

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0276

弹性楔形体入水砰击载荷及结构响应的理论计算与数值模拟研究*

王一雯, 郑 成, 吴卫国

(武汉理工大学绿色智能江海直达船舶与邮轮游艇研究中心, 湖北 武汉 430063)

摘要: 针对弹性楔形体砰击载荷及结构响应问题, 采用理论解析计算方法以及任意拉格朗日-欧拉 (arbitrary Lagrangian-Eulerian, ALE) 流固耦合数值计算方法开展研究。分别分析不同边界条件、入水速度、板厚以及斜升角对弹性结构所受砰击力及结构响应的影响及变化规律, 并探讨砰击载荷时间历程和物面分布特性。结果表明, 通过增大斜升角可有效降低弹性楔形体砰击载荷和结构响应, 斜升角自 10° 增大至 30° , 无量纲砰击力峰值减小至 6.9%, 结构变形极值减小至 6.5%。可通过水弹性因数 $R_F = C_B \tan\beta \sqrt{EI/(\rho L^3)}/v$ 评估板厚、入水速度、斜升角以及边界条件对砰击载荷作用下结构水弹性效应的影响, 在水弹性因数 $R_F > 1.71$ 时, 可采用理论解析方法高效高精度预报砰击载荷作用下弹性楔形体结构变形响应。

关键词: 水弹性效应; 弹性楔形体; 砰击入水; 流固耦合

中图分类号: O352 国标学科代码: 13025 文献标志码: A

On slamming load and structural response of a flexible wedge via analytical methods and numerical simulations

WANG Yiwen, ZHENG Cheng, WU Weiguo

(Green & Smart River-Sea-Going Ship, Cruise and Yacht Research Center,
Wuhan University of Technology, Wuhan 430063, Hubei, China)

Abstract: The slamming load and structural response of flexible wedges were investigated by both analytical methods and numerical simulations based on the ALE (arbitrary Lagrangian-Eulerian) coupled method. The cases with various boundary conditions, impact velocities, thicknesses and deadrise angles were simulated and the corresponding slamming loads and the structural responses were discussed as well. The slamming load and the structural response are susceptible to the variation of the deadrise angle. To increase the deadrise angles is an effective way to ensure the structural strength concerning about the impact load. With the increase of the deadrise angle from 10° to 30° , the dimensionless slamming load decreased to 6.9% and the structural response decreased to 6.5%. The hydroelastic effects of the response of the flexible structure under slamming load can be evaluated by the factor $R_F = C_B \tan\beta \sqrt{EI/(\rho L^3)}/v$ which combining with boundary condition, deadrise angle and rigidity of the structure. If the $R_F > 1.71$, the hydroelastic analytical method is an efficient and effective way to evaluate the response of the flexible structure under slamming load.

Keywords: hydroelastic effect; flexible wedge; water impact; fluid-structure interaction

结构物入水砰击问题在船舶艏入水、多体船湿甲板砰击、空投鱼雷入水、水上飞机降落、救生艇抛落等情况下广泛存在, 针对入水砰击问题的研究对船舶以及航空航天等领域具有重要的工程意义。在

* 收稿日期: 2020-08-12; 修回日期: 2021-08-10

基金项目: 高技术船舶科研项目(2014[493]); 基础加强计划重点基础研究(2020-JCJQ-ZD-225-11)

第一作者: 王一雯(1990—), 女, 博士, 讲师, yiwewang90@whut.edu.cn

通信作者: 郑 成(1991—), 男, 博士, 讲师, zhengchengyeeep@whut.edu.cn

船舶、海洋平台以及相关航空结构物的设计中,对砰击载荷及其结构响应进行合理可靠的评估是极为重要的。由于砰击载荷的瞬态特性以及较高的幅值特性,对于较小斜升角的薄板结构以及复合材料夹层结构需考虑砰击载荷对弹性结构的水弹性效应,结构变形使相对砰击速度降低并且影响流场特性。而在准静态结构入水砰击载荷及其结构响应的研究中,采用解耦的方法进行计算,在对刚体结构砰击载荷计算的基础上,将砰击载荷加载到弹性结构体以求解结构响应。与准静态结构入水砰击载荷及结构响应计算方法相比,水弹性方法可考虑结构弹性效应与砰击载荷的耦合作用,并可直接预报弹性结构入水砰击过程的结构响应。

弹性结构物入水砰击问题的水弹性分析方法可分为基于砰击载荷模型的解析方法和基于计算流体力学的流固耦合数值模拟方法。Kvalsvold 等^[1]和 Faltinsen 等^[2]在双体船的湿甲板砰击问题中率先针对弹性加筋板的砰击载荷及结构响应进行理论和试验研究,将 Wagner 入水理论推广到楔形体左右为正交异性板的入水砰击情况,分别分析斜升角与入水速度对砰击载荷及结构响应的影响。Khabakhpasheva 等^[3]将欧拉梁模型与 Wagner 模型进行流固耦合,并提出弹性楔形体的理论分析方法,分别针对简支与线弹簧相连的边界条件进行讨论。Shams 等^[4]将 Wagner 模型推广至不同边界条件情况,采用混合边界值法计及结构变形的影响。Lu 等^[5]基于线性化离散的 Bernoulli 方程,通过对有限元法和边界元法进行流固耦合,求解弹性楔形体结构响应的水弹性效应。Stenius 等^[6]采用任意拉格朗日-欧拉 (arbitrary Lagrangian-Eulerian, ALE) 流固耦合算法开展入水砰击流固耦合计算,对弹性楔形体入水砰击载荷及结构响应进行讨论,分析不同斜升角、边界条件以及入水速度的影响,并与准静态计算结果进行对比。Panciroli 等^[7-8]针对弹性楔形体结构进行了水弹性落体砰击模型实验,并通过高速摄像技术捕捉入水过程中弹性结构及自由液面的变形,采用粒子图像测试技术捕捉自由液面及流场的运动;除此之外,对 $0^\circ \sim 50^\circ$ 斜升角的铝板及玻璃纤维弹性楔形板在不同入水速度下的结构应变进行测试,并与有限元-无网格光滑粒子流固耦合方法进行对比;发现在结构完全浸入液面时间小于自身固有周期时长的情况下水弹性效应较显著。由于复合材料具有较好的抗冲击性,被广泛运用到高性能船舶、多体船以及舰船中,金属夹层板作为非传统结构形式,其砰击载荷特性及结构响应近年来也得到研究者的关注。Hassoon 等^[9-11]针对不同厚度的乙烯基编织玻璃纤维层合板以及玻璃纤维/乙烯基面板与聚氯乙烯泡沫夹层板的 10° 楔形体模型,对其匀速入水过程中的砰击载荷及结构响应开展了实验研究,并且采用无网格光滑粒子数值模拟方法和 Abaqus 中的欧拉-拉格朗日耦合算法进行了数值计算和对比分析,讨论了复合材料材料特性、结构刚度、入水速度以及不同边界条件对砰击载荷及其结构动态变形响应的影响以及不同的损伤模式,并建立了复合材料连续损伤模型,包括层合板 Hashine 失效准则以及夹层板的 Christensen 失效准则。综合以上分析可知,基于计算流体力学的流固耦合数值模拟方法需对模型进行精细化处理,合理选取参数,并且求解耗时较长;而基于砰击载荷模型解析计算方法可高效求解,在结构方案优化阶段具有明显优势。

本文中,分别采用 ALE 流固耦合数值模拟方法和理论模型解析方法对弹性楔形体结构的砰击载荷及其结构响应开展计算并对比分析,实现弹性楔形体结构入水砰击过程结构响应的快速预报;与刚体结构进行对比,分析水弹性对砰击载荷作用下结构响应特性的影响;与 Lu 等^[5]所开展的边界元计算结果进行对比,验证本文中所提出的弹性结构砰击载荷及结构响应预报方法的高精度和可靠性。

1 二维弹性楔形体砰击载荷和结构响应的理论计算方法

船底结构由船底板、龙骨、纵骨、纵桁以及实肋板等组成,针对等厚度以及有限宽度梁结构而言,其结构沿横向方向可简化为楔形体结构,该结构入水砰击过程可简化为楔形体砰击静水面的水动力冲击问题。在二维不可压缩理想流体域内,对称弹性楔形体以匀速 v 垂直进入静水面,楔形体和流场均关于 Oz 轴对称,如图 1 所示,图中 β 为楔形体斜升角, L 为楔形体物面长度, b 为楔形体板厚, $c(t)$ 为浸湿半宽, t 为时间。

由于二维弹性楔形体结构形式及入水运动过程均关于 Oz 轴对称, 可针对其一半结构模型及流体域进行分析, 楔形体结构可简化为欧拉梁, 在不计及剪切和转动惯量的情况下, 其自由振动方程为:

$$EI(x') \frac{\partial^4 w}{\partial x'^4} + m(x') \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = p(x', w, t) \quad (1)$$

式中: E 为弹性模量, I 为剖面惯性矩, m 为长度质量, w 为梁的挠度, t 为时间, x' 为梁局部纵向坐标, $p(x', w, t)$ 为梁局部纵向坐标 x' 处的局部水动力压力。

基于模态叠加法, 可通过前 n 阶的主坐标 a_n 求得梁扰度 $w(x', t)$ 为^[3]:

$$w(x', t) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{\omega_n} \int_0^t \frac{\int_0^L p(x', w, \tau) \psi_n(x') dx'}{m(x') \int_0^L \psi_n^2(x') dx'} \psi_n(x') \sin[\omega_n(t - \tau)] d\tau \quad (2)$$

式中: ω_n 和 ψ_n 分别为第 n 个模态下的固有频率和特征函数, τ 为时间。

在弹性楔形体入水砰击过程中, 根据 MLM (modified Logvinovich model)、GWM (generalized Wagner model) 和 OLM (original Logvinovich model) 砰击载荷模型解析解^[12], 可知沿楔形体物面各处的砰击载荷可表示为:

$$p_{MLM}(x, t) = \frac{1}{2} \rho \dot{h}^2(t) \left[\frac{\pi}{\tan \beta} \frac{c^2}{(c^2 - x^2)^{1/2}} - \cos^2 \beta \frac{c^2}{(c^2 - x^2)} - \sin^2 \beta \right] \quad (3)$$

$$p_{GWM}(x, t) = \frac{1}{2} \rho \dot{h}^2(t) \left[\frac{\pi}{\tan \beta} \frac{c^2}{(c^2 - x^2)^{1/2}} - \cos^2 \beta \frac{c^2}{(c^2 - x^2)} - \sin^2 \beta + 2 - \pi \right] \quad (4)$$

$$p_{OLM}(x, t) = \frac{1}{2} \rho \dot{h}^2(t) \left[\frac{\pi}{\tan \beta} \frac{c^2}{(c^2 - x^2)^{1/2}} - \frac{c^2}{(c^2 - x^2)} \right] \quad (5)$$

