

高 压 物 理 学 报

GAOYA WULI XUEBAO

1987 年 9 月创刊

2019 年主题专刊

· 水下爆炸 ·

## 目 次

- 港池环境近水面水下爆炸特性及其毁伤效应 ..... 董 琪, 韦灼彬, 唐 廷, 李凌锋, 刘靖晗
- 刚性柱附近浅水爆炸荷载特性研究 ..... 刘靖晗, 唐 廷, 韦灼彬, 于小存, 李凌锋, 张元豪
- 铝氧比对含铝炸药水下爆炸载荷及能量输出结构的影响 ..... 田俊宏, 孙远翔, 张之凡
- 《高压物理学报》2019 年主题专刊名录 ..... 《高压物理学报》编辑部



官方网站: [www.gywlxb.cn](http://www.gywlxb.cn)

官方邮箱: [gaoya@caep.cn](mailto:gaoya@caep.cn)

联系电话: 0816-2490042



## 《高压物理学报》2019年主题专刊名录

- ❖ 高压物性实验研究
- ❖ 高压物性的计算与模拟
- ❖ 高压合成新材料
- ❖ 高压地球科学
- ❖ 高压实验技术
- ❖ 高压下材料动态响应的计算与模拟
- ❖ 高压下材料动态响应实验研究
- ❖ 脆性材料的动态响应
- ❖ 界面不稳定性
- ❖ 高压科学应用——炸药起爆及安全性
- ❖ 高压科学应用——水下爆炸
- ❖ 高压科学应用——侵彻与防护
- ❖ 高压科学应用——气相爆炸

★ 获取地址：<http://www.gywlxb.cn/topics>

# 港池环境近水面水下爆炸特性及其毁伤效应

董 琪<sup>1,2</sup>, 韦灼彬<sup>2</sup>, 唐 廷<sup>2</sup>, 李凌峰<sup>1,2</sup>, 刘靖晗<sup>1,2</sup>

(1. 海军工程大学舰船与海洋学院, 湖北 武汉 430033;  
2. 海军勤务学院, 天津 300450)

**摘要:** 为研究港池环境近水面水下爆炸载荷及其对码头结构的损伤特性, 设计了一种典型码头结构, 并构建港池环境, 运用 LS-DYNA 程序开展水下爆炸数值模拟研究, 对爆炸现象、荷载特性、结构动态响应和能量吸收特性 4 个方面进行了详细研究, 分析了边界、比例爆距等参数的影响规律。结果表明: 爆炸气泡脉动主要受到码头结构边界和水面的影响, 水底和有限港池内的流体运动对其亦有一定影响; 冲击波荷载以比例爆深为中心呈垂向对称分布, 气泡脉动荷载主要分布于比例爆深以下位置; 结构变形和毁伤主要在冲击波传播阶段形成, 气泡脉动和射流的二次毁伤效果较弱; 混凝土和沉箱内填土是主要能量吸收部分。

**关键词:** 水下爆炸; 港池; 近水面; 毁伤效应; 沉箱重力式码头

中图分类号: O381; O383.2

文献标识码: A

港口是国家战略体系的重要组成部分, 一旦遭到破坏后果严重。水下爆炸是其可能遭受的主要威胁之一, 主要作用于港池内, 可能对港池作业环境和码头结构造成严重毁伤。开展港池内水下爆炸及其毁伤效应研究是提高码头抗爆设计和抢修抢建能力的基础, 具有重要的理论研究和工程应用意义。

国内外出于军事和工程目的, 对于有限水域水下爆炸问题已开展了一定的研究<sup>[1-7]</sup>, 对于各类边界面影响下的荷载作用机理、传播规律、宏观运动现象及数值模拟技术等均取得了较为丰富的研究成果, 但仍存在一些不足, 如: 研究多以爆炸冲击波传播或气泡脉动单一阶段为研究对象, 对全过程综合影响考量较少; 多考虑单一边界影响, 对多边界联合作用考量较少; 对边界面材料及形态特性考虑较少等。而水下爆炸对结构毁伤效应方面, 多以舰船、潜艇等水下浮体结构, 或大坝等大型钢筋混凝土结构为研究对象, 对港口环境和各型码头的相关研究尚处于起步阶段<sup>[2, 8-10]</sup>, 且现有研究或涉及敏感信息, 相关的工程案例和试验的详细参数、数据难以获取, 或年代久远, 时效性和工程指导意义难以满足现实需求, 为相关研究的深入和拓展带来了困难。

本工作首先讨论港池环境近水面水下爆炸特点及影响因素, 进而在浅水爆炸研究<sup>[11-12]</sup>基础上, 引入简化码头结构, 构建典型港池环境, 开展数值模拟研究, 考察港池环境近水面水下爆炸特性及结构动态响应特性, 讨论各边界和爆距的影响规律。

## 1 港池环境特点

与一般近水面爆炸不同, 港池内码头结构和水底的存在实质上是在自由水面的基础上, 又增加了两个异向边界, 且港池空间有限, 爆炸多为近场爆炸或接触爆炸, 使该问题同时兼具“浅水”、“有侧向强或弱边界”和“近场或接触爆炸”等多种特性。一方面, 从水下爆炸荷载作用来看, 会对冲击波传播和气泡脉动的特性和规律造成重要影响。另一方面, 从码头结构来看, 这会使毁伤机理和规律变得复杂。

\* 收稿日期: 2018-09-17; 修回日期: 2018-10-08

基金项目: 军队后勤科研计划项目(CHJ13J006)

作者简介: 董 琪(1990—), 男, 博士研究生, 主要从事港口工程、防护工程研究. E-mail: dq\_1990@163.com

通信作者: 唐 廷(1980—), 男, 博士, 讲师, 主要从事港口工程、防护工程研究. E-mail: kublai@126.com

港池环境对水下爆炸的影响可主要分为两个阶段。在爆炸冲击波传播阶段,冲击波在水底、水面和结构近水侧3个界面上出现强烈的反射和散射。各边界之间的距离较近,反射波和散射波与冲击波在港池内相互叠加耦合,易产生较为复杂的波系,使港池内荷载环境更复杂,荷载毁伤效力更强烈。

而在气泡脉动阶段,港池环境的影响机理更为复杂。如图1所示,在脉动过程中,除受浮力的影响,气泡持续受到水面、水底和结构施加的3个机制复杂、方向不一的Bjerknes力作用,同时有限环境内受重力和惯性运动作用的水体亦会对气泡脉动造成一定影响。随着气泡脉动位置、形态和速率的变化,几种作用的强度和模式均会发生改变,持续变化的合力作用使气泡脉动和射流特性表现出复杂性和不规律性。港池环境水下爆炸的复杂性使物理试验和理论分析在相关问题的研究中不易开展。

## 2 有限元模型建立

### 2.1 码头结构

参考港工建筑物设计标准<sup>[13]</sup>,取一个沉箱及其上部结构为研究对象。以沉箱封仓板为界,上部结构包括胸墙、道面及填土,下部结构包括沉箱和仓格填土。为降低计算成本,主要考虑迎爆侧影响,故长度方向取5个仓格,宽度方向取1个仓格,仓格背爆面设定为刚性壁面。结构长27.6 m、宽3.6 m、高18.0 m,仓格尺寸均为长4.8 m、宽3.0 m、高14.4 m。沉箱仓格及上部结构回填料为河砂。上部结构和沉箱混凝土强度分别为C40、C45,钢筋采用HRB335。主要部分混凝土厚度及配筋情况见表1。

表1 主要部位混凝土厚度及配筋情况

Table 1 Concrete thickness and matching bar condition of main members

Position	Concrete thickness/cm	Reinforcement situation	Cover thickness/cm
Cabin ex-wall	60	Double two way, $\varnothing 2.2$ cm, @ 60 cm	20
Breast wall	60	Double two way, $\varnothing 2.2$ cm, @ 60 cm	20
Partition	60	No reinforcement	
Cabin floor	60	No reinforcement	
Sealed plate	30	No reinforcement	
Face plate	30	No reinforcement	

### 2.2 有限元模型

有限元模型如图2所示,考虑对称性,采用1/2建模,对称面为码头中间仓格中垂面。模型整体尺寸为2860 cm×1380 cm×350 cm,包括采用多物质ALE算法的欧拉域和采用拉格朗日算法的码头结构,欧拉域由空气、水、炸药、土壤、填土和空白材料6种物质组成,码头结构包括钢筋和混凝土。

欧拉域采用六面体单元均匀划分网格,网格尺寸20 cm,其中空气区域高1720 cm,水域深1500 cm,土壤深280 cm,自由水面与沉箱封仓板下表面等高,与码头结构重合部分的欧拉域通过关键字MAT\_ALE\_VACUUM定义为空白材料,通过关键字CONSTRAINED\_LAGRANGE\_IN\_SOLID定义欧拉域与码头结构的流固耦合。炸药为集团装药,不同工况下炸药均正对中间仓格,且中垂面与模型对称面重合,通过关键字INITIAL\_DETTONATION和INITIAL\_VOLUME\_FRACTION\_GEOMETRY实现中心起爆和球形装药。定义大小为9.8 m/s<sup>2</sup>的加速度场,以模拟重力场。通过关键字INITIAL\_STRESS\_DEPTH设定水域初始状态静水压力分布,并定义水域边界的压力随深度的增加而增加,以模拟水下静

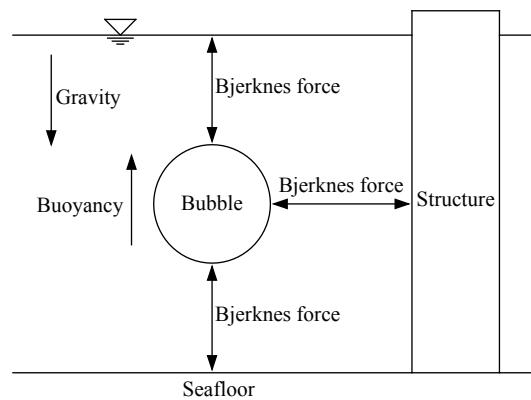


图1 港池内水下爆炸环境示意图

Fig. 1 Diagram of the environment of underwater explosion in harbor basin

水压力的影响。除对称面以外边界均采用无反射的 Outflow 边界,使出口流通符合完全发展条件且荷载在人工截断处无反射。港池环境涉及的空气、水、炸药、土壤、填土和空白材料 6 种物质,其中空气采用线性多项式状态方程描述,水采用 Grüneisen 状态方程描述,炸药采用 JWL 状态方程描述,土壤采用线弹性模型描述,填土通过 MAT\_10 材料模型和 Grüneisen 状态方程描述,空白材料通过关键字 MAT\_ALE\_VACUUM 定义,各材料的具体参数如表 2、表 3 所示。

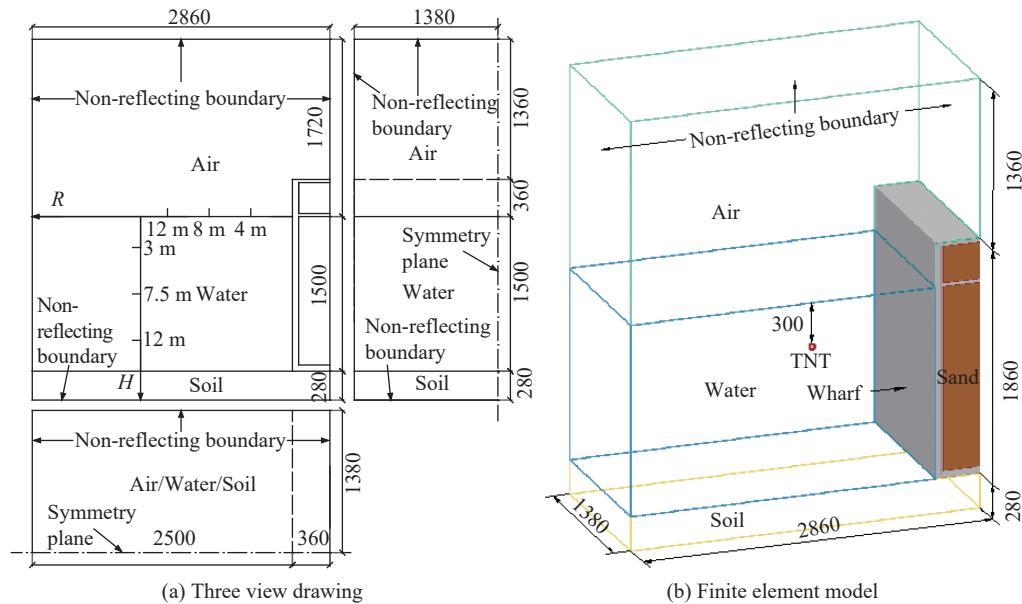


图 2 有限元计算模型 (单位: cm)

Fig. 2 FEM calculation model (Unit: cm)

表 2 材料参数<sup>[11-12]</sup>

**Table 2** Material parameters<sup>[11-12]</sup>

Material	$\rho_{a0}/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$E_a/(\text{MJ}\cdot\text{kg}^{-1})$	$C_0$	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$	$C_6$
Air	1.293	0.25	0	0	0	0	0.4	0.4	0
Material	$\rho_{w0}/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$C/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$S_1$	$S_2$	$S_3$	$\gamma_0$			
Water	1000	1480	2.56	-1.986	1.2268	0.5			
Material	$\rho_{e0}/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$A/\text{GPa}$	$B/\text{GPa}$	$\omega$	$R_1$	$R_2$	$D/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$p_{\text{Cl}}/\text{GPa}$	
Explosive	1654	374	3.23	0.3	4.15	0.95	6390	27	
Material	$\rho_{s0}/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$E_s/\text{MPa}$	$G_s/\text{MPa}$						
Soil	1860	22.4	8						

表 3 填土参数<sup>[14]</sup>

**Table 3 Parameters of backfill<sup>[14]</sup>**

$\rho_0/(\text{kg m}^{-3})$	$E/\text{MPa}$	$G/\text{MPa}$	Yield stress/MPa	Cutoff pressure/MPa	Failure strain
1800	47.38	16.01	7.70	-0.70	1.2

码头结构如图3所示。刚性壁面和沉箱底面施加全约束，限制流体不能自由流入或流出。钢筋采用梁单元，单元长度为30 cm，其余部分采用六面体单元划分网格，在水深方向、垂直外墙方向、平行外墙方向，分别取网格尺寸为30、20和30 cm。钢筋和混凝土采用分离式建模，二者之间黏结耦合通过

关键字 CONSTRAINED\_LAGRANGE\_IN\_SOLID 定义。钢筋材料采用随动双线性硬化本构模型,参数设置如表4所示。混凝土采用HJC本构模型,参照Holmquist<sup>[15]</sup>和张凤国<sup>[16]</sup>等的研究,计算得到具体材料参数如表5、表6所示。

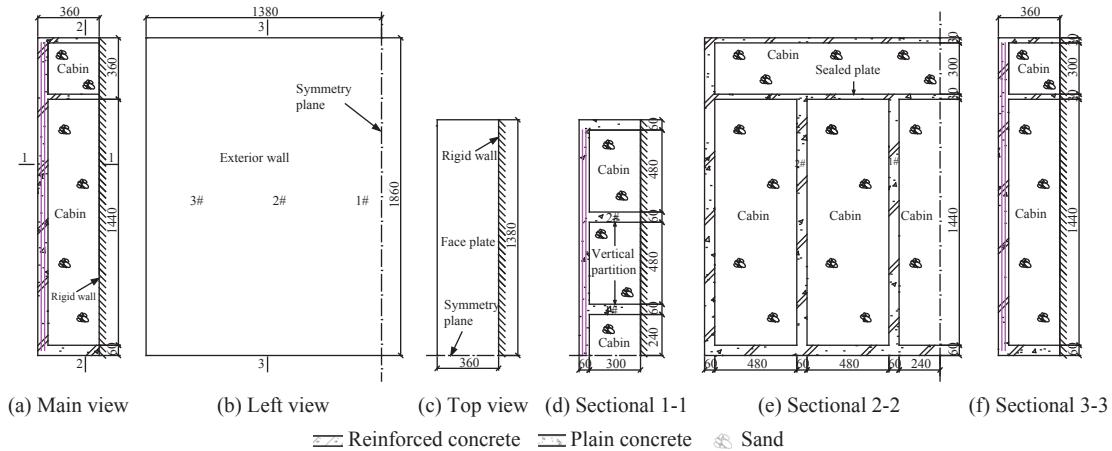


图3 码头结构三视图和剖面图(单位:cm)

Fig. 3 Three views and sectional views of wharf( Unit: cm)

表4 钢筋材料参数

Table 4 Parameters of steel bar

Density/ ( $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$ )	Poisson's ratio	Initial yield stress/MPa	Elastic modulus/GPa	Tangent modulus/GPa	Strain rate/ $\text{s}^{-1}$	Strain rate parameter	Failure strain	Reinforcement parameter
7.85	0.3	335	210	1.2	40	5	0.12	0

