

高压物理学报

GAOYA WULI XUEBAO

1987 年 9 月创刊

2020 年虚拟主题专刊

· 水下爆炸 ·

目 次

水下爆炸冲击波数值仿真研究	胡亮亮, 黄瑞源, 李世超, 秦 健, 王金相, 荣 光
超空泡射弹水下侵彻靶板三相耦合数值模拟	李 昕, 严 平, 谭 波, 秦一平
前舱物对低速大质量平头弹侵彻金属薄板的影响	
.....	刘雨佳, 侯海量, 李 茂, 金 键, 戴文喜
枪弹间隙对水下枪内弹道的影响	孟祥宇, 侯 健, 秦一平, 廖 斐, 鲁春佳
金属蜂窝夹芯结构抗水下冲击性能	李汶蔚, 黄 威
水下爆炸作用下高桩码头毁伤效应的数值研究	刘靖晗, 唐 廷, 韦灼彬, 李凌锋
EFP 水下成型影响因素的数值模拟	孙远翔, 胡皓亮, 张之凡
《高压物理学报》2020 年虚拟主题专刊名录	《高压物理学报》编辑部



官方网站: www.gywlxb.cn

官方邮箱: gaoya@caep.cn

联系电话: 0816-2490042



《高压物理学报》2020 年虚拟主题专刊名录

- ✧ 高压物性实验研究
- ✧ 高压物性的计算与模拟
- ✧ 高压地球科学
- ✧ 高压实验技术
- ✧ 高压下材料动态响应实验研究
- ✧ 高压下材料动态响应的计算与模拟
- ✧ 复合材料与结构的动态响应计算与模拟
- ✧ 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>

水下爆炸冲击波数值仿真研究

胡亮亮¹, 黄瑞源¹, 李世超¹, 秦健², 王金相¹, 荣光¹

(1. 南京理工大学瞬态物理国家重点实验室, 江苏 南京 210094;

2. 海军研究院, 北京 100161)

摘要: 由于在水下爆炸冲击波的数值仿真研究中, 水的状态方程、人工黏性系数和网格尺寸对数值计算结果影响很大, 采用常规 TNT 炸药的水下爆炸为例, 以冲击波的峰值压力和比冲量为衡量指标, 研究了这 3 个主要影响因素对数值仿真结果的影响。首先, 通过采用常用的 5 种水的状态方程进行系列仿真, 给出了各种状态方程的适用范围; 其次, 讨论了人工黏性系数对计算结果的影响, 并给出了一次与二次人工黏性系数的建议取值范围; 最后, 通过对不同炸药当量及不同网格尺寸开展系列运算, 从而得到不同炸药当量在满足工程计算精度要求下所对应的建议网格尺寸, 并得到了不同炸药当量所对应的建议网格尺寸的表达式。

关键词: 水下爆炸; 数值仿真; 水的状态方程; 人工黏性系数; 网格尺寸

中图分类号: O383

文献标识码: A

水下爆炸历来都是各国关注的重要研究项目。在军事上, 水下爆炸是水中兵器设计技术、破坏效应和爆破工程的基础问题; 在民用工业上, 挖凿河道、破除暗礁开航道以及爆炸成型等也都涉及到水下爆炸。因此, 研究水下爆炸对军事^[1]和民用工业^[2]都具有十分重要的现实意义。

目前关于水下爆炸的研究方法有理论研究、实验研究和数值仿真。对于理论研究, 水下爆炸过程非常复杂, 只有少数问题存在解析解。对于实验研究^[3-6], 水下爆炸实验周期长、耗费多、成功率低, 且所获得的数据有限。近年来, 随着计算机性能的迅速提高和数值仿真的深入发展, 水下爆炸冲击响应的数值仿真^[7-9]越来越受到重视。通过数值仿真, 不仅可以减少实验工作量, 而且还可以模拟分析实验无法达到的环境条件, 获得很多实验无法测得的数据, 把研究工作做得更深入、更系统、更完善。

水下爆炸对目标物的毁伤分为近距接触爆炸与远距非接触爆炸, 其中爆破开凿河道、水下兵器破坏效应等近距接触爆炸, 主要是通过水下爆炸冲击波和气泡脉动耦合作用使目标物产生严重破坏^[10]; 而在水下远距非接触爆炸中, 主要是水下爆炸产生的冲击波对远距离目标物进行毁伤, 因此冲击波产生和传播过程一直是抗爆防护研究的重点。冲击波的峰值压力与比冲量作为衡量冲击波毁伤威力的重要指标, 对其进行相关研究具有重要意义。对于水下爆炸冲击波的数值仿真的研究, 如何提高数值仿真的精度一直是学者们探讨的热点。徐豫新等^[11]对 Autodyn 程序中常用的水的两种状态方程进行了分析, 通过对比采用不同状态方程得到的峰值压力计算结果, 讨论了两种状态方程的优缺点。刘科种等^[12]通过 TNT 一维轴对称楔形计算模型, 分析了人工黏性系数对水下冲击波压力衰减的影响。方斌等^[13]采用 Dytran 程序分析了 50 kg 炸药水下爆炸情况下网格密度对仿真结果的影响。此外, 还有其他学者^[14-15]对影响水下爆炸计算精度的因素进行了研究, 但缺少三者因素对冲击波峰值压力与比冲量

* 收稿日期: 2019-05-10; 修回日期: 2019-05-28

基金项目: 国家自然科学基金(11802001, 11402266, 11672138); 装备预研基金(614260404021801); 中国空气动力研究与发展中心超高速碰撞研究中心开放基金(20190303); 中央高校基本科研业务费专项资金项目(30916011348)

作者简介: 胡亮亮(1995—), 男, 硕士研究生, 主要从事水下爆炸数值仿真研究. E-mail: 18362906302@163.com

通信作者: 黄瑞源(1984—), 男, 博士, 讲师, 主要从事爆炸力学与冲击动力学研究. E-mail: ryhuang@njjust.edu.cn

计算结果影响的详细探讨。本研究以常规 TNT 炸药的水下爆炸为例,系统地对水的状态方程、人工黏性系数和网格尺寸大小这 3 个主要影响因素进行探讨,从而探寻这些因素对水下爆炸冲击波数值仿真的影响规律,为提高不同工况下水下爆炸冲击波数值仿真精度提供借鉴,从而为较远距离水下爆炸冲击响应数值仿真提供一定的指导。

1 状态方程与参数设置

TNT 炸药状态方程采用标准的 JWL 状态方程,具体形式为

$$p = A \left(1 - \frac{\omega\eta}{R_1} \right) e^{-\frac{R_1}{\eta}} + B \left(1 - \frac{\omega\eta}{R_2} \right) e^{-\frac{R_2}{\eta}} + \omega\eta\rho_0 e \quad (1)$$

式中: $\eta = \rho/\rho_0$; A 、 B 、 ω 、 R_1 、 R_2 为常数,取值如表 1 所示。

表 1 TNT 炸药的主要参数^[16]

Table 1 Main parameters of TNT explosives^[16]

A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	ω	$\rho_0/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$e/(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1})$
371.2	3.231	4.15	0.95	0.3	1630	4.19×10^6

1.1 水的状态方程

1.1.1 Mie-Grüneisen 状态方程

目前对于水下爆炸数值仿真,众多学者^[17-18]采用 Mie-Grüneisen 状态方程,该状态方程形式为

$$\begin{cases} p = \frac{\rho_0 C_0^2 \mu \left[1 + \left(1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) \mu - \frac{a}{2} \mu^2 \right]}{\left[1 - (S_1 - 1) \mu - S_2 \frac{\mu^2}{\mu + 1} - S_3 \frac{\mu^3}{(\mu + 1)^2} \right]^2} + (\gamma_0 + a\mu) e & \mu \geq 0 \\ p = \rho_0 C_0^2 \mu + (\gamma_0 + a\mu) e & \mu < 0 \end{cases} \quad (2)$$

式中: μ 为压缩比, $\mu = \eta - 1$ 。当 $\mu > 0$ 时,水处于压缩状态;当 $\mu < 0$ 时,水处于膨胀状态。 C_0 为声速, γ_0 为 Mie-Grüneisen 系数, a 为体积修正系数, S_1 、 S_2 和 S_3 为实验拟合系数。

Mie-Grüneisen 状态方程在常用商业软件 Msc.Dytran、Abaqus、Autodyn 和 Ls-Dyna 等都运用很广,根据其不同的简化表达式,可得到 SNL 状态方程、HULL 状态方程和 Steinberg 状态方程^[19]等,其参数选取如表 2 所示。

表 2 常用 Mie-Grüneisen 状态方程不同形式的参数

Table 2 Commonly used parameters of the Mie-Grüneisen equation of state

Equation of state	$C_0/(\text{km}\cdot\text{s}^{-1})$	S_1	S_2	S_3	γ_0	a
SNL ^[20]	1.647	1.92	0	0	0	0
HULL ^[21]	1.483	1.75	0	0	0.28	0
Steiberg ^[22]	1.480	2.56	-1.986	0.226 8	0.50	2.67

1.1.2 多项式状态方程

多项式形式的状态方程也是常用的水的状态方程,也有许多学者^[12, 23-24]采用此类状态方程进行水下爆炸数值仿真,并取得了不少的成果。其中 Autodyn 多项式状态方程的具体形式为

$$\begin{cases} p = A_1 \mu + A_2 \mu^2 + A_3 \mu^3 + (B_0 + B_1 \mu) \rho_0 E_M & \mu \geq 0 \\ p = T_1 \mu + T_2 \mu^2 + B_0 \rho_0 E_M & \mu < 0 \end{cases} \quad (3)$$

其常用的参数大小如表 3 所示。

表 3 Autodyn 程序提供的水多项式状态方程参数^[12, 23]Table 3 Polynomial state equation parameters of water provided by the Autodyn program^[12, 23]

A_1/GPa	A_2/GPa	A_3/GPa	T_1/GPa	T_2/GPa	B_0	B_1
2.2	9.54	14.57	2.2	0	0.28	0.28

在 Msc.Dytran 中多项式形式的具体形式如式 (4), 参数如表 4 所示。

$$\begin{cases} p = a_1\mu + a_2\mu^2 + a_3\mu^3 + (b_0 + b_1\mu + b_2\mu^2 + b_3\mu^3)\rho_0 E_M & \mu \geq 0 \\ p = a_1\mu + (b_0 + b_1\mu)\rho_0 E_M & \mu < 0 \end{cases} \quad (4)$$

表 4 Dytran 中水的多项式状态方程的参数^[24-25]Table 4 Polynomial state equations parameters of water in Dytran^[24-25]

a_1/GPa	a_2/GPa	a_3/GPa	b_0	b_1	b_2	b_3
2.002	9.224	8.767	0.493 4	1.393 7	0	0

目前关于冲击波在水中的传播, 有 3 种应用较为广泛的冲击波理论^[10], 分别是基尔克乌特-别泽理论、基尔克乌特-布林克里理论和宾尼理论, 都是根据流体动力学的基本方程式得到的近似解。但是, 3 种理论的解法和所作假设的物理根据却不同。当距离与药包半径之比大于 10 时, 按基尔克乌特-布林克里理论计算出来的峰值压力与距离的关系曲线和实验值很一致; 按基尔克乌特-别泽理论所得到的曲线则比实验值大 15%~20%; 按宾尼理论所得到的曲线则比实验值要低, 但是在药包附近则急剧增加。相对于以上冲击波理论而言, 在工程上人们更习惯于使用由相似理论得到的经验公式, 而不同学者得到的经验公式却各不相同, 其中 Cole^[26]、Zamyshlyayev^[27] 等推导得到的经验公式一直被各国水下爆炸研究者引用, 本研究也以该经验公式作为数值仿真结果的对比参考, 探讨不同条件对数值仿真结果精度的影响, 其具体形式如式 (5) 和式 (6) 所示

$$p_m = \begin{cases} 44.1 \times 10^6 \left(\frac{\sqrt[3]{W}}{R} \right)^{1.5} & 6 \leq \frac{R}{R_0} \leq 12 \\ 52.4 \times 10^6 \left(\frac{\sqrt[3]{W}}{R} \right)^{1.13} & 12 \leq \frac{R}{R_0} \leq 240 \end{cases} \quad (5)$$

$$I = 5\,768 \times \sqrt[3]{W} \left(\frac{\sqrt[3]{W}}{R} \right)^{0.89} \quad (6)$$

式中: p_m 为冲击波峰值压力 (Pa), W 为炸药质量 (kg), R 为爆距 (m), R_0 为药包半径 (m), I 为比冲量 ($\text{N} \cdot \text{s} \cdot \text{m}^{-2}$)。

1.2 水的状态方程对数值仿真结果的影响

关于水的状态方程对数值仿真的影响, 有许多学者进行了一系列的讨论。徐豫新等^[11]对 Autodyn 程序中常用的 SNL 状态方程与多项式状态方程进行了研究, 对采用不同状态方程计算得到的峰值压力进行了对比, 讨论了这两种状态方程的优缺点。方斌等^[13]对 Dytran 程序中 Mie-Grüneisen 状态方程与多项式状态方程进行了计算分析, 认为它们的计算结果有一定差别。其他学者^[20, 24]探究了水的状态方程对水下冲击波数值仿真的影响, 但缺少状态方程对冲击波比冲量计算结果的影响分析, 也没有给出各状态方程在不同比例爆距下的具体误差分析。为深入研究水的状态方程对水下爆炸数值仿真结果的影响, 本研究分别采用上述 5 种常用的状态方程对 1 kg TNT 在无限水域中的爆炸进行了系列计算, 以 2 mm 的网格划分, 监测爆距为 $7R_0$ 、 $10R_0$ 、 $15R_0$ 、 $20R_0$ 、 $25R_0$ 、 $30R_0$ 和 $35R_0$ 的点, 得到了不同状态方程下峰值压力与比冲量的计算结果, 与经验公式进行对比, 结果如图 1 和图 2 所示。

根据计算得到的峰值压力与比冲量, 对其进行总结, 并结合对比经验公式计算值, 如表 5 和表 6 所示。

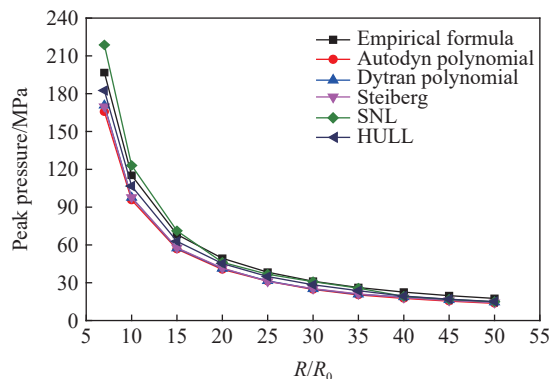


图 1 采用不同状态方程得到的峰值压力计算结果

Fig. 1 Calculated peak pressure results using different equations of states

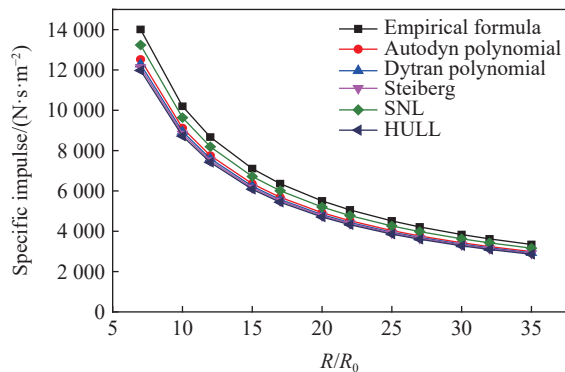


图 2 采用不同状态方程得到的比冲量计算结果

Fig. 2 Calculated specific impulse results obtained with different equations of states

表 5 1 kg 炸药无限水域爆炸冲击波峰值压力

Table 5 Shock wave peak pressure of 1 kg explosive infinite water fields explosion

MPa

State equation of water	R/R_0						
	7	10	15	20	25	30	35
Autodyn polynomial	165.7	95.6	56.7	40.6	31.3	24.6	20.3
Dytran polynomial	170.7	97.6	57.4	41.2	31.5	25.1	20.8
Steiberg	169.8	97.7	57.7	41.6	31.1	25.3	21.1
SNL	218.7	123.1	71.2	46.2	36.8	30.8	25.7
HULL	182.5	106.7	62.8	45.2	34.9	28.4	23.7
Empirical formula	196.7	115.2	68.3	49.4	38.4	31.2	26.2

表 6 1 kg 炸药无限水域爆炸冲击波比冲量

Table 6 Shock wave impulse of 1 kg explosives infinite water fields explosion

 $N \cdot s \cdot m^{-2}$

State equation of water	R/R_0						
	7	10	15	20	25	30	35
Autodyn polynomial	12 522.9	9 116.8	6 355.1	4 919.6	4 033.4	3 429.3	2 989.7
Dytran polynomial	12 284.8	8 943.4	6 234.2	4 826.0	3 956.7	3 364.1	2 932.8
Steiberg	12 130.7	8 831.3	6 156.0	4 765.5	3 907.1	3 321.9	2 896.0
SNL	13 237.3	9 636.9	6 717.6	5 200.2	4 263.5	3 624.9	3 160.2
HULL	11 976.6	8 719.1	6 077.9	4 704.9	3 857.5	3 279.7	2 859.2
Empirical formula	14 007.7	10 197.8	7 108.6	5 502.9	4 511.7	3 835.9	3 344.1

结合表 5 和表 6 可以看出,这 5 种状态方程都可以模拟水下冲击波的衰减过程,但每种状态方程衰减的规律不同,从近场到远场的冲击波峰值压力与比冲量计算结果也有所差别,其中采用 Autodyn 多项式状态方程得到的峰值压力整体误差偏大,远场误差较近场大,比冲量计算结果近场误差较小远场误差较大;Dytran 多项式与 Steiberg 状态方程计算结果衰减规律相似,在 $(10 \sim 20)R_0$ 爆距处衰减平稳,近场比冲量误差偏大;SNL 状态方程近场峰值压力比经验值大,在 $(7 \sim 20)R_0$ 爆距区间内衰减较快,远场误差较小,适合进行远场计算^[24];HULL 状态方程整体误差较小,近场误差较小,适合进行近场计算。根据不同水的状态方程对计算结果的影响,本节总结了这些状态方程的适用范围与特点,如表 7 所示。

表 7 5 种常用水的状态方程的适用范围与特点

Table 7 Applicable scope and characteristics of common five kinds of state equations for water

State equation of water	Scope of application
Autodyn polynomial	The overall error of the peak pressure is too large, and the far field error is larger than the near field. The near field error of the specific impulse calculation is smaller than the far field.
Dytran polynomial	The near-field peak pressure error is small, the specific impulse error is large, the far-field peak pressure error is large, and the specific impulse error is small.
Steiberg	The near-field peak pressure error is small, the specific impulse error is large, the far-field peak pressure error is large, and the specific impulse error is small.
SNL	The mid-field attenuation of the pressure peak is fast, and the far-field error is small. The difference between the near-field and the far-field error is not large, which is suitable for far-field calculation.
Empirical formula	The pressure peak error is small overall, and the specific impulse error is gradually increased from near to far, suitable for near-field calculation.

2 人工黏性系数

水下爆炸冲击波波阵面前后压力、密度等会出现突变, 这种不连续的状态使得微分方程的求解面临困难, 所以计算程序中通常引入人工黏性来解决这一问题, 其中一次黏性系数削弱单位最高阶频率中的震荡, 二次黏性引入一个阻抗压力来防止单元压溃。但是引入人工黏性会在计算域的几个网格宽度内光滑冲击波阵面, 抑制陡峭峰值压力后的尾随振荡, 影响冲击波峰值压力的大小。因此, 人工黏性系数的选取对于计算结果有较大的影响。

在 Autodyn 程序中人工黏性一次项、二次项系数默认值为 0.2 和 1.0^[28], 人工黏性的形式为

$$q = \begin{cases} \rho' (C_L l c \varepsilon + C_Q l^2 \varepsilon^2) & \varepsilon < 0 \\ 0 & \varepsilon \geq 0 \end{cases} \quad (7)$$

式中: C_L 为一次项人工黏性系数, C_Q 为二次项人工黏性系数, l 为特征长度, ρ' 为材料密度, c 为材料中波速, ε 为体积变化率。

由于人工黏性系数对计算结果有着明显的影响, 许多学者在进行水下爆炸数值仿真时, 通过采用调整人工黏性系数来提高数值仿真的精度。徐豫新等^[11]在其他计算条件相同的前提下, 修改一次项黏性系数 0.2 为 0.16、0.14, 修改二次项黏性系数 1.0 为 0.8、0.6 进行计算得出冲击波波峰压力衰减的规律, 认为通过减少黏性系数, 可以提高冲击波峰值压力, 使计算结果与经验公式更加接近。杨坤等^[29]在控制二次项黏性系数不变的情况下, 通过调整一次项黏性系数, 分析一次黏性系数对峰值压力的影响。

为了更系统研究人工黏性系数对水下爆炸模拟结果的影响, 本节以 1 kg TNT 炸药在无限水域中的爆炸为例, 采用 Autodyn 程序中的 SNL 状态方程, 并采用 2 mm 网格进行计算, 分别调整一次黏性系数与二次黏性系数, 通过与经验公式的计算值对比来研究黏性系数对计算结果的影响。在保持二次项黏性系数为 0.9 不变的前提下, 通过调整一次项系数分别为 0.005、0.010、0.020、0.040、0.080、0.200 及 0.400 进行系列计算, 监测爆距分别为 $7R_0$ 、 $10R_0$ 、 $15R_0$ 、 $20R_0$ 、 $25R_0$ 、 $30R_0$ 与 $35R_0$ 的点, 得到的计算结果如图 3 所示。从图 3 中可以看出, 随着一次黏性系数的逐渐减小, 峰值压力逐渐增大, 近场区受一次项黏性系数的影响较大, 并且当一次项系数小于 0.040 时, 近场 $7R_0$ 处的峰值压力跟经验公式计算值的误差为 9.43%, 已经完全能满足工程精度要求。再通过保持一次项黏性系数为 0.02 不变, 通过调整二次项系数分别为 0.5、0.6、0.7、0.8、0.9、1.0, 同样监测爆距分别为 $7R_0$ 、 $10R_0$ 、 $15R_0$ 、 $20R_0$ 、 $25R_0$ 、 $30R_0$ 、 $35R_0$ 的点, 得到的计算结果如图 4 所示。从图 4 中可以看出, 二次黏性系数的改变对计算结果的影响不大, 在取值为 0.8~1.0 时, 计算结果与经验公式基本吻合。

本研究也对 0.1、10、50 和 100 kg 进行计算分析, 发现在不同当量工况下一次与二次黏性系数对于冲击波峰值压力与比冲量影响规律基本与 1 kg 一致, 一次黏性系数对峰值压力影响较大, 对比冲量的影响较小, 当一次黏性系数增大, 冲击波峰值压力减小, 衰减更明显; 二次黏性系数对峰值压力与比冲

量的影响较小。一次黏性系数对不同当量工况的影响情况如图 5 所示,从图中可以发现,当一次黏性系数在 0.005~0.040 之间时,不同当量工况下都能满足近远场精度要求。

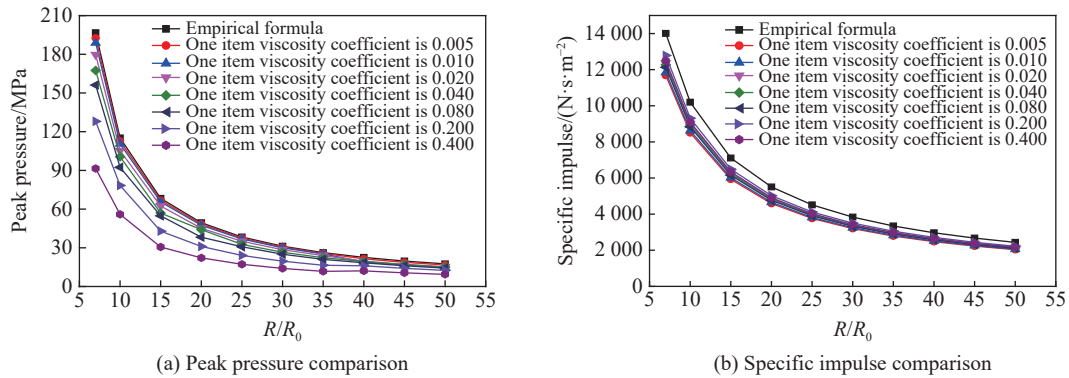


图 3 调整一次项黏性系数得到的计算结果

Fig. 3 Calculated results obtained by adjusting the viscosity coefficient of the primary term

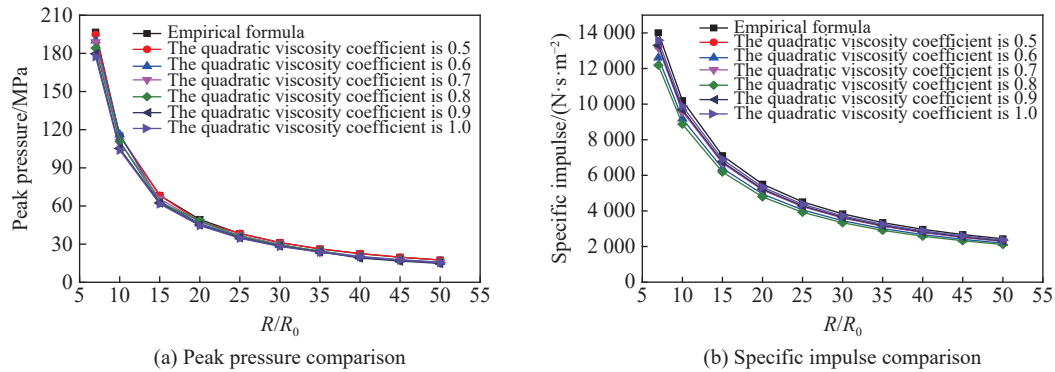


图 4 调整二次项黏性系数得到的计算结果

Fig. 4 Calculated results obtained by adjusting the viscosity coefficient of the quadratic term

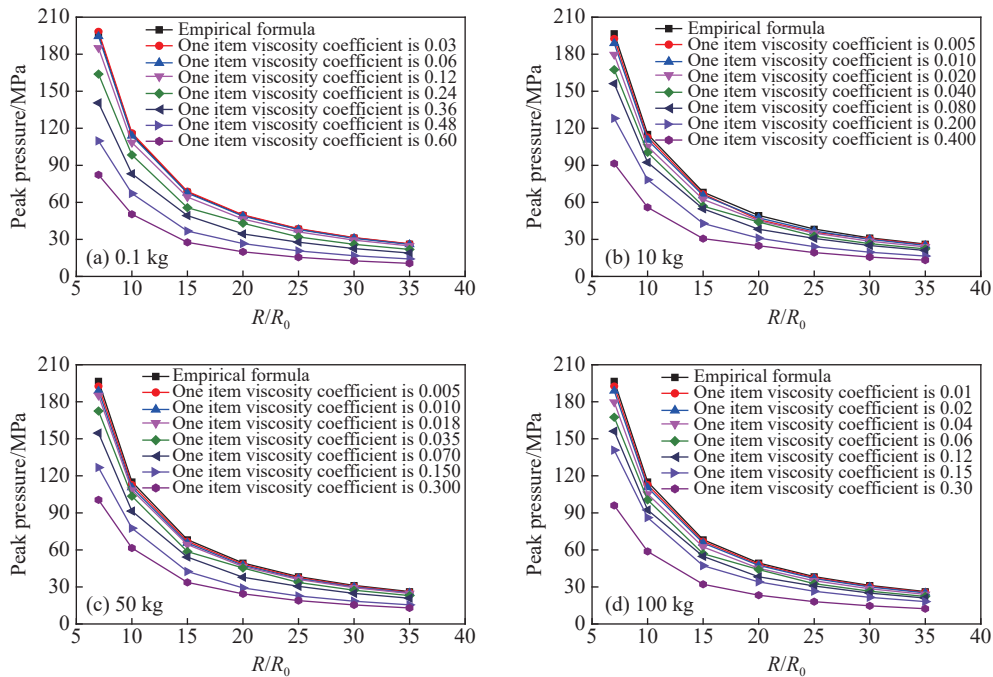


图 5 一次黏性系数对不同当量工况的影响

Fig. 5 Effects of primary viscosity coefficient under different equivalent conditions

根据以上对计算结果的分析, 本节对人工黏性对水下爆炸冲击波数值仿真计算结果的影响进行总结分析, 并给出了一次与二次黏性系数的建议取值范围, 如表 8 所示。

表 8 人工黏性对计算结果的影响
Table 8 Artificial viscosity effects on calculation results

Artificial viscosity coefficient	Recommended range of values	Impact on calculation results
Primary viscosity coefficient	0.005–0.040	The peak pressure of the underwater shock wave has a great influence, the contrast impulse has little effect, the primary viscosity coefficient increases, and the peak pressure decreases.
Secondary viscosity coefficient	0.8–1.0	Less influence on peak pressure and specific impulse.

3 网格尺寸对计算结果的影响

众所周知, 网格尺寸对于数值仿真的结果有很大影响, 进行数值仿真前一般都要进行网格无关性的验证^[30]。对于水下爆炸问题, 当计算域较大时很难实现过于细密的网格划分, 为了探寻水下爆炸数值仿真中不同工况下的合理网格尺寸, 张社荣等^[31]对不同当量炸药在无限水域内爆炸的网格尺寸进行了研究, 提出了炸药半径与网格尺寸之比为基准的网格划分的方法; 余晓菲等^[32]采用 Msc.Dytran 软件研究了 50、70 mm 等网格尺寸下水下爆炸冲击波峰值压力的计算误差; 方斌等^[33]对药量为 50 kg 的水下爆炸情况的网格尺寸影响进行了分析, 对网格尺寸大小与峰值压力误差的关系进行了讨论。此外, 还有许多学者^[34–36]对于水下爆炸冲击波数值仿真中的网格尺寸的选取做了一些研究, 但对不同当量的炸药工况采用多大网格尺寸能满足工程精度要求并未进行系统的讨论。本研究拟以冲击波峰值压力和比冲量为衡量标准, 通过系列仿真计算并进行总结归纳, 从而给出不同当量炸药在数值仿真中满足工程精度要求下的参考适宜网格尺寸。

首先本节以 1 kg 炸药无限水域爆炸工况为例, 分别采用 2、5、8、12、15 和 20 mm 网格尺寸进行计算, 监测从近场 $7R_0$ 到远场 $35R_0$ 处的冲击波峰值压力与比冲量, 得到的计算结果如图 6、图 7 所示, 不同网格尺寸下具体的峰值压力与比冲量计算值如表 9、表 10 所示。当采用的网格尺寸逐渐增大时, 峰值压力与比冲量相对误差都逐渐增大, 并且网格尺寸对于峰值压力的影响较比冲量大, 当峰值压力达到精度要求时, 比冲量计算结果基本也能达到精度要求。所以本节以峰值压力与经验公式计算值误差小于 10% 的精度要求为衡量标准, 当网格尺寸为 5 mm 时, 已经完全达到精度要求, 虽然 2 mm 网格的计算结果更加精确, 但采用 2 mm 网格需要的计算时间更长、对计算硬件要求更高, 在已经满足计算精度要求的情况下, 则认为 1 kg 炸药无限水域爆炸工况下, 最佳的适应网格为 5 mm。

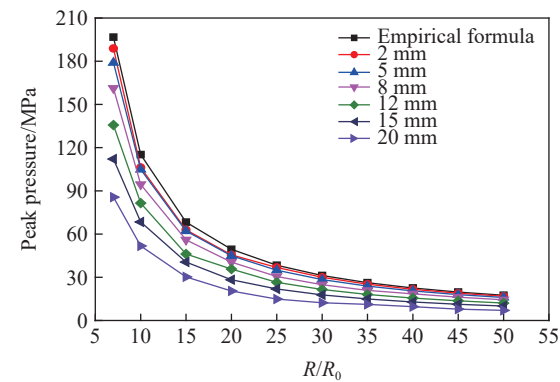


图 6 采用不同网格下得到的峰值压力
Fig. 6 Peak pressure obtained under different grids

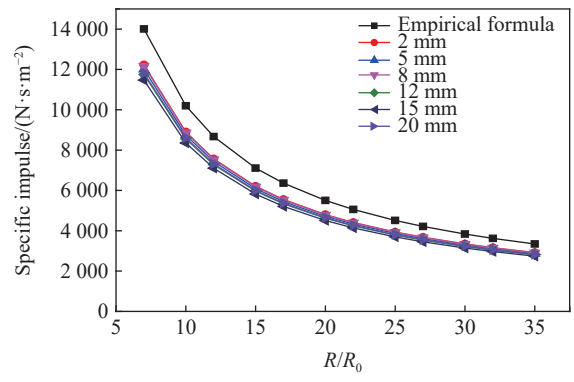


图 7 采用不同网格下得到的比冲量
Fig. 7 Specific impulse obtained under different grids

表 9 1 kg 炸药采用不同网格尺寸得到的峰值压力
Table 9 Peak pressure of 1 kg explosive with different grid sizes MPa

Grid size/mm	R/R_0						
	7	10	15	20	25	30	35
2	188.8	110.6	65.6	47.4	36.8	30.0	25.2
5	179.0	104.8	62.1	44.9	34.9	28.4	23.9
8	161.3	94.5	56.0	40.5	31.4	25.6	21.5
12	135.7	81.5	46.1	35.7	26.5	21.5	18.1
15	112.1	65.7	38.9	27.1	21.9	17.8	14.9
20	85.6	52.4	28.7	20.7	16.1	13.1	11.0
Empirical formula	196.7	115.2	68.3	49.4	38.4	31.2	26.2

表 10 1 kg 炸药采用不同网格尺寸得到的比冲量
Table 10 Specific impulse of 1 kg explosive with different grid sizes $\text{N}\cdot\text{s}\cdot\text{m}^{-2}$

Grid size/mm	R/R_0						
	7	10	15	20	25	30	35
2	12 228.8	10 197.7	6 205.8	4 803.9	3 938.6	3 348.7	2 919.4
5	12 004.6	8 902.6	6 092.0	4 715.9	3 866.5	3 287.3	2 865.9
8	12 172.7	8 739.4	6 177.3	4 781.9	3 920.6	3 333.3	2 906.0
12	11 752.4	8 861.8	5 964.1	4 616.8	3 785.3	3 218.3	2 805.7
15	11 472.3	8 555.9	5 821.9	4 506.8	3 695.0	3 141.6	2 738.8
20	11 822.5	8 351.9	5 999.6	4 644.4	3 807.8	3 237.4	2 822.4
Empirical formula	14 007.7	10 197.8	7 108.6	5 502.9	4 511.7	3 835.9	3 344.1

同样对 0.1、0.5、10、50、100、500 和 1 000 kg 不同量级炸药水下爆炸工况进行系列计算, 得到峰值压力计算结果如图 8 所示。并对不同尺寸网格下的得到的峰值压力进行误差分析, 同样以峰值压力与经验公式计算值误差小于 10% 的精度要求为衡量标准, 得到了这些当量下分别对应的最佳网格尺寸, 如表 11 所示。

为了定性描述水下爆炸炸药当量 W 与适宜网格尺寸 l_i 之间的表达式, 通过分析其他案例中的不同当量工况使用的网格尺寸与得到的精度误差, 并结合本研究得到的表 11, 发现当量与网格尺寸之间呈指数关系, 取工况 $W_0 = 1 \text{ kg}$ 下的适宜网格尺寸 $l_0 = 5 \text{ mm}$ 作为基本量, 采用式(8)的方程式进行描述, 得到无量纲炸药当量 $\frac{W}{W_0}$ 与无量纲适宜网格尺寸 $\frac{l_i}{l_0}$ 之间的关系

$$\frac{l_i}{l_0} = n \left(\frac{W}{W_0} \right)^m \quad (8)$$

拟合图如图 9 所示, 拟合效果良好, 并得到材料参数 $n = 0.746$ 、 $m = 0.371$, 从而为水下爆炸数值仿真中不同炸药当量下网格尺寸的选取提供合理参考。

基于对水的状态方程、人工黏性系数及网格尺寸对于水下爆炸冲击波的数值仿真计算结果精度的影响分析, 本研究以三维大水域无限水下爆炸模拟为例, 采用 Steinberg 状态方程对 0.1 kg TNT 球形炸药水下爆炸模拟, 其中炸药和水采用多物质 Euler 算法, 并采用无反射边界条件来模拟无限大水域情况, 采用 1.5 mm 网格尺寸进行数值模拟, 分别监测在 1、2 和 3 m 处测得到的冲击波时程曲线, 得到的仿真结果如图 10(a) 所示, 可以看出数值仿真可以很好地模拟水下冲击波的衰减过程。并通过与尹群^[25] 在 0.1 kg TNT 水下爆炸试验测得的 3 m 处的时程曲线进行了对比, 如图 10(b) 所示, 从图中可以

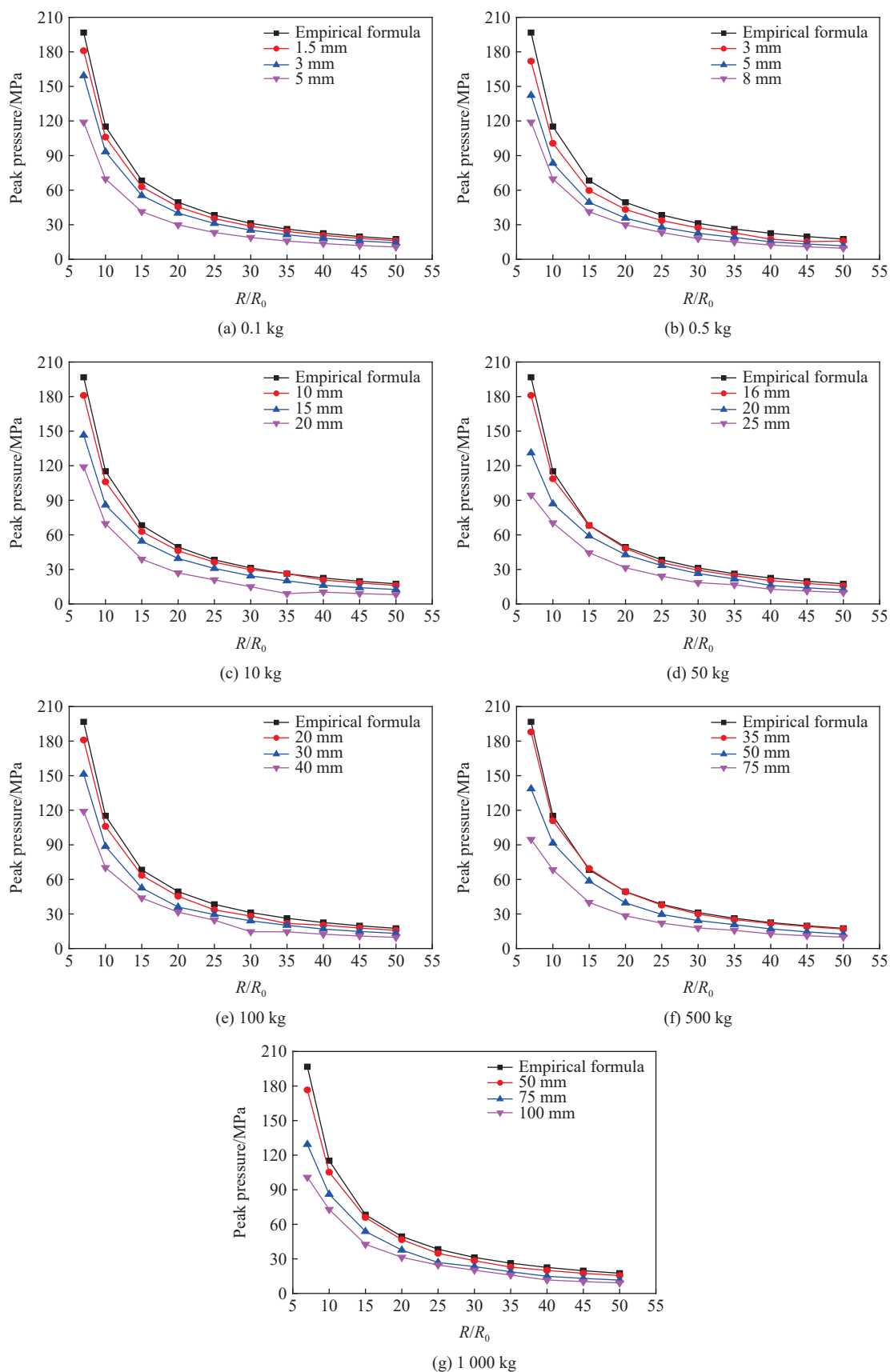


图 8 网格尺寸对不同炸药当量水下爆炸数值仿真的影响

Fig. 8 Influence of grid size on different explosive equivalents numerical simulation of underwater explosion

