

DOI: 10.11883/bzycj-2019-0378

水下接触爆炸下沉箱码头毁伤效应*

刘靖晗^{1,2}, 唐廷², 韦灼彬², 董琪^{1,2}, 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: 为研究水下接触爆炸下沉箱码头毁伤效应和毁伤机理, 通过 LS-DYNA 有限元软件建立沉箱码头水下接触爆炸模型, 进行数值模拟研究, 并通过试验验证模型准确性。结果表明: 运用有限元方法能够较好地模拟水下接触爆炸作用下沉箱码头的毁伤效应, 沉箱码头的破坏过程可分为两个阶段: 冲击波阶段, 沉箱外墙产生初始破口和环状裂缝; 气泡膨胀阶段, 爆轰产物从破口涌入仓格加速了仓格的变形和毁伤, 仓格顶部变形严重导致码头面板破坏, 气泡由于冲出水面提前溃灭, 码头毁伤在 0.14 倍的气泡第一次脉动周期基本停止。对比不同爆炸深度, 水域中部接触爆炸下沉箱毁伤最为严重, 近水面接触爆炸对码头面板的毁伤作用更强。

关键词: 水下接触爆炸; 沉箱码头; 毁伤效应; 气泡; 炸深

中图分类号: O381 国标学科代码: 13035 文献标志码: A

Damage effects of a caisson wharf subjected to underwater contact explosion

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

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

2. *Naval Logistics Academy, Tianjin 300450, China*)

Abstract: In order to study the damage mechanism of a caisson wharf under underwater contact explosion, the damage characteristic caisson wharf subjected to underwater contact explosion was simulated by using the LS-DYNA software. The credibility of simulation results was verified by comparative analysis of experimental results. The results show that numerical simulation can reflect the experimental result effectively. The failure process of caisson wharf can be divided into two stages. The circumferential cracks and crater appear in the blast side during the shock wave propagation. During the bubble expansion stage, the detonation products flow into the caisson bin from break accelerating the deformation and damage of the caisson cage. The deformation of the cage seriously led to the damage of the wharf panel. The bubble rush out of water and collapse. Accordingly, the severest damage is stopped when it is about 14% of the first pulsation period of underwater explosion bubble. When the location of charge detonation is in the middle of water depth, underwater contact explosion causes more overall damage to the caisson. When the location of charge detonation is near water face, it causes more damage to wharf panel.

Keywords: underwater contact explosion; caisson wharf; damage effect; pulsation bubble; explosive depth

港口码头是交通物流的重要枢纽, 也是国家海洋经济的主要依托, 由于其重要的经济战略意义和开放的地理环境, 易受到多形式打击破坏。水下爆炸是主要打击形式之一, 具有毁伤作用强、毁伤范围大、隐蔽性高的特点。沉箱码头工作性能和耐久性好, 在我国应用广泛, 开展水下爆炸下沉箱码头毁伤效应研究, 具有重要的研究价值和工程指导意义。

* 收稿日期: 2019-09-09; 修回日期: 2019-11-20

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

第一作者: 刘靖晗(1992—), 男, 博士研究生, 1226001717@qq.com

通信作者: 唐廷(1980—), 男, 博士, 讲师, kublai@126.com

水下爆炸结构毁伤的研究最先开始于海军装备的研究,早期以舰船、潜艇等为研究对象。Rajendran^[1]、吴林杰等^[2]、Wang等^[3]简化舰船结构,对钢板、钢梁水下爆炸破坏过程进行了系统的试验及数值研究,得到了钢板、钢梁的破坏形态和毁伤过程。Wardlaw等^[4]分析了近场水下爆炸流固耦合作用,发现气泡脉动是结构毁伤的重要因素,特别是水下接触爆炸气泡脉动不容忽视。周章涛等^[5]结合试验和数值模拟软件,考虑结构表面空化和气泡膨胀等因素研究了水下接触和近距离爆炸作用下钢板的加载机理和破坏过程。针对混凝土水工结构,徐强等^[6]、孙金山等^[7]对大坝、桥梁开展结构水下抗爆研究,张社荣等^[8]、王高辉等^[9]通过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。基于三峡围堰拆除工程,刘美山等^[10]进行了一系列水下爆破试验,获得了混凝土水下爆炸的破坏形态。国内外就水下爆炸混凝土结构毁伤效应已开展一些研究,但关于沉箱码头水下接触爆炸的相关研究较少,为探究水下接触爆炸作用下沉箱码头的破坏过程和毁伤机理,数值模拟是必不可少的研究手段。

本文中在试验研究基础上,通过LS-DYNA有限元软件揭示水下接触爆炸作用下沉箱码头毁伤过程,分析冲击波和气泡对沉箱码头的荷载规律,研究炸药深度对沉箱码头毁伤效应的影响,探析沉箱码头的毁伤机理和毁伤特征。

