

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20230704003

爆炸冲击下水下防护门结构动态响应及 抗力参数分析*

刘子业, 周献祥, 李 啸, 林凡通, 肖 兰

(军事科学院国防工程研究院, 北京 100850)

摘要:近年来水下公共设施遭受到水下突发爆炸冲击的风险日益增加,且爆炸一般发生在工程口部位置。水下防护门是工程口部抵抗爆炸冲击荷载、保障水下工程安全的重要防护设施。为研究水下爆炸冲击作用下钢制平板式防护门的结构动态响应及破坏模式,通过有限元软件建立了基于ALE算法的水下爆炸背空板的全耦合数值模型,得到的冲击波荷载与经验值对比,验证了数值计算的精度;采用直接加载的方法与耦合模型结果进行对比,验证了直接加载方法的有效性;为进一步探讨水下爆炸对钢制平板式防护门结构的毁伤特性,建立了防护门在水下爆炸冲击荷载下的三维数值模型,分析了炸药当量、起爆距离、静水压力、迎爆面与背爆面厚度、四周支撑面板厚度等因素对防护门抗爆性能的影响规律。结果表明:随着炸药当量的增大及起爆距离的缩短,防护门峰值位移逐渐增大,结构主要以局部骨架梁屈曲变形与整体弯曲破坏伴随着骨架梁压曲失稳两种破坏模式;在相同的爆炸工况下,增大迎爆面、背爆面及四周支撑面板的厚度可使防护门具有更强的抗爆性能,在实际工程设计中可在一定程度上增加面板厚度。

关键词:水下爆炸;钢制平板式防护门;动力响应;损伤模式

中图分类号:TV36 **文献标识码:**A **文章编号:**1672-2132(2025)01-0147-11

Dynamic Response and Resistance Parameter Analysis of Underwater Blast-Resistant Door Structures under Explosive Shocks

LIU Ziye, ZHOU Xianxiang, LI Xiao, LIN Fantong, XIAO Lan

(Institute of Defense Engineering, AMS, PLA, Beijing 100850, China)

Abstract: In recent years, the risk of underwater public facilities being impacted by sudden explosive shocks has been increasing, with explosions typically occurring at the project entrances. Underwater blast-resistant doors are crucial protective structures at the project entrances, designed to resist explosive shock loads and ensure the safety of underwater projects. This study aims to investigate the dynamic response and failure modes of steel plate blast-resistant door structures under underwater explosive shocks. Using finite element software, a fully coupled numerical model of underwater explosion with a backing plate was developed based on the Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) algorithm. The shockwave load obtained was compared with empirical values, validating the accuracy of the numeri-

* 收稿日期:2023-07-04;修回日期:2023-12-10

作者简介:刘子业(1994—),男,博士研究生。主要从事水下结构工程、防灾减灾及防护工程研究。

E-mail:lzyy0011@163.com

通信作者:周献祥(1963—),男,正高级工程师,博导,硕士。主要从事水下结构工程、防灾减灾及防护工程研究。

E-mail:zhouxianxiang1@163.com

cal calculations. The results of the direct loading method were compared with those of the coupled model to verify the effectiveness of the direct loading method. To further explore the damage characteristics of the steel plate blast-resistant doors under underwater explosive shocks, a three-dimensional numerical model was developed. The study analyzed the effects of factors such as explosive equivalent, detonation distance, hydrostatic pressure, thickness of the explosion-facing and back-facing surfaces, and thickness of the surrounding support panels on the doors' blast resistance performance. The results showed that as the explosive equivalent increased and the detonation distance decreased, the peak displacement of the doors gradually increased. The structure primarily had two failure modes: local buckling deformation of the skeleton beams and overall bending failure accompanied by buckling instability of the skeleton beams. Under identical explosion conditions, increasing the thickness of the explosion-facing surface, back-facing surface, and surrounding support panels enhanced the blast resistance of the doors. In practical engineering design, panel thickness can be increased to improve blast-resistant performance.

Keywords: underwater explosion; steel plate blast-resistant door; dynamic response; failure mode

0 引言

水下工程在遭受爆炸袭击时,结构口部位置容易受到爆炸的损伤。水下防护门作为口部重要的防护设备,对结构内部的安全起到了保护作用。水下防护门既要承受高水压力,又要抵抗水下爆炸冲击荷载的直接作用。因此,开展防护门在水下爆炸冲击荷载作用下的动力响应及破坏模式研究具有重要意义。

目前关于爆炸荷载作用下,防护门结构的动力响应研究主要集中在空气中爆炸荷载^[1-4]。如:T. Thimmesh等^[5]利用ABAQUS有限元软件对防护门在空气爆炸荷载下的动态响应进行研究,考虑了防护门的几何尺寸、使用材料和应变率三种因素对防护门抗爆性能的影响;X.Luo等^[6]通过改变门板厚度、增加骨架梁数量、形状和分布来提高防护门结构的抗爆炸冲击强度;张晓辰等^[7]采用数值模拟方法研究了在不同爆炸距离下超高性能钢纤维增强混凝土防护门的抗力性能;郭东等^[8]利用ABAQUS软件分析了在空气爆炸荷载下考虑不同影响因素的梁板式钢制防护门的变形和破坏规律;杨建超等^[9]采用模型试验的方法研究了在喷涂一定厚度的POZD弹性涂层后能够提高防护门的抗爆能力。

相对于空气中爆炸冲击载荷,水下爆炸冲击载荷具有峰值压力高、衰减速度慢的特点,并在结构表面形成的空化区会对结构造成严重损伤。故对防护门抵抗水下爆炸冲击载荷的动力响应分析至关重要。但对于水下爆炸作用下结构的动力响应

研究主要集中在码头、大坝及船舶等结构。彭雄^[10]通过不同工况下的炸药起爆距离、起爆深度和炸药当量对高桩码头结构的影响进行研究,分析了冲击波作用下高桩码头结构的动力响应和损伤情况;赵玉红等^[11]研究了水下爆炸荷载作用下重力式沉箱码头在不同影响因素情况下结构的动态响应与损伤评估;杨广栋等^[12]建立了水底隧道水下爆炸全耦合数值模型,通过考虑不同炸药起爆距离、炸药当量,得到了水底隧道的毁伤规律与破坏模式;张社荣等^[13]对混凝土重力坝在爆炸荷载下的动力响应及破坏模式进行分析;黄超等^[14]采用现场试验与数值模拟的方法对比分析了普通钢板和钢夹层板在近场水下爆炸作用下的动态响应,结果说明了钢夹层板的抗爆性能优于普通钢板,并具有良好的吸能能力和抗变形能力,在舰船的防护性能上具有良好前景。然而关于水下爆炸冲击荷载作用下防护门的动力响应与破坏模式研究成果较少,有待进一步研究。

