

文章编号: 1001-1455(2012)05-0449-08

柱状装药爆炸条件下厚壁圆筒爆室内 流场及结构动力响应分析*

姚哲芳^{1,2}, 任辉启³, 沈兆武¹

- (1. 中国科学技术大学近代力学系, 安徽 合肥 230027;
- 2. 西南科技大学土木工程与建筑学院, 四川 绵阳 621010;
- 3. 总参工程兵科研三所, 河南 洛阳 471023)

摘要: 借助非线性动力有限元程序 ANSYS/LS-DYNA, 采用基于罚函数的流固耦合算法, 对厚壁圆筒爆室在柱状装药爆炸作用下的动态响应过程进行了数值模拟研究。分析了厚壁圆筒爆室内柱状装药爆炸非正常流场的演化过程以及筒体的动力响应特征。给出了爆炸流场的压力云图、筒壁受到的爆炸压力峰值及冲量的分布规律、筒体的等效应力云图以及等效应力的分布规律等。流场压力及筒体应变的计算结果与实测结果吻合较好, 并将动力响应的有限元计算结果与理论解进行了比较, 证明轴对称平面应变假设下的理论解可以给出问题的保守估算。分析表明, 该厚壁圆筒爆室在柱状装药爆炸作用下在弹性范围内工作, 爆室的强度设计是安全的。

关键词: 爆炸力学; 动力响应; 非线性动力有限元; 厚壁圆筒; 柱状装药; 爆炸流场

中图分类号: O383 **国标学科代码:** 1303520 **文献标志码:** A

爆炸波模拟装置是模拟爆炸冲击波载荷环境的重要设备, 对于防护工程与武器装备毁伤评估方面的研究, 具有十分重要的意义。爆室为爆炸波模拟装置的重要部件, 直接遭受炸药爆炸, 受力环境十分恶劣。由于工程的实际需要, 爆室设计为一端封闭一端开口的厚壁圆筒。为使厚壁圆筒能够在弹性范围内安全、重复地工作, 需要深入研究它在柱状装药内爆炸条件下的强度问题。

对于上述问题, 可参考火炮身管的设计经验以及爆炸容器的设计方法, 而火炮发射药为火药, 火药与高能炸药有较大区别。爆炸容器的研究始于 1945 年, 中国于 1963 年建成了第一个爆炸容器, 有关人员做了大量的研究工作^[1-4]。尽管如此, 由于爆炸容器设计涉及多个学科, 动力学响应过程非常复杂, 迄今为止还没有完整的爆炸容器设计标准。多数爆炸容器为两端封闭的柱形壳体, 研究主要集中在两端封闭的柱形壳体(薄壁)在集团装药内爆炸载荷作用下的强度问题。而对一端封闭一端开口厚壁圆筒在柱状装药爆炸条件下强度问题的研究未见报道, 应用于柱形壳体的一些研究方法(如等效静载法等), 不再适用于上述问题。

由于理论分析存在较大困难, 实验研究又受到场地条件、测试手段及经费等方面的限制, 而计算机技术及数值算法有了很大发展, 数值模拟成了上述问题研究的一个重要手段。本文中, 主要采用数值模拟的方法, 分析厚壁圆筒爆室内柱状装药爆炸非正常流场的演化过程以及筒体的动力响应规律, 同时与实验结果及理论解进行对比, 得出一些有价值的结论, 为爆室的设计提供参考。

1 有限元计算模型

厚壁圆筒爆室及装药结构如图 1 所示。圆

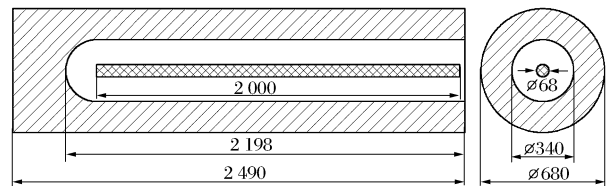


图 1 厚壁圆筒爆室及装药剖面图

Fig. 1 Cutaway view of the blast chamber and the charge

* 收稿日期: 2011-07-08; 修回日期: 2011-10-29
作者简介: 姚哲芳(1982—), 男, 博士研究生。

筒内半径 $R_1=170$ mm, 外半径 $R_0=340$ mm, 筒体长度 $L_1=2\,490$ mm, 膛深 $L_2=2\,198$ mm。TNT 柱状装药直径 68 mm, 长 2 000 mm, 居中置放, 左端位于筒底球心处, 起爆点设置在爆室开口一端。

