

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0269

爆炸载荷特征参数对无限长圆柱壳 弹性动态响应的影响^{*}

张鹏宙, 董 奇, 杨 沙

(中国工程物理研究院化工材料研究所, 四川 绵阳 621999)

摘要: 采用含有三角脉冲载荷和准静压载荷的爆炸载荷加载, 利用单自由度模型对无限长圆柱壳体(即等效平面应变圆环)的弹性动态响应进行了力学分析, 获得了径向位移响应解析解及准静压阶段弹性响应振幅的解析解。基于所得解析解, 通过控制变量法分析了载荷压力及载荷分界点时刻(即三角脉冲载荷与准静压载荷作用的分界点时刻)对径向位移最大值、准静压阶段弹性响应振幅的影响规律, 更加深入地研究了爆炸载荷对结构响应的影响。本文主要从准静压幅值与三角脉冲峰值的比值以及载荷分界点时刻两个主要特征参数入手, 结合结构的呼吸振动频率来研究爆炸载荷对无限长圆柱壳弹性动态响应的影响。在研究中发现存在临界时刻: 当载荷分界点时刻早于临界时刻时, 径向位移最大值出现在准静压阶段; 当载荷分界点时刻晚于临界时刻时, 获得了便于直观判断径向位移达到最大值时所处载荷阶段的分区图。基于前述解析解的分析, 还获得了不同影响因素导致的振幅变化的单调性分区图, 便于判别载荷压力的变化所致的准静压阶段振幅的增减趋势。通过研究获得的爆炸压力载荷对结构响应的影响规律, 可为爆炸容器设计以及结构防护基础研究提供参考。

关键词: 爆炸容器; 爆炸载荷; 无限长圆柱壳; 动态响应; 分区图

中图分类号: O383; TJ02

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

Influence of blast loading parameters on elastic dynamic response of an infinite-length cylindrical shell

ZHANG Pengzhou, DONG Qi, YANG Sha

(Institute of Chemical Materials, China Academy of Engineering Physics, Mianyang 621999, Sichuan, China)

Abstract: The elastic dynamic response of an infinite-length cylindrical shell (equivalent plane strain ring) was analyzed by using the single degree of freedom (SDOF) model under blast loading with triangular pulse load and quasi-static pressure load. The analytical solutions of radial displacement response and amplitude of elastic response under quasi-hydrostatic load were obtained. Based on the analytical solution, the influence of load pressure and the moment of the load boundary point (i.e. the time instant at which the triangular pulse load ends and the quasi-static pressure load begins) on the maximum radial displacement and the amplitude of elastic response in quasi-static pressure stage was analyzed by the control variable method, and the influence of explosion load on the structural response was further studied. The influence of blast loading on the elastic dynamic response of the infinite-length cylindrical shell was studied through the ratio of quasi-static pressure amplitude to triangular pulse peak value and the moment of the load boundary point, combined with the breathing vibration frequency of the structure. It is found that there is a critical time, when the moment of the load boundary point is earlier than the critical moment, the maximum value of radial displacement appears in the quasi-static pressure stage; when the moment of the load boundary point is later than the critical moment, the maximum value of radial displacement can be conveniently determined

^{*} 收稿日期: 2020-08-07; 修回日期: 2021-01-21

基金项目: 国家自然科学基金(11872343, 11672272, 11372293)

第一作者: 张鹏宙(1995—), 男, 硕士研究生, zhangpengzhou18@gscap.ac.cn

通信作者: 董 奇(1982—), 男, 博士, 研究员, dongqi@caep.cn

according to the obtained partition diagram of load stage. Based on the analysis of the above analytical solution, the monotonic zonal diagram of the amplitude variation in quasi-hydrostatic stage caused by the triangular pulse load peak value and quasi-hydrostatic load peak value has obtained, which is convenient to distinguish the increasing and decreasing trend of the amplitude in quasi-hydrostatic stage caused by the load pressure variation. By obtaining the influence of explosion pressure load on the structural response, the current study may provide some guidance for the design of explosion vessels and the basic research of structural protection.

Keywords: explosion vessel; blast loading; infinite-length cylindrical shell; dynamic response; zoning diagram

爆炸容器作为一种具有特殊用途的密封压力容器, 主要用来约束一定量的炸药等易爆物质在其内部爆炸后产生的效应^[1]。这种形式的爆炸属于密闭空间爆炸, 而密闭空间或半密闭空间的爆炸统称为有限空间爆炸^[2]。爆炸容器按结构外形可分为球形和圆柱形爆炸容器, 柱壳相比于球壳更易加工生产, 因此柱壳的应用更广泛。

对爆炸或冲击载荷作用下爆炸容器的壳体响应, 已进行了大量的研究。Baker^[3]首先利用单自由度 (single degree of freedom, SDOF) 模型研究了内部中心受到三角脉冲载荷作用的薄壁球壳, 对其径向位移进行了理论求解, 得到了弹性动态响应的位移解析解, 还获得了采用双线性等向强化材料的球壳在小应变条件下弹塑性动态响应的位移解析解。接着, 有了很多 SDOF 模型应用: Ko 等^[4]利用 SDOF 模型对多层弹塑性球壳受到内部轴对称脉冲爆炸载荷作用下的响应进行了研究; 赵士达^[1]在 SDOF 模型基础上提出了动力系数法; Li 等^[5]、Dong 等^[6]研究了采用弹塑性线性随动强化材料的球壳及平面应力、平面应变圆环, 利用 SDOF 模型及能量方法对结构受到内部中心轴对称脉冲载荷作用后的动态响应进行了力学推导和数值模拟, 发现了反直观现象的存在及其出现的临界条件。还有对爆炸载荷下首个脉冲载荷对结构影响的研究^[3, 7-8]。

