DOI: 10.11883/1001-1455(2015)05-0696-07

浮顶式储油罐的爆炸冲击失效*

路胜卓[1],王 伟[2],陈卫东[1]
(1.哈尔滨工程大学航天与建筑工程学院,黑龙江 哈尔滨 150001;
2.哈尔滨工业大学土木工程学院,黑龙江 哈尔滨 150090)

摘要:通过模型实验与数值模拟结果对比,探讨了浮顶油罐在可燃蒸气云爆炸冲击作用下的变形过程和破坏机理。研究发现,罐体失稳破坏的主要原因与爆炸冲击波和油罐内液体的复合冲量作用有关,在爆炸冲击作用下浮顶油罐模型产生剧烈振动,迎爆面上部罐壁形成动应力集中现象,最终导致罐体失稳并产生内凹动力屈曲破坏。

关键词:爆炸力学;动力屈曲;可燃蒸气云爆炸;浮顶油罐;爆炸冲击
中图分类号:O381 **国标学科代码**:13035 **文献标志码**:A

随着能源危机的日益加剧,各发达国家和发展中国家相继进行大规模战略石油储备,油罐的储存容量也逐渐由大型向超大型化发展,钢制立式浮顶油罐的最大容量已超过 25×10^4 m^3,直径达 100 m 以上。油罐容量和储存规模的不断扩大,其遭受爆炸破坏的风险也必然加大。由于石油产品在常温下能够挥发产生大量不稳定的可燃性气体,与空气混合后在一定范围内形成的可燃蒸气云团遇火花极易引发爆炸事故,爆炸产生的冲击波又将使大型油罐遭受严重破坏[1],造成连锁灾害。

近年来,已经发生多起石油可燃蒸气云引发的爆炸事故,如 2009 年美国海外领地波多黎各一座大型油库发生的特大爆炸事故,40 座大型油罐中有 18 座被爆炸冲击波损毁;2013 年 11 月,中国青岛黄岛区中石化公司地下输油管道破裂,导致大范围连续爆炸。多数事故案例表明,石油可燃蒸气云团爆炸产生的冲击波对储油罐结构具有相当大的破坏作用[2-3]。

目前,针对大型钢制石油储罐的爆炸破坏研究愈加受到重视,结合相关理论对此已开展了一些实验研究[4-11]。但依靠实验获得的动态信息十分有限,本文中结合浮顶式储油罐缩比模型实验,对油罐结构的动力响应进行数值模拟,深入探讨浮顶式油罐在可燃蒸气云爆炸作用下的变形过程及破坏机理。

1 油罐模型实验及其数值模拟

1.1 油罐模型爆炸冲击实验

为获得钢制浮顶油罐结构在爆炸冲击作用下的动力特性,路胜卓等[8]通过实验研究了缩比油罐模型在可燃气体爆炸冲击作用下的动力响应过程。鉴于乙炔为多数石油产品中常见的挥发性气体,其与空气形成的可燃混合气体爆炸极限范围广,爆炸释放的热量多且形成的冲击作用力强,为此,实验中采用乙炔/空气混合气体为爆炸源,模拟石油可燃蒸气云爆炸及其形成的冲击波,整项实验在

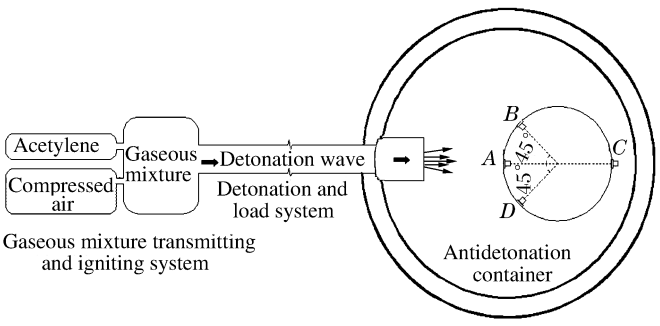

图 1 动态压力测点布置示意图

Fig. 1 Schematic arrangement of dynamic pressure measuring points

* **收稿日期**:2014-06-30;**修回日期**:2014-10-20
基金项目:国家自然科学基金项目(51508123,51078115);黑龙江省科学基金项目(E2015046)
第一作者:路胜卓(1982—),男,博士,讲师,lushengzhuo@163.com 。

