文章编号：1001-1455(2013)06-0594-07

球形爆炸容器的内部载荷和响应特性*

刘文祥[1,2]，谭书舜[1]，景吉勇[1]，张小良[1]，朱玉荣[1]，刘冠兰[1]，张庆明[2]
(1. 西北核技术研究所，陕西 西安 710024；
2. 北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室，北京 100081)

摘要：对球形容器内壁压力、温度和容器外壁应变进行了实验监测，为认识容器内部流场演变和容器响应的全过程提供了较系统的实验数据支持。实验结果及分析显示：容器内部流场在载荷来回反射 3 次后分布相对均匀；由容器外壁应变波形推测容器内部爆炸产物发生较明显的二次反应；各个应变监测位置均出现了应变增长现象，其中容器入口门正对位置的应变增长现象最严重，应变峰值平均值增大系数达到 2.88；容器振动主频率为呼吸振动频率，另一主频率约为呼吸振动频率的 1/2；容器外壁最大应变约 2.5×10^{-3}，等效应力峰值比容器材料静态屈服应力大了约 80%，容器无明显塑性变形。

关键词：爆炸力学；结构响应；应变增长；球形容器
中图分类号：O383　　**国标学科代码**：13035　　**文献标志码**：A

爆炸容器可将爆炸效应限制在一定范围，被广泛应用于国防、科研、工业和公共安全等领域。爆炸容器内部载荷和响应特性的研究是爆炸容器设计及应用的重要基础，得到了很多学者重视[1-6]。鉴于爆炸形成的瞬时性、高压、高温环境以及爆炸过程和容器响应过程的高度非线性等原因，仍有很多问题有待解决：限于传感器的能力，对容器内部流场演变以及容器响应全过程的认识尚缺乏系统的实验数据支撑；应变增长现象及其机理尚未认识清楚，应变增长与塑性变形的关系也未引起过关注；限于材料动力学领域的研究进度，爆炸加载下材料动态特性对容器强度的影响尚不透彻等。

本文中对球形容器内壁压力、温度和容器外壁应变进行了实验监测，以实验数据为依据对容器内部流场演变和容器响应的全过程进行了分析，获得较典型的应变增长实验波形以及应变增长的分布规律，发现容器振动频率的分布特征以及爆炸加载下容器材料屈服强度显著大于静态屈服强度等。

1　实验简介

1.1　实验容器

爆炸容器如图 1 所示，为球形容器，内径 523 mm、厚 6 mm，材料为 Q345R。容器赤道线均匀分布 4 个传感器安装座，容器上端开直径 125 mm 的入孔门，并具有一定深度。实验采用球形装药，放置于

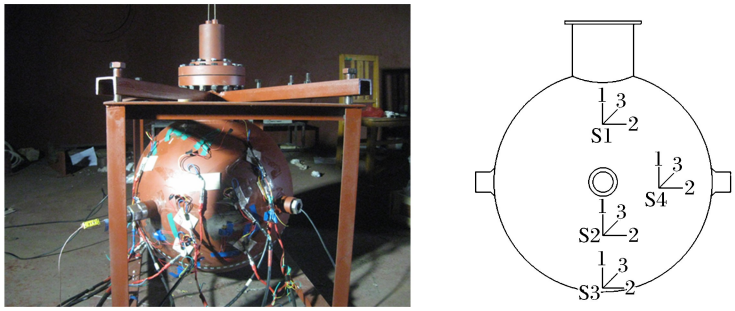

图 1 爆炸容器照片和应变计位置示意图

Fig. 1 Photo of vessel and sketch of position of strain gauge

* 收稿日期：2012-07-04；修回日期：2013-03-25
作者简介：刘文祥(1982—　)，男，博士研究生。

容器中心。主装药为 60RDX/40TNT，由 2 个半球组合而成。主装药中心由起爆小药球引爆以保证较理想的中心起爆方式，起爆药球当量为 1 g TNT，由微米级 PETN 粉压制而成，采用直径 1 mm、线装药密度为 0.5 g RDX/m 的铅皮柔爆索起爆。

