

文章编号: 1001-1455(2009)02-0113-06

高导无氧铜的临界冲击拉伸速度*

陈大年, 胡金伟, 金扬辉, 吴善幸, 王焕然, 马东方
(宁波大学力学与材料科学研究中心, 浙江 宁波 315211)

摘要: 基于气炮系统, 提出了一种新的临界冲击拉伸速度实验方法。实验装置主要由 2 部分组成: 气体炮系统驱动弹丸和弹丸击靶牵引多根拉伸杆试件。采用该实验方法对高导无氧铜进行了临界冲击拉伸速度实验。对于一维应力的临界冲击拉伸速度实验, 探讨了一种完全热耦合的在颈缩区域计及塑性约束系数以及空穴增长与聚集效应的数值模拟方法。高导无氧铜的临界冲击拉伸速度实验的数值模拟结果表明, 采用 Zerilli-Armstrong 本构关系预估的实验临界冲击拉伸速度比采用 Johnson-Cook 本构关系预估的更符合实验。

关键词: 固体力学; 临界冲击速度; 拉伸; 高导无氧铜

中图分类号: O344

国标学科代码: 130 · 1515

文献标志码: A

1 引言

金属构件的高速成型技术基于金属材料在高速拉伸时的延展特性优于准静态拉伸时的延展特性。然而, 当拉伸速度超过某临界值时, 延展特性会突然下降。J. R. Klepaczko^[1] 对于此种临界冲击速度的研究, 作了较全面的评论。A. Rusinek 等^[2]、X. Y. Hu 等^[3] 的工作也都涉及临界冲击拉伸速度问题。

研究临界冲击拉伸速度应从理论定义与实验结果 2 方面出发。就理论定义而言, 临界冲击拉伸速度归结为塑性波波速趋于 0, 质点速度达最大值, 更高的质点速度不可能传播, 杆件在受冲击端附近发生断裂。胡金伟等^[4] 对理论临界冲击拉伸速度作了论述, 并对高导无氧铜的 2 类代表性高应变率本构关系对应的理论临界冲击拉伸速度作了定量描述。

就临界冲击拉伸速度的实验值而言, 由于实验上的冲击拉伸杆试件只能处于近似的一维应力状态, 杆的结构特性与材料的(延性)本构特性必然引起杆的颈缩, 然后断裂。因此, 使冲击拉伸杆断裂发生在受冲击端附近, 而杆件其他部分几乎无变形的冲击拉伸速度必然远小于使塑性波波速趋于零的理论临界冲击拉伸速度。临界冲击拉伸速度的实验结果^[5-7] 比较少, 其原因是缺乏有效与高效的实验手段。前人的实验结果是在一种特制的旋转锤装置上进行的。

本文中拟提出一种新的临界冲击拉伸速度实验方法, 充分利用气炮的高速驱动平面飞片能力, 平稳牵引多根一维应力拉伸试件, 满足各种材料临界冲击拉伸速度的研究要求。

2 一种新的临界冲击拉伸速度实验方法

气体炮的典型实验是一维应变平面冲击波实验。设计了一种特殊的装置, 使气体炮应用于一维应力拉伸实验, 为研究临界冲击拉伸速度提供更有效的实验方法。这种装置的外观如图 1 所示, 作用原理如图 2 所示。装置主要由 2 部分组成: (1) 由高压气体驱动的平面飞片高速撞击平面靶板, (2) 由平面靶板高速牵引多根拉伸杆试件的一端。杆试件的受冲击拉伸端速度采用电探针技术测量。平面飞片的速度可通过调节气压等方法控制, 速度的测量也可采用电探针。不同的牵拉速度将使杆试件发生不同的变形、颈缩与断裂。当冲击牵拉速度达到某临界值时, 杆试件将在受冲击拉伸端附近发生颈缩并断裂, 杆试件的其他部分几乎无变形。这种临界速度就是该试件材料的临界冲击拉伸速度实验值。这种新的临界冲击拉伸速度实验方法有如下 3 个优点: (1) 不同材料的临界冲击拉伸速度实验值区别较大, 从每秒数十米至每秒数百米。采用这种装置, 可充分利用气体炮的高速驱动平面飞片的能力, 满足实验研究各种材料临界冲击拉伸速度的要求。(2) 采用电探针技术, 可以准确测量试件杆受冲击拉伸端的速度。(3) 多根杆试件可在同一发实验中进行, 便于研究材料与加工诸因素引起的实验结果的分散性。