燃气爆轰冲击加载系统和爆炸模拟实验平台组成的装置内进行。

按照原型与模型几何相似比 λ，分别制作了容积为 15×10^4、10×10^4 和 5×10^4 m^3 的浮顶油罐缩比实验模型。为确保模型的质量、整体刚度和结构形式与原型油罐满足一定的相似条件，模型的材料采用与原型力学性能相同的 Q235-A 钢材制作。为模拟液态石油的传压作用，实验模型内用水来代替石油，并按照工作液位相似，实验时注水至相应液位高度。其模型的主要尺寸和材料参数如表 1 所示。

实验中，分别在模型壁面特定位置安装高频动态压力传感器，用以测试罐壁相应位置所承受的冲击荷载以及罐内液体对罐壁的冲击作用，同时通过箔丝式电阻应变计测试模型壁面相应各点的动态应变，测点布置见图 1～2。图 1 为压力测点布置方式，图 2 为应变测点布置方式，并且应变测点 1 主要测量模型壁面的轴向应变，其他测点以壁面环向应变测量为主[8]。

表 1 浮顶油罐缩比模型特征参数

Table 1 Characteristic parameter of the scaled models for floating-roof oil storage tanks

材料	V/m^3	λ	D/mm	H/mm	δ/mm
Q235-A	15×10^4	100	1 100	219	1.5
Q235-A	10×10^4	100	800	220	1.2
Q235-A	5×10^4	65	923	315	1.2

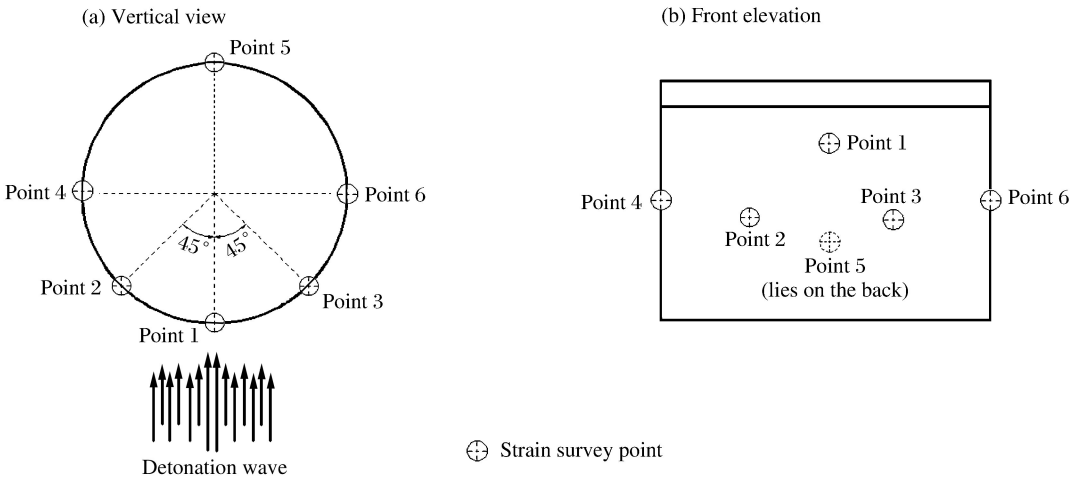

图 2 动态应变测点布置示意图

Fig. 2 Schematic arrangement of dynamic strain measuring points

1.2 数值模型的建立

由于储油罐模型结构在爆炸冲击作用下的响应瞬间完成，单纯依靠实验获得的动态信息十分有限。本文在油罐缩比模型实验的基础上，利用 ANSYS/LS-DYNA 非线性有限元软件对爆炸冲击的实验过程进行数值模拟。通过数值模拟结果与实验结果的对比分析，探讨浮顶式储油罐结构在爆炸冲击作用下的变形失效机理。