1.2　测试系统和起爆、触发系统

测试项目包括：容器内壁压力、温度和容器外壁应变。采用某压电式动态压力传感器测量容器内壁动态反射压力，齐平安装方式，即传感器敏感面与容器内壁齐平；采用某压阻式动态压力传感器测量容器内壁压力，导孔安装方式，采用某直角带状热电偶测量容器内壁流场的温度，导孔安装方式，导孔皆为 6 个直径 1 mm 小孔。各传感器安装方式见图 2。采用三向应变花测量容器外壁应变，应变计分布见图 1，每个位置测量 3 个分方向的应变：1、2、3 分别对应经度方向、纬度方向以及与经度方向成 45°的方向。

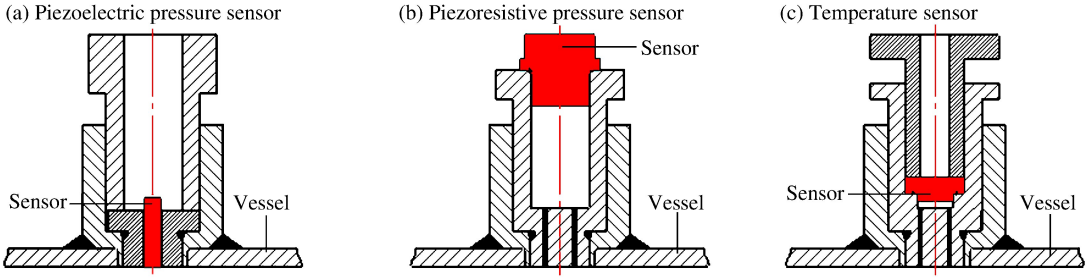

图 2　传感器安装方式

Fig. 2　Sketch of sensors installation

由起爆器产生瞬间高压信号起爆雷管，同时起爆器和雷管组成的回路中产生瞬间电流，该瞬间电流通过互感器产生触发信号，由同步机转变成多路同步触发信号，进而触发记录仪器记录各传感器输出的数据。后文中传感器信号的时间零时对应于互感器给出触发信号的时间点，并非起爆零时。

2　实验结果及分析

2.1　容器内壁压力、温度

图 3 为压电式压力传感器测得的容器内壁动态反射超压的典型波形，表 1 统计了压力峰值 p_{max}。图 3(a)为反射压力 p_r 随时间 t 变化的整体波形，后期波形中压力小于 0，明显不符合实际情况，分析认为是传感器敏感元件受压后产生电势随后放电造成的，因此认为该传感器具有一定的局限性，不适合测量持续时间较长的载荷。图 3(b)为压力图 3(a)中整体波形前端放大后的波形，该波形能够较精细地反映容器内壁上前期的压力-时间历程，从图中波形特征可以分析出：爆炸载荷产生于容器中心，随后在容器内壁反射，之后返回汇聚于容器中心，然后又返回作用在容器内壁上，如此来回 3 次后，容器内部流场分布相对均匀。

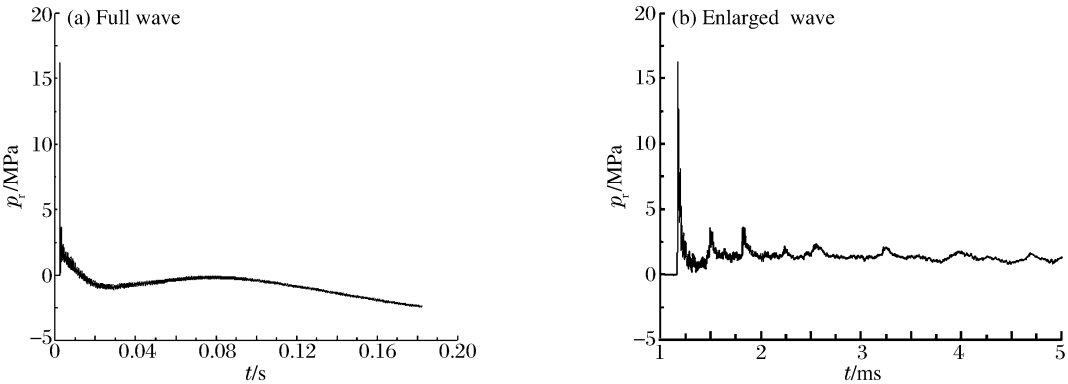

图 3　压电式压力传感器波形(实验 2、压电传感器 1)

