文章编号：1000-5773(2005)04-0325-06

电磁内爆套筒屈曲的数值模拟*

宋盛义[1]，陈 刚[2]

(1. 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实验室，四川绵阳 621900；
2. 中国工程物理研究院结构力学研究所，四川绵阳 621900)

摘要：采用瞬态非线性有限元方法对电磁内爆套筒屈曲进行了数值模拟研究。介绍了瞬态非线性有限元方法的基本原理、电磁内爆套筒模拟的基本方法及对实验的模拟结果。通过分析比较认为，建立的数值模拟方法较好地反映了实验结果，可以作为研究分析电磁内爆套筒屈曲的基本方法之一。

关键词：有限元；电磁内爆；金属套筒；FP-1 装置；屈曲波数

中图分类号：O381 **文献标识码**：A

1 引 言

利用电磁力驱动金属套筒内爆获取高温高压状态，是高能量密度物理实验中的重要手段之一。电流沿轴向流过金属套筒表面，产生环向磁场使套筒受压而发生内爆运动。理论上讲，流经的电流越大、套筒内爆速度越大，套筒内爆到中心发生对碰时产生的压力越高、内爆效果越好。但套筒内爆的均匀性往往成为制约内爆性能的关键因素。金属壳体在聚心运动过程的早期、或内爆的低速阶段将发生弹塑性失稳、即屈曲现象。这种屈曲失稳将严重影响内爆的均匀性，给内爆加载实验带来不确定性。

研究电磁内爆驱动的套筒屈曲规律是套筒设计中的重要任务。B. P. Wood 等在 Pegasus Ⅱ装置的电磁套内爆筒实验中发现屈曲现象(称之为 Bell-Plesset Buckling 现象)后[1]，计划在 ATLAS 装置上开展套筒内爆屈曲方面的实验。我们在 FP-1 装置上也进行了一些套筒内爆屈曲的实验研究，同时为了增强对实验结果的预估能力、再现实验过程，为建立电磁内爆套筒屈曲的理论模型提供帮助，本工作采用瞬态非线性有限元程序 LS-DYNA 对套筒内爆屈曲进行模拟，并与实验结果比较，分析总结套筒内爆屈曲的基本规律。

2 模拟方法

FP-1 装置[2]驱动金属套筒内爆的等效电路及套筒结构示意图如图 1 所示。按等效电路建立回路方程及套筒内爆的动力学方程，求出给定电源回路参数、套筒初始尺寸的套筒内爆电流、圆周运动的半径变化，从而计算出套筒外表面所受的径向压力，并作为模拟计算的载荷条件。套筒两端留有保证电接触的固定段，在内爆过程中不发生箍缩，但计算模型将其包括在内，作为固定边界条件。用 Ansys 前处理对柱壳(即套筒)进行离散化，单元类型选四节点四边形壳单元。采用瞬态非线性有限元程序 LS-DYNA 进行计算。空间离散采用拉格朗日方法，时间域离散采用中心差分时间积分法。

2.1 数值模拟原理

连续介质的运动方程为

$$\sigma_{ij,j}+\rho f_i=\rho\ddot{u}_i \tag{1}$$

* **收稿日期**：2004-10-19；**修回日期**：2004-12-30
基金项目：中国工程物理研究院科学技术基金(20010102)
作者简介：宋盛义(1967—)，男，副研究员，主要研究方向为脉冲功率技术应用研究.