看出,数值仿真得到的冲击波时程曲线与试验测得的冲击波时程曲线重合度很好,验证了文中对于提高水下爆炸冲击波数值仿真精度的探讨的有效性,从而为水下爆炸数值仿真提供有益的借鉴。

表 11 不同炸药当量下适宜网格尺寸

Table 11 Appropriate grid size for different explosive equivalents	
Explosive equivalent/kg	Suitable grid size/mm
0.1	1.5
0.5	3
1	5
10	10
50	16
100	20
500	35
1 000	50

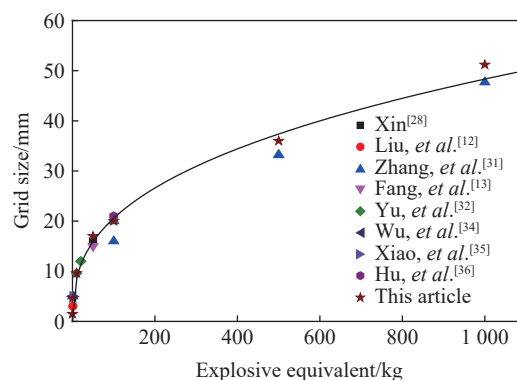


图 9 炸药当量与适宜网格尺寸的关系

Fig. 9 Relationship between explosive equivalent and suitable grid size

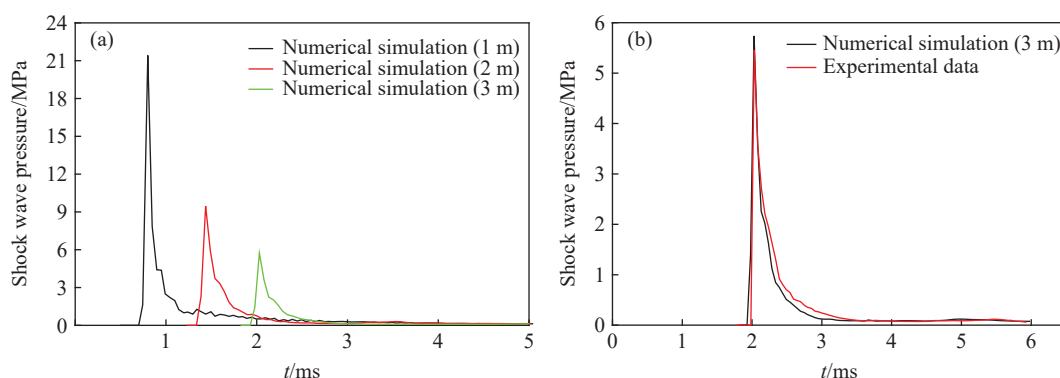


图 10 数值仿真得到的冲击波时程曲线与试验对比

Fig. 10 Numerical and experimental comparison of shock wave time history curve

4 结 论

针对水下远距非接触爆炸情况,以常规 TNT 炸药在水下爆炸冲击波中的数值仿真为例,采用冲击波的峰值压力与比冲量为衡量毁伤威力的指标,通过系列仿真并结合计算结果与经验公式的对比,分析了水的状态方程、人工黏性系数及网格尺寸对水下爆炸冲击波的数值仿真计算结果的影响。

(1)分别采用 5 种常用状态方程进行计算,对得到的水下冲击波峰值压力与比冲量的计算结果进行误差分析,得到了采用不同水的状态方程计算下的近远场峰值压力与比冲量相对误差,给出了这 5 种状态方程的特点与适用范围。

(2)通过系列仿真讨论了一次与二次人工黏性系数对水下数值仿真的影响,发现一次黏性系数对峰值压力的影响较大,对比冲量的影响较小,而二次人工黏性系数对计算结果影响较小。当一次黏性系数增大时,冲击波峰值压力减小,衰减加快。当一次黏性系数取值在 0.005~0.040 时,冲击波峰值压力误差较小,能满足精度要求。

(3)对不同量级当量炸药水下爆炸进行系列数值仿真,分析了网格尺寸对水下爆炸冲击波峰值压力与比冲量的影响,其中网格尺寸对峰值压力的影响较大,对比冲量的影响较小。并以峰值压力的相对误差小于 10% 为基准,得到了炸药当量对应的适宜网格尺寸,对其进行了无量纲下的定性分析。

参考文献:

- [1] 杨振, 沈晓乐. 爆破战斗部水中兵器爆炸威力评定方法研究 [J]. [爆破](#), 2015, 32(2): 51–53.
YANG Z, SHEN X L. Research on evaluation method of underwater blast brisance of weapon's explosive [J]. [Blasting](#), 2015, 32(2): 51–53.
- [2] 张志华, 钟强晖, 李庆民. 小药量水下爆炸对水下目标的毁伤有效值评估 [J]. [兵工学报](#), 2009, 30(10): 1344–1348.
ZHANG Z H, ZHONG Q H, LI Q M. Evaluation of damage valid value of underwater target detonated by small charge [J]. [Acta Armamentarii](#), 2009, 30(10): 1344–1348.
- [3] SRINIVAS K A, UMAPATHI GOKUL K, PYDISETTY V K R, et al. Blast loading of underwater targets – a study through explosion bulge test experiments [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2015, 76: 189–195.
- [4] ZHANG J, SHI X H, SOARES C G. Experimental study on the response of multi-layered protective structure subjected to underwater contact explosions [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2016, 100: 23–34.
- [5] 罗松林, 叶序双, 顾文彬, 等. 水下爆炸研究现状 [J]. [工程爆破](#), 1999, 5(1): 84–87.
- [6] 梁向前. 水下爆破技术 [M]. 化学工业出版社, 2013.
- [7] QIAN K J, GANG Y D. A finite element analysis of ship sections subjected to underwater explosion [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2011, 38(7): 558–566.
- [8] BRETT J M, YIANNAKOPOULOS G. A study of explosive effects in close proximity to a submerged cylinder [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2008, 35(4): 206–225.
- [9] 王军, 孙丰, 陈舸, 等. 水下爆炸载荷作用下 MK46 鱼雷结构动态响应分析 [J]. [鱼雷技术](#), 2013(4): 293–298.
- [10] 北京工业学院八系《爆炸及其运用》编写组. 爆炸及其运用 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1979.
- [11] 徐豫新, 王树山, 李园. 水下爆炸数值仿真研究 [J]. [弹箭与制导学报](#), 2009, 29(6): 95–97.
XU Y X, WANG S S, LI Y. Study on numerical simulation of the underwater explosive [J]. [Journal of Projectiles Rockets, Missiles and Guidance](#), 2009, 29(6): 95–97.
- [12] 刘科种, 徐更光, 辛春亮, 等. AUTODYN 水下爆炸数值模拟研究 [J]. [爆破](#), 2009, 26(3): 18–21.
LIU K Z, XU G G, XIN C L, et al. Research on numerical simulation in underwater explosion by AUTODYN [J]. [Blasting](#), 2009, 26(3): 18–21.
- [13] 方斌, 朱锡, 张振华, 等. 水下爆炸冲击波数值模拟中的参数影响 [J]. [哈尔滨工程大学学报](#), 2005, 26(4): 416–424.
FANG B, ZHU X, ZHANG Z H, et al. Effect of parameters in numerical simulation of underwater shock wave [J]. [Journal of Harbin Engineering University](#), 2005, 26(4): 416–424.
- [14] 张振华, 朱锡, 白雪飞. 水下爆炸冲击波的数值模拟研究 [J]. [爆炸与冲击](#), 2004, 24(2): 182–188.
ZHANG Z H, ZHU X, BAI X F. The study on numerical simulation of underwater blast wave [J]. [Explosion and Shock Waves](#), 2004, 24(2): 182–188.
- [15] 梁龙河, 曹菊珍, 王元书. 水下爆炸特性的一维球对称数值研究 [J]. [高压物理学报](#), 2002, 16(3): 199–203.
LIANG L H, CAO J Z, WANG Y S. One-dimensional numerical simulations of underwater spherical explosions [J]. [Chinese Journal of High Pressure Physics](#), 2002, 16(3): 199–203.
- [16] DOBRATZ B M. Properties of chemical explosives and explosive simulants [J]. [International Journal of Neuroscience](#), 1981, 51(3–4): 339–340.
- [17] 盛振新, 刘荣忠, 郭锐. 水下爆炸冲击波相互作用的仿真分析 [J]. [火工品](#), 2012(3): 25–29.
SHENU Z X, LIU R Z, GUO R. Study on the shock wave interaction of underwater explosions [J]. [Initiators and Pyrotechnics](#), 2012(3): 25–29.
- [18] 荣吉利, 李健, 杨荣杰, 等. 水下爆炸气泡脉动的实验及数值模拟 [J]. [北京理工大学学报](#), 2008, 28(12): 1035–1038.
RONG J L, LI J, YANG R J, et al. Experiment and numerical simulation for the bubble impulse in underwater explosion [J]. [Transactions of Beijing Institute of Technology](#), 2008, 28(12): 1035–1038.
- [19] 李晓杰, 张程娇, 闫鸿浩, 等. 水下爆炸近场非均质流的特征线差分分解法 [J]. [爆炸与冲击](#), 2012, 32(6): 604–608.
LI X J, ZHANG C J, YAN H H, et al. Difference method of characteristics in isentropic flow of underwater explosion in near-field region [J]. [Explosion and Shock Waves](#), 2012, 32(6): 604–608.
- [20] 辛春亮, 秦健, 刘科种, 等. 基于 LS-DYNA 软件的水下爆炸数值模拟研究 [J]. [弹箭与制导学报](#), 2008, 28(3): 156–158.
XIN C L, QIN J, LIU K Z, et al. Research on UNDEX numerical simulation based on LS-DYNA [J]. [Journal of Projectiles](#),

- [Rockets, Missiles and Guidance](#), 2008, 28(3): 156–158.
- [21] STENBERG D J. Spherical explosions and the equation of state of water, UCID-2097 [R]. Livermore, CA: Lawrence Livermore National Laboratory, 1987.
- [22] SHIN Y S, LEE M, LAM K Y, et al. Modeling mitigation effects of watershield on shock waves [J]. [Shock and Vibration](#), 1998, 5(4): 225–234.
- [23] LIU M B, LIU G R, LAM K Y, et al. Smoothed particle hydrodynamics for numerical simulation of underwater explosion [J]. [Computational Mechanics](#), 2003, 30(2): 106–118.
- [24] 梅群, 侯中华, 朱俊锋, 等. 水下爆炸冲击波压力时程的数值模拟 [J]. 河南科技大学学报(自然科学版), 2010, 31(4): 57–59.
MEI Q, HOU Z H, ZHU J F, et al. Numerical simulation of underwater explosion shock wave [J]. *Journal of Henan University of Science and Technology: Natural Science*, 2010, 31(4): 57–59.
- [25] 尹群. 水面舰船设备冲击环境与结构抗冲击性能研究 [D]. 南京: 南京航空航天大学, 2006.
YIN Q. Studies on shock environment for equipments on surface ship and anti-shock characteristics of structures [D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2006. DOI: [10.7666/d.d037570](#).
- [26] COLE R H. Underwater explosions [M]. New York: Dover Publications, 1965.
- [27] ZAMYSHLYAEV B V, YAKOVLEV Y S. Dynamic loads in underwater explosion [J]. *Dynamic Loads in Underwater Explosion*, 1973.
- [28] 辛春亮. 高能炸药爆炸能量输出结构的数值分析 [D]. 北京: 北京理工大学, 2008.
- [29] 杨坤, 陈朗, 伍俊英, 等. 计算网格与人工黏性系数对炸药水中爆炸数值模拟计算的影响分析 [J]. 兵工学报, 2014(Suppl 2): 237–243.
YANG K, CHEN L, WU J Y, et al. The effects of computing grid and artificial viscosity coefficient on underwater explosion numerical simulation [J]. *Acta Armamentarii*, 2014(Suppl 2): 237–243.
- [30] KIM J H, SHIN H C. Application of the ALE technique for underwater explosion analysis of a submarine liquefied oxygen tank [J]. [Ocean Engineering](#), 2008, 35(8/9): 812–822.
- [31] 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.
- [32] 余晓菲, 刘土光, 张涛. 水下爆炸冲击波的载荷强度计算 [J]. 舰船科学技术, 2006, 28(5): 22–28.
YU X F, LIU T G, ZHANG T. Computation of the blast loading strength of underwater explosion shock waves [J]. *Ship Science and Technology*, 2006, 28(5): 22–28.
- [33] 方斌, 朱锡, 张振华. 水下爆炸冲击波载荷作用下船底板架的塑性动力响应 [J]. [哈尔滨工程大学学报](#), 2008, 29(4): 326–331.
FANG B, ZHU X, ZHANG Z H. Plastic dynamic response of ship hull grillage to underwater blast loading [J]. [Journal of Harbin Engineering University](#), 2008, 29(4): 326–331.
- [34] 吴国民, 周心桃, 肖汉林, 等. 水下爆炸数值仿真 [J]. [舰船科学技术](#), 2012, 34(9): 20–26.
WU G M, ZHOU X T, XIAO H L, et al. Numerical simulation of underwater explosion [J]. [Ship Science & Technology](#), 2012, 34(9): 20–26.
- [35] 肖秋平, 陈网桦, 贾宪振, 等. 基于 AUTODYN 的水下爆炸冲击波模拟研究 [J]. [舰船科学技术](#), 2009, 31(2): 38–43.
XIAO Q P, CHEN W H, JIA X Z, et al. Numerical study of underwater explosion shock wave based on AUTODYN [J]. [Ship Science and Technology](#), 2009, 31(2): 38–43.
- [36] 胡毅亭, 贾宪振, 饶国宁, 等. 水下爆炸冲击波和气泡脉动的数值模拟研究 [J]. [舰船科学技术](#), 2009, 31(2): 134–140.
HU Y T, JIA X Z, RAO G N, et al. Numerical study of underwater explosion shock wave and bubble pulse [J]. [Ship Science and Technology](#), 2009, 31(2): 134–140.

Shock Wave Simulation of Underwater Explosion

HU Liangliang¹, HUANG Ruiyuan¹, LI Shichao¹,
QIN Jian², WANG Jinxiang¹, RONG Guang¹

(1. *National Key Laboratory of Transient Physics, Nanjing University
of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China;*
2. *Naval Research Academy, Beijing 100161, China*)

Abstract: The state equation of water, artificial viscosity coefficient and mesh size have a great influence on the numerical results of underwater explosion shock wave. In order to improve the simulation accuracy of underwater explosion shock wave, the peak pressure and specific impulse of the conventional TNT explosive underwater explosion are taken as the measurement indicators, and the influence of these factors on the numerical simulation results is studied. For the five kinds commonly state equations of water, the specific values of the artificial viscosity coefficients under different working conditions and appropriate grid size for different explosive equivalents are given. These parameters can provide reference for improving simulation accuracy of underwater explosion shock wave under different working conditions. First, through a series of simulations of the commonly used five kinds of state equations of water, the calculation results of peak pressure and specific impulse are compared with the empirical formula, and the error analysis is carried out to give the applicable scope of each state equation. Secondly, the influence of the artificial viscosity coefficient on the calculation results is discussed, and a series of calculations are carried out for the primary and secondary artificial viscosity coefficients under different working conditions. The recommended range of values for the primary and secondary artificial viscosity coefficients under different working conditions is given. Finally, through a series of calculations on 0.1, 0.5, 1, 10, 50, 100, 500 and 1 000 kg equivalent explosives and different grid sizes, the recommended mesh sizes corresponding to different explosive equivalents under the requirement of engineering calculation accuracy are obtained by limiting the relative error of peak pressure less than 10%. The expressions of the recommended mesh sizes corresponding to different explosive equivalents are also given.

Keywords: underwater explosion; numerical simulation; equation of state; artificial viscosity; element density

超空泡射弹水下侵彻靶板三相耦合数值模拟

李 昕, 严 平, 谭 波, 秦一平

(海军工程大学兵器工程学院, 湖北 武汉 430033)

摘要: 超空泡射弹侵彻问题的实质是特殊水下结构受到高速冲击载荷作用下的动态响应。对 12.7 mm 口径超空泡射弹侵彻典型水下目标壳体的毁伤效果开展研究, 基于 LS-DYNA 有限元分析软件建立水环境中超空泡射弹垂直侵彻曲面靶板的等效模型, 探讨射弹侵彻过程中动能侵彻和气泡溃灭对靶板联合毁伤效果, 获得了靶板在各阶段的应力变化和结构变形规律。结果表明: 侵彻靶板前, 射弹着靶速度为 200 m/s 时的头部表面水介质压力峰值达 768 N, 靶板表面有明显下凹变形; 侵彻靶板时, 伴随着射弹动能侵彻和气泡溃灭冲击, 水介质造成的影响不足动能侵彻的 2%; 侵彻靶板后, 在靶板正面形成峰值速度为 42 m/s 的水射流进一步作用于破口; 靶板整体弯曲变形, 在 200~300 m/s 范围内, 随着射弹着靶速度的增加, 靶板弯曲形变量减小; 靶板局部发生延性穿孔, 射弹在水环境中具有更好的破口效果, 射弹速度变化对破口尺寸影响不大。

关键词: 超空泡射弹; 水下侵彻; LS-DYNA; 三相耦合

中图分类号: O385; TJ411

文献标识码: A

传统弹丸受限于水下环境, 在水中速度衰减很快, 且弹道不稳定, 难以有效打击水下目标。超空泡射弹在水下高速航行时, 随着来流速度的增加, 其锥形头部表面的液体压力下降至水介质的蒸汽压力以下, 液体发生汽化, 产生并发展为包裹弹体的空泡, 从而大幅减小水下运动阻力, 增加弹丸的有效射程^[1], 可对水下目标实施有效硬杀伤, 未来可能成为海军水下近防系统的一种重要手段。

国外水下超空泡武器研究进展较快。挪威 DSG 公司研发的“多环境”超空泡射弹, 能够兼顾水下和陆上射击使用环境, 已形成多种口径系列装备, 其利用 30 mm 次口径超空泡射弹进行了反鱼雷测试, 射弹在水中航行 125 m 后成功命中毁伤目标。2004~2005 年, 美国海军机载快速灭雷系统集成演示验证表明, 机载火炮发射的超空泡射弹可成功摧毁试验水雷, 该系统在 2007 年已形成初始作战能力^[2]。国内相关研究工作主要集中在数值模拟和实验室试验方面。施红辉等^[3]建立了射弹二维 CFD 计算模型, 结合实验工况分析了水下连发射弹的超空泡流场相互作用及其变化机理。严平等^[4]对超空泡射弹侵彻鱼雷结构等效靶进行了数值模拟, 研究了弹丸在不同弹着角和攻角侵彻靶板时的弹道、极限速度、破口形状和尺寸的变化规律。邓环宇^[5]对比分析了高速射弹在水、空气两种介质环境下垂直侵彻靶板的过程中弹体和靶板的差异性, 给出了靶板厚度变化对水环境下高速射弹侵彻过程的影响规律。章启成^[6]开展了 4.5 mm 水下枪弹发射试验, 有效弹道达 17 m, 水深 5 m、距离枪口 8 m 处存速可达 186 m/s。熊天红^[7]利用露天水池开展了 16 mm 多椎体模型射弹水下发射试验, 入水后能产生稳定超空泡, 航行 5.5 m 后仍具有一定杀伤威力。

侵彻是超空泡射弹最典型的毁伤模式, 其物理现象表现为: 射弹侵彻靶板前, 射弹稳定航行表面生成纺锤形超空泡, 射弹和靶板结构间的两相区压力变化影响靶板表面应力; 射弹侵彻靶板时, 射弹穿甲侵彻和空泡冲击以及坍塌形成的微射流对靶板造成联合毁伤^[8]; 射弹侵彻靶板后, 射弹尾部气泡溃灭会在靶板外表面产生负压区, 形成高速水射流作用于靶板破口内壁。整个过程涉及射弹与靶板、水介质

* 收稿日期: 2019-06-27; 修回日期: 2019-07-11

作者简介: 李 昕(1995—), 男, 硕士研究生, 主要从事武器系统运用与保障研究. E-mail: 276377954@qq.com

通信作者: 严 平(1972—), 男, 博士, 副教授, 主要从事弹药毁伤与安全研究. E-mail: daer2004@sina.com

和空泡之间的能量转换,是典型的固-液-气三相耦合问题,涉及超空泡现象^[1]、流固耦合分析^[9]以及穿甲侵彻效应^[10]。

本工作针对超空泡射弹水下侵彻的物理过程,基于 ANSYS/LS-DYNA 有限元分析软件,建立水环境中超空泡射弹垂直侵彻靶板的仿真模型,分析射弹动能侵彻和空腔环境压力、气泡溃灭冲击以及后效水射流对靶板的联合毁伤作用,定量描述各阶段空泡对靶板毁伤程度,并给出射弹速度对靶板整体弯曲变形的影响和局部塑性破口的规律。

1 仿真建模

1.1 模型建立

几何模型由水、空气、超空泡射弹以及靶板 4 个部分组成。该型超空泡射弹为圆柱形铝合金弹体和锥形钨合金弹头组成,弹径为 12.7 mm。靶板(硬铝)为曲面,尺寸为 16 cm × 16 cm × 6 mm,曲率为 3.75 m⁻¹。靶板上方为水环境,下方为空气环境。相关试验表明,超空泡射弹着靶速度为 200~300 m/s 时,在目标终点具有显著的毁伤效果。仿真采用 cm-g-μs 单位制,具体几何模型如图 1 所示,并建立空间直角坐标系。

1.2 参数设置

水介质和空气介质采用欧拉网格建模,单元使用多物质 ALE 算法。超空泡射弹和靶板采用拉格朗日网格建模,射弹和靶板与水与空气采用多物质材料流固耦合算法。对于该型锥头弹体,流固耦合罚函数因子 PAFC 取值为 0.1。射弹与壳体间的侵蚀采用 3D Surface to Surface Eroding 算法,水和空气施加三维透射边界来模拟无限域环境。对于水和空气选用 Null 材料模型,对于射弹和靶板选用 Johnson-Cook 材料失效模型,均采用 Grüneisen 绝热熵增状态方程^[11],具体参数如表 1 所示。其中, ρ 为材料密度, G 为剪切模量, E 为弹性模量, ν 为泊松比, D 为失效参数。

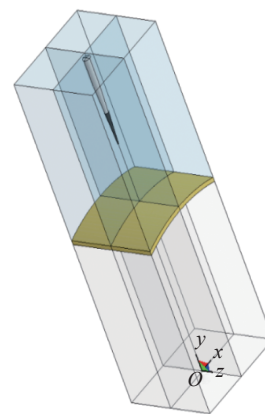


图 1 超空泡射弹水下侵彻靶板几何模型

Fig. 1 Geometric model of underwater penetration of supercavitating projectile into target plate

表 1 材料参数

Table 1 Material parameters

Part	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	G/GPa	E/GPa	ν	D
Water	1.02				
Air	0.001 25				
Projectile head	17.60	136	350	0.28	1.5
Projectile body	2.77	26	69	0.33	1.0
Target	2.85	21	71	0.69	0.8

1.3 模型假设

(1) 射弹侵彻靶板试验表明,射弹形变量相对较小,故仿真射弹采用 Constrained Nodal Rigid Bodies 关键字约束成刚体。

(2) 射弹着靶速度为 200~300 m/s,作用过程仅为 4 ms 左右,不考虑重力影响。

(3) 整个射弹侵彻靶板过程视为绝热过程,不考虑射弹与空气及水之间的热量交换。

(4) 建模时忽略水下目标常见的加强筋等结构,靶板简化为匀质金属板。

2 仿真结果与分析

2.1 靶板应力变化

2.1.1 射弹侵彻前靶板应力变化

射弹在接触靶板之前以超空泡形态航行, 当射弹着靶速度为 200 m/s 时, 其生成的纺锤形空腔及周围水环境压力分布等值面^[12]如图 2 所示。计算得到稳定超空泡状态下, 射弹头部水环境压力约 538 N, 射弹尾部水环境压力约 178 N, 水环境压力从射弹头部逐渐递减到尾部; 当射弹即将接触靶板时, 射弹头部水环境压力峰值可达到 768 N。

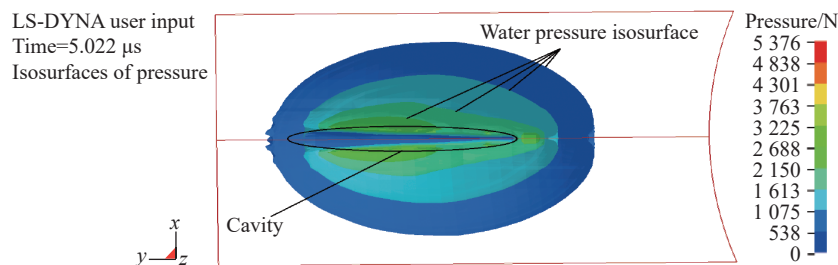


图 2 纺锤形空腔及水环境压力等值面

Fig. 2 Fusiform cavity and the iso-surface of water environment pressure

为研究空腔效应对目标靶板应力值的影响, 沿曲面靶板对角线取 Element 1~Element 5 共 5 个测试单元, 坐标分别为靶板侵彻部分点 (0,26.7,0), 靶板近端测试点 (1,26.7,1)、(2,26.6,2), 靶板远端测试点 (5,26.3,5)、(8,25.5,8), 具体位置如图 3 所示。测量数据经过 Origin 平滑滤波处理, 得到各测试单元范式应力变化, 如图 4 所示。

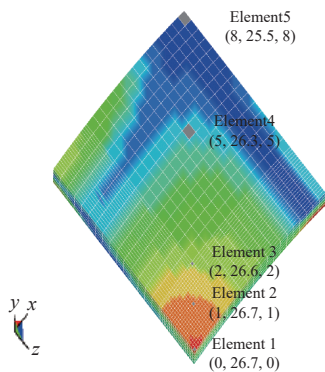


图 3 Element 1~Element 5 五个测试单元

Fig. 3 Five test units of Element 1 – Element 5

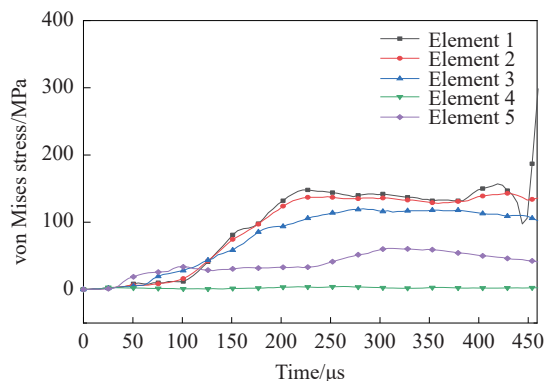


图 4 5 个测试单元的范式应力时程曲线

Fig. 4 von Mises stress time-history curves of five test units

由上述图表可知, 越靠近侵彻部分的靶板区域, 应力越大; 靶板远端 Element 4、Element 5 的表面应力值稳定在 0~50 MPa 区间, 无明显形变发生; 靶板近端 Element 2、Element 3 的表面应力值逐渐增大, 待空腔体接近靶板时, 靶板表面应力值稳定在 100~150 MPa 区间, 有微小形变; 靶板侵彻部分, 随着空腔体的航行, 水压力边界靠近靶板, 表面应力值增加至约 150 MPa。当密度减小的气液两相区行进至钢板时, 腔内压力小于外环水介质压力, 使得靶板表面应力值下降, 最低为 97 MPa。纺锤形空腔继续行进, 射弹速度很快, 腔内空气短时间无法迅速排开, 导致靶板应力重新升高, 峰值达到 299 MPa, 超过硬铝的屈服极限 280 MPa, 靶板表面有明显下凹变形, 如图 5 所示。

2.1.2 射弹侵彻时靶板应力变化

水环境下超空泡射弹侵彻靶板时, 伴随着射弹动能侵彻和气泡溃灭冲击过程, 如图 6 所示。射弹

开坑、贯穿金属薄靶板,使靶板发生局部耗能和整体形变。空泡产生的冲击压力波和空泡坍塌形成的微射流均会对结构产生二次载荷作用,整个溃灭过程极其短暂,且释放的压力很小。

侵彻过程中,靶板材料在不断失效和删除,导致单元应力数据不易测得。取靶板应力最大值点,认为是靶板正在被侵彻的部位。为更好地对比分析水环境对侵彻过程的影响,在相同模型、初始条件下进行空气环境下的仿真试验,整合得到空气和水环境中靶板侵彻部位应力时程曲线,见图7。水环境下射弹在开坑阶段(459~505 μs)和贯穿阶段(505~1 287 μs)两个过程中,靶板侵彻部位应力基本不变,稳定在540 MPa左右。射弹行进到989 μs 时,射弹圆柱形尾部通过侵彻部位,靶板破口延伸量相对减小,表面应力下降至490 MPa左右。空气中,靶板侵彻部位应力变化趋势和大小与水中基本相似。对两条曲线通过平均差分取绝对值,得到二者的应力平均值相差7.78 MPa,即水介质造成的影响不足动能侵彻的2%,气泡溃灭造成的毁伤效果并不显著。

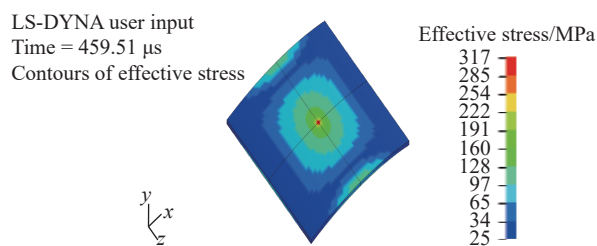


图5 侵彻前靶板的应力

Fig. 5 Stress of the target plate before penetration

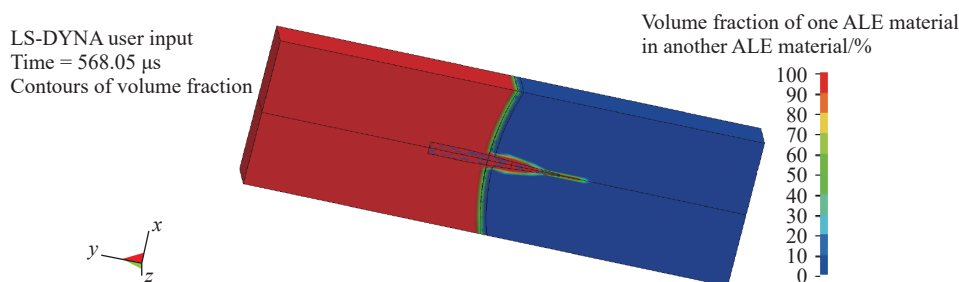


图6 超空泡射弹侵彻靶板

Fig. 6 Supercavitating projectile penetrating target plate

2.1.3 射弹侵彻后靶板应力变化

仿真结果表明,射弹贯穿靶板后,气泡溃灭在靶板表面产生负压区,射弹尾部形成一束弹道中心汇聚的内聚稀疏波,从而生成高速水射流^[13]。本研究中,射弹速度为200 m/s时,形成的水射流形状为垂直于靶板平面的倒锥体,长10.9 cm,持续时间为1 287~3 568 μs ,水射流形状见图8。为研究水射流对靶板的毁伤情况,在靶板侵彻内壁上等距离取Element 6~Element 8共3个测试单元,坐标分别为(0.5,26.7,0.5)、(0.5,26.4,0.5)、(0.5,26.1,0.5),观察靶板内壁应力均值的变化,分析得到水射流的影响,见图9。

由图10可知,射弹贯穿前期,射弹形成后效水射流能量主要集中在第一次冲击靶板,没有发生类似于爆炸产生的气泡脉动现象。测量得到水射流速度峰值为42 m/s,水中最大靶板应力为377 MPa,空气中最大靶板应力为352 MPa。射弹贯穿后期,靶板材料内部范氏应力依然存在且较大,是因为单元之间形变残留,依然存在挤压应力。水环境中靶板内壁应力平均值为219 MPa,与空气中靶板内壁应力平均值222 MPa相差无几,且二者应力下降速率基本保持一致。由于靶板一侧水介质的存在,阻碍了靶板的回弹,使得水中靶板应力振荡范围小于空气中应力振荡范围。

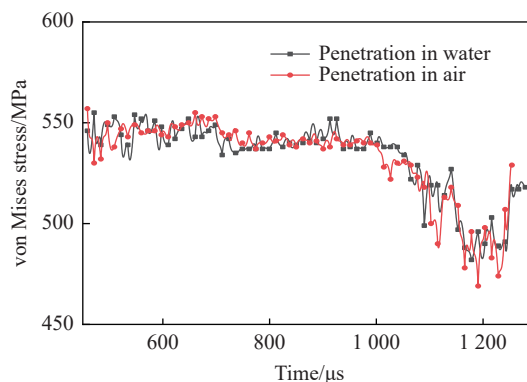


图7 空气和水环境中侵彻部位应力时程曲线

Fig. 7 Stress time-history curves of penetrating site in air and water environments

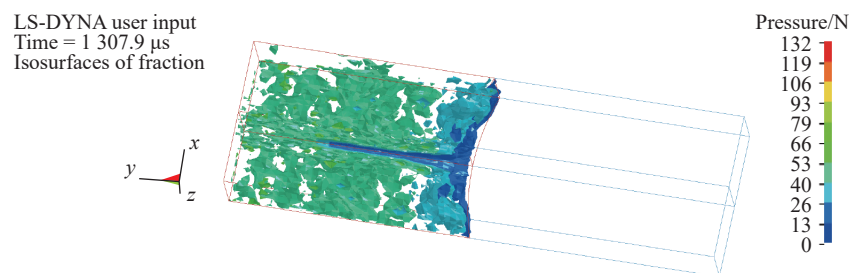


图 8 超空泡射弹侵彻靶板后效水射流横截面

Fig. 8 Cross section of after effect water jet of supercavitating projectile penetrating target plate

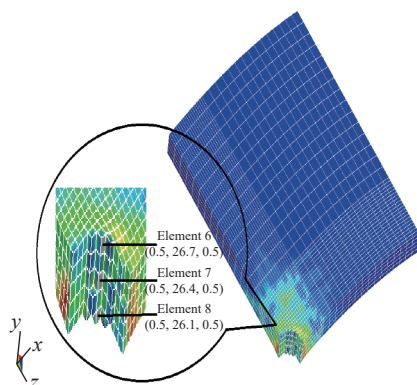


图 9 Element 6~Element 8 三个测试单元位置

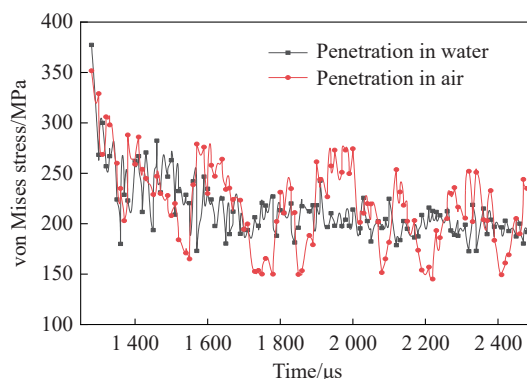
Fig. 9 Locations of three test units of
Element 6 – Element 8

图 10 空气和水环境中靶板内壁应力时程曲线

Fig. 10 Stress time-history curves of target inwall
in air and water environments

2.2 靶板结构变形

射弹侵彻金属薄靶板时,忽略热效应以及射弹质量损失等次要影响,根据能量守恒定律,射弹消耗的动能一部分导致靶板整体弯曲变形,另一部分造成靶板局部毁伤形成破口。

2.2.1 整体弯曲变形

为定量描述靶板在射弹侵彻下整体弯曲形变量,观察破口横截面,在靶板中面两侧取 Element 9、Element 10 两个测试点,测量其沿 y 轴负方向发生的位移,具体位置见图 11。对两点位移改变量取平均值,定义为靶板破口中面挠度^[14]。当射弹在水介质和空气介质中以不同着靶速度侵彻时,靶板破口中面挠度变化规律如图 12 所示。由图 12 可以看出,空气中靶板破口中面挠度稳定在 0.40 mm 左右,由于水介质的阻力缓冲作用,消耗部分射弹动能,使得水中靶板破口中面挠度变小,稳定在 0.14 mm 左右。

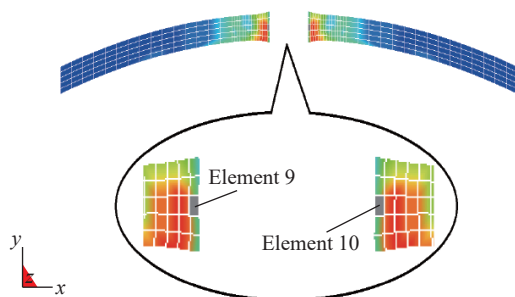


图 11 Element 9、Element 10 两个测试单元

Fig. 11 Two test units of Element 9 and Element 10

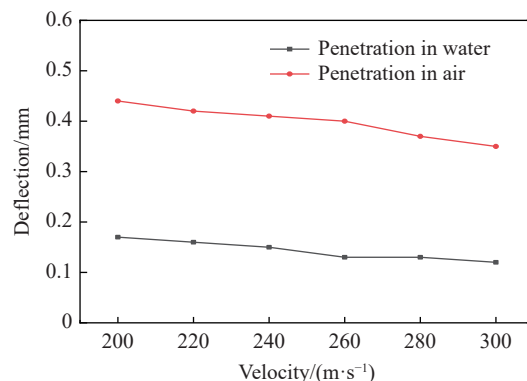


图 12 空气和水环境中靶板破口中面挠度变化曲线

Fig. 12 Variations of mid-plane deflection of target plate
in air and water environments

随着射弹着靶速度的增加,射弹作用于靶板破口边缘的塑性变形区和破口附近的弹性区时间缩短,且各本构区的作用力大小基本不变,使得靶板破口中面挠度在两种介质环境下均有所下降,即靶板整体弯曲变形量变小。由于仿真模型靶弹径比为13,考虑到靶板的边界效应,发现靶板在弯曲变形过程中,均有一定回弹现象,最后振荡趋于上述稳定的破口中面挠度值。

2.2.2 局部塑性破口

侵彻过程中,因为硬铝靶板具有一定的韧性和延性,穿孔后被超空泡射弹扩开,锥头弹和尖头弹易产生延性穿孔^[15]。当射弹垂直侵彻到机械强度不高的韧性靶板时,靶板金属单元向表面流动,然后沿穿孔方向由前至后挤开,靶板内侧形成圆形穿孔,靶板背面有破裂的凸缘,两种介质下靶板破口形状见图13。进一步观察发现,水中靶板破口圆度稍大,金属单元外翻量少,内壁光滑;空气中靶板破口圆度小,金属单元外翻量稍大,内壁粗糙。