本文针对钢制平板式防护门结构形式,研究其在水下爆炸冲击荷载作用下的动力响应,综合考虑水下各种影响因素,采用有限元数值模拟的方法,分析在不同炸药当量、爆炸距离、静水压力及门体参数条件下,钢制平板式防护门动力响应及损伤破坏规律。研究成果可为水下防护门的抗爆设计及防护提供参考。

1 材料模型及状态方程

1.1 炸药

水下爆炸数值模拟中涉及到的ALE多物质材

料有炸药和水两种物质。其中,用来描述炸药最为广泛的是JWL状态方程,其定义压力为相对比容 V 和爆轰产物比内能 e 的函数:

$$p = A \left(1 - \frac{\omega}{VR_1} \right) e^{-VR_1} + B \left(1 - \frac{\omega}{VR_2} \right) e^{-VR_2} + \frac{\omega e}{V} \quad (1)$$

式中, p 为爆轰产物; V 为爆轰产物的相对比容, $V = v/v_0$; $v = 1/\rho$ 是爆轰产物的比容; v_0 是爆轰前炸药的初始比容; e 为爆轰产物的比内能, $e = e_0/V$; e_0 为初始比内能; A 、 B 、 R_1 、 R_2 、 ω 为待拟合参数,JWL状态方程中相关参数见表1^[15]。

表1 JWL状态方程参数^[15]

$\rho/$ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	$D/$ ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	$P_{CJ}/$ GPa	$A/$ GPa	$B/$ GPa	R_1	R_2	ω
1 630	6 717	18.5	373.8	3.75	4.15	0.9	0.35

1.2 水

水中初始压力一般都小于10 MPa,与近场水下爆炸冲击波相比是非常小的,一般情况下不予考虑。而Mie-Grunesien状态方程能够较好地描述水中初始压力的存在。Mie-Grunesien状态方程如下所示:

$$\left\{ \begin{array}{l} p_H = \frac{\rho_0 C_0^2 \mu \left[1 + \left(1 - \frac{\gamma_0}{2} \mu - \frac{a\mu^2}{2} \right) \right]}{\left[1 - \mu(S_1 - 1) - \frac{\mu^2 S_2}{\mu + 1} - \frac{\mu^2 S_3}{(\mu + 1)^2} \right]^2} + \\ (\gamma_0 + a\mu) E_V, \quad \mu \geq 0 \\ p = \rho_0 C_0^2 \mu + (\gamma_0 + a\mu) E_V, \quad \mu < 0 \end{array} \right. \quad (2)$$

式中, E_V 为初始单位体积的内能能量; a 为常数,是 γ_0 的一阶体积修正系数。

表2为模拟所采用的Mie-Grunesien状态方程参数^[16]。

1.3 空气

空气采用Mat-Null材料模型与线性多项式状

表2 Mie-Grunesien状态方程参数^[16]

$C/(\text{cm}\cdot\mu\text{s}^{-1})$	S_1	S_2	S_3	a	γ_0	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$
0.164 7	1.921	-0.096	0.0	0.0	0.35	1.0

态方程,其状态方程表达式为:

$$p = (C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3) + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E \quad (3)$$

式中, $\mu = \rho/\rho_0 - 1$; $C_0 \sim C_6$ 为状态方程参数; V_0 为相对体积; E 为体积内能。

表3为具体状态方程参数^[13]。

表3 线性多项式状态方程参数^[13]

$\rho_0/$ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	V_0	$E/$ ($\text{MJ}\cdot\text{m}^{-3}$)
1.293 9	0	0	0	0	0	0	0	1	2.35

1.4 金属材料

在水下爆炸作用下,需考虑材料应变硬化、应变率硬化等对钢材性能的影响。采用John-Cook模型描述高强钢材料的动力特性,该模型将屈服应力定义为:

$$\sigma = \left[A + B(\epsilon_p)^n \right] \left(1 + C \cdot \ln \frac{\epsilon_p'}{\epsilon_1'} \right) (1 + T^{*m}) \quad (4)$$

式中, A 为屈服应力; B 为应变硬化常数; C 为应变率敏感参数; n 为应变硬化指数; ϵ_p' 和 ϵ_1' 为塑性应变和塑性应变率; ϵ_1' 为参考应变率; $T^{*m} = (T - Tr)(Tm - Tr)$, m 为温度软化指数。

具体参数指标见表4^[17]。

表4 高强度钢的John-Cook模型参数^[17]

Table 4 John-Cook model parameters for high strength steels^[17]

A/MPa	B/MPa	n	C	m
722	400	0.57	0.021	-

2 水下爆炸耦合模型及模拟方法验证

2.1 自由场爆炸耦合模型

为了验证上述材料参数选取的准确性,建立三维无限水域自由场水下爆炸ALE模型。自由场模型尺寸为 $5\text{ m} \times 12\text{ m} \times 6\text{ m}$ 立方体,网格大小为 100 mm ,在平板结构背爆面面后为空气域。水域中平板模型尺寸为 $4\text{ m} \times 5.5\text{ m} \times 0.686\text{ m}$,与防护门模型尺寸相一致,网格大小为 20 mm 。将平板模型设置为刚体,以减少由于构件刚度、支承条件和尺寸

等不同,可能引起的荷载差异。炸药设置为质量300 kg的球形炸药,炸药中心起爆,如图1所示。其中炸药、水和空气采用Euler网格建模,单元使用多物质ALE算法,平板采用Lagrange网格建模,空气、水与平板之间采用流固耦合算法。在平板四周施加简支约束,并在水域与空气域四周边界上设置无反射边界条件,以模拟水和空气无限区域。在距离炸药中心4、5、6、7、8、9 m处布置测点来观察冲击波峰值压力值。

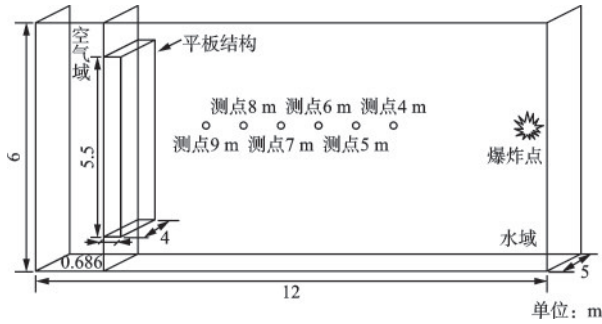


图1 自由场背空板水下爆炸模型

Fig.1 Free-field backing plate underwater explosion model

当前,对于TNT水下爆炸荷载的峰值压力计算采用Cole的经验公式^[18]:

$$P_m = k \left(\frac{W^{1/3}}{R} \right)^\alpha \quad (5)$$

式中, P_m 为冲击波峰值压力(MPa); W 为炸药质量(kg); R 为爆炸距离(m); k 、 α 为各系数由试验确定,各参数取值见表5^[18]。

表5 经验公式中各系数取值^[18]

