

重复碰撞载荷下加筋板结构的动态响应研究

许育文, 顾学康, 赵南*

(中国船舶科学研究中心, 江苏 无锡 214082)

摘要: **目的** 探究船体加筋板结构在受到重复碰撞载荷作用下塑性变形的累计趋势, 分析加筋板主要参数对损伤演化过程的影响, 揭示高速、重复冲击下船体加筋结构的变化机理。**方法** 以一纵三肋加筋板为研究对象, 建立基于能量法的刚塑性加筋板动态变形计算方法, 以及基于 Johnson-Cook 本构关系的数值模拟方法, 开展不同板架厚度、冲击能量以及冲击尺寸等参数对加筋板变形演化影响的研究。**结果** 对比分析了理论模型和数值方法, 获得了不同参数下的加筋板的结构损伤演化规律。**结论** 理论解和数值解较为吻合。冲击能量增加后, 加筋板的塑性变形量、塑性变形累积速度也随之增加。载荷集中程度越大, 对于碰撞边界的破坏效应越大。

关键词: 重复碰撞; 动态响应; 加筋板; J-C 本构关系; 能量法; 损伤演化

中图分类号: U611.4

文献标志码: A

文章编号: 1672-9242(2024)03-0055-09

DOI: 10.7643/issn.1672-9242.2024.03.008

Dynamic Response of Stiffened Plate Structures under Repeated Collision Loads

XU Yuwen, GU Xuekang, ZHAO Nan*

(China Ship Scientific Research Center, Jiangsu Wuxi 214082, China)

ABSTRACT: The work aims to investigate the cumulative trend of plastic deformation of the stiffened plate structure under repeated impact loads, analyze the effect of the main parameters of the stiffened plate on the damage evolution process, and reveal the change mechanism of the stiffened structure under high-speed and repeated impact. The dynamic deformation calculation method of the stiff-plastic stiffened plate based on energy method and the numerical simulation method based on Johnson-Cook constitutive relation were established to study the effect of different plate thickness, impact energy and impact size on the deformation evolution of the stiffened plate. The theoretical model and the numerical method were compared and analyzed, and the structural damage evolution rules of the stiffened plate under different parameters were obtained. The theoretical solutions are in good agreement with the numerical solutions. With the increase of impact energy, the amount of plastic deformation and the accumulation rate of plastic deformation of the stiffened plate also increase. The greater the degree of load concentration, the greater the damage effect to the collision boundary.

KEY WORDS: repeated collision; dynamic response; stiffened plate; J-C constitutive relation; energy method; damage evolution

收稿日期: 2023-12-28; 修订日期: 2024-01-24

Received: 2023-12-28; Revised: 2024-01-24

基金项目: 国家自然科学基金青年项目 (52001284); 江苏省自然科学基金青年项目 BK (20200166)

Fund: National Natural Science Foundation of China Youth Project (52001284); Jiangsu Provincial Natural Science Foundation Youth Project BK (20200166)

引文格式: 许育文, 顾学康, 赵南. 重复碰撞载荷下加筋板结构的动态响应研究[J]. 装备环境工程, 2024, 21(3): 55-63.

XU Yuwen, GU Xuekang, ZHAO Nan. Dynamic Response of Stiffened Plate Structures under Repeated Collision Loads[J]. Equipment Environmental Engineering, 2024, 21(3): 55-63.

*通信作者 (Corresponding author)

海洋装备在海上营运过程中会不可避免地受到重复碰撞载荷的作用，如浮冰冲击、散货船卸装货、船只碰撞等情况，这些反复碰撞载荷会使结构出现累积损伤，从而导致结构失效破坏。这种重复碰撞载荷下的累积塑性变形给船舶装备的运营性能和安全性能带来极大的影响，因此研究船舶结构在重复碰撞载荷下的动态响应是十分必要的。加筋板结构作为船体结构中重要的冲击承载单元，其失效模式以及累积损伤趋势对复杂环境下的船体结构安全性评估十分重要。

Jones^[1]提出了一种对于梁结构在冲击载荷下的刚塑性分析方法，随后众多学者基于刚塑性理论方法，将结构的动态响应分析扩展到板结构^[2-4]的重复碰撞响应中。Liu 等^[5-6]从能量角度出发，得到了加筋板在集中质量撞击作用下塑性动力响应的刚塑性理论解。Zhu 等^[7-10]基于刚塑性理论假设，给出了单向加筋板在反复碰撞载荷下的动态响应信息，分析了材料弹性和应变率等因素的影响，验证了大变形动力响应计算方法的准确性。可以看出，基于刚塑性假设的结构大变形分析方法已经在结构冲击领域取得广泛的应用。

近几年来，国内外学者开展了众多针对船体结构反复碰撞的实验和仿真研究。Wang 等^[11]结合 LS-DYNA 分析软件开展了含有初始裂纹特征的船体结构在重复冲击下的动响应规律，确定了重复冲击载荷下船体结构的最大应力区域，以及不同裂纹特征对结构安全性的影响。Alsos 等^[12]和 Karlsson 等^[13]开展了船体加筋板的碰撞试验，探究了不同加筋模式对结构承载能力的影响。Zhu 等^[14-15]开展了船用泡沫金属夹芯板在重复冲击下的实验研究和仿真分析，分析了重复冲击加卸载过程、夹芯板刚度变化以及能量吸收情况，得到了船用夹芯板在重复冲击过程中的击穿次数与冲击能量之间的关系表达式。在低温条件下，Zhu 等^[16-18]采用了数值和试验方法开展了反复碰撞载荷下船体板和船用泡沫金属加芯板损伤变形的研究，揭示了在低温环境下各种船用材料结构的损伤情况。Truong 等^[19-20]通过数值和试验方法在低温环境下对船体结构承受重复冲击载荷的响应进行了分析，并考虑了温度、应变率以及应变强化对结构承载能力的影响，得出在低温环境下船体的承载能力强于常温环境下船体的承载能力。刘俊杰等^[21]、许育文等^[22]、李锐^[23]研究了船冰反复碰撞过程，获得了在极地环境下的冰载荷特征、船体结构的动态响应特征等。