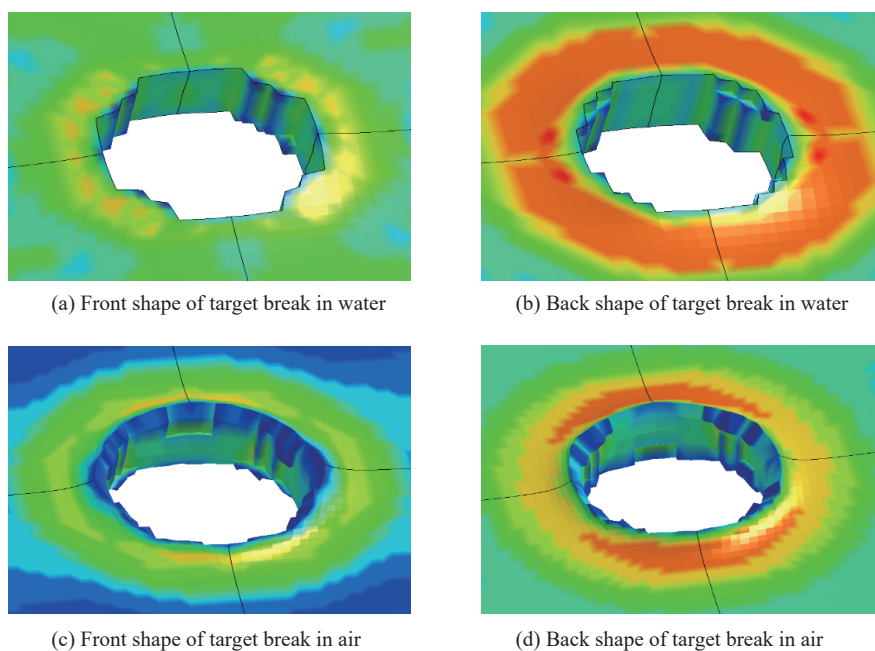


图13 两种介质下靶板破口正背面形状

Fig. 13 Front and back shapes of target breaks in two media

为减少随机误差,分别在纵向和横向测量圆孔内壁距离,取平均值作为靶板破口尺寸,如图14所示。当射弹以200 m/s着靶速度贯穿靶板后,靶板破口口径为13.57 mm,经水射流冲击后靶板破口口径依然为13.57 mm,水射流冲击靶板内壁有轻微形变,对破口尺寸进一步扩开无明显影响。

取射弹着靶速度的200~300 m/s区间,每隔20 m/s等距离提取6个样本点进行试验,研究不同着靶速度下靶板破口尺寸变化规律,如图15所示。由于射弹侵彻靶板后,在水中的存速小于空气中的存速,射弹动能更多地传递到靶板的结构变形能中,具有更强的毁伤效应。测量得到水中靶板破口尺寸平均值为13.49 mm,大于空气中靶板破口尺寸平均值13.01 mm。计算二者曲线方差,均为0.01,说明破口尺寸变化波动不大,即提高射弹着靶速度对靶板局部塑性破口无明显增益。

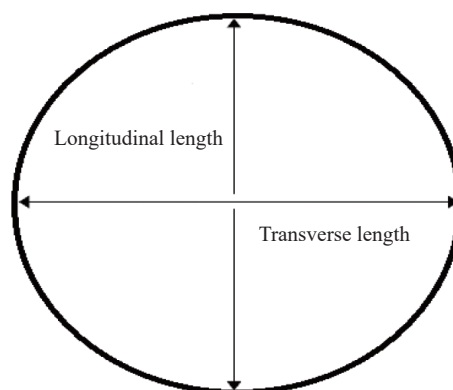


图14 靶板破口尺寸测量方法

Fig. 14 Measuring method of the target break size

3 结 论

通过对 12.7 mm 口径超空泡射弹水下侵彻靶板数值模拟分析, 得到以下结论。

(1) 射弹侵彻靶板前, 超空泡射弹航行生成稳定的纺锤形空腔, 射弹周围水环境压力从头部到尾部逐渐递减, 接触靶板前弹尖处峰值压力达到 768 N。靶板应力峰值达到 299 MPa, 靶板表面靠近侵彻中心部分有明显下凹变形。

(2) 射弹侵彻靶板时, 空气环境下靶板侵彻部位应力变化全过程的趋势和大小与水中基本相似。水介质造成的影响不足动能侵彻的 2%, 气泡溃灭造成的毁伤效果并不显著。

(3) 射弹侵彻靶板后, 气泡溃灭在射弹尾部形成 42 m/s 的高速水射流, 能量主要集中在第一次冲击靶板, 作用时间持续 2.3 ms, 使靶板内壁峰值应力增加 25 MPa, 对靶板破口口径的扩开影响不大。

(4) 射弹侵彻贯穿曲面薄靶板后, 靶板结构发生整体弯曲变形, 并伴有回弹现象。水介质中靶板破口挠度为 0.14 mm, 小于空气介质中靶板破口挠度 0.40 mm。随着射弹着靶速度的增加, 靶板弯曲变形量减小。

(5) 在射弹锥形头部作用下, 靶板局部发生延性穿孔。水中靶板平均破口尺寸 13.49 mm, 大于空气中靶板平均破口尺寸 13.01 mm, 射弹在水环境中具有更好的破口效果。当射弹着靶速度在 200~300 m/s 范围时, 提高射弹着靶速度对靶板破口尺寸无明显增益。

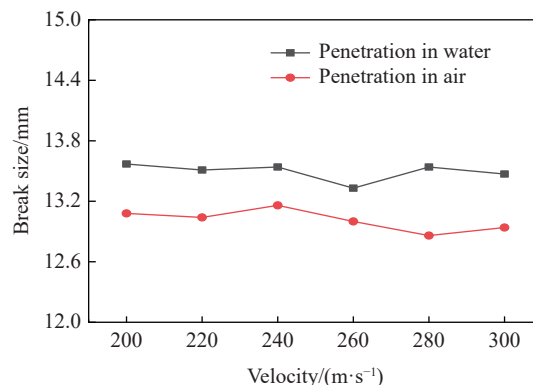


图 15 不同射弹着靶速度下靶板破口尺寸变化曲线

Fig. 15 Variations of target break size at different target velocities

参考文献:

- [1] 张宇文, 袁绪龙, 邓飞. 超空泡航行体流体动力学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2014: 17-32.
ZHANG Y W, YUAN X L, DENG F. Hydrodynamics of supercavitating vehicle [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2014: 17-32.
- [2] 姚忠, 王瑞, 徐保成. 超空泡射弹火炮武器应用现状研究 [J]. 火炮发射与控制学报, 2017, 38(3): 92-96.
YAO Z, WANG R, XU B C. Research on application status of supercavitating projectile gun weapon [J]. Journal of Artillery Launch and Control, 2017, 38(3): 92-96.
- [3] 施红辉, 周东辉, 孙亚亚, 等. 水下连发射弹的超空泡流动特性研究 [J]. 兵工学报, 2018, 39(11): 2228-2234.
SHI H H, ZHOU D H, SUN Y Y, et al. Study on supercavity flow characteristics of underwater continuous launch projectile [J]. Journal of China Ordnance, 2018, 39(11): 2228-2234.
- [4] YAN P, LI X. Numerical simulation of underwater supercavitating projectile penetrating structure equivalent of torpedo [C]// CHANG G F, CLIVE W, BAO M L. 2018 International Conference on Defence Technology Proceedings. Beijing: The Publishing House of Ordnance Industry, 2018: 629-633.
- [5] 邓环宇. 高速射弹侵彻行为及跳弹机理数值计算 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2016: 23-35.
DENG H Y. Numerical calculation of penetration behavior and jump mechanism of high speed projectiles [D]. Harbin: Harbin Industrial University, 2016: 23-35.
- [6] 章启成. 水下高速运动体运动特性分析与试验研究 [D]. 南京: 南京理工大学, 2011: 31-40.
ZHANG Q C. Analysis and experimental study on motion characteristics of underwater high-speed moving body [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2011: 31-40.
- [7] 熊天红. 水下高速射弹超空泡减阻技术研究 [D]. 南京: 南京理工大学, 2005: 95-108.
XIONG T H. Research on super-cavitation drag reduction technology of underwater high speed projectile [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2005: 95-108.

- [8] 潘森森, 彭晓星. 空化机理 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2013: 122–124.
PAN S S, PENG X X. Physical mechanism of cavitation [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2013: 122–124.
- [9] 康德, 严平. 基于 LS-DYNA 的高速破片水中运动特性流固耦合数值模拟 [J]. *爆炸与冲击*, 2014, 34(5): 534–538.
KANG D, YAN P. Fluid-solid coupling numerical simulation of motion characteristics of high-speed fragments in water based on LS-DYNA [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2014, 34(5): 534–538.
- [10] 钱伟长. 穿甲力学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1984: 289–290.
QIAN W C. Armor piercing mechanics [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1984: 289–290.
- [11] CHEN X W, LI Q M. Perforation of a thick plate by rigid projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2003, 28(7): 743–759.
- [12] 黄超, 汪斌, 张远平, 等. 柱形装药自由场水中爆炸气泡的射流特性 [J]. *爆炸与冲击*, 2011, 31(3): 263–267.
HUANG C, WANG B, ZHANG Y P, et al. Jet characteristics of explosive bubbles in free field of cylindrical charge [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2011, 31(3): 263–267.
- [13] 唐一华, 权晓波, 谷立祥, 等. 水下垂直发射航行体空泡流 [M]. 北京: 中国宇航出版社, 2017: 76–111.
TANG Y H, QUAN X B, GU L X, et al. Cavity flow of vertical underwater launched vehicle [M]. Beijing: China Aerospace Publishing House, 2017: 76–111.
- [14] 王元博. 纤维增强层合材料的抗弹性能和破坏机理研究 [D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2006: 47–51.
WANG Y B. Study on bubble dynamic characteristics and jet impact damage of cylindrical charge [D]. Hefei: China University of Science and Technology, 2006: 47–51.
- [15] FORRESTAL M J, LUK V K. Perforation of aluminum armor plates with conical-nose projectiles [J]. *Mechanics of Materials*, 1990, 10(1): 97–105.

Three-Phase Coupling Numerical Simulation of Underwater Penetration of Supercavitating Projectile into Target Plate

LI Xin, YAN Ping, TAN Bo, QIN Yiping

(College of Weaponry Engineering, Naval University of Engineering, Wuhan 430032, Hubei, China)

Abstract: The essence of supercavitating projectile penetration is the dynamic response of a special underwater structure subjected to high-speed impact load. In this paper, the damage effect of 12.7 mm supercavitating projectile penetrating typical underwater target shell is studied. Based on LS-DYNA finite element analysis software, the equivalent model of supercavitating projectile penetrating into curved surface target vertically in water environment is established. The combined damage effect of kinetic energy penetration and bubble collapse on target plate during penetration is simulated, and the stress variation and structural deformation law of target plate at different stages are obtained. The results show that the peak pressure of water medium on the head surface reaches 768 N when the velocity of projectile is 200 m/s before penetrating the target, and the surface of the target exhibits obvious concave deformation; with projectile kinetic energy penetration and bubble collapse impact during penetrating process, the impact effect of water medium is less than 2% of that by kinetic energy penetration. After penetrating the target, a water jet with a peak velocity of 42 m/s is formed on the front of the target and further acts on the break. The overall bending deformation of the target plate occurs. In the range of 200 m/s to 300 m/s, the bending deformation decreases with the increase of projectile impact velocity. Ductile perforation occurs locally on the target plate, and the projectile has better perforation effect in water environment. The change of projectile velocity has little effect on the size of the perforation.

Keywords: supercavitating projectile; underwater penetration; LS-DYNA; three-phase coupling

前舱物对低速大质量平头弹侵彻金属薄板的影响

刘雨佳¹, 侯海量¹, 李 茂², 金 键¹, 戴文喜³

(1. 海军工程大学船舶与海洋学院, 湖北 武汉 430033;

2. 海军研究院, 北京 100161;

3. 中国舰船研究与设计中心, 湖北 武汉 430064)

摘要: 为了研究前舱物对低速大质量平头弹侵彻金属薄靶的影响, 根据前舱物的力学特性, 将前舱物等效为轻质泡沫铝材料, 建立了含前舱物的平头弹结构有限元分析模型, 开展了不同工况下带前舱物平头弹侵彻金属薄板的数值模拟计算, 分析了带前舱物平头弹侵彻金属薄板的过程, 对比了带前舱物平头弹和不计前舱物平头弹在不同工况下剩余速度的差异。数值计算结果表明: 带前舱物平头弹与不计前舱物平头弹的侵彻过程存在明显差异, 但靶板破坏模式相同; 前舱物等效材料的屈服强度对平头弹侵彻性能的影响很小, 可以忽略不计; 前舱物有助于提高平头弹侵彻金属薄板的能力, 但提升幅度有限。在实际工程应用中, 可以忽略前舱物对平头弹侵彻金属薄板的影响。

关键词: 前舱物; 平头弹; 金属薄靶; 变截面刚度弹体模型

中图分类号: O385

文献标识码: A

半穿甲导弹是在穿甲弹基础上发展起来的用于攻击舰船目标的武器, 兼具穿甲和爆破毁伤能力, 是舰船防护领域的重点设防对象^[1]。前舱物作为半穿甲导弹的重要组成部分, 在导弹的制导和控制方面起着至关重要的作用。半穿甲导弹侵彻靶板的过程中, 前舱物先于战斗部接触靶板, 对靶板产生影响。因此, 研究前舱物对战斗部侵彻靶板的影响具有实际意义。迄今为止, 对于半穿甲导弹侵彻舰船结构等问题, 研究人员通常忽略前舱物的影响, 即只考虑战斗部的动能穿甲作用, 将其抽象为低速大质量弹体的穿甲问题。陈斌等^[2]利用忽略前舱物的半穿甲模拟弹, 开展了侵彻陶瓷/钢复合装甲试验, 明确了弹着角对半穿甲弹侵彻效能有明显影响; 朱锡等^[3]采用与实际半穿甲导弹战斗部几何形状相似的弹丸, 开展了侵彻多种装甲结构试验, 得到了不同装甲结构形式抗半穿甲导弹动能穿甲的特性。目前, 针对前舱物对半穿甲导弹侵彻靶板影响的研究相对较少, 这是由于前舱物的组成部件复杂, 无法完全模拟所有器件, 因此, 通常对前舱物进行力学等效。

对前舱物的等效主要有两种方法。第一种方法为采用质量块对前舱物进行等效。楼建锋等^[4]通过有限元方法, 分别使用金属材料 and 脆性材料质量块等效模拟前舱物, 得到了高速(675 m/s)和低速(250 m/s)两种速度条件下前舱物对战斗部侵彻过程的影响。陈刚^[5]利用质量块模拟前舱物, 对比分析了前舱物对战斗部高速撞击靶板的影响, 得到了前舱物改进战斗部弹体在斜穿甲过程中的荷载环境条件。Chen 等^[6]考虑前舱物作用导致的靶板结构预响应, 将前舱物剩余部分等效为附着在战斗部前部的质量块, 并对剪切冲塞模型进行修正, 得到了与实验结果相吻合的终点弹道公式。该等效方法的关键是质量块材料的选取, 只有选择与前舱物名义力学特性相近的材料, 才能正确表征前舱物对导弹弹体

* 收稿日期: 2019-08-29; 修回日期: 2019-10-04

基金项目: 国家自然科学基金(51679246)

作者简介: 刘雨佳(1995—), 男, 硕士研究生, 主要从事舰船防护结构研究. E-mail: liuyj1995@qq.com

通信作者: 侯海量(1977—), 男, 博士, 副教授, 硕士生导师, 主要从事舰船抗爆抗冲击研究.

E-mail: hou9611104@163.com

动能穿甲的影响。第二种方法为采用薄壁圆筒结构对前舱物进行等效。徐钰巍等^[7]采用硬铝圆筒结构对前舱物进行等效,建立了变截面刚度/含缺陷的自由梁模型,并结合模型试验得到了前舱物在弹体侵彻靶板初期对弹体姿态变化的影响规律。该等效方法忽略了前舱物内部仪器设备强度的影响,仅考虑前舱段外壳在侵彻过程中所起的作用,在研究半穿甲导弹正侵彻时,与实际情况的差异较大。对于正侵彻而言,将前舱物等效为质量块的方法是可行的,但现有的等效方法为了体现前舱物稀松多孔、中空易碎的结构特点,所选取的等效材料模型和前舱物在撞击过程中所表现出的力学特性存在不相符的情况。

本研究采用轻质泡沫铝材料模拟半穿甲导弹前舱物,建立变截面刚度弹体侵彻金属薄板的有限元模型,分析带前舱物平头弹侵彻金属薄板的动态力学过程,研究不同靶板厚度、弹速条件下前舱物对平头战斗部侵彻金属薄板的影响。

1 计算模型与材料参数

1.1 前舱物特性

前舱物主要由雷达导引头、导航系统、电源系统、高度表等仪器设备组成,其特点是质量较大(约为战斗部总质量的1/4~1/3)且分布均匀,整体结构中空、易碎、延展性差,结构强度远低于战斗部。前舱物由高分子聚合物、铝合金、单晶硅等多种材料构成,平均密度低(小于1 g/cm³)。前舱物在撞击靶板时,会经历“接触—屈服—压实—破碎飞散”的破坏过程,其中屈服阶段持续时间较长,名义应力基本保持不变,即存在较长的平台应力,随后前舱物被压实,名义应力大幅增加,前舱段整体长度大幅减小,这与泡沫铝材料在冲击荷载作用下的位移变化曲线类似^[8-10],如图1所示。因此,本研究中前舱物材料模型采用低强度、低密度、有长应力平台的泡沫铝材料进行等效。

1.2 带前舱物战斗部等效计算模型

半穿甲反舰导弹通常由前舱物、战斗部和推进系统3部分组成。战斗部是弹体中强度最高、刚度最大的部分,有较大的药室,装填炸药量较多,大多为钝头^[1]。本研究建立的前舱物战斗部等效计算模型如图2所示。战斗部壳体模型外径为428.40 mm,内径为384.79 mm,内置装药模型直径为384.79 mm,前舱物等效为与战斗部截面尺寸相等的圆柱体。

采用有限元软件LS-DYNA模拟不同工况下带前舱物战斗部侵彻靶板的过程。计算中,结构采用拉格朗日实体单元进行网格划分,时间积分采用显式中心差分法。靶板平面尺寸为3 000 mm × 3 000 mm,边界条件设置为固支约束。计算模型设置为沿中轴面对称,建立1/2模型,战斗部与前舱物采用六面体网格划分。靶板自中心采用过渡网格,中心区域网格尺寸为2.5 mm × 2.5 mm,距离撞击区域越远,网格尺寸越大。

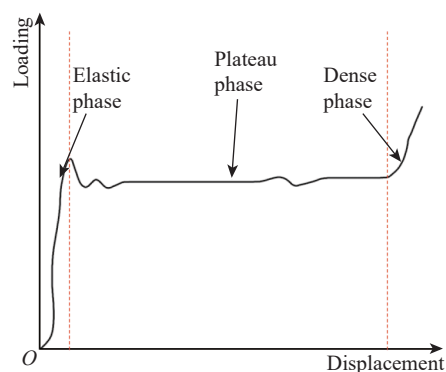


图1 泡沫铝材料载荷-位移曲线

Fig. 1 Loading-displacement curve for aluminum foam material

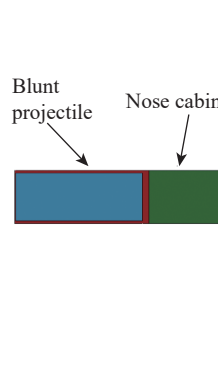


图2 带前舱物战斗部等效计算模型

Fig. 2 Equivalent calculation model of projectile with nose cabin

1.3 本构方程与材料参数

数值仿真中主要涉及两种材料模型。战斗部壳体和金属靶板采用金属材料常用的 Johnson-Cook 材料模型, 战斗部内置装药和前舱物等效材料采用弹塑性材料常用的弹塑性硬化模型。

Johnson-Cook 材料模型考虑了塑性强化、应变率强化、温升软化效应, 能够反映材料在高温、高应变率下力学特性的变化, 其具体形式为

$$s = (A + B\bar{\epsilon}_p^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right] \quad (1)$$

式中: s 为应力; A 为静态屈服强度; B 、 n 通过拟合等效应力-应变曲线数据获得; $\bar{\epsilon}_p$ 为有效塑性应变; C 为应变率系数; $\dot{\epsilon}$ 为有效塑性应变率; $\dot{\epsilon}_0$ 为参考塑性应变率, 一般取 $\dot{\epsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$; T_0 为参考温度(取室温); T_m 为材料熔点; m 为热软化指数。

战斗部壳体和金属靶板的材料参数根据文献 [11–12] 并结合工程实践调整得到, 如表 1 所示, 其中 c_p 为定压比热容, ρ 为密度, μ 为泊松比。

表 1 弹体和靶板的 J-C 模型参表
Table 1 J-C model parameters of projectile body and target

Material	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	E/GPa	μ	$c_p/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	T_0/K	T_m/K
Warhead shell	7.80	205	0.28	400.90	300	1 765
Target plate	7.80	200	0.30	452.00	298	1 881
Material	$\dot{\epsilon}/\text{s}^{-1}$	A/MPa	B/MPa	n	C	m
Warhead shell	1	760	500	0.53	0.014	1.13
Target plate	1	355	450	0.36	0.022	1.00

弹塑性硬化模型考虑了材料应变的等向或随动塑性强化。其应变率效应由 Cowper-Symonds 模型描述

$$\sigma_y = \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{c} \right)^{1/p} \right] \left(\sigma_0 + \beta \frac{EE_t}{E - E_t} \epsilon_{\text{eff}} \right) \quad (2)$$

式中: σ_y 为屈服强度, $\dot{\epsilon}$ 为等效塑性应变率; c 、 p 、 β 为材料常数; σ_0 为静态屈服强度, E 为杨氏模量, E_t 为硬化模量, ϵ_{eff} 为有效塑性应变。内置装药和前舱物等效泡沫材料的模型参数如表 2 所示, 其中 f_s 为失效应变。考虑到不同导弹的前舱物内包含仪器设备的数量和种类不同, 前舱物等效材料的屈服强度无法准确给出, 本研究只给出取值范围。

表 2 弹塑性硬化模型材料参数
Table 2 Material parameters of the Elastoplastic hardening model

Material	$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E/GPa	μ	σ_y/MPa	E_t/MPa	β	c/s^{-1}	p	f_s
Charge	1 750	5	0.3	20	300	0	0	0	5
Nose cabin	700	0.5	0.3	0.5–10.0	0	0	0	0	0.4

2 结果分析

2.1 带前舱物战斗部侵彻过程分析

图 3 为带前舱物战斗部侵彻金属薄板的过程。图 4 为侵彻过程中典型时刻的靶板内应力分布。典型工况下, 带前舱物战斗部与不计前舱物战斗部侵彻金属薄板的速度时程曲线如图 5 所示。根据金属薄板受力和变形的特点, 可以将带前舱物战斗部侵彻金属薄板的过程分为 3 个阶段。

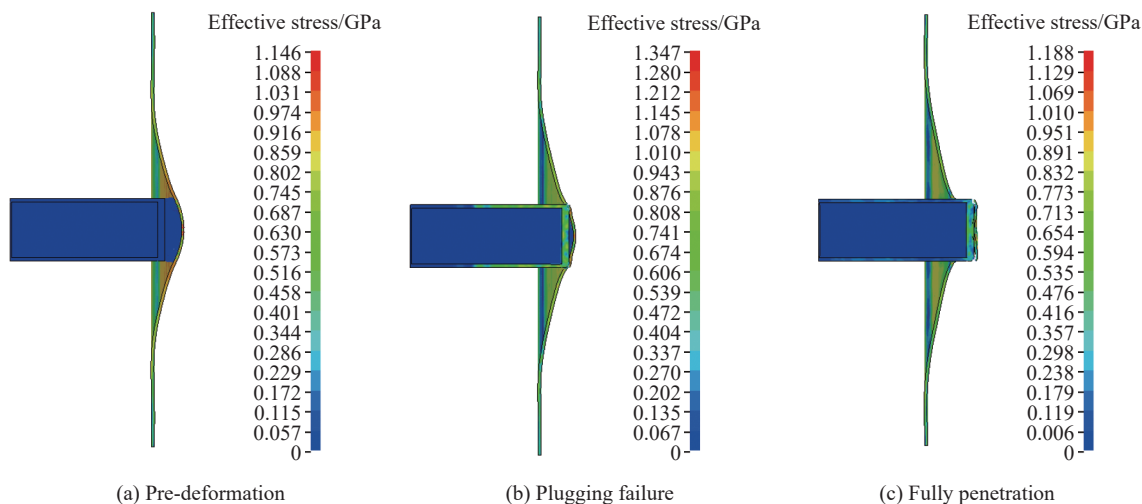


图3 侵彻过程

Fig. 3 Progress of perforation

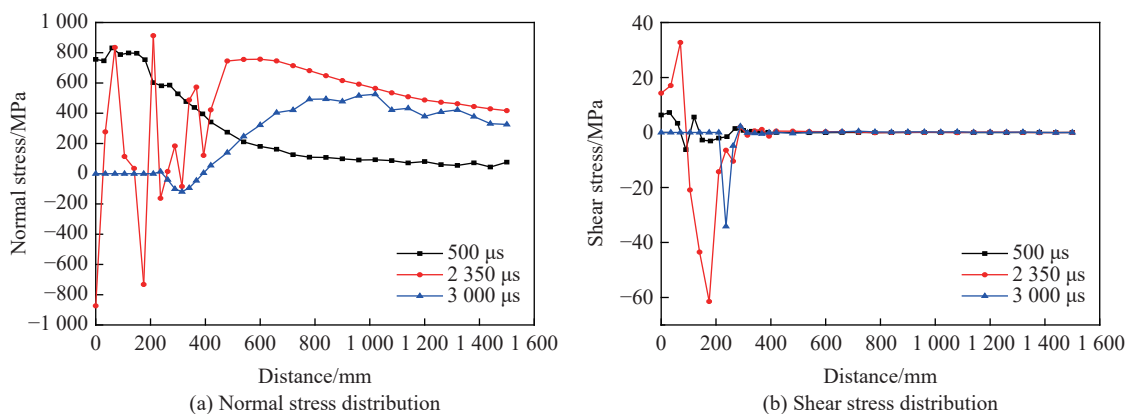


图4 靶板应力分布

Fig. 4 Stress distribution of target

(1)金属薄板结构预变形阶段。从前舱物接触靶板开始,接触区域内最大压强远大于前舱物等效材料的极限强度和金属薄板的屈服强度。因此,前舱物发生变形破坏,金属薄板产生大范围碟形塑性变形,并获得一定的横向速度,战斗部与靶板之间的速度差减小,弹靶接触区边缘的应力集中程度减轻。由图4可知,在金属薄板结构预变形阶段,前舱物与靶板接触区域内正应力较大,且随着与中心距离的增大而降低;剪应力很小,且只存在于接触区域及其附近区域。在此阶段,战斗部的速度变化可以分为两个时期,如图5所示。

AB时期,由于前舱物与金属薄板撞击产生的压缩应力波尚未传递到战斗部,战斗部以初速度向前运动;BC时期,随着前舱物与金属薄板撞击产生的压缩应力作用于战斗部,战斗部的速度开始下降,但由于作用于战斗部的压缩应力强度较小,战斗部速度下降较慢。

(2)冲塞破坏阶段。从战斗部接触金属薄板开始,接触区域由于速度差产生剪切变形,在拉应力与剪应力的联合作用下,接触区域周围产生裂纹,裂纹直径略大于战斗部直径。如图4所示,此阶段战斗

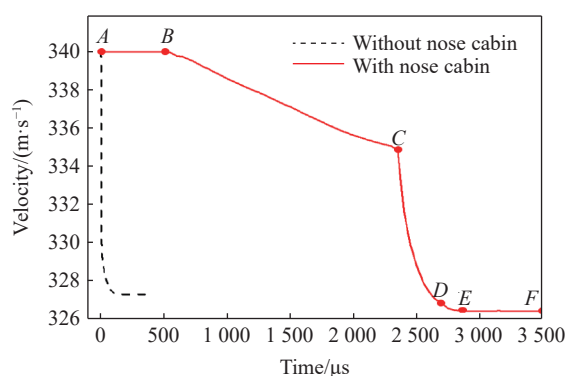


图5 速度历程曲线

Fig. 5 Velocity-time curve

部与靶板接触区域内正应力最大,且由于裂纹拓展释放压缩波,接触区域内出现拉伸应力与压缩应力混合的情况;接触区域内剪应力强度远大于结构预变形阶段,剪应力在接触边缘附近达到峰值,并随着与中心距离的增大迅速衰减。如图 5 所示,在此阶段,战斗部直接侵彻金属薄板,弹体受到的应力强度大,速度下降明显,可近似视为匀减速运动。

(3)弹体贯穿阶段。随着弹体的进一步运动,裂纹贯穿整个金属薄板厚度方向,形成与战斗部直径相似的帽形失效块,同时,金属薄板由于惯性作用继续发生碟形变形。如图 4 所示,该阶段由于战斗部与靶板接触的区域形成失效块与靶板脱离,接触区域内正应力与剪应力均为零。靶板动能转化为变形能,挠度增加,靶板仍有较大正应力,由于接触区域附近靶体材料存在速度差,因此靶板接触区域附近存在一定的剪应力。如图 5 所示,在该阶段,战斗部的速度变化呈现两个时期:DE 阶段,由于冲塞块附着在战斗部头部,战斗部推动冲塞块前进,战斗部的一部分动能转化为冲塞块的动能,导致战斗部速度略有下降;EF 阶段,冲塞块与战斗部速度达到一致,战斗部向前匀速运动。

由图 5 中带前舱物战斗部与不计前舱物战斗部的速度时程曲线对比可知,不计前舱物战斗部侵彻靶板的贯穿时间为 90 μs ,带前舱物战斗部的侵彻贯穿时间为 2 180 μs ,侵彻作用时间大幅增加,但增加的侵彻时间主要是前舱物被压溃破坏的时间。在金属薄板预变形阶段,金属薄板与前舱物接触区域获得的速度较小,与战斗部之间的速度差较大,因此,战斗部侵彻贯穿金属薄板所需要的时间并未明显增加。此外,相比于不计前舱物战斗部速度变化情况,前舱物的存在使得战斗部在侵彻过程中的受力更加复杂,战斗部速度变化的阶段性和多样性更加明显。

从塑性变形范围来看,通过有限元仿真软件的计算结果可知,不计前舱物战斗部侵彻靶板过程^[13]中金属薄板塑性变形的直径为 883.8 mm,带前舱物战斗部侵彻靶板过程中,由于存在金属薄板预变形阶段,金属薄板迎弹面塑性变形范围大幅增加,直径达到 2 629.7 mm。其原因在于:带前舱物战斗部侵彻金属薄板的过靶时间长,弹靶接触区域产生的塑性波传播范围远大于不计前舱物战斗部。因此,前舱物的“缓冲垫”作用明显,在大幅延长战斗部过靶时间的同时大幅扩大了金属薄板塑性变形范围。

2.2 前舱物等效模型屈服强度的影响

由于不同导弹的前舱物内包含仪器设备的种类和数量不同,因此,无法定量给出前舱物等效材料的屈服强度。本研究给定前舱物等效材料的屈服强度范围为 0.5~10.0 MPa,在此屈服强度范围内研究前舱物对平头战斗部侵彻金属薄板的影响。

图 6 给出了初速度为 340 m/s 的不同前舱物等效屈服强度战斗部侵彻 20 mm 厚金属薄板的应变云图。由图 6 可知,前舱物等效屈服强度在 0.5~10.0 MPa 范围内时,金属薄板的塑性应变分布相似,战斗部贯穿金属薄板形成的帽形失效块直径相等。表 3 列出了不同前舱物等效屈服强度战斗部侵彻靶板时金属薄板的塑性变形范围和战斗部剩余速度。由表 3 可知,前舱段等效屈服强度增加时,金属薄板塑性变形范围并未出现明显变化,而是在一定范围内波动,最大波动幅度为 0.994%。其原因在于,模型计算结果的输出时间间隔为 20 μs ,侵彻作用时间选取最接近战斗部贯穿靶板的时间,时间选取存在不准确的情况。随着前舱物等效屈服强度的增加,战斗部剩余速度增大,但增大幅度很小,仅为 0.147%。因此,可以认为前舱物等效屈服强度对带前舱物平头弹侵彻金属薄板的影响很小,可以忽略。这是由

表 3 不同等效屈服强度下侵彻结果的比较

Table 3 Comparison of penetration results with different yield stress

Equivalent yield strength/MPa	Distortion range/mm	Residual velocity/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)
0.5	2 629.70	325.88
1.0	2 624.41	326.30
2.0	2 629.31	326.37
5.0	2 625.23	326.75
10.0	2 659.20	326.86

于前舱物存在破坏强度低、延展性差的特点,变形破坏所耗散的变形能远小于带前舱物战斗部所具有的动能,因此当前舱物等效模型的屈服强度远小于靶板时,前舱物的惯性力起主要作用,结构强度的影响可以忽略不计。

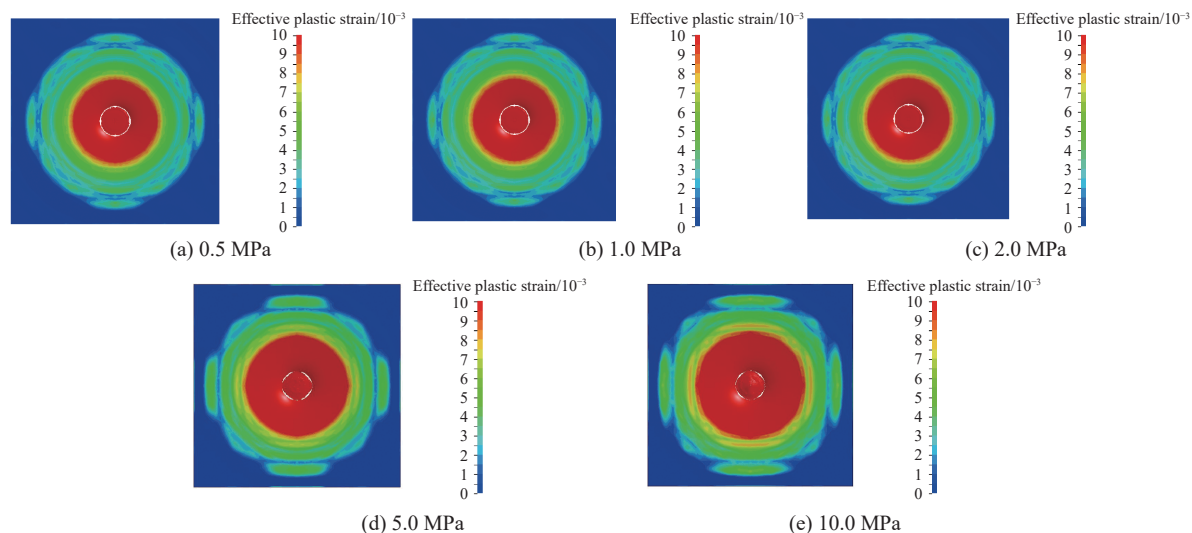


图6 靶板应变云图

Fig. 6 Strain distribution of the target

2.3 靶板厚度和侵彻速度的影响

为了分析不同靶板厚度时前舱物对战斗部侵彻的影响,分别模拟了靶板厚度在10~40 mm范围内的7种工况。不同靶板厚度条件下,战斗部剩余速度如图7所示。由图7可知:带前舱物战斗部剩余速度与不计前舱物战斗部的剩余速度均随靶板厚度的增大而减小,且变化规律一致,均近似呈线性变化;靶板厚度相同时,两者的剩余速度相差很小,最大偏差为0.67%。因此,靶板厚度在10~40 mm范围内时,前舱物对战斗部侵彻的影响很小。

常见反舰半穿甲导弹的飞行马赫数 Ma 在0.8~1.0之间^[14],为了分析不同侵彻速度下前舱物对平头战斗部侵彻金属薄板的影响,分别模拟了侵彻速度在238~340 m/s范围内的7种情况。不同侵彻速度条件下,战斗部的剩余速度如图8所示。由图8可知,随着侵彻速度的增大,不计前舱物平头战斗部和带前舱物平头战斗部的剩余速度均近似呈线性增长,且带前舱物平头战斗部的剩余速度略大于不计

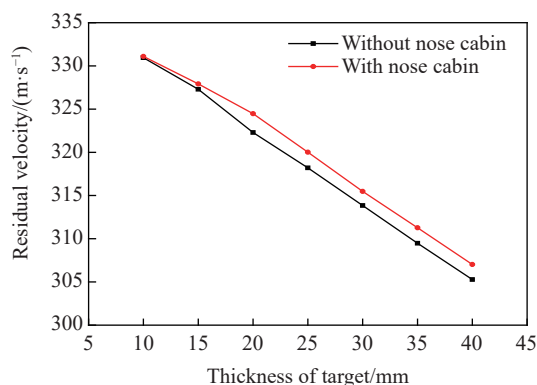


图7 不同靶板厚度时的剩余速度对比

Fig. 7 Comparison of residual velocity with different target thickness

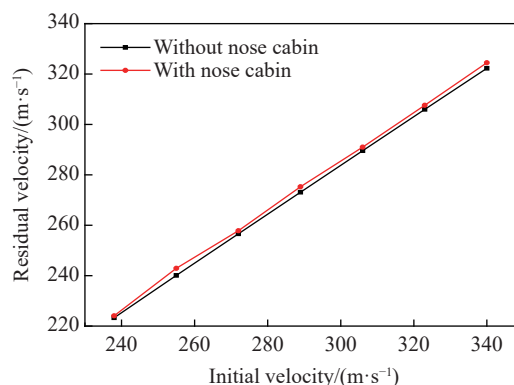


图8 不同侵彻速度下的剩余速度对比

Fig. 8 Comparison of residual velocity with different initial velocity

前舱物平头战斗部(最大偏差为 1.15%)。Chen 等^[6]提出的带前舱物钝头弹侵彻金属靶的计算公式可得到与本模型相似的结论: 侵彻速度相同时, 带前舱物平头战斗部的剩余速度略大于不计前舱物平头战斗部。

通过对不同靶板厚度和侵彻速度条件下战斗部的剩余速度进行分析可知, 带前舱物战斗部的剩余速度均大于不计前舱物战斗部, 原因在于: 与不计前舱物战斗部相比, 带前舱物战斗部的质量更大, 侵彻速度相同时动能更大。前舱物变形破坏和金属靶板结构预变形消耗部分前舱物具有的动能, 使带前舱物战斗部以更大动能侵彻靶板。带前舱物战斗部对靶板的侵彻破坏模式为冲塞破坏, 与不带前舱物战斗部侵彻靶板的破坏模式相同, 在侵彻过程中消耗的能量相差不大。因此, 带前舱物战斗部的剩余速度略大于不计前舱物战斗部。

3 结 论

本研究建立了变截面刚度弹体模型, 对带前舱物战斗部侵彻金属薄板进行仿真分析。通过对比不同前舱物等效屈服强度战斗部的侵彻性能, 以及不同靶板厚度与初速度条件下带前舱物战斗部与不计前舱物战斗部的剩余速度, 得出如下主要结论。

(1) 根据靶板的受力变形特征, 带前舱物平头战斗部侵彻金属薄板可以分为 3 个阶段, 即靶板预变形阶段、冲塞破坏阶段和弹体贯穿阶段。虽然带前舱物平头战斗部与不计前舱物平头战斗部侵彻靶板的过程存在明显差异, 但靶板破坏模式均为剪切冲塞破坏。

(2) 当前舱物等效材料的强度远小于靶板的屈服强度时, 前舱物等效泡沫铝材料的屈服强度对战斗部侵彻性能的影响可以忽略不计。

(3) 在导弹侵彻目标的过程中, 一方面, 前舱物的存在增大了弹体的总动能, 且先于战斗部撞击目标, 造成目标结构变形甚至破坏, 对战斗部侵彻靶板起到了积极作用; 另一方面, 由于前舱物的强度远小于战斗部, 前舱物的存在延长了弹体的过靶时间, 降低了靶板过载, 起到了“缓冲垫”的作用, 不利于平头战斗部对目标的侵彻。在这两方面综合影响下, 当飞行马赫数 Ma 在 0.8~1.0 之间, 侵彻厚度为 10~40 mm 的靶板时, 带前舱物平头战斗部的剩余速度比不计前舱物平头战斗部均有所增加, 但增加幅度小于 2%。

参考文献:

- [1] 卢芳云, 蒋邦海, 李翔宇, 等. 武器战斗部投射与毁伤 [M]. 北京: 科学出版社, 2013: 209.
LU F Y, JIANG B H, LI X Y, et al. Weapon warhead transmission and damage [M]. Beijing: Science Press, 2013: 209.
- [2] 陈斌, 于起峰, 杨跃能, 等. 30 mm 半穿甲弹斜侵彻陶瓷/钢复合装甲的弹着角效应研究 [J]. 国防科技大学学报, 2009, 31(6): 139-143.
CHEN B, YU Q F, YANG Y N, et al. Effect of impact angle of 30 mm semi-AP projectile obliquely penetrating ceramic steel targets [J]. Journal of National University of Defense Technology, 2009, 31(6): 139-143.
- [3] 朱锡, 侯海量. 防半穿甲导弹战斗部动能穿甲模拟试验研究 [J]. 海军工程大学学报, 2002, 14(2): 13-19.
ZHU X, HOU H L. The simulative research on the kinetic armor-piercing effect of semi-armor-piercing missile warhead [J]. Journal of Naval University of Engineering, 2002, 14(2): 13-19.
- [4] 楼建锋, 杭义洪. 弹头前舱对战斗部穿甲能力的影响 [C]// 第三届全国计算爆炸力学会议. 青岛: 中国力学学会爆炸力学专业委员会, 2006: 205-211.
- [5] 陈刚. 半穿甲战斗部弹体穿甲效应数值模拟与实验研究 [D]. 绵阳: 中国工程物理研究院, 2006: 107-124.
CHEN G. Numerical and experimental investigation on penetration effects of semi-armor-piercing warhead [D]. Mianyang: China Academy of Engineering Physics, 2006: 107-124.
- [6] CHEN X W, YANG Y B, LU Z H, et al. Perforation of metallic plates struck by a blunt projectile with a soft nose [J]. International Journal of Impact Engineering, 2008, 35(6): 549-558.
- [7] 徐钰巍, 黄风雷, 皮爱国, 等. 带前舱弹体斜撞击硬目标的姿态偏转 [J]. 北京理工大学学报, 2016, 36(10): 1011-1014.
XU Y W, HUANG F L, PI A G, et al. Attitude deflection of projectile with nose cabin under oblique impact on the hard target [J].