Table 5 Coefficient values in the empirical formula

炸药	P_m /MPa	
	k	α
TNT	52.16	1.13

表6为不同爆炸距离下爆炸荷载峰值压力模拟

表6 不同爆距下冲击波峰值压力对比值

Table 6 Comparison of peak shockwave pressure at different detonation distances

爆距/m	P_m 模拟值/MPa	P_m 理论值/MPa	误差/%
4	107.30	94.50	11.93
5	81.58	73.44	9.98
6	64.05	59.76	6.70
7	52.17	50.21	3.76
8	43.74	43.18	1.28
9	37.43	37.80	-0.99

数值与经验公式计算值对比。从表6可知,数值模拟计算出的峰值压力与理论值误差较小,相差基本在10%之内,说明所选取的各材料参数能够准确模拟出水下爆炸对结构的冲击作用状态,其精度能满足本文计算要求。

2.2 数值模拟方法验证

为提高数值模拟计算效率,先建立与防护门结构材料、尺寸、约束等条件相同的平板全耦合水下爆炸模型,如图1所示,并提取平板前冲击波压力时程曲线作为平板式防护门结构的输入荷载。随后,将压力时程曲线施加在钢制平板式防护门结构的迎爆面上,得到防护门结构动力响应。

为了验证该模拟方法的准确性,将自由场水下爆炸全耦合模型中平板结构跨中点位移时程曲线与提取荷载后将荷载直接输入到平板结构的跨中点位移时程曲线进行对比,如图2所示。从图2中可看出,两种方法得到的结构位移时程曲线变形趋势相似,且最大位移分别为139.55 mm和129.33 mm,误差相对较小,仅为7.32%,说明该提取荷载曲线的方法能够满足模拟计算精度的要求。

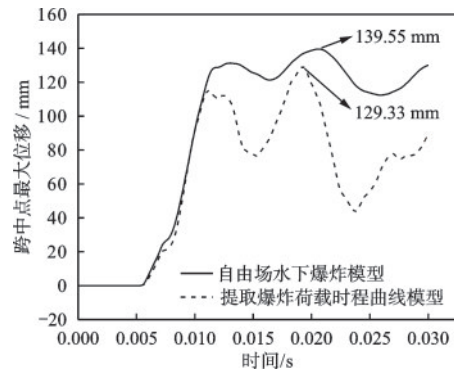


图2 平板结构位移时程曲线对比

Fig.2 Comparison of displacement time history curves of flat plate structures

3 水下爆炸荷载作用下钢制平板式防护门动态响应分析

3.1 有限元模型的建立

一般常用的钢制防护门结构形式为梁板式,即以骨架梁为主要受力构件,辅以平板式面板。骨架梁可采用钢板或工字钢等。基于此,选取防护门模型尺寸为4×5.5×0.686 m(长×宽×高),如图3所

示。防护门内部骨架梁选用63C号工字钢,骨架梁以井字形布置,工字钢间隔为500 mm,迎爆面、背爆面及四周支撑面板的厚度为28 mm。由于高强度钢比传统钢具有高屈服强度和更好的能量吸收能力等显著优势^[19],因此防护门材料选用Q690高强度钢。其参数为:弹性模量 2.06×10^{11} Pa,密度 $7\ 850\text{ kg/m}^3$,极限强度770 MPa。

钢制平板式防护门有限元模型采用Lagrange网格建模,共划分了193 416个单元。计算中迎爆面和背爆面与骨架梁和四周支撑面板之间的接触设置,采用通用接触算法。由于只研究防护门门体的抗力效应,所以忽略铰页和闭锁的影响,假设门体四边简支。

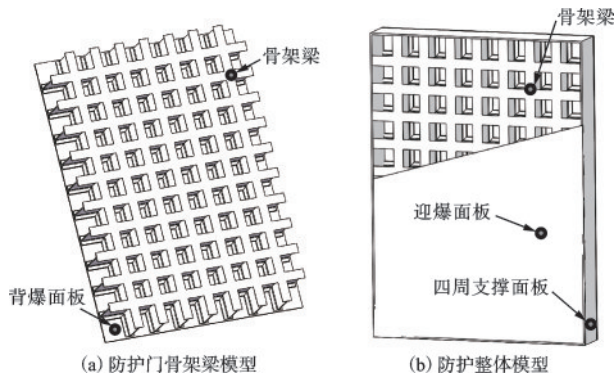


图3 钢制平板式防护门模型

Fig.3 Steel plate blast-resistant door model

3.2 水下爆炸荷载作用下防护门动态响应分析

为探究钢制平板式防护门在水下爆炸冲击荷

载作用下的损伤过程,对防护门施加炸药当量为200 kg,爆炸距离10 m时冲击荷载。图4为防护门在不同时刻的Mises应力。当 $t=5.0$ ms左右,爆炸冲击荷载开始作用在迎爆面面板上,此时迎爆面面板最大等效应力值为5.37 MPa(图4(a));在 $t=5.3$ ms左右,面板上的应力传递至骨架梁上,应力首先作用在骨架梁的四周位置处,使骨架梁产生受压状态,此时骨架梁腹板出现应力集中现象,如图4(b)所示,最大等效应力值为847.9 MPa,超过材料的屈服强度;随着时间的推移,在 $t=6$ ms左右,受压损伤去进一步发展,应力逐渐从骨架梁四周向中心区域发展,如图4(c)所示;由于爆炸压力在水中的衰减速度比空气中慢,因此防护门会承受更大的分布荷载,导致防护门整体出现弯曲变形。在 $t=7.7$ ms时,在沿防护门长度方向两侧的骨架梁出现明显屈曲现象,如图4(d)所示,此时在骨架梁腹板上最大等效应力为881.1 MPa,并且防护门达到最大位移34.66 mm。随着反射冲击波在水域中传播,反射稀疏波逐渐形成,结构向冲击波传播相反方向运动。防护门结构在不同波系的叠加作用,不断发生变形,跨中位移逐渐趋于平稳,在 $t=30$ ms时,防护门的损伤发展基本停止。通过图4(e)变形情况可看出,防护门基本处于弹性阶段,防护门的抗力满足设计要求。

