

引用格式: 羿琦, 林博群, 张万良, 等. 基于短吹模型的主压载水舱吹除仿真与实验验证 [J]. 中国舰船研究, 2022, 17(3): 246–252.

YI Q, LIN B Q, ZHANG W L, et al. Simulation and experimental verification of main ballast tank blowing based on short circuit blowing model[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2022, 17(3): 246–252.

基于短吹模型的主压载水舱吹除仿真与实验验证



羿琦^{*1,2}, 林博群^{1,2}, 张万良^{1,2}, 钱宇^{1,2}, 邹文天^{1,3}, 张康^{1,3}

1 中国船舶科学研究中心, 江苏 无锡 214082
2 深海载人装备国家重点实验室, 江苏 无锡 214082
3 深海技术科学太湖实验室, 江苏 无锡 214082

摘 要: [目的] 为了研究潜艇主压载水舱的吹除排水性能, 开展基于短路吹除模型的吹除仿真与实验。 [方法] 首先, 修正短路吹除数理模型, 以模拟气瓶放气过程和水舱排水过程; 然后, 开展压缩空气吹除主压载水舱等比例模型实验, 分析气源体积、气源压力和通海孔面积对吹除效果的影响; 最后, 通过与实验结果的对比, 验证修正的数理模型对水舱吹除过程的预报准确性。 [结果] 研究发现: 修正的模型在低压力、小口径工况下的预报准确性较高, 当气源压力小于 15 MPa 时, 水舱峰压预报相对误差在 15% 以内; 不同通海孔口径下主压载水舱内气体峰值压力的出现时间有所不同, 小口径工况下的舱内气体峰值压力出现在压缩空气刚进入水舱时, 而大口径工况下则为积压解除之前; 当舱内积压解除之后, 舱内气体压力大幅下降, 可将其作为解除吹除的判据。 [结论] 研究成果可为实际工程应用中的主压载水舱吹除操作提供参考。

关键词: 主压载水舱; 修正短路吹除模型; 通海孔; 水舱峰值压力

中图分类号: U674.76 **文献标志码:** A **DOI:** 10.19693/j.issn.1673-3185.02463

Simulation and experimental verification of main ballast tank blowing based on short circuit blowing model

YI Qi^{1,2}, LIN Boqun^{1,2}, ZHANG Wanliang^{1,2}, QIAN Yu^{1,2}, ZOU Wentian^{1,3}, ZHANG Kang^{1,3}

1 China Ship Scientific Research Center, Wuxi 214082, China
2 State Key Laboratory of Deepsea Manned Vehicles, Wuxi 214082, China
3 Taihu Laboratory of Deepsea Technological Science, Wuxi 214082, China

Abstract: [Objective] In order to study the blowing and drainage performance of a submarine main ballast tank system, the simulation and experiment of main ballast blowing based on the short circuit blowing model are carried out. [Methods] First, the short circuit blowing model is modified to simulate the process of air release and water drainage. Next, an equal scale model test of a compressed air blowing ballast tank is carried out, and the effects of air source volume, air source pressure and sea opening area on the blowing effect are analyzed. Finally, the reliability of the short circuit blowing model is experimentally verified. [Results] The modified model has high accuracy, especially in the prediction of low air source pressure and small sea opening diameter conditions. When the air source pressure is less than 15 MPa, the relative error of peak pressure prediction is less than 15%. The occurrence time of air peak pressure is different under different sea opening diameters, under small diameter conditions, the air pressure reaches its maximum when the compressed air first enters the tank, while under large diameter conditions, the peak pressure appears before the accumulated air pressure is released. When the accumulated air pressure is released, the tank air pressure drops sharply, which can be used as a criterion to stop blowing. [Conclusion] The results of this study can provide references for the blowing operation of the main ballast tank in practical engineering applications.

Key words: main ballast tank; modified short circuit blowing model; sea opening; tank air peak pressure

0 引 言

压缩空气是保证潜艇由水下状态上浮至水面状态的主要动力源, 肩负着近水面常规吹除和事故工况短路吹除的使命。高航速下的卡舵和低航速下的舱室破损进水是潜艇常见的两类事故^[1], 在事故工况下, 通常采用压缩空气直接吹除主压载水舱中的压载水以获得正浮力, 并配合操舵来调整潜艇姿态, 从而使潜艇应急上浮以避免触底或继续掉深。所谓短路吹除, 即采用压缩空气直接吹除主压载水舱, 在这种情况下, 高压空气瓶中的压缩空气不流经高压阀柱而直接吹入主压载水舱中, 故其吹除率较高^[2]。

