

DOI: 10.11883/bzycj-2018-0295

## 横向爆炸载荷下薄壁圆管的动态响应\*

于博丽<sup>1,2</sup>, 冯根柱<sup>1,2</sup>, 李世强<sup>1,2</sup>, 刘志芳<sup>1,2</sup>

(1. 太原理工大学应用力学研究所, 山西 太原 030024;

2. 太原理工大学力学学院材料强度与结构冲击山西省重点实验室, 山西 太原 030024)

**摘要:** 采用实验研究、理论分析和有限元模拟相结合的方法, 研究了横向爆炸载荷作用下薄壁圆管的动态响应。利用弹道冲击摆锤系统, 对圆管在爆炸载荷下的动力响应进行了实验研究, 分析了薄壁圆管的变形模式; 基于地基梁模型, 建立了横向爆炸载荷作用下圆管跨中挠度的理论模型, 并进行了无量纲化; 通过有限元模拟, 分析了圆管的几何参数对其变形模式和跨中挠度的影响, 并与理论结果进行了对比。研究结果表明: 随着 TNT 药量增加圆管的变形区域和跨中挠度增大; 圆管的长径比、厚度及爆炸载荷参数对圆管的变形模式有较大影响; 理论预测、有限元模拟结果与实验结果吻合较好。

**关键词:** 圆管; 爆炸载荷; 模态解; 地基梁; 有限元

中图分类号: O347.3

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

薄壁构件广泛应用于建筑、航空航天、采矿、军事等领域。由于现代技术的发展安全要求, 此类结构在冲击载荷作用下的动态响应也引起了关注。发生爆炸时工程结构的安全可靠性已逐渐成为人们关注的重要问题, 但由于结构响应复杂、随机变量多, 使得爆炸载荷作用下工程结构的理论分析有一定难度。工程结构中圆管结构受各种冲击载荷的作用, 人们对它的变形机理和能量吸收进行了研究。

Payton<sup>[1]</sup> 基于爆炸冲击波为平面波的假定, 研究了无限长圆柱壳在瞬间声波冲击下的弹性动力响应问题。Menkes 等<sup>[2]</sup> 研究了横向冲击载荷作用下的梁, 结果表明, 随着冲量的增大, 结构的破坏模式发生变化, 且变化规律一般是从塑性失稳过渡为剪切破坏。结构的弹塑性动力响应问题已经得到比较广泛而深入的研究<sup>[3]</sup>。Wegener 等<sup>[4]</sup> 研究了冲击荷载作用下方形截面空心筒支钢质梁的力学行为, 采用数值分析导出了半经验解析解来确定梁的变形模式。Wierzbicki<sup>[5]</sup> 提出了基于地基梁模型预测冲击和爆炸载荷作用下圆柱体破坏的分析方法。Hoofatt 等<sup>[6]</sup> 提出一种将圆柱壳的二维边值问题转化为等效的非线性塑性地基上塑性弦的一维问题的通用方法。对于矩形压力载荷和高斯压力载荷两种压力载荷, 得到了壳体轴向变形和速度场的封闭解及各载荷情况下的应变分布和最大应变, 并简要预测了壳体断裂的可能性。Yu 等<sup>[7]</sup> 利用膜力因子法, 分析了质量块作用下刚塑性地基梁的动态变形。Yuen 等<sup>[8]</sup> 通过一系列实验和数值模拟, 研究了外部局部爆炸载荷作用下圆柱壳的响应, 解析解低估了永久中点挠度, 与数值模拟结果具有良好的相关性。Jama 等<sup>[9]</sup> 通过实验研究了横向爆炸载荷下钢质空心方形截面梁的动态响应, 并进行了理论分析; Bambach<sup>[10]</sup> 在横向爆炸载荷作用下对铝质梁进行实验研究, 提出了一种半经验的解析解, 给出了一种基于最终永久变形或失效载荷的通用设计方法。Karagiozova 等<sup>[11]</sup> 研究了横向爆炸载荷作用下空心正方形截面梁的变形与能量吸收, 理论分析结果与已有文献中的实验结果取得了较好的一致性; Karagiozova 等<sup>[12]</sup> 采用刚塑性分析法, 研究了冲击载荷对空心圆形梁的动态响应的两相变形模型, 将爆炸冲击近似为脉冲载荷, 假设在第一变形阶段同时发生局部和整体变形, 第二阶段只发生整体弯曲变形。

\* 收稿日期: 2018-08-08; 修回日期: 2018-12-27

基金项目: 国家自然科学基金(11772216, 11602161)

第一作者: 于博丽(1994—), 女, 硕士研究生, 964855831@qq.com;

