

简谐激励下带制荡隔板的液舱晃荡特性

危 漪, 高振国, 李先澍, 王加夏, 刘 昆*

(江苏科技大学 船舶与海洋工程学院, 江苏镇江 212100)

摘 要: [目的]为保证船舶的安全性,有必要开展晃荡计算分析与制荡设计。[方法]建立二维液舱的数值计算模型,分析在简谐纵摇激励下,带隔板液舱对液体晃荡的影响。考虑不同隔板高度和隔板形式,开展自由液面衰减的数值模拟,并重点讨论共振条件下带隔板液舱的制荡效果。[结果]研究表明:加入隔板的液舱对晃荡具有抑制作用,增加隔板高度能有效抑制晃荡运动的非线性效应;在研究提出的3种隔板形式中,双面弯曲隔板通过曲面结构引导流体运动,使两侧流场形成更大的旋涡区,从而有效促进晃荡能量的耗散,对液体晃荡的抑制效果最好。[结论]研究成果可为抑制液舱晃荡以确保船舶安全航行提供参考。

关键词: 液舱晃荡; 制荡隔板; 晃荡抑制; 简谐激励; 数值计算

中图分类号: O353.4 **文献标志码:** A **【DOI】** 10.13788/j.cnki.cbge.2026.06.04

Sloshing Characteristics of Anti-Sloshing Baffled Liquid Tanks Under Harmonic Excitation

WEI Yi, GAO Zhenguo, LI Xianshu, WANG Jiaxia, LIU Kun*

(School of Naval Architecture and Ocean Engineering, Jiangsu University of Science and Technology, Zhenjiang 212100, Jiangsu, China)

Abstract: [Purpose] To ensure ship safety, it is necessary to carry out sloshing analysis and anti-sloshing design. [Method] It establishes a two-dimensional numerical model of a liquid tank to analyze the effects of baffled tanks on liquid sloshing under harmonic excitation. Free surface decay simulations are conducted for tanks with baffles of varying heights and configurations, with particular focus on the antisloshing performance of baffled tanks under resonance conditions. [Result] The results indicate that the introduction of baffles suppresses sloshing in the tank, and increasing the baffle height effectively mitigates the nonlinear effects of sloshing motion. Among the three proposed baffle configurations, the double sided curved baffle guides fluid motion through its curved structure, creating larger vortex zones on both sides of the flow field. This promotes the dissipation of sloshing energy and yields the most effective suppression of liquid sloshing. [Conclusion] The research results provide valuable reference for suppressing tank sloshing to ensure the safe navigation of ships.

Key words: tank sloshing; anti-sloshing baffled; sloshing suppression; harmonic excitation; numerical simulation

0 引言

船舶晃荡是指舱室内流体在外界激励作用下进

行受迫运动而形成的流动现象。在某些外界干扰下,部分装载的液舱可能产生不同形式的晃荡,进而引

收稿日期: 2025-08-04; 修回日期: 2025-10-22

基金项目: 国家自然科学基金(52271279, 52171311)

作者简介: 危漪(2001—),女,硕士研究生。研究方向: 船舶与海洋结构物结构性能。

通信作者: 刘昆(1984—),男,博士、教授、博士生导师。研究方向: 船舶与海洋工程结构力学。

E-mail: kunliu@just.edu.cn

发快速而剧烈的砰击,导致液舱结构损伤,并影响船舶稳性,严重时甚至会造成船舶失稳倾覆,直接威胁船舶和人员的安全^[1-3]。近年来,随着船舶大型化和航运全球化的发展,液舱舱容和装载能力不断提升,航行海况更加复杂、恶劣,液舱晃荡对舱体结构和航行安全性的影响愈发显著。因此,有必要开展液舱晃荡特性及相关抑制研究,以保证船舶航行安全。

晃荡抑制问题是液舱设计的关键。在液舱内增加隔板是常见的减晃措施,因为其设计简单、安装方便。目前,关于晃荡特性的研究多采用实验与数值仿真方法。在试验方面,AKYILDIZ等^[4]通过比较带垂直隔板水箱和无挡板水箱对壁面冲击压力的影响,发现垂直隔板可在一定程度上降低壁面冲击压力。卫志军^[5]揭示了在浅水大振幅横荡工况下,高固体率阻晃隔板能有效降低自由液面波高并抑制砰击载荷的内在机理,给出了阻晃隔板的最优固体率。XUE等^[6]在较宽的晃荡频率范围内,通过实验研究了不同配置的垂直隔板抑制晃荡压力的效果。LU等^[7]发现浮动挡板的制荡效果优于固定挡板,尤其当挡板质量较大时。在数值仿真方面,LIU等^[8]建立了求解空间平均纳维-斯托克斯(Spatially Averaged Navier-Stokes, SANS)方程的三维流体晃荡模型,分析了垂直隔板对液体运动的抑制作用。姚宗锴^[9]采用SPH方法探讨了垂直、水平、刚性和塑性顶部长隔板对液体晃荡的制荡效果。杜祥瑞^[10]分析了多孔介质的孔隙率、粒径和位置变化对液体晃荡的影响,并提出了最优多孔参数。TANG^[11]提出了不等隔板高度分配方案,比较了不等隔板与等隔板方案的性能。WEI等^[12]分析了方形多孔墙结构对液体晃荡的抑制机理,给出了孔隙率、尺寸、粒径比和位置的最佳制荡效果参数组合。

为进一步研究隔板高度和隔板形式对制荡效果的影响,本文以二维矩形液舱为研究对象。ZOU等^[13]和娜日萨^[14]通过晃荡试验和数值模拟验证,对矩形液舱进行了二维及三维数值计算,发现在基于单向激励的流体运动、自由液面形状及近壁面冲击压力历程和峰值等关键响应参数方面,二维结果与三维结果和试验数据具有良好的一致性。基于此,本文采用STAR-CCM+建立了二维简谐激励下的液体晃荡数值模型,并利用晃荡试验结果验证了模型的可靠性。在此基础上,对不同隔板高度和隔板形式下的液舱进行了固有频率和阻尼特性分析,通过数值方法研究了简谐激励及制荡隔板影响下隔板高度和隔板形式对液舱固有频率和阻尼比的影响,进而分析了简谐激励下带制荡隔板液舱的晃荡特性。

1 数值模型的建立与验证

1.1 二维模型建立

尽管实际船舶液舱是三维结构,但矩形液舱各截面形状相同;当液体仅在单自由度激励下运动时,根据切片理论,可将船体分成若干段,各段截面形状相同,对每个截面而言,流动可近似认为是二维的。与三维模型相比,二维模型的计算时间大幅降低,提高了计算效率。此外,二维简化所产生的误差在工程领域通常处于可接受的范围内^[15]。因此,本文采用STAR-CCM+建立二维网格对液舱晃荡问题进行数值模拟,研究二维带隔板液舱在简谐纵摇激励下的晃荡特性。

1.1.1 VOF 方法

本文采用流体体积方法(Volume-of-Fluid, VOF)法捕捉液舱内气液两相交界面。VOF模型通过求解体积分数输运方程追踪自由波面的演化,各相共用一套动量方程。令 α 表示液相的体积分数,则气相的体积分数为 $(1-\alpha)$ 。混合密度 ρ 与混合动力黏度 μ 由各相物性加权平均求得

$$\begin{cases} \rho = \alpha\rho_w + (1-\alpha)\rho_a \\ \mu = \alpha\mu_w + (1-\alpha)\mu_a \end{cases} \quad (1)$$

式中:下标w为液相;下标a为气相。

控制方程组由体积分数方程、混合流体的质量守恒方程与动量守恒方程构成,具体形式如下:

1) 体积分数方程

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha \mathbf{v}) = 0 \quad (2)$$

2) 混合流体的质量守恒方程

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \quad (3)$$

3) 混合流体的动量方程(Navier-Stokes方程):

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho \mathbf{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \cdot \mathbf{v}) = \\ -\nabla p + \nabla \cdot [\mu (\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T)] + \rho \mathbf{g} + \mathbf{F}_\sigma \end{aligned} \quad (4)$$

式(2)~式(4)中: $\mathbf{v}$ 为速度; p 为压力; $\mathbf{g}$ 为重力加速度; $\mathbf{F}_\sigma$ 为基于连续表面力模型计算的表面张力源项。