研究水舱吹除的主要目的是总结水舱注水、排水时间以及舱内空气压力分布规律, 进而为水舱结构强度设计提供设计输入。Wilgenhof 等^[3]研究了西班牙 S-80 潜艇主压载水舱吹除系统的性能, 当启用应急短路吹除时, 系统空气压力可能高达 25 000 kPa, 而该艇主压载水舱的结构强度仅允许舱内气压超出舱外水压数百千帕, 因此, 在浅水深度应慎重使用应急短路吹除。Font 等^[4-5]提出了主压载水舱吹除数学模型, 分析从高压空气瓶流出的气流、从主压载水舱排出的水流以及主压载水舱内的压力演变行为, 而对于高压空气瓶流出的气流, 还提出了由超音速气流到亚音速气流转变的判断准则和 2 种流态下的质量流量计算公式。Riaz 等^[6]研究了水下平台主压载水舱系统的数学建模问题, 并利用所建立的注排水模型获得了 DARPA 潜艇模型 SUBOFF 的注排水特性; 对于吹除排水系统, 可将主压载水舱在吹除排水时的舱内气压与舱外水压之间的压差作为计算主压载水舱结构强度的主要设计依据, 而注水系统的主要设计指标则是平台注水下潜的时间。

压缩空气吹除主压载水舱的研究方法主要有试验方法、CFD 数值仿真和数理模型研究。杨晟等^[7-8]开展了潜艇应急燃气吹除系统的小比例模型原理实验, 模拟了水下 100 m 深度时燃气吹除的排水性能以及吹除过程中主要性能参数的变化情况。刘辉等^[9-10]开展了不同模式下高压气吹除压载水舱的小比例模型原理实验, 得到了高压气吹除压载水舱的排水性能以及吹除过程中主要性能参数的变化情况。王晓峰等^[11]在压载水舱高压气体吹除数理模型中考虑了重力对吹除过程的影响, 并通过高压气体吹除系统模型实验, 验证了其改进数理模型的准确性。金涛等^[12]借助拉瓦尔

吹除的潜艇挽回六自由度空间操纵运动模型, 计算了水下操纵性安全界限图中的进水限制线。张建华等^[13]采用 CFD 数值仿真方法, 研究了吹除时气液两相界面的形成及生长过程, 深入分析了水舱排水速率的变化规律。

然而, 由于尺度效应的存在, 小尺度模型实验对实艇操作并不具备直接指导意义; 采用拉瓦尔喷管模型建立的短路吹除(短吹)数理模型没有考虑实艇吹除过程中的管路系统壁面摩擦、流动压降和压力损失等问题, 故该模型并不具有普适性, 还需依据实艇管路系统情况予以具体分析。

为此, 本文拟在气瓶释放气体流量模型中考虑拉瓦尔喷管的流动损失, 对短吹数理模型进行修正, 并将开展压缩空气吹除主压载水舱等比例模型实验, 研究吹除排水性能及吹除过程中水舱气体压力的动态变化特性, 最后对修正数理模型的预报准确性进行验证。

1 水舱吹除实验

1.1 实验装置

如图 1 所示, 实验装置包含补气系统、吹除管路系统、注水和排水系统以及控制系统, 其中补气系统为 3 个高压空气瓶补气, 气瓶设瓶头阀, 每个气瓶可单独或同时作为气源使用。吹除管路系统的吹除阀用于控制压缩气体的释放与关闭。注、排水系统的通海孔可以换装不同通径的法兰, 用于模拟不同的通海孔面积。控制系统可以控制吹除阀和通气阀的启闭, 接收阀位状态反馈, 同时采集气瓶瓶内气源压力、水舱气体压力和水舱液位数据。

实验装置管路公称通径为 DN 20, 管路等效长度 20 m。主压载水舱的净容积为 1.75 m³。采用汉维尔 HA4-22 型空压机为气瓶充气, 空压机最高排气压力 25 MPa。气瓶采用格瑞特 QTS465-410-25 型高压空气瓶, 气瓶容积 410 L, 设计压力 25 MPa。吹除阀采用德国 GSR 先导式电磁阀, 工作压力范围 0.1~45 MPa。压力传感器采用星箭 BP8110G-0.5 型压力传感器, 测量精度为±0.5% FS, 用于测量瓶内气源压力的传感器量程为 30 MPa, 用于测量舱内气体压力的传感器量程为 0.5 MPa。整个系统控制由就地触摸屏和远程工业控制计算机完成, 相应设备动作则通过西门子可编程控制器和工业控制组态软件完成。