式中：σ_{ij} 为柯西应力；f_i 为单位质量体积力；$\ddot{u}_i$ 为加速度。

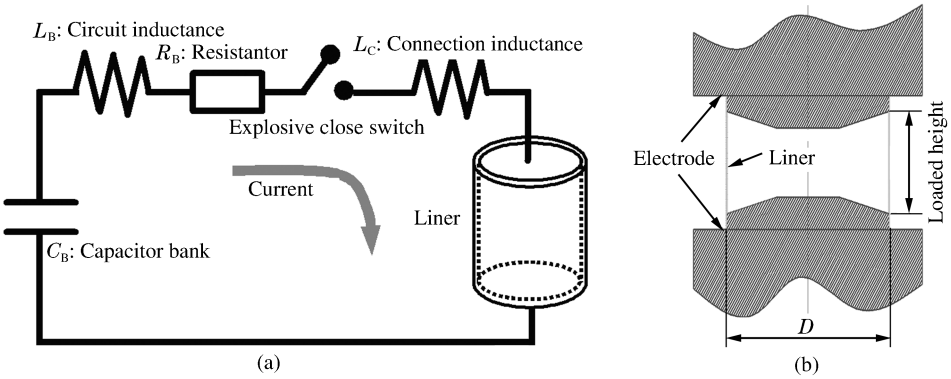


图 1 FP-1 装置驱动套筒内爆的等效电路图(a)及套筒结构示意图(b)

Fig. 1 The Equivalent circuit of FP-1 for driving liner implosion (a)and the sketch of liner (b)

离散化后，在时间步 n 时的运动方程可表示为

$$\boldsymbol{M}a_n + \boldsymbol{C}v_n + \boldsymbol{K}d_n = F_n \tag{2}$$

式中：$\boldsymbol{M}$ 为质量矩阵；$\boldsymbol{C}$ 为阻尼矩阵；$\boldsymbol{K}$ 为刚度矩阵；F_n 为外力；d_n 为位移；a_n 为加速度。在当前时间段开始时(时间步 n)的加速度为

$$a_n = \boldsymbol{M}^{-1}(F_n - \boldsymbol{C}v_n - \boldsymbol{K}d_n) \tag{3}$$

速度由中心差分法的时间积分得到，即假定加速度在一个时间步内是恒定的，并求得该时间步内的速度变化，用这个变化值加上前一个时间步中点的速度来确定当前步的中点速度，得

$$v_{n+1/2} = v_{n-1/2} + a_n(\Delta t_{n+1/2} + \Delta t_{n-1/2})/2 \tag{4}$$

当前时间步结束时的位移由速度沿时间积分的结果，加上次时间步开始时的位移得到

$$d_{n+1} = d_n + v_{n+1/2}\Delta t_{n+1/2} \tag{5}$$

这样，通过满足时间步开始时的动力学平衡条件的加速度，对时间的显式求解得到速度和位移，并进一步求得单元的应变率、应变增量和单元应力及节点力。

2.2 本构方程及材料参数

材料采用弹塑性模式，本构方程采用 Johnson-Cook 模型。其具体形式如下

$$\sigma = \left[\sigma_0 + B(\bar{\varepsilon}^{\mathrm{p}})^2\right](1 + C\ln\dot{\varepsilon}^*)\left[1 - (T^*)^m\right] \tag{6}$$

式中：σ_0 为屈服应力；B 为应变硬化系数；n 为应变硬化指数；C 为应变率相关系数；m 为热软化指数；$\bar{\varepsilon}^{\mathrm{p}} = \int_0^t [(2/3)\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{ij}^{\mathrm{p}}\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{ij}^{\mathrm{p}}]^{1/2}$ 为有效塑性应变；$\dot{\varepsilon}^*$ 为无量纲应变率，$\dot{\varepsilon}^* = \dot{\bar{\varepsilon}}^{\mathrm{p}}/\dot{\varepsilon}_0$，$\dot{\bar{\varepsilon}}^{\mathrm{p}}$ 为有效塑性应变率；$\dot{\varepsilon}_0$ 为参考塑性应变率，为分析方便起见，取 $\dot{\varepsilon}_0 = 1s-1$；$T^* = (T - T_{\mathrm{r}})/(T_{\mathrm{m}} - T_{\mathrm{r}})$ 为对应温度；T_{r} 为参考温度(室温)；T_{m} 为熔点温度。材料参数见表 1。

表 1 Johnson-Cook 本构模型的材料参数

Table 1 Material parameters for Johnson-Cook constitution formula

Material	Density /(kg/m^3)	Specific heat /(J/kg·K)	T_{m} /(K)	σ_0 /(MPa)	B /(MPa)	n	C	m
CopperH62	8 520	385	1 189	112	500	0.42	0.009	1.68
Stainless steel	7 830	477	1 793	792	510	0.26	0.014	1.03

