

文章编号: 1001-1455(2012)05-0528-07

基于 SHPB 装置的膨胀圆柱管实验技术*

叶想平, 李英雷, 李英华

(中国工程物理研究院流体物理研究所冲击波物理与爆轰物理重点实验室, 四川 绵阳 621900)

摘要: 采用改进的 SHPB 实验装置对 45 钢薄壁金属圆柱管进行了膨胀断裂加载, 完成了不同变形程度(覆盖圆柱管整个变形及断裂过程)圆柱管的冻结回收实验。回收样品可用于断裂机理研究分析, 通过数值模拟辅助分析和实验数据拟合得到了圆柱管凸起处的径向应变、应变率和环向拉伸应力。通过在圆柱管端粘贴应变片监测断裂信号的方式, 准确判断了圆柱管凸起处发生断裂的时间, 以及径向断裂应变、应变率和环向拉伸断裂应力, 在 $10^2 \sim 10^4 \text{ s}^{-1}$ 应变率范围内, SHPB 实验装置可用于研究金属圆柱管膨胀断裂。

关键词: 固体力学; 膨胀断裂; SHPB; 金属圆柱管

中图分类号: O347.1

国标学科代码: 13015

文献标志码: A

金属壳体在冲击载荷作用下的断裂时间和断裂过程预测是工程实践和武器研究中非常关注的问题。很多工程问题, 如导弹、炮弹、壳体战斗部外壳的膨胀断裂, 输油、输气管道和压力容器的爆裂。核电站防护层和管道材料的辐射脆化、热冲击安全、建筑物和结构中壳体部件抗冲击能力评估等, 都涉及结构的动态断裂性能评估和灾后对策问题, 因此研究金属壳体的动态断裂行为, 一直受到重视。早在 20 世纪 40 年代, N. F. Mott, G. I. Taylor, R. Gurney 等就对壳体内部向外爆轰加载条件下的断裂问题做过深入的研究, 分别提出了 Mott 碎片分布公式^[1]、Taylor 断裂模型^[2]和 Gurney 碎片初始速度经验公式^[3], 随后 D. Grady^[4] 总结并进一步推进了这方面的研究。

目前普遍采用膨胀管或膨胀环实验技术对薄壁圆柱管(环)进行实验研究^[5-7]。膨胀管和膨胀环实验技术的测试手段分别为高速摄影技术^[5]和 VISAR(或 DISAR)^[6-7], 通过分析圆管(环)径向膨胀速度(或位移)时程曲线, 获取圆柱管(环)径向膨胀运动状态, 包括径向膨胀应变和应变率等, 加载应变率在 $10^4 \sim 10^6 \text{ s}^{-1}$ 。此外膨胀环还可用于材料在高应变率拉伸加载下的本构关系研究。膨胀管(环)实验回收碎片的断口扫描和金相分析一般用于获得断口形貌及碎片内部的金相特征, 辅助开展圆柱管膨胀断裂机理研究, 但由于难以实施冻结回收, 因此不能有效观察裂纹萌生和扩展过程。R. E. Winter^[8] 将 Taylor 杆加以改进, 在圆柱管内填充尼龙, 通过尼龙被子弹撞击挤压后的膨胀作用, 实现对圆柱管的膨胀加载, 但仍旧无法对试样进行冻结回收。为了更直观地研究圆柱管在高应变率加载下膨胀断裂的断裂机理, 必须发展一套有效的冻结回收实验技术, 以便展示圆柱管的膨胀断裂过程, 更深入地研究其断裂机理。

本文中, 采用改进的霍普金森压杆实验装置, 通过调节载荷脉宽来控制圆柱管径向膨胀变形量, 获得不同膨胀状态的回收圆柱管。除实时监测圆柱管膨胀过程中凸起最严重位置处的径向应变、应变率外, 还发展凸起最严重位置处环向应力及内压载荷的测量能力, 并提供断裂时刻的准确判断方法。

1 实验原理

实验装置为改进的霍普金森压杆^[9], 如图 1 所示, 实验中透射强度很低, 故去掉吸收杆。实验装置通过轴向压缩填充材料, 实现对圆柱管的径向膨胀加载。调节入射杆端部凸起部分与制动块之间的间