式中: $c(t) = \frac{\pi vt}{2 \tan \beta}$, $x = x' \cos \beta$, ρ 为流体密度, h 为结构物浸入液面深度。

针对上述不同砰击载荷模型进行对比分析, 分别基于 MLM、GWM 和 OLM 砰击载荷模型对弹性楔形体结构响应开展研究, 探讨基于不同模型的理论解析解对结构变形的影响。长 $L=0.4$ m、板厚 $b=8$ mm 的弹性楔形体采用船体钢材, 其密度为 $7\ 850$ kg/m³, 弹性模量为 210 GPa, 泊松比为 0.3 ; 同时水的密度为 $1\ 000$ kg/m³。入水过程中忽略流体表面张力及重力的影响, 同时流体为无旋无黏的不可压缩理想流体, 并且流场域为无限水深, 起始时刻流体为静止自由状态。在 1 m/s 入水速度下, 对不同斜升角的弹性楔形体采用不同理论模型, 所得 $x'=0.5L$ 处的结构变形 w 时间历程结果如图 2 所示。

从图 2 可看出: 不同斜升角下, 这 3 种模型的计算结果具有相同的变化趋势; 在结构入水阶段, 3 种模型的计算结果较接近, 而随着结构入水运动过程中射流的分离, 其偏差增大。在 $x'=0.5L$ 处结构变形时间历程结果中, 基于 MLM 模型的理论计算结果均最大, 而基于 GWM 模型的理论计算结果则最小。在 10° 的斜升角下, 三者的偏差较小; 而随着斜升角的增大, 三者间的偏差显著增大。在 45° 斜升角楔形体中, 基于 GWM 模型计算的结构变形极值均远小于其他两种模型的计算结果, 主要是由于 GWM 模型中将飞溅高度线性化处理所致的, 并且偏差也随着斜升角的增大而增大。可见, GWM 模型并不适用于较大斜升角的弹性结构砰击载荷分析。而 OLM 模型中忽略了结构物面斜升角高阶项的影响, 在物面射流根部附近的砰击压力峰值显著低于 MLM 模型结果, 因此在大斜升角情况下低估了结构变形。综合分

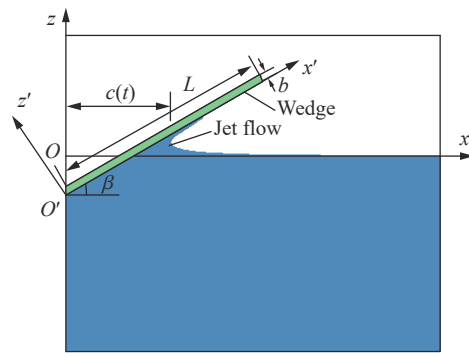


图 1 弹性楔形体砰击载荷及结构响应示意图
Fig. 1 Schematics of slamming load and structural response of a flexible wedge

析可知, 在砰击载荷作用下的弹性结构变形分析中, MLM 模型可适用于分析斜升角范围较大的弹性楔形体入水砰击过程。

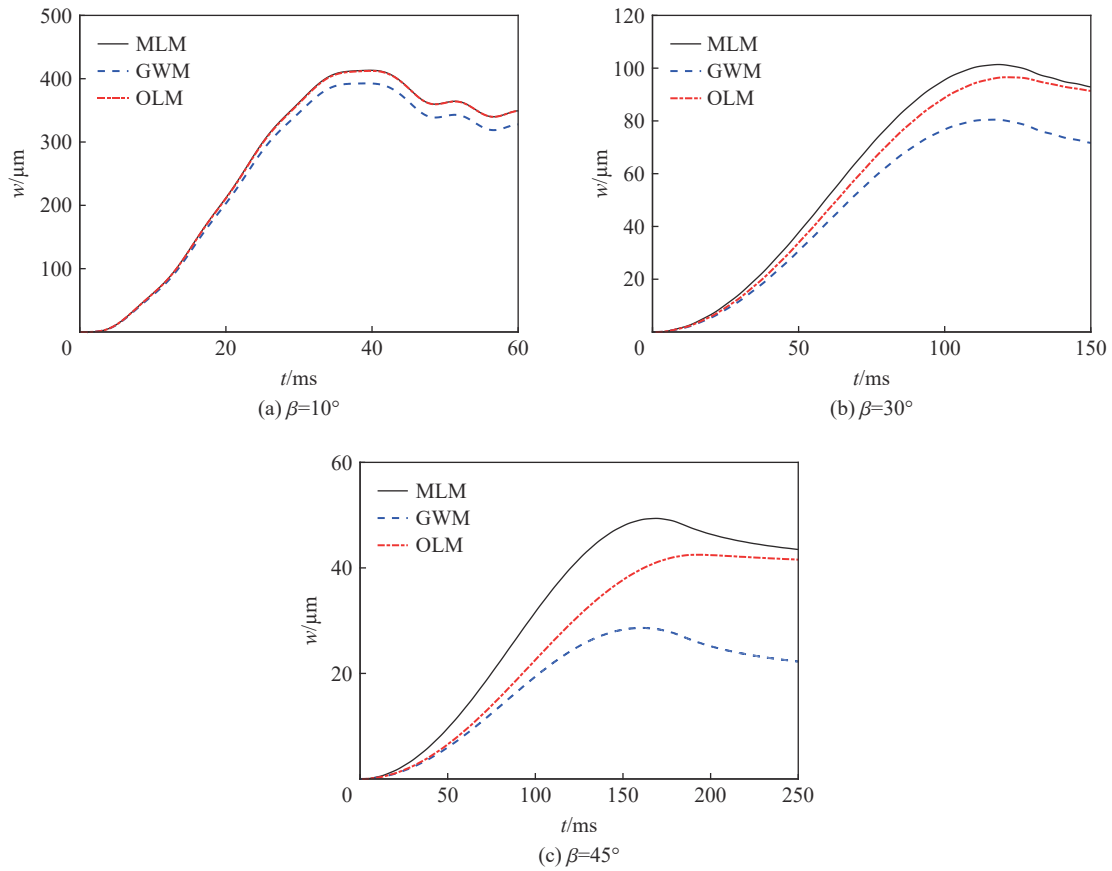


图 2 采用不同模型得到的板厚为 8mm、以 1 m/s 的速度垂直入水的弹性楔形体 $x' = 0.5L$ 处结构变形的时间历程
 Fig. 2 Time series of the structural response at $x' = 0.5L$ of the flexible wedges with different deadrise angles and the plate thickness of 8 mm at the vertical water-entry velocity of 1 m/s calculated by different models

10°斜升角弹性楔形体在 $t=20, 40$ ms 时沿物面的结构变形分布情况如图 3 所示。由图 3 可见, 基于 MLM、GWM 以及 OLM 模型的理论解析解中结构变形分布总体变化趋势一致, 但是 GWM 整体量值偏低, 与图 2 中所得结果一致。而随着结构入水继续深入自 $t=20$ ms 至 $t=40$ ms 时刻, 其结构变形最大值所处位置则从 $x'/L=0.46$ 处移至 $x'/L=0.50$ 处, 即结构变形最大值所处位置随结构入水深入而上移。结合图 2 可知, 当 $t=40$ ms 时结构变形升至其极值并且位于结构 $x'/L=0.50$ 处, 因此需对结构中点 $x'/L=0.50$ 处的结构变形极值进行对比。

综合分析可知, 在砰击载荷作用下的弹性楔形体结构响应分析中, MLM 砰击载荷模型适用斜升角范围较大。本文后续将采用基于 MLM 砰击载荷模型的弹性结构理论计算方法进行分析, 并与 ALE 流固耦合模拟方法进行对比。

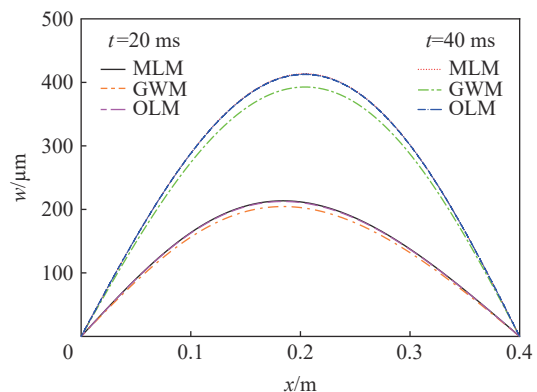


图 3 $t=20, 40$ ms 时沿弹性楔形体物面的结构变形分布 ($\beta=10^\circ, b=8$ mm)

Fig. 3 Response distribution along the wedge structure at $t=20, 40$ ms ($\beta=10^\circ, b=8$ mm)

2 弹性楔形体的砰击载荷

通过 LS-DYNA 软件采用任意拉格朗日-欧拉流固耦合模拟方法对二维弹性楔形体结构入水砰击过程进行研究, 讨论模型精细化程度对砰击载荷的影响。并且分别对不同斜升角、板厚以及边界条件的弹性楔形体结构在不同入水速度砰击静水面的情况开展数值模拟, 以探究结构水弹性效应对砰击载荷及结构响应特性的影响。

2.1 任意拉格朗日-欧拉耦合算法及计算模型

由于结构物砰击入水过程中伴随着流体大变形以及大位移等特点, 任意拉格朗日-欧拉耦合(ALE)算法兼具了 Lagrange 算法和 Euler 算法的优势, 可在计算网格不发生畸变的情况下, 通过网格重映射数值处理方法实现 Lagrange 算法和 Euler 算法相互结合, 能够有效追踪物质结构的边界并可对自由边界和运动边界进行求解, 合理准确模拟结构物入水砰击问题。

任意拉格朗日-欧拉流固耦合模拟方法中: 弹性楔形体结构单元为拉格朗日弹性单元, 通过关键字 *MAT_ELASTIC 描述; 空气域和水域则采用多物质欧拉单元, 采用关键字 *MAT_NULL 描述; 空气域采用线性多项式状态方程描述, 水域则适用于 Grüneisen 状态方程描述。线性多项式状态方程中气体满足 γ 定律状态方程, 其压力值 p 与体积的关系为:

$$p = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E_0 \quad (6)$$

式中: C_0 、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 、 C_5 和 C_6 为常数; $C_4=C_5=\gamma-1$; γ 为比热比; $\mu=1/V-1$, V 为相对体积; E_0 为初始体积内能。

