

文章编号: 1001-1455(2008)02-0110-06

无氧铜平面冲击波实验的横向应力测试及屈服强度确定*

范春雷, 胡金伟, 陈大年, 王焕然, 谢书港

(宁波大学力学和材料科学研究中心, 浙江 宁波 315211)

摘要: 为直接确定平面冲击波实验中无氧铜的流动应力, 测量了试件中的纵向应力和横向应力, 得到了试件中流动应力随时间的变化。采用构建的 7 种本构模型对无氧铜平面冲击波实验进行数值模拟, 比较了实验结果与理论计算结果。研究指出, 由 SHPB 等确定的中等应变率本构并不能拓宽应用于平面冲击波实验。

关键词: 固体力学; 流动应力; 平面冲击波实验; 无氧铜; 锰铜应力计

中图分类号: O347 **国标学科代码:** 130·15 **文献标志码:** A

1 引言

测试试件材料在平面冲击波载荷下的屈服应力对于研究高压、高应变率本构模型是至关重要的。目前用于测量冲击波载荷下试件中流动应力的唯一直接方法是采用压阻计记录试件的纵向应力 σ_x 与横向应力 σ_y 。这种方法最早是由 D. Bernstein 等^[1]提出的, 屈服强度(流动应力) Y 可直接确定

$$Y = \sigma_x - \sigma_y \quad (1)$$

已有一系列研究致力于此种冲击波载荷下材料流动应力的直接测量, 其中包括 A. N. Dremin 等^[2], G. I. Kanel 等^[3], P. F. Chartagnac^[4], T. M. Gupta^[5] 以及 Z. Rosenberg 等^[6]的工作。随着冲击波实验横向应力计测试技术与分析的改进, 直接测量冲击波载荷下流动应力的研究已有可喜进展^[7-11]。国内 DAI Lan-hong 等^[12]也有类似的实验结果。

本文中在无氧铜平面冲击波实验中, 采用锰铜应力计同时记录试件中的纵向与横向应力, 确定流动应力。在 $Y/G = \text{const}$ 或 $G/B = \text{const}$ (其中 G 为剪切模量, B 为体积模量) 的基础上, 构建了 7 种本构模型, 采用这 7 种本构模型对无氧铜平面冲击波实验进行了数值模拟, 讨论了屈服强度的确定问题。

2 具有横向应力测试的无氧铜平面冲击波实验

在 $\varnothing 57$ mm 一级气炮上, 进行无氧铜的平面冲击波实验。靶由两片无氧铜试件组成, 迎撞击的无氧铜试件厚 10 mm, 被横向剖开后距撞击面 3 mm 处设置横向锰铜应力计, 锰铜应力计两边具有电绝缘层, 纵向锰铜应力计置于前后两片无氧铜之间, 靶后片厚度为 3 mm。横向与纵向锰铜计厚度(含绝缘层部分)分别为 0.172 mm 和 0.173 mm, 锰铜计敏感区尺寸为长 3.864 mm、宽 0.911 mm, 横向与纵向锰铜计基本相同, 阻值分别为 0.125 Ω 与 0.123 Ω 。6 mm 厚的无氧铜飞片在一级气炮的驱动下, 高速冲击无氧铜靶, 实验装置及锰铜应力计的布局如图 1 所示。图 2、3 显示了所记录的典型实验的纵向应力与横向应力历史, 其中飞片速度为 249 m/s。在图 2 中, 所记录的纵向应力峰值约 4.5 GPa, 历时约 2 μs 。在图 3 中, 所记录的横向应力在趋于稳态的平台值前有一个很小的尖峰, 我们认为, 这是电信号的脉冲跳增, 并非试件的力学响应。此现象已由 J. C. Millett 等^[7]指出。

* 收稿日期: 2006-10-24; 修回日期: 2006-11-29

基金项目: 国家自然科学基金项目(10472048); 浙江省教育厅科研基金项目(20061673)

作者简介: 范春雷(1978—), 男, 硕士。

上述纵向与横向应力历史记录是按 Z. Rosenberg 等^[6]提出的方法取得的：首先，由应力计的相对电阻变化 $\frac{\Delta R}{R_0}$ 确定应力计中的压力 p_g

$$\frac{\Delta R}{R_0} = f(\epsilon_v^g) = g(p_g) \quad (2)$$

式中： ϵ_v^g 为应力计的体积应变，函数 $f(\epsilon_v^g)$ 是应力计的特性曲线。对于处于塑性状态的横向应力计的应力张量，设为

$$\sigma_{ij}^g = \begin{pmatrix} \sigma_y^g + Y_g & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_y^g & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_y^g \end{pmatrix} \quad (3)$$