表5 C40混凝土HJC模型参数

Table 5 Parameters of C40 concrete used in HJC model

$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$G/\text{GPa}$	$F_c'/\text{MPa}$	$A$	$B$	$C$	$N$
2440	11.01	31.60	0.79	1.6	0.007	0.61
$S_{\max}$	$D_1$	$D_2$	EFMIN	$T/\text{MPa}$	$P_{\text{crush}}/\text{MPa}$	$\mu_{\text{crush}}$
7.0	0.036	1.0	0.0080	3.49	10.53	0.0013
$P_{\text{lock}}/\text{GPa}$	$\mu_{\text{lock}}$	$k_1/\text{GPa}$	$k_2/\text{GPa}$	$k_3/\text{GPa}$	$\dot{\varepsilon}_0/\text{s}^{-1}$	$f_s$
0.80	0.11	85	-171	208	1	0.004

表6 C45混凝土HJC模型参数

Table 6 Parameters of C45 concrete used in HJC model

$\rho_0/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$G/\text{GPa}$	$F_c'/\text{MPa}$	$A$	$B$	$C$	$N$
2440	11.68	35.55	0.79	1.6	0.007	0.61
$S_{\max}$	$D_1$	$D_2$	EFMIN	$T/\text{MPa}$	$P_{\text{crush}}/\text{MPa}$	$\mu_{\text{crush}}$
7.0	0.037	1.0	0.0085	3.70	11.85	0.0014
$P_{\text{lock}}/\text{GPa}$	$\mu_{\text{lock}}$	$k_1/\text{GPa}$	$k_2/\text{GPa}$	$k_3/\text{GPa}$	$\dot{\varepsilon}_0/\text{s}^{-1}$	$f_s$
0.80	0.11	85	-171	208	1	0.004

### 2.3 工况及测点设置

以自由水面与结构交点为原点,设水深方向  $H$ 、背离结构方向  $R$  和背离对称面方向  $D$  为 3 个坐标轴的正方向建立坐标系,以确定炸药和测点位置。炸药和测点位置如图4所示。

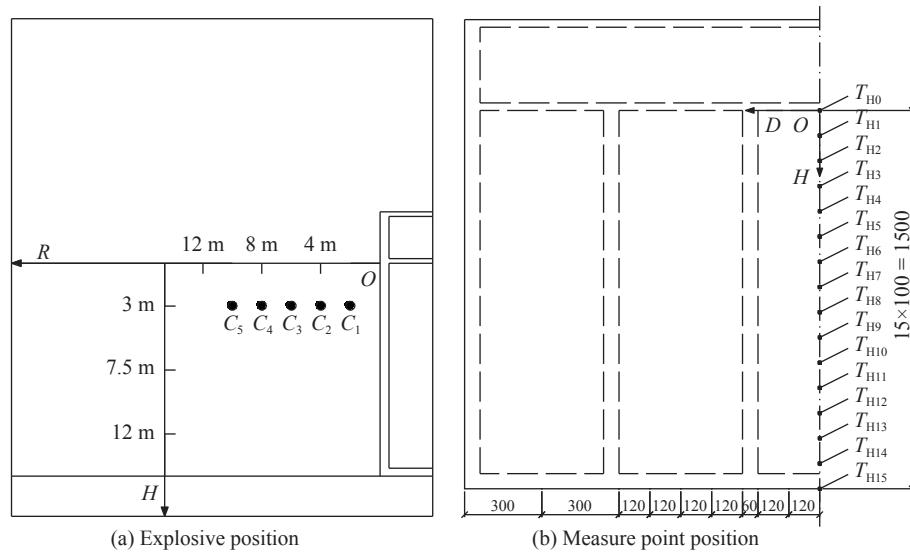


图4 炸药及测点位置

Fig. 4 Positions of explosive and measure point

引入参数比例爆深  $\bar{H}$ 、比例爆距  $\bar{R}$ 、比例横向距离  $\bar{D}$  和比例测深  $\bar{h}$  以描述各变量, 分别取值为

$$\bar{H} = \frac{H}{W^{1/3}}, \quad \bar{R} = \frac{R}{W^{1/3}}, \quad \bar{D} = \frac{D}{W^{1/3}}, \quad \bar{h} = \frac{h}{W^{1/3}} \quad (1)$$

式中:  $W$  为炸药当量,  $H$  为爆炸深度,  $R$  为结构与炸药中心的距离,  $D$  为测点与炸药中垂面的距离,  $h$  为测点水深, 本研究中  $\bar{H}$ 、 $\bar{R}$ 、 $\bar{D}$  和  $\bar{h}$  单位均为  $\text{m} \cdot \text{kg}^{-1/3}$ 。

参考张显丕等<sup>[6]</sup>的研究, 选取近水面 ( $H=3 \text{ m}$ ) 和近场 ( $R=2 \sim 10 \text{ m}$ ) 等位置特征量, 共设置 5 种工况, 如表 7 所示。为获取水下爆炸对结构的荷载作用, 在沉箱外壁外侧欧拉区域中选取 16 个单元为监测点, 记为  $T_{H0} \sim T_{H15}$ , 监测点均位于对称面内, 沿着水深方向从上至下间隔 1 m 依次分布, 如图 4(b) 所示。

表7 工况设置

Table 7 Simulation conditions

Condition	Explosive position	$W/\text{kg}$	$R/\text{m}$	$H/\text{m}$	$D/\text{m}$	$\bar{R}/(\text{m} \cdot \text{kg}^{-1/3})$	$\bar{H}/(\text{m} \cdot \text{kg}^{-1/3})$	$\bar{D}/(\text{m} \cdot \text{kg}^{-1/3})$
1	$C_1$	100	2	3	0	0.43	0.65	0
2	$C_2$	100	4	3	0	0.86	0.65	0
3	$C_3$	100	6	3	0	1.29	0.65	0
4	$C_4$	100	8	3	0	1.72	0.65	0
5	$C_5$	100	10	3	0	2.16	0.65	0

### 3 结果分析

本研究在已有浅水爆炸研究基础上开展, 在文献 [11-12] 中已对数值模拟效果进行了验证和讨论。

#### 3.1 宏观现象

图 5~图 9 为各工况气泡形态图, 图中采用色系变化表示气泡边界和水面各位置的速度, 其中红色最大, 蓝色最小。

在工况 1 中, 气泡未经历完整的脉动周期。炸药起爆位置距离水面和结构外墙均较近, 在气泡膨胀初期就受到二者较大的影响: 一方面, 受外墙 Bjerknes 力排斥, 气泡右侧(靠近结构一侧)膨胀较左侧慢; 另一方面, 气泡上方水体受气泡膨胀的推动逐渐上升形成水冢, 且在水面与气泡顶面之间形成高压

区吸引四周水体向其汇聚,进一步推动水冢升高,使气泡逐渐向垂向拉伸,呈近结构侧扁平的半鸭梨形态发展,如图5(a)所示。

由于气泡运动位置距离水面和结构均较近,向水冢汇聚的水体有限,而气泡膨胀势能较大,随着气泡继续膨胀,当 $t=0.18$  s时,如图5(b)所示,气泡顶破近结构侧水冢,爆轰产物外泄,气泡膨胀速度大幅下降,水冢破裂发展为向外扩散且持续升高的水幕。

当 $t=0.24$  s时,气泡达到最大体积,径向直径约为7.8 m,水柱高约9.0 m。随后,气泡收缩,在惯性和外泄气体黏滞作用下,水幕仍继续扩散,最高可达16.0 m。受浮力作用,在收缩过程中,气泡底部快速上升,形成向上的射流,进一步推动了气泡内气体的外泄和水体扰动,见图5(c)和图5(d)。当 $t=2.00$  s时,气泡基本溢出水面,随后港池内水体扰动和荷载逐渐减弱,如图5(e)所示。

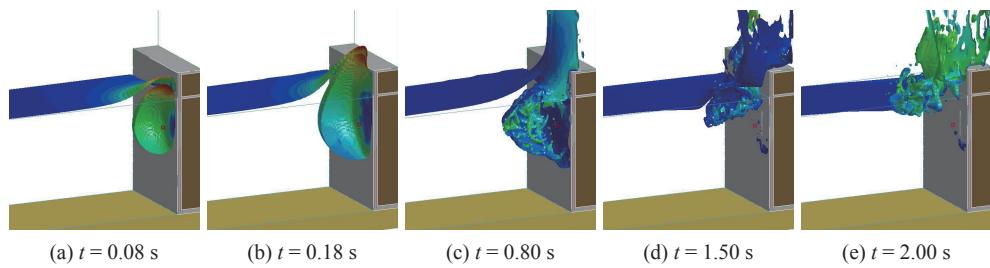


图5 工况1气泡形态图

Fig. 5 Configuration changing process of bubble in Condition 1

如图6所示,工况2的宏观现象与工况1相似,不同的是气泡顶破水面的时间较晚,气泡的最大半径和水冢、水幕高度较工况1大,且水中扰动程度更剧烈,持续时间更长。

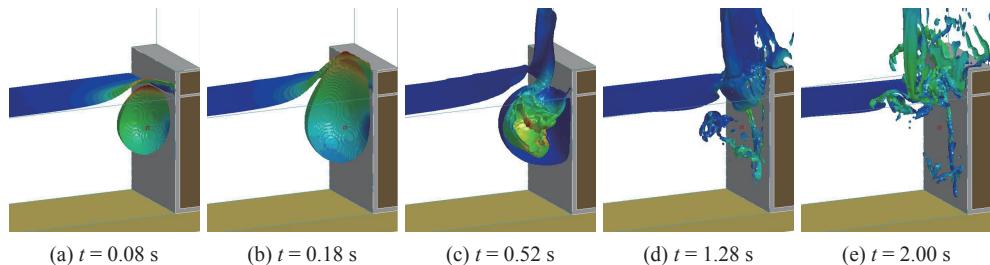


图6 工况2气泡形态图

Fig. 6 Configuration changing process of bubble in Condition 2

如图7所示,在工况3中,气泡主要经历了一个完整的脉动周期。如图7(a)所示,在气泡初始膨胀阶段,受水面影响,气泡垂向逐渐拉长,并呈鸭梨状。随着气泡继续膨胀,结构外墙对右侧边界的排斥作用增强,右侧边角膨胀速度变慢,逐渐较左侧边界扁平。当 $t=0.32$  s时,如图7(b)所示,气泡膨胀至最大,呈右侧扁平鸭梨状,径向直径约为11.4 m,水冢高约10.6 m。值得注意的是,在气泡膨胀过程中,除主水冢外,在近结构外墙侧出现了一个较小的侧水冢。侧水冢与外墙交界处水体上升较慢,使结构外壁与水冢之间形成了一个空气凹槽。

随后,如图7(c)所示,气泡收缩,受自由面Bjerknes力作用,从顶部形成向下的射流;受惯性影响,水冢顶部继续升高,宽度逐渐变窄。在气泡收缩过程中,如图7(d)所示,侧水冢水面收缩迅速,凹槽快速扩展、内凹,至 $t=0.58$  s时,凹槽内水面被顶破,爆轰产物溢出。

随着爆轰产物的溢出,气泡收缩加快,向下射流逐渐消失。当 $t=0.78$  s时,如图7(e)所示,气泡体积达到最小,呈环状多连通域,完成第一次脉动过程。此后,受内外压力差作用,气泡再次膨胀并向外辐射脉动荷载,逐渐形成两个独立运动的部分,空气凹槽亦逐渐消失。随后,两个较小的离散连通域各自小幅脉动,且先后溢出水面,水柱在重力作用下逐渐回落。

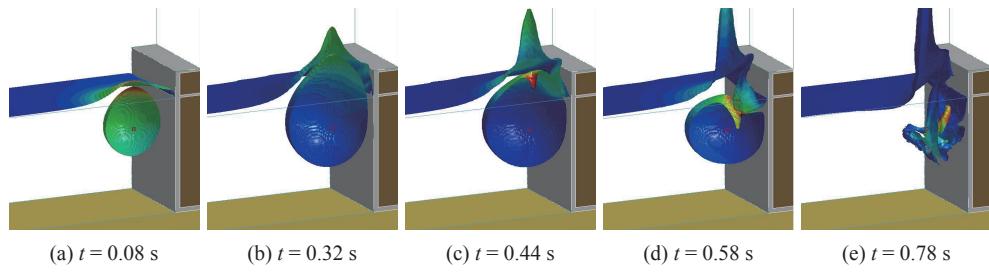


图 7 工况 3 气泡形态图

Fig. 7 Configuration changing process of bubble in Condition 3

在工况 4 中, 气泡主要经历了两个完整的脉动周期。在气泡初始膨胀阶段, 受水面影响, 气泡垂向逐渐拉长, 如图 8(a)所示。当  $t=0.32$  s 时, 如图 8(b)所示, 气泡膨胀至最大, 呈垂向对称鸭梨状, 径向直径约为 12.0 m, 水冢高约 10.6 m。与工况 3 相似, 在此过程中, 近外墙处亦出现了侧水冢和空气凹槽, 但尺寸较小。

图 8(c)、图 8(d)和图 8(e)为气泡第一次脉动中的收缩过程。随着气泡收缩, 气泡顶部形成向底部发展的射流并射穿气泡底面。受黏滞作用, 击穿点周边液体和爆轰产物随射流向下运动, 形成独立的离散气泡。 $t=0.78$  s 时, 气泡体积最小, 主要分为两部分: 主体部分呈环状多连通域, 在其下部有一个较小的细长连通域。壁面对气泡收缩过程的影响较大, 气泡右侧边界收缩较慢。期间, 空气凹槽内凹迅速, 但并未导致气泡边界面破碎。

随后, 气泡再次膨胀并向外辐射脉动荷载, 气泡脉动进入第 2 个周期, 即  $t$  在  $0.78\sim1.38$  s 时, 如图 8(e)~图 8(i)所示。水面的变化更加复杂: 一方面气泡再次膨胀推动水体向上运动冲击水柱底部, 形成径向扩散的水裙; 另一方面, 凹槽处水体较少, 气泡对水体的推动效果明显, 形成指向码头上部结构的细长射流。第 2 次脉动中水面和结构的影响更为明显, 但并未形成直接作用于壁面的射流。在第 3 次脉动过程中, 水面破裂, 气泡内气体逐渐溢出, 水柱和径向飞溅水体回落, 港池内逐渐恢复平静。整个过程中, 气泡运动中心向结构移动并上浮, 在气泡膨胀阶段中心位置的移动速度较收缩阶段快。

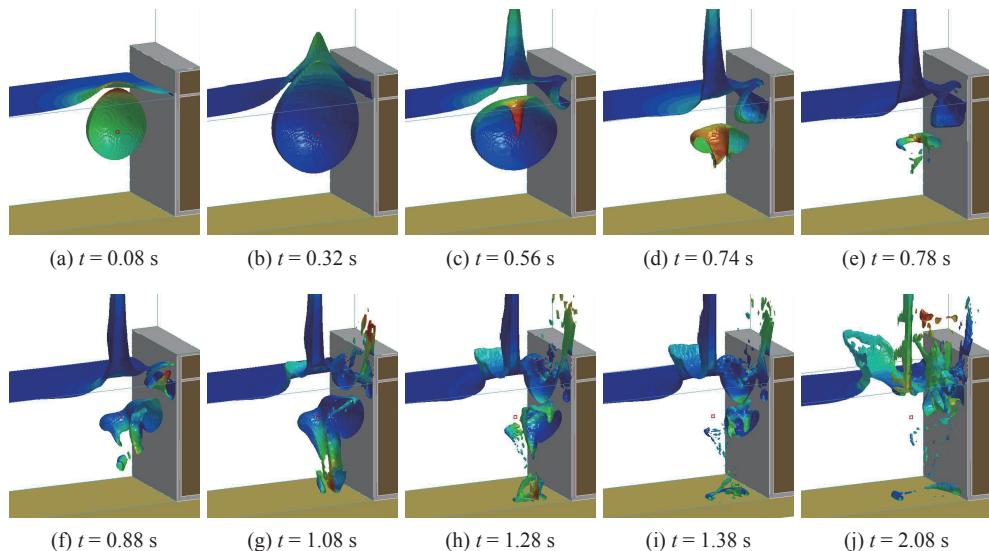


图 8 工况 4 气泡形态图

Fig. 8 Configuration changing process of bubble in Condition 4

如图 9 所示, 工况 5 的宏观现象与工况 4 相似, 不同的是第 1 次气泡脉动基本呈现垂向对称性, 侧水冢和凹槽亦较小, 最大半径和水冢的高度较大, 且壁面对气泡的影响自第 3 次气泡脉动起才变得明显, 水下扰动程度更剧烈, 持续时间更长。