首先，按照表 1 中浮顶油罐实验模型的几何尺寸，分别建立相应的有限元模型，然后按照实验过程确定相应的约束和边界条件，使数值模拟与实验条件及实验过程一致。以下选取容积为 5×10^4 m^3 的缩比模型为例，说明相应数值模型的建立过程。

实验模型的罐壁由壳单元 SHELL163 建立，采用随动硬化模型 * MAT_PLASTIC_KINEMATIC 定义 Q235 钢材材料。该模型中考虑了钢材的硬化，适用于针对壳体和实体单元的计算，还可根据塑性应变定义单元失效。对应变率采用 Cowper-Symonds 模型来考虑，其屈服应力与应变率的关系[13]为：

$$\sigma_y = 1 + (\dot{\varepsilon}/C)^{1/P}(\sigma_0 + \beta E_p \varepsilon_p^{\mathrm{eff}}) \tag{1}$$

式中：σ_0 为钢材初始屈服应力，$\dot{\varepsilon}$ 为材料的应变率。C 和 P 为 Cowper-Symonds 模型的应变率参数，$\varepsilon_p^{\mathrm{eff}}$ 为有效塑性应变，E_p 为钢材的塑性硬化模量。

针对钢筋模拟的抗风圈或加强圈模型，采用 SOLID164 实体单元建立，用 * MAT_PLASTIC_KINEMATIC 定义钢材模型。对于模型内用于替代石油的水，采用 SOLID164 实体单元与 MAT_NULL

模型和 * EOS_GRUNEISEN 状态方程模拟液体。实验装置与承载实验模型的混凝土平台，均采用 SOLID164 实体单元和刚体材料 * MAT_RIGID。按照 LSDYNA 流固耦合的计算方法，采用两次关键字 * CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOLID，分别定义爆炸冲击波流场与储油罐模型、以及罐内液体与储油罐模型之间的耦合作用。同时，采用固定约束或自动面-面接触约束方式，定义储罐模型底端与混凝土平台的接触关系。图 3 为容积为 5×10^4 m^3 油罐的缩比实验模型和有限元数值模型。

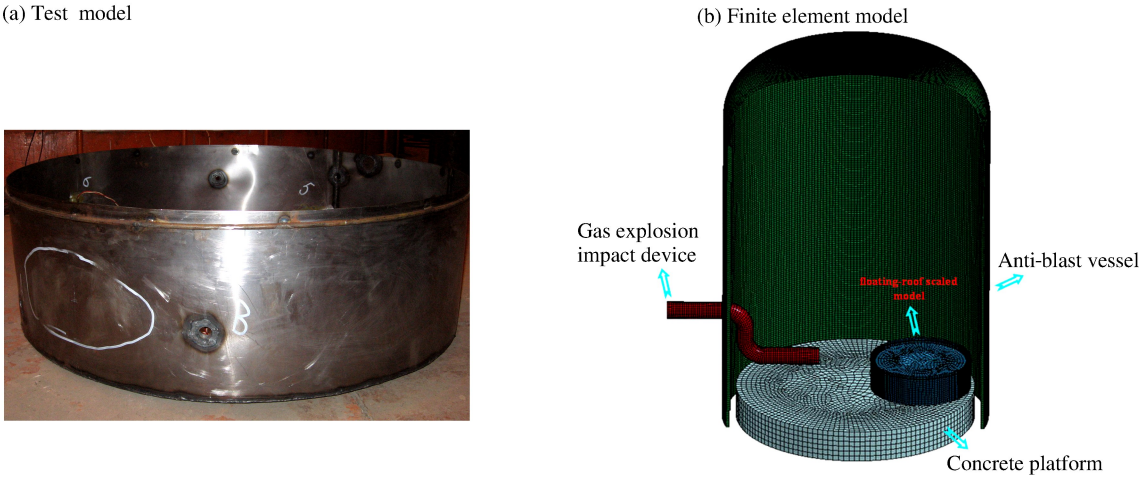

图 3 容积为 5×10^4 m^3 的浮顶罐缩比实验模型和有限元模型

Fig. 3 A scaled test model and a finite element model for the floating-roof tank with the volume of 5×10^4 m^3

