

DOI: 10.11883/bzycj-2019-0436

基于面积折减等效模型的光电倍增管 水下内爆机理研究*

孟令存^{1,2}, 闫明¹, 杜志鹏², 张磊²

(1. 沈阳工业大学机械工程学院, 辽宁 沈阳 110870;

2. 海军研究院, 北京 100161)

摘要: 光电倍增管 (photomultiplier tube, PMT) 是中微子探测器的核心部件, 是由玻璃材料制成的内部真空的薄壳结构, 排列在深水中工作, 若一个 PMT 被压溃会产生内爆冲击波, 会引起周围 PMT 发生殉爆。针对 PMT 内爆, 建立了 PMT 内爆数值计算简化模型, 并将计算与试验结果进行对比, 验证简化模型的合理性。在此基础上, 提出了基于面积折减等效模型的 PMT 内爆计算方法, 通过等效模型分析了防护装置破口面积对 PMT 内爆的影响, 得出随着防护装置破口面积的减小, 水流碰撞发生 PMT 内爆的时刻相应提前, 内爆产生的冲击波脉宽基本保持不变, 冲击波压力峰值明显减小。该研究有利于找到有效的 PMT 内爆防护方法。

关键词: 内爆; 冲击波; 光电倍增管; 内爆防护

中图分类号: O381; U663.85

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

Underwater implosion mechanism of PMT area reduction equivalent model

MENG Lingcun^{1,2}, YAN Ming¹, DU Zhipeng², ZHANG Lei²

(1. School of Mechanical Engineering, Shenyang University of Technology, Shenyang 110870, Liaoning, China;

2. Naval Research Academy, Beijing 100161, China)

Abstract: The photomultiplier tube (PMT) is the core component of the neutrino detector. It is a thin shell structure made of glass material with a vacuum inside and arranged to work in deep water. Once the PMT is crushed, it generates a strong shock wave, which will cause a blast of the surrounding PMT. Aiming at the implosion of PMT, a simplified simulation model of PMT implosion was established, and the simulation results were compared with the experimental results to verify the rationality of the simplified model. On this basis, the PMT implosion calculation method was proposed based on the area reduction equivalent model, the influence of the breach area of the guard on the PMT implosion was analyzed by the equivalent model. The results show that with the decrease of the breach area of the guard, the moment of PMT implosion caused by the collision of water flow is correspondingly advanced, the pulse width of the shock wave generated by the implosion remains basically unchanged, and the peak value of the shock wave is significantly reduced. This study is helpful for finding an effective PMT implosion protection method.

Keywords: implosion; shock wave; photomultiplier tube; implosion protection

* 收稿日期: 2019-11-18; 修回日期: 2020-02-11

基金项目: 国家自然科学基金(10672181)

第一作者: 孟令存(1994—), 男, 硕士研究生, 1605733924@qq.com

通信作者: 闫明(1978—), 男, 博士, 教授, yanming7802@163.com

在深水环境下工作的光电倍增管(photomultiplier tube, PMT),其玻璃外表面承受高静水压力,当压力载荷超过玻璃壳体的结构强度时,PMT被压溃使水流向中心流动,流体的水下压力势能转化为动能,当水流压缩至最小限度时,高速流体碰撞产生水锤型冲击,发生内爆^[1-4],产生内爆冲击波。水下内爆冲击波会对周围的PMT造成破坏,引发相邻的PMT发生殉爆。2014年,美国深海科研潜艇“Nereus”号在执行深海作业时,潜艇的中空陶瓷浮力装置在巨大静水压力下被压溃,发生内爆,使其遇难。在高能物理研究领域,脆性材料^[5]制成的内部真空的PMT被用来进行粒子探测,工作在深水环境中,容易发生内爆;2001年,日本超级神冈中微子实验站发生PMT殉爆事故,此次事故炸毁将近8000个PMT,直接经济损失高达3000万美元,中微子研究遭受重大挫折^[6]。我国将建设世界领先地位的江门中微子实验站,该实验站拟采用16000只直径约为500 mm的PMT作为探测器,其最大工作水深为40 m。根据国外相关事故的经验教训和江门中微子探测器的实际工作要求,为防止PMT殉爆的发生,探索PMT内爆机理具有重要的应用价值和实际意义。

国内外对水下内爆进行了诸多研究。Diwan等^[7]在大型可加压容器罐内进行了2次0.69 MPa静水压下PMT内爆试验,得到了PMT内爆过程高速摄像及内爆冲击波压力时域曲线,并用LS-DYNA对其进行了数值模拟,但计算结果与试验结果差别较大;Gish等^[8]在可加压容器罐中进行了金属圆柱壳内爆试验,并结合数值模拟研究了圆柱壳长度、直径和厚度对内爆冲击波的影响;杜志鹏等^[9]将水下爆炸气泡动力学与水下内爆相结合,基于能量守恒关系,推导出不可压缩流体中球形容器内爆理论模型,并利用该理论模型分析了容器尺寸、静水压力对内爆冲击波压力峰值、气泡溃灭时间周期的影响规律;黄治新等^[10]基于应力波原理,提出一种在大型钢制压力罐内进行PMT内爆试验的试验方法,并通过此方法成功测得PMT内爆发生过程高速摄像及内爆冲击波。