1.2 实验流程

1) 启动控制系统采集系统数据, 启动空压机

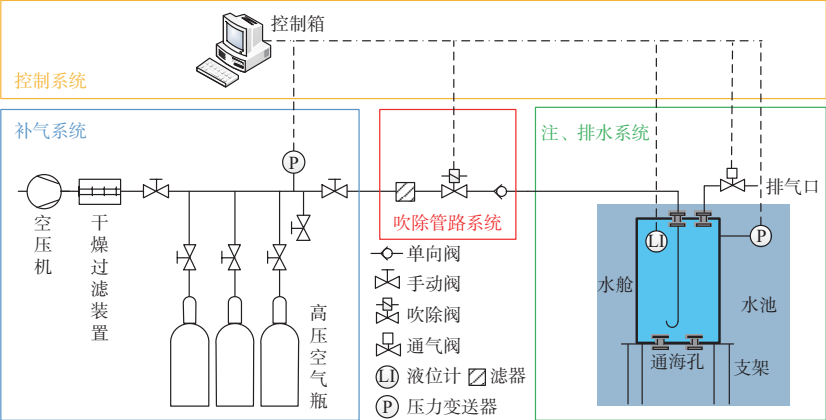


图 1 实验装置原理图

Fig. 1 Schematic diagram of the experimental device

为高压空气瓶充气至设定压力。

2)换装通海孔法兰,开启通气阀为水舱注水,待注满后关闭通气阀。

3)开启吹除阀,进行水舱吹除。

4)实时观测水舱液位,当液位足够低时,关闭吹除阀,实验结束。

2 修正的短吹数理模型

图 2 所示为基于数理模型的吹除装置简化图,简化后的物理模型由高压空气瓶、管路及阀门、主压载水舱 3 部分构成。短吹数理模型包括气瓶释放气体流量模型、压载水舱气体模型和压载水舱排水模型。

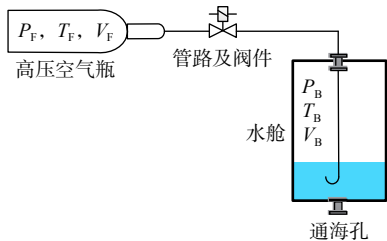


图 2 吹除系统简化图

Fig. 2 Simplified drawing of blowing system

短吹数理模型的构建基于如下 3 个假设: 1) 压载水舱内的液面保持水平, 并且能自由变动; 2) 由于水的比热高于气体, 则压载水舱内的压缩气体与水混合之后, 气体温度将快速与水温达到一致; 3) 高压气瓶释放气体的过程是绝热过程^[14]。

2.1 气瓶释放气体流量模型

将压缩空气从气瓶经管路至水舱膨胀的流动过程视为压缩空气在拉瓦尔喷管中的流动, 但由于短路吹除系统存在一定长度的管路及附件(弯管、阀件), 故其并非严格意义上的拉瓦尔喷管。此外, 气流在管路系统中受壁面摩擦将产生边界

层损失、在喷管扩张段将存在喷管扩张损失, 气流惯性作用也会导致流量损失。因此, 本文引入流量系数 C 来表征考虑损失之后的实际流量, 用以修正数理模型, 则气瓶释放的气体流量为

$$\dot{m}_F = \begin{cases} -\frac{CAP_F}{\sqrt{RT_F}} \sqrt{\frac{2k}{k-1} \left(\left(\frac{P_B}{P_F} \right)^{\frac{1}{k}} - \left(\frac{P_B}{P_F} \right)^{\frac{k+1}{k}} \right)} \\ \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{1}{k-1}} \leq \frac{P_B}{P_F} \leq 1 \\ -\frac{CAP_F}{\sqrt{RT_F}} \sqrt{k \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{k+1}{k-1}}}, \frac{P_B}{P_F} < \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{1}{k-1}} \\ 0, \frac{P_B}{P_F} > 1 \end{cases} \quad (1)$$

式中: m_F 为气源的瞬时质量; 根据实验装置管路系统情况, 本文流量系数 C 取值 0.17; A 为喷管喉部面积; R 为气体常数, 取值 287.1 J/(kg·K); k 为等熵常数, 取值 1.4; P_B 为水舱中的气体压力; P_F 和 T_F 分别为气源瞬时压力与瞬时温度, 并由下式计算:

$$P_F = \left(\frac{m_F}{m_{F0}} \right)^k P_{F0} \quad (2)$$

$$T_F = \left(\frac{m_F}{m_{F0}} \right)^{k-1} T_{F0} \quad (3)$$

其中, m_{F0} 为气源的初始质量; P_{F0} 为气源的初始压力; T_{F0} 为气源的初始温度。气源初始质量由下式计算:

$$m_{F0} = \frac{P_{F0} V_F}{Z R T_{F0}} \quad (4)$$

其中, V_F 为气源体积; Z 为压缩因子, 用于表征真实气体对理想气体的偏差度。对于 20 ℃ 时压缩空气的压缩因子取值方法如下^[15]: 当系统压力 $P_e \leq 15$ MPa 时, $Z=1.0$; 当系统压力 $P_e=20$ MPa 时, $Z=1.03$; 当系统压力 $P_e=25$ MPa 时, $Z=1.07$; 当系统