图5为防护门在不同时刻的等效塑性应变。防护门门体上等效塑性应变变化过程基本与等效应力的相似。在 $t=5.7$ ms时,四周骨架梁的腹板上下两侧产生等效塑性应变,其应变值约为 7.07×10^{-3} ,

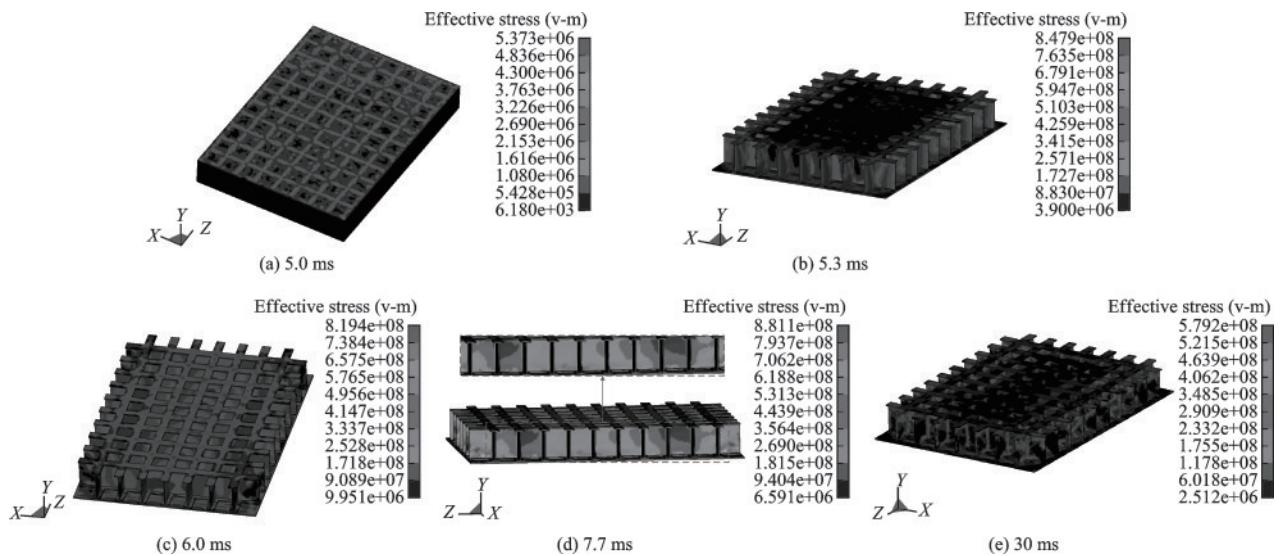


图4 不同时刻的Mises应力

Fig.4 Mises stress at different times

如图 5(a)所示;在 $t=7.7$ ms 时,塑性应变从骨架梁四周向中心区域扩展,此时防护门达到最大位移,等效塑性应变最大值约为 5.49×10^{-2} ,如图 5(b)所示;随着冲击荷载不断传播,在 $t=30$ ms 时,损伤发展基本停止,在沿防护门长度方向两侧中间区域的骨架梁腹板与上部翼缘板相交处出现等效塑性应变,最大等效塑性应变约为 0.24,防护门其余部位均未产生等效塑性应变,门体基本处于弹性状态,如图 5(c)所示。

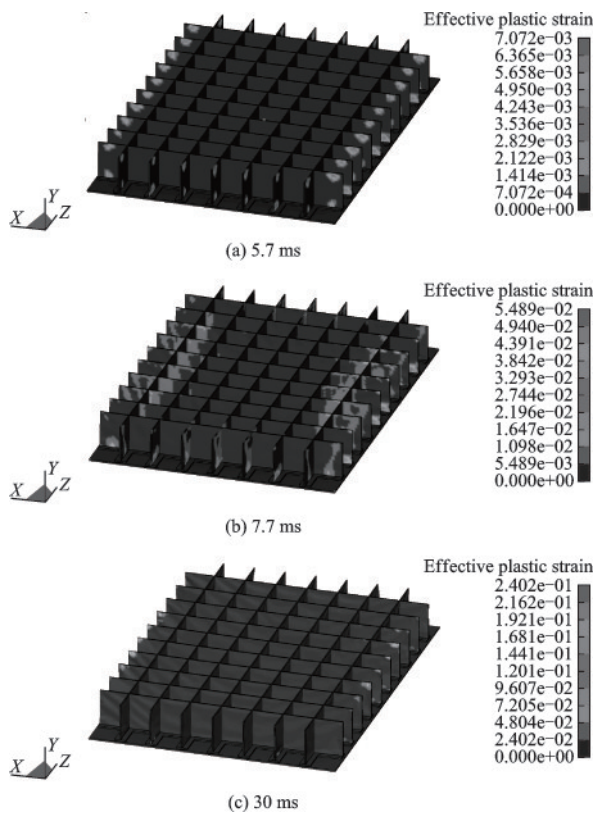


图 5 不同时刻的等效塑性应变

Fig.5 Equivalent plastic strain at different times

4 钢制平板式防护门抗爆性能影响因素分析

4.1 不同炸药当量的影响

由上述分析可知,当炸药 TNT 当量为 200 kg,爆炸距离为 10 m 时,防护门的破坏模式仅在门体两侧中间部分的骨架梁出现局部屈曲现象,防护门基本处于弹性状态。为了探究炸药当量对防护门抗力的影响规律,设置炸药当量分别为 100、300、400、500 kg,起爆距离 10 m,其余结构参数不变。

图 6 为不同炸药当量工况下防护门的破坏模式及应力应变分布图。当炸药当量小于 400 kg 时,防护门的破坏均为骨架梁局部屈曲变形,整体结构处于弹性状态。随着炸药当量的增大,门体所受冲击荷载逐渐增强,破坏模式从局部屈曲变形发展到整体弯曲破坏,如图 6(a)、(b)所示。炸药当量为 400 kg 与 500 kg 时,防护门最大等效应力值分别为 980.5 MPa 和 987.6 MPa,均超过 Q690 钢材的极限强度。由于防护门中心区域沿冲击荷载传播方向压缩塌陷,在防护门四周边缘骨架梁的位置出现塑性变形,最大等效塑性应变值分别为 1.33 和 1.29,如图 6(c)、(d)所示。