上述研究主要针对水下内爆特性进行了试验与数值模拟,但对于PMT内爆并没有有效的防护。本文开展了PMT水下内爆试验,用于验证PMT内爆简化模型模拟水下内爆的准确性;并通过有限元计算的方式探究水流涌入面积对内爆冲击波的影响,提出了当PMT发生破碎时,减小水流涌入面积能有效减小内爆冲击波强度的内爆防护原理。

1 PMT内爆简化模型的数值计算

1.1 PMT内爆试验与内爆简化模型

PMT实物如图1所示,其形状如灯泡,PMT玻璃外壳厚度为5 mm,头部球体部分外径为0.508 m,尾部直径为0.1 m,总高度约为0.7 m,内部真空体积为 $6.992 \times 10^{-2} \text{ m}^3$;PMT内爆试验在如图2所示直径为3 m的可加压密封钢制容器罐内进行,压力罐侧面透明视窗用于放置照明和高速摄影设备,罐内设有工作平台、液压式挤压装置。试验中共布置4个PCB动压传感器,F1位于PMT正上方,距PMT中心0.41 m处;F2位于PMT赤道平面,靠近压力罐入口处,距PMT中心0.55 m处;F3、F4分别位于PMT赤道平面,远离压力罐入口处,距PMT中心0.55、1.35 m处。试验前,罐中装入水,罐上方预留出适量空气,考虑PMT殉爆防护安全余量,利用空压机对压力罐中施加0.5 MPa压力模拟PMT深水工作环境;试验时,挤压装置模拟外界恶劣环境挤压PMT发生内爆,内爆发生过程通过高速摄像(3 000 Hz)进行记录,压力数据利用杭州亿恒数据采集系统(采样率为1 MHz)进行采集,试验成功测得PMT内爆过程及4组内爆冲击波压力数据。

完成PMT内爆试验后,对PMT内爆过程进行分析。由内爆试验高速摄影可知整个内爆过程如图3所示,可将其分为4个典型阶段:(1)挤压阶段;(2)裂纹传播阶段;(3)整体压溃形成冲击波阶段;(4)冲击波传播与碎片飞散阶段。挤压装置挤压PMT产生局部初始裂纹,初始裂纹瞬间传遍整个玻壳而发生坍塌,外部高压水流迅速内涌发生碰撞产生内爆冲击波。高速摄像充分展现了PMT内爆发生过程和冲击波产生过程,对水下内爆数值模拟具有一定的指导意义。