* 收稿日期: 2011-10-24; 修回日期: 2012-03-01

基金项目: 中国工程物理研究院科学技术发展基金重点项目(2009A0101001)

作者简介: 叶想平(1986—), 男, 硕士研究生。

距可控制样品加载位移量,实现冻结回收。在圆柱管入射端外壁面环向粘贴应变片可检测圆柱管断裂时间。实验中,圆柱管膨胀变形前后对比如图 2 所示。与滑移爆轰实验^[10]类似,圆柱管受载后将沿轴向非均匀膨胀变形,并且凸起膨胀位置随载荷增加沿轴向移动。圆柱管凸起最严重位置是圆柱管最容易发生破坏的位置,也是研究关注的位置,因此,实验中也最为关心圆柱管凸起变形最严重位置处的应力、应变、应变率。

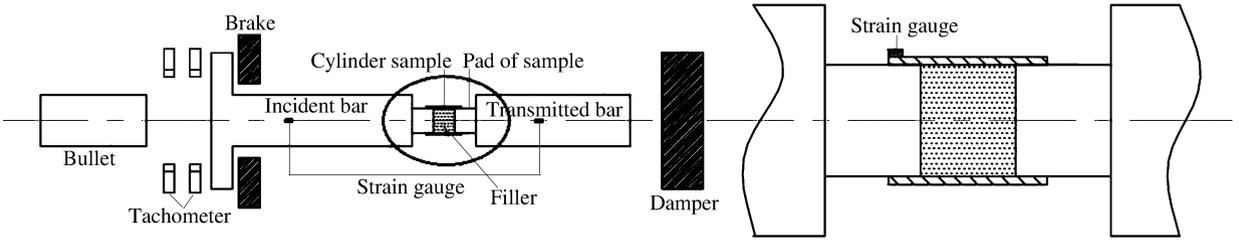


图 1 改进的 SHPB 实验装置示意图

Fig.1 Schematic of improved SHPB setup

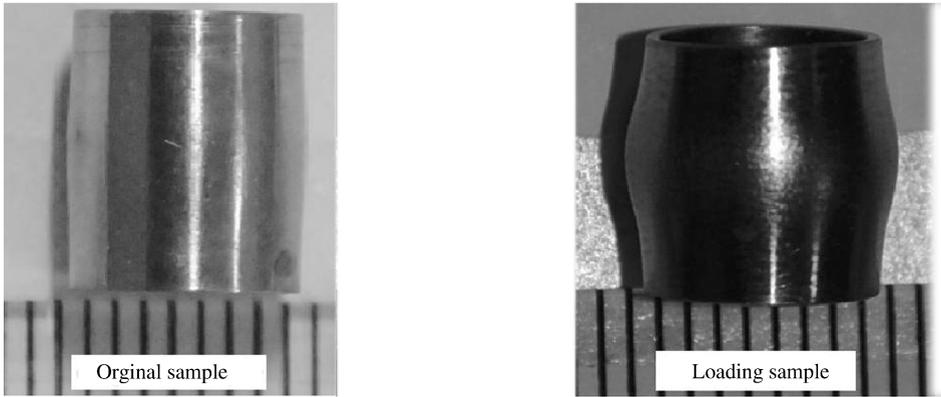


图 2 实验前后的圆柱管

Fig.2 Cylinder shell before and after experiment

除 SHPB 实验基本假设外^[11],实验还采用如下基本假设:(1)填充物低剪切强度,视为流体处理,于是忽略填充物自身塑性变形对载荷的损耗,以便测量圆柱管内压载荷和环向拉伸应力;(2)填充物体积不变,即填充物体积不可压且实验过程中无泄漏,避免载荷损耗在填充物体积变形和泄漏上,载荷能量将全部用于对圆柱管进行膨胀加载,便于提高载荷利用率,并且方便应变处理换算。