压力 $P_{\text{e}}=40\text{ MPa}$ 时, $Z=1.22$ 。

2.2 压载水舱气体模型

根据短吹数理模型的假设条件 2), 主压载水舱中的气体膨胀为恒温过程, 水舱中的气体温度 T_{B} 与压载水的水温 T_{W} 近似相等, 即

$$T_{\text{B}} = T_{\text{W}} \tag{5}$$

主压载水舱中的气体膨胀之后, 适用于理想气体状态方程, 即

$$P_{\text{B}}V_{\text{B}} = m_{\text{B}}RT_{\text{B}} \tag{6}$$

式中: V_{B} 和 m_{B} 分别为水舱中的气体体积和气体质量。

对式(6)两边求导, 得

$$\frac{dP_{\text{B}}}{dt} = \frac{\frac{dm_{\text{B}}}{dt}RT_{\text{B}} - P_{\text{B}}q_{\text{B}}}{V_{\text{B}}} \tag{7}$$

式中: t 为时间; q_{B} 为主压载水舱内的气体体积变化。

$$q_{\text{B}} = \frac{dV_{\text{B}}}{dt} \tag{8}$$

由于气瓶释放的气体流量等于水舱中的气体质量变化, 即

$$\frac{dm_{\text{B}}}{dt} = \dot{m}_{\text{F}} = -\frac{dm_{\text{F}}}{dt} \tag{9}$$

2.3 压载水舱排水模型

以通海孔为基准, 在舱内水面和通海孔截面建立伯努利方程:

$$Z_{\text{B}} + \frac{P_{\text{B}}}{\rho g} = \frac{P_{\text{W}}}{\rho g} + \frac{V_{\text{h}}^2}{2g} \tag{10}$$

式中: Z_{B} 为水舱液位高度; ρ 为海水密度; g 为重力加速度; P_{W} 为海水背压; V_{h} 为主压载水舱通海孔流出的水流速度, 并由下式计算:

$$V_{\text{h}} = \sqrt{2g\left(Z_{\text{B}} + \frac{P_{\text{B}} - P_{\text{W}}}{\rho g}\right)} \tag{11}$$

由通海孔流出的水流量 q_{w} 为

$$q_{\text{w}} = C_{\text{h}}V_{\text{h}}A_{\text{h}} \tag{12}$$

式中: C_{h} 为流量系数, 与通海孔的型式有关, 本文取值 0.6; A_{h} 为通海孔面积。

3 结果与讨论

在实验过程中, 首先分别采用不同数量的高压气瓶作为气源对水舱进行吹除(单个高压气瓶的体积记为 V_0 , 将气瓶充至不同的气源压力

记为 P_{F0}); 然后, 为通海孔换装不同通径的法兰, 以研究气源体积、气源压力和通海孔面积对吹除的影响; 最后, 将吹除时间和水舱气体峰值压力作为仿真的准确性判据, 以研究短路吹除数理模型的预报准确性。

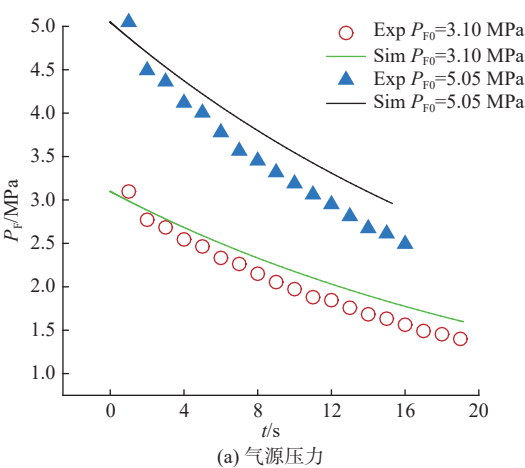
3.1 吹除过程影响因素分析

工况设置如表 1 所示: 工况 1 与工况 2 使用 1 个气瓶作为吹除气源, 通海孔通径相同, 气源压力不同; 工况 3 与工况 4 使用 3 个气瓶作为吹除气源, 通海孔通径相同, 气源压力不同; 工况 5 与工况 6 使用 2 个气瓶作为吹除气源, 通海孔通径不同, 气源压力相同。

表 1 工况参数
Table 1 Working condition parameters

工况	气源体积	通海孔通径	气源压力 P_{F0} /MPa
1	$V_{\text{F}}=V_0$	DN 65	3.10
2		DN 65	5.05
3	$V_{\text{F}}=3V_0$	DN 150	2.13
4		DN 150	3.15
5	$V_{\text{F}}=2V_0$	DN 65	2.16
6		DN 150	2.16

当使用 1 个、3 个气瓶作为吹除气源时, 气源压力和水舱内气体压力的变化曲线分别如图 3 和图 4 所示(其中 Sim 代表仿真值, Exp 代表实验值)。根据仿真数据与实验结果, 随着气源压力增加, 气瓶释放气体流量随之增加, 在图 3 和图 4 中表现为气瓶压力变化曲线斜率的增加, 因此水舱吹除时间将逐渐缩短。同时, 由于气瓶释放气体流量的速度加快, 导致进入水舱的气体量增加, 而排水速率受限于通海孔流通面积, 因此出现了水舱内气体积压的现象, 气源压力越高, 积压现象越明显。