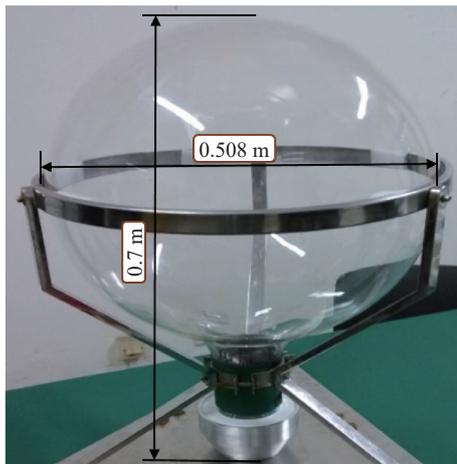


图 1 光电倍增管实物图

Fig. 1 Picture of photomultiplier tube

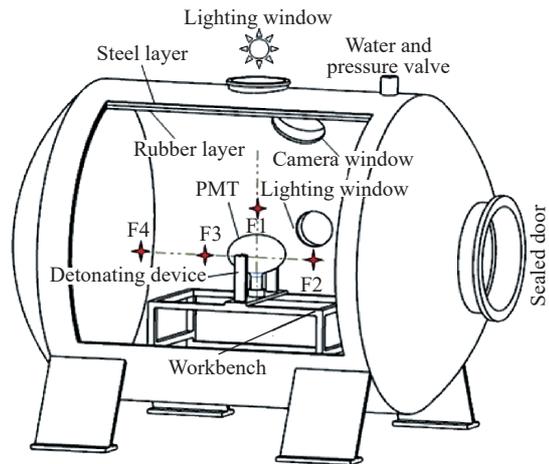


图 2 内爆试验装置示意图

Fig. 2 Schematic of test device for implosion

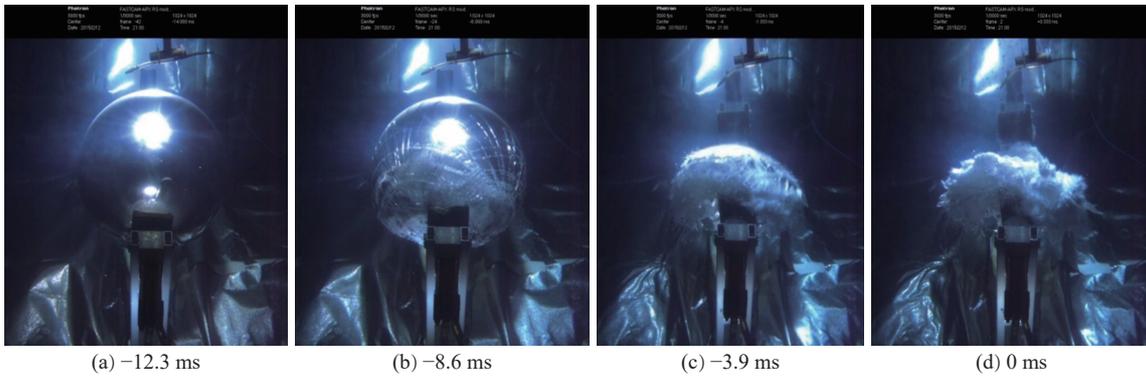


图 3 PMT 内爆过程

Fig. 3 Process of the PMT implosion

下面用有限元方法模拟 PMT 内爆过程, 由高速摄影看到 PMT 产生局部初始裂纹后会瞬间传遍整个玻壳而发生坍塌, 因此进行简化数值模拟时, 忽略 PMT 玻壳的影响, 只单独计算外部水域流场, 按体积等效的方式将 PMT 等效为半径为 0.25 m 的真空球体。图 4 为 PMT 内爆有限元模型中部截面图, 整个水域半径为 1.7 m, 采用六面体欧拉网格, 单元类型为 EC3D8R, 水域节点共计 619 393 个, 单元共计 613 872 个; 蓝色部分欧拉网格赋予水材料属性, 水采用 Grüneisen 状态方程描述, 密度为 $1\ 000\ \text{kg/m}^3$, u_s-u_p 直线截距 (声速) 为 $1\ 484\ \text{m/s}$, 水黏度为 $1 \times 10^{-3}\ \text{Pa}\cdot\text{s}$; 红色部分欧拉网格设置无材料填充, 默认为真空状态, 真空半径为 0.25 m, 用于模拟 PMT。利用初始应力的方法设置蓝色部分水域初始静水压力为 0.5 MPa, 水域外边界设置冲击波无反射、流

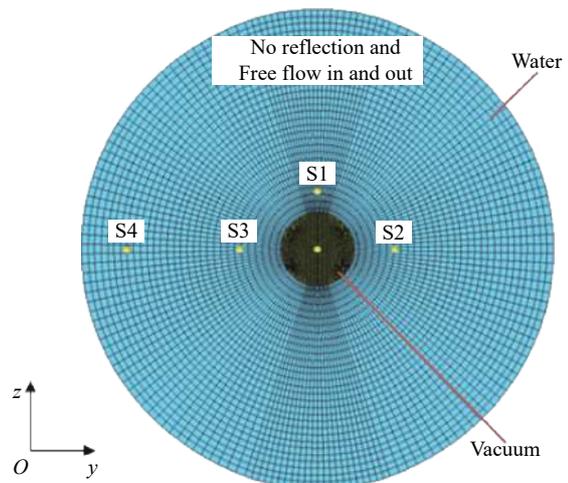


图 4 内爆数值计算模型

Fig. 4 Implosion simulation model

体自由流入、流出边界条件,模型中压力测点 S1~S4 与内爆试验测点 F1~F4 位置相对应,最后通过显示动态分析步(explicit)进行求解。将简化数值模型的计算结果与试验结果相对比,验证简化模型的合理性。

1.2 数值模拟与试验冲击波压力对比分析

以冲击波最大峰值时刻为基准,将数值计算所得各测点的冲击波压力数据与对应试验测点压力数据绘制曲线如图5所示。试验中各测点压力数据首先产生内爆冲击波峰值,最大峰值过后经过2 ms,出现第2个压力峰值,峰值约为2 MPa,这是由于压力罐壁反射冲击波导致的;由于压力罐直径为3 m,按冲击波传播速度为1 500 m/s计算,罐壁反射冲击波应经过2 ms返回至压力测点,这与试验所测得的数据相吻合,证明了冲击波测量的准确性。数值模型中冲击波压力数据与试验数据相比,波形较为平滑,振荡较少,脉宽偏小;最大压力峰值过后无反射冲击波峰值产生,这是由于数值模型设置了无反射边界条件,因此所得压力数据无反射波形。将数值模型中各测点冲击波压力峰值与相对应试验压力峰值列于表1,计算值与试验值最大相差13.4%。

