

第4章 规则波下考虑扰动波浪场对网衣影响的 大型网箱动力响应分析

4.1 引言

当前应用最广泛的海水养殖结构仍然是传统的重力式网箱^[109, 151, 152]。由于整个重力式网箱的主体结构是网衣和细长浮圈，各部件的特征尺寸远小于波长，而且网箱不存在其他的大尺度构件，因此可在网箱的水动力分析中认为网箱仅受入射波作用，忽略网箱结构对流场的影响，即认为流场只是由入射波产生的，不存在绕射波和辐射波。

近年来随着海洋养殖业的蓬勃发展，近海养殖业已经发展饱和^[153]，海水养殖已经逐步向深远海转移^[14, 154]。为此，更加适应开阔海域的深远海大型浮式养殖结构发展迅速。为保证大型网箱的安全运行，需要对各种海况下的网箱各部分载荷进行评估。大型网箱是一种由大型浮体、网衣和钢架等结构构成的新兴的大型海洋养殖结构物。不同于传统的养殖网箱，巨大的浮体在波浪中会产生绕射波和辐射波，这两种波与波浪场的入射波共同构成了网箱周围的扰动波浪场。扰动波浪场会导致速度场水质点速度的变化，从而使网衣周围的流场速度发生显著变化，进而影响网衣水动力载荷与主体钢结构结构强度。随着近年来大型网箱在世界范围内的发展，一些学者也对大型网箱水动力响应和结构强度校核开展了一些研究。当前对大型网箱的研究均利用势流理论在频域内求解其浮体的水动力载荷和水动力系数，然后采用一定的方法转换为时域内的水动力载荷，但在时域分析中网衣载荷的计算都没有考虑浮体产生的绕射波和辐射波对网衣水动力载荷的影响。为简化描述，后文中以扰动波浪场表示考虑浮体产生的绕射波、辐射波影响后的波浪场，即是入射波、绕射波和辐射波共同构成的波浪场。

本章利用三维势流理论，计及浮体的绕射波和辐射波的影响，修正了作用于网衣结构和钢架结构的规则波速度场，利用建立的包含刚性浮体、柔性网衣、钢架和系泊系统的耦合大型网箱模型，分析了浮体扰动对网衣周围规则波速度场的影响规律，并采用数值方法对扰动规则波浪场作用下的大型网箱进行时域分析，研究规则波作用下浮体扰动对网线张力、连接器承载的影响规律；同时建立主体钢结构（包括浮体和钢架）的有限元模型，基于准静态方法开展规则波下考虑浮体对网衣载荷影响的主体钢结构强度分析。

4.2 规则波下考虑扰动波浪场对网衣影响的大型网箱动力分析理论

本文所研究的大型网箱主要水动力承受部件包括柔性网衣和主体钢结构两部分，其中主体钢结构包括浮体和钢架。由于浮体主尺度较大，根据第 3 章中的分析结果，在波浪作用下的浮体可忽略流体粘性对其产生的影响；而钢架和网衣作为典型的细长结构，流体的粘性效应显著，波浪的绕射效应可忽略。因此，本章采用势流理论获得波浪作用下浮体的载荷，而钢架和网衣的水动力载荷依然通过莫里森公式计算。

4.2.1 规则波下考虑浮体扰动影响的扰动波浪场求解

(1) 规则波下考虑浮体扰动影响的扰动波浪场求解方法

在规则波下，浮体的存在和运动会分别产生绕射波和辐射波，对波浪场中水质点的速度分布产生扰动，从而直接导致网衣水动力的变化。扰动波浪场是由入射波、绕射波和辐射波线性叠加得到，因此可以假设在扰动后的波浪场中，水质点速度 \mathbf{v} 是由入射波、绕射波和辐射波产生的水质点速度线性叠加得到。

$$\mathbf{v} = \mathbf{v}_I + \mathbf{v}_D + \mathbf{v}_R = [v_x \quad v_y \quad v_z]^T \quad (4-1)$$

式中， \mathbf{v}_I 、 \mathbf{v}_D 和 \mathbf{v}_R 分别表示为由入射波、绕射波和辐射波产生的水质点速度向量， v_x 、 v_y 和 v_z 分别表示水质点速度 \mathbf{v} 在 X 、 Y 、 Z 方向的速度分量。

本文中使用的波浪是线性波（Airy 波），因此入射波产生的水质点速度 \mathbf{v}_I 可以表示为：

$$\mathbf{v}_I = \begin{cases} v_{I1} \\ v_{I2} \\ v_{I3} \end{cases} = \begin{cases} \zeta_A |v_{TF1}^I| \sin(\omega t + \theta_{I1}) \\ \zeta_A |v_{TF2}^I| \sin(\omega t + \theta_{I2}) \\ \zeta_A |v_{TF3}^I| \sin(\omega t + \theta_{I3}) \end{cases} \quad (4-2)$$

式中， v_{I1} 、 v_{I2} 和 v_{I3} 分别表示 \mathbf{v}_I 在 X 、 Y 、 Z 方向的分量。 ζ_A 表示入射波波幅。 θ_{I_k} 表示波面在 k 方向（ $k=1, 2, 3$ ）的相位角。 v_{TFk}^I 为入射波在 k 方向（ $k=1, 2, 3$ ）引起的速度场传递函数。运算符 $|$ 表示求参数的幅值。上标 I 表示入射波对应的参数。下标 1, 2, 3 分别表示在对应参数在 X 、 Y 、 Z 方向的分量。

绕射波产生的水质点速度 \mathbf{v}_D 可以表示为：

$$\mathbf{v}_D = \begin{cases} v_{D1} \\ v_{D2} \\ v_{D3} \end{cases} = \begin{cases} \zeta_A |v_{TF1}^D| \sin(\omega t + \theta_{D1}) \\ \zeta_A |v_{TF2}^D| \sin(\omega t + \theta_{D2}) \\ \zeta_A |v_{TF3}^D| \sin(\omega t + \theta_{D3}) \end{cases} \quad (4-3)$$

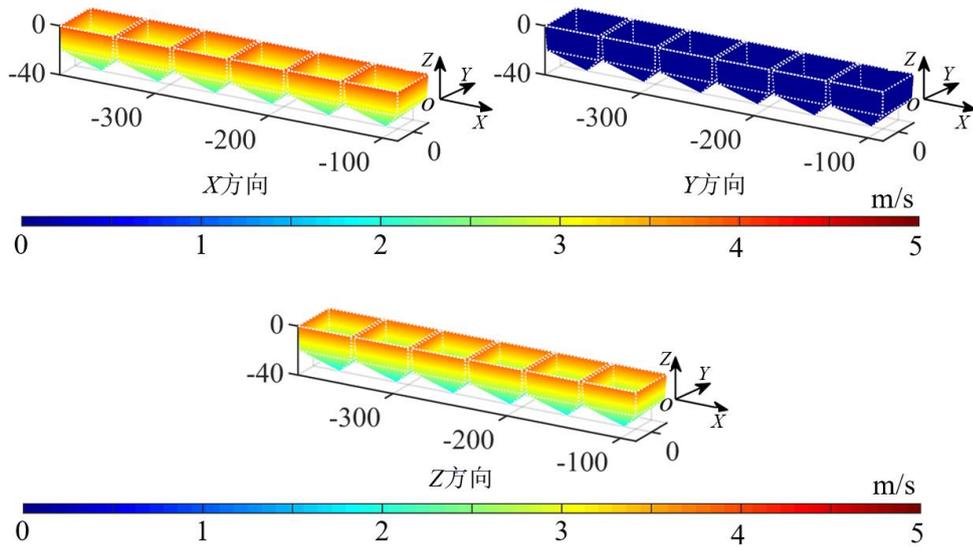
式中， v_{D1} 、 v_{D2} 和 v_{D3} 分别表示 \mathbf{v}_D 在 X 、 Y 、 Z 方向的分量。 θ_{Dk} 表示绕射波在 k 方向($k=1,2,3$)的水质点速度与波面的相位角。 v_{TFk}^D 为绕射波在 k 方向($k=1,2,3$)引起的速度场传递函数。运算符 $||$ 表示求参数的幅值。上标 D 表示绕射波对应的参数。下标 $1,2,3$ 分别表示在对应参数在 X, Y, Z 方向的分量。

辐射波产生的水质点速度 \mathbf{v}_R 可以表示为：

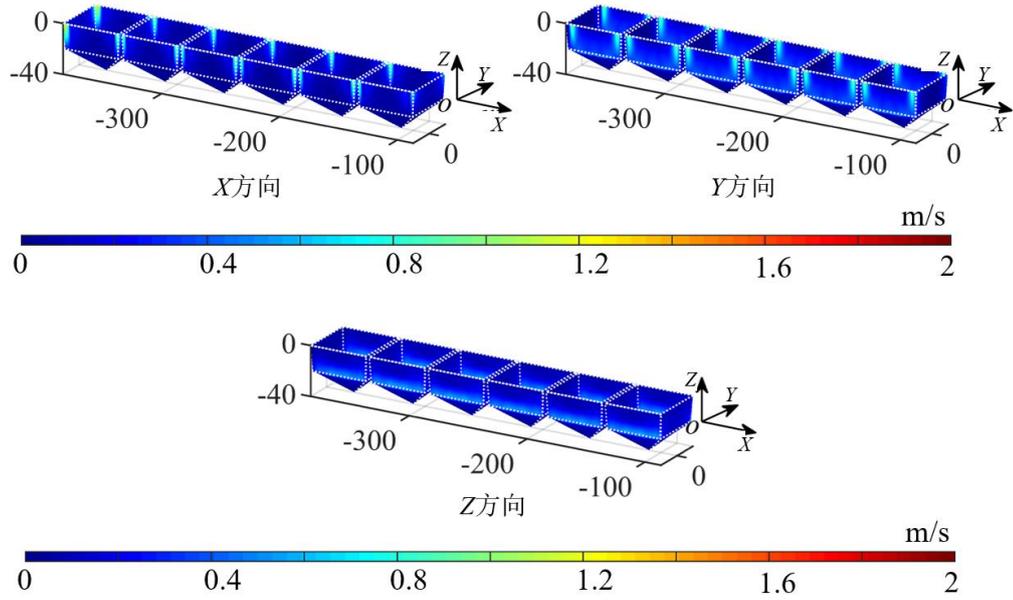
$$\mathbf{v}_R = \begin{cases} v_{R1} \\ v_{R2} \\ v_{R3} \end{cases} = \begin{cases} \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j \cdot |v_{TF1j}^R| \sin(\omega t + \theta_{R1j} + \eta_j) \\ \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j \cdot |v_{TF2j}^R| \sin(\omega t + \theta_{R2j} + \eta_j) \\ \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j \cdot |v_{TF3j}^R| \sin(\omega t + \theta_{R3j} + \eta_j) \end{cases} \quad (4-4)$$

式中， v_{R1} 、 v_{R2} 和 v_{R3} 分别表示 \mathbf{v}_R 在 X, Y, Z 方向的分量。 v_{TFkj}^R ($k=1,2,3; j=1,2,\dots,6$)是由浮体在 j 方向上的运动所产生的辐射波引起的在 k 方向的速度场传递函数。 \bar{u}_j 和 η_{Rj} 分别为浮体质心处第 j ($j=1,2,\dots,6$)个自由度的运动幅值和相位角。上标 R 表示辐射波对应的参数。 θ_{Rkj} ($k=1,2,3; j=1,2,\dots,6$)表示辐射波的速度传递函数在 k 方向与浮体在 j 方向运动的相位角。

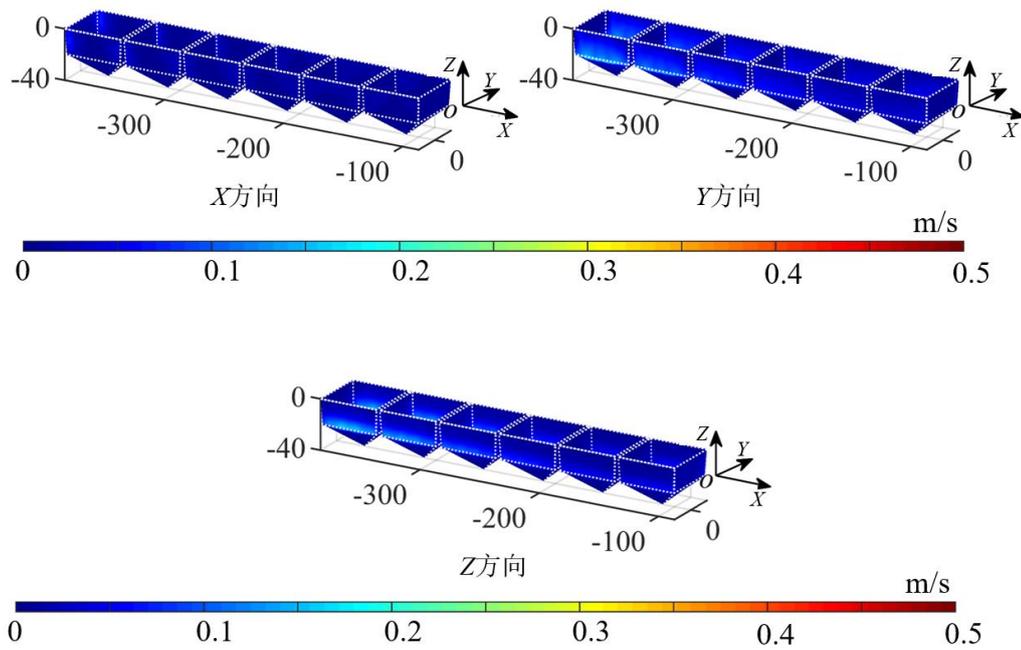
在本文中，网衣结构所在位置的水质点速度传递函数是利用三维势流软件WAMIT通过频域分析计算得到。