孙琦等^[9-11]在文献 [12-14] 基础上, 考虑爆炸载荷准静态阶段的影响将爆炸载荷简化为含有三角脉冲阶段及后续准静压阶段的载荷, 利用 SDOF 模型研究了内部简化爆炸载荷作用下球壳的弹性及弹塑性动态响应过程: 提出了球壳的径向位移解析解及其最大值; 发现了影响位移最大值所处载荷阶段的临界时刻; 分析了准静态压力对动态响应过程中最大位移及后期准静压阶段振幅的影响。并且当载荷分界点时刻晚于临界时刻时, 获得了通过临界准静压用以判断径向位移最大值出现时刻的区域图。然而, 该图仅适用于三角脉冲冲量恒定、且结构的几何、材料参数等均为特定值的情况, 存在很大局限性。

关于球壳径向位移响应的解析求解^[9-10]、平面应力、平面应变圆环的相关研究^[5-6, 15]均属于一维问题, 有限长圆柱壳在两端面滑动-滑动边界条件下的响应^[16]与轴向位置无关也属于一维问题。但有限长圆柱壳在两端面自由-自由、简支-简支边界条件下的响应^[16]与轴向位置有关属于二维问题。考虑柱壳理论求解的可行性, 本文中研究柱壳响应的一维问题, 研究的对象为内部中心受到沿其轴向线性装药的无限长圆柱壳, 属于平面应变问题。本文模型可等效为平面应变圆环^[15], 或可等效为处于两光滑刚性墙体间的有限长圆柱壳即两端面受到轴向位移约束的有限长圆柱壳^[16], 不考虑结构缺陷、屈曲和拉伸颈缩。

与文献 [10] 不同, 本文中对无限长圆柱壳结构在内爆炸载荷作用下的动态响应进行研究。从准静压与三角脉冲峰值比和三角脉冲作用时间入手, 并结合结构的呼吸频率, 通过两个无量纲量获得径向位移最大值所处载荷阶段的分区图, 适用性更广泛。从已开展的研究来看, 三角脉冲载荷以及准静压载荷对结构动态响应的影响均较大, 然而综合考虑这两者对结构动态响应影响的相关研究较少, 本文中综合考虑载荷的三角脉冲载荷以及准静压载荷的影响, 获得载荷参数及无量纲参数对结构弹性动态响应的影响规律, 有助于深入认识爆炸载荷下圆柱壳的动态响应规律。本文的研究思路对于球壳的一维响应问题也有一定参考价值。

1 径向位移理论求解

考虑爆炸载荷准静压阶段对无限长圆柱壳动态响应的影响, 采用球壳相关研究^[9-11]中应用的爆炸载荷模型。图 1(a) 为简化爆炸载荷 $p(t)$, 含有三角脉冲阶段及后续准静压阶段:

$$p(t) = \begin{cases} p_{m1}(1-t/T_L) & 0 < t \leq T_L \\ p_{m2} & t > T_L \end{cases} \quad (1)$$

式中: p_{m1} 为三角脉冲峰值, T_L 为载荷分界点时刻即三角脉冲作用时间, p_{m2} 为准静压, 取 $\lambda = p_{m2}/p_{m1}$, $0 \leq \lambda < 1$ 。考虑有限元建模因素, 无限长圆柱壳也可等效为平面应变圆环, 图 1(b) 为内部受到均匀分布式简化爆炸载荷的无限长圆柱壳横切面。无限长圆柱壳的几何尺寸为: 中线半径 $r = 41 \text{ mm}$, 径向厚度 $h = 2 \text{ mm}$; 材料参数为: 密度 $\rho = 7\,830 \text{ kg/m}^3$, 弹性模量 $E = 200 \text{ GPa}$, 泊松比 $\mu = 0.3$ 。径向位移为 u_r , 周向应力为 σ_θ 。

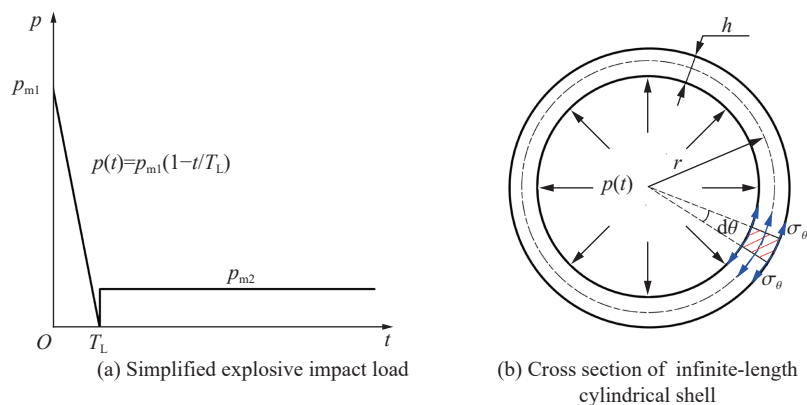


图 1 载荷和结构

Fig. 1 Load and structure

对于内部中心爆炸载荷作用下的无限长圆柱壳, SDOF 运动方程为^[5, 15]:

$$\frac{d^2 u_r}{dt^2} + \omega^2 u_r = \frac{p(t)}{\rho h}, \quad \omega^2 = \frac{E}{\rho r^2 (1 - \mu^2)} \quad (2)$$

式中: ω 为呼吸振动频率, 振动周期为 $T = 2\pi/\omega$ 。

假定在弹性运动阶段结构变形小, 因此无限长圆柱壳的中线半径变化微小, 可认为振动频率 ω 近似为常量。由式(1)~(2), 可得无限长圆柱壳径向位移响应的解析解:

$$u_r = \begin{cases} \frac{p_{m1}}{\rho h \omega^2} \left(\frac{\sin \omega t}{\omega T_L} - \cos \omega t + 1 - \frac{t}{T_L} \right) & 0 < t \leq T_L \\ C_1 \cos \omega(t - T_L) + C_2 \sin \omega(t - T_L) + \frac{p_{m2}}{\rho h \omega^2} & t > T_L \end{cases} \quad (3)$$

$$C_1 = \frac{1}{\rho h \omega^2} \left[p_{m1} \left(\frac{\sin \omega T_L}{\omega T_L} - \cos \omega T_L \right) - p_{m2} \right]$$

$$C_2 = \frac{p_{m1}}{\rho h \omega^2} \left(\frac{\cos \omega T_L}{\omega T_L} + \sin \omega T_L - \frac{1}{\omega T_L} \right)$$