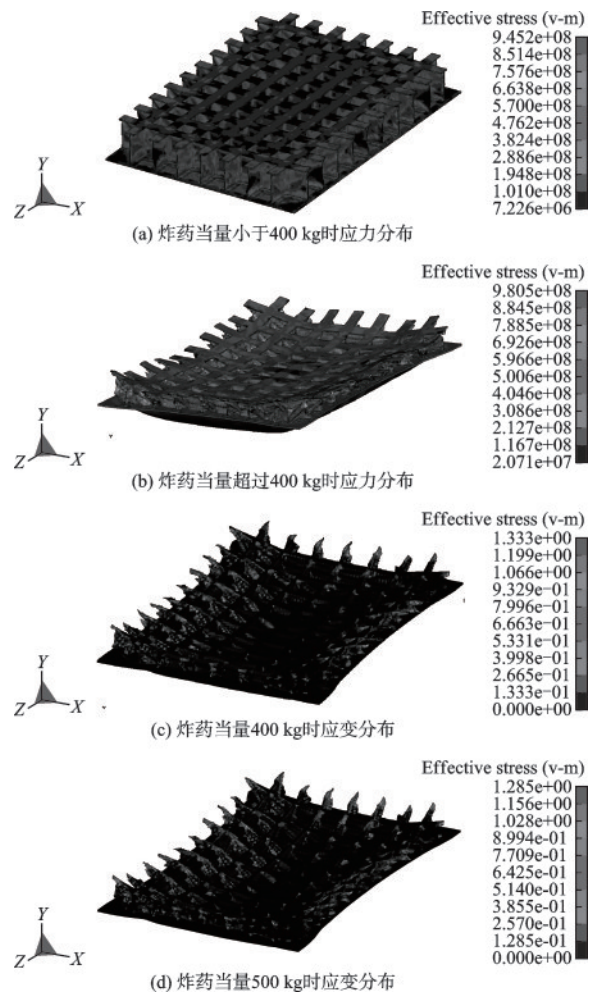


图 6 不同炸药当量下防护门应力应变分布

Fig.6 Stress-strain distribution of blast-resistant door under different explosive equivalents

图 7(a)给出了在不同炸药当量下防护门在中心位置处的位移时程曲线。从图中可以看出,在炸药当量小于 400 kg 时,防护门峰值位移相对较小,

分别为 33.66、34.66、42.85 mm, 位移震荡显著, 最终位移都趋于定值, 分别为 17.96、13.44、18.77 mm, 降低幅度分别约为 47.7%、61.22%、56.2%, 说明在首次受到冲击荷载作用下结构达到峰值位移, 由于结构上的应力并未达到材料的极限状态, 通过自身的抗力消耗爆炸能量, 使其处于弹性变形阶段。但当炸药当量达到 400 kg 以上时, 防护门位移曲线总体呈上升趋势, 峰值位移分别达到 648.13 mm 和 771.85 mm, 说明在受到冲击荷载的第一次峰值压力下结构上的应力达到材料的极限值, 随着荷载不断施加, 位移增长速度不断提高, 峰值位移逐渐增大。图 7(b) 为防护门中心点位移与炸药当量的关系, 从图中可知, 当炸药当量小于 300 kg 时, 防护门中心点位移较小, 不超过 50 mm, 当炸药当量达到 400 kg 时, 中心点峰值位移迅速增大, 两者差值为 605.28 mm, 此时防护门的抗力明显不足, 已产生了大变形。

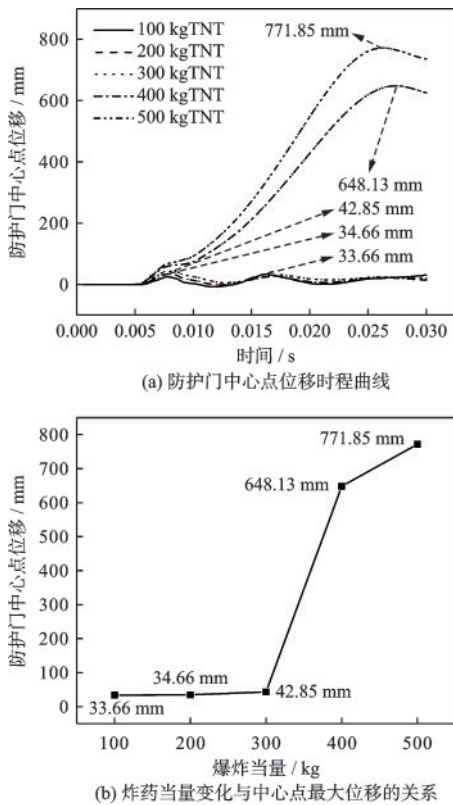


图7 不同炸药当量对中心点位移的影响规律

Fig.7 Effect of different explosive equivalents on the displacement at the center point

4.2 静水压力的影响

由于水下工程需要建立在具有一定深度的水

域内, 因此需考虑静水压力对结构的影响。取 3 种不同的静水压力值, 分别为 0.5、0.6、0.7 MPa, 其余结构参数与荷载工况不变。图 8 给出了静水压力为 0.5~0.7 MPa 情况下对防护门中心位置的位移影响规律。由图 8(a) 可以看出, 防护门位移发展趋势基本相同, 静水压力只对结构的初始位移产生一定的影响, 但对于结构的峰值位移影响较小。图 8(b) 中显示静水压力为 0.5~0.7 MPa 时, 结构的峰值位移分别为 34.77、34.76、34.99 mm, 与未加静水压力相比, 峰值位移增长约为 0.95%。通过对比分析发现, 静水压力对爆炸荷载作用下防护门结构的破坏模式影响有限。因此, 为提高计算效率, 在以下分析中暂未考虑静水压力的作用。

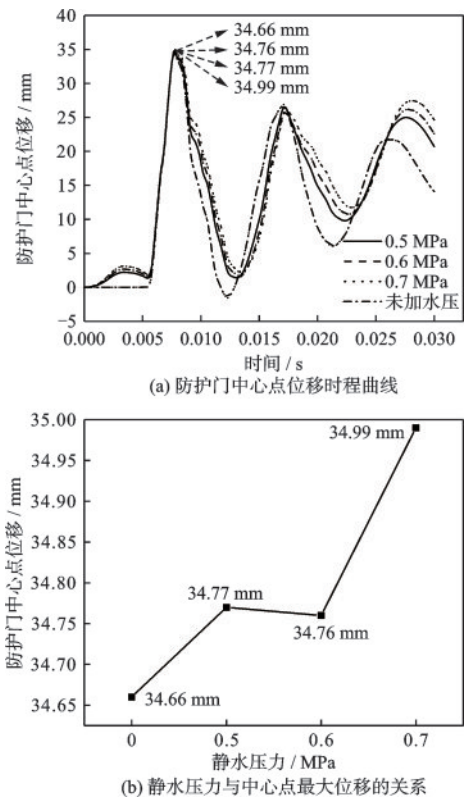


图8 静水压力对中心点位移的影响规律

Fig.8 Effect of hydrostatic pressure on the displacement at the center point

4.3 不同起爆距离的影响

为了研究起爆距离对防护门抗力的影响规律, 当炸药当量为 200 kg 时, 防护门的破坏模式为局部骨架梁腹板屈曲变形, 进一步分析当起爆距离较小的情况下, 防护门结构的动态响应。因此, 取 3 种不同的起爆距离, 分别为 4、6、8 m, 其余结构参数不变。