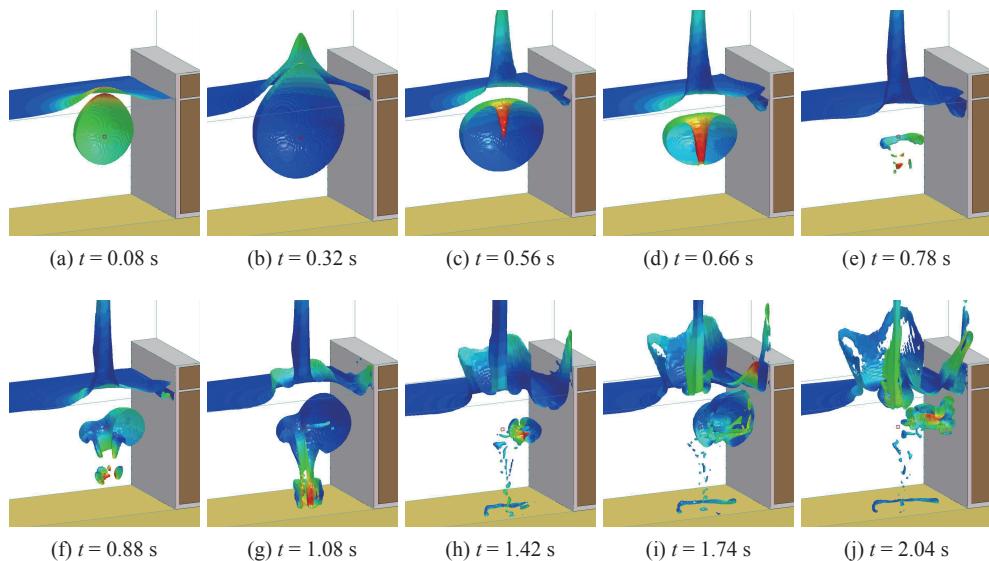


图9 工况5气泡形态图

Fig. 9 Configuration changing process of bubble in Condition 5

表8为各工况下气泡脉动特征值。其中,  $t_{re}$  为气泡最大半径到达时间,  $t_1$  为第1次气泡脉动周期,  $t_2$  为第2次气泡脉动周期,  $t_b$  为气泡顶破水面时间,  $D_{re}$  为气泡最大直径。

表8 气泡脉动规律

Table 8 Pattern of bubble impulse

Condition	$\bar{R}/(\text{m} \cdot \text{kg}^{-1/3})$	$t_{re}/\text{s}$	Maximum shape	$D_{re}/\text{m}$	$t_1/\text{s}$	Minimum shape	$t_2/\text{s}$	$t_b/\text{s}$
1	0.43	0.24	Semi pyriform cavity	7.8		Irregular discrete bubble		0.18
2	0.86	0.34	Semi pyriform cavity	10.0		Irregularly multiconnected domain		0.42
3	1.29	0.32	Offside platy pyriform cavity	11.4	0.78	Cyclic multiconnected domain	1.50	0.58
4	1.72	0.32	Vertical symmetry pyriform cavity	12.0	0.78	Cyclic multiconnected domain	1.38	1.48
5	2.16	0.32	Vertical symmetry pyriform cavity	12.2	0.78	Cyclic multiconnected domain	1.42	2.52

宏观运动主要受水面和侧向结构的影响,水底亦有一定影响。气泡溃散方式和射流方向主要受浮力和水面、外墙施加的Bjerknes力控制,并受有限空间内水体运动的间接影响。一次射流形态主要为气泡顶部边界始向底部边界发展,最终射穿底部边界,未出现直接作用于结构的射流。整个爆炸过程中,水体扰动剧烈,水柱、水冢、水幕、空气凹槽、水裙扩散和飞溅等现象多有发生,且范围较广。

气泡脉动过程中,有周期不完整或经历周期较少、脉动范围较广且程度较剧烈、形态复杂等特点,这主要由气泡的运动位置决定的。一方面,爆炸位置距水面较近,气泡在脉动和上浮过程中可能过早顶破水面,使气泡内气体外泄,脉动势能减小。但较浅的脉动位置使气泡周边静水压力和自由面对气泡的限制较小,气泡内外压力差较大,故在出现气体外泄前,气泡脉动更剧烈、范围更广。另一方面,在近场爆炸中侧向边界的Bjerknes效应较为强烈,使气泡失去垂向对称性,脉动形态更加复杂。

随着 $\bar{R}$ 增加,气泡脉动呈现以下变化:(1)气泡最大直径增大,(2)溢出水面时间延后,(3)气泡最大形态由半鸭梨状空腔向右侧扁平鸭梨状转变,再变为垂向对称鸭梨状,(4)最小形态由不规则离散气泡或多连通域向环状多连通域转变,(5)经历脉动周期次数增加。

### 3.2 荷载特性和分布规律

选取荷载峰压和比冲量为指标,对水下爆炸中的两个主要荷载作用阶段:冲击波传播阶段和第1次气泡脉动阶段进行研究,分析水下爆炸荷载特性和分布规律。提取测点 $T_{H0} \sim T_{H15}$ 相应数据,绘制

两阶段码头外侧所受荷载沿水深分布情况,如图10所示,其中:图10(a)、图10(b)显示爆炸冲击波峰压和比冲量分布曲线,图10(c)、图10(d)显示第1次气泡脉动峰压和比冲量分布曲线。

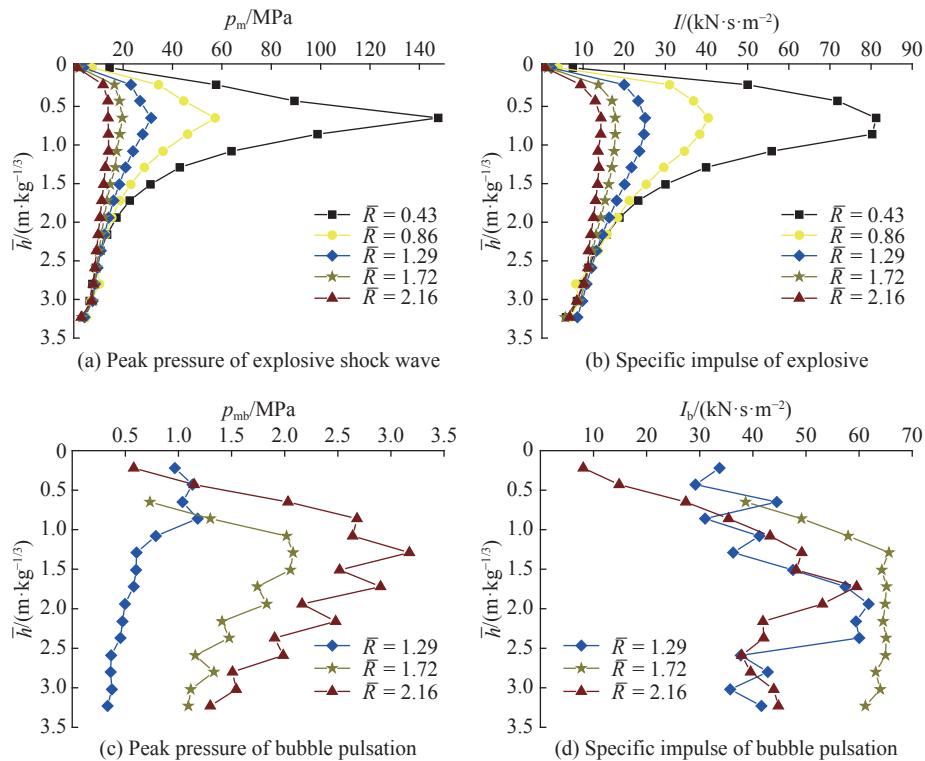


图10 荷载沿水深分布

Fig. 10 Load distribution at different depth

由图10(a)和图10(b)可知,作用于结构的冲击波荷载呈垂向对称分布,在与起爆位置同深处最大,向水底和水面两个方向衰减,其中向水面方向衰减速度较快。随着比例爆距增加,结构所受荷载减小,且沿水深分布趋于均匀。当 $\bar{R} \geq 1.29 \text{ m} \cdot \text{kg}^{-1/3}$ 时,外墙各位置所受荷载均已明显低于码头结构中常用混凝土的强度。对于 $\bar{n} \geq 2.16 \text{ m} \cdot \text{kg}^{-1/3}$ 位置,各爆距下荷载趋于一致。

气泡脉动荷载方面,由图10(c)和图10(d)可知,气泡脉动峰压远低于结构材料强度,毁伤因素主要是持续超压作用导致的冲量累积。可按比例爆距变化分3种情况进行分析。(1)当 $\bar{R} \leq 0.86 \text{ m} \cdot \text{kg}^{-1/3}$ 时,未经历完整脉动过程,未测得明显的脉动峰压和比冲量。(2)当 $\bar{R} = 1.29 \text{ m} \cdot \text{kg}^{-1/3}$ 时,在气泡膨胀过程中,水面被部分顶破,气体外泄,虽完成了一个脉动周期,但气泡运动势能较低,脉动荷载峰压较低。同时,由于众多离散小气泡的阻隔,脉动荷载不能有效地向水底方向传播。但由于离散气泡群以上位置水体扰动距离,以下位置气泡、水底和外墙3个界面距离较近,故码头前荷载衰减速度慢,各位置衰减规律不一,表现为比冲量较大且分布无规律。(3)当 $1.72 \text{ m} \cdot \text{kg}^{-1/3} \leq \bar{R} \leq 2.16 \text{ m} \cdot \text{kg}^{-1/3}$ 时,气泡脉动荷载主要分布于比例爆深以下,且沿水深方向变化不规律。随着 $\bar{R}$ 增大,气泡脉动峰压增大,比冲量减小。

值得注意的是,图10(c)和图10(d)中出现随着 $\bar{R}$ 增大大气泡脉动峰压增大,以及锯齿状的不规则分布的特性,这与常见的自由场气泡荷载分布存在明显差异。对于前者,是因为当气泡位置距离码头结构越近时,脉动过程中气泡表面可能出现的局部破碎越严重,破碎时间越长,爆轰产物溢出越严重,气泡运动势能减小越多,再次膨胀时辐射荷载越小。对于后者,是因为本研究的5种工况中, $\bar{R}$ 在 $1.29 \sim 2.16 \text{ m} \cdot \text{kg}^{-1/3}$ 之间,气泡最小形态为环状多连通域,再次膨胀时表现出多压力波源特点,且射流荷载与气泡脉动荷载峰压出现的时间相近,它们共同作用且不易区分,射流荷载亦会使局部荷载增高。

总的来说,气泡脉动荷载变化较为复杂,这主要是由以下几点导致的:(1)港池内空间有限,气泡运动形态和位置变化复杂,脉动荷载压力波源个数较多且形态不一、位置交错;(2)近水面条件下,气泡

可能顶破水面,甚至出现反复破裂、闭合,使气泡脉动势能改变;(3)存在多个边界,脉动荷载在传播中辐射和衰减规律复杂;(4)以上3点互相作用、互相影响。

对比两个阶段可知,水下爆炸对码头结构的毁伤诱因:在冲击波传播阶段主要为荷载峰压超过结构材料强度,在气泡脉动阶段主要为持续超压作用导致的冲量累积。在水下爆炸对码头毁伤效应的研究中,可以选取爆炸冲击波峰压和第1次气泡脉动比冲量为毁伤能力指标。

### 3.3 码头结构动态响应及能量吸收特性

#### 3.3.1 码头结构动态响应

综合考虑3.1节和3.2节内容,以工况1和工况3为例,研究码头结构的毁伤过程。

图11为工况1下码头结构的等效应变分布情况。爆炸冲击波作用后,结构变形和毁伤持续发展,至 $t=0.08$  s时基本完成。迎爆面毁伤区域以比例爆深为中心,呈椭圆形分布,近水底区域的分布范围和毁伤程度均较近水面区域大,水面以上部分变形较小。毁伤区域上边界略高于沉箱封仓板,左右两侧边界略宽于中间仓格内隔墙对应位置。比例爆深、上部和两侧边界的变形较为严重,沿内隔墙对应位置出现部分混凝土单元破坏删除。此外,在与中间仓格毁伤区域同深位置,两侧仓格外墙亦出现变形,但变形范围和程度远小于后者。从背爆面来看,外墙背爆面毁伤分布范围与迎爆面相近,程度较小,但分布更为集中。在与外墙毁伤区域同深位置,纵向内隔墙出现范围和程度略小的毁伤。

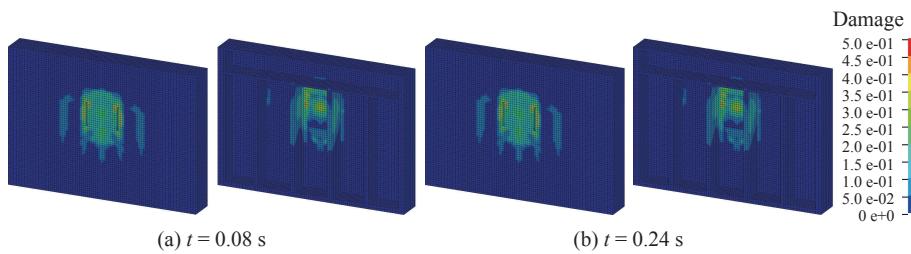


图11 工况1中结构变形与毁伤过程

Fig. 11 Process of the deformation and damage of structure in Condition 1

此后,气泡持续膨胀,中间仓格的变形和毁伤形态无明显变化,两侧仓格有所发展,但范围和程度仍较小。至气泡膨胀至最大,即 $t=0.24$  s后,不再发生变化。总的来说,该工况下,结构变形与毁伤在 $t=0.08$  s时基本完成,水下爆炸对结构的毁伤主要分布于中间仓格对应外墙区域和内隔墙。

由图12可知,工况3中结构变形和毁伤至 $t=0.08$  s时基本完成,至第1次气泡脉动周期结束,即 $t=0.78$  s后,不再发生变化。工况3的变形与毁伤程度较工况1小,迎爆面侧主要以比例爆深偏下位置为中心,广泛分布于各仓格外墙中垂线附近。毁伤分布范围和程度由中间向两侧仓格减小,沿中间仓格内隔墙对应位置亦有一定毁伤分布。从背爆面来看,中间仓格外墙中心和内隔墙混凝土单元的应变较大,其余位置较小。总的来说,该工况下,结构变形与毁伤在 $t=0.08$  s时基本完成,气泡脉动二次毁伤效应较弱。水下爆炸对结构的毁伤分布较广、毁伤程度较轻,主要分布于外墙迎爆面和中间仓格内隔墙。

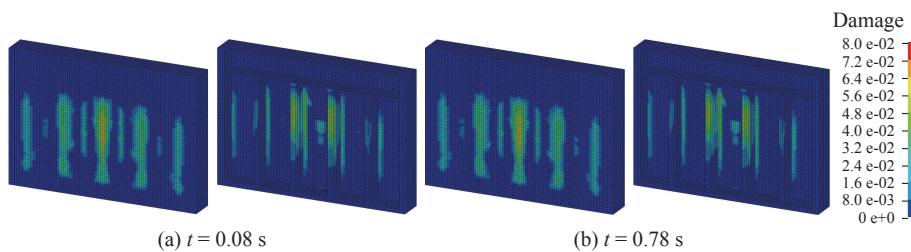


图12 工况3中结构变形与毁伤过程

Fig. 12 Process of the deformation and damage of structure in Condition 3

### 3.3.2 码头结构的能量吸收特性

水下爆炸能量主要通过冲击波荷载和气泡脉动持续作用传递至码头结构,并在码头内各部分间传递、衰减。通过与水体的耦合作用,外墙是爆炸能量的直接作用部分,主要通过整体或局部变形和材料破坏吸收一部分能量。随后,通过冲击波和荷载辐射的方式将剩余能量传递至结构内填土和其他构件。钢筋主要通过自身的形变吸收能量,当钢筋与包裹其的混凝土黏结较好时,其变形直接由混凝土变形决定。回填土对于能量的吸收,主要通过整体运动和转化为自身内能实现。

为考察结构能量吸收特性,通过关键字 DATABASE\_GLSTAT 定义输出码头结构各部分能量变化,并将爆炸和港池内宏观运动结束后码头结构各部分吸收能量情况汇总于表9。表9中:  $E_c$ 、 $E_{cs}$ 、 $E_s$ 、 $E_{ts}$  分别为混凝土、沉箱填土、钢筋吸收、上部结构填土吸收能量,  $E_{sum}$  为码头结构吸收总能量,  $\eta_c$ 、 $\eta_{cs}$ 、 $\eta_s$  和  $\eta_{ts}$  分别为混凝土、沉箱填土、钢筋吸收、上部结构填土吸收能量占结构吸收总能量的百分比。

表9 码头结构各部分吸收能量

Table 9 Energy absorption of different parts of the harbor basin

$\bar{R}/(m \cdot kg^{-1/3})$	$E_c/MJ$	$\eta_c/%$	$E_{cs}/MJ$	$\eta_{cs}/%$	$E_s/MJ$	$\eta_s/%$	$E_{ts}/MJ$	$\eta_{ts}/%$	$E_{sum}/MJ$
0.43	5.08	57.44	3.56	40.29	0.1306	1.48	0.0703	0.79	8.84
0.86	1.97	44.30	2.41	54.16	0.0069	0.15	0.0618	1.39	4.46
1.29	0.81	29.98	1.85	68.19	0.0014	0.05	0.0485	1.78	2.71
1.72	0.36	19.03	1.49	78.97	0.0003	0.01	0.0374	1.99	1.88
2.16	0.19	12.72	1.26	85.41	0.0002	0.02	0.0272	1.85	1.47

传递至码头的能量主要被混凝土和沉箱内填土吸收,钢筋和上部结构填土吸收的能量可以忽略。随着比例爆距的增加,码头结构吸收的能量减小,其中混凝土对能量吸收的占比逐渐减小,沉箱填土对能量吸收的占比逐渐增加,主要吸能部分由混凝土变为沉箱填土。