式(3)在形式上与爆炸载荷下球壳弹性阶段的位移解^[9]相同, 但在球壳研究中 $\omega^2 = 2E/[\rho r^2(1-\mu)]$ 。

2 径向位移最大值响应分析

反映无限长圆柱壳结构几何及材料特性的有独立参数 h 、 r 、 ρ 、 E 、 μ 及相关参数 ω , 反映载荷特征的有独立参数 T_L 、 p_{m1} 、 p_{m2} 及相关参数 λ , 这些均属于动力响应影响因素。本节中将针对径向位移最大值 $u_{r,max}$ 综合研究 ω 、 T_L 、 p_{m1} 、 p_{m2} 及 λ 等关键因素的影响规律。

2.1 径向位移最大值所处载荷阶段的判别

无限长圆柱壳与球壳同为对称结构, 有相似之处。在球壳的相关研究中, 孙琦等^[9-10]通过式(4)~

(7)给出了球壳的临界时刻 t_c 及径向位移最大值。这些同样适用于无限长圆柱壳,但两者的呼吸振动频率 ω 不同。对于本文结构, $t_c=18.0\ \mu\text{s}$ 、 $T_L=t_c$ 时径向位移最大值恰好出现在载荷分界点处,即三角脉冲与准静压阶段的交界处,在径向位移曲线上第一个波峰刚好出现在载荷分界点处:

$$t_c = \frac{7}{3\omega} = \frac{7}{6\pi}T \quad (4)$$

无限长圆柱壳的径向位移响应也需根据 T_L 与 t_c 的关系,分三种情况。

(1)当 $T_L < t_c$ 即 $\omega T_L < 7/3$ 时,径向位移最大值首次出现时刻处于准静压阶段,此时准静压阶段径向位移最大值为:

$$u_{r,\max\text{-qs}} = \sqrt{C_1^2 + C_2^2} + \frac{p_{m2}}{\rho h \omega^2} \quad (5)$$

(2)当 $T_L = t_c$ 即 $\omega T_L = 7/3$ 时,径向位移最大值首次出现时刻处于载荷分界点处,分界点处径向位移最大值为:

$$u_{r,\max} = u_{r,\max\text{-c}} = \frac{p_{m1}}{\rho h \omega^2} \quad (6)$$

(3)当 $T_L > t_c$ 即 $\omega T_L > 7/3$ 时,径向位移响应曲线在三角脉冲和准静压阶段均有波峰出现,三角脉冲阶段的径向位移最大值为:

$$u_{r,\max\text{-tri}} = \frac{2p_{m1}}{\rho h \omega^2} \left(1 - \frac{\arctan \omega T_L}{\omega T_L} \right) \quad (7)$$

因而,径向位移最大值为 $u_{r,\max\text{-qs}}$ 和 $u_{r,\max\text{-tri}}$ 两者中的大者。由此,孙琦等^[9-10]提出了临界准静压 $p_{m2,c}$,当满足 $T_L > t_c$ 、 $p_{m2}=p_{m2,c}$ 时 $u_{r,\max\text{-qs}} = u_{r,\max\text{-tri}}$ 。图 2 为首个脉冲冲量恒定、不同 p_{m1} 时的临界准静压曲线^[10],可以通过 $p_{m2,c}$ 判断 $T_L > t_c$ 时径向位移最大值首次出现时刻所处的载荷阶段:曲线上方区域 I,径向位移最大值出现于准静压阶段;曲线下方区域 II,径向位移最大值出现于三角脉冲阶段;区域 III 内 $p_{m2} > p_{m1}$,不符合实际情况,不予考虑。图 2 适用于结构几何参数 r 及材料参数 ρ 、 E 、 ν 特定且首个脉冲冲量恒定的情况。

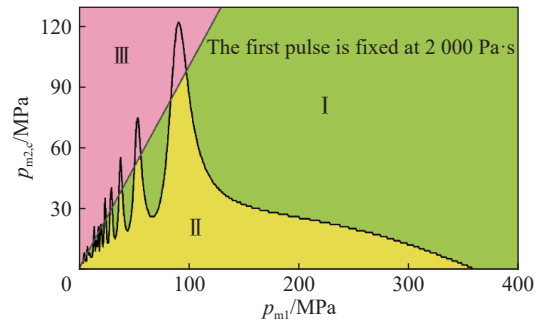


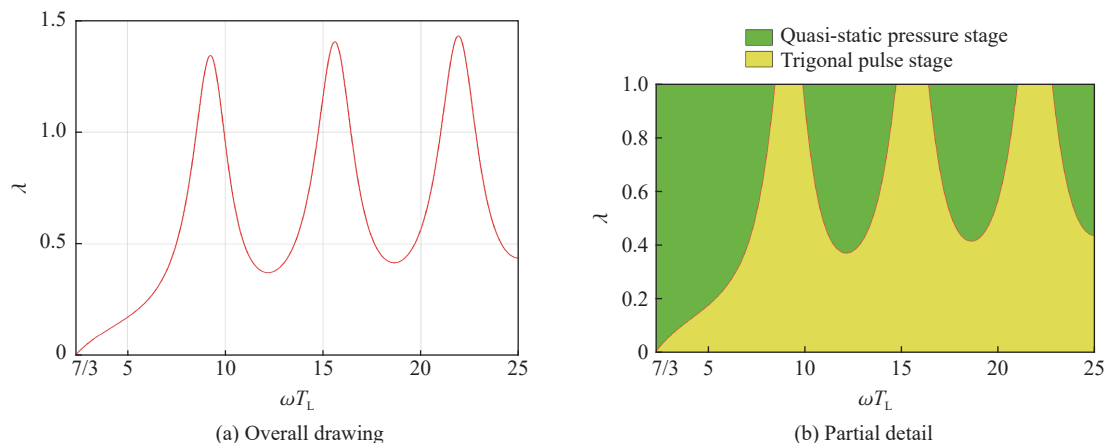
图 2 准静态压力临界值^[10]

Fig. 2 Critical value of quasi-static pressure^[10]