由数值模拟可得不同载荷强度下圆柱管凸起破裂处实测径向应变 ϵ_r 与通过体积不变假设换算得到的填充物均匀径向应变 ϵ_q 之间的函数关系形式。结合不同载荷强度下实验所得 ϵ_r 与 ϵ_q 之间函数关系的具体参数,最终确定函数关系式 $\epsilon_r = f(\epsilon_q)$ 。当圆柱管发生破裂时,通过圆柱管上应变片信号陡变判断断裂时刻,结合 ϵ_r 、 $\dot{\epsilon}_r$ 的测量结果,即可确定圆柱管凸起破裂处径向断裂应变、应变率。

按照填充物流体假设可计算圆柱管内部压强载荷 $p = \frac{A_0 E \epsilon_t}{A_1}$,则圆柱管凸起破裂处环向拉伸应力

$$\sigma_\theta = \frac{A_0 E \epsilon_t r_1}{A_1 (r_2 - r_1)} \quad (1)$$

式中: σ_θ 为圆柱管凸起最严重位置处的环向拉伸应力, r_1 和 r_2 分别为圆柱管初始内径和外径, E 为杆的弹性模量, A_0 和 A_1 分别为杆和垫块的横截面积。当圆柱管发生断裂时,可通过判断的断裂时刻和 p 、 σ_θ 测量结果,确定圆柱管断裂时刻凸起最严重位置处的环向拉伸应力和内压载荷。

2 数值模拟分析

采用 LS-DYNA 二维轴对称模型模拟薄壁 45 钢圆柱管膨胀实验,选用 162 号平面轴对称单元。分离式霍普金森压杆几何尺寸为 $\varnothing 14.5 \text{ mm} \times 1 \text{ m}$,弹长为 287.5 mm。为提高圆柱管的加载应变率,圆柱管壁厚和内径按最小加工能力设计:壁厚,0.5 mm;内径,7 mm;长度,10 mm。填充物(石蜡)长度为 6 mm,垫块尺寸为 $\varnothing 7 \text{ mm} \times 16 \text{ mm}$ 。在实验设计初期,通过数值模拟来确定合适的圆柱管和填充物模型尺寸,以节省实验消耗,同时还要确定 $\epsilon_r = f(\epsilon_q)$ 函数关系式。载荷波形选择与拟用的实验波形相同,直接从霍普金森压杆入射端面输入。

霍普金森压杆、垫块和填充物的材料参数如表 1 所示,表中 ρ 为密度, E 为弹性模量, K 为体积模量, μ 为泊松比。

表 1 材料参数

Table 1 Parameters for materials

材料	$\rho/(\text{kg}/\text{m}^3)$	E/GPa	K/GPa	μ
霍普金森压杆	7 740	206	163.0	0.29
垫块	8 700	225	178.0	0.29
填充物	918	—	4.5	—

圆柱管材料的 J-C 本构关系^[12]为

$$\sigma = (A + B\epsilon^n)(1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \quad (2)$$

式中: σ 为应力, ϵ 为塑性应变, A 为材料静态屈服应力, B 为应变硬化系数, n 为应变硬化指数, C 为应变率敏感系数, m 为温度敏感系数, T_r 为参考温度(一般取室温), T_m 为材料熔点温度; $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$, $\dot{\epsilon}_0$ 为参考应变率(可取准静态加载下的应变率)。

该圆柱管材料的 Grüneisen 状态方程和 J-C 本构参数^[12]分别为: $\rho, 7.896 \text{ kg}/\text{m}^3$; $E, 212 \text{ GPa}$; $\mu, 0.3$; $c_p, 452 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$; $A, 350 \text{ MPa}$; $B, 275 \text{ MPa}$; $C, 0.022$; $n, 0.36$; $m, 1.00$; $T_r, 298 \text{ K}$; $T_m, 1811 \text{ K}$ 。

图 3 中 4、6、8 和 12 mm 为石蜡填充长度。填充物长 4 mm 时,由于实验过程中填充物会向两侧间隙填充,圆柱管所能达到的最大径向应变在 0.18 左右(圆柱管断裂应变为 0.21),不能实现对圆柱管的断裂加载;当填充物长 12 mm 时,又会极大地降低载荷利用率。实现圆柱管断裂应变的载荷强度需增加到 700 MPa,而本次实验所用压杆允许的最高安全载荷强度为 600 MPa。因此填充物长度应在满足圆柱管径向断裂应变量的前提下,越短越好。同时模拟显示,垫块伸入圆柱管长度为 2~3 mm 即可满足封装填充物的要求,因此本次实验中填充物长度选为 6 mm,圆柱管长度为 10 mm。