## 4 结 论

在定性分析港池环境水下爆炸特点及影响因素基础上,构建典型港池环境,进行数值模拟,从宏观运动、荷载特性、结构动态响应和能量吸收特性4个方面,对港池环境近水面水下爆炸特性及毁伤效应开展研究,分析了边界、爆距等的影响规律和作用机理。

(1)宏观运动方面,主要受侧向结构、水面和水底3个边界面影响,其中前两者影响较大。气泡溃散方式和射流方向受浮力以及水面、外墙施加的Bjerknes力控制,并受有限空间内水体运动间接影响。气泡脉动呈现周期不完整或经历周期较少、脉动范围较广且程度较剧烈、形态复杂等特点。一次射流形态主要为自气泡顶部边界始向底部边界发展,最终射穿底部,无直接作用于结构方向射流出现。港池内水体扰动剧烈,水柱、水冢、水幕、空气凹槽、水裙扩散和飞溅等现象多有发生,且范围较广。

(2)荷载特性方面,沿水深方向上,作用于结构的冲击波荷载以比例爆深为中心呈对称分布,随着比例爆距增加,荷载沿水深分布趋于均匀。从气泡脉动荷载来看,荷载峰压远低于冲击波荷载,毁伤因素主要是持续超压作用导致的冲量累积。沿水深方向上,当  $\bar{R} \leq 1.29 m \cdot kg^{-1/3}$  时,无明显气泡脉动荷载作用;当  $1.72 m \cdot kg^{-1/3} \leq \bar{R} \leq 2.16 m \cdot kg^{-1/3}$  时,气泡脉动荷载主要分布于比例爆深以下位置,随着  $\bar{R}$  增大,气泡脉动峰压增大,比冲量减小。

(3)结构动态响应方面,本研究工况下,结构变形和毁伤在  $t=0.08$  s 时基本完成,气泡脉动和射流的二次毁伤作用较弱。结构毁伤主要分布于以炸药对应位置为中心的椭圆形区域内,其中比例爆深和内隔墙对应位置较为严重。背爆面和内隔墙的毁伤程度较迎爆面小。比例爆深一定时,随着比例爆距增加,毁伤区域范围扩大、程度较小,背爆面主要毁伤区域由外墙背爆面转变为内隔墙。

(4)结构能量吸收特性方面,混凝土和沉箱内填土是主要能量吸收部位。比例爆深一定时,随着比例爆距的增加,结构吸收能量减小,主要吸能部分由混凝土逐渐变为沉箱填土。

## 参考文献:

- [1] ZAMYSHLYAYEV B V. Dynamic loads in underwater explosion: AD-757183 [R]. Suitland: Naval Intelligence Support Center, 1972.
- [2] SWISDAK M M. Explosion effects and properties (Part II) —explosion effects in water: AD-A056694 [R]. Sliver Spring: Naval Surface Weapons Center, 1978.
- [3] LI J, RONG J L. Bubble and free surface dynamics in shallow underwater explosion [J]. Ocean Engineering, 2011, 38(17/18): 1861–1868.
- [4] CUI P, ZHANG A M, WANG S P. Small-charge underwater explosion bubble experiments under various boundary conditions [J]. Physics of Fluids, 2016, 28(11): 1–25.
- [5] WANG G H, ZHANG S R, YU M, et al. Investigation of the shock wave propagation characteristics and cavitation effects of underwater explosion near boundaries [J]. Applied Ocean Research, 2014, 46(2): 40–53.
- [6] 张显丕, 刘建湖, 潘建强, 等. 基于效应靶的装药水下近场爆炸威力评估方法 [J]. *兵工学报*, 2016, 37(8): 1430–1435.  
ZHANG X P, LIU J H, PAN J Q, et al. An evaluation method for near-field underwater explosion power based on effect target [J]. *Acta Armamentarii*, 2016, 37(8): 1430–1435.
- [7] 王振雄, 顾文彬, 陈江海, 等. 浅水中爆炸水底介质对水中冲击波峰值压力影响的试验研究 [J]. *振动与冲击*, 2017, 36(4): 243–248.  
WANG Z X, GU W B, CHEN J H, et al. Experimental study on the influence of the bottom medium on the peak pressure of explosion shock waves in shallow water [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(4): 243–248.
- [8] 韦灼彬. 钢筋混凝土桩基梁板码头爆炸毁伤及抢修技术研究 [D]. 天津: 天津大学, 2005.
- [9] 侯晓峰, 王全胜, 钱展凡, 等. 水中爆炸条件下结构毁伤评估方法研究 [J]. *防护工程*, 2014, 36(1): 40–45.  
HOU X F, WANG Q S, QIAN Z P, et al. Study on the assessment methods of structures subjected to underwater explosion [J]. *Protective Engineering*, 2014, 36(1): 40–45.
- [10] 韦灼彬, 唐廷, 王立军. 港口水下爆炸荷载冲击特性研究 [J]. *振动与冲击*, 2014, 33(6): 18–22.  
WEI Z B, TANG T, WANG L J. Shock characteristics of underwater explosion in port [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2014, 33(6): 18–22.
- [11] 董琪, 韦灼彬, 唐廷, 等. 爆炸深度对浅水爆炸气泡脉动的影响 [J]. *高压物理学报*, 2018, 32(2): 024102.  
DONG Q, WEI Z B, TANG T, et al. Influence of explosion depth on bubble pulsation in shallow water explosion [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2018, 32(2): 024102.
- [12] 董琪, 韦灼彬, 唐廷, 等. 浅水爆炸特性数值模拟研究 [J]. *海军工程大学学报*, 2018, 30(3): 76–81.  
DONG Q, WEI Z B, TANG T, et al. Numerical simulation of characters of shallow water explosion [J]. *Journal of Naval University of Engineering*, 2018, 30(3): 76–81.
- [13] 中国水电顾问集团西北勘测设计研究院. 水工混凝土结构设计规范: DLT 5057-2009 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015.
- [14] 高洪泉, 卢芳云, 赵宏伟. 不同土壤介质中爆炸的数值模拟 [C]//第六届全国工程结构安全防护学术会议论文集. 洛阳, 2007: 85–90.
- [15] HOLMQUIST T J, JOHNSON G R. A computational constitutive model for glass subjected to large strains, high strain rates and high pressures [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2011, 78(5): 051003.
- [16] 张凤国, 李恩征. 大应变、高应变率及高压强条件下混凝土的计算模型 [J]. *爆炸与冲击*, 2002, 22(3): 198–202.  
ZHANG F G, LI E Z. A computational model for concrete subjected to large strains, high strain rates, and high pressures [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2002, 22(3): 198–202.

## Loading Characteristics and Damage Effect of Near-Surface Underwater Explosion in Harbor Basin

DONG Qi<sup>1,2</sup>, WEI Zhuobin<sup>2</sup>, TANG Ting<sup>2</sup>, LI Lingfeng<sup>1,2</sup>, LIU Jinghan<sup>1,2</sup>

(1. College of Warship and Ocean, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China;

2. Naval Logistics Academy, Tianjin 300450, China)

**Abstract:** In order to study the load of underwater explosion near the surface of the harbor basin and the damage effect on the wharf, we designed a typical wharf structure and built a harbor basin environment. Then through a series of numerical analysis which was accomplished based on finite element program LS-DYNA, the explosion phenomenon, loading characteristics, structural dynamic response and energy absorption characteristics were studied in details, the influence rules and action mechanism of the boundary, scaled collapse distance and other parameters were analyzed. The results show that: the explosion bubble pulsation is mainly affected by wharf structure boundary and free surface, the bottom and the movement of fluid in the limited space also have some impacts. The shock wave load is symmetrically distributed in the vertical direction with the scaled explosion depth as the center, and the bubble pulsation load is mainly distributed below the scaled explosion depth. The structural deformation and damage are mainly formed on the propagation of shock wave, and the secondary damage effect of bubble pulsation and jet is weak. Concrete and caisson fill absorb most of the explosive energy.

**Keywords:** underwater explosion; harbor basin; near-surface; damage effect; caisson gravity wharf

# 刚性柱附近浅水爆炸荷载特性研究

刘靖晗<sup>1,2</sup>, 唐 廷<sup>2</sup>, 韦灼彬<sup>2</sup>, 于小存<sup>3</sup>, 李凌锋<sup>1,2</sup>, 张元豪<sup>1,2</sup>

(1. 海军工程大学, 湖北 武汉 430033;

2. 海军勤务学院, 天津 300450;

3. 联勤保障部队第四工程代建管理办公室, 辽宁 沈阳 110005)

**摘要:**刚性柱附近浅水爆炸时冲击波传播、气泡射流受多种因素影响。考虑水面、水底、刚性柱与水下爆炸冲击波及气泡的耦合作用, 基于 LS-DYNA 有限元软件, 建立浅水爆炸全耦合模型, 通过经验公式验证有限元模型的正确性。研究表明: 采用炸药直径  $1/3 \sim 1/2$  中心渐变网格能够较好地保证数值模拟精度。在冲击波传播阶段, 刚性柱迎爆区冲击波峰值上升并产生切断现象, 冲击波下降段被“截断”, 而背爆区冲击波峰值衰减约 50%, 同时正压作用时间增加; 在气泡脉动阶段, 气泡在收缩阶段产生指向刚性柱的气泡射流, 当刚性柱与炸药之间的距离约为一个气泡半径时, 刚性柱附近的脉冲荷载增幅最大, 脉冲荷载最大测点水深较爆心上移。

**关键词:**浅水爆炸; 刚性柱; 切断现象; 射流; 数值模拟

中图分类号: O383

文献标识码: A

在水下爆炸过程中, 边界条件对冲击波传播和气泡脉冲的影响很大。高勇军<sup>[1]</sup>、顾文彬<sup>[2-3]</sup>等先后通过浅水爆炸试验和数值仿真方法研究了浅水环境中水下冲击波形成和传播过程, 系统分析了自由面和水底界面对气泡脉动和冲击波传播的影响, 发现了水面和水底反射稀疏波的切断效应。韦灼彬等<sup>[4]</sup>采用数值仿真软件模拟港口水下爆炸冲击波的传播过程, 在考虑水面和水底影响的情况下, 分析冲击波和气泡脉冲沿港池水深的变化规律, 发现浅水环境流场边界复杂, 不仅包含水面、水底边界, 还包含码头、桥梁等刚性边界。方斌<sup>[5-6]</sup>、牟金磊<sup>[7-8]</sup>、朱锡<sup>[9]</sup>等以气泡脉动为重点, 分别研究水平、垂直刚性壁面以及船型梁附近气泡的脉动运动, 得到了气泡脉动解析解和射流规律, 张阿漫等<sup>[10-11]</sup>考虑自由面、刚性边界等约束对水下爆炸气泡脉动的影响, 利用边界元法模拟近边界水下爆炸, 建立了气泡、壁面和自由面三者之间的耦合动力学模型。国外学者 Benjamin 等<sup>[12]</sup>通过高速摄影技术, 首次拍摄了刚性界面附近的气泡射流现象。Rajendran 等<sup>[13-14]</sup>进行了一系列钢板附近水下爆炸试验, 研究不同爆距条件下钢板的响应及破坏现象。Hung 等<sup>[15]</sup>进行了复杂边界下小当量水下爆炸试验, 观察到近水面、刚性壁、弹性壁附近气泡的运动特征。Wardlaw 等<sup>[16]</sup>考虑弹性、刚性界面等边界因素, 分析了冲击波反射、气穴效应、气泡脉动以及二次荷载等现象, 发现刚性界面会加大气泡和冲击波荷载, 从而促进气穴效应和毁伤效应。从上述研究中可以看出, 刚性界面对冲击波传播和气泡脉冲均有较大影响, 已有工作主要集中在刚性壁边界, 对高桩码头、桥梁等透空式结构开展刚性柱附近浅水爆炸荷载特性研究具有一定意义。

本研究考虑水面、水底、刚性柱边界影响, 通过 LS-DYNA 有限元软件对浅水爆炸荷载传播问题进

\* 收稿日期: 2018-12-20; 修回日期: 2019-02-25

基金项目: 军队后勤科研计划项目(CHJ13J006)

作者简介: 刘靖晗(1992—), 男, 博士研究生, 主要从事港口工程、防护工程研究。

E-mail: 1226001717@qq.com

通信作者: 唐 廷(1980—), 男, 博士, 讲师, 主要从事港口工程、防护工程研究。

E-mail: tangting1980@126.com

行分析,与经验公式对比验证数值仿真的准确性,得到冲击波传播过程和气泡射流现象,总结刚性柱附近冲击波及气泡脉冲荷载特性,为进一步开展复杂边界条件下水下爆炸毁伤效应研究打下基础。

## 1 数值模型

### 1.1 有限元模型

通过有限元软件 LS-DYNA 模拟浅水爆炸,设水下深度为 20 m,空气域高度为 5 m,水底黏土厚度为 5 m,100 kg TNT 球形装药在距水面 10 m 深处,模型尺寸为 30 m×30 m×20 m,有限元模型如图 1 所示。其中空气、水、炸药采用欧拉单元,黏土采用拉格朗日单元,黏土区域重叠空白材料(Mat\_Ale\_Vacuum),流域边界采用环境单元(Eulerian Ambient),保证四周无边界约束,并初始化重力场和静水压力。

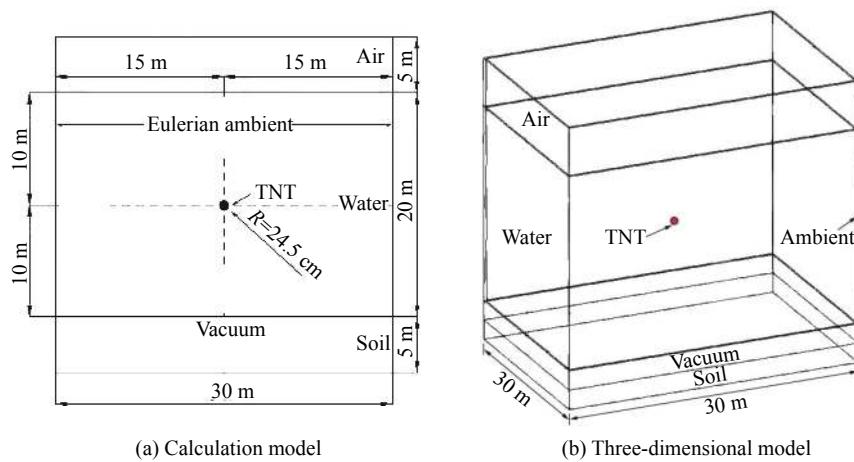


图 1 有限元计算模型

Fig. 1 FEM calculation model

假设空气、水、炸药均为均匀连续,空气采用线性多项式状态方程,  $C_0 \sim C_6$  为状态方程参数,  $E$  为初始单位质量内能;水采用 Grüneisen 状态方程,  $C, S_1 \sim S_3$  为状态方程参数,  $\gamma$  为 Grüneisen 常数;炸药采用标准 JWL 方程,  $A, B, \omega, R_1, R_2$  为状态方程参数;黏土采用线弹性模型,  $E$  为弹性模量,  $G$  为剪切模量,详细材料参数如表 1 所示。

表 1 有限元计算模型材料参数  
Table 1 Material parameters of FEM calculation model

Material	$\rho/\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	$C_0, C_1, C_2, C_3$	$C_4$	$C_5$	$C_6$	$E/\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$
Air	1.29	0	0.4	0.4	0	$2.5 \times 10^5$
Material	$\rho/\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	$C$	$S_1$	$S_2$	$S_3$	$\gamma$
Water	1000	1480	2.56	-1.986	0.2268	0.5
Material	$\rho/\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	$A/\text{GPa}$	$B/\text{GPa}$	$\omega$	$R_1$	$R_2$
TNT	1630	374	7.33	0.3	4.15	0.95
Material	$\rho/\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	$E/\text{MPa}$	$G/\text{MPa}$			
Soil	1800	22.4	8			

### 1.2 网格尺寸的影响

考虑浅水爆炸水面、水底反射主要影响冲击波比冲量,冲击波峰值与无限水域冲击波荷载一致,基于大量试验得到水下爆炸冲击波峰值的经验公式<sup>[17]</sup>

$$P_{\max} = 52.16 \left( \frac{W^{1/3}}{S} \right)^{1.13} \quad (1)$$

式中:  $P_{\max}$  为冲击波峰压, 单位 MPa;  $W$  为炸药装量, 单位 kg;  $S$  为测点距离, 单位 m。

有限元模拟的准确性与单元网格尺寸密切相关<sup>[18-19]</sup>, 选取炸药网格尺寸分别为 10、15、20 和 40 cm, 研究网格尺寸对仿真结果的影响。4 种网格尺寸数值仿真结果以及经验公式中冲击波峰值压力随测距变化规律见图 2。随着网格尺寸增加, 近场冲击波峰值压力减小明显, 而远场冲击波仅有略微减小, 冲击波衰减速度减缓, 这是由于网格较大时冲击波高频段损失所导致的。图 3 显示了 5 种网格尺寸的数值模拟结果与经验公式的相对偏差。冲击波峰值压力与经验公式计算结果的相对偏差随网格尺寸增加呈先减小后增大的趋势, 网格尺寸在 15~20 cm 范围内, 相对偏差较小, 但随测距变化而产生波动, 因此本数值仿真采用 15~20 cm 网格尺寸, 即 1/3~1/2 炸药直径的中心渐变网格, 所得仿真结果与经验公式计算结果的相对偏差随测距的变化在允许的误差范围之内, 从而确保数值仿真的准确性。