1.1 有限元模型及算法

由于爆室及装药结构是对称的, 为了减少计算量, 只取四分之一实体建模, 在相关边界上施加对称边界条件。

有限元模型共有三部分, 流体包括炸药和空气, 结构为厚壁圆筒爆室。流体部分使用多物质 ALE 算法, 建模时流体域取为足够大的规则六面体, 全部以空气材料划分网格, 网格尺寸为 $5\text{ mm} \times 5\text{ mm} \times 5\text{ mm}$, 相关边界添加无反射边界条件, 炸药材料利用在 K 文件中添加关键字 * INITIAL_VOLUME_FRACTION_GEOMETRY 方式在求解过程开始前自动填充到网格中。结构部分采用 Lagrange 算法, 由于筒体球底结构的特殊性, 划分网格时经过处理使筒体单元均为计算精度较高的八节点六面体单元, 厚壁圆筒爆室有限元模型如图 2 所示。流固的耦合方式对模拟结果的准确性有重要影响, 本文中采用基于罚函数的耦合算法完成流体与结构间的相互作用。有关算法可参见文献[5]。

1.2 测点布置

如图 3 所示, 在靠近圆筒内壁处布置爆炸压力测点 A~Y, 以考察筒体内壁受到的爆炸载荷。为了全面考察筒体的动力响应, 筒体上沿径向布置 6 排测点, 建立原点位于筒底球面顶点的坐标系, 6 排测点的 r 坐标分别为 $0, R_1/3, 2R_1/3, R_1, (R_1+R_0)/2$ 和 R_0 。筒体中部(与爆炸压力测点 O 的 z 坐标相等)三个测点编号为 O_1, O_2 和 O_3 。

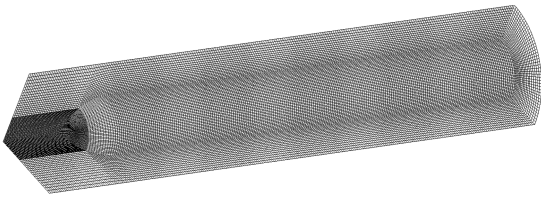


图 2 厚壁圆筒爆室有限元模型

Fig. 2 FEM of the thick-walled cylinder

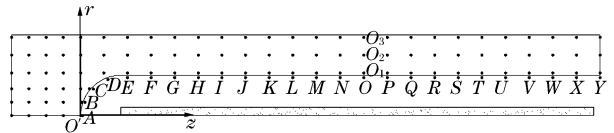


图 3 测点布置

Fig. 3 Layout of the calculated points

1.3 材料模型及参数

TNT 炸药密度 1.63 g/cm^3 , CJ 爆速 $6\,970\text{ m/s}$, 爆压 21 GPa , 采用 JWL 状态方程^[5], 压力 p 为比体积 V 与比内能 E 的函数

$$p = A[1 - \omega/(R_1 V)]e^{-R_1 V} + B[1 - \omega/(R_2 V)]e^{-R_2 V} + \omega E/V \quad (1)$$

式中: A, B, R_1, R_2, ω 为实验确定的常数。计算中, 取 $A=371\text{ GPa}, B=3.23\text{ GPa}, R_1=4.15, R_2=0.95, \omega=0.3, V_0=1.0, E_0=7.0\text{ GPa}$ 。

空气密度 1.29 mg/cm^3 , 采用简化的线性多项式状态方程^[5]

$$p = (\gamma - 1)E\rho/\rho_0 \quad (2)$$

式中: γ 为空气的比热比, E 为比内能, 计算中取初始比内能 0.25 MPa 。

厚壁圆筒材料为炮钢, 密度 7.85 g/cm^3 , 弹性模量 200 GPa , 泊松比 0.33 。采用简化的 Johnson-Cook 材料模型及 Gruneisen 状态方程。Johnson-Cook 材料模型^[5]定义流动应力为

$$\sigma_y = [A + B(\epsilon_e^p)^n][1 + C \ln(\dot{\epsilon}_e^p/\dot{\epsilon}_0)] \quad (3)$$

式中: ϵ_e^p 为等效塑性应变, $\dot{\epsilon}_e^p$ 为等效塑性应变率, $\dot{\epsilon}_0$ 为参考应变率, 取 $5 \times 10^{-4}\text{ s}^{-1}$ 。计算中, Johnson-Cook 材料模型及 Gruneisen 状态方程中的材料参数见文献[6]。

2 爆炸流场分析

计算中, TNT 药量为 11.833 kg , 图 4 给出了不同时刻爆炸流场的压力云图。可以清晰地看出: 由于爆炸产物的侧向飞散, 先导冲击波拖着斜激波向筒底运动, 当 $t=50\text{ }\mu\text{s}$ 时, 稳定的爆轰波结构已经形