压缩状态下的 Grüneisen 状态方程可通过冲击速度定义为:

$$p = \frac{\rho_0 c^2 \mu \left[1 + \left(1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) - \frac{a}{2} \mu^2 \right]}{\left[1 - (S_1 - 1)\mu - S_2 \frac{\mu^2}{\mu + 1} - S_3 \frac{\mu^3}{(\mu + 1)^2} \right]^2} + (\gamma_0 + a\mu) E_0 \quad (7)$$

式中: ρ_0 为流体密度; S_1 、 S_2 和 S_3 为 v_s-v_p 曲线斜率的相关参数, v_s 为冲击波速度, v_p 为质点速度; c 为 v_s-v_p 曲线截距; γ_0 为 Grüneisen 参数; a 为一阶体积修正因数。

针对本文中所述的空气域和水域的状态方程, 参数见表 1。

通过任意拉格朗日-欧拉算法和罚函数约束算法进行流固耦合, 流体边界处理为无反射边界条件以实现无界流域来消除边界的影响。在入水砰击主要作用区域内采用密集均匀网格, 在较远区域内采用渐变型网格, 如图 4 所示, 可在保障计算精度的基础上缩短计算时间及降低计算成本。水域和空气域的密集区域分别为 $L_4 \times L_6 = 0.4 \text{ m} \times 0.6 \text{ m}$ 和 $L_3 \times L_6 = 0.2 \text{ m} \times 0.6 \text{ m}$, 整个水域和空气域模型尺寸分别为 $L_5 \times L_2 = 1.35 \text{ m} \times 0.9 \text{ m}$ 和 $L_5 \times L_1 = 1.35 \text{ m} \times 0.4 \text{ m}$ 。约束楔形体结构的 z 轴方向位移, 使其仅于 xOy 平面内二维运动。在对称面 yOz 平面处建立对称边界条件, 则仅可建立一半结构模型及流体域, 可显著缩短计算时间及降低计算成本。

表 1 空气域及水域状态方程参数

材料	$\rho_0/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$c/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	C_4	C_5	S_1	S_2
空气	1.2	340	0.4	0.4		
水	1 000	1 480			1.92	-0.096

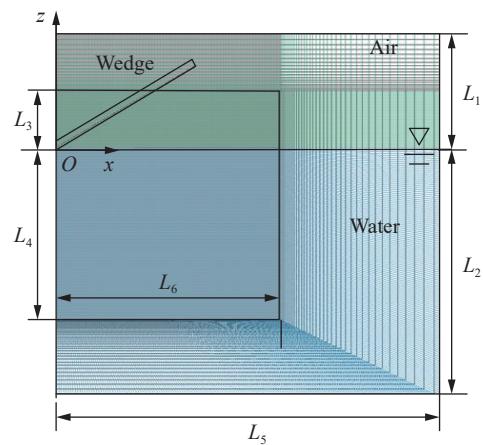


图 4 砰击入水计算模型

Fig. 4 The water-entry impact computation model with mesh generation

2.2 网格验证

由于砰击入水这类强非线性流固耦合问题的计算受模型精细化程度的影响极大, 精细网格模型的计算精度较高但计算量过大从而影响计算效率, 而网格尺寸过大的模型不仅不能模拟流体溅射以及自由液面变化的非线性过程, 而且其计算精度显著降低。因此, 在结构物入水砰击模拟研究中, 确定合理的网格尺寸是保障数值模拟结果可靠、有效及高精度的前提。

针对长 $L=0.4\text{ m}$ 的弹性楔形体进行砰击入水流固耦合数值模拟分析, 分别对网格尺寸为 4、2、1 mm 的 10° 弹性楔形体剖面进行数值计算并开展参数分析。不同网格尺寸模型的详细信息如表 2 所示, 对比了其单元数量以及计算时长, 3 个模型中的时间步长均采用 $50\ \mu\text{s}$ 。同时其弹性结构所受的无量纲砰击力 $C_F = F/(0.5\rho v^2 L \sin\beta)$ 如图 5 所示, 其中 F 为结构所受的长度砰击力, 横坐标 $vt/(L \sin\beta)$ 为无量纲时间。由图 5 可见: 当模型网格尺寸为 4 mm 时, 入水初始阶段存在高频振荡; 而网格尺寸分别为 1 mm 及 2 mm 时, 其砰击压力时间历程较接近, 呈较好的一致性, 射流与物面分离后其剖面所受的砰击力则迅速下降; 当模型尺寸为 1 mm 时, 相较于 2 mm 网格尺寸, 其模拟耗时显著增长至 11.69 倍。可见, 当网格尺寸为 2 mm 时, 可在保障计算精度的前提下显著提高计算效率。因此, 后续研究中均选用网格尺寸为 2 mm。

表 2 不同网格尺寸模型信息

Table 2 Three models with different mesh sizes

网格尺寸/mm	结构单元数量	流体单元数量	计算时长/min
4	100	24 000	57
2	200	55 800	440
1	400	223 500	5 142

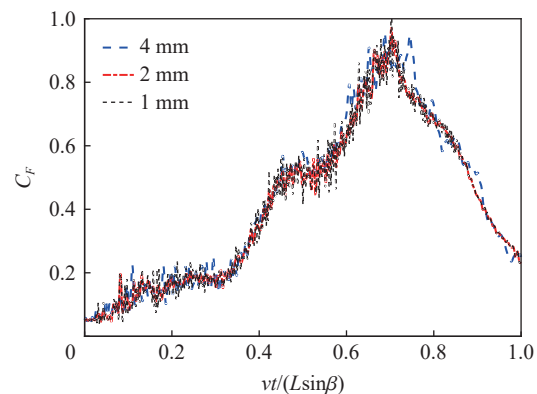


图 5 不同网格尺寸的楔形体模型所受结构砰击力

Fig. 5 Comparison of slamming forces of wedge models with different mesh sizes

2.3 结构砰击力

弹性结构物入水砰击过程相较于刚体入水情况更复杂, 还需要考虑结构物不同边界条件的影响。分别对两端简支和两端固支边界条件进行分析, 探讨边界条件对结构砰击力的影响。 10° 斜升角的弹性楔形体以 2、4、6、8 m/s 速度的砰击入水情况中, 刚性楔形体 and 不同边界条件的弹性楔形体所受砰击力时间历程如图 6 所示。图 6 中 c 与 s 分别表示两端固支以及两端简支边界条件。

可见, 在入水初期, 刚性楔形体和弹性楔形体所受砰击力均成线性增大且较接近; 而在入水砰击中期, 弹性体结构所受砰击力相较刚性体而言显著偏低, 并且随着入水速度的升高, 两者间的差距随之增大。而在射流分离后砰击力均达峰值后则迅速降低, 弹性体的砰击压力峰值以及增长速率均高于刚性体的并且时间滞后, 随着入水速度的升高, 弹性体所受结构砰击力峰值明显高于刚性体结构。可见, 此时结构弹性变形效应对流场已产生显著影响。两种不同边界条件下的弹性楔形体结构砰击力变化趋势总体相同, 在较低入水速度下两者间差异较小并不显著。可见, 相较于结构边界条件而言, 结构砰击力对入水速度的敏感程度更高。

针对 30° 斜升角的刚性体和弹性体在不同入水速度下结构所受砰击力进行分析, 并与 10° 斜升角楔形体的无量纲砰击力结果进行对比, 探究斜升角对弹性结构所受砰击力的影响。不同入水速度下 30° 斜升角刚性以及弹性楔形体结构所受到的砰击力如图 7 所示。与 10° 斜升角的楔形体结构砰击力变化趋势相同的是, 在较高入水速度作用下, 弹性体结构所受的砰击力峰值均大于刚性体结构所受的, 随着入水速度自 2 m/s 升高至 8 m/s, 两种结构所受砰击力峰值的差值自 2.4% 增大至 10.9%。但 30° 斜升角楔形体结构所受砰击力均大幅降低, 并且刚性楔形体结构的砰击载荷曲线与弹性楔形体结构的砰击载荷曲线更接近, 且在低速入水砰击过程中刚性体与弹性体间的砰击力差异较小。直至入水速度升高 6 m/s

时, 弹性体所受到的砰击压力峰值明显高于刚性体所受到的砰击力峰值。但相较于 10° 斜升角楔形体结构, 刚体与弹性体结构所受到的砰击力峰值差值从 134% 缩小至 110.9%。两端简支弹性楔形体在 6 m/s 入水速度下的无量纲砰击力峰值自 0.85 降至 0.059。可见, 相较于入水速度以及边界条件, 弹性体结构所受砰击力受物面斜升角的影响更显著。

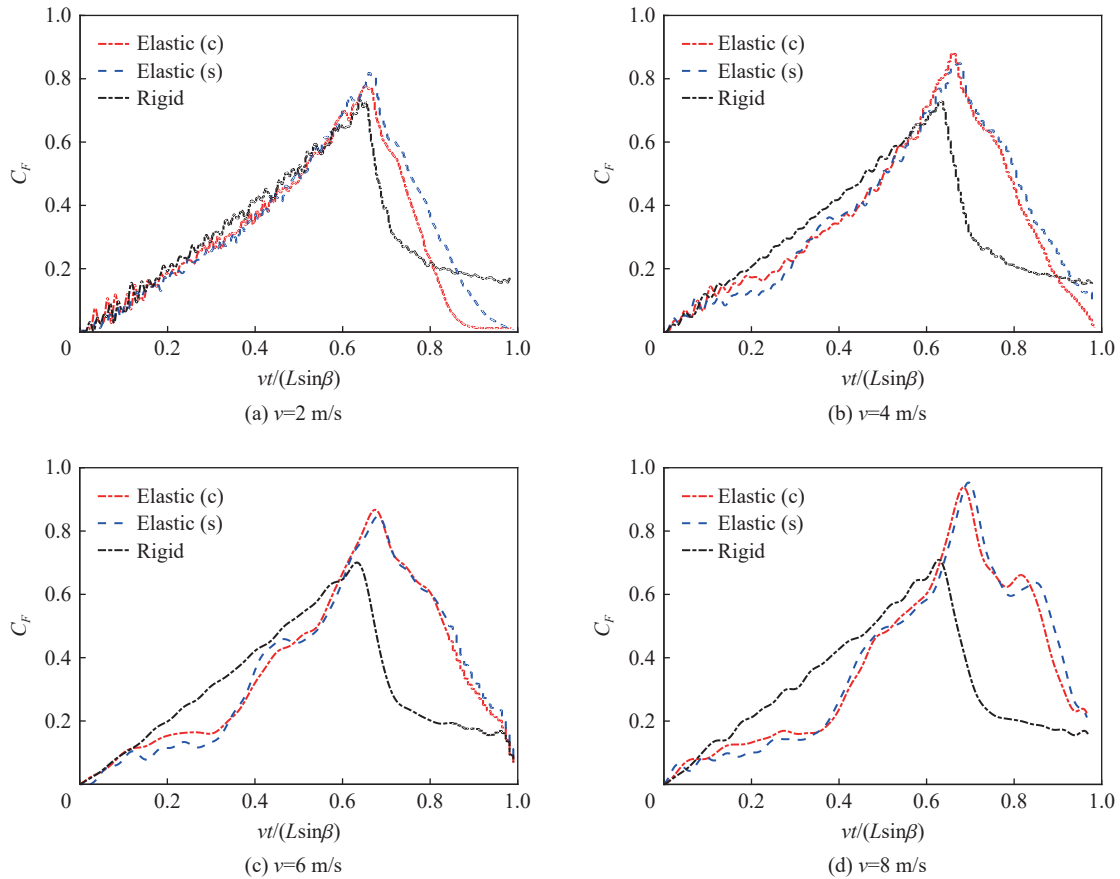


图 6 刚性和弹性楔形体所受到的无量纲砰击力 ($\beta=10^\circ$)