- Transactions of Beijing Institute of Technology, 2016, 36(10): 1011–1014.
- [8] ZHANG B Y, LIN Y F, LI S, et al. Quasi-static and high strain rates compressive behavior of aluminum matrix syntactic foams [J]. *Composites Part B*, 2016(98): 288–296.
- [9] 高华, 熊超, 殷军辉. 多次冲击下泡沫铝动态压缩力学性能试验与本构模型研究 [J]. *兵工学报*, 2018, 39(12): 124–133.
GAO H, XIONG C, YIN J H. Experimental and constitutive model on dynamic compressive mechanical properties of aluminum foams under repeated impacts [J]. *Acta Armamentarii*, 2018, 39(12): 124–133.
- [10] 王耀琦. 多层泡沫铝填充环复合机构缓冲特性研究 [D]. 太原: 中北大学, 2018: 44–47.
WANG Y Q. Study on buffering characteristics of multi-layer foamed aluminum filled the expanded-rude compound structure [D]. Taiyuan: North University of China, 2018: 44–47.
- [11] 李继承, 陈小伟, 陈刚. 921A 钢纯剪切帽状试件绝热剪切行为的数值模拟研究 [C]//第九届全国冲击动力学学术会议论文集 (上册), 2009: 229–236.
- [12] 屈明, 陈小伟, 陈刚. 细长薄壁弹体撞击钢靶屈曲的数值分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2008, 28(2): 116–223.
QU M, CHEN X W, CHEN G. Numerical study of dynamic plastic buckling of deep penetration projectile [J]. *Explosive and Shock Waves*, 2008, 28(2): 116–223.
- [13] 徐伟, 侯海量, 朱锡, 等. 平头弹低速冲击下薄钢板的穿甲破坏机理研究 [J]. *兵工学报*, 2018, 39(5): 883–892.
XU W, HOU H L, ZHU X, et al. Investigation on the damage mechanism of blunt projectile against thin plate [J]. *Acta Armamentarii*, 2018, 39(5): 883–892.
- [14] 徐松林, 高汝明, 姚江涛. 国外海基反舰导弹战斗部研究进展 [J]. *战术导弹技术*, 2012(5): 117–122.
XU S L, GAO R M, YAO J T. The development of foreign sea-based anti-ship missile's warhead [J]. *Tactical Missile Technology*, 2012(5): 117–122.

Influence of Nose Cabin on Low Speed Blunt Projectile during Penetration of Metal Plate

LIU Yujia¹, HOU Hailiang¹, LI Mao², JIN Jian¹, DAI Wenxi³

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

2. Naval Research Academy, Beijing 100161, China;

3. China Ship Design and Research Center, Wuhan 430064, Hubei, China)

Abstract: In order to study the effect of nose cabin on projectile low speed and high mass during the penetration of metal plates, a finite element analysis model of blunt projectile with nose cabin was established. Based on the mechanical properties, nose cabin can be regarded as equivalent to light foam aluminum material. Numerical simulation of blunt projectile with nose cabin penetrates into metal plates under different working conditions were implemented. The progress of projectile with nose cabin penetrates into metal plate was analyzed. The difference between residual velocity of blunt projectile with and without nose cabin was compared. The results show that there are significant differences in the progress of projectiles penetration into metal plates between blunt projectiles with and without nose cabin. Nevertheless, the failure modes for both conditions are similar. The yield stress of equivalent material of nose cabin has limited influence on penetrative performance of projectile. In conclusion, nose cabin can bring very limited improvement to the penetration capability of blunt projectile, and the effect of nose cabin can be neglected in practical engineering applications.

Keywords: nose cabin; blunt projectile; metal plates; model of variable section stiffness projectile

枪弹间隙对水下枪内弹道的影响

孟祥宇, 侯 健, 秦一平, 廖 斐, 鲁春佳

(海军工程大学, 湖北 武汉 430000)

摘要: 为了研究枪炮全水下发射过程中枪弹耦合间隙对内弹道特性的影响, 运用 AUTODYN 有限元仿真软件, 针对滑膛水下枪枪弹耦合设置 0.1 mm 间隙与不设置间隙两种情况的内弹道过程进行了数值模拟; 采用 21、25 和 30 g 装药量对水下枪全水下带间隙发射内弹道过程进行了仿真分析, 获得了膛压、射弹速度以及过间隙燃气射流在内弹道过程中组分、压力与速度的分布规律; 并设计了实弹射击实验用于验证仿真结果。仿真和实验结果表明, 合适的枪炮耦合间隙能够有效地提高水下枪发射性能。当枪弹耦合设置 0.1 mm 间隙时, 采用 3 种装药量发射均能产生弹前气幕, 内弹道过程膛压下降明显, 弹丸炮口速度提升较为显著, 有利于产生稳定的超空泡包裹弹体, 使其在水下运动时所受阻力大大降低, 从而增加射弹水下行程。

关键词: 水下枪; 超空泡; 枪弹耦合间隙; 内弹道; 气液两相流

中图分类号: O389; TJ302

文献标识码: A

现阶段, 水下枪炮发射主要采用密封式或全水下式发射^[1-3], 这两种发射方式均存在一定的局限性。由于水下射弹受到水动压力的影响, 膛内运动时受阻力较大, 采用全水下式发射时存在过量弹前载荷导致膛压较高的问题, 为了保证枪管的安全性, 往往减少装药, 造成射弹初速较低。而采用密封式发射能够保证良好的密封性能, 防止大量海水进入枪管, 减小弹前载荷, 降低弹头在内弹道期间的运动阻力, 保证发射安全性和初速, 但该发射方式在射击中断后会产生液体回流现象, 需要排出身管内的海水, 再次密封炮口, 结构复杂且射速较慢。为了提高射速, 克服全水下发射的高膛压缺陷, 在全水下发射的基础上, 通过优化枪弹间隙配合, 使部分火药燃气通过间隙, 生成气幕推动弹前水柱加速排出炮口, 从而消除附加质量对超空泡射弹发射的影响, 有效地减小膛压, 提升射弹初速度。

水下气幕由多股燃气射流汇聚生成, 有关气体射流与水相互作用的问题, 相关学者进行了较多研究。Hoefele 等^[4]用高速摄影和压力测量的方法研究了气体分别通过直线型和扩张型风嘴喷入液体时的流场。Mori 等^[5]优化了风嘴运行的工作条件, 发现随着射流速度的增加, 气泡敲击频率降低, 可以实现泡状流向射流的转变。施红辉等^[6]对超音速射流胀鼓和回击特性进行了试验研究, 结果表明胀鼓频率越高, 回击频率越高。薛晓春等^[7-10]以整装式液体发射药(BLPG)火炮多点点火为背景, 针对渐扩型圆柱观察室开展了双束及四束燃气射流与液体工质相互作用的数值仿真与实验研究。Weiland 等^[11]研究了圆形射流入水过程中气液边界动力学特性与气液作用稳定性的关系。陈启林^[12]针对水下燃气射流流动过程、压力特性和噪声特性进行了研究, 并利用 FW-H 噪声预报模型对水下超声速燃气射流的噪声进行了模拟计算。汤龙生等^[13]针对水下超声速燃气射流气泡的生长及压力波传播特性进行了实验研究, 结果表明燃气泡生长和“破碎”伴随着压力脉动在水介质中传播, 气泡压力波的能量在水介质中快速衰减。

目前, 对气体射流与水相互作用的研究主要侧重于流场特性及射流汇聚过程, 国内外有关水下气幕式发射的研究也主要集中在导弹水下发射领域, 通过实验研究与数值分析, 获得导弹水下气幕式发

* 收稿日期: 2019-07-04; 修回日期: 2019-07-30

作者简介: 孟祥宇(1995—), 男, 硕士研究生, 主要从事兵器发射与动力推进技术研究。

E-mail: 1572981686@qq.com

射过程的流场特性。针对枪炮在全水下环境利用气幕优化发射过程的研究较少。南京理工大学周良梁等^[14-15]设计了相关实验,建立了多股燃气射流在充液圆管中扩展的三维非稳态数理模型,研究了枪炮水下气幕式发射过程中喷射结构和喷头运动对气幕特性的影响。赵嘉俊等^[16-18]分析了锥形分布的多股燃气射流在柱形充液室内的扩展特性,得到了不同结构及喷射压力情况下射流形成的 Taylor 空腔和流场内回流区的演化特征。

本研究基于水下枪全水下发射机理,针对枪弹间隙配合技术特点,探讨过间隙气体生成的气幕对水下枪全水下发射内弹道的影响,运用 AUTODYN 有限元软件对有无间隙和不同装药量条件下的内弹道过程进行数值仿真,设计水下实弹射击实验,采用实验和数值仿真相结合的方法对比分析气幕的生成对射弹在内弹道过程运动的优化作用,以及不同装药量对水下枪发射内弹道特性的影响。

1 水下枪带间隙发射物理模型及状态方程

1.1 物理模型

水下枪完全浸于水中,发射射弹时利用枪弹配合的间隙使弹后空间的部分燃气以射流的方式在枪管内形成气幕,从而达到协同排水的目的。通过将发射环境由液体变为低压气体,能够减少弹丸在膛内前进过程中水对其产生的阻力,可避免现有发射方式的不足。发射过程如图1所示,其中: l_g 为弹丸全行程, l_d 为弹丸长度, l 为弹丸在膛内运动位移, l_y 为过间隙气体流出量等效长度。

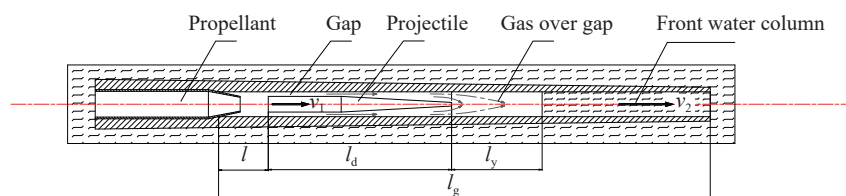


图1 水下枪弹耦合带间隙发射物理模型

Fig. 1 Physical model of underwater gun-bomb coupling gap launch

1.2 基本假设

高温高压燃气过间隙流动及其射流在膛内液体中扩展的过程非常复杂。在不失其流场基本特征的情况下,针对燃气射流扩展过程作如下简化^[14-18]:

- (1) 燃气射流过间隙后不再发生化学反应且组分保持不变;
- (2) 考虑到高温燃气与液体介质作用时间短暂,忽略液体汽化影响;
- (3) 间隙控制在 0.1 mm 以内,不考虑弹丸振动的影响。

1.3 状态方程

1.3.1 发射药状态方程

发射药燃烧与爆轰有本质差别。随着燃烧的进行,燃烧室内的气体压力不断增加,燃烧速度也不断增大,与炸药基本具有稳定爆速截然不同,因此在使用 AUTODYN 模拟火药燃烧时使用 JWL 状态方程并不能符合实际。本研究采用 Powder Burn 模型(慢燃烧模型)对发射药燃烧进行仿真。在确定慢燃烧模型的材料数据时,对慢燃烧数学模型的清晰认识具有重要意义。

慢燃烧模型由固体状态方程、反应比方程和反应产物的气体状态方程组成。通过发射药质量 m_s 随时间 t 的变化可以得到反应比方程

$$W(t) = \frac{m_s(t_0) - m_s(t)}{m_s(t_0)} \quad (1)$$

反应产物的气体状态方程(EOS)使用指数状态方程

$$p_g = \rho_g e_g e^{p_g/D} \quad (2)$$

式中: ρ_g 为气体密度, e_g 为气体质量内能, D 为常数, p_g 为反应产物气体压力。

指数状态方程得出了反应产物气体压力 p_g , 将气体压力带入 Vieille 定律公式可以得到固体的燃烧速率

$$\dot{b}(p_g) = ap_g^n + C \quad (3)$$

式中: b 为固体的燃烧速率, a 、 n 、 C 为常数。

通过反应比 W 、固体燃烧速率 b 和几何形状参数可以确定反应速率公式

$$\dot{F} = G(1 - \alpha W)^c \dot{b} \quad (4)$$

式中: G 为生长参数, α 为反应比因子, c 为生长反应比指数。 G 、 α 和 c 由发射药形状确定。本研究使用的发射药为 5/7 石发射药, 该种药型为 7 孔柱形发射药, 参数列于表 1, 其中 ρ_{ref} 为参考密度, ρ_s 为发射药密度, T_{ref} 为参考温度, κ 为热导率。

表 1 发射药材料参数
Table 1 Material parameters of propellant

Reacted EOS					
G/mm^{-1}	c	$C_1/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	C_2	$D/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	$e_g \cdot \rho_{\text{ref}}/(\text{GJ} \cdot \text{m}^{-3})$
52.17	0.5	500	0	1.003 3	1.88
Solid unreacted EOS				Strength: von Mises	
Bulk modulus/ GPa	T_{ref}/K	Specific heat/ ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	$\kappa/$ ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	Shear modulus/ GPa	Yield stress/ MPa
13.5	293	0	0	1.38	2
Strength: von Mises			Cut offs		
Maximum temperature/K	$\rho_{\text{ref}}/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	Maximum expansion	Minimum density factor	Minimum sound speed/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	Maximum sound speed/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)
1.01×10^{20}	1.86	0.01	1×10^{-4}	1×10^{-6}	1×10^4
Exponential					
p_g/kPa	$b/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$\rho_s/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	γ		
1.00×10^{-5}	0.007 1	1×10^{-6}	1		
2.50×10^6	2.043 2	1	1		
5.00×10^6	3.869 2	2	1		
7.50×10^6	5.623 6	3	1		
1.00×10^7	7.332 9	4	1		
1.25×10^7	9.009 5	5	1		
1.50×10^7	10.660 6	6	1		
1.75×10^7	12.290 6	7	1		
2.00×10^7	13.902 9	8	1		
1.00×10^9	515.278 0	9	1		

1.3.2 水的状态方程

水的状态方程使用 Polynomial 状态方程, 其本质是 Mie-Grüneisen 高压状态方程, 不过是将冷压和冷能以及 Grüneisen 系数表示成多项式的形式。AUTODYN 程序中的 Polynomial 状态方程如下

$$p = \begin{cases} A_1\mu + A_2\mu^2 + A_3\mu^3 + (B_0 + B_1\mu)\rho_0e_m & \mu \geq 0 \\ T_1\mu + T_2\mu^2 + B_0\rho_0e_m & \mu < 0 \end{cases} \quad (5)$$

式中: e_m 是单位质量内能增量, μ 为压缩度 (代表水受拉或受压状态), A_1 、 A_2 、 A_3 、 T_1 、 T_2 为压强量纲常数, B_0 、 B_1 为无量纲常数。具体参数取值列于表 2。

表 2 AUTODYN 程序提供的水多项式状态方程参数

Table 2 The polymerization EOS parameters of water provided by the AUTODYN program

A_1/GPa	A_2/GPa	A_3/GPa	T_1/GPa	T_2/GPa	B_0	B_1
2.2	9.54	14.57	2.2	0	0.28	0.28

2 边界条件与计算模型

2.1 计算域

水下枪发射装置主要由水下发射自动机和枪管组成。在水下枪的内弹道仿真过程中, 枪体全部浸入水中, 身管内充满液体, 是燃气与液体相互作用的主要区域。此外, 还包括火药燃烧的药室区域以及枪口附近液体区域。由于不考虑弹丸在枪管内的振动, 选取 1/2 截面作为仿真的计算域, 如图 2 所示。

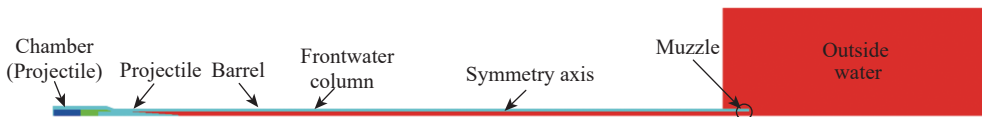


图 2 水下枪带间隙发射计算域

Fig. 2 Computational domain of underwater gap launch

2.2 网格划分与无关性验证

由于本研究不对弹丸、弹壳及枪管的变形进行分析, 因此将其设置为刚体, 使用 Lagrange 网格。两相流模型采用 Euler-Euler 算法求解, 因此火药燃气及水介质等流体区域采用 Euler 网格划分, 划分时将发射药与空气填充至水的 Euler 域中, 结构长度与实际尺寸相对应。膛口流场区域取长为 0.5 m、半径为 0.2 m 的圆柱形区域。

对膛口流场和弹丸运动轨迹区域进行不同尺寸的网格加密设置, 网格数分别为 64.9 万、44.9 万和 32.4 万。以 P 点为不同网格数计算的参考点, 得到该点膛内压力-时间对比曲线, 见图 3。可见, 与采用 64.9 万网格数计算压力相比, 使用 44.9 万网格数进行计算时压力的相对误差约为 2.3%, 采用 32.4 万网格数计算时压力的相对误差达到 8.2%。综合考虑计算效率和计算精度, 最终采用 44.9 万网格数进行仿真计算, 即膛口流场区域网格尺寸为 $0.5 \text{ mm} \times 0.5 \text{ mm}$, 弹丸运动轨迹区域网格尺寸为 $0.25 \text{ mm} \times 0.25 \text{ mm}$, 网格划分见图 4。

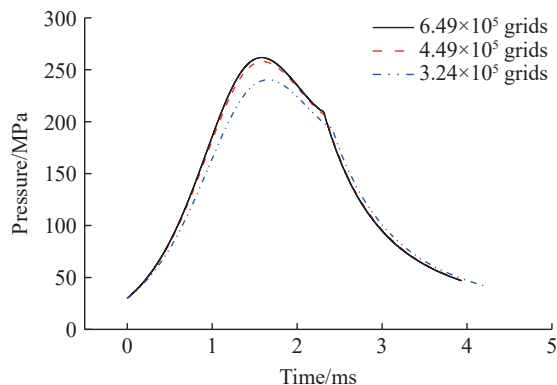


图 3 网格无关性验证

Fig. 3 Grid independence verification

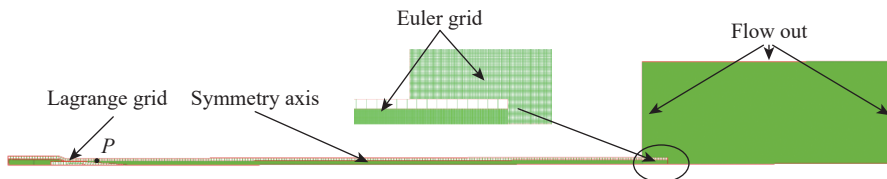


图 4 网格划分示意图

Fig. 4 Diagram of meshing

2.3 边界条件

枪管底部采用 Fixed Support 固定, 膛口流场水域外边界设置 Flow Out 边界, 模拟无限水域环境。药室为发射药的燃烧区域, 通过设置起爆点模拟底火引燃发射药的过程, 弹丸和身管中水介质受压由发射药燃烧输出得到。对弹丸运动设置压力阈值, 当压力大于 30 MPa 时弹丸开始运动。枪弹耦合存在间隙, 身管内液体与外界水域相通, 初始参数采用水深 1 m 处的环境参数, 即初始压力为 101 325 Pa, 初始温度为 300 K。

3 计算结果与分析

针对枪弹耦合无间隙与间隙值为 0.1 mm 的两种情况, 设置装药量为 25 g, 进行仿真分析, 发现两种情况的内弹道过程存在明显区别。根据组分分布图(图 5(a))可以发现, 水下枪枪弹耦合无间隙发射的整个内弹道过程均是弹体推动水柱运动, 未发现有气幕生成; 而设置 0.1 mm 间隙后, 在内弹道过程中出现膛内气幕(见图 5(b)), 2.5 ms 时气幕到达枪口, 起到了提前排出弹前水柱的作用。

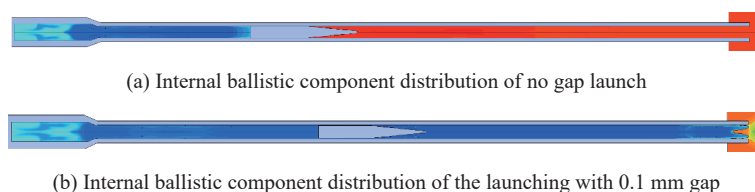


图 5 2.5 ms 时刻内弹道组分分布

Fig. 5 Internal ballistic component distribution at 2.5 ms

通过仿真还得到了内弹道过程中膛压与弹丸速度的变化规律。由图 6(a)可知, 当枪弹耦合间隙值为零时, 整个内弹道过程耗时 5.65 ms, 膛内压力在 2.1 ms 时达到最大, 为 368 MPa, 是间隙值为 0.1 mm 情况下最大膛压(271 MPa)的 1.35 倍。当射弹在膛内运动时, 若与水接触, 就会受到水动力压力阻力的影响, 该阻力与水的密度、射弹速度的平方和接触面积成正比, 因此当射弹速度越大时, 弹体受动压力阻力也越大, 这也是全水下射弹初速不高的重要原因。观察图 6(b)可发现, 在 4.15 ms 时弹丸受到水产生的动压力阻力超过了膛内压力, 射弹速度开始下降, 出枪口时速度下降为 347 m/s, 仅为间隙值为 0.1 mm 时弹丸炮口速度的 43.7%。对比有、无间隙两种情况的速度变化可以发现, 有间隙情况下射弹在 1.2 ms 后加速度明显大于无间隙情况, 原因是此时弹前气幕基本形成, 射弹受水动力压力阻力逐渐消失。根据仿真数据可以分析得出, 水下枪枪弹耦合带间隙发射能够明显提高射弹初速, 降低膛内压力, 能够对水下枪全水下发射起到一定增益作用。

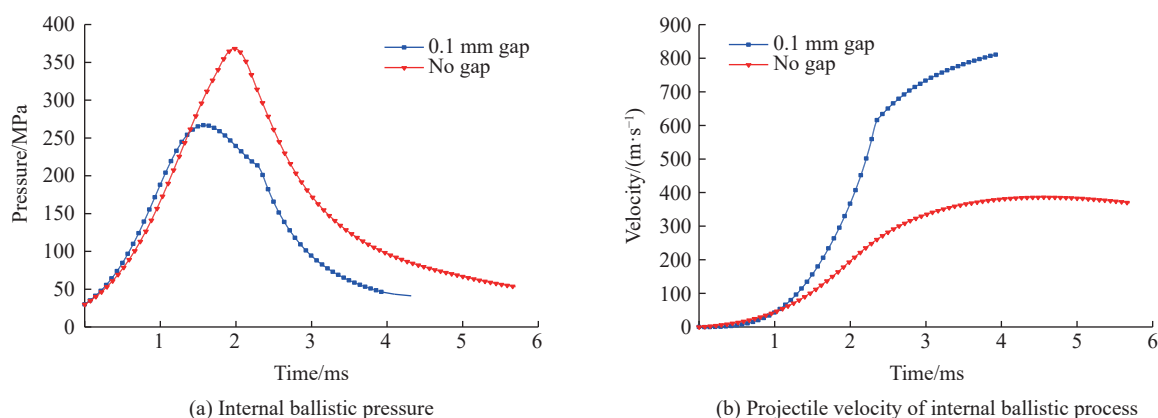


图 6 无间隙与间隙 0.1 mm 两种情况的内弹道参数变化曲线

Fig. 6 Variation curves of internal ballistic parameters of the launching with no gap and 0.1 mm gap

为验证在不同装药条件下,水下枪发射是否均能生成管内气幕,并探究装药量对水下枪发射内弹道过程的影响,分别对 3 种装药情况(21、25 和 30 g)进行了有限元仿真。

图 7 给出了 3 种装药量下经有限元仿真得到的内弹道膛压及弹丸速度随时间的变化曲线。可见,随着装药量的增加,膛内压力明显增高,装药量为 30 g 时最大膛压为 421.3 MPa,是 21 g 装药工况的 2.26 倍;装药量分别为 21、25、30 g 时,燃气射流分别在 1.6、1.2 和 0.8 ms 基本形成气幕,导致射弹加速度升高。生成的气幕分别在 2.67、2.32 和 1.85 ms 推动弹前水柱排出枪口,导致膛压变化曲线与弹丸速度曲线均出现拐点,其中随着装药量的增加,燃气射流泄出速度升高,单位时间泄出流量增加,导致拐点后的膛压下降速度明显提高,射弹速度的增长率略有下降。

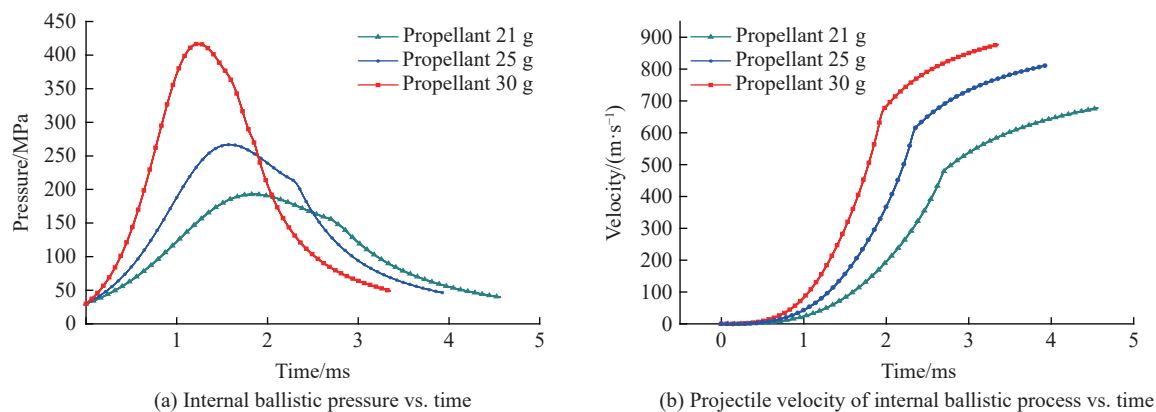


图 7 不同装药情况下内弹道参数变化曲线

Fig. 7 Variation curves of internal ballistic parameters of the launching with different propellants

根据仿真结果,截取弹丸与燃气段组分分布情况,可以分析过间隙火药燃气射流在膛内的发展形成过程及压力、速度变化情况,图 8~图 10 分别为装药量为 25 g 时膛内气液的组分分布、气液流速分布和压力云图。

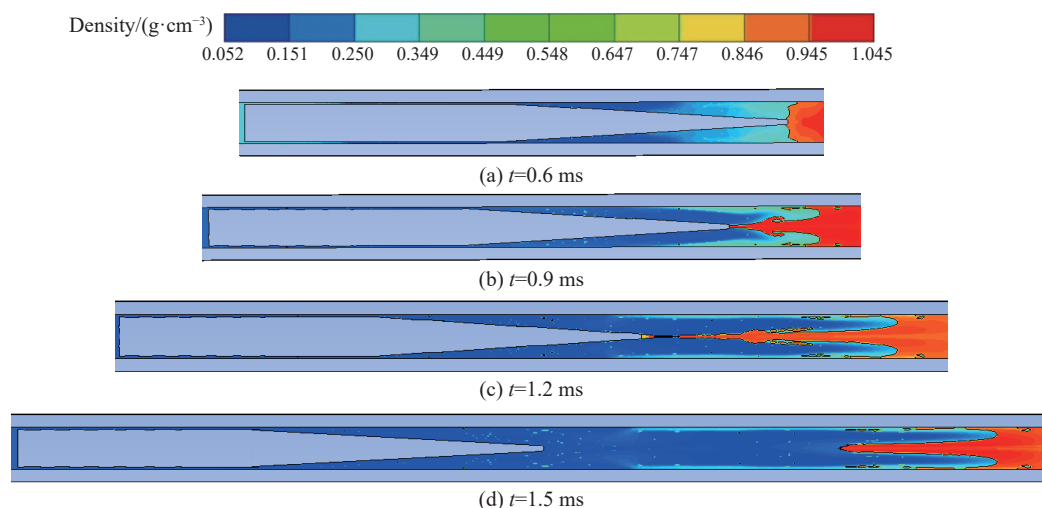


图 8 膛内气液组分分布

Fig. 8 Distribution of gas and liquid components in the crucible

从图 8 中气幕扩展过程可以看出,在 25 g 装药的情况下,过间隙燃气在 0.6 ms 时运动至弹丸顶部,由于 Taylor 不稳定性作用,射流中心凹陷,出现分叉变形,部分射流贴壁运动。0.9 ms 时随着分叉现象进一步加剧,由于气液截面处速度高、压强低,射流出现卷吸回流现象,形成小型旋涡状湍流,射流头

部两侧均有气核脱落。1.2 ms 时卷吸现象基本消失, 射流呈现为贴壁射流, 射流尚未汇聚成气幕。1.5 ms 时射流长度达到 1 倍弹丸长度, 原来的两段贴壁射流逐渐汇聚, 气幕基本形成。

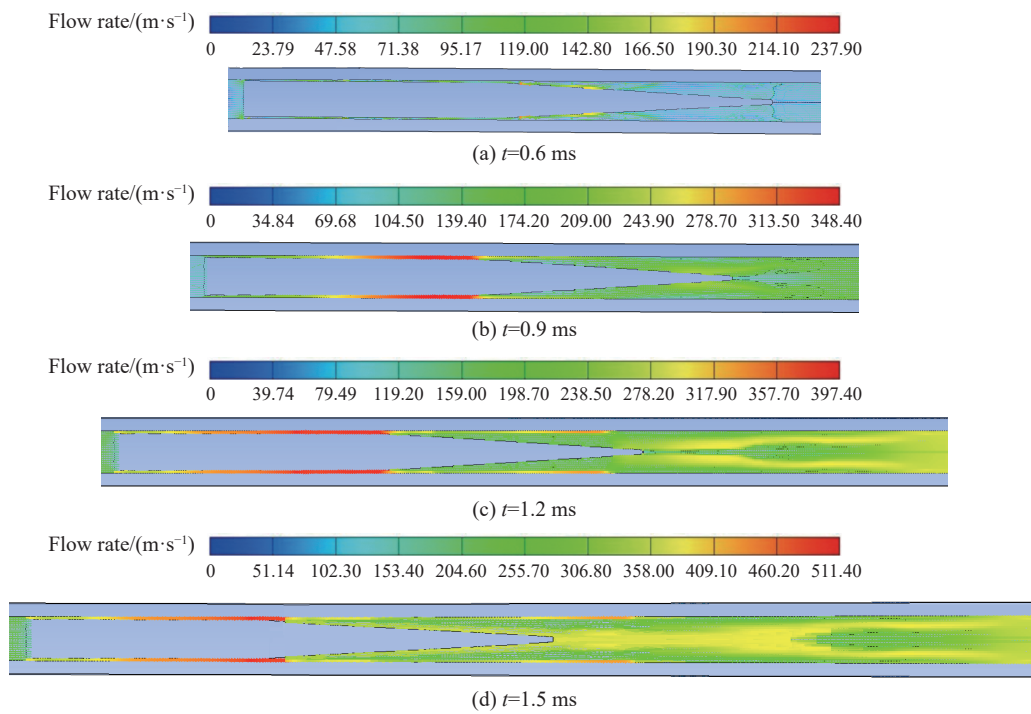


图 9 气液流速分布

Fig. 9 Gas-liquid flow rate distribution

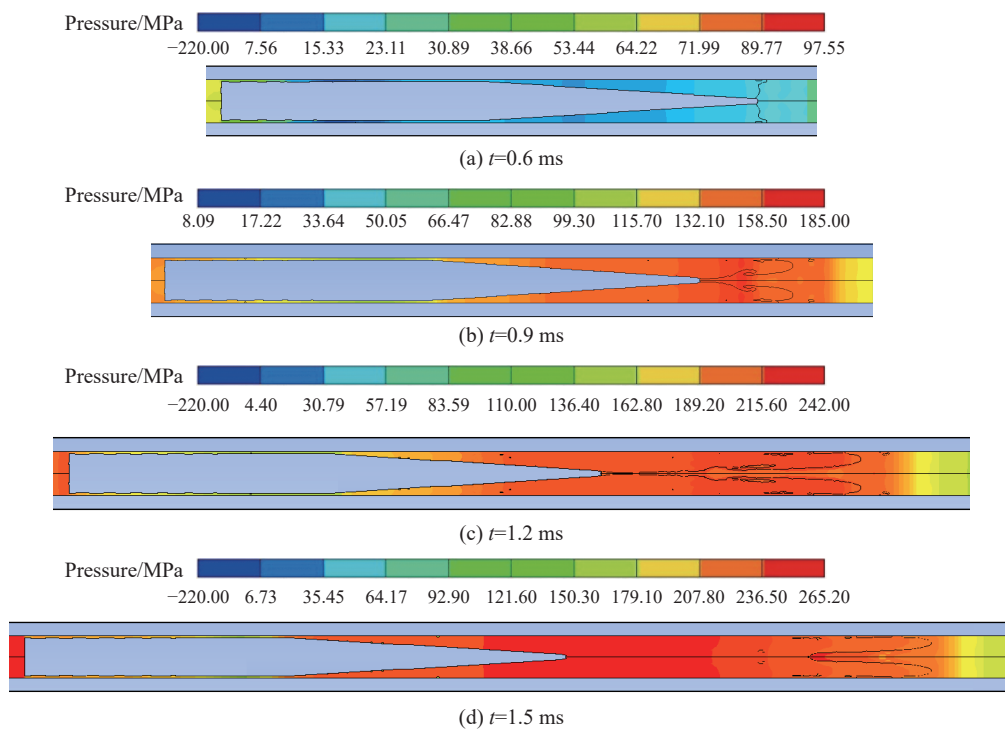


图 10 压力云图

Fig. 10 Pressure distribution

结合图9可以看出:当 $t = 0.6\text{ ms}$ 时,过间隙火药燃气在膛内发展过程中,高速运动区域主要集中在枪弹耦合间隙区域,并且在出间隙过程中速度下降梯度较大,这是由于高速气体进入间隙时流通截面半径骤缩,气体流动速度增加,并在出间隙时流通截面扩增,同时运动受到液体阻滞,导致射流速度下降迅速;在 $t = 0.9\text{ ms}$ 时,射流产生的Taylor空腔顶部出现回流,抑制了中心液体的轴向运动,出现中心低速区域;当 $t = 1.2\text{ ms}$ 时,随着燃气射流的轴向扩展,回流现象加剧,射流间低速区域轴向分布范围进一步增大;当 $t = 1.5\text{ ms}$ 时,随着过间隙燃气射流的汇聚,中心低速区域的液体被逐渐排出,气幕流速逐渐增大。

图10所示为燃气射流在膛内的压力演化过程。膛内燃气射流在发展过程中,高压区主要集中在燃气内部,通过图10可以分析得出火药燃气过间隙时压力变化的普遍规律:在燃气进入间隙时,流速增加,导致压力有所降低;出间隙时燃气流通截面逐渐扩大,流速降低,燃气压力略有升高;当到达弹丸顶部时燃气迅速膨胀,在膛内液体中形成Taylor空腔,压力沿程降低。观察燃气射流与液体交界面会发现,两相交汇处会出现局部高压区,这是由于射流Taylor空腔顶端受到液体的阻挡,射流顶部产生压缩,从而出现局部高压。

4 实验研究

为了验证数值仿真的正确性,需要设计相关的实弹射击实验来对内弹道特征参数进行观测。

4.1 实验装置

实验系统如图11和图12所示,主要由水下枪发射装置、水下靶道、高速摄像机和水下综合测试系统4部分组成,其中水下综合测试系统由膛压测试系统和水下射弹速度测试系统组成。水下枪发射

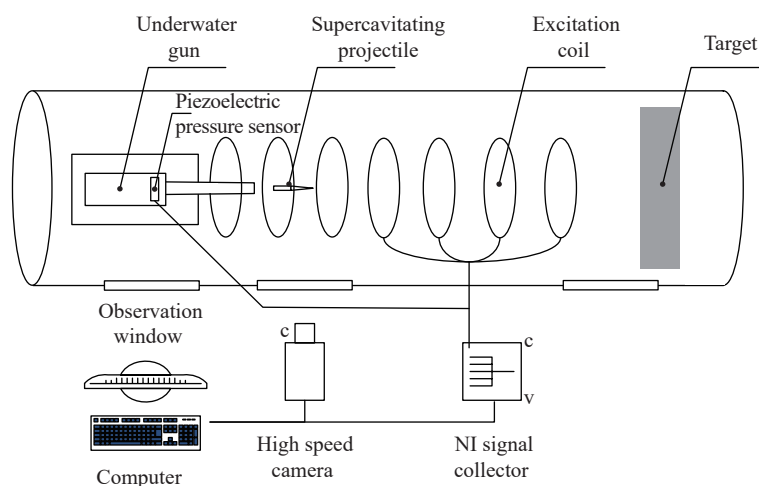


图11 实验系统示意图

Fig. 11 Schematic of experiment system

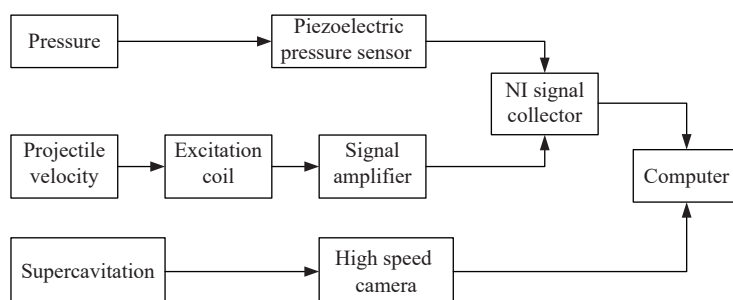


图12 测试系统框图

Fig. 12 Diagram of testing system

装置安装在水下靶道的工作平台上, 发射装置采用滑膛枪管, 枪管与弹丸配合间隙为 0.1 mm, 当弹丸离开药室后, 火药燃气可通过间隙与枪管中的液体相互作用。水下靶道内装满水介质, 模拟全水下发射环境, 测速线圈靶吊装于靶道中轴线上, 安装间隔为 1 m, 靶道侧面设有观察窗, 高速摄影设备通过观察窗拍摄膛口流场以及弹丸水下运动情况。