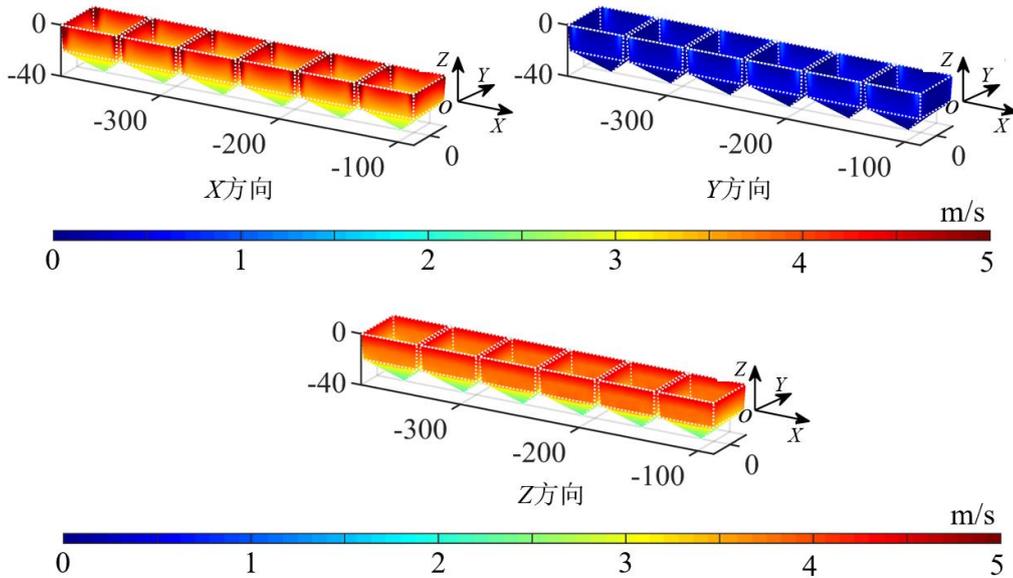
(a) 入射波水质点速度幅值



(b) 绕射波水质点速度幅值



(c) 辐射波水质点速度幅值



(d) 扰动波浪场水质点速度幅值

图 4-1 网衣周围速度场分布

Fig. 4-1 Velocity field distribution around the net

(2) 规则波下考虑浮体扰动影响的扰动波浪场水质点分布特性

根据设计波法，选用的规则波周期和波幅分别为 15.7 s 和 9.6 m。图 4-1 是扰动波浪场下 6 个养殖单元所处位置的波浪场水质点速度幅值。由图 4-1 可知，入射波在 X 方向和 Z 方向的水质点速度幅值分别为 4.0 m/s 和 3.9 m/s，而在扰动波浪场（入射波+绕射波+辐射波）下， X 方向和 Z 方向的最大水质点速度幅值分别达到 5.4 m/s 和 4.6 m/s，与仅计及入射波时分别增加了 36% 和 18%。观察图 4-1 (b) 和 (c)，扰动波浪场的水质点速度增加主要源于绕射波的贡献。观察图 4-1 (a) 和 (d)，当仅计及入射波作用时，在 X 方向上不同位置的水质点速度幅值均相等；由于波浪传播方向为 180° ，因此在 Y 方向的水质点速度为 0。计及绕射波和辐射波的作用，水质点速度幅值显著增加，尤其是 Y 方向的速度增加更加显著。最大水质点速度幅值出现在靠近静水面养殖单元出现拐角的位置，根据莫里森公式，这会导致这些位置网衣局部张力的增加，进而影响附近区域连接器承载分布。

在获得扰动波浪场的水质点速度后，网衣的水动力载荷则通过莫里森公式求解。如图 4-2 所示，单位长度网衣所受到的水动力载荷可以表示为 $d\mathbf{F}_N(t)$ ：

$$d\mathbf{F}_N(t) = C_{DN} \frac{1}{2} \rho d_N \left| \mathbf{v}^n(t) - \dot{\mathbf{u}}_N^n(t) \right| (\mathbf{v}^n(t) - \dot{\mathbf{u}}_N^n(t)) \quad (4-5)$$

$$\dot{\mathbf{v}}^n = \dot{\mathbf{v}} - \dot{\mathbf{v}} \cdot \mathbf{e}$$

上式中， d_N 表示网衣等效模型的直径， \mathbf{v}^n 表示垂直于网衣的水质点速度和加速度，

$\dot{\mathbf{u}}_B^n$ 表示与同方向的钢架单元运动速度和加速度， \mathbf{e} 表示与网衣同方向的单位向量， C_{DN} 表示网衣的水动力系数。

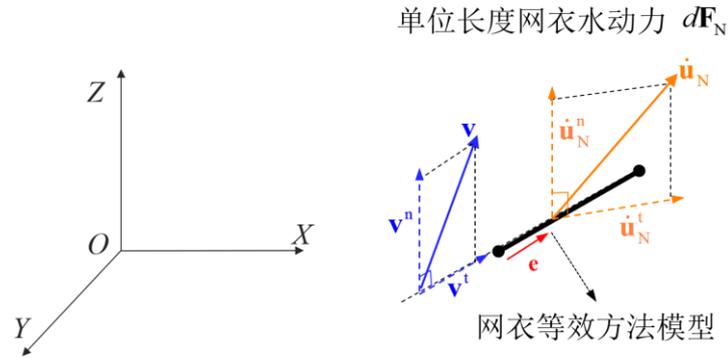


图 4-2 扰动场下网衣水动力

Fig. 4-2 Hydrodynamic force on fish nets under disturbed wave field

4.2.2 规则波下考虑扰动波浪场对网衣影响的大型网箱动力响应分析

规则波下计及浮体对网衣水动力影响的大型网箱动力分析中，首先根据网箱各部分的水动力特性，将大型网箱离散为浮体与网衣-钢架系统两部分，对于网箱的大型浮体，基于三维势流理论在频域内求解浮体的水动力系数和波浪激励力，并获得钢架和网衣位置处由于浮体的绕射和辐射波浪引起的速度场传递函数；同时，基于有限元方法，将钢架和网衣分别用梁单元和杆单元进行模拟，并采用莫里森公式获得考虑浮体扰动影响的水动力载荷。然后，将浮体视作刚体，耦合浮体与网衣-钢架连接处节点的运动，由浮体的运动推算得到网衣-钢架连接处节点的位移和速度，由此实现浮体、钢架和网衣三者的运动耦合，建立计及扰动波浪场中绕射波和辐射波影响的网箱整体运动方程，在时域内求解该方程即可获得网箱的整体运动响应。规则波下考虑浮体对网衣影响的大型网箱耦合分析的具体流程见图 4-3。

在规则波下的耦合时域分析中，大型网箱运动响应方程可以表示为：

$$\begin{aligned} (\mathbf{M}+\mathbf{A})\ddot{\mathbf{u}}(t)+\mathbf{C}\dot{\mathbf{u}}(t)+\mathbf{K}\mathbf{u}(t)=\mathbf{F}_W(t)+\mathbf{F}_{\text{Couple}}(t) \\ \mathbf{F}_{\text{Couple}}(t)=\mathbf{F}_H(t)+\mathbf{F}_G(t)+\mathbf{F}_B(t)-\mathbf{F}_I(t) \end{aligned} \quad (4-6)$$

其中， $\mathbf{F}_{\text{Couple}}(t)$ 表示网衣和钢架对浮体产生的耦合载荷项， $\mathbf{F}_H(t)$ 、 $\mathbf{F}_G(t)$ 、 $\mathbf{F}_B(t)$ 和 $\mathbf{F}_I(t)$ 分别表示网衣和钢架的水动力载荷、重力、浮力和惯性力载荷在浮体质心处的表达式。

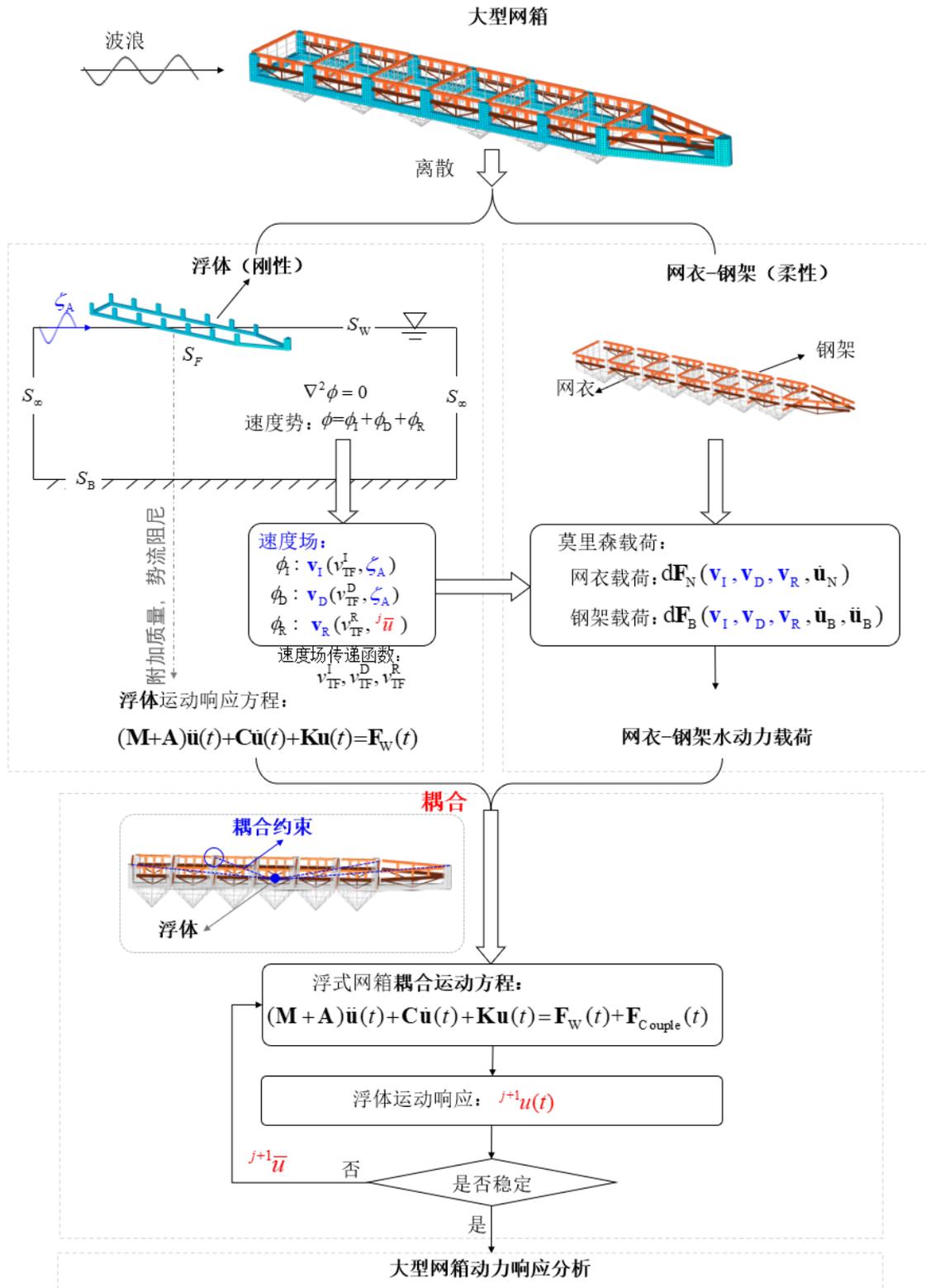


图 4-3 规则扰动波浪场下大型网箱耦合分析流程图

Fig. 4-3 Flowchart of large fish cage coupling analysis under disturbed regular wave

对浮体重心处的运动响应时历 $\mathbf{u}(t)$ 进行快速傅里叶变换，可以快速得到浮体重

心处的运动幅值和相位角：

$$(\bar{\mathbf{u}}, \delta_R) = \text{FFT}(\mathbf{u}(t)) \quad (4-7)$$

上式中 FFT 表示快速傅里叶变换。

浮体的扰动通过改变波浪场的水质点速度分布，从而影响网衣和钢架的水动力载荷。由于浮体与网衣-钢架系统是耦合的，这会进一步影响浮体的运动。本章采取迭代的方法考虑这种耦合效应的影响：在第一次循环计算中，不计及浮体辐射波的影响，速度场仅考虑入射波和绕射波的作用，然后时域内求解网箱整体耦合运动方程，并得到考虑网衣和钢架载荷影响的浮体重心运动时历¹ $\mathbf{u}(t)$ ，通过快速傅里叶变换获得¹ $\bar{\mathbf{u}}$ 和¹ δ_R ，确定扰动后波浪场的入射波水质点速度，用于下一次循环的速度场计算。对比第 $j+1$ 次循环的 ^{$j+1$} $\bar{\mathbf{u}}$ 、 ^{$j+1$} δ_R 和第 j 次循环的 ^{j} $\bar{\mathbf{u}}$ 、 ^{j} δ_R ，若在任意自由度上均满足 $\|^{j+1}\bar{\mathbf{u}} - ^j\bar{\mathbf{u}}\| \leq \varepsilon \| ^j\bar{\mathbf{u}}\|$ （本文中设置 $\varepsilon=0.05$ ），则认为网箱的运动结果达到稳定状态，此时得到的扰动波浪场即为最终的结果，并停止迭代计算，然后进行网箱动力响应分析；若不满足，则迭代进行下一次算例的计算。需要注意的是，每一次的循环计算都是一次完整的时历计算，若每一次的时域内的数值模拟时长为 T ，迭代计算次数是 N ，则共需要计算 $(N+1)$ 次，总的数值模拟时长为 $(N+1)T$ 。

4.3 扰动波浪场对网衣的影响分析

在本节的网衣响应分析中，分别对网衣张力、养殖单元的养殖容积损失和传递至连接器的载荷开展分析。

4.3.1 网衣张力

如前文所述，在网衣张力分析中分别选择 N11-N62 共 12 个位置的网衣单元（或网线单元）开展分析，如图 3-15 所示。图 4-4 给出了同一个规则波周期内不同时刻养殖单元 Net 1 的张力分布图。由图可知，网面 1 和网面 3 的张力明显高于网面 2 和网面 4，这主要是由于网面 1 和网面 3 位于迎浪向。最大张力一般出现在网面 1 和网面 3 顶部与 X 向垂直的水平网线，这和前文中的结果也是一致的。此外，由于网面边缘与连接器距离更近，受到连接器的约束作用，因此网面边缘的网线张力明显高于网面中部的张力。