通信作者: 刘志芳(1971—), 女, 副教授, liuzhifang@tyut.edu.cn。

综上所述,爆炸载荷下薄壁管动态响应的研究主要集中于理论分析与数值模拟,理论分析主要是通过刚塑性梁模型或模态分析法来预测横向爆炸载荷下梁中点的挠度。本文中,采用实验研究、理论分析和有限元模拟相结合的方法,研究横向爆炸载荷下圆管的动态响应。利用弹道冲击摆锤系统,对圆管在横向爆炸载荷下的动态响应进行实验研究;基于理想塑性地基上刚塑性梁模型,采用模态分析法研究圆管变形模式,推导横向爆炸载荷作用下圆管跨中挠度的解析解;采用有限元模拟,分析脉冲加载下圆管的变形模式,研究不同的脉冲与圆管的直径、厚度对其跨中挠度的影响。

## 1 实验研究

### 1.1 实验装置

利用弹道冲击摆锤系统<sup>[13]</sup>对横向爆炸载荷下的圆管进行了实验研究,如图 1 所示。试件所受的冲量通过测定摆锤系统摆动的位移来确定。圆管两端固定在摆锤的夹具中,距离圆管跨中  $H=150\text{ mm}$  的位置放置 TNT 炸药。爆炸后测量圆管跨中挠度,圆管变形后的侧视图、径向截面图和轴向截面图如图 2 所示。试件几何参数、TNT 药量  $W$  见表 1。试件材料参数分别为:密度  $\rho=7\ 830\text{ kg/m}^3$ ,弹性模量  $E=193\text{ GPa}$ ,泊松比  $\mu=0.25$ ,屈服应力  $\sigma_s=205\text{ MPa}$ ,在  $\varepsilon_{\text{uts}}=0.4$  时,  $\sigma_{\text{uts}}=520\text{ MPa}$ 。圆管试件壁厚分别为 0.7、0.8、0.9 mm,外径为 89、76 mm,长度为 280 mm。

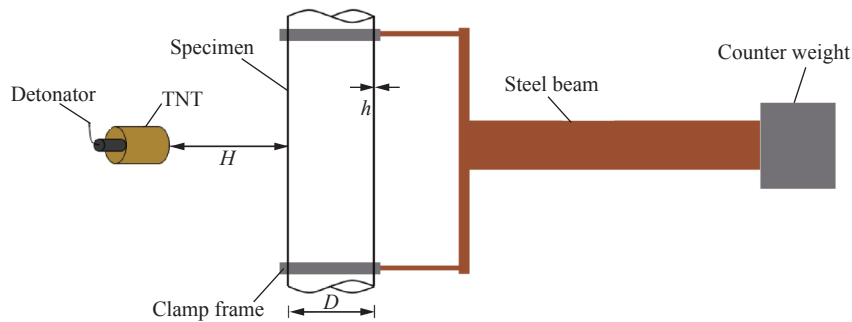


图 1 冲击摆锤系统

Fig. 1 Ballistic pendulum system

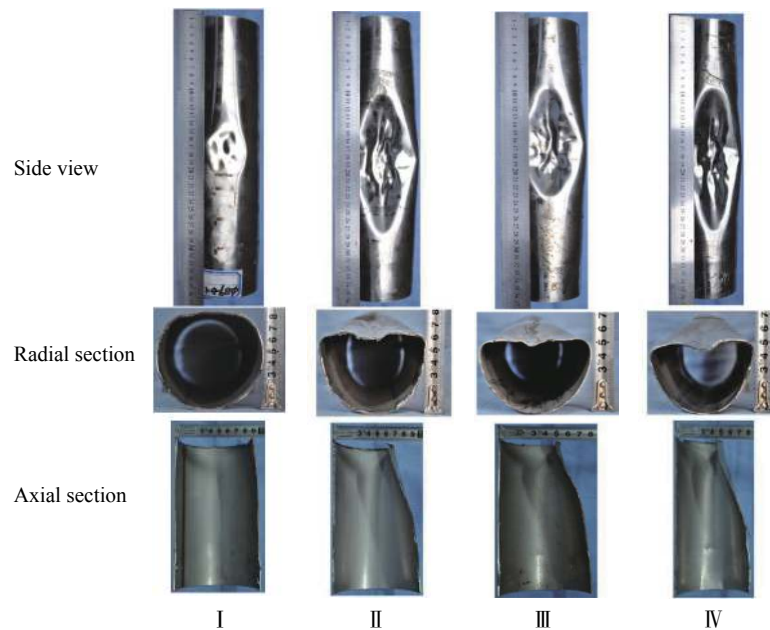


图 2 圆管残余变形模式

Fig. 2 Residual deformation modes of circular tubes

表 1 试件几何参数和实验冲量与理论冲量对比

Table 1 Geometrical parameters and comparison of the experimental and theoretical impulses

