

DOI: 10.11883/bzycj-2023-0164

复杂边界条件下近场水下爆炸 对固支方板的毁伤效应*

邓 硕¹, 赖志超¹, 秦 健^{1,2}, 孟祥尧², 迟 卉³, 黄瑞源¹

(1. 福州大学土木工程学院, 福建 福州 350116;

2. 海军研究院, 北京 100161;

3. 防化研究院, 北京 102205)

摘要: 近场水下爆炸会产生复杂的载荷模式, 而复杂的边界条件使结构在近场水下爆炸作用下的毁伤形态更加难以预测。因此, 采用耦合的欧拉-拉格朗日算法探究了水下爆炸气泡在多边界耦合作用下(自由面、弹塑性板、泥沙边界)的演化过程及其对固支方板的毁伤效应。首先, 开展了 2.5 g TNT 在不同尺寸(板边长为 0.46、0.92 和 1.61 倍最大气泡直径)固支方板底部 10 cm 起爆的水下爆炸试验, 验证了有限元方法的准确性。然后, 结合试验和有限元结果分析了不同边界条件下板的毁伤机理。最后, 通过系列数值模拟发现: 随着板尺寸和爆距的增大, 气泡会出现溃散、下射流和上射流 3 种不同的演化方式; 随着板尺寸的增大, 爆距对板中心最终变形的影响减小; 泥沙边界能减缓气泡收缩, 使气泡从中部塌陷形成方向相反的对射流, 降低固支方板的位移和应变, 对于气泡提前溃散的工况, 泥沙边界基本无影响。

关键词: 近场水下爆炸; 固支方板; 欧拉-拉格朗日算法; 复杂边界; 动态毁伤

中图分类号: O383.1

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

Damage effects of clamped square plates by near-field underwater explosion with complex boundary conditions

DENG Shuo¹, LAI Zhichao¹, QIN Jian^{1,2}, MENG Xiangyao², CHI Hui³, HUANG Ruiyuan¹

(1. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350116, Fujian, China;

2. Naval Research Academy, Beijing 100161, China;

3. Institute of Chemical Defense, Beijing 102205, China)

Abstract: Near-field underwater explosion produces complex loading patterns, and complex boundary conditions make the damage patterns of structures under near-field underwater explosion more difficult to predict. Thus, the investigation on the evolution of underwater explosion bubbles and the damage effects on the clamped square plates with the coupling of multi-boundary (free surface, elastoplastic plates and sediment boundary) was conducted using the coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) method. Firstly, to verify the accuracy of the finite element method, underwater explosion tests were performed 10 cm under the bottom of the clamped square plates in different dimensions (the side lengths of the plates were 0.46, 0.92 and 1.61 times the maximum bubble diameter) using 2.5 g TNT. Then, the damage mechanism of the clamped square plates was analyzed by combining the test and finite element results. Finally, a series of numerical simulations reveal that with increasing plate dimension and stand-off distance, bubbles show three different evolution modes: collapse, downward jet, and upward jet.

* 收稿日期: 2023-05-05; 修回日期: 2023-09-12

基金项目: 国家自然科学基金(12172178)

第一作者: 邓 硕(1999—), 男, 硕士研究生, shuodeng1999@163.com

通信作者: 黄瑞源(1984—), 男, 博士, 研究员, huangruiyuan1984@163.com

With increasing plate dimension, the effects of stand-off distance on the final deformation of the plate center decreases. The sediment boundary can alleviate the bubble shrinkage, make the bubble firstly collapse from the middle to form jets in the opposite direction, and reduce the displacement and strain of the clamped square plates. The sediment boundary has no effects when the bubbles collapse in advance.

Keywords: near-field underwater explosion; clamped square plate; coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) method; complex boundary; dynamic damage

近场水下爆炸产生的冲击波载荷会对水面舰船结构造成局部毁伤^[1]; 气泡脉动载荷会使船体产生鞭状效应, 造成船体的整体毁伤^[2]; 随后气泡运动形成高速水射流再次对舰船造成严重的局部毁伤^[3]。充分利用水下爆炸的多载荷联合作用可实现对水面作战平台的高效打击, 因此水下爆炸已成为近年来的研究热点。

实船试验耗资大、危险性高, 因此学者们多通过开展小当量炸药水下爆炸对船体基本结构(板结构^[4-5]、梁结构^[6-7])的毁伤试验并结合数值方法进行探究。赖志超等^[8]开展了 2.5 g TNT 在固支方板底部起爆的水下爆炸试验和数值模拟, 发现气泡的膨胀和收缩使板产生往复运动, 大大增加了板边界处的损伤。Gan 等^[9]开展了炸药在梁结构底部起爆的水下爆炸试验和数值模拟, 探究了梁结构随气泡运动产生的中拱-中垂变形机理。Zhang 等^[10]采用边界元法计算了弹塑性板在水下爆炸载荷下的动态响应, 发现应力最大值出现在气泡塌陷后。上述研究结果表明, 水下爆炸气泡载荷对结构的毁伤作用与气泡的运动特征有着密切关联^[11-12], 而爆炸气泡在不同边界条件下的运动特征有很大差异: 炸药在自由水面下起爆会与水面发生耦合作用产生水冢、水柱、水射流等现象^[13-14]; 在刚性壁面附近起爆时, 受边界的影响, 气泡进行非球形运动, 且水射流的方向总是向刚性壁面偏转^[15-16]; 在破口壁面附近起爆时, 会出现涌流、气泡凹陷、气泡破碎等现象^[17-18]。为了研究气泡在不同边界条件下的动力学行为, 金辉等^[19-20]通过试验对自由场、沉底、近水底和近水面等不同边界条件水下爆炸的能量输出特性进行了系统探究, 发现边界条件主要影响气泡脉动。Lindau 等^[21]和 Jayaprakash 等^[22]采用激光和电火花产生水下气泡的方法探究气泡在固壁底部、顶部及侧面的运动特征, 发现水射流总是朝向固壁产生。Ma 等^[23]通过电火花试验对比了气泡在刚性边界和弹性边界附近演化过程, 发现刚性边界附近气泡的第一脉动周期小于弹性边界。Zhang 等^[24]和 Huang 等^[25]探究了自由面与刚性边界间气泡的运动规律, 结果表明底部的刚性边界影响着气泡的射流和水冢行为, 且这种影响主要与药包与边界距离相关。陈志鹏^[26]通过电火花试验得到了类似的结论。

边界条件对气泡演化和射流方向有着决定性作用, 多种的边界条件的耦合作用使结构在近场水下爆炸作用下的毁伤形态更加难以预测。目前的研究多考虑单一边界条件^[27-28], 对于多种边界条件的耦合作用多用来研究气泡的动力学特征^[29], 较少定量分析其对结构的毁伤效果。本文中, 采耦合的欧拉-拉格朗日(coupled Eulerian-Lagrangian, CEL)算法来深入探究水下爆炸气泡在复杂边界条件下的演化过程及其对水面弹塑性结构的毁伤效应; 通过开展 2.5 g TNT 在不同尺寸固支方板底部起爆的水下爆炸试验来验证有限元方法的准确性, 并分析固支方板的毁伤机理; 通过系列数值模拟来探究爆距、方板尺寸和吃水深度对多边界耦合效应及其对气泡的演化规律和固支方板的毁伤模式的影响; 以期研究结果可为水下武器高效毁伤提供指导。

1 有限元方法

1.1 耦合的欧拉-拉格朗日算法

水下爆炸与水面结构的作用过程是复杂的流固耦合问题。在传统的拉格朗日(Lagrangian)方法中, 材料与单元密切相关, 并且材料将随着网格的变形而移动。拉格朗日方法能够精确地描述结构边界的运动状态, 适用于处理结构小变形问题, 但处理大变形问题时, 会由于单元的过度畸变而无法计算。在欧拉(Eulerian)方法中, 欧拉单元与被分析的结构相互独立, 在问题的求解过程中始终保持初的空间坐标不变, 而材料可以在网格中任意流动。因此, 欧拉方法可以有效处理结构大变形、材料损坏和流体材料

等问题。但这种方法的最大缺点是难以精确地捕捉物质的边界。在上述基础上,耦合的欧拉-拉格朗日(coupled Eulerian-Lagrangian, CEL)算法兼具了二者的优点,采用欧拉法离散流体,采用拉格朗日法离散结构,通过欧拉区域和拉格朗日区域之间的接触定义实现耦合,CEL方法的求解过程如图1所示。

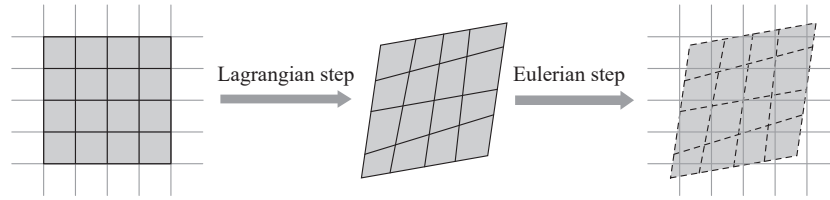


图1 耦合欧拉-拉格朗日方法的求解过程

Fig. 1 The solution procedure of the coupled Eulerian-Lagrangian method

1.2 状态方程

借助 Abaqus/Explicit 求解器,采用 CEL 算法来探究多边界共同影响下,近场水下爆炸气泡的演化过程及其对固支方板的毁伤效应,有限元方法中的爆轰产物、水、柔软泥沙、空气和钢材的材料模型描述如下。

1.2.1 爆轰产物的状态方程

采用 JWL 状态方程来描述炸药爆炸后爆轰产物的膨胀过程^[30],其形式为:

$$p = A \left(1 - \frac{\omega\rho}{R_1\rho_0} \right) \exp \left(-R_1 \frac{\rho_0}{\rho} \right) + B \left(1 - \frac{\omega\rho}{R_2\rho_0} \right) \exp \left(-R_2 \frac{\rho_0}{\rho} \right) + \omega\rho E_m \quad (1)$$

式中: A 、 B 、 R_1 、 R_2 和 ω 为材料参数, ρ_0 为炸药的装药密度, ρ 为爆轰产物的密度, E_m 为炸药初始比内能。本文中, $A=373.77$ GPa, $B=3.7471$ GPa, $R_1=4.15$, $R_2=0.9$, $\omega=0.35$, $\rho_0=1630$ kg/m³, $\rho=6930$ kg/m³, $E_m=3.8$ kJ/g。