上述装置的设计中应考虑冲击引起的应力波相互作用, 飞片、靶板以及与试件杆的连接都不能作为刚体, 整个装置

* 收稿日期: 2007-11-14; 修回日期: 2008-03-10

基金项目: 国家自然科学基金项目(10672082)

作者简介: 陈大年(1940—), 男, 研究员, 博士生导师。

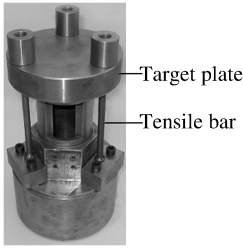


图 1 基于气炮的一种新的临界冲击拉伸速度实验装置

Fig. 1 A novel facility for tensile testing at the critical impact velocity in a gas gun system

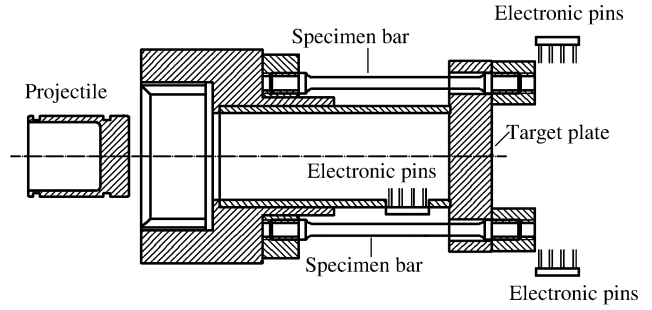


图 2 一种新的高速冲击拉伸实验装置剖面图

Fig. 2 A sectional diagram of the novel facility for high-speed tensile testing

的作用过程可采用 DYNA 程序作简化的计算与设计。的作用过程可采用 DYNA 程序作简化的计算与设计。

关于临界冲击拉伸速度的理论定义,基于 Karman-Taylor 塑性波传播理论^[11-13],已作过讨论,理论临界冲击拉伸速度 v_{cr}^i 与塑性波速 $c_p(\epsilon_p)$ 趋于 0 相对应,其表达式为

$$v_{cr}^i(\epsilon_p^m) = \int_0^{\epsilon_c} c_0 d\epsilon + \int_{\epsilon_c}^{\epsilon_p^m} c_p(\epsilon_p) d\epsilon_p \tag{1}$$

$$c_p(\epsilon_p) = \pm \left(\frac{1}{\rho} \frac{d\sigma}{d\epsilon_p} \right)_{\dot{\epsilon}, T}^{1/2} \tag{2}$$

式中:弹性波速 $c_0 = (E/\rho)^{1/2}$, E 为弹性模量, ρ 为密度, σ 为应力, ϵ_p 为塑性应变, $\dot{\epsilon}$ 为应变率, T 为温度, ϵ_c 为屈服应变, ϵ_p^m 为塑性波速 $c_p(\epsilon_p)$ 趋于 0 时的塑性应变。

由方程(2)可见,应力 σ 与塑性应变 ϵ_p 、塑性应变率 $\dot{\epsilon}_p$ 以及温度 T 的本构关系决定了塑性波速 $c_p(\epsilon_p)$, 而由方程(1)可见,塑性波速 $c_p(\epsilon_p)$ 的特性决定了理论临界冲击拉伸速度 v_{cr}^i 。也就是说,理论临界冲击拉伸速度是材料高应变率本构关系的一种极端特性。然而,实验上确定的临界冲击拉伸速度不仅与材料的动态本构关系有关,而且与试件的构形有关。拉伸试件的一维应力特性是近似的,对于延性材料而言,试件的构形必然引起颈缩这种二维(或三维)效应,然后断裂。因此,临界冲击拉伸速度的实验值 v_{cr}^e 对应于使一定构形的冲击拉伸试件,颈缩与断裂发生在冲击拉伸端附近,而杆件的其他部位几乎无变形的冲击拉伸速度。