Fig. 6 Dimensionless slamming forces on rigid and elastic wedges with $\beta=10^\circ$

2.4 砰击压力及自由液面

10° 及 30° 斜升角的弹性楔形体入水过程中自由液面变化以及流场压力分布如图 8~9 所示。可见, 在入水砰击初期阶段, 射流沿物面溅射, 弹性楔形体所受砰击压力峰值集中于射流根部, 物面底部区域附近所受砰击压力则显著降低。相较于 30° 斜升角, 10° 斜升角楔形体的砰击压力分布则更为集中于射流根部且幅值更高。随着结构物完全入水后, 溅射射流与物面分离而后溅起水花回落至自由液面, 物面所受砰击压力则迅速降低。相较于 30° 斜升角楔形体, 10° 斜升角楔形体底部区域所受砰击压力则显著高于顶部区域。

10° 弹性楔形体入水过程中, $t=4$ ms 时刻浸湿液面位于结构物面中部并未升至物面边界, 而当 $t=8$ ms 时刻楔形体结构完全入水。由图 8 可见, 入水砰击过程中结构的弹性变形影响整个流域内的压力分布及自由液面形态, 从而增大了结构物所受的砰击力峰值及延长了各处的砰击压力作用时间, 结构弹性变形的影响使得楔形体底部局部斜升角增大, 而楔形体顶端局部斜升角则减小。而在 30° 斜升角的弹性楔形体结构入水过程中, 由于斜升角的增大其结构所受砰击力显著降低, 无量纲砰击力峰值自 0.850 降至 0.059, 从而使得结构变形响应明显降低。由于斜升角的增大对其结构弹性变形、流场压力分布以及自由液面均有较大影响, 针对物面不同位置处的砰击压力时间历程开展对比分析, 对物面 $L/4$ 、

$L/2$ 、 $3L/4$ 以及 L 处(分别记为点 1、点 2、点 3 及点 4)的砰击压力时间历程对比如图 10~11 所示, 图中纵坐标 $C_p=p/(0.5\rho v^2)$ 为无量纲砰击压力, 横坐标为无量纲时间。

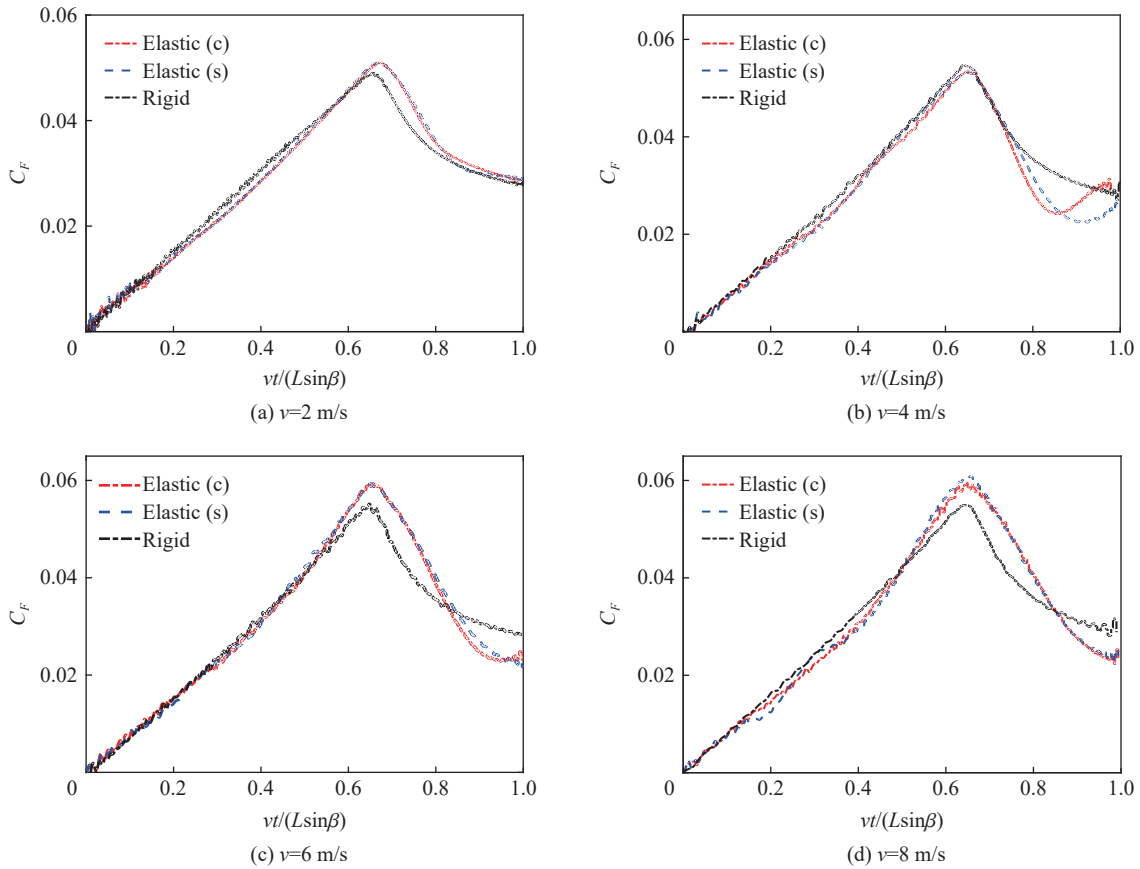


图 7 刚性和弹性楔形体所受到的无量纲砰击力 ($\beta=30^\circ$)

Fig. 7 Dimensionless slamming forces on rigid and elastic wedges with $\beta=30^\circ$

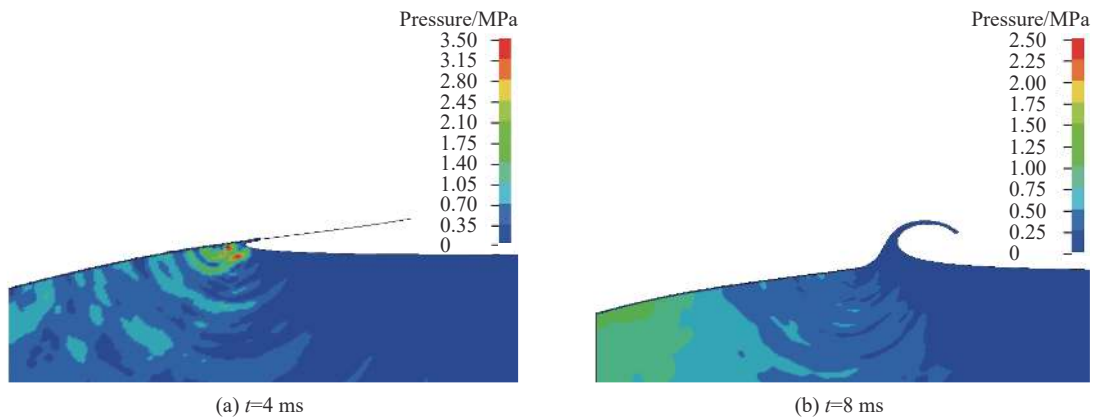


图 8 10° 斜角弹性楔形体入水过程中自由液面变化及流场压力分布 ($v=8$ m/s)

Fig. 8 Fluid evolution and pressure distribution during the process of the elastic wedge with $\beta=10^\circ$ entering the water ($v=8$ m/s)

与刚性楔形体结构相比, 砰击压力起始作用时间、砰击压力峰值以及变化趋势受结构弹性效应影响较大。弹性结构由于结构变形的影响自由液面抬高速度较慢, 使砰击压力起始时间滞后于刚性体。相较于两端固支边界条件的弹性楔形体, 两端简支边界条件的弹性体楔形体遭遇砰击压力的起始时间稍许滞后。相对于其他位置而言, P1 点处两者时滞相差则较小, 这是由于在入水砰击初期, 在较短时间内

砰击压力作用下结构变形对流场的影响有限。而随着结构入水深入, 结构水弹性效应对结构物上部区域处的砰击压力影响则加剧。

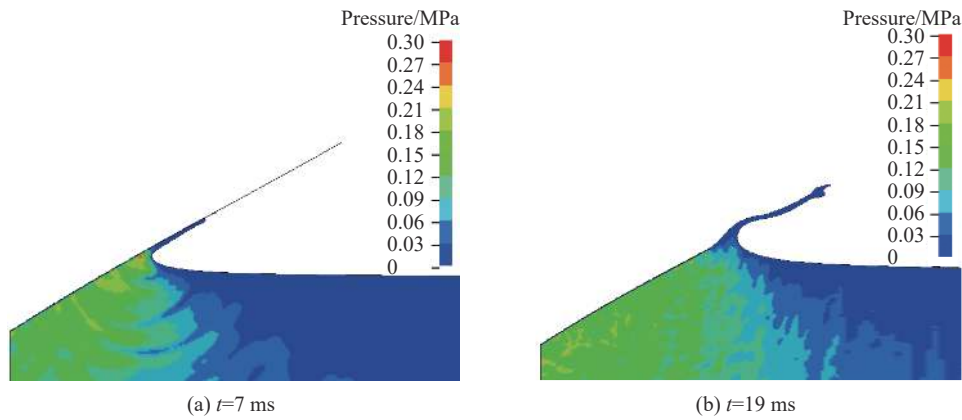


图 9 30°斜升角弹性楔形体入水过程中自由液面变化及流场压力分布 ($v=8$ m/s)