1 有限元模型

依据沉箱码头模型水下爆炸试验^[11],图1所示为沉箱码头水下接触爆炸试验示意图,试验场地为直径8 m、深8 m的钢筋混凝土空心圆柱爆坑,内衬2 cm厚钢板,设计水深1.8 m,模型四面临水,底部无人约束。采用1 kg TNT当量的圆柱状PETN炸药,药包轴线垂直于迎爆面,在0.9 m水深接触沉箱码头爆炸。沉箱码头模型长2.98 m、宽1.62 m、高2.19 m,其中沉箱结构高1.8 m,由6个长86 cm、宽65 cm仓格构成,仓格内填满饱和砂。沉箱底板厚25 cm,沉箱上部依次为管沟和面板,高39 cm,沉箱码头具体尺寸和配筋情况如表1所示。沉箱混凝土抗压强度为35.0 MPa,码头上部结构混凝土抗压强度为28.2 MPa,钢筋采用HPB335型号。考虑码头结构对称性,采用LS-DYNA软件建立沉箱码头对称模型如图2所示,有限元模型包括沉箱钢筋

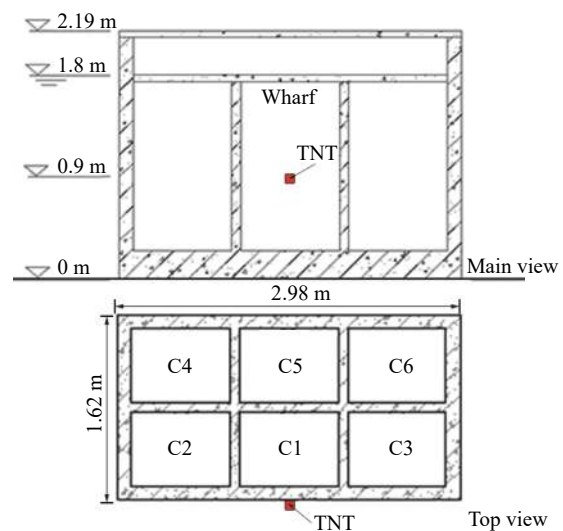


图1 码头试验示意图

Fig. 1 Schematic diagram of wharf experiment

表1 主要部位混凝土厚度及配筋情况

Table 1 Concrete thickness and matching bar conditions of main parts

位置	混凝土厚度/cm	配筋情况	保护层厚度/cm
仓格外墙	12	双层双向配筋, 钢筋直径1.2 cm, 间距18 cm	2.0
仓格内隔墙	8	双层双向配筋, 钢筋直径0.8 cm, 间距9 cm	1.5
沉箱底板	25	双层双向配筋, 钢筋直径2.0 cm, 间距18 cm	4.0
管沟底板	13	双层双向配筋, 钢筋直径0.6 cm, 间距15 cm	2.0
管沟外壁	12	双层双向配筋, 钢筋直径0.6 cm, 间距15 cm	1.5
面板	6	管沟上部面板单层双向配筋, 其他部位不配筋	1.5
封仓板	6	不配筋	

混凝土结构、炸药、水和空气, 其中混凝土、钢筋和远场仓格土 C2~C6 采用 Lagrange 单元, 网格尺寸为 2~3 cm; 考虑炸药附近流场和仓格土体发生大变形, 炸药、水、空气和近场仓格 C1 土采用 Euler 单元, 网格尺寸为 1.5 cm~2 cm, 小于 Lagrange 单元网格, 两者均在爆心加密向四周渐变划分。通过关键字 Ale_Coupling_Nodal_Constraint 定义混凝土、钢筋之间的粘结, 关键字 Constrained_Lagrange_In_Solid 定义流场与结构之间的流固耦合作用。考虑水下爆炸气泡脉动受重力和浮力影响, 通过关键字 Initial_Stress_Depth 和 Load_Body_Z 初始化静水压力和重力, 并在对称面施加对称约束, 流场边界采用环境单元(Ambient)保证流场压力流出。在仓格 C1 外墙迎爆面设置测点, 水平方向测点为 H1 和 H2, 垂直方向测点为 V1~V7, 测点之间的距离为 20 cm, 仓格 C1 内墙中心位置设置测点 V8。

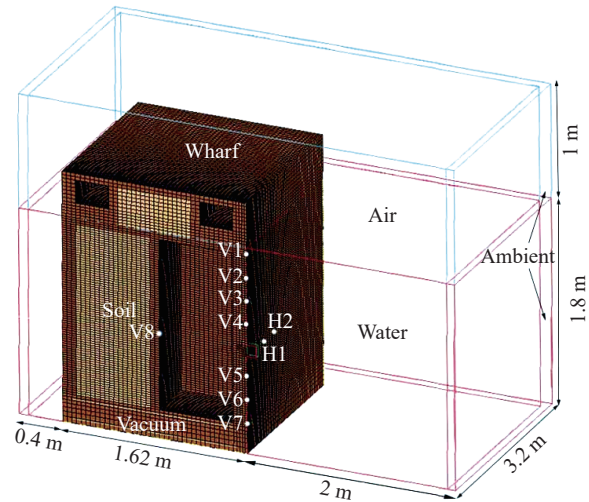


图 2 有限元模型

Fig. 2 Finite element model

采用正确的材料参数对数值结果的准确性十分重要, 混凝土采用 Concrete_Damage_Rel3 模型^[12], 该材料模型引入初始屈服面、极限强度面和残余强度面这 3 种强度面, 考虑偏应力不变量对强度破坏面的影响。Mat_Concrete_Dmage_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 是损伤变量, 是等效塑性应变的函数; λ_m 表示损伤转折点, 是强化段和软化段的边界; η 是损伤变量 λ 的函数, $\lambda < \lambda_m$ 时为强化段由 0 增至 1, $\lambda > \lambda_m$ 为软化段由 1 减至 0。