1.2.2 水和泥沙的状态方程

对水采用 Mie-Grüneisen 方程^[31]描述,其常见的形式为:

$$p - p_H = \Gamma\rho(E_m - E_H) \quad (2)$$

式中: p_H 为 Hugoniot 压力, $\Gamma=\Gamma_0\rho_0/\rho$ 为 Mie-Grüneisen 系数, ρ_0 为参考密度, E_H 为 Hugoniot 能量, E_m 为比内能。若假定激波速度 u_s 和粒子速度 u_p 呈线性关系,即 u_s 与 u_p 满足关系式 $u_s=c_0+su_p$,则 Mie-Grüneisen 方程可以写为:

$$p = \Gamma_0\rho_0 E_m + \frac{\rho_0 c_0^2 \eta}{(1-s\eta)^2} \left(1 - \frac{\Gamma_0 \eta}{2} \right) \quad (3)$$

式中: c_0 为介质中的声速,本文水中的声速取为 1450 m/s;水的参考密度 ρ_0 取 1000 kg/m³;常数 s 和 Γ_0 均取值为 0。

海底往往被数米厚的柔软泥沙覆盖,在冲击波和气泡脉动载荷所产生的巨大压力作用下,海底表层泥沙的抗压强度、剪切强度和黏度可以忽略不计,在研究过程中可以将海底泥沙看作不溶于水的致密流体,在数值计算中,柔软泥沙的状态方程和水的状态方程一致^[29],其参考密度 ρ_s 取 2000 kg/m³。

1.2.3 空气的状态方程

对空气采用理想气体状态方程描述:

$$p + p_a = \rho R(\theta - \theta_z) \quad (4)$$

式中:环境压力 p_a 取为 101.325 kPa,空气密度 ρ 取 1.225 kg/m³, θ 为当前温度, θ_z 为绝对零度对应的温度,气体常数 R 为 287 J/(kg·K),空气的比热容为 717.4 J/kg。

1.2.4 钢材的本构模型

固支方板的材料选用 Q235 钢,钢材密度为 7850 kg/m³,杨氏模量为 206 GPa,泊松比为 0.3。材料的力学性能采用双线性加非线性硬化模型进行描述^[32],应力-应变关系为:

$$\sigma = \begin{cases} E\varepsilon & \varepsilon \leq \varepsilon_y \\ f_y & \varepsilon_y < \varepsilon \leq \varepsilon_{sh} \\ f_y + (f_u - f_y) \left\{ 0.4\varepsilon^* + \frac{2\varepsilon^*}{[1 + 400(\varepsilon^*)^5]^{0.2}} \right\} & \varepsilon_{sh} < \varepsilon < \varepsilon_u \end{cases} \quad (5)$$

式中: σ 为应力, ε 为应变; f_y 和 f_u 分别为屈服强度和极限强度, 本文中 $f_y=235$ MPa, $f_u=360$ MPa; 极限应变 $\varepsilon_u=0.6(1-f_y/f_u)$, 且对于热轧型钢 $\varepsilon_u \geq 0.06$; 硬化应变 $\varepsilon_{sh}=0.1(f_y/f_u)-0.055$, 且 $0.015 \leq \varepsilon_{sh} \leq 0.03$; $\varepsilon^* = (\varepsilon - \varepsilon_{sh}) / (\varepsilon_u - \varepsilon_{sh})$ 。通过式 (5) 可求得工程应力、应变, 然后通过下式计算真实应力、应变:

$$\sigma_{true} = (1 + \varepsilon)\sigma \quad (6)$$

$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (7)$$

钢板并未发生断裂破坏, 因而不引入材料的失效模型。钢材的动态应力应变响应受应变率效应影响, 通过式 (8) 考虑钢材的应变率效应:

$$I_{avg}(\dot{\varepsilon}, f_y) = 1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{D_{avg}} \right)^{p_{avg}} \quad (8)$$

式中: I_{avg} 为平均动态增长因子, $D_{avg}=1000(f_y/235)^6$, $p_{avg}=3(f_y/235)^{0.2}$ 。

2 水下爆炸试验验证

2.1 试验设计

近场水下爆炸试验在 $2\text{ m} \times 2\text{ m} \times 2.2\text{ m}$ 的水箱中开展, 水箱的侧面设置一台 $65\,000\text{ s}^{-1}$ 的高速摄像机来记录爆炸气泡的演化过程。水箱前后和顶部各布置一道光源, 保证图像采集的清晰度。钢板采用上下钢圈夹紧并用螺栓固定, 下部钢圈焊接在钢支架上, 上部钢圈可拆卸, 边部固支的宽度为 5 cm , 如图 2(c)

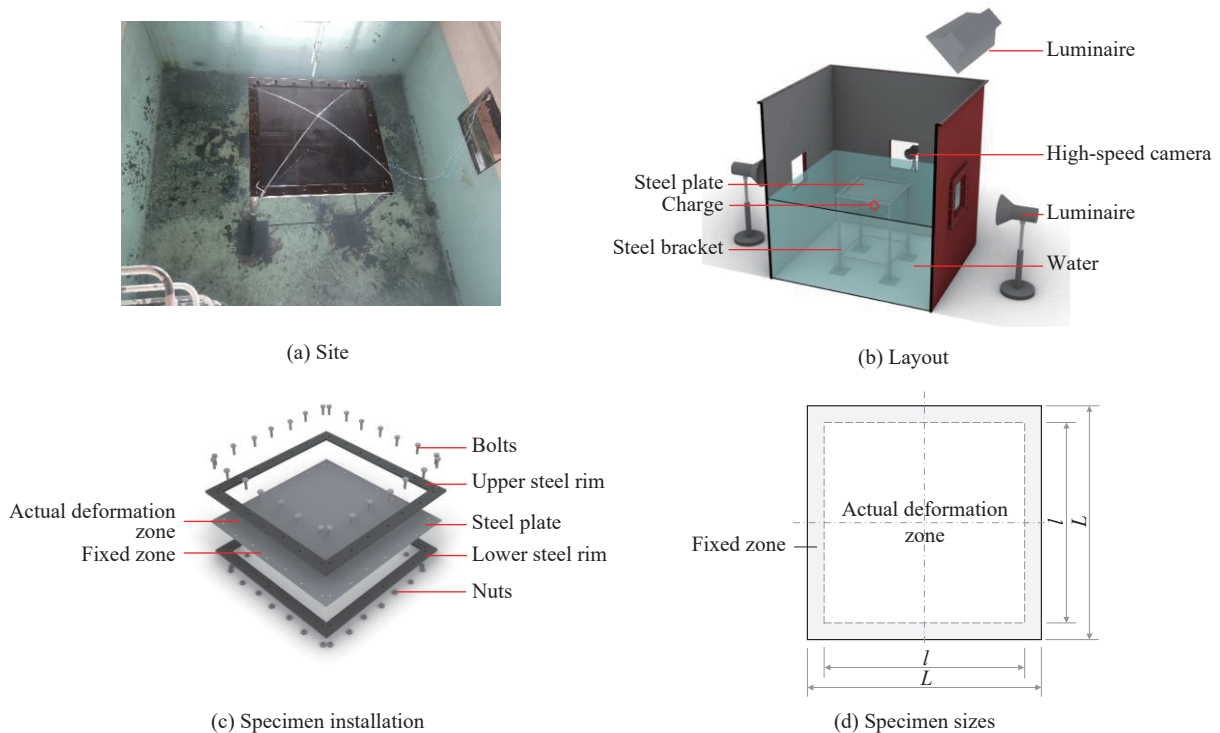


图 2 场地布置及试件设计
Fig. 2 Site layout and specimen design

所示。钢板试件的尺寸设计如图 2(d) 所示, 钢板厚度为 2 mm, $L \times L$ 为钢板的总尺寸, $l \times l$ 为钢板的实际变形区域, 固支方板的材质均采用 Q235 钢, 密度为 7850 kg/m^3 , 弹性模量为 206 GPa, 试验工况设置见表 1。TNT 药包质量为 2.5 g, 长径比为 1, 采用铁丝固定在钢板底部 10 cm 处。试验水深恒为 1.43 m, 没过钢板 3 cm。

2.2 有限元模型

依据试验设置, 建立有限元模型如图 3 所示。计算域可视为理想的双轴对称结构, 建立 1/4 模型来提高计算效率。空气、水和炸药统一定义为欧拉域, 欧拉域尺寸为 $1 \text{ m} \times 1 \text{ m} \times 2.2 \text{ m}$, 其中水域高度 1.43 m, 空气域高度为 0.77 m, 与试验保持一致。采用体积分数和预定义场的方式来定义材料的相对位置。在验证有限元方法的准确性时, 欧拉域的对称面上设置对称边界, 底面和侧面设置固支边界来考虑水箱对波的反射作用, 顶面采用无反射边界。而在后续系列有限元分析中, 顶面、底面和侧面均采用无反射边界来模拟真实的海洋环境^[33]。为保证计算精度, 以炸药为中心, 上下左右各 25 cm (约为理论最大气泡半径值) 区域建立局部加密区, 外围网格设置渐进网格, 网格类型为 EC3D8R。钢板位于自由液面下方 3 cm 处, 采用壳单元建模, 边部 5 cm 区域设置固支边界, 对称轴上设置对称边界, 网格类型为 S4R。

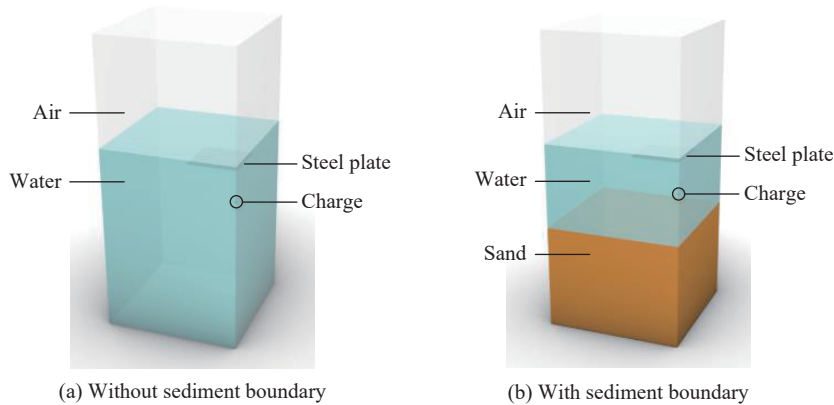


图 3 有限元模型

Fig. 3 Finite element models

网格尺寸对有限元结果的准确性有着不可忽略的影响, 首先开展网格敏感性验证来确定最佳的网格尺寸。在试验工况 3 下, 最小网格尺寸分别采用 2、3、4 和 6 mm 进行计算, 得到的距药包中心不同距离 d 下的冲击波峰值压力 p 与 Cole 经验公式^[34] 的对比如图 4 所示。可以看出, 当最小网格尺寸为 2 和 3 mm 时可以得到较准确的计算结果, 而当最小网格尺寸为 2 mm 时网格总数达到 1000 万, 计算效率低, 因此采用最小网格尺寸 3 mm 进行有限元分析。此时外围网格尺寸为 3~60 mm 渐变, 欧拉域网格总数为 300 万。