数值模拟所得 ϵ_r 与 ϵ_q 之间关系如图

4 所示。在无加载条件下应当有 $\epsilon_q = \epsilon_r = 0$ 。由于填充物会向样品与垫块间间隙空腔内填充, ϵ_r 和 ϵ_q 不能无限增大,其取值当存在某一上限,结合图 4 中曲线走势,最终采用过原点的抛物线拟合关系式为

$$\epsilon_r = -a\epsilon_q^2 + b\epsilon_q \quad (3)$$

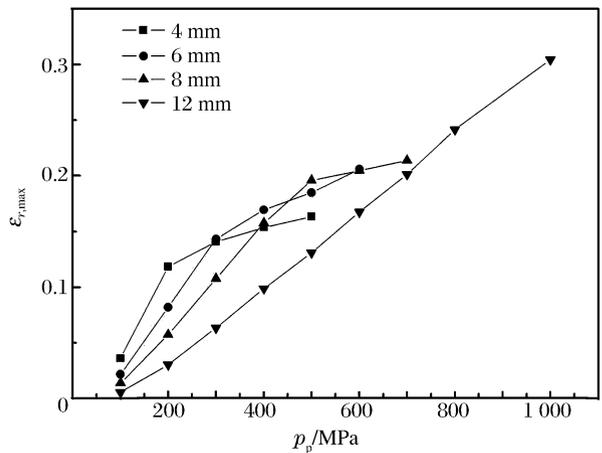


图 3 在不同的填充物长度下,圆柱管径向最大应变随峰值载荷的变化

Fig. 3 Variation of the maximum radial strain of cylinder with peak load in the different cases in which the length of the filler is different

图 4 中数据点为不同载荷强度下的 ϵ_r 与 ϵ_q , 实线为 $\epsilon_r = f(\epsilon_q)$ 拟合曲线。由于圆柱管同一处膨胀变形的径向应变和环向应变相同, 因此以后不再强调环向应变变量, 仅描述径向应变和应变率。将垫块和填充物总长度视为样品长度, 实验过程中填充物内压峰值均不会超过 150 MPa, 导致垫块弹性变形最大值为 6.7×10^{-4} , 因此数据处理中可忽略垫块弹性变形对数据处理的影响; 组合样品的特征时间为 $9 \mu\text{s}$, 而实验加载时间为 $160 \mu\text{s}$, 因此垫块与杆端面波阻抗不匹配对实验造成的影响可以忽略^[13]。圆柱管径向凸起破裂处径向 (环向) 应变、应变率分别为

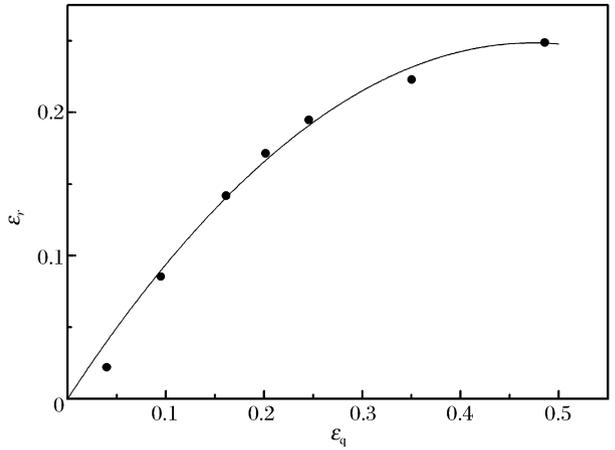


图 4 数值模拟中不同载荷下圆柱管径向应变拟合关系
Fig. 4 ϵ_r - ϵ_q relationship of cylinder under different loadings by numerical simulation

$$\epsilon_\theta = \epsilon_r = -a\epsilon_q^2 + b\epsilon_q = -\frac{a}{1 - \frac{2}{l_0} \int_{c_0} (\epsilon_i - \epsilon_t) dt} + (2a + b) \sqrt{\frac{1}{1 - \frac{2}{l_0} \int_{c_0} (\epsilon_i - \epsilon_t) dt}} - a - b \tag{4}$$

$$\dot{\epsilon}_\theta = \dot{\epsilon}_r = \frac{2c_0 a (\epsilon_i - \epsilon_t)}{l_0 \left[1 - \frac{2}{l_0} \int_{c_0} (\epsilon_i - \epsilon_t) dt \right]^2} - \frac{c_0 (2a + b) (\epsilon_i - \epsilon_t)}{l_0 \left[1 - \frac{2}{l_0} \int_{c_0} (\epsilon_i - \epsilon_t) dt \right]^{3/2}} \tag{5}$$