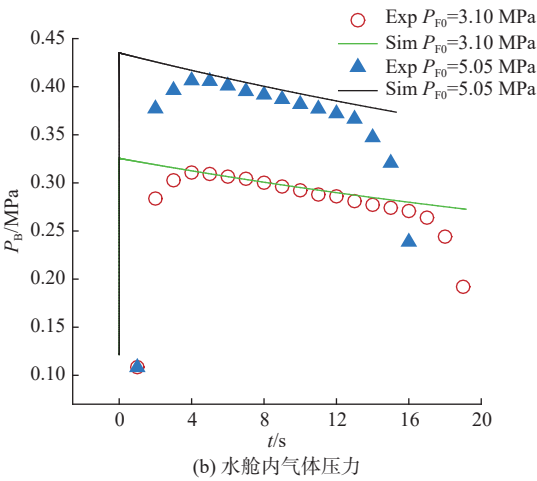


图 3 气源压力和水舱内气体压力变化曲线 ($V_F=V_0$)
Fig. 3 Variation curves of air source pressure and ballast tank air pressure ($V_F=V_0$)

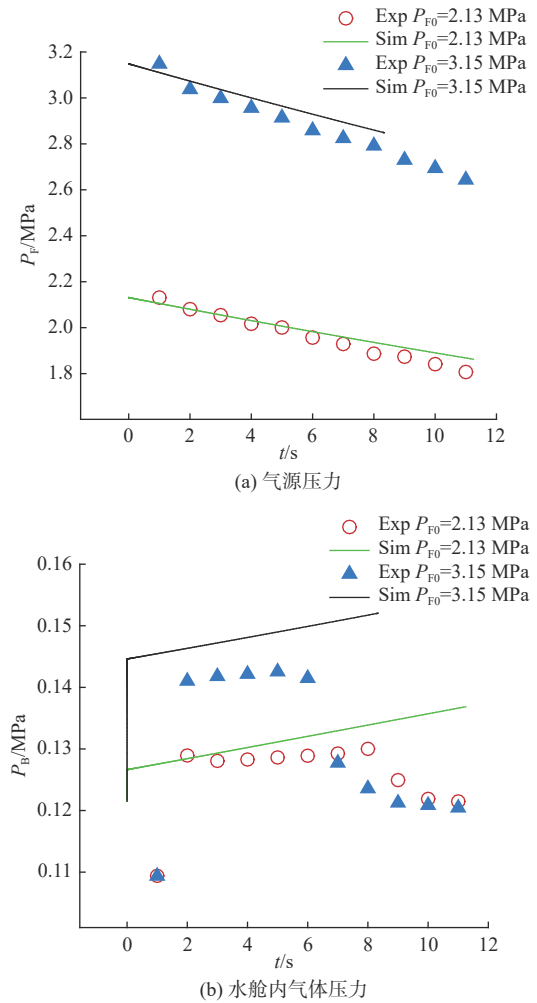


图 4 气源压力和水舱内气体压力的变化曲线 ($V_F=3V_0$)
Fig. 4 Variation curves of air source pressure and ballast tank air pressure ($V_F=3V_0$)

通过对比仿真与试验结果可知, 仿真模型可以有效模拟气瓶放气过程和水舱排水过程。在吹除中后期, 压缩空气从通海孔溢出, 水舱内积压突然解除, 导致了舱内气体压力的大幅下降。由于压缩空气的溢出过程较复杂, 而且无法准确判

定压缩空气的溢出时刻, 因此本文的数理方程没有考虑压缩空气由通海孔溢出这一物理过程, 所以数理仿真模型无法模拟吹除中后期的水舱内气体积压解除现象。

在不同的通海孔面积下, 气源压力和水舱内气体压力的变化曲线如图 5 所示(工况 5 与工况 6)。由图 5(a)可知, 随着通海孔面积的增加, 水舱吹除时间随之缩短; 同时, 通海孔面积的增加可以显著降低水舱内的气体压力, 有效减缓水舱积压。由图 5(b)可知, 在积压解除之前, 当通海孔口径为 DN 65 时, 水舱内的气体压力在 0.24~0.28 MPa 之间波动; 当通海孔口径为 DN 150 时, 水舱内的气体压力在 0.13 MPa 附近小幅波动。由此可见, 增加通海孔面积可显著降低整个吹除过程中舱内气体的时均压力和峰值压力。

