文章编号：1000-5773(2013)05-0704-07

爆炸冲击荷载下土中平封头圆柱壳动力屈曲研究*

纪　冲[1]，张　川[2]，龙　源[1]，谢兴博[1]，刘　强[1]

（1. 解放军理工大学，江苏南京　210007；
2. 海军北海工程设计院，山东青岛　266012）

摘要：爆炸冲击荷载下土埋储油设施的动力响应研究是涉及公共结构设施安全的重要课题。以平封头圆柱壳结构模拟储油罐，根据土中圆柱壳的受力特征，利用修正的 Winkler 模型对圆柱壳-土相互作用进行描述，并给出确定模型参数的方法。基于在爆炸压力模拟器内进行的土埋钢质圆柱壳模型的爆炸压力加载实验，确定了壳壁周边荷载分布的合理简化模型。进而对平封头圆柱壳结构的动力屈曲问题进行了有限元数值计算，并根据 Budiansky-Roth 准则确定了临界屈曲荷载。通过对多工况下数值计算结果的分析，给出了临界屈曲荷载与土体弹性常数 K 的关系。

关键词：爆炸荷载；土中平封头圆柱壳；动力屈曲；临界屈曲荷载
中图分类号：O383；E932.2　　**文献标识码**：A

1　引　言

石油和天然气作为重要的战略物资，关系到军事后勤保障和国家经济命脉。地下储油设施常采用土中全埋式油罐。战争期间，一旦石油和天然气储备设施遭受打击，必将对国家安全产生重大影响。因此，爆炸冲击荷载下土埋储油设施冲击响应机理研究是涉及公共结构设施安全的重要课题，也是防灾减灾与防护工程等领域致力于研究和解决的问题，具有重要的工程实际意义和军事防护背景。而平封头圆柱壳结构可有效模拟储油罐，故开展爆炸荷载下土中圆柱壳动力响应研究具有现实应用背景。

圆柱壳是工程中最常用的结构之一，其在冲击荷载作用下的动力屈曲问题在结构稳定理论中占有重要的地位，国内外众多学者对此进行了大量且卓有成效的研究[1-5]。目前研究的圆柱壳主要是受到冲击荷载的直接作用，对于荷载经过介质传递作用于结构上的情况研究较少。由于储油罐基本都位于地下，爆炸冲击荷载通过土介质作用于结构上，所以考虑土介质作用的圆柱壳动力屈曲问题也自然成为当前研究亟待解决的现实课题。

本研究根据土中圆柱壳的受力特征，应用弹塑性理论建立圆柱壳-土相互作用的分析模型，并给出确定土模型参数的方法。在确定壳壁周边荷载分布合理简化的基础上，利用有限元方法对爆炸荷载作用下圆柱壳结构的动力屈曲进行详细研究，得到圆柱壳变形过程与临界动力屈曲荷载间的关系，并重点分析不同土介质对动力屈曲荷载的影响。

---

* **收稿日期**：2012-09-04；**修回日期**：2013-01-11
基金项目：国家自然科学基金(11102233)
作者简介：纪　冲(1981—)，男，博士，讲师，主要从事爆炸冲击效应及其防护研究. E-mail：blastingcaptain@163.com
通讯作者：龙　源(1958—)，男，博士，教授，主要从事爆炸冲击效应及其防护研究. E-mail：Long_yuan@sohu.com

2　圆柱壳-土相互作用的修正 Winkler 模型

土中圆柱壳在爆炸冲击荷载作用下将因受力而变形,其断面逐渐失去正圆形状。此时由于壳壁外凸挤压土体,产生了土体对圆柱壳的弹性抗力,约束壳壁向外变形,以弥补圆柱壳刚度的不足。因此在研究土中圆柱壳的动力屈曲时,必须把圆柱壳周围一定范围内的土体作为结构的一部分加以考虑,即考虑圆柱壳-土相互作用问题。