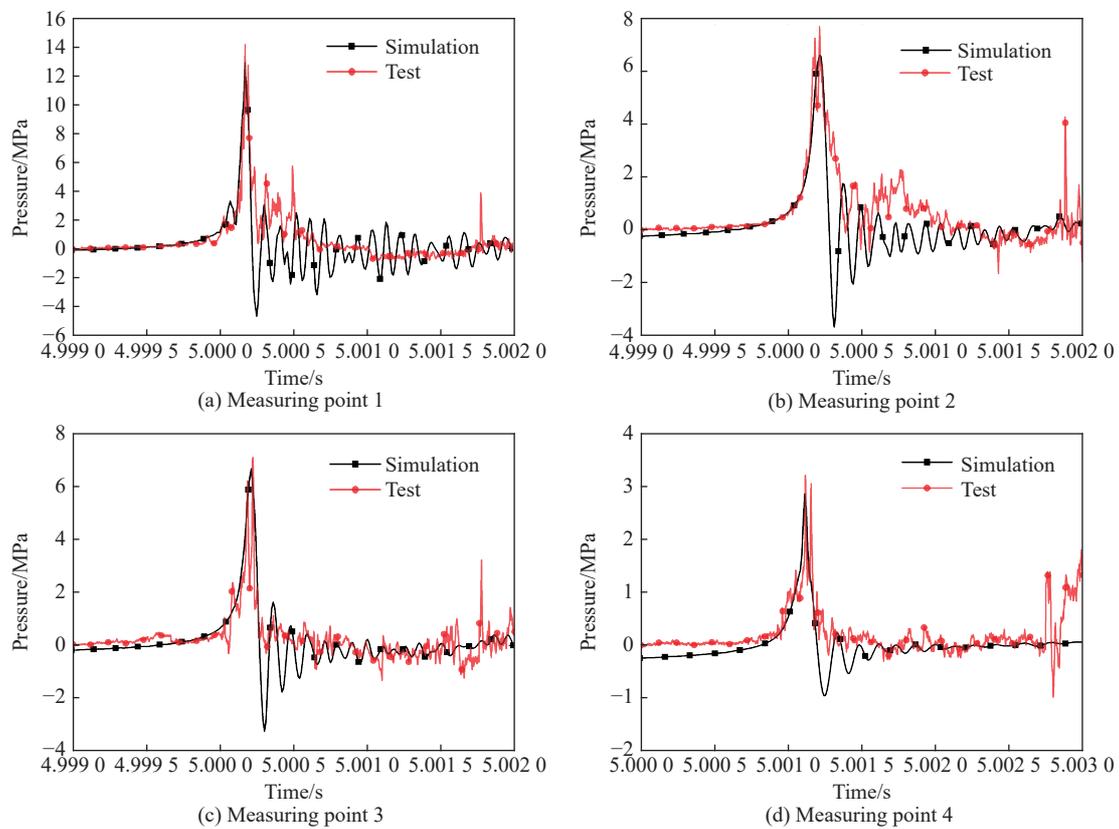


图5 数值模拟与试验测点压力对比

Fig. 5 Comparison of the simulation and test pressures of the measuring points

表1 数值模拟与试验所得的测点压力峰值对比

Table 1 Difference between the simulation and test peak pressures of the measuring points

测点	压力峰值/MPa		误差/%	测点	压力峰值/MPa		误差/%
	试验	数值模拟			试验	数值模拟	
1	14.13	12.87	8.9	3	7.08	6.65	6.1
2	7.68	6.65	13.4	4	3.19	2.85	10.7

1.3 数值模拟与试验冲击波比冲量对比分析

通过对比数值模拟与试验压力冲击波数据可知, 与计算相比试验压力数据曲线存在反射冲击波峰值。为消除试验压力数据反射冲击波对比冲量的影响, 提高可比性, 对计算与试验数据, 均取内爆产生的最大波峰及其之前的压力数据进行积分, 得到如图 6 所示的试验与计算内爆冲击波比冲量对比曲线。