综上所述，目前对于船舶结构在重复碰撞载荷下的动态响应研究主要集中于船体复合材料、结构弹性效应以及在极端环境下船体结构力学特性的研究，对于船体加筋结构受到重复碰撞载荷的损伤演化过程研究较少，特别是对于加筋板结构参数影响的研究仍处于摸索阶段。因此，本文针对受到重复碰撞载荷的加筋板建立理论模型，独立考虑面板和加强筋，结合

冲击过程中两者的位移耦合，采用力法和能量法建立重复碰撞载荷下加筋板的损伤累积计算理论模型，利用有限元软件 ABAQUS/Explicit 建立基于 J-C 本构关系的数值分析模型，验证理论模型的准确性，并开展了反复碰撞载荷下结构参数特性研究，分析加筋板不同的结构参数对船体结构损伤演化规律的影响。因此，本文以船体加筋板结构为研究对象，建立了加筋板结构在重复碰撞载荷下动态响应的理论和数值预报方法，为船体结构安全性的研究提供一定的参考。

1 重复碰撞载荷下典型加筋板模型的建立

本文以四周固支的矩形加筋板为研究对象，通过建立加筋板的重复碰撞模型，开展加筋板在中心受到刚性物体撞击时的动态响应研究。船舶在极地航行过程中，容易受到重复冰载荷的集中区域为船艏结构区域，为了符合船舶承受重复冲击的实际工况，重复碰撞模型中，使用真实船舶艏部板架进行简化所得到的船体板架模型，如图 1 所示。

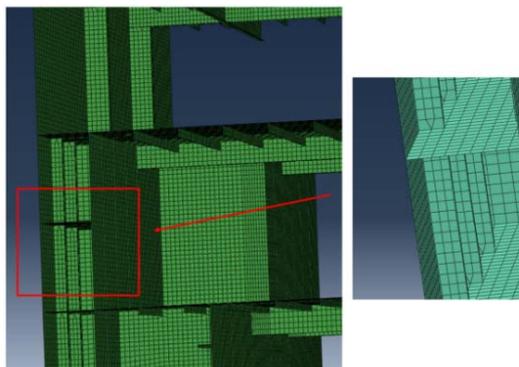


图 1 船体板架结构原型^[11]
Fig.1 Hull plate frame structure prototype^[11]

将板架模型的加强筋间距和骨材分布简化为加筋形式为一肋三纵的矩形加筋板模型，使得塑性破坏模式满足相似关系，其加筋板长度为 $2A \times 2B$ ，厚度为 H ，如图 2 所示。其中，加强筋厚度为 t ，宽度为 h ，纵骨间距为 s ，在加筋板中心承受质量为 G 、速度为 v_0 的刚性质量块冲击。假定图 2 中的加筋板变形满足图 3 的变形模式，其中 a 和 b 是刚性质量块和矩形加筋板的接触域尺寸。

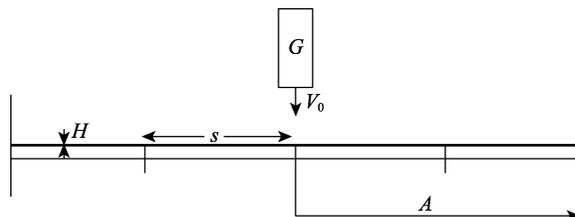


图 2 受到刚性质量块冲击的加筋板
Fig.2 Stiffened plate impacted by a rigid mass

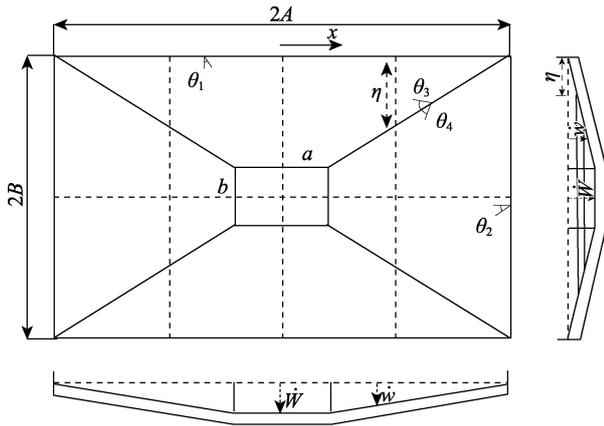


图 3 加筋板模型的假定变形场

Fig.3 Assumed deformation field of stiffened plate model

2 理论及数值方法

2.1 简化理论分析

针对第 1 节提出的重复碰撞模型, 为简化理论分析, 本文提出以下基本假设: 加筋板材料是完全刚塑性的; 暂时忽略应变率效应、剪切效应以及转动惯量效应, 即认为截面的塑性屈服仅由弯矩和膜力共同作用决定的; 忽略碰撞系统的相对运动, 假定接触瞬间两者在碰撞区域就到达了共同的速度 v_0^* ; 忽略板和加强筋之间的相互作用, 则 2 个结构部件可以单独分析。

2.1.1 矩形板的塑性变形

根据图 3 的加筋板模型的假定位移场, 构建出矩形板的控制方程^[4]:

$$-G\ddot{W}\dot{W} - \int_S \mu w \dot{w} dS = \sum_{m=1}^n \int (M + wN) \dot{\theta}_m dl_m \quad (1)$$

式中: G 为撞击块的质量; μ 为单位面积矩形板的质量; S 为各个刚性区域的面积; w 为板各点处的横向位移; W 表示中心区最大位移; \dot{W} 和 \ddot{W} 表示中心区域的速度以及加速度; M 和 N 为板的合力矩以及轴力; θ 和 $\dot{\theta}$ 为绞线转动的相对角度以及速率; σ_0 为板的塑性极限应力; ε 为板的单位应变; m 和 l_m 分别表示塑性铰的个数和长度。

式 (1) 左边第一项为冲头做功的功率, 第二项是撞击后板本身惯性力的做功速率, 右侧项给出了塑性弯曲铰链所消耗的能量速率。假设变形剖面仅由塑性铰分隔的刚性区域组成, 则图 3 的绞线上的 M 和 N 符合下列广义屈服条件^[3]:

$$\frac{M}{M_0} + \left(\frac{N}{N_0}\right)^2 = 1 \quad (2)$$

图 4 中虚线为真实屈服曲线, 由式 (2) 控制的广义屈服条件为板的截面的屈服条件, $M_0 = \sigma_0 H^2 / 4$, $N_0 = \sigma_0 H$, 外接屈服曲线为最大屈服的上界, 内侧