Fig. 3　Wave gained by piezoelectric pressure sensor 1(experiment 2)

图 4 为压阻式传感器测得的压力 p_i 随时间的变化曲线。出于传感器安全考虑，该传感器采用导孔安装的方式，造成其值无法实时反映容器内压力变化情况，其峰值远小于与容器内壁齐平安装的压电式传感器测得的压力峰值 p_{max}，如表 1 所示。

图 5 为热电偶测得的容器内壁温度 T 随时间变化的曲线，温度峰值 T_{max} 统计见表 1。图中曲线规律可解析为：通过容器壁向外界交换热量等途径，容器内部流场的能量损失，流场的温度逐渐降低。

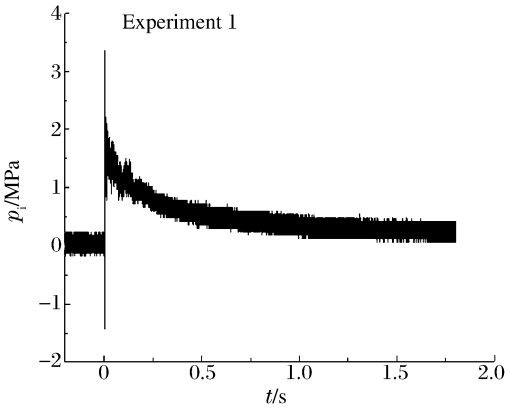

图 4 压阻式压力传感器波形

Fig. 4 Wave gained by piezoresistive pressure sensor

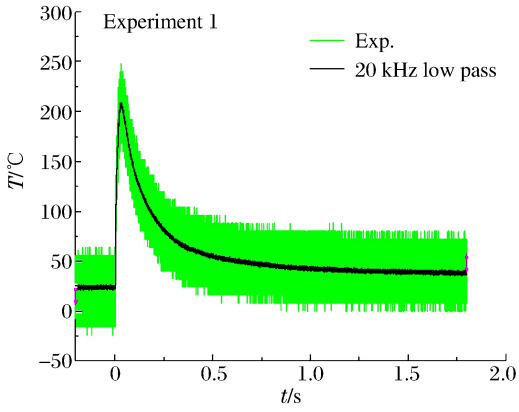

图 5 温度波形

Fig. 5 Wave gained by temperature sensor

表 1 容器内载荷参数峰值

Table 1 Peak of pressure and temperature of flow in vessel

实验	p_{max}/MPa			T_{max}/℃
	压阻传感器	压电传感器 1	压电传感器 2	
1	3.06			208.4
2		16.2	21.5	161.3
3		14.5	21.2	130.8

2.2 容器外壁应变

图 6(a)为容器外壁应变 ε 随时间 t 变化的典型波形，图 6(b)为图 6(a)波形在 1 kHz 下的低通滤波波形。由图 6(a)波形特征可知，在受到爆炸载荷后，容器发生高频振动，之后高频振动逐渐停止(约 0.05 s时)；由图 6(b)可知，过滤后的应变波形随时间先升高后降低，在约 0.28 s 处存在一个峰值(后文称为“二次反应峰”)，这可以解析为爆轰产物在容器内二次反应导致容器内准静态压力随时间先升后降造成的，该结论与文献[8]测定的容器内部准静态压力曲线规律一致。