4.2 实验方法

在水下实弹射击实验中, 采用对照实验方法, 通过调整水下枪枪弹的配合间隙, 验证间隙的有无对水下枪发射内弹道特性的影响; 之后将间隙设置为 0.1 mm, 调整发射药的装药量分别为 21、25、30 g, 测试在枪弹耦合存在间隙的情况下发射药使用量对水下枪膛压及弹丸初速的影响。

速度测试原理如图 13 所示, 采用区截式测速工作原理^[19]: 在励磁线圈中加一恒定直流电流时, 励磁线圈会产生恒定磁场, 在铁磁性弹丸以速度 v 接近励磁线圈的过程中, 会被励磁线圈磁场磁化, 此时, 根据电磁学原理, 弹丸与感应线圈的关系可以用圆柱磁铁穿过感应线圈来等效。磁化弹丸切割感应线圈磁感线产生正弦电动势, 输出至采集设备中。

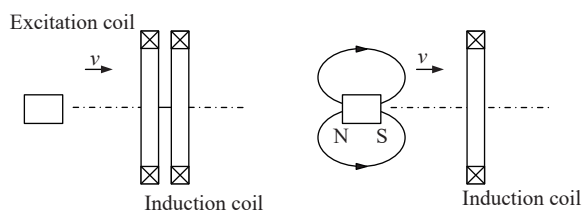


图 13 线圈靶测速原理

Fig. 13 Principle of magnetic velocity measurement

基于此原理, 弹丸在两个线圈靶之间的平均速度可以表示为

$$v = \Delta l / \Delta t \quad (6)$$

式中: Δl 为两个线圈靶之间的距离, Δt 为两个正弦信号过零点的时间差值。

本实验中, 前两枚线圈靶分别安置于炮口前方 0.5 m 和 1.5 m 处。根据文献 [20] 弹丸在水下形成超空泡后, 航行 1 m 的速度降近似呈线性变化, 因此该组线圈测得的平均速度可近似为炮口前 1 m 处的弹丸速度。

根据牛顿第二定理

$$m\dot{v} = \frac{1}{2}C_{wx}A\rho v_t^2 \quad (7)$$

式中: m 为射弹质量, A 为射弹截面积, C_{wx} 为等效阻力系数, v_t 为射弹余速。

对式 (7) 进行积分运算, 并变换可得到

$$v_t = \frac{1}{\frac{1}{v_0} - \frac{\rho AC_{wx}t}{2m}} \quad (8)$$

因此航程 s_t 为

$$s_t = \frac{2m}{\rho AC_{wx}} \ln \frac{v_t}{v_0} \quad (9)$$

式中: 射弹质量 m 、截面积 A 、时间 t 、航程 s_t 以及射弹余速 v_t 已知。联立式 (8) 和式 (9), 可以求解射弹枪口速度 v_0 和等效阻力系数 C_{wx} 。

4.3 实验结果

针对无间隙和间隙值为 0.1 mm 的两种情况, 采用 25 g 装药分别进行了两次实验, 得到了内弹道过程膛压曲线、测速系统测速情况以及弹丸出炮口后 1 m 处超空泡形成情况。图 14 显示了 4 次实验的膛压变化。当间隙为 0.1 mm 时, 两次实验

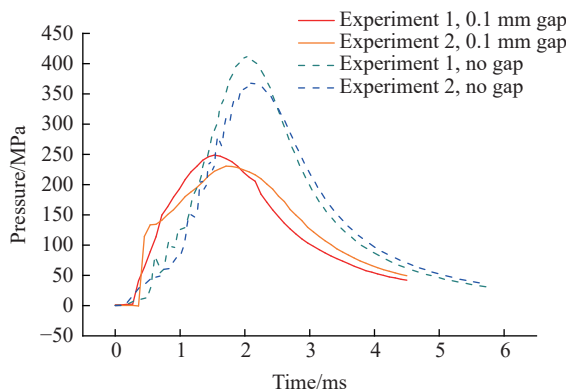


图 14 有、无间隙两种情况下膛压的测试曲线

Fig. 14 Pressure curve of the launching with no gap and 0.1 mm gap

的膛压均降低到 250 MPa 以下; 而将间隙取消后, 膛压分别升高了 46.2% 和 62.2%。

根据图 15 可知, 当枪弹配合间隙为 0.1 mm 时, 弹丸出膛后, 枪口前 1 m 处的线圈靶测得两段正弦信号过零点的时刻分别为 1 199.160 ms 和 1 200.456 ms, 计算得到该点弹丸存速还能达到 771.6 m/s, 形成的超空泡质量良好。而间隙去除后, 膛口前 1 m 处弹丸存速仅剩 149.36 m/s。观察空泡形成情况可知, 由于枪口速度不足, 弹丸出膛后未能生成良好的空泡, 运动轨迹产生了翻转, 阻力急剧增大, 导致弹丸解体, 弹丸在水中的运动速度锐减。

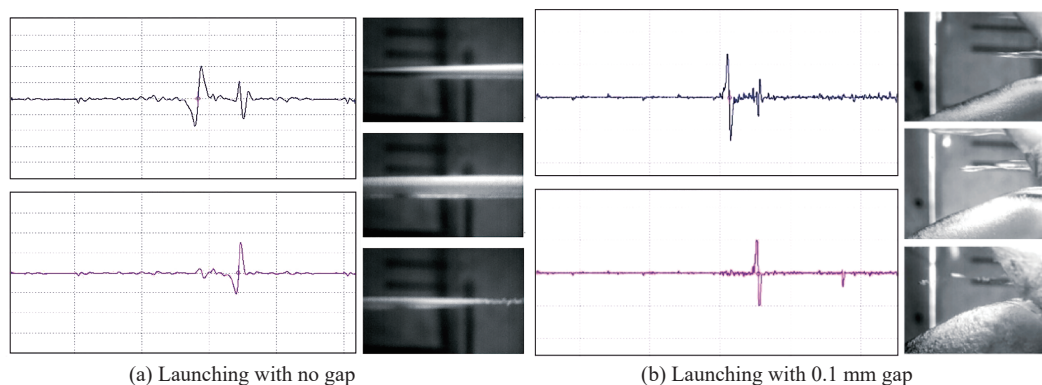


图 15 测速系统及高速摄影结果

Fig. 15 Results of speed measuring system and high speed camera

由实验可知, 当枪弹耦合设置 0.1 mm 间隙后, 内弹道过程中膛压下降明显, 弹丸炮口速度显著提升, 有利于产生稳定的超空泡包裹弹体, 使其在水下运动时所受阻力大大降低, 增加了射弹水下行程。

针对枪弹间隙为 0.1 mm 的滑膛水下枪进行了 3 种装药量的实弹射击实验, 膛压测试系统记录了水下枪内弹道膛压随时间变化的曲线, 如图 16 所示。可以发现, 随着装药量的减少, 膛压峰值明显降低, 弹丸膛内运动时间增长, 分别在 3.52、4.48 和 5.15 ms 射出枪口。当装药量为 25 g 时, 根据实验时压电传感器测试位置, 在仿真中设置探针, 读取该处膛压的计算曲线, 如图 17 所示。将实验与仿真结果进行比较可以看出, 膛压曲线的整体变化趋势相近, 在 2.3 ms 附近, 两条膛压曲线均出现了较为明显的拐点, 通过仿真可知该时刻燃气生成的气幕排出枪口, 导致膛压的下降速度明显提高。实验的最大膛压出现于 1.73 ms, 仿真的最大膛压出现于 1.89 ms, 分别为 247.8 MPa 和 271.3 MPa, 相对误差为 2.01%。由此说明本研究采用的数值模型对水下枪发射内弹道过程的数值分析是准确的。

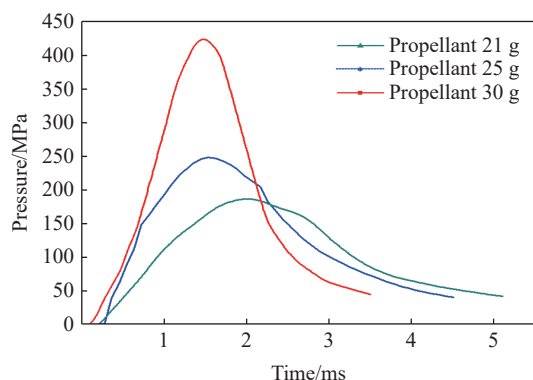


图 16 不同装药量条件下膛压测试曲线

Fig. 16 Pressure curve of different propellants

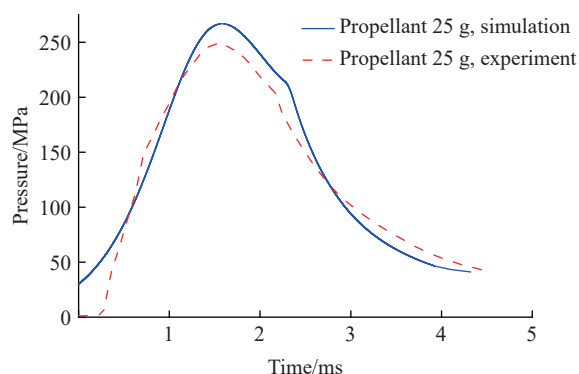


图 17 膛压仿真测试对比曲线

Fig. 17 Pressure comparison of simulation and experiment

实验记录水下枪发射内弹道特征参数如表 3 所示。3 种装药情况下, 炮口速度随着装药量的增加而增加; 装药 30 g 时, 弹丸在炮口处速度达到 896.7 m/s, 两次实验速度均值相比 21 g 装药提高了 33.1%。与有限元仿真得到的数值相比, 相对误差均在 2.5% 以内。根据仿真结果, 在 3 种装药情况下,

水下枪发射时火药燃气均能利用枪弹配合的间隙产生弹前气幕, 达到提前排水的目的, 有效增加了射弹枪口初速。

表 3 水下射弹实验与数值计算结果
Table 3 Experiment and numerical calculation results of underwater launch

Exp. No.	Experimental results					Simulation results	
	Maximum pressure/ MPa	Velocity before the muzzle (1 m)/(m·s ⁻¹)	Muzzle velocity/ (m·s ⁻¹)	Average pressure/ MPa	Average velocity/ (m·s ⁻¹)	Maximum pressure/ MPa	Muzzle velocity/ (m·s ⁻¹)
1	209.9	638.6	659.8	217.8	667.1	223.5	671.7
2	225.7	651.4	674.3				
1	253.6	771.5	796.1	250.7	799.9	271.3	814.2
2	247.8	778.2	803.7				
1	413.8	842.7	879.2	427.8	888.0	422.9	883.5
2	441.7	865.8	896.7				

5 结 论

以水下枪全水下带间隙发射方式的内弹道模型为基础, 针对间隙对内弹道特性的影响以及不同装药量下带间隙发射是否均能生成弹前气幕等问题进行了研究。通过对内弹道过程中膛压、射弹速度和枪管内气液组分变化规律的分析以及实弹射击实验的对比验证, 可得到以下结论。

(1) 相对于水下枪枪弹配合无间隙发射, 当枪弹耦合设置 0.1 mm 间隙后, 膛内气体和弹前水柱流动状态发生剧烈变化, 由经典的弹推水柱变为气体先将水柱推出, 从而卸载了大量弹前载荷, 消除了液体对弹丸产生的动压力阻力影响, 使弹丸炮口速度显著提升, 内弹道过程中膛压下降明显, 有利于产生稳定的超空泡包裹弹体, 使其在水下运动时所受阻力大大降低, 增加了射弹水下行程。

(2) 在弹前气幕形成初期, 由于 Taylor 不稳定性作用, 射流中心凹陷, 出现分叉变形, 随后出现卷吸回流现象, 随着回流逐渐消失, 燃气射流由贴壁射流汇聚成弹前气幕, 将发射环境由液体变为低压气体环境。过间隙火药燃气在膛内发展过程中, 高速运动区域主要集中在枪弹耦合间隙区域, 高压区域主要集中在燃气内部, 射流与液体交汇处会出现局部高压区。

(3) 在 3 种装药量情况下, 内弹道过程均能产生弹前气幕, 且随着装药量的增加, 弹前气幕的形成时间与气幕排出炮口的时间均提前, 膛内压力以及射弹枪口速度均明显增高。当装药量为 30 g 时, 最大膛压是 21 g 装药的 2.26 倍, 射弹枪口速度提升约 30%。3 种装药条件下, 燃气射流生成的气幕排出枪口, 导致膛压变化曲线与弹丸速度曲线均出现拐点, 且随着装药量的增加, 膛压下降速度明显提高, 射弹速度增长率略有下降。

(4) 枪弹配合间隙值对水下超空泡高速射弹武器内弹道特性有较为显著的影响, 间隙值的优化对水下射弹发射技术的进步有至关重要的作用。

参考文献:

[1] 魏平, 侯健, 杨柯. 超空泡射弹研究综述 [J]. 舰船电子工程, 2008(4): 13–17.
WEI P, HOU J, YANG K, et al. Summary of supercavitating projectile researches [J]. Ship Electronic Engineering, 2008(4): 13–17.

[2] 梅雄三. 某水下炮发射口密封特性的分析 [D]. 南京: 南京理工大学, 2017: 64–65.
MEI X S. Analysis of sealing characteristics of underwater gun muzzle [D]. Nanjing: Nanjing University of Science & Technology, 2017: 64–65.

- [3] 张学伟. 水下超空泡射弹运动仿真与弹道特性分析 [D]. 太原: 中北大学, 2017: 32–43.
ZHANG X W. Motion simulation and ballistic characteristics analysis of underwater supercavitating projectile [D]. Taiyuan: North University of China, 2017: 32–43.
- [4] HOEFELE E O, BRIMACOMBE J K. Flow regimes in submerged gas injection [J]. *Metallurgical Transactions B (Process Metallurgy)*, 1979, 10(4): 631–648.
- [5] MORI K, OZAWA Y, SANO M. Characterization of gas jet behavior at a submerged orifice in liquid metal [J]. *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, 1982, 22: 377–384.
- [6] 施红辉, 郭强, 王超, 等. 水下超音速气体射流胀鼓和回击的关联性研究 [J]. *力学学报*, 2010, 42(6): 1206–1210.
SHI H H, GUO Q, WANG C, et al. Experiments on the relationship between bulging and back-attack of submerged supersonic gas jets [J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2010, 42(6): 1206–1210.
- [7] 薛晓春, 余永刚, 张琦, 等. 渐扩边界形状对双股燃气射流扩展特性影响的实验研究 [J]. *弹道学报*, 2013, 25(2): 44–47, 64.
XUE X C, YU Y G, ZHANG Q, et al. Experimental study on effects of stepped-wall boundary on expansion characteristic of twin combustion-gas jets [J]. *Journal of Ballistics*, 2013, 25(2): 44–47, 64.
- [8] 薛晓春, 余永刚, 张琦. 双股燃气射流在充液室内扩展特性的实验研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2013, 33(5): 449–455.
XUE X C, YU Y G, ZHANG Q. Experimental study on expansion characteristics of twin combustion-gas jets in liquid-filled chambers [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2013, 33(5): 449–455.
- [9] 薛晓春, 余永刚, 张琦, 等. 双束燃气射流与整装式液体装药相互作用的实验和数值模拟 [J]. *兵工学报*, 2013, 34(6): 669–677.
XUE X C, YU Y G, ZHANG Q, et al. Experiment and numerical simulation for interaction of twin gas jets and bulk-loaded liquid charge [J]. *Acta Armamentarii*, 2013, 34(6): 669–677.
- [10] 冯博声, 薛晓春. 四股燃气射流在整装式液体中扩展特性的实验研究 [J]. *含能材料*, 2017, 25(12): 1004–1010.
FENG B S, XUE X C. Experimental study on expansion characteristics of four combustion gas jet in bulk-loaded liquid [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials*, 2017, 25(12): 1004–1010.
- [11] WEILAND C, VLACHOS P P. Round gas jets submerged in water [J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 2013, 48: 46–57.
- [12] 陈启林. 水下燃气射流数值仿真与试验研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2016: 55–56.
CHEN Q L. The Numerical simulation and experimental research on underwater gas jet [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2016: 55–56.
- [13] 汤龙生, 刘宇, 吴智锋, 等. 水下超声速燃气射流气泡的生长及压力波传播特性实验研究 [J]. *推进技术*, 2011, 32(3): 417–420.
TANG L S, LIU Y, WU Z F, et al. Experimental study on characteristics of bubble growth and pressure wave propagation by supersonic gas jets under water [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2011, 32(3): 417–420.
- [14] 周良梁, 余永刚, 曹永杰. 喷射结构对充液圆管内气幕特性影响的数值分析 [J]. *含能材料*, 2016, 24(7): 657–663.
ZHOU L L, YU Y G, CAO Y J. Influence of injection structure on gas-curtain generation characteristics in liquid tube by numerical analysis [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials*, 2016, 24(7): 657–663.
- [15] 周良梁, 余永刚. 喷头运动对水下气幕生成特性影响的研究 [J]. *推进技术*, 2017(4): 239–245.
ZHOU L L, YU Y G. Study of sprayer movement influence on underwater gas-curtain generation characteristics [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2017(4): 239–245.
- [16] 赵嘉俊, 余永刚. 侧喷孔分布对多股燃气射流在充液室中扩展特性的影响 [J]. *工程力学*, 2017(7): 247–254.
ZHAO J J, YU Y G. Effects of the distribution of lateral orifices on expansion of multiple combustion gas jets in water-filled chamber [J]. *Engineering Mechanics*, 2017(7): 247–254.
- [17] 赵嘉俊, 余永刚. 柱形充液室内多股燃气射流流场的气体与液体两相流场演化特性 [J]. *兵工学报*, 2016, 37(10): 1852–1859.
ZHAO J J, YU Y G. The evolution of gas-liquid flow of multiple combustion gas jets in a cylindrical water-filled chamber [J]. *Acta Armamentarii*, 2016, 37(10): 1852–1859.
- [18] 赵嘉俊, 余永刚. 锥形多股火药燃气射流与液体工质相互作用的实验研究 [J]. *含能材料*, 2015, 23(11): 1055–1060.
ZHAO J J, YU Y G. Interaction between cone-shaped multiple combustion gas jets and liquid [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials*, 2015, 23(11): 1055–1060.

- [19] 秦会国, 马峰, 仲霄, 等. 水中弹药的电磁感应测速方法研究 [J]. 测试技术学报, 2012, 26(4): 281–287.
QIN H G, MA F, ZHONG X, et al. Velocity measurement method of underwater projectile based on electromagnetic induction [J]. Journal of Test and Measurement Technology, 2012, 26(4): 281–287.
- [20] 黄闯. 跨声速超空泡射弹的弹道特性研究 [D]. 西安: 西北工业大学, 2017: 117–126.
HUANG C. Research of trajectory characteristics of supersonic-supercavitating projectiles [D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2017: 117–126.

Influence of Interior Ballistics for Underwater Guns with Gun-Bullet Coupling Gap

MENG Xiangyu, HOU Jian, QIN Yiping, LIAO Fei, LU Chunjia

(*Naval University of Engineering, Wuhan 430000, Hubei, China*)

Abstract: In this paper, the influence of the gun-bullet coupling gap on the internal ballistic characteristics during the full underwater launch of the gun have been studied. The internal ballistic process of setting 0.1 mm gap and no gap is simulated by AUTODYN finite element simulation software. And the internal ballistic process of underwater gun with underwater clearance is simulated using 21, 25 and 30 g propellant. The projectile velocity, pressure inside the barrel and the distribution of components, pressure and velocity of over-gap gas jets during the internal ballistic process are obtained from the simulation, and the simulation results is verified by experiment. The simulation and experimental results show that the proper gun coupling gap can effectively improve the underwater gun launch performance. When the gun-bullet coupling gap is set as 0.1 mm, the gas curtain are all obtained from the propellant with three different masses. Meanwhile, the pressure decreased obviously during the internal ballistic process, and the projectile speed at muzzle is improved significantly, which is beneficial to the production of stable supercavitation warp projectile. The resistance of the projectile moving underwater reduces greatly and the travel of the projectile increases underwater.

Keywords: underwater gun; supercavitation; gun-bullet coupling gap; interior ballistics; gas-liquid two-phase flow

金属蜂窝夹芯结构抗水下冲击性能

李汶蔚¹, 黄威²

(1. 中国原子能科学研究院, 北京 102413;

2. 华中科技大学船舶与海洋工程学院, 湖北 武汉 430074)

摘要: 为揭示高强度水下爆炸冲击载荷作用下金属夹芯结构的抗冲击性能, 在实验室开展小尺寸水下爆炸加载技术对金属蜂窝夹芯结构性能影响的实验研究。基于实验结果, 开展了全尺寸数值模拟金属蜂窝夹芯结构在水下冲击载荷作用下的动态响应和抗冲击性能研究。结果表明, 数值模拟、实验和理论模型计算的结果具有良好的一致性。由于蜂窝芯材相对密度对夹芯结构能量耗散方式和载荷传递机制的影响, 结构动态响应、失效模式以及抗冲击性能随着冲击强度的变化表现出较为明显的不同。通过抗冲击参数分析, 建立了反映金属蜂窝夹芯结构抗冲击性能的结构横向变形、固支反力、透射脉冲和塑性能耗随冲击强度和芯材相对密度变化的结构-载荷-性能量化关系。

关键词: 水下冲击; 抗冲击性能; 动态响应; 蜂窝夹芯结构

中图分类号: O347

文献标识码: A

在水下爆炸冲击载荷作用下, 舰船局部防护结构的响应是一个高度非线性动力学过程, 涉及流固耦合、断裂力学、塑性动力学等多个学科。舰船材料创新、优化船体结构及关键部位的抗冲击性能是目前船体防护性能研究的主要方向^[1]。与单层板相比, 夹芯结构具有轻质、比刚度大、比强度高、能量吸收性能和隔声隔热性能优越等特点^[2], 在冲击载荷作用下, 其缓冲性和抗穿透性也具有明显优势^[3-6]。相较于其他复合材料结构^[7-8], 拓扑芯材金属夹芯结构在准静态、抗侵彻以及爆炸性能研究等方面已取得了丰富的研究成果。近年来, 金属夹芯结构也因其缓冲吸能优势广泛应用于航空、航海领域。

为了进一步开展水下防爆结构研究, Fleck 等^[2]在 Taylor^[9]一维水下冲击波理论的基础上, 设计了模拟远场水下爆炸的高强度水下冲击加载装置, 通过该装置可产生与水下爆炸相似的加载脉冲信号。基于该加载装置, 水下冲击载荷作用下金属夹芯结构的动态响应和失效机理研究获得了重大进展。Fleck 等^[2]将冲击载荷作用下的夹芯结构响应分为流固耦合阶段、芯材压缩阶段和结构响应阶段 3 个阶段, 并预测了夹芯结构的变形模型。后续, 研究人员通过一系列实验、数值模拟和理论分析对该结构动态响应模型进行修正^[3, 10-12], 通过对 3 个阶段的耦合和解耦, 逐步深入揭示该结构的响应机理。国内学者 Qin 等^[13]和 Cui 等^[14]对空气爆炸下芯材强度对解耦响应的影响进行了研究; Huang 等^[15-17]采用不同水下爆炸模拟装置对多种芯材结构开展理论和实验研究。理论研究主要是分析芯材结构的变形机制, 并且均基于解耦分析获得; 实验研究则由于测试手段所限, 很难获得完整的结构响应参数。因此, 通过数值模拟手段进一步揭示水下冲击载荷作用下芯材结构的抗冲击特性十分必要。

本研究在已完成的实验研究基础上, 采用全尺寸三维数值模拟方法开展了金属蜂窝夹芯结构在高强度水下爆炸模拟装置加载下的动态响应和抗冲击特性研究。通过改变蜂窝夹芯结构的相对密度, 研究了不同冲击载荷和芯材相对密度影响下夹芯结构的抗冲击特性, 并与相应的实验和理论模型进行对比。

* 收稿日期: 2019-06-10; 修回日期: 2019-06-27

基金项目: 国家自然科学基金(11802100)

作者简介: 李汶蔚(1985—), 男, 硕士, 副研究员, 主要从事爆轰物理研究. Email: wenweili@gmail.com

通信作者: 黄威(1987—), 男, 博士, 讲师, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: weihuang@hust.edu.cn

1 数值分析模型

通过数值模拟方法对文献[18]的实验结果进行深入分析,利用 ABAQUS/EXPLICIT 建立了如图1所示的基于拉格朗日方法的三维数值分析模型,模型所有尺寸与实验保持一致。高强度水下冲击加载模拟实验装置主要由图1(a)所示的一级轻气炮系统和圆桶状激波管组成,通过轻气炮发射高速飞片与激波管前置活塞平面撞击,在激波管中形成一系列平面冲击波,冲击波由激波管前端传播到尾端。这种可控性强、强度高的水下冲击波使得在实验室开展夹芯结构的抗水下冲击性能研究更为方便^[19-20]。该加载装置的有效性已经被大量学者证实^[8, 16, 19-20]。

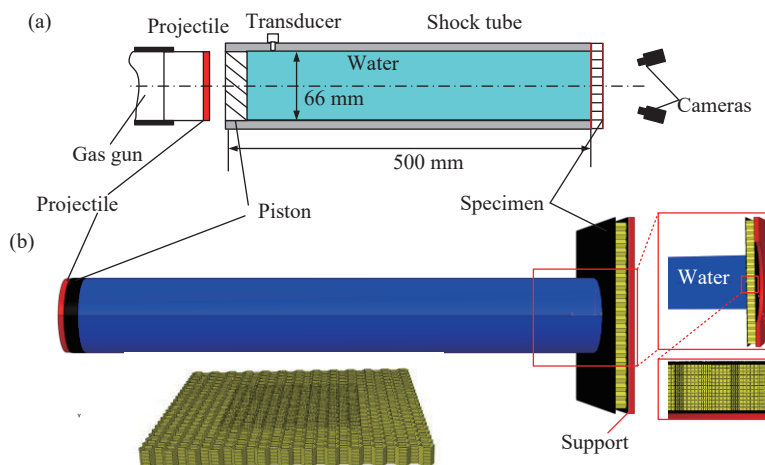


图1 高强度水下冲击加载实验装置示意图(a)和数值分析模型(b)

Fig. 1 Intensive underwater explosive simulator (a) and the numerical model (b)

该模型采用的飞片和前置活塞厚度分别为 8.1 mm 和 12.0 mm, 质量分别为 0.22 kg 和 0.31 kg。实验过程中, 飞片的初始速度 v_f 为 20~220 m/s, 通过压力传感器测得水下脉冲峰值强度为 10~300 MPa。靶板的有效加载面是一个直径(2L)为 66 mm 的圆。金属蜂窝夹芯结构的蜂窝芯材为六边形蜂窝芯子, 壁厚为 0.01 mm, 横向厚度为 10 mm, 材料为 3003H18 铝合金; 前后面板厚度相同, 均为 0.5 mm, 材料为 5A06 铝合金。考虑应变率效应的两种铝合金材料基于 Johnson-Cook 模型的材料性能参数见表1。加载应变率为 $7.41 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$, 横向屈服强度为 1.92 MPa, 压实应变为 0.54。设计了 4 种不同相对密度的蜂窝夹芯结构进行数值模拟研究, 通过将蜂窝芯子的单胞边长 a 分别设置为 4、6 和 8 mm 实现不同的结构相对密度, 蜂窝单胞的其余尺寸一致。其中, 通过多组重复实验得到的典型蜂窝夹芯结构($a = 4 \text{ mm}$)在准静态压缩下的应力-应变关系如图2所示。

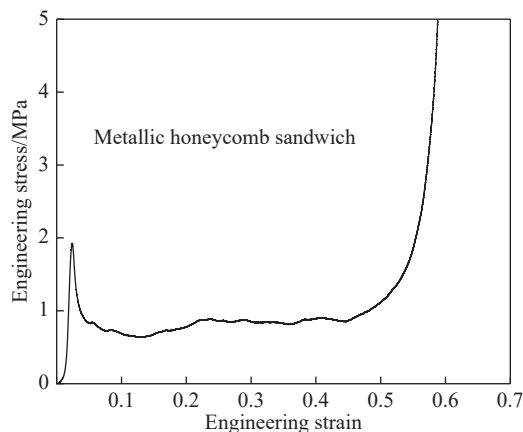


图2 蜂窝夹芯结构准静态压缩下的应力-应变关系

Fig. 2 Stress-strain relationship compression of honeycomb sandwich structure under quasi-static compression

为了简化分析过程, 忽略压力波传播过程中水容器及活塞可能与水发生的流固耦合现象, 采用无摩擦的接触算法。在流体和结构接触处, 由于压力降低在流固界面处易形成空化效应。为了模拟空化现象, 水单元采用 C3D8R 单元。在水下冲击作用下表现为线弹性, 并设置其对应的拉伸及剪切强度为零。为了不影响冲击波在水下的传播, 水的横向单元尺寸必须受到严格控制。设置沿波为传播方向上水的单元尺寸为 0.2 mm, 径向尺寸为 0.4 mm。将飞片、活塞和水容器均设置为刚体。在单层 5A06 铝

合金靶板抗冲击实验中, 靶板单元同样采用 C3D8R 单元。在受冲击区域环向单元尺寸为 0.4 mm, 沿厚度方向为 3 个单元。为了与实验一致, 靶板背面用完全固定边界条件的刚性金属圆环对靶板进行固定。

金属蜂窝结构面板和芯材均采用 Johnson-Cook 本构模型, 模型参数见表 1。二者的失效模型均采用延性失效模型, 假设累计等效塑性应变达到临界值时材料开始失效。水的模型采用线性 Hugoniot 形式的 Mie-Grüneisen 状态方程, 其参数见表 2, 其中水下声速由实验结果测得^[21], γ 为 Grüneisen 常数。

表 1 面板和芯材材料力学性能参数

Table 1 Mechanical parameters of aluminum materials

Materials	Young's modulus/GPa	Density/(kg·m ⁻³)	Parameters			
			A/MPa	B/MPa	C	n
5A06 aluminium alloy	74.0	2 780	167.0	443.7	0.020	0.44
3003 aluminium alloy	74.2	2 700	85.2	170.0	0.038	0.44

表 2 Mie-Grüneisen 状态方程参数

Table 2 Parameters for the Mie-Grüneisen equation of state

Density/(kg·m ⁻³)	Sound speed in water/(m·s ⁻¹)	γ
1 000	1 106	0.05

2 数值模型有效性验证

为了验证数值分析模型的有效性和准确性, 对文献 [18] 中蜂窝单胞边长为 4 mm 的蜂窝夹芯结构实验结果进行对比。为了与实验结果保持一致, 本研究采用无量纲冲量表示加载强度

$$\bar{I} = \frac{I_t}{L \sqrt{\rho_f \sigma_f}} \quad (1)$$

式中: I_t 为透射脉冲强度, L 为靶板半跨长度, ρ_f 和 σ_f 分别为面板的密度和强度。进行无量纲变形

$$\bar{w} = w/L \quad (2)$$

$$\bar{t} = \frac{t}{L \sqrt{\rho_f \sigma_f}} \quad (3)$$

式中: w 为横向变形大小, t 为结构响应时间。

图 3 展示了蜂窝夹芯结构在受到初始速度为 48.0 m/s 的飞片撞击时, 产生无量纲冲量 $10^3 \bar{I}_t = 2.68$ 时, 实验和数值模拟得到的失效模式对比。由图 3 可知, 数值模拟结果与实验结果具有较好的一致性, 包括失效发生的位置和分布, 以及涉及单胞屈曲的失效模式。随着冲击强度发生变化, 芯材的压缩也随之变化, 伴随结构响应的变化。

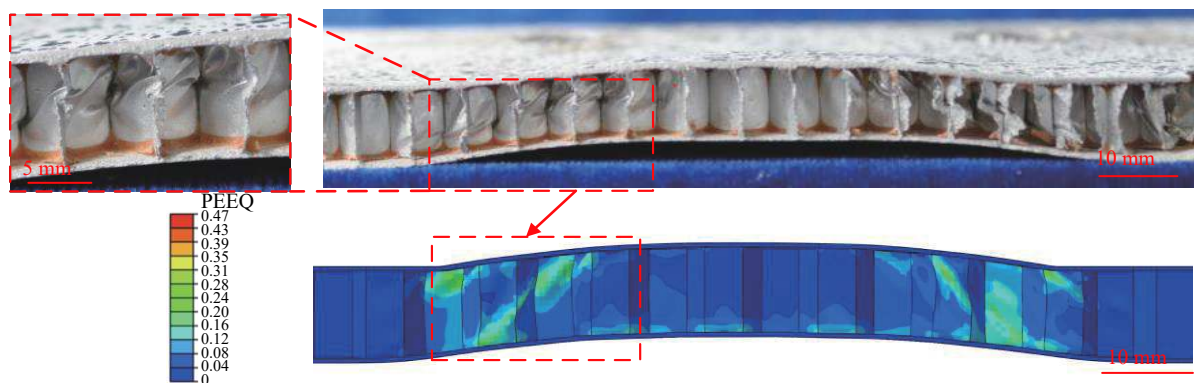


图 3 实验和数值模拟的失效模式对比

Fig. 3 Comparison of the deformation modes obtained from the simulation and experiment

图4(a)为蜂窝结构在不同冲击强度下背板中点的响应时程曲线。随着冲击强度增加,中点响应速度明显增加,蜂窝结构发生更大的塑性变形。尽管数值模拟的响应速度比实验结果更大,但是二者的中点最大变形相近。在数值模拟分析中,假设水下压力为零即发生空化,结构发生横向变形导致空化出现,这两个阶段的解耦现象较为清晰,空化出现的位置均位于流固界面处。在实验加载过程中,由于流固耦合效应,流固界面处的空化演化更为复杂,空化出现的位置和时间均与数值模拟存在差异。这种简化的数值模拟分析是响应时间不同的主要原因。背板中点变形随冲击强度变化的总体趋势与实验结果有较好的一致性,并且与Fleck等^[2]采用的外包法理论分析结果较为吻合,如图4(b)所示。因此,该数值模型能够较为准确地模拟蜂窝夹芯结构在水下冲击载荷作用下的动态响应。

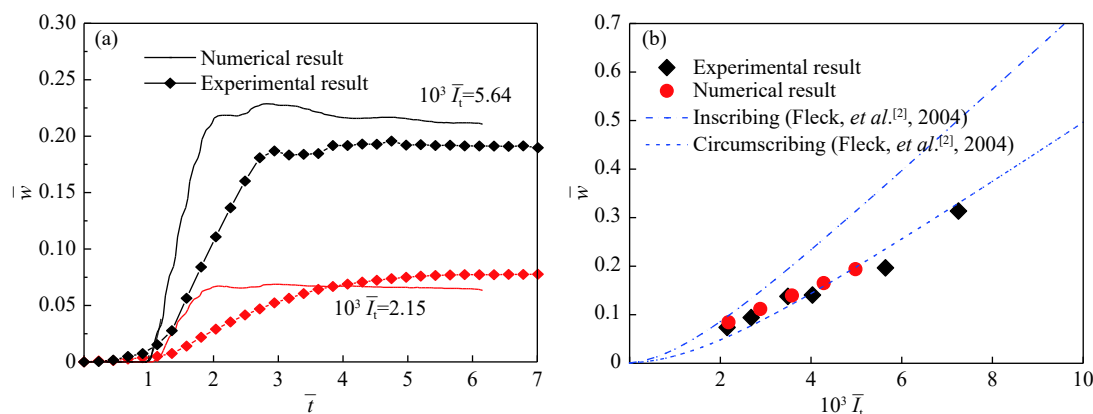


图4 蜂窝夹芯结构背板中点变形时程曲线(a)和最大变形与冲击强度的关系(b)

Fig. 4 Mid-point deflection history of honeycomb sandwich structure (a) and relationship between impulsive intensities and maximum deflection (b)

3 蜂窝夹芯结构抗水下冲击性能分析

3.1 结构动态响应

图5为数值模拟得到的胞元边长为4 mm的蜂窝夹芯结构在水下冲击载荷作用下横向变形的动态过程以及对应前面板上塑性铰的运动。对比实验和模拟得到的蜂窝结构失效模式发现:冲击强度较小时不足以驱动前面板的塑性铰运动至终点,最大变形以平台值的形式显现在面板的中心区域,如图3所示的实验结果,对应图5中0.40 ms时的作用结果。芯材的中心区域整体横向移动,两侧芯材胞元由边界向中心发生胞元渐进形式的屈曲。增加冲击强度,前面板以初始速度继续运动,在0.44 ms时两侧塑性铰汇聚于中点并继续横向运动。动态塑性铰链的运动及失效模式与实验结果有较好的一致性^[18]。

Tilbrook等^[22]通过夹芯结构前后面板的速度响应过程反映不同芯材强度金属夹芯结构在受到冲击载荷作用时的变形机制,并将其按芯材的强度区域将金属夹芯结构的变形机制分为4类。图6

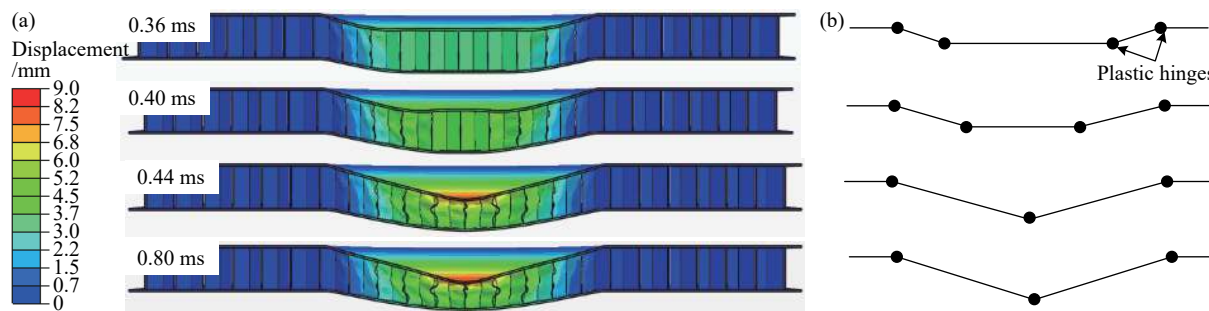


图5 蜂窝夹芯结构在 $10^3 \bar{I}_t = 3.58$ 作用下的等效应变分布和塑性铰运动

Fig. 5 Dynamic deformation and propagation of plastic hinges of the honeycomb sandwich, $10^3 \bar{I}_t = 3.58$

所示为夹芯结构在 $10^3 \bar{I}_t = 4.28$ 时后后面板中点的速度响应过程。在冲击的初始时刻,前面板获得速度 v_0 ,并在芯材和背板的作用下开始减速,与此同时背板在芯材作用下开始加速;在时刻 t_{eq} 二者获得共同速度;之后,二者同时开始减速运动直至速度为零。由此判定含两种面板结构的芯材为高强度芯材。结合 Tilbrook 等^[22]的结果与本研究的数值模拟结果可以看出,在不高于图 6 所示的冲击强度时,前、后面板在芯材未发生完全压实时已经获得共同速度。