式中: ϵ_r 和 ϵ_θ 分别为圆柱管凸起破裂处的径向和环向应变, $\dot{\epsilon}_r$ 和 $\dot{\epsilon}_\theta$ 分别为圆柱管凸起破裂处的径向和环向应变率, a, b 为实验待定系数, ϵ_i 和 ϵ_t 分别为入射和透射应变波, c_0 为杆中一维应力弹性纵波波速, r 和 r_0 分别为填充物半径和初始半径, l 和 l_0 分别为填充物长度和初始长度。

3 实验

实验结构与数值模拟的完全相同。其中, 入射杆和圆柱管上应变片灵敏系数为 1.73, 透射应变波相对入射应变波弱, 但透射杆上应变片灵敏系数为 117, 因此透射波电压信号与入射波电压信号幅度相当。实验结果如表 2 所示。

表 2 实验参数

Table 2 Parameters in experiments

实验编号	l/mm	D_0/mm	D/mm	ϵ_r	ϵ_q	$\dot{\epsilon}_r/(\text{s}^{-1})$	$v/(\text{m/s})$	$\eta/\%$	p_p/MPa
1	6.000	8.035	8.294	0.032	0.060	250	6.50	0	107
2	6.175	8.035	8.515	0.060	0.098	460	9.80	0	116
3	6.050	8.035	8.840	0.100	0.169	770	14.5	0	121
4	6.031	8.039	8.850	0.101	0.171	780	14.5	0	124
5	6.125	8.030	9.139	0.138	0.247	1 060	19.8	0.11	127
6	6.062	8.047	9.500	0.181	0.381	1 390	25.6	0.22	132
7	6.011	8.028	9.545	0.189	0.378	1 450	25.6	0.17	132
8	6.030	8.051	9.601	0.193	0.419	1 480	26.0	0.33	133
9	5.960	8.040	—	—	—	—	26.3	—	135
10	5.920	8.040	—	—	—	—	28.4	—	136

表 2 中 l 为填充物长度, D 和 D_0 分别为圆柱管凸起处直径和初始直径, v 为子弹速度, η 为填充物泄漏率, p_p 为填充物内压峰值。由表 2 实验数据拟合得式(4)~(5)中 $a=0.5155, b=0.6754$, 拟合效果见图 5。实验 1~8 中, 圆柱管均未发生断裂; 实验 9 中, 圆柱管中部裂开一小口, 但未全部裂开; 实验 10 中圆柱管完全断裂。图 6 为实验冻结回收柱管形貌图, 回收柱管状态基本覆盖了膨胀变形、裂纹萌生及扩展过程。

实验采用的石蜡填充物强度为 7 MPa 左右, 相较于圆柱管材 350 MPa 的屈服强度可忽略不计, 满足填充物低剪切强度假设; 圆柱管最大内压幅值为 136 MPa, 石蜡最大被压缩量为 3%, 可忽略不计, 石蜡体积压缩变形满足填充物不可压假设; 通过记录实验前后石蜡重量, 得到石蜡最大泄漏率为 0.33% (见表 2), 满足填充物无泄漏假设。