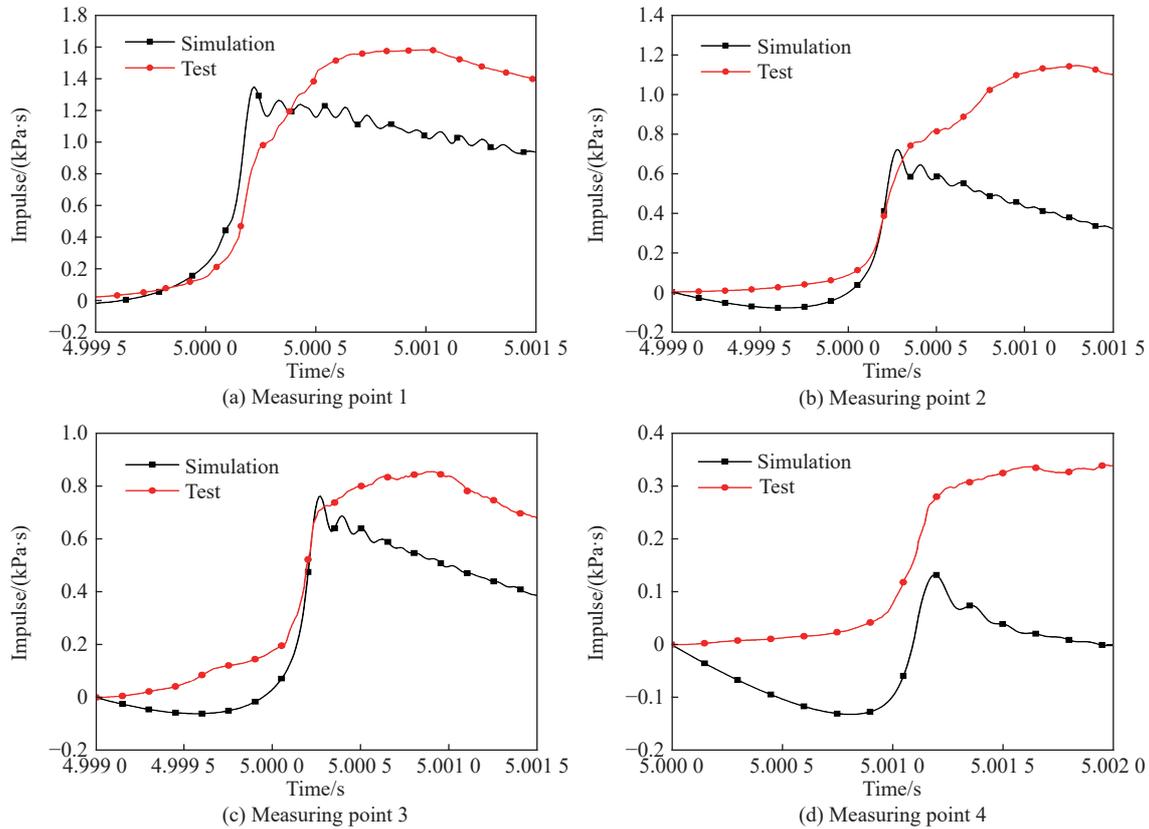


图 6 数值模拟与试验测得的比冲量对比

Fig. 6 Comparison of the simulation and test impulse of the measuring points

试验数据比冲量在积分区域内均呈逐渐增大至平稳的趋势, 计算数据比冲量出现负值是由于压力数据存在负压导致的; 取计算与试验内爆冲击波比冲量数据最大值与最小值的差值作为内爆冲击波比冲量峰值, 将试验与计算数据比冲量峰值列于表 2, 可看出测点 1、2 通过计算得到的冲击波比冲量峰值与试验偏差较大, 这是由于测点 1、2 试验压力数据最大峰值后出现较大振荡干扰导致的。通过以上分析可知, 与内爆试验相比, 内爆数值计算所得冲击波压力峰值最大相差 13.4%, 冲击波比冲量峰值最大相差 24.8%, 这对内爆数值计算来说, 是可以接受的, 满足实际工程需求。

表 2 数值模拟与试验所得的测点比冲量峰值对比

Table 2 Difference between the simulation and test peak impulse of the measuring points

测点	比冲量峰值/(kPa·s)		误差/%	测点	比冲量峰值/(kPa·s)		误差/%
	试验	数值模拟			试验	数值模拟	
1	1.58	1.35	14.6	3	0.87	0.83	4.6
2	1.21	0.91	24.8	4	0.32	0.28	12.5

1.4 水域流场及速度变化

下面对内爆简化模型的水域流场与流速进行分析。欧拉网格具有与材料完全隔离的特性,欧拉网格中材料的体积分数以不同的颜色区分,红色代表材料体积分数为 1,即水填满整个网格;蓝色代表材料体积分数为 0,即没有水填充。内爆简化模型计算中,水域流场变化过程如图 7 所示。图 7(a)为内爆初始状态,蓝色代表 PMT 真空区域,红色代表外部水域,其初始静水压为 0.5 MPa;图 7(b)、(c)为 PMT 破碎后,外部水流迅速内涌发生内爆的过程,可看到水流从四周均匀涌向球心;图 7(d)为内涌水流碰撞产生冲击波的瞬间。PMT 内爆简化模型模拟内爆发生过程共经过 10.25 ms,与试验高速摄像拍摄的 PMT 内爆过程及发生内爆的时间相近。数值计算中水流前锋速度变化过程如图 8 所示,在整个过程中水流前锋速度逐渐增加,内涌高速水流碰撞前速度达 324.9 m/s,说明 PMT 内爆发生前碰撞水流具有很大的动能。