试件	$D/m$	$h/m$	$w/mm$	$W/g$	$\bar{H}/(m \cdot kg^{-1/3})$	$\Delta p_{\phi}/(kg \cdot cm^{-2})$	$\Delta p_{\phi_e}/(kg \cdot cm^{-2})$	$p_0/MPa$	$I_E/(N \cdot s)$	$I_T/(N \cdot s)$	$[(I_T - I_E)/I_E]/\%$
I	89	0.9	5.5	20	0.55	22.7	148.2	14.8	9.8	9.2	-6.12
II	89	0.8	29.1	35	0.46	34.0	236.0	23.6	14.9	14.7	-1.34
III	76	0.8	26.8	35	0.46	34.0	236.0	23.6	13.6	12.6	-7.35
IV	76	0.7	29.5	35	0.46	34.0	236.0	23.6	13.4	12.6	-5.97

由激光位移传感器 Micro-Epsilon LD1607-200 测得圆管跨中位移, 可计算系统冲量:

$$I_E = Mx_1 \frac{2\pi}{T} e^{\frac{1}{4} \ln \frac{x_1}{x_2}} \quad (1)$$

式中: 摆锤的总质量  $M=151.3$  kg, 周期  $T=3.14$  s,  $x_1$  和  $x_2$  分别为  $T_1=T/4$  和  $T_2=3T/4$  时的位移。摆线的长度为 2.6 m。

为了消除变量的量纲效应, 定义一个无量纲冲量:

$$I_n = \frac{2I_E}{\pi DLh \sqrt{\rho \sigma_s}} \quad (2)$$

式中:  $L$ 、 $D$ 、 $h$  分别为圆管的长度、外径与厚度。

## 1.2 实验结果讨论

实验结果分为两组: (1) 定量结果, 包括圆管上的冲量  $I_E$ 、跨中的永久挠度  $w$ ; (2) 试件的变形破坏模式。圆管在不同爆炸加载条件下的实验结果见表 1。

圆管的失效有 3 种不同的失效形式。第 1 类是局部塑性变形模式(见图 2 试件 I 变形); 第 2 类是菱形形状的大的塑性变形(见图 2 试件 II、III、IV 变形); 第 3 类是圆管大的非弹性变形<sup>[8]</sup>。当 TNT 放置距离一定时, 前面区域的破坏区和跨中永久挠度随炸药量的增加而增加。从图 2 可以知, 在圆管上半部分顶部有一个扁平的区域并存在着面内屈曲, 而圆管下半部分仍然保持原始形状。对称面上半部的挠度沿轴线逐渐减小, 圆管下半部分没有明显的变形。

## 2 理论分析

### 2.1 爆炸载荷

对于爆炸载荷作用下的圆管结构, 假设由爆炸引起的脉冲的近似方程为<sup>[14]</sup>:

$$p(x, \theta, t) = p_0 e^{-\frac{t}{\tau}} f(x) g(\theta) \quad (3)$$

式中:  $p_0$  为爆炸载荷峰值, 衰减常数  $\tau=50 \mu s$ <sup>[15]</sup>,  $f(x)$  与  $g(\theta)$  分别为轴向和圆周方向的初始压力分布函数。取  $f(x) = \cos^2(\pi x/L)$ <sup>[5]</sup>,  $g(\theta) = \sin \theta$ <sup>[12]</sup>, 则爆炸冲击载荷为:

$$p(x, \theta, t) = p_0 e^{-\frac{t}{\tau}} \cos^2(\pi x/L) \sin \theta \quad (4)$$

式中:  $0 < x < L/2$ ,  $0 < \theta < \pi/2$ 。圆管受爆炸载荷作用如图 3(a) 所示, 周向压力分布如图 3(b) 所示。

圆管上施加的总脉冲表示为:

$$I_T = 4 \int_0^{L/2} \int_0^{\pi/2} \int_0^{\infty} p(x, \theta, t) \frac{D}{2} dx d\theta dt = \frac{1}{2} p_0 DL \tau \quad (5)$$

根据大量爆炸实验<sup>[16]</sup>, 爆炸产生的超压  $\Delta p_{\phi}$  (单位为  $kg/cm^2$ ) 为比例距离  $\bar{H}$  (单位为  $m/kg^{1/3}$ ) 的经验函数:

$$\Delta p_{\phi} = \frac{6.1938}{\bar{H}} - \frac{0.3262}{\bar{H}^2} + \frac{2.1324}{\bar{H}^3} \quad 0.3 \leq \bar{H} \leq 1.0, \quad \bar{H} = H/\sqrt[3]{W}, \quad \Delta p_{\phi} = p_{\phi} - p_a \quad (6)$$

式中:  $H$  为炸药距离,  $p_\Phi$  为冲击波阵面压力,  $p_a$  为大气压。反射爆炸超压为:

$$\Delta p_{\Phi r} = 2\Delta p_\Phi + \frac{6\Delta p_\Phi^2}{\Delta p_\Phi + 7.2} = \frac{8\Delta p_\Phi^2 + 14\Delta p_\Phi}{\Delta p_\Phi + 7.2} \quad \Delta p_\Phi \leq 40 \quad (7)$$