在无限长圆柱壳的研究中,当 $\omega T_L > 7/3$ 时,如三角脉冲阶段与准静压阶段径向位移最大值恰好相等,由式(5)、(7)可得到:

$$\sqrt{\lambda^2 - 2\lambda \left(\frac{\sin \omega T_L}{\omega T_L} - \cos \omega T_L \right) + \frac{2 - 2\cos \omega T_L}{(\omega T_L)^2} - \frac{2\sin \omega T_L}{\omega T_L} + 1} + \lambda = 2 \left(1 - \frac{\arctan \omega T_L}{\omega T_L} \right) \quad (8)$$

式(8)以 ωT_L 为自变量、 $\lambda = p_{m2}/p_{m1}$ 为因变量。图 3(a)为 $\omega T_L \in [7/3, 25]$ 时的 $\lambda - \omega T_L$ 曲线:曲线上方区域 $u_{r,\max\text{-qs}} > u_{r,\max\text{-tri}}$,即准静压阶段径向位移最大;曲线下方区域 $u_{r,\max\text{-qs}} < u_{r,\max\text{-tri}}$,即三角脉冲阶段径向位移最大。不同类型炸药 $\lambda \in [0, 1]$,如 TNT 炸药 $\lambda \approx 0.1$ 。对图 3(a)曲线上、下方的有效区域进行分区,获得便于直观判断径向位移达到最大值时所处载荷阶段的分区图,用来判断当 $\omega T_L > 7/3$ 时径向位移最大值首次出现时刻所处载荷阶段,如图 3(b)所示。如点 $(\omega T_L, \lambda)$ 处于图 3(a)曲线上方,即图 3(b)中绿色区域,则径向位移最大值出现在准静压阶段;如点 $(\omega T_L, \lambda)$ 处于图 3(a)曲线下方,即图 3(b)中黄色区域,则径向位移最大值出现在三角脉冲阶段;如点 $(\omega T_L, \lambda)$ 在图 3(a)曲线上,则三角脉冲阶段的径向位移最大值与准静压阶段的相等。图 3(b)适用于载荷参数和圆柱壳的几何、材料参数为任意值的情况,在后续动力响应分析中起到主要指导作用。

图 3 当 $\omega T_L > 7/3$ 时径向位移达到最大值时所处载荷阶段的分区Fig. 3 Zoning diagram of the load stage when the radial displacement reaches the maximum value at $\omega T_L > 7/3$

2.2 径向位移最大值响应规律

确定径向位移最大值所处载荷阶段后, 讨论 $u_{r,\max}$ 的影响因素及其具体影响规律。本文中所用力学分析模型均已经过数值模拟校验。

如 $u_{r,\max}$ 出现在三角脉冲载荷阶段, 即 $u_{r,\max} = u_{r,\max-\text{tri}}$, 则 $\omega T_L \in (7/3, \infty)$ 。由式(7)可知, $u_{r,\max-\text{tri}}$ 与 p_{m1} 成正比, 与 p_{m2} 无关。图 4(a) 为 $T_L = 50 \mu\text{s}$ 、 $p_{m2} = 10 \text{ MPa}$ 、 p_{m1} 分别为 50、75、100 MPa 时的径向位移曲线, 对应的 $(\omega T_L, \lambda)$ 分别为 (6.461, 0.2)、(6.461, 0.133)、(6.461, 0.1), 这些点均处于图 3(b) 的黄色区域, 所以径向位移最大值出现在三角脉冲载荷阶段。径向位移曲线的第一个波峰处于三角脉冲阶段, 且该峰值为径向位移最大值, 与 p_{m1} 成正比。随着 T_L 的增大, 径向位移最大值 $u_{r,\max-\text{tri}}$ 也增大。图 4(b) 为 $p_{m1} = 100 \text{ MPa}$ 、 $p_{m2} = 10 \text{ MPa}$ 、 T_L 分别为 30、40、50 μs 时的径向位移曲线, 对应的 $(\omega T_L, \lambda)$ 分别为 (3.876 6, 0.1)、(5.168 8, 0.1)、(6.461, 0.1), 这些点均处于图 3(b) 的黄色区域, 所以径向位移最大值出现在三角脉冲载荷阶段。径向位移曲线仅有第一个波峰处于三角脉冲阶段, 且该峰值为径向位移最大值, 随着 T_L 的增大而增大, 原因是三角脉冲阶段作用时间的增长导致相同时间段内圆环受到更大的冲量。

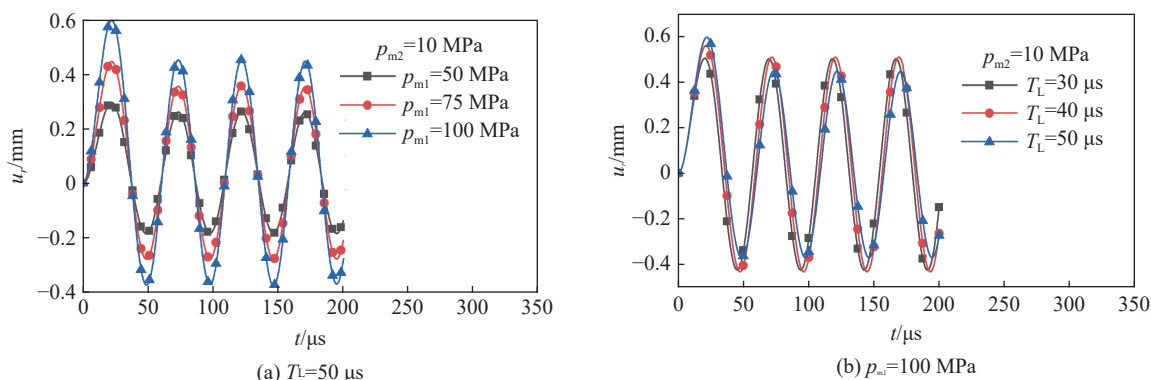


图 4 径向位移曲线

Fig. 4 Radial displacement curves

如 $u_{r,\max}$ 出现在载荷分界点处, 即 $u_{r,\max} = u_{r,\max-\text{c}}$, 此时径向位移最大值 $u_{r,\max} = p_{m1}/(\rho h \omega^2)$, $u_{r,\max}$ 与 p_{m1} 成正比, 且与 p_{m2} 无关。图 5 为 $T_L = 18 \mu\text{s}$ 、 $p_{m2} = 10 \text{ MPa}$ 、 p_{m1} 分别为 50、100、150 MPa 即 $\omega T_L = 7/3$ 时的径向位移曲线, 三角脉冲阶段径向位移最大值与准静压阶段径向位移最大值相等。径向位移曲线的第一个波峰处于载荷分界点处, 且该峰值为径向位移最大值, 与 p_{m1} 成正比。