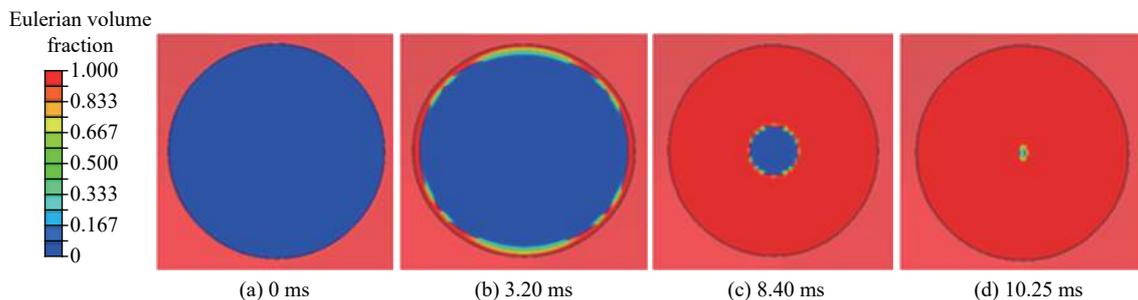


图 7 水域流场变化过程

Fig. 7 Evolution of the water field

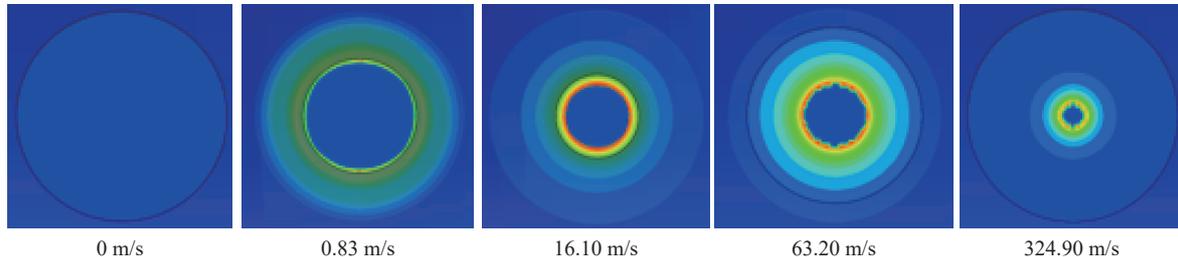


图 8 水流前锋速度变化过程

Fig. 8 Evolution of the water front velocity

通过以上 PMT 内爆数值模拟与试验对比可知, PMT 内爆数值简化模型在冲击波压力、比冲量、水域流场方面,能够较为全面、准确地模拟 PMT 内爆真实物理情形。

2 水流涌入面积对内爆的影响

2.1 定义面积折减因数

在 PMT 水下内爆数值模拟方法正确建立的基础上,为避免 PMT 殉爆的发生,下面利用数值模拟对内爆冲击波的影响因素进行研究。PMT 发生内爆时,玻壳整体破碎向内坍塌,外部水流从四周涌入,发生碰撞产生冲击波。为探究水流涌入面积对内爆的影响,假设 PMT 瞬间破碎后,外部存在相同直径的有机玻璃防护装置,如图 9 所示,其中 R 为等效半径, H 为球冠高度, D 为防护装置破口直径。

定义无量纲面积折减因数 α 来表示防护装置破口程度:

$$\alpha = \frac{S_b}{S_a} \quad (1)$$

式中: $S_a=4\pi R^2$, 为 PMT 等效表面积; $S_b=4\pi RH$, 为防护装置破口表面积, 具体数值列于表 3。

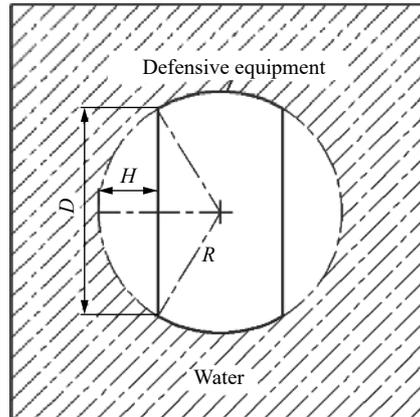


图 9 PMT 防护装置示意图

Fig. 9 Schematic diagram of PMT protection device

表 3 破碎面积具体值

Table 3 The value of break area

α	S_b/m^2	α	S_b/m^2
1.0	0.785	0.8	0.628
0.9	0.707	0.7	0.550

2.2 面积折减内爆简化模型

当面积折减因数 α 为 0.9、0.8、0.7 时, 需在内爆简化模型($\alpha=1$)中加入防护装置模型, 如图 10 所示, 此时应采用欧拉-拉格朗日耦合分析方法, 有机玻璃防护装置利用拉格朗日网格描述, 采用厚度为 10 mm 的壳单元。其密度为 $1\ 180\ \text{kg/m}^3$, 弹性模量为 2.77 GPa, 泊松比为 0.376, 并约束其所有节点自由度(防护装置保持固定), 其余初始、边界条件与内爆简化模型相同。

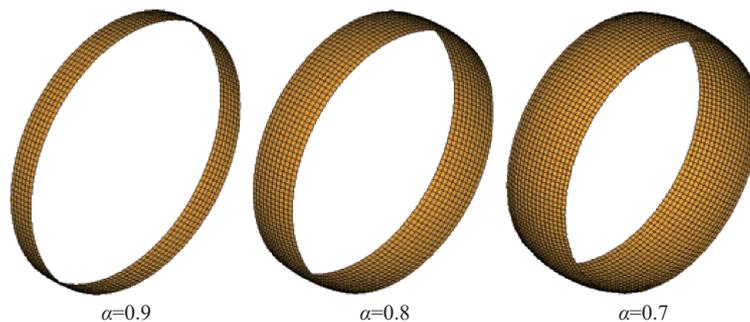


图 10 PMT 防护装置等效模型

Fig. 10 Equivalent models of the PMT protection device

为探究不同面积折减因数下冲击波压力在水中传播情况, 在 PMT 防护装置一侧缺口对应的水域轴线上布置一系列压力测点, 如图 11 所示, 在测点 A1 至 A29 连线上等间距布置 29 个压力测点(A1~A29), 其中 A1 为 PMT 防护装置圆周处测点。

2.3 面积折减内爆数值模拟结果分析

2.3.1 水域流场分布

不同面积折减因数下高速水流碰撞瞬间流场分布如图 12 所示, 同理, 以颜色区分欧拉网格中水的

体积分数。由水域流场分布可直观地看到,与 PMT 整体破碎内涌水流四周碰撞相比,随着防护装置破口面积的减小,真空区域内涌水流碰撞量随之大幅度减少,只是水流前锋局部碰撞产生冲击波,这可能导致冲击波强度发生变化。