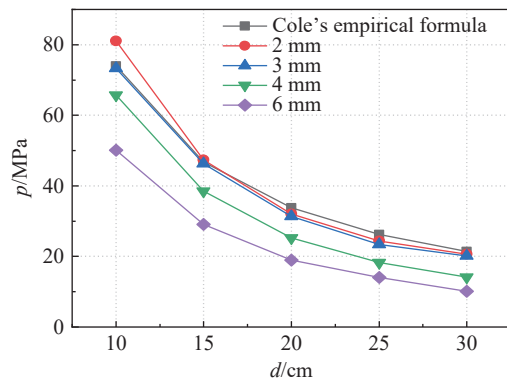


图 4 不同网格尺寸下距药包中心不同距离处的冲击波峰值压力对比

Fig. 4 Comparison of peak shock wave pressures at different distances from the charge center under different element sizes

2.3 结果对比与讨论

2.3.1 气泡演化

有限元分析得到的近场水下爆炸气泡与试验的对比如图 5~7 所示,对于气泡提前溃散的工况,通过 ABAQUS 后处理展示对称面上自由面、固支方板和气泡的图像以便于观察空气与气泡的耦合作用过程。

TNT 在 20 cm×20 cm 板底起爆引起的气泡演化如图 5 所示。炸药爆炸首先释放冲击波,使钢板产生上凸变形,接着爆轰产物排开水形成气泡,在 4.65 ms 时,气泡直径超过固支方板边长,板上的空气沿板四周被吸向板下。到 7.81 ms,空气渗入气泡,气泡表面产生褶皱并开始溃散。随着空气的不断涌入,气泡进一步破灭,到 12.81 ms,气泡与空气的耦合作用使气泡完全溃散,形成许多形状不规则的小气泡。

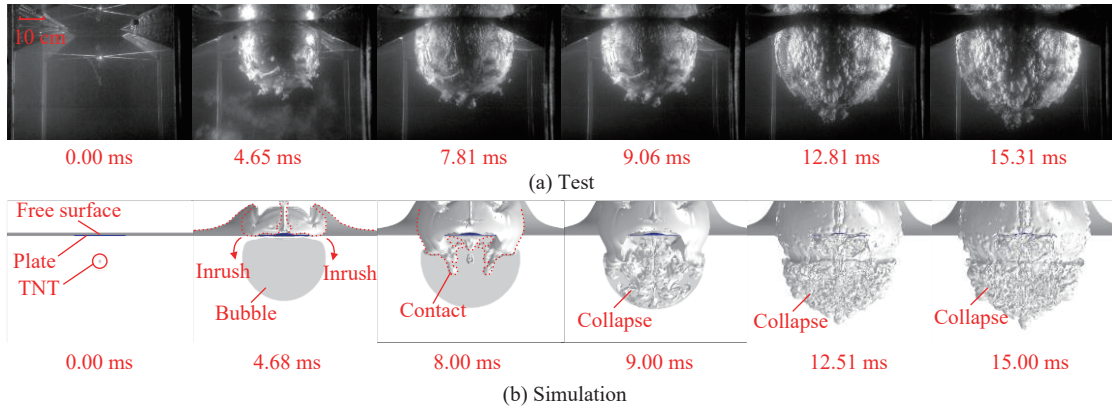


图 5 TNT 在 20 cm×20 cm 板底起爆引起的气泡演化

Fig. 5 Evolution images of bubbles caused by the explosion of a TNT charge at the bottom of the 20 cm×20 cm plate

TNT 在 40 cm×40 cm 板底起爆引起的气泡演化如图 6 所示。该工况下气泡有着与 20 cm×20 cm 板工况相似的演化过程,由于板尺寸的增大,空气由 11.86 ms 开始被吸入板下,直到 18.85 ms,气泡完全溃散并形成多个小气泡。

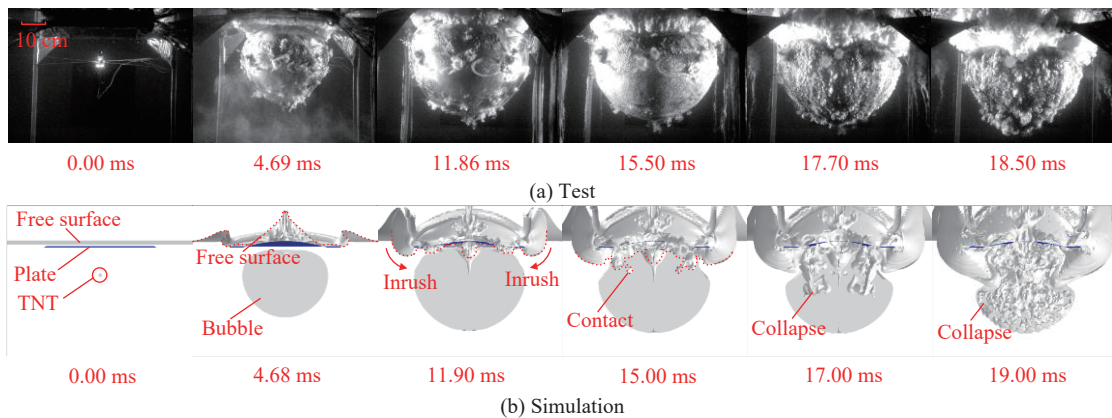


图 6 TNT 在 40 cm×40 cm 板底起爆引起的气泡演化

Fig. 6 Evolution images of bubbles caused by explosion of the TNT charge at the bottom of the 40 cm×40 cm plate

TNT 在 70 cm×70 cm 板底起爆引起的气泡演化如图 7 所示。该工况下,钢板的存在隔绝了爆炸气泡与空气域,气泡能进行完整的膨胀-收缩过程。炸药在 0 ms 起爆,爆轰产物形成的气泡在 17.81 ms 时达到最大气泡半径,开始进入收缩阶段。由于钢板与气泡之间的 Bjerknes 作用,气泡底部的收缩速度大于顶部,在 31.56 ms,气泡底部向内塌陷,随后形成水射流,如图 7(a) 中 33.75 ms 对应的图像所示,与此同时,气泡收缩到最小进入二次膨胀阶段,如图 7(a) 中 41.88 ms 对应的图像所示。

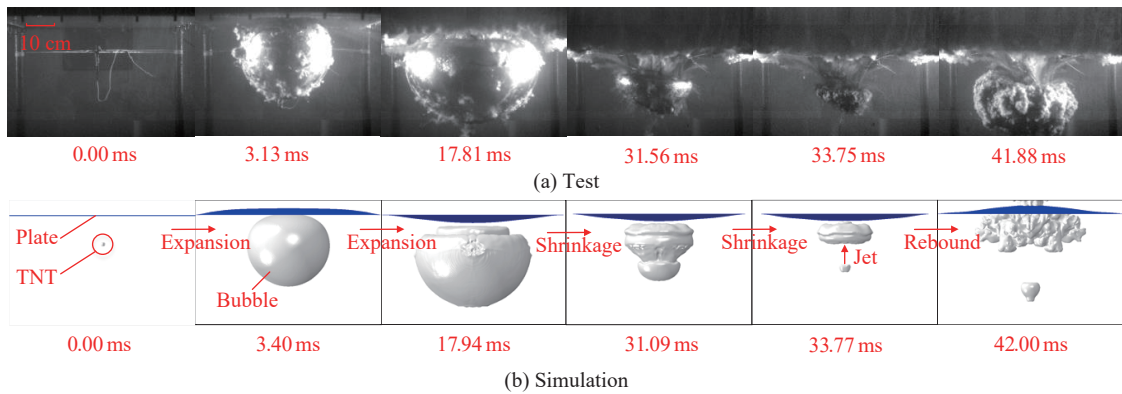


图 7 TNT 在 70 cm×70 cm 板底起爆引起的气泡演化

Fig. 7 Evolution images of bubbles caused by the explosion of a TNT charge at the bottom of the 70 cm×70 cm plate

可以看出,在弹性边界和自由面的联合作用下,当固支方板尺寸不足以隔绝爆炸气泡与自由面时,气泡会与空气接触提前溃散;当固支方板隔绝爆炸气泡与自由面时,气泡进行完整的脉动过程。有限元方法可以较好地模拟出气泡的膨胀、收缩、射流和耦合破灭现象。为了确保数值方法求解气泡运动过程的准确性,试验前通过标尺对高速摄像进行对焦,后期通过标尺刻度按照比例来确定水下爆炸试验得到的气泡半径。在板边长 $L=70\text{ cm}$ 工况下,气泡能进行完整的膨胀收缩过程,该工况下,数值方法得到的气泡脉动周期 T 和最大气泡半径 R_e 与试验结果的对比如图 8 所示,可以看出,数值结果与试验结果具有较好的一致性。