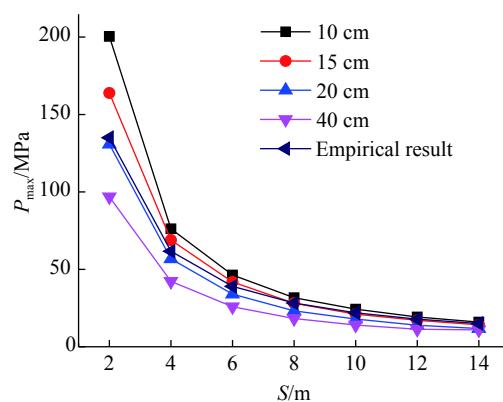


图 2 不同网格尺寸下的冲击波峰值压力

Fig. 2 Shock peak pressures simulated by different mesh sizes

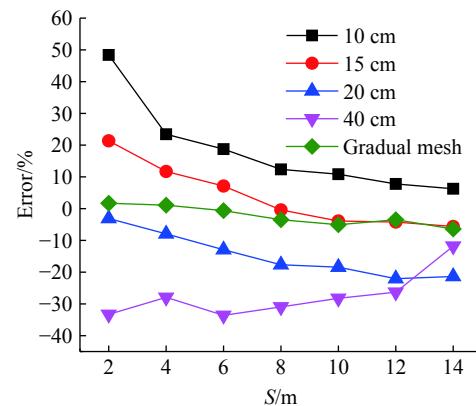


图 3 不同网格尺寸下冲击波峰值压力偏差

Fig. 3 Error of shock peak pressures for different mesh sizes

## 2 数值模拟方法验证

自由水域水下爆炸时, 气泡膨胀最大半径  $R_m$  和气泡第一次脉动周期  $T$  的计算公式<sup>[13]</sup>为

$$R_m = 3.36 \left( \frac{W}{H+10} \right)^{1/3} \quad (2)$$

$$T = 2.08 \frac{W^{1/3}}{(H+10)^{5/6}} \quad (3)$$

式中:  $H$  为水深, 单位 m;  $R_m$  为气泡最大半径, 单位 m;  $T$  为气泡第一次脉动周期, 单位 s。

表 2 为 100 kg TNT 炸药距水面 10 m 爆炸时气泡最大半径、第一次脉动周期、冲击波峰值压力的数值模拟结果与理论结果比较。气泡脉动和冲击波峰值压力的数值模拟结果与经验公式计算结果较为吻合, 在  $S=14$  m 时, 相对偏差最大为 6.42%, 说明数值仿真能清晰描述气泡脉动和冲击波荷载规律。

## 3 刚性柱附近浅水爆炸

### 3.1 刚性柱边界设定

针对浅水环境分别在距离炸药 2、5、10 m 处设置刚性柱, 建立基于任意拉格朗日欧拉法 (ALE) 的有限元模型, 如图 4 所示。系统中设立尺寸为 1 m×1 m×20 m 的全约束刚性柱, 炸药装药量、刚性柱与炸药距离、刚性柱截面尺寸均为影响水下爆炸荷载结果的重要因素。为了统一变量, 定义无量纲比例距离为距离参数与气泡最大半径  $R_m$  的比值, 3 种工况下刚性柱与炸药的比例距离  $d_e$  分别为 0.39、0.98 和 1.95, 刚性柱截面的比例长度为 0.2。空气、水、空白物质采用多物质 ALE 算法, 土壤采用拉格

朗日算法,通过关键字\*Constrained\_Lagrange\_in\_Solid 定义流固耦合,模拟炸药、水、空气与刚性柱之间的流固耦合作用。

表 2 数值模拟与经验公式比较

Table 2 Comparison of the numerical and theoretical results

S/m	$P_{\max}$			$R_m$			$T$		
	Theoretical results/MPa	Numerical results/MPa	Error/%	Theoretical results/m	Numerical results/m	Error/%	Theoretical results/s	Numerical results/s	Error/%
2	135.05	137.36	1.71						
4	61.71	62.39	1.10						
6	39.03	38.78	0.63						
8	28.20	27.21	3.50	5.00	5.12	2.40	0.56	0.53	5.40
10	21.91	20.80	5.07						
12	16.78	17.21	3.49						
14	14.98	14.02	6.42						

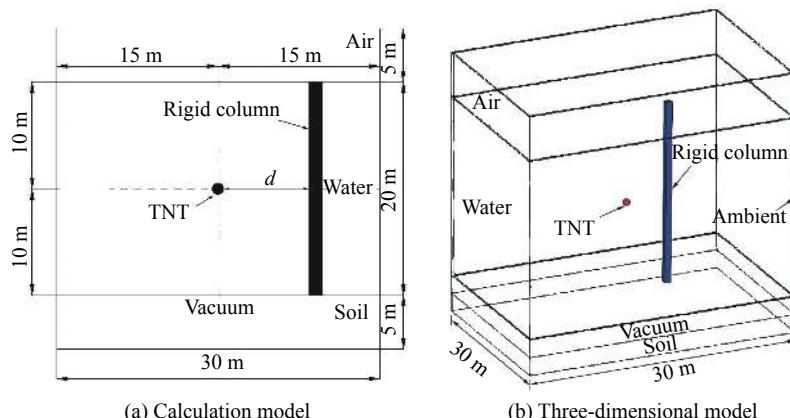


图 4 刚性柱有限元计算模型

Fig. 4 FEM calculation model of rigid column

### 3.2 冲击波阶段荷载特性

起爆后,炸药瞬间变为高温高压的气态物质(爆轰产物),急剧膨胀压缩水体产生初始冲击波向四周传播。冲击波传播过程中受到刚性柱影响会产生反射、透射、绕射现象。图 5 为距刚性柱  $d_e=0.39$  处水下爆炸冲击波传播过程:  $t=1.49$  ms 时,刚性柱附近的冲击波产生反射现象;  $t=3.29$  ms 时,反射稀疏波

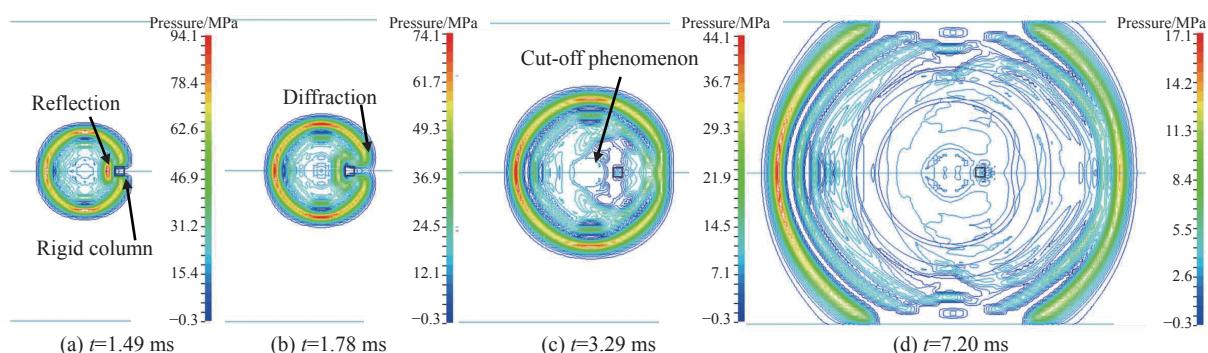


图 5 刚性柱附近冲击波传播过程

Fig. 5 Propagation of shock wave near a rigid column

与入射波在刚性壁迎爆区叠加使峰值压力骤降并产生切断现象, 同时冲击波发生绕射在柱后汇聚继续传播;  $t=7.20$  ms 时, 绕射冲击波在传播一定距离后压力云图与左侧冲击波相近。

图 6(a) 和图 6(b) 分别为刚性柱的迎爆区 ( $S=2$  m) 和背爆区 ( $S=3$  m) 冲击波压力时程曲线: 迎爆区冲击波在达到峰值荷载后下降段出现明显“截断”, 即冲击波切断现象, 冲击波比冲量衰减; 背爆区冲击波下降段变缓, 因此冲击波绕射延长了正压作用时间。

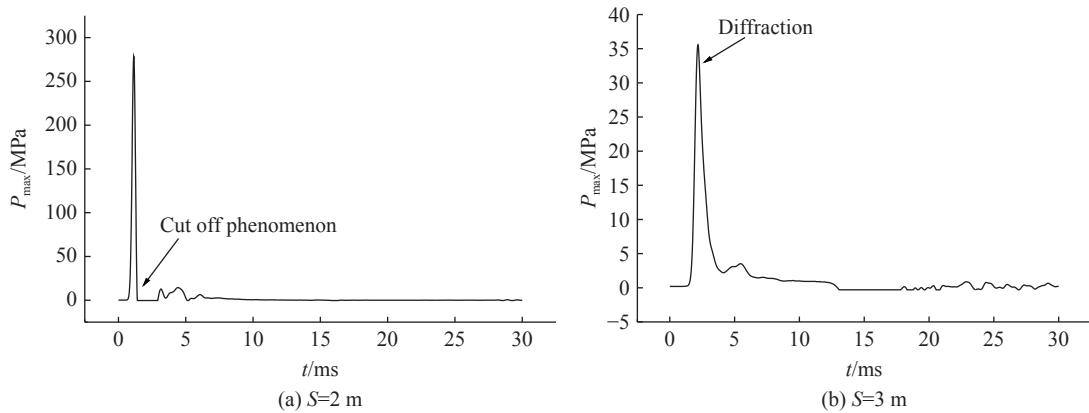


图 6 冲击波荷载时程曲线

Fig. 6 Time history curve of shock wave load

在距炸药比例距离  $d_e$  分别为 0.39、0.98 和 1.95 处设置刚性柱, 冲击波峰值压力沿测距  $S$  的变化规律见图 7。对比无刚性柱边界条件下冲击波峰值压力变化规律可以发现: 刚性柱迎爆区冲击波峰值压力较自由场增加, 背爆区较自由场减小。当冲击波传播到刚性柱附近时, 刚性柱反射的稀疏波与入射波在迎爆区叠加导致压力上升; 冲击波经过反射后绕射能量衰减, 因此刚性柱背部压力下降。图 8 显示了刚性柱附近冲击波比冲量  $I_b$  的变化规律。刚性柱附近冲击波比冲量的变化规律与冲击波峰值压力基本一致。随着刚性柱与炸药比例距离增加, 冲击波传播过程中受水面和水底反射影响, 冲击波传播方向复杂, 受刚性柱反射、绕射影响减弱, 因此, 刚性柱附近冲击波峰值荷载以及比冲量变化不大。

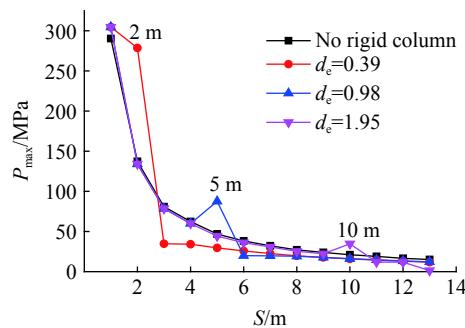


图 7 刚性柱附近冲击波峰值压力的变化

Fig. 7 Peak pressure of shock wave near a rigid column

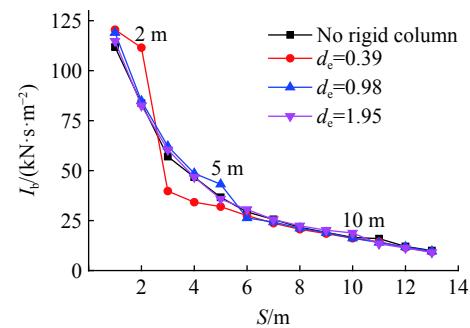


图 8 刚性柱附近冲击波比冲量的变化

Fig. 8 Specific impulse of shock wave near a rigid column

表 3 列出了刚性柱附近冲击波峰值和比冲量较无刚性柱增幅(衰减)。可见: 与无刚性柱时相比, 刚性柱附近冲击波峰值变化显著; 由于迎爆区切断现象“截断”了冲击波荷载, 背爆区绕射增加了荷载时长, 冲击波比冲量变化幅度较小, 并且随着刚性柱比例距离的增加, 刚性柱影响减弱。

### 3.3 气泡脉动阶段荷载特性

水下爆炸产生冲击波时会伴随气泡产生。当气泡在刚性柱附近运动时, 膨胀阶段的气泡受刚性柱阻碍, 在刚性柱与气泡之间形成低压区; 收缩阶段时, 气泡由于压力差向刚性柱移动, 远离刚性柱的气泡收缩速度较大并向气泡内部凹陷, 产生指向刚性柱的射流, 在射流方向流场压力骤增, 对结构产生脉冲荷载。

表3 刚性柱附近冲击波荷载比较

Table 3 Comparison of the pressure near a rigid column

$d_e$	Measuring area	$P_{\max}$			$I_b$		
		Near rigid column/MPa	No rigid column/MPa	Increase/%	Near rigid column/(kN·s·m <sup>-2</sup> )	No rigid column/(kN·s·m <sup>-2</sup> )	Increase/%
0.39	In front of column	278.68	137.36	102.88	111.53	83.71	33.23
	Behind the column	34.82	80.88	-56.95	39.77	57.01	-30.24
0.98	In front of column	87.64	46.9	86.87	43.16	36.65	17.76
	Behind the column	19.95	38.78	-48.56	26.30	29.28	-10.18
1.95	In front of column	34.74	21.08	64.80	18.77	16.59	13.14
	Behind the column	11.98	19.02	-37.01	13.36	15.94	-16.19

图9为刚性柱附近气泡射流时的流场压力等值线。气泡发生射流时形成指向刚性柱的脉冲荷载,随着刚性柱与炸药比例距离增加,气泡射流现象趋近无刚性柱条件。

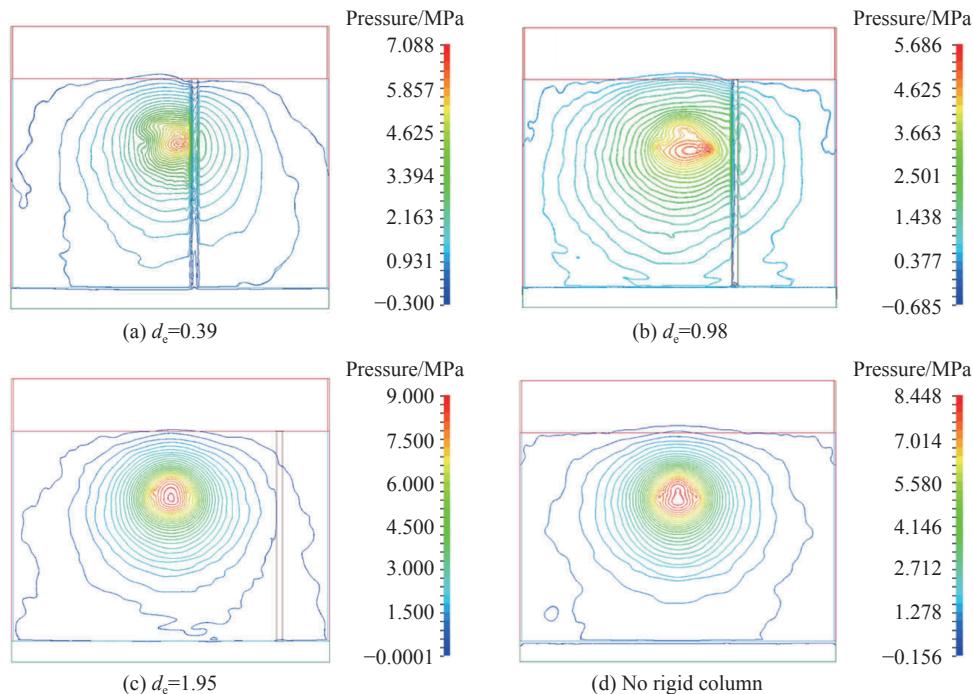


图9 刚性柱附近气泡射流压力等值线

Fig. 9 Pressure peak contour of bubble impulse near a rigid column

选取5~10 m水深的测点,比较刚性柱迎爆区气泡脉冲荷载峰值,如表4所示。刚性柱附近水下爆炸气泡受浮力和刚性柱Bjerknes力的共同作用,气泡上浮同时发生射流。刚性柱距炸药较近时,刚性柱迎爆区6~7 m水深测点处气泡脉冲荷载最大;随着比例距离增加,气泡脉冲荷载最大的测点水深(危险深度)下移;当刚性柱与炸药比例距离大于1.98时,不同测深的气泡脉冲峰值基本一致。当刚性柱与炸药比例距离为0.98时,脉冲荷载较自由场增幅最大。这是由于当刚性柱与炸药的距离小于气泡最大半径时,气泡受刚性柱约束无法充分膨胀,气泡射流时刚性

表4 刚性柱迎爆区气泡脉冲荷载比较

Table 4 Peak pressure of bubble impulse near a rigid column

$d_e$	$P_{\max}$ /MPa	Depth of the maximum impulse/m	Increase/%
0.39	9.66	6	15.83
0.98	6.33	7	29.45
1.95	1.58		6.04