成。爆轰波沿药柱向筒底传播,从药柱边缘发出的斜激波(激波角约 35°)打在筒壁而发生规则反射,反射激波与筒壁间形成高压区。同时,高压的爆轰产物向筒外方向运动。当 $t=210 \mu\text{s}$ 时,反射激波已在轴线处相遇形成了新的高压区,该高压区随着透射激波的运动而逐渐扩大。当 $t \approx 300 \mu\text{s}$ 时,柱状炸药爆轰完毕,先导冲击波透射入筒底的空气中,由于没有了爆炸反应区提供的能量,其后的压力迅速降低。接近 $t=330 \mu\text{s}$ 时,先导冲击波碰到筒底发生反射,因为筒底是球面,反射激波汇聚形成 $t=430 \mu\text{s}$ 时左端的高压区。但该高压气团压力低于筒壁面反射激波在筒轴线汇聚形成的高压气团,二者的运动速度相反。后者向侧向扩散的同时向筒底运动,形成了强大的高压气体“射流”,最终作用于筒底部,见 $t=430 \sim 500 \mu\text{s}$ 时的压力云图,这一点可以从筒底处所受的压力时程曲线(见图 5)看出。图 5 中,第一个峰值为先导冲击波作用于筒底产生的最大压力,第二个峰值为反射激波在轴线处汇聚后作用于筒底产生的最大压力。当 $t=500 \mu\text{s}$ 后筒底的波系结构已变得十分复杂,难于分辨。

图 6 为圆筒内壁测点 Y、T、O、J 和 E 的压力时程曲线。从图上可以看出,靠近筒口的部位(测点 Y)受到的爆炸载荷较小。由于稳定的爆轰波传播,斜激波打在筒内壁后发生反射,反射点匀速地从筒口扫到筒底,筒中部(测点 T、O 和 J)的爆炸载荷峰值压力几乎一致,峰值压力在 306 MPa 左右。由于装药爆轰完毕后斜激波的强度降低,所以靠近筒底的部位(测点 E)的峰值压力小于筒中部的峰值压力。从测点 O 的压力时程曲线可以看出,在 $1\,000 \mu\text{s}$ 内,筒内爆炸波在该测点位置发生了 4 次反射,分别对应图中的 4 个波峰。