2.3 实验参数及载荷条件

选 4 发典型实验进行模拟，回路电参数及套筒材料、尺寸如表 2 所列，其中所有 H62 套筒的外半径均为 40 mm、厚度均为 0.6 mm，加载段高度均为 50 mm，而两端固定段长度各不相同，不锈钢套筒的外

半径为 20 mm、厚度为 0.5 mm,加载段高度均为 28 mm。当 FP-1 装置的主要回路参数不变时,回路电流的大小(也在表 2 中给出)主要取决于电容器组的初始充电电压,套筒尺寸及材料的影响不大。套筒在电流作用下将发生圆周的径向运动,以及由圆周运动引起的屈曲变形[3~5]。如果不考虑套筒屈曲变形及塑性功损耗,圆周运动引起的半径变化 $r(t)$以及驱动电流 $I(t)$,可以用回路方程及套筒内爆动力学方程计算,则套筒表面所受压力为[6]

$$p=\frac{\mu_0 I^2}{8\pi^2 r^2}\approx 1.6\times\left(\frac{I}{r}\right)^2 \qquad (7)$$

式中压力 p 的单位为 100 MPa。这个压力将作为套筒屈曲有限元分析的载荷条件。根据表 2 所列参数及(7)式计算 3# 实验的压力波形如图 2 所示。其余实验的压力波形除峰值不同外与图 2 相似。

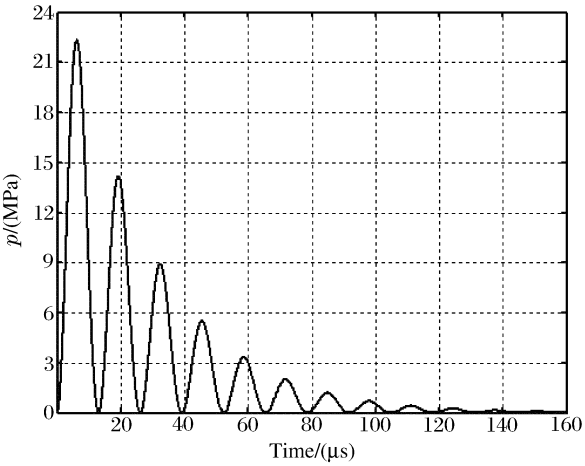


图 2　3# 号模拟计算所用的压力载荷曲线

Fig. 2　The profile of radially loaded pressure on surface of liner for 3# shot

表 2　回路及套筒内爆初始条件

Table 2　The initial parameters for the circuit and the liners

Shot	Driver conditions			Liner conditions	
	Circuit parameters	Charged voltage/(kV)	Peak current/(MA)	Material	Ratio of radius to thickness
1#	$C_B=108\ \mu F$	24	0.62	CopperH62	66.7
2#	$R_B=0.5\ m\Omega$	34	0.86	CopperH62	66.7
3#	$L_B=100$ nH	50	1.19	CopperH62	66.7
4#	$L_C=60$ nH	40	0.92	Stainless steel	40.0

3　模拟结果

图 3 分别表示 4 发套筒内爆实验过程中 4 个时刻对应的位移变形模拟结果。为便于与套筒实验回收样品比较,所取的最后一个时刻($t=200\ \mu s$)对应的套筒内爆速度基本趋于零,以保证该时刻对应的变形结果即为实验回收样品的最终形貌。图 4~图 7 描述了对套筒加载段中部最大变形点位移、应变、应力及速度时间历史的计算结果。在每发实验回收样品中部找一个最大变形点,测量这个点的位移、应变及速度,测出皱纹数目(即屈曲波数);根据高速分幅相机测得的套筒侧面运动图片估算最大位移点的速度。表 3 将测量结果与计算结果进行了比较。

表 3　4 发实验的计算及测量结果

Table 3　The comparison of simulation results with measured results

Shot	Maximum of disp./(mm)		Maximum of strain/(%)		Velocity/(m/s)		Buckling number	
	Calculated	Measured	Calculated	Measured	Calculated	Measured	Calculated	Measured
1#	13.1	7.2	0.92	0.71	128.1	failed	22	22
2#	15.2	18.4	1.20	1.12	179.4	123.0	21	22
3#	22.4	25.3	1.28	1.01	185.7	211.1	21	21
4#	2.92	3.35	0.05	0.03	Failed	Failed	Unseen	≈20