目前应用广泛的 Winkler 地基模型将土介质理想化为一系列弹簧单元。这种模型的一个重要特征是:荷载作用区域内的介质即刻产生位移,而此区域外的介质位移为零。显然,该模型在具有粘性和传力性土介质中的应用受到限制。由于土介质抗压不抗拉,所以需要对 Winkler 模型进行修正,使它成为更接近实际情况的无拉力 Winkler 模型[6,7]。设土中结构的某单元在与土介质接触面法线方向的力 $q(x,y)$作用下,沿法向响应位移 $w_t(x,y)$,而土介质在$q(x,y)$作用下也沿该方向产生了位移 $w(x,y)$,故同一点处结构与土介质之间的相对位移为

$$\overline{w} = w_t(x,y) - w(x,y) \tag{1}$$

则有

$$\overline{w} = A_1 q(x,y) + B \tag{2}$$

式中:A_1、B 为与结构力学参数及几何尺寸有关的系数。对于无拉力 Winkler 模型,显然有:$w \geqslant 0$,$q \geqslant 0$。如果 $\overline{w} > 0$,表明在该点处结构与土介质脱开,此时 $q = 0$;如果 $q > 0$,表明在该点处结构与土介质完全接触,此时有 $\overline{w} = 0$,总之有 $q \cdot \overline{w} = 0$。由以上推导,即可得到一个无拉力的 Winkler 修正模型。

圆柱壳-土相互作用的 Winkler 模型可以用图 1表示,其中 $p(\theta)$为径向压力。在 Winkler 模型中,通过求解无限弹性介质中圆形边界上的均匀径向位移,即可得到其弹性常数 K。取应力函数为[8]

$$\Phi = A\ln r \tag{3}$$

则有应力

$$\begin{cases} \sigma_\theta = \dfrac{\mathrm{d}^2\Phi}{\mathrm{d}r^2} = -\dfrac{A}{r^2} \\ \sigma_r = \dfrac{1}{r}\dfrac{\mathrm{d}\Phi}{\mathrm{d}r} = \dfrac{A}{r^2} \end{cases} \tag{4}$$

式中:σ_r、σ_θ 是径向应力和切向应力,r 为半径,A 为系数。

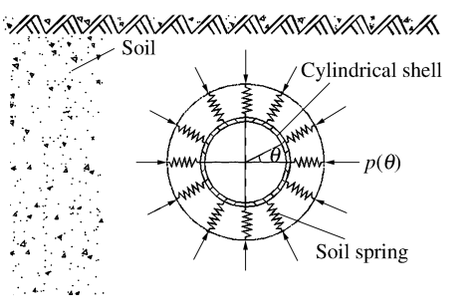


图 1　圆柱壳-土相互作用的 Winkler 模型

Fig. 1　Winkler model for analyzing interaction between cylindrical shell and soil

按平面应变问题分析,由虎克定律有

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E_s}(\sigma_r - \nu_s\sigma_\theta) = \frac{A}{E_s}\frac{1+\nu_s}{r^2} \tag{5}$$

式中:E_s、ν_s 分别为土的弹性常数和泊松比。从而得到径向位移

$$u = \int_R^\infty \frac{A}{E_s}\frac{1+\nu_s}{r^2}\mathrm{d}r = \frac{A(1+\nu_s)}{E_s R} \tag{6}$$

按 Winkler 模型中弹性常数 K 的定义可得(当 $r=R$ 时)

$$K = \frac{\sigma_r}{u} = \frac{\sigma_r E_s r}{A(1+\nu_s)} = \frac{E_s}{R(1+\nu_s)} \tag{7}$$

3　数值计算模型及参数

3.1　计算模型

计算模型中,圆柱壳高 6 m,直径为 2.4 m,壁厚取为 8 mm。利用四节点薄壳单元(SHELL 163 单元)对圆柱壳模型进行网格划分,而土体划分弹塑性弹簧单元(COMBI 165 单元)。计算时,在四点薄壳

单元的厚度方向取 5 个积分点，以模拟壳体的面内弯曲效应；进行屈曲有限元分析时，打开几何大变形效应开关，并设定粘性参数来控制沙漏变形；此外，为了防止在圆柱壳的动力屈曲过程中，壳壁自身接触引起节点相互穿透，对壳体定义了单面自接触。有限元模型如图 2 所示，其中 Node 399 位于圆柱壳顶部的中心。

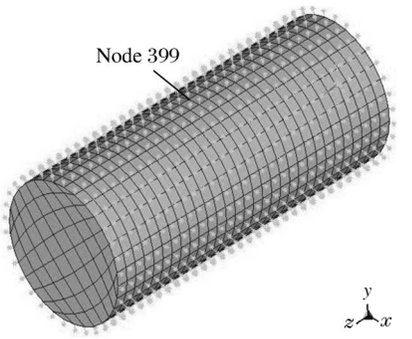


图 2 有限元计算模型

Fig. 2 Finite element computational model

3.2 材料模型及参数

Q236-A 钢质圆柱壳的材料模型选择为经典双线性随动硬化模型(Bilinear Kinematic 模型)，各项材料参数为[9]：弹性常数 $E=206$ GPa，泊松比 $\mu=0.3$，材料中的声速 $c=5\,000$ m/s，屈服应力 $\sigma_y=300$ MPa，切线模量 $E_t=10$ GPa。