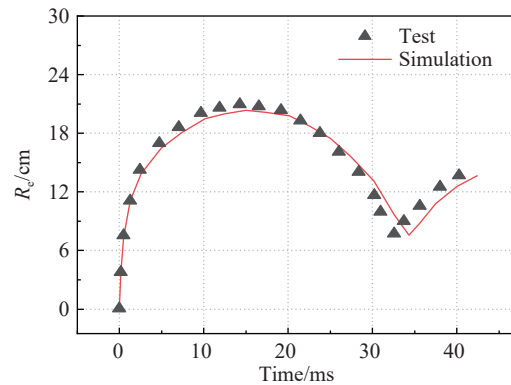


图 8 气泡半径-时程曲线

Fig. 8 The time-history curve of equivalent bubble radius

2.3.2 固支方板的毁伤

固支方板毁伤形态的试验结果与有限元分析结果对比如图 9(a)、10(a) 和 11(a) 所示,可以看出,CEL 方法能够较准确地再现固支方板的毁伤形态。为了进一步研究不同气泡演化形式对钢板的毁伤机理,分别取固支方板中心点 M 及位于固支边界中心处的点 N ,通过 ABAQUS 后处理输出点 M 的位移响应曲线和等效塑性应变响应曲线,输出点 N 的等效塑性应变响应曲线,结果如图 9(b)、10(b) 和 11(b) 所示。在 $20\text{ cm} \times 20\text{ cm}$ 和 $40\text{ cm} \times 40\text{ cm}$ 板工况下,钢板在初始爆轰的作用下迅速产生一个正向位移,位于固支边界处点 N 的等效塑性应变比板中心点 M 的大得多,但后续的动态响应曲线基本无变化,这是由于气泡在膨胀过程中与空气接触后很快破裂,气泡载荷对钢板的动态响应基本无影响,如图 5(b) 中 $8.00 \sim 15.00\text{ ms}$ 和图 6(b) 中 $11.90 \sim 19.00\text{ ms}$ 对应的图像所示。可以看出,对于气泡提前溃散的工况,方板的毁伤主要由冲击波载荷引起。在 $70\text{ cm} \times 70\text{ cm}$ 工况下,气泡与空气并未产生耦合作用,在气泡载荷的影响下,钢板的动态响应变得更加复杂。在冲击波的作用下,钢板首先产生正向位移。由于气泡膨胀排开水产生的滞后流作用范围广,使整个板面绕固支边界转动,因此爆炸初期点 N 的等效塑性应变增量显著大于点 M 的。随着气泡逐渐膨胀,气泡内压逐减小,当气泡内压小于大气压时,钢板会在压力差的作用下发生负向位移。随后,负压作用对钢板的毁伤效果达到阈值,钢板达到最大负向位移并保持平衡,值得注意的是,19 ms 后气泡进入收缩阶段,在气泡收缩对钢板的吸附力和再次改变的压力差共同作用下,钢板并未产生更大的位移。到了 37 ms,气泡半径达到最小并再次膨胀,释放脉动波并产生指向板

中心的水射流, 在气泡脉动和水射流的共同作用下, 板中心 M 点的等效塑性应变突增, 板再次发生正向位移, 最终的位移最大值略大于冲击波阶段产生的位移。除此之外, 对于点 N , 气泡脉动和水射流产生的等效塑性应变增量 $\Delta\varepsilon_s$ 约占最大值的 15%; 对于点 M , 由于水射流强力的局部冲击, 使得气泡脉动和水射流产生的等效塑性应变增量 $\Delta\varepsilon_c$ 达到最大值的 50% 以上, 可见, 气泡载荷对结构的毁伤作用不容忽视。

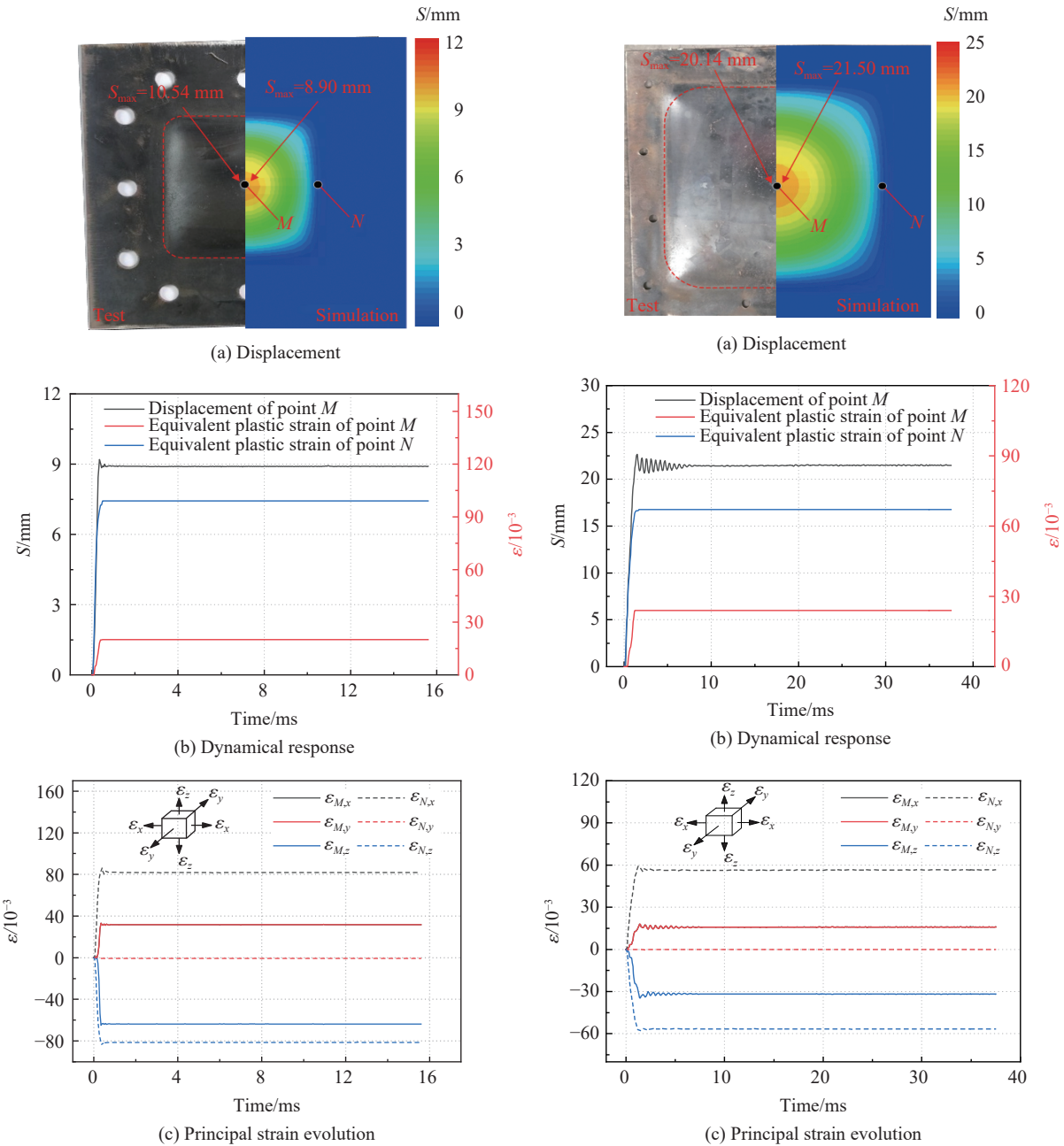


图 9 20 cm x 20 cm 板的毁伤模式
Fig. 9 Damage mode of the 20 cm x 20 cm plate

图 10 40 cm x 40 cm 板的毁伤模式
Fig. 10 Damage mode of the 40 cm x 40 cm plate

为了进一步探究固支方板的毁伤特点, 输出点 M 和点 N 的 3 个主应力方向上的应变如图 9(c)、10(c) 和 11(c) 所示。对于版中心的点 M , 主要产生板面内的拉伸应变和垂直与板面的压缩应变; 对于固支边界处的点 N , 主要产生板面内垂直与固支边界方向上的拉伸应变和垂直与板面的压缩应变。

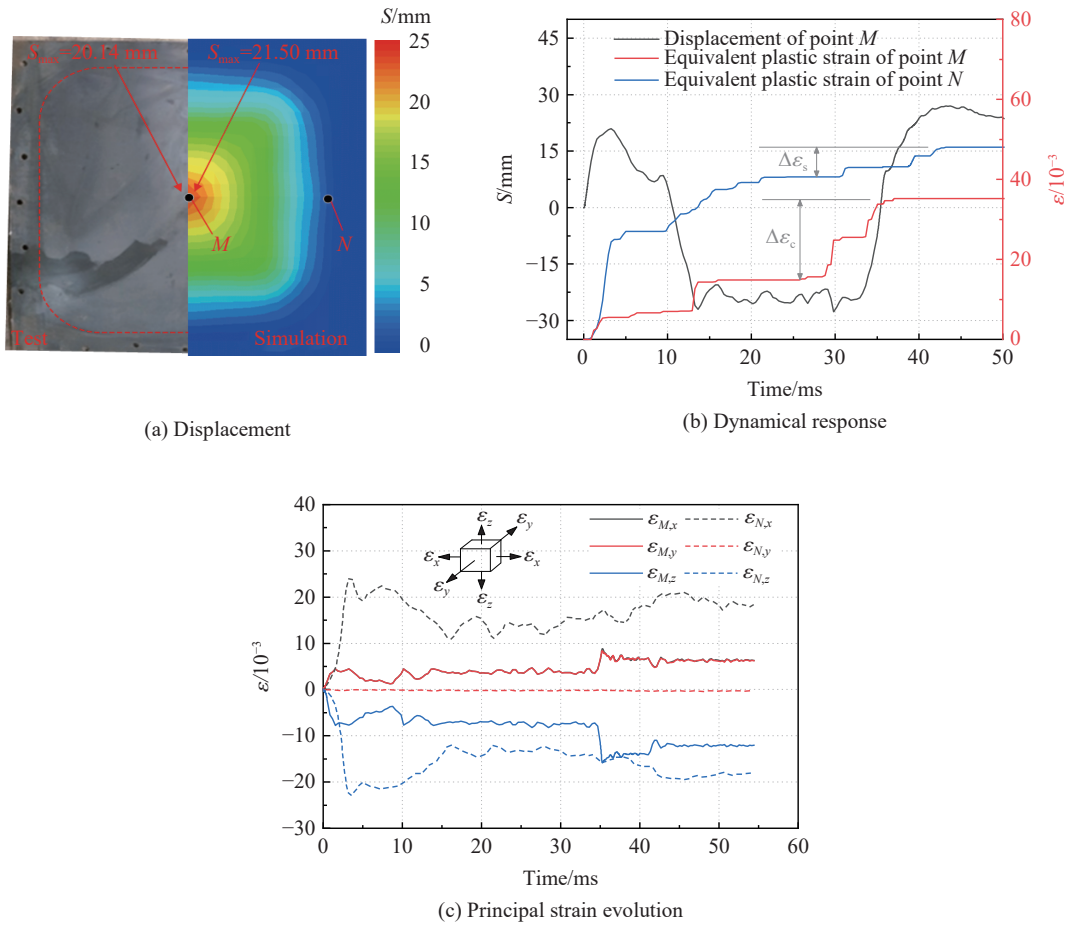


图 11 70 cm×70 cm 板的毁伤模式
Fig. 11 Damage mode of the 70 cm×70 cm plate

3 方板尺寸和爆距对毁伤模式的影响

无量纲化参数处理是研究爆炸问题的常用手段^[35], 如图 12 所示, 分别定义无量纲方板爆距参数 γ 、泥沙边界爆距参数 λ 和方板边长参数 μ :

$$\gamma = \frac{d_p}{R_m}, \quad \lambda = \frac{d_s}{R_m}, \quad \mu = \frac{L}{D_m} \quad (9)$$