沉箱混凝土的抗压强度为 35.0 MPa, 码头上部结构混凝土的抗压强度为 28.2 MPa, 密度为 2550 kg/m³, 泊松比为 0.2, 通过动载增大系数 κ 曲线设定混凝土应变率效应, 混凝土抗压动载增大系数 κ_c 和抗拉动载增大系数 κ_t 分别为: ^[13-14]。

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

$$\kappa_t = \frac{f_{dt}}{f_t} = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{stat2}}\right)^\beta & \dot{\epsilon}_{stat2} < \dot{\epsilon} \leq 1 \text{ s}^{-1} \\ \xi \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{stat2}}\right)^{1/3} & 1 \text{ s}^{-1} < \dot{\epsilon} < 160 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (4)$$

式中: $\dot{\epsilon}$ 为动载应变率, s⁻¹; $\dot{\epsilon}_{stat}$ 为静态应变率, 取 $3 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$; f_{dc} 为混凝土在动载应变率为 $\dot{\epsilon}$ 下的动态抗压强度, MPa; f_c 为混凝土在静态应变率 $\dot{\epsilon}_{stat}$ 下的抗压强度, MPa; $\alpha = \frac{1}{5 + 0.9f_c}$, $\lg \gamma = 6.156\alpha - 2$; $\dot{\epsilon}_{stat2}$ 为静态应变率, 取 10^{-6} s^{-1} ; f_{dt} 为混凝土在动载应变率为 $\dot{\epsilon}$ 下的动态抗拉强度, MPa; f_t 为混凝土在静态应变率 $\dot{\epsilon}_{stat2}$ 下的抗拉强度, MPa; $\beta = \frac{1}{1 + 0.8f_c}$, $\lg \xi = 6\beta - 2$, $30 \text{ MPa} \leq f_c \leq 70 \text{ MPa}$ 。

钢筋采用 Mat_Plastic_Kinematic 弹塑性模型, 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。空气采用线性多项式状态方程, $C_0 \sim C_6$ 为状态方程参数, E 为初始质量内能; 水采用 Grüneisen 状态方程, $C, S_1 \sim S_3$ 为状态方程参数, γ 为 Grüneisen 常数; 炸药采用标准 JWL 方程, A, B, ω, R_1, R_2 为状态方程参数, 黏土采用线弹性模型, E 为弹性模量, G 为剪切模量, 参数设置如表 2 所示。

表 2 材料参数

Table 2 Material parameters

空气	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$C_0 \sim C_3$	C_4	C_5	C_6	$E/(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1})$
	1.29	0	0.4	0.4	0	250000
水	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	C	S_1	S_2	S_3	γ
	1000	1480	2.56	-1.986	0.2268	0.5
炸药	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	A	B	ω	R_1	R_2
	1630	3.74×10^{11}	7.33×10^9	0.3	4.15	0.95
黏土	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	E/MPa	G/MPa			
	1800	16	8			

2 计算结果及分析

2.1 冲击波阶段

水下爆炸载荷主要由两个阶段构成: 冲击波阶段和气泡脉动阶段。图 3 为冲击波阶段沉箱码头迎爆面区域流场与码头结构的压力云图, 炸药引爆后在水中形成超高压冲击波, 直接作用在沉箱外墙, 根据压力云图可以发现: 透射冲击波在仓格土中的衰减速度远大于初始冲击波在水中的衰减速度, 仓格 C1 内墙迎爆面(测点 V8)受到的压力峰值仅 7.56 MPa, 因此冲击波阶段仓格内墙损伤很小。冲击波沿外

