

DOI: 10.11883/bzycj-2021-0106

水下爆炸冲击波壁压理论及 数值计算方法改进研究*

刘晓波, 李 帅, 张阿漫

(哈尔滨工程大学船舶工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150001)

摘要: 水下爆炸冲击波是舰船抗冲击评估中重要的载荷成分, 也是水中结构物毁伤程度快速预报的关键和依据。通过小当量实验发现, 由于传统 Taylor 平板理论公式忽略了冲击波波速的非线性变化, 导致其在预报近距离水下爆炸冲击波壁压脉宽时出现偏差。为此, 给出了比例爆距 $R/W^{1/3}$ 为 $0.11 \sim 5.30 \text{ m/kg}^{1/3}$ (R 为爆距, W 为炸药质量) 下的冲击波速度拟合公式, 对传统 Taylor 理论公式进行修正。修正后, 在 $R/W^{1/3}=0.11 \text{ m/kg}^{1/3}$ 下, 壁压脉宽及冲量偏差大幅减小; 在 $R/W^{1/3} \geq 0.21 \text{ m/kg}^{1/3}$ 下, 两者偏差均小于 12%。此外, 在处理水下近场和中远场爆炸问题时, 发现数值耗散会导致壁压峰值被明显削弱, 于是提出了一种可行的数值策略消除计算中数值耗散导致的削弱效应, 结果与修正的 Taylor 平板理论公式吻合良好, 峰值偏差均小于 9%。改进后的冲击波壁压理论公式及数值计算方法可为舰船抗爆抗冲击领域提供理论和技术支撑。

关键词: 水下爆炸; 壁压; 冲击波; Taylor 平板理论

中图分类号: O382

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

An improvement of the wall-pressure theory and numerical method for shock waves in underwater explosion

LIU Xiaobo, LI Shuai, ZHANG Aman

(College of Shipbuilding Engineering, Harbin Engineering University, Harbin 150001, Heilongjiang, China)

Abstract: Underwater blast shock wave is an important load in the evaluation of the impact resistance of ships, and it is also the key and basis for the fast prediction of the structure damage in underwater explosions. In the present study, a series of small equivalent underwater explosion experiments were carried out in the explosion tank. By comparing the theoretical predicted and experimental measured wall pressure characteristics, the applicability of the traditional Taylor formula in predicting the wall pressure of the underwater explosion shock wave was explored. It is found that the deviation of the Taylor plate theory in predicting the pulse width of the wall-pressure is mainly because the nonlinear variation of the shock wave velocity is not considered. Given this, a fitting formula of the shock wave velocity for $0.11 \text{ m/kg}^{1/3} \leq R/W^{1/3} \leq 5.30 \text{ m/kg}^{1/3}$, where R is the detonation distance and W is the charge weight, is given to improve the traditional Taylor theoretical formula. The corrected theoretical values are in good agreement with the experimental values. For $R/W^{1/3}=0.11 \text{ m/kg}^{1/3}$, the pulse-width deviation of the wall-pressure of the shock wave between the improved Taylor formula and the experimental result is reduced from 79.6% to 26.6%, and the deviation of the impulse is reduced from 119.3% to 58.4%. For $R/W^{1/3} \geq 0.21 \text{ m/kg}^{1/3}$, the deviations of the pulse-width and the impulse of wall-pressure are both less than 12%. Moreover, in the simulation of the wall-pressure change at different distances by numerical method (e.g., finite element method), it is found that the numerical dissipation causes the

* 收稿日期: 2021-03-24; 修回日期: 2021-07-01

基金项目: 国家自然科学基金(51709056); 中央高校基本科研业务费(3072020CFJ0105);
黑龙江省博士后科研启动金(LBH-Q20016)

第一作者: 刘晓波(1997—), 男, 硕士, liuxiaobo_2020@163.com

通信作者: 李 帅(1990—), 男, 博士, 副教授, hgcls@163.com

plate to move in advance (before the arrival of the shock wave front), leading to a significant decrease in the peak of the wall-pressure when dealing with the near-field and far-field underwater explosion problems. Therefore, a feasible numerical strategy was proposed to eliminate the weakening effect caused by numerical dissipation. The improved numerical results are in great agreement with the improved Taylor plate theory, and the deviation of the wall-pressure peak is less than 9%. The improved theoretical formula and numerical method for the shock wave wall pressure can provide theoretical and technical supports for the field of explosion protection of ships.

Keywords: underwater explosion; wall pressure; shock wave; Taylor plate theory

水下爆炸过程中, 冲击波载荷经自由场传播后作用于结构表面, 而后入射波与反射波在其表面迅速叠加形成壁压, 造成结构局部初始运动及变形, 在近距离爆炸下甚至会发生严重的毁伤^[1-2]。结构壁面压力的测定是结构强度评估的重要内容, 同样也是理论及数值求解结构运动和变形的前提条件^[3-5], 对水面舰船、潜艇等海洋装备和武器的设计及防护至关重要^[6]。

现有水下爆炸冲击波壁压的工作主要是基于 Taylor 平板理论的假设推导、数值模拟及中远场水下小当量爆炸的实验测试进行探索研究, 在近距离爆炸及大当量实船测试上较为罕见。在传统 Taylor 平板理论的基础上, 李海涛等^[7]对多种入射角度下的冲击波壁压峰值及衰减常数变化进行了分析, 发现中远场下的壁压峰值实验值与理论值存在较大偏差, 而在时间衰减常数上两者基本一致。罗泽立等^[8]通过考虑近距离爆炸下水和材料的可压缩性, 建立了强冲击波与结构的相互作用模型, 并通过接触爆炸实验进行了验证, 发现两者在脉宽上吻合较好。在此基础上, 陈莹玉^[9]结合波动理论, 采用一种波动求解方法, 获得了近距离爆炸下壁压变化规律, 并验证了该计算方法在近距离爆炸下的准确性。在数值计算上, 随着高精度制导技术及水下跟踪技术的发展, 水面舰船或潜艇遭受近场爆炸毁伤的几率大大增加^[10], 对壁压的研究也由中远场转向近场爆炸和接触爆炸, 但由于近距离爆炸下冲击波压力峰值大, 且与结构存在强烈的流固耦合作用, 现有传感器响应速度及强度难以同时满足需求, 导致壁压数据采集困难^[11], 相关实验研究较少, 此时数值方法成为主要研究手段。屈子悦^[12]研究了近场爆炸下不同厚度平板表面的冲击波压力特性, 发现随着板厚减小或者爆距增大, 壁压峰值与理论值的偏差逐渐增大。罗泽立等^[8]通过对接触爆炸工况进行模拟, 发现得到的壁压峰值与实验值吻合较好。在实验测量上, 王海坤等^[13]利用 MEAS 型壁压传感器测得了 0.9 及 1.0 倍最大气泡半径下的冲击波壁压时历曲线, 发现 2 种工况下测得的冲击波壁压峰值均与理论值较接近, 两者偏差小于 10%。周章涛等^[14]利用 PVDF 压电薄膜获得了接触爆炸下冲击波的传播规律, 并结合数值模拟分析了冲击波与钢板、气泡的耦合作用。张臣等^[15]通过大当量炸药水下爆炸实船壁压测定试验, 获得了空衬船板表面的壁压变化过程。张振华等^[16]利用缩比模型分析了不同状态下液舱结构的冲击波壁压特性。现有工作对冲击波壁压的测定多集中在其峰值上, 而对脉宽大小及传统 Taylor 理论公式在接触爆炸和近场爆炸的适用性上研究相对匮乏。并且在实验和数值模拟结果上, 冲击波壁压峰值均小于理论值(接近 2 倍的自由场冲击波峰值), 但其中的差异来源及改进方法尚未有详细的研究及分析。