因可燃蒸气云爆炸过程时间极短，若忽略热传导、辐射以及黏滞摩擦等耗散效应，并且将爆炸前后的气体和产物均视为理想气体介质，则原始反应物和爆炸产物应分别遵循理想气体的状态变化特性，可通过定义理想气体的 γ 律方程来描述爆炸后气体产物的状态变化。实验时，向实验装置充入总量为0.5～0.6 m^{3}乙炔/空气混合气体。建模中，将可燃性混合气体等效为圆柱体，并划分 650 个单元。LSDYNA 中采用 * MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 关键字描述爆炸物质的材料特性，同时对线性多项式状态方程 * EOS_LINEAR_POLYNOMINAL 中的参数进行相应定义，得到关于理想气体的 γ 律方程[12]，根据实验条件，并参考文献[13-14]，可以获得实验时乙炔/空气混合气体与空气的相关状态参数，见表 2，表中 ρ 为密度，D 为爆速，p_{CJ} 为 CJ 压力，C_0～C_6 为线性多项式状态方程的参数 E_0 为材料初始内能，V 为体积比；若定义 $C_4=C_5=\gamma-1$，其他参数为 0，则得到 γ 律方程。线性多项式状态方程和 γ 律方程的表达式见文献[12]。

表 2 乙炔/空气混合气体与空气域数值模型相关参数

Table 2 Numerical model related parameters for acetylene/air mixture and air

材料	ρ/(kg·m^{-3})	D/(m·s^{-1})	p_{CJ}/GPa	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	E_0/(MJ·m^{-3})	V_0
混合气体	1.278	2 011	2.28	0	0	0	0	0.262	0.262	0	4.348	1.0
空气	1.293			-1.0×10^5	0	0	0	0	0	0	0.25	1.0

2 数值模拟与实验结果对比

2.1 模型壁面动态超压对比

图 4 为数值计算得到的容积为 5×10^4 m^3 缩比模型罐壁超压时程曲线与实验结果的对比图。数值计算得到的超压时程曲线与实验结果均呈现气体爆炸冲击荷载的作用特征—突跃上升达峰值点后，近似按指数曲线规律下降。数值计算得到的曲线比实验曲线稍显光滑，这是因为实验中伴随爆炸反应产生了强光和空气电离现象，对压力传感器信号有一定影响，而数值模拟过程则忽略了这些次要因素，但相应测点时程曲线的变化趋势基本相同。

表 3 为 5×10^4 m^3 模型超压峰值 Δp_p 和正压作用时间 t_+ 的结果，$r_{\Delta p_p}$ 为实验和数值模拟得到的超压峰值的误差，r_{t_+} 为实验和数值模拟得到的正压作用时间的误差。

表 3 容积为 5×10^4 m^3 的缩比模型罐壁超压

Table 3 Overpressures of the wall for the floating-roof tank with the volume of 5×10^4 m^3

测点	Δp_p/MPa		$r_{\Delta p_p}$/%	t_+/ms		r_{t_+}/%
	实验	数值模拟		实验	数值模拟	
A	0.315	0.33	4.7	5.23	4.79	8.4
B	0.198	0.17	14.1	4.9	5.51	12.5