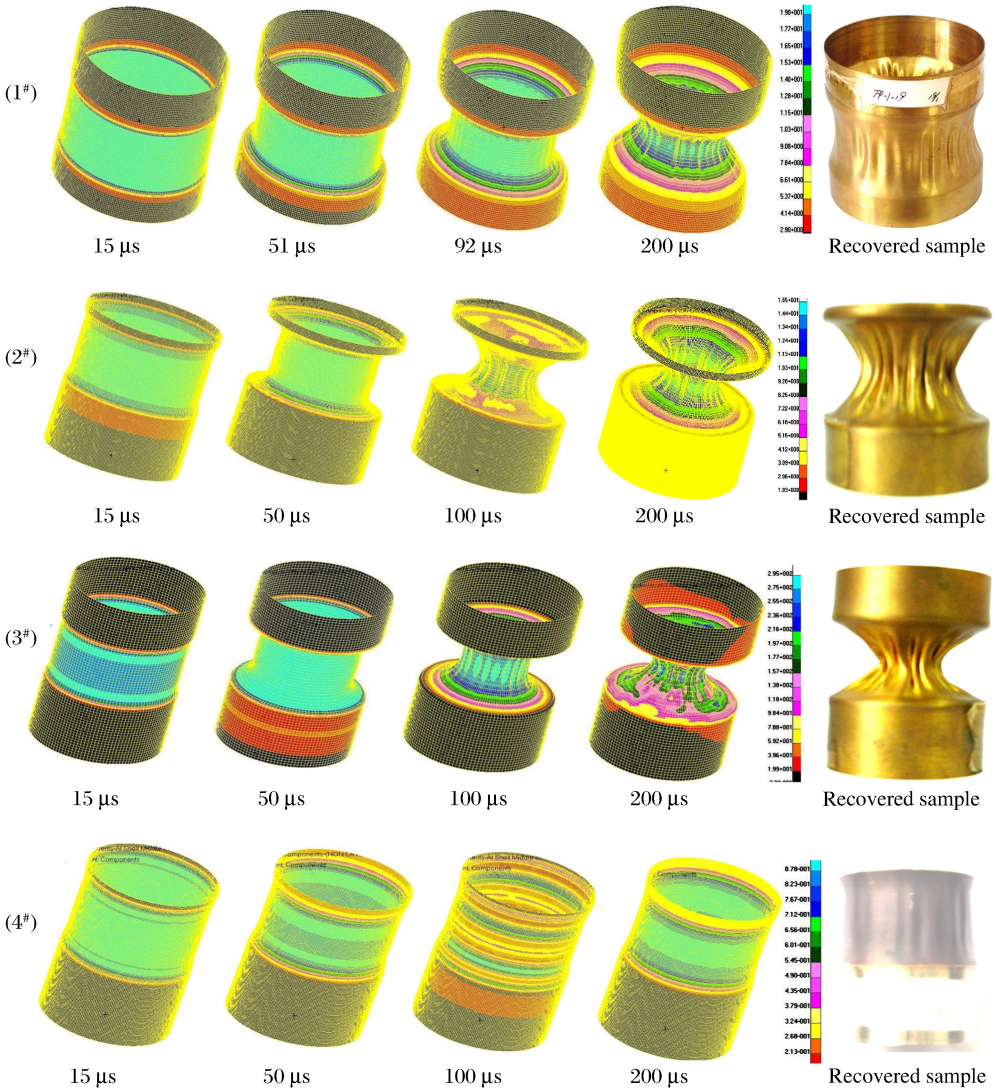


图 3 套筒内爆模拟结果(位移云图)与实验回收样品的比较

Fig. 3 The comparison of the simulation results with the post-experimental samples for liner implosion