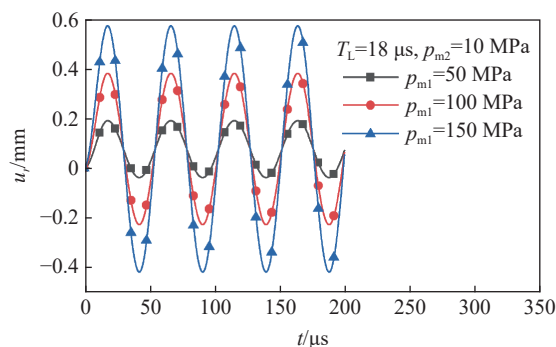


图 5 径向位移曲线

Fig. 5 Radial displacement curves

如 $u_{r,\max}$ 出现在准静压阶段, 即 $u_{r,\max} = u_{r,\max\text{-qs}}$, 由式(5)进行变换得到:

$$u_{r,\max\text{-qs}} = \frac{p_{m1}}{\rho h \omega^2} \left[\sqrt{\lambda^2 - 2\lambda \left(\frac{\sin \omega T_L}{\omega T_L} - \cos \omega T_L \right) + \frac{2 - 2\cos \omega T_L}{(\omega T_L)^2} - \frac{2\sin \omega T_L}{\omega T_L} + 1 + \lambda} \right] \quad (9)$$

由式(9)可以看出: λ 为定值时径向位移最大值与 p_{m1} 成正比; 当 p_{m1} 为常数时, $du_{r,\max\text{-qs}}/d\lambda > 0$, 随着 λ 的增大, 准静压阶段的径向位移最大值也增大。图 6 为 $\lambda=0.2$ 、 $T_L < t_c$ 和 $T_L > t_c$ 时径向位移最大值出现在准静压阶段时的径向位移曲线。图 6(a) 中, $\omega T_L = 0.6461 < 7/3$, 因此径向位移最大值出现在准静压阶段。图 6(b) 中, 对应的 $(\omega T_L, \lambda)$ 均为 $(3.8766, 0.2)$, 处于图 3(b) 曲线的绿色区域, 因此径向位移最大值出现在准静压阶段。图 6(a) 中位移曲线的所有波峰均出现在准静压阶段, 图 6(b) 中位移曲线第二个及其后的波峰均出现在准静压阶段, 由于准静压阶段响应为弹性等幅振动, 因此该阶段峰值均为径向位移最大值。

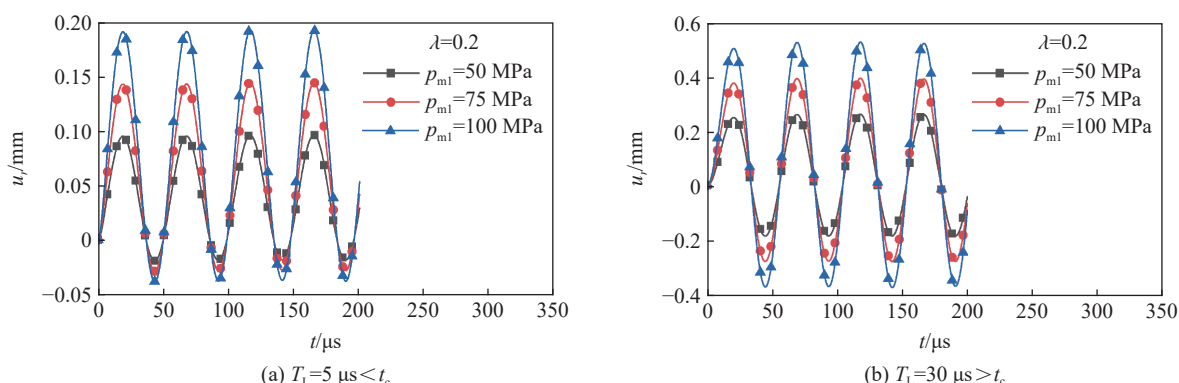


图 6 径向位移曲线

Fig. 6 Radial displacement curves

3 准静压阶段振幅分析

准静压阶段的响应为弹性等幅振动, 其振幅 A 为:

$$A = \sqrt{C_1^2 + C_2^2} \quad (10)$$

与球壳的解^[9-10]形式一致, 但球壳研究中通过枚举法讨论准静压对 A 的影响。因而, 本文中从解析解入手, 分析三角脉冲峰值 p_{m1} 及准静压 p_{m2} 对准静压阶段弹性等幅振动的振幅 A 的影响规律。

3.1 p_{m1} 对振幅的影响规律

如仅考虑三角脉冲峰值 p_{m1} 对振幅 A 的影响, 将式(10)展开可得:

$$A = \frac{1}{\rho h \omega^2} \sqrt{B} \quad (11a)$$

$$B = \left[\frac{2 - 2\cos\omega T_L}{(\omega T_L)^2} - \frac{2\sin\omega T_L}{\omega T_L} + 1 \right] p_{m1}^2 - 2p_{m1}p_{m2} \left(\frac{\sin\omega T_L}{\omega T_L} - \cos\omega T_L \right) + p_{m2}^2 \quad (11b)$$

式(11b)是以 p_{m1} 为自变量的二次函数, 其二次项系数非负, 当且仅当 $\omega T_L=0$ 时等号成立:

$$\left[\frac{2 - 2\cos\omega T_L}{(\omega T_L)^2} - \frac{2\sin\omega T_L}{\omega T_L} + 1 \right] \geq 0 \quad (12)$$