式中: d_p 为药包至固支方板中心的垂直距离, d_s 为药包至海床的垂直距离, L 为固支方板的实际边长, R_m 为最大气泡半径理论值, D_m 为最大气泡直径理论值。

R_m (m) 和 D_m (m) 可通过下式求得:

$$R_m = 3.5 \left(\frac{W}{h+10} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (10)$$

式中: W 为装药质量, kg; h 为装药深度, m。

爆距是影响水下爆炸气泡演化的重要因素, 为了探究方板爆距和尺寸对气泡演化及固支方板动态响应的影 响, 设计模拟工况如表 2 所示。

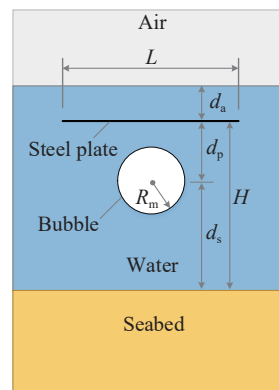


图 12 参数示意图
Fig. 12 Schematic diagram of parameters

表 2 数值模拟工况设置
Table 2 Numerical simulation condition settings

工况	方板尺寸	μ	方板爆距/cm	γ
1	20 cm×20 cm	0.46	10	0.46
2			15	0.69
3			20	0.92
4			25	1.15
5			30	1.38
6	40 cm×40 cm	0.92	10	0.46
7			15	0.69
8			20	0.92
9			25	1.15
10			30	1.38
11	50 cm×50 cm	1.15	10	0.46
12			15	0.69
13			20	0.92
14			25	1.15
15			30	1.38
16	60 cm×60 cm	1.38	10	0.46
17			15	0.69
18			20	0.92
19			25	1.15
20			30	1.38
21	70 cm×70 cm	1.61	10	0.46
22			15	0.69
23			20	0.92
24			25	1.15
25			30	1.38

通过系列仿真发现,当固支方板的尺寸较小,且爆距较大时,会产生水射流方向向下的现象,以 $\lambda=0.92, \gamma=1.38$ 工况为例,下射流的形成过程如图 13 所示。气泡在 20.00 ms 膨胀到最大,开始进入收缩阶段,被吸入板下空气的大气压力大于气泡内压,使气泡顶部收缩速度加快,在 32.50 ms 时,形成向下的水射流。33.00 ms 时,气泡被射流击穿呈环状,随后气泡进入二次膨胀。

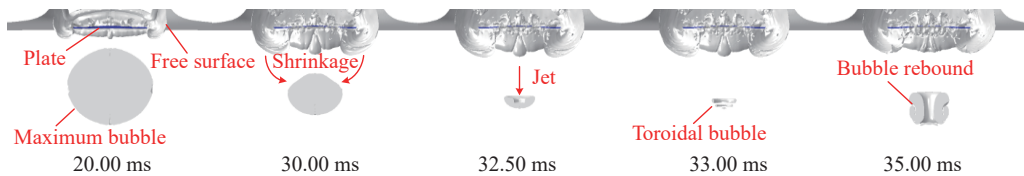


图 13 下射流的形成过程

Fig. 13 The formation process of the downward jet

为了探究下射流的形成条件,对系列模拟得到的射流形态进行汇总,如图 14 所示。可以看出,当 $\mu < 1.61 - \gamma$ 时,气泡与空气耦合破灭,不会产生水射流;当 $\mu > 1.61 - \gamma$ 且 $\mu \geq 1.15$ 时,气泡首先在底部塌陷,形成朝向固支方板中心的水射流;当 $\mu > 1.61 - \gamma$ 且 $\mu \leq 0.92$ 时,被吸入板底的空气不会与气泡接触,但会

使气泡顶部首先塌陷, 形成背向固支方板的水射流。

不同固支方板尺寸和爆距工况下的板中心位移 S 时程曲线如图 15 所示, 其中 $\mu=0.46$ 工况与图 15(a) 类似, $\mu=1.61$ 工况与图 15(c) 类似, 在此不做多余展示。在 $\mu=0.92$ 工况下, 固支方板的位移主要由冲击波和气泡前期膨胀引起的滞后流产生, 随着爆距的增大, 冲击波迅速衰减, 板的位移逐渐减小。而当 $\gamma=1.38$ 时, 会形成向下的射流, 从对应的位移时程曲线可以看出, 下射流对板的位移并没有影响。在 $\mu=1.15$ 工况下, 随着爆距的增大, 自由边界作用减小, 气泡载荷作用逐渐突出, 固支方板开始出现负向位移。

在 $\mu=1.38$ 工况下, 气泡进行完整的脉动过程, 随着爆距的增大, 冲击波和压力差的作用逐渐减弱, 导致固支方板在冲击波阶段的正向位移逐渐减小, 压力差作用下的负向最大位移也逐渐减小。

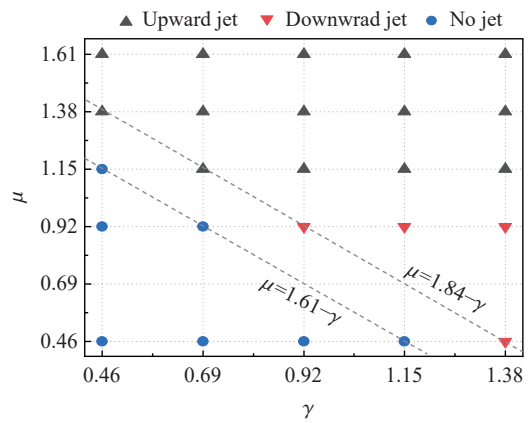


图 14 水射流的不同形态

Fig. 14 Different forms of water jets

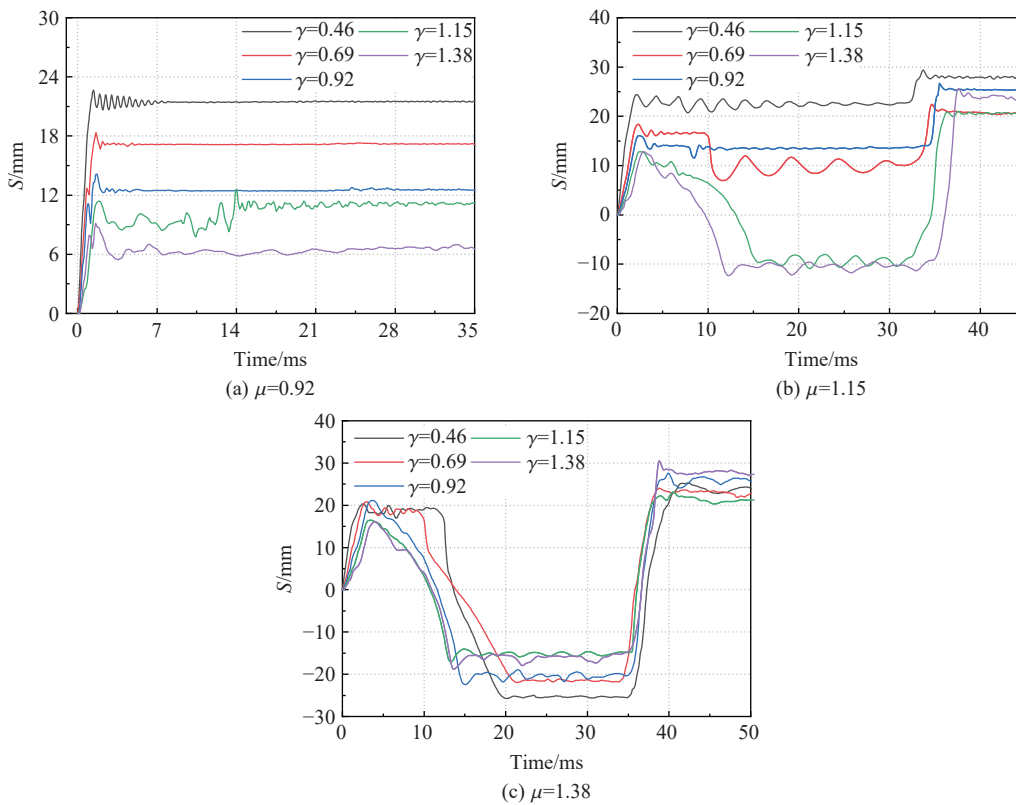


图 15 位移时程曲线

Fig. 15 Displacement-time curves

数值模拟得到的固支方板毁伤特征随板尺寸参数 μ 和爆距参数 γ 的变化曲线如图 16 所示。当 $\mu \leq 0.92$ 时, 随着爆距的增大, 固支方板的最终位移和等效塑性应变均呈减小趋势。当 $\mu \geq 1.15$ 时, 气泡能进行完整的脉动过程, 在经受冲击波阶段和气泡脉动阶段载荷联合作用后, 板的动态响应不再具有明显的变化趋势, 但随着板尺寸的增大, 爆距对板最终位移的影响越来越弱。