1.1.2 二维模型建立

液体在晃荡共振范围内可能会且伴有翻卷、破碎、飞溅等高度非线性现象^[16-17]。为更好地解决载荷梯度下的边界层问题并模拟远壁面充分发展的湍流流动,本文采用STAR-CCM+建立二维模型,液体域采用SST $k-\omega$ 湍流计算模型。液体的运动选择分离流模型,该模式适用于液体速度较慢下的不稳定流动,其求解器采用载荷校正方法解耦速度和载荷。在整个模拟过程中,载荷参考位置的载荷需保持恒定。对于边界条件,所有舱壁都需设置为不可滑移

壁面。具体数值模拟参数设置见表1。

表1 数值模拟参数设置

Tab. 1 Numerical Simulation Parameter Setting

参数	设置方式
求解器	分离流求解器
求解方式	隐式求解
计算模式	瞬态
边界条件	壁面条件
多相流模型	VOF 模型
操作环境	考虑重力及空气密度
湍流模型	SST $k-\omega$
动量方程离散方式	2 阶迎风格式

1.2 网格无关性验证

为确保数值模拟精度, 本文采用二维模型分别针对3种网格进行无关性检验, 3种基础网格尺寸分别为1 mm、2 mm和5 mm, 液舱模型见图1(a)。考虑

纵摇晃荡下的不同激励频率和幅度, 设置2组模拟工况。针对边界层附近由层流向湍流的发展过程, 将棱柱层数目设置为5, 以降低壁面附近的数值扩散。时间步长与试验冲击载荷的采集频率一致, 设置为0.001 s, 同时进一步设置自适应时间步, 限制时间步长以实现交界面锐化。不同网格划分下自由液面处测点晃荡载荷时历曲线见图2, 对比3种网格划分下的载荷时历曲线具有较好的一致性。考虑计算精度和资源成本, 选择2 mm网格进行晃荡数值计算。

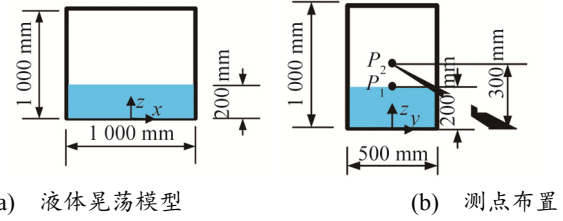


图1 液舱晃荡模型图及测点布置

Fig. 1 Sloshing Tank Schematic and Sensor Placement Diagram

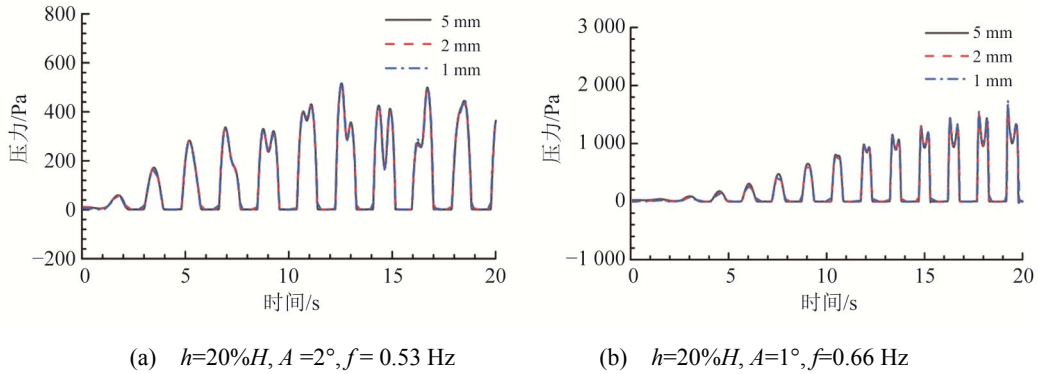


图2 不同网格划分自由液面处测点晃荡载荷时历曲线

Fig. 2 Time History Curves of Sloshing Load at Measurement Point on Free Surface Under Different Meshing Schemes

1.3 二维数值与试验的比较

1.3.1 载荷时间历程结果的比较

为验证数值模型的准确性, 选择文献[18]中的试验进行对比。采用长 $L=1\,000\text{ mm}$ 、宽 $B=500\text{ mm}$ 、高 $H=1\,000\text{ mm}$ 、厚度为20 mm的模型液舱进行纵摇模拟。在试验过程中, 3自由度摇摆台初始施以10 s缓冲时间, 降幅运动后到达输入的激励幅度运动状态。运动及纵荡激励函数为

$$X(t) = \begin{cases} \frac{At}{10} \sin(2\pi ft) & 0 \leq t < 10 \\ A \sin(2\pi ft) & t \geq 10 \end{cases} \quad (5)$$

式中: $X(t)$ 、 A 、 f 和 t 分别为纵摇激励的位移、幅值、频率和持续时间。

为验证数值模型有效性, 选取载液率20%、固有频率为纵荡激励频率的试验工况对其进行纵摇模拟, 模型和测点布置见图1。对比自由液面附近的测

点处(自由液面处及其上方10 cm处)捕获的晃荡载荷作为验证依据。在纵摇激励下, 测点处得到的试验数据与仿真模拟的载荷时程曲线对比见图3^[18]。

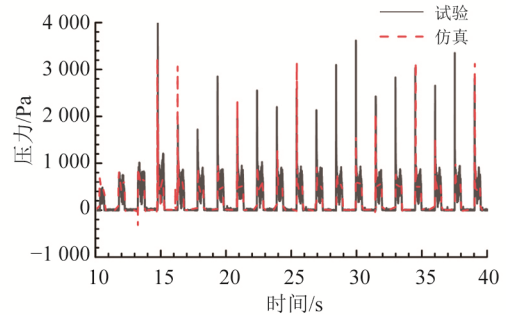


图3 试验和数值模拟载荷时程曲线对比

Fig. 3 Comparison of Load Time-History Curves Between Experiment and Numerical Simulation

由图3可知,在纵摇工况下,数值结果的相位和砰击载荷的峰值与试验结果吻合较好。某些周期由于晃荡冲击和空气夹带产生不确定性载荷幅值,显示出一些差异,主要体现为第一峰值载荷数值偏高和随机性强,但总体误差在合理范围内。通过晃荡载荷的时程对比,验证了该数值模拟方法的可行性。

1.3.2 波形演化特征过程的比较

自由液面的波形对比可直观地检验数值模拟的

准确性。因此,选取一个纵摇激励周期内的波形演化进行分析,具体见图4^[18]。当 $t=10.9196\text{ s}$ 时,液体尚未砰击壁面;发生抨击后,液面爬升撞击舱壁顶端($t=11.4387\text{ s}$),导致波面破碎。可以看到,数值计算波形与试验结果较为一致,通过晃荡波形演化特征过程的对比,进一步验证了该数值模拟方法的可行性。

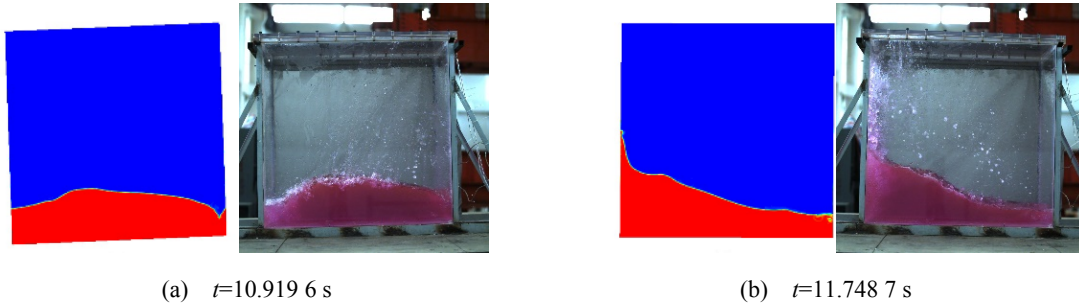


图4 $h=20\%H, A=2^\circ, f=0.66\text{ Hz}$ 工况试验和数值模拟自由液面的波形对比

Fig. 4 Comparison of Free Surface Wave Profiles Between Experiment and Numerical Simulation
Under Condition: $h=20\%H, A=2^\circ, f=0.66\text{ Hz}$