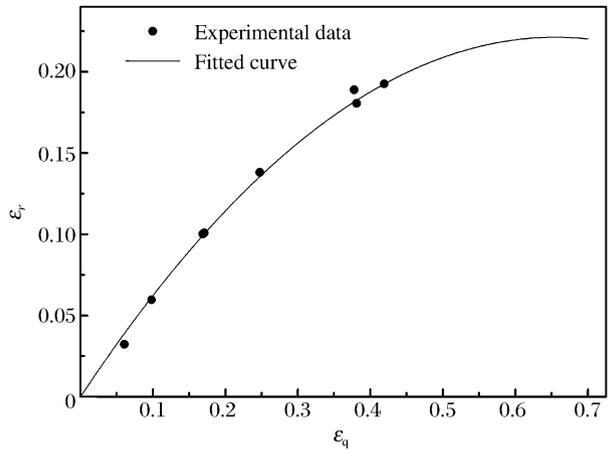


图 5 实验中不同载荷下圆柱管径向应变拟合关系
Fig. 5 ϵ_r - ϵ_q relationship of cylinder under different loadings by experiments

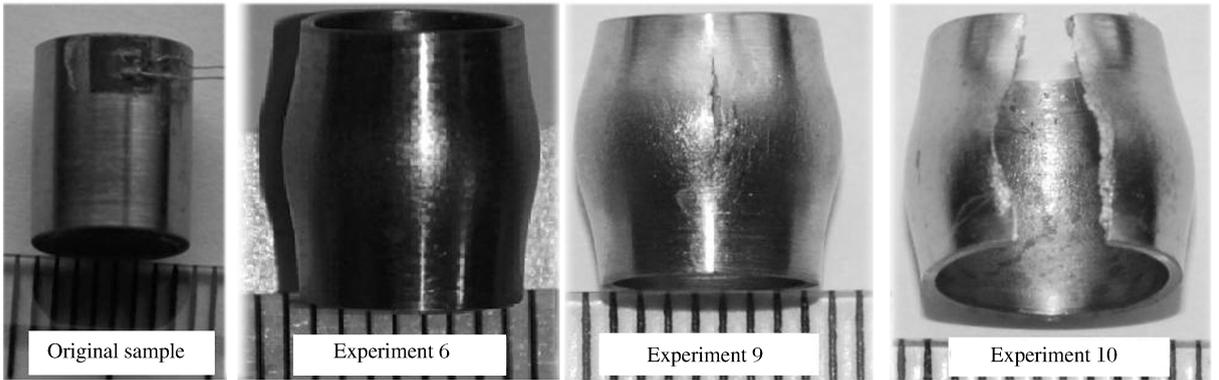


图 6 不同变形状态的实验样品
Fig. 6 Experimental samples subjected to different deformation

圆柱管完全断裂实验中, 记录的原始波形, 圆柱管凸起处径向(环向)应变、应变率、内压载荷和环向拉伸应力时程曲线如图 7 所示。

其中, σ 为 10^4 s^{-1} 下的 45 钢压缩应力应变曲线。图 7(a) 中入射波反射回来后, 在本应出现二次入射波的时刻 ($350 \mu\text{s}$), 载荷被制动块有效吸收, 未对样品进行二次加载, 单次加载效果良好。圆柱管上应变片信号急剧下降时刻即为圆柱管发生断裂时刻, 对应加载断裂时间为 $116 \mu\text{s}$, 对应图 7(b) 便可得, 圆柱管径向断裂应变为 0.21、断裂时平均应变率为 $1.8 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$,

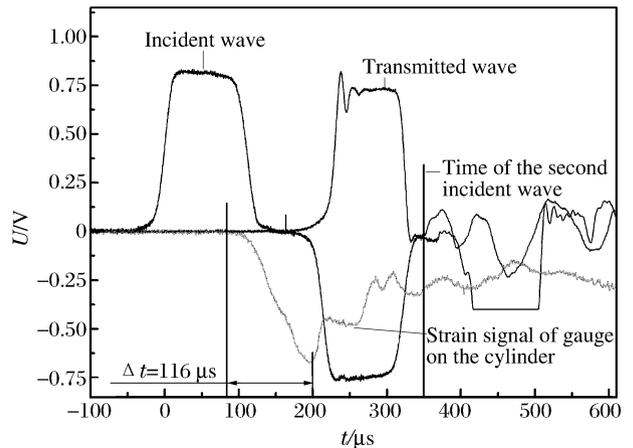


图 7(a) 原始电压波形
Fig. 7(a) Original voltage waveform

环向拉伸断裂应力为 914 MPa。加载 116 μs 时圆柱管断裂，圆柱管内压也开始降低，但下降幅度并不明显。主要原因为，在圆柱管发生断裂初期，由于圆柱管的惯性约束，圆柱管内压幅值并不会急剧降低(如图 7(b)所示)，因此仅由圆柱管内压幅值变化难以准确判断断裂时刻。圆柱管凸起变形最严重位置处为三维应力状态，因此，实验所得环向拉应力、应变、应变率曲线不能直接用来研究材料在高应变率拉伸载荷下的本构关系，如图 7(c)所示。