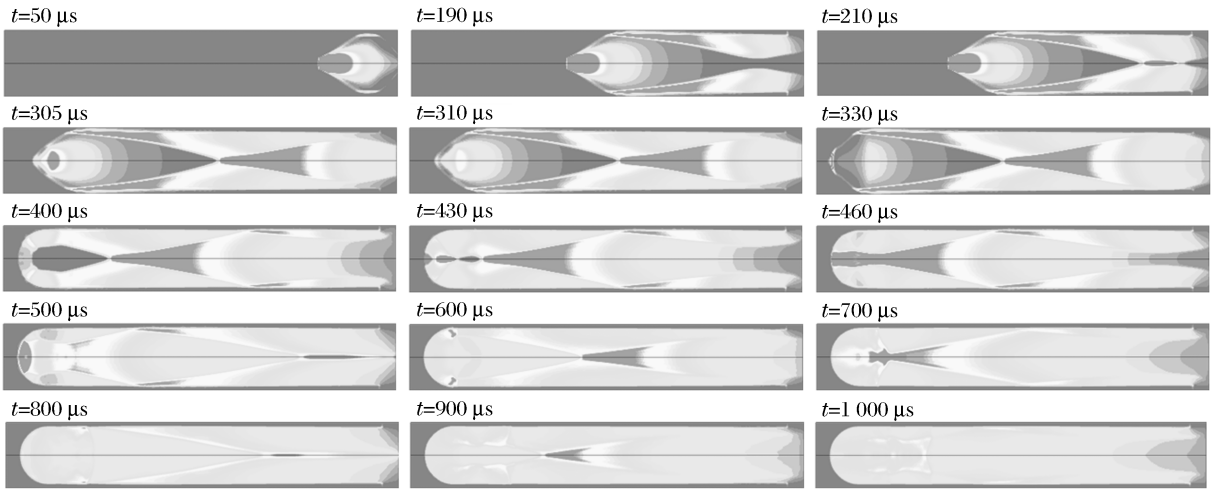


图 4 爆炸流场压力云图

Fig. 4 Pressure contour of blast flow field

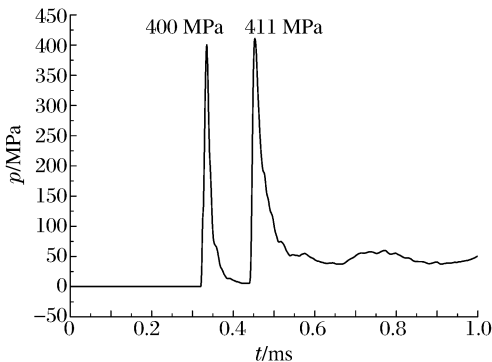


图 5 筒底(测点 A)压力时程曲线

Fig. 5 Pressure-time curve at the bottom of the cylinder

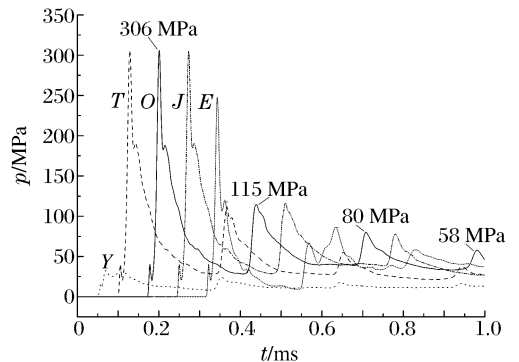


图 6 圆筒内壁压力时程曲线

Fig. 6 Pressure-time curves on inner wall of the cylinder

3 筒体动力响应分析

厚壁圆筒爆室采用 Johnson-Cook 材料模型和断裂准则,在整个计算过程中,所有单元均没有失效,

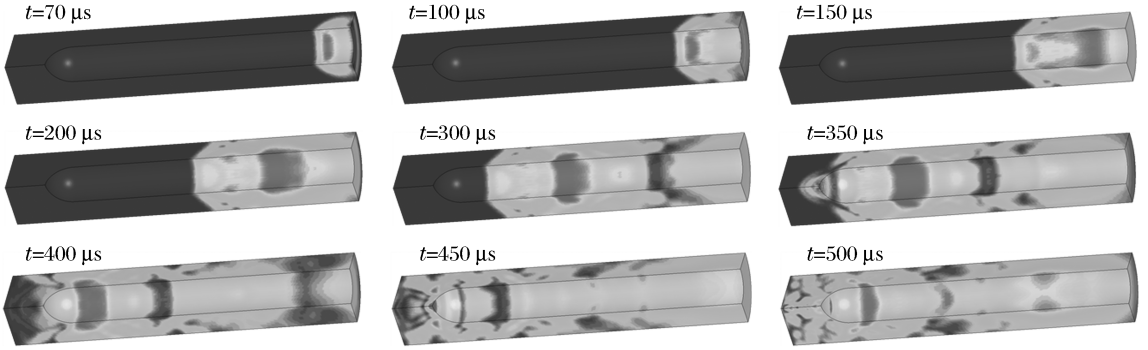


图 7 厚壁圆筒的 von-Mises 等效应力云图

Fig. 7 Von-Mises stress contour of the thick-walled cylinder

并且没有产生塑性应变,说明在该药量下厚壁圆筒爆室始终在弹性范围内工作。图 7 给出了不同时刻的厚壁圆筒爆室的 von-Mises 等效应力云图,所有单元的 von-Mises 等效应力最大值均小于或等于 706 MPa,而实际厚壁圆筒爆室所采用的材料许可应力在 1 000 MPa 以上,由第四强度理论知,厚壁圆筒爆室是安全的。

图 8 给出了筒内壁爆炸压力峰值及冲量沿轴线的分布情况。从图上可以看出,自筒口向筒底一定距离范围内峰值压力逐渐增加,稳定爆轰形成后,筒内壁压力峰值相等,为 306 MPa。爆轰完毕后,筒壁压力峰值逐渐减小,由于壁面反射激波在轴线汇聚后形成高压,筒底球顶处受到的压力峰值最大,为 411 MPa。

计算中得到了筒体各测点的应力历史(主要考察等效应力),测点的应力变化范围应该可以反映整个筒体在动力响应过程中的应力历史。图 9 为筒体中部测点 O_1 单元的应力历史,可以看出,由于筒壁体内应力波的传播很复杂,应力出现增长现象,即第一个应力峰值不是应力的最大值。

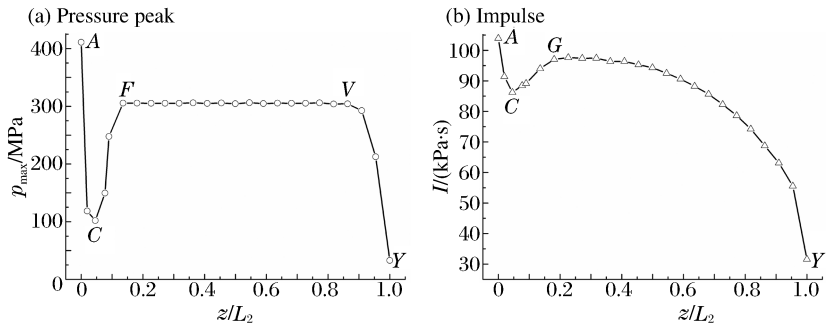


图 8 圆筒内壁面上爆炸压力峰值及冲量的分布

Fig. 8 The distribution of pressure peak and impulse on the inner wall of the cylinder