综上所述,在共振频率激励下,数值结果与实验结果均吻合较好,说明该本文采用的数值方法可用于模拟液舱内的液体晃荡。

2 隔板参数对液舱固有频率和阻尼比的影响

2.1 隔板参数

隔板可抑制液舱内液体的晃荡响应: 1) 隔板抑制液面运动并降低晃荡波高; 2) 隔板改变液舱的固有频率。因此,本节通过液面自由衰减的数值模拟,讨论隔板高度和形式对液舱固有频率的影响。初始液面波长设为2倍液舱长度,初始波面呈现1阶振型形式^[15]。当液舱内液体在0时刻以初始1阶振型波面释放时,液体会产生自由晃荡,其频率即为液舱晃荡的1阶固有频率。利用二维矩形液舱模型,设置体

积分数场函数 $\eta=0.04\sin(\pi x/L)+0.2$,右侧壁初始波高为0.04 m。本文研究的带隔板液舱模型示意图5,隔板安装于液舱底部中心位置。隔板须具备一定厚度以提供有效的浅水效应和阻塞效果^[19]。T型隔板和穿孔隔板厚度设为0.01 m; 双面弯曲隔板最大厚度处为0.03 m,最小厚度处为0.01 m。液舱在20%载液率下晃荡载荷较高且现象剧烈,因此初始静水位设为 $h=0.2\text{ m}$,在此载液率下研究隔板晃荡抑制效果。设计3种隔板高度 h_0 ,分别为0.08 m ($h_0/h=0.4$)、0.12 m ($h_0/h=0.6$)和0.16 m ($h_0/h=0.8$),以探究不同隔板高度及不同隔板形式对晃荡固有频率的影响。其中,在研究隔板高度影响的过程中,穿孔隔板的穿孔率保持25%不变;双面弯曲隔板的最大厚度处0.03 m和最小厚度处0.01 m保持不变。

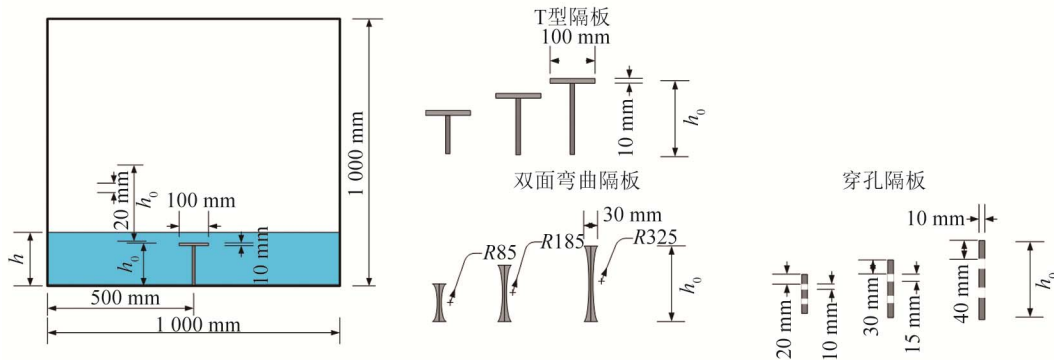


图5 T型、穿孔及双面弯曲隔板参数和隔板液舱

Fig. 5 Parameters of T-Shaped, Perforated, Double-Curved Baffles, and Baffled Liquid Tank

2.2 隔板高度对固有频率和阻尼比的影响

自由液面在重力作用下做纵摇自由衰减运动, 得到右侧壁波高的自由衰减时历曲线见图6。经快速傅里叶变换 (Fast Fourier Transform, FFT) 得到能量谱的第一峰值频率对应1阶固有频率。进一步采用 IBRAHIM^[20]提出的自由振动系统的对数递减法来测量液体晃荡阻尼。阻尼比 ζ 的计算为

$$\frac{2\pi\xi}{\sqrt{1-\xi^2}} = \frac{1}{n} \ln \left(\frac{D_i}{D_{i+n}} \right) \quad (6)$$

式中: D_i 和 D_{i+n} 分别为第 i 和第 $i+n$ 个晃荡周期测得的波幅值。

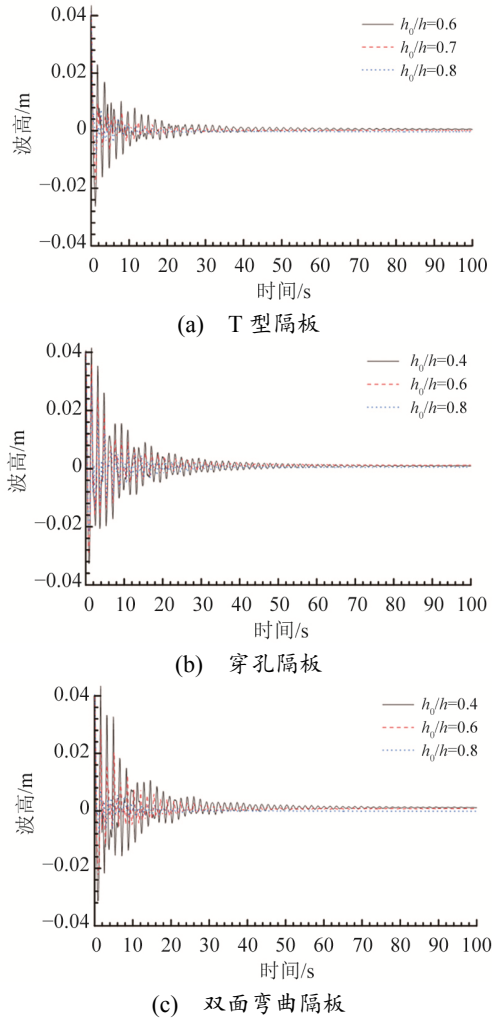


图6 不同隔板形式不同隔板高度下右侧壁波高自由衰减时历曲线

Fig. 6 Time History Curves of Free Decay of Wave Height at Right Wall Under Different Baffle Types and Heights

由图6可知, 尽管隔板形式及高度不同, 液舱内流体都呈现出自由衰减趋势, 且随着隔板高度的增加, 频率响应成分差异较小, 但自由液面衰减的幅度变快, 能量谱峰值明显减小。在自由衰减下波高能量谱呈现双峰结构见图7, 频谱图显示第1个峰值

的能量最高对应液舱系统的1阶固有频率, 第2个峰值则主要反映了系统的2阶固有频率。由图7可知, 随着隔板高度增加, 能量谱中的能量峰值明显减小, 自由液面运动响应减弱。

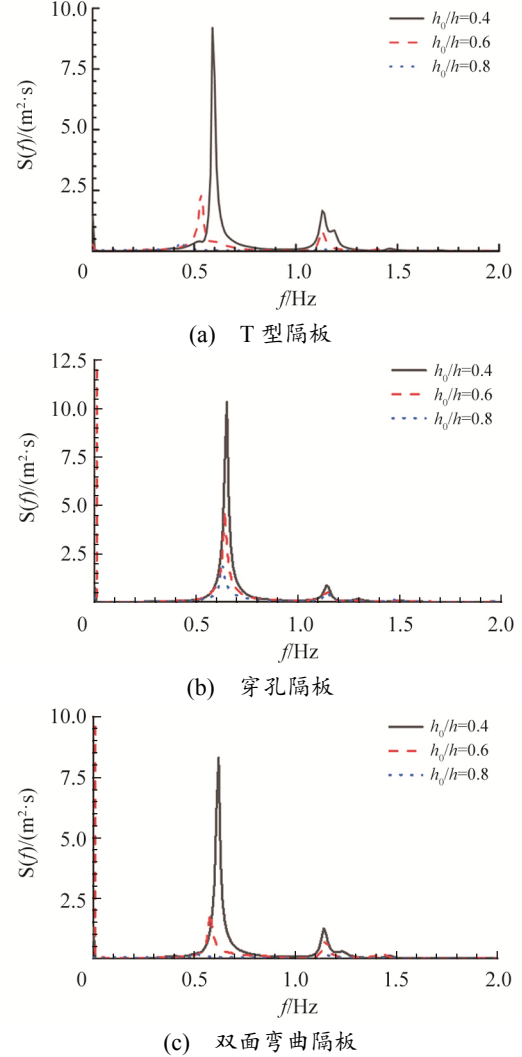


图7 不同隔板形式不同隔板高度下右侧壁波高能量谱
Fig. 7 Energy Spectrum of Wave Height on Right Wall Under Different Baffle Types and Heights