实验结果与理论分析结果的对比见 表 1, 其中冲量  $I_E$  为实验结果, 压力峰值  $p_0 = \Delta p_{\Phi r} = \Delta p_{\Phi r} \times 0.1 \text{ MPa}$ , 超压  $\Delta p_\Phi$  和比例距离  $\bar{H}$  由式(6)计算得到, 总冲量  $I_T$  与  $\Delta p_{\Phi r}$  分别由式(5)、(7)给出。由 表 1 可知, 超压  $\Delta p_\Phi$  的计算结果均小于  $40 \text{ kg/cm}^2$ , 式(7)适用。当  $\Delta p_\Phi > 40 \text{ kg/cm}^2$  时, 不在本文的研究范围内, 式(7)也不再适用。

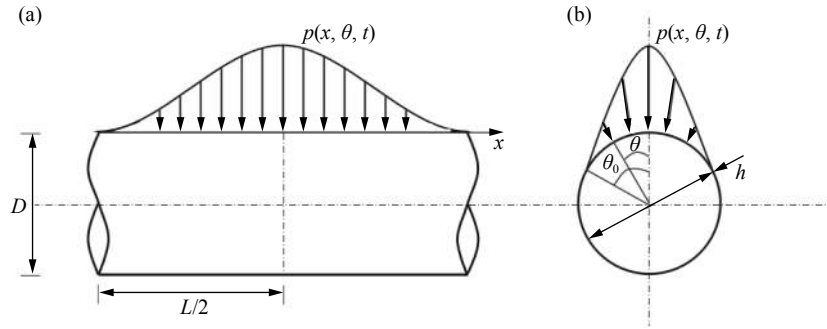


图 3 爆炸载荷下的圆管几何模型

Fig. 3 Geometry of circular tube under blast loading

### 2.2 初始速度场

圆管受爆炸载荷作用时, 在载荷作用区域及其附近周围的壳面将产生大的塑性变形和转动, 精确的分析相当复杂。通常利用薄壁圆管受局部冲击作用下的响应主要是轴向拉伸及环向变形的特点, 将它类比为地基梁模型来计算。对于有限长薄壁圆管在横向爆炸载荷下的动态响应, 采用理想塑性地基上刚塑性梁的模型进行分析, 如图 4 所示。

根据方程(4)给出的爆炸载荷形状, 假设初始速度场  $v^{(0)}(x, \theta)$  为:

$$v^{(0)}(x, \theta) = v_0 f^*(x) g^*(\theta) = v_0 \cos^2\left(\frac{\pi x}{L}\right) \sin \theta \quad 0 \leq x \leq \frac{L}{2}, \quad 0 \leq \theta \leq \frac{\pi}{2} \quad (8)$$

式中:  $v_0$  为跨中的初始速度,  $f^*(x)$  与  $g^*(\theta)$  分别为轴向和圆周方向的初始速度场函数, 并且根据爆炸载荷方程取为  $f^*(x) = \cos^2(\pi x/L)$ ,  $g^*(\theta) = \sin \theta$ 。作用在圆管上的横向动量  $\Omega$  为:

$$\Omega = 4 \int_0^{L/2} \int_0^{\pi/2} m_A \frac{D}{2} v_0 \cos^2\left(\frac{\pi x}{L}\right) \sin \theta dx d\theta \quad (9)$$

式中:  $m_A = \rho h$  为圆管上半部分的面积质量。根据  $I_T = \Omega$ , 可给出跨中的等效初始速度:

$$v_0 = \frac{p_0 \tau}{m_A} \quad (10)$$

### 2.3 圆管的跨中挠度

假设地基梁符合如下屈服准则:

$$\left| \frac{M}{M_p} \right| + \left( \frac{N}{N_p} \right)^2 = 1 \quad (11)$$

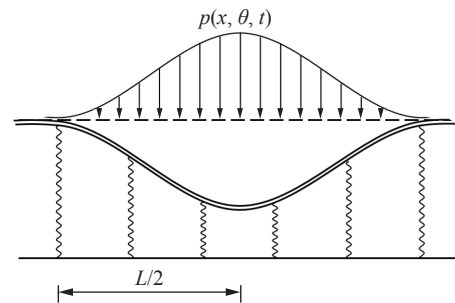


图 4 爆炸载荷下圆管刚塑性地基梁

Fig. 4 Rigid-plastic beam-on-foundation of the circular tube under impact loading

式中:  $M_p = \sigma_s D^2 h$  为圆管截面的塑性极限弯矩,  $N_p = \sigma_s \pi h D$  为圆管的塑性极限轴力。

由于圆管结构和承受载荷的对称性, 取圆管的 1/2 进行分析。基于爆炸载荷作用下圆管实验研究观察到的变形模式 (见 图 2), 假设圆管变形的形函数  $\varphi_i^*(x) = \cos(\pi x/L)$ , 则圆管跨中模态解<sup>[17]</sup> 的初始速度  $\dot{w}_*^{(0)}$  为:

$$\dot{w}_*^{(0)} = \frac{\int_V \rho v_0 f^* \varphi_i^* dV}{\int_V \rho \varphi_i^* \varphi_i^* dV} = \frac{2 \int_0^{L/2} m_L v_0 \cos^2\left(\frac{\pi x}{L}\right) \cos\left(\frac{\pi x}{L}\right) dx}{2 \int_0^{L/2} m_L \cos^2\left(\frac{\pi x}{L}\right) dx} = \frac{8v_0}{3\pi} \quad (12)$$