SHPB 实验装置加载时间为 $10^{-5} \sim 10^{-4}$ s，而金属圆柱管膨胀断裂应变为 $10^{-2} \sim 10^{-1}$ ，因此基于 SHPB 装置的膨胀圆柱管实验技术加载应变率范围为 $10^2 \sim 10^4$ s^{-1} 。

4 结论

实现了对 45 钢薄壁圆柱管的膨胀断裂加载、冻结回收及相关实验量测量，具体结论如下：

(1)改进型霍普金森压杆可作为 $10^2 \sim 10^4$ s^{-1} 应变率范围内，金属圆柱管动态膨胀断裂的实验研究手段，能有效监测圆柱管凸起变形处从膨胀变形直至断裂过程中的径向应变、应变率、内压载荷和环向拉伸应力，能准确判断圆柱管的断裂时刻，以及径向断裂应变、应变率和环向拉伸断裂应力。

(2)通过控制实验载荷，可有效进行冻结回收实验，以观察圆柱管膨胀至裂纹萌生、扩展的全过程。

参考文献：

[1] Mott N F. A theory of fragmentation of shells and bombs[R]. 1943.
 [2] Taylor G I. The fragmentation of tubular bombs[C]//Batchelor G K. The Scientific Papers of Sir Geoffrey Ingram Taylor; Vol. 3. Cambridge: Cambridge University Press, 1963:387-390.
 [3] Gurney R W. The initial velocities of fragments from bombs, shell, grenades[R]. BRL Report No. 405, 1943.
 [4] Grady D. Fragmentation of rings and shells[M]. Berlin: Springer Science+Business Media Deutschland GmbH, 2006.
 [5] 汤钦钢,谷岩,李庆忠,等. 爆炸加载下金属柱壳膨胀破裂过程研究[J]. 爆炸与冲击, 2003, 23(6): 529-533.
 TANG Tie-gang, GU Yan, LI Qing-zhong, et al. Expanding fracture of steel cylinder shell by detonation driving

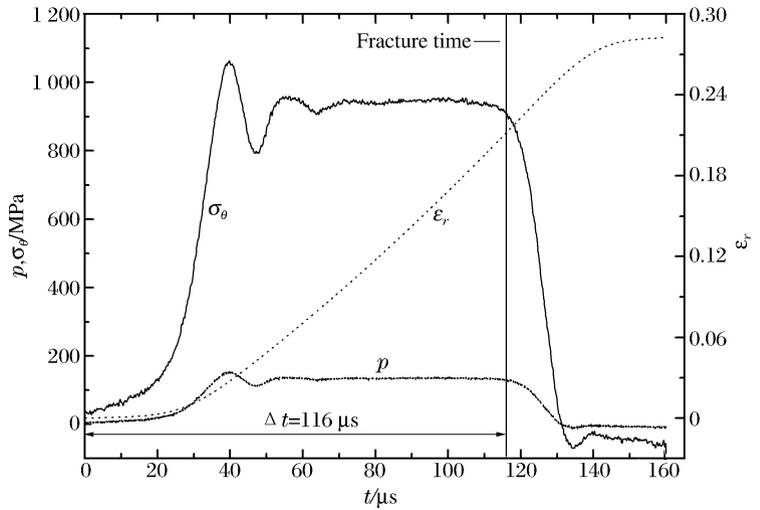


图 7(b) 内压、环向拉应力和径向应变随时间的变化
 Fig. 7(b) Variation of pressure, circumferential tensile stress and radial strain with time