本文中, 以 Taylor 平板理论为基础, 用比例爆距 $R/W^{1/3}$ ^[17-18] 来表达不同爆距、装药量及装药密度对冲击波壁压的影响, 通过小当量水下爆炸实验探究不同爆炸范围内传统 Taylor 理论公式在计算冲击波壁压上的有效性; 而后, 分析冲击波速度非线性变化对传统 Taylor 理论壁压脉宽的影响, 给出不同比例爆距下的冲击波速度拟合公式, 对传统 Taylor 理论公式进行修正; 同时初步探讨数值耗散对冲击波壁压峰值的影响, 并给出一种简单可行的数值计算改进方法, 以期可为舰船抗爆抗冲击领域提供理论和技术支撑。

1 水下爆炸冲击波壁压计算公式

在 Taylor 平板理论^[19]中, 假设结构模型为无限大、自由、刚性平板, 水为无黏、无旋、弱可压缩流

体, 直角坐标系的原点及方向选取如图 1 所示, 坐标原点在平板表面中心, 以向右为正方向。入射冲击波为从左向右传播, 且冲击波峰值呈指数形式衰减, 则冲击波压力为:

$$p(t) = p_m e^{-t/\theta} \quad (1)$$

式中: p 为冲击波压力, MPa; p_m 为自由场冲击波压力峰值, MPa; θ 为压力衰减时间常数。

压力峰值到达平板表面后, 结合质量和动量守恒定律, 壁压可表示为:

$$p_b(t) = 2p_m e^{-t/\theta} - \rho cv(t) \quad (2)$$

式中: p_b 为冲击波壁压, ρ 为流体密度, c 为流体中的冲击波传播速度, v 为平板的速度。可见, 冲击波作用后, 平板表面压力主要受 2 种作用力影响, 一种是入射波与反射波在平板壁面叠加后造成的压力, 另一种是平板运动带来的削弱力, 其对冲击波壁压峰值没有影响, 但会改变冲击波壁压的下降速度, 进而影响壁压脉宽及整体冲量。

令板质量(单位面积)为 M , 加速度为 a , 得到平板运动的控制方程:

$$Ma(t) + \rho cv(t) = 2p_m e^{-t/\theta} \quad (3)$$

结合初始条件, 背空、背水状态下的冲击波平板壁压计算公式分别为:

$$p_{b1} = 2p_m e^{-t/\theta} - \frac{2p_m \beta}{\beta - 1} (e^{-t/\theta} - e^{-t\beta/\theta}) \quad (4)$$

$$p_{b2} = 2p_m e^{-t/\theta} - \frac{2p_m \beta}{2\beta - 1} (e^{-t/\theta} - e^{-2t\beta/\theta}) \quad (5)$$

式中: $\beta = \rho c \theta / M$ 。当爆径比 $2 \leq R/R_0 < 6$ 时 ($0.11 \text{ m/kg}^{1/3} \leq R/W^{1/3} < 0.32 \text{ m/kg}^{1/3}$, R 为爆距, R_0 为药包初始半径, W 为 TNT 炸药质量), p_m 取自明付仁^[20]的水下接触爆炸冲击波经验公式(炸药为 TNT):

$$p_m = 29.9(W^{1/3}/R)^{1.8} \quad (6)$$

当爆径比 $R/R_0 \geq 6$ ($R/W^{1/3} \geq 0.32 \text{ m/kg}^{1/3}$) 时, p_m 取自 Zamyshlyayev 经验公式^[21](炸药为 TNT):

$$p_m = \begin{cases} 44.1(W^{1/3}/R)^{1.5} & 6 \leq R/R_0 < 12 \\ 52.4(W^{1/3}/R)^{1.13} & 12 \leq R/R_0 < 240 \end{cases} \quad (7)$$

2 冲击波壁压理论公式修正

2.1 壁压理论与实验结果对比分析

为探究传统 Taylor 理论公式^[19]在计算水下爆炸冲击波壁压变化过程的有效性, 本文中进行了小当量水下爆炸实验, 并结合部分他人实验, 将接触爆炸、近场爆炸及远场爆炸下的实验结果与传统 Taylor 理论公式计算进行了对比分析。其中表 1 和表 2 中工况 1~2 取自文献 [14], 工况 3 取自文献 [7], 工况 4 取自文献 [13], 工况 5~11 为本文中开展的小当量冲击波壁压实验, 实验设置如图 2 所示, 水箱尺寸为 $4 \text{ m} \times 4 \text{ m} \times 4 \text{ m}$, 液面高度为 3.6 m ; 平板为 Q235 钢板, 厚度 D 为 2 cm , 直径为 1.5 m ; 传感器采用 CY-YD-214 型压电式压力传感器, 布置于 Q235 钢板中心处。

图 3 和图 4 给出了工况 1、工况 2、工况 3 和工况 7 下壁压实验值与传统 Taylor 理论公式的对比结果。由图 3~4 可知, 随着 $R/W^{1/3}$ 的增大, 冲击波壁压峰值逐渐减小, 同时壁压下降趋势也在不断减缓。在接触爆炸(工况 1、工况 2)中, 实验值与理论值在壁压峰值上吻合较好, 但在脉宽(壁压从峰值降到零所用的时间)及整体冲量上相差较大; 而在近场爆炸(工况 3)及远场爆炸(工况 7)中, 实验值与理论值在冲击波壁压峰值、脉宽及整体冲量上均相差较小, 吻合较好。

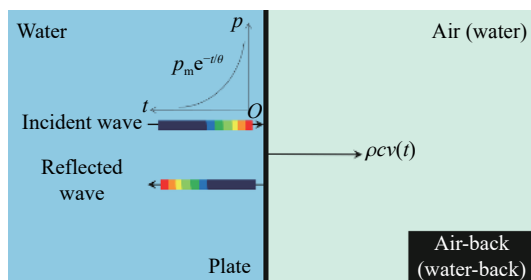


图 1 冲击波与平板的相互作用示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the interaction between the shock wave and the plate

表 1 冲击波壁压峰值实验值与传统 Taylor 理论公式结果对比

Table 1 Comparison of the experimental and theoretical Taylor formula results of wall pressure

工况	钢板材料	D/mm	W/g	$(R \cdot W^{-1/3})/(\text{m} \cdot \text{kg}^{-1/3})$	R/R ₀	壁压峰值		
						$p_{b,th}/\text{MPa}$	$p_{b,exp}/\text{MPa}$	$\delta_p/\%$
1	Q235	3	9.9	0.11	2.0	3340.0	3460.0	3.6
2	Q235	3	9.9	0.21	4.0	960.0	1020.0	6.3
3		1	5.0	0.88	16.6	107.0	81.2	-24.1
4	A3	16	1.0	1.63	30.7	61.0	58.0	-4.9
5	Q235	20	13.0	1.86	35.1	57.4	48.1	-16.2
6	Q235	20	13.0	2.62	49.5	38.8	33.8	-12.9
7	Q235	20	13.0	2.79	52.6	36.4	32.3	-11.3
8	Q235	20	13.0	3.34	63.1	29.6	27.7	-6.4
9	Q235	20	13.0	3.72	70.2	26.3	26.2	-0.4
10	Q235	20	13.0	4.16	78.4	23.2	22.9	-1.3
11	Q235	20	13.0	4.65	87.7	20.4	19.2	-5.9

表 2 冲击波壁压脉宽、冲量实验值与传统 Taylor 理论公式结果对比

Table 2 Comparison of the experimental and theoretical Taylor formula results of wall pressure pulse width and impulse