3.2 芯材相对密度效应

选用面板相同、蜂窝单胞边长不同的夹芯结构,对比分析芯材相对密度对结构抗冲击性能的影响,单胞边长分别为 4、6 和 8 mm。采用无量纲质量 $\bar{m}_c = m_c/m$ (m_c 为芯材质量, m 为结构总体质量)。图 7 为不同相对质量芯材的蜂窝夹芯结构受到相同冲击载荷作用时的等效塑性应变分布。当芯材的相对质量较低时,其失效机理主要为面板的拉伸和蜂窝单胞壁的屈曲;而当 $m_c = 0.21$ 时,蜂窝芯材的失效除了单胞壁的屈曲外还有纵向的拉伸失效。这种纵向拉伸由外侧向中心逐渐增大,当冲击强度不断增加,芯材首先在中心位置发生局部压实和完全压实的失效模式。芯材相对密度变化呈现出的不同的芯材失效模式说明了芯材密度对结构响应的重要作用,进一步可表现为其抗冲击性能的差异。

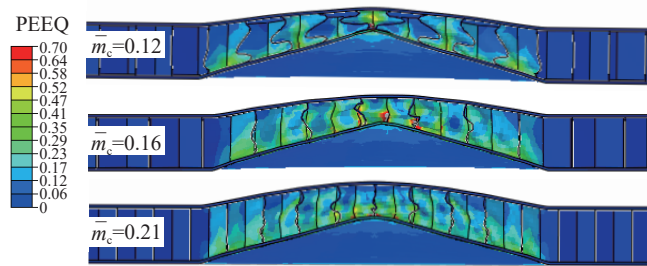


图 7 相同冲击强度下不同芯材相对密度的蜂窝夹芯结构等效应力分布

Fig. 7 Equivalent strain distribution of honeycomb sandwich under the same impact loading

3.3 抗冲击参数分析

在实验结果的基础上,利用建立的有效数值模型,通过改变响应夹芯结构芯材的相对密度可以获取更多的有效参数以评估结构的抗冲击性能,进而通过得到的趋势获取该抗冲击参数与冲击强度及相关几何特性间的量化关系,最终通过优化参数获得性能更好的结构。对于受到爆炸载荷加载的结构,可主要通过背板的中点横向变形 $\bar{w}$ 、结构固支端反力 F_R 、透射脉冲强度 $\bar{I}_T$ 以及塑性能耗 $\bar{E}_P$ 等几个方面对金属夹芯结构在水下冲击载荷作用下的结构响应和能量耗散机理进行对比分析,从而评估其抗冲击性能。结构-载荷-性能的关系^[8]可直观反映结构的抗水下冲击性能,即抗冲击参数 $Z(\bar{w}, F_R, \bar{I}_T, \bar{E}_P)$ 、相对质量 $x(\bar{m}_c)$ 和脉冲加载强度 $y(\bar{I}_t)$ 之间的量化关系

$$Z = K x^m y^n \quad (4)$$

式中: K 、 m 、 n 分别为拟合参数。

通过数值仿真分析,得到图 8 所示的不同相对密度蜂窝夹芯结构在冲击强度发生变化下的无量纲变形。与图 4 相似,随着冲击强度增加,结构变形程度增大。在相同冲击强度下,中点变形随着芯材相对密度的降低而增加。通过式(4)对结果拟合,得到数值模拟后的横向变形和冲击强度,结构参数间的

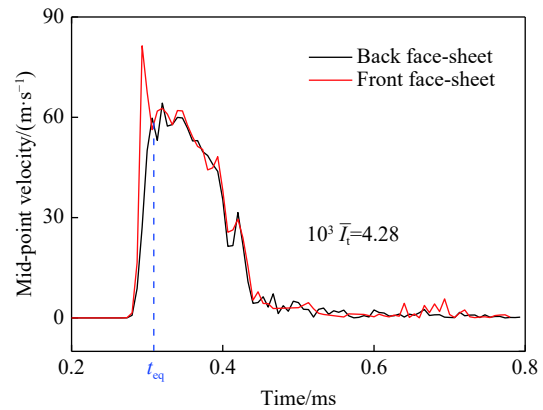


图 6 蜂窝夹芯结构前后面板中点的速度响应过程

Fig. 6 Velocity time history at the mid-point of front and back face-sheet of honeycomb sandwich structure

量化关系

$$\bar{w} = 0.02 \bar{m}_c^{-0.36} (10^3 \bar{I}_t)^{0.90} \quad (5)$$

利用反力计算得到夹芯结构在不同强度水下冲击载荷作用下透射到固支端的脉冲强度。如图9所示,结构固支端反力时程曲线的变化趋势与冲击强度和芯材相对密度无关,幅值随冲击强度的增加而增大,随芯材相对密度的增加而降低,在单一冲击强度或芯材相对密度影响下结构有明显的反力差异。因此,夹芯结构受到水下冲击载荷作用后,作用于固支端的反力受到芯材相对密度和冲击强度的影响较大,在评估结构的抗冲击过程中,需要将相连结构形成的反力作为重要因素进行考虑。与相同单位面积质量金属单层板的反力对比,二者呈现明显不同的趋势,单层板的反力峰值大且持续时间长。

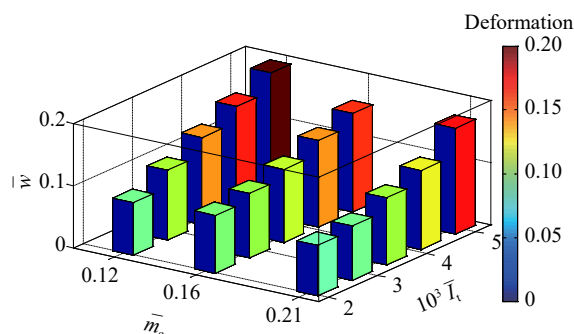


图8 蜂窝夹芯结构横向变形与冲击强度及芯材相对密度的关系

Fig. 8 The relationship of transverse deflections for honeycomb sandwich structure load intensity and relative core density

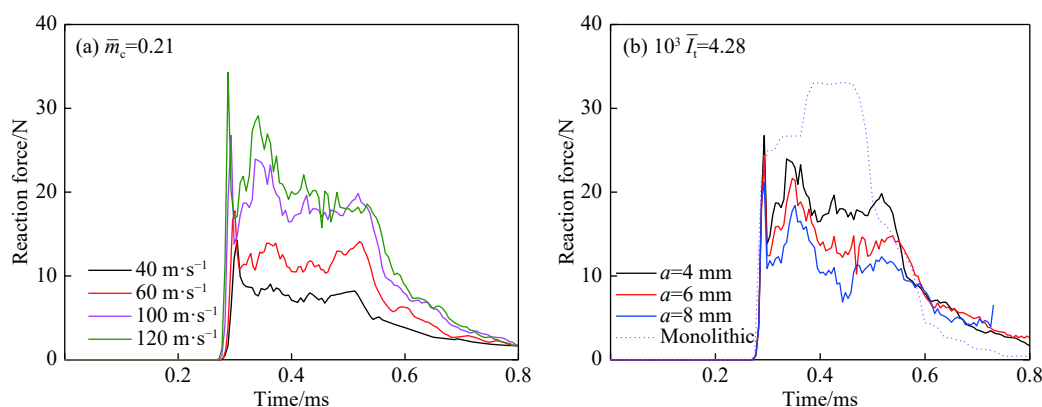


图9 夹芯结构支座的反力时程曲线

Fig. 9 Reaction forces time histories for sandwich panels

图10为反力积分得到蜂窝夹芯结构的透射脉冲强度、冲击强度和芯材相对密度的关系,其变化趋势与反力趋势相同。芯材相对密度最小时无量纲透射脉冲最大,冲击强度最高时透射脉冲最小。对计算结果进行拟合,得到数值模拟下的横向变形和冲击强度、结构参数间的量化关系

$$\bar{I}_T = 0.05 \bar{m}_c^{-2.2} (10^3 \bar{I}_t)^{-0.3} \quad (6)$$

分析夹芯结构面板和芯材在结构受到冲击载荷作用下发生变形和失效过程中塑性能的耗散比例,对于分析芯材和面板对结构的防护性能有着十分重要的作用。对夹芯结构而言,塑性能的无量纲形式为

$$\bar{E}_P = \frac{E_P}{A \sigma_f (m_z / \rho_f)} \quad (7)$$

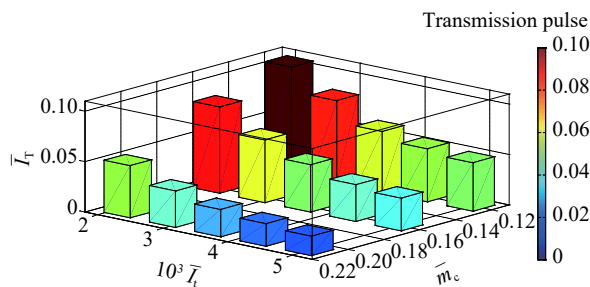


图10 夹芯结构透射脉冲强度与冲击强度及几何特性的关系

Fig. 10 Relationship of transmitted impulses to incident impulse intensity and geometries

式中: E_p 为直接获取的结构消耗的塑性能, A 为加载区域面积, m_z 为结构整体的单位面积质量。根据数值模拟结果, 结合不同结构组成部分的塑性能耗散时程曲线, 从式 (7) 可得到相应的量化关系。

图 11 所示为冲击载荷作用下蜂窝夹芯结构各部分以及总体塑性能耗散时程曲线。由图 11 可知, 前面板和芯材的初始响应时间基本同步, 背板的响应时间明显大于二者。前面板的初始运动使得芯材整体迅速发生压缩和屈曲, 面板发生拉伸和弯曲。在经历相同初始增长速率后, 芯材的塑性能耗增长速率明显高于前面板的生长速率, 进而使得在较低冲击强度下, 芯材的最终塑性能耗高于前面板的能耗。但是, 随着冲击强度增加, 芯材发生压实或者局部压实失效后, 前面板的能耗增长速率又超过了芯材, 并最终发生最大的塑性变形。对于拓扑结构和几何尺寸不同的夹芯结构, 其前面板获得最大塑性变形的临界冲击强度各不相同。由模拟结果可知, 芯材相对密度降低导致该临界冲击强度降低。由于前面板和芯材消耗了塑性能, 背板发生的塑性变形始终最小。这种特点使得总体塑性能耗不像前述几种抗冲击参数随冲击强度和相对密度呈现单调变化, 而是表现为: 在相同冲击载荷作用下, 不同芯材密度引起的单位塑性能耗变化微小; 随着冲击强度增加, 由于其耗能机理不同, 相同结构的塑性能耗出现降低, 但整体塑性能耗仍然随冲击强度增强而增加。拟合得到塑性能耗、冲击强度和相对密度的量化关系

$$\bar{E}_p = 0.02 \bar{m}_c^{0.18} (10^3 \bar{I}_t)^{2.24} \quad (8)$$

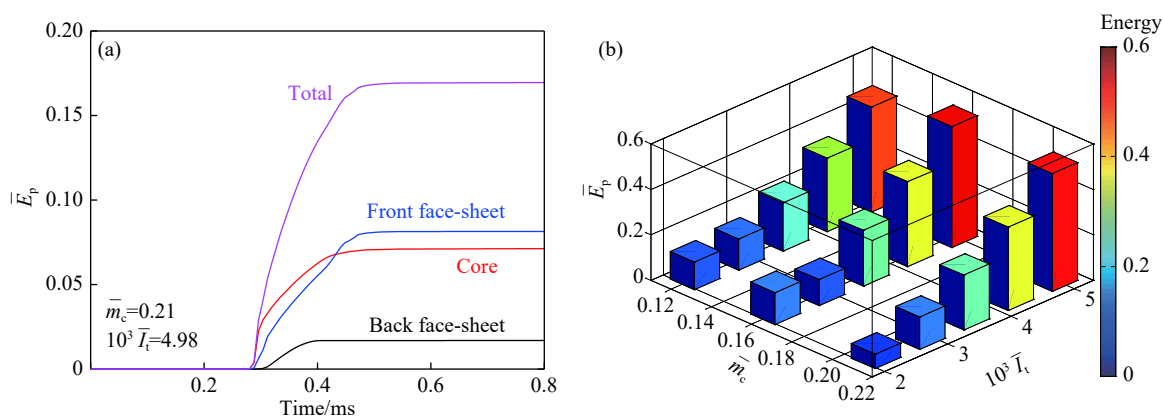


图 11 蜂窝夹芯结构各部分的塑性能耗散时程曲线 (a) 及塑性能耗与冲击强度和芯材相对密度关系 (b)

Fig. 11 Plastic dissipation histories at different places of honeycomb sandwich structure (a) and the relationship of plastic dissipations to incident impulse intensity and relative core density (b)

4 结 论

对比实验与数值模拟结果和经典的金属夹芯结构动态响应理论, 三者有较好的一致性。在结构发生完全失效前, 主要由面板拉伸和芯材压缩引起了一系列失效模式。芯材的屈曲从边界到中心呈现渐进型, 随着冲击强度增加, 芯材首先在中心位置发生局部压实和完全压实的失效模式。获得了冲击强度、芯材相对密度对水下冲击载荷下蜂窝夹芯结构横向变形、反力、透射脉冲以及塑性变形能耗几种抗水下冲击参数的结构、载荷、性能的影响规律与量化关系。

参考文献:

- [1] WADLEY H, DHARMASENA K, CHEN Y, et al. Compressive response of multilayered pyramidal lattices during underwater shock loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(9): 1102–1114.
- [2] FLECK N A, DESHPANDE V S. The resistance of clamped sandwich beams to shock loading [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2004, 71(3): 386–401.

- [3] DESHPANDE V S, FLECK N A. One-dimensional response of sandwich plates to underwater shock loading [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2005, 53(11): 2347–2383.
- [4] MCSHANE G J, DESHPANDE V S, FLECK N A. The underwater blast resistance of metallic sandwich beams with prismatic lattice cores [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2007, 74(2): 352–364.
- [5] HUANG W, ZHANG W, YE N, et al. Dynamic response and failure of PVC foam core metallic sandwich subjected to underwater impulsive loading [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2016, 97: 226–238.
- [6] HUANG W, ZHANG W, HUANG X L, et al. Dynamic response of aluminum corrugated sandwich subjected to underwater impulsive loading: experiment and numerical modeling [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 109: 78–91.
- [7] HUANG W, ZHANG W, CHEN T, et al. Dynamic response of circular composite laminates subjected to underwater impulsive loading [J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2018, 109: 63–74.
- [8] AVACHAT S, ZHOU M. High-speed digital imaging and computational modeling of dynamic failure in composite structures subjected to underwater impulsive loads [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 77: 147–165.
- [9] TAYLOR G. The pressure and impulse of submarine explosion waves on plates [M]//BATCHELOR G K. The Scientific Papers of Sir Geoffrey Ingram Taylor. Cambridge: Cambridge University Press, 1963: 287–303.
- [10] LEE S, BARTHELAT F, HUTCHINSON J W, et al. Dynamic failure of metallic pyramidal truss core materials-experiments and modeling [J]. *International Journal of Plasticity*, 2006, 22(11): 2118–2145.
- [11] MCSHANE G J, RADFORD D D, DESHPANDE V S, et al. The response of clamped sandwich plates with lattice cores subjected to shock loading [J]. *European Journal of Mechanics A Solids*, 2006, 25(2): 215–229.
- [12] RADFORD D D, MCSHANE G J, DESHPANDE V S, et al. The response of clamped sandwich plates with metallic foam cores to simulated blast loading [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2006, 43(7/8): 2243–2259.
- [13] QIN Q H, WANG T J, ZHAO S Z. Large deflections of metallic sandwich and monolithic beams under locally impulsive loading [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2009, 51(11/12): 752–773.
- [14] CUI X D, ZHAO L M, WANG Z H, et al. Dynamic response of metallic lattice sandwich structures to impulsive loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2012, 43: 1–5.
- [15] HUANG W, ZHANG W, LI D C, et al. Analytical model of the dynamic response of clamped metallic sandwich beam subjected to underwater impulsive loading [J]. *Marine Structures*, 2019, 63: 333–350.
- [16] 任鹏, 张伟, 刘建华, 等. 高强度水下爆炸等效冲击波加载特性研究 [J]. *兵工学报*, 2015, 36(4): 716–722.
REN P, ZHANG W, LIU J H, et al. Characteristics of high strength underwater explosion equivalent shock loading [J]. *Acta Armamentarii*, 2015, 36(4): 716–722.
- [17] 任鹏, 张伟, 黄威, 等. 非药式水下爆炸冲击波加载装置研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2014, 34(3): 334–339.
REN P, ZHANG W, HUANG W, et al. Research on non-explosive underwater shock loading device [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2014, 34(3): 334–339.
- [18] HUANG W, ZHANG W, LI D C, et al. Dynamic failure of honeycomb-core sandwich structures subjected to underwater impulsive loads [J]. *European Journal of Mechanics A Solids*, 2016, 60: 39–51.
- [19] DESHPANDE V S, HEAVER A, FLECK N A. An underwater shock simulator [J]. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 2006, 462(2067): 1021–1041.
- [20] ESPINOSA H D, LEE S, MOLDOVAN N. A novel fluid structure interaction experiment to investigate deformation of structural elements subjected to impulsive loading [J]. *Experimental Mechanics*, 2006, 46(6): 805–824.
- [21] HUANG W, ZHANG W, REN P, et al. An experimental investigation of water-filled tank subjected to horizontal high speed impact [J]. *Experimental Mechanics*, 2015, 55(6): 1123–1138.
- [22] TILBROOK M T, DESHPANDE V S, FLECK N A. Underwater blast loading of sandwich beams: regimes of behaviour [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2009, 46(17): 3209–3221.

Impulsive Resistance of Metallic Honeycomb Sandwich Structures Subjected to Underwater Impulsive Loading

LI Wenwei¹, HUANG Wei²

(1. *China Institute of Atomic Energy, Beijing 102413, China;*

2. *School of Naval Architecture and Ocean Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, Hubei, China*)

Abstract: To investigate the blast-resistant performance of metallic sandwich structures subjected to intensive underwater impulsive loading, the lab-scaled underwater explosive simulator is employed to conduct water-based impulsive loading on metallic honeycomb sandwich structures. Based on the completed experimental study, this paper conducts a numerical investigation on the dynamic response and blast resistance of the metallic honeycomb sandwich structures subjected to intensive underwater impulsive loading. The results show that the comparison among the numerical simulation, experiments, and analytical solutions shows a good agreement in terms of dynamic response and transverse deflections. For the different honeycomb sandwich with identical thickness, the dynamic responses, failure modes, and blast-resistant performances of sandwich panels are shown different characteristics due to the energy absorption and loading transferring caused by the relative core densities. The impulsive resistance in terms of dynamic deformation, transverse deflection, reaction force, transmitted impulse and plastic energy dissipation is evaluated in relation to the load intensity and the relative core density. Quantitative structure-load-performance relation is carried out to facilitate the advanced study on the structures and provides guidance for structural design.

Keywords: underwater impulsive loading; impulsive resistance; dynamic response; honeycomb sandwich structure

水下爆炸作用下高桩码头毁伤效应的数值研究

刘靖晗^{1,2}, 唐 廷², 韦灼彬², 李凌锋^{1,2}

(1. 海军工程大学, 湖北 武汉 430033;

2. 海军勤务学院, 天津 300450)

摘要: 为研究水下爆炸对高桩码头的毁伤作用, 建立高桩码头全耦合模型, 从冲击波传播和气泡脉动两个阶段, 通过 LS-DYNA 程序对水下爆炸作用下高桩码头的毁伤过程进行研究, 探讨了水下爆炸作用下高桩码头动态响应和破坏机理, 分析了炸药当量对高桩码头毁伤现象的影响, 通过高桩码头剩余承载力评估了不同炸药当量的毁伤效应。结果表明: 高桩码头毁伤积累主要在气泡第1次膨胀阶段快速发展, 在气泡第1次脉动结束后毁伤基本形成; 桩基随气泡脉动产生周期性往复变形, 桩基顶部和中部为抗爆性能最薄弱部位, 桩基浅水区的毁伤程度大于深水区, 码头面板和横、纵梁毁伤较弱; 随着炸药当量增加, 炸药近场桩基发生弯剪破坏, 码头横、纵梁连接处以及码头面板相继出现不同程度损伤。

关键词: 水下爆炸; 高桩码头; 气泡脉动; 动态响应; 毁伤效应

中图分类号: O383

文献标识码: A

高桩码头广泛应用于淤泥质海岸及河口地区, 是我国码头的重要结构形式。水下爆炸是高桩码头战时遭受的主要威胁。开展水下爆炸作用下高桩码头毁伤效应研究, 对于提高高桩码头的战时生存能力和保障能力、提高军用高桩码头设计水平, 具有十分重要的意义。

国内混凝土结构水下抗爆研究的对象主要集中在大坝、桥梁、码头等重要的水上或者海上大型项目、平台和军事战略工程。基于三峡三期 RCC 围堰拆除工程, 刘美山等^[1]、李裕春等^[2]通过试验研究了流场环境对混凝土屈服强度、结构破坏过程和毁坏程度的影响, 为混凝土水下爆炸研究提供依据。赵根等^[3]通过混凝土墩浅水爆炸试验, 分别研究了单、双装药对称及不对称设置同时起爆条件下混凝土墩的破坏情况, 研究发现混凝土墩处于多轴应力状态。相较于实地试验, 数值仿真方法效率更高。Georgin 等^[4]研究了有限元混凝土模型在爆炸冲击下的应变率效应。李建阳等^[5]通过数值软件研究了混凝土立方体在不同工况水下爆炸荷载下的破坏过程, 结果表明: 爆炸近场区水深对混凝土损伤影响不大, 爆炸远场区增加水深能削弱混凝土破坏。对于大型水工建筑, 张社荣等^[6]、王高辉等^[7]利用数值模拟软件, 考虑水深等因素, 研究了混凝土坝的毁伤机理和破坏形态。闫秋实等^[8]采用数值仿真软件分析炸深和爆距对钢筋混凝土单桩的毁伤效应, 得到了特定深度下单桩的抗爆区域。流场边界对水下爆炸冲击波和气泡脉动影响很大^[9], 考虑到高桩码头桩基处于复杂的流场边界条件, 有必要分别对冲击波阶段、气泡脉冲阶段高桩码头桩基动态响应和毁伤效应进行研究。

考虑港池环境影响, 采用 LS-DYNA 有限元软件开展水下爆炸下高桩码头毁伤效应研究, 从冲击波传播和气泡脉动两个阶段分析高桩码头桩基受到的荷载特性及其动态响应, 研究高桩码头的毁伤机理和破坏模式, 为进一步开展高桩码头抗爆研究奠定基础。

* 收稿日期: 2019-10-29; 修回日期: 2019-11-20

基金项目: 军队后勤科研计划项目(CHJ13J006); 大学科研资助立项项目(425517K210)

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

1 数值模型

1.1 高桩码头及港池环境

以某高桩梁板式码头为例,港池水深 17 m,水底为饱和黏土。整个码头由标准结构段连接。桩、梁、板均采用钢筋混凝土结构,上部面板宽 26.5 m,包含 7 个桩基,其中 3 个直桩和 2 对斜叉桩,直桩与斜桩间距 4.5 m,斜桩间距 1.7 m,直桩和斜桩均为截面 600 mm × 600 mm 的方形桩,斜桩与横梁截面的夹角为 8°,与纵梁截面的夹角为 10°。单个排架跨度为 7.5 m,一般 12 个排架之间设置变形缝,忽略码头系泊、防护和前沿设备影响,沿海岸线方向截取 3 个排架,如图 1 所示,开展水下爆炸作用下高桩码头毁伤效应研究。

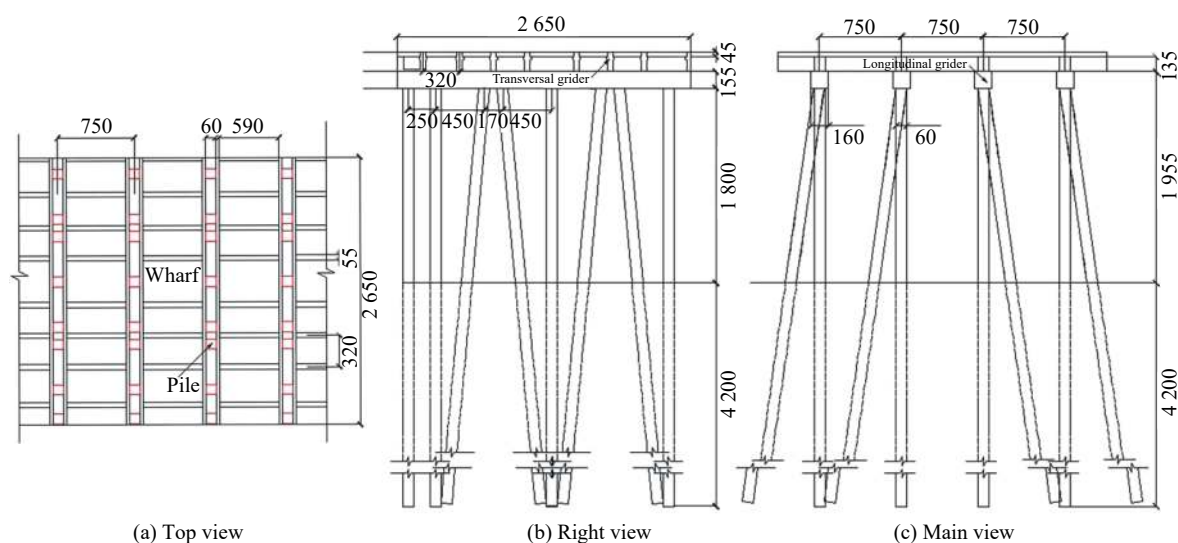


图1 码头模型三视图(单位: cm)

Fig. 1 Three views of wharf model (Unit: cm)

1.2 有限元模型

高桩码头计算区域如图 2 所示。炸药采用 Mark80 系列中使用最广泛的 Mark82 通用炸弹,内部装有 192 磅(87 kg)Tritonal 高爆炸药,等效 TNT 当量 117.45 kg,炸药位于两个直桩之间。考虑到有限元模型的对称性和计算效率,选取炸药附近桩基和上部结构对称建立模型,横向选取 3 跨,纵向选取 2 跨。有限元模型如图 3 所示。该模型包括混凝土、钢筋、空气、水、土、炸药 6 种材料,其中:混凝土和钢筋采用拉格朗日单元,空气、水、炸药、黏土采用欧拉单元。通过 ALE_COUPLING_NODAL_CONSTRAINT 定义混凝土与钢筋之间的黏结,采用 ALE 算法实现结构大变形和流固耦合作用,通过 CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOLID 定义结构与流场之间的耦合作用,流域四周边界采用环境单元(Ambient),通过 LOAD_BODY_Z 和 INITIAL_STRESS_DEPTH 初始化重力场和静水压力。通过关键字 INITIAL_VOLUME_FRACTION_GEOMETRY 和 INITIAL_DETONATION 实现球形装药和中心起爆。以炸药中垂面为对称面,建立 1/2 有限元模型,对称面上施加单向约束,码头上部结构边界处施加单向约束。近场冲击波属于高频荷载,为防止冲击波衰减过快和耦合泄露,在流固耦合区域采用加密网格,流场网格尺寸为 9 cm,桩基网格尺寸为 10 cm,确保准确捕捉冲击波与桩基的耦合作用;同时为了提高计算效率,在远离炸药和桩基区域采用渐变过渡网格^[10]。

采用正确的材料参数对数值模拟结果十分重要。混凝土采用 Concrete_Damage_Rel3 模型模拟,此时只需要提供混凝土的无侧限抗压强度、泊松比以及密度即可自动生成混凝土参数^[11]。该模型引入初始屈服面、极限强度面和残余强度面 3 种强度面,并考虑偏应力不变量对强度破坏面的影响。在

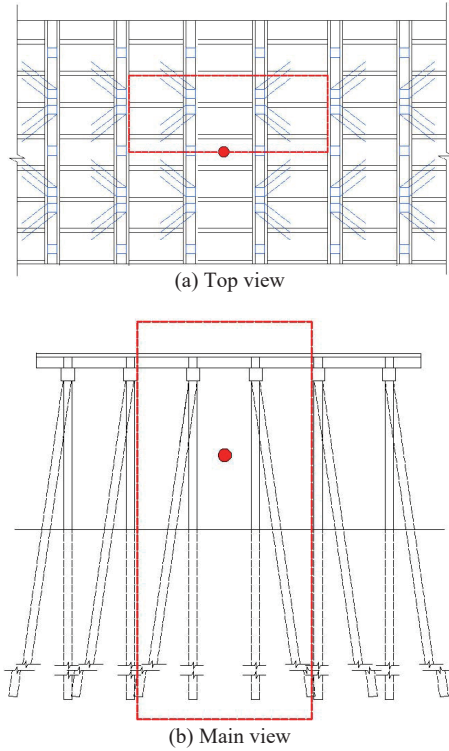


图 2 高桩码头计算区域

Fig. 2 Calculation region of high-piled wharf

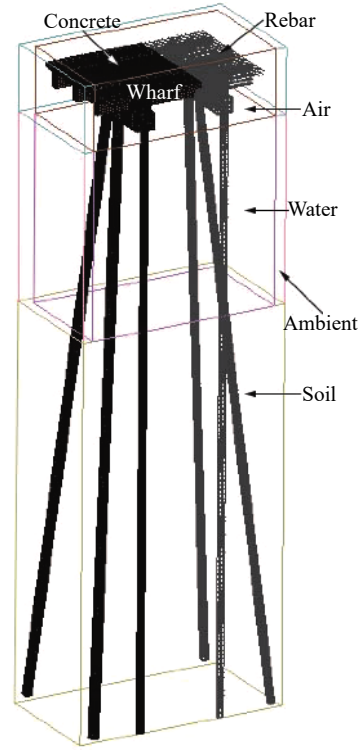


图 3 有限元模型

Fig. 3 Finite element model

Mat_Concrete_Damage_Rel3 混凝土材料模型中: 当应力达到初始屈服面但未达到极限强度面时, 通过初始屈服面和极限强度面的线性插值表示; 当应力达到极限强度面但未达到残余强度面时, 通过极限强度面和残余强度面的线性插值表示

$$\Delta\sigma_f = \eta\Delta\sigma_m + (1-\eta)\Delta\sigma_y \quad \lambda \leq \lambda_m \text{ (后继屈服面)} \quad (1)$$

$$\Delta\sigma_h = \eta\Delta\sigma_m + (1-\eta)\Delta\sigma_r \quad \lambda > \lambda_m \text{ (后继软化面)} \quad (2)$$

式中: λ 为损伤变量, 是等效塑性应变的函数; λ_m 为损伤转折点, 是强化段和软化段的边界; η 为损伤变量 λ 的函数, $\lambda < \lambda_m$ 为强化段, 由零增至 1, $\lambda > \lambda_m$ 为软化段, 由 1 减至零。Mat_Concrete_Damage_Rel3 混凝土模型能够输出混凝土的比例损伤变量 δ (Scaled damage factor)

$$\delta = 2\lambda / (\lambda + \lambda_m) \quad (3)$$

当 $\delta = 0$ 时, 混凝土处于弹性阶段; 当 $0 < \delta < 1$ 时, 混凝土屈服, 进入塑性阶段; 当 $1 < \delta < 2$ 时, 混凝土进入软化阶段。

码头桩基混凝土强度等级为 C50, 上部梁板混凝土强度等级为 C40, 密度为 2550 kg/m^3 , 泊松比为 0.2。通过动载增大系数 DIF 曲线设定混凝土应变率效应, 混凝土抗压动载增大系数 CDIF 和抗拉动载增大系数 TDIF 分别为^[12-13]

$$\text{CDIF} = \frac{f_{dc}}{f_c} = \begin{cases} 1 & \dot{\epsilon} < \dot{\epsilon}_{\text{stat}} \\ \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{\text{stat}}} \right)^{1.026\alpha} & \dot{\epsilon}_{\text{stat}} \leq \dot{\epsilon} \leq 30 \text{ s}^{-1} \\ \gamma \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{\text{stat}}} \right)^{1/3} & 30 \text{ s}^{-1} < \dot{\epsilon} < 300 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (4)$$

$$\text{TDIF} = \frac{f_{\text{dt}}}{f_{\text{t}}} = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{\text{stat}}} \right)^{\beta} & \dot{\epsilon}_{\text{stat}} < \dot{\epsilon} \leq 1 \text{ s}^{-1} \\ \xi \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{\text{stat}}} \right)^{1/3} & 1 \text{ s}^{-1} < \dot{\epsilon} < 160 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (5)$$

式中: f_{dc} 、 f_{dt} 分别为动态压缩和拉伸强度, f_{c} 、 f_{t} 分别为准静态压缩和拉伸强度, $\dot{\epsilon}$ 为应变率, $\dot{\epsilon}_{\text{stat}}$ 为准静态应变率, α 、 β 、 γ 、 ξ 为参数。

钢筋采用 Mat_Plastic_Kinematic 弹塑性模型描述, 采用 HRB335 强度, 泊松比为 0.3, 应变率参数 C 和 P 分别取 40.4 和 5。假设空气、水、炸药均为均匀连续, 空气、水、炸药、黏土分别采用线性多项式状态方程、Grüneisen 状态方程、标准 JWL 状态方程和线弹性模型描述。表 1^[14] 详细列出了材料参数, 其中: $C_0 \sim C_6$ 为线性多项式状态方程参数, E 为初始单位质量内能, c 、 $S_1 \sim S_3$ 为 Grüneisen 状态方程参数, Γ 为 Grüneisen 常数, A 、 B 、 ω 、 R_1 、 R_2 为标准 JWL 状态方程参数, E 为弹性模量, G 为剪切模量。

表 1 材料参数
Table 1 Material parameters

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	0.4	0.4	0	2.5×10^5
Material	$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	c	S_1	S_2	S_3	Γ	
Water	1 000	1 480	2.56	-1.986	0.226 8	0.5	
Material	$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	A	B	ω	R_1	R_2	$E_0/(\text{GJ} \cdot \text{m}^{-3})$
Explosive	1 630	3.74×10^{11}	7.33×10^9	0.3	4.15	0.95	7
Material	$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E/MPa	G/MPa				
Soil	1 800	16	8				

2 计算结果及分析

2.1 有效性验证

Cole^[15] 根据大量试验数据得到自由场水下爆炸的冲击波峰值、气泡最大半径和周期的经验公式

$$p_{\text{max}} = 52.16 \left(\frac{W^{1/3}}{S} \right)^{1.13} \quad (6)$$

$$R_{\text{m}} = 3.30 \left(\frac{W}{H + 10.33} \right)^{1/3} \quad (7)$$

$$T = 2.08 \frac{W^{1/3}}{(H + 10.33)^{5/6}} \quad (8)$$

式中: W 为炸药装量, kg; S 为测点距离, m; p_{max} 为冲击波峰压, MPa; H 为炸药水深, m; T 为第 1 次气泡脉动周期, s; R_{m} 为气泡最大半径, m。复杂边界条件下, 气泡很难保持球形运动, 为衡量气泡体积变化, 定义气泡最大等效半径: $R_{\text{m}} = \left(\frac{3V_{\text{m}}}{4\pi} \right)^{1/3}$, 其中 V_{m} 为气泡最大体积, m^3 。

两个直桩之间的流场受冲击波反射、绕射的影响较小, 在测距 S 为 2、4、6、8 m 处选取测点, 对比自由场冲击波峰值压力的经验公式和数值结果, 如表 2 所示, 其中 $p_{\text{max-free}}$ 为自由场冲击波峰压, $p_{\text{max-straight}}$ 为直桩附近冲击波峰压, $p_{\text{max-oblique}}$ 为斜桩附近冲击波峰压。对比发现, 数值仿真结果与经验公式计算结果符合较好。选取直桩、斜桩附近流场测点, 测点水深与炸药深度一致, 发现桩基迎爆面由于冲击波反射叠加, 峰值压力较自由场略微增强, 桩基背面由于冲击波绕射, 峰值压力衰减。气泡受桩基阻碍, 气泡周期和气泡最大半径均较自由场经验结果减小。

表 2 数值模拟与理论结果比较
Table 2 Comparison of the numerical and theoretical results

Method	$p_{\max\text{-free}}/\text{MPa}$				$p_{\max\text{-straight}}/\text{MPa}$		$p_{\max\text{-oblique}}/\text{MPa}$		Bubble	
	2 m	4 m	6 m	8 m	Blast face	Back blast face	Blast face	Back blast face	T/s	R_m/m
Theoretical	144.15	65.86	41.65	30.09	68.09	57.90	33.83	31.11	0.88	6.07
Numerical	153.21	68.21	42.27	27.34	72.35	21.76	33.84	16.06	0.62	5.29
Error/%	6.29	3.57	1.49	9.14	6.25	-62.42	0.03	-48.38	-29.55	-12.85

2.2 冲击波阶段

炸药爆炸后首先作用桩基的是水下爆炸冲击波。爆炸冲击波具有峰值大、持续时间短的特点。考虑码头模型的对称性,在炸药附近直桩和斜桩上沿高度方向设置 7 个典型测点,见图 4,直桩和斜桩上测点由水底向上依次为 $Z_{h1} \sim Z_{h7}$ 和 $X_{h1} \sim X_{h7}$ 。

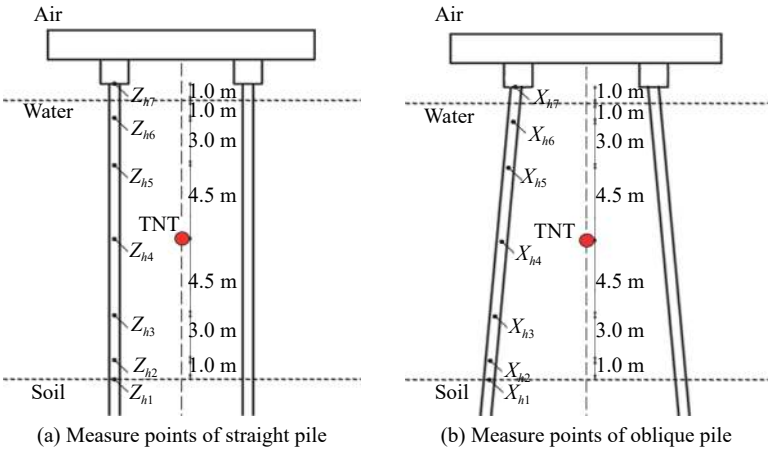


图 4 炸药及测点位置示意图
Fig. 4 Schematic of explosive and the measure points

图 5 显示了直桩上测点的速度(v)和加速度(a)响应曲线。可见,直桩中部测点 Z_{h4} 的速度、加速度响应最大,并由桩身中部向桩顶、桩底两端逐渐减小。桩身迎爆面经历冲击波叠加、局部空化和空化闭合 3 个阶段:桩基在冲击作用下迅速加速达到第 1 个速度峰值;冲击波叠加导致迎爆面出现局部空化,空化的发生截断了压力载荷,桩基失去了加载载荷并开始减速;随着空化闭合,出现第 2 个速度峰