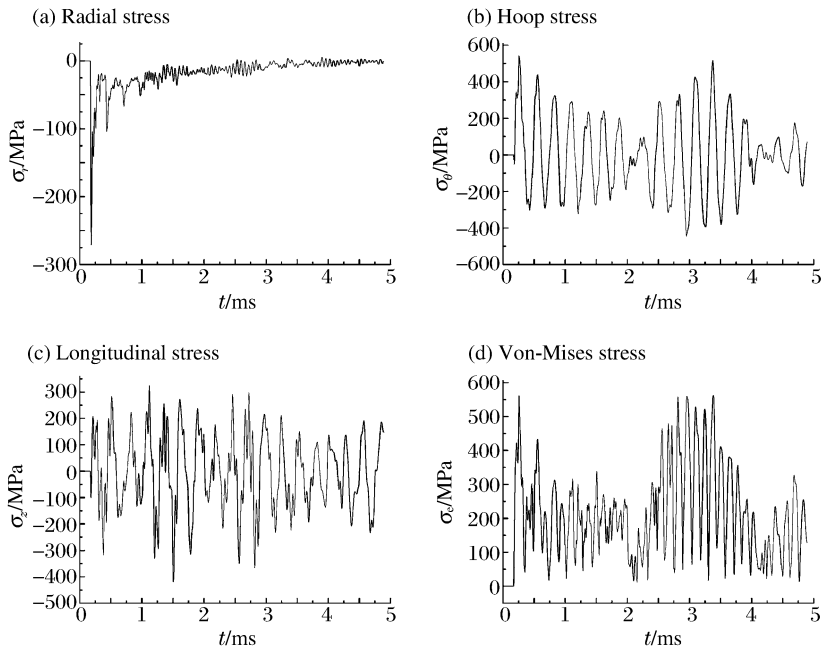


图 9 测点 O_1 的应力历程曲线

Fig. 9 Stress histories at point O_1

为了直观比较筒体各部位的等效应力峰值,图 10 给出了筒体上 6 排测点等效应力峰值的分布情况。可以看出,危险点在 $r = 0, z = 0$,即筒底球面顶点,等效应力峰值达到 706 MPa。筒体材料许可应力取 1 000 MPa,由第四强度理论得到爆室总体动态安全系数为 $1\ 000/706 \approx 1.4$ 。筒底封堵部分三排测点 ($r = 0, R_1/3, 2R_1/3$) 的等效应力水平相对整个筒体较高,均在 550 ~ 706 MPa 范围内,说明筒底封堵部分是最危险的部位,实际使用时应适当保护,加入缓冲材料可以降低作用在筒底的峰值超压,降低该处的应力。另外,应考虑尽可能将柱状装药外移,增加装药与筒底的距离。

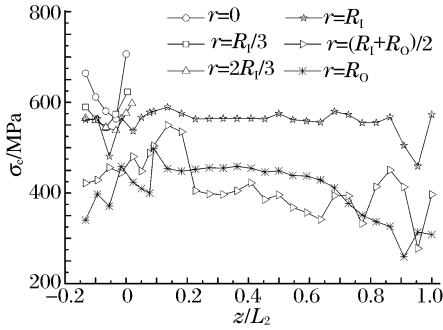


图 10 筒体等效应力峰值的分布
Fig. 10 Von-Mises stress distribution of the cylinder

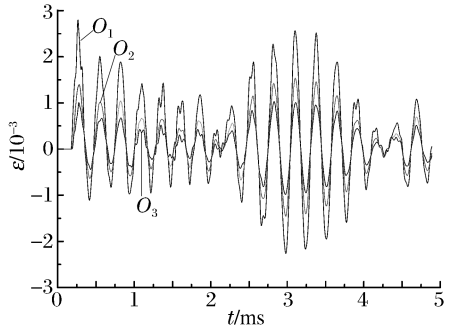


图 11 测点 O_1 、 O_2 和 O_3 环向应变时程曲线
Fig. 11 Hoop strain-time curves at points O_1 , O_2 and O_3

图 11 为筒中部测点 O_1 、 O_2 和 O_3 的环向应变波形,图 12 给出了筒壁环向应变最大值沿圆筒轴线的分布情况。对图 11 中的三个应变波形进行快速傅里叶变换分析(图 13 为内壁处测点 O_1 应变波形的频谱),发现三者的频谱基本一致,径向运动的能量均主要集中在 $f = 3.516$ kHz 附近的一个很小的区域内。