工况	$(R \cdot W^{-1/3})/(\text{m} \cdot \text{kg}^{-1/3})$	R/R ₀	脉宽			冲量		
			$t_{b,exp}/\mu\text{s}$	$t_{b,th}/\mu\text{s}$	$\delta_t/\%$	$I_{exp}/(\text{Pa} \cdot \text{s})$	$I_{th}/(\text{Pa} \cdot \text{s})$	$\delta_I/\%$
1	0.11	2.0	5.7	10.3	79.6	5585.9	12253.0	119.3
2	0.21	4.0	11.5	12.6	10.2	3402.4	4255.4	25.1
3	0.88	16.6	7.7	8.4	9.1	262.4	304.7	16.1
4	1.63	30.7	24.6	25.6	4.1	449.2	492.7	9.7
5	1.86	35.1	55.7	58.5	5.0	880.7	946.2	7.4
6	2.62	49.5	63.6	66.4	4.4	665.3	708.6	6.5
7	2.79	52.6	64.9	68.2	5.1	644.1	673.9	4.6
8	3.34	63.1	70.5	72.3	2.6	550.9	578.4	5.0
9	3.72	70.2	72.2	75.1	4.0	524.7	528.7	0.8
10	4.16	78.4	75.7	78.5	3.7	470.0	480.1	2.1
11	4.65	87.7	80.5	82.1	2.0	411.1	435.2	5.9

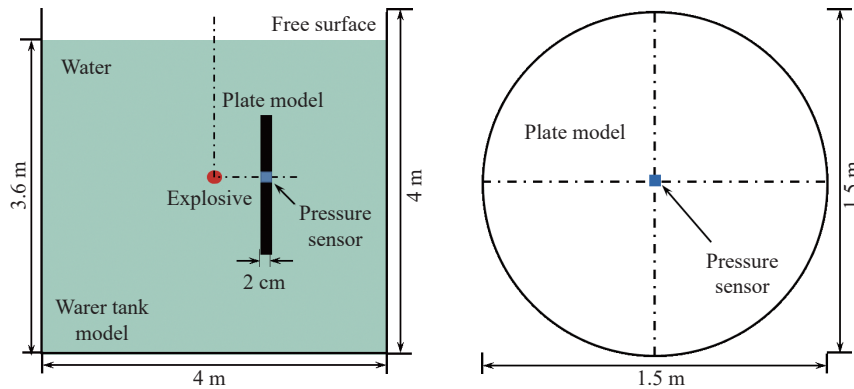


图 2 实验模型设置示意图

Fig. 2 Schematic diagram of the experimental model setting

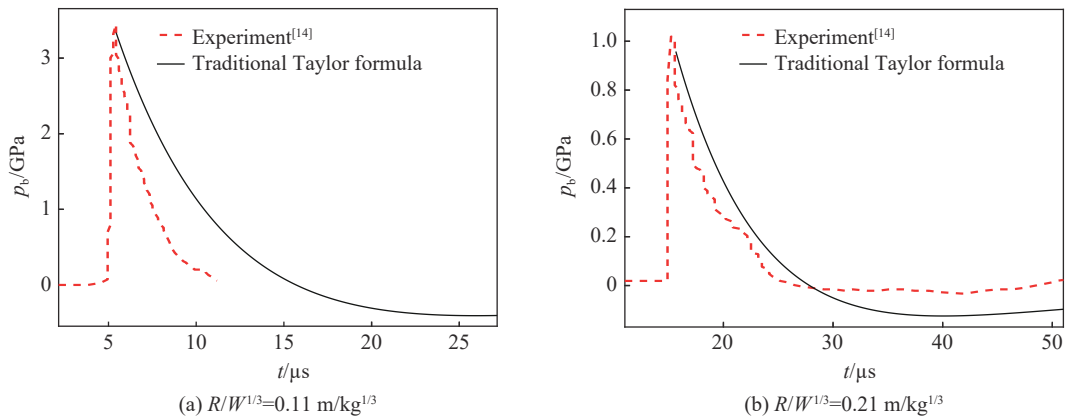


图 3 接触爆炸下平板中心壁压时历曲线对比

Fig. 3 Comparison of the wall pressure history curves in the contact explosion

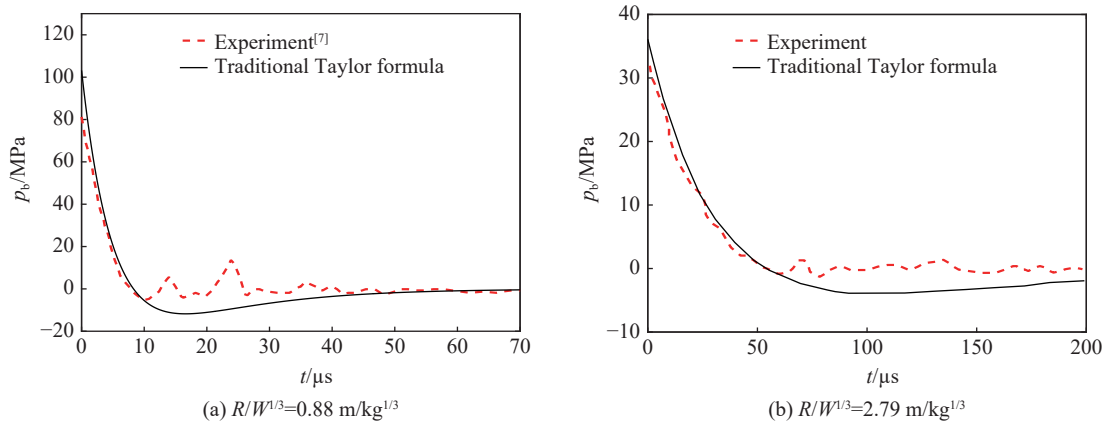


图 4 近场爆炸和远场爆炸工况下壁压曲线对比

Fig. 4 Comparison of wall pressure curves in the near-field explosion and far-field explosion

表 1 为不同工况下冲击波壁压峰值实验值与传统 Taylor 理论公式计算值的对比结果, 表 2 为两者在冲击波壁压脉宽及冲量上的对比结果, 其中 $p_{b,th}$ 为冲击波壁压理论值, $p_{b,exp}$ 为冲击波壁压实验值, δ_p 为两者的偏差, 脉宽 t_b 与冲量 I 同理。由表 1~2 可知, 在 $0.11 \text{ m/kg}^{1/3} \leq R/W^{1/3} \leq 4.65 \text{ m/kg}^{1/3}$ 工况下, 冲击波壁压峰值实验值与传统 Taylor 理论公式计算值吻合较好。而在壁压脉宽上, 接触爆炸(工况 1~2)下实验值与传统 Taylor 理论公式计算值相差较大, 分别为 79.6% 和 10.2%, 进而导致壁压整体冲量偏差增大, 分别达到了 119.3% 和 25.1%。相比之下, 近场爆炸(工况 3)壁压脉宽及冲量实验值与传统 Taylor 理论公式计算值相差较小, 分别为 9.1% 和 16.1%, 远场爆炸(工况 4~11)下两者在脉宽及冲量上的偏差均小于 10%。

以上结果表明, 随着比例爆距 $R/W^{1/3}$ 减小, 爆炸范围逐渐由远场爆炸到近场爆炸, 再到接触爆炸, 期间壁压峰值偏差均较小, 但脉宽及冲量偏差在不断增大。这是因为在传统的 Taylor 理论公式中, c 项采用的是水中声速 1500 m/s, 约等于中远场爆炸中的冲击波速度。而在现实爆炸环境中, 随着 $R/W^{1/3}$ 减小, 越靠近炸药中心位置, 冲击波速度越大, 在接触爆炸下, 冲击波速度甚至能达到水中声速的 2 倍, 致使传统 Taylor 理论公式中的 c 项取值偏小, 进而导致 β 项数值偏小, 冲击波壁压峰值下降减缓, 与实验值的脉宽偏差增大, 整体冲量偏差增大。