柱对脉冲荷载的增强效应有限;当刚性柱与炸药距离大于气泡最大半径时,随着比例距离增加,刚性柱对气泡脉动的影响减弱,脉冲荷载增幅减小。

## 4 结 论

通过数值模拟方法研究刚性柱附近浅水爆炸冲击波和气泡射流的荷载特性,与经验公式对比验证得出下述结论。

(1)网格尺寸对水下爆炸冲击波荷载的数值模拟精度有显著影响,随着网格尺寸增加,冲击波峰值呈现下降趋势,并且冲击波衰减速度减慢,采用炸药直径 $1/3\sim 1/2$ 的中心渐变式网格能够得到较为准确的数值模拟结果。

(2)在水下爆炸冲击波阶段,冲击波在刚性柱附近发生反射、绕射现象。刚性柱迎爆区冲击波峰值压力显著增加,增幅约 $60\%\sim 100\%$ ;由于冲击波切断现象,比冲量增幅较小,约 $10\%\sim 30\%$ 。刚性柱背爆区压力降低约 $50\%$ ,同时由于正压作用时间增加,比冲量衰减约 $20\%$ 。

(3)在水下爆炸气泡脉动阶段,气泡射流形成指向刚性柱的脉冲荷载,刚性柱附近脉冲荷载增加。在刚性柱距炸药一个气泡半径距离时,刚性柱附近的气泡脉冲峰值增幅最大,气泡射流荷载最大的测点深度较爆心上移;随着炸药与刚性柱距离的增加,气泡射流现象减弱,刚性柱与炸药距离大于2倍气泡半径时,刚性柱附近不同测深的脉冲荷载相差不大。

## 参考文献:

- [1] 高勇军,王伟策,陈小波,等.浅层水中爆炸冲击波压力的测试与分析 [J].*爆破*,1999(1): 9-13.  
GAO Y J, WANG W C, CHEN X B, et al. Testing and analysis on shock wave pressure generated by explosion under shallow water [J]. *Blasting*, 1999(1): 9-13.
- [2] 顾文彬,叶序双,张朋祥,等.浅层水中爆炸水底影响的试验研究 [J].*解放军理工大学自然科学版*,2001,2(2): 55-58.  
GU W B, YE X S, ZHANG P X, et al. Experimental studies of bottom influence in shallow-layer water explosion [J]. *Journal of PLA University of Science and Technology*, 2001, 2(2): 55-58.
- [3] 顾文彬,孙百连,阳天海,等.浅层水中沉底爆炸冲击波相互作用数值模拟 [J].*解放军理工大学自然科学版*,2003,4(6): 64-68.  
GU W B, SUN B L, YANG T H, et al. Numerical simulation of explosive shockwave interaction in shallow-layer water [J]. *Journal of PLA University of Science and Technology*, 2003, 4(6): 64-68.
- [4] 韦灼彬,唐廷,王立军.港口水下爆炸荷载冲击特性研究 [J].*振动与冲击*,2014, 33(6): 18-22.  
WEI Z B, TANG T, WANG L J. Shock characteristics of underwater explosion in port [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2014, 33(6): 18-22.
- [5] 方斌,朱锡,张振华.垂直刚性面边界条件下水下爆炸气泡运动的理论研究 [J].*海军工程大学学报*,2007, 19(2): 81-85.  
FANG B, ZHU X, ZHANG Z H. Theoretical study of the pulsation of an underwater explosion bubble with a vertical rigid plane [J]. *Journal of Naval University of Engineering*, 2007, 19(2): 81-85.
- [6] 方斌,朱锡,陈细弟,等.水平刚性面下方水下爆炸气泡垂向运动的理论研究 [J].*爆炸与冲击*,2006, 26(4): 345-350.  
FANG B, ZHU X, CHEN X D, et al. Pulsation dynamics of an underwater explosion bubble vertical migrating to a horizontal rigid plane [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2006, 26(4): 345-350.
- [7] 卞金磊,朱石坚,刁爱民,等.边界条件对水下爆炸气泡运动特性的影响分析 [J].*振动与冲击*,2014, 33(13): 92-97.  
MU J L, ZHU S J, DIAO A M. Analysis on the characteristics of UNDEX bubbles under different boundary conditions [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2014, 33(13): 92-97.
- [8] 卞金磊,朱锡,黄晓明.近壁面水下爆炸冲击波载荷参数研究 [J].*海军工程大学学报*,2011, 23(1): 23-27.  
MU J L, ZHU X, HUANG X M. Parameters of shock waves from underwater explosion near structures [J]. *Journal of Naval University of Engineering*, 2011, 23(1): 23-27.
- [9] 朱锡,李海涛,卞金磊,等.水下近距爆炸作用下船体梁的动态响应特性 [J].*高压物理学报*,2010, 24(5): 343-350.

- ZHU X, LI H T, MU J L, et al. Dynamic response of characteristics of ship-like beam subjected underwater explosion in near field [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2010, 24(5): 343–350.
- [10] 张阿漫, 姚熊亮. 复杂边界附近气泡的动态特性研究 [J]. 力学季刊, 2008, 29(1): 24–32.
- ZHANG A M, YAO X L. Dynamic of bubble near complex boundary [J]. *Chinese Quarterly of Mechanics*, 2008, 29(1): 24–32.
- [11] 张阿漫, 姚熊亮. 近自由面水下爆炸气泡的运动规律研究 [J]. *物理学报*, 2008, 57(1): 339–353.
- ZHANG A M, YAO X L. The law of the underwater explosion bubble motion near free surface [J]. *Acta Physica Sinica*, 2008, 57(1): 339–353.
- [12] BENJAMIN T B, ELLIS A T. The collapse of cavitation bubbles and the pressures thereby produced against solid boundaries [J]. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, 1966, 260(1110): 221–240.
- [13] RAJENDRAN R, NARASIMHAN K. Deformation and fracture behaviour of plate specimens subjected to underwater explosion—a review [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 32(12): 1945–1963.
- [14] RAJENDRAN R, LEE J M. Blast loaded plates [J]. *Marine Structures*, 2009, 22(2): 99–127.
- [15] HUNG C F, HWANGFU J J. Experimental study of the behaviour of mini-charge underwater explosion bubbles near different boundaries [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2010, 651: 55.
- [16] WARDLAW A B, LUTON J A. Fluid-structure interaction mechanisms for close-in explosions [J]. *Shock and Vibration*, 2015, 7(5): 265–275.
- [17] 陈永念. 舰船水下爆炸数值仿真及抗爆结构研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2008.
- CHEN Y N. Study on damage mechanism in ship underwater explosion and structure anti-shock [D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2008.
- [18] WANG G, WANG Y, LU W, et al. On the determination of the mesh size for numerical simulations of shock wave propagation in near field underwater explosion [J]. *Applied Ocean Research*, 2016, 38(59): 1–9.
- [19] 张社荣, 李宏璧, 王高辉, 等. 水下爆炸冲击波数值模拟的网格尺寸确定方法 [J]. 振动与冲击, 2015, 34(8): 93–100.
- ZHANG S R, LI H B, WANG G H, et al. A method to determine mesh size in numerical simulation of shock wave of underwater explosion [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2015, 34(8): 93–100.

## Pressure Characteristics of Shallow Water Explosion near the Rigid Column

LIU Jinghan<sup>1,2</sup>, TANG Ting<sup>2</sup>, WEI Zhuobin<sup>2</sup>, YU Xiaocun<sup>3</sup>, LI Lingfeng<sup>1,2</sup>, ZHANG Yuanhao<sup>1,2</sup>

(1. Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China;

2. Naval Logistics Collage of PLA, Tianjin 300450, China;

3. Joint Logistics Support Center Fourth Engineering Agency, Shenyang 110005, China)

**Abstract:** Shock wave propagation and bubble jet in the shallow water explosion near a rigid column are affected by many factors. Considering the influence of free water surface, water bottom boundary and rigid column, the coupling numerical model was established based on LS-DYNA, and the feasibility of numerical method is assured by comparison of simulation results and empirical results. The results show that the accuracy of numerical simulation can be better guaranteed if one-third and one-half of the explosive diameter as mesh size is adapted. During the shock wave propagation, the peak pressure in front of the column rises while the cut-off phenomenon causes during the shock wave pressure decreases, and the peak pressure behind the column decreases by approximately 50% while load duration increases. The jet is formed directivity to the column at the complete moment of the first bubble pulsation. The bubble impulse pressure increases most dramatically when the explosive is at a distance of explosive radius from the column, and the depth of the maximum impulse pressure is higher than the depth of explosive.

**Keywords:** shallow water explosion; rigid column; cut-off phenomenon; jet; numerical simulation

# 铝氧比对含铝炸药水下爆炸载荷及能量输出结构的影响

田俊宏, 孙远翔, 张之凡

(北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081)

**摘要:**为了系统地研究铝氧比对含铝炸药水下爆炸载荷及能量输出结构的影响, 在验证数值模型有效性的基础上, 针对铝氧比分别为 0、0.16、0.36、0.63 的 RDX 基含铝炸药, 利用耦合欧拉-拉格朗日方法模拟了其水下爆炸连续的全过程, 考虑了冲击波载荷和气泡载荷之间的耦合作用, 从冲击波、气泡和能量输出结构三方面对影响效应进行评估。计算结果表明: 随着铝氧比的增大, 含铝炸药水下爆炸冲击波衰减时间常数、冲击波冲量、气泡脉动周期、气泡最大半径以及比气泡能都增大; 铝氧比为 0.36 时, 冲击波峰值压力、冲击波能流密度和比冲击波能达到最大。铝粉的加入对气泡能的提高相对于冲击波能更加显著。

**关键词:**含铝炸药; 铝氧比; 水下爆炸; 冲击波; 气泡; 能量输出

中图分类号: O383

文献标识码: A

为了提高炸药的含能密度, 人们在新炸药合成和复合炸药设计两方面进行了大量研究, 其中, 在炸药中加入适量铝粉是提高炸药能量的重要途径之一。含铝炸药作为一种高性能非理想炸药, 其非理想组分能够在理想成分爆轰之后释放大量的能量, 使得爆轰产物的温度和压力维持较长的时间而不至于过快衰减。将其应用于水下爆炸, 还能改善冲击波能和气泡能在总能量中的比例关系, 改善能量的输出结构, 从而广泛应用于水下兵器战斗部的装填药。

为了最大化地发挥含铝炸药的效能, 增强其做功能力, 人们对含铝炸药的爆轰现象进行了研究, 加强了对含铝炸药爆轰反应机理、做功能力等方面的认识。Svetlov 研究了铝粉粒度、铝粉含量对阿莫纳尔炸药爆速和爆压的影响, 发现细颗粒铝粉含铝炸药的爆速高于粗颗粒铝粉含铝炸药的爆速, 含铝炸药的爆速和爆压都随着铝粉含量的增加而降低<sup>[1]</sup>。周霖等<sup>[2]</sup>研究了铝氧比对含铝炸药水下爆炸能量输出结构的影响, 计算了几种混合炸药水下爆炸的冲击波能、气泡能、冲击波超压方程中的系数以及冲击波峰值压力等。赵继波等<sup>[3]</sup>开展了 3 种不同铝氧比(铝氧比(Al/O)为炸药中铝原子和氧原子的摩尔比)RDX/Al 柱形装药水下爆炸实验, 分析了铝氧比对冲击波峰值压力和压力衰减速率的影响。赵倩<sup>[4]</sup>将着眼点放在含铝炸药的铝氧比与结构动态响应之间的直接联系, 研究了铝氧比对含铝炸药水下爆炸舰船毁伤的影响。

之前一般单独进行铝氧比对含铝炸药水下爆炸冲击波、气泡载荷或者能量输出结构的影响研究, 较少将这些因素综合起来系统地分析。本研究在前人研究和数值模型有效性验证的基础上, 运用耦合欧拉-拉格朗日(Coupled Eulerian-Lagrangian, CEL)方法系统地研究了铝氧比对 RDX 基含铝炸药水下爆炸冲击波、气泡载荷以及能量输出结构的影响, 通过对冲击波峰值压力  $p_m$ 、冲击波压力衰减常数  $\theta$ 、比

\* 收稿日期: 2019-03-25; 修回日期: 2019-04-19

基金项目: 爆炸科学与技术国家重点实验室(北京理工大学)自主研究课题探索性项目(YBKT17-08); 中国博士后科学基金(2017M620644)

作者简介: 田俊宏(1992—), 男, 硕士研究生, 主要从事水下爆炸研究. E-mail: [junhong\\_tian@163.com](mailto:junhong_tian@163.com)

通信作者: 孙远翔(1967—), 男, 博士, 副教授, 主要从事水下爆炸研究. E-mail: [sunyuanxiang002@126.com](mailto:sunyuanxiang002@126.com)

冲击波能  $e_s$ 、冲击波能流密度  $E$ 、气泡脉动周期  $T_b$ 、气泡最大半径  $R_b$  以及比气泡能  $e_b$  几个表征参数进行评估, 从而为水中兵器战斗部装药提供一定的参考。

## 1 基本理论和方法

### 1.1 CEL 方法的基本理论

传统的拉格朗日算法在计算爆炸等大变形问题时, 单元网格可能出现严重的畸变导致无法计算; 欧拉算法虽然克服了此问题, 但较难捕捉物质边界, 而且与拉格朗日算法相比, 欧拉算法在每个时间步内需要更多的网格和计算。这两种算法都有各自的缺陷, 又有各自的优势, 研究者致力于寻找能综合欧拉算法和拉格朗日算法优点的方法<sup>[5]</sup>。CEL 方法最早由 Noh<sup>[6]</sup> 提出, 兼具拉格朗日网格和欧拉网格的优点, 拉格朗日边界上的速度为欧拉计算提供动能约束, 而材料的压力为拉格朗日区域提供加载力, 两个求解器通过耦合面相互作用<sup>[7]</sup>, 不仅可以解决大变形问题中单元变形奇异的弊端并精确描述物质的边界, 而且还能连续无间断地模拟近场水下爆炸冲击波到气泡脉动、射流再到结构响应的全过程, 可以考虑不同载荷间的耦合作用。目前将 CEL 方法应用于含铝炸药水下爆炸的研究还较少。

在 CEL 算法中, 欧拉域中材料边界的捕捉涉及到欧拉体积方法, 由于材料与欧拉节点之间具有相对独立性, 流体材料在欧拉网格中的变化轨迹由单个欧拉单元中的欧拉体积分数(EVF)<sup>[8]</sup> 确定: 材料充满单元时, EVF 为 1; 当材料没有完全充满单元时, 则按照材料充满部分所占欧拉单元体积大小的比例来表示其体积分数, 剩余部分则默认为“空”。本研究应用的 CEL 算法基于中心差分法, 求解过程中用位移的形式表示相应的速度和加速度, 具体控制方程参考文献 [8]。

### 1.2 状态方程的选取

状态方程用来确定材料密度、温度、能量和压力等参数的函数关系。数值模拟时选取正确的状态方程对计算结果影响较大。水介质采用  $u_s-u_p$  状态方程( $u_s$  为线性冲击速度,  $u_p$  为质点速度), 该状态方程建立在水介质不可压缩、黏性流体性质的条件下, 可以较准确地模拟水在冲击波载荷作用下的运动过程。 $u_s-u_p$  形式的 Mie-Grüneisen 公式<sup>[9]</sup> 如下

$$p = \frac{\rho_0 c_0^2 \eta}{(1-s\eta)^2} \left(1 - \frac{\Gamma_0 \eta}{2}\right) + \Gamma_0 \rho_0 e_m \quad (1)$$

式中:  $p$  为压力,  $\rho_0$  为参考密度,  $c_0$  为声速,  $\Gamma_0$  和  $s$  是与材料有关的常数,  $e_m$  为单位质量内能,  $\eta$  为名义体积压缩应变。对于水介质,  $\rho_0 = 1024 \text{ kg/m}^3$ ,  $c_0 = 1483 \text{ m/s}$ ,  $s = 1.75$ ,  $\Gamma_0 = 0.28$ 。

TNT 和含铝炸药的爆轰产物采用 JWL 状态方程<sup>[10]</sup> 描述。它是一种不显含化学反应、由实验确定参数的动力学半经验状态方程, 能较准确地描述爆轰产物的膨胀驱动做功过程, 其形式如下

$$p_e = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 v}\right) e^{-R_1 v} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 v}\right) e^{-R_2 v} + \frac{\omega e}{v} \quad (2)$$

式中:  $p_e$  为爆轰产物的压力,  $v$  为爆轰产物的相对比容,  $e$  为比热力学能,  $A$ 、 $B$ 、 $R_1$ 、 $R_2$  和  $\omega$  为表征炸药特性的参数。本研究所用炸药的 JWL 状态方程参数如表 1 所示, 其中: 1(0) 表示铝氧比为 0 的 RDX 基含铝炸药, 2(0.16) 表示铝氧比为 0.16 的 RDX 基含铝炸药, 以此类推。