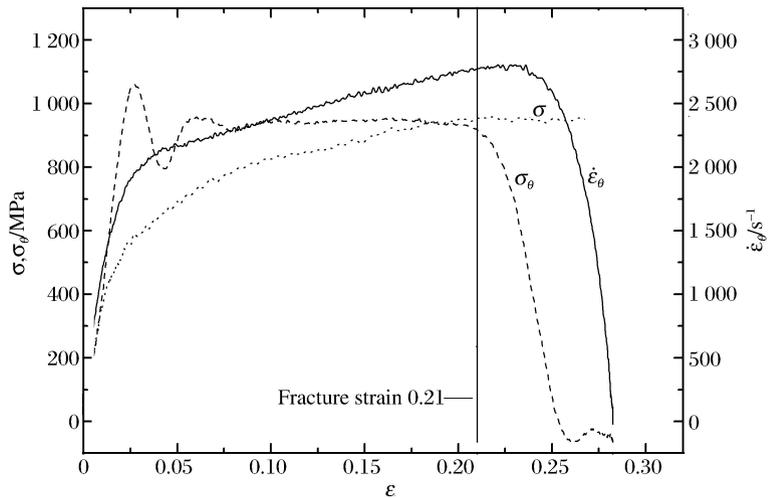


图 7(c) 压缩应力、环向应力和环向应变率随应变的变化
 Fig. 7(c) Variation of compressive stress, circumferential tensile stress and circumferential strain rate with strain

- [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2003,23(6):529-533.
- [6] Warnes R H, Duffey T A, Karpp R R, et al. An improved technique for determining dynamic material properties using the expanding ring[M]//Meyers M A, Murr L E. *Shock Waves and High-strain-rate Phenomena in Metals*. New York: Plenum Press, 1981:23-36.
- [7] Hoggatt C R, Recht R F. Stress-strain data obtained at high rates using an expanding ring[J]. *Experimental Mechanics*, 1969,6(10):441-448.
- [8] Winter R E. Measurement of fracture strain at high strain rates[C]//Proceedings of the 2nd Conference on Mechanical Properties of Materials at High Rates of Strain. 1980:81-89.
- [9] Gama B A, Lopatnikov S L, Jr Gillespie J W. Hopkinson bar experimental technique; A critical review[J]. *Applied Mechanics Reviews*, 2004,57(4):223-251.
- [10] 汤铁钢,李庆忠,孙学林,等. 45 钢柱壳膨胀断裂的应变率效应[J]. *爆炸与冲击*, 2006,26(2):35-39.
TANG Tie-gang, LI Qing-zhong, SUN Xue-lin, et. al. Strain-rate effects of expanding fracture of 45 steel cylinder shells driven by detonation[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2006,26(2):35-39.
- [11] 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.
HU Shi-sheng. The techniques of Hopkinson pressure bar[J]. *Ordnance Material Science and Engineering*, 1991(11):40-47.
- [12] 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. The Hague, The Netherlands, 1983:541-547.
- [13] Ravichandran G, Subhash G. Critical appraisal of limiting strain rates for compression testing of ceramics in a split Hopkinson pressure bar[J]. *Journal of the American Ceramic Society*, 1994,77(1):263-267.

An experimental technique for expanding of metal cylinder based on SHPB*

YE Xiang-ping, LI Ying-lei, LI Ying-hua

(National Key Laboratory of Shock Wave and Detonation Physics, Institute of Fluid Physics,
China Academy of Engineering Physics, Mianyang 621900, Sichuan, China)

Abstract: The 45 steel cylinder shells were loaded by the improved SHPB to undergo expanding fracture. The experimental cylinder shells subjected to different degrees of expanding deformation ranging from zero to fracture strain were recovered without second loading. And the radial strain, strain rate and circumferential tension stress of the cylinder shells at the fracture position were obtained by numerical simulation and experiments. The fracture time, fracture strain, fracture strain rate and fracture stress of the cylinder shells at the fracture position can be accurately determined by the strain signals at the ends of the cylinder shells. The improved experimental technique can be used to observe the expanding fracture of the metal cylinder shells in the strain rate range from 10^2 to 10^4 s^{-1} .

Key words: solid mechanics; expanding fracture; SHPB; metal cylinder

* Received 24 October 2011; Revised 1 March 2012

Corresponding author: LI Ying-lei, ylli@caep.ac.cn