D. S. Clark 等^[6]指出,为恰当确定临界冲击拉伸速度的实验值,试件的长径比应大于 13,此外,为避免试件拉伸端与固定端的应力集中,试件两端的过渡区是必须的。对高导无氧铜所作的临界冲击拉伸速度的典型结果见表 1 及图 3。

表 1 典型实验与数值模拟结果的比较

Table 1 Comparisons between typical experimental and simulated results

$v/(m/s)$	$t^*/\mu s$		X^*/mm			ϵ_f^*			f^*	
	J-C	Z-A	J-C	Z-A	Exp.	J-C	Z-A	Exp.	J-C	Z-A
					106.0			1.02		
10.9	201.0	710.0	4.00	104.00	108.0	1.08	1.14	1.06	0.063	0.064
					21.0			1.14		
					18.0			1.19		
19.2	181.7	596.6	0.30	104.00	109.0	1.09	1.14	1.06	0.063	0.064
					105.0			1.07		
					14.0			1.17		
34.0	185.0	270.0	5.00	15.00	19.0	1.10	1.14	1.16	0.064	0.064
					16.0			1.23		
					14.2			1.13		
38.0	182.4	260.0	5.59	0.00	14.1	1.14	1.14	1.18	0.064	0.064
					13.8			1.16		
					13.5			1.14		
40.6	10.4	18.0	0.30	0.30	12.8	1.14	1.14	1.20	0.064	0.064
					13.1			1.21		

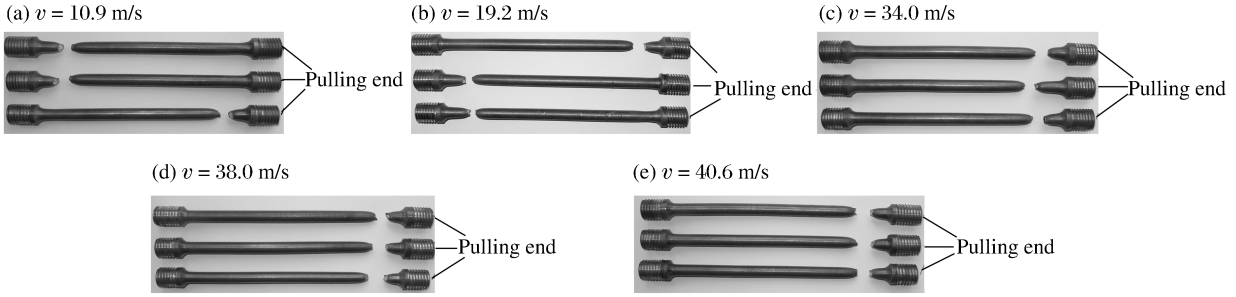


图 3 在不同的冲击速度下,实验回收的 OFHC 典型试件
Fig. 3 Recovered typical OFHC specimens at different impact velocities

当冲击拉伸速度 v 小于 19.2 m/s 时,同一发实验的 3 根试件中,有 2 根试件在固定端附近发生颈缩及断裂,有 1 根试件在冲击拉伸端附近发生颈缩与断裂。当冲击拉伸速度为 38.0、40.6 m/s 时,同一发实验的 3 根试件均在冲击拉伸端附近发生颈缩及断裂,试件的其他部分变形分别小于 7% 及 5%。因此,对于高导无氧铜而言,临界冲击拉伸速度的实验值约为 40.0 m/s。胡金伟等^[4]对高导无氧铜所作的理论临界冲击拉伸速度研究表明,在应变率为 10^2 s^{-1} 的情况下,与 Johnson-Cook 本构关系^[9]及 Zerilli-Armstrong 本构关系^[10]对应的理论临界冲击拉伸速度分别为 150、250 m/s。可见,临界冲击拉伸速度的理论值远大于实验值。从物理机制而言,理论值与实验值也不一样,这是必须澄清的问题。

3 一种计及空穴增长与聚集的数值模拟

对于一维应力拉伸实验,轴向动量平衡方程可写为

$$\rho_0 A_0 \frac{\partial v}{\partial t} = A \frac{\partial \sigma}{\partial x} + \sigma \frac{\partial A}{\partial x} \quad (3)$$