式中:  $m_L = \pi D h \rho / 2$  为圆管上半部分的长度质量。相应的减速度  $a_*$  为:

$$a_* = \frac{\int_V Q_j^* \dot{q}_j dV}{\int_V m_L \dot{\omega}_* \varphi_i^* \varphi_i^* dV} \quad (13)$$

式中: 广义应力  $Q_j^*$  为塑性极限弯矩,  $Q_1^* = M$ , 轴力  $Q_2^* = N$ , 地基反力  $Q_3^* = q$ ;  $\dot{q}_j^*$  为广义应变率,  $\dot{q}_1^*$  对应塑性铰的转动角速度为  $\dot{\theta} = \dot{w}_*(t)/(L/2)$ 。结合  $\dot{q}_j = \dot{w}_*(t) k_j^*(x)$  且  $\dot{q}_3 = \dot{w}_*(t) \cos(\pi x/L)$ , 可得:

$$k_1^*(x) = 2/L \quad (14)$$

$$k_3^*(x) = \cos\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad (15)$$

根据塑性理论中关联流动法则, 广义应力与广义应变率具有相互正交的关系, 由 Drucker 公设, 得出广义应变率  $\dot{q}_1$  和轴向应变率  $\dot{q}_2$  之间的比值:

$$\frac{\dot{q}_1}{\dot{q}_2} = \frac{N_p^2}{2NM_p} \quad (16)$$

因此,  $k_2^*(x)$  可以表示为:

$$k_2^*(x) = \frac{4NM_p}{LN_p^2} \quad (17)$$

圆管在爆炸载荷作用下发生了显著的塑性变形, 弹性变形的影响可忽略, 因此在分析过程中将材料简化为理想刚塑性材料。采用理想塑性地基上刚塑性梁的屈服条件<sup>[18]</sup>, 假设  $M = 0$ ,  $N = N_p$ ,  $q = 16M_0/D$ , 其中  $M_0 = \sigma_s h^2/4$  为凹形环模型单位长度的塑性极限弯矩。

将式 (14)、(15) 和 (17) 和屈服准则代入式 (13), 可得:

$$a_* = \frac{32M_p/L + 64M_0L/(\pi D)}{m_L L} \quad (18)$$

对于理想刚塑性结构, 弹性效应、应变强化和应变率效应可以忽略, 广义应力  $Q_j^*$  和广义应变率  $k_j^*$  都与时间无关。结构的总响应时间为  $t_f^* = \dot{w}_*^{(0)}/a_*$ , 因此跨中的最大挠度为:

$$w_*^f = \frac{1}{2} \dot{w}_*^{(0)} t_f^* = \frac{I_T^2}{9 \frac{1}{2} \rho \sigma_s \pi D^3 h^2 + 9 \frac{1}{4} \rho \sigma_s L^2 h^3} \quad (19)$$

式 (19) 中, 用实验冲量  $I_E$  代替假设冲量  $I_T$ , 可得到实验冲量产生的近似挠度  $\tilde{w}_*^f$ , 引入无量纲量  $\lambda = L/D$ 、 $\eta = h/D$ , 将  $I_n$  代入可得跨中无量纲挠度为:

$$\tilde{w}_*^f = \frac{\tilde{w}_*^f}{h} = \frac{I_E^2}{9 \frac{1}{2} \rho \sigma_s \pi D^3 h^3 + 9 \frac{1}{4} \rho \sigma_s L^2 h^4} = \frac{\pi^2 \lambda^2}{18\pi\eta + 9\lambda^2 \eta^2} I_n^2 \quad (20)$$

式 (20) 表明, 跨中挠度取决于  $\lambda$ 、 $\eta$ 、 $I_n$ 。图 5 给出了当  $I_n=0.35$ 、 $\lambda$  为 3.15 和 3.68 时的对比图, 跨中挠度随  $\eta$  的增大而减小。图 6 给出了  $I_n=0.35$ 、 $\eta$  为 0.008 和 0.011 时的对比图, 跨中挠度随  $\lambda$  的增大而增大。



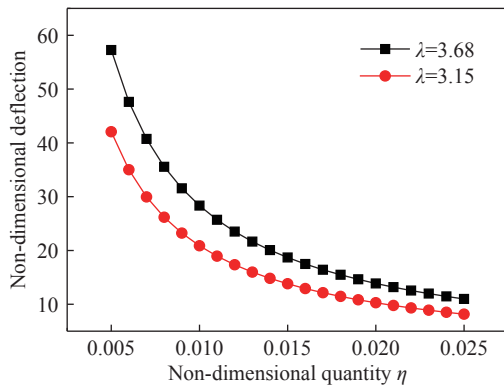


图 5  $I_n=0.35$  时无量纲挠度-无量纲量  $\eta$

Fig. 5 Non-dimensional deflection and non-dimensional quantity  $\eta$  at  $I_n=0.35$