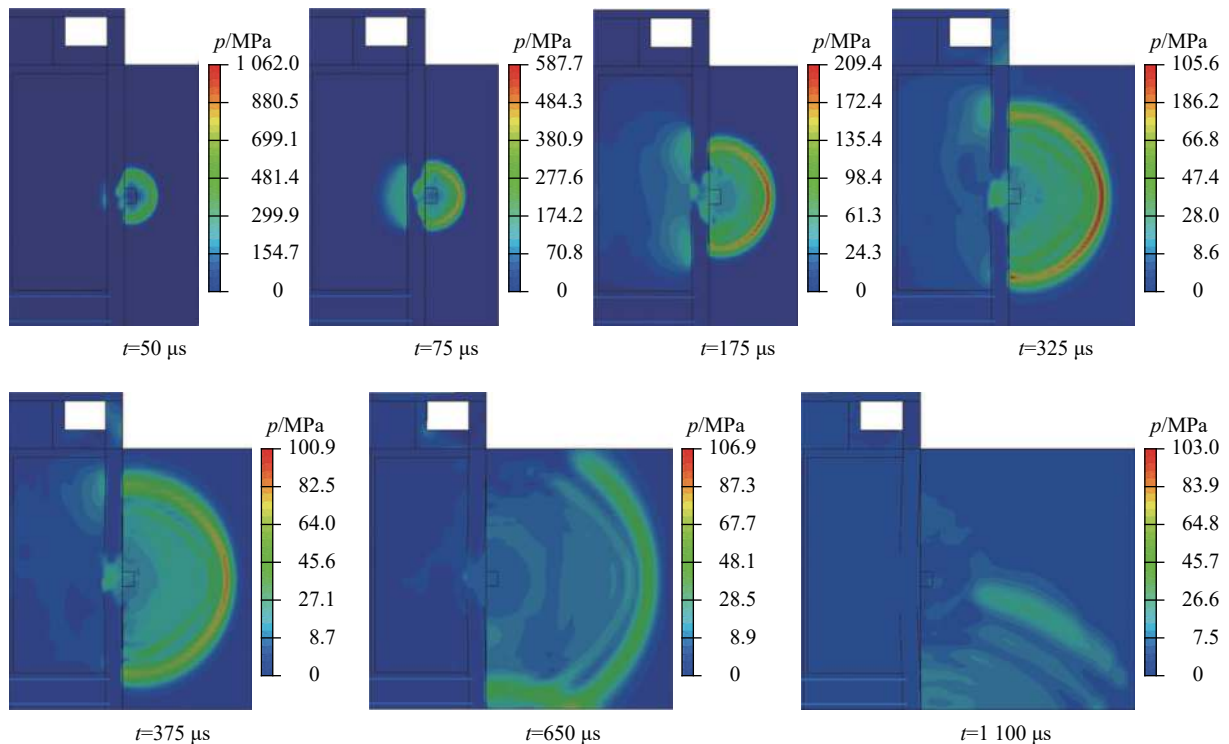


图 3 冲击波传播阶段压力云图

Fig. 3 Pressure contour of shock wave

墙迎爆面向水域四周传播, $t=650 \mu\text{s}$ 时在水面、水底发生反射, $t=1100 \mu\text{s}$ 时水底反射冲击波传播到气泡位置再次发生反射透射, 根据压力云图可以发现此时流场冲击波压力衰减很大。图 4 所示为沉箱外墙毁伤现象, 在冲击波和爆轰产物的共同作用下外墙迎爆面混凝土压缩失效形成爆坑, 初始冲击波在混凝土内部转变为压缩波传播, 当冲击波传播到外墙背爆面时反射形成稀疏拉伸波, 由于混凝土抗拉强度较弱, 造成外墙背爆面拉伸破坏, 因此沉箱外墙形成内外大、中间小的锥形爆坑, 并且外墙迎爆面在压缩波的切向压缩和径向扩张下出现环状损伤裂缝。沉箱外墙顶部(外墙与上部管沟连接处)和底部(外墙与底板连接处)混凝土出现局部冲切损伤, 码头上部面板未出现明显损伤。

设定混凝土单元的比例损伤变量 δ :

$$\delta = 2\lambda / (\lambda + \lambda_m) \tag{5}$$

式中: $0 < \delta < 1$ 时, 混凝土屈服, 进入强化阶段; $1 < \delta < 2$ 时, 混凝土进入软化阶段。

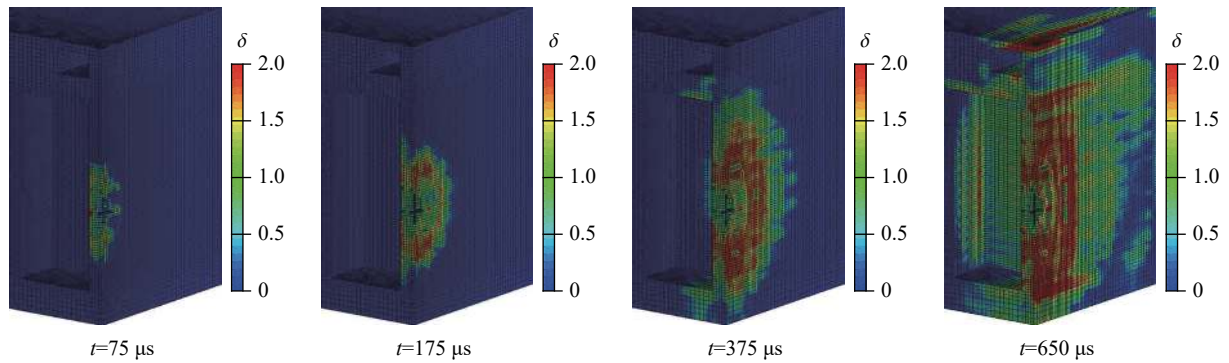


图 4 外墙损伤图

Fig. 4 Damage diagram of wall

选取沉箱外墙迎爆面炸药附近测点(V4、H1、V5)有效应力时程曲线如图 5 所示, 在 $t=250 \mu\text{s}$ 时有效应力达到峰值, 分别为 114.64、133.57、154.62 MPa, 炸药下方测点峰值应力更大, 这是由于炸药并不在外墙迎爆面中心, 而是距离沉箱底板更近, 因此炸药下方混凝土受到的冲击作用更大。炸药右侧测点(H1)由于临近仓格侧墙, 应力波在外墙边界反射, 应力在下降段出现明显振荡。V4、H1、V5 测点速度时程曲线如图 6 所示, 外墙迎爆面测点在冲击作用后迅速加速达到第一个峰值速度, 外墙发生变形产生局部空化, 空化的发生截断了压力载荷, 外墙失去了加载载荷并开始减速, 随着空化闭合出现第 2 个速度峰值, 然后逐渐减速, 迎爆面空化造成明显的二次加载现象。该现象对垂向测点(V4、V5)来说比较明显, 这是由于冲击波作用下外墙中垂线方向变形明显, 水平测点 H1 处变形较小, 二次加载现象较弱。