因此抛物线开口向上。式(11b)的对称轴表达式, 同样也适用于式(11a):

$$p_{m1} = \frac{-(\omega T_L)^2 \cos\omega T_L + \omega T_L \sin\omega T_L}{(\omega T_L)^2 - 2\omega T_L \sin\omega T_L - 2\cos\omega T_L + 2} p_{m2} \quad (13)$$

考虑 p_{m1} 引起的 λ 变化, 即 p_{m2} 为常数。图 7(a) 为以 ωT_L 为横坐标、 $1/\lambda$ 为纵坐标时式(13)的曲线图, 其中曲线下方为振幅 A 关于 $1/\lambda$ 的单调递减区域, 曲线上方为单调递增区域; 图 7(b) 对图 7(a) 中的有效区域进行了分区, 其中红色区域内振幅 A 随着 λ 的增大而增大, 绿色区域内振幅 A 随着 λ 的增大而减小。

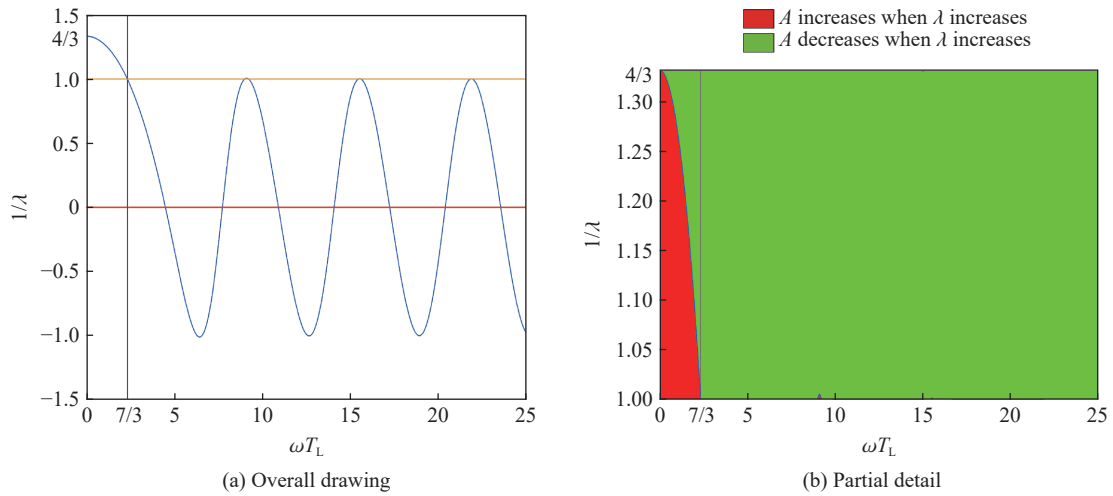


图 7 由 p_{m1} 导致的准静压阶段振幅单调性分区

Fig. 7 Monotonic zoning diagram of amplitude in quasi-static pressure stage caused by p_{m1}

为了确定具体工况下 p_{m1} 对准静压阶段振幅的影响规律, 先需要确定分区图 7(b) 曲线上的坐标, 选取 $T_L=5 \mu s$ 时举例说明, 此时 $\omega T_L=0.646$, 在图 7(b) 对应为 $(\omega T_L, 1/\lambda)=(0.646, 1.309)$, 则 $\lambda=0.763$ 。图 8(a) 为 $p_{m2}=20 \text{ MPa}$ 、 $T_L=5 \mu s$ 时振幅 A 随 λ 的变化曲线: 振幅随着 $[0, 0.763]$ 内 λ 的增大而减小(见图 7(b) 中绿色区域), 随着 $[0.763, 1]$ 内 λ 的增大而增大(见图 7(b) 中红色区域)。图 8(b) 为 $[0.5, 1]$ 区间的振幅变化曲线, 可明显看出 $\lambda=0.763$ 附近的振幅变化过程。

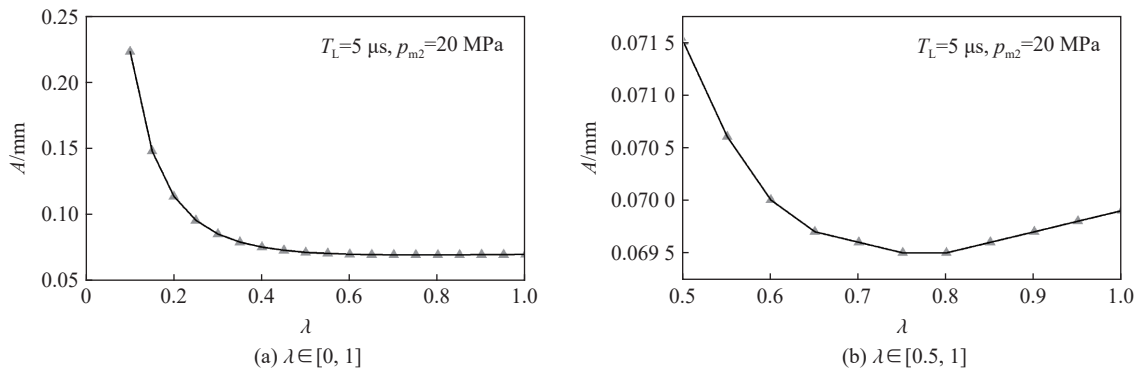


图 8 当 λ 不同时准静压阶段的振幅变化曲线

Fig. 8 Amplitude variation curves of quasi-static pressure stage with different λ

3.2 p_{m2} 对振幅的影响规律

如仅考虑准静压 p_{m2} 对 A 的影响, 由式(11a)、(11b)可得:

$$A = \frac{p_{m1}}{\rho h \omega^2} \sqrt{\lambda^2 - 2\lambda \left(\frac{\sin \omega T_L}{\omega T_L} - \cos \omega T_L \right) + \frac{2 - 2 \cos \omega T_L}{(\omega T_L)^2} - \frac{2 \sin \omega T_L}{\omega T_L} + 1} \quad (14)$$