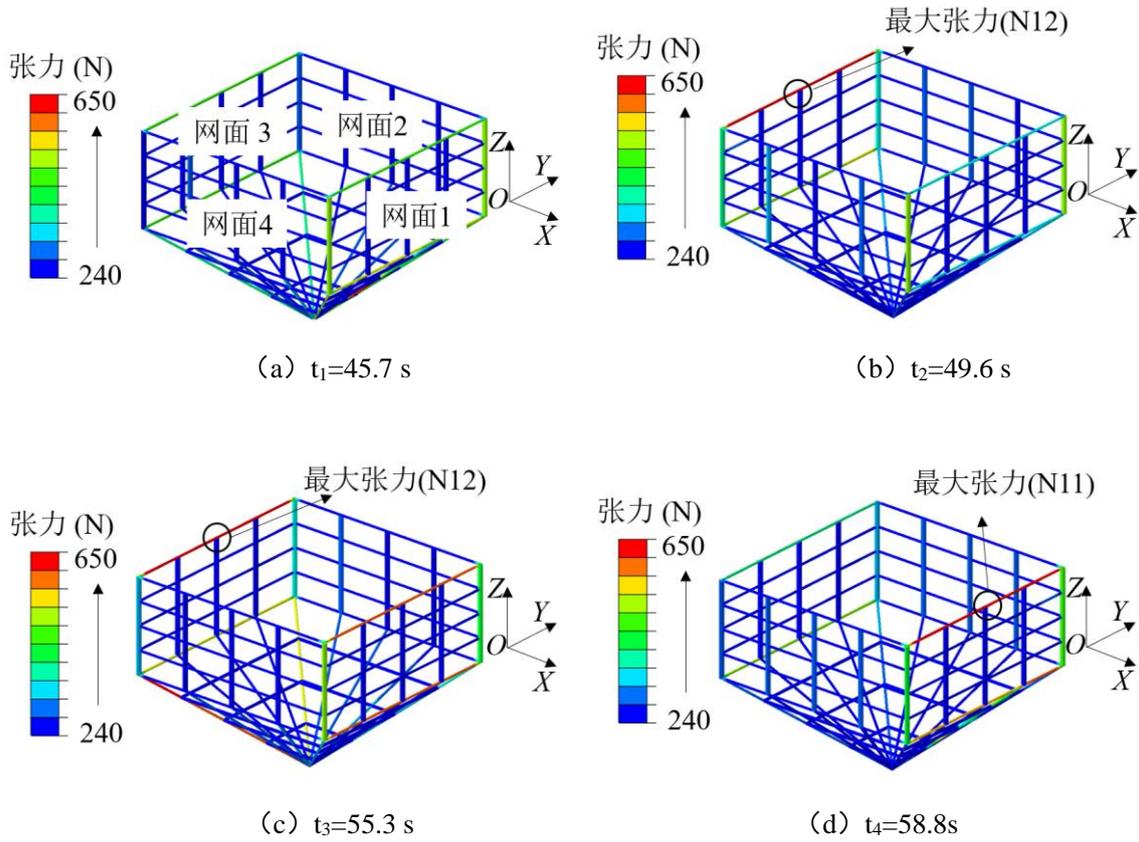


图 4-4 同一波浪周期内养殖单元 Net 1 在不同时刻的网线张力云图

Fig. 4-4 Contour of the tension in Net 1 at different time steps within one wave period

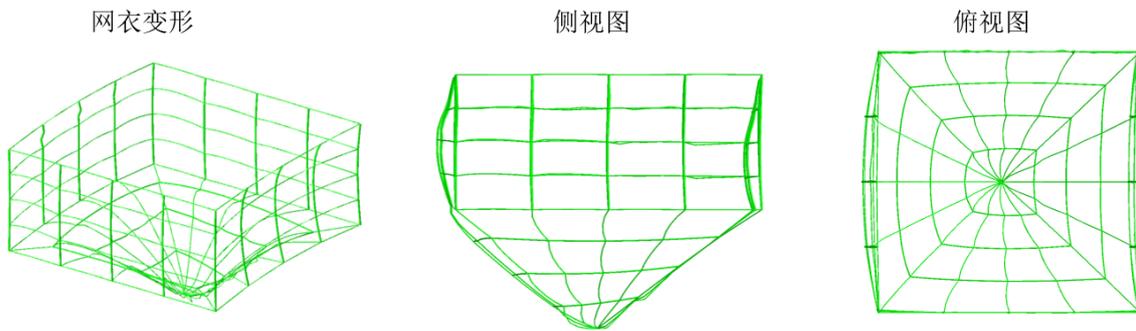


图 4-5 扰动波浪场下网衣变形

Fig. 4-5 The deformation of net under disturbed wave field

图 4-5 是在扰动波浪场下养殖单元 Net 1 的变形图。由图可知，侧网的变形幅度并不明显，这主要是由于连接器的限制作用导致的，也表明连接器对保证网衣的养殖体积有明显的效果。而底网的变形虽然相对明显，但由于底网受到的水动力载荷

较小，而且底部有配重块，因此变形也并不明显。

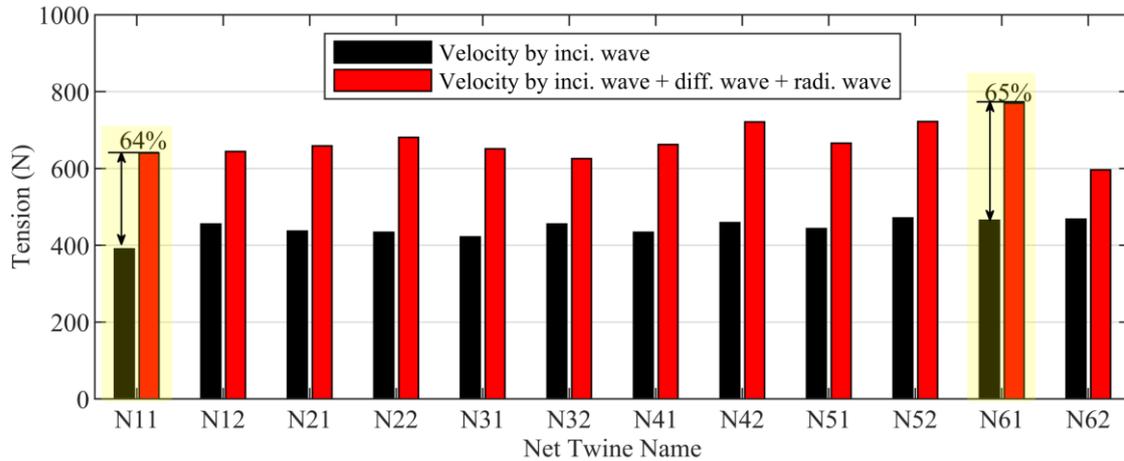
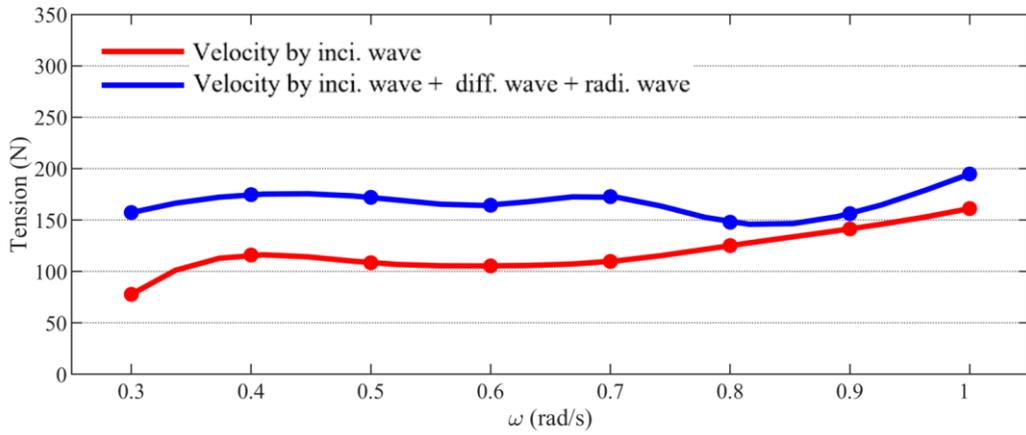


图 4-6 所选网衣单元的最大网线张力

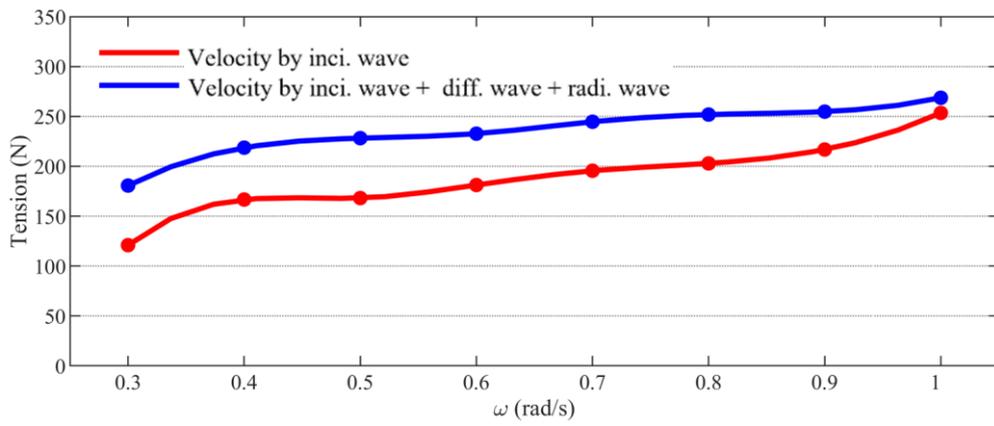
Fig. 4-6 Maximum net tension at different selected net areas

图 4-6 显示了仅入射波作用下和计及扰动波浪场作用下的最大网线张力分布。在 12 个网衣单元处，计及扰动波浪场的网线张力平均增加了 51%，其中网线 N61 和 N11 的张力增加幅值最大，增幅分别达到 65% 和 64%。网线张力的增加很好地说明了速度场中最大水质点速度的增加。相对而言，在仅考虑入射波作用时，不同位置的网线张力分布是相对均匀的，这是由于各个养殖单元沿网箱轴向分布，而且相对于水质点速度，网箱的运动速度相对较小，而网衣由于受到连接器的限制，难以发生明显的柔性变形，导致养殖单元的边界条件相似，从而导致不同位置的网线张力差别不大。而当计及绕射波和辐射波的影响时，各个养殖单元的边界条件虽然保持相似，但是起主导作用的水质点速度分布已经发生变化，这导致在扰动波浪场下不同位置的网线张力分布发生了变化。

图 4-7 是不同波浪频率下网线单元 N11 和 N52 的最大张力，为保证波陡小于波浪的破碎极限，选用的波浪波幅为 4.75 m。当仅计及入射波的作用时，网线单元 N11 和 N52 的最大张力会随着波浪频率的增加而逐渐变大，这是由于靠近静水面位置的水质点速度会随着波频的增大而变大。同时，当计及绕射波和辐射波的影响时，网线张力在不同频率下均有明显的增大。而随着波浪频率的增大，网线张力增幅会有一定程度的减小，这主要是由于绕射波和辐射波导致的水质点速度增加比例（文中定义为 $\alpha = (|\mathbf{v}_D + \mathbf{v}_R|) / |\mathbf{v}_I|$ ）会随着波浪频率的增加而减小。例如，在 X 方向的水质点速度增幅由 0.3 rad/s 时的 37% 减小到 0.8 rad/s 时的 28%。



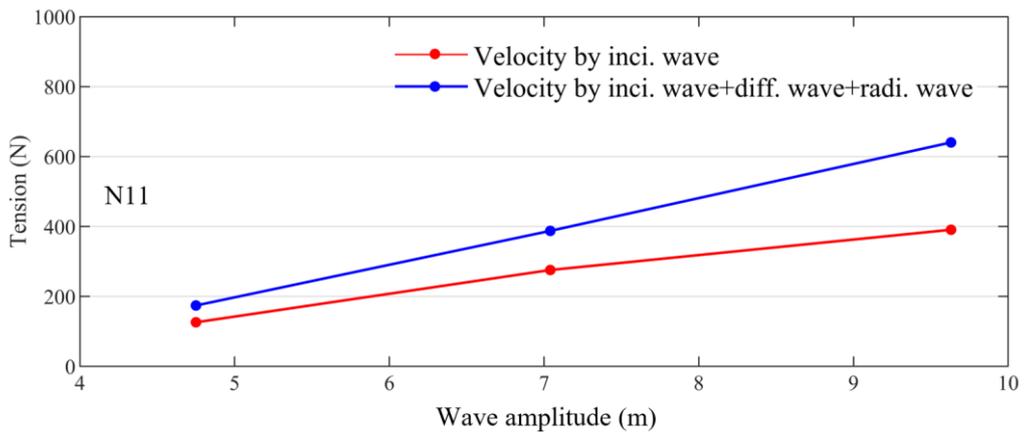
(a) 单元 N11



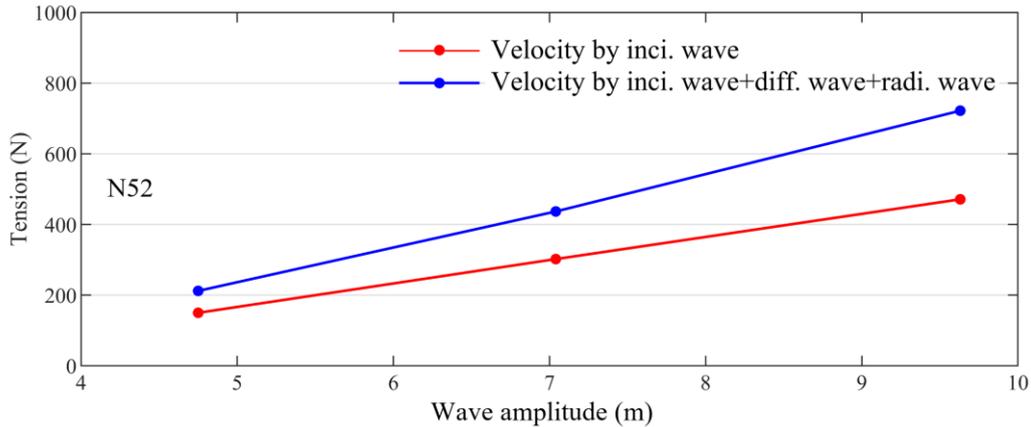
(b) 单元 N52

图 4-7 不同波浪频率下网衣最大张力

Fig. 4-7 Maximum net tension under different wave frequencies



(a) 单元 N11



(b) 单元 N52

图 4-8 不同波幅下网衣最大张力

Fig. 4-8 Maximum twine tension under different wave amplitudes

图 4-8 是不同波浪幅值下网线单元 N11 和 N52 的最大张力。随着波幅的增大，网线最大张力迅速增加，绕射波和辐射波的影响也更加显著。当计及浮体产生的绕射波和辐射波时，网线单元 N11~N52 的张力幅值在 3 个波幅下的增幅分别达到 12%、21%和 23%。

4.3.2 容积损失

在波浪作用下，柔性网衣极易发生变形，导致养殖单元在一定程度上会出现养殖容积降低的现象，这部分损失的养殖容积称为容积损失^[117]。在之前的研究中，养殖容积损失的研究对象主要是重力式网箱，对大型网箱的研究非常少，这一方面是由于大型网箱是新型结构，相关研究尚不完善，另一方面是由于大型网箱的布置有大量连接器，可以在一定程度上减少容积损失。但是，从连接器优化布置角度考虑，依然有必要对大型网箱的养殖容积损失开展研究。图 4-9 是波幅为 8 m 时不同时刻下养殖单元 Net 1 的变形云图，波浪周期为 15.7 s。由图可知，无论是否计及绕射波和辐射波的影响，侧网围成的养殖容积不会发生显著的变化，而底网会出现较大的变形。这是由于连接器布置于侧网边缘，有效地限制了网衣在波浪下的柔性变形，减小了容积损失，而底网仅由 5 吨重块提供张紧力，难以维持底网的养殖容积。