为下界。因此, 可以求出膜拉伸和绞线弯曲所造成的能量耗散率^[7]:

$$\dot{U}_n = 2N_0 \left(\frac{2A+a}{2B-b} + \frac{2B+b}{2A-a} \right) W \dot{W} \quad (3)$$

$$\dot{U}_m = 16M_0 \left(\frac{A}{2B-b} + \frac{B}{2A-a} \right) \dot{W} \quad (4)$$

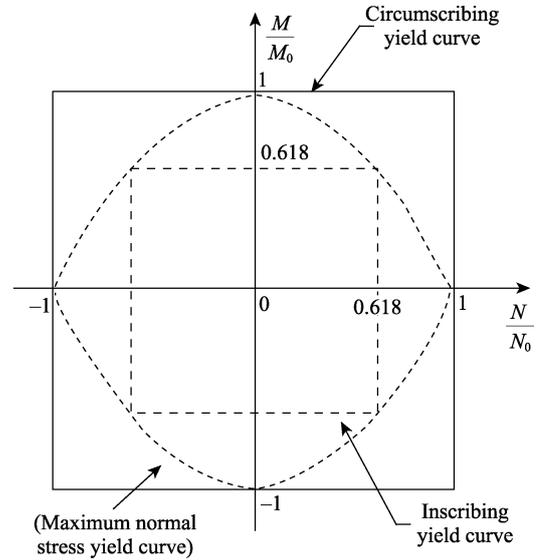


图 4 变形面的屈服条件^[3]

Fig.4 Yield condition of deformation surface^[3]

2.1.2 加强筋的塑性变形

根据图 3 的假定变形场, 加强筋的变形是由 16 个塑性铰控制, 其中两侧的肋骨变形需要耦合平板变形模式, 可以求出加强筋由轴力控制的拉伸变形和弯矩控制的弯曲变形所造成的能量耗散率:

$$\dot{U}_{sn} = 4N_{s0} \left[\frac{1}{2B-b} + \frac{1}{2A-a} + \frac{4\eta}{(2B-b)^2} \right] W \dot{W} \quad (5)$$

$$\dot{U}_{sm} = 8M_{s0} \left(\frac{3}{2B-b} + \frac{1}{2A-a} \right) \dot{W} \quad (6)$$

式中: M_{s0} 、 N_{s0} 分别为加强筋的塑性极限弯矩和极限轴力, $M_{s0} = \sigma_{s0} t h^2 / 4$, $N_{s0} = \sigma_{s0} t h$; σ_{s0} 为塑性极限应力。

将式 (1) 中的控制对象扩展至加筋板, 即将式 (3) ~ (6) 代入式 (1), 基于广义屈服条件, 从而得到加筋板变形的控制方程^[24]:

$$\ddot{W} + \alpha^2 W = \beta \quad (7)$$

式中:

$$\alpha^2 =$$

$$\frac{2N_0 \left(\frac{2A+a}{2B-b} + \frac{2B+b}{2A-a} \right) + 4N_{s0} \left[\frac{1}{2B-b} + \frac{1}{2A-a} + \frac{4\eta}{(2B-b)^2} \right]}{G + \frac{\mu}{6} [A(4B+2b) + a(3b+2B)] + \frac{2}{3}(A+3B)\rho_s h t} \quad (8)$$

$$\beta = -\frac{16M_0\left(\frac{A}{2B-b} + \frac{B}{2A-a}\right) + 8M_{s0}\left(\frac{3}{2B-b} + \frac{1}{2A-a}\right)}{G + \frac{\mu}{6}\left[A(4B+2b) + a(3b+2B)\right] + \frac{2}{3}(A+3B)\rho_s ht} \quad (9)$$

由于在碰撞瞬间,加筋板和质量块动量守恒,根据文献[3]中对于平板模型控制方程的解,对微分方程(7)求解,可以得出加筋板在重复冲击下的最大塑性位移:

$$W_f = \frac{\sqrt{\beta^2 + (v_0^* \alpha)^2} + \beta}{\alpha^2} \quad (10)$$

其中 v_0^* 为第一次碰撞瞬间加筋板和质量块的共同速度。同理,对于第 i 次撞击,得到相似的计算公式:

$$W_{if} = \frac{\sqrt{\beta^2 + (v_{i-1}^* \alpha)^2} + \beta}{\alpha^2} \quad (11)$$

其中, α 、 β 与式(8)、(9)中的一致, $\eta = s(2B-b)/(2A-a)$, ρ_s 为加强筋的密度。

2.2 数值分析方法

本文采用非线性有限元软件 ABAQUS/Explicit 进行动态显示分析,数值仿真模型分为加筋板试件模型与冲击质量块 2 部分。加筋板模型的加强筋布局设计为一肋三纵,板和加强筋均采用四节点(S4R)壳单元建立,材料厚度方向选取 5 个积分点。为获得精确的计算结果,将冲击中心区域的网格进行了加密处理(5 mm)。模型中壳单元总数为 33 750 个,节点数为 34 106 个。板架尺寸见表 1,纵骨间距为 250 mm,材料为 Q235 钢材,弹性模量为 200 GPa,泊松比为 0.33,材料密度为 7 850 kg/m³。

表 1 板架模型尺寸
Tab.1 Size of frame model

结构名称	厚度/mm	宽度/mm
外板	2	1 000
纵骨	2	50
肋骨	2	50

为充分考虑应力状态、应变率效应以及温度变化对计算结果的影响,本文采取适用于模拟高应变率材料特性的 Johnson-Cook 本构模型^[25]:

$$\varepsilon_f = \left[D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*) \right] \left(1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^* \right) \left(1 + D_5 T^* \right) \quad (12)$$

$$D = \sum (\Delta \varepsilon_{eq} / \varepsilon_f) \quad (13)$$

式中: $D_1 \sim D_5$ 为材料参数; σ^* 为应力三轴度, $\sigma^* = \sigma_m / \sigma_{eq}$, 其中 σ_{eq} 为等效应力, σ_m 为静水压力; $\dot{\varepsilon}^*$ 为无量纲等效塑性应变率; T^* 为无量纲等效温度。