式中: t 为时间, x 为 Lagrange 坐标, A 为杆的横截面积, $v = \frac{\partial X(x,t)}{\partial t}$ 为速度, X 为 Euler 坐标, σ 为流动应力。应变

$$\epsilon = \ln \frac{\partial X(x,t)}{\partial x} \quad (4)$$

不可压缩条件为

$$A_0 dx = AdX \quad (5)$$

流动应力 σ 与塑性应变 ϵ_p 、塑性应变率 $\dot{\epsilon}_p$ 及温度 T 的本构关系可由分离式 Hopkinson 实验得到。为在完全热耦合前提下研究临界冲击拉伸速度,必须引入绝热升温方程

$$\frac{dT}{d\epsilon_p} = \frac{\sigma}{\rho c_p} \quad (6)$$

式中: c_p 为比定压热容,假设机械能全部转化为热。

典型的经验性高应变率本构关系有如下 Johnson-Cook 形式^[9]

$$\sigma = (\sigma_0 + B\epsilon_p^{n_1}) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right) [1 - (T^*)^m] \quad (7)$$

式中: $T^* = \frac{T - T_r}{T_m - T_r}$;高导无氧铜的 $\sigma_0 = 90 \text{ MPa}$, $B = 292 \text{ MPa}$, $n_1 = 0.31$, $C = 0.025$, $m = 1.09$, 熔化温度 $T_m = 1356 \text{ K}$, 参考温度 $T_r = 300 \text{ K}$, 参考应变率 $\dot{\epsilon}_0 = 1.0 \text{ s}^{-1}$ 。典型的具有物理背景的高应变率本构关系对于面心立方(晶格)金属而言有如下 Zerilli-Armstrong 形式^[10]

$$\sigma = C_0^* + C_2^* \epsilon_p^{1/2} \exp(-C_3^* T + C_4^* T \ln \dot{\epsilon}_p) \quad (8)$$

对高导无氧铜, $C_0^* = 64.7 \text{ MPa}$, $C_2^* = 890.0 \text{ MPa}$, $C_3^* = 2.8 \times 10^{-3} \text{ K}^{-1}$, $C_4^* = 1.15 \times 10^{-4} \text{ K}^{-1}$ 。G. R. Johnson 等^[14]曾把上述 2 类高应变率本构关系分别运用于高导无氧铜的 Taylor 圆柱撞击实验(与 SHPB 实验不同的初边值问题),考察这些本构关系应用于复杂应力状态的可能性。他们的结论是,一般而言,采用这 2 类本构关系均能计算得到与 Taylor 实验一致的实验结果。比较而言,采用 Zerilli-Armstrong 本构关系^[10]计算的试件最终形状更符合实验结果。那么把这 2 类代表性本构关系应用于数值模拟临界冲击拉伸速度实验结果如何呢? 这是本文中要研究的问题。

方程(3)~(6)及(7)或(8)的差分方程组在一端冲击拉伸、另一端固定的初边值条件下,可以数值模拟一维应力拉伸杆实验在没有出现颈缩情况下的状态。当出现颈缩时,计及了塑性约束系数以及空穴的增长与聚集效应。在颈缩区域,局部轴向应力 σ_{1av} 因三轴应力状态而增强。P. W. Bridgman^[15]给出了颈缩区的轴向应力

$$\sigma_{lav} = \left(1 + \frac{2R_c}{R}\right) \sigma \lg\left(1 + \frac{R}{2R_c}\right) \tag{9}$$

式中: R 为试件横截面的当地半径, R_c 为试件剖面的当地曲率半径。 R/R_c 也由 P. W. Bridgman^[15] 确定

$$\frac{R}{R_c} = 2.93 \left[1 - \exp\left(-\frac{\epsilon - 0.1}{3}\right)\right] \quad \epsilon > 0.1 \tag{10}$$

事实上, 在颈缩区, 作用于杆上的平均拉伸应力由于 2 个相互竞争的因素而变化, 一方面由于颈缩的三轴应力系统而增大, 另一方面由于空穴的出现与增长而减少。 对于多孔固体, A. L. Gurson^[16] 给出屈服函数

$$\left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma}\right)^2 = 1 + f^2 - 2f \cosh\left(\frac{3}{2} \frac{p}{\sigma}\right) \tag{11}$$