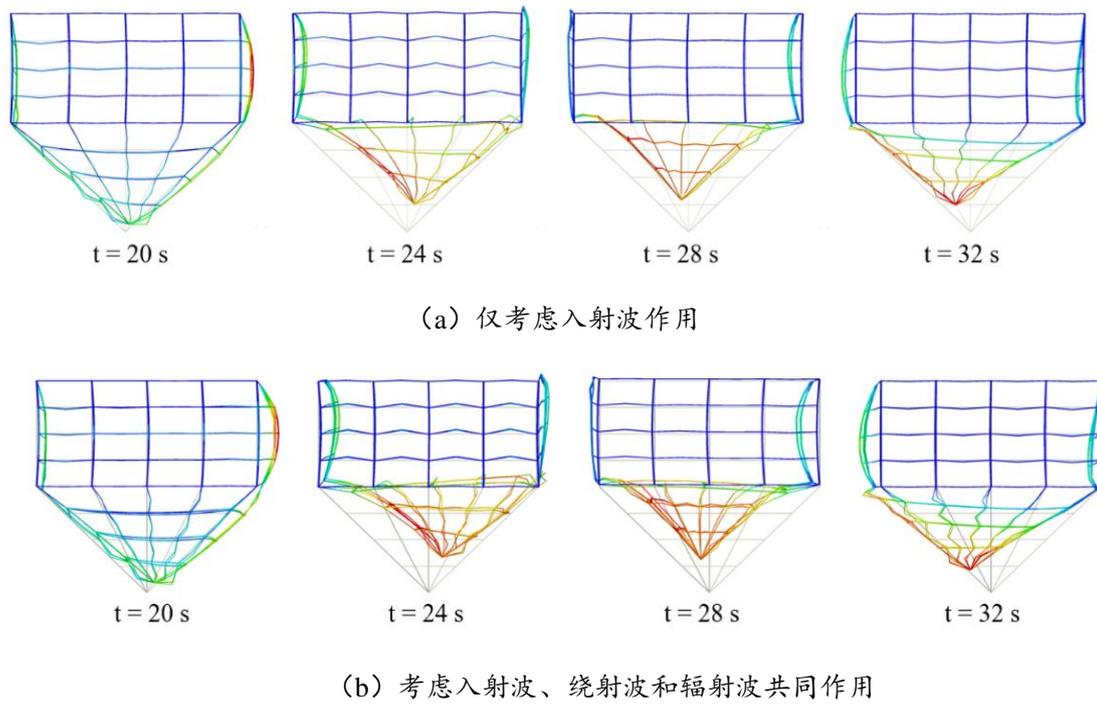


图 4-9 养殖单元 Net 1 网衣变形云图（侧视图）

Fig. 4-9 The contour of net deformation of Net 1 (side view)

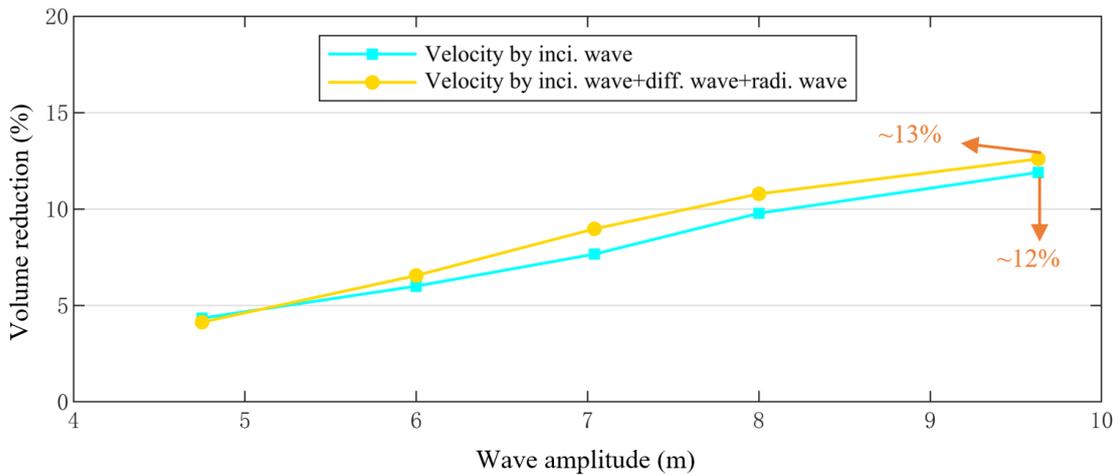


图 4-10 不同波幅下的容积损失率

Fig. 4-10 The volume reduction ratio under different wave amplitude

为进一步分析绕射波和辐射波对网箱养殖容积的影响，图 4-10 给出不同波幅下养殖单元 Net 1 的最大容积损失率。容积损失率是指养殖单元变形后养殖容积与变形前养殖容积之比。由图可知，随着波幅的增加，容积损失率也逐渐增大，但是整体上处于较低水平。当考虑绕射波和辐射波的影响时，最大容积损失率由 12%左右增加至约 13%，变化幅度很小。这是由于侧网围成的养殖容积超过 4 万立方米，占整

个养殖单元容积的比例高达 75%，而由于连接器的限制，侧网的容积损失并不明显，因此最大容积损失率变化很小。

4.3.3 连接器载荷

由于不同养殖单元的连接器的承载分布较为均匀，因此对养殖单元 Net 1 同侧的 10 个连接器进行承载分析。所选 10 个连接器分为边缘连接器 C1~C4 和中部连接器 E1~E6，如图 3-17 所示。

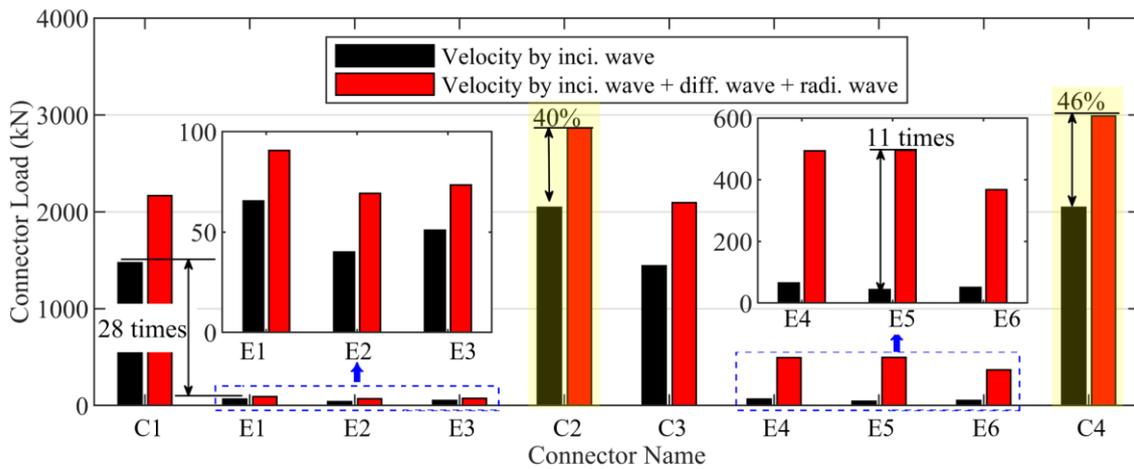


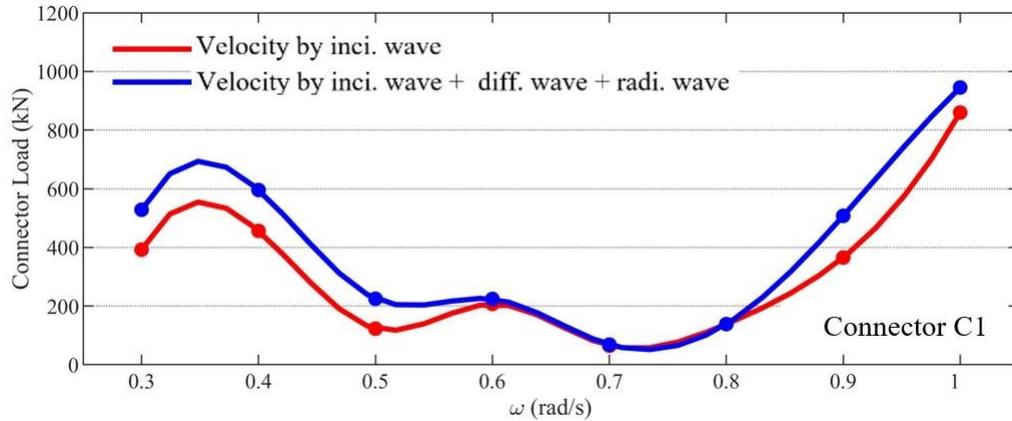
图 4-11 连接器最大承载

Fig. 4-11 Maximum load on the connectors

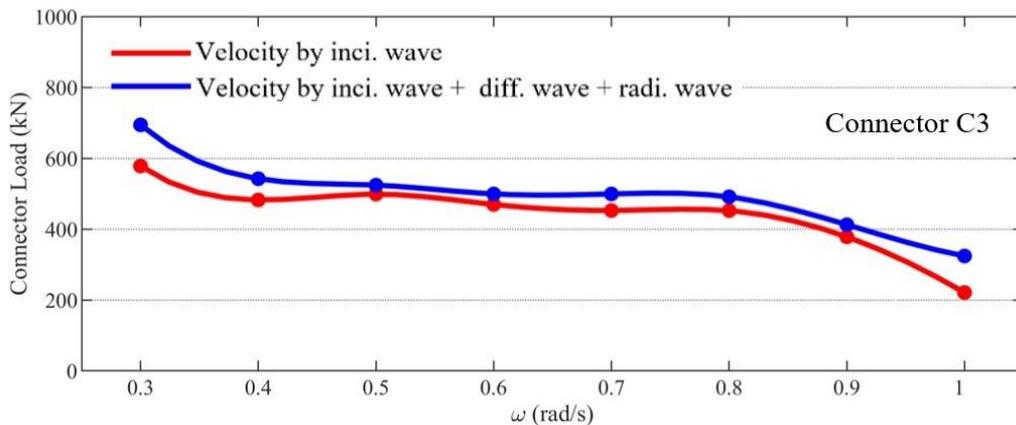
图 4-11 是不同连接器在规则波下的承载幅值，波浪波幅为 9.6 m，波浪周期 15.7 s。边缘连接器（C1~C4）的载荷远大于中部连接器（E1~E6）载荷，这与前文中的分析结果一致。当仅计及入射波的作用时，连接器 C1 的承载是 C2 载荷的 28 倍。当计及绕射波和辐射波的影响时，边缘连接器的承载增幅相差不大（在 40%~46% 之间）。且下层的中部连接器承载也会一定程度增大，尤其是连接器 E5 的承载由之前的 44 kN 增加至 495 kN，增幅超过了 11 倍。

图 4-12 是连接器 C1 和 C3 在不同波浪频率下的承载。随着波浪频率的增加，靠近静水面处的水质点速度显著增加。然而，高频下水质点速度沿水深方向的衰减也会更加迅速，这就导致了随着波浪频率的增加，连接器 C1 的承载会出现“先减小后增加”的趋势。绕射波和辐射波在 0.5 rad/s~0.8 rad/s 的区间内对连接器 C1 承载的影响并不明显。这种现象出现的原因是由于绕射波和辐射波仅对靠近浮体位置的局部流场区域有影响，而在整体上对流场的影响有限。因此，即使绕射波和辐射波在某些局部位置极大地增加了网线张力，网衣系统的整体受力也不会发生很显著的变

化。连接器 C3 的承载主要由底部网衣和垂直于浪向的侧面网衣水动力导致的，其随着波浪频率的增加而逐渐减小。这主要是由于连接器 C3 的位置所处位置距离水面较深，而水质点速度是随着水深呈指数函数减小的，因此连接器 C3 的承载减小明显。此外，绕射波和辐射波对连接器 C3 与连接器 C1 承载的影响相似。



(a) 连接器 C1 的承载



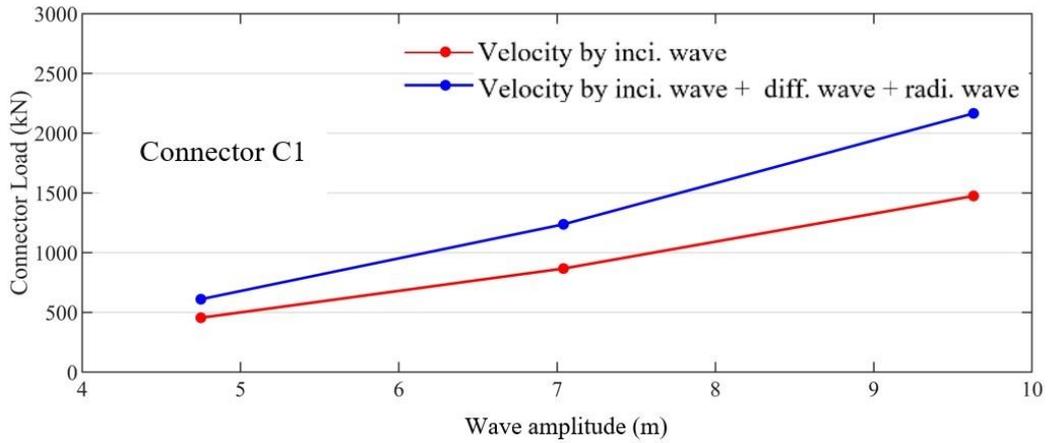
(b) 连接器 C3 的承载

图 4-12 不同波浪频率下连接器最大承载

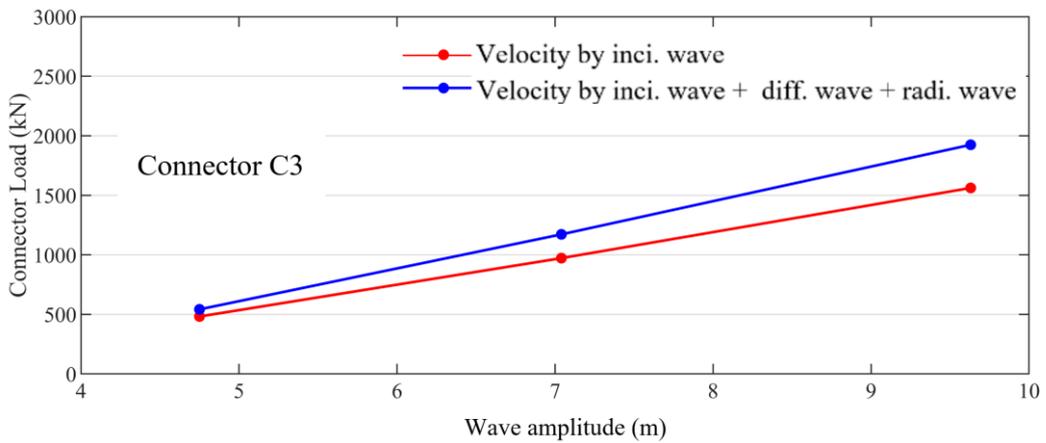
Fig. 4-12 Maximum connector load under different wave frequencies