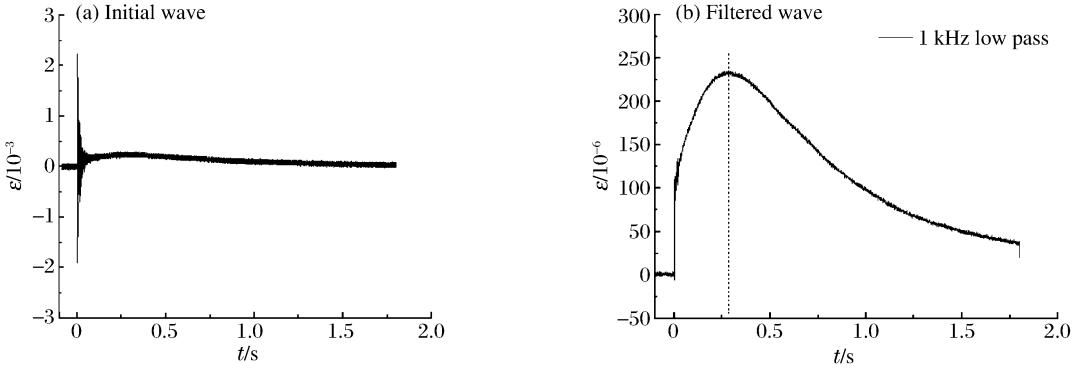

图 6 典型应变波形(实验 2、应变计 S1-1)

Fig. 6 Wave gained by strain gauge(experiment 2, gauge S1-1)

对照压力、温度、应变波形，可分析出容器内部流场演变和容器响应的全过程：炸药在容器中心爆炸产生爆炸载荷，在容器内壁反射，返回汇聚于容器中心，然后又返回作用在容器内壁上，如此来回 3 次后，容器内部流场分布相对均匀；与此同时，爆轰产物与容器内部的氧混合，发生二次反应，造成容器内部准静态压力逐渐增大，之后，容器内部流场能量通过与外界交换热量等途径而耗散，造成流场温度逐渐降低，流场压力随之降低；在受到爆炸载荷后，容器发生高频振动，随着容器振动能量逐渐耗散，高频振动逐渐停止，应变低通滤波波形随容器内部压力变化而变化，随时间先增大后减少。

表 2 统计了 3 次实验的应变波形中的首峰峰值 $\varepsilon_{f,max}$、应变峰值 ε_{max}、二次反应峰值 $\varepsilon_{s,max}$、应变峰值平均值增大系数 ξ、波形末端应变值 ε_t。由表中数据可见：各位置(S1～S4)的 3 个方向应变的首峰峰值 $\varepsilon_{f,max}$ 相差不大；几乎所有应变波形都有应变增长现象(在爆炸载荷的作用下，爆炸容器壳体变形的最大幅值不在第 1 个变形周期内，而是在稍后某个时刻出现，这一现象称为应变增长现象[3])，其中正对容器入口门的 S3 处的应变增长现象最严重，应变峰值平均值增大系数 ξ(应变峰值平均值/应变首峰峰值平均值)达到 2.88，而其他位置的应变峰值平均值增大系数为 1.2～1.5。

表 2 数据显示容器外壁的应变峰值 ε_{max} 接近 2.5×10^{-3}，而应变信号末端的应变值 ε_t 几乎都在几十微应变，实验后容器内气体排出，动态应变测试仪显示各通道的应变基本都为 5×10^{-5} 以下，这表示监测位置的容器外壁无明显的塑性变形。