式中: $\bar{\sigma}$ 为有效宏观应力, p 为压力, f 为空穴份额。 由流动法则, 可给出空穴的增长规律为

$$\frac{df}{d\epsilon} = \frac{3f(1-f) \sinh\beta}{2 + f \sinh\beta} \tag{12}$$

式中: $\beta = (3/2)(p/\sigma)$, 在颈缩区

$$\frac{p}{\sigma} = \frac{1}{3} + \lg\left(1 + \frac{R}{2R_c}\right) \tag{13}$$

因此, 对于产生颈缩的区域, 方程(3)及(6)中的应力 σ 应乘以因子 $(1 + 2R_c/R) \lg[1 + R/(2R_c)]$ 以及

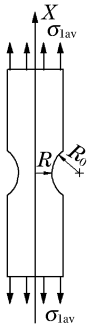
$$\{1 + f^2 - 2f \cosh[(3/2)(p/\sigma)]\}^{1/2}$$

基于 P. F. Thomason^[17] 关于空穴间基体颈缩引起空穴聚集的概念, A. R. Ragab^[8] 把具有颈缩的杆的断裂问题模拟成椭球空穴聚集引起的空穴间基体的失稳问题, 如图 4 所示。 对于图 4(c) 的空穴间基体单元而言, 加载方向的平衡条件是 $K_f A_1 \bar{\sigma}_{M1} = A_{uc} \sigma_1$, 其中 $\bar{\sigma}_{M1}$ 为基体单元内的流动应力, A_1 为其作用面积; σ_1 为基体单元边界应力, A_{uc} 为其作用面积, K_f 为塑性约束因数, 按 P. W. Bridgman^[15] 解, 可表示为

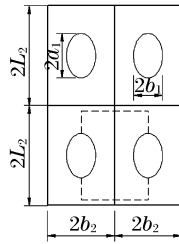
$$K_f = \left(1 + \frac{2\lambda_1^2}{b_2/b_1 - 1}\right) \lg\left[1 + \frac{1}{2\lambda_1^2} \left(\frac{1}{b_1/b_2} - 1\right)\right] \tag{14}$$

式中: $\lambda_1 = a_1/b_1$ 。 由图 4(c), $A_1/A_{uc} = 1 - (\pi/4)(b_1/b_2)^2$ 。

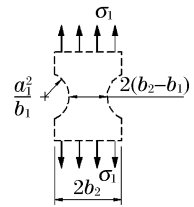
(a) Axisymmetric necked rod



(b) Array of regular parallel piped unit cells,



(c) An element of intervvoid matrix material



each of which containing an isolated ellipsoidal void

图 4 轴对称颈缩杆与含空穴材料的代表性单元

Fig. 4 Axisymmetric necked rod and definition of a representative element of a voided material

至于空穴间基体单元内的流动应力 $\bar{\sigma}_{M1}$, 被假设为按硬化指数 n 加工硬化 $\bar{\sigma}_{M1} = (\bar{\epsilon}_1/\epsilon)^n \sigma$, 其中

$$\bar{\epsilon}_1 = 2 \lg\left(\frac{1 - b_2/b_1}{1 - b_{2i}/b_{1i}} \frac{b_1}{b_{1i}}\right) \tag{15}$$

为单元的平均应变, 下标 i 表示初始值。 A. R. Ragab^[8] 给出杆的断裂判据

$$\left(1 + \frac{2\lambda_1^2}{b_2/b_1 - 1}\right) \lg\left[1 + \frac{1}{2\lambda_1^2} \left(\frac{b_2}{b_1} - 1\right)\right] \left[1 - \frac{\pi}{4} \left(\frac{b_1}{b_2}\right)^2\right] \left(\frac{\bar{\epsilon}_1}{\epsilon}\right)^n \leq \left(1 + \frac{2R_c}{R}\right) \lg\left(1 + \frac{R}{2R_c}\right) \tag{16}$$

关于空穴形状的演化, A. R. Ragab^[18] 给出半经验关系

$$\lg(\lambda_1/\lambda_{1i}) = [(-0.535 + 0.0235 \sin\epsilon) \lg\lambda_{1i} + (2 - p/\sigma + n)](1 - f_i)(1.15 \sin\epsilon) \tag{17}$$