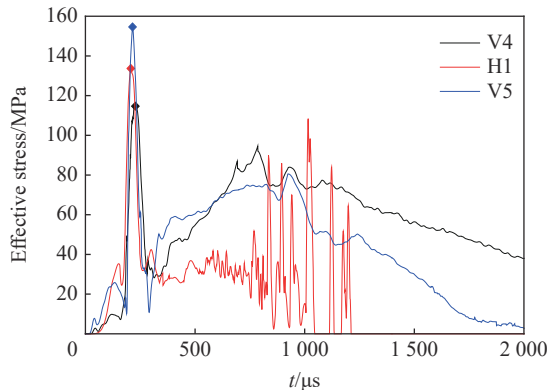


图 5 有效应力时程曲线

Fig. 5 History of effective stress

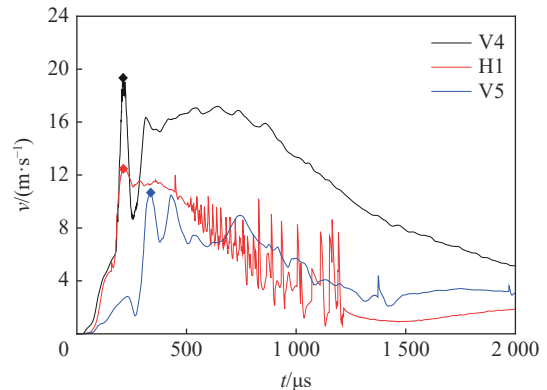


图 6 速度时程曲线

Fig. 6 History of velocity

查看冲击波阶段迎爆面测点混凝土的比例损伤变量 δ 如图7所示, 由于接触爆炸超高的爆轰压力, 炸药周围混凝土瞬间屈服并进入强化阶段, 同时由于应变率效应, 混凝土并没有立即失效, 距离炸药最近的 V4 率先失效, 随后 H2、V5 相继失效, 其中 V4、V5 失效是由于近场混凝土压坏, 而侧面 H2 失效则因为测点位于外墙和仓格侧墙连接处, 混凝土发生剪切破坏失效。

2.2 气泡脉动阶段

图8为水下接触爆炸气泡与沉箱外墙耦合过程的损伤云图, 其中灰色单元为已失效单元。冲击波阶段沉箱码头外墙为主要损伤区域, 迎爆面形成内外大、中间小的破口 ($t=0.5$ ms)。由于破口的产生, 一部分爆轰产物涌入仓格内, 直接作用于仓格内土体, 外墙严重凹陷土体挤压导致仓格顶板向上膨胀, 仓格与上部管沟连接处混凝土冲切破坏, 管沟被直接顶起, 码头面板由于反射拉伸应力波振荡, 混凝土拉伸失效。气泡贴紧外墙膨胀, 由于气泡上浮形成水冢, 靠近外墙一侧水无法及时补充, $t=20$ ms 时外墙附近水面形成空压区, 靠近墙面水面凹陷。在气泡脉动阶段, 由于气泡膨胀挤压沉箱外墙, 沉箱外墙破口进一步增大, 仓格顶板被向上顶起, 在仓格变形和拉伸应力的共同作用下, 靠近外墙的面板被直接掀起。