### 1.3 水下爆炸表征参数的计算

对于水下爆炸冲击波载荷, 其表征参数主要是峰值压力  $p_m$ 、衰减常数  $\theta$ 、冲击波冲量  $I$ 、能流密度  $E$ 、比冲击波能  $e_s$  等; 对于气泡载荷, 其表征参数主要是气泡脉动周期  $T_b$ 、最大半径  $R_b$  和比气泡能  $e_b$  等。将这些表征参数的模拟结果与实验值进行对比, 以评价模拟结果的精度。其中: 冲击波衰减常数  $\theta$  为冲击波压力从峰值  $p_m$  衰减到  $p_m/e$  所需的时间,  $e$  为自然对数的底; 冲击波冲量  $I$ 、能流密度  $E$ 、比冲击波能  $e_s$ 、比气泡能  $e_b$  的计算参考 Cole<sup>[13]</sup> 给出的公式

$$I = \int_0^{6.7\theta} p(t) dt \quad (3)$$

表1 炸药材料参数<sup>[11-12]</sup>  
Table 1 Explosive material parameters<sup>[11-12]</sup>

Sample	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$A/\text{GPa}$	$B/\text{GPa}$	$R_1$	$R_2$	$\omega$	$e/(\text{J}\cdot\text{g}^{-1})$
TNT	1 630	371.20	3.21	4.15	0.95	0.30	4 290
RS211	1 750	758.00	8.51	4.90	1.10	0.20	4 509
1(0)	1 667	334.77	9.50	6.71	1.26	0.21	5 636
2(0.16)	1 720	361.55	27.42	4.81	1.89	0.32	6 206
3(0.36)	1 788	709.60	20.27	5.37	1.90	0.34	6 956
4(0.63)	1 853	761.51	9.16	5.45	1.74	0.23	7 441

$$e_s = \frac{4\pi R^2}{W\rho_0 c_0} \int_0^{6.7\theta} p^2(t) dt \quad (4)$$

$$E = \left(1 - 2.422 \times 10^{-4} p_m - 1.031 \times 10^{-8} p_m^2\right) (\rho_0 c_0)^{-1} \int_0^{6.7\theta} p^2(t) dt \quad (5)$$

$$e_b = \frac{0.684 2 p_{\text{H}}^{5/2} T_{\text{b}}^3}{\rho_0^{3/2} \cdot W} \quad (6)$$

式中:  $p(t)$  为冲击波压力时程, Pa;  $\rho_0$  为水的密度,  $\text{kg}/\text{m}^3$ ;  $c_0$  为水的声速,  $\text{m}/\text{s}$ ;  $R$  为爆距,  $\text{m}$ ;  $W$  为装药的质量,  $\text{kg}$ ;  $p_{\text{H}}$  为爆心处静水压力, Pa;  $T_{\text{b}}$  为气泡脉动周期, ms;  $R/a$  为比例距离。

## 2 数值模型有效性验证

为了验证数值模型的有效性, 采用 CEL 方法对文献 [14] 中的实验 RS211(RDX/TNT/Al/Desensitizing agent) 炸药和 TNT 水下爆炸全过程进行模拟, 将表征参数的计算结果与实验结果进行对比。分别对 RS211 炸药和 TNT 水下爆炸建立三维计算模型, 欧拉域的尺寸为  $28 \text{ m} \times 28 \text{ m} \times 28 \text{ m}$ , 其中包括深度为  $24 \text{ m}$  的水域和垂直距离为  $4 \text{ m}$  的空气域, 自由液面的初始压力与空气压力相同, 将质量为  $3 \text{ kg}$  的炸药置于水深为  $12 \text{ m}$  的水平面中心处。计算水域中施加了静水压力和重力的作用, 并且为了防止边界效应产生的反射波, 为欧拉域施加无反射边界条件。在兼顾计算精度和效率的基础上, 将炸药附近的网格单元作加密处理, 整个欧拉域的网格单元数为  $4 199 202$ , 单元类型为 EC3D8R。炸药和水介质分别采用 JWL 状态方程和  $u_s-u_p$  状态方程描述, 材料参数列于表1。

计算结果如图1所示, 图中显示了 RS211 炸药水下爆炸不同时刻冲击波的传播情况。冲击波在各方向基本呈球对称分布, 其外层波阵面的压力最大, 呈强间断性。在毫秒量级时间内, 冲击波在水中迅速传播。图2显示了不同比例距离处 RS211 炸药冲击波在水中传播的压力时程曲线。由于实验<sup>[14]</sup>测量的是中远场的冲击波压力, 为了更全面地反映冲击波的传播, 图2中也给出了较近场的冲击波压力曲线。通过 CEL 方法计算得到的冲击波压力在极短的时间内达到峰值后, 衰减阶段存在较大的波动, 出现了双波峰或多波峰现象, 而且冲击波压力峰较光滑, 与实验测得的强间断压力时程曲线有差

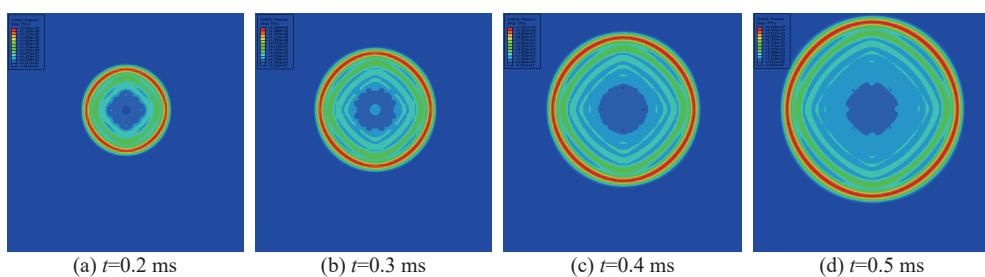


图1 不同时刻冲击波传播压力云图

Fig. 1 Shock wave pressure nephogram at different times

别。这是由于CEL方法在捕捉强间断现象时具有一定的缺陷,当冲击波到达水中某点时,压力的爬升需要一定的时间。

图3、图4和图5分别为RS211炸药和TNT水下爆炸冲击波压力峰值 $p_m$ 、冲击波冲量 $I$ 和比冲击波能 $e_s$ 在不同距离处的计算值与实验值<sup>[14]</sup>的对比曲线。从图中可以观察到,计算得到的冲击波峰值压力与实验值相差不大,而冲击波冲量和比冲击波能的计算值在一定爆距范围内比实验值偏高,其原因可能是数值模拟得到的冲击波达到峰值后的衰减阶段存在一定的脉动,但总体上3个表征参数的计算结果与实验值吻合较好。

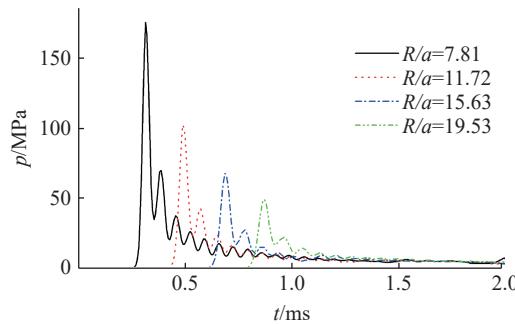


图2 不同比例距离处压力时程曲线

Fig. 2 Pressure time history at different distances

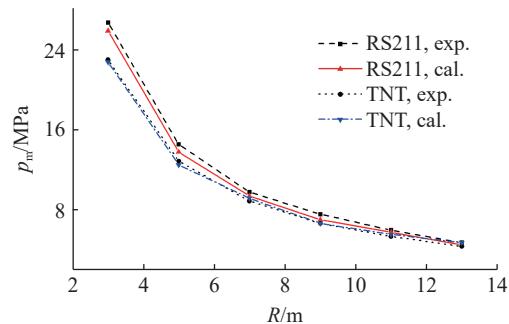


图3 冲击波压力峰值对比

Fig. 3 Comparison of shock wave peak pressure

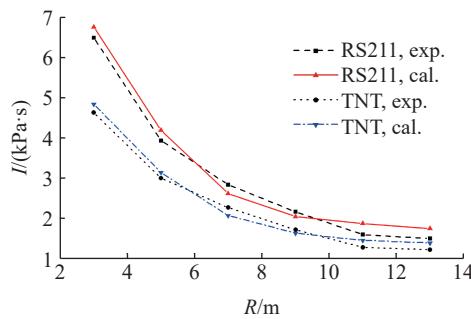


图4 冲击波冲量对比

Fig. 4 Comparison of shock wave impulse

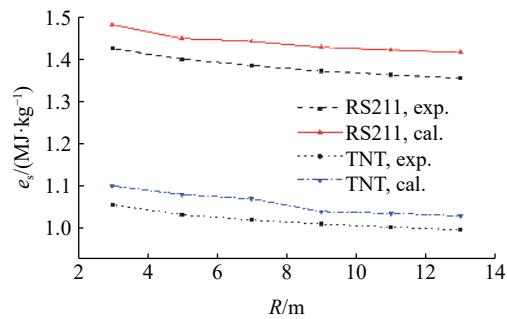


图5 比冲击波能对比

Fig. 5 Comparison of specific shock wave energy

图6为RS211炸药水下爆炸气泡脉动过程示意图。图6(a)为初始气泡,此时气泡内部高温高压,以较高的速度向四周膨胀;图6(b)为气泡在第1个周期内膨胀到最大体积;图6(c)为气泡收缩至体积最小的状态,此时气泡已经发生了明显的坍塌,坍塌方向指向水面;图6(d)为气泡迅速坍塌,形成高速射流,且射流穿透气泡并冲击气泡壁的另一面,从而形成环状气泡。气泡在收缩阶段有较明显的上浮运动。将数值计算得到的RS211炸药和TNT水下爆炸的气泡脉动周期、比气泡能与实验值<sup>[14]</sup>进行对比,如表2所示,计算得到的气泡脉动周期和比气泡能比实验值小,但误差在允许范围内。

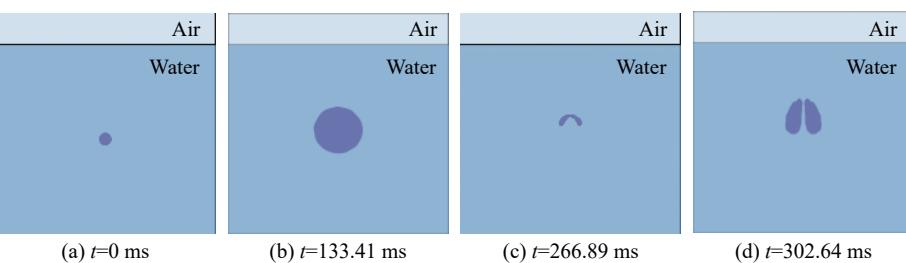


图6 RS211炸药水下爆炸气泡脉动过程示意图

Fig. 6 Bubble impulse caused by underwater explosion of RS211

表2 气泡周期和比气泡能的对比

Table 2 Comparison of bubble period and specific bubble energy

Explosive	$T_b/\text{ms}$		$E_b/\text{MJ}$		$e_b/(\text{MJ}\cdot\text{kg}^{-1})$		$e_b/e_{b,\text{TNT}}$	
	Exp.	Cal.	Exp.	Cal.	Exp.	Cal.	Exp.	Cal.
RS211	273.33	266.89	9.4417	8.7899	3.0595	2.8465	1.52	1.48
TNT	235.99	232.56	6.0972	5.8156	2.0172	1.9289	1.00	1.00

从RS211炸药和TNT水下爆炸的计算结果可以看出,炸药中加入铝粉能较显著地提高冲击波冲量、比冲击波能和比气泡能。RS211炸药水下爆炸比冲击波能和比气泡能相对于同质量TNT分别增加了35%和48%左右,因铝粉的加入而增加的气泡能相对于冲击波能更为显著。另外,铝粉的加入对冲击波峰值压力也有一定的影响,但程度不大。

从上述数值模拟结果与实验值<sup>[14]</sup>的对比可以看出,采用合理的边界条件、计算参数和有限元模型,CEL方法可以较准确地模拟RS211含铝炸药和TNT水下爆炸冲击波传播和气泡脉动的全过程,计算得到的冲击波峰值压力、冲击波冲量、比冲击波能、气泡脉动周期以及比气泡能等表征参数均与实验值吻合较好,验证了数值模型的有效性,从而为模拟不同铝氧比含铝炸药水下爆炸的全过程打下基础。

### 3 铝氧比对含铝炸药水下爆炸载荷及能量输出结构的影响

在验证数值模型有效性的基础上,运用CEL方法对铝氧比分别为0、0.16、0.36、0.63的4种RDX基含铝炸药水下爆炸全过程进行无间断的数值模拟,考虑了冲击波载荷和气泡载荷之间的耦合作用,旨在系统地研究铝氧比对含铝炸药水下爆炸冲击波、气泡载荷和能量输出结构的影响规律。

针对4种铝氧比的含铝炸药水下爆炸分别建立模型并且考虑炸药与水之间的相互作用,模型欧拉域的尺寸为16 m×16 m×16 m,其中包括深度为12 m的水域和垂直距离为4 m的空气域,自由液面初始压力与空气压力相同,将质量均为1 kg的4种炸药放置于水深4.7 m处的水平面中心位置处。计算水域中施加了静水压力和重力的作用,并且为欧拉域施加无反射边界条件,以防止边界效应产生的反射波。在兼顾计算精度和效率的基础上,将炸药附近的网格单元作加密处理,整个欧拉域的网格单元数为4 676 874,网格单元类型为EC3D8R。4种RDX基含铝炸药各组分的质量分数和铝氧比如表3所示,炸药和水介质分别采用JWL状态方程和 $u_s-u_p$ 状态方程描述,4种RDX基含铝炸药状态方程的参数列于表1。

表3 RDX基含铝炸药组分<sup>[15]</sup>  
Table 3 Composition of RDX/Al explosives<sup>[15]</sup>

Explosive	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	Mass fraction/%				Al/O ratio
		RDX	Al	Wax	C	
1	1 667	95.5	0	2	2.5	0
2	1 720	85.5	10	2	2.5	0.16
3	1 788	75.5	20	2	2.5	0.36
4	1 853	65.5	30	2	2.5	0.63

#### 3.1 铝氧比对冲击波载荷的影响

以铝氧比为0.36的RDX基含铝炸药水下爆炸为例,计算结果如图7所示。图7中显示了不同时刻冲击波在水介质中的传播情况,在毫秒级时间内,冲击波在水中迅速传播。图8显示了该含铝炸药在不同爆距处的冲击波压力时程,同样出现了双波峰或多波峰现象,原因已在第2节中阐述。

含铝炸药铝氧比对冲击波载荷的影响是通过冲击波峰值压力 $p_m$ 、冲击波衰减常数 $\theta$ 、冲击波冲量 $I$ 和冲击波能流密度 $E$ 这4个参数进行表征的。为了凸显含铝炸药中铝粉对反应的支持效应从而方便

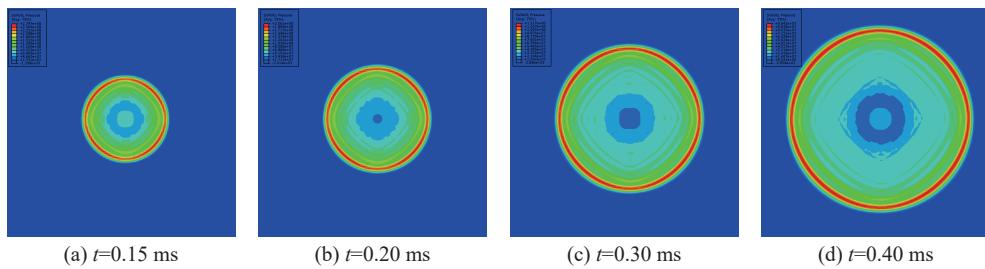


图7 不同时刻冲击波压力云图

Fig. 7 Shock wave pressure nephogram at different times

比较,将比例距离  $R/a$  的范围扩大到  $10\sim60$ 。通过CEL方法进行数值计算,得到不同铝氧比含铝炸药水下爆炸冲击波峰值压力  $p_m$ 、衰减常数  $\theta$ 、冲击波冲量  $I$ 、冲击波能流密度  $E$ ,图9~图12为铝氧比对这些表征参数的影响曲线。

从图9~图12中可以观察到, RDX基含铝炸药的铝氧比对上述4个表征参数都产生了一定的影响。其中,冲击波峰值压力随着铝氧比的增加先增大后减小,在铝氧比达到0.36时,冲击波峰值压力达到了最大值。其原因是水域环境中氧的含量很低,当铝氧比较低时,不能够充分反应,导致冲击波峰值压力较低。随着铝氧比的增大,炸药相对含量降低,从而导致冲击波峰值压力降低,因此存在一个最优解。另外,冲击波能流密度同样随着铝氧比的增加先增大后减小,铝氧比达到0.36时,能流密度达到最大值。