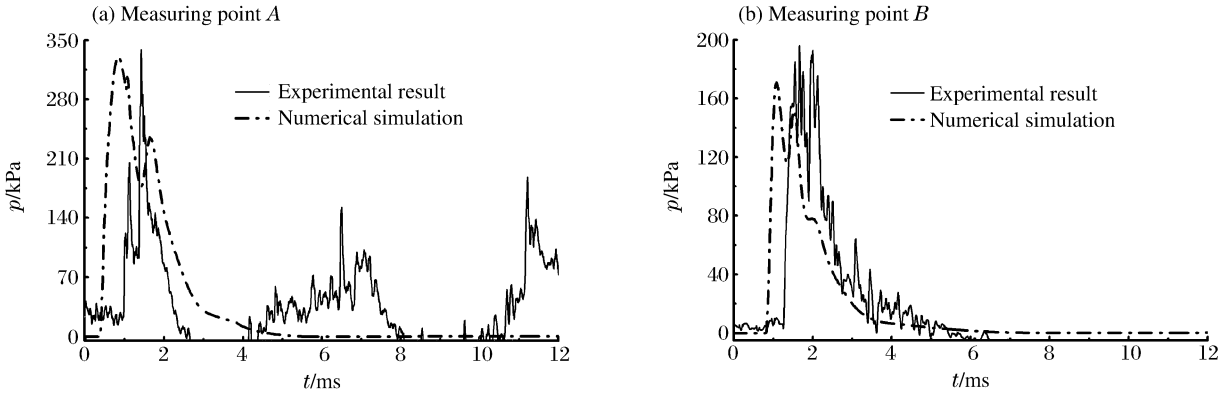

图 4 容积为 5×10^4 m^3 缩比实验模型罐壁不同测点的超压时程曲线对比

Fig. 4 Contrast of overpressure history curves at different survey points from the floating-roof tank with the volume of 5×10^4 m^3

2.2 油罐模型破坏形态对比

图 5 为分别由实验和数值模拟得到的容积为 5×10^4 m^3 浮顶油罐模型的破坏形态图。数值模拟过程显示，在爆炸冲击波作用下，罐壁迎爆面正反射区首先屈服，伴随着屈服面的不断扩展和塑性铰的形成，相应区域罐壁沿径向产生内凹运动，并带动相邻区域罐壁屈服变形。随着冲击作用强度的逐步衰减，局部内凹罐壁还呈现回弹现象，经反复振动最终形成如图 5(a)所示的内凹屈曲变形。图 5(b)为数值计算得到的罐体结构有效塑性应变 $\varepsilon^{\mathrm{eff}}p$ 分布图，模拟结果表明产生屈服并形成残余变形的质点多分布在罐壁屈曲变形区域的边缘，说明罐壁在抵抗冲击变形的过程中，屈曲变形区域周围形成了不规则的塑性铰线。

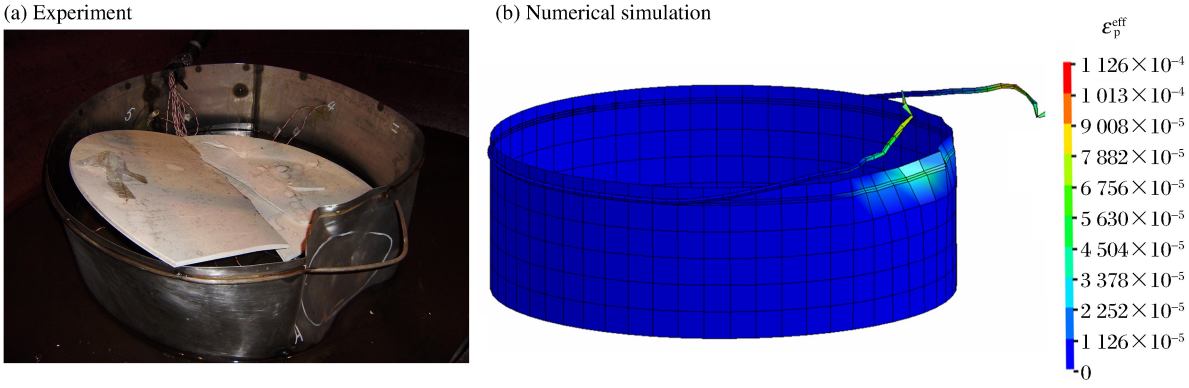

图 5 容积为 5×10^4 m^3 的浮顶油罐缩比模型破坏形态对比

Fig. 5 Contrast of damage states between experiment and simulation for the floating-roof tank with the volume of 5×10^4 m^3

2.3 模型罐壁动态应变对比

图 6 是由实验和数值模拟得到的 5×10^4 m^3 实验模型的动态应变时程曲线对比图，表 4 则是对应测点动态应变峰值的对比结果。

通过数值模拟得到的各应变时程曲线的变化趋势与相应实验曲线相似，并且对比不同测点的曲线可见，模型罐壁迎爆面、侧面和背部 3 个区域的应变时程曲线形态各异，表明在爆炸冲击波作用下，不同区域罐壁的应变变化截然不同。