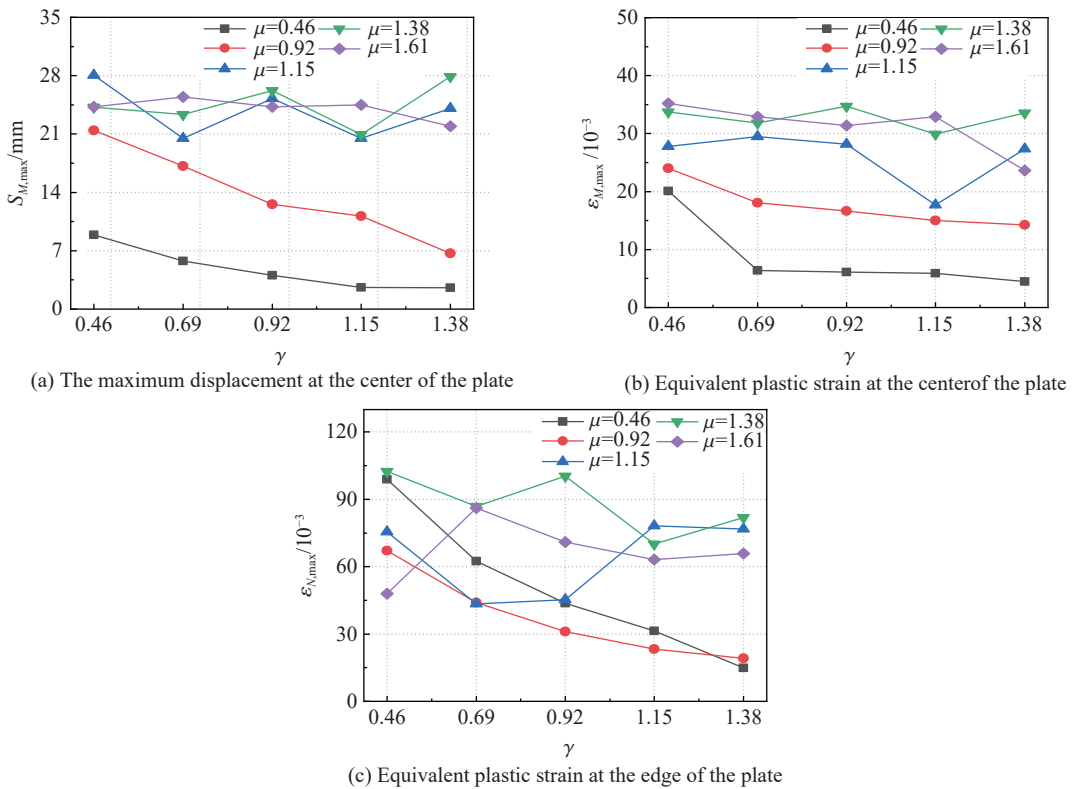


图 16 固支方板的最终毁伤特征曲线

Fig. 16 Final damage characteristic curves of clamped square plates

4 吃水深度对毁伤模式的影响

吃水深度反映了弹塑性板到自由液面的距离,影响着气泡的演化过程。为了探究吃水深度 d_a 对有气泡载荷和无气泡载荷情况下固支方板动态响应的影响,保持药包距固支方板的距离为 20 cm,即 $\gamma=0.92$,设计如表 3 所示工况。

通过有限元模拟发现,随着水深的增加,自由面与弹塑性边界的耦合作用减小,自由面对气泡演化的影响减弱。以 $\mu=0.46, d_a=10$ cm 工况为例,气泡的演化过程如图 17 所示。在 17.80 ms 时,气泡膨胀到最大,气泡顶部受方板约束产生内凹,而气泡肩部曲率最大,且不受方板约束,首先收缩。最终气泡从中部撕裂形成上下 2 个方向相反的对射流。

同样,随着水深的减小,自由面与弹塑性边界的耦合作用增大,自由面对气泡演化的影响增强。此时,即使固支方板在初始阶段能将空气与气泡隔开,在后续的气泡运动过程中空气同样会被吸入板下,如图 18 所示。由于大气压力和气泡内压的压力差作用,在 19.00 ms 时,空气不断涌向气泡,这大大缩短了气泡脉动周期并使气泡向下迁移,到 24.40 ms,气泡收缩到最小并开始回弹,而值得注意的是,此时气泡与固支方板间存在着厚厚的空气层,这使得气泡脉动载荷并未对方板造成毁伤。

不同吃水深度下固支方板的动态响应曲线如图 19 所示。在 $\mu=0.46$ 工况下,当 $d_a \leq 5$ cm 时,不能产

表 3 吃水深度工况设置

Table 3 Settings of draught depth

工况	方板尺寸	μ	d_a/cm
1	20 cm×20 cm	0.46	0
2			1
3			3
4			5
5			10
6	60 cm×60 cm	1.38	0
7			1
8			3
9			5
10			10

生气泡载荷,随着吃水深度的增加,固支方板变形需要克服更大的水压力,这使得板的位移和应变均逐渐减小。而当吃水深度为 10 cm 时,在气泡水射流载荷的作用下,固支方板的毁伤程度明显增加。在 $\mu=1.38$ 工况下,当 $d_a \leq 1$ cm 时,固支方板不受气泡载荷作用,随着吃水深度的增加,板的位移和应变均逐渐减小;当 $d_a \geq 3$ cm 时,气泡水射流载荷的作用使固支方板的位移和应变明显增大,但均随着水深的增加而逐渐减小。可以看出,由于水压力的存在,水下爆炸载荷对背空板的毁伤作用要比背水板大。

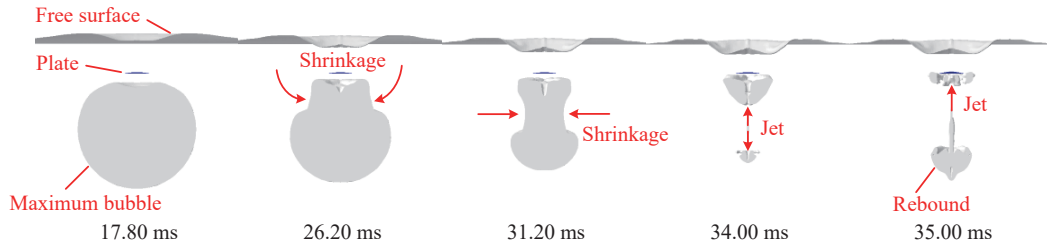


图 17 气泡的演化过程($\mu=0.46, d_a=10$ cm)

Fig. 17 The evolution process of bubbles ($\mu=0.46, d_a=10$ cm)

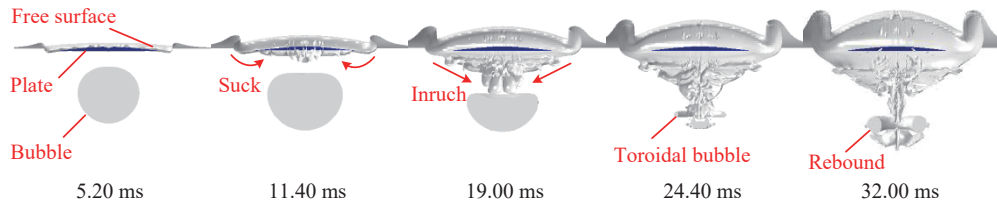


图 18 气泡的演化过程($\mu=1.38, d_a=1$ cm)

Fig. 18 The evolution process of bubbles ($\mu=1.38, d_a=1$ cm)

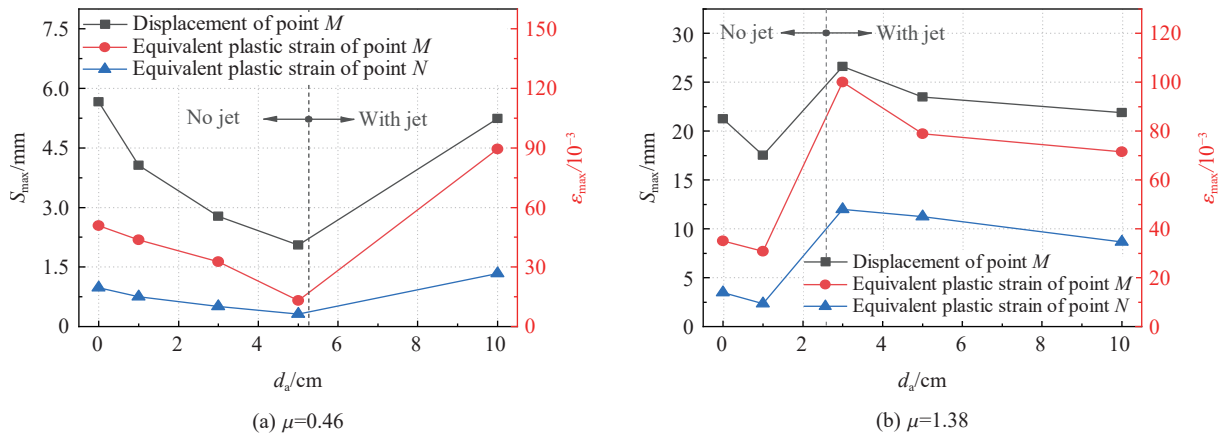


图 19 吃水深度对板动态响应的影响

Fig. 19 Effects of draught depth on the dynamic responses of the plates

5 泥沙边界对毁伤模式的影响

海底往往被数米厚的柔软泥沙覆盖,当炸药在近海爆炸时,泥沙会发生变形,对气泡产生吸收作用。建立如图 3(b) 所示有限元模型来模拟海床的柔软泥沙,材料设置为两倍密度的水流体。保持药包距固支方板的距离为 20 cm,即 $\gamma=0.92$,设计表 4 所示工况来探究泥沙边界分别对有气泡载荷和无气泡载荷情况下固支方板动态响应的影响。

图 20 为 $\mu=0.46$ 工况下气泡与空气耦合破灭时刻的对比图。当 $\lambda=0.46$ 时,气泡在膨胀过程中会浸入泥沙边界,但这并没有延缓气泡破灭的时间,泥沙边界的深度对气泡的演化基本无影响。

图 21 为弹性板边界和泥沙边界共同影响下水下爆炸气泡的演化过程, 该工况为 $\mu=0.46$ 且 $\lambda=0.46$ 。可以看出, 泥沙边界会对气泡产生吸附作用, 抑制气泡的收缩。气泡在 18.01 ms 时膨胀到最大, 受泥沙的影响, 气泡底部的曲率变小。气泡在收缩的过程中, 顶部受钢板 Bjerknes 力影响, 底部受泥沙的吸附作用, 收缩速度均减慢, 气泡中部收缩最快, 在 36.00 ms 时, 出现沙漏形气泡。随后, 气泡从中部塌陷, 产生上下 2 个气泡, 上部气泡形成指向固支方板中心的水射流, 下部气泡形成背向固支方板的水射流。固支方板在上部气泡射流的作用下发生正向位移, 而下部气泡浸入泥沙继续脉动过程。