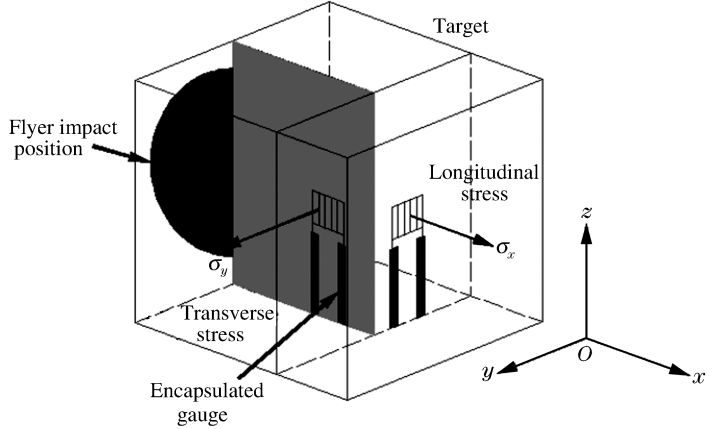


图 1 试样结构与应力计的放置

Fig. 1 Specimen configuration and gauge placement

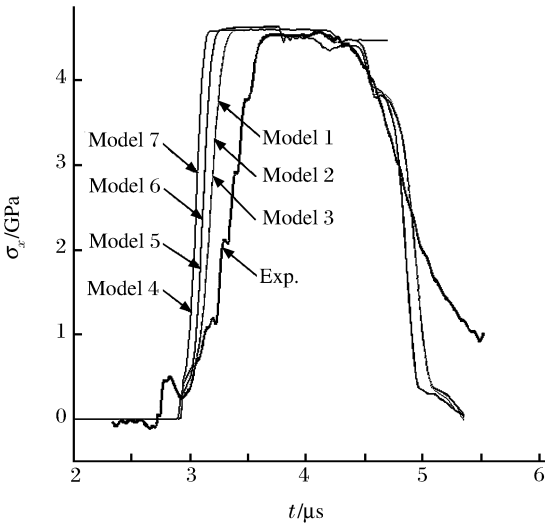


图 2 实验与计算的纵向应力比较

Fig. 2 Comparison between the experimental and computed longitudinal stresses

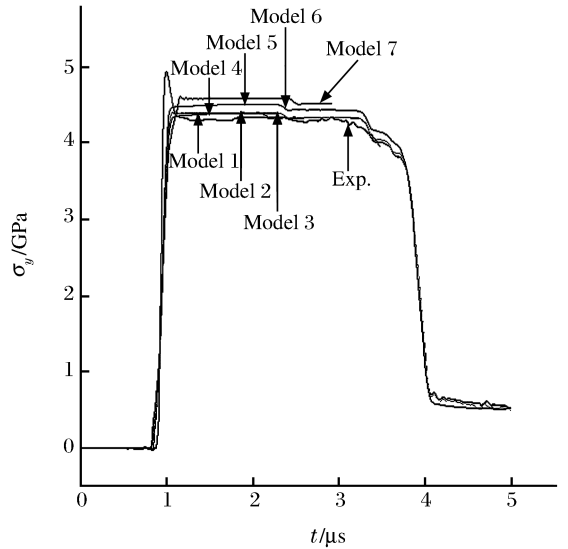


图 3 实验与计算的横向应力比较

Fig. 3 Comparison between the experimental and computed transverse stresses

式中： Y_g 为应力计的屈服强度。由此

$$p_g \equiv \frac{\sigma_x^g + \sigma_y^g + \sigma_z^g}{3} = \sigma_y^g + \frac{Y_g}{3} \quad (4)$$

为取得填质中的横向应力 σ_y^m ，Z. Rosenberg 等^[6]假设

$$\sigma_y^g = \sigma_y^m \quad (5)$$

$$\epsilon_z^g = 0 \quad (6)$$

$$\epsilon_x^g = \epsilon_x^m \quad (7)$$

并由此导出处于塑性状态的横向应力计的标定曲线

$$\tilde{g}(\Delta R/R_0) = p_g = \sigma_y^m + \tilde{a}Y_g \quad (8)$$

式中： $\tilde{a} = 1/2$ 或 $1/3$ 依赖于 σ_z^g 的选择（在 σ_y^m 与 $\sigma_y^m + Y_g$ 之间）。对于锰铜应力计而言，在实验中，示波器