Fig. 9 Fluid evolution and pressure distribution during the process of the elastic wedge with $\beta=30^\circ$ entering the water ($v=8$ m/s)

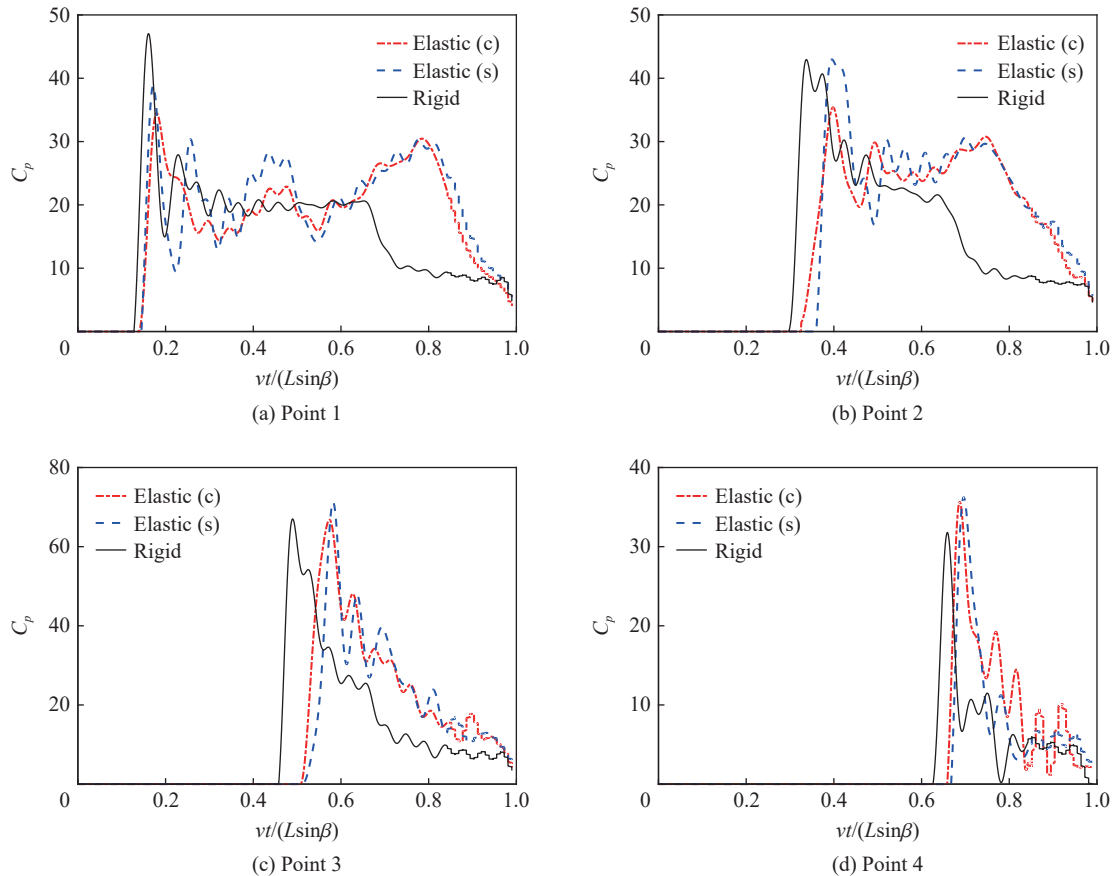


图 10 刚性和弹性楔形体点 1~4 处的无量纲砰击压力-时间历程 ($\beta=10^\circ, v=6$ m/s)

Fig. 10 Dimensionless slamming pressure-time history curves at points 1~4 of the rigid and elastic wedges ($\beta=10^\circ, v=6$ m/s)

而对于刚性体结构, 砰击压力峰值均处于遭遇砰击载荷的起始阶段, 物面各点砰击压力均在遭遇流体冲击瞬时达到峰值, 靠近物面顶端砰击压力衰减较快。然而对于弹性体的点 1 及点 2 处, 砰击压力虽在遭遇砰击载荷瞬时到达峰值, 但其砰击载荷并未随着结构物入水过程而衰减, 并在入水的中后期出现次峰值, 该两点处固支边界条件结构的 C_p 分别为 34.5 和 35.4, 分别在 $vt/(L\sin\beta)$ 为 0.79 和 0.75 下达到次

峰值 30.5 和 30.8, 分别占主峰值的 89.2% 和 87.0%。而简支边界条件结构的无量纲砰击压力峰值分别为 38.8 和 43.0, 分别在 $vt/(L\sin\beta)$ 为 0.78 和 0.70 下达到次峰值 30.3 和 30.6, 分别占主峰值的 78.1% 和 71.2%。除此之外, 简支边界条件的砰击载荷峰值均稍大于固支边界条件, 并且峰值时刻均滞后于固支边界条件。相对于刚性结构的砰击载荷峰值而言, 点 1 处两弹性体模型均偏小且分别为刚性体的 73.3% 和 82.4%。而点 4 处两弹性体模型的砰击压力峰值则均大于刚性体且分别为刚性体的 112.2% 和 114.1%。可见, 水弹性效应和结构边界条件对砰击压力峰值及其沿物面分布情况均产生显著影响, 且结构边界条件的影响更大。在靠近结构底端的点 1 处, 由于弹性结构变形的影响使局部斜升角变大, 因此弹性结构所受砰击压力峰值较刚性结构有所降低且存在明显的次峰值现象。而在靠近结构顶端的点 2 处, 由于弹性结构变形的影响使得局部斜升角变小, 因此弹性结构所受砰击压力峰值较刚性结构显著增大。

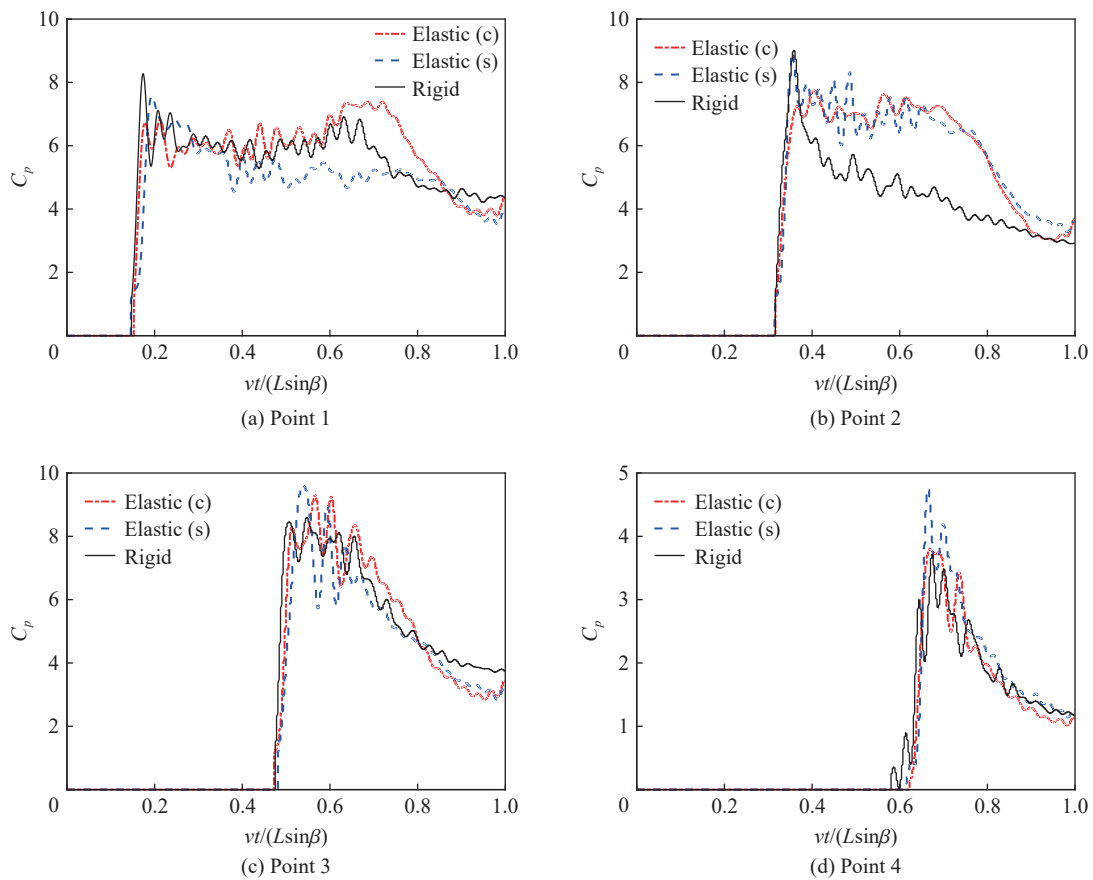


图 11 刚性和弹性楔形体点 1~4 处的无量纲砰击压力时间历程 ($\beta=30^\circ, v=6 \text{ m/s}$)

Fig. 11 Dimensionless slamming pressure-time history curves at points 1-4 of the rigid and elastic wedges ($\beta=30^\circ, v=6 \text{ m/s}$)

与 10° 斜升角结果对比可知, 30° 斜升角的刚性体与弹性体的砰击压力时域曲线的变化趋势较接近。相较于刚性体而言, 弹性体物面点 3 及点 4 处的砰击压力峰值均偏大。相较于两端固支边界条件而言, 两端简支边界条件下点 3 及点 4 处的砰击压力峰值均偏大。值得注意的是, 楔形体物面中点(点 2)处, 由于弹性体结构变形的影响, 遭遇的砰击压力峰值持续时间则远长于刚性体, 直至楔形体入水砰击后期迅速衰减。

3 砰击载荷作用下弹性楔形体的结构响应

对瞬态砰击载荷作用下不同板厚、入水速度、斜升角以及边界条件的弹性楔形体的结构响应特性开展分析, 可通过水弹性因数 $R_F = C_B \tan\beta \sqrt{EI/(\rho L^3)}/v$ 评估楔形体剖面入水砰击过程的水弹性效应, 式

中 C_B 为边界条件因数。采用基于 ALE 流固耦合的模拟方法对弹性楔形体在砰击载荷下的结构变形进行分析, 并分别与本文中提出的理论计算方法及 Lu 等^[5]所采用的 BEM (boundary element method) 数值模拟结果进行对比, 探究砰击载荷对结构弹性变形的影响, 并且验证本文理论计算方法的有效性、可靠性和适用性。