3种隔板形式下不同隔板高度液舱的1阶固有频率和阻尼比见表2。结合图6和表2可知, 当隔板高度由 $h_0/h=0.4$ 增加到 $h_0/h=0.8$ 时, 3种隔板自由液面衰减幅度均更为明显, 同时液舱内结构阻尼比也随之增大。随着隔板高度的增加, T型隔板液舱的1阶固有频率由0.59 Hz降低到0.43 Hz; 穿孔隔板的1阶固有频率由0.65 Hz降低到0.63 Hz; 双面弯曲隔板的1阶固有频率由0.62 Hz降低到0.50 Hz。可见, 液舱的1阶固有频率随隔板高度增加而逐渐减小, 且逐渐远离无隔板液舱的1阶固有频率。这是由于隔板的存在缩小了原来的液体域, 从而使周围流动的动能减小, 从而引起1阶固有频率降低^[21]。

表 2 不同隔板高度液舱的 1 阶固有频率和阻尼比

Tab. 2 First-Order Natural Frequency and Damping Ratio of Liquid Tank with Three Baffle Types

隔板形状	隔板参数	f_1/Hz	$\zeta/\%$
T 型隔板	$h_0=0.08\text{ m } (h_0/h=0.4)$	0.59	5.95
	$h_0=0.12\text{ m } (h_0/h=0.6)$	0.53	9.51
	$h_0=0.16\text{ m } (h_0/h=0.8)$	0.43	12.60
穿孔隔板	$h_0=0.08\text{ m } (h_0/h=0.4)$	0.65	6.93
	$h_0=0.12\text{ m } (h_0/h=0.6)$	0.64	8.29
	$h_0=0.16\text{ m } (h_0/h=0.8)$	0.63	9.79
双面弯曲	$h_0=0.08\text{ m } (h_0/h=0.4)$	0.62	7.07
	$h_0=0.12\text{ m } (h_0/h=0.6)$	0.58	7.70
	$h_0=0.16\text{ m } (h_0/h=0.8)$	0.50	11.68

以T型隔板为例（见图8），当 $t=0.702\text{ s}$ 时，自由液面在隔板左侧形成漩涡，漩涡高度随隔板高度的增加逐渐在垂直方向发展。漩涡增加了液舱系统的阻尼比，加速自由液面衰减。隔板上方形成自由循环流动，下方呈现阻塞特性，液体流动主要集中在隔板上方区域。对于T型和双面弯曲隔板，由于隔板的存在，其下方液体流动较不活跃。当隔板高度分别为 $h_0/h=0.4$ 、 $h_0/h=0.6$ 和 $h_0/h=0.8$ 时，未受隔板阻塞的液体域液深逐渐减小，1阶固有频率分别为 0.53 Hz 、 0.44 Hz 和 0.31 Hz 。带隔板液舱的1阶固有频率接近对应的1阶固有频率，其与活跃区域的液体流动相关。穿孔隔板下部液体处于流通状态，对液体流动的阻塞作用较小，因此，其受隔板高度影响较小，1阶固有频率变化不大。这一现象被DODGE^[22]的研究证实，当穿孔率 $>10\%$ 时，晃荡的固有频率趋近不分割液舱的值。

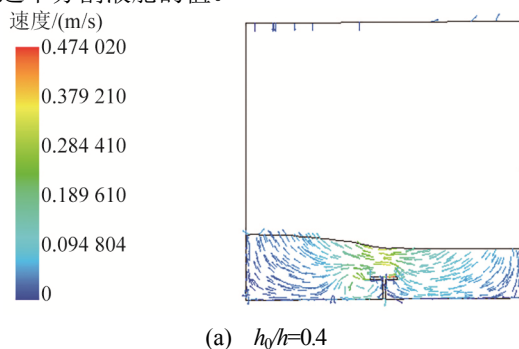


图 8 T 型隔板在 $t=0.702\text{ s}$ 时不同高度下的自由液面衰减速度矢量图

Fig. 8 Velocity Vector Diagrams of Free Surface Decay for T-Shaped Baffles at Different Heights at $t=0.702\text{ s}$

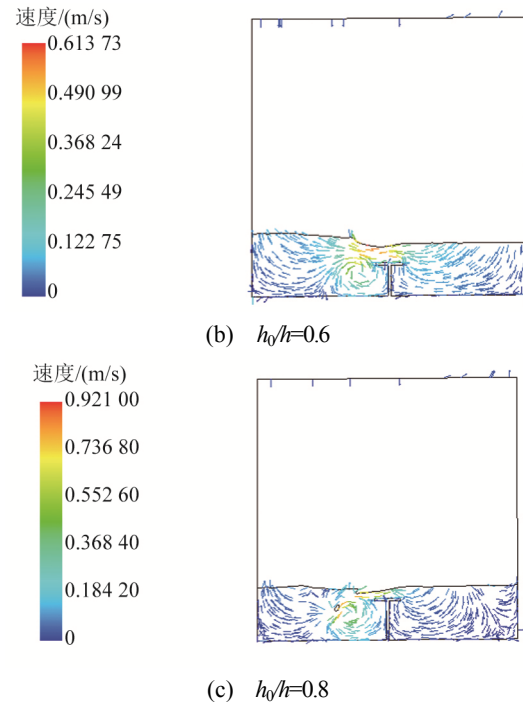


图 8 T 型隔板在 $t=0.702\text{ s}$ 时不同高度下的自由液面衰减速度矢量图（续）

Fig. 8 Velocity Vector Diagrams of Free Surface Decay for T-Shaped Baffles at Different Heights at $t=0.702\text{ s}$ (Continued)

2.3 隔板形式对固有频率和阻尼比的影响

当 $h_0=0.16\text{ m}$ 时，对比不同隔板形式下右侧壁波高自由衰减时历曲线及右侧壁波高能量谱见图9，不同隔板形式在 $t=0.702\text{ s}$ 下的自由液面衰减速度矢量见图10，不同隔板形式液舱的1阶固有频率和阻尼比见表3，由此可知：T型隔板和双曲隔板在分割液舱后，流场中形成了尺度较大、结构清晰的漩涡，其阻尼主要源于大尺度漩涡的破碎与黏性耗散。两者的阻塞作用使液体流动趋于稳定，并产生额外的阻尼，因此液面波幅衰减较快。其1阶固有频率分别为 $f_1=0.43\text{ Hz}$ 和 $f_1=0.50\text{ Hz}$ ，隔板阻塞作用对液体流动的抑制明显，影响液舱的1阶固有频率，较偏离无隔板液舱的1阶固有频率。穿孔隔板流场中的漩涡尺度较小且更弥散，其阻尼以流体通过孔洞时的黏性耗散为主，该机制有效抑制了大规模漩涡的发展。其1阶固有频率为 $f_1=0.63\text{ Hz}$ ，阻塞作用较弱，1阶固有频率趋近无隔板液舱的值。综上所述，T型隔板液舱内液面波幅衰减最快，得益于隔板阻塞和液体流动漩涡共同作用，其阻尼比最大；同时，T型隔板液舱的1阶固有频率更小，液体流动阻塞作用更明显。

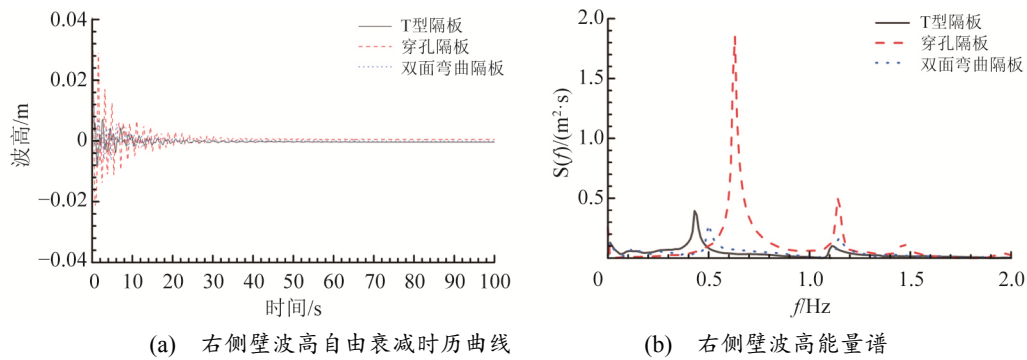


图 9 不同隔板形式下右侧壁波高自由衰减时历曲线及右侧壁波高能量谱
Fig. 9 Free Decay Time History Curves and Corresponding Energy Spectra of