通过塑性损伤累积效应,当损伤变量 D 从 0 达到 1 时,钢材便发生失效,材料本构的主要参数见表 2。

表 2 Q235 钢的 J-C 模型相关参数
Tab.2 Q235 steel J-C model parameters

T_r/K	T_m/K	$\dot{\varepsilon}^*/s^{-1}$	D_1
293	1 795	2.1×10^{-3}	0.472
D_2	D_3	D_4	D_5
18.728	-7.805	-0.019 3	13.017

本文将冲击头建模设定为刚体,冲击方向正对于板架平面,加筋板采用固支边界约束。采用面-面接触以及罚接触算法,考虑冲击过程中的滑动效果,摩擦系数^[17]设定为 0.3。采用瑞利阻尼来使加筋板减少弹性振动的时间,并将上一次冲击产生的变形,残余应力等状态作为下一次冲击的起始状态。数值模型如图 5 所示。

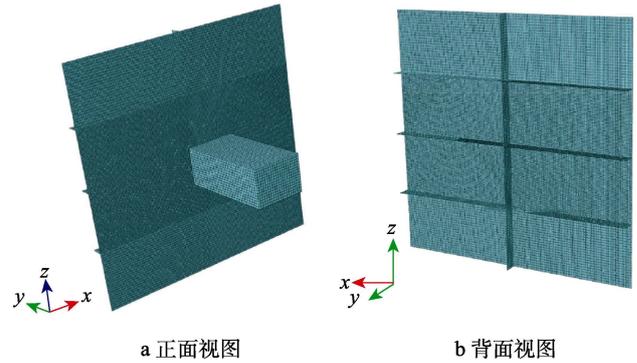


图 5 冲击有限元模型
Fig.5 Impact finite element model: a) front view; b) back view

3 计算结果分析

3.1 加筋板的变形形态

本节主要分析重复碰撞载荷下加筋板的变形模式,模型参数见表 3。得到第 1、5 次冲击和最后一次冲击后的失效模式如图 6、图 7 所示。可以得出,碰撞发生后,冲击中心位置出现凹陷,且凹陷区仍保持冲头形状不变。同时,冲击接触位置内部保持相对平整状态,四周呈现向下的非线性变形。加强筋的变形与板耦合,冲击区边缘变形曲率不连续。随着冲击次数的增加,接触区域变形增加,加强筋开始出现扭曲变形,并逐渐严重。

表 3 冲击模型参数
Tab.3 Impact model parameters

冲击尺寸/mm	冲击速度/(m·s ⁻¹)	冲击次数	冲击质量/kg
200×150	5	10	94.2

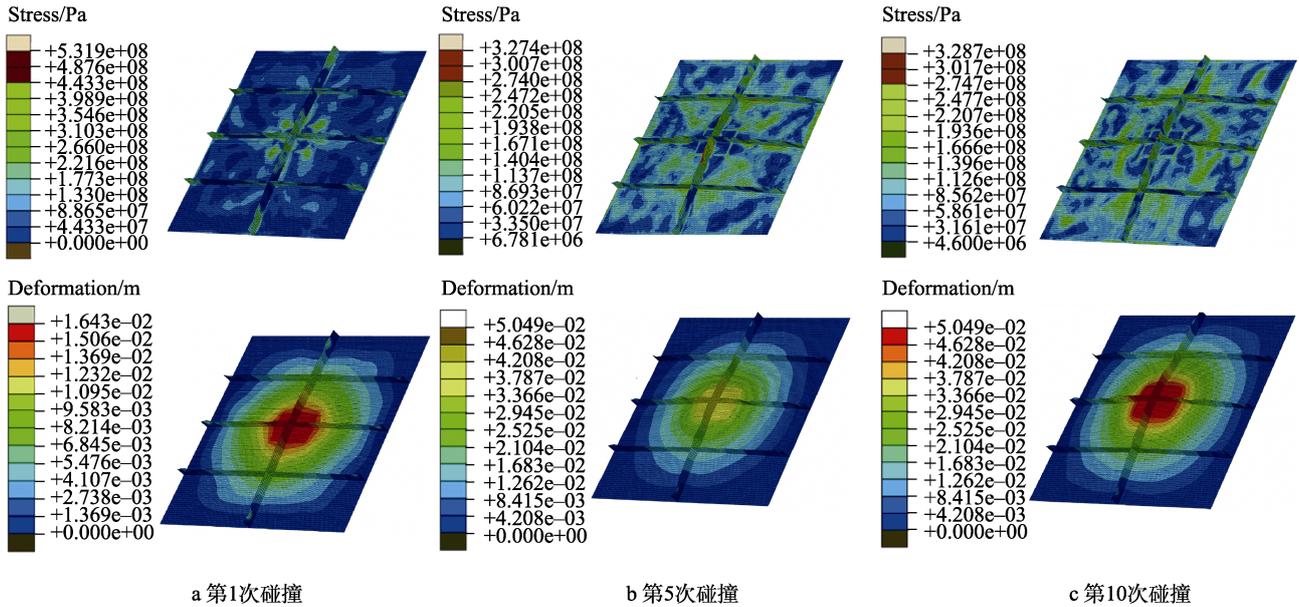


图 6 不同碰撞次数下加筋板模型背面失稳模式
 Fig.6 Buckling mode for back of stiffened plate model under different collision times:
 a) 1st impact; b) 5th impact; c) 10th impact