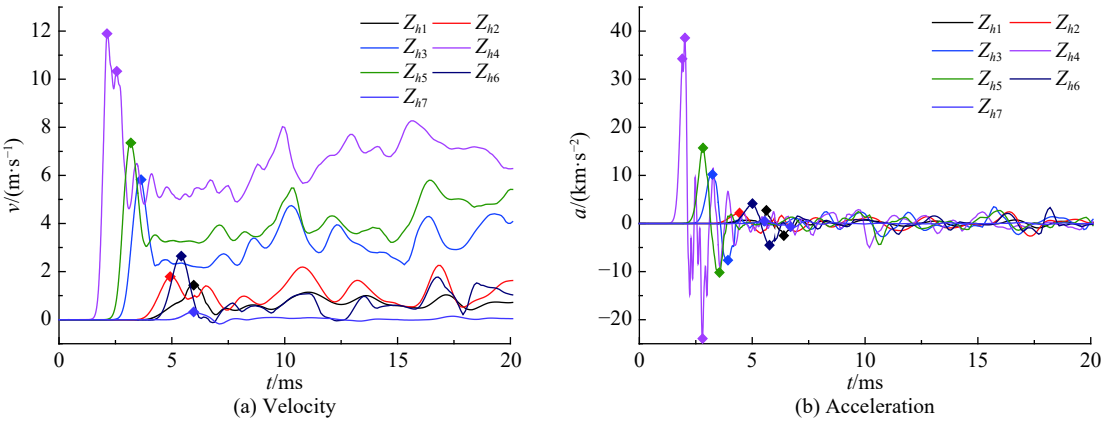


图 5 直桩的速度和加速度响应
Fig. 5 Velocity and acceleration of straight pile

值,然后逐渐减速,因此桩中测点 Z_{h4} 的速度、加速度曲线呈现明显的二次加载现象。桩中测点 Z_{h4} 的加速度在 $t = 2.02 \text{ ms}$ 到达正向峰值,在 $t = 2.34 \text{ ms}$ 达到反向峰值,桩基迎爆面空化和冲击波绕射共同导致桩身产生反向加速度,冲击波阶段后桩基受滞后流和反作用力共同影响,桩身加速度呈现周期性振荡。斜桩的速度、加速度响应如图6所示。可见,其响应规律与直桩基本一致,只是当冲击波作用在斜桩斜侧面时,冲击波反射较弱,空化现象不明显。通过对比桩身深水区、浅水区测点的加速度、速度时程曲线可以发现:桩基浅水区测点 Z_{h5} 、 Z_{h6} 的加速度响应峰值较相同爆炸距离的深水区测点 Z_{h3} 、 Z_{h2} 分别增加了53.51%和91.25%,因此水下爆炸作用下桩基浅水区的冲击响应较深水区更加剧烈。

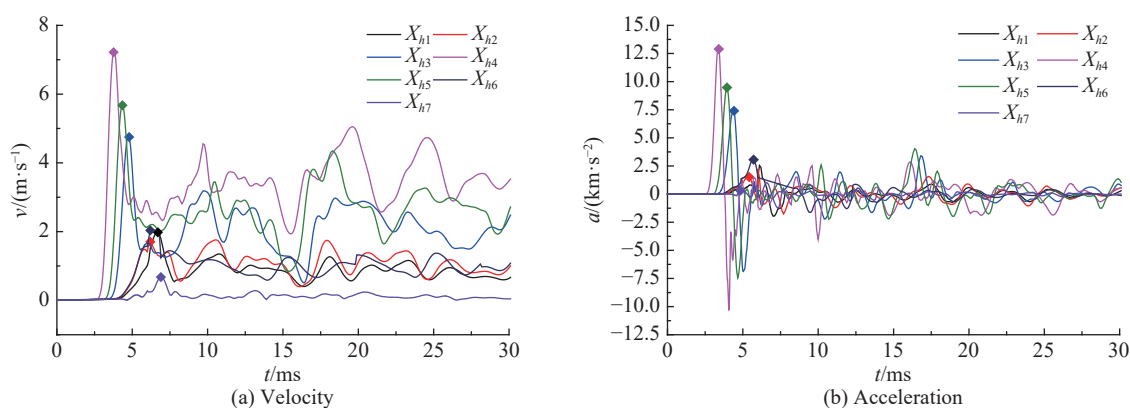


图6 斜桩的速度和加速度响应

Fig. 6 Velocity and acceleration of oblique pile

2.3 气泡脉动阶段

图7为Mark82战斗部装药量水下爆炸时,高桩码头的破坏过程以及气泡脉动过程。气泡第1次脉动周期为0.62 s,最大气泡半径为5.29 m,气泡在 $t = 0.07 \text{ s}$ 时膨胀至直桩内侧并挤压直桩,在冲击波和滞后流的作用下,直桩和斜桩均产生明显外向变形,桩顶、桩中以及桩基与横梁连接处出现明显损伤。气泡在 $t = 0.29 \text{ s}$ 时达到最大体积并绕过直桩,此时4个桩基、桩顶受拉侧混凝土失效,桩中迎爆面和背面均产生较大损伤。气泡在达到最大体积后开始收缩,桩基受气泡Bjerknes力“吸引”向内侧产生变形,桩中和桩顶的毁伤范围和破坏程度进一步增加。气泡在 $t = 0.62 \text{ s}$ 时产生垂直水面向上的射流,射流击穿气泡上表面形成环状气泡,桩基附近气泡因受Bjerknes力吸引而收缩缓慢,形成尾状长条气泡。气泡第2次脉动以环状气泡开始膨胀,并在 $t = 1.00 \text{ s}$ 时由于气泡多位置不同速度坍塌,导致气泡溃散。研究表明,气泡第1次脉动后,剩余能量的破坏作用只有初始能量的7%左右^[16],故气泡第2次脉动阶段并未对码头造成明显的毁伤效应,高桩码头的毁伤现象较第1次气泡脉动结束时刻基本维持不变,因此可以判断水下爆炸作用下高桩码头的毁伤现象在气泡第1次脉动结束阶段已经基本完成。

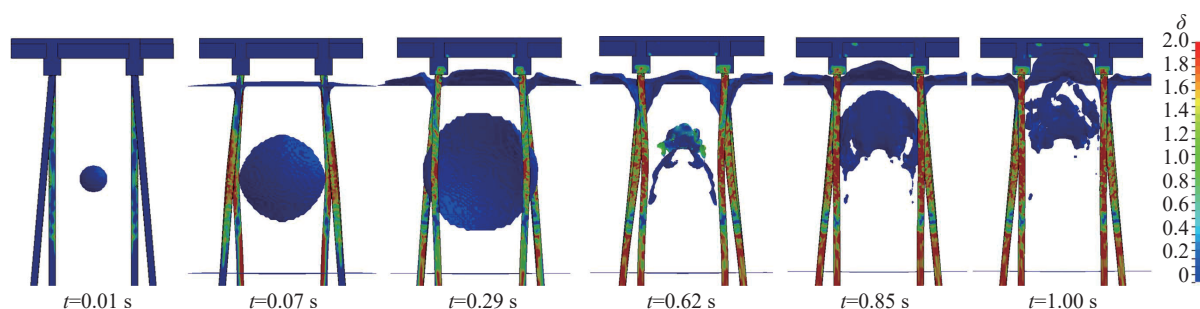


图7 高桩码头毁伤和气泡脉动过程(Mark82)

Fig. 7 Bubble pulse process and the damage process of the wharf (Mark82)

图 8、图 9 为水下爆炸作用下直桩和斜桩的速度及位移(x)响应曲线。桩基在气泡脉动过程中随气泡膨胀、收缩发生周期性往复运动,在冲击波初始阶段和气泡射流时刻桩身受到初始冲击波和气泡脉冲载荷,桩基速度出现两次突变,直桩和斜桩均在气泡膨胀末期和气泡第 1 次脉动结束阶段达到最大位移,分别为 0.58 m(-0.30 m)和 0.12 m(-0.09 m),直桩距离炸药较近,其速度、加速度响应峰值更大。对比桩基深水区、浅水区测点的速度响应发现:气泡膨胀初期,桩基中部的速度、位移响应最大;在气泡射流时,桩基浅水区测点 Z_{h5} 的峰值速度超过了桩基中部测点 Z_{h4} 。这是由于气泡在第 1 次脉动过程上浮了约 4 m,此时气泡深度与测点 Z_{h5} 基本一致,因此桩基浅水区的速度、位移响应随着气泡不断上浮而逐渐增强,其毁伤效应大于桩基深水区。

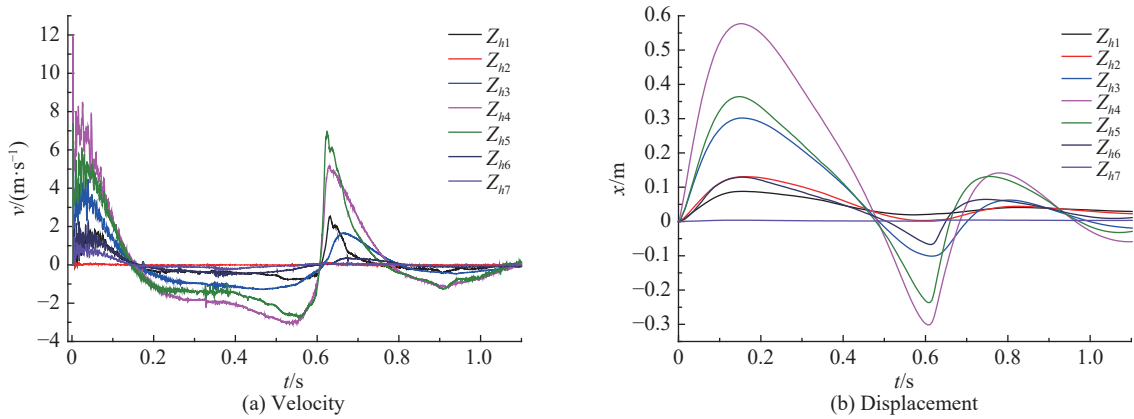


图 8 直桩的速度和位移响应

Fig. 8 Velocity and displacement of straight pile

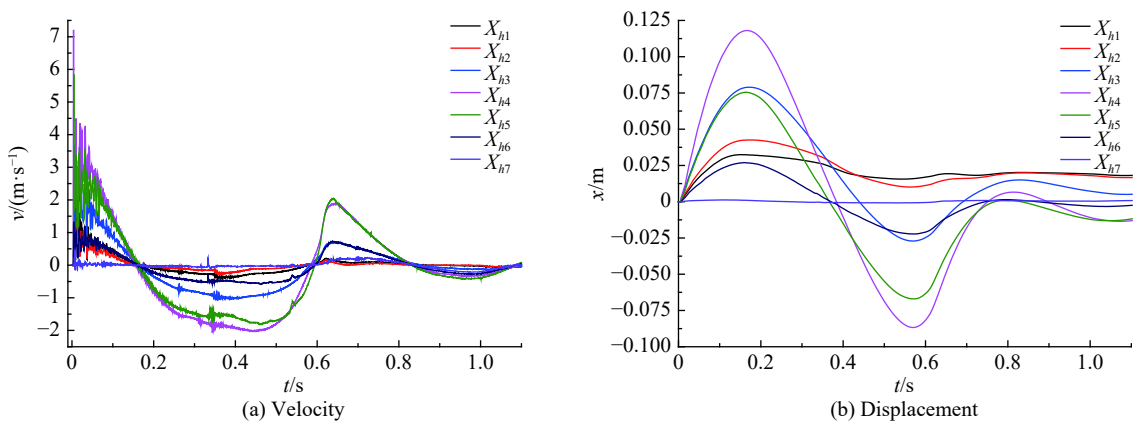


图 9 斜桩的速度和位移响应

Fig. 9 Velocity and displacement of oblique pile

2.4 高桩码头破坏过程和毁伤机理

图 10 显示了高桩码头在冲击波和气泡脉动作用下的毁伤形貌。在冲击波阶段,高桩码头损伤较轻微,桩基的中部、顶部受拉区混凝土进入塑性阶段,码头上部结构仍处于弹性阶段。在气泡脉动阶段,高桩码头桩基的损伤范围和损伤程度明显增大,横、纵梁连接处也出现不同程度的损伤。桩基的顶部和中部毁伤最为严重,桩基顶部混凝土由于固接横梁造成内部应力波反射叠加,连接处混凝土处于高应力状态,达到极限应变而失效;由于桩基在气泡作用下进行往复运动,桩基的迎爆面和背面处于周期性压、拉应力状态,因此近场直桩中部两侧混凝土均在达到极限应变后失效。高桩码头上部结构的损伤程度小,横梁与纵梁连接处出现轻微损伤,面板没有产生损伤。高桩码头的破坏形态在第 1 次脉动结束时已经基本完成。在冲击波阶段,桩基受到的冲击载荷峰值压力较大,但是由于荷载持续时间

短, 冲击波绕射导致桩基处于围压状态, 因此桩基的毁伤程度较弱; 在气泡脉动阶段, 由于气泡膨胀挤压和气泡收缩吸引桩基产生往复变形, 桩中、桩顶混凝土达到极限应变而失效, 钢筋外露。

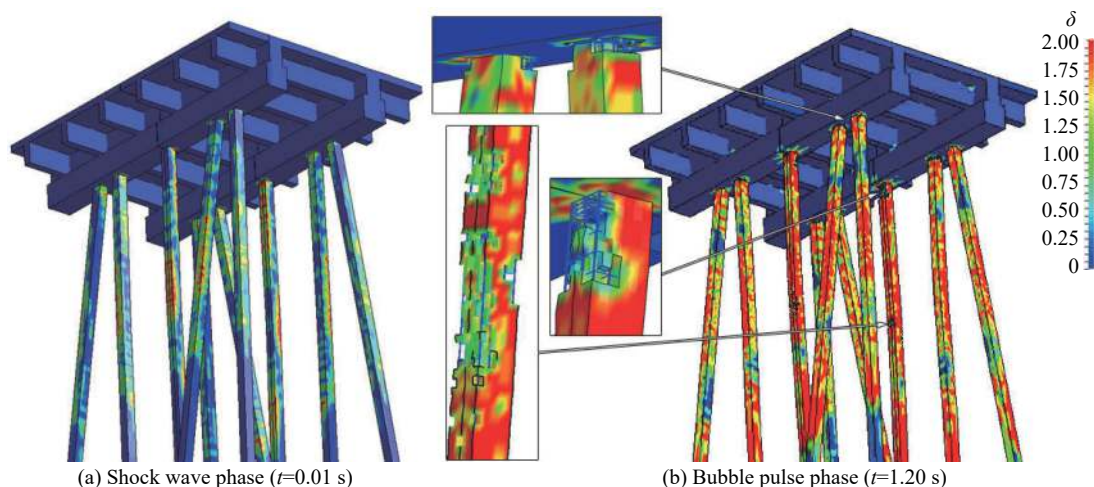


图 10 冲击波和气泡脉动作用下高桩码头的毁伤

Fig. 10 Damage of high-piled wharf subject to shock wave and bubble impulse

3 炸药当量对毁伤效应的影响

3.1 高桩码头毁伤现象

3.1.1 Mark81

Mark81 内部装有 100 磅(45.4 kg) Tritonal 高爆炸药, 等效 61.29 kg TNT。图 11 为 Mark81 炸药引爆后高桩码头毁伤以及气泡脉动过程。冲击波阶段, 直桩受拉侧混凝土进入塑性阶段, 斜桩距离炸药稍远, 仍处于弹性阶段。气泡初始呈现球形膨胀, 在 $t = 0.25$ s 时达到最大气泡半径, 此时桩基损伤程度和损伤范围增大, 桩顶与横梁连接处产生一定损伤。气泡受桩基 Bjerknes 效应影响, 在桩基附近形成尾状长条气泡, 同时桩也受到气泡“吸引”出现向内侧变形, 气泡在 $t = 0.5$ s 时完成第 1 次气泡脉动。高桩码头的整体毁伤程度较弱, 直桩中部和顶部受拉侧部分混凝土单元失效。

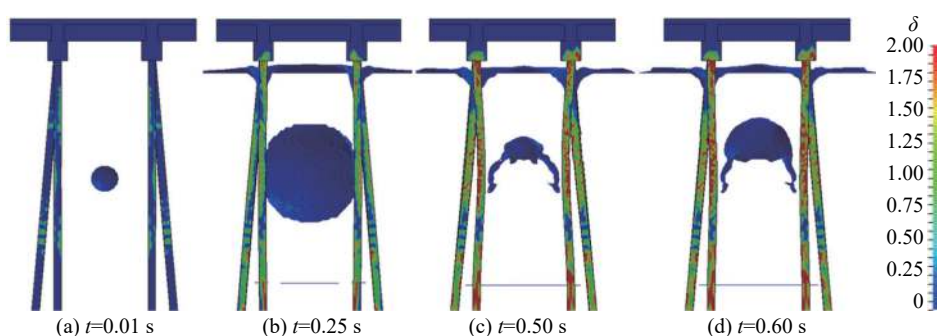


图 11 高桩码头毁伤以及气泡脉动过程(Mark81)

Fig. 11 Bubble pulse process and the damage process of the wharf (Mark81)

3.1.2 Mark83

Mark83 内部装有 445 磅(202 kg) Tritonal 高爆炸药, 等效 272.70 kg TNT。图 12 为 Mark83 炸药引爆后高桩码头毁伤以及气泡脉动过程。冲击波阶段, 直桩中部混凝土进入塑性阶段, 斜桩受拉侧进入塑性阶段。初始时气泡呈现球形膨胀, 在 $t = 0.30$ s 时达到最大气泡半径, 由于桩身阻碍气泡膨胀, 气泡水平方向稍扁并在桩身两侧绕过, 由于桩身近水面气穴效应, 水面向下凹陷引起气泡上表面凹陷。此时

直桩的桩顶与横梁连接处混凝土完全失效, 桩中背爆面混凝土失效, 炸药两侧直桩已经失去承载力。斜桩的顶部与横梁连接处混凝土损伤严重, 码头面板的损伤区域由中心向两侧发展, 横梁、纵梁与面板连接处也出现局部损伤。气泡在收缩过程中受到桩基的 Bjerknes 效应, 导致气泡在桩身附近的收缩速度较慢, 气泡上下表面的收缩速度快, 气泡多部位塌陷。在 $t = 0.71$ s 时气泡体积收缩至最小, 气泡射流方向紊乱, 气泡破裂成多个气泡并重新开始膨胀。高桩码头在气泡收缩的过程中, 桩基受气泡“吸引”向内侧发生变形, 桩基和码头面板的毁伤范围稍微增大。

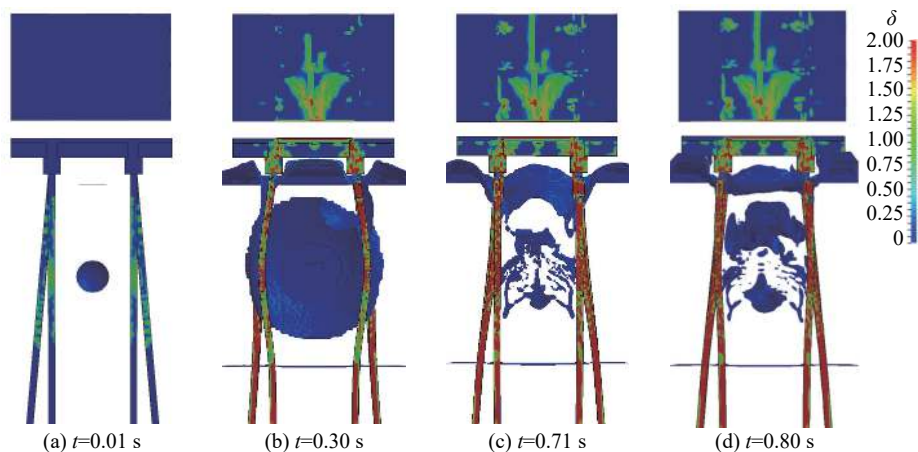


图 12 高桩码头毁伤过程以及气泡脉动过程(Mark83)

Fig. 12 Bubble pulse process and the damage process of the wharf (Mark83)

Mark80 系列战斗部装药量水下爆炸时, 高桩码头在冲击波阶段的毁伤程度很弱, 毁伤作用在第 1 次气泡脉动结束时基本完成, 毁伤区域主要集中在桩基中部、顶部、底部以及横、纵梁连接处, 其中桩顶与横梁连接处为最薄弱部位, 码头面板在 Mark81、Mark82 工况下基本没有损伤, 在 Mark83 工况下码头面板和横、纵梁均出现大面积损伤。高桩码头在气泡第 1 次脉动膨胀阶段的损伤积累较快, 在气泡第 1 次脉动收缩阶段损伤缓慢增加并趋于稳定, 在随后的气泡脉动过程中高桩码头的毁伤现象和毁伤范围基本维持不变。

3.2 高桩码头毁伤效应评估

对高桩码头的毁伤效应进行评估。考虑到高桩码头的桩基破坏最严重, 桩中最大位移可以在一定程度上反映高桩码头的毁伤效应, 然而当桩基呈剪切破坏时, 桩中最大位移无法完全反映其承载性能的损伤效应, 进而低估码头的破坏程度, 因此根据高桩码头的竖向剩余承载力定义高桩码头损伤评估系数 D ^[16]

$$D = 1 - \frac{p_t}{p_0} \quad (9)$$

式中: p_t 为高桩码头在水下爆炸作用下的剩余承载力, p_0 为高桩码头未施加荷载时的初始承载力。 D 为 0~0.2 时, 表示轻度损伤; D 为 0.2~0.5 时, 表示中度损伤; D 为 0.5~0.8 时, 表示重度损伤; D 为 0.8~1.0 时, 表示完全损伤。

高桩码头有限元模型计算结束后, 分两步进行重启动计算: 第 1 步读取高桩码头在气泡第 1 次脉动结束时刻的毁伤状态, 删除流场载荷, 待码头达到准静态; 第 2 步在高桩码头上部 1 mm 放置刚性板 (尺寸为 1 500 cm×1 100 cm×50 cm, 略大于码头面板尺寸), 对其进行对称建模, 采用 Rigid 刚体模型, 以恒定速度 ($v_0 = 0.01$ m/s) 的垂直竖向速度加载在码头模型上部, 如图 13 所示, 可以分别求得高桩码头在完好状态下的承载力和水下爆炸作用后高桩码头的剩余承载力, 从而得到各工况下高桩码头的损伤评估系数。

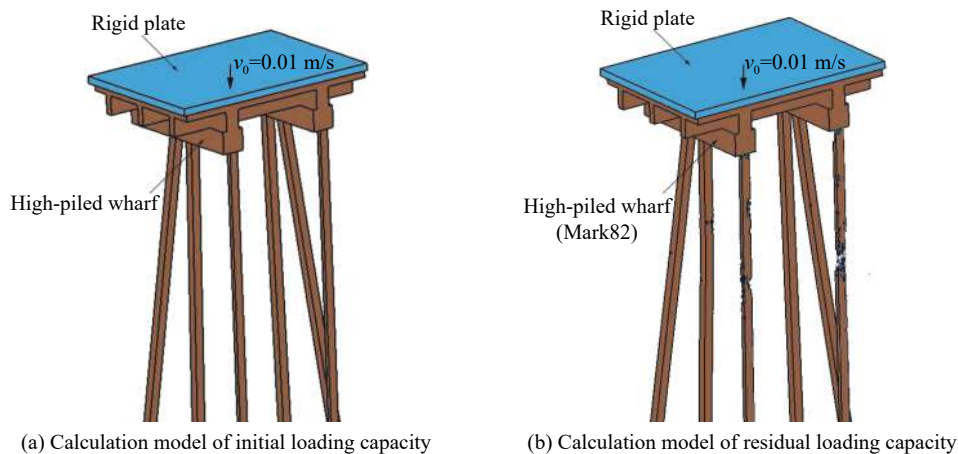


图 13 重启模型

Fig. 13 Restart model

通过爆轰因子反映水下爆炸冲击作用^[17]

$$F = \frac{W^{1/3}}{d} \quad (10)$$

式中: W 为炸药装药量, kg; d 为炸药距离桩基的距离, m。表 3 为不同炸药当量作用下高桩码头的毁伤效应及评估, 其中 $x_{\max}$ 为桩基最大变形, $t_{x\max}$ 为桩基变形最大时刻。

表 3 高桩码头毁伤评估

Table 3 Damage assessment of high-piled wharf

W/kg	F	$x_{\max}/\text{cm}$	$t_{x\max}/\text{s}$	Damage phenomenon	D	Damage level
61.29	1.14	29.4	0.12	The middle and top part of the pile are slightly damaged. The bottom of the pile is slightly damaged. The connection of beams and piles is slightly damaged. The longitudinal beam and the wharf panel are not damaged.	0.06	Slight
117.45	1.42	57.7	0.15	The middle part and the blasting face in top part of pile are damaged, and the reinforcement is exposed. The bottom of the pile is slightly damaged. The connection of beams and piles is slightly damaged.	0.49	Moderate
272.70	1.88	113.9	0.25	The concrete at the top and middle of the pile are completely damaged, and the reinforcement is exposed. the bottom of the pile, longitudinal beam, transverse beam and panel are all damaged. The connection of beams and piles is damaged.	0.76	Severe

4 结 论

基于数值仿真方法建立水下爆炸高桩码头耦合模型, 对水下爆炸作用下高桩码头的破坏过程和损伤机理进行了分析, 探析了不同炸药当量高桩码头的破坏模式, 评估了水下爆炸作用下高桩码头的毁伤效应, 主要得出以下结论:

(1) 冲击波阶段, 由于冲击波持续时间短并发生绕射, 桩基混凝土处于围压状态, 冲击波对桩基的毁伤作用较弱; 高桩码头在气泡第 1 次膨胀阶段迅速发生毁伤, 并在气泡收缩阶段逐渐完成, 在后续气泡脉动过程中高桩码头的毁伤现象基本维持不变。

(2) 气泡脉动阶段, 桩基随气泡膨胀收缩产生周期性往复变形, 桩基中部两侧处于反复拉、压状态, 桩顶与横梁连接处混凝土局部断裂, 桩基整体呈现弯剪破坏。

(3) 水下爆炸作用下, 高桩码头的毁伤部位主要集中在桩基中部、顶部以及桩、梁连接处, 其中桩基与横梁连接处为抗爆最薄弱部位, 桩基浅水区的毁伤程度大于桩基深水区。

(4) 随着炸药当量的增加, 桩基中部和顶部的毁伤程度和毁伤范围增加, 码头横、纵梁连接处以及码头面板相继产生不同程度损伤。

(5) 在 Mark81、Mark82、Mark83 战斗部炸药当量的作用下, 高桩码头的损伤评估分别为: 轻度损伤、中度损伤和重度损伤, 在 Mark83 战斗部炸药当量作用下炸药近场桩基顶部和中部混凝土完全失效, 导致局部桩基丧失承载力。

参考文献:

- [1] 刘美山, 吴新霞, 张恒伟, 等. 混凝土水下爆破炸药单耗试验分析 [J]. *爆破*, 2007, 24(1): 10–13.
LIU M S, WU X X, ZHANG H W, et al. Experimental analysis on specific charge of underwater explosion of concrete [J]. *Blasting*, 2007, 24(1): 10–13.
- [2] 李裕春, 程克明, 沈蔚, 等. 水中冲击波对混凝土结构破坏的实验研究 [J]. *材料工程*, 2008, 307(12): 22–26.
LI Y C, CHENG K M, SHEN W, et al. Damage analysis of concrete structure by underwater shock [J]. *Engineering of Material*, 2008, 307(12): 22–26.
- [3] 赵根, 刘美山. 水中爆炸水击波及其多次脉动的观测与分析 [J]. *长江科学院院报*, 2003, 20(Suppl): 56–57.
ZHAO G, LIU M S. Observation and analysis on shock wave and multiple pulsating caused by underwater blasting [J]. *Journal of Yangtze River Scientific Research Institute*, 2003, 20(Suppl): 56–57.
- [4] GEORGIN J F, REYNOUARD J M. Modeling of structures subjected to impact: concrete behavior under high strain rate [J]. *Cement and Concrete Composites*, 2003, 25(1): 131–143.
- [5] 李建阳, 李永池, 高光发. 混凝土水下径向不耦合爆破特性研究 [J]. *工程爆破*, 2010, 16(1): 1–5.
LI J Y, LI Y C, GAO G F. Study on blasting characteristics of underwater concrete with radial decoupling charge [J]. *Engineering Blasting*, 2010, 16(1): 1–5.
- [6] 张社荣, 王高辉, 王超, 等. 水下爆炸冲击荷载作用下混凝土重力坝的破坏模式 [J]. *爆炸与冲击*, 2012, 32(5): 501–507.
ZHANG S R, WANG G H, WANG C, et al. Failure mode analysis of concrete gravity dam subjected to underwater explosion [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2012, 32(5): 501–507.
- [7] 王高辉, 张社荣, 卢文波, 等. 水下爆炸冲击荷载下混凝土重力坝的破坏效应 [J]. *水利学报*, 2015, 46(6): 723–731.
WANG G H, ZHANG S R, LU W B, et al. Damage effects of concrete gravity dams subjected to underwater explosion [J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 2015, 46(6): 723–731.
- [8] 闫秋实, 宁素瑜, 杜修力, 等. 水中近场爆炸作用下钢筋混凝土桩毁伤效应研究 [J]. *北京工业大学学报*, 2019, 45(2): 55–61.
YAN Q S, NING S Y, DU X L, et al. Damage effect for a typical reinforced concrete pile under the near field explosion in water [J]. *Journal of Beijing University of Technology*, 2019, 45(2): 55–61.
- [9] 刘靖晗, 唐廷, 韦灼彬, 等. 刚性柱附近浅水爆炸荷载特性研究 [J]. *高压物理学报*, 2019, 33(5): 055104.
LIU J H, TANG T, WEI Z B, et al. Pressure characteristics of shallow water explosion near the rigid column [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(5): 055104.
- [10] 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.
- [11] TU Z, LU Y. Evaluation of typical concrete material models used in hydrocodes for high dynamic response simulations [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(1): 132–146.
- [12] MALVAR L J, ROSS C A. Review of strain rate effects for concrete in tension [J]. *ACI Materials Journal*, 1998, 95(6): 735–739.
- [13] BISCHOFF P H, PERRY S H. Compressive behaviour of concrete at high strain rates [J]. *Materials and Structures*, 1991, 24(6): 425–450.

- [14] 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.
- [15] COLE R H. Underwater explosions [M]. Princeton, New Jersey: Princeton University Press, 1948: 118–127.
- [16] 张阿漫, 王诗平, 白兆宏, 等. 不同环境下气泡脉动特性实验研究 [J]. *力学学报*, 2011, 43(1): 71–83.
ZHANG A M, WANG S P, BAI Z H, et al. Experimental study on bubble pulse features under different circumstances [J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2011, 43(1): 71–83.
- [17] 师燕超. 爆炸荷载作用下钢筋混凝土结构的动态响应行为与损伤破坏机理 [D]. 天津: 天津大学, 2009.
SHI Y C. Dynamic response and damage mechanism of reinforced concrete structures under blast loading [D]. Tianjin: Tianjin University, 2009.

Numerical Study of Damage Effect for High-Piled Wharf Subjected to Underwater Explosion

LIU Jinghan^{1,2}, TANG Ting², WEI Zhuobin², LI Lingfeng^{1,2}

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

2. *Naval Logistics College of PLA, Tianjin 300450, China*)

Abstract: In order to study the damage effect of underwater explosion on high-piled wharf, a coupling model of high-piled wharf is established. The damage process of high-piled wharf under underwater explosion is analyzed during shock wave propagation and bubble pulse based on LS-DYNA. The dynamic response and failure mechanism of high-piled wharf and the influence of explosive charge are discussed. The residual loading capacity of high-piled wharf is evaluated. The results show that the damage accumulation of high-piled wharf is mainly developed in the first bubble expansion and the damage is basically formed after the first bubble pulse. The piles have periodic reciprocating deformation due to the bubble pulse, and the top and middle of piles are the weakest parts for anti-explosion performance. The damage effect in the upstream of piles is greater than that in downstream, and the damage of wharf panel and beam is weak. With the increase of explosive charge, the piles near explosive are damaged by bending and shearing, the connection of transverse and longitudinal beams and wharf panel are damaged.

Keywords: underwater explosion; high-piled wharf; bubble pulse; dynamic response; damage effect

EFP 水下成型影响因素的数值模拟

孙远翔¹, 胡皓亮¹, 张之凡²

(1. 北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081;

2. 大连理工大学船舶工程学院, 辽宁 大连 116024)

摘要: 由于密度、压力等物理量存在差异, 爆炸成型弹丸 (EFP) 在空气和水中的成型过程差别较大。为了优化水下 EFP 的设计方案, 利用 AUTODYN 有限元软件开展仿真研究, 详细讨论了装药、药型罩及弹前空气域 3 部分共 7 个变量对 EFP 水下成型过程的影响, 最终得出适合水下 EFP 装药的设计参数。根据仿真结果, 总质量为 1 kg 的 EFP 装药优化后的设计参数: 炸药长径比为 1.5, 炸药种类选择爆速较高的 HMX, 药型罩材料为紫铜, 切向锥角 α 为 145° , 壁厚 δ 为 2 mm, 弹前空气域长度为 3 倍装药半径, 起爆半径 r 为 0.4 倍装药半径。该方案对优化 EFP 速度、长径比及动能等有较好的效果。

关键词: 爆炸成型弹丸; 水下爆炸; 数值模拟; 优化设计

中图分类号: O389

文献标识码: A

在炸药爆轰驱动下, 较大开合角 (一般为 $120^\circ \sim 160^\circ$) 的锥形、球缺形等结构的药型罩发生翻转闭合, 进而形成密实的高速弹丸, 该弹丸称为爆炸成型弹丸 (Explosively formed projectiles, EFP)。相比传统聚能射流, EFP 具有头部质量集中、速度梯度小、开口半径大、炸高不敏感等优势, 能够有效完成战场环境下的破甲穿甲任务。因此, 深入研究 EFP 的成型、运动及侵彻过程, 对于提高武器战斗部毁伤性能具有重要的指导意义。在这一军事需求的牵引下, 国内外学者从多个角度对 EFP 展开研究。Ahmed 等^[1] 通过数值模拟与实验结合的方式进行研究, 采用 FXR 技术捕捉弹丸成型及侵彻的完整图像, 并基于 Autodyn 软件对实验工况开展模拟, 研究结果表明: 8701 型不敏感炸药驱动形成的 EFP 与高聚物黏结 (PBX) 炸药运动速度基本相同, 且具有更高的可靠性及稳定性。曹兵^[2] 基于脉冲 X 射线摄影技术, 捕捉了 EFP 在不同介质中的成型、运动及侵彻过程, 对比研究了 EFP 战斗部在空气和水中对舰船模拟靶板的毁伤效果, 推导得出了弹道压缩波超压公式。实验结果表明: 在水介质中, EFP 对靶板的破口半径约为弹丸直径的 20 倍, 显著高于空气中的 1.85 倍。杨莉等^[3] 综合利用脉冲 X 射线高速摄影技术以及电探针测试技术开展了 EFP 水下侵彻实验, 测得变壁厚球缺罩在侵彻含水复合装甲过程中的速度曲线, 分析了不同前靶厚度对 EFP 速度衰减的影响规律。Markovic 等^[4] 通过仿真和实验相结合的方式, 对比分析了装药壳体对 EFP 成型形态和运动速度的影响, 研究发现: 带壳装药形成的 EFP 速度提升了 17.5%, 动能提升了 55.8%, 且尾翼无折叠现象。杨伟苓等^[5] 将 VESF 起爆系统应用于 MEFP 装药中, 在炸药内部获得了理想的平面波波形, 仿真结果显示, VESF 起爆系统生成的弹丸速度为 2 023 m/s, 比单点起爆速度高出 18.7%, 且炸药量仅需单点起爆的 74.5%。王雅君等^[6] 利用 LS-DYNA 有限元软件对 EFP 水下运动特性进行了仿真研究, 详细讨论了弹丸尾裙长度、实心部厚度、药型罩密度、入水初速度等不同参数的 EFP 侵彻水介质过程中的速度及质量衰减情况。林加剑等^[7] 针对 EFP 有效装药结构

* 收稿日期: 2020-05-13; 修回日期: 2020-06-03

基金项目: 国家自然科学基金青年科学基金 (11802025); 爆炸科学与技术国家重点实验室自主研究课题 (YBKT17-08)

作者简介: 孙远翔 (1967—), 男, 博士, 副教授, 主要从事爆轰理论研究. E-mail: sunyuanxiang002@126.com

通信作者: 张之凡 (1990—), 女, 博士, 副教授, 主要从事水下聚能装药研究. E-mail: zzf84952823@126.com

进行了理论分析,推导了平板运动的相对速度公式,并据此提出了一种能够节省 26.5% 药量的新型 EFP 装药结构。郭腾飞等^[8]利用正交设计方法研究了钽质药型罩各结构参数对 EFP 性能的控制规律,分析了药型罩锥角、壁厚、圆弧半径对 EFP 成型形态的影响,并提出了一组钽质药型罩的最佳设计参数。鲁忠宝等^[9]选取不同炸药品种及起爆方式的战斗部装药,开展了水下爆炸全方位威力场参数测试,得到不同结构战斗部水中爆炸的能量输出规律及其对舰船目标的毁伤效果。此外,还有一些学者从侵彻着角^[10]、小口径 EFP^[11]、弹丸尾翼^[12]等方面进行了探索。然而,目前的研究主要集中于空气中的 EFP 运动侵彻过程,水下 EFP 成型方面的成果相对欠缺。

为此,本研究以 1 kg 装药 EFP 为分析对象,基于 AUTODYN 有限元仿真软件,系统探究装药、药型罩、弹前空气罩等核心部分对水下环境 EFP 成型的影响规律,进而得出一组适用于水中 EFP 的优化设计参数,为水下常规武器的战斗部设计提供一定的仿真参考。

1 仿真建模及计算设置

1.1 仿真建模

仿真模型由水域、EFP 装药及弹前空腔 3 个部分组成,其总体 1/2 模型如图 1 所示。其中,弹前空腔设置为空气域,对应实弹头部位置的空气部分,空腔长度记为 L_{cavity} 。EFP 装药由炸药和药型罩组成,具体结构如图 2 所示。炸药总质量为 1 kg,整体呈圆柱形,通过装药半径 R 、长径比 L/D 两个参量描述;药型罩呈球缺形,罩壁厚度记为 δ ,药型罩两端边缘处切线的夹角记为 α ;炸药采用多点起爆方式,起爆半径为 r ; O 为药柱底面圆心, O_1 、 O_2 为起爆点,关于 O 点对称。原始模型参数见表 1。

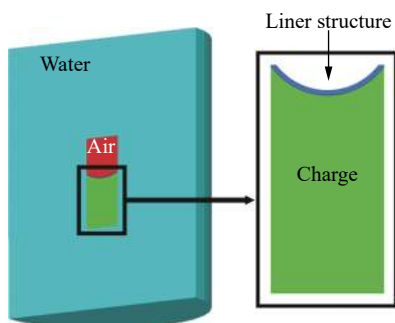


图 1 总体 1/2 模型

Fig. 1 Overall 1/2 model

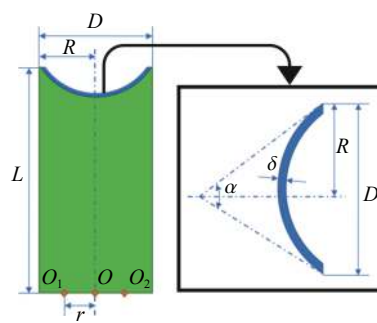


图 2 EFP 装药结构

Fig. 2 EFP charge structure

表 1 原始模型参数

Table 1 Original model parameters

Type	Material	L/D	$\alpha/(^\circ)$	δ/mm	L_{cavity}/R	r/R
TNT	Copper	0.5	120	2	2	0

1.2 状态方程

由于仿真研究涉及水下爆炸、EFP 成型等高瞬态、大变形过程,模型网格可能出现畸变,导致计算终止。因此,仿真模型采用任意拉格朗日-欧拉算法(Arbitrary lagrangian eulerian, ALE)进行计算。ALE 算法的核心思想:每隔一定的时间步长,便根据物质区域的流动边界情况对计算网格进行重分重构,进而避免出现严重的网格变形。仿真模型共涉及 4 类材料:空气、水、炸药及金属药型罩。