记录了锰铜计上的电压变化 $\frac{\Delta U}{U_0}$, $\frac{\Delta R}{R_0} = \frac{\Delta U}{U_0}$ 。事实上,方程(2)可表达为

$$\frac{\Delta R}{R_0} = 3.45\epsilon_V^g + 9.89(\epsilon_V^g)^2 \quad (9)$$

$$p_g = 116\epsilon_V^g + 412(\epsilon_V^g)^2 \quad (10)$$

式中: p_g 的单位为 GPa。

对于图 1 所示的典型实验,方程(9)、(10)引自文献[6],由方程(9)、(10)计算得到的纵向锰铜应力计及横向锰铜应力计中 p_g 的最大值分别为 4.02、4.57 GPa,取 $\tilde{a}=1/3$, $Y_g=0.75$ GPa,由方程(8)得到 σ_y^m 。至于 σ_x^m ,则由下式得到

$$\sigma_x^m = p_g + \frac{2}{3}Y_g \quad (11)$$

最后由方程(1)得到流动应力 Y 。

我们采用 Z. Rosenberg 等[6]的方法得到流动应力 Y 。然而,对于 Z. Rosenberg 等[6]的工作,存在不同的观点。L. V. Al'tshuler 等[13]及 S. M. Bakhrahk 等[14]认为,由于横向应力计的存在,横向应力计的应力平衡远迟于纵向应力计的应力平衡。因此,他们认为平面冲击波载荷下试件应力状态的直接测量比期望的复杂得多。这方面的问题,我们最近与 Z. Rosenberg 讨论过。从目前的结果来看, Z. Rosenberg 等[6]的上述分析方法还是可以采用的。

3 无氧铜平面冲击波实验的数值模拟

固体的高应变率变形通常用经验的[15]或具物理背景的[16]本构模型描述。这些把有效应力与有效应变、有效应变率及温度联系起来的本构模型通常通过 Hopkinson 压杆(SHPB)、拉伸或扭杆实验确定。与这些中应变率或低应变率实验不同,冲击波实验产生与密度显著增加相关的高压与高温。因此,描述材料中的冲击波现象必须计及高压状态方程及相关的本构模型。与压力、温度有关的剪切模量及屈服强度模型[17-18]已被发展起来。

对无氧铜平面冲击波实验进行数值模拟,计算中采用下列 7 种不同的强度模型[19],分别基于假设 $Y/G=\text{const}$ [17]及 $G/B=\text{const}$ [18],其中也采用了 G. K. Straub[20]的剪切模量模型以及修改的 Johnson-Cook 模型[21]。这些模型除模型 1 外,均经 CHEN Da-nian 等[19]重新构建:在原始的 Johnson-Cook (J-C)模型及 Zerilli-Armstrong (Z-A)模型中,没有计及剪切模量 G 的热力学状态相关性,在原始的 Tonks-Wallace 模型及 Straub 模型中,只有剪切模量的表达式,没有屈服强度的表达。

模型 1(SCG 本构):

$$G_{\text{SCG}} = G_0 \left[1 + bp \left(\frac{\rho_0}{\rho} \right)^{1/3} - h(T - 300) \right] \quad (12)$$

$$Y_{\text{SCG}} = \frac{Y_0(1 + \beta\epsilon_p)^n G_{\text{SCG}}}{G_0} \quad (13)$$

$$Y_0(1 + \beta\epsilon_p)^n \leq Y_{\text{max}}$$

式中: ρ 为密度, G_0 、 b 、 h 、 Y_0 、 β 、 n 为材料常数, ϵ_p 为塑性应变, Y_{max} 为最大屈服应力。文献[22]中参数 $G_0=47.7$ GPa, $b=3.0$, $h=3.8 \times 10^{-4}$, $Y_0=0.12$ GPa, $\beta=36.0$, $n=0.45$, $Y_{\text{max}}=0.6$ GPa。

模型 2:

$$G_{\text{WT}} = C^* \{ \rho_0 \Gamma_0 u_s^2 \eta (1 - \eta) + \rho_0 C_0^2 (1 - \eta) [1 + (s - \Gamma_0) \eta] (1 - s \eta)^{-3} \} \quad (14)$$

$$Y_{\text{WT}} = \frac{Y_0(1 + \beta\epsilon_p)^n G_{\text{WT}}}{G_0} \quad (15)$$

