-CHALABI M, MCCORMICK F J, HUANG C L. Strain distribution within compressed circular cylinders [J]. Experimental Mechanics,1974,14(12):497-501.

[7] BELL J F. An experimental diffraction grating study of the quasi-static hypothesis of the split Hopkinson bar experiment[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids,1966,14(6):309-327.

[8] BERTHOLF L D,KARNES C H. Two-dimensional analysis of the split Hopkinson pressure bar system[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids,1975,23(1):1-19.

[9] MALINOWSKI J Z,KLEPACZKO J R. A unified analytic and numerical approach to specimen behaviour in the split-Hopkinson pressure bar[J]. International Journal of Mechanical Sciences,1986,28(6):381-391.

[10] KLEPACZKO J, MALINOWSKI Z. Dynamic frictional effects as measured from the split Hopkinson pressure bar [M]//KAWATA K,SHIOIRI J. High Velocity Deformation of Solids. Berlin: Springer Berlin Heidelberg,1979:403-416.

[11] 李萍,段园培,张青,等.基于摩擦修正的 TB8 合金热压缩流变应力行为分析[J].稀有金属,2009,33(2):137-141.
LI Ping,DUAN Yuanpei,ZHANG Qing,et al. Flow stress behavior of TB8 alloy under hot compression deformation based on friction correction[J]. Chinese Journal of Rare Metals,2009,33(2):137-141. (in Chinese)

[12] 张银喜,张军,黄文,等.纯钛高应变率拉伸力学行为的实验研究[J].材料工程,2011(12):6-9.
ZHANG Yinxi,ZHANG Jun,HUANG Wen,et al. Experimental study on tension behavior of pure titanium at high

strain rates[J]. Journal of Materials Engineering, 2011 (12): 6-9. (in Chinese)

[13] KAPOOR R, NEMAT-NASSER S. Determination of temperature rise during high strain rate deformation[J]. Mechanics of Materials, 1998, 27(1): 1-12.

[14] MASON J J, ROSAKIS A J, RAVICHANDRAN G. On the strain and strain rate dependence of the fraction of plastic work converted to heat; an experimental study using high speed infrared detectors and the Kolsky bar[J]. Mechanics of Materials, 1994, 17(2/3): 135-145.

[15] NEMAT-NASSER S. Hopkinson techniques for dynamic recovery experiments[J]. Proceedings of the Royal Society A, 1991, 435(1894): 371-391.

[16] 李玉龙, 索涛, 郭伟国, 等. 确定材料在高温高应变率下动态性能的 Hopkinson 杆系统[J]. 爆炸与冲击, 2005, 25(6): 487-492.

LI Yulong, SUO Tao, GUO Weiguo, et al. Determination of dynamic behavior of materials at elevated temperature and high strain rates using Hopkinson bar[J]. Explosion and Shock Waves, 2005, 25(6): 487-492. (in Chinese)

[17] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures[C]// Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics. Arlington, US: National Defense Industrial Association, 1983: 541-547.

[18] 王晓燕. 分离式霍普金森压杆实验端面摩擦效应研究[D]. 长沙: 国防科学技术大学, 2004.

WANG Xiaoyan. A study of effects of interfacial friction in the split Hopkinson pressure bar tests[D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2004. (in Chinese)

[19] EBRAHIMI R, NAJAFIZADEH A. A new method for evaluation of friction in bulk metal forming[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004, 152(2): 136-143.

(编辑: 陈 越)