3.1 板厚的影响

不同板厚的 30°斜升角弹性楔形体物面中心点处的结构变形如图 12 所示, 不同斜升角和板厚的弹性楔形体结构响应峰值见表 3。不同板厚的结构变形时间历程变化趋势近似, 在砰击入水初期理论解析解稍高于 ALE 水弹性模拟结果以及 BEM 计算结果, 随着板厚的增大, 不同模拟结果间的差异随之减小, 且 BEM 模拟计算时间历程曲线的局部振动频率也随之升高。射流分离后由于结构所受砰击力削弱, 结构变形在砰击力升至峰值后则迅速回落。板厚由 11 mm 分别减至 8 mm 和 5 mm 后, ALE 水弹性模拟计算中结构变形极值则分别由 39 μm 激增至 100 μm 和 420 μm , 板厚分别减至 73% 和 45% 后导致其结构响应极值增大至 2.57 倍和 12.13 倍。板厚 $b=5$ mm 的弹性楔形体结构变形时间历程结果中, 理论解析解与 ALE 水弹性数值计算结果初始阶段吻合较好。砰击入水初期理论解析解稍偏大于 ALE 水弹性模拟解, 但在入水砰击中后期理论解析解极值则偏小, 主要是由于理论解析解中对基于 MLM 砰击载荷速度势高阶项的简化导致的。而 BEM 模拟计算结果则均偏小, 其偏差主要源于结构水弹性效应及砰击载荷的差异。随着板厚的增大, 结构变形的理论解析解在射流分离之前均偏大于其他模拟方法的计算结果, 但其结构变形极值与 ALE 水弹性模拟结果则吻合较好。尽管不同板厚的弹性结构所受砰击力较接近, 但板厚的削弱对局部结构的安全较不利, 在抗砰击结构设计中需结合轻量化以及安全性的考虑, 综合分析砰击载荷幅值以及结构局部响应水平。

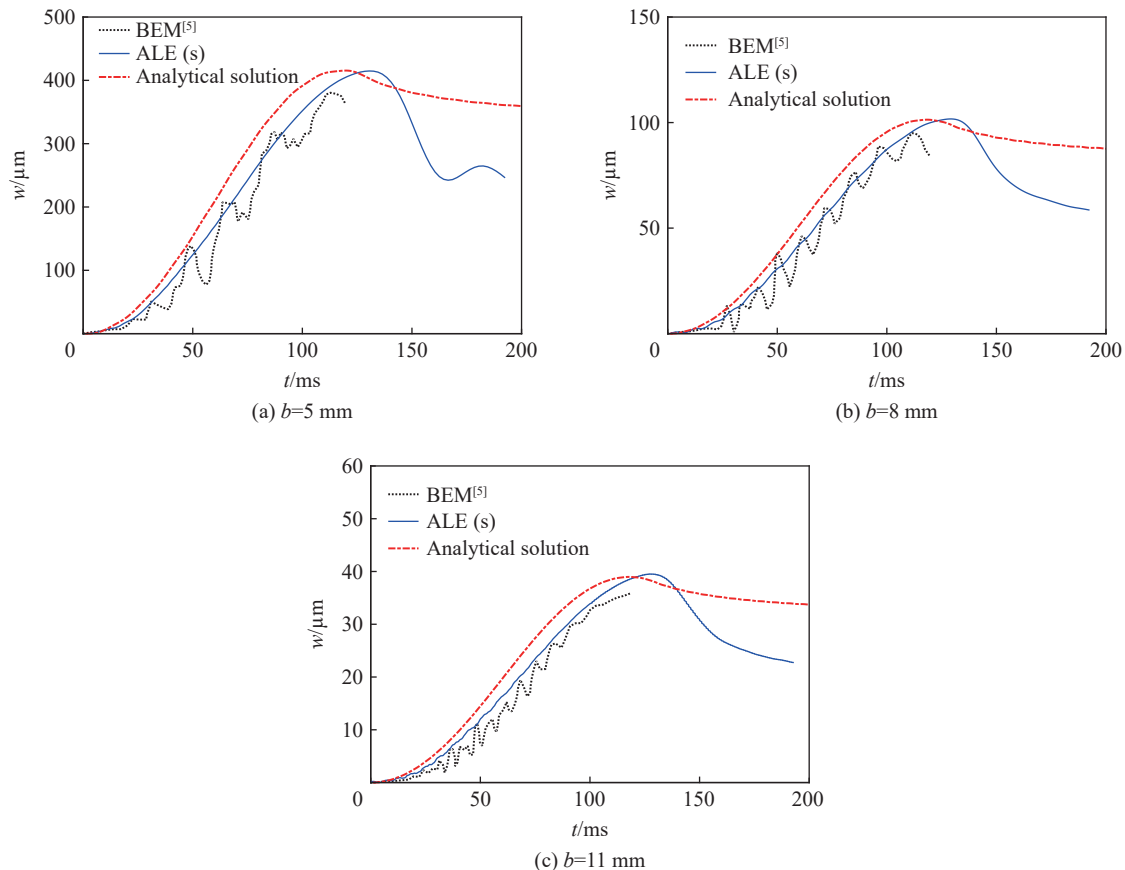


图 12 不同板厚的楔形体 $x'=0.5L$ 处的结构变形 ($\beta=30^\circ$)

Fig. 12 Structural responses at $x'=0.5L$ of the wedges with different thicknesses ($\beta=30^\circ$)

表 3 两端简支的不同板厚的弹性楔形体 $x' = 0.5L$ 处的结构变形峰值

Table 3 The maximum structural responses at $x' = 0.5L$ of the supported wedges with different plate thicknesses

b/mm	w_{max}/mm							
	理论解析解			ALE			BEM ^[5]	
	$\beta=10^\circ$	$\beta=30^\circ$	$\beta=45^\circ$	$\beta=10^\circ$	$\beta=30^\circ$	$\beta=45^\circ$	$\beta=30^\circ$	$\beta=45^\circ$
5	6.970	0.420	0.200	4.320	0.410	0.210	0.380	0.150
8	1.710	0.100	0.049	1.530	0.100	0.051	0.095	0.035
11	0.660	0.039	0.019	0.590	0.400	0.020	0.036	0.015

3.2 斜升角的影响

采用 ALE 流固耦合数值模拟和理论计算方法分别对 10° 和 45° 斜升角的弹性楔形体结构进行研究, 并与上节中 30° 斜升角的结构变形分析结果进行对比, 探究不同斜升角对砰击载荷作用下的结构动态响应的影响。 10° 和 45° 斜升角弹性楔形体以 2 m/s 匀速入水过程中, 在砰击载荷作用下的结构动态响应如图 13~14 所示。

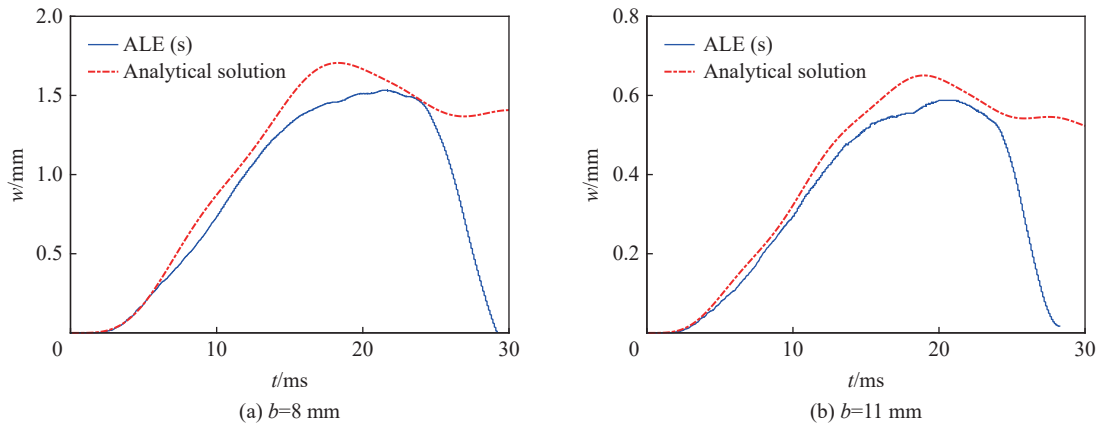


图 13 不同板厚的楔形体 $x'=0.5L$ 处的结构变形 ($\beta=10^\circ$)

Fig. 13 Structural responses at $x'=0.5L$ of the wedges with different plate thickness ($\beta=10^\circ$)

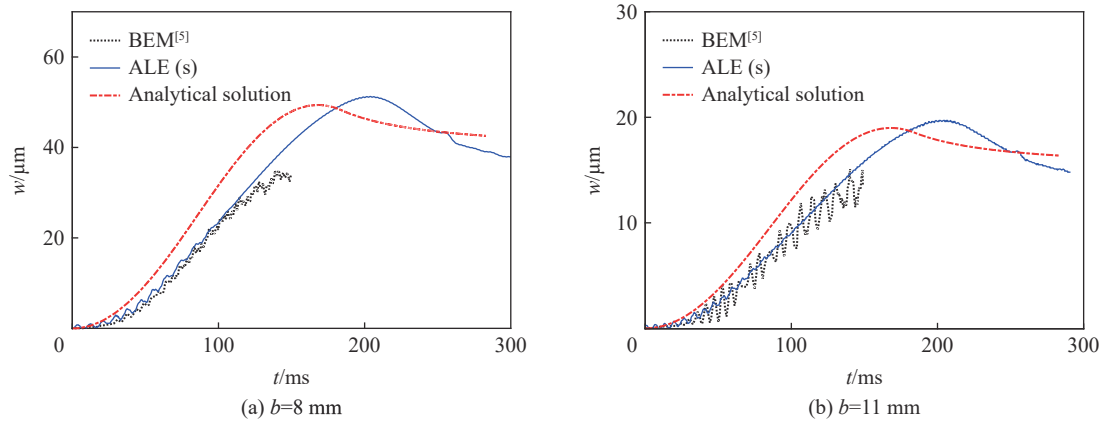


图 14 不同板厚的楔形体 $x'=0.5L$ 处的结构变形 ($\beta=45^\circ$)

Fig. 14 Structural responses at $x'=0.5L$ of the wedges with different plate thicknesses ($\beta=45^\circ$)