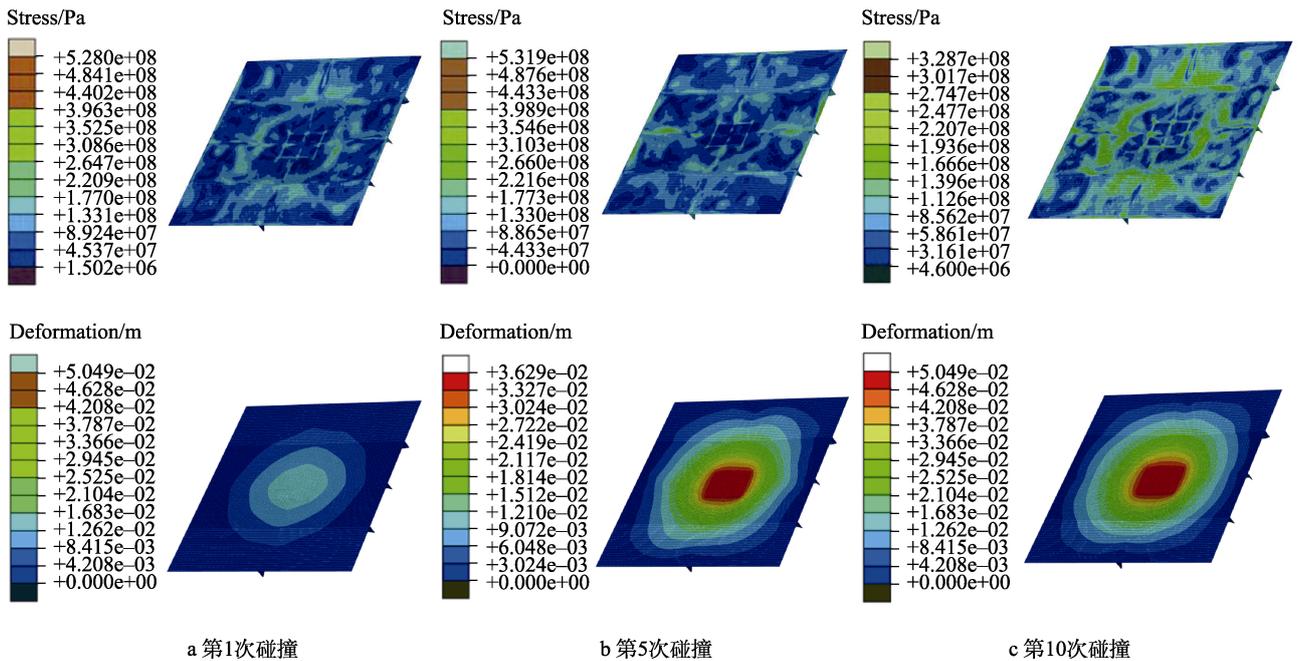


图 7 不同碰撞次数下加筋板模型正面失稳模式
 Fig.7 Frontal instability mode of stiffened plate model under different collision times:
 a) 1st impact; b) 5th impact; c) 10th impact

通过图 6 和图 7 可以看出,加筋板整体失效模式与图 3 的假定位移场整体上保持一致。在碰撞过程中,接触区域产生了较高的应力,碰撞接触区域边缘产生了较为明显的塑性绞线。矩形中心区的 4 个角点处为高应力区,为断裂破坏开始的区域。该现象与文献[26]的试验结果相似,冲击载荷下平板最大的应变在靠近边界的凹痕转角处。

获得第 1、5、10 次碰撞后加筋板中心点沿着长度方向的最终挠度,同时和理论模型中的计算结果进

行对比,得到重复碰撞载荷下加筋板中心沿 x 方向的变形分布,如图 8 所示。可以看出,有限元结果和理论分析得出的挠度分布曲线比较接近。同时,由于加强筋对于板架的加固作用,随着碰撞次数的增加,加筋板的变形形状仍保持不变,呈现为板架整体的挠度逐渐增加,并且不同刚性区域增加的比例相似。碰撞中心区域变形值与板架最大变形相比,均值为 0.975,因此可以认为碰撞中心区近似保持平整状态,与理论假设一致。

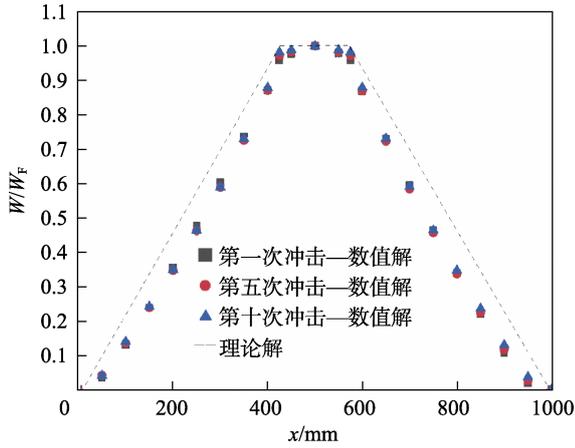


图8 加筋板中心沿 x 方向的变形模式
Fig.8 Deformation mode of stiffened plate center along the x direction

图9对比了在第1、5、10次碰撞后加筋板中平板的中心线以及加强筋的纵向中心线沿长度方向的位移变化。结合图6可以得出,加强筋虽然在碰撞过程中出现了横向的扭曲变形,但是加强筋垂直方向中心线的挠度变化仍然和平板耦合,这与图3中对于加强筋和平板位移场的假定是吻合的。

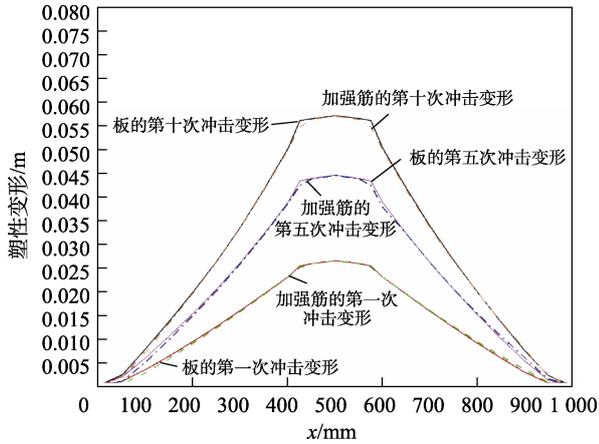


图9 平板和加强筋中心随着碰撞次数的挠度变化 (沿 x 方向)

Fig.9 Deflection of plate and stiffener center with the number of collisions (along the x direction)