土体简化为一系列径向弹塑性弹簧。当土体径向受压时取弹性系数为 K，径向受拉时假定 $K=0$。因此在有限元计算中，每个土弹簧的弹性常数为

$$K_0=(S/N)\cdot K=(\pi DL/N)\cdot K \tag{8}$$

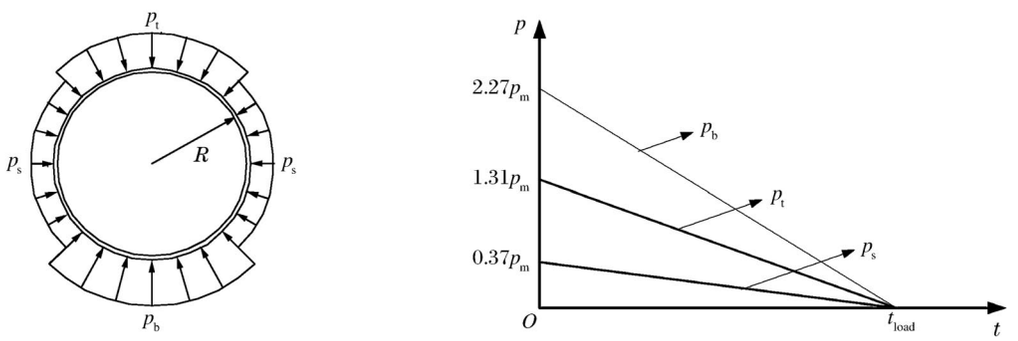
式中：K_0 为单个土弹簧的弹性常数，K 为土体的弹性常数，N 为土弹簧的总个数，S 为圆柱壳的面积，D 为圆柱壳的直径，L 为圆柱壳的长度。

根据文献[10]给出的土的基本参数，土的弹性常数在 8～46 MPa 之间，泊松比在 0.15～0.42 之间。由(7)式可以确定土的弹性常数 K 的范围为 4.7～33 MPa，由(8)式得到有限元计算中单个土弹簧的弹性常数 K_0 的范围为 0.21～1.5 MPa。

3.3 圆柱壳周边爆炸荷载初始条件的选取依据

为了研究爆炸荷载作用下土中圆柱壳结构的动力稳定性，必须首先确定作用于圆柱壳结构表面的动荷载的分布与形式。采用室内模型实验的方法，利用爆炸模拟加载装置，对预先埋入土中的圆柱壳模型进行爆炸压力加载实验，确定作用在结构模型上的爆炸动荷载的分布情况与荷载形式。实验加载装置采用爆炸压力模拟器，产生的爆炸冲击波作用于模爆器实验段的砂土表面，在砂土介质自由场内可形成近似的一维压缩波，当砂土介质内埋有圆柱壳结构模型时，则产生动力相互作用，形成作用于结构的动荷载[11]。实验时，在模型壳体上布置压力传感器，测试断面选择油罐纵向中央断面，测试点分别布置在钢油罐模型壳体的顶、底和侧边位置。

根据地面爆炸冲击波压力(p_m 为压力峰值)以及圆柱壳顶部压力(p_t)、侧面压力(p_s)和底部压力(p_b)实验测量结果的分析比较[11]，圆柱壳表面径向爆炸荷载分布可以简化为如图 3(a)所示的情形，而爆炸荷载-时间曲线可选取如图 3(b)所示的无升压时间的三角形荷载。有限元数值计算时，选取荷载持续时间 $t_{load}=100$ ms、总计算时间 300 ms 进行分析，从而得到荷载结束之后结构的动力响应。