Wave Height at Right Wall for Different Baffle Types

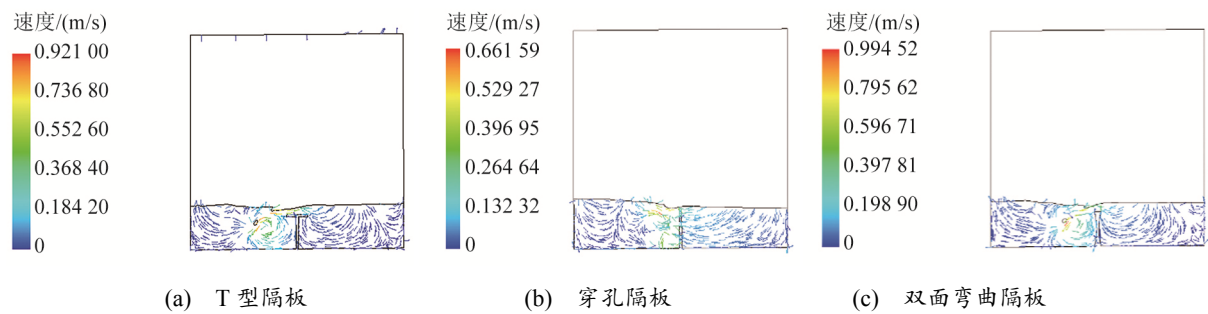


图 10 不同隔板形式在 $t=0.702$ s 下的自由液面衰减速度矢量图

Fig. 10 Velocity Vector Diagrams of Free Surface Decay for Different Baffle Types at $t=0.702$ s

表 3 不同隔板形式液舱的 1 阶固有频率和阻尼比
Tab. 3 1st-Order Natural Frequency and Damping Ratio of Liquid Tank with Different Baffle Types

隔板形式	f_1/Hz	$\xi/\%$
T 型隔板($h_0/h=0.8$)	0.43	12.60
穿孔隔板($h_0/h=0.8$)	0.63	9.79
双面弯曲隔板($h_0/h=0.8$)	0.50	11.68

3 带隔板液舱简谐激励下晃荡特性分析

3.1 不同隔板形式下液舱晃荡特性分析

隔板的加入改变了液舱的固有频率，当外部激励频率接近带隔板液舱的固有频率时，同样会发生共振。因此，有必要在共振频率下评估制荡隔板的晃荡抑制效果。基于上节通过快速傅里叶变换 (FFT) 获得的不同隔板液舱的 1 阶固有频率，对 3 种高度下

($h_0/h=0.4$ 、 $h_0/h=0.6$ 和 $h_0/h=0.8$) 的带隔板液舱施加激励，激励幅度 $A=2^\circ$ 。 $h_0/h=0.8$ 的 T 型隔板液舱在激励频率为 $f_1=0.43$ Hz 下的晃荡特征见图 11。结果表明，自由液面呈现以行进波为主的晃荡特征。T 型隔板顶端附近形成剪切层，并诱发气液混合现象，部分机械能因此被流动黏滞效应耗散。T 型隔板两侧形成 2 个大漩涡区，并伴随较小的漩涡结构。液舱呈现出分舱的流动形式，内部产生的漩涡通过增强漩涡耗散机制提升系统阻尼比，从而有效抑制液体晃荡；当 $t=6.25T$ 时，局部区域的速度幅值明显上升，这主要是由于 T 型隔板对流体运动的限制，增加了隔板上方液体流动的动量，使自由液面运动变得更强。当 $t=6.77T$ 时，靠近 T 型隔板尖端处出现较高的速度值，自由液面运动引起的流动速度达到 0.86 m/s。

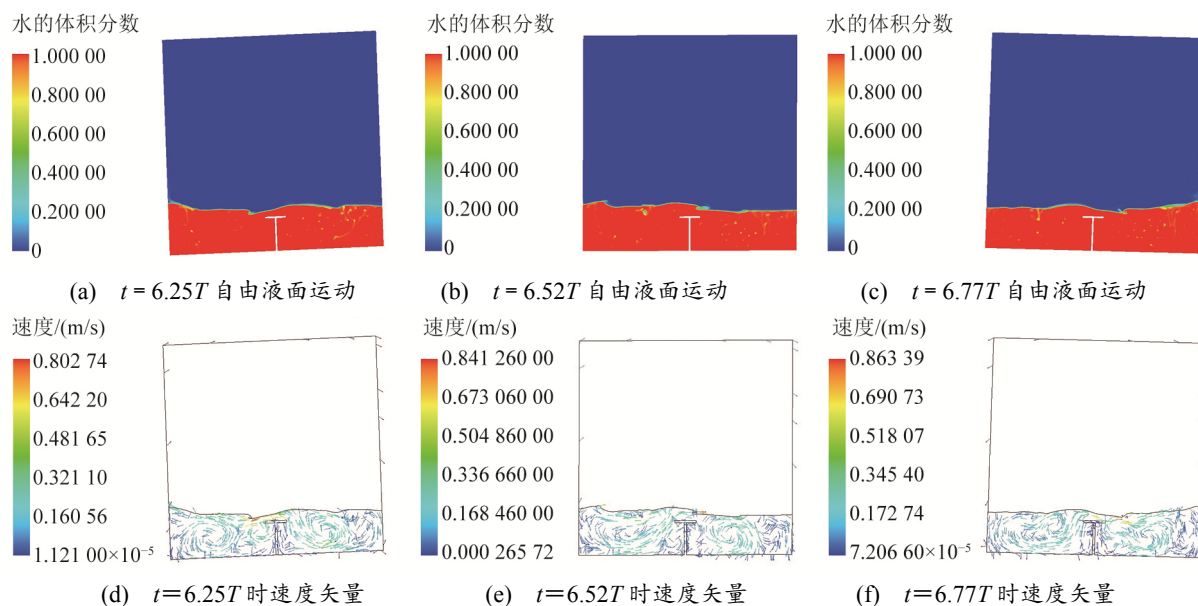


图 11 T 型隔板液舱晃荡特征云图 (续)

Fig. 11 Cloud Image of Sloshing Characteristics of T-Baffle Tank (Continued)

当 $h_0/h=0.8$ 时, 穿孔隔板液舱在激励频率 $f_1=0.63$ Hz 下的晃荡特征见图 12。隔板顶部形成了流体剪切层, 且由于液体受阻出现水跃现象; 流体撞击时在液体前部产生气泡, 隔板顶部附近出现气液混杂现象。与 T 型隔板不同的是, 穿孔隔板的漩涡区仅存在于隔板一侧。当 $t=8.4T$ 时, 液体运动达到液舱最大倾斜角度后, 流体开始回流, 在隔板处形成小漩涡。当 $t=8.5T$ 时, 液体运动至隔板附近, 隔板

对流体产生阻塞作用, 导致隔板附近流场速度方向发生偏转, 流体在隔板一侧形成漩涡区。漩涡的形成加剧了液舱内的机械能耗散, 有效抑制了液体晃荡。当 $t=8.6T$ 时, 随着液体主体通过隔板顶部, 漩涡区消失。穿孔隔板因开孔而具有液体连通性, 对流体阻塞作用较小, 避免了流体运动过度集中于自由液面处, 从而降低了流体晃荡幅度。