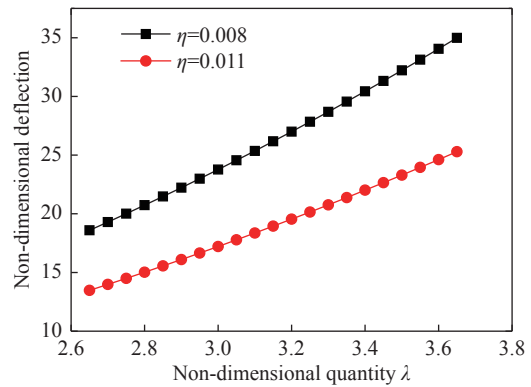


图 6  $I_n=0.35$  时无量纲挠度-无量纲量  $\lambda$

Fig. 6 Non-dimensional deflection and non-dimensional quantity  $\lambda$  at  $I_n=0.35$

### 3 有限元模拟

#### 3.1 模型的建立与验证

采用有限元软件 ABAQUS 对不同壁厚的圆管在横向爆炸载荷作用下进行了数值分析,研究了圆管的变形模式和动态响应。圆管两端固定,上半部分承受爆炸载荷,载荷以式(4)的形式施加在圆管上。圆管的材料参数选取与实验研究相同的参数,材料模型选取 Cowper-Symonds 本构关系,其中应变率敏感率  $D = 100 \text{ s}^{-1}$ ,  $q = 10$ <sup>[19]</sup>。圆管采用 S4R 壳单元,并对有限元模型进行了网格敏感性验证,最终网格尺寸选为 2 mm。

#### 3.2 有限元模拟结果与讨论

图 7 给出了试件 III 的数值模拟最终变形模式与实验最终变形模式。由图 7 可知,结构整体变形模式与有限元结果吻合较好,但由于实验中炸药产生的载荷非常复杂,同时伴随有高温高压环境,有限元结果中并未观察到与实验类似的面内屈曲变形。图 8 给出了 4 组不同壁厚的试件在不同脉冲荷载下跨中挠度的理论预测、实验测试和数值模拟结果。由图 8 可知,理论预测、数值模拟结果与实验测试吻合较好,表明所建立理论分析模型是合理的。在此基础上,研究了不同脉冲荷载下圆管的几何参数对圆管跨中挠度的影响,详细的参数与模拟结果见表 2。由表 2 可知,随着圆管厚度及脉冲荷载的增大跨中挠度增大,随着圆管外径的增大跨中挠度减小,因此脉冲荷载和几何参数对圆管变形和跨中挠度有较大影响。由表 2 可以看出,理论结果与数值模拟结果、实验结果之间存在一定的误差:原因可能是由于实验中材料发生较大的塑性变形时产生了一定的应变硬化;并且理论与数值模拟中并未考虑装药量、形状以及装药距离与实际的超压峰值及分布规律之间的非线性关系,这也是造成误差的原因。

根据无量纲分析理论,当  $\lambda=3$ ,  $\eta=0.01$  时,取  $D=100 \text{ mm}$ ,  $L=300 \text{ mm}$ ,  $h=1 \text{ mm}$  和  $D=50 \text{ mm}$ ,  $L=150 \text{ mm}$ ,  $h=0.5 \text{ mm}$  两种尺寸的试件进行数值模拟。通过无量纲冲量  $I_n$  计算  $p_0$ ,由式(2)可得:

$$I_E = I_n \pi D L h \sqrt{\rho \sigma_s} / 2 \tag{21}$$

由  $I_E$  与  $I_T$  近似相等,代入式(5)可得:

$$p_0 = \frac{I_n \pi h \sqrt{\rho \sigma_s}}{\tau} \tag{22}$$

通过数值模拟计算,对结果进行无量纲化 ( $W_{FEA} = w_{FEA} / h$ ),结果如图 9 所示。

由图 9 可知,当冲量较小时数值模拟结果与理论结果吻合较好。当冲量较大时,结构会产生较大的挠度和塑性变形,挠度越大,膜力做功所占比例越大。但是由于在理论计算中,为了工程计算的简易性,采用了圆管截面梁的全塑性极限弯矩 ( $M_p = \sigma_s D^2 h$ ),较高估计了减速度  $a_*$ ,这导致了在较大冲量下理论计算结果小于数值模拟计算结果。