(a) Simplified radial loads on the cylindrical shell

(b) Simplified wave of dynamic loads

图 3 圆柱壳周边爆炸荷载加载方式

Fig. 3 Peripheral explosion loads on the cylindrical shell

4　土中平封头圆柱壳结构的屈曲荷载

4.1　结构动位移分析

图 4 为在地面空爆荷载峰值 $p_m=0.75$ MPa、荷载作用时间 $t_{load}=100$ ms 及土弹簧 $K_0=0.1$ MPa的情况下,圆柱壳在 8 和 30 ms 时 y 方向的变形云图。从图 4 可以明显看出,在 8 ms 时刻,圆柱壳整体内凹,断面的正圆形缩小,y 方向最大位移不超过 12 mm,说明结构仍然处于稳定状态;而到了30 ms时刻,圆柱壳形状发生了显著改变,其顶部、底部和两侧外凸,其余位置内凹,断面形状从正圆形变成了不规则的星形,且顶、底和两侧的最大变形值达到36 mm,远远超过了圆柱壳的壁厚。

图 5 为圆柱壳在 8 和 30 ms 时 z 方向的变形云图。从图 5 可以明显看出,在 8 ms 时刻,圆柱壳侧面的平板封头整体向内凹陷,并且从中心到边缘凹陷位移逐渐减小,封头中心的位移达到14 cm,说明它已经失去稳定;而圆柱壳壳体部分的位移很小,基本保持原来形状。在30 ms时刻,圆柱壳封头几乎不变,依旧保持 8 ms 时刻的位移水平;而圆柱壳壳体和封头交界部分有整体向内的变形,但范围不大。

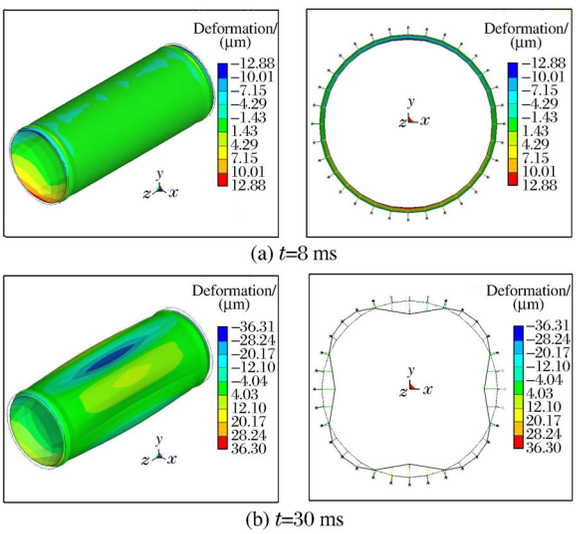


图 4　圆柱壳 y 方向的变形云图

Fig. 4　Deformation nephograms in the y direction

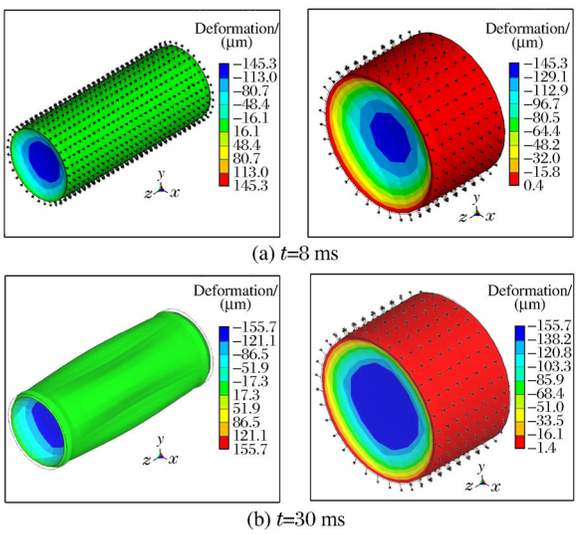


图 5　圆柱壳 z 方向的变形云图

Fig. 5　Deformation nephograms in the z direction

图 6 给出了 $K_0=0.1$ MPa 时,Node 399 在不同荷载峰值 p_m 下的径向位移时程曲线。从图 6(a)可以看出,当荷载峰值 $p_m<0.70$ MPa 时,节点的径向位移很小,最大值只有 5 mm,小于圆柱壳厚度。并且在整个计算时间内,结构一直在原来的平衡位置附近振动。随着荷载峰值的增大,由图 6(b)可以看出,节点的位移也在不断增大,当荷载峰值超过0.70 MPa后,节点位移已经超过圆柱壳的厚度,结构振动的平衡位置也开始偏离原来的平衡位置。而且随着荷载峰值的继续增大,偏离原来平衡位置也越远。