在 10° 及 30° 斜升角结果中各种研究方法得到结果较一致, 随着斜升角增大至 45° 后理论解析结果与其他两种数值方法间差异较显著, 结构变形曲线增长速率增大, 但结构变形极值与 ALE 流固耦合模拟结果吻合较好, 其偏差主要是由于 MLM 模型中并未考虑斜升角的高阶项, 非线性程度有限。而 Lu 等^[5] 的 BEM 方法模拟结果仅针对入水砰击初期, 并未对结构完全入水的中后期阶段结构变形进行分析, 其分析

结果与 ALE 流固耦合数值模拟结果较接近。8 mm 板厚的弹性楔形体斜升角自 10° 分别增大至 30° 和 45° 后, 其结构变形极值显著减小至 6.5% 和 3.3%, 而 10° 斜升角楔形体的板厚自 8 mm 增大至 11 mm 后, 结构变形极值仅减小了 61.7%。对比分析可知, 结构动态响应受斜升角变化的影响程度更高, 通过增大斜升角可有效减小局部结构变形极值。

3.3 边界条件的影响

对两端固支边界条件的弹性楔形体进行分析, 与上述两端简支边界条件情况进行对比, 探究不同边界条件对砰击载荷作用下的弹性楔形体结构动态响应的影响。板厚 b 分别为 5、8、11 mm 的两端固支弹性楔形体物面中心点处的结构变形如图 15 所示, 不同边界条件的弹性楔形体结构变形峰值见表 4。

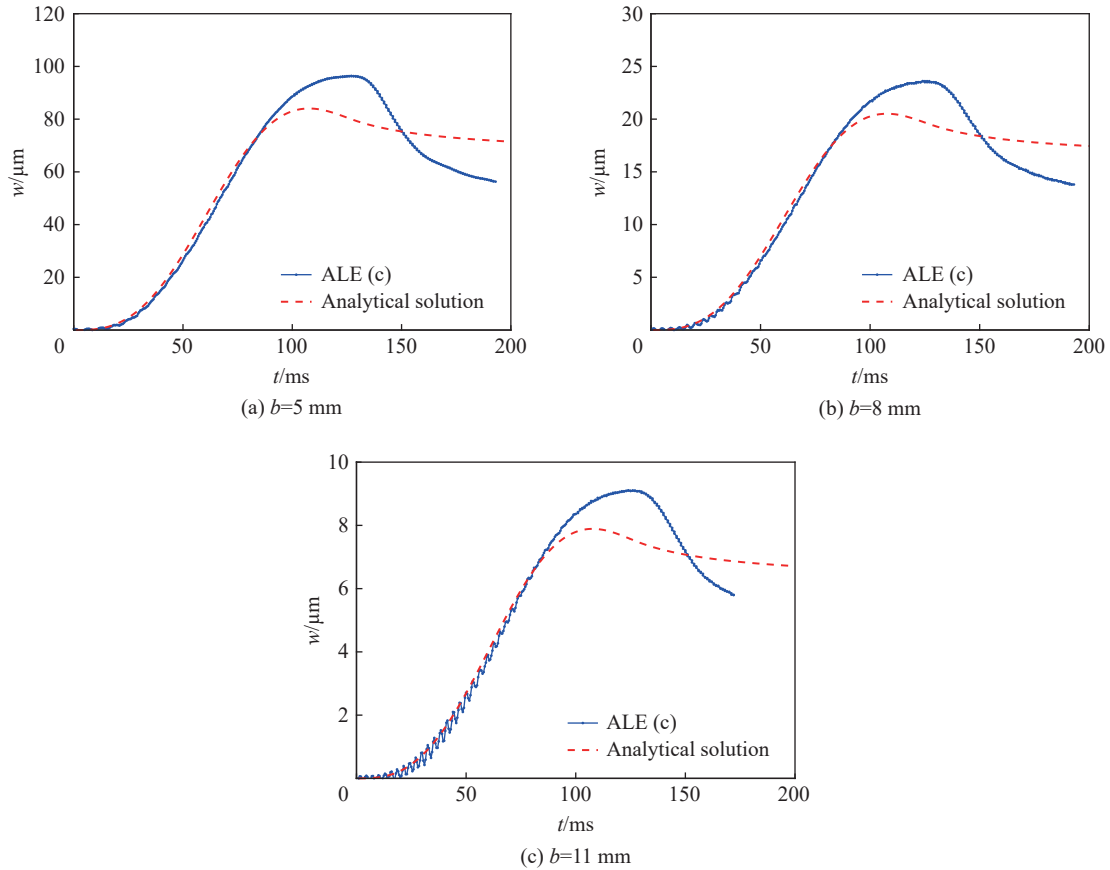


图 15 两端固支的不同板厚的弹性楔形体 $x'=0.5L$ 处的结构变形 ($\beta=30^\circ$)

Fig. 15 Structural responses at $x'=0.5L$ of the clamped wedges with different plate thicknesses ($\beta=30^\circ$)

可见, 两种研究方法在入水砰击初期可得到较好的吻合, 但至射流分离后 ALE 流固耦合模拟结果中的结构变形极值均偏高。相较于理论解析结果, 不同板厚下的 ALE 计算结果分别偏高 14.7%、15.01% 和 15.46%, 并且时间分别滞后 19、16、16 ms, 其偏差主要是来源于理论解析解中对于射流分离后速度势高阶项简化的影响。相较于图 12 中两端简支边界条件结果, 尽管结构变形变化趋势一致, 但由于边界条件的影响, 相同板厚下的结构变形极值大幅减小至 20% 左右。可见, 结构边界条件也是影响砰击载荷作用下结构动态响应的重要因素之一。

表 4 $\beta = 30^\circ$ 的不同板厚的弹性楔形体 $x' = 0.5L$ 处的结构变形峰值

Table 4 The maximum structural responses at $x' = 0.5L$ of the wedges with $\beta = 30^\circ$ and different plate thicknesses

b/mm	$w_{\max}/\mu\text{m}$			
	理论解析		ALE	
	两端简支	两端固支	两端简支	两端固支
5	420	84.0	410	96.0
8	100	21.0	100	24.0
11	39	7.9	400	9.1

3.4 入水速度的影响

分别采用 ALE 流固耦合数值模拟和理论计算方法对不同入水速度砰击下的弹性楔形体结构变形极值进行研究, 探究入水速度对结构响应极值的影响。不同板厚以及不同边界条件的 30°斜升角弹性楔形体, 在不同入水速度砰击载荷作用下的结构响应极值如图 16~17 所示。

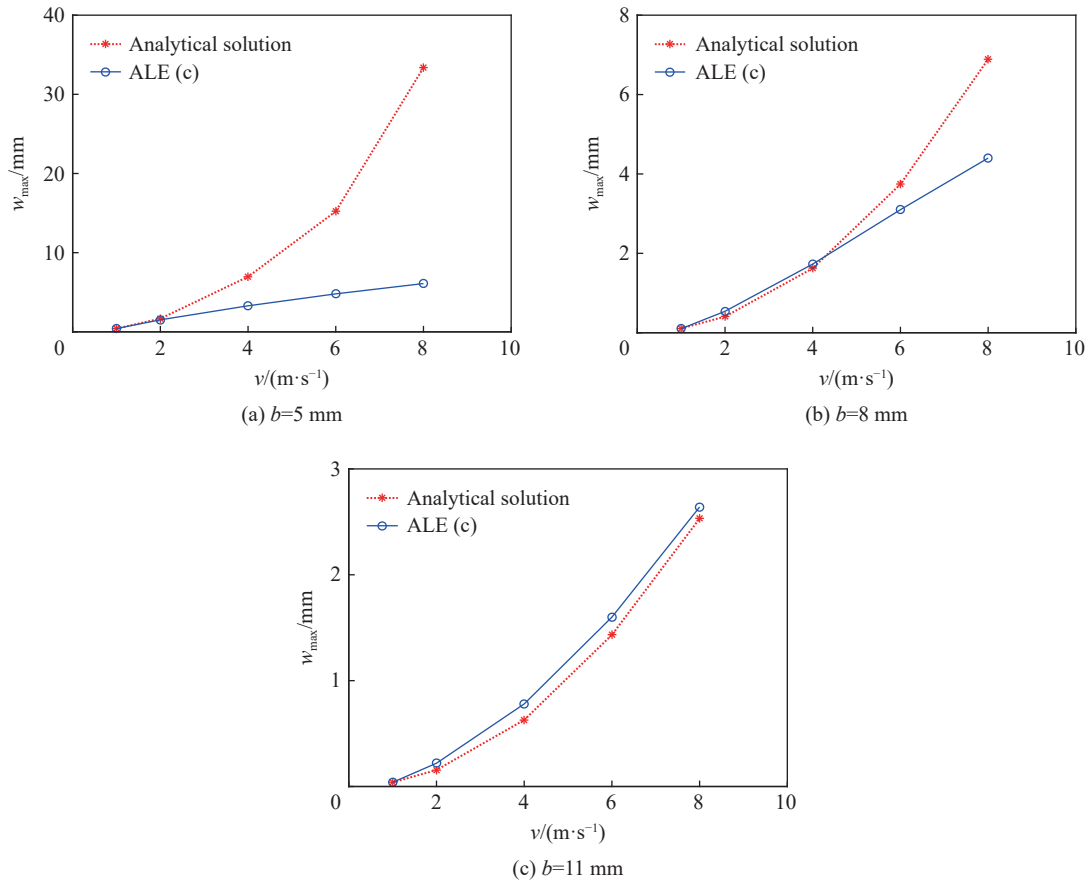


图 16 不同入水速度下两端简支楔形体的结构变形极值 ($\beta=30^\circ$)

Fig. 16 The maximum responses of the supported wedges at different impact velocities ($\beta=30^\circ$)

在 1 m/s 和 2 m/s 入水速度下, 两种计算结果间的偏差较小, 而随着入水速度的升高其偏差更显著, 尤其是在板厚较小的情况下, 理论解析结果显著偏高于 ALE 流固耦合计算结果。该误差主要是由于小板厚以及高速砰击情况下, 理论计算方法对结构变形对流场的影响考虑有限。而在低速入水及板厚增大至 11 mm 后, 结构变形极值显著减小并且两者间误差较小。相同板厚条件下, 两端固支边界条件下与两端简支边界条件具有类似的变化趋势, 但是其结构变形极值大幅降低至 20%。可见, 结构边界条件对砰击载荷作用下结构的水弹性效应具有较显著的影响。除板厚 $b=5$ mm 的弹性楔形体在入水速度 $v=8$ m/s 情况下两者偏差明显, 其他板厚及入水速度情况下两种方法预报的结构变形极值则吻合较好, 相对误差低至 9.6%。可见, 对于两端固支边界条件的弹性结构, 采用理论计算方法可得到精度较高的结构变形极值。