图9为不同起爆距离工况下防护门的破坏模式及应力应变分布图。从图中可以看出,当起爆距离逐渐缩小到4 m时,防护门整体沿冲击荷载传播方向压缩变形,四周骨架梁全都出现屈曲。图9(a)、(b)可看出,随着起爆距离的缩小,结构的应力响应逐渐增大,从只在结构四周骨架梁的位置逐渐向中心发展,起爆距离4~8 m的最大等效应力分别为800.7、766.6、553.2 MPa。从图9(c)、(d)可知,起爆距离的缩小,四周边缘位置上的骨架梁均出现塑性变形,尤其是骨架梁腹板与上翼缘板相交处,塑性应变最大,最大塑性应变由起爆距离为8 m时的0.208增加到4 m时的0.562,说明在四周边缘处的骨架梁为整个结构的抗爆薄弱位置,在抗爆设计中应重点加强。

图10(a)给出了不同起爆距离下防护门中心处的位移时程曲线对比图。不同起爆距离下位移变

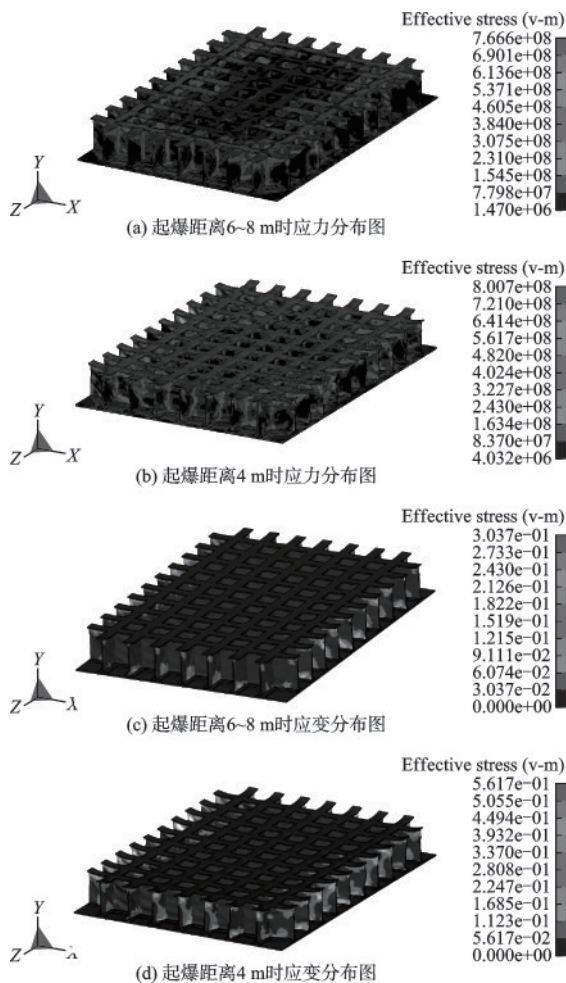
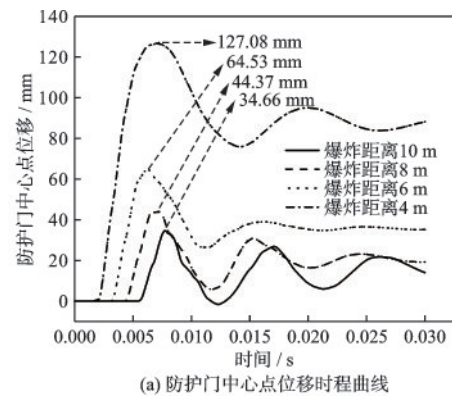


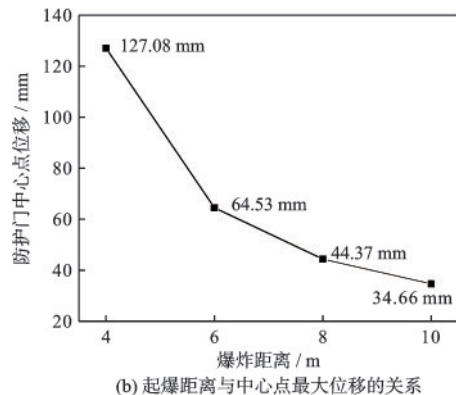
图9 不同起爆距离下防护门应力应变分布

Fig.9 Stress-strain distribution of blast-resistant door under different detonation distances

化趋势非常相似,随着起爆距离的减小,中心位置处的响应逐渐增大。当距离从10 m减小到4 m时,防护门中心位置处最大位移由34.66 mm增加至127.08 mm。其原因为随着爆炸距离的缩短,作用在防护门上的压力载荷增大,更多的爆炸能量由防护门结构耗散。但是随着时间的推移,防护门的最终位移均趋于定值,门体始终处于弹性变形状态。从图10(b)中可以看出,当起爆距离从10 m减小到6 m时,防护门的最大位移从34.66 mm提高到64.53 mm,提高幅度约为86.18%。而当起爆距离减小到4 m时,最大位移为127.08 mm,位移增长速率加快,相对于起爆距离为6 m时峰值位移提高了96.93%,说明当起爆中心距结构越近,爆炸所释放的能量对结构的抗爆性能的要求越高。



(a) 防护门中心点位移时程曲线



(b) 起爆距离与中心点最大位移的关系

图10 不同起爆距离对中心点位移的影响规律

Fig.10 Effect of different detonation distances on the displacement at the center point

4.4 迎爆面与背爆面面板厚度的影响

为了研究迎爆面与背爆面面板厚度对防护门抗力的影响规律,取4种不同尺寸的面板厚度,分别为30、34、36、40 mm。由于炸药当量为200 kg时,防护门基本处于弹性状态,面板厚度对防护门抗力

的影响程度较小。因此,荷载工况取炸药当量为500 kg,起爆距离为10 m,防护门已发生塑性变形情况下,其余结构截面尺寸、材料参数均不变。

从图11中可以看出,迎爆面与背爆面面板厚度的变化对防护门结构的破坏模式几乎没有影响,破坏模式与图6(b)基本一样。但对峰值位移变化有一定的作用,随着面板厚度的增大,中心位置处的峰值位移分别为747.99、698.92、680.32、634.74 mm。与原结构尺寸面板厚度28 mm时位移峰值相比,下降幅度约为17.76%,说明增大迎爆面与背爆面的厚度对提高结构的抗力有一定的作用,但在实际设计中增大结构截面尺寸会加大结构自重以及制作成本,应尽量控制迎爆面与背爆面的厚度。