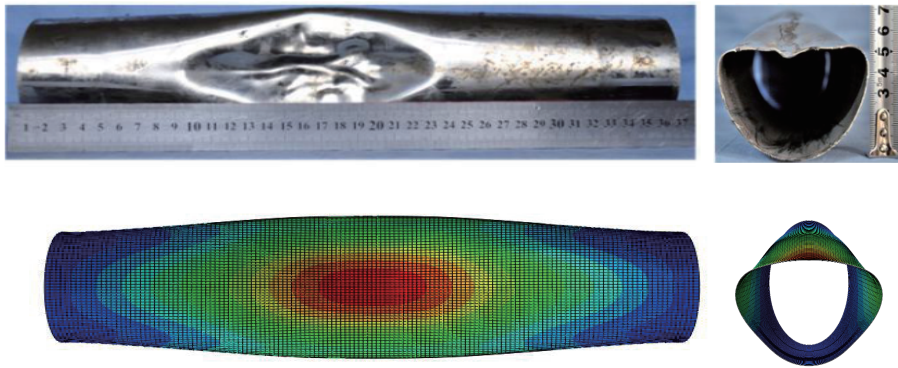


图 7 实验与数值模拟变形模式对比

Fig. 7 Comparison of numerical deformation modes with experimental result

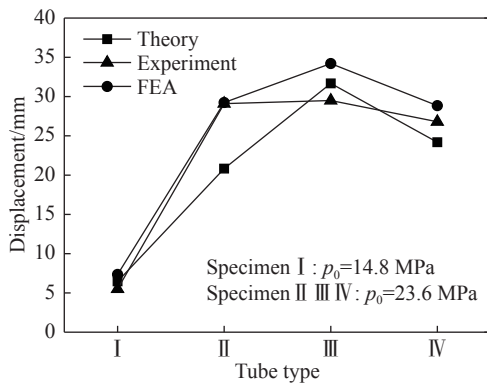


图 8 圆管跨中挠度的对比

Fig. 8 Comparison of mid-span deflection of the circular tube

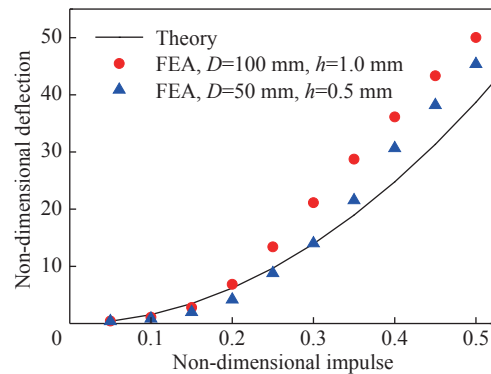


图 9 不同  $I_n$  下无量纲挠度的数值模拟与理论预测的对比

Fig. 9 Comparison of non-dimensional deflection between numerical results and theoretical results at different values of  $I_n$

表 2 横向爆炸载荷下圆管跨中挠度

Table 2 Mid-span deflection circular tube under transverse blast loading

D/mm	h/mm	$p_0$ /MPa	w/mm		
			Theory	FEA	Experiment
76	0.7	23.6	31.68	34.21	29.5
76	0.8	23.6	24.19	28.84	26.8
76	0.9	23.6	19.06	22.86	—
89	0.7	14.8	10.72	14.19	—
89	0.8	14.8	8.19	9.80	—
89	0.9	14.8	6.46	7.35	5.5
89	0.7	23.6	27.25	38.34	—
89	0.8	23.6	20.83	29.24	29.1
89	0.9	23.6	16.43	23.32	—

## 4 结 论

采用实验研究、理论分析和有限元模拟相结合的方法,分析了在横向爆炸载荷作用下圆管的动态响应,对比分析了圆管的几何参数与圆管跨中挠度之间的关系,并通过实验研究、数值模拟验证了理论分析模型的合理性。结果表明:随着 TNT 药量增加,圆管的变形区域和跨中挠度增大;基于完全塑性地基

上刚塑性梁模型,利用模态分析法给出了横向爆炸载荷下圆管中点挠度的解析解,圆管的长径比、厚度及爆炸载荷参数是影响圆管的变形模式的主要因素,通过无量纲分析得到了无量纲长度 $\lambda$ 、壁厚 $\eta$ 以及无量纲冲量 $I_0$ 对跨中挠度的影响规律,随着无量纲长度 $\lambda$ 及无量纲冲量 $I_0$ 的增大,跨中挠度增大,随着无量纲壁厚 $\eta$ 增大,跨中挠度减小;理论预测、数值模拟结果与实验研究结果吻合较好。