而 $\frac{b_1}{b_2}$ 又与空穴份额 f 有关, $\frac{b_1}{b_2} = \left(\frac{6\lambda_2 f}{\pi\lambda_1}\right)^{1/3}$, 其中 $\lambda_2 = \frac{L_2}{b_2}$, 如图 4(b) 所示, 按宏观应变分量

$$\lambda_2 = \lambda_{2i} \exp\left[\frac{3}{2}\epsilon - \frac{1}{2}\ln\left(\frac{1 - f_i}{1 - f}\right)\right] \tag{18}$$

对于铜, A. R. Ragab^[8] 给出, $\lambda_{1i} = 1.6, \lambda_{2i} = 0.5, f_i = 0.0025$ 。

方程(3)~(6)、(7)或(8)以及(9)~(13)、(15)~(18)构成了在颈缩区域,采用 Johnson-Cook 本构关系^[9]或 Zerilli-Armstrong 本构关系^[10]的整个数值计算。当满足方程(16)时,杆件产生断裂。对于高导无氧铜临界冲击拉伸实验,数值计算结果列于表1,表中的 t^* 、 X^* 、 ϵ_f^* 、 f^* 分别为断裂时刻、断裂位置离冲击拉伸端的距离、断裂处的局部应变以及断裂处的空穴体积份额。其中 X^* 及 ϵ_f^* 的实验值为平均值。计算得出的断裂处的空穴体积份额 f^* (0.063~0.064)比初始值 f_i (0.0025)大1个数量级,这是空穴体积份额在拉伸过程中增长的结果。A. R. Ragab^[8]给出的准静态情况下的 f^* 的实验值为0.028。由表1可见,采用 Zerilli-Armstrong 本构关系^[10]计算的结果更符合实验。

4 结论与讨论

(1)提出了一种新的临界冲击拉伸速度实验方法:该方法可充分利用气炮的高速驱动平面飞片能力,平稳牵引多根一维应力拉伸试件,满足各种材料临界冲击拉伸速度的研究要求,试件受冲击拉伸端的速度可精确测量,同一实验条件下的各试件结果也便于研究因材料与加工诸因素引起的实验结果的分散性。高导无氧铜的临界冲击拉伸速度的实验值约为40.0 m/s,远小于应变率为 10^2 s^{-1} 时的理论临界冲击拉伸速度^[4]150 m/s(对应于 Johnson-Cook 本构关系^[9])或250 m/s(对应于 Zerilli-Armstrong 本构关系^[10])。

(2)探讨了一种计及塑性约束系数以及空穴增长与聚集效应的一维应力冲击拉伸实验的数值研究方法:把具有代表性的2类高应变率本构关系耦合于轴向动量平衡方程及绝热升温方程,当发生颈缩时,计及了因三轴应力状态致使的局部轴向应力增大以及因空穴增长与聚集致使的局部轴向应力减少,并采用了 A. R. Ragab^[8]的断裂判据,构成了对一维应力冲击拉伸实验完整的数值描述。高导无氧铜的临界冲击拉伸速度实验的数值研究表明,采用 Zerilli-Armstrong 本构关系^[10]得到的计算结果较符合实验结果。

(3)关于高导无氧铜理论临界冲击拉伸速度与实验临界冲击拉伸速度的讨论:理论临界冲击拉伸速度归结为塑性波波速趋于零,完全由材料的高应变率本构关系确定。对于高导无氧铜,当应变率为 10^2 s^{-1} 时,由 Johnson-Cook 本构与 Zerilli-Armstrong 本构计算得到的理论临界冲击拉伸速度分别为150、250 m/s,对应的均匀应变分别为1.5、2.75。显然,与实验临界冲击拉伸速度40.0 m/s及局部应变1.2不可比拟。事实上,实验临界冲击拉伸速度不仅取决于材料的高应变率本构关系,而且与冲击端附近的颈缩与损伤演化密切相关,导致塑性波速快速趋于零的本构关系不一定导致损伤快速演化,这些问题有待深入研究。至于临界冲击拉伸速度实验值,目前还难于精确确定,本文中杆件其他部分变形约为5%,只是偏保守估计。