综上所述, 传统 Taylor 理论公式可以准确有效的计算中远场爆炸下的冲击波壁压变化过程, 但在计算接触爆炸下的壁压时, 由于冲击波速度的强非线性影响, 导致壁压脉宽及整体冲量出现显著偏差, 因此需要求得水下爆炸过程中不同爆距处的冲击波速度来对传统 Taylor 理论公式进行进一步修正。

2.2 壁压脉宽修正

在对水中不同爆距处的冲击波速度求解上, 本文先利用各爆炸范围内的自由场水下爆炸冲击波压力经验公式^[20-21]求得压力峰值大小, 而后通过其与水中冲击波速度之间的转换公式^[22-24]:

$$c = 1\,483 + 25\,306 \lg\left(1 + \frac{1\,000 p_m}{5.19 \rho c}\right) \quad (8)$$

解出各比例爆距下的真实冲击波速度, 修正式 (4)、(5) 中的 β 项, 进而修正壁压脉宽。求解所得 $0.11 \text{ m/kg}^{1/3} \leq R/W^{1/3} \leq 5.30 \text{ m/kg}^{1/3}$ 的冲击波速度如表 3 所示。

表 3 不同比例爆距处的冲击波速度

Table 3 The shock wave velocities at different values of $R/W^{1/3}$

$(R \cdot W^{-1/3})/(\text{m} \cdot \text{kg}^{-1/3})$	R/R_0	$c/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$(R \cdot W^{-1/3})/(\text{m} \cdot \text{kg}^{-1/3})$	R/R_0	$c/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$(R \cdot W^{-1/3})/(\text{m} \cdot \text{kg}^{-1/3})$	R/R_0	$c/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$
0.11	2.00	2835	0.32	6.00	1773	0.90	17.00	1563
0.12	2.25	2612	0.34	6.50	1745	0.95	18.00	1558
0.13	2.50	2471	0.37	7.00	1721	1.01	19.00	1553
0.15	2.75	2338	0.40	7.50	1700	1.06	20.00	1550
0.16	3.00	2244	0.42	8.00	1683	1.33	25.00	1536
0.17	3.25	2154	0.45	8.50	1667	1.59	30.00	1526
0.19	3.50	2098	0.48	9.00	1653	1.86	35.00	1520
0.20	3.75	2034	0.50	9.50	1641	2.12	40.00	1515
0.21	4.00	1984	0.53	10.00	1631	2.39	45.00	1511
0.23	4.25	1949	0.58	11.00	1612	2.65	50.00	1508
0.24	4.50	1913	0.64	12.00	1598	3.18	60.00	1503
0.25	4.75	1882	0.69	13.00	1586	3.71	70.00	1500
0.27	5.00	1856	0.74	14.00	1581	4.24	80.00	1498
0.28	5.25	1830	0.80	15.00	1574	4.77	90.00	1496
0.29	5.50	1810	0.85	16.00	1568	5.30	100.00	1494

以 $R/W^{1/3}$ 为自变量, 对不同比例爆距处的冲击波速度计算值进行拟合。图 5 中给出了 $0.11 \text{ m/kg}^{1/3} \leq R/W^{1/3} \leq 5.30 \text{ m/kg}^{1/3}$ 范围内的速度时历曲线, 由图可知, 冲击波速度变化趋势与冲击波峰值类似, 随着比例爆距 $R/W^{1/3}$ 的增大先急剧减小, 而后逐渐平缓, 最后趋近于水中声速 $1\,500 \text{ m/s}$ 。拟合的水下爆炸冲击波速度公式具体形式如下:

$$c = 53.92(R/W^{1/3})^{-1.429} + 1\,496 \quad (9)$$

为验证以上冲击波速度公式的准确性, 以验证部分的实验数据为参考, 用此公式对相应比例爆距 $R/W^{1/3}$ 下的冲击波速度进行修正, 进而调整冲击波壁压脉宽, 并与修正前的壁压曲线对比。由于中远场爆炸下的冲击波速度趋近于水中声速, 壁压脉宽相差较小, 因此为了提高计算效率, 只需对近距离爆炸下的冲击波壁压脉宽进行修正即可。

冲击波速度修正前后壁压曲线对比结果如图 6 所示, 可见冲击波速度修正后, 壁压下降速率增大, 接触爆炸下的 Taylor 理论公式壁压脉宽大幅减小, 逐渐趋近于实验值, 且其整体趋势与实验曲线吻合良好。表 4 为冲击波速度修正前后壁压脉宽及冲量偏差对比结果, 其中 $t_{b,th1}$ 表示修正后的脉宽理论值, δ_{t1} 为修正后脉宽理论值与实验值的偏差, 冲量同理。由表可知, 冲击波速度修正后, 近距离爆炸下的冲击波壁压脉宽及冲量偏差均得到了大幅改善。在 $R/W^{1/3}=0.11 \text{ m/kg}^{1/3}$ 工况下, 冲击波壁压脉宽偏差由 79.6% 减小至 26.6%, 冲量偏差由 119.3% 减小至 58.4%, 两者偏差分别减小了 53.0% 和 60.9%; 而在 $R/W^{1/3}=0.21 \text{ m/kg}^{1/3}$ 和 $R/W^{1/3}=0.88 \text{ m/kg}^{1/3}$ 工况下, 冲击波壁压脉宽偏差分别减小了 7.5% 和 4.2%, 冲量偏差分别

减小了 17.0% 和 4.4%。可见, 随着 $R/W^{1/3}$ 增大, 冲击波速度迅速下降, 其速度非线性影响减小, 造成的壁压脉宽和冲量偏差也逐渐减小。通过计算结果发现, 修正后的壁压计算精度较之前有了大幅提高, 能够满足水下爆炸工程需求。因此, 用以上拟合的水下爆炸冲击波速度公式来修正传统 Taylor 理论公式脉宽是准确有效的。

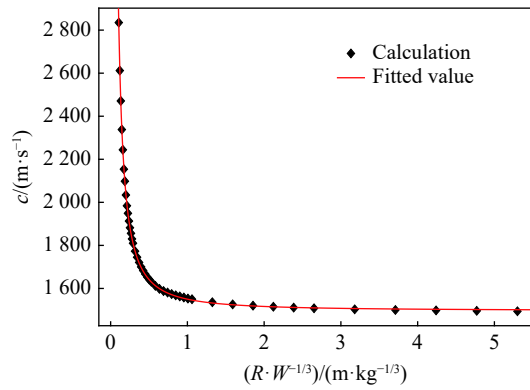


图 5 水下爆炸冲击波速度随比例爆距的变化

Fig. 5 Variation of the shock wave velocity in the underwater explosion with scaled explosion distance