式中: $C^*=0.35$ 为材料常数, ρ_0 为材料的初始密度, $\eta=1-\frac{\rho_0}{\rho}$, Γ 为 Gruneisen 参数。文献[23]中参数 $\rho_0=8.93$ g/cm³, $\Gamma_0=1.99$, $C_0=3.9$ km/s, $s=1.49$ 。

方程(14)的导出基于冲击波速度 u_s 与粒子速度 u 的关系: $u_s = C_0 + su$ 。

模型 3:

$$G_S = G_0^* + g_1 \frac{a - a_0}{a^2} \exp[-g_2(a - a_0)] \quad (16)$$

$$a_0 = -\frac{g_1}{3G_0^* X_0} \quad (17)$$

$$\frac{1}{\rho} = \frac{a^3}{\xi \text{Atw}/N_0}$$

$$Y_S = \frac{Y_0(1 + \beta \epsilon_p)^n G_S}{G_0} \quad (18)$$

式中: ξ 为每个单元的原子数, Atw 为每摩尔的原子量, N_0 为 Avogadro 常数, G_0^* 、 g_1 、 g_2 、 X_0 为常数。文献[20]中参数 $G_0^* = 51.8 \text{ GPa}$, $X_0 = 3.73$, $g_1 = -3.947 \text{ TPa} \cdot \alpha$, $g_2 = 0.6013/\alpha$, 其中, α 为 Bohr 半径, $\xi = 4$ 。

模型 4:

$$G_{\text{WT}} = C^* \{ \rho_0 \Gamma_0 u_s^2 \eta (1 - \eta) + \rho_0 C_0^2 (1 - \eta) [1 + (s - \Gamma_0) \eta] (1 - s \eta)^{-3} \} \quad (14)$$

$$Y_{\text{JC}} = (\sigma_0 + B \epsilon^{n_1}) (1 + C \ln \dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_0) [1 - (T^*)^m] \quad (19)$$

式中: σ_0 、 B 、 n_1 、 C 、 m 为 J-C 模型中的参数, $T^* = \frac{T - T_r}{T_m - T_r}$, T_m 为熔化温度, T_r 为参考温度, $\sigma_0 = 0.09 \text{ GPa}$ 。文献[15]中参数 $C = 0.025$, $m = 1.09$, $B = 0.292$, $n_1 = 0.31$ 。

模型 5:

$$G_{\text{WT}} = C^* \{ \rho_0 \Gamma_0 u_s^2 \eta (1 - \eta) + \rho_0 C_0^2 (1 - \eta) [1 + (s - \Gamma_0) \eta] (1 - s \eta)^{-3} \} \quad (14)$$

$$Y_{\text{ZA}} = C_0^* + k_1 \lambda^{-1/2} + C_2^* \epsilon^{1/2} \exp(-C_3^* T + C_4^* T \ln \dot{\epsilon}) \quad (20)$$

式中: $\lambda = 0.075 \text{ mm}$, $C_0^* = 46.5 \text{ MPa}$, $C_2^* = 890.0 \text{ MPa}$, $C_3^* = 0.0028 \text{ K}^{-1}$, $C_4^* = 0.000115 \text{ K}^{-1}$ 。

模型 6:

$$G_{\text{SCG}} = G_0 \left[1 + bp \left(\frac{\rho_0}{\rho} \right)^{1/3} - h(T - 300) \right] \quad (12)$$

$$Y_{\text{ZA}} = C_0^* + k_1 \lambda^{-1/2} + C_2^* \epsilon^{1/2} \exp(-C_3^* T + C_4^* T \ln \dot{\epsilon}) \quad (20)$$

模型 7:

$$G_{\text{SCG}} = G_0 \left[1 + bp \left(\frac{\rho_0}{\rho} \right)^{1/3} - h(T - 300) \right] \quad (12)$$

$$Y_{\text{RCJ}} = (C_1 + C_2 \epsilon^N) \left[1 + C_3 \ln \dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_0 + C_4 \left(\frac{1}{C_5 - \ln \dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_0} - \frac{1}{C_5} \right) \right] [1 - (T^*)^M] \quad (21)$$

$$1 + C_3 \ln \dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_0 + C_4 \left(\frac{1}{C_5 - \ln \dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_0} - \frac{1}{C_5} \right) \leq C_6 \quad (22)$$