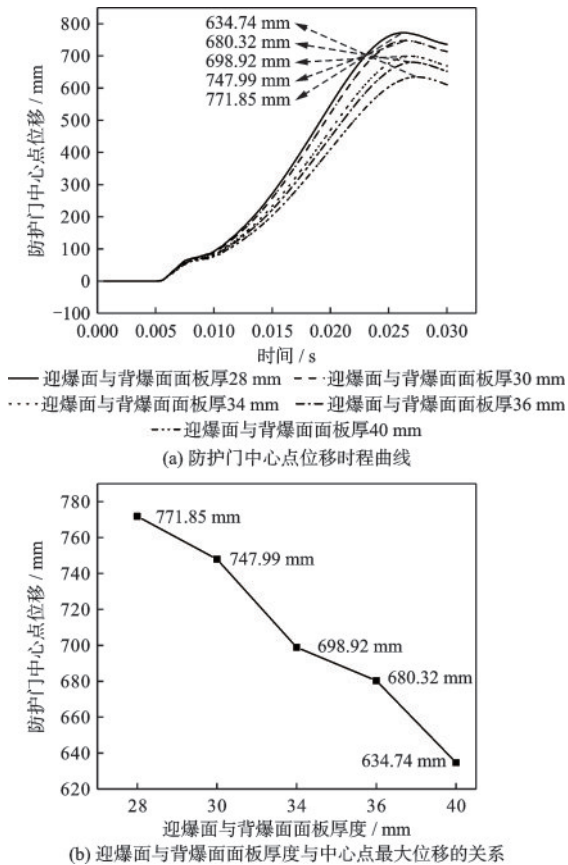


图11 迎爆面与背爆面面板厚度对中心点位移的影响规律
Fig.11 Effect of the thickness of explosion-facing and back-facing surfaces on the displacement at the center point

4.5 四周支撑面板厚度的影响

四周支撑面板在防护门结构当中起到了约束支撑的作用,为研究四周支撑面板厚度对防护门抗力的影响规律,取4种不同的面板厚度,分别为30、34、36、40 mm进行计算,截面尺寸、材料参数、荷载

工况与上一小节相同。

改变四周支撑面板的厚度,防护门的破坏模式及应力分布也相应的发生变化如图12所示。从图12(a)可以看出,当四周支撑面板厚度为30~34 mm时,防护门的破坏模式基本没有发生变化,防护门四周边缘骨架梁全都压曲变形,特别是防护门四角处的腹板,出现明显屈曲失稳破坏,防护门出现整体向下非均匀非连续压缩破坏。而当四周支撑面板厚度为36~40 mm时,如图12(b)所示,由于支撑面板厚度的增加,其刚度也随之提高,对骨架梁的约束作用逐渐加强,使其发生塑性变形的程度也相应减少,破坏模式呈现中心区域整体向下压缩塌陷破坏,破坏形式相对连续,四周腹板没有明显屈曲失稳,提高了防护门抵抗爆炸荷载的强度。

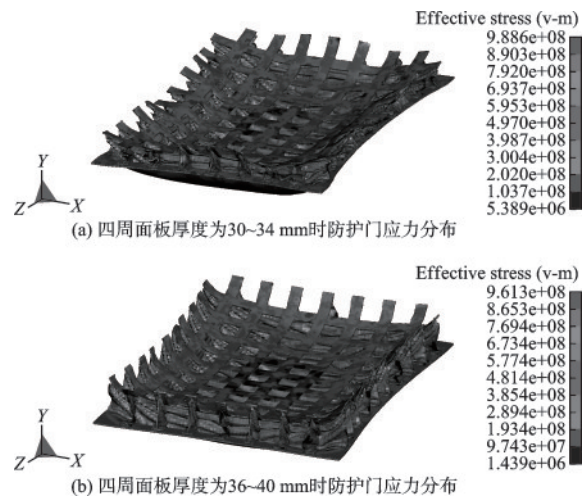


图12 不同四周支撑面板厚度下防护门应力分布图
Fig.12 Stress distribution of blast-resistant door under different thicknesses of surrounding support panels

图13(a)为四周支撑面板在不同厚度下防护门中心位置位移时程曲线,从图中可以看出,当四周支撑面板厚度小于36 mm时,防护门的抗力并未明显增大,而增加到36 mm以上时,防护门中心处最大位移明显小于其他三种厚度,抗力增大25.08%。图13(b)为五种四周支撑面板厚度与峰值位移关系曲线,从图中看出,当厚度从34 mm增加到36 mm时,峰值位移的大小呈断崖式下降,下降幅度约25.26%,说明当四周支撑面板厚度达到一定厚度后,面板具有较大的刚度能够约束内部骨架梁的变形,从而使防护门位移变小,在实际设计中可以考虑适当提高四周支撑面板的厚度。

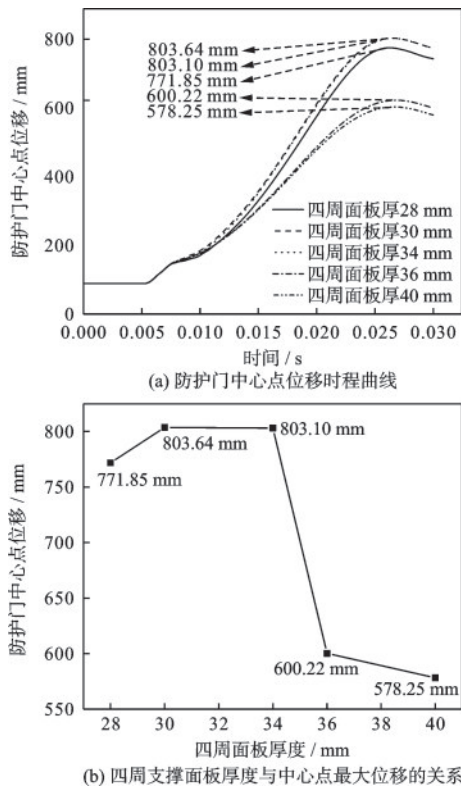


图 13 四周支撑面板厚度对中心点位移的影响规律
Fig.13 Effect of thickness of surrounding support panels on the displacement at the center point