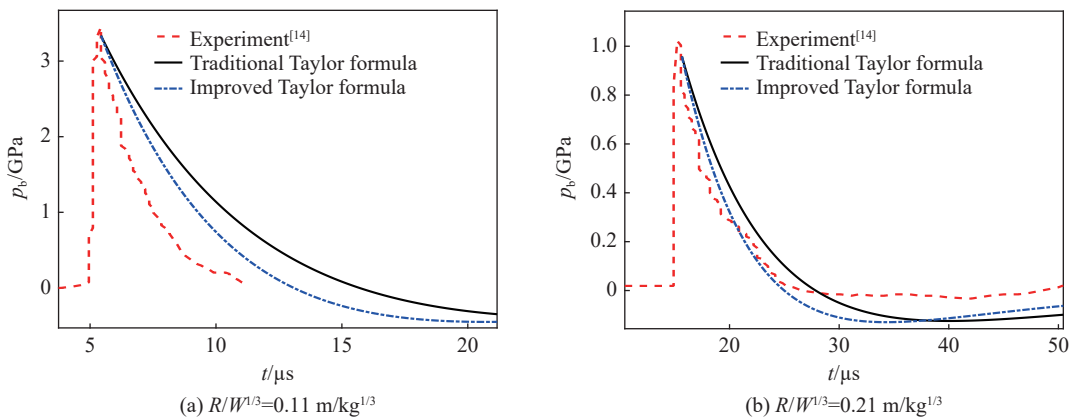


图 6 冲击波速度修正前后壁压曲线对比

Fig. 6 Comparison of the wall pressure curves before and after the shock wave velocity correction

表 4 冲击波速度修正前后脉宽和壁压冲量及偏差对比

Table 4 Comparisons of the pulse width and impulse of the wall pressure and their deviations before and after the shock wave velocity correction

$(R \cdot W^{-1/3}) / (m \cdot kg^{-1/3})$	脉宽					冲量				
	$t_{b,exp} / \mu s$	$t_{b,th} / \mu s$	$\delta_p / \%$	$t_{b,th1} / \mu s$	$\delta_{t1} / \%$	$I_{exp} / (Pa \cdot s)$	$I_{th} / (Pa \cdot s)$	$\delta_I / \%$	$I_{th1} / (Pa \cdot s)$	$\delta_{I1} / \%$
0.11	5.7	10.3	79.6	7.2	26.6	5585.9	12253.0	119.3	8850.4	58.4
0.21	11.5	12.6	10.2	10.9	2.7	3402.4	4255.4	25.1	3678.3	8.1
0.88	7.7	8.4	9.1	8.1	4.9	262.4	304.7	16.1	293.1	11.7

3 冲击波壁压数值计算方法改进

3.1 壁压峰值偏小原因分析

在冲击波壁压峰值测定上, 研究人员在实验和数值模拟上做了大量工作, 得出了一系列冲击波壁压

数据, 并拟合得到了相应的经验公式。但测得的冲击波壁压峰值均较难达到理论值(约 2 倍的自由场冲击波峰值), 大部分结果中, 冲击波壁压峰值与自由场冲击波峰值比值处于 1.40~1.85 范围内。从瞬态动力学角度分析, 在冲击波峰值刚接触平板的瞬间(零时刻), 壁压峰值已经形成, 此时平板仍处于静止状态, 即式(2)中钢板的速度 $v(0)=0$, 平板表面压力 $p_b(0)=2p_m$ 。而后, 平板在冲击波作用下发生运动和变形, 导致平板表面压力衰减速度增大, 但不会对前面形成的壁压峰值造成影响, 因此, 冲击波壁压峰值应为自由场中冲击波峰值的 2 倍(这里没有考虑冲击波在结构上的透射效应, 其效应相对较小, 本文中不予考虑)。实验中, 壁压峰值偏小是因为冲击波载荷具有强间断性, 其上升时间极短, 远小于压力传感器的频响时间。或者说, 冲击波峰值中所含有的极高频信号大于传感器的谐振频率, 导致现有的压力传感器探头难以在瞬间捕捉到真实的壁压峰值, 容易在峰值采集点处出现截断现象, 导致实验值偏小。

在数值模拟方面, 计算结果偏小的原因是由于普通的数值方法(例如本文中所采用的有限元方法)无法准确模拟冲击波的强间断过程, 冲击波波头耗散导致峰值前端出现一小段非物理的压力过渡区, 使平板在冲击波峰值到达之前提前发生运动及变形, 此时平板速度 $v(0)>0$, 式(2)中等号右边第 2 项 $\rho cv(0)>0$, 致使 $p_b(0)<2p_m$, 因此冲击波壁压峰值会小于理论值。一般而言, 比例爆距越大, 数值耗散影响越大, 冲击波壁压的计算精度同时也会逐步降低。数值模拟计算中冲击波波头耗散导致的压力过渡区对壁压峰值的影响过程如图 7 所示。

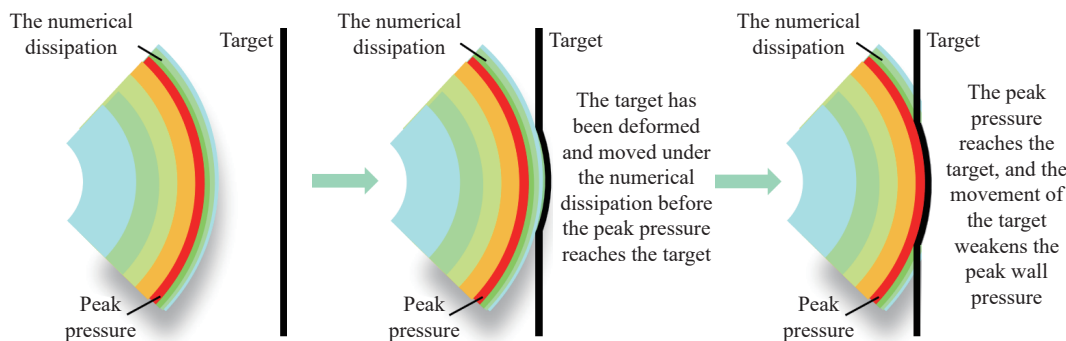


图 7 冲击波波头耗散对靶板作用示意图

Fig. 7 Schematic diagram of the effect of shock wave head dissipation on the target plate

3.2 壁压峰值计算方法改进

为更直观地观测冲击波波头耗散对壁压峰值的削弱效应, 本文中通过有限元方法分别对有波头耗散影响和消除波头耗散影响 2 类工况进行模拟, 通过 Autodyn 计算得到有限元数值结果, 并将 2 种工况下的数值结果与改进的 Taylor 理论公式进行对比。同时为更详细地探究冲击波波头耗散对平板壁压的影响规律, 分析了不同比例爆距 $R/W^{1/3}$ 下壁压峰值与理论值的偏差变化情况。工况设置如图 8 所示, 其中水深 H 为 10 m, 钢板 Q235 厚度 D 为 18 mm, TNT 炸药当量为 181.3 kg, 药包半径为 0.3 m, 爆距为 1.8~12 m, 间隔 0.3 m。水的状态方程选用多项式方式, 空气的状态方程选用理想气体方程, 炸药的状态方程选用 JWL 方程, 具体材料参数可参考相关材料库, 钢板的状态方程选用 Shock 方程, 强度模型选用 Cowper-Symonds^[14] 模型。

2 类工况的设置通过控制钢板边界条件(自由边界和固壁边界)的转换来实现。首先, 将钢板边界设置为自由边界, 无约束, 期间钢板可以在外力的作用下发生运动及变形, 当冲击波与钢板的相互作用完成后, 通过钢板中心处的壁压变化曲线可以获得冲击波耗散开始作用于钢板表面的时刻 A(壁压开始发生变化的时刻)及冲击波峰值开始作用于钢板表面的时刻 B(壁压达到最大值的时刻); 而后将模拟过程调到时刻 A, 将钢板的自由边界删除, 设置为固壁边界, 期间钢板不能在外力的作用下发生运动及变形, 从而消除冲击波波头耗散对平板的作用; 最后到时刻 B 时, 停止模拟, 将钢板的固壁边界删除, 重新设置为自由边界后再继续计算, 使得钢板在真实冲击波压力峰值到达时才开始发生初始运动和变形。