3.2 主要影响参数分析

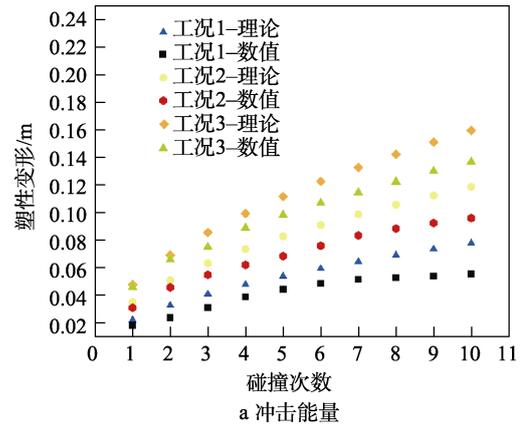
本节在不同参数条件下对比了理论计算公式和数值模拟得出的加筋板中心处的最大累计塑性变形值。在不同的冲击能量、板架厚度以及冲击尺寸下,同时开展各种参数条件对加筋板变形累积趋势的影响分析,见表4。

3.2.1 冲击能量影响分析

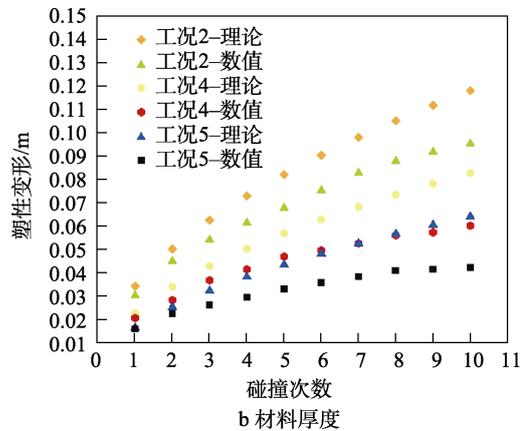
本节主要针对表4中工况1~3进行分析。在不同冲击能量下,加筋板的塑性累积损伤趋势如图10a所示。可以看出,理论解和数值解的吻合效果较好,特

表4 计算工况
Tab.4 Calculation condition

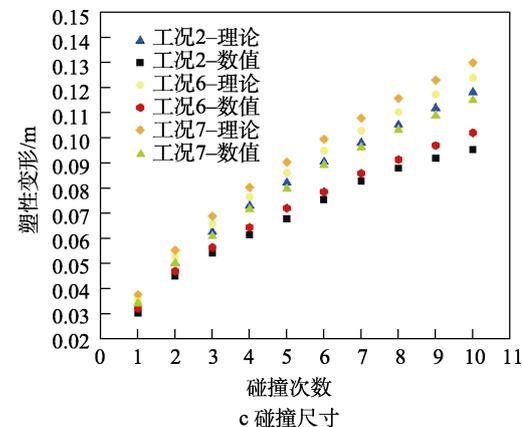
工况序号	冲击尺寸/mm	冲击速度/(m·s ⁻¹)	板架厚度/mm	冲头质量/kg	冲击次数
1	200×150	5	2	94.2	10
2	200×150	7.5	2	94.2	10
3	200×150	10	2	94.2	10
4	200×150	7.5	3.5	94.2	10
5	200×150	7.5	5	94.2	10
6	150×100	7.5	2	94.2	10
7	100×50	7.5	2	94.2	10



a 冲击能量



b 材料厚度



c 碰撞尺寸

图10 不同参数条件下加筋板的累积塑性变形
Fig.10 Cumulative plastic deformation of stiffened plates under different parameters: a) impact energy; b) material thickness; c) collision size

别是在开始的几次碰撞过程中, 理论方法计算出的结果和数值模拟出的结果差距较小。随着碰撞次数的增加, 理论方法计算出的结果和数值解差值会逐渐增加。这主要是由于理论方法的基础假设为刚塑性材料, 因此忽略了碰撞过程中的材料弹性阶段, 但随着碰撞次数越来越多, 钢材弹性能对于整个碰撞过程的影响越发不可忽视, 从而导致理论解会越来越大于数值解。

冲击能量的增加会导致加筋板塑性变形量、塑性变形累积速度显著增加。其中, 当冲击能量增加 124.7% 时, 最大塑性变形平均增加 68.5%; 冲击能量增加 77.8% 时, 最大塑性变形增加 41.6%。两者的增加比例为 2 : 1, 呈现线性趋势。但是, 在不同冲击速度下, 塑性变形累积的整体趋势相似, 仍然呈现为逐渐趋于平缓的状态, 冲击能量越小, 加筋板的变形累积达到平缓状态的所需次数就越少。这是由于材料的应变硬化效应以及弹性效应的影响, 加筋板抵抗变形的能力随着碰撞次数增加而变强, 冲击能量越小, 加筋板达到变形平缓状态的碰撞次数越少。

3.2.2 板架厚度影响分析

本节主要针对厚度分别为 2、3.5、5 mm 条件下 (加强筋和平板厚度均发生变化, 对应表 4 中工况 2、4、5), 对加筋板塑性变化趋势的影响, 并且对比理论模型和数值仿真的计算结果, 如图 10b 所示。可以看出, 3 种工况下加筋板的塑性变形累积趋势基本一致, 随着板材厚度的增加, 加筋板的抵抗变形能力越强, 在相同碰撞能量下, 达到变形累积曲线较为平缓区域所需的碰撞次数则越少。将理论计算结果和数值结果进行对比可以发现, 在前几次碰撞过程中, 2 种方法拟合较好, 理论解与数值解的平均比值分别为 1.047、1.077、1.148。随着碰撞持续进行, 理论解和数值解之间的差值越来越大, 其中加筋板材料厚度越厚, 理论解和数值解的分离趋势越明显。这主要是由于加筋板材料越厚, 克服加筋板弹性变形阶段达到塑性变形阶段所需的能量越多, 因此碰撞过程中弹性效应累积效应则愈发明显, 从而导致 2 种方法结果分类趋势越明显。不同材料厚度条件下加筋板的失效模式如图 11 所示。可以看出, 3 种工况下加筋板的塑性位移场基本一致, 但随着厚度的增加, 加强筋的扭曲变形会逐渐变小。

3.2.3 冲击尺寸影响分析

本节主要针对表 4 中工况 2、6、7 展开分析, 研究在不同碰撞尺寸下加筋板的塑性损伤累积趋势以及失效模式变化, 冲击能量均为 2 649.4 J, 累积损伤趋势的结果如图 10c 所示。可以看出, 随着碰撞接触尺寸的减小, 造成的塑性变形点逐渐上移, 变形增量逐渐变大, 即在碰撞能量相同的情况下, 载荷集中程度越大, 碰撞区域的塑性位移越大, 同时变形增量为