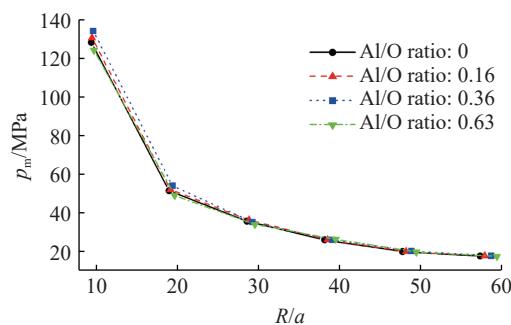


图9 铝氧比对峰值压力的影响

Fig. 9 Effect of Al/O ratio on peak pressure

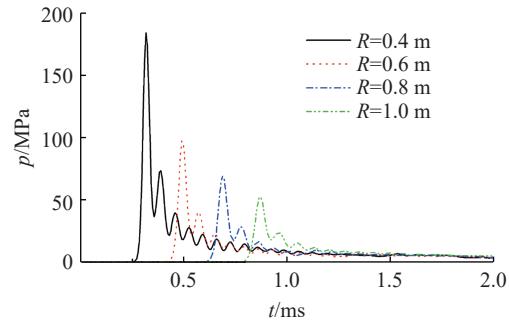


图8 不同爆距处冲击波压力时程曲线

Fig. 8 Pressure time history at different distances

Fig. 8 Pressure time history at different distances

从图9~图12中可以观察到, RDX基含铝炸药的铝氧比对上述4个表征参数都产生了一定的影响。其中,冲击波峰值压力随着铝氧比的增加先增大后减小,在铝氧比达到0.36时,冲击波峰值压力达到了最大值。其原因是水域环境中氧的含量很低,当铝氧比较低时,不能够充分反应,导致冲击波峰值压力较低。随着铝氧比的增大,炸药相对含量降低,从而导致冲击波峰值压力降低,因此存在一个最优解。另外,冲击波能流密度同样随着铝氧比的增加先增大后减小,铝氧比达到0.36时,能流密度达到最大值。

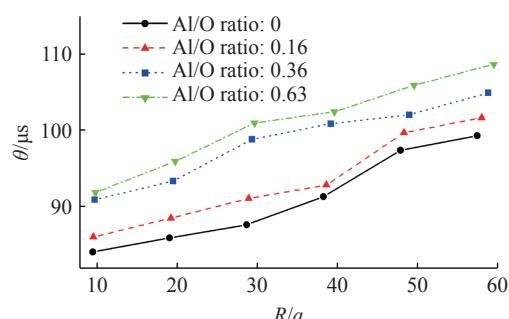


图10 铝氧比对衰减常数的影响

Fig. 10 Effect of Al/O ratio on attenuation constant

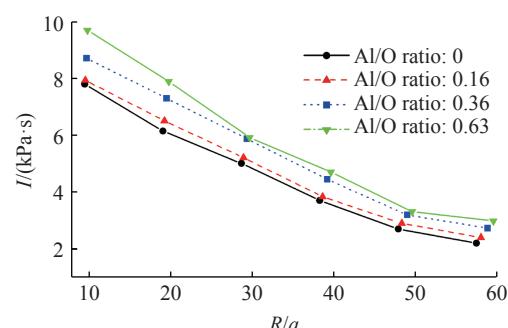


图11 铝氧比对冲击波冲量的影响

Fig. 11 Effect of Al/O ratio on shock wave impulse

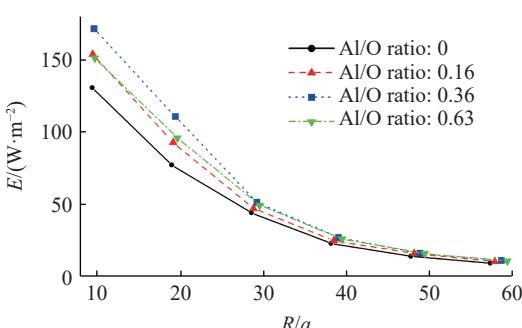


图12 铝氧比对能流密度的影响

Fig. 12 Effect of Al/O ratio on energy flow density

压力衰减时间常数和冲击波冲量随着铝氧比的增加而持续增大, 这应该是含铝炸药的非理想性导致的。在含铝炸药水下爆炸过程中, 理想成分爆轰之后, 还未反应的铝粉或者剩余的大量铝粉能与爆轰产物气体发生二次氧化反应, 放出的热量支持了冲击波的传播, 延缓了冲击波的衰减历程, 并且随着铝氧比的增大, 这种延缓压力衰减的效应逐渐变强。

尽管铝氧比对上述4个表征参数都有一定的影响, 但影响程度有差别。铝氧比变化时, 峰值压力的变化程度相对于其他3个参数明显偏小, 表明冲击波峰值压力 $p_m$ 对铝氧比的变化不敏感, 衰减常数 $\theta$ 、冲击波冲量 $I$ 和冲击波能流密度 $E$ 对铝氧比的变化比较敏感。

### 3.2 铝氧比对气泡载荷的影响

含铝炸药铝氧比对气泡载荷的影响是通过气泡脉动周期 $T_b$ 和气泡最大半径 $R_b$ 进行表征。采用CEL方法进行数值计算可得到不同铝氧比含铝炸药水下爆炸气泡脉动过程, 由于此过程与前述RS211炸药水下爆炸气泡脉动过程的形态相差不大, 这里不再赘述, 仅给出脉动过程中气泡半径时程曲线。图13为4种RDX基含铝炸药水下爆炸气泡脉动过程的对比曲线, 图14为铝氧比对气泡载荷的影响曲线。从图中可以观察到, 随着铝氧比的增大, 气泡的最大半径和脉动周期均增加。原因在于炸药水下爆炸后, 在气泡边界处会形成水蒸气, 随着铝氧比的增大, 铝粉含量逐渐变大, 爆轰产物膨胀过程中过量的铝粉和水蒸气反应, 并释放大量的热量, 该能量对气泡的脉动过程起到了支持作用, 因此增加了气泡脉动周期。

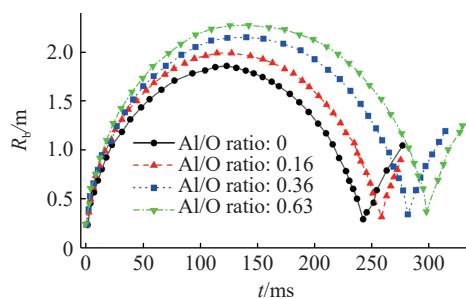


图13 气泡半径时程曲线

Fig. 13 Time history of bubble radius

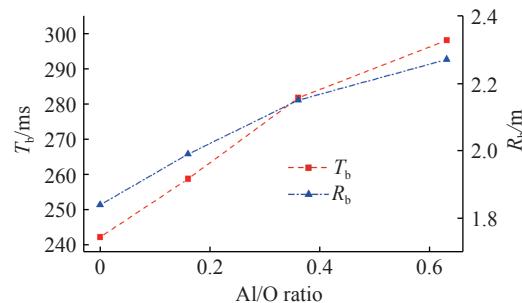


图14 铝氧比对气泡载荷的影响

Fig. 14 Effect of Al/O ratio on bubble load

### 3.3 铝氧比对能量输出结构的影响

含铝炸药水下爆炸产生的能量, 一部分以冲击波的形式从爆点向外扩散和传播, 即冲击波能 $E_s$ ; 一部分存在于爆轰产物气泡的脉动过程, 即气泡能 $E_b$ ; 还有一部分在冲击波传播过程中以热的形式散失, 称为热损失能。图15为不同比例距离处铝氧比对比冲击波能的影响曲线, 图16为 $R/a=28.68$ 时铝氧比对能量输出结构的影响曲线。对于某一特定铝氧比的含铝炸药, 当改变爆距时, 发现比气泡能几乎不变, 因此不再单独列出比气泡能随爆距的变化曲线。

从图16可以观察到, 随着铝氧比的增加, 比冲击波能 $e_s$ 先增大后减小, 在铝氧比为0.36时达到最大; 比冲击波能占比 $e_s/(e_b+e_s)$ 不断减少; 比冲击波能和比气泡能两者之和( $e_b+e_s$ )、比气泡能 $e_b$ 以及比气泡能占比 $e_b/(e_b+e_s)$ 不断增大。这是因为随着铝氧比的增加, 铝粉含量随之增加, 爆轰反应区中大量能量被未反应的铝粉吸收, 比冲击波能下降, 铝粉的增加还会使炸药的爆热提高, 因此比冲击波能的比例减小。而铝粉二次反应放出能量的过程与气泡脉动在同一时间尺度, 为气泡膨胀做功提供能量, 比气泡能和比气泡能占比都增大。

铝氧比从零增加到0.36时, 比冲击波能 $e_s$ 提高17.7%, 比气泡能 $e_b$ 提高57.2%, 比冲击波能占比 $e_s/(e_b+e_s)$ 从32.6%降低到26.6%, 比气泡能占比 $e_b/(e_b+e_s)$ 从67.4%提高到73.5%, 比气泡能的提升幅度更大, 表明铝粉的加入主要增加气泡能。值得注意的是, 图16中比气泡能占总能量的比例远大于比冲击波能, 原因在于测点距离爆炸中心较远, 冲击波在传播过程中衰减较强, 导致比冲击波能很小。

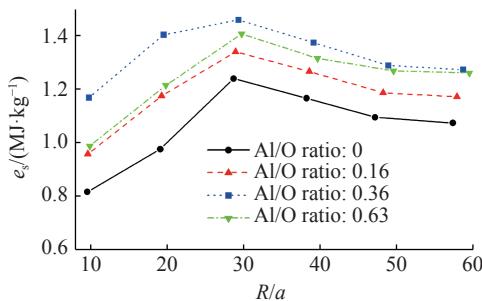
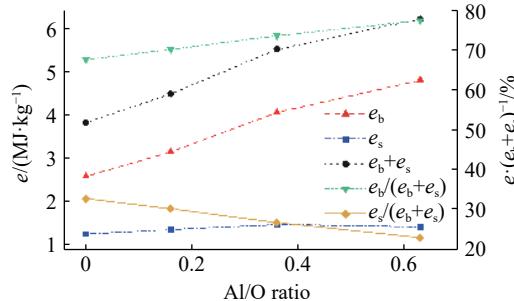


图 15 铝氧比对冲击波能的影响

Fig. 15 Effect of Al/O ratio on specific shock wave energy

图 16 铝氧比与能量构成之间的关系( $R/a=28.68$ )Fig. 16 Relation of Al/O ratio with energy( $R/a=28.68$ )

## 4 结 论

(1) 通过 CEL 方法数值计算得到的 RS211 炸药和 TNT 水下爆炸的表征参数与实验值吻合较好, 验证了数值模型的有效性。计算结果表明, RS211 炸药水下爆炸的比冲击波能和比气泡能相对于同质量 TNT 分别增加了 35% 和 48% 左右, 因铝粉的加入而增加的气泡能比冲击波能更加显著。

(2) 在冲击波载荷方面: 随着铝氧比的增加, RDX 基含铝炸药水下爆炸冲击波衰减时间常数和冲击波冲量增大; 冲击波峰值压力和冲击波能流密度先增大后减小, 在铝氧比为 0.36 时达到最大。冲击波峰值压力对铝氧比的变化不敏感, 衰减常数、冲击波冲量和冲击波能流密度对铝氧比的变化较敏感。

(3) 在气泡载荷方面: 随着铝氧比的增加, RDX 基含铝炸药水下爆炸气泡脉动的最大半径和周期都增大, 气泡脉动特性与炸药爆热有较强的关系。

(4) 在能量输出结构方面: 随着铝氧比的增加, RDX 基含铝炸药水下爆炸的比冲击波能先增大后减小, 在铝氧比为 0.36 时达到最大; 比气泡能和比气泡能占比持续增大; 而且铝氧比从零增加到 0.36 时, 比冲击波能  $e_s$  提高 17.7%, 比气泡能  $e_b$  提高 57.2%, 铝粉的加入主要提高气泡能。

(5) 铝氧比的改变对含铝炸药水下爆炸冲击波载荷、气泡载荷以及能量输出结构都有较大的影响, 可以通过控制铝氧比的大小得到最佳水下爆炸威力。综合以上三方面的影响因素, 最佳铝氧比应控制在 0.36 左右。需要指出的是, 由于实验标定、状态方程参数等的限制, 本研究仅选取了 4 种含铝炸药, 铝氧比范围较粗略, 因此得出的最佳铝氧比等结论是对含铝炸药水下爆炸特性趋势的总结, 之后应结合实验细化和拓宽铝氧比的变化范围以获得更加详尽的结论。

## 参 考 文 献:

- [1] 陈朗, 龙新平, 冯长根, 等. 含铝炸药爆轰 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2004: 1-3.  
CHEN L, LONG X P, FENG C G, et al. Detonation of aluminized explosives [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2004: 1-3.
- [2] 周霖, 徐少辉, 徐更光. 炸药水下爆炸能量输出特性研究 [J]. *兵工学报*, 2006(2): 235-238.  
ZHOU L, XU S H, XU G G. Research on energy output characteristics for underwater explosion of explosives [J]. *Acta Armamentarii*, 2006(2): 235-238.
- [3] 赵继波, 李金河, 谭多望, 等. 铝氧比对水中爆炸近场冲击波的影响 [J]. *含能材料*, 2009, 17(4): 420-423.  
ZHAO J B, LI J H, TAN D W, et al. Effects of ratios of aluminum to oxygen on shock wave of cylindrical charge at underwater explosive close-field [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials*, 2009, 17(4): 420-423.
- [4] 赵倩, 聂建新, 王秋实, 等. 含铝炸药水下爆炸及其对舰船毁伤的数值模拟 [J]. *兵工学报*, 2017, 38(2): 298-304.  
ZHAO Q, NIE J X, WANG Q S, et al. Numerical simulation on underwater explosion of aluminized explosives and its damage to ship [J]. *Acta Armamentarii*, 2017, 38(2): 298-304.
- [5] 门建兵, 蒋建伟, 王树有. 爆炸冲击数值模拟技术基础 [M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2015: 99-101.  
MEN J B, JIANG J W, WANG S Y. Fundamentals of numerical simulation for explosion and shock problems [M]. Beijing:

- Beijing Institute of Technology Press, 2015: 99–101.
- [6] NOH W F. CEL: a time-dependent two-space-dimensional coupled Eulerian-Lagrange code [M]// ALDER B, FERNBACH S, ROTENBERG M, et al. Methods in Computational Physics: Volume 3. New York: Academic Press, 1964: 117–179.
- [7] BENSON D J, OKAZAWA S. Contact in a multi-material Eulerian finite element formulation [J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2004, 193(39): 4277–4298.
- [8] 李烨. 近场水下爆炸载荷及其对舰船局部结构毁伤研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2016.
- LI Y. Research on near field underwater explosion loads and local structure damage of vessels [D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2016.
- [9] HIBBITT H, KARLSSON B, SORENSEN P. Abaqus analysis user's manual version 6.10 [M]. Providence, RI, USA: Dassault Systèmes Simulia Corp., 2011.
- [10] JACOBS S J. On the equation of state for detonation products at high density [C]//12th Symposium (International) on Combustion. Pittsburgh: The Combustion Institute, 1969.
- [11] 项大林, 荣吉利, 李健, 等. 基于 KHT 程序的 RDX 基含铝炸药 JWL 状态方程参数预测研究 [J]. *北京理工大学学报*, 2013, 33(3): 239–243.
- XIANG D L, RONG J L, LI J, et al. JWL equation of state parameters prediction of RDX-based aluminized explosive based on KHT code [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2013, 33(3): 239–243.
- [12] 邹斌伟, 张志江, 马硕, 等. 水底爆炸冲击波峰值压力数值仿真 [J]. *爆破*, 2009, 26(1): 22–24, 28.
- ZHI B W, ZHANG Z J, MA S, et al. Research on shock wave peak pressure of under water explosion [J]. *Blasting*, 2009, 26(1): 22–24, 28.
- [13] COLE R H. Underwater explosion [M]. New Jersey: Princeton University Press, 1948: 118–127.
- [14] 张远平, 池家春, 龚晏青, 等. 含铝炸药水下爆炸性能的实验研究 [J]. *高压物理学报*, 2010, 24(4): 316–320.
- ZHANG Y P, CHI J C, GONG Y Q, et al. Experimental study on underwater explosion performance of aluminized explosive [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2010, 24(4): 316–320.
- [15] 刘科种. 爆炸能量输出结构与高威力炸药研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2009.
- LIU K Z. Study on explosive energy output structure and high explosive charge [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2009.

## Effect of Al/O Ratio on Underwater Explosion Load and Energy Output Configuration of Aluminized Explosive

TIAN Junhong, SUN Yuanxiang, ZHANG Zhifan

(State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China)

**Abstract:** In order to study the effect of Al/O ratio on underwater explosion load and energy output configuration of aluminized explosives systematically, four kinds of aluminized explosives are taken into account, and their Al/O ratio are 0, 0.16, 0.36 and 0.63, respectively. Coupled Eulerian-Lagrangian method was used to simulate the whole process of underwater explosion of four kinds of aluminized explosives on the basis of verifying the effectiveness of numerical method. The coupling effect between shock wave and bubble was considered in the numerical simulation. The impact effect is explained from three aspects: shock wave, bubble and energy output configuration. Simulation results show that with the increase of Al/O ratio, shock wave attenuation constant, shock wave impulse, bubble period, bubble maximum radius and specific bubble energy of underwater explosion of aluminized explosives all increase. Shock wave peak pressure, energy flow density and specific shock wave energy reach the maximum when Al/O ratio is 0.36. The addition of aluminum improves bubble energy more significantly than shock wave energy.

**Keywords:** aluminized explosive; Al/O ratio; underwater explosion; shock wave; bubble; energy output