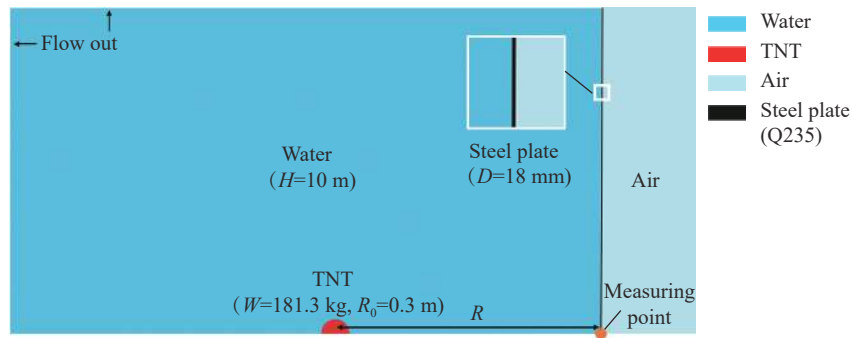


图 8 有限元模型

Fig. 8 The finite element model

在 $0.32 \text{ m/kg}^{1/3} \leq R/W^{1/3} \leq 2.12 \text{ m/kg}^{1/3}$ 中, 3 种不同工况下有波头耗散影响和消除波头耗散影响的冲击波壁压曲线对比如图 9~11 所示。同时表 5~6 中给出了有无波头耗散下, 钢板运动速度及冲击波壁压峰值、冲量数据对比, 其中 $p_{b, \text{sim}1}$ 表示有波头耗散的冲击波壁压峰值, $p_{b, \text{sim}2}$ 表示消除波头耗散后的冲击波壁压峰值, $\delta_{p, s1}$ 为 $p_{b, \text{sim}1}$ 与 $p_{b, \text{th}}$ 的偏差, $\delta_{p, s2}$ 为 $p_{b, \text{sim}2}$ 与 $p_{b, \text{th}}$ 的偏差, 冲量同理。由计算结果可知, 冲击波波头耗散与钢板作用的时间量级约为 10^{-1} ms , 期间钢板最高速度可达 49.8 m/s 。随着比例爆距 $R/W^{1/3}$ 不断增大, 钢板在冲击波峰值到达前的速度逐渐由 49.8 m/s 降至 7.3 m/s , 因此式(2)中的 $\rho cv(t)$ 项减小, 冲击波壁压峰值与理论值的差值不断减小, 但由于冲击波壁压理论值随着比例爆距 $R/W^{1/3}$ 的增大迅速减小, 导致冲击波壁压峰值与理论值的偏差仍会不断增大, 最大偏差为 -36.4% 。同时, 波头耗散引起的壁压峰值减小直接导致其冲量小于理论值, 且随着比例爆距 $R/W^{1/3}$ 的增大, 两者偏差逐渐由 -22.7% 增大至 -54.8% 。消除冲击波波头耗散影响后, 压力过渡区导致的峰值削弱效应消失, 冲击波壁压峰值及冲量较之前增大, 且在所有工况下, 冲击波壁压曲线与改进的 Taylor 理论公式吻合良好。在壁压峰值上, 两者偏差均小于 9% ; 在壁压冲量上, 当 $R/W^{1/3} < 1.33 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时, 两者偏差小于 12% , 当 $1.33 \text{ m/kg}^{1/3} \leq R/W^{1/3} \leq 2.12 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时, 两者偏差小于 26% 。

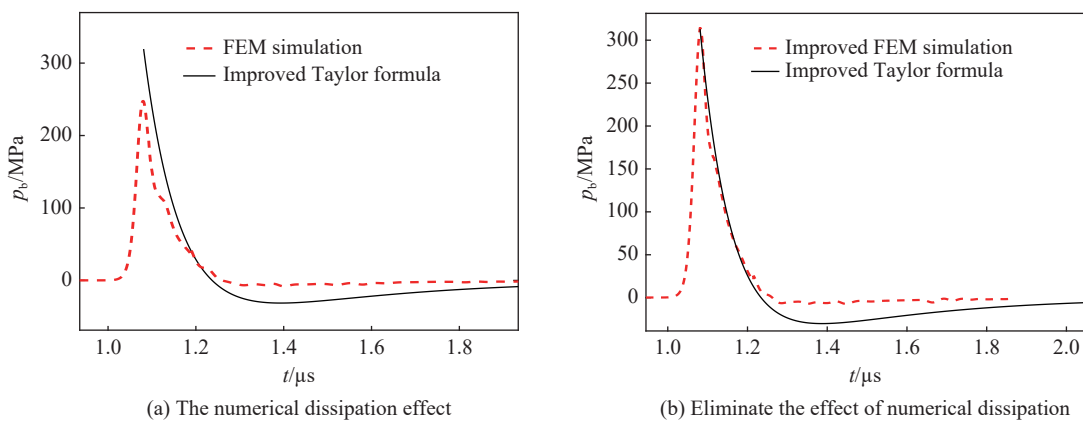


图 9 $R/W^{1/3}=0.42 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时, 冲击波波头耗散对壁压曲线的影响

Fig. 9 Influence of shock wave head dissipation on the wall pressure curve at $R/W^{1/3}=0.42 \text{ m/kg}^{1/3}$

综上所述, 数值计算的偏差来源于数值方法在模拟强间断过程中冲击波波头耗散产生的压力过渡区对靶板的作用, 使得靶板在冲击波峰值到达之前已经具有一定的初始速度和变形, 进而削弱了壁压峰值及其冲量大小。因此, 在后续数值计算中, 需要消除冲击波波头耗散对冲击波壁压的影响, 进而提高计算精度。

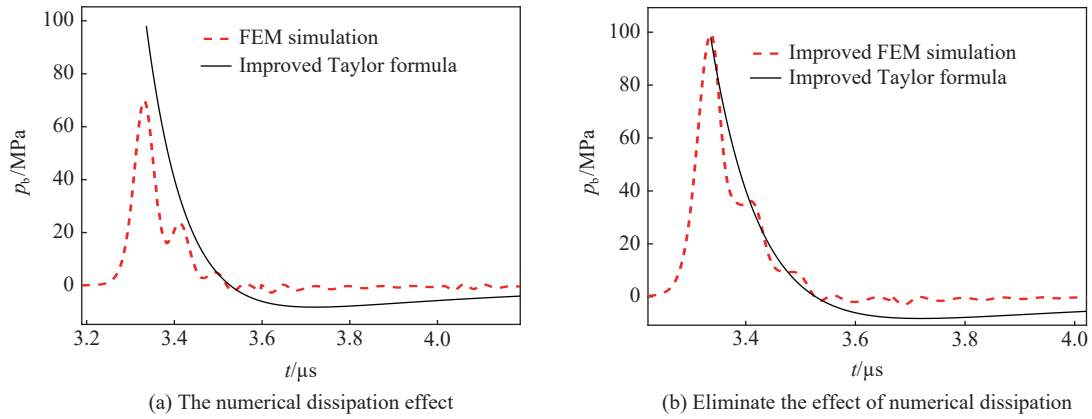


图 10 $R/W^{1/3}=1.06 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时, 冲击波波头耗散对壁压曲线的影响

Fig. 10 Influence of shock wave head dissipation on the wall pressure curve at $R/W^{1/3} = 1.06 \text{ m/kg}^{1/3}$