表 2 应变数据统计

Table 2 Strain of vessel

位置	方向	$\varepsilon_{f,max}/10^{-6}$ 真实值	$\varepsilon_{f,max}/10^{-6}$ 平均值	$\varepsilon_{max}/10^{-6}$ 真实值	$\varepsilon_{max}/10^{-6}$ 平均值	ξ	$\varepsilon_{s,max}/10^{-6}$ 真实值	$\varepsilon_{s,max}/10^{-6}$ 平均值	$\varepsilon_t/10^{-6}$
S1	1	536.1，675.3，652.8	757.3±49.4%	1 187.7,1 176.2,958.3	1 079.3±11.2%	1.43	248.4，258.2，212.3	243.1	37.6，57.4，56.9
	2	1 131.1，975.2，696.5		1 131.1,975.2,1 025.3			272.9，262.3，231.1		67.1，47.8，76.0
	3	741.2，768.5，639.3		1 119.9,1 172.4,968.0			248.4，260.6，216.1		57.0，56.9，66.2
S2	1	767.4，927.0，852.7	711.7±38.5%	902.9,1 205.3,852.7	970.8±47.9%	1.36	250.0，239.1，229.5	243.1	47.4，38.5，67.0
	2	741.2，718.6，684.2		1 061.3,1 095.2,893.4			245.9，240.5，229.6		38.2，46.6，38.4
	3	829.9，437.8，446.8		1 424.7,795.8,505.6			256.6，148.6，125.5		38.2，28.2，19.1
S3	1	645.0，597.0，889.3	745.5±23.1%	2 432.6,2 250.0,2 403.0	2 147.5±13.3%	2.88	232.8，249.2，400.0	243.1	38.0，67.3，238.4
	2	674.9，711.7，783.1		1 925.2,1 995.9,1 990.7			232.8，252.5,245.9		0.08，28.6，76.1
	3	631.1，859.0，918.0		2 118.9,2 186.9,2 024.6			240.2，249.2，249.2		38.2，19.3，85.8
S4	1	895.2，794.9，826.9	810.9±16.6%	1 177.9,1 113.3,1 241.9	1 018.8±18.2%	1.26	254.1，254.2，245.9	243.1	66.7，66.2，76.5
	2	794.3，676.0，918.3		912.1,909.5,918.3			250.0，243.2，243.5		57.2，57.0，76.6
	3	833.0，744.7，814.9		833.0,973.4,1 089.5			245.9，240.5,246.7		38.3，38.1，57.1

根据表 2 的数据特征，取第 3 次实验的 S1-1、S3-1 的应变波形为代表来分析应变波形特征，如图 7，ε 为应变，t 为时间，F 为频率，A 为频率出现的概率幅值。从图中可见：应变波形有明显的“节拍”[3]；应变的主频率分别为 5 165.3、5 187.9 Hz；应变的另一主频率约为前主频率的 1/2(约2.800 kHz)。

由球壳运动的控制方程，可以得到球壳自然呼吸振动的频率为[4]

$$\omega_0=\frac{1}{2\pi R}\sqrt{\frac{2E}{\rho(1-\nu)}} \tag{1}$$

取 $E=200$ GPa，$R=26.15$ cm，$\nu=0.3$，$\rho=7.83$ g/cm^3，计算实验容器的自然呼吸振动频率为 5 199.3 Hz，与实验应变波形的主频率非常吻合，说明容器振动主频率为呼吸振动频率。

由于容器壁厚远小于容器半径，假设容器为理想壳体，忽略径向应力，可由实验测得的切向三向应变推导出球壳主应力，再由第四强度理论计算等效应力[7]。图 8(a)、(b)分别为由第 3 次实验的 S1、S3 位置处的应变波形计算得到的等效应力 σ_e 的波形，其等效应力峰值分别为 280.5、618.4 MPa，S3 处的等效应力峰值比容器材料的静态屈服强度(345 MPa)大了约 80%。即使容器外壁等效应力远大于材料静态屈服强度，容器外壁仍未出现明显塑性变形，因此可以认为：爆炸动态加载使得容器材料屈服强度显著增大，造成容器材料的实际屈服强度超过了容器外壁最大等效应力(618.4 MPa)，所以容器未发生