非线性增加。因此, 船舶及海洋结构物在运营过程中, 受到集中碰撞载荷很容易造成结构的损伤断裂。

在不同碰撞尺寸下, 数值模拟得出的加筋板中心点随着时间变化的塑性变形曲线如图 12 所示。随着载荷集中程度增加, 碰撞过程的回弹能量相似, 变形峰值增加, 加筋板达到变形相对平缓的状态所需的碰撞次数则越多。因此, 从图 13 展示的变形模式可以

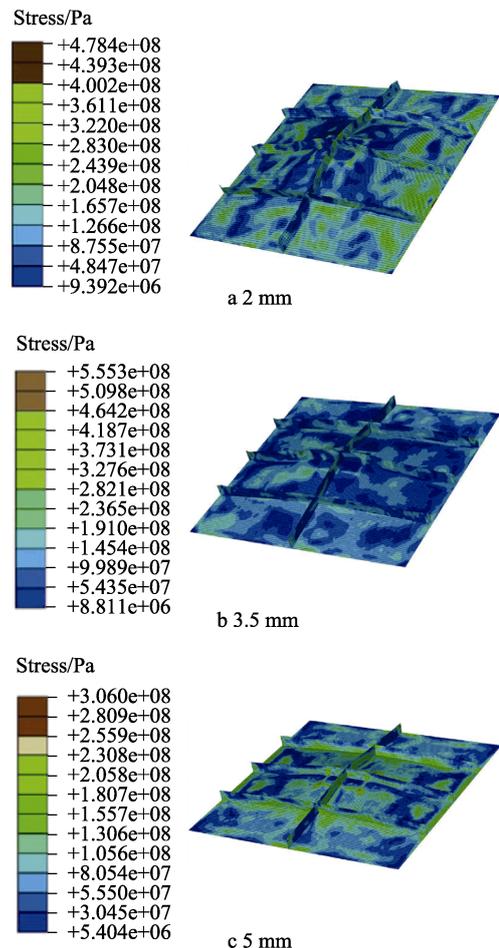


图 11 不同厚度的加筋板模型失稳模式
Fig.11 Instability modes of stiffened plate models with different thicknesses

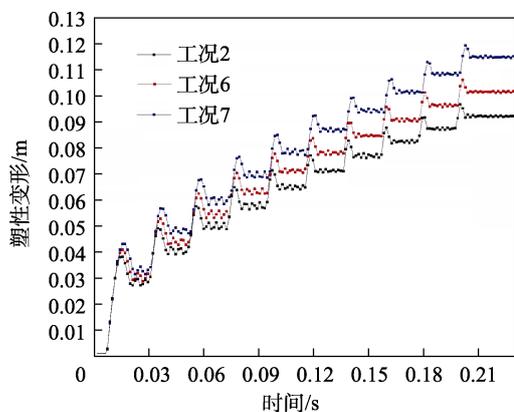


图 12 加筋板中心点随着时间变化的塑性变形曲线
Fig.12 Plastic deformation curve of stiffened plate center point with time

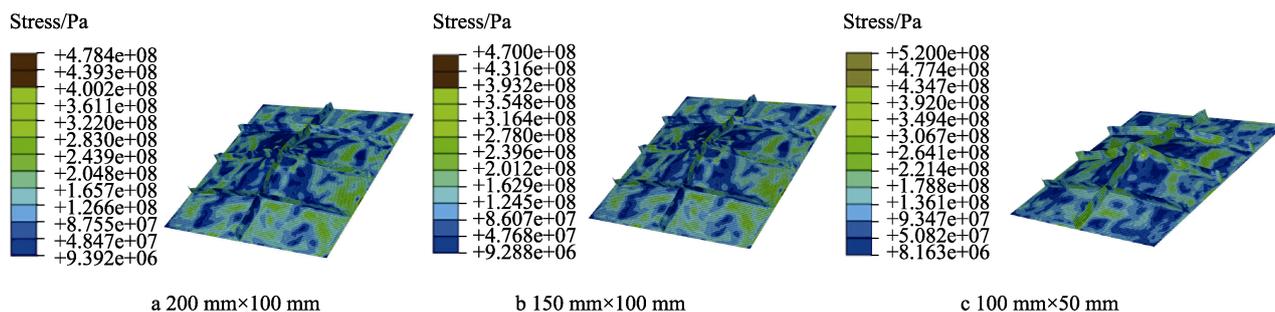


图 13 不同碰撞尺寸下加筋板模型失稳模式

Fig.13 Buckling modes of stiffened plate models under different impact dimensions

看出, 载荷集中程度越大, 对于碰撞边界的破坏效应越大, 加筋板越容易出现撕裂以及破坏。

4 结论

本文从理论计算和数值计算角度建立了四周固支加筋板在受到重复碰撞载荷的作用下动态响应的分析方法, 通过研究分析, 主要得出以下结论:

1) 理论计算方法能够较为准确地预测船体加筋板在前几次碰撞的变形, 理论解与数值解的平均比值为 1.091。但是由于其简化过程的局限性, 当弹性效应不可忽视时, 变形预测不够准确。

2) 随着碰撞次数增多, 加筋板的塑性损伤变形逐渐累加, 但其位移的增量呈现下降趋势。同时, 碰撞区域保持相对平整, 接触边缘出现应力和应变集中效应, 最容易产生材料撕裂和破坏, 加强筋也开始出现扭曲变形, 并逐渐严重。

3) 冲击能量增加后, 加筋板的塑性变形量、塑性变形累积速度也随之增加, 其达到变形平缓的状态所需碰撞次数越多。其中, 当冲击能量增加 124.7% 时, 最大塑性变形平均增加约 68.5%; 冲击能量增加 77.8% 时, 最大塑性变形增加约 41.6%。

4) 随着板材厚度的增加, 加筋板的抵抗变形能力越强, 但塑性变形累积趋势基本一致。在相同碰撞能量下, 达到变形累积曲线较为平缓区域所需的碰撞次数则越少。载荷集中程度越大, 加筋板变形的局部效应越大, 对于碰撞边界的破坏效应越大, 造成的集中应力和应变越大, 越容易出现撕裂以及破坏效果。

本文从加筋板在重复碰撞载荷下的动态响应出发, 最终形成的对加筋板损伤机理的理论和数值预报方法可以为极地航行船舶结构设计优化及安全性评估提供支持。

参考文献:

[1] JONES N. A Theoretical Study of the Dynamic Plastic Behavior of Beams and Plates with Finite-Deflections[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1971, 7(8): 1007-1029.