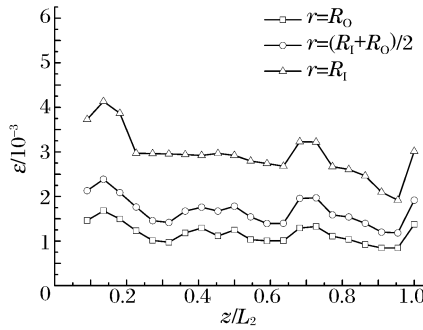


图 12 筒壁环向应变最大值的分布
Fig. 12 The distribution of hoop strain maximum

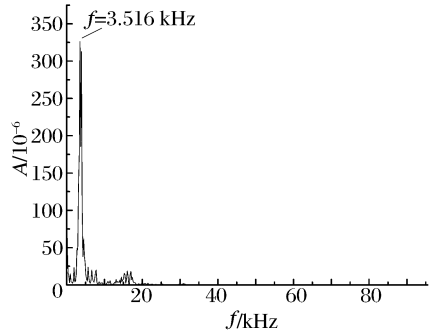


图 13 测点 O_1 环向应变的频谱
Fig. 13 Frequency spectrum of hoop strain at point O_1

4 计算结果的验证

4.1 柱状装药的爆速

图 4 中的爆轰波结构类似于有限直径柱状装药的定常二维爆轰波结构,此时的斜激波运动速度与柱状装药的爆速相同。由激波关系式可知,爆速越高,斜激波波后的压力越高,打在筒内壁上形成的反射激波波后的压力也越高,即筒内壁受到的压力越高。另外,爆速实际上反映了炸药能量释放的快慢,对流场的非定常演化过程有重要影响。因此,为了准确地计算爆炸载荷与筒体的相互作用,必须准确地模拟柱状装药的爆速。柱状装药爆速 D 与直径 d 的经验关系式^[7]为

$$D/D_i = 1 - 2A/(d - d_i) \tag{4}$$

式中: D_i 为理论爆速, A 和 d_i 为拟合系数。由上式计算得到柱状装药爆速的经验值 6 942.4 m/s。筒内壁压力测点等间距布设,由压力峰值的到达时间差可得到数值计算的柱状装药爆速 6 945.3 m/s,与经验值吻合较好,说明数值计算结果是可信的。

4.2 计算结果与实测结果的比较

实验布置如图 14 所示,厚壁圆筒能够在支撑墙套管内滑动,封闭端顶有反后座装置防止后座行程过大,装药形式、尺寸及药量与数值模拟的情况一致。采用中北大学放入式电子测压器 DT-FDCYQ 对筒内底部靠近内壁面处的膛压进行测试,沿筒体轴线距离筒口不同位置上安放美国 PCB 公司 137A 系列传感器测试爆炸冲击波自由场压力。同时,在圆筒外壁上距开口端 200 mm 处以及距离封闭端

500 mm 处各对称粘贴一对应变片,测试环向应变。

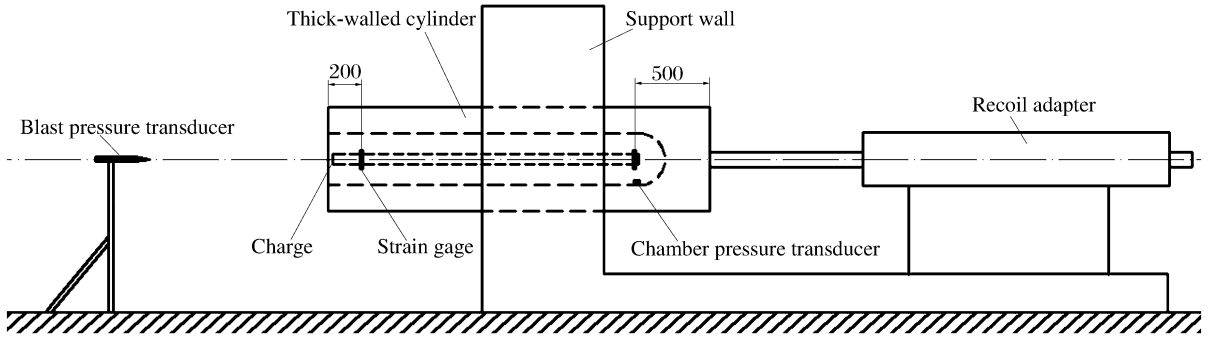


图 14 实验布置图

Fig. 14 Experimental layout

共进行了 10 炮次,发现筒体内外壁面无裂纹等损伤现象,内外径无变化,测得的数据重复性很好,说明在此工况下该厚壁圆筒爆室能够在弹性范围内可安全、重复地工作。筒内底部靠近内壁面处典型的膛压波形如图 15(a)所示,图 15(b)~(c)分别给出了沿筒体轴线距离筒口 2.0 和 5.0 m 处的压力时程曲线。图 16(a)~(b)分别给出了圆筒外壁上距离开口端 200 mm 处及距离封闭端 500 mm 处环向应变,其中实测应变曲线经过了 20 kHz 低通滤波处理。由图 15~16 可见,实测结果与数值计算结果吻合较好,证明本文中的有限元计算模型与方法合理的。