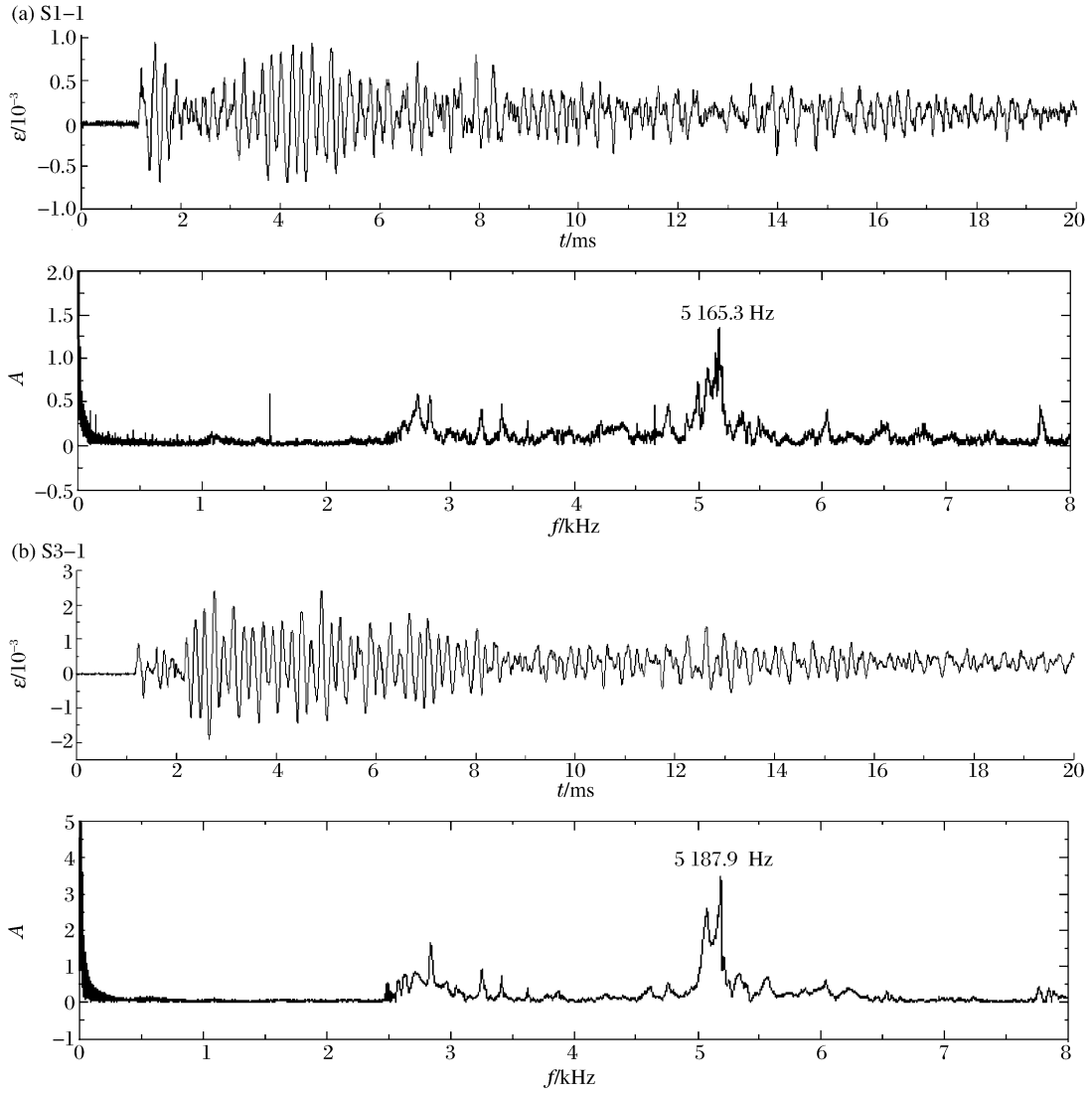

图 7 应变波形和频率分析结果(实验 3)

Fig. 7 Wave of strain gauge and its frequency (experiment 3)

塑性变形。

爆炸载荷在容器内来回反射 3 次后容器内部流场压力分布较均匀、变化相对缓慢,由低通滤波后的应变波形可推导容器内部准静态压力,近似推导公式为

$$p_{\mathrm{d}}=\frac{E\varepsilon_{\mathrm{d}}}{(1-\nu)}\times\frac{2\pi Rh}{\pi R^{2}}=\frac{2E\varepsilon_{\mathrm{d}}h}{(1-\nu)R} \tag{2}$$