### 参考文献:

- [1] PAYTON R G. Transient interaction of an acoustic wave with a circular cylindrical elastic shell [J]. *Journal of the Acoustical Society of America*, 1959, 32(6): 722–729. DOI: 10.1121/1.1908197.
- [2] MENKES S B, OPAT H J. Broken beams [J]. *Experimental Mechanics*, 1973, 13(11): 480–486. DOI: 10.1007/BF02322734.
- [3] 杨桂通. 塑性动力学 [M]. 北京: 清华大学出版社, 1984.
- [4] WEGENER R B, MARTIN J B. Predictions of permanent deformation of impulsively loaded simply supported square tube steel beams [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1985, 27(1): 55–69. DOI: 10.1016/0020-7403(85)90066-9.
- [5] WIERZBICKI T. Damage assessment of cylinders due to impact and explosive loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1993, 13(2): 215–241. DOI: 10.1016/0734-743X(93)90094-N.
- [6] HOOFFATT M, WIERZBICKI T. Damage of plastic cylinders under localized pressure loading [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1991, 33(12): 999–1016. DOI: 10.1016/0020-7403(91)90055-8.
- [7] YU T X, STRONGE W J. Large deflection of a rigid-plastic beam-on-foundation from impact [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1990, 9(1): 115–126. DOI: 10.1016/0734-743X(90)90025-Q.
- [8] YUEN S C K, NURICK G N, BRINCKMANN H B, et al. Response of cylindrical shells to lateral blast load [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2013, 4(3): 209–230. DOI: 10.1260/2041-4196.4.3.209.
- [9] JAMA H H, NURICK G N, BAMBACH M R, et al. Steel square hollow sections subjected to transverse blast loads [J]. *Thin-Walled Structures*, 2012, 53: 109–122. DOI: 10.1016/j.tws.2012.01.007.
- [10] BAMBACH M R. Behavior and design of aluminum hollow sections subjected to transverse blast loads [J]. *Steel Construction*, 2008, 46(12): 1370–1381. DOI: 10.1016/j.tws.2008.03.010.
- [11] KARAGIOZOVA D, YU T X, LU G. Transverse blast loading of hollow beams with square cross-sections [J]. *Thin-Walled Structures*, 2013, 62(1): 169–178. DOI: 10.1016/j.tws.2012.09.004.
- [12] KARAGIOZOVA D, YU T X, LU G, et al. Response of a circular metallic hollow beam to an impulsive loading [J]. *Thin-Walled Structures*, 2014, 80: 80–90. DOI: 10.1016/j.tws.2014.02.021.
- [13] 李世强, 李鑫, 吴桂英, 等. 梯度蜂窝夹芯板在爆炸荷载作用下的动力响应 [J]. *爆炸与冲击*, 2016, 36(3): 333–339. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)03-0333-07.  
LI Shiqiang, LI Xin, WU Guiying, et al. Dynamic response of functionally graded honeycomb sandwich plates under blast loading [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2016, 36(3): 333–339. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)03-0333-07.
- [14] Cole R H, Weller R. Underwater explosions [J]. *Physics Today*, 1948, 1(6): 35–35. DOI: 10.1063/1.3066176.
- [15] KARAGIOZOVA D, NURICK G N, LANGDON G S. Behavior of sandwich panels subject to intense air blasts. Part 2: Numerical simulation [J]. *Composite Structures*, 2009, 91(4): 442–450. DOI: 10.1016/j.compstruct.2009.04.010.
- [16] HENRYCH J. The dynamics of explosion and its use [M]. Elsevier Scientific Publishing Company, 1979: 562. DOI: 10.1115/1.3153619.
- [17] MARTIN J B, SYMONDS P S. Mode approximations for impulsively loaded rigid plastic structures [J]. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, 1966, 92(5): 43–66. DOI: 10.21236/ad0621580.
- [18] WALTERS R M, JONES N. An approximate theoretical study of the dynamic plastic behavior of shells [J]. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 1972, 7(3): 255–273. DOI: 10.1016/0020-7462(72)90049-2.
- [19] 余同希, 华云龙. 结构塑性动力学引论 [M]. 合肥: 中国科技大学出版社, 1994: 88–89.



## Dynamic response of thin-wall circular tubes under transverse blast loading

YU Boli<sup>1,2</sup>, FENG Genzhu<sup>1,2</sup>, LI Shiqiang<sup>1,2</sup>, LIU Zhifang<sup>1,2</sup>

(1. *Institute of Applied Mechanics, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China;*

2. *Shanxi Key Laboratory of Material Strength and Structural Impact, College of Mechanics,*

*Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China*)

**Abstract:** In this paper we investigated the dynamic response of thin-wall circular tubes under lateral blast loading based on experimental research, theoretical analysis and finite element simulation. We studied the dynamic responses of the tubes under explosion using the ballistic pendulum system and analyzed the deformation modes of the thin-wall tubes, and based on the foundation beam model, established a theoretical model of the mid-span deflection of the circular tube under lateral blast loading and made it dimensionless. We also analyzed the influence of the geometric parameters of the circular tube on its deformation mode and mid-span deflection using finite element simulation and compared it with the theoretical prediction. The results show that the deformed area and the mid-span deflection of the circular tube increase with the increase of the TNT mass. The length-to-diameter ratio, wall-thickness of the circular tube and the loading impulse all have a great influence on the mid-span deflection of the circular tube. The theoretical prediction and the numerical results are both in good agreement with the experimental results.

**Keywords:** circular tube; blast loading; modal solution; beam-on-foundation; finite element

(责任编辑 丁 峰)