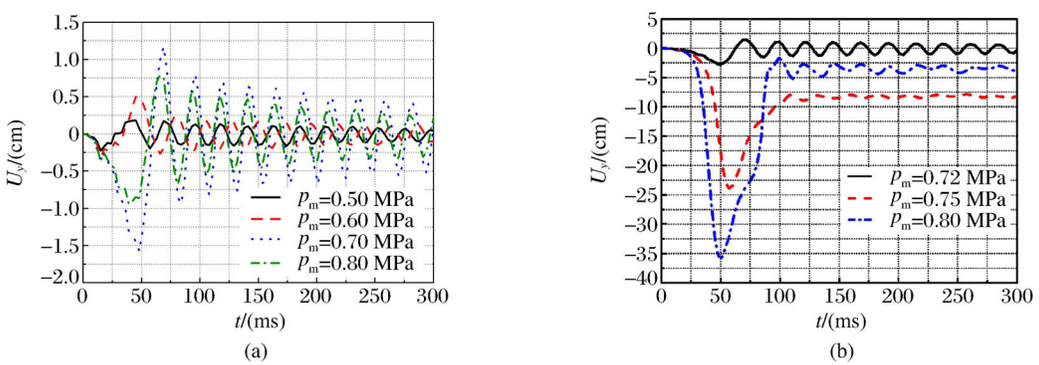


图 6　Node 399 的径向位移时程曲线($K_0=0.1$ MPa)

Fig. 6　Radial displacement-time curves of Node 399 ($K_0=0.1$ MPa)

4.2 临界屈曲荷载的确定

由于土中没有轴向土弹簧的约束，所以随着土弹簧刚度的变化，圆柱壳轴向屈曲荷载并不发生改变。故选取节点 Node 399 作为研究对象，计算了当 K_0 分别取值 0 和 0.1 MPa 时，在不同 p_m 下 Node 399径向位移最大值(U_{ymax})的绝对值，并根据计算结果作出了位移-荷载曲线，如图 7 所示。

从图 7 中可以看出：(1) 在 $K_0=0$，即没有土作用的情况下，当荷载峰值 $p_m<0.26$ MPa 时，径向位移变化很小，最大值仅 8.5 mm；当 $p_m>0.26$ MPa 时，径向位移的绝对值有明显增加趋势，并且在荷载峰值由 0.26 MPa 增大到 0.30 MPa 的过程中，位移最大值从 8.5 mm 增大到了23.2 mm，根据经典 Budiansky-Roth 屈曲准则[12]可以确定，当 $K_0=0$ 时，圆柱壳临界屈曲荷载为 $p_{cr}=0.26$ MPa；(2) 在 $K_0=0.1$ MPa 的情况下，当荷载峰值 $p_m<0.70$ MPa 时，径向位移变化很小，最大值仅9.5 mm；当 $p_m>0.70$ MPa 时，径向位移的绝对值有明显增加趋势，并且在荷载峰值由0.70 MPa增大到 0.72 MPa 的过程中，位移最大值从 9.5 mm 增大到了 27.7 mm，根据 Budiansky-Roth 屈曲准则可以确定，当 $K_0=0.1$ MPa时，圆柱壳临界屈曲荷载为 $p_{cr}=0.70$ MPa。由此可以得到一个初步结论：轴向和径向同时受到动力荷载作用时，土中圆柱壳的临界屈曲荷载大于没有土的情况。

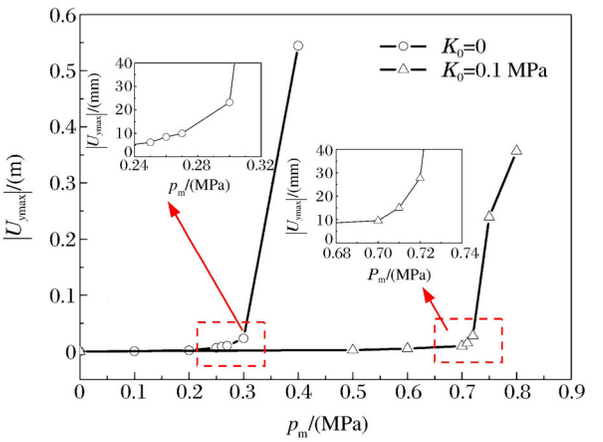


图 7 位移-荷载曲线

Fig. 7 Displacement-loads curves

4.3 土介质对临界屈曲荷载的影响分析

为了研究土介质参数对结构屈曲的影响，同时便于计算比较，分别选取弹性常数 $K_0=0.05$、0.10、0.25、0.50、1.00、1.50 MPa 的 6 种土弹簧进行计算，作出了位移-荷载曲线，如图 8 所示。从图 8 中可以看出，随着土弹簧弹性常数的增大，导致结构位移发生突变的荷载峰值越来越大，即结构的临界屈曲荷载越来越大。再分析节点 Node 399 的径向位移变化，可以得到：K_0 从零增大到 1.5 MPa，结构的临界屈曲荷载从 0.26 MPa 增大到 1.62 MPa。