式中:ε_{d} 为低通滤波后的应变,p_{d} 为相应的容器内部压力,h 为容器壁厚,R 为容器内半径。由表 2 中二次反应应变峰的平均值(243.1×10^{-6}),计算得到相应的容器内部的压力为 3.19 MPa。图 4 的压力波形并没有出现明显的二次反应峰,分析认为这是由传感器采用导孔安装的方式,无法实时测量容器内压力变化所造成的,更确切的分析需要更多的实验研究才能给出。

对比图 7(a)和图 8(a)、图 7(b)和图 8(b),可见应变增长导致应变峰值出现,导致等效应力峰值出现。图 8(b)显示容器 S3 处的等效应力峰值比容器材料静态屈服强度大了约 80%,如果爆炸当量稍增加,应变增长会导致等效应力进一步增大,进而容器发生塑性变形? 应变增长与塑性变形的规律又是什么? 如果应变增长能导致容器发生塑性变形,这对爆炸容器安全来说是非常值得关注的问题,目前还没有公开文献研究过应变增长与容器塑变的关系,在未来的研究中应该引起重视。

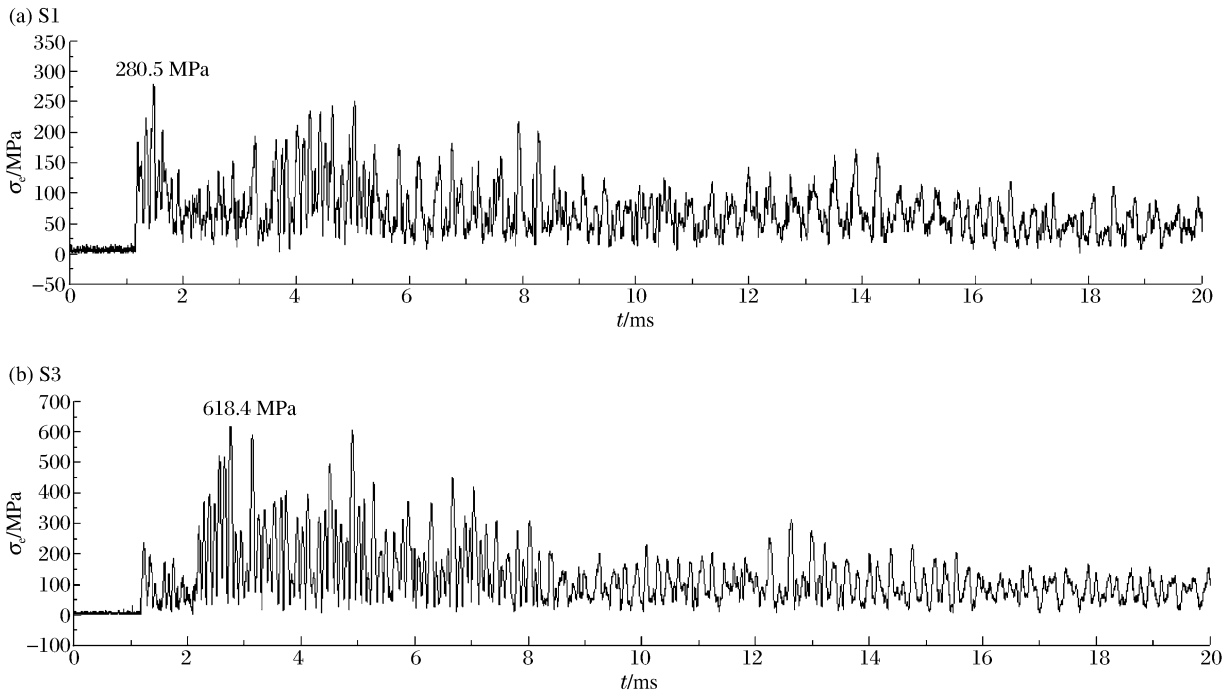

图 8 球壳等效应力(实验 3)

Fig. 8 Equivalent effective stress of vessel (experiment 3)