结合板厚、入水速度, 斜升角以及边界条件对砰击载荷作用下结构水弹性效应的影响, 并通过提出水弹性因数 $R_F = C_B \tan\beta \sqrt{EI/(\rho L^3)}/v$ 对砰击载荷作用下结构的水弹性效应进行评估。由上述边界条件分析可知, 在采用两端固支边界条件的情况下, 其结构变形响应极值可大幅降低至 20% 左右。因此, 在两端简支边界条件下, 若 $C_B=1$, 则在两端固支边界条件下, $C_B=5$ 。两端简支边界条件的 30°斜升角楔形体在不同板厚及入水速度下的水弹性因数见表 5, 可见在 $R_F < 1.71$ 时水弹性效应显著, 在考虑水弹性效应下

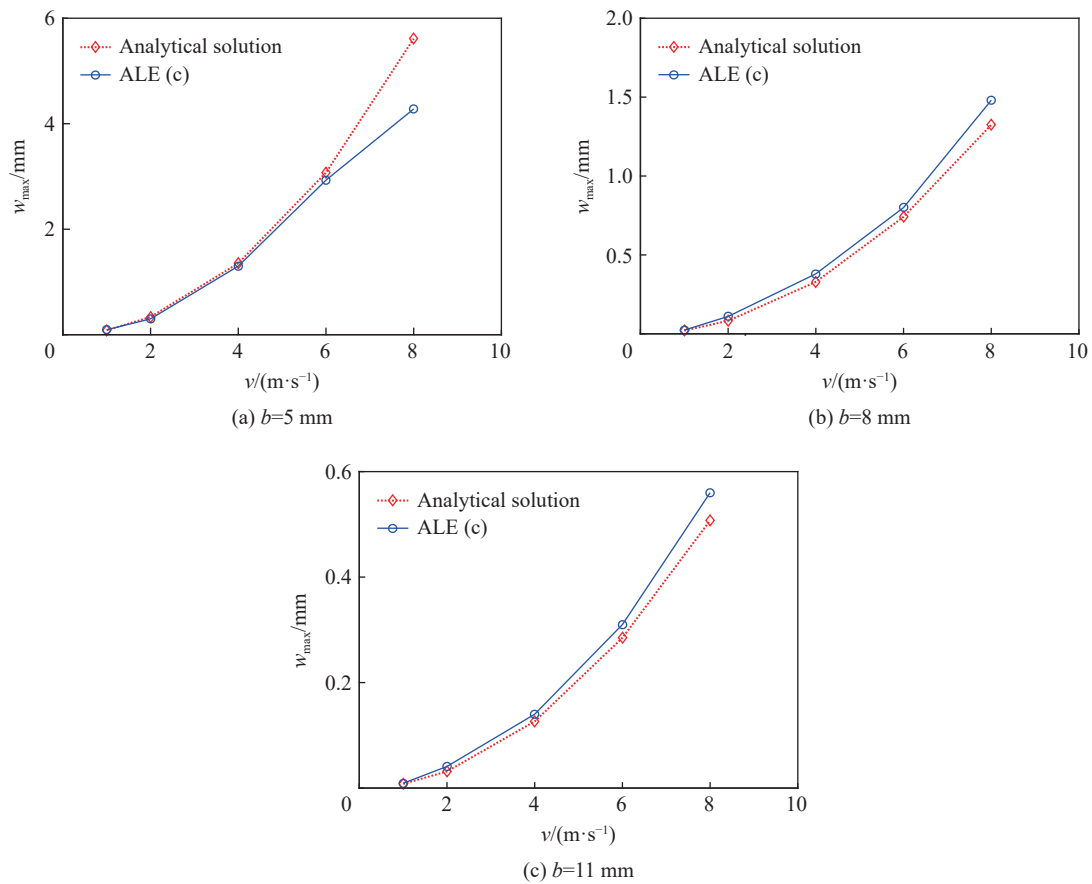


图 17 不同入水速度下两端固支楔形体的结构变形极值 ($\beta=30^\circ$)

Fig. 17 The maximum responses of the clamped wedges at different impact velocities ($\beta=30^\circ$)

结构变形量值显著增加, 由于结构变形影响使得结构物面所受砰击载荷影响显著。因此, 水弹性因数 $R_F < 1.71$ 时需采用 ALE 水弹性流固耦合模拟方法对结构动态响应水平进行预报。但是由于 ALE 水弹性流固耦合模拟的计算时间较长及成本较高, 并且对计算模型网格精细程度以及关键参数要求较严格, 模拟过程中易出现流体渗漏、液体不连续或网格畸变等不符合实际物理过程的现象。本文中所提出的理论计算方法效率较高, 在 $R_F > 1.71$ 时可高效高精度地评估结构变形极值水平, 进而保障结构强度的安全性。特别是在抗砰击结构方案设计优化阶段, 本文中所提出的理论计算方法具有明显优势。

表 5 不同板厚的楔形体在不同入水速度下的水弹性因数
Table 5 The hydroelastic factors of the wedges with different plate thicknesses at different water-enter velocities

速度/($m \cdot s^{-1}$)	R_F		
	$b=5 \text{ mm}$	$b=8 \text{ mm}$	$b=11 \text{ mm}$
1	3.38	6.83	11.01
2	1.69	3.42	5.51
4	0.84	1.71	2.75
6	0.56	1.14	1.84
8	0.42	0.85	1.38

4 结 论

针对弹性楔形体入水的砰击载荷及结构响应开展研究, 提出了弹性楔形体在砰击载荷作用下的理论解析计算模型, 评估其结构动态响应特性, 基于模态叠加法实现了弹性楔形体入水过程中结构响应的高精度快速预报。并且采用 ALE 流固耦合数值模拟方法评估砰击载荷作用下的结构动态响应, 并与 BEM 边界元数值计算结果进行对比, 验证其理论模型解析计算方法的适用性及有效性。分别针对不同的斜升角及板厚的弹性结构进行分析, 讨论不同入水速度、斜升角、板厚和不同边界约束条件对砰击载

荷特性和结构动态响应特性的影响。

相较于板厚而言, 弹性结构所受砰击力和结构动态响应对物面斜升角和入水速度更敏感, 通过增大斜升角可有效降低结构砰击载荷和局部结构变形极值, 加强结构边界约束也可显著降低结构动态响应。在结构斜升角较小和入水速度较高的情况下, 其弹性效应引起的砰击载荷变化更显著。在考虑结构水弹性效应时, 弹性体所受到的砰击压力峰值显著高于刚性体结构所受到的砰击压力峰值并且到达峰值的时间滞后, 随着入水速度的升高, 弹性体与刚性体的砰击压力峰值比值相较亦显著增大。在满足结构轻量化要求下, 提高斜升角可显著降低结构所受的砰击载荷及结构响应的幅值, 有效保障抗砰击结构的安全性。

通过水弹性因数 $R_F = C_B \tan\beta \sqrt{EI/(\rho L^3)}/v$, 评估板厚、入水速度、斜升角和边界条件对砰击载荷作用下结构水弹性效应的影响。研究结果显示, 在水弹性因数 $R_F > 1.71$ 时, 本文中所采用的理论解析方法可较好地高效预报弹性楔形体结构变形响应, 并与 ALE 流固耦合模拟结果进行对比, 验证了其有效性和可靠性。因此, 本文中所构建的砰击载荷作用下弹性结构动态响应特性评估方法可高效高精度地对抗砰击结构强度进行校核, 保障抗砰击结构强度的安全性, 特别是在抗砰击结构方案设计优化阶段具有明显优势, 并可为相关规范提供校核方法以及参考依据。

参考文献:

- [1] KVALSVOLD J, FALTINSEN O M. Hydroelastic modeling of wet deck slamming on multihull vessels [J]. *Journal of Ship Research*, 1995, 39(3): 225–239. DOI: 10.5957/jsr.1995.39.3.225.
- [2] FALTINSEN O M, KVALSVOLD J, AARSNES J V. Wave impact on a horizontal elastic plate [J]. *Journal of Marine Science and Technology*, 1997, 2(2): 87–100. DOI: 10.1007/BF02491523.
- [3] KHABAKHPASHEVA T I, KOROBKIN A A. Elastic wedge impact onto a liquid surface: Wagner's solution and approximate models [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2013, 36: 32–49. DOI: 10.1016/j.jfluidstructs.2012.08.004.
- [4] SHAMS A, PORFIRI M. Treatment of hydroelastic impact of flexible wedges [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2015, 57: 229–246. DOI: 10.1016/j.jfluidstructs.2015.06.017.
- [5] LU C H, HE Y S, WU G X. Coupled analysis of nonlinear interaction between fluid and structure during impact [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2000, 14(1): 127–146. DOI: 10.1006/jfls.1999.0257.
- [6] STENIUS I, ROSÉN A, KUTTENKEULER J. Hydroelastic interaction in panel-water impacts of high-speed craft [J]. *Ocean Engineering*, 2011, 38(2–3): 371–381. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2010.11.010.
- [7] PANCIOLO R, ABRATE S, MINAK G, et al. Hydroelasticity in water-entry problems: comparison between experimental and SPH results [J]. *Composite Structures*, 2012, 94(2): 532–539. DOI: 10.1016/j.compstruct.2011.08.016.
- [8] PANCIOLO R. Water entry of flexible wedges: some issues on the FSI phenomena [J]. *Applied Ocean Research*, 2013, 39: 72–74. DOI: 10.1016/j.apor.2012.10.010.
- [9] HASSOON O H, TARFAOUI M, ALAOUI A E M, et al. Experimental and numerical investigation on the dynamic response of sandwich composite panels under hydrodynamic slamming loads [J]. *Composite Structures*, 2017, 178: 297–307. DOI: 10.1016/j.compstruct.2017.07.014.
- [10] HASSOON O H, TARFAOUI M, ALAOUI A E M, et al. Mechanical behavior of composite structures subjected to constant slamming impact velocity: an experimental and numerical investigation [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2018, 144: 618–627. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2018.05.035.
- [11] HASSOON O H, TARFAOUI M, ALAOUI A E M, et al. Mechanical performance evaluation of sandwich panels exposed to slamming impact: comparison between experimental and SPH results [J]. *Composite Structures*, 2019, 220: 776–783. DOI: 10.1016/j.compstruct.2019.04.051.
- [12] KOROBKIN A. Analytical models of water impact [J]. *European Journal of Applied Mathematics*, 2004, 15(6): 821–838. DOI: 10.1017/S0956792504005765.

(责任编辑 张凌云)