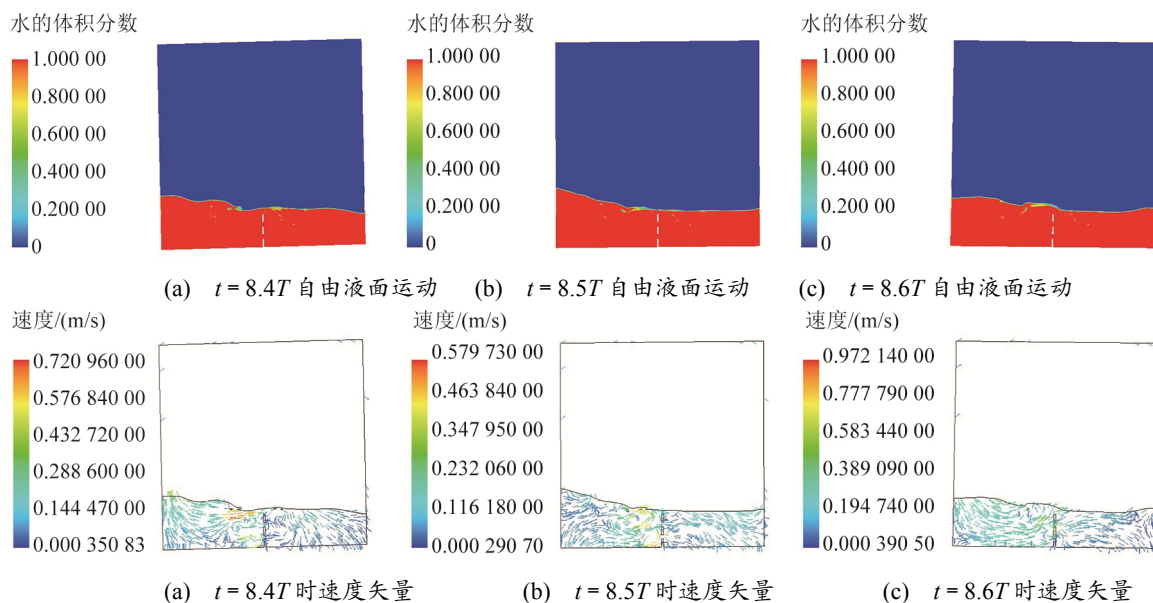


图 12 穿孔隔板液舱晃荡特征云图

Fig. 12 Cloud Image of Sloshing Characteristics of Perforated Baffle Tank

当 $h_0/h=0.8$ 时, 双面弯曲隔板液舱在激励频率 $f_1=0.5$ Hz 下的晃荡特征见图 13, 可知流体的剪切位

置。由于隔板的存在, 液舱一侧不断回流并产生蓄水现象。到达临界状态后, 流体加速通过隔板顶部

涌入另一侧液舱, 隔板两侧的液位差和流体速度差导致自由液面出现剪切层。由速度矢量图可知, 在隔板以下的部分区域(如舱底与舱壁夹角处), 液体流动的速度幅值很小, 晃荡较平缓。最大流速出现在流体通过隔板顶端时的剪切区域。双面弯曲隔

板和T型隔板均具有双漩涡区的特征。与T型隔板改变流体运动方向的作用相比, 双面弯曲隔板引导流体沿隔板的弧度运动, 使流场在隔板两侧形成更大的漩涡区, 有助于液体晃荡过程中的能量耗散。

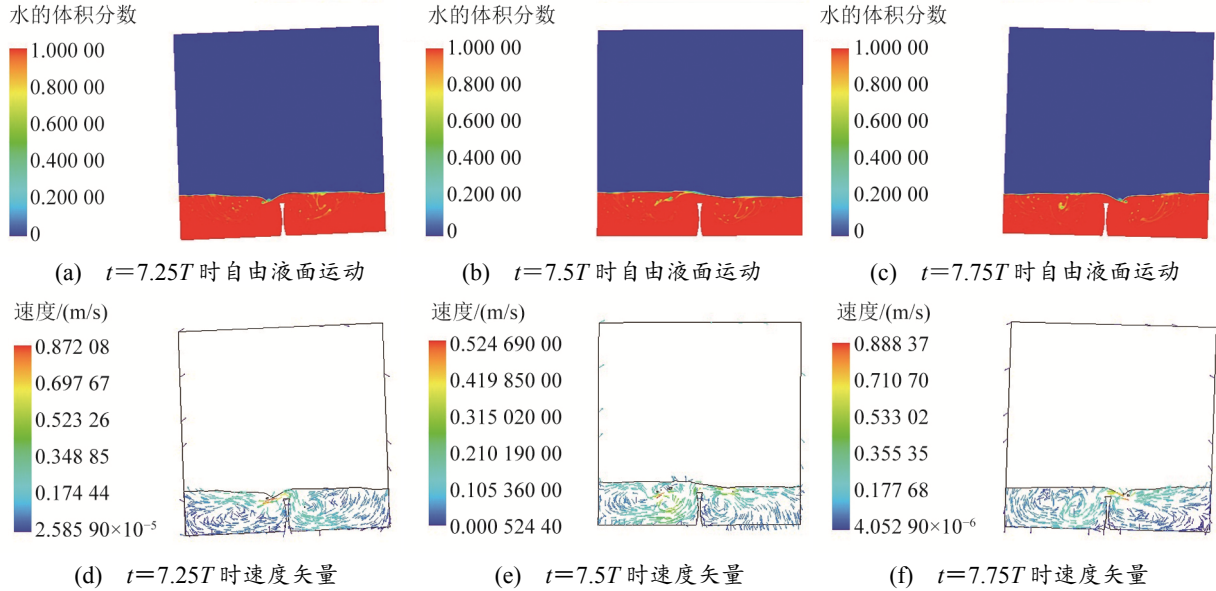


图 13 双面弯曲隔板液舱晃荡特征云图

Fig. 13 Cloud Image of Sloshing Characteristics of Double-Sided Curved Baffle Tank

通过不同形式隔板作用下液舱内的液体流速图可知, 加入隔板后液体速度大幅降低, 从而减缓液体流动, 减小液体对舱壁的冲击。此外, 由于T型隔板的上沿和双面弯曲隔板的弧度对流体流动具有

一定的引导作用, 形成了双漩涡区的分舱流动形式, 产生了更显著的能量耗散。

采用不同形式隔板各自的共振频率, 计算得到自由液面处测点的冲击载荷及右侧壁波高见图14。

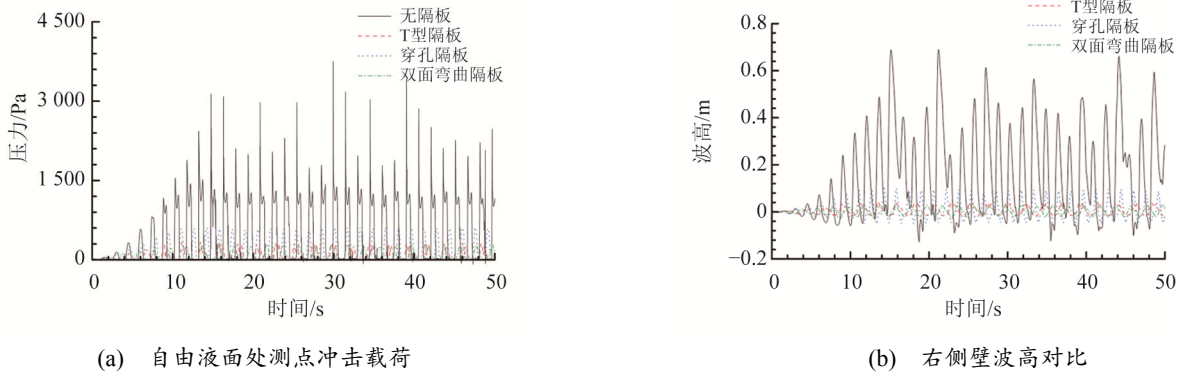


图 14 不同隔板形式下自由液面处测点冲击载荷及右侧壁波高对比

Fig. 14 Comparison of Impact Load at Measurement Point on Free Surface and Wave Height at Right Wall Under Different Baffle Types

由图14(a)可知, 随着外界持续激励, 自由液面处测点的冲击载荷逐渐增大, 液舱系统发生共振现象。无隔板时, 晃荡产生的冲击载荷呈双峰特征, 非线性现象明显, 冲击载荷最大值约为3 748 Pa。在T型隔板、穿孔隔板和双面弯曲隔板的作用下, 冲击载荷均呈单峰特征, 最大值分别为338 Pa、611 Pa