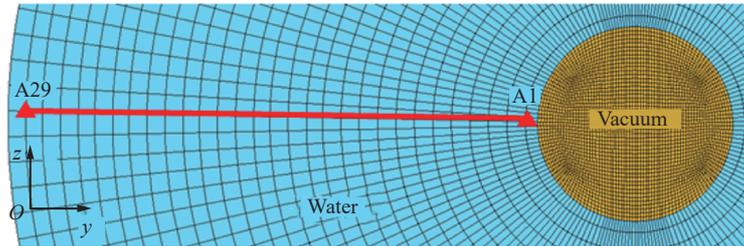


图 11 水域测点分布示意图

Fig. 11 Distribution of measuring points in water field

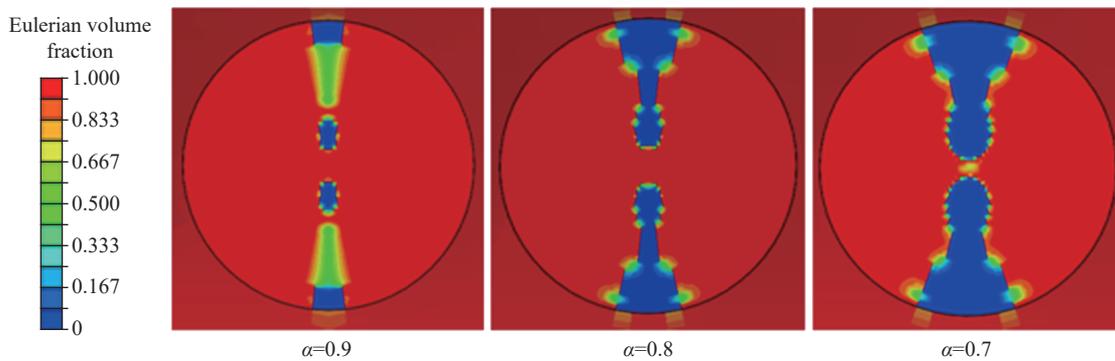


图 12 水域流场分布

Fig. 12 Distribution of water field

2.3.2 内爆冲击波压力分布及强度分析

下面对不同面积折减因数下冲击波强度进行分析:图 13 为各面积折减因数下 A1 测点处的冲击波压力时域曲线。可看出随着防护装置破口面积减小, PMT 圆周处测点的冲击波压力峰值迅速减弱。但冲击波脉宽基本不变;同时,随着防护装置破口面积的减小,水流碰撞发生内爆的时刻也相应提前。进一步对冲击波压力峰值进行分析,取各面积折减下测点 A1~A29 冲击波压力峰值,以冲击波压力峰值为纵坐标,测点距球心的距离为横坐标,绘制曲线如图 14 所示,为了曲线表达清晰,每间隔一个测点进行

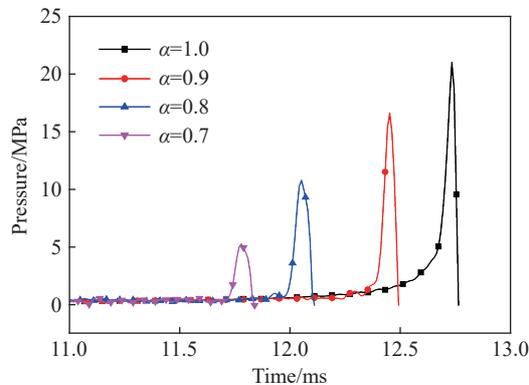


图 13 A1 测点冲击波压力变化

Fig. 13 Shock wave pressures varied with time at measuring point A1

标记显示。以 PMT 球心为内爆中心, 可明显观察到内爆压力峰值随与测点距离的增大而逐渐衰减, 在 0.25~0.40 m 范围内, 内爆压力峰值迅速衰减, 0.40 m 以外其内爆压力峰值衰减相对较慢, 在 1.60 m 处内爆压力平稳回归到约 2 MPa; 最重要的是随着面积折减因数的减小, 防护装置破口面积减小, 同一测点水流内涌碰撞产生的冲击波压力峰值均大幅度地减弱, 这可能与内涌水流碰撞量的减少有关, 但也可能与水流前锋碰撞速度的变化有关。

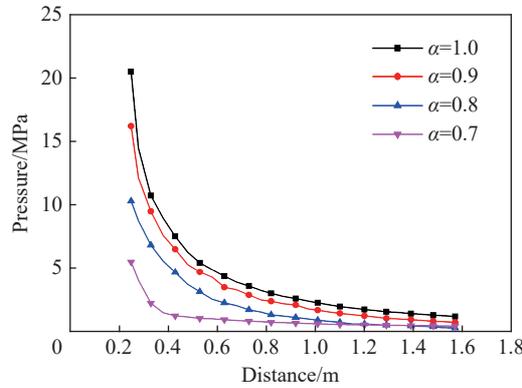


图 14 冲击波压力峰值分布
Fig. 14 Distribution of peak pressure

对内爆冲击波的影响因素进行进一步分析: 图 15 为各面积折减因数下内爆发生前的水流前锋速度随时间变化曲线, 可看出水流前锋速度在前期增长缓慢, 后期迅速增加; 防护装置破口面积越小, 水流前锋速度增加越快, 但其碰撞前速度相差不明显, 说明防护装置破口面积对内涌水流前锋最终碰撞速度值影响较小。各面积折减因数下, A1 测点压力峰值与内涌水流前锋速度变化如图 16 所示。在防护装置破口面积变化 30% 情况下, A1 测点内爆压力峰值变化 73.6%, 对应的内涌水流前锋速度变化仅为 13.9%, 说明随着防护装置破口面积的减小, 内爆冲击波压力峰值大幅度减弱主要是内涌水流碰撞量减少导致的, 而内涌水流前锋最终碰撞速度对其影响较小。降低内爆冲击波压力峰值为 PMT 内爆防护提供了重要思路。