根据(8)式进行土体弹性常数和有限元计算中土弹簧弹性常数的换算，可以得到临界屈曲荷载和土体弹性常数的关系曲线，如图 9 所示。利用指数方程进行拟合，得到下面的公式：

$$p_{cr}=1.70-1.27e^{-K/15.33} \tag{9}$$

从图 9 中可看出拟合效果较好。通过简单的计算比较，确定拟合的误差基本在 8%以内。

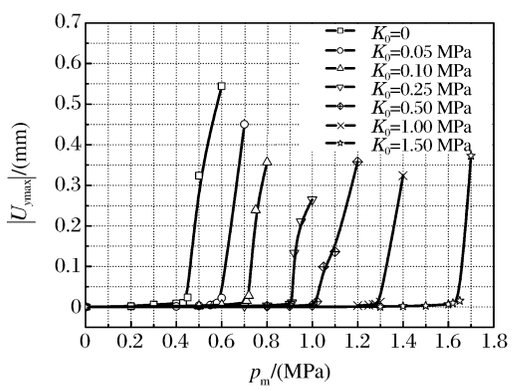


图 8 不同 K_0 值下结构位移-荷载曲线

Fig. 8 Displacement-loads curves with different K_0 values

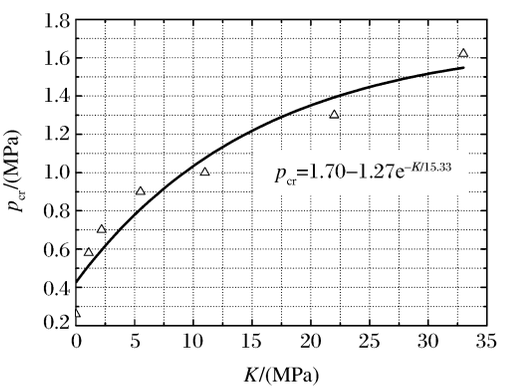


图 9 临界屈曲荷载和土体弹性常数的关系

Fig. 9 Relationship between critical buckling loads and soil elastic constant

5　结　论

根据土中圆柱壳的受力特征,应用弹塑性理论建立了土中圆柱壳-土相互作用的分析模型,并给出了确定土模型参数的方法;然后利用有限元方法,研究了爆炸荷载作用下土中圆柱壳的动力屈曲,得到了圆柱壳的变形过程和临界屈曲荷载,最后还分析了不同土介质对结构屈曲的影响。得到如下主要结论。

(1) 在动力荷载作用下,土中圆柱壳的临界屈曲荷载明显大于没有土的情况,即土起到了阻止圆柱壳屈曲的作用。并且随着土弹簧弹性常数的增大(近似等效于土介质弹性常数的增大),导致结构位移发生突变的荷载峰值越来越大,即土中圆柱壳的临界动力屈曲荷载越来越大。

(2) 得到了平封头圆柱壳动力屈曲荷载与土体弹性常数的关系曲线,并利用指数公式进行了拟合,研究成果可为不同土介质下圆柱壳在爆炸荷载下的稳定性校核提供参考。

以土埋内空钢质圆柱壳为对象,考虑充液压力对圆柱壳动力屈曲的影响将是下一步研究工作的重点。

References:

[1] Tang W Y, Wang T L, Zhang S K. Nonlinear dynamic bucking of composite cylindrical shells under radial loads [J]. Journal of Vibration and Shock, 2006, 25(2): 155-158. (in Chinese)
唐文勇,王天霖,张圣坤. 径向载荷作用下复合材料圆柱壳的非线性动力屈曲 [J]. 振动与冲击,2006,25(2):155-158.