图 4-13 是连接器 C1 和 C3 在不同波幅下的连接器承载。随着波幅的增加，连接器承载也会随之增加。绕射波和辐射波对连接器承载的影响同对网衣张力影响相似，在 3 个波幅下连接器 C1 的增幅分别为 32%，37%和 45%，连接器 C3 的增幅分别为 12%，21%和 23%。

图 4-14 是不同波幅下绕射波和辐射波导致的连接器承载增幅。随着波幅的增加，整体上连接器的承载增幅也随之变大，这说明绕射波和辐射波在大波幅下对连接器承载的影响更加明显。



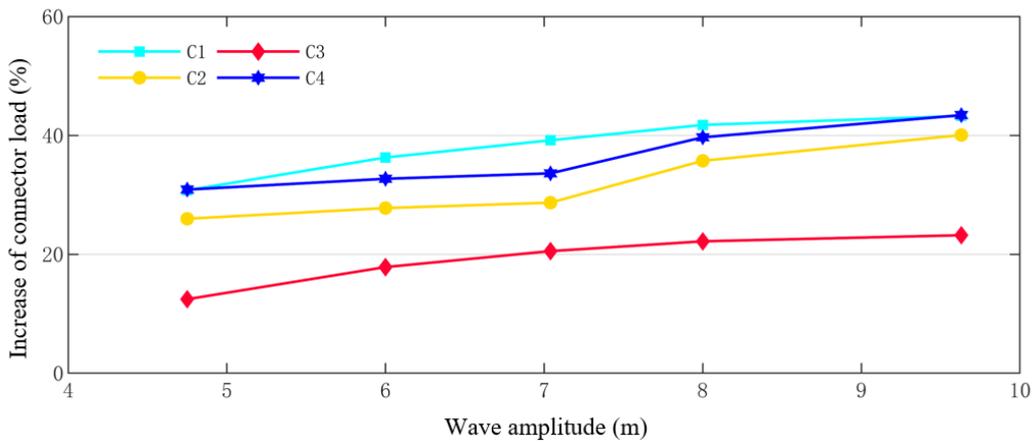
(a) 连接器 C1 的承载



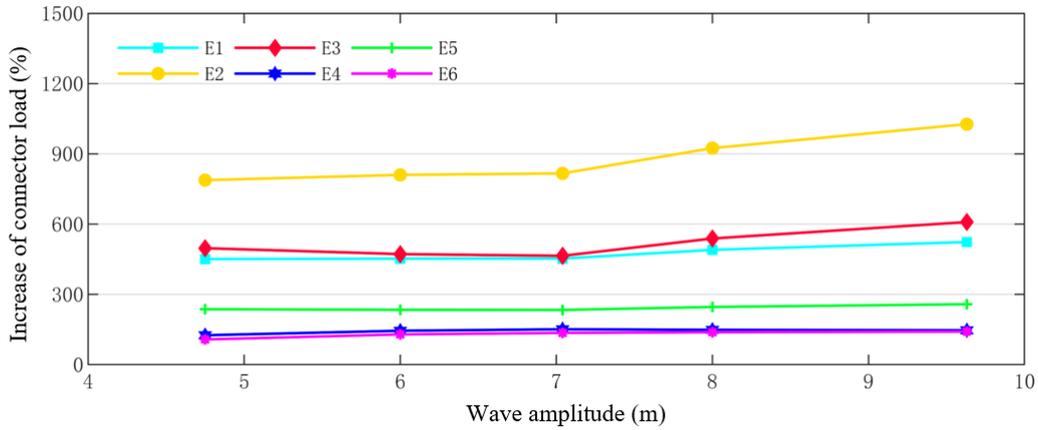
(b) 连接器 C3 的承载

图 4-13 不同波幅下连接器承载

Fig. 4-13 Maximum connector load under different wave amplitudes



(a) 连接器 C1~C4 的载荷



(b) 连接器 E1~E4 的承载

图 4-14 不同波幅下连接器承载增幅

Fig. 4-14 Increase of the connector load under different wave amplitudes

4.4 考虑扰动波浪场对网衣影响的大型网箱截面载荷特性

本节中主体钢结构的截面载荷采用准静态方法求解，并选取 7 个钢结构截面用于分析，截面的分布如前文的图 3-19 所示。

4.4.1 截面弯矩

本小节对不同截面的垂向弯矩进行分析，所选取的截面如前文所示为 S1~S7。图 4-15 是不同截面下主体钢结构的最大截面垂向弯矩。

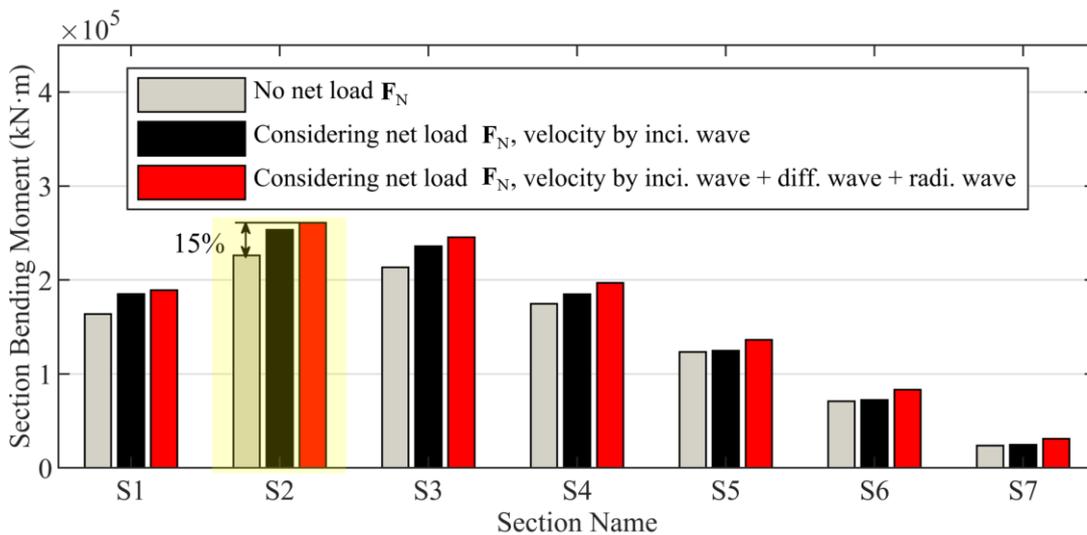
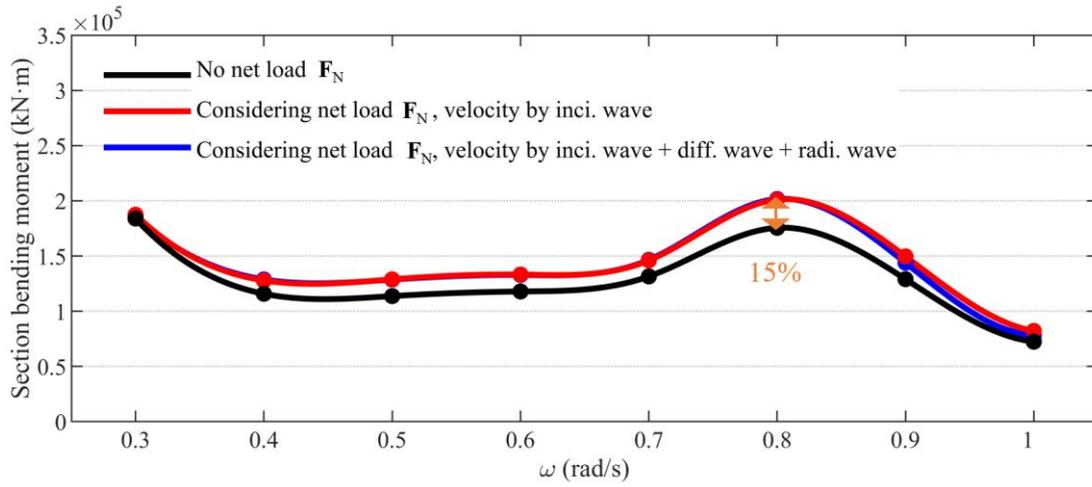


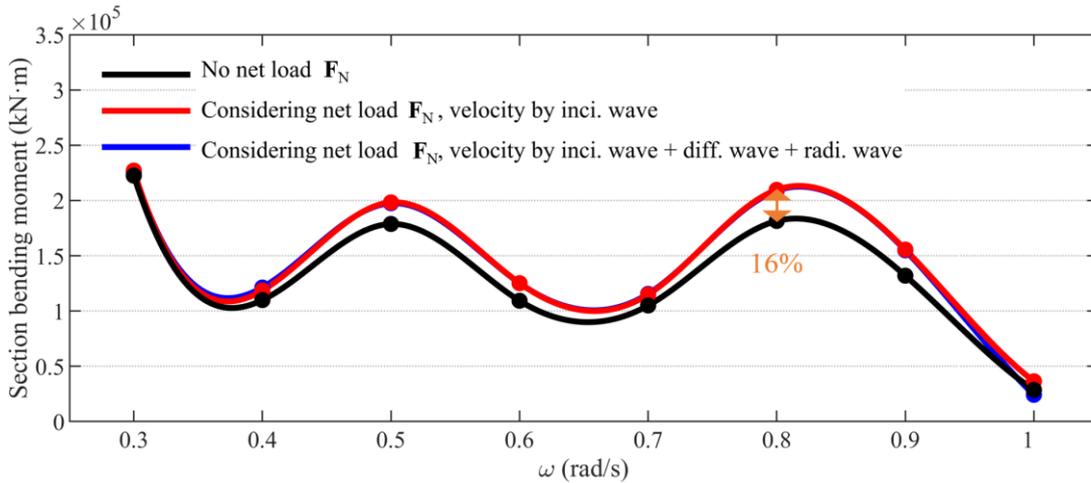
图 4-15 不同截面下主体钢结构的最大截面垂向弯矩

Fig. 4-15 Maximum vertical bending moment of the main steel structure at different cross-sections

在图 4-15 中所示三种计算模型（无网衣模型，仅计及入射波作用的模型，计及浮体扰动作用的模型）下，截面的最大垂向弯矩均出现于截面 S2 附近，该截面位于舳部靠近网箱艏部的一侧，而传统的船体结构一般截面最大弯矩出现于船舳附近，这种差异的原因可能是由于大型网箱是非闭合结构，导致最大垂向弯矩向舳部前移。无论是否计及绕射波和辐射波的影响，当考虑网衣水动力载荷时，截面弯矩会在一定程度上出现增大，如在截面 S2 处，截面垂向弯矩出现了 15% 的增幅。计及绕射波和辐射波影响的截面弯矩与仅计及入射波的结果趋势相一致，而且整体相差不大，这表明浮体对波浪场的扰动对主体钢结构的截面垂向弯矩的影响程度有限。



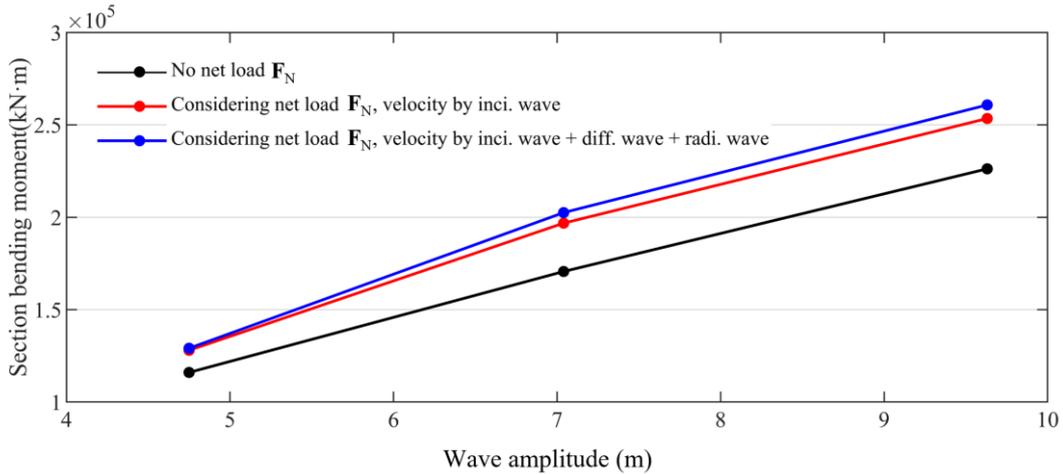
(a) 截面 S2



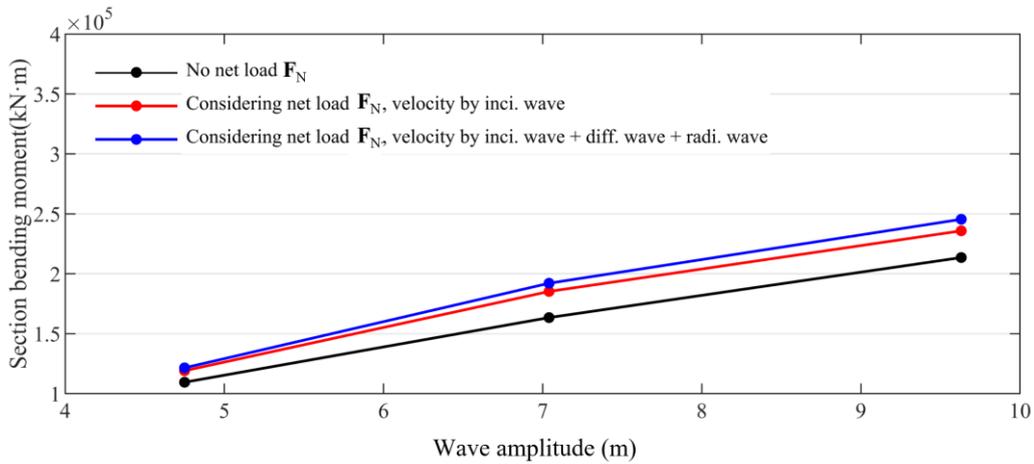
(b) 截面 S3

图 4-16 不同波浪频率下不同截面处的最大垂向弯矩

Fig. 4-16 Maximum vertical bending moment of the main steel structure for different wave frequencies at different cross sections