测点 1～3 分布于罐壁迎爆面塑性屈曲变形区域内，且测点 1 位于罐壁迎爆面的正反射区。在爆炸冲击波作用下，测点 1 的应变曲线首先突跃达到应变峰值点 $1\ 601\times10^{-6}$，然后持续振荡，最终形成约 $1\ 500\times10^{-6}$ 的残余应变。说明测点 1 处罐壁首先达到屈服状态，产生塑性变形，并且相应罐壁沿轴向始终处于拉应力状态。

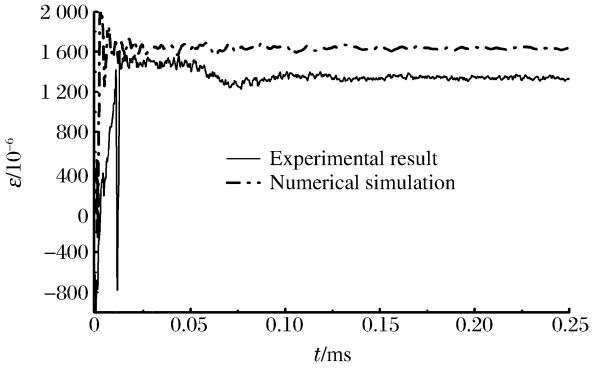

图 6(a) 测点 1 动态应变时程曲线

Fig. 6(a) Dynamic strain history curves of survey point 1

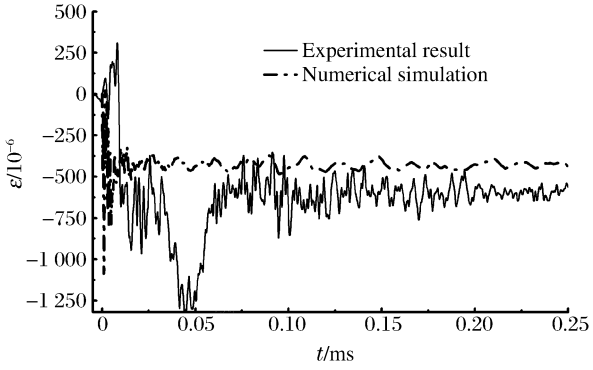

图 6(b) 测点 2 动态应变时程曲线

Fig. 6(b) Dynamic strain history curves of survey point 2

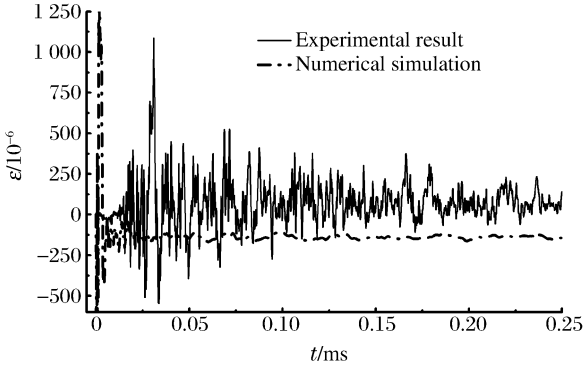

图 6(c) 测点 4 动态应变时程曲线

Fig. 6(c) Dynamic strain history curves of survey point 4

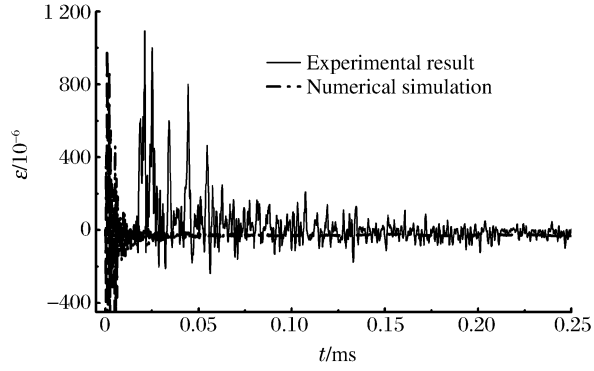

图 6(d) 测点 5 动态应变时程曲线

Fig. 6(d) Dynamic strain history curves of survey point 5

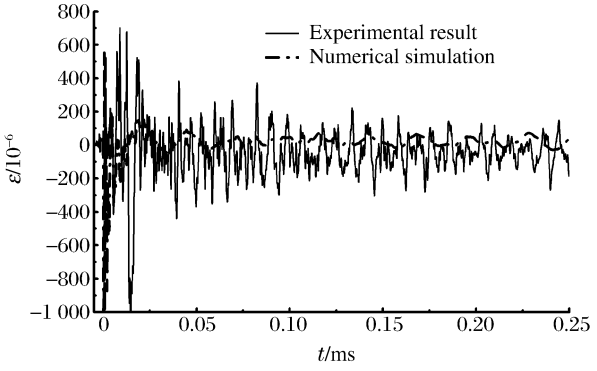

图 6(e) 测点 6 动态应变时程曲线

Fig. 6(e) Dynamic strain history curves of survey point 6

测点 2 应变曲线达到约 $-1\ 200\times10^{-6}$ 应变峰值后，迅速衰减至 -600×10^{-6}，再次产生振荡变化，并最终形成约 -650×10^{-6} 的残余应变。尽管测点 2 同样有残余应变形成，但相应罐壁呈弹性振动过程，罐壁在弹性振动中，由于受相邻塑性变形区域的影响而导致自身形变无法恢复，最终形成了弹性屈

曲。同时曲线表明，相应罐壁区域沿环向呈压应力状态。

测点 3 的应变曲线在初始突跃上升阶段意外失效，主要是应变片靠近屈曲变形的塑性屈服线处，因变形超出允许范围使其断裂所致。

模型侧面与背部的测点 4、6 和 5 等 3 个测点，其应变曲线均呈现相似的弹性震荡特征，曲线经过应变峰值点后在初始平衡位置附近震荡，随后逐渐衰减至平衡状态。表明在爆炸冲击作用下，相应区域罐壁经历了弹性振动响应过程。

表 4 容积为 5×10^4 m³ 的缩比模型罐壁动态应变峰值