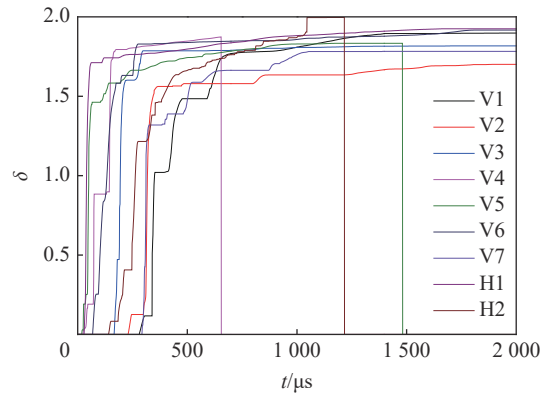


图7 损伤变量时程曲线

Fig. 7 History of scaled damage factor

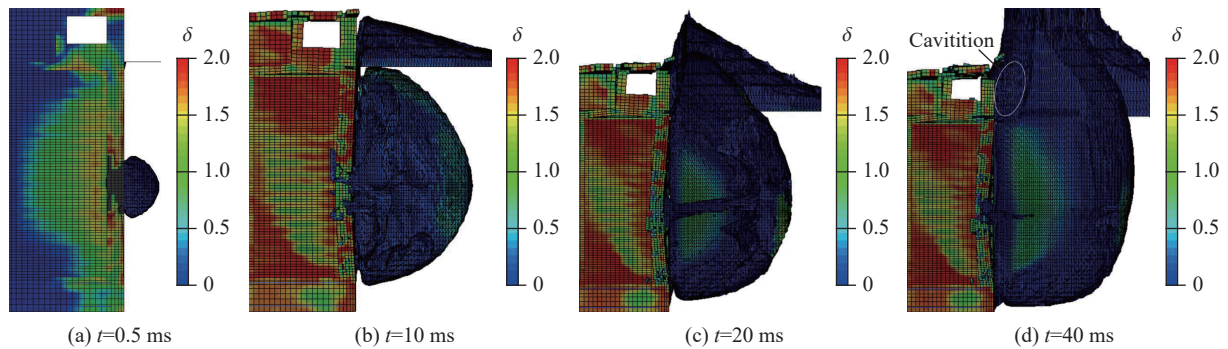


图8 气泡与码头外墙的相互作用过程

Fig. 8 Interaction between bubble and wall of caisson wharf

Cole^[15] 通过大量试验数据得到气泡半径经验公式:

$$R_{\max} = 3.36 \left(\frac{W}{Z} \right)^{1/3} \quad (6)$$

式中: R_{\max} 为气泡膨胀最大半径, m; W 为炸药质量, kg; Z 为代表炸药位置的流体静压的等效水深, m, $Z=H_0+\gamma$, H_0 为水面大气压的等效水深, $H_0=10.33$; γ 为炸药水深, m。

1 kg TNT 在 0.85 m 水深的理论最大直径为 3.01 m, 而试验水深为 1.7 m, 因此气泡在 $t=23$ ms 冲出水面, 气泡内压释放外界气体涌入, 气泡溃灭, $t=40$ ms 时码头毁伤基本不再发展。根据经验公式:

$$T = 2.08 \frac{W^{1/3}}{Z^{5/6}} \quad (7)$$

式中: T 为第一次气泡脉动周期, s。气泡第 1 次脉动周期为 0.28 s, 计算时长约为 0.14 倍的气泡第一次脉动周期, 大于文献 [2] 评估舷侧仓外板的 0.05 倍气泡脉动周期。

3 试验现象验证

接触爆炸下沉箱码头模型的毁伤现象如图 9 所示, 码头迎爆面、侧面和顶面均出现一定破坏。沉箱迎爆面严重内凹炸药附近混凝土破坏严重, 形成外径 1.10 m×0.96 m、内径 0.92 m×0.74 m 的椭圆形爆坑, 数值模拟的破口外径 1.07 m×0.95 m、内径 1.03 m×0.86 m, 结果较为吻合, 外墙爆坑下部毁伤程度大于上部, 这是由于炸药位置偏于外墙中心下方。外墙钢筋网架整体内凹, 试验模型节点最大挠度为 13 cm, 数值模型为 14.08 cm, 基本一致。

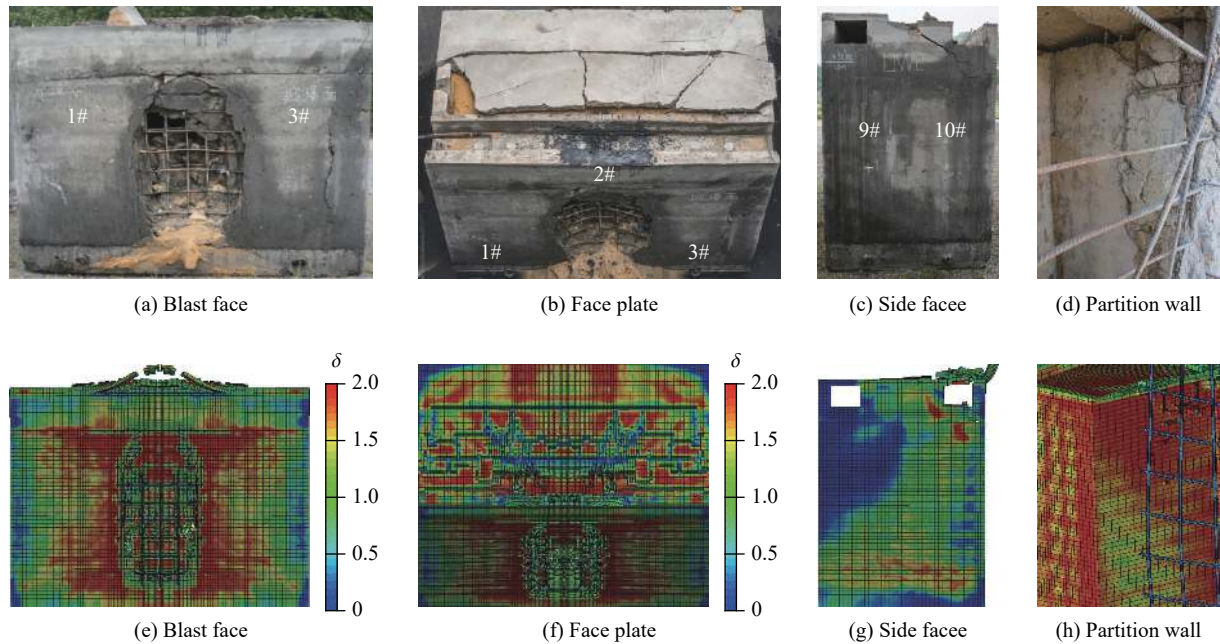


图 9 毁伤现象对比

Fig. 9 Comparison of the damage phenomena between simulated and experimental results