(a) 截面 S2



(b) 截面 S3

图 4-17 不通波幅下不同截面处的最大垂向弯矩

Fig. 4-17 Maximum vertical bending moment of the main steel structure for different wave amplitudes at different cross sections

图 4-16 是不同波浪频率下截面 S2 处的最大垂向弯矩。由于浮体和钢架结构自身所受到的水动力载荷远大于由连接器传递至主体钢结构的网衣载荷，因此，当计及网衣载荷时截面垂向弯矩的变化并不明显。此外，当计及绕射波和辐射波的影响时，截面弯矩变化也并不显著。图 4-17 是不通波幅下截面 S2 和截面 S3 处的最大垂向弯矩。当计及网衣载荷时，截面弯矩最大增幅达到 19%。但是在不同波幅下，截面弯矩的变化依然不明显。

4.4.2 截面剪力

本小节对截面的垂向剪力进行分析，所选取的截面如前文所示为 S1~S7（如图

3-19 所示)。

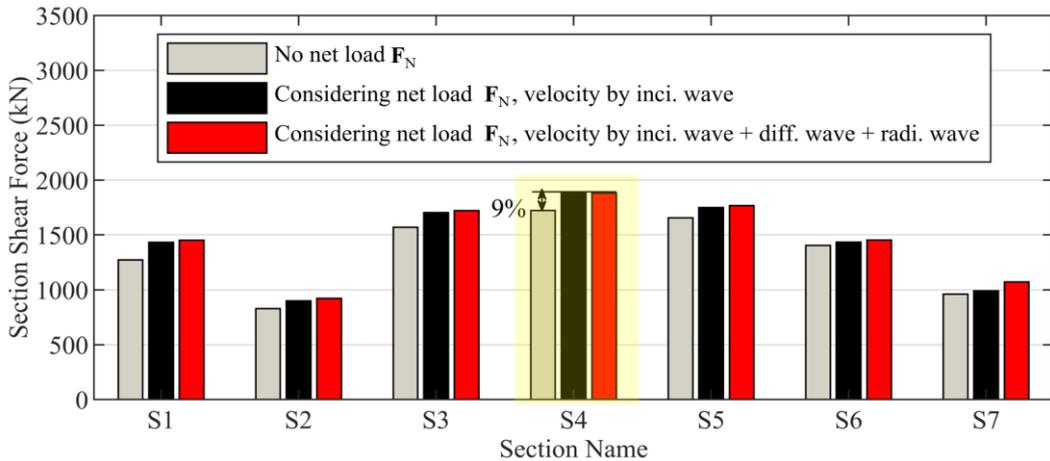
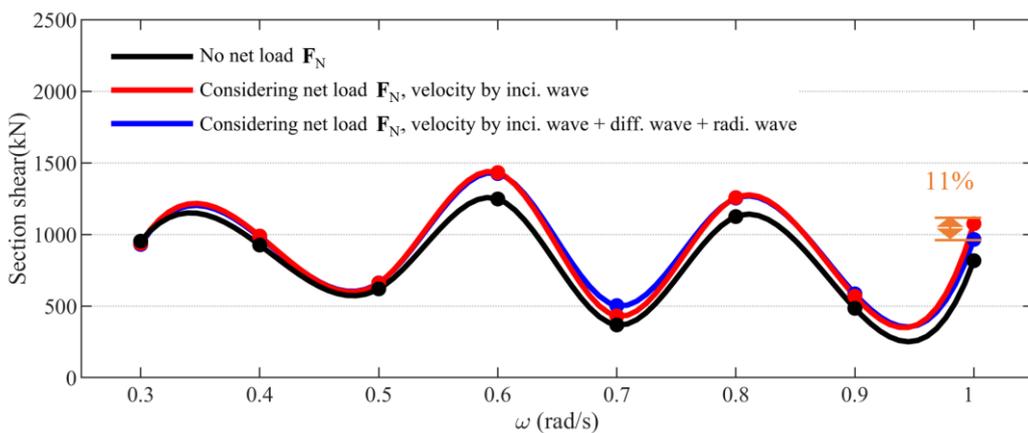


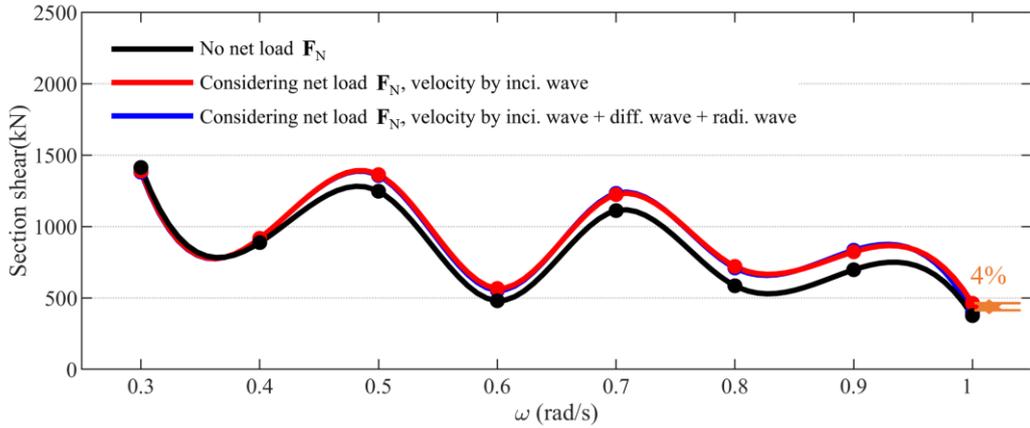
图 4-18 不同截面下主体钢结构的最大截面垂向剪力

Fig. 4-18 Maximum vertical shear force of the main steel structure at different cross-sections

图 4-18 是不同截面下主体钢结构的最大截面垂向剪力。在图 4-18 所示的三种计算模型中，截面的最大垂向剪力位于截面 S4 附近，这靠近网箱艏部，与传统的船体结构最大弯矩出现位置相一致，但是由艏部向艉部的截面剪力整体上呈现出“先减小-后增大-再减小”的变化趋势，这种差异的原因可能与导致最大截面垂向弯矩趋势的原因相同，均是源于大型网箱特殊的结构形式导致的。无论是否计及绕射波和辐射波的影响，当考虑网衣水动力载荷时，各个截面的垂向剪力会有一定程度的增大，如在截面 S4 处，截面垂向剪力出现了 9% 的增幅。计及绕射波和辐射波影响不会改变截面剪力沿网箱轴向的变化趋势，而且影响程度也较小，这表明浮体对波浪场的扰动对主体钢结构的截面垂向剪力的影响程度也不显著。



(a) 截面 S4

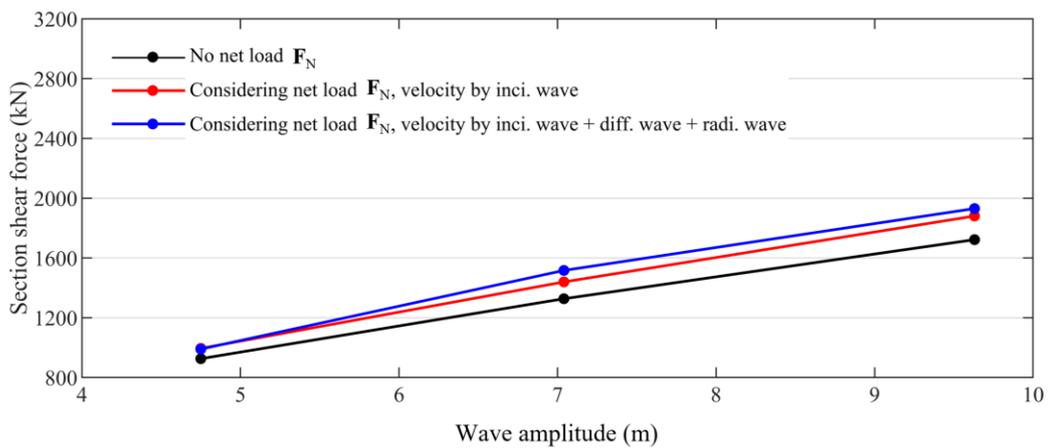


(b) 截面 S5

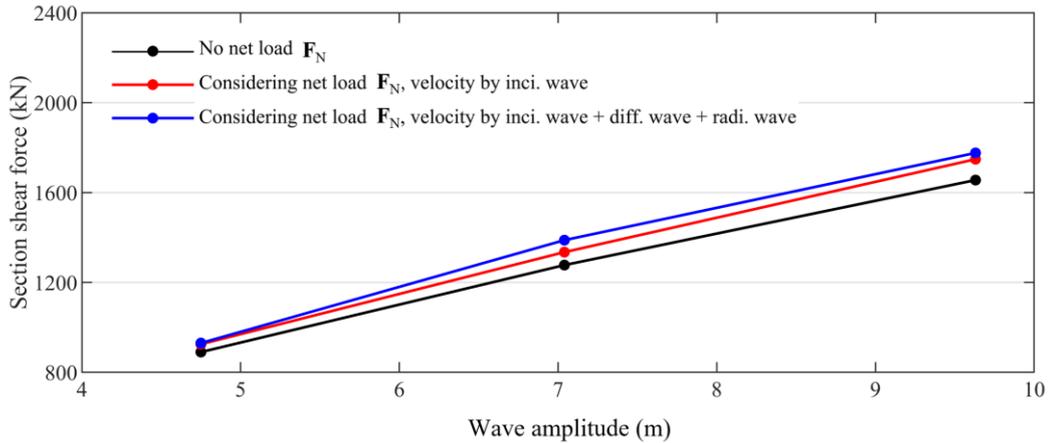
图 4-19 不同波浪频率下不同截面处的最大垂向剪力

Fig. 4-19 Maximum vertical shear force of the main steel structure for different wave frequencies at different cross section

图 4-19 是不同波浪频率下截面 S4 和截面 S5 处的最大垂向剪力。由图可知，当计及网衣载荷时截面垂向剪力会在一定程度上增加，但是整体变化不明显。当计及浮体对波浪场的扰动时，截面弯矩变化也并不显著。图 4-20 是不通波幅下截面 S4 和截面 S5 处的最大垂向剪力。当计及网衣载荷且考虑绕射波和辐射波的影响时，截面剪力值最大，当不计及网衣水动力载荷时的截面剪力最小，最大相差增幅达到 13%。整体来说，在不同的波幅下，网衣水动力载荷的存在会改变截面剪力和截面垂向弯矩的大小，但是影响程度有限。



(a) 截面 S4



(b) 截面 S5

图 4-20 不同波幅下不同截面处的最大垂向剪力

Fig. 4-20 Maximum vertical shear force of the main steel structure for different wave amplitudes at different cross sections

4.5 本章小结

本章建立了一种规则波下考虑扰动波浪场对网衣影响的大型网箱动力分析方法。首先利用三维势流理论得到规则波作用下刚性浮体的水动力载荷，并重构得到规则波下计及浮体扰动的作用于网衣的速度场。通过迭代的方法使扰动波浪场作用下的网衣水动力与浮体的运动响应平衡，然后求解大型网箱耦合运动方程得到考虑浮体扰动后的波浪场对网线张力、养殖容积损失和连接器承载的影响；基于准静态方法开展了计及网衣载荷的主体钢结构截面强度校核；最后研究了波浪频率对大型网箱结构强度的影响。主要得到以下结论：

(1) 考虑浮体扰动产生的绕射波和辐射波，网衣周围速度场会发生显著的增大，尤其是在网衣边缘转角位置增幅更加明显。在浮体导致的绕射波和辐射波中，绕射波在产生的速度增加中占据主导地位。对于本文中的大型网箱，波浪场中水质点速度的变化区域集中于靠近静水面的网面转角位置。

(2) 在波浪作用下，浮体的扰动会导致网线张力的显著增加，不同位置网线张力平均增幅约显著，在极端海况下不同位置的网线张力平均增幅达到 51%，最大增幅甚至达到 65%，因此在网衣结构安全校核时需计及浮体扰动的影响。

(3) 对于网衣的养殖容积损失，由于连接器对侧网变形的限制作用比较明显，整体上养殖容积损失率较低，在文中工况下的损失率最大仅为 13%，而且绕射波和辐射波对养殖容积产生的影响很小，从提高计算效率的角度看，浮体扰动影响在养殖容积损失分析中可以忽略。

(4) 无论是否计及绕射波和辐射波的影响，边缘连接器承载远大于中部连接器

承载，相差幅度接近三十倍。当计及浮体对规则波浪场的扰动时，不同边缘连接器承载的增幅相近，浮体的扰动会导致连接器 E5 的承载增加约 11 倍。

(5) 在波浪作用下，考虑网衣载荷会导致主体钢结构截面垂向弯矩和剪力在一定程度上的增加，但是增幅并不显著。同时，在网衣载荷计算中是否考虑浮体扰动整体上对和的影响并不明显。

(6) 随着波浪频率的增加，计及浮体扰动时网线张力和连接器承载均逐渐增加，边缘连接器承载随波浪频率增加呈现“W形”趋势。整体上，网衣载荷会导致在不同波浪频率下截面垂向弯矩和截面剪力的增大。考虑网衣载荷时，考虑浮体扰动的影响也可能导致个别截面剪力的减小。

第5章 不规则波下考虑扰动波浪场对网衣影响的 大型网箱动力响应分析

5.1 引言

根据第 4 章中的分析可知, 大型浮体对网衣水动力的影响不可忽略, 而这种影响又会反过来影响浮体的运动, 并进一步影响主体钢结构截面载荷。根据第 4 章中规则波下计及浮体扰动影响的大型网箱耦合分析方法, 本章提出一种适用于不规则波下计及浮体刚性运动-扰动波浪场-网衣水动力的耦合效应的大型网箱动力响应分析方法, 对在不规则波作用下考虑扰动波浪场对网衣水动力影响的大型网箱响应统计结果进行分析。

5.2 不规则波下考虑浮体扰动对网衣影响的大型网箱动力分析方法

5.2.1 不规则波下考虑浮体扰动影响的扰动波浪场求解

(1) 不规则波下考虑浮体扰动影响的扰动波浪场求解方法

由于实际上海洋中的波浪是极不规则的, 因此需要采用不规则波对实际海洋环境中的波浪进行描述。在波浪理论中, 不规则波是由多个不同圆频率、不同波幅以及不同相位角的线性规则波叠加而成, 各个规则波成分可以根据波浪谱确定, 相位角则是随机设置。当计及浮体绕射波和辐射波对波浪场的影响时, 不规则波下的水质点速度 \mathbf{v}^{inc} 可以由入射波成分、绕射波成分和辐射波成分叠加得到。

$$\mathbf{v}^{inc} = \mathbf{v}_I^{inc} + \mathbf{v}_D^{inc} + \mathbf{v}_R^{inc} = [v_x \quad v_y \quad v_z]^T \quad (5-1)$$