和300 Pa。由图14(b)可知, 无隔板时波高最大值为0.69 m, 最小值为-0.172 m, 自由液面运动剧烈, 波峰与波谷不对称。在T型隔板、穿孔隔板和双面弯曲的隔板作用下, 最大波高分别为0.041 m、0.097 m和0.032 m, 波峰与波谷分布较为平稳, 隔板的制荡效果明显。

结果表明,相较于无隔板液舱,带隔板液舱的制荡效果明显。其中,双面弯曲隔板在降低波幅和减小冲击载荷方面的效果优于T型隔板和穿孔隔板。

3.2 不同隔板高度下液舱晃荡特性分析

隔板的加入改变了液舱的固有频率,当外部激励接近带隔板液舱的固有频率时,同样会发生共振。因此,在共振频率下,评估制荡隔板的晃荡抑制效果十分必要。因此,基于3.1节快速傅里叶变换(FFT)得到的不同隔板液舱的1阶固有频率,对3种高度下($h_0/h=0.4$ 、 $h_0/h=0.6$ 和 $h_0/h=0.8$)的带隔板液舱进行激励,激励幅度 $A=2^\circ$ 。

不同高度下T型隔板右侧壁波高对比及自由液面处测点冲击载荷见图15。由图15可知,随着外界的不断激励,T型隔板右舱壁波高和测点处冲击载

荷逐渐增大,液体剧烈运动,液舱内发生共振现象。当隔板高度分别为 $h_0/h=0.4$ 、 $h_0/h=0.6$ 和 $h_0/h=0.8$ 时,右侧壁最大波高分别为0.364 m、0.081 m和0.045 m。相较于隔板高度 $h_0/h=0.4$,隔板高度 $h_0/h=0.6$ 和 $h_0/h=0.8$ 的波幅分别减弱了77.7%和87.6%。当隔板高度 $h_0/h=0.4$ 时,自由液面处测点冲击载荷呈双峰特征,最大冲击载荷为1 331.46 Pa,液舱内非线性现象明显。随着隔板高度的增加,冲击载荷变为单峰,非线性程度降低。当隔板高度调整至 $h_0/h=0.6$ 和 $h_0/h=0.8$ 时,自由液面处测点的最大冲击载荷分别为540.69 Pa和338.77 Pa,与隔板高度 $h_0/h=0.4$ 相比,隔板高度 $h_0/h=0.6$ 和 $h_0/h=0.8$ 的载荷峰值分别衰减了59.39%和74.56%。

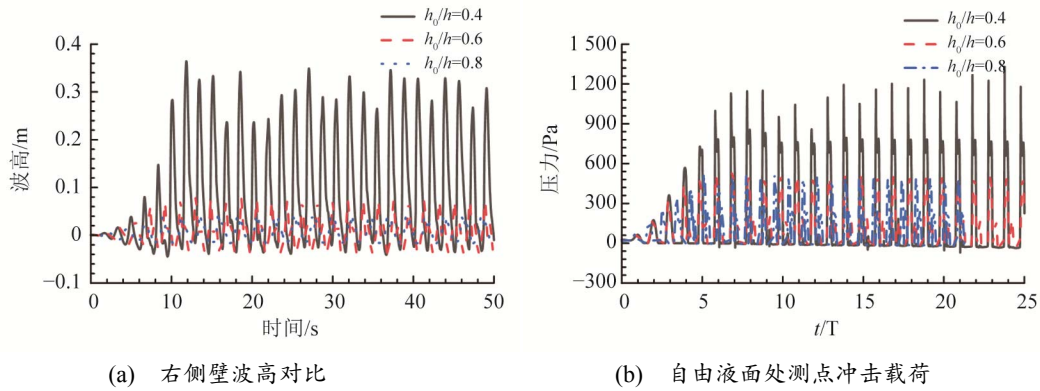


图 15 不同高度下 T 型隔板右侧壁波高对比及自由液面处测点冲击载荷

Fig. 15 Comparison of Wave Height at Right Wall and Impact Load at Measurement Point on Free Surface for T-Shaped Baffles at Different Heights

不同高度下穿孔隔板右侧壁波高及自由液面处测点冲击载荷见图16。由图16可知,当穿孔隔板高度为 $h_0/h=0.4$ 、 $h_0/h=0.6$ 和为 $h_0/h=0.8$ 时,右侧壁最大波高分别为0.338 m、0.156 m和0.109 m。相较于隔板高度 $h_0/h=0.4$,隔板高度 $h_0/h=0.6$ 和 $h_0/h=0.8$ 的波幅分别减弱了53.8%和67.7%。当隔板高度分别为

$h_0/h=0.4$ 、 $h_0/h=0.6$ 和 $h_0/h=0.8$ 时,自由液面处测点最大冲击载荷分别为1 073.89 Pa、855.08 Pa和611.77 Pa。相较于隔板高度 $h_0/h=0.4$,隔板高度 $h_0/h=0.6$ 和 $h_0/h=0.8$ 的最大冲击载荷分别减小了20.3%和43.0%。

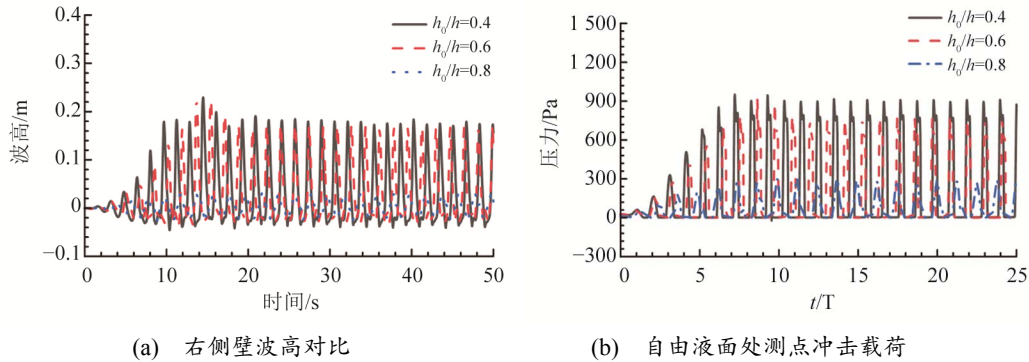


图 16 不同高度下穿孔隔板右侧壁波高及自由液面处测点冲击载荷

Fig. 16 Comparison of Wave Height at Right Wall and Impact Load at Measurement Point on Free Surface for Perforated Baffles at Different Heights

不同高度下双面弯曲隔板右侧壁波高及自由液面处测点冲击载荷见图17。由图17可知, 当双面弯曲隔板高度为 $h_0/h=0.4$ 、 $h_0/h=0.6$ 和 $h_0/h=0.8$ 时, 右侧壁最大波高分别为0.230 m、0.226 m和0.032 m。相较于隔板高度 $h_0/h=0.4$, 隔板高度 $h_0/h=0.6$ 和 $h_0/h=0.8$ 的波幅分别减弱了1.7%和86.1%。当隔板高度为 $h_0/h=0.4$ 、 $h_0/h=0.6$ 和 $h_0/h=0.8$ 时, 自由液面处测

点最大冲击载荷分别为951.44 Pa、919.38 Pa和300.53 Pa。相较于隔板高度 $h_0/h=0.4$, 隔板高度 $h_0/h=0.6$ 和 $h_0/h=0.8$ 的最大冲击载荷分别减小了3.4%和68.4%。在 $h_0/h=0.4$ 和 $h_0/h=0.6$ 的双面弯曲隔板高度下, 液舱的阻尼比分别为7.07%和7.70%, 自由液面波幅和最大冲击载荷变化相对较小, 晃荡抑制效果较为一致。