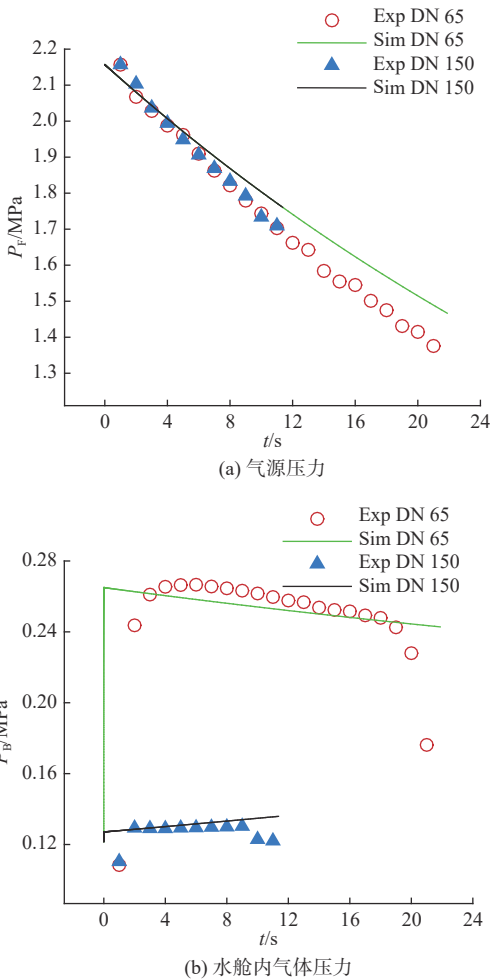


图 5 气源压力和水舱内气体压力的变化曲线 ($V_F=2V_0$)
Fig. 5 Variation curves of air source pressure and ballast tank air pressure ($V_F=2V_0$)

需注意的是, 通海孔口径 DN 65 工况(工况 1、工况 2、工况 5)与 DN 150 工况(工况 3、工况 4、工况 6)舱内气体压力变化趋势并不完全相同: 当通海孔口径为 DN 65 时, 舱内气体压力呈先增加后降低的趋势, 最高压力出现在吹除前期, 即压

缩空气刚进入压载水舱时刻;当通海孔通径为 DN 150 时,舱内气体压力仍然呈先增加后降低的趋势,但其舱内最高压力出现在积压解除之前的吹除中后期,当压缩空气由通海孔溢出时,舱内气体压力才会大幅下降。

3.2 短吹模型预报准确性验证

为验证短吹模型的预报准确性,本节将开展不同气源体积、不同气源压力、不同通海孔通径下的实验与仿真,表 2、表 3、表 4 分别为使用 1, 2, 3 个气瓶作为吹除气源时的实验与仿真结果。根据液位变化情况,即可判定水舱吹除时间,但由于实验系统的采样频率较低且水舱液位不稳定,故下表中的吹除时间实验值为根据液位判断得出的估计值。

表 2~表 4 中的水舱峰压即为吹除过程中舱内气体的最高压力,其相对误差 δ 为

$$\delta = \frac{|P_{\max}^{\text{Sim}} - P_{\max}^{\text{Exp}}|}{P_{\max}^{\text{Exp}}} \times 100\%$$

(13)

式中, $P_{\max}$ 为水舱峰压,上标 Sim 代表仿真值,上标 Exp 代表实验值。

由表 2~表 4 可见,短吹模型预报的适应性较高,在不同的气源体积、气源压力和通海孔通径下的预报结果均较为准确,其中低(气源)压力、小(通海孔)通径工况下的预报准确性明显高于高(气源)压力、大(通海孔)通径工况。当气源压力小于 15 MPa 时,水舱峰压预报相对误差在 15% 以内,足以满足工程计算需要。当气源压力较高时,高压气体在管路中的压降及排水过程中的压力损失均较大,故导致了水舱峰压预报值与实验值的偏差较大。此外,数理方程中未考虑水

表 2 仿真与实验结果对比 ($V_{\text{f}}=V_0$)

Table 2 Comparison of simulation and experimental results ($V_{\text{f}}=V_0$)

$V_{\text{f}}=V_0$		实验结果		仿真结果		水舱峰压相对误差 $\delta/\%$
通海孔通径	气源压力 P_{f0}/MPa	吹除时间 t/s	$P_{\max}^{\text{Exp}}/\text{MPa}$	吹除时间 t/s	$P_{\max}^{\text{Sim}}/\text{MPa}$	
DN 65	3.10	17~20	0.310 8	19.16	0.325 7	4.79
	5.05	14~17	0.406 4	15.30	0.435 3	7.11
	1.15	23~26	0.160 4	29.42	0.153 9	4.05
DN 80	2.16	15~18	0.207 4	18.04	0.206 0	0.68
	15.36	7~10	0.571 6	7.19	0.645 8	12.98
	2.12	14~17	0.166 9	15.43	0.169 8	1.74
DN 100	20.90	5~8	0.539 2	5.01	0.616 0	14.24
	2.21	13~16	0.125 4	12.92	0.145 3	15.87
	24.52	6~9	0.394 4	3.64	0.526 2	33.42

表 3 仿真与实验结果对比 ($V_{\text{f}}=2V_0$)