式中, \mathbf{v}_I^{inc} 、 \mathbf{v}_D^{inc} 和 \mathbf{v}_R^{inc} 分别表示为不规则波波浪场中由入射波、绕射波和辐射波产生的水质点速度向量, v_x 、 v_y 和 v_z 分别表示水质点速度 \mathbf{v}^{inc} 在 X 、 Y 、 Z 方向的速度分量。

其中, 不规则入射波产生的水质点速度 \mathbf{v}_I 可以表示为:

$$\mathbf{v}_I^{\text{irre}} = \begin{cases} v_{I1} \\ v_{I2} \\ v_{I3} \end{cases} = \begin{cases} \sum_{l=1}^N \zeta_{Al} |v_{\text{TF}1}^{I-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{I1}^l + \varepsilon_l) \\ \sum_{l=1}^N \zeta_{Al} |v_{\text{TF}2}^{I-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{I2}^l + \varepsilon_l) \\ \sum_{l=1}^N \zeta_{Al} |v_{\text{TF}3}^{I-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{I3}^l + \varepsilon_l) \end{cases} \quad (5-2)$$

式中, v_{I1} 、 v_{I2} 和 v_{I3} 分别表示不规则入射波产生的水质点速度 $\mathbf{v}_I^{\text{irre}}$ 在 X 、 Y 、 Z 方向的分量, l 表示不规则波中规则波成分的序号, N 表示构成不规则波的规则波成分数量。 ζ_{Al} 表示第 l 个入射规则波成分对应的波幅。 θ_{Ik}^l 表示第 l 个入射规则波成分在 k 方向 ($k=1, 2, 3$) 的相位角, ε_l 表示第 l 个入射规则波成分对应的随机相位, $\varepsilon_l \in [0, 2\pi)$ 。 $v_{\text{TF}k}^{I-l}$ 为第 l 个入射规则波成分在 k 方向 ($k=1, 2, 3$) 引起的速度场传递函数。运算符 $|\cdot|$ 表示求参数的幅值。 ω_l 表示第 l 个入射规则波成分对应的波浪频率。上标 $I-l$ 表示第 l 个入射规则波成分对应的参数。下标 1、2、3 分别表示在对应参数在 X 、 Y 、 Z 方向的分量。

不规则波下绕射波产生的水质点速度 $\mathbf{v}_D^{\text{irre}}$ 可以表示为:

$$\mathbf{v}_D^{\text{irre}} = \begin{cases} v_{D1} \\ v_{D2} \\ v_{D3} \end{cases} = \begin{cases} \sum_{l=1}^N \zeta_{Al} |v_{\text{TF}1}^{D-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{D1}^l + \varepsilon_l) \\ \sum_{l=1}^N \zeta_{Al} |v_{\text{TF}2}^{D-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{D2}^l + \varepsilon_l) \\ \sum_{l=1}^N \zeta_{Al} |v_{\text{TF}3}^{D-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{D3}^l + \varepsilon_l) \end{cases} \quad (5-3)$$

式中, v_{D1} 、 v_{D2} 和 v_{D3} 分别表示不规则波下绕射波产生的水质点速度 $\mathbf{v}_D^{\text{irre}}$ 在 X 、 Y 、 Z 方向的分量, l 表示不规则波中规则波成分的序号, N 表示构成不规则波的规则波成分数量。 θ_{Dk}^l 表示第 l 个绕射规则波成分在 k 方向 ($k=1, 2, 3$) 的水质点速度与波面的相位角, ε_l 表示第 l 个入射规则波成分对应的随机相位, $\varepsilon_l \in [0, 2\pi)$ 。 $v_{\text{TF}k}^{D-l}$ 为第 l 个绕射规则波成分在 k 方向 ($k=1, 2, 3$) 引起的速度场传递函数。运算符 $|\cdot|$ 表示求参数的幅值。 ω_l 表示第 l 个入射规则波成分对应的波浪频率。上标 $D-l$ 表示第 l 个绕射规则波成分对应的参数。下标 1、2、3 分别表示在对应参数在 X 、 Y 、 Z 方向的分量。

不规则波下辐射波产生的水质点速度 $\mathbf{v}_R^{\text{irre}}$ 可以表示为:

$$\mathbf{v}_R^{\text{irre}} = \begin{cases} v_{R1} \\ v_{R2} \\ v_{R3} \end{cases} = \begin{cases} \sum_{l=1}^N \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j^l |v_{\text{TF}1j}^{R-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{R1j}^l + \delta_j^l + \varepsilon_l) \\ \sum_{l=1}^N \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j^l |v_{\text{TF}2j}^{R-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{R2j}^l + \delta_j^l + \varepsilon_l) \\ \sum_{l=1}^N \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j^l |v_{\text{TF}3j}^{R-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{R3j}^l + \delta_j^l + \varepsilon_l) \end{cases} \quad (5-4)$$

式中, v_{R1} 、 v_{R2} 和 v_{R3} 分别表示不规则波下辐射波产生的水质点速度 $\mathbf{v}_R^{\text{ire}}$ 在 X , Y , Z 方向的分量, l 表示不规则波中规则波成分的序号, N 表示构成不规则波的规则波成分数量, ω_l 表示第 l 个入射规则波成分对应的波浪频率。 $v_{\text{TF}kj}^{\text{R}-l}$ ($k=1, 2, 3; j=1, 2, \dots, 6$) 是第 l 个绕射规则波成分下由浮体在 j 方向上的运动所产生的辐射波引起的在 k 方向的速度场传递函数。 \bar{u}_j^l 和 δ_j^l 分别为浮体质心处在波浪频率 ω_l 下第 j ($j=1, 2, \dots, 6$) 个自由度的运动幅值和相位角, ε_l 表示第 l 个入射规则波成分对应的随机相位, $\varepsilon_l \in [0, 2\pi)$ 。上标 $\text{R}-l$ 表示第 l 个辐射规则波成分对应的参数。 $\theta_{\text{R}kj}^l$ ($k=1, 2, 3; j=1, 2, \dots, 6$) 表示第 l 个辐射波成分的速度传递函数在 k 方向与浮体在 j 方向运动的相位角。

根据上述分析, 可以将式 (5-1) 改写为:

$$\mathbf{v}^{\text{ire}} = \begin{bmatrix} \sum_{l=1}^N \left[\zeta_{A1} |v_{\text{TF}1}^{\text{I}-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{D1}^l + \varepsilon_l) + \zeta_{A1} |v_{\text{TF}1}^{\text{D}-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{D1}^l + \varepsilon_l) + \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j^l |v_{\text{TF}1j}^{\text{R}-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{\text{R}1j}^l + \delta_j^l + \varepsilon_l) \right] \\ \sum_{l=1}^N \left[\zeta_{A2} |v_{\text{TF}2}^{\text{I}-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{D2}^l + \varepsilon_l) + \zeta_{A2} |v_{\text{TF}2}^{\text{D}-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{D2}^l + \varepsilon_l) + \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j^l |v_{\text{TF}2j}^{\text{R}-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{\text{R}2j}^l + \delta_j^l + \varepsilon_l) \right] \\ \sum_{l=1}^N \left[\zeta_{A3} |v_{\text{TF}3}^{\text{I}-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{D3}^l + \varepsilon_l) + \zeta_{A3} |v_{\text{TF}3}^{\text{D}-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{D3}^l + \varepsilon_l) + \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j^l |v_{\text{TF}3j}^{\text{R}-l}| \sin(\omega_l t + \theta_{\text{R}3j}^l + \delta_j^l + \varepsilon_l) \right] \end{bmatrix} \quad (5-5)$$

(2) 不规则波下考虑浮体扰动影响的扰动波浪场水质点速度统计分析

在本章中, 采用 JONSWAP 波浪谱, 对三个不同工况进行载荷极值响应分析, 工况参数如表 3-4 所示。为保证三小时内的波面升高不出现重复, 波浪频率间隔设置为不超过 0.1 rad/s 的随机数。为了消除瞬态响应的影响, 计算时长设置为 11000 s。分析步间隔设置为 0.1227 s, 保证了时间间隔足够小, 能够捕捉到最小周期规则波成分响应。

为研究在不规则波下浮体产生的绕射波和辐射波对波浪场的干扰, 图 5-1 ~ 图 5-6 给出了不同工况下在不规则波作用时是否计及浮体扰动的网衣周围速度场水质点速度的均方根 (RMS) 值。当仅考虑入射波时, 在 X 和 Z 方向的最大水质点速度 RMS 值分别为 1.44 m/s 和 1.40 m/s, 当计及绕射波和辐射波对速度场的干扰时, 在 X 和 Z 方向的最大水质点速度 RMS 值分别达到了 2.00 m/s 和 1.74 m/s, 增幅分别达到了 39% 和 24%。在工况 LC1 和 LC2 下, 由于绕射波和辐射波导致的水质点速度在 X 方向上分别增加了 20% 和 29%, 在 Z 方向上则分别增加了 14% 和 19%。在图中可以观察到波浪场中速度增加的区域位于网衣靠近静水面的位置, 尤其是网面连接的区域增加更加明显, 这些区域也是在规则波下水质点速度的主要增加区域。此外, 虽然绕射波和辐射波在 X 方向上对波浪场的扰动幅度更大, 变化更加明显, 但整体上浮体扰动并未改变速度场的分布趋势; 在 Y 方向上浮体的扰动主要集中于与浮体距离较近的区域。

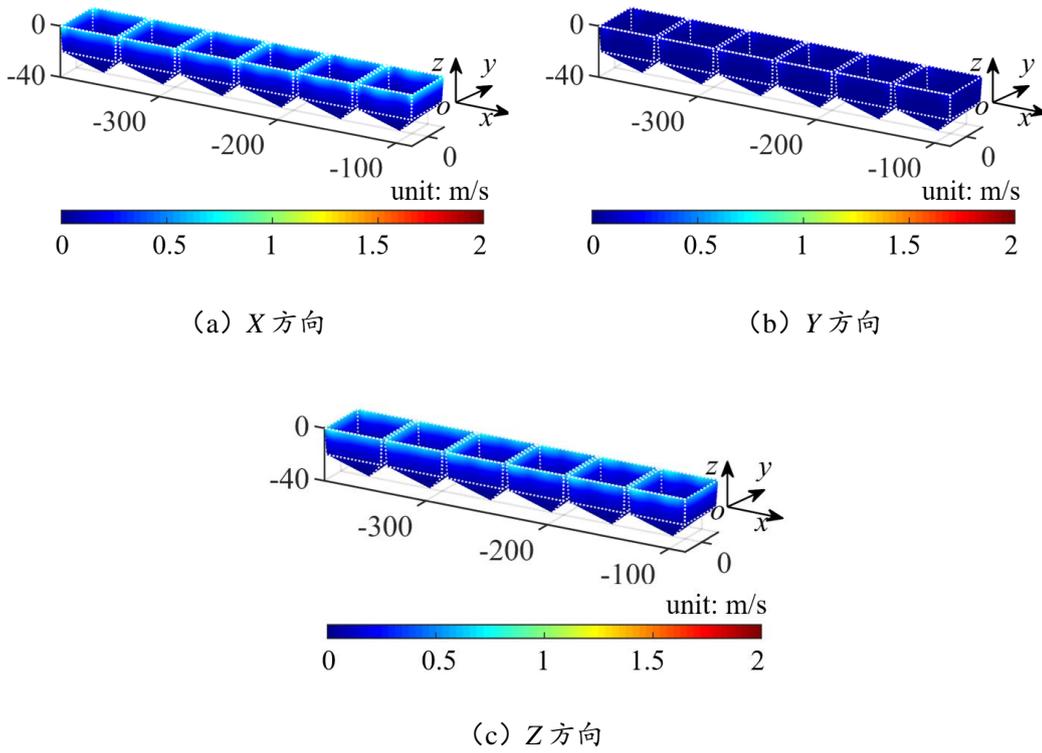


图 5-1 工况 LC1 下由入射波、绕射波和辐射波共同引起的网衣周围速度场水质点速度 RMS 值

Fig. 5-1 The root mean square of the velocity field around the net induced by the incident wave, diffraction wave and radiation wave under LC1

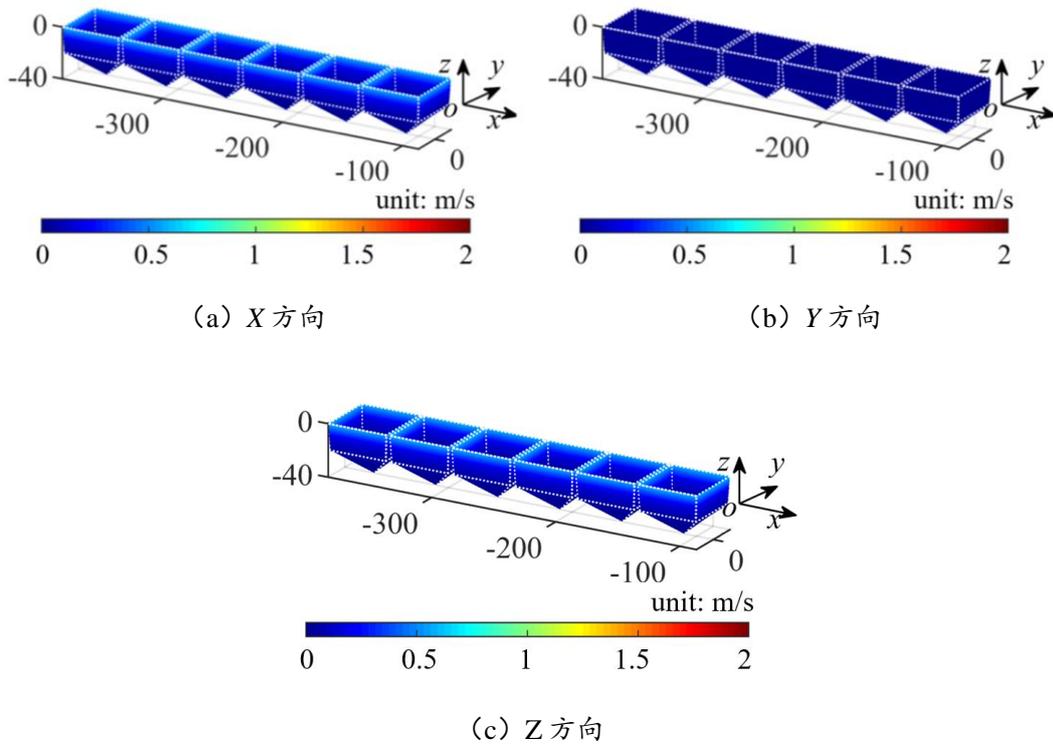


图 5-2 工况 LC1 下由入射波引起的网衣周围速度场水质点速度 RMS 值

Fig. 5-2 The root mean square of the velocity field around the net induced by the incident wave under LC1