考虑 p_{m2} 引起的 λ 变化, 即 p_{m1} 为常数。如以 λ 为自变量, 式(14)的对称轴表达式为:

$$\lambda = \sin \omega T_L / (\omega T_L) - \cos \omega T_L \quad (15)$$

图 9(a) 为式(15)的曲线图, 图 9(b) 为其有效区域的分区。其中, 蓝色区域内, 振幅 A 随着 λ 的增大而减小; 红色区域内, 振幅 A 随着 λ 的增大而增大; 而黄绿相间区域内, 振幅 A 随着 λ 的增大会先减小(黄色区域)后增大(绿色区域)。

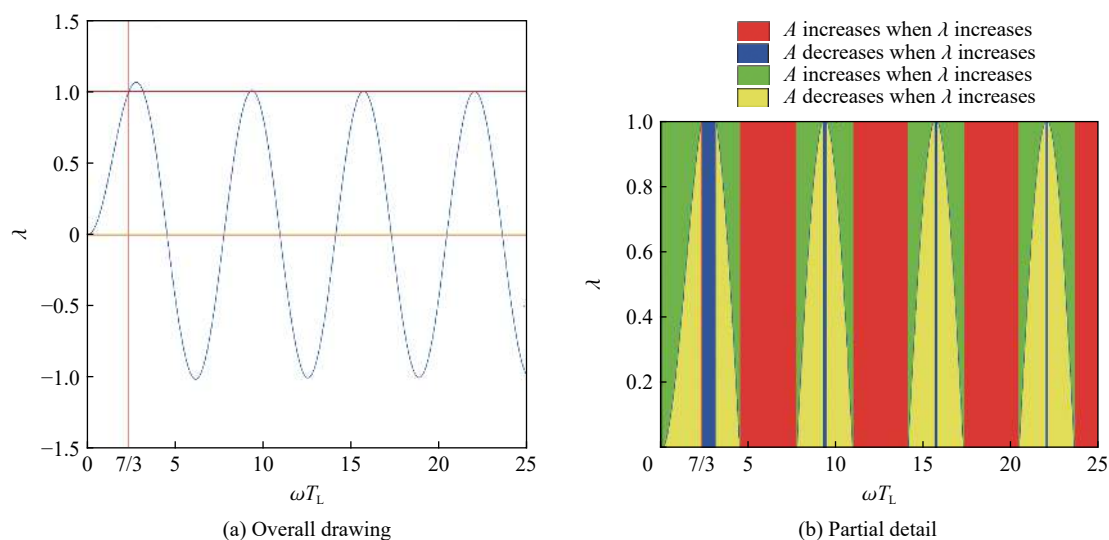


图 9 由 p_{m2} 导致的准静压阶段振幅的单调性分区

Fig. 9 Monotonic zoning diagram of amplitude in quasi-static pressure stage caused by p_{m2}

当 $\omega T_L < 7/3$ 时, 选取 $T_L = 10 \mu s$, 则 $\omega T_L = 1.292 2$, 在图 9(a) 曲线上确定坐标 $(\omega T_L, \lambda) = (1.292 2, 0.469 0)$, 则振幅 A 随着 $(0, 0.469 0)$ 内 λ 的增大而减小(见图 9(b) 中黄色区域), 随着 $(0.469 0, 1)$ 内 λ 的增大而增大(见图 9(b) 绿色区域)。

当 $\omega T_L = 7/3$ 时, 则 $T_L = 18 \mu s$, 在图 9(a) 曲线上确定坐标 $(\omega T_L, \lambda) = (7/3, 1)$, 振幅 A 随着 λ 的增大而减小(见图 9(b) 中蓝色区域)。

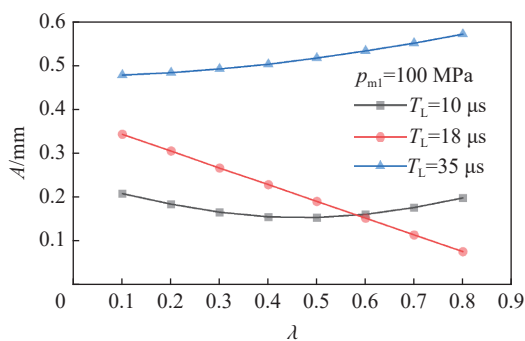


图 10 当 λ 不同时准静压阶段的振幅变化曲线

Fig. 10 Amplitude variation curves of quasi-static pressure stage with different λ

当 $\omega T_L > 7/3$ 时, 选取 $T_L = 35 \mu\text{s}$, 则 $\omega T_L = 4.5227$, 在图 9(a) 曲线上确定坐标 $(\omega T_L, \lambda) = (4.5227, -0.0286)$, 振幅 A 随着 λ 的增大而增大(见图 9(b) 中红色区域)。图 10 为 $T_L = 35 \mu\text{s}$ 下由 p_{m2} 引起 λ 变化导致的准静压阶段振幅变化曲线。

4 结 论

综合考虑了载荷的三角脉冲阶段以及准静压阶段对无限长圆柱壳结构弹性动态响应的作用效果, 从准静压与三角脉冲峰值比 λ 入手, 并结合结构的振动频率 ω 和三角脉冲作用时间 T_L , 获得了关键参数对结构弹性动态响应的影响规律。通过力学分析获得可以直观判断径向位移最大值出现时刻所处载荷阶段的分区, 还得到三角脉冲峰值和准静压峰值引起的准静压阶段振幅单调性变化分区。

(1) 当 $\omega T_L < 7/3$ 时, 径向位移最大值 $u_{r,\max}$ 出现在准静压阶段; 当 $\omega T_L = 7/3$ 时, $u_{r,\max}$ 刚好出现在载荷的分界点处; 当 $\omega T_L > 7/3$ 时, 存在两个无量纲量 ωT_L 、 λ , 对 $u_{r,\max}$ 所处载荷阶段产生决定性作用, 受自身振动频率及载荷参数共同影响。

(2) 若径向位移最大值 $u_{r,\max}$ 出现在三角脉冲阶段, 则 $u_{r,\max}$ 与三角脉冲峰值成正比, 且随着三角脉冲载荷作用时间的增加而增加, 与准静压峰值无关。若 $u_{r,\max}$ 出现在载荷分界点处, 则 $u_{r,\max}$ 与三角脉冲峰值成正比, 与准静压峰值无关。若 $u_{r,\max}$ 出现在准静压阶段, 当准静压与三角脉冲峰值之比 λ 为定值时, 则 $u_{r,\max}$ 与三角脉冲峰值成正比; 当三角脉冲峰值为定值时, 随着 λ 的增大 $u_{r,\max}$ 也增大。