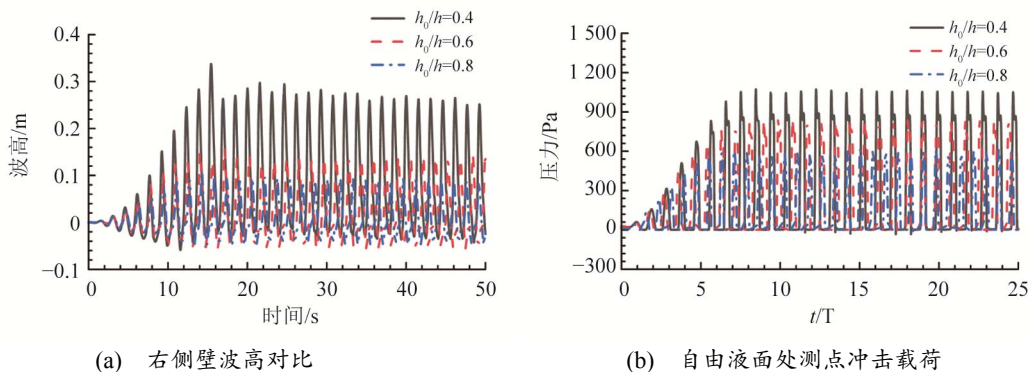


图 17 不同高度下双面弯曲隔板右侧壁波高及自由液面处测点冲击载荷

Fig. 17 Comparison of Wave Height at Right Wall and Impact Load at Measurement Point on Free Surface for Double-Curved Baffles at Different Heights

结果表明, 增加T型隔板和穿孔隔板的高度可有效降低右侧壁波高及自由液面处测点的最大冲击载荷。而双面弯曲隔板在高度 $h_0/h=0.4$ 和 $h_0/h=0.6$ 时的制荡效果差异较小, 这是由于液舱内阻尼比相近所致; 当高度进一步增加到 $h_0/h=0.8$ 时, 晃荡抑制效果较好。

4 结论

本文针对简谐激励下制荡隔板液舱的晃荡特性开展研究, 建立了二维带隔板液舱晃荡模型, 分析了纵摇激励下不同隔板高度和不同隔板形式对液舱固有频率及阻尼比的影响。在共振频率下, 对带隔板液舱的晃荡抑制效果进行了计算分析, 得出以下3个结论:

1) 带隔板液舱的1阶固有频率小于无隔板液舱。随着隔板高度增加, 1阶固有频率逐渐减小。其中, T型隔板液舱受隔板阻塞与液体流动漩涡共同作用, 阻尼比最大, 其1阶固有频率受高度增加影响最为显著; 穿孔隔板液舱的1阶固有频率受高度增加影响较小。

2) 随着隔板高度增加, 液舱内阻尼比增大, 自由液面处测点载荷明显减小, 增加隔板高度可有效抑制晃荡运动的非线性。双面弯曲隔板高度在 $h_0/h=0.4$ 和 $h_0/h=0.6$ 时的制荡效果差异较小; 增加T型隔板和穿孔隔板的高度, 则可有效降低右侧壁波高及测点处最大冲击载荷。

3) 双面弯曲隔板液舱在降低波幅和减小冲击载

荷方面的效果优于T型隔板和穿孔隔板, 对液舱内液体晃荡的抑制效果最好。双面弯曲隔板和T型隔板液舱均呈现出分舱流动形式, 产生双漩涡区, 增大了系统阻尼比, 流体的机械能在漩涡中耗散。双面弯曲隔板引导流体沿隔板弧度运动, 有利于能量耗散。穿孔隔板通过穿孔结构输运部分流体, 降低了自由液面处的流体运动速度, 其液舱仅在一侧形成单漩涡区, 能量耗散效果弱于双面弯曲隔板和T型隔板。

参考文献:

- [1] 吴巧瑞, 张珍, 陈明辉, 等. 基于粒子法的水平挡板对液舱晃荡现象影响的分析[J]. 中国造船, 2021, 62(1): 50-61.
WU Q R, ZHANG Z, CHEN M H, et al. Analysis of the Effect of Horizontal Baffle on Liquid Tank Sloshing Based on Particle Method[J]. Shipbuilding of China, 2021, 62(1): 50-61.
- [2] WANG Q, QI W, ZHENG G, et al. Liquid Sloshing in a Tank Vvehicle: A Numerical and Experimental Investigation with Baffle Configurations[J]. Measurement, 2024, 234: 114806.
- [3] KONAR T, DAS A. A Review of Numerical Modelling of Liquid Sloshing in Partially Filled Containers[J]. Ships and Offshore Structures, 2025: 1-26.
- [4] AKYILDIZ H, ÜNAL E. Experimental Investigation of Pressure Distribution on a Rectangular Tank Due to the

- Liquid Sloshing[J]. Ocean Engineering, 2005, 32(11/12): 1503-1516.
- [5] 卫志军. FLNG 系统储舱设计中的晃荡与砰击载荷研究[D]. 辽宁大连: 大连理工大学, 2015.
- WEI Z J. Study on Sloshing and Slamming Loads in Tank Design of FLNG System[D]. Dalian, Liaoning: Dalian University of Technology, 2015.
- [6] XUE M A, ZHENG J, LIN P, et al. Experimental Study on Vertical Baffles of Different Configurations in Suppressing Sloshing Pressure[J]. Ocean Engineering, 2017, 136: 178-189.
- [7] LU J, JIN H, XUE M A, et al. Experimental Investigation of the Effect of the Floating Damping Baffle on Liquid Tank Sloshing Under Vertical Excitation[J]. Applied Ocean Research, 2024, 147: 103976.
- [8] LIU D, LIN P. Three-Dimensional Liquid Sloshing in a Tank with Baffles[J]. Ocean Engineering, 2009, 36(2): 202-212.
- [9] 姚宗锴. 船舶液舱制荡装置设计参数研究[D]. 辽宁大连: 大连理工大学, 2021.
- YAO Z K. Research on Design Parameters of Anti-Sloshing Devices for Ship Tanks[D]. Dalian, Liaoning: Dalian University of Technology, 2021.
- [10] 杜祥璞. 壁面结构形式对流体晃荡的影响研究[D]. 辽宁大连: 大连理工大学, 2021.
- DU X P. Study on the Influence of Wall Structure Form on Fluid Sloshing[D]. Dalian, Liaoning: Dalian University of Technology, 2021.
- [11] TANG Y, LIU Y, CHEN C, et al. Numerical Study of Liquid Sloshing in 3D LNG Tanks with Unequal Baffle Height Allocation Schemes[J]. Ocean Engineering, 2021, 234: 109181.
- [12] WEI Z, YU M, IVANOV D, et al. Numerical Study on the Suppression of Liquid Sloshing with a Square Porous Block[J]. Ocean Engineering, 2024, 309: 118364.
- [13] ZOU C F, WANG D Y, CAI Z H. Effects of Boundary Layer and Liquid Viscosity and Compressible Air on Sloshing Characteristics[J]. International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering, 2015, 7(4): 670-690.
- [14] 娜日萨. VLCC 液舱晃荡仿真及结构强度评估方法研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2006.
- NA R S. Study on Sloshing Simulation and Structural Strength Assessment Method of VLCC Tank[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2006.
- [15] 徐博. 随机激励下液舱晃荡及制荡效果研究[D]. 辽宁大连: 大连理工大学, 2020.
- XU B. Study on Sloshing and Anti-Sloshing Effect of Tank Under Random Excitation[D]. Dalian, Liaoning: Dalian University of Technology, 2020.
- [16] ZHANG Z, TAO A, WU Q, et al. Review on the Progress and Issues in Liquid Tank Sloshing of Ships[J]. China Ocean Engineering, 2023, 37(5): 709-724.
- [17] ZHAO W, YANG J, HU Z, et al. Experimental Investigation of Effects of Inner-Tank Sloshing on Hydrodynamics of an FLNG System[J]. Journal of Hydrodynamics, 2012, 24(1): 107-115.
- [18] LIU K, LI X S, PENG P, et al. Experimental Study on the Sloshing of a Rectangular Tank Under Pitch Excitations[J]. Water, 2024, 16(11): 1551.
- [19] ÜNAL U O, BİLİCİ G, AKYILDIZ H. Liquid Sloshing in a Two-Dimensional Rectangular Tank: a Numerical Investigation with a T-Shaped Baffle[J]. Ocean Engineering, 2019, 187: 106183.
- [20] İBRAHİM İ M. Anti-Slosh Damper Design for Improving the Roll Dynamic Behavior of Cylindrical Tank Trucks[J]. SAE Transactions, 1999, 108: 535-541.
- [21] FALTINSEN O M, TIMOKHA A N. Sloshing[M]. Cambridge: Cambridge University Press, 2009.
- [22] DODGE F T. The New Dynamic Behavior of Liquids in Moving Containers[M]. San Antonio, TX: Southwest Research Inst., 2000.