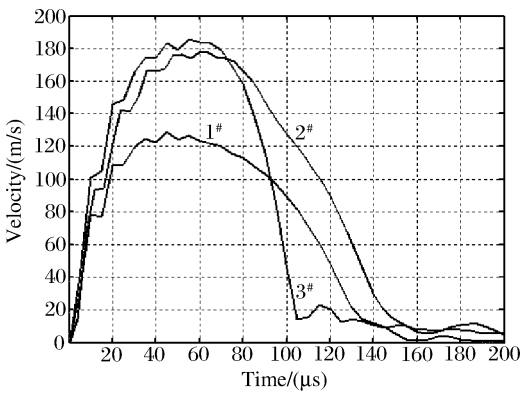


图 4 最大变形点的速度随时间的变化

Fig. 4 The velocity history of the point with maximum distortion

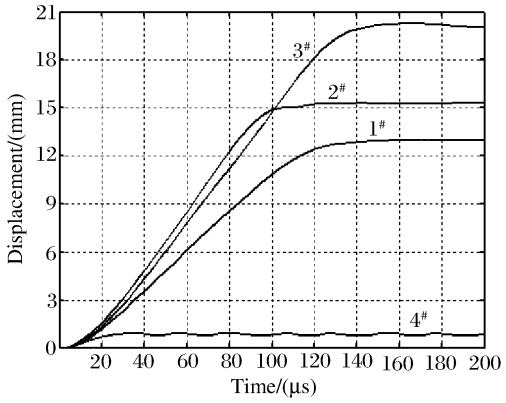


图 5 最大变形点的位移随时间的变化

Fig. 5 The displacement history of the point with maximum distortion

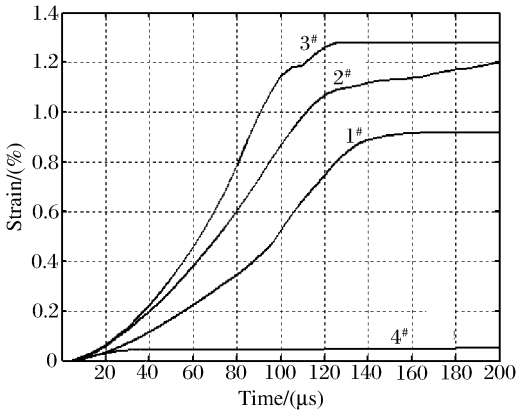


图 6　最大变形点的应变随时间的变化

Fig. 6　The strain history of the point with maximum distortion

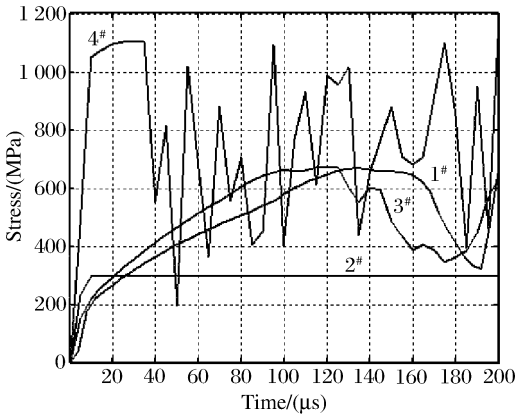


图 7　最大变形点的应力随时间的变化

Fig. 7　The stress history of the point with maximum distortion

4　分析与讨论

图 3 及表 3 给出的计算结果表明,随着加载电流的增大 H62 铜套筒的屈曲波数基本不变,但变形程度(即圆周运动及屈曲幅度)增大,最大位移点的速度也增大,屈曲波数与实验回收样品结果基本一致。计算结果还表明,套筒屈曲的占优模态(幅值最大的波纹)大致在加载脉冲的前两个周期内已经形成,但还未充分发展,随着内爆速度的提高、内聚运动的持续,占优模态的幅值迅速增长,波纹越来越明显。而不锈钢的圆周运动及屈曲变形却不明显,与实验结果有较大的出入,这可能是由于计算中不锈钢的 Johnson-Cook 参数选择不当所致。