参考文献:

- [1] Klepaczko J R. Review on critical impact velocities in tension and shear[J]. International Journal of Impact Engineering, 2005,32(1/2/3/4):188-209.
- [2] Rusinek A, Zaera R, Klepaczko J R, et al. Analysis of inertia and scale effects on dynamic neck formation during tension of sheet steel[J]. Acta Materialia, 2005,53(20):5387-5400.
- [3] Hu X Y, Daehn G S. Effect of velocity on flow localization in tension[J]. Acta Materialia, 1996,44(3):1021-1033.
- [4] HU Jin-wei, JIN Yang-hui, CHEN Da-nian, et al. Measurement of critical impact velocity of copper in tension[J]. Chinese Physics Letters, 2008,25(3):1049-1051.
- [5] Mann H C. High-velocity tension-impact tests[J]. Proceedings of ASTM, 1936,36:85-108.
- [6] Clark D S, Wood D S. The influence of specimen dimension and shape on the results in tension impact testing[J]. Proceedings of ASTM, 1950,50:577-585.
- [7] Wood W W. Experimental determination of shear modulus of laminated fiber-reinforced composites[J]. Experimental Mechanics, 1967,7(10):441-446.
- [8] Ragab A R. A model for ductile fracture based on internal necking of spheroidal voids[J]. Acta Materialia, 2004,52(13):3997-4009.
- [9] 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. The Hague, The Netherlands, 1983:541.
- [10] Zerilli F J, Armstrong R W. Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations [J]. Journal of Applied Physics, 1987,61:1816-1825.
- [11] Karman T. On the propagation of plastic deformation in solids[R]. NDRC Report, A-29, 1942.

- [12] Taylor G I. Plastic wave in a wire extended by an impact load[M]//Batchelor G K. Scientific Papers of Taylor G I: Vol. 1 — Mechanics of Solids. Cambridge: Cambridge University Press, 1958:456.
- [13] Von Karman T, Duwez P. The propagation of plastic deformation in solids[J]. Journal of Applied Physics, 1950, 21(10):987-994.
- [14] Johnson R, Holmquist T J. Evaluation of cylinder-impact test data for constitutive model constants[J]. Journal of Applied Physics, 1988, 64(8):3901-3910.
- [15] Bridgman P W. Studies in large plastic flow and fracture[M]. New York: McGraw-Hill Book Company, 1952.
- [16] Gurson A L. Continuum of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I — Yield criteria and flow rules for porous ductile media[J]. Journal of Engineering Materials Technology, 1977, 99:2-55.
- [17] Thomason P F. A three-dimensional model for ductile fracture by the growth and coalescence of microvoids[J]. Acta Metallurgica, 1985, 33(6):1087-1095.
- [18] Ragab A R. Application of an extended void growth model with strain hardening and void shape evolution to ductile fracture under axisymmetric tension[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2004, 71(11):1515-1534.

Critical impact velocity for oxygen-free high-conductivity copper in tension

CHEN Da-nian* , HU Jin-wei, JIN Yang-hui, WU Shan-xing,
WANG Huan-ran, MA Dong-fang
(Mechanics and Materials Science Research Center, Ningbo University,
Ningbo 315211, Zhejiang, China)

Abstract: A novel facility for tensile testing at the critical impact velocity was designed in a gas gun system. This facility consists of two assemblies, firstly, a gas gun system to propel the projectile and secondly, the tension mechanism to grip and strain the specimen bars. The critical impact velocity experiments in tension of oxygen-free high-conductivity copper were carried out using the novel facility. A numerical simulation was presented for uniaxial tensile testing at the critical impact velocity in complete thermal coupling. In case of necking, the plastic constraint factor, the void growth and coalescence were considered. The computed results with the Johnson-Cook or Zerilli-Armstrong constitutive relations, respectively, show that the Zerilli-Armstrong constitutive relation give a better prediction of the experimental critical impact velocity in tension for oxygen-free high-conductivity copper.

Key words: solid mechanics; critical impact velocity; tension; oxygen-free high-conductivity copper

* Corresponding author; CHEN Da-nian
Telephone: 86-574-87214324

E-mail address: chdnch@nbu.edu.cn