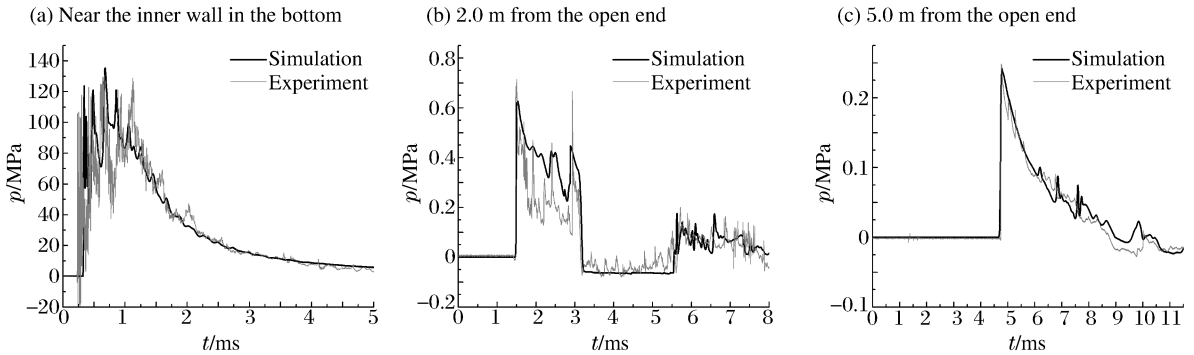


图 15 爆炸压力计算结果与实测结果的比较

Fig. 15 The comparison of blast pressure between simulation and experiment

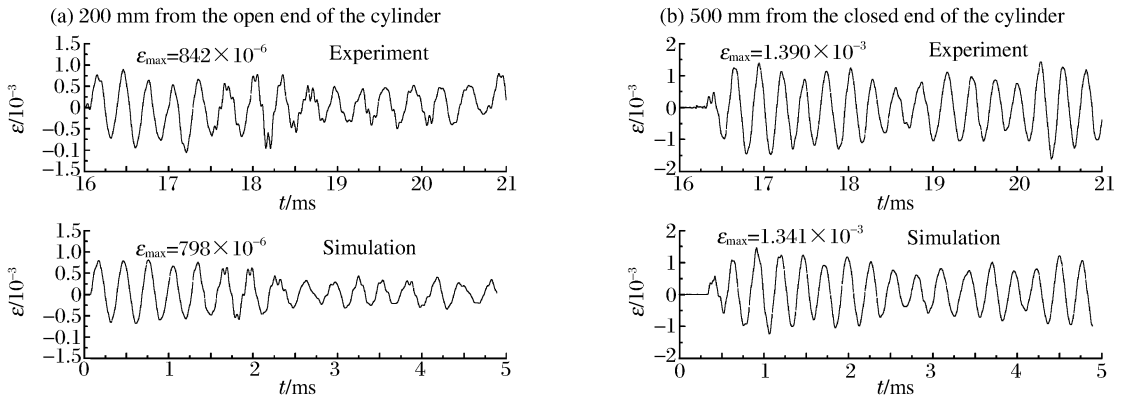


图 16 环向应变计算结果与实测结果的比较

Fig. 16 The comparison of hoop strain between simulation and experiment

4.3 轴对称平面应变假设条件下动力响应的理论解

在柱状装药内爆炸作用下,厚壁圆筒在弹性范围内工作,实际上是一个瞬态振动问题。圆筒长度比径向尺寸大得多,假设位于圆筒轴线上的柱状装药瞬间爆轰完毕,则筒壁所受的爆炸载荷沿长度方向不变化,问题简化为轴对称平面应变问题。

由弹性力学基本方程,易得厚壁圆筒径向振动微分方程为

$$\frac{\partial^2 u(r,t)}{\partial t^2} = \frac{E(1-\mu)}{\rho(1+\mu)(1-2\mu)} \left(\frac{\partial^2 u(r,t)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u(r,t)}{\partial r} - \frac{u(r,t)}{r^2} \right) \quad (5)$$

式中: ρ 、 E 和 μ 分别为材料的密度、弹性模量和泊松比。

问题的边界条件与初始条件分别为

$$\begin{aligned} \sigma_r |_{r=R_1} &= -p(t), & \sigma_r |_{r=R_0} &= 0 \\ u |_{t=0} &= 0, & (\partial u / \partial t) |_{t=0} &= 0 \end{aligned} \quad (6)$$

文献[8]中给出了位移解 $u(r,t)$,再利用弹性方程求得径向应力 $\sigma_r(r,t)$ 、环向应力 $\sigma_\theta(r,t)$ 和纵向应力 $\sigma_z(r,t)$,进而得到 von-Mises 等效应力 $\sigma_e(r,t)$ 。

从图 10 可以看出,厚壁圆筒的管体部分($z/L_2 > 0$)最大等效应力均发生在内壁($r=R_1$),中部一段($0.3 < z/L_2 < 0.7$)内壁的等效应力峰值基本相等,为 570 MPa 左右。因此,将数值计算得到的圆筒中部测点 O 的爆炸压力曲线代入文献[8]中的动力响应理论公式,借助 Maple 数学计算软件,最终计算得到等效应力时程曲线,最大等效应力亦发生在内壁,为 688 MPa。可见,在轴对称平面应变假设前提下,厚壁圆筒动力响应的理论计算值偏大,可以作为保守估算。