[2] Liu L, Liu T G, Zhang T, et al. Elastic-plastic dynamic buckling of cylindrical sheells under combined loading [J]. Explosion and Shock Waves, 2002, 22(2): 119-125. (in Chinese)
刘　理,刘土光,张　涛,等. 复杂荷载作用下圆柱壳的弹塑性动力屈曲研究 [J]. 爆炸与冲击,2002,22(2):119-125.

[3] Gu H J. Structure response of multi-row cylindrical shells under explosion and shock [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2003. (in Chinese)
顾红军. 爆炸及冲击荷载下多排圆柱壳的结构响应 [D]. 南京:南京理工大学,2003.

[4] Karagiozova D, Jones N. Dynamic elastic-plastic buckling of circular cylindrical shells under axial impact [J]. Int J Solids Struct, 2000, 37(14): 2005-2034.

[5] Huang H W, Han Q. Nonlinear dynamic stability of functionally graded cylindrical shells under step loads [J]. Journal of South China University of Technology (Natural Science Edition), 2009, 37(12): 132-138. (in Chinese)
黄怀纬,韩　强. 阶跃荷载下功能梯度材料圆柱壳的非线性动力稳定性 [J]. 华南理工大学学报(自然科学版),2009,37(12):132-138.

[6] Kong D S, Luan M T, Yang Q. Review of dynamic Winkler model applied in pile-soil interaction analyses [J]. World Information on Earthquake Engineering, 2005, 21(2): 12-17. (in Chinese)
孔德森,栾茂田,杨　庆. 桩土相互作用分析中的动力 Winkler 模型研究评述 [J]. 世界地震工程,2005,21(2):12-17.

[7] Nogami T, Otani J, Konagai K, et al. Nonlinear soil-pipe interaction model for dynamic lateral motion [J]. J Geotech Eng, 1992, 118(1): 89-106.

[8] Timoshenko S P, Goodier J N. Theory of Elasticity [M]. New York: McGraw-Hill Book Company, 1970.

[9] Zhang C, Tan H H, Liu X Y, et al. Numerical simulation of dynamic bucking of cylindrical shells under radial loads [C]//7th National Conference on the Safety Protection of Engineering Stuctures, Ningbo, 2006: 123-127. (in Chinese)
张　川,谈欢欢,刘新宇,等. 瞬态径向荷载作用下圆柱壳动力屈曲的数值模拟 [C]//第七届全国工程结构安全防护学术会议,宁波,2006:123-127.

[10] Engineering Geology Handbook Editorial Board. Engineering Geology Handbook [M]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2007. (in Chinese)
工程地质手册编委会. 工程地质手册 [M]. 北京:中国建筑工业出版社,2007.

[11] Liu X Y, Zhang C. Computation method of dynamic loads of underground steel cylindrical shell under nuclear explo-

sion [R]. Nanjing: PLA University of Science and Technology, 2006. (in Chinese)
刘新宇,张 川. 核爆条件下土中钢质圆柱壳的动荷载计算方法研究 [R]. 南京:解放军理工大学,2006.
[12] Budiansky B, Roth R S. Axisymmetric dynamic buckling of clamped shallow spherical shells, TN D-1510 [R]. USA: NASN, 1962: 597-609.

Dynamic Buckling of Underground Flat-Closure Cylindrical Shells under Explosion Loads

JI Chong[1], ZHANG Chuan[2], LONG Yuan[1], XIE Xing-Bo[1], LIU Qiang[1]

(1. *PLA University of Science and Technology, Nanjing* 210007, *China*;
2. *North-sea Engineering Design Institute of Navy, Qingdao* 266012, *China*)

Abstract: Investigation of dynamic response of the underground oil storage facility subjected to explosion loads is an important problem. The oil tank can be predigested as a flat-closure cylindrical shell structure. Considering the stress characteres of underground cylindrical shells, the amendatory Winkler model was used to simulate the interaction between cylindrical shell and soil, and a method to determine the related parameters was presented. With the explosion simulation device, a model experiment of underground steel cylindrical shell under explosion loads was completed. An appropriately simplified model of the peripheral explosion loads distribution of the cylindrical shell was assigned according to experimental results. Finete element analysis for the dynamic buckling of flat-closure cylindrical shell was carried out and the critical buckling loads were determined by Budiansky-Roth criterion. Relastionship between critical buckling loads and soil elastic constant K was determined according to the multi-state computation results.

Key words: explosion loads; underground flat-closure cylindrical shells; dynamic buckling; critical buckling loads