5 结 论

基于 ALE 算法建立了水下爆炸全耦合模型,并通过提取荷载曲线的方法研究了水下爆炸荷载作用下水下防护门的损伤发展过程及其损伤分布特征,分析了在炸药当量、爆炸距离、静水压力和结构构件尺寸四种不同影响因素下钢制平板式水下防护门的动力响应及损伤模式。所得结论如下:

(1) 提取荷载曲线方法得到钢板位移曲线与水下爆炸全耦合模型的结果吻合较好,说明采用该模拟方法能够有效地预测水下爆炸荷载作用下钢结构的动力响应。

(2) 水下爆炸荷载作用下水下防护门在背空情况下的破坏模式可以分为两类:当炸药当量小于 300 kg 时,防护门呈现骨架梁局部屈曲破坏模式;当炸药当量超过 300 kg,防护门四周骨架梁严重屈曲失稳,结构呈现整体弯曲破坏。

(3) 起爆距离的缩短使得防护门抵抗爆炸压力作用增大,防护门的损伤逐渐增加;静水压力对防护门的抗力几乎无影响;迎爆面、背爆面及四周支

撑面板厚度的增加,结构的整体刚度得到加强,提高了防护门的抗爆性能,实际设计中在满足自重和成本的前提下适当提高迎爆面、背爆面及四周支撑面板的厚度。

参考文献:

- [1] Meng F, Zhang B, Zhao Z, et al. A novel all-composite blast-resistant door structure with hierarchical stiffeners [J]. *Composite Structures*, 2016, 148: 113-126.
- [2] He H, Zhang B, Zheng Q, et al. Anisotropic dynamic theory to predict blast responses of composite fluted-core sandwich protective door panels [J]. *Thin-Walled Structures*, 2021, 161: 107436.
- [3] 黄魁,汪剑辉,赵强. 玻纤增强聚合物(GRP)型材混凝土防护门抗爆性能试验研究[J]. *防护工程*, 2018, 40(2): 7-11.
Huang K, Wang J H, Zhao Q. Experimental investigation on the blast resistance performance of blast door made of glass fiber reinforced polymer [J]. *Protective Engineering*, 2018, 40(2): 7-11. (in Chinese)
- [4] 李忠平,郭东,王全胜,等. 钢制防护门的动力响应及门体抗力参数分析[J]. *防护工程*, 2012, 34(3): 25-32.
Li Z P, Guo D, Wang Q S, et al. Analysis of resistance parameters and dynamic response of steel blast doors subjected to blast loading [J]. *Protective Engineering*, 2012, 34(3): 25-32. (in Chinese)
- [5] Thimmesh T, Shirbhate P A, Mandal J, et al. Numerical investigation on the blast resistance of a door panel [J]. *Materials Today: Proceedings*, 2021, 44: 659-666.
- [6] Luo X, Qian X, Zhao H, et al. Simulation analysis on structure safety of refuge chamber door under explosion load [J]. *Procedia Engineering*, 2012, 45: 923-929.
- [7] 张晓辰,黄静华,胡利,等. 超高性能钢纤维增强混凝土防护设备设计与仿真研究[J]. *防护工程*, 2020, 42(4): 56-61.
Zhang X C, Huang J H, Hu L, et al. Study on design and simulation of ultra-high-performance fiber reinforced concrete protective equipment [J]. *Protective Engineering*, 2020, 42(4): 56-61. (in Chinese)
- [8] 郭东,刘晶波,张小波. 爆炸荷载作用下钢制防护门动力响应及抗力参数分析[J]. *振动与冲击*, 2013, 32(3): 134-140, 156.
Guo D, Liu J B, Zhang X B. Resistance parameters analysis and dynamic response for a steel blast door subjected to blast loading [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2013, 32(3): 134-140, 156. (in Chinese)

- [9] 杨建超,汪剑辉,周旺进,等.喷涂POZD弹性涂层防护门抗爆性能试验研究[J].防护工程,2020,42(1):7-11.
Yang J C, Wang J H, Zhou W J, et al. Experimental study on blast resistance performance of blast door with POZD elastic coating[J].Protective Engineering, 2020, 42(1):7-11. (in Chinese)
- [10] 彭雄.水下爆炸冲击荷载作用下高桩码头的动力响应特性数值研究[D].长沙:长沙理工大学,2020.
Peng X. Numerical study on dynamic response characteristics of piled wharf under underwater explosion impact load [D]. Changsha: Changsha University of Science & Technology, 2020. (in Chinese)
- [11] 赵玉红,赵文达,闫秋实.水下爆炸荷载作用下结构动力响应及损伤破坏[J].工程爆破,2022,28(3):1-10.
Zhao Y H, Zhao W D, Yan Q S. Dynamic response and damage destruction of structures under underwater explosion loads[J].Engineering Blasting, 2022, 28(3):1-10. (in Chinese)
- [12] 杨广栋,王高辉,李麒,等.爆炸冲击下水底隧道的动态响应及毁伤模式研究[J].振动与冲击,2022,41(4):150-158.
Yang G D, Wang G H, Li Q, et al. Dynamic response and damage patterns of underwater tunnel subjected to blast loads[J].Journal of Vibration and Shock, 2022, 41(4):150-158. (in Chinese)
- [13] 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. (in Chinese)
- [14] 黄超,姚熊亮,张阿漫.钢夹层板近场水下爆炸抗爆分析及其在舰船抗爆防护中的应用[J].振动与冲击,2010,29(9):73-76,243.
Huang C, Yao X L, Zhang A M. Analysis on blast-resistance of steel sandwich plate under proximity underwater explosion loading and its application in ship protection[J].Journal of Vibration and Shock, 2010, 29(9):73-76, 243. (in Chinese)
- [15] Lee E, Finger M, Collins W. JWL Equation of state coefficients for high explosives, UCID-16189 [R]. Lawrence: Lawrence Livermore Laboratory, 1973.
- [16] Olovsson L, Souli M, Do I. LS-DYNA-ALE Capabilities (Arbitrary-Lagrangian-Eulerian) Fluid-Structure Interaction Modeling [R]. California: Livermore Software Technology Corporation, 2003.
- [17] Yang X, Yang H, Zhang S. Rate-dependent constitutive models of S690 high-strength structural steel [J]. Construction and Building Materials, 2019, 198:597-607.
- [18] Cole R H. Underwater Explosions [M]. New Jersey: LISA, Princeton University Press, 1948.
- [19] Xiong G, Feng Y, Liao X D, et al. Lateral-torsional buckling behaviour of welded Q690 steel I-beams with double lateral restraints along the length [J]. Thin-Walled Structures, 2022, 170: 108659.

(本文编辑:池营营)