Table 3 Comparison of simulation and experimental results ($V_{\text{f}}=2V_0$)

$V_{\text{f}}=2V_0$		实验结果		仿真结果		水舱峰压相对误差 $\delta/\%$
通海孔通径	气源压力 P_{f0}/MPa	吹除时间 t/s	$P_{\max}^{\text{Exp}}/\text{MPa}$	吹除时间 t/s	$P_{\max}^{\text{Sim}}/\text{MPa}$	
DN 65	1.17	24~27	0.200 0	30.95	0.192 2	3.90
	2.16	18~21	0.266 6	21.88	0.265 2	0.53
	3.12	16~19	0.323 6	18.34	0.326 9	1.02
	4.06	14~17	0.376 5	16.30	0.381 7	1.38
	5.04	14~17	0.424 2	14.87	0.434 7	2.48
	6.19	13~16	0.477 4	13.66	0.492 8	3.23
	8.15	12~15	0.557 4	12.23	0.584 4	4.84
	2.16	9~12	0.130 3	11.36	0.135 9	4.30
DN 150	4.10	7~10	0.154 2	7.04	0.165 4	7.26
	5.17	7~10	0.170 1	6.10	0.182 0	7.00
	8.17	7~10	0.196 1	4.75	0.226 1	15.30
	12.20	7~10	0.240 2	3.91	0.279 7	16.44
	16.13	6~9	0.286 0	3.45	0.327 9	14.65
	18.03	6~9	0.295 4	3.29	0.350 0	18.48
	20.16	6~9	0.291 8	3.14	0.373 9	28.14
	23.17	6~9	0.317 4	2.96	0.406 3	28.01
	25.09	5~8	0.329 0	2.86	0.426 3	29.57
	2.16	9~12	0.130 3	11.36	0.135 9	4.30

表 4 仿真与实验结果对比 ($V_{\text{f}}=3V_0$)

Table 4 Comparison of simulation and experimental results ($V_{\text{f}}=3V_0$)

$V_{\text{f}}=3V_0$		实验结果		仿真结果		水舱峰压相对误差 $\delta/\%$
通海孔通径	气源压力 P_{f0}/MPa	吹除时间 t/s	$P_{\max}^{\text{Exp}}/\text{MPa}$	吹除时间 t/s	$P_{\max}^{\text{Sim}}/\text{MPa}$	
DN 150	1.13	14~17	0.122 0	20.42	0.125 4	2.79
	2.13	8~11	0.130 0	11.25	0.136 8	5.23
	3.15	8~11	0.142 5	8.34	0.152 1	6.74
	4.14	6~9	0.155 3	6.94	0.167 6	7.92
	5.14	6~9	0.169 4	6.08	0.183 2	8.15
	6.17	6~9	0.182 6	5.48	0.198 8	8.87
	7.14	6~9	0.195 0	5.07	0.213 2	9.33
	8.13	6~9	0.207 3	4.74	0.227 4	9.70
	9.15	6~9	0.218 8	4.47	0.241 5	10.37
	10.32	6~9	0.230 9	4.22	0.257 3	11.43
DN 150	12.23	4~7	0.248 5	3.89	0.282 1	13.52
	14.11	4~7	0.263 4	3.65	0.305 4	15.95
	15.07	4~7	0.270 2	3.55	0.317 0	17.32
	16.14	4~7	0.273 4	3.44	0.329 6	20.56
	18.23	3~6	0.300 7	3.26	0.353 5	17.56
	20.28	3~6	0.288 9	3.12	0.376 1	30.18
	23.15	3~6	0.308 0	2.95	0.406 7	32.05
	25.02	3~6	0.306 1	2.86	0.426 0	39.17
	2.13	8~11	0.130 0	11.25	0.136 8	5.23
	3.15	8~11	0.142 5	8.34	0.152 1	6.74

舱不规则型式对吹除的影响,随着水舱液位下降,水舱排水受水舱型式的影响非常明显,这也造成了吹除时间预报值与实验值的较大偏差。

4 结 论

本文通过开展压缩空气吹除主压载水舱等比例模型实验,验证了修正后的短路吹除数理模型的预报准确性,研究结果表明:

1)修正后的短路吹除数理模型具有较高的准确性,低压力、小通径工况下的预报准确性明显高于高压、大通径工况。当气源压力小于 15 MPa 时,水舱峰压预报相对误差在 15% 以内。

2)舱内气体压力动态变化特性受通海孔孔径的影响较大,小通径工况下,舱内气体压力在压缩空气刚进入水舱时达到最高,而后逐渐降低;大通径工况的水舱峰值压力则出现在积压解除之前。

3)吹除中后期,由于压缩空气从通海孔溢出,导致水舱内的积压突然解除,舱内气体压力将大幅下降。当无法准确获取水舱液位信息或液位计损坏时,可将其作为解除吹除的判据。

参考文献:

- [1] 李其修,刘辉,吴向君. 基于 CFD 的潜艇高压气吹除主压载水舱系统模拟 [J]. *舰船科学技术*, 2012, 34(9): 56–60.
LI Q X, LIU H, WU X J. The simulation research of high pressure air blowing the main ballast tank based on CFD[J]. *Ship Science and Technology*, 2012, 34(9): 56–60 (in Chinese).
- [2] 刘辉,浦金云,金涛. 潜艇高压气吹除主压载水舱系统模型研究 [J]. *舰船科学技术*, 2010, 32(9): 26–30.
LIU H, PU J Y, JIN T. Research on system model of high pressure air blowing submarine's main ballast tanks[J]. *Ship Science and Technology*, 2010, 32(9): 26–30 (in Chinese).
- [3] WILGENHOF J D, GIMÉNEZ J J C, PELÁEZ J G. Performance of the main ballast tank blowing system[C]//Undersea Defence Technology Conference 2011. London, Britain: UDT Europe, 2011.
- [4] FONT R, GARCÍA J, OVALLE D. Modelling and simulating ballast tank blowing and venting operations in manned submarines[J]. *IFAC Proceedings Volumes*, 2010, 43(20): 67–72.
- [5] FONT R, GARCIA J, MURILLO J A, et al. Modelling and control of blowing-venting operations in manned submarines[J]. *Journal of Control Engineering & Technology*, 2011.
- [6] RIAZ Z, WAQAS M A, AHMED W, et al. On mathematical modelling of main ballast tank system of a sub-surface platform[C]//Warship 2017: Naval Submarines & UUVs. Bath, UK: The Royal Institution of Naval Architects, 2017.
- [7] 杨晟,余建祖,程栋,等. 潜艇应急燃气吹除过程的理论分析及实验验证 [J]. *北京航空航天大学学报*, 2009, 35(4): 411–416.
YANG S, YU J Z, CHENG D, et al. Theoretical analysis and experimental validation on gas jet blowing-off process of submarine emergency[J]. *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*, 2009, 35(4): 411–416 (in Chinese).
- [8] 杨晟,余建祖,程栋,等. 潜艇应急燃气吹除过程的数值仿真及实验验证 [J]. *北京航空航天大学学报*, 2010, 36(2): 227–230.
YANG S, YU J Z, CHENG D, et al. Numerical simulation and experimental validation on gas jet blowing-off process of submarine emergency[J]. *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*, 2010, 36(2): 227–230 (in Chinese).
- [9] 刘辉,浦金云,李其修,等. 潜艇高压气吹除主压载水舱系统实验研究 [J]. *哈尔滨工程大学学报*, 2013, 34(1): 34–39.
LIU H, PU J Y, LI Q X, et al. The experiment research of submarine high-pressure air blowing off main ballast tanks[J]. *Journal of Harbin Engineering University*, 2013, 34(1): 34–39 (in Chinese).
- [10] 刘辉,李其修,吴向君,等. 潜艇高压气吹除系统流量模型的构建与实验分析 [J]. *舰船科学技术*, 2015, 37(10): 52–55.
LIU H, LI Q X, WU X J, et al. The establishing of pipe flow model and experimental analysis on submarine high pressure air blowing system[J]. *Ship Science and Technology*, 2015, 37(10): 52–55 (in Chinese).
- [11] 王晓峰,王先洲,张志国,等. 考虑重力影响的高压气体吹除改进数理模型和实验对比分析 [J]. *中国舰船研究*, 2014, 9(6): 80–86.
WANG X F, WANG X Z, ZHANG Z G, et al. Experiment and mathematics model of high pressure air blowing[J]. *Chinese Journal of Ship Research*, 2014, 9(6): 80–86 (in Chinese).
- [12] 金涛,刘辉,王京齐,等. 舱室进水情况下潜艇的挽回操纵 [J]. *船舶力学*, 2010, 14(1/2): 34–43.
JIN T, LIU H, WANG J Q, et al. Emergency recovery of submarine with flooded compartment[J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2010, 14(1/2): 34–43 (in Chinese).
- [13] 张建华,胡坤,刘常波. 潜艇高压气吹除主压载水舱过程的数值模拟 [J]. *船舶力学*, 2015, 19(4): 363–368.
ZHANG J H, HU K, LIU C B. Numerical simulation on compressed gas blowing ballast tank of submarine[J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2015, 19(4): 363–368 (in Chinese).
- [14] BYSTROM L. Submarine recovery in case of flooding[J]. *Naval Forces*, 2004, 25(3): 80–85.
- [15] 马运义,许建. 现代潜艇设计原理与技术 [M]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学出版社, 2012: 351–352.
MA Y Y, XU J. Design principle and technology of modern submarine[M]. Harbin: Harbin Engineering University Press, 2012: 351–352 (in Chinese).