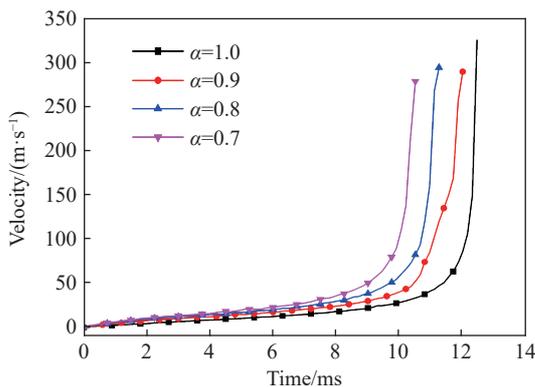


图 15 水流前锋速度
Fig. 15 Velocities of the water fronts

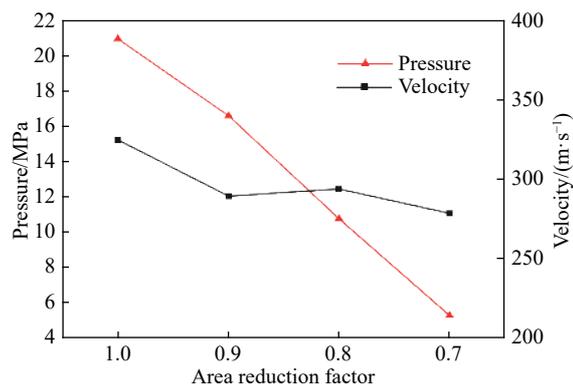


图 16 压力峰值与水流前锋速度变化
Fig. 16 Variation of the peak pressure and the velocity of water front

3 结 论

(1) 以 PMT 内爆试验为基础, 通过数值模拟再现了 PMT 内爆过程, 对比数值模拟与试验结果可知:

数值模拟得出的PMT内爆发生过程、冲击波压力峰值和冲击波压力比冲量与试验吻合较好,验证了PMT内爆简化模型的合理性和适用性,提出了一套PMT内爆数值模拟方法。

(2)在此基础上,提出了基于面积折减等效模型的PMT内爆计算方法,通过等效模型分析了不同面积折减因数对PMT内爆冲击波的影响,得出基于面积折减等效模型的PMT水下内爆机理:随着防护装置破口面积的减小,水流碰撞引起的PMT内爆发生时刻相应提前,内爆产生的冲击波脉宽基本保持不变、冲击波峰值明显减小,这主要是随着防护装置破口面积的减小使内涌水流碰撞量减少导致的,而内涌水流前锋最终碰撞速度对其影响较小。

参考文献:

- [1] LING J J, MARY B, MILIND D, et al. Implosion chain reaction mitigation in underwater assemblies of photomultiplier tubes [J]. *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research*, 2013, 729: 491–499. DOI: 10.1016/j.nima.2013.07.056.
- [2] IMAEDA H, SUN Mingyu. Dynamic characteristics of underwater objects after shock wave loading [C] // AIAA Aerospace Sciences Meeting. Kissimmee Florida, 2018. DOI: 10.2514/6.2018-0579.
- [3] SONG G, CHEN Z Y, LONG Y, et al. Experimental and numerical investigation of the centrifugal model for underwater explosion shock wave and bubble pulsation [J]. *Ocean Engineering*, 2017, 142: 523–531. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2017.04.035.
- [4] NAVAL U. Underwater implosion of cylindrical metal tubes [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2013, 80: 1–11.
- [5] 包亦望. 脆性材料在双向应力下的断裂实验与理论分析 [J]. *力学学报*, 1998, 30(6): 682–690. DOI: 10.3321/j.issn:0459-1879.1998.06.007.
BAO Y W. Experiments and theoretic analysis for the fracture of brittle materials under biaxial stress [J]. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 1998, 30(6): 682–690. DOI: 10.3321/j.issn:0459-1879.1998.06.007.
- [6] YOSHIMURA M. Report on the Super-Kamiokande accident[R]. Institute of Space and Astronautical Science, 2001.
- [7] MILIND D, JEFFREY D, LING J J, et al. Underwater implosions of large format photo-multiplier tubes [J]. *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research*, 2012, 670: 61–67. DOI: 10.1016/j.nima.2011.12.033.
- [8] GISH L A, WIERZBICKI T. Estimation of the underwater implosion pulse from cylindrical metal shells [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 77: 166–175. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2014.11.018.
- [9] 杜志鹏, 杜俭业, 李营, 等. 不可压缩流体中球形容器内爆理论模型研究 [J]. *兵工学报*, 2015, 36(S1): 92–96.
DU Z P, DU J Y, LI Y, et al. An implosion theory for the spherical hollow vessel in the incompressible fluid [J]. *Acta Armamentarii*, 2015, 36(S1): 92–96.
- [10] 黄治新, 喻敏, 杜志鹏, 等. 水下中空结构物内爆试验方法研究 [J]. *振动与冲击*, 2017, 36(3): 27–31. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2017.03.005.
HUANG Z X, YU M, DU Z P, et al. Implosion test method for underwater hollow structures [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(3): 27–31. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2017.03.005.

(责任编辑 王易难)