Table 4 Dynamic strain peaks tested at different survey points from the scaled floating-roof tank model with the volume of 5×10^4 m³

测点	$\varepsilon_{d,p}/10^{-6}$		$r_{\varepsilon_{d,p}}$/%	测点	$\varepsilon_{d,p}/10^{-6}$		$r_{\varepsilon_{d,p}}$/%
	实验	数值模拟			实验	数值模拟	
1	1 612	1 985	23.1	4	1 140	1 242	8.9
2	−1 409	−1 138	19.2	5	1 059	992	6.3
3	−1 604			6	752	579	23.0

3 结　论

(1)在爆炸冲击作用下，罐壁迎爆面正反射区首先屈服，罐壁的动力响应包含弹性和塑性两种形式。罐壁区域呈现弹性和塑性两种变形状态，其塑性变形区主要集中在罐壁迎爆面正反射区，其他区域为弹性变形。

(2)爆炸冲击波的瞬间冲击引起结构沿罐壁的轴向和环向产生巨大的拉压内力，迎爆面上部罐壁形成动应力集中，造成相应材料屈服失效。罐壁在抵抗冲击变形过程中，变形区周围相继出现不规则的塑性铰线，导致罐体失稳破坏。

(3)实验与数值分析结果显示，罐体失稳的主要原因是，可燃蒸气云爆炸冲击波形成的强动荷载，使罐体结构迅速达到承载能力的极限，同时，在冲击波和罐内液体形成的复合冲量以及液体与罐壁的耦合作用下，结构丧失稳定平衡，并导致迎爆面顶端罐壁产生内凹动力屈曲破坏。

参考文献：

[1] Shebeko Y N, Bolodian I A, Molchanov V P, et al. Fire and explosion risk assessment for large-scale oil export terminal[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2007,20(4/5/6):651-658.

[2] Planas-Cuchi E , Vílchez J A, Casal J. Fire and explosion hazards during filling/emptying of tanks[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 1999,12(6):479-483.

[3] Chang J I, Lin C C. A study of storage tank accidents[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2006,19(1):51-59.