由文献[8]中式(2.12)计算得到厚壁圆筒第一振型自由振动频率 $f = 3.540$ kHz。而由前面对应变波形的频谱分析,筒中部径向运动的能量主要集中在 $f = 3.516$ kHz 附近的一个很小区域内。二者基本一致,说明在内柱状装药爆炸条件下,筒中部的径向运动因受端部效应的影响小以第一振形为主。

5 结 论

ANSYS/LS-DYNA 有限元程序能够较好地模拟厚壁圆筒爆室在柱状装药爆炸作用下的动力响应过程,可以得到爆炸流场以及动力响应较全面的描述,弥补了实验的不足。本文中的研究方法可为工程提供参考。

在本文算例装药条件下,厚壁圆筒爆室在弹性范围内工作,由于先导冲击波以及筒壁面反射激波在轴线汇聚形成高压气团的作用,筒底球顶处的等效应力最大,为 706 MPa,总体动态安全系数为 1.4,强度设计是安全的。

爆速实际上反映了炸药能量释放的快慢,对流场的非定常演化过程以及爆炸载荷与筒体的相互作用有重要影响。本文中数值计算得出柱状装药的爆速为 6 945.3 m/s,经验公式得出的为 6 942.4 m/s,二者吻合得较好。

筒体中部环向应变波形的频谱分析结果证明,此处的径向运动受端部效应影响小以第一振形为主。轴对称平面应变假设下厚壁圆筒动力响应的理论解可以作为保守估算。

参考文献:

- [1] Baker W E, Hu W C L, Jackson T R. Elastic response of thin spherical shells to axisymmetric blast loading[J]. Journal of Applied Mechanics, 1966,33(4):800-806.
- [2] 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.
- [3] 胡八一,柏劲松,张明,等.真实爆炸容器壳体动力响应的强度分析[J].应用力学学报,2001,18(3):136-139.
HU Ba-yi, BAI Jin-song, ZHANG Ming, et al. The dynamic response analysis of a real explosion-container vessel [J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2001,18(3):136-139.
- [4] 马圆圆,郑津洋,陈勇军,等.椭圆封头圆柱形爆炸容器动力响应的数值模拟[J].爆炸与冲击,2009,29(3):249-254.

MA Yuan-yuan, ZHENG Jin-yang, CHEN Yong-jun, et al. Numerical simulation on dynamic response of the cylindrical explosion containment vessel with an elliptical cover[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2009, 29(3): 249-254.

- [5] Hallquist J O. LS-DYNA theory manual[Z]. Livermore; Livermore Software Technology Corporation, 2006.
- [6] Rusinek A, Rodríguez-Martínez J A, Arias A, et al. Influence of conical projectile diameter on perpendicular impact of thin steel plate[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2008, 75(10): 2946-2967.
- [7] 孙承伟, 卫玉章, 周之奎. 应用爆轰物理[M]. 北京: 国防工业出版社, 2000.
- [8] 林祖森. 受冲击内压作用的厚壁圆筒的动力分析[J]. *兵工学报*, 1986, (1): 57-64.
- LIN Zu-sen. Dynamic analysis of thick cylinders subjected to internal impulsive pressure[J]. *Acta Armamentarii*, 1986(1): 57-64.

Internal blast flow field and dynamic responses of thick-walled cylinder subjected to cylindrical charge explosion *

YAO Zhe-fang^{1,2}, REN Hui-qi³, SHEN Zhao-wu¹

(1. *Department of Modern Mechanic, University of Science and Technology of China, Hefei 230027, Anhui, China;*

2. *School of Civil Engineering and Architecture, Southwest University of Science and Technology, Mianyang 621010, Sichuan, China;*

3. *The Third Engineer Scientific Research Institute of the Headquarters of the General Staff, Luoyang 471023, Henan, China)*

Abstract: With fluid-solid coupling algorithm based on the penalty function of non-linear dynamic finite element program ANSYS/LS-DYNA, the dynamic response process of the thick-walled cylinder subjected to internal cylindrical charge explosion was numerically simulated. The evolution of the unsteady blast flow field in the cylinder and the dynamic response of the cylinder were analyzed. Pressure contour of blast flow field, the distribution of blast pressure and impulse on inner wall of the cylinder, von-Mises stress contour, the distribution of von-Mises stress were given. Simulation results of blast pressure and hoop strain were in good agreement with experimental results, and calculation results of dynamic response were compared with the theoretical solution. It was proved that the theoretical solution based on plane-strain assumption may give a conservative estimate for this problem. The results show that the thick-walled cylinder subjected to internal cylindrical charge explosion was in elastic state, and the design of the blast chamber is safe in carrying capacity. The analyses are helpful to similar design and safe use of blast chambers.

Key words: mechanics of explosion; dynamic response; non-linear dynamic finite element; thick-walled cylinder; cylindrical charge; blast flow field

* Received 8 July 2011; Revised 29 October 2011

Corresponding author: YAO Zhe-fang, yaozhefang@163.com