3 结　论

(1)通过测量容器内壁压力、温度和容器外壁应变,分析了容器内部流场演变和容器响应的全过程,可以看出:容器内部流场在载荷来回反射 3 次后分布相对均匀;由容器外壁应变低通滤波波形随时间先增大后减少的变化趋势,分析认为容器内爆炸产物有明显二次反应。

(2)容器各个监测位置应变波形存在“节拍”现象,出现了明显的应变增长现象,其特征为:各个应变的首峰峰值相当;正对容器入口门位置处应变增长现象最严重,应变峰值平均值增大系数达到 2.88,而其他位置的应变峰值平均值增大系数为 1.2～1.5。

(3)容器应变的主频率为容器呼吸振动频率,另一个主频率约为呼吸振动频率的 1/2。

(4)实验中容器壁的最大应变峰值接近 2.5×10^{-3},容器外壁等效应力峰值比容器材料静态屈服应力大了约 80%,容器外壁未出现明显塑性变形。

参考文献:

[1] Baker W E, Allen F J. The response of elastic spherical shells to spherically symmetric internal blast loading[R]. WASH-746. Ballistic Research Labs, Aberdeen Proving Ground, Md, 1957.

[2] Baker W E. The elastic-plastic response of thin spherical shells to internal blast loading[R]. BRL-M-1194. Ballistic Research Labs, Aberdeen Proving Ground, Md, 1959.

[3] Duffey T A, Romero C. Strain growth in spherical explosive chambers subjected to internal blast loading[J]. International Journal of Impact Engineering, 2003,28(9):967-983.

[4] Dong Q, Li Q M, Zheng J Y. Further study on strain growth in spherical containment vessels subjected to internal blast loading[J]. International Journal of Impact Engineering, 2010,37(2):196-206.

[5] Whenhui Z, Honglu X, Guangquan Z, et al. Dynamic response of cylindrical explosive chambers to internal blast loading produced by a concentrated charge[J]. International Journal of Impact Engineering, 1997,19(9):831-845.

[6] 陈石勇,胡八一,谷岩,等.球形爆炸容器动力响应的实验研究[J].兵工学报,2010(4):504-509.

Chen Shi-yong, Hu Ba-yi, Gu Yan, et al. Experimental investigation on dynamic response of spherical explosive chamber[J]. Acta Armamentarii, 2010(4):504-509.

[7] 刘鸿文. 材料力学上册[M]. 2 版. 北京:高等教育出版社,1987.

[8] Jackson W F. The containment of blast effects from the detonation of small high explosive charges[R]. ADA105164. Army Ballistic Research Lab, Aberdeen Proving Ground, Md, 1981.

Internal loads and structure responses of spherical explosive vessel*

Liu Wen-xiang[1,2], Tan Shu-shun[1], Jing Ji-yong[1], Zhang Xiao-liang[1], Zhu Yu-rong[1], Liu Guan-lan[1], Zhang Qing-ming[2]

(1. *Northwest Institute of Nuclear Technology, Xi'an* 710024, *Shaanxi, China*;
2. *State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing* 100081, *China*)

Abstract: To understand the whole developing process of the flow field in a spherical explosive vessel, the pressure and temperature at the internal surface of the vessel were monitored as well as the strain of its external surface. The experimental results show that the flow field in the vessel tended to be even after the blast waves reflected three times. The strain waves of the external surface indicate that the explosive products in the vessel obviously underwent a secondary reaction. The strain growth appeared at all the measuring positions and that was the most evident at the measuring position opposite the entrance of the vessel, at which the growth coefficient of the average strain peak arrived at 2.88. The primary vibration of the vessel was breath vibration, and the frequency of the secondary primary vibration was about one half as much as that of breath vibration. The largest strain of the outer wall of the vessel was about 2.5×10^{-3}, the corresponding largest equivalent stress was about 80% higher than the static yield stress of the vessel material, while the vessel did not present clear plastic deformation.

Key words: mechanics of explosion; structure response; strain growth; spherical vessel

* Received 4 July 2012; Revised 25 March 2012
Corresponding author: Liu Wen-xiang, wxliu@ustc.edu

(责任编辑 曾月蓉)