[4] Stawczyk J. Experimental evaluation of LPG tank explosion hazards[J]. Journal of Hazardous Materials, 2003,96(2/3):189-200.

[5] Hsu H L, Jean S Y. Improving seismic design efficiency of petrochemical facilities[J]. Practice Periodical on Structural Design and Construction, 2003,8(2):107-117.

[6] 翁大根，葛庆子. 接触爆炸作用下特大型 LNG 储罐的动力响应分析[J]. 天然气工业，2014,34(1):139-145.
Weng Da-gen, Ge Qing-zi. A dynamic response analysis of an extra-large LNG storage tank under blasting conditions[J]. Natural Gas Industry, 2014,34(1):139-145.

[7] 王震，胡可，赵阳. 拱顶钢储罐内部蒸气云爆炸冲击荷载的数值模拟[J]. 振动与冲击，2013,32(20):35-40.
Wang Zhen, Hu Ke, Zhao Yang. Numerical simulation for internal vapour cloud explosion loading in dome-roof steel tanks[J]. Journal of Vibration and Shock, 2013,32(20):35-40.

[8] 路胜卓，王伟，张博一. 大型浮顶式储油罐的爆炸破坏机理实验[J]. 爆炸与冲击，2011,31(2):158-164.

Lu Sheng-zhuo, Wang Wei, Zhang Bo-yi. Experimental research on destruction mechanism of large scale floating-roof tank under blast loading[J]. Explosion and Shock Waves, 2011,31(2):158-164.

[9] 刘新宇,马林建,马淑娜.核爆炸荷载作用下土埋钢油罐受力特性模型试验[J].解放军理工大学学报:自然科学版,2009,10(2):175-178.
Liu Xin-yu, Ma Lin-jian, Ma Shu-na. Model experiment on force characteristic of soil-embedded steel oil tank under nuclear explosion[J]. Journal of PLA University of Science and Technology: Natural Science Edition, 2009,10(2): 175-178.

[10] 周建伟,方秦,张亚栋.地下储液罐抗爆炸地冲击作用的流固耦合有限元分析[J].防灾减灾工程学报,2009,29(1):35-43.
Zhou Jian-wei, Fang Qin, Zhang Ya-dong. Numerical analysis of fluid-solid coupling of the underground liquid-storage tanks subjected to the ground shock induced by explosions[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2009,29(1):35-43.

[11] 潘旭海,徐进,蒋军成.圆柱形薄壁储罐对爆炸冲击波动力学响应的模拟分析[J].化工学报,2008,59(3):796-801.
Pan Xu-hai, Xu Jin, Jiang Jun-cheng. Simulation analysis of dynamic response of thin-wall cylindrical tank to shock wave[J]. Journal of Chemical Industry and Engineering (China), 2008,59(3):796-801.

[12] Livermore Software Technology Corporation. LS-DYNA keyword user's manual[M]. Livermore: Software Technology Corporation, 2007:17-43.

[13] 张宝坪,张庆明,黄风雷.爆轰物理学[M].北京:兵器工业出版社,2006:89-122.

[14] 赵衡阳.气体和粉尘爆炸原理[M].北京:北京理工大学出版社,1996:31-92.

Failure characteristics of floating-roof oil storage tanks subjected to blast impact

Lu Sheng-zhuo[1], Wang Wei[2], Chen Wei-dong[1]

(1. *College of Astronautics and Civil Engineering, Harbin Engineering University, Harbin* 150001, *Heilongjiang, China*;
2. *College of Civil Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin* 150090, *Heilongjiang, China*)

Abstract: The failure mode and mechanism of floating-roof oil storage tanks under the blast impact through the combustible gas explosion were discussed, on the basis of the scaled model tests and the numerical simulations comprehensively. It is found that the coupled impact effect of the blast wave and the liquid resulted in the bulking failure and damage of the oil storage tank body. In the process of the violent vibration, the stress concentration appeared on the upper area of the scaled model, and the tank body lost its stability and generated the concave formation and dynamic buckling area.

Key words: mechanics of explosion; dynamic buckling; combustible gas explosion; floating-roof oil storage tank; blast impact

(责任编辑 张凌云)