沉箱顶部靠近炸药侧面板被掀起, 沿着管沟方向形成长裂缝并贯穿面板。码头侧面管沟下方形成 45°斜裂缝, 迎爆仓格侧墙上部与管沟连接处形成裂缝并分离, 数值模拟结果的破坏形态与试验结果基本一致。

4 炸深对毁伤效应的影响

水下接触爆炸时, 炸药深度对气泡脉动形态和码头毁伤效应影响很大, 调整炸深分别为 0.5 和 1.3 m, 分别距水面、水底 0.5 m。比较气泡脉动形态和码头毁伤现象, 如图 10 所示。近水面和近水底接触爆炸气泡分别在 $t=2$ ms 和 $t=48$ ms 冲出水面溃散, 近水面爆炸时码头面板的毁伤增强, 迎爆外墙上部形成椭圆形爆坑, 毁伤由上向下逐渐衰减为环状裂缝, 爆坑外径为 0.59 m×0.91 m, 沉箱外墙底部和码头侧面毁伤较弱。近水底爆炸时, 由于沉箱底部为 25 cm 厚的钢筋混凝土底板, 沉箱外墙毁伤效应较小, 爆坑外径为 0.40 m×0.74 m, 迎爆仓格毁伤变形较小, 码头面板沿管沟形成长裂缝, 没有完全掀起。近水面和近水底爆炸码头沉箱外墙的破口大小和侧面的毁伤现象均小于水域中部爆炸, 近水面爆炸时码头面板的毁伤现象最严重。

根据水下接触爆炸作用下沉箱码头结构内能变化, 可以得到不同炸深条件下码头各部分吸收能量占爆轰能量的比值, 如表 3 所示。水下接触爆炸沉箱码头迎爆仓格外墙和钢筋相较远场仓格和码头面板吸收能量最多, 近水面接触爆炸时码头面板吸收能量增加, 其余部分吸收能量减少, 近水底接触爆炸沉箱除迎爆仓格的其余仓格吸收能量轻微增加, 其余部分吸收能量减少; 各个工况下码头结构各部分吸

收能量比例与码头破坏形态显示一致。因此,水域中部接触爆炸对沉箱的毁伤效应最强,近水面爆炸对码头上部面板的毁伤效应更强,近水底爆炸对沉箱码头的毁伤效应最弱。

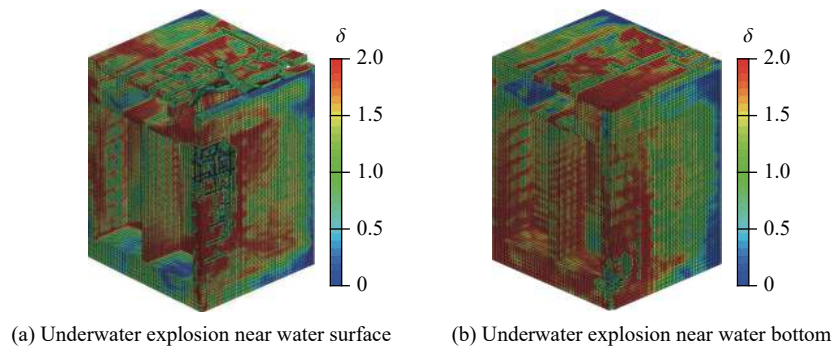


图10 近水底、近水面接触爆炸下码头毁伤现象

Fig. 10 The damage phenomena of wharf under contact explosion near water surface and bottom

表3 码头结构各部分吸收能量

Table 3 Energy absorption of different parts

工况	爆轰能量/kJ	迎爆仓格外墙吸能/kJ	沉箱其余仓格吸能/kJ	码头面板吸能/kJ	钢筋吸能/kJ
水域中部爆炸	2560	89.68(3.5%)	27.77(1.09%)	0.47(0.2%)	124.85(4.88%)
近水面爆炸	2560	65.45(2.56%)	18.18(0.71%)	0.62(0.2%)	80.08(3.13%)
近水底爆炸	2560	68.63(2.68%)	28.29(1.11%)	0.30(0.1%)	95.38(3.73%)

注:括号内为吸收能量占总能量的百分比。

5 结论

基于 LS-DYNA 有限元软件建立水下接触爆炸沉箱码头全耦合数值模型,对水下接触爆炸下沉箱码头毁伤特性开展了研究,通过与试验结果对比,验证了有限元模型的准确性。分别从冲击波阶段和气泡脉动阶段研究了码头模型的破坏过程和毁伤机理,通过改变炸深,分析了不同炸深条件下沉箱码头的破坏形态,得到如下结论:

(1)通过有限元计算与模型试验结果的对比,码头各部位毁伤现象的数值计算结果与试验结果吻合良好,水下接触爆炸沉箱码头破坏过程可分为冲击波阶段和气泡脉动阶段,接触爆炸爆轰能量主要由沉箱外墙和钢筋吸收。