图 4 及图 5 表明,H62 铜套筒圆周运动速度、以及圆周运动引起的半径变化,随加载电流增大而增大;图 6、图 7 则表明 H62 铜套筒经历了大约 140 μs 的塑性强化变形过程,并且应变率并不一致,加载电流越大、即圆周运动速度越大,应变率越大。图 7 的 1# 、3# 号计算结果还说明,在圆周运动停止时出现了应力卸载现象,而 2# 计算出现的反常结果则可能与屈曲变形有关。最大变形圆周(即套筒中部)上出现的屈曲使圆周上各点的应力、应变状态并不一致,有可能出现一些位置处于塑性强化状态、而另一些位置则处于塑性流动状态的现象。从图 4、图 6 及图 7 可看出,$t=200$ μs 时最大变形点的内爆速度趋于零,而应变最大、应力较高,表明相当一部分内爆动能转化成了塑性应变能,这样的回收样品在经历长时间的蠕变后,其最终形貌将随着应力的释放而有所变化。图 5～图 7 关于不锈钢套筒的计算结果说明,在相近尺寸及加载条件下(本文未列出)产生的圆周运动及屈曲变形不明显,这是因为不锈钢材料具有高得多的屈服强度,因而不容易发生塑性变形。

表 3 将计算与实验结果进行了比较,可以看出计算的屈曲波数与实验结果比较接近,变形形状与实验回收样品也很相似;而最大位移、最大应变及最大速度计算结果比实验结果偏大,主要原因是由于对载荷的估算偏高:首先,在未考虑套筒固体强度的条件下,用回路方程及套筒内爆动力学方程计算套筒圆周运动的半径变化量偏大;其次,电流流过套筒时相当一部分能量转化成了焦耳热,而并未转化成套筒的动能,但计算并未考虑这个因素,也会导致计算速度偏高、半径变化量过大。根据(10)式知道,半径变化量过大将导致计算的磁压力偏大,为有限元分析提供的初始载荷也偏大,因此计算的位移、应变及速度比实验结果大一些。

5　结 束 语

通过对计算结果的分析及与实验结果的比较,认为建立的模拟计算方法可以描述电磁内爆套筒形成屈曲的基本过程,为电磁内爆套筒屈曲基本规律的研究提供了一种手段。

References:

[1] Wood B P, Trainor R J, Keinigs R K, et al. Liner Implosion for High Pressure Physics Research [A]. International Conference on High Pressure Science and Technology, AIRAPT-17 [C]. Honolulu, Hawaii, 1999. LAUR-4109.

[2] Yang L B, Sun C W, Feng S P, et al. Study on Direct Drive Liner Implosion on FP-1 [J]. Explosion and Shock Waves, 1998, 18(4): 338－343. (in Chinese)
杨礼兵, 孙承纬, 丰树平, 等. FP-1 直接驱动套筒内爆技术研究 [J]. 爆炸与冲击, 1998, 18(4): 338－343.

[3] Goodier J N, McIvor I K. Dynamic Pulse Buckling of Cylindrical Shells [A]. Herrmann G. Dynamic Stability of Structures [C]. New York: Pergamon Press Inc, 1967. 189－221.

[4] Abrahamson G R, Goodier J N. Dynamic Plastic Flow Buckling of a Cylindrical Shell from Uniform Radial Impulse [A]. Proc Fourth US National Congress of Applied Mechanics 2 [C]. 1962. 939－950.

[5] Florence A, Vaughan H. Dynamic Plastic Flow Buckling of Short Cylindrical Shells Due to Impulsive Loading [J]. J Solids Struct, 1968, 4: 741－756.

[6] Halliday D, Resnick R. Fundamentals of Physics [M]. New York: Wiley & Sons Inc, 1970. 606.

A Numerical Simulation to Dynamic Buckling of Magnetically Imploding Liner

SONG Sheng-Yi[1], CHEN Gang[2]

(1. *Laboratory for Shock Wave and Detonation Physics Research, Institute of Fluid Physics, CAEP, Mianyang* 621900, *China*;
2. *Institute of Structural Mechanics, CAEP, Mianyang* 621900, *China*)

Abstract: With the aid of instant nonlinear finite element method, a numerical simulation to dynamic buckling of the implosion liner driven by magnetic pressure has been carried out. The principle of the method and the results of simulation has been introduced and discussed. The comparison of simulation results with experimental ones indicated that the simulation method established by this paper are validated and can be used as a useful tool for the study of liner implosion buckling.

Key words: finite element method; electromagnetic implosion; metal liner; FP-1 setup; buckling number