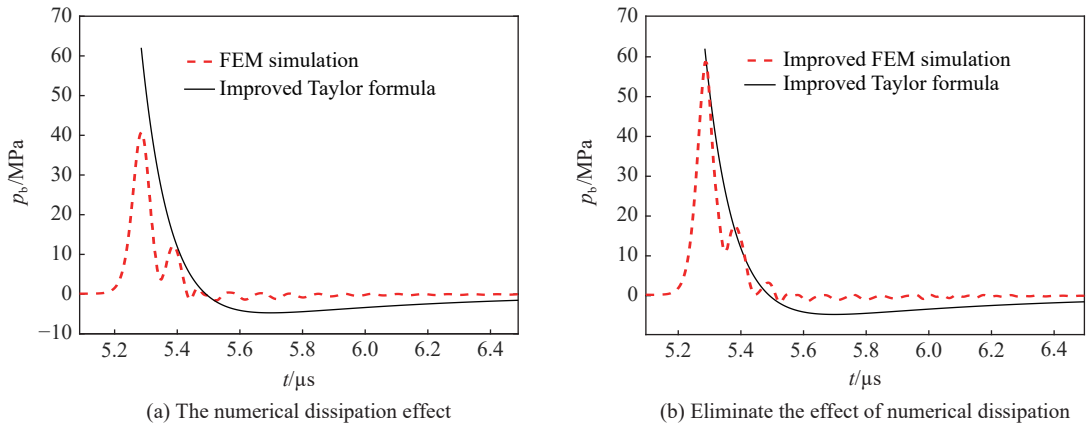


图 11 $R/W^{1/3}=1.59 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时, 冲击波波头耗散对壁压曲线的影响

Fig. 11 Influence of shock wave head dissipation on the wall pressure curve at $R/W^{1/3} = 1.59 \text{ m/kg}^{1/3}$

表 5 冲击波波头耗散对壁压峰值的影响

Table 5 Influence of shock wave head dissipation on wall pressure peak

R/R_0	$(R \cdot W^{-1/3})/(\text{m} \cdot \text{kg}^{-1/3})$	$v/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	壁压峰值				
			$p_{b,th}/\text{MPa}$	$p_{b,sim1}/\text{MPa}$	$\delta_{p,s1}/\%$	$p_{b,sim2}/\text{MPa}$	$\delta_{p,s2}/\%$
6	0.32	49.8	491.8	407.3	-17.1	533.2	8.4
7	0.37	43.2	390.2	312.0	-18.6	412.2	5.6
8	0.42	37.6	319.4	247.6	-23.1	324.7	1.7
9	0.48	33.7	267.7	202.2	-22.4	270.8	1.2
10	0.53	30.4	228.6	168.8	-24.0	229.6	0.4
11	0.58	27.4	198.1	143.5	-25.4	197.4	-0.4
12	0.64	25.0	174.8	130.5	-23.1	179.6	2.8
14	0.74	22.6	146.8	100.5	-25.9	142.4	-3.0
16	0.85	18.5	126.2	95.1	-24.6	128.3	1.7
18	0.95	15.5	110.5	82.7	-25.2	104.5	-5.4
20	1.06	14.2	98.1	69.7	-29.0	99.1	1.0
25	1.33	12.7	76.2	54.0	-29.1	76.0	-0.3
30	1.59	10.1	62.0	40.7	-34.4	58.6	-5.5
40	2.12	7.3	44.8	28.5	-36.4	41.4	-7.6

表 6 冲击波波头耗散对壁压冲量的影响

Table 6 Influence of shock wave head dissipation on wall pressure impulse

R/R_0	$(R \cdot W^{-1/3})/(\text{m} \cdot \text{kg}^{-1/3})$	$v/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	冲量				
			$I_{th}/(\text{kPa} \cdot \text{s})$	$I_{sim1}/(\text{kPa} \cdot \text{s})$	$\delta_{js1}/\%$	$I_{sim2}/(\text{kPa} \cdot \text{s})$	$\delta_{js2}/\%$
6	0.32	49.8	24.2	18.7	-22.7	22.7	-6.2
7	0.37	43.2	20.0	15.2	-24.0	19.2	-4.0
8	0.42	37.6	16.9	12.8	-24.3	16.2	-4.1
9	0.48	33.7	14.6	10.1	-30.8	13.7	-6.2
10	0.53	30.4	12.7	9.3	-26.8	12.1	-4.7
11	0.58	27.4	11.3	8.3	-26.5	11.0	-2.7
12	0.64	25.0	10.1	7.2	-28.7	9.7	-3.4
14	0.74	22.6	8.7	5.7	-34.5	8.0	-8.1
16	0.85	18.5	7.7	4.8	-37.7	6.9	-10.4
18	0.95	15.5	6.8	4.1	-39.7	6.0	-11.8
20	1.06	14.2	6.1	3.6	-41.0	5.4	-11.5
25	1.33	12.7	4.9	2.7	-44.9	4.0	-18.4
30	1.59	10.1	4.1	2.0	-51.2	3.1	-24.4
40	2.12	7.3	3.1	1.4	-54.8	2.3	-25.8

4 结 论

通过小当量水下爆炸实验得到了冲击波与平板结构的相互作用, 系统探究了冲击波速度对传统 Taylor 平板理论结果的影响, 给出了 $0.11 \text{ m/kg}^{1/3} \leq R/W^{1/3} \leq 5.30 \text{ m/kg}^{1/3}$ 下冲击波速度的计算公式, 并以此修正了理论公式。此外, 还分析了冲击波壁压峰值在有限元数值模拟中发生削弱效应的原因, 并提出了相应的数值计算改进方法, 取得的结论具体如下。

(1) 冲击波波速的非线性变化会导致传统 Taylor 平板理论公式在预测近距离冲击波壁压时脉宽偏大。随着比例爆距 $R/W^{1/3}$ 减小, 冲击波波速的非线性效应的影响不断增大, 传统 Taylor 理论公式预测的脉宽和冲量偏差也不断增大。

(2) 基于各比例爆距 $R/W^{1/3}$ 下的冲击波速度计算公式对传统 Taylor 平板理论公式进行了修正, 修正后的壁压曲线与实验值吻合较好。在 $R/W^{1/3}=0.11 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时, 冲击波壁压脉宽偏差由 79.6% 减小至 26.6%, 冲量偏差由 119.3% 减小至 58.4%; 在 $R/W^{1/3} \geq 0.21 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时, 壁压脉宽和冲量偏差均小于 12%。

(3) 数值方法在模拟强间断过程中产生的冲击波波头耗散会使钢板在峰值到达前发生运动, 进而削减壁压峰值, 导致模拟值偏小, 且比例爆距 $R/W^{1/3}$ 越大, 耗散影响越大。消除波头耗散影响后, 所有工况下的冲击波壁压曲线与改进的 Taylor 理论公式均吻合良好, 且壁压峰值偏差均小于 9%。

参考文献:

- [1] 金键, 朱锡, 侯海量, 等. 大型舰船在水下接触爆炸下的毁伤与防护研究综述 [J]. *爆炸与冲击*, 2020, 40(11): 111401. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0105.
JIN J, ZHU X, HOU H L, et al. Review on the damage and protection of large naval warships subjected to underwater contact explosions [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(11): 111401. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0105.
- [2] PENG Y X, ZHANG A M, MING F R. Numerical simulation of structural damage subjected to the near-field underwater explosion based on SPH and RKPM [J]. *Ocean Engineering*, 2021, 222: 108576. DOI: 10.1016/J.OCEANENG.2021.108576.
- [3] 张阿漫, 王诗平, 彭玉祥, 等. 水下爆炸与舰船毁伤研究进展 [J]. *中国舰船研究*, 2019, 14(3): 1-13. DOI: 10.19693/j.issn.1673-3185.01608.