式中: ϵ 为应变, $\dot{\epsilon}$ 为应变率, $\dot{\epsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$ 。文献[21]中参数 $C_1 = 111.3 \text{ MPa}$, $C_2 = 239.7 \text{ MPa}$, $C_3 = 8.813 \times 10^{-4}$, $C_4 = 0.1893$, $C_5 = 10.02$, $C_6 = 4.741$, $N = 0.1047$, $M = 1.010$ 。

实测结果与数值模拟结果比较如图 2、图 3 及图 4 所示。

由图 2、图 3 可见, 采用 7 种本构模型计算的纵向及横向应力历史与实测结果似乎比较接近, 但是, 由图 4 可见, 采用本构模型 1~3 计算的屈服应力与实验结果基本一致, 而采用模型 4~7 所计算的屈服应力与实验结果相差较大。

应该注意到, 模型 4~7 中的流动应力本构表达分别是 Johnson-Cook 模型、Zerilli-Armstrong 模型以及修改的 Johnson-Cook 模型。由于这些模型基于 SHPB 实验, 没有涉及热力学量的明显变化, 如果应用于平面冲击波实验, 必须计及热力学状态变化, 表达剪切模量的热力学相关性。为此, 我们构建了如上 7 种本构模型, 由图 4 可见, 高应变率本构模型并不能应用于高压与高应变率状态。

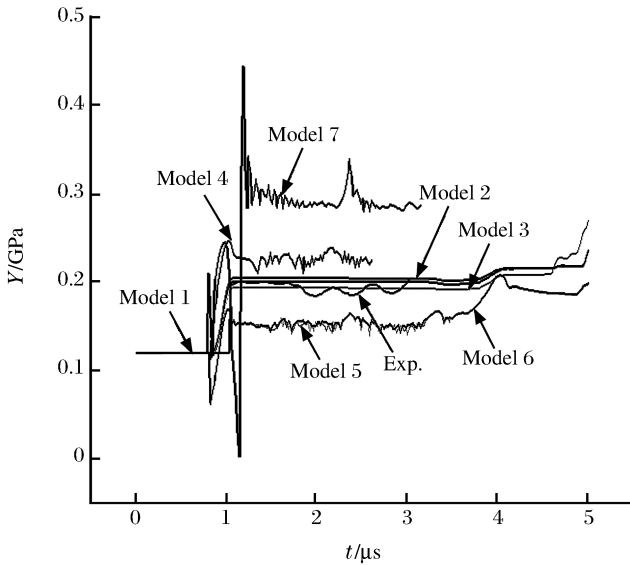


图4 实验与计算的屈服应力比较

Fig. 4 Comparison between experimental and computed yield stress

4 结论

(1) 对于无氧铜材料,进行了平面冲击波实验。实验中采用了纵向及横向锰铜应力计。由锰铜应力计的压力与体积应变关系以及应力计应力与试件应力的关系,可以由应力计的电阻变化确定试件的纵向与横向应力,从而直接得到试件在平面冲击波实验中的流动应力。

(2) 在 $Y/G = \text{const}$ 及 $G/B = \text{const}$ 假设的基础上,构建了7种本构模型,采用这7种本构模型对无氧铜的平面冲击波实验进行了数值模拟,并与实验结果进行了比较。指出,由 SHPB 等确定的中等应变率本构模型并不能拓宽应用于平面冲击波实验。

参考文献:

- [1] Bernstein D, Godfrey C, Klein A, et al. Research on manganin pressure transducers behavior of dense media under high dynamic pressure[M]. New York: Gordon and Breach, 1968:461-467.
- [2] Dremin A N, Kanel G I. Compression and rarefaction waves in shock-compressed metals[J]. Journal of Applied Mechanics and Technical Physics, 1976,17(2):263-267.
- [3] Kanel G I, Molodets A M, Dremin A N. Investigation of singularities of glass strain under compression waves[J]. Combustion Explosion and Shock Waves, 1977,13(6):772-779.
- [4] Chartagnac P F. Determination of mean and deviatoric stresses in shock loaded solids[J]. Journal of Applied Physics, 1982,53(2):948-953.
- [5] Gupta T M. Stress measurements using piezoresistive gauge: Modelling the gauge as an elastic-plastic inclusion[J]. Journal of Applied Physics, 1983,54(11):6256-6266.
- [6] Rosenberg Z, Partom Y. Lateral stress measurement in shock-loaded targets with transverse piezoresistive gauges [J]. Journal of Applied Physics, 1985,58(8):3072-3076.
- [7] Millett J C F, Bourne N K, Rosenberg Z. On the analysis of transverse stress gauge data from shock loading experiments[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 1996,29(9):2466-2472.
- [8] Greenwood D, Forbes J, Garcia F, et al. Improvements in the signal fidelity of the manganin stress gauge[C]// Furnish M D, Thadhani N N, Norie Y. Shock Compression of Condensed Matter-2001. AIP, Atlanta, Georgia, 2001:1157-1159.
- [9] Millett J C F, Bourne N K, Rosenberg Z, et al. Shear strength measurements in a tungsten alloy during shock loading[J]. Journal of Applied Physics, 1999,86(12):6707-6709.
- [10] Millett J C F, Bourne N K, Graylll G T, et al. The response of TiAl based alloys to one dimensional shock loading[J]. Acta Materials, 2002,50(19):4801-4811.
- [11] Graylll G T, Bourne N K, Millett J C F. Shock response of tantalum: Lateral stress and shear strength through the front[J]. Journal of Applied Physics, 2003,94(10):6430-6436.
- [12] DAI Lan-hong. Shear strength measurements in Ly-12 aluminium alloy during shock loading[J]. Chinese Physics Letters, 2004,21(4):707-708.

- [13] Al'tshular L V, Pavlovsky M N, Komissarov V V, et al. On shear strength of aluminium in shock waves[J]. *Combustion Explosion and Shock Waves*, 1999,35:92-96.
- [14] Bakhrakh S M, Knyazev V N, Nizovtzev P N, et al. Computational and theoretical analysis of the method of main stresses[C]. *Problems of Atomic Science and Technology, Series: Theoretical and Applied Physics*, 2001:13-17.
- [15] 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 Seventh International Symposium on Ballistics*. Hague, Netherlands, 1983:541.
- [16] Zerilli F J, Armstrong R W. Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations [J]. *Journal of Applied Physics*, 1987,61(5):1816-1825.
- [17] Steinberg D J, Cochran S G, Guinan M W. A constitutive model for metals applicable at high-strain rate[J]. *Journal of Applied Physics*, 1980,51(3):1498-1533.
- [18] Tonks D L. Deviatoric stresses and plastic strain rates in strong shock waves for six metals[R]. LA 12641, uc700 and uc704, 1993.
- [19] CHEN Da-nian, FAN Chun-lei, HU Jin-wei. Mechanical yielding and strength behavior of OFHC copper in planar shock waves[J]. *Chinese Physics Letters*, 2007,24(3):786-789.
- [20] Straub G K. Elastic shear modulus: fits to data and extrapolation to large compressions and negative pressure[R]. LA-11806-MS, DE91 005996, 1990.
- [21] Rule W K, Jones S E. A revised form for the Johnson-Cook strength model[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1998,21(8):609-624.
- [22] Steinberg D J, Lund C M. A constitutive model for strain rates from 10^{-4} to 10^6 s $^{-1}$ [J]. *Journal of Applied Physics*, 1989,65(4):1528-1533.
- [23] Wilkins M L. Use of artificial viscosity in multidimensional fluid dynamic calculation[J]. *Journal of Computational Physics*, 1980,36(3):281-303.

Measurement of transverse stress and determination of yield stress for OFHC copper subjected to planar shock

FAN Chun-lei, HU Jin-wei, CHEN Da-nian*, WANG Huan-ran, XIE Shu-gang
(*Mechanics & Materials Science Research Center, Ningbo University,
Ningbo 315211, Zhejiang, China*)

Abstract: Planar shock wave experiments for OFHC copper were carried out, and the yield stresses of OFHC copper were obtained from the longitudinal and transverse stresses recorded by the manganin gauges. Numerical simulations of the planar shock tests for OFHC copper were performed by using the constructed seven constitutive models and compared with the experimental results. Constitutive models at high pressures and high strain rates were discussed. Results indicate that the Johnson-Cook or Zerilli-Armstrong constitutive models determined by the SHPB tests can not be applied to planar shock experiments.

Key words: solid mechanics; yield stress; planar shock wave test; OFHC; manganin gauge

* Corresponding author: CHEN Da-nian
E-mail address: chdnch@nbu.edu.cn
Telephone: 86-0574-87600981