(2)水下接触爆炸冲击波阶段,沉箱外墙迎爆面出现空化及其闭合再加载的荷载特性,沉箱外墙形成内外大,中间小的锥形爆坑,外墙与上部管沟和沉箱底部的连接处混凝土出现不同程度的剪切破坏,仓格土对沉箱内部仓格有很好的缓冲作用。沉箱外墙毁伤在冲击波阶段已经基本形成,码头上部结构基本没有损伤。

(3)水下接触爆炸气泡脉动阶段,随着气泡膨胀爆轰产物直接涌入仓格,仓格外墙破口大小增加,仓格顶板向上膨胀并顶起管沟,导致上部码头面板破坏,仓格和沉箱侧墙产生拉伸裂缝,码头面板和沉箱侧墙的损伤在气泡脉动阶段逐步形成。

(4)随着炸深增加,气泡冲出水面溃散的时间延长,沉箱码头毁伤完成时间增加。水域中部接触爆炸对沉箱的毁伤作用最强,近水面接触爆炸对码头面板的毁伤作用更大,近水底接触爆炸对沉箱码头毁伤最弱。

参考文献:

- [1] RAJENDRAN R. Numerical simulation of response of plane plates subjected to uniform primary shock loading of non-contact

- underwater explosion [J]. *Materials & Design*, 2009, 30(4): 1000–1007. DOI: 10.1016/j.matdes.2008.06.054.
- [2] 吴林杰, 侯海量, 朱锡, 等. 水下接触爆炸下防雷舱舷侧空舱的内压载荷特性仿真研究 [J]. *兵工学报*, 2017, 38(1): 146–153. DOI: CNKI:SUN:BIGO.0.2017-01-019.
WU L J, HOU H L, ZHU X, et al. Numerical simulation on inside load characteristics of broadside cabin of defensive structure subjected to underwater contact explosion [J]. *Acta Armamentarii*, 2017, 38(1): 146–153. DOI: CNKI:SUN:BIGO.0.2017-01-019.
- [3] WANG H, ZHU X, CHENG Y S, et al. Experimental and numerical investigation of ship structure subjected to close-in underwater shock wave and following gas bubble pulse [J]. *Marine Structures*, 2014, 39: 90–117. DOI: 10.1016/j.marstruc.2014.07.003.
- [4] WARDLAW A B, LUTON J A. Fluid-structure interaction mechanisms for close-in explosions [J]. *Shock & Vibration*, 2015, 7(5): 265–275. DOI: 10.1155/2000/141934.
- [5] 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): 141–150. DOI: CNKI:SUN:BIGO.0.2017-S1-019.
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): 141–150. DOI: CNKI:SUN:BIGO.0.2017-S1-019.
- [6] 徐强, 曹阳, 陈健云. 接触爆炸荷载作用下溢流坝的抗爆性能 [J]. *爆炸与冲击*, 2017, 37(4): 677–684. DOI: 10.11883/1001-1455(2017)04-0677-08.
XU Q, CAO Y, CHEN J Y. Antiknock performance of an overflow dam subjected to contact explosion [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2017, 37(4): 677–684. DOI: 10.11883/1001-1455(2017)04-0677-08.
- [7] 孙金山, 姚颖康, 吴亮, 等. 高架桥混凝土多室箱梁水压爆破破碎机理数值模拟 [J]. *爆炸与冲击*, 2017, 37(2): 299–306. DOI: 10.11883/1001-1455(2017)02-0299-08.
SUN J S, YAO Y K, WU L, et al. Numerical simulation of water-pressure blasting mechanism in breaking viaduct box girder [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2017, 37(2): 299–306. DOI: 10.11883/1001-1455(2017)02-0299-08.
- [8] 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. DOI: 10.11883/1001-1455(2012)05-0501-07.
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. DOI: 10.11883/1001-1455(2012)05-0501-07.
- [9] 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. DOI: 10.13243/j.cnki.slxb.20140908.
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. DOI: 10.13243/j.cnki.slxb.20140908.
- [10] 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. DOI: 10.3963/j.issn.1001-487X.2007.01.003.
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. DOI: 10.3963/j.issn.1001-487X.2007.01.003.
- [11] 董琪, 韦灼彬, 唐廷, 李凌锋, 刘靖晗. 水下爆炸对沉箱重力式码头毁伤效应 [J]. *爆炸与冲击*, 2019, 39(6): 065101. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0090.
DONG Q, WEI Z B, TANG T, et al. Damage effects of caisson gravity wharf under underwater explosion [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2019, 39(6): 065101. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0090.
- [12] 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. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.12.010.
- [13] MALVAR L J, ROSS C A. A review of strain rate effects for concrete in tension [J]. *ACI Materials Journal*, 1998, 95(6): 735–739. DOI: 10.14359/418.
- [14] BISCHOFF P H, PERRY S H. Compressive behaviour of concrete at high strain rates [J]. *Materials and Structures*, 1991, 24(6): 425–450. DOI: 10.1007/BF02472016.
- [15] COLE R H, WELLER R. Underwater explosions [M]. Princeton: Princeton University Press, 1948.

(责任编辑 王易难)