空气采用 Ideal Gas 方程

$$p_{\text{air}} = (\gamma - 1)\rho_{\text{air}}e_{\text{air}} \quad (1)$$

式中: p_{air} 为空气压力, ρ_{air} 为空气密度, 绝热常数 $\gamma = 1.4$, 比内能 $e_{\text{air}} = 2.068 \times 10^5 \text{ J/kg}$ 。

水采用 Polynomial 方程

$$p_w = \begin{cases} A_1\mu + A_2\mu^2 + A_3\mu^3 + (B_0 + B_1\mu)p_{w0}e_w & \mu > 0 \\ T_1\mu + T_2\mu^2 + B_0p_{w0}e_w & \mu < 0 \end{cases} \quad (2)$$

式中: p_w 为水的压力; $\mu = \rho_w / \rho_{w0} - 1$, ρ_w 、 ρ_{w0} 分别为水的密度和初始密度; A_1 、 A_2 、 A_3 、 B_0 、 B_1 、 T_1 、 T_2 为物质常数; p_{w0} 为水的初始压力; e_w 为水的比内能。水的 Polynomial 方程主要参数见表 2, 表中材料参数均来源于 AUTODYN 材料库^[13]。

表 2 Polynomial 方程的主要参数

Table 2 Main parameters of Polynomial equation

A_1/GPa	A_2/GPa	A_3/GPa	B_0	B_1	T_1/GPa	T_2/GPa
2.20	9.54	14.57	0.28	0.28	2.20	0

炸药采用 JWL 方程

$$p_e = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 \bar{V}} \right) e^{-R_1 \bar{V}} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 \bar{V}} \right) e^{-R_2 \bar{V}} + \frac{\omega E}{\bar{V}} \quad (3)$$

式中: $\bar{V} = \rho_{b0} / \rho_b$, ρ_b 、 ρ_{b0} 为爆轰产物的密度及初始密度; E 为单位体积炸药的內能; A 、 B 、 R_1 、 R_2 、 ω 为物质常数, 数值根据具体实验确定; e 为欧拉数; p_e 为炸药爆压。不同炸药种类的 JWL 方程主要参数见表 3, 表中材料参数均来源于 AUTODYN 材料库^[13], D_{CJ} 为炸药爆速, p_{CJ} 为爆轰压力。

表 3 JWL 方程主要参数

Table 3 Main parameters of Polynomial equation

Type	A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	ω	$\rho/\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	$D_{CJ}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$E/(\text{GJ} \cdot \text{m}^{-3})$	p_{CJ}/GPa
TNT	373.77	3.75	4.15	0.90	0.35	1630	6930	6.0	21.0
B	524.23	7.68	4.20	1.10	0.34	1717	7980	8.5	29.5
PBX	581.45	6.80	4.10	1.00	0.35	1787	8390	9.0	34.0
H6	758.07	8.51	4.90	1.10	0.20	1760	7470	10.3	24.0
HMX	778.28	7.07	4.20	1.00	0.30	1891	9110	10.5	42.0

金属药型罩采用 Johnson-Cook 方程

$$Y = (A + B\varepsilon_p^n) (1 + C \ln \dot{\varepsilon}_p^*) (1 - T_H^m) \quad (4)$$

式中: Y 为等效应力, A 为初始屈服应力, B 为硬化常数, ε_p^* 为塑性应变率, n 为硬化指数, C 为应变率常数, m 为热软化指数, T_H 为无量纲化温度。不同种类金属材料的 Johnson-Cook 方程的主要参数见表 4, 表中材料参数均来源于 AUTODYN 材料库^[13]。

表 4 Johnson-Cook 方程的主要参数

Table 4 Main parameters of Johnson-Cook equation

Material	A/MPa	B/MPa	n	C	m
Steel	792	510	0.26	0.014	1.03
Copper	90	292	0.31	0.025	1.09
Tungsten alloy	1506	177	0.12	0.016	1.00
Tantalum	142	164	0.31	0.057	0.88

1.3 计算域及网格设置

在数值模拟中, 计算区域及网格密度的设置对仿真结果具有较大影响。具体建模时, 应在保证结果准确性的前提下, 合理规划计算域并设定适当的网格数量, 尽可能地提升计算效率。基于该目的, 通

过试算不同计算域、不同网格尺寸的模型,探索兼顾计算精度与计算效率的最佳设定组合。为了便于后期分析,先固定网格尺寸,试算不同计算域的工况,得到合理计算域后,再改变网格密度进行计算。表 5 整理了全部计算工况,其中工况 3 和工况 11 的计算域及网格尺寸相同,仿真设定时长不同。

表 5 试算工况

Table 5 Conditions of trial calculation

Case No.	Computational domain/(mm × mm)	Grid size/(mm × mm)	Grid quantity	Case No.	Computational domain/(mm × mm)	Grid size/(mm × mm)	Grid quantity
1	1 000 × 400	0.5 × 0.5	1 600 000	8	600 × 240	0.2 × 0.2	3 600 000
2	800 × 320	0.5 × 0.5	1 024 000	9	600 × 240	0.3 × 0.3	1 600 000
3	600 × 240	0.5 × 0.5	576 000	10	600 × 240	0.4 × 0.4	900 000
4	500 × 200	0.5 × 0.5	400 000	11	600 × 240	0.5 × 0.5	576 000
5	400 × 160	0.5 × 0.5	256 000	12	600 × 240	0.6 × 0.6	400 000
6	300 × 120	0.5 × 0.5	144 000	13	600 × 240	0.7 × 0.7	293 878
7	200 × 80	0.5 × 0.5	64 000	14	600 × 240	0.8 × 0.8	225 000

定义单位计算量用时 t^*

$$t^* = \frac{t_{\text{total}}}{N t_{\text{set}}} \quad (5)$$

式中: t_{total} 为仿真实际总用时; N 为网格总量; t_{set} 为仿真设定时长,是指装药起爆到 EFP 运动至边界处的仿真时长。图 3(a)、图 3(b)分别列出了试算工况 1~工况 7 和工况 8~工况 14 的单位计算量用时情况。当网格尺寸一定时,计算域大小会对计算效率产生一定的影响:首先,随着计算域的扩大,由于网格尺寸固定,使得网格总量 N 上升;其次,计算域扩大意味着 EFP 运动至边界需要经过更长的距离,导致 t_{set} 增加,仿真实际用时 t_{total} 则随着计算量的变化而波动。图 3(a)表明,网格尺寸一定,随着计算域的减小, t^* 振荡后趋于 8.5 min 左右。虽然工况 1 对应的 t^* 值最小,但过大的计算量导致总体耗时太长;而工况 5~工况 7 的计算域过小,导致 EFP 完全成型前即到达模型边界。因此,在工况 2~工况 4 中选择 t^* 值最小的工况 3 的计算域较为合适。图 3(b)表明,计算域大小确定, t^* 随着网格尺寸的增加而下降,并逐渐趋于 6 min 左右。在工况 8~工况 14 中,选择工况 10 的网格尺寸能够兼顾计算精度与效率。

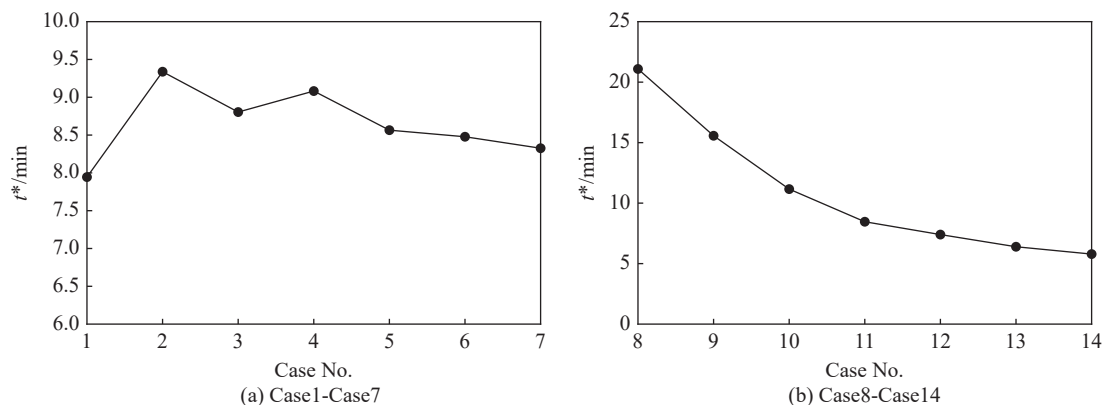


图 3 不同工况单位计算量用时

Fig. 3 Unit calculation time for different conditions

2 仿真结果及分析

为了探索各变量对水中 EFP 成型过程的影响规律,采用单变量的方式进行优化,在每小节的优化过程中,只分析一个变量的影响而固定其他参量的取值。各变量具体取值情况见表 6(Δ代表取值间隔)。

表 6 变量取值情况

Table 6 Summary of variable values

L/D	Type	Material	$\alpha/(\circ)$	δ/mm	L_{cavity}/R	r/R
0.5–3($\Delta = 0.5$)	TNT	Copper	120	2	2	0
1.5	TNT/B/H6/HMX	Copper	120	2	2	0
1.5	HMX	Steel/Copper/Tantalum/Tungsten	145	2	2	0
1.5	HMX	Copper	120–160($\Delta = 5$)	2	2	0
1.5	HMX	Copper	145	2–6($\Delta = 0.5$)	2	0
1.5	HMX	Copper	145	2–6	1–4($\Delta = 0.5$)	0
1.5	HMX	Copper	145	2–6	2	0–0.8($\Delta = 0.2$)

2.1 装药影响分析

2.1.1 长径比

长径比 L/D 会影响爆轰波在装药内部的传播, 进而导致 EFP 在成型过程中的差异。分别选取 L/D 为 0.5、1.0、1.5、2.0、2.5、3.0 共 6 种工况进行仿真。图 4 为不同长径比装药对应 EFP 的速度曲线, 图 5 为 L/D 与 EFP 最大速度之间的关系曲线。图 4 表明, 随着装药长径比的增加, 爆轰波传播时间延长, EFP 获得速度的时刻也依次延迟。开始运动后, 由于存在弹前空腔, 运动阻力较小, EFP 的速度在约 $5 \mu\text{s}$ 内迅速提升至最大速度的 85%~90%, 随后平缓增长。当 EFP 到达空腔尽头进入水中时, 速度出现突变, 随后持续迅速下降。当 $L/D \geq 1.5$ 时, EFP 速度曲线在衰减段趋于一致。根据图 5 曲线可知: EFP 的最大速度随着 L/D 的增加呈先上升后下降的趋势; 在 $L/D = 1.5$ 时取得极大值, 此时 $v_{\text{max}} = 2\,162 \text{ m/s}$ 。

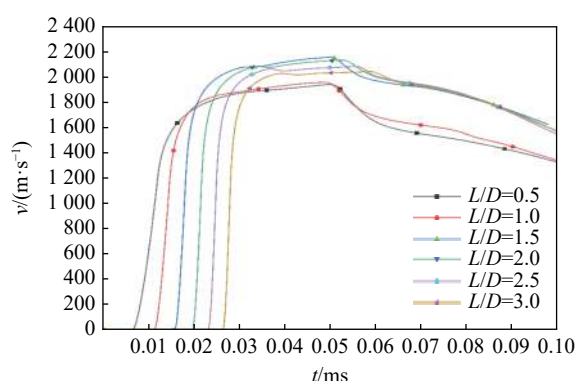


图 4 不同装药长径比 EFP 的速度时间曲线

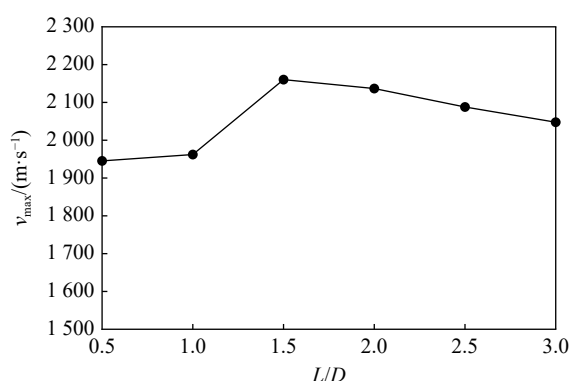
Fig. 4 t - v curves of EFP with different L/D charges

图 5 长径比与 EFP 最大速度的关系

Fig. 5 Variation of L/D with v_{max} of EFP

2.1.2 炸药种类

不同类型装药由于其爆轰性能差异, 在爆轰驱动下的弹丸成型情况也不同。选取 TNT、B 炸药、PBX、H6、HMX 共 5 种典型装药进行仿真。图 6 为不同种类装药对应的 EFP 速度 (v) 曲线, 图 7 为装药种类与 EFP 最大速度 (v_{max}) 的关系曲线。计算结果表明, 炸药对 EFP 的驱动性能排列依次为: HMX > PBX > B 炸药 > H6 > TNT。综合图 6、图 7 及表 2 可知, 随着装药爆速的提升, EFP 开始运动的时刻越早, 获得的最大速度也越高。因此, 装药对 EFP 的驱动性能主要受爆速影响。若将战斗部装药由 TNT 更换为 HMX, 则装药爆速提升 31.5%, 对应的 EFP 最大速度提升 29.7%。

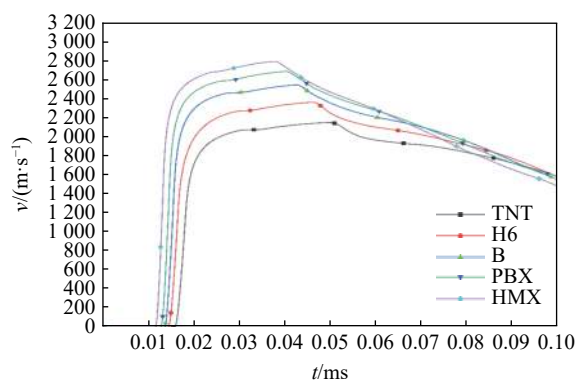


图6 不同类型装药 EFP 的速度-时间曲线

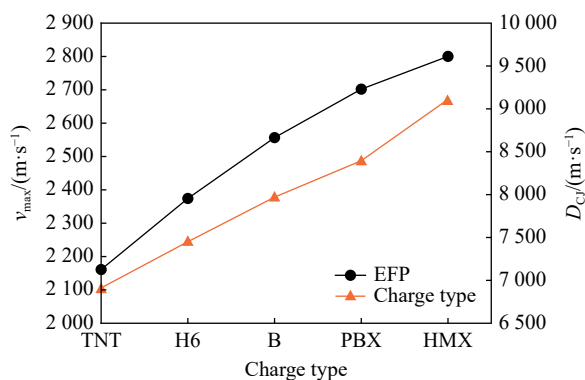
Fig. 6 v - t curves of EFP with different charge types

图7 装药种类与 EFP 最大速度的关系

Fig. 7 Variation of $v_{\max}$ of EFP with charge types

2.2 药型罩影响分析

2.2.1 药型罩材料

选取紫铜、钢、钽及钨合金 4 种典型药型罩材料进行仿真。图 8 为不同药型罩材料对应的 EFP 速度曲线, 图 9 为材料种类与 EFP 最大速度关系曲线。计算结果表明: 铁质 EFP 的最大速度分别高出紫铜、钽、钨合金 EFP 7.4%、63.3% 和 65.3%, 但其速度衰减也最快。钽、钨合金两种材质 EFP 对应的速度曲线非常接近: 点火后约 24 μ s, EFP 加速至最大速度, 而后呈缓慢衰减趋势, 76 μ s 内速度衰减幅度约为 19.4%; 紫铜 EFP 最大速度为 2805.6 m/s, 与铁质 EFP 接近, 但衰减速度远低于后者; 100 μ s 时, 紫铜 EFP 剩余速度分别高出铁、钽、钨合金 585.6、58.2、31.9 m/s。综合图 9 材料密度数据可知: 密度越大, EFP 在水中的最大速度越低, 但速度衰减也越缓慢。综合以上分析, 选择紫铜作为水中 EFP 的药型罩材料比较合适。

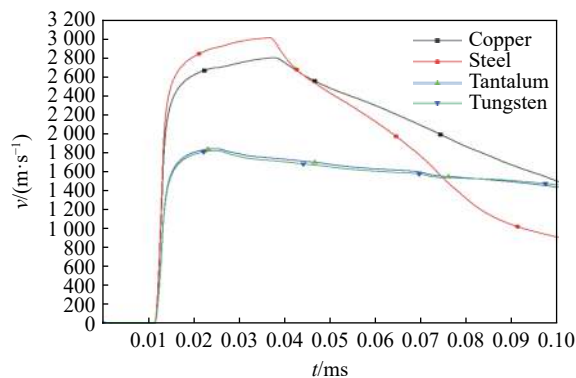


图8 不同药型罩材料 EFP 的速度-时间曲线

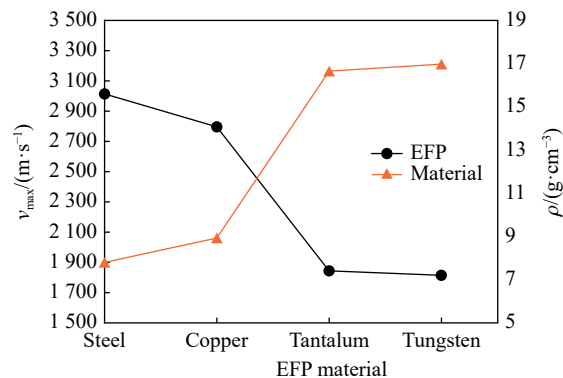
Fig. 8 v - t curves of EFP with different liner material

图9 药型罩材料与 EFP 最大速度的关系

Fig. 9 Variation of $v_{\max}$ of EFP with liner material

2.2.2 切向锥角

如图 2 所示, 当装药半径 R 确定时, 切向锥角 α 决定了药型罩的圆弧半径。由于水的巨大阻力, 不同锥角的药型罩在成型后形状差异较大。因此, 在选择合适的 α 值时, 不仅要考虑 EFP 的运动速度, 还要结合 EFP 成型形状进行综合分析。EFP 药型罩结构 α 值的区间通常为 $120^\circ \sim 160^\circ$, 在该区间内等分选取 9 组 α 值工况进行仿真。图 10 为不同锥角对应的 EFP 速度曲线, 图 11 为锥角 α 与 EFP 最大速度关系曲线。计算结果表明, 随着锥角 α 增大, EFP 能够达到的最大速度不断提高, 但峰值过后的衰减幅度也不断扩大。以 $\alpha = 120^\circ$ 和 $\alpha = 160^\circ$ 为例, 后者最大速度高出前者 17.2%, 100 μ s 时速度衰减幅度高出前者 19.5%。因此, 仅从速度方面考虑, α 值较大的药型罩更有利于提升 EFP 在水中的毁伤性能。

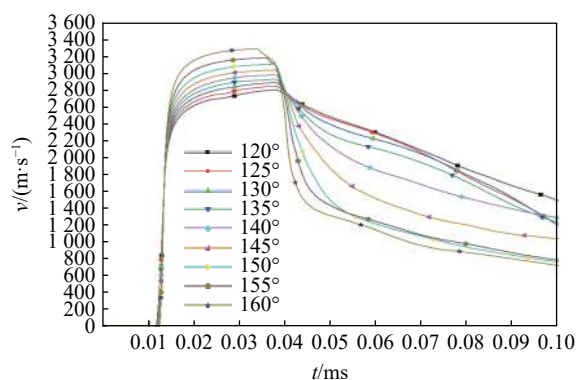
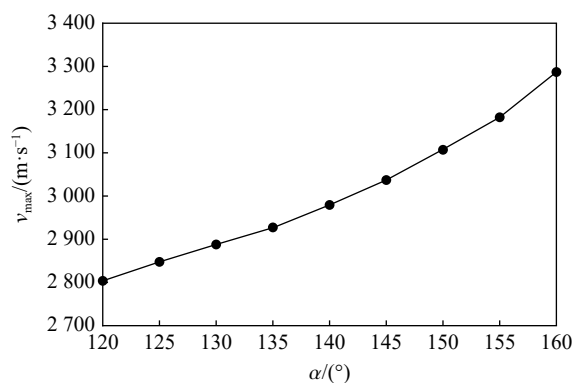
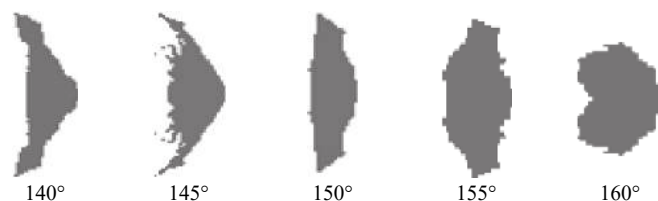
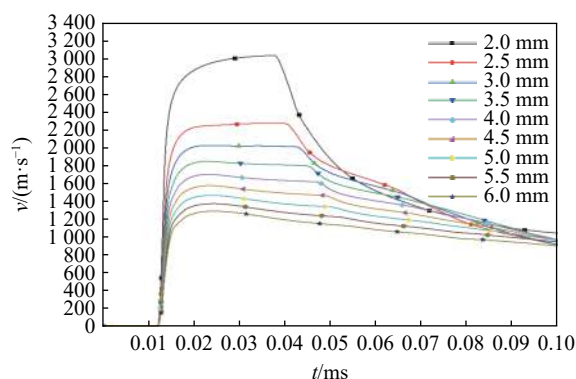
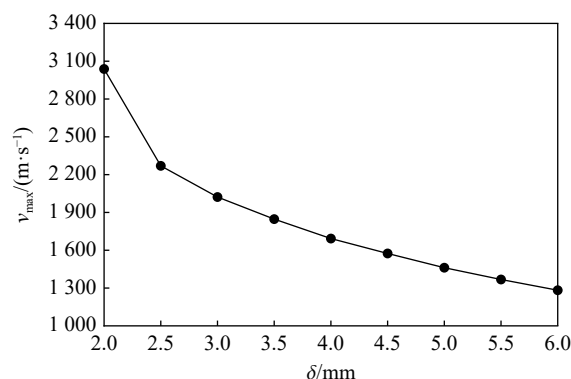
图 10 不同 α 值 EFP 的速度-时间曲线Fig. 10 v - t curves of EFP with different α values图 11 α 值与 EFP 最大速度的关系Fig. 11 Variation of α values with $v_{\max}$ of EFP

图 12 为 α 值在 $140^\circ \sim 160^\circ$ 区间时, EFP 在水中稳定成型后的形状。由图 12 可以清楚看出, 随着 α 值的增大, 弹丸形状呈“蜷缩化”趋势, 越来越接近于球状。当 $\alpha \geq 150^\circ$ 时, EFP 头部扁平化, 导致速度方向的受力面过大, 非常不利于在水中的运动及侵彻, 这也解释了图 10 中 α 值越大则速度衰减幅度越大的现象。综合以上分析, α 值取 145° 能够较好地兼顾 EFP 的速度与形状, 实现性能的优化。

图 12 不同 α 值对应的 EFP 形状Fig. 12 EFP shapes corresponding to different α values

2.2.3 壁厚

在 $2 \sim 6$ mm 区间内每隔 0.5 mm 选取一组壁厚 δ 值, 对这 9 种工况展开仿真。图 13 为不同壁厚对应的速度曲线, 图 14 为壁厚 δ 与 EFP 最大速度关系曲线。计算结果表明, 不同 δ 值对应的 EFP 在速度方面具有较大差异, 总体规律表现为: 随着厚度 δ 的增加, EFP 的最大速度不断降低, 但速度衰减幅度也相应减小。根据图 14 可以看出, 在 δ 值增加的初始阶段, $v_{\max}$ 迅速下降, 说明此阶段 δ 值对 EFP 速度具有较强的影响力。当 $\delta > 3.0$ mm 时, $v_{\max}$ 衰减幅度趋于平缓。 $\delta = 2.0$ mm 与 $\delta = 3.0$ mm 两种工况相比, 最大速度差值为 1009.5 m/s, 前者高出后者 49.7%; 而 $\delta = 5.5$ mm 与 $\delta = 6.0$ mm 两种工况相比, 最大速度差值为 83.1 m/s, 前者仅高出后者 6.4%。因此, 选择 $\delta = 2.0$ mm 作为药型罩壁厚较为合适。

图 13 不同 δ 值 EFP 的速度-时间曲线Fig. 13 v - t curves of EFP with different δ values图 14 δ 值与 EFP 最大速度的关系Fig. 14 Variation of δ values with $v_{\max}$ of EFP

2.3 空气域长度影响分析

空气域为 EFP 的加速运动过程提供了空间条件,若空气域过短,则 EFP 无法充分成型提速;反之,则会造成武器内部空间的浪费。因此,选择合适的空气域长度对 EFP 的优化设计具有重要意义。在空气域长度 $R \sim 4R$ 范围内等份选取 7 组工况进行仿真(此处空气域长度通过 L_{cavity}/R 刻画,即装药半径倍数)。图 15 为不同空气域长度对应的 EFP 速度曲线,图 16 为空气域长度与 EFP 最大速度的关系曲线。计算结果表明:不同 L_{cavity}/R 值的工况,速度曲线在前 0.025 ms 内的变化趋势相同;当 EFP 进入水中后,速度开始急剧下降,衰减规律也近似。随着空气域长度的增加, EFP 速度衰减的时间点不断推迟,其能够达到的最大速度也有所提升。由图 16 可知,当 $L_{\text{cavity}}/R < 3$ 时,随着空气域长度变大, EFP 最大速度不断增加,但增幅减缓;当 $L_{\text{cavity}}/R \geq 3$ 后, EFP 最大速度趋于稳定,此时空气域长度不再是限制速度提升的因素。因此,选取空气域长度为 3 倍的装药半径比较合适。

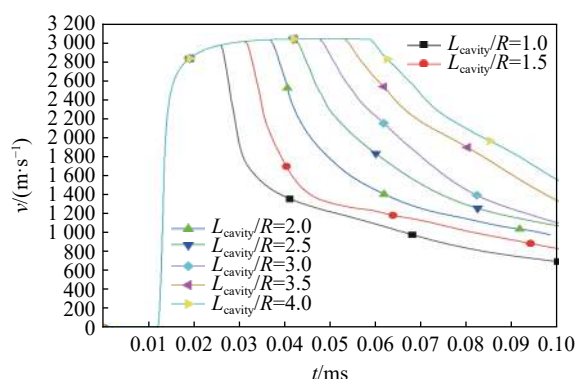


图 15 不同 L_{cavity}/R 值 EFP 的速度-时间曲线

Fig. 15 v - t curves of EFP with different L_{cavity}/R values

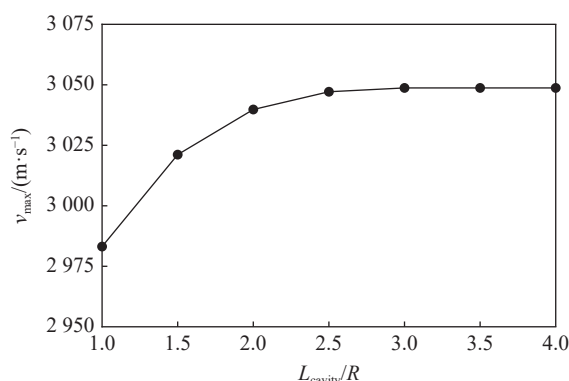


图 16 L_{cavity}/R 值与 EFP 最大速度的关系

Fig. 16 Variation of L_{cavity}/R values with v_{max} of EFP

2.4 起爆半径影响分析

多点起爆对 EFP 成型具有较大影响,合理设置起爆半径能够有效提升 EFP 性能。 r 在 $0 \sim 0.8R$ 范围内等份选取 5 组工况开展仿真研究($r = 0$ 时为单点中心起爆)。图 17 为不同起爆半径 r 对应的 EFP 速度曲线,图 18 为起爆半径 r 与 EFP 最大速度的关系曲线。由图 17 可知,起爆半径 r 对 EFP 速度的影响主要表现在加速阶段,在该阶段中,起爆半径 r 较大的曲线位于上方;而当 EFP 进入水中后,5 条速度曲线呈现相似的衰减规律。0.18 ms 时,不同 r 值的 EFP 速度均处于 600 m/s 附近。根据图 18 可得,随着起爆半径 r 的增加, EFP 的最大速度不断提升。因此,根据速度指标,应尽量选用较大的 r 值。

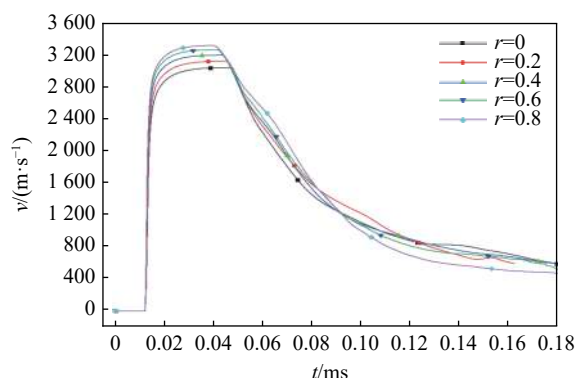


图 17 不同 r/R 值 EFP 的速度-时间曲线

Fig. 17 t - v curves of EFP with different r/R values

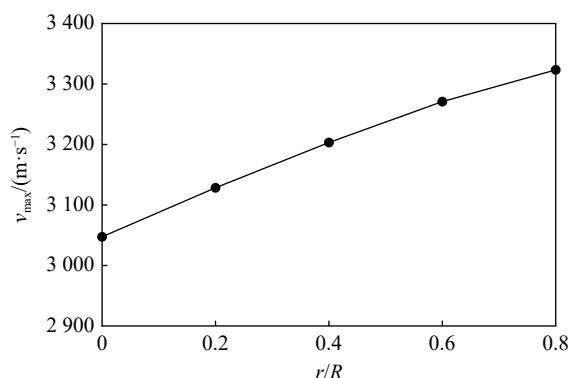


图 18 r/R 值与 EFP 最大速度的关系

Fig. 18 Variation of r/R values with v_{max} of EFP

图 19 展示了 r 为 $0.4R$ 、 $0.6R$ 、 $0.8R$ 时 EFP 的成型过程。同一组工况下, EFP 在前 $50 \mu\text{s}$ 内长径比不断增大,成型过程与空气中相似;到 $60 \mu\text{s}$ 时, EFP 受到水的阻力,开始出现坍塌现象,头部变得扁平。

对比不同 r 值的图像可以发现,随着 r 值的增加,EFP 头部逐渐出现撕裂,且在 $60\text{ }\mu\text{s}$ 时刻弹体出现断裂现象(见 $r=0.6R$ 和 $r=0.8R$ 图像),而 $r=0.4R$ 时则保持了较好的形态。综合以上分析, r 取 $0.4R$ 比较合适。

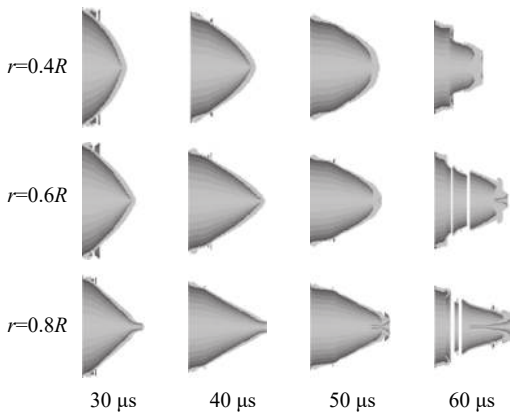


图 19 不同 r 值对应的 EFP 形状
Fig. 19 EFP shapes corresponding to different r values

2.5 优化后的仿真结果

经过以上仿真分析,得到了一组优化后的 EFP 设计参数,具体数据见表 7。

表 7 优化后的 EFP 参数
Table 7 Optimized EFP parameters

L/D	Type	Material	$\alpha/(^{\circ})$	δ/mm	L_{cavity}/R	r/R
1.5	HMX	Copper	145	2	3	0.4

表 8 展现了优化前后 EFP 的速度 v 、长径比 L/D 及动能 E_k 3 项指标的具体值,并与文献 [2] 中的实验数据进行对比。结果表明:优化前,药型罩在爆轰波和水的双重作用下,中心区域出现撕裂,整体形态不利于克服水的阻力,严重降低了运动速度,其最大速度仅为 $1\,947.7\text{ m/s}$,长径比为 0.39 ,动能为 $1.50 \times 10^5\text{ J}$;经过优化的药型罩能够形成稳定的锥状头部,有效克服了水中的阻力效应,最大速度可达 $3\,204.6\text{ m/s}$,长径比为 0.73 ,动能为 $3.64 \times 10^5\text{ J}$ 。相比优化前,速度提升了 64.5% ,长径比增加 0.87 ,动能提升 142.7% 。说明优化过程使 EFP 在速度、形态及能量方面均得到了一定的提升。

表 8 优化前后效果对比
Table 8 Effect comparison before and after optimization

Comparison	$v/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	L/D	E_k/J	EFP shape
Before optimization	1 947.7	0.39	1.50×10^5	
After optimization	3 204.6	0.73	3.64×10^5	
Previous achievements ^[2]	1 935.0	0.76		

3 结 论

基于 AUTODYN 有限元软件,对水下 EFP 聚能装药设计开展优化,重点针对装药及药型罩两处核心部件进行了仿真研究,分析了装药种类及长径比、药型罩材料、切向锥角、壁厚空气域长度、起爆半径等因素对 EFP 水下成型的影响。

(1)装药质量一定的情况下,EFP 最大速度随着长径比的增加呈先增后减的趋势,当 L/D 取 1.5 时,EFP 能够获得较高的运动速度;装药的爆速能够有效提升弹丸速度,在设计时可以通过选用 HMX 等高能炸药提升 EFP 性能。

(2)选取紫铜作为药型罩材料,EFP 能够获得较高的运动速度,且速度衰减幅度较小;切向锥角 α 越大,EFP 最大速度越高,当 $\alpha = 145^\circ$ 时,能够兼顾运动速度与弹丸形状;增加药型罩壁厚 δ ,会导致 EFP 最大速度下降,当 $\delta = 2\text{ mm}$ 时,EFP 速度显著提升;空气域长度选取 3 倍装药半径、起爆半径选取 0.4 倍装药半径比较合适。

(3)优化后的 EFP 最大速度、长径比及动能相比原设计均有显著提升,说明仿真优化手段在 EFP 设计方面能够起到一定的借鉴意义。

参考文献:

- [1] AHMED M, MALIK A Q, HUANG S A, et al. Penetration evaluation of explosively formed projectiles through air and water using insensitive munition: simulative and experimental studies [J]. *Engineering, Technology & Applied Science Research*, 2016, 6(1): 913–916.
- [2] 曹兵. EFP 战斗部水下作用特性研究 [J]. *火工品*, 2007(3): 1–5.
CAO B. Study on the performance of EFP warhead operating underwater [J]. *Initiators & Pyrotechnics*, 2007(3): 1–5.
- [3] 杨莉, 张庆明, 巨圆圆. 爆炸成型弹丸对含水复合装甲侵入的实验研究 [J]. *北京理工大学学报*, 2009, 29(3): 197–200.
YANG L, ZHANG Q M, JU Y Y. Experimental study on the penetration of explosively formed projectile against water-partitioned armor [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2009, 29(3): 197–200.
- [4] MARKOVIC M, ELEK P, JARAMAZ S, et al. Numerical and analytical approach to the modeling of explosively formed projectiles [C]//Proceedings of the 6th International Scientific Conference on Defensive Technologies. Belgrade, Serbia, 2014: 1–6.
- [5] 杨伟苓, 姜春兰, 王在成, 等. 基于 VESF 起爆系统 MEFP 装药的数值与实验研究 [J]. *高压物理学报*, 2013, 27(5): 751–756.
YANG W L, JIANG C L, WANG Z C, et al. Experimental study and numerical simulation on MEFP based on VESF initiation [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2013, 27(5): 751–756.
- [6] 王雅君, 李伟兵, 李文彬, 等. 爆炸成型模拟弹丸水中飞行影响因素 [J]. *弹道学报*, 2018, 30(1): 87–92.
WANG Y J, LI W B, LI W B, et al. Factors influencing flight characteristics of simulated EFP in water [J]. *Journal of Ballistics*, 2018, 30(1): 87–92.
- [7] 林加剑, 贾虎. 爆炸成型弹丸有效装药结构理论分析及试验研究 [J]. *弹箭与制导学报*, 2015, 35(1): 59–62, 67.
LIN J J, JIA H. Theoretical analysis and experimental research on the effective shaped charge with EFP [J]. *Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2015, 35(1): 59–62, 67.
- [8] 郭腾飞, 李伟兵, 李文彬, 等. 钽罩结构参数对 EFP 成型及侵入性能的控制 [J]. *高压物理学报*, 2018, 32(3): 035104.
GUO T F, LI W B, LI W B, et al. Controlling effect of tantalum liner's structural parameters on EFP formation and penetration performance [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2018, 32(3): 035104.
- [9] 鲁忠宝, 黎勤, 哈海荣. 不同能量输出结构战斗部水下爆炸毁伤威力试验研究 [J]. *水下无人系统学报*, 2019, 27(1): 71–77.
LU Z B, LI Q, HA H R. Experimental study on underwater explosion damage power of warhead with different energy output configuration [J]. *Journal of Unmanned Undersea Systems*, 2019, 27(1): 71–77.
- [10] 樊菲, 李伟兵, 王晓鸣, 等. 爆炸成型弹丸战斗部不同侵入角下的毁伤能力研究 [J]. *高压物理学报*, 2012, 26(2): 199–204.
FAN F, LI W B, WANG X M, et al. Research on the damaging ability of EFP warhead at different incidence angle [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2012, 26(2): 199–204.

- [11] 于川, 王伟, 陈浩, 等. 小口径药型罩爆炸成型弹丸设计与多层钢靶侵彻实验 [J]. *高压物理学报*, 2014, 28(1): 69–72.
YU C, WANG W, CHEN H, et al. Design of explosively formed projectile liner with small radius and experiment of penetrating multi-layer steel target [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2014, 28(1): 69–72.
- [12] 林加剑, 任辉启, 沈兆武. 尾翼型爆炸成型弹丸的数值模拟及实验研究 [J]. *高压物理学报*, 2009, 23(3): 215–222.
LIN J J, REN H Q, SHEN Z W. Numerical and experimental study on explosively formed projectile with fins [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2009, 23(3): 215–222.
- [13] Century Dynamics Inc. Interactive non-linear dynamic analysis software AUTODYNTM user manual [M]. Houston, USA: Century Dynamics Inc., 2003.

Simulation Study on Influential Factors of EFP Underwater Forming

SUN Yuanxiang¹, HU Haoliang¹, ZHANG Zhifan²

(1. State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China;

2. School of Naval Architecture & Ocean Engineering, Dalian University of Technology,

Dalian 116024, Liaoning, China)

Abstract: Due to the difference in physical quantities such as density and pressure, the forming process of explosive formed projectile(EFP) in air and water is quite different. In order to optimize the design scheme of underwater EFP, the simulation study was carried out using AUTODYN finite element software and the specific effects of the seven variables of the charge were discussed in detail. A set of design parameters suitable for underwater EFP charge is produced. According to the simulation results, the optimized design parameters of the EFP charge with a total mass of 1 kg are: the aspect ratio of the explosive is 1.5, the type of explosive is HMX with a higher detonation speed, the material of the liner structure is copper, and the tangential cone angle is 145° , the wall thickness δ is 2 mm, the length of the air field is 3 times the charge radius, and the initiation radius r is 0.4 times the charge radius. This scheme has a good effect on optimizing EFP speed, aspect ratio and kinetic energy.

Keywords: explosive formed projectiles; underwater explosion; numerical simulation; optimized design