表 4 泥沙边界工况设置

Table 4 Sediment boundary condition settings

工况	方板尺寸	μ	药包距泥沙边界距离/cm	λ
1	20 cm×20 cm	0.46	10	0.46
2			20	0.92
3			30	1.38
4			40	1.84
5	60 cm×60 cm	1.38	10	0.46
6			20	0.92
7			30	1.38
8			40	1.84

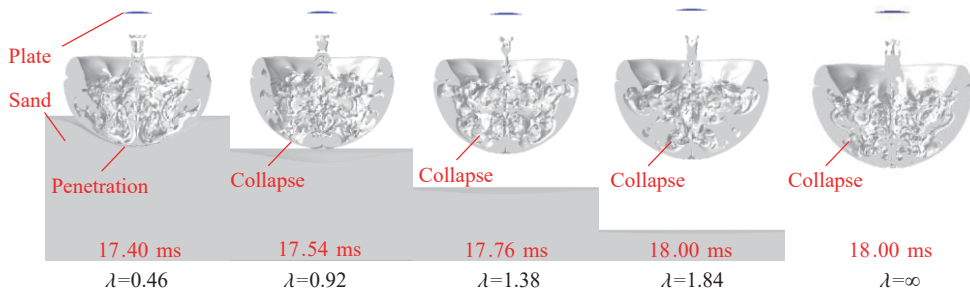


图 20 泥沙边界对气泡演化的影响($\mu=0.46$)

Fig. 20 Effects of sediment boundaries on bubble evolution ($\mu=0.46$)

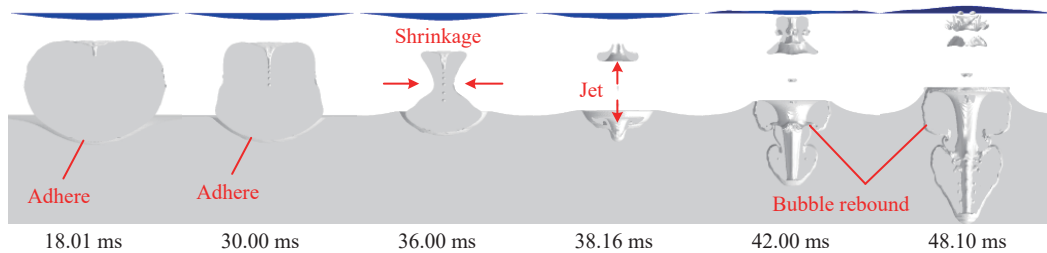


图 21 泥沙边界对气泡演化的影响($\mu=1.38$)

Fig. 21 Effects of sediment boundaries on bubble evolution ($\mu=1.38$)

不同泥沙边界爆距情况下的气泡射流形成时刻如图 22 所示, 其中最后一张图像为不考虑泥沙边界的影响的工况, 视为爆距无限大。可以看出, 当 $\lambda=0.46$ 时, 爆炸气泡在膨胀过程中侵入泥沙, 中部首先塌陷形成上下 2 个方向相反的射流。当 $\lambda=0.92$ 时, 尽管气泡没有浸入泥沙, 在 Bjerknes 力的作用下, 气泡依然受到泥沙边界的吸附作用, 从而形成 2 个方向相反的射流。当 $\lambda=1.38, 1.84$ 时, 水射流形成时气泡的形态基本与无泥沙时一致。除此之外, 通过观察射流形成的时间可以看出, 海床边界与气泡间的 Bjerknes 力减慢了气泡的收缩速度, 且当 $\lambda=1.84$ 时, 该影响可忽略不计。

在泥沙边界的影响下, 固支方板的位移与等效塑性应变响应如图 23 所示, 其中 M 为方板的中心点, N 为固支边界的中心点。当 $\mu=0.46$ 时, 气泡会与空气耦合破灭, 泥沙边界对固支方板的位移和等效塑性应变的影响可忽略不计, 如图 23(a) 所示。当 $\mu=1.38$ 时, 气泡能进行完整的脉动过程, 泥沙边界对气泡的

吸附作用消耗了部分气泡能,减小了固支方板的位移和等效塑性应变。随着药包至泥沙边界距离的增大,影响逐渐减弱,当 $\lambda > 1.38$ 时,可忽略不计。

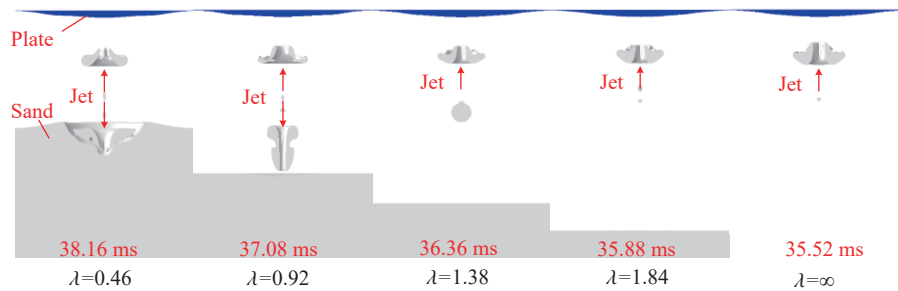


图 22 泥沙边界对射流形成的影响

Fig. 22 Effects of sediment boundaries on jet formation

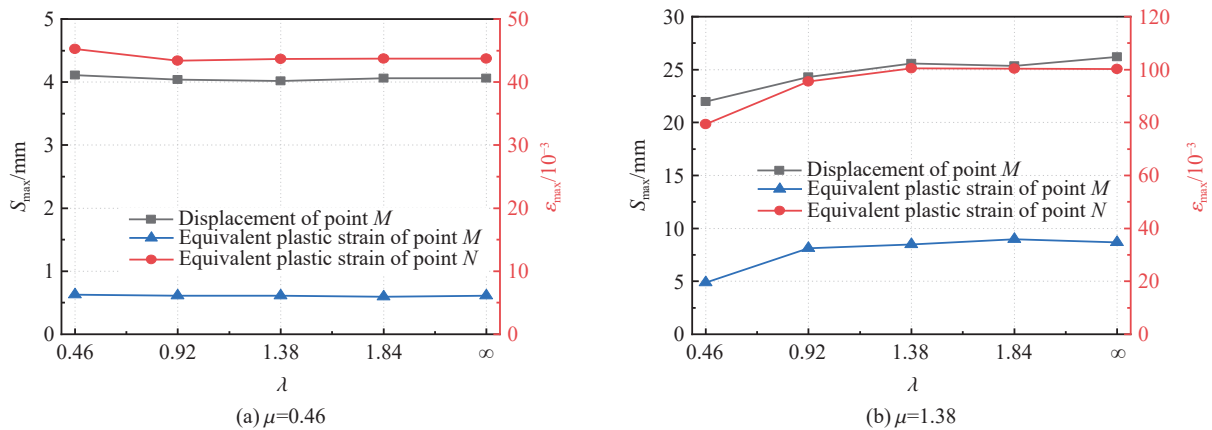


图 23 泥沙边界对板动态响应的影响

Fig. 23 Effects of sediment boundaries on dynamic responses of plates

6 结 论

通过开展 2.5 g TNT 在不同尺寸固支方板底部起爆的水下爆炸试验,验证了 CEL 算法模拟近场水下爆炸气泡运动和固支方板毁伤效果的准确性,并通过系列有限元分析,探究了板尺寸参数 μ 、板的吃水深度 d_a 、方板爆距参数 γ 和泥沙边界爆距参数 λ 对气泡演化和固支方板毁伤模式的影响,得出以下结论:

(1) 当固支方板尺寸不足以隔绝爆炸气泡与自由面,气泡会与空气接触提前溃散,方板经受冲击波作用呈现上凸变形;当固支方板隔绝爆炸气泡与自由面,气泡进行完整的脉动过程,方板首先在冲击波作用下呈现上凸变形,接着在压力差作用下回弹并呈现下凹变形,最后在气泡脉动和水射流作用下再次回升,最终呈现上凸变形。

(2) 当 $\mu < 1.61 - \gamma$ 时,气泡与空气耦合破灭,不会产生水射流;当 $\mu > 1.61 - \gamma$ 且 $\mu \geq 1.15$ 时,气泡首先在底部塌陷,形成上射流;当 $\mu > 1.61 - \gamma$ 且 $\mu \leq 0.92$ 时,被吸入板底的空气不会与气泡接触,但会使气泡顶部首先塌陷,形成下射流。

(3) 由于水压力的存在,水下爆炸载荷对背空板的毁伤作用要比背水板大。随着板吃水深度的增加,自由面与弹塑性板的耦合作用减小,空气对气泡运动的影响减弱,气泡由提前溃散过渡到能进行完整的气泡脉动过程,使板的最终位移和应变增加。而对于气泡演化过程类似的情况(溃散或完整脉动),随着板吃水深度的增加,静水压增大,板的最终位移和应变减小。

(4) 气泡溃散或形成下射流后不会再对固支方板的变形产生影响。随着方板尺寸的增加,爆距对固

支方板最终变形和应变的影响逐渐减小。

(5) 近海泥沙边界会减缓气泡收缩, 使气泡首先在中部塌陷, 形成上下 2 个方向相反的射流, 降低固支方板的位移和应变, 其主要的的影响范围为 1 倍的最大气泡半径以内。对于气泡提前溃散的工况, 泥沙边界对固支方板的毁伤模式基本无影响。

参考文献:

- [1] 秦业志, 王莹, 王志凯, 等. 小当量柱型装药水下近场爆炸固支单层方形钢板毁伤特性研究 [J]. *振动与冲击*, 2021, 40(7): 29–36. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2021.07.004.
QIN Y Z, WANG Y, WANG Z K, et al. Damage characteristics of fixed single-layer square steel plate under near-field underwater explosion of small equivalent column charge [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2021, 40(7): 29–36. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2021.07.004.
- [2] 张弛, 刘凯, 李海涛, 等. 水下爆炸下典型舰船结构整体损伤模式表征方法及图谱研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2022, 42(6): 065101. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0200.
ZHANG C, LIU K, LI H T, et al. Study on the characterization method and mode map of overall damage of typical warship structures subjected to underwater explosions [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2022, 42(6): 065101. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0200.
- [3] LIU L T, YAO X L, ZHANG A M, et al. Research on the estimate formulas for underwater explosion bubble jet parameters [J]. *Ocean Engineering*, 2018, 164: 563–576. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2018.06.070.
- [4] RAMAJEYATHILAGAM K, VENDHAN C P, RAO V B. Non-linear transient dynamic response of rectangular plates under shock loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2000, 24(10): 999–1015. DOI: 10.1016/S0734-743X(00)00018-X.
- [5] 代利辉, 吴成, 安丰江. 水下爆炸载荷下固支方板的动态毁伤模式 [J]. *兵工学报*, 2020, 41(S2): 111–119. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2020.S2.015.
DAI L H, WU C, AN F J. Dynamic damage mode of clamped square plates subjected to underwater explosive loading [J]. *Acta Armamentarii*, 2020, 41(S2): 111–119. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2020.S2.015.
- [6] 汪俊, 孟利平, 伍星星, 等. 水面浮体结构底部水下爆炸射流试验研究 [J]. *船舶力学*, 2022, 26(9): 13. DOI: 10.3969/j.issn.1007-7294.2022.09.014.
WANG J, MENG L P, WU X X, et al. Experimental investigation on water-jets resulting from bubble collapse of underwater explosion under surface floating structures [J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2022, 26(9): 13. DOI: 10.3969/j.issn.1007-7294.2022.09.014.
- [7] LI H T, ZHENG X Y, ZHANG C, et al. Sagging damage characteristics of hull girder with trapezoidal cross-section subjected to near-field underwater explosion [J]. *Defence Technology*, 2021, 21: 1–13. DOI: 10.1016/j.dt.2021.10.004.
- [8] 赖志超, 邓硕, 秦健, 等. 不同类型炸药近场水下爆炸下固支方板动态响应研究 [J/OL]. *工程力学* [2023-05-04]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2595.o3.20221226.1340.003.html>.
LAI Z C, DENG S, QIN J, et al. Study on dynamic response of clamped square plates under near-field underwater explosion with different explosives [J/OL]. *Engineering Mechanics*[2023-05-04]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2595.o3.20221226.1340.003.html>.
- [9] GAN N, LIU L T, YAO X L, et al. Experimental and numerical investigation on the dynamic response of a simplified open floating slender structure subjected to underwater explosion bubble [J]. *Ocean Engineering*, 2021, 219: 108308. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2020.108308.
- [10] ZHANG A M, YAO X L, LI J. The interaction of an underwater explosion bubble and an elastic-plastic structure [J]. *Applied Ocean Research*, 2008, 30(3): 159–171. DOI: 10.1016/j.apor.2008.11.003.
- [11] 王诗平, 孙士丽, 张阿漫, 等. 冲击波和气泡作用下舰船结构动态响应的数值模拟 [J]. *爆炸与冲击*, 2011, 31(4): 367–372. DOI: 10.11883/1001-1455(2011)04-0367-06.
WANG S P, SUN S L, ZHANG A M, et al. Numerical simulation of dynamic response of warship structures subjected to

- underwater explosion shock waves and bubbles [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2011, 31(4): 367–372. DOI: 10.11883/1001-1455(2011)04-0367-06.
- [12] 文彦博, 胡亮亮, 秦健, 等. 近场水下爆炸气泡脉动及水射流的实验与数值模拟研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2022, 42(5): 053203. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0206.
- WEN Y B, HU L L, Q J, et al. Experimental study and numerical simulation on bubble pulsation and water jet in near-field underwater explosion [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2022, 42(5): 053203. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0206.
- [13] 王树山, 李梅, 马峰. 爆炸气泡与自由水面相互作用动力学研究 [J]. *物理学报*, 2014, 63(19): 194703. DOI: 10.7498/aps.63.194703.
- WANG S S, LI M, MA F. Dynamics of the interaction between explosion bubble and free surface [J]. *Acta Physica Sinica*, 2014, 63(19): 194703. DOI: 10.7498/aps.63.194703.
- [14] LIU N N, CUI P, REN S F, et al. Study on the interactions between two identical oscillation bubbles and a free surface in a tank [J]. *Physics of Fluids*, 2017, 29(5): 052104. DOI: 10.1063/1.4984080.
- [15] HUNG C F, HWANGFU J J. Experimental study of the behaviour of mini-charge underwater explosion bubbles near different boundaries [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2010, 651: 55–80. DOI: 10.1017/S0022112009993776.
- [16] ZHANG A M, YAO X L, FENG L H. The dynamic behavior of a gas bubble near a wall [J]. *Ocean Engineering*, 2009, 36(3/4): 295–305. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2008.12.006.
- [17] 张之凡, 谢宇杰, 王成, 等. 近自由面水下爆炸气泡与破损结构耦合作用机理研究 [J]. *北京理工大学学报*, 2022, 42(9): 909–917. DOI: 10.15918/j.tbit1001-0645.2022.103.
- ZHANG Z F, XIE Y J, WANG C, et al. Coupling mechanism between damaged structure and underwater explosion bubble near free surface [J]. *Transactions of Beijing institute of Technology*, 2022, 42(9): 909–917. DOI: 10.15918/j.tbit1001-0645.2022.103.
- [18] 贺铭, 张阿漫, 刘云龙. 近场水下爆炸气泡与双层破口结构的相互作用 [J]. *爆炸与冲击*, 2020, 40(11): 111402. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0110.
- HE M, ZHANG A M, LIU Y L. Interaction of the underwater explosion bubbles and nearby double-layer structures with circular holes [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(11): 111402. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0110.
- [19] 金辉, 张庆明, 高春生, 等. 不同边界条件下水下爆炸气泡脉动对比的试验研究 [J]. *兵工学报*, 2009, 30(S2): 213–217. DOI: CNKI:SUN:BIGO.0.2009-S2-045.
- JIN H, ZHANG Q M, GAO C S, et al. Comparison experimental study of underwater explosion bubble pulse among the different boundaries [J]. *Acta Armamentarii*, 2009, 30(S2): 213–217. DOI: CNKI:SUN:BIGO.0.2009-S2-045.
- [20] 金辉, 李兵, 权琳, 等. 不同边界条件下炸药水中爆炸的能量输出结构 [J]. *爆炸与冲击*, 2013, 33(3): 325–330. DOI: 10.11883/1001-1455(2013)03-0325-05.
- JIN H, LI B, QUAN L, et al. Configuration of explosive energy output in different underwater boundary conditions [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2013, 33(3): 325–330. DOI: 10.11883/1001-1455(2013)03-0325-05.
- [21] LINDAU O, LAUTERBORN W. Cinematographic observation of the collapse and rebound of a laser-produced cavitation bubble near a wall [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2003, 479: 327–348. DOI: 10.1017/S0022112002003695.
- [22] JAYAPRAKASH A, HSIAO C, CHAHINE G. Numerical and experimental study of the interaction of a spark-generated bubble and a vertical wall [J]. *Massachusetts Institute of Technology*, 2012, 134(3): 381–382. DOI: 10.1115/1.4005688.
- [23] MA X, HUANG B, ZHAO X, ET AL. Comparisons of spark-charge bubble dynamics near the elastic and rigid boundaries [J]. *Ultrasonics Sonochemistry*, 2018, 43: 80–90. DOI: 10.1016/j.ultsonch.2018.01.005.
- [24] ZHANG A M, CUI P, WANG Y. Experiments on bubble dynamics between a free surface and a rigid wall [J]. *Experiments in Fluids*, 2013, 54: 1602. DOI: 10.1007/s00348-013-1602-7.
- [25] HUANG G H, ZHANG M D, MA X J, et al. Dynamic behavior of a single bubble between the free surface and rigid wall [J]. *Ultrasonics Sonochemistry*, 2020, 67: 105147. DOI: 10.1016/j.ultsonch.2020.105147.
- [26] 陈志鹏. 气泡与复杂边界耦合作用机理研究 [D]. 江苏镇江: 江苏科技大学, 2019.
- CHEN Z P. A study on the coupling effect of interaction between bubbles and complex boundaries [D]. Zhenjiang, Jiangsu, China: Jiangsu University of Science and Technology, 2019.

- [27] TIAN Z L, LIU Y L, ZHANG A M, et al. Jet development and impact load of underwater explosion bubble on solid wall [J]. *Applied Ocean Research*, 2020, 95: 102013. DOI: 10.1016/j.apor.2019.102013.
- [28] 张桂夫, 朱雨建, 杨基明. 水下爆炸冲击凹陷液面诱导射流研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(2): 241–249. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0238.
ZHANG G F, ZHU Y J, YANG J M. A study on jet flow induced by underwater explosion at a pit-interface [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(2): 241–249. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0238.
- [29] XU L Y, WANG S P, LIU Y L, et al. Numerical simulation on the whole process of an underwater explosion between a deformable seabed and a free surface [J]. *Ocean Engineering*, 2020, 219: 108311. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2020.108311.
- [30] LEE E, FINGER M, COLLINS W. JWL equation of state coefficients for high explosives [R]/Office of Scientific and Technical Information Technical Reports, 1973. DOI: 10.2172/4479737.
- [31] 李晓杰, 张程娇, 王小红, 等. 水的状态方程对水下爆炸影响的研究 [J]. *工程力学*, 2014, 31(8): 46–52. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.03.0180.
LI X J, ZHANG C J, WANG X H, et al. Numerical study on the effect of equations of state of water on underwater explosions [J]. *Engineering Mechanics*, 2014, 31(8): 46–52. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.03.0180.
- [32] YANG X Q, YANG H, GARDNER L, et al. A continuous dynamic constitutive model for normal-and high-strength structural steels [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2022, 192: 107254. DOI: 10.1016/j.jcsr.2022.107254.
- [33] 孙远翔, 田俊宏, 张之凡, 等. 含铝炸药近场水下爆炸冲击波的实验及数值模拟 [J]. *振动与冲击*, 2020, 39(14): 171–178, 193. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2020.14.025.
SUN Y X, TIAN J H, ZHANG Z F, et al. Experiment and numerical simulation study on the near-field underwater explosion of aluminized explosive [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2020, 39(14): 171–178, 193. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2020.14.025.
- [34] COLE R H. Underwater explosion [M]. New Jersey: Princeton University Press, 1948.
- [35] HU J, CHEN Z Y, ZHANG X D, et al. Underwater explosion in centrifuge. part I: validation and calibration of scaling laws [J]. *Science China Technological Sciences*, 2017, 60(11): 1638–1657. DOI: 10.1007/s11431-017-9083-0.

(责任编辑 张凌云)