[2] JONES N, KIM S B, LI Q M. Response and Failure of Ductile Circular Plates Struck by a Mass[J]. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 1997, 119(3): 332-342.

[3] ZHU L, FAULKNER D. Damage Estimate for Plating of Ships and Platforms under Repeated Impacts[J]. *Marine Structures*, 1996, 9(7): 697-720.

[4] JONES N. Impact Loading of Ductile Rectangular Plates[J]. *Thin-Walled Structures*, 2012, 50(1): 68-75.

[5] LIU B, VILLAVICENCIO R, GUEDES SOARES C. Simplified Analytical Method to Evaluate Tanker Side Panels during Minor Collision Incidents[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 78: 20-33.

[6] LIU B, VILLAVICENCIO R, GUEDES SOARES C. Simplified Method for Quasi-Static Collision Assessment of a Damaged Tanker Side Panel[J]. *Marine Structures*, 2015, 40: 267-288.

[7] ZHU L, SHI S Y, JONES N. Dynamic Response of Stiffened Plates under Repeated Impacts[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, 117: 113-122.

[8] ZHU L, SHI S Y, CAI W. Review of Work on Ship Structures Subjected to Repeated Impact Loadings[C]// *Proceedings of the 6th International Conference on Marine Structures*. Lisboa, : CRC Press, 2017.

[9] SHI S Y, ZHU L, KARAGIOZOVA D, et al. Experimental and Numerical Analysis of Plates Quasi-Statically Loaded by a Rectangular Indenter[J]. *Marine Structures*, 2017, 55: 62-77.

[10] 史诗韵. 船体结构在反复碰撞载荷下的弹塑性响应研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2019.

SHI S Y. Elastic-Plastic Responses of Ship Structures under Repeated Impact Loadings[D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2019.

[11] 王炜轩. 重复冲击载荷下含初始裂纹结构大变形损伤规律研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2022.

WANG W X. Study on Large Deformation Damage Law of Structures with Initial Cracks under Repeated Impact Loads[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2022.

[12] ALSOS H S, AMDAHL J. On the Resistance to Penetration of Stiffened Plates, Part I-Experiments[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(6): 799-807.

[13] KARLSSON U B, RINGSBERG J W, JOHNSON E, et

- al. Experimental and Numerical Investigation of Bulb Impact with a Ship Side-Shell Structure[J]. *Marine Technology and SNAME News*, 2009, 46(1): 16-26.
- [14] GUO K L, ZHU L, LI Y G, et al. Experimental Investigation on the Dynamic Behaviour of Aluminum Foam Sandwich Plate under Repeated Impacts[J]. *Composite Structures*, 2018, 200: 298-305.
- [15] ZHU L, GUO K L, LI Y G, et al. Numerical Study on Dynamic Behavior of Aluminum Foam Sandwich Plate under Repeated Impacts[C]// 2nd International Conference on Impact Loading of Structures and Materials. Xi'an: [s. n.], 2018.
- [16] ZHU L, GUO K L, LI Y G, et al. Experimental Study on the Dynamic Behaviour of Aluminium Foam Sandwich Plates under Single and Repeated Impacts at Low Temperature[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, 114: 123-132.
- [17] ZHU L, GAO J Y, LI Y G. Numerical Analysis on the Response of Deck Plates Laterally Impacted by a Rectangular Indenter[C]// Proceedings of ASME 2018 37th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Madrid: ASME, 2018.
- [18] ZHU L, CAI W, CHEN M S, et al. Dynamic Analysis of Ship Plates under Repeated Ice Floes Impacts Based on a Simplified Ship-Ice Collision Model[C]// The 28th International Ocean and Polar Engineering Conference. [s. l.]: International Society of Offshore and Polar Engineers, 2018.
- [19] TRUONG D D, JUNG H J, SHIN H K, et al. Response of Low-Temperature Steel Beams Subjected to Single and Repeated Lateral Impacts[J]. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 2018, 10(6): 670-682.
- [20] TRUONG D D, SHIN H K, CHO S R. Repeated Lateral Impacts on Steel Grillage Structures at Room and Sub-Zero Temperatures[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, 113: 40-53.
- [21] 刘俊杰, 王艺陶, 赵南, 等. 油船极地航行与浮冰碰撞动响应特性研究[J]. *舰船科学技术*, 2020, 42(23): 163-168.
- LIU J J, WANG Y T, ZHAO N, et al. Analysis on the Dynamic Response Characteristics of Oil Tanker Colliding with Floating Ice Navigating in Polar Area[J]. *Ship Science and Technology*, 2020, 42(23): 163-168.
- [22] 许育文, 顾学康, 赵南, 等. 极地船舶冰载荷研究方法综述[J]. *装备环境工程*, 2023, 20(9): 26-40.
- XU Y W, GU X K, ZHAO N, et al. Review of Investigation Methods for Ice Load on Polar Ships[J]. *Equipment Environmental Engineering*, 2023, 20(9): 26-40.
- [23] 李锐. 碎冰和层冰联合作用下船首结构动态响应研究[D]. 镇江: 江苏科技大学, 2021.
- LI R. Study on Dynamic Response of Bow Structure under Combined Action of Crushed Ice and Layered Ice[D]. Zhenjiang: Jiangsu University of Science and Technology, 2021.
- [24] JONES N. Pseudo-Shakedown Phenomenon for the Mass Impact Loading of Plating[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 65: 33-39.
- [25] 郭子涛, 高斌, 郭钊, 等. 基于 J-C 模型的 Q235 钢的动态本构关系[J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(4): 804-810.
- GUO Z T, GAO B, GUO Z, et al. Dynamic Constitutive Relation Based on J-C Model of Q235 Steel[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(4): 804-810.
- [26] ZHU L. Stress and Strain Analysis of Plates Subjected to Transverse Wedge Impact[J]. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 1996, 31(1): 1-7.