- ZHANG A M, WANG S P, PENG Y X, et al. Research progress in underwater explosion and its damage to ship structures [J]. *Chinese Journal of Ship Research*, 2019, 14(3): 1–13. DOI: 10.19693/j.issn.1673-3185.01608.
- [4] JAVIER C, GALUSKA M, PAPA M, et al. Underwater explosive bubble interaction with an adjacent submerged structure [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2021, 100: 103189. DOI: 10.1016/J.JFLUIDSTRUCTS.2020.103189.
- [5] JAVIER C, LEBLANC J, SHUKLA A. Hydrothermally degraded carbon fiber/epoxy plates subjected to underwater explosive loading in a fully submerged environment [J]. *Marine Structures*, 2020, 72: 102761. DOI: 10.1016/j.marstruc.2020.102761.
- [6] 刘靖晗, 唐廷, 韦灼彬, 等. 浅水爆炸冲击波在柱体附近荷载规律研究 [J]. *兵器装备工程学报*, 2021, 42(1): 168–173. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2021.01.031.
- LIU J H, TANG T, WEI Z B, et al. Research on explosive shock wave around column in shallow water [J]. *Journal of Sichuan Ordnance*, 2021, 42(1): 168–173. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2021.01.031.
- [7] 李海涛, 朱石坚, 陈志坚, 等. 全入射角度下平板冲击波的壁压载荷及局部空化特性 [J]. *爆炸与冲击*, 2014, 34(3): 354–360. DOI: 10.11883/1001-1455(2014)03-0354-07.
- LI H T, ZHU S J, CHEN Z J, et al. Characteristics of wall pressure and cavitation on the plate subjected to underwater explosion shock waves at any angle of incidence [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2014, 34(3): 354–360. DOI: 10.11883/1001-1455(2014)03-0354-07.
- [8] 罗泽立, 周章涛, 毛海斌, 等. 水下爆炸强冲击波与平板结构相互作用的理论分析方法 [J]. *高压物理学报*, 2017, 31(4): 443–452. DOI: 10.11858/gywlyxb.2017.04.013.
- LUO Z L, ZHOU Z T, MAO H B, et al. Theoretical analysis of the interaction between the plate structure and strong shock wave in underwater explosion [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2017, 31(4): 443–452. DOI: 10.11858/gywlyxb.2017.04.013.
- [9] 陈莹玉. 水下近场爆炸时不同结构形式的壁压与毁伤特性试验研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2019: 20–26.
- CHEN Y Y. Experimental study on wall pressure and damage of different structures to near-field underwater explosion [D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2019: 20–26.
- [10] 崔雄伟, 陈莹玉, 苏标, 等. 水下爆炸中气泡射流壁压特性实验研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2020, 40(11): 111404. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0106.
- CUI X W, CHEN Y Y, SU B, et al. Characteristics of wall pressure generated by bubble jets in an underwater explosion [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(11): 111404. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0106.
- [11] 张丕丕, 刘建湖, 潘建强, 等. 水下爆炸压力传感器技术研究综述 [J]. *计算机测量与控制*, 2011, 19(11): 2600–2602. DOI: 10.16526/j.cnki.11-4762/tp.2011.11.082.
- ZHANG X P, LIU J H, PAN J Q, et al. Overview on techniques of underwater explosion pressure sensors [J]. *Computer Measurement and Control*, 2011, 19(11): 2600–2602. DOI: 10.16526/j.cnki.11-4762/tp.2011.11.082.
- [12] 屈子悦. 水下爆炸作用下圆柱壳绕射特性及压力分布特征研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2019: 5–36.
- QU Z Y. Study on diffraction characteristics and pressure distribution of cylindrical shell under underwater shock wave [D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2019: 5–36.
- [13] 王海坤, 刘建湖, 毛海斌, 等. 水下爆炸气泡及其射流的光电联合测量研究 [J]. *防护工程*, 2015, 37(4): 36–42.
- WANG H K, LIU J H, MAO H B, et al. Photoelectric combined measurements of underwater explosion bubble and jet [J]. *Protective Engineering*, 2015, 37(4): 36–42.
- [14] 周章涛, 刘建湖, 裴红波, 等. 水下近距和接触爆炸流固耦合作用机理及加载效应研究 [J]. *兵工学报*, 2017, 38(S1): 136–145.
- ZHOU Z T, LIU J H, PEI H B, et al. Fluid-structure interaction mechanism and loading effect in close-in and contact underwater explosions [J]. *Acta Armamentarii*, 2017, 38(S1): 136–145.
- [15] 张臣, 金辉. 实船爆炸试验中近水面压力测量与分析 [J]. *水雷战与舰船防护*, 2012, 20(4): 39–43.
- ZHANG C, JIN H. Measurement and analysis of near surface pressure in ship explosion test [J]. *Mine Warfare and Ship Self-Defence*, 2012, 20(4): 39–43.
- [16] 张振华, 王乘, 黄玉盈, 等. 舰船底部液舱结构在水下爆炸作用下的动态响应实验研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2007, 27(5): 431–437. DOI: 10.11883/1001-1455(2007)05-0431-07.
- ZHANG Z H, WANG C, HUANG Y Y, et al. Experiment research of the dynamic response of fluid cabin in the bottom of warship subjected to underwater explosion [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2007, 27(5): 431–437. DOI: 10.11883/1001-

- 1455(2007)05-0431-07.
- [17] 赵章泳, 王明洋, 邱艳宇, 等. 爆炸波在非饱和钙质砂中的传播规律 [J]. *爆炸与冲击*, 2020, 40(8): 083201. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0389.
ZHAO Z Y, WANG M Y, QIU Y Y, et al. The propagation laws of blast wave in unsaturated calcareous sand [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(8): 083201. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0389.
- [18] 庄铁栓, 王明洋, 伍俊, 等. 浅水爆炸下高桩钢管柱表面作用荷载实验研究 [J]. *振动与冲击*, 2020, 39(1): 70–78; 108. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2020.01.011.
ZHUANG T S, WANG M Y, WU J, et al. Tests for surface loading of high pile steel pipe column under shallow water explosion [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2020, 39(1): 70–78; 108. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2020.01.011.
- [19] TAYLOR G I. The pressure and impulse of submarine explosion waves on plates [C]//The Scientific Papers of Sir Geoffrey Ingram Taylor. Cambridge: Cambridge University Press, 1963: 287–303.
- [20] 明付仁. 水下近场爆炸对舰船结构瞬态流固耦合毁伤特性研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2014: 123–125.
MING F R. Damage characteristics of transient fluid-structure interaction of warship structures subjected to near-field underwater explosion [D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2014: 123–125.
- [21] ZAMYSHLYAEV B V, YAKOVLEV Y S. Dynamic loads in underwater explosion [M]. Washington, DC, USA: Intelligence Support Center, 1973.
- [22] 赵继波, 谭多望, 李金河, 等. 柱形装药水中爆炸近场径向压力测试初探 [J]. *高压物理学报*, 2008, 22(3): 323–328. DOI: 10.11858/gywlyxb.2008.03.018.
ZHAO J B, TAN D W, LI J H, et al. Primary research on side pressure of cylindrical TNT at underwater explosive close-field [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2008, 22(3): 323–328. DOI: 10.11858/gywlyxb.2008.03.018.
- [23] 畅里华, 何徽, 温伟峰, 等. 炸药水中爆炸冲击波超高速同时分幅/扫描摄影技术 [J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(2): 437–442. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0241.
CHANG L H, HE H, WEN W F, et al. Study of underwater-explosion shock wave using ultrahigh-speed simultaneous framing and streak photography technology [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(2): 437–442. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0241.
- [24] ZHANG J X, WANG S S, JIA X Y, et al. An improved Kirkwood-Bethe model for calculating near-field shockwave propagation of underwater explosions [J]. *AIP Advances*, 2021, 11(3): 035123. DOI: 10.1063/5.0040224.

(责任编辑 张凌云)