(3) 三角脉冲峰值、准静压以及 T_L 均对准静压阶段弹性等幅振动的振幅变化规律有影响, 导致其具有不同的单调变化区域。

参考文献:

- [1] 赵士达. 爆炸容器 [J]. 爆炸与冲击, 1989, 9(1): 85–96.
ZHAO S D. Blast chamber [J]. Explosion and Shock Waves, 1989, 9(1): 85–96.
- [2] 胡宏伟, 肖川, 李丽, 等. 有限空间炸药装药内爆炸威力的评估方法综述 [J]. 火炸药学报, 2013, 36(4): 1–6. DOI: 10.3969/j.issn.1007-7812.2013.04.001.
HU H W, XIAO C, LI L, et al. Review on evaluation methods of blast power in confined space [J]. Chinese Journal of Explosives and Propellants, 2013, 36(4): 1–6. DOI: 10.3969/j.issn.1007-7812.2013.04.001.
- [3] BAKER W E. The elastic-plastic response of thin spherical shells to internal blast loading [J]. Journal of Applied Mechanics, 1960, 27(1): 139–144. DOI: 10.1115/1.3643888.
- [4] KO W L, PENNICK H G, BAKER W E. Elasto-plastic response of a multi-layered spherical vessel to internal blast loading [J]. International Journal of Solids and Structures, 1977, 13(6): 503–514. DOI: 10.1016/0020-7683(77)90024-5.
- [5] LI Q M, DONG Q, ZHENG J Y. Counter-intuitive breathing mode response of an elastic-plastic circular ring subjected to axisymmetric internal pressure pulse [J]. International Journal of Impact Engineering, 2008, 35(8): 784–794. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.07.002.
- [6] DONG Q, LI Q M, ZHENG J Y. Further study on counter-intuitive response of single-degree-of-freedom structures [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38(5): 305–308. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2010.10.033.
- [7] 胡八一, 柏劲松, 刘大敏, 等. 爆炸容器的工程设计方法及其应用 [J]. 压力容器, 2000, 17(2): 39–41. DOI: 10.3969/j.issn.1001-4837.2000.02.011.
HU B Y, BAI J S, LIU D M, et al. The engineering design method of explosion-containment vessel and its application [J]. Pressure Vessel Technology, 2000, 17(2): 39–41. DOI: 10.3969/j.issn.1001-4837.2000.02.011.
- [8] 胡八一, 刘大敏, 柏劲松, 等. 脉冲载荷下球形爆炸容器的弹性响应 [J]. 振动与冲击, 1998, 17(3): 22–26, 90–91. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.1998.03.006.
HU B Y, LIU D M, BAI J S, et al. Elastic response of spherical containment vessel to impulsive loads [J]. Journal of Vibration and Shock, 1998, 17(3): 22–26, 90–91. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.1998.03.006.

- [9] 孙琦, 董奇, 杨沙, 等. 内爆炸准静态压力对球形容器弹性动态响应的影响 [J]. [含能材料](#), 2019, 27(8): 698–707. DOI: 10.11943/CJEM2019026.
SUN Q, DONG Q, YANG S, et al. Effects of quasi-static pressure on dynamic elastic response of spherical vessels under internal blast [J]. [Chinese Journal of Energetic Materials](#), 2019, 27(8): 698–707. DOI: 10.11943/CJEM2019026.
- [10] 孙琦. 壳体在内爆炸载荷作用下的动态响应与力学模型研究 [D]. 绵阳: 中国工程物理研究院, 2019: 12–22.
- [11] 孙琦, 董奇, 杨沙, 等. 内爆炸准静态压力对球形容器弹塑性动态响应的影响 [J]. [含能材料](#), 2020, 28(1): 25–31. DOI: 10.11943/CJEM2019078.
SUN Q, DONG Q, YANG S, et al. Effects of quasi-static pressure on dynamic elastic-plastic response of spherical vessels under internal blast [J]. [Chinese Journal of Energetic Materials](#), 2020, 28(1): 25–31. DOI: 10.11943/CJEM2019078.
- [12] FELDGUN V R, KARINSKI Y S, EDRI I, et al. Prediction of the quasi-static pressure in confined and partially confined explosions and its application to blast response simulation of flexible structures [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2016, 90: 46–60. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2015.12.001.
- [13] 张玉磊, 苏建军, 李芝绒, 等. TNT 内爆炸准静态压力特性 [J]. [爆炸与冲击](#), 2018, 38(6): 1429–1434. DOI: 10.11883/bzycj-2017-0170.
ZHANG Y L, SU J J, LI Z R, et al. Quasi-static pressure characteristic of TNT's internal explosion [J]. [Explosion and Shock Waves](#), 2018, 38(6): 1429–1434. DOI: 10.11883/bzycj-2017-0170.
- [14] 刘文祥, 张德志, 钟方平, 等. 球形爆炸容器内炸药爆炸形成的准静态气体压力 [J]. [爆炸与冲击](#), 2018, 38(5): 1045–1050. DOI: 10.11883/bzycj-2017-0056.
LIU W X, ZHANG D Z, ZHONG F P, et al. Quasi-static gas pressure generated by explosive charge blasting in a spherical explosion containment vessel [J]. [Explosion and Shock Waves](#), 2018, 38(5): 1045–1050. DOI: 10.11883/bzycj-2017-0056.
- [15] LI Q M, DONG Q, ZHENG J Y. Strain growth of the in-plane response in an elastic cylindrical shell [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2008, 35(10): 1130–1153. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2008.01.007.
- [16] DONG Q, LI Q, ZHENG J Y. Strain growth in a finite-length cylindrical shell under internal pressure pulse [J]. [Journal of Pressure Vessel Technology](#), 2017, 139(2): 021213. DOI: 10.1115/1.4035696.

(责任编辑 丁峰)