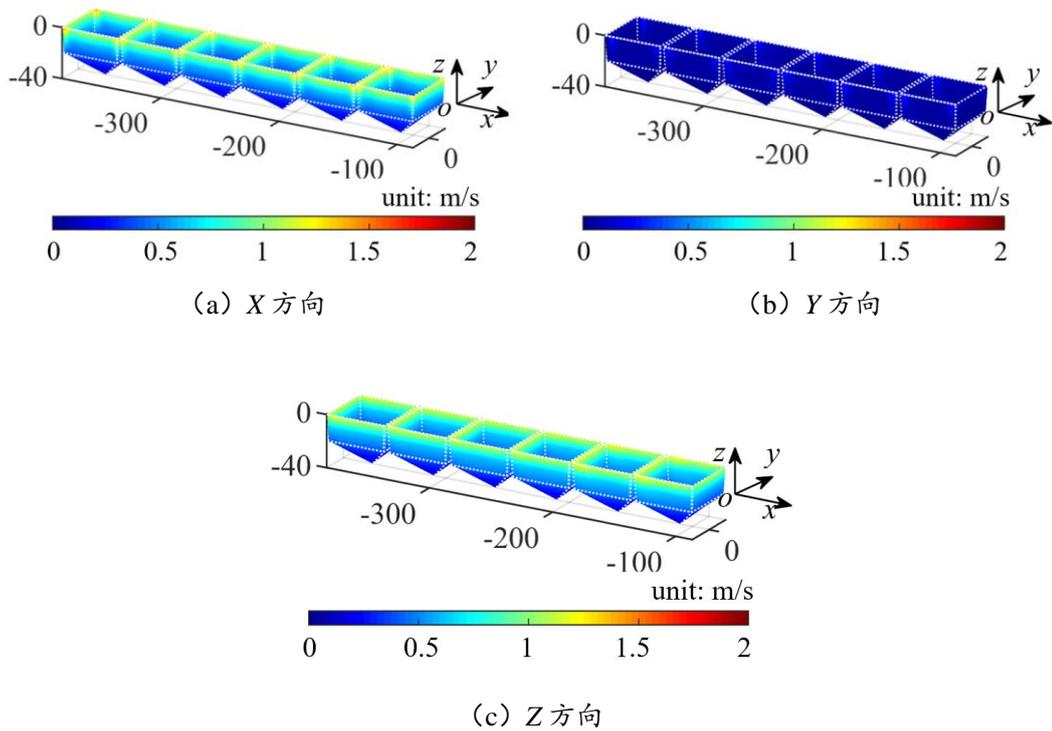


图 5-3 工况 LC2 下由入射波、绕射波和辐射波共同引起的网衣周围速度场水质点速度 RMS 值
 Fig. 5-3 The root mean square of the velocity field around the net induced by the incident wave, diffraction wave and radiation wave under LC2

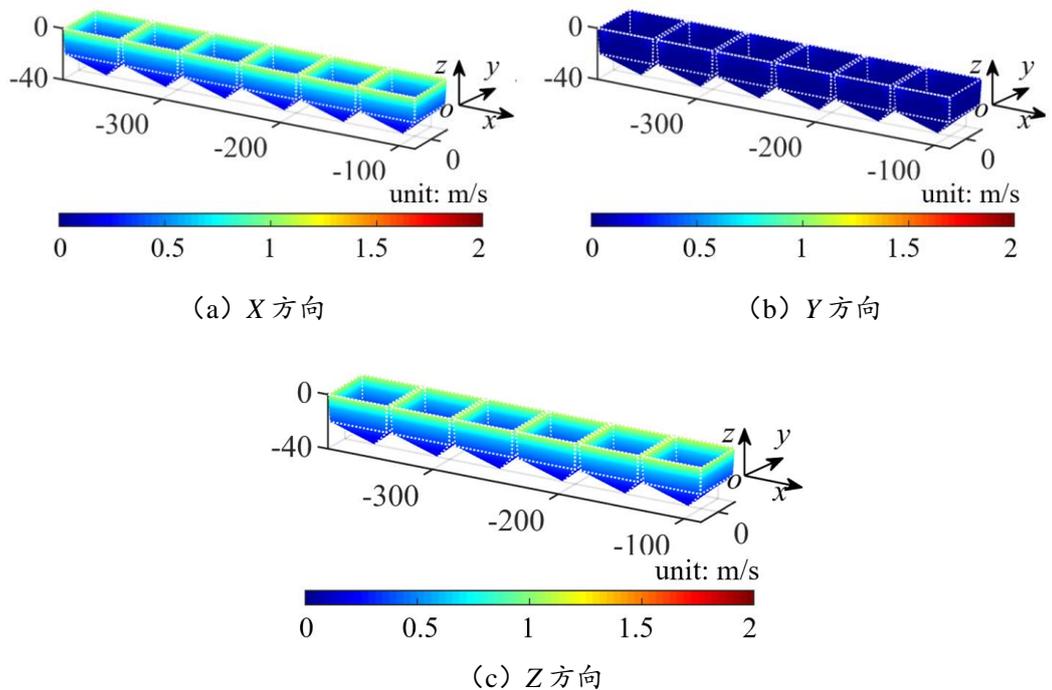


图 5-4 工况 LC2 下由入射波引起的网衣周围速度场水质点速度 RMS 值
 Fig. 5-4 The root mean square of the velocity field around the net induced by the incident wave under LC2

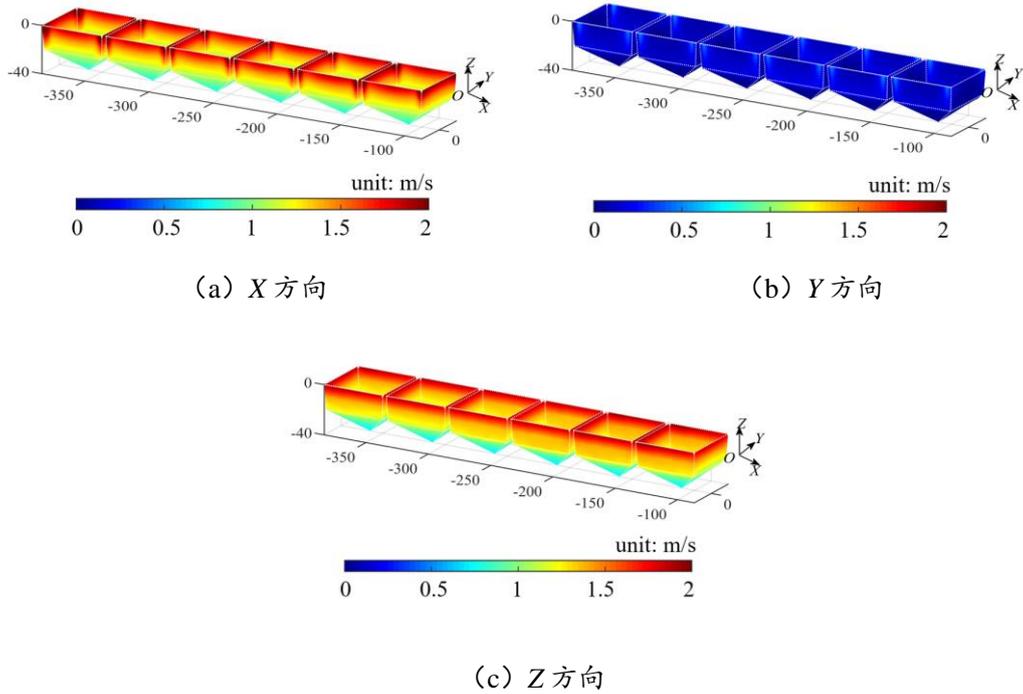


图 5-5 工况 LC3 下由入射波、绕射波和辐射波共同引起的网衣周围速度场水质点速度 RMS 值
 Fig. 5-5 The root mean square of the velocity field around the net induced by the incident wave, diffraction wave and radiation wave under LC3

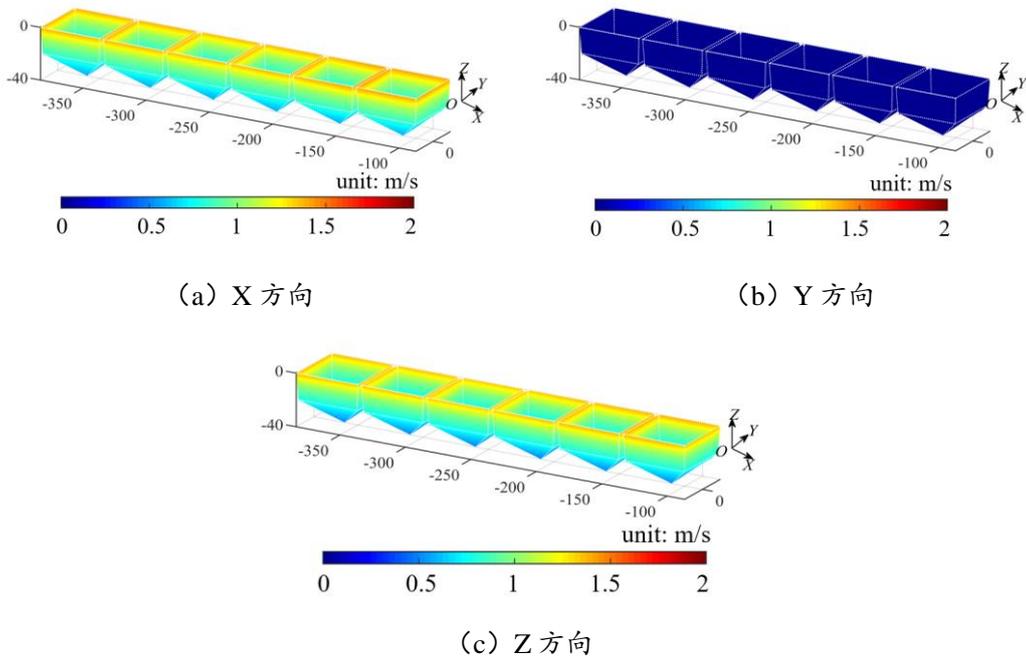
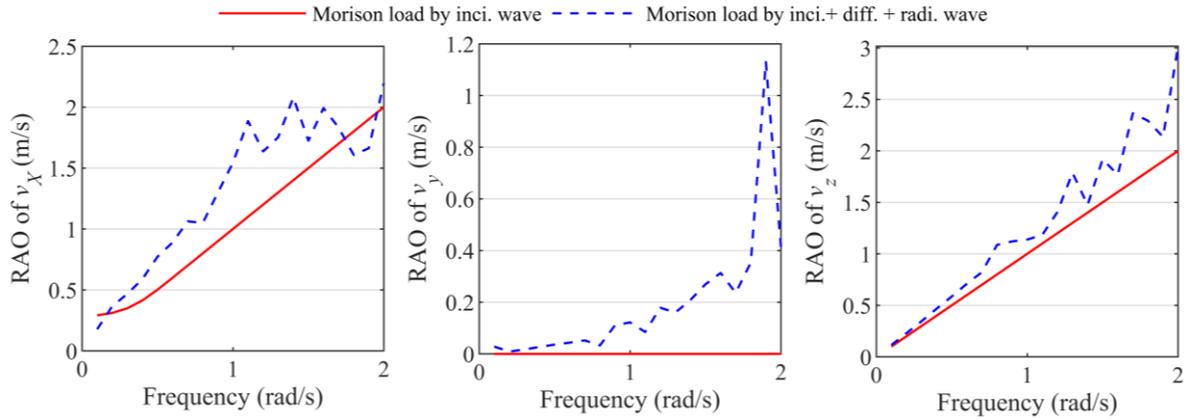
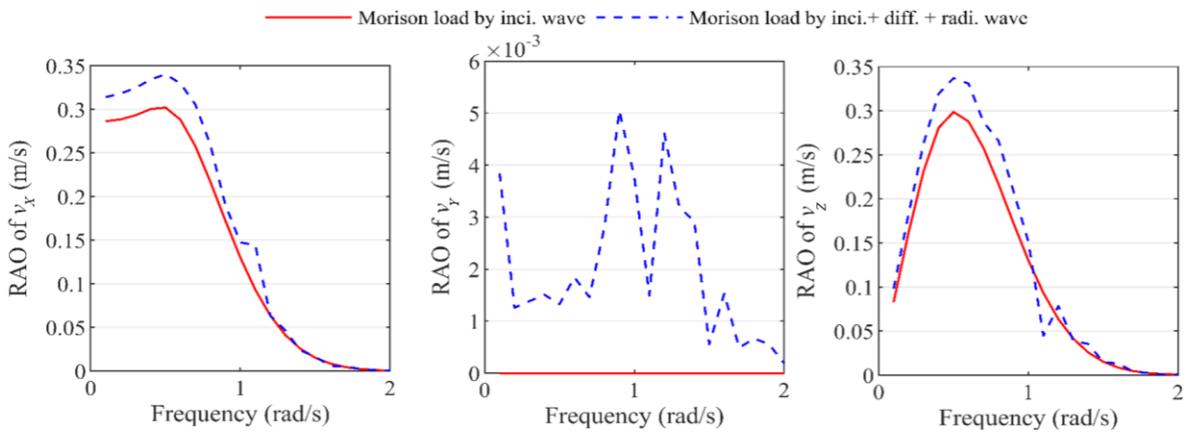


图 5-6 工况 LC3 下由入射波引起的网衣周围速度场水质点速度 RMS 值
 Fig. 5-6 The root mean square of the velocity field around the net induced by the incident diffraction and radiation wave under LC3



(a) 网衣角隅处靠近静水面处



(b) 网衣角隅处靠近侧网底部

图 5-7 不同位置处三个方向的水质点速度 RAO

Fig. 5-7 RAO of the water-particle velocity in three different directions

图 5-7 是速度场内不同位置处水质点速度的响应幅值算子 (response amplitude operators, RAO)。图 5-8 是不同工况下网衣靠近静水面处角隅位置的水质点速度的谱密度函数。由图可知, 当计及浮体产生的绕射波和辐射波的影响时, 网衣关键区域 (如网衣角隅位置) 的水质点速度会发生明显的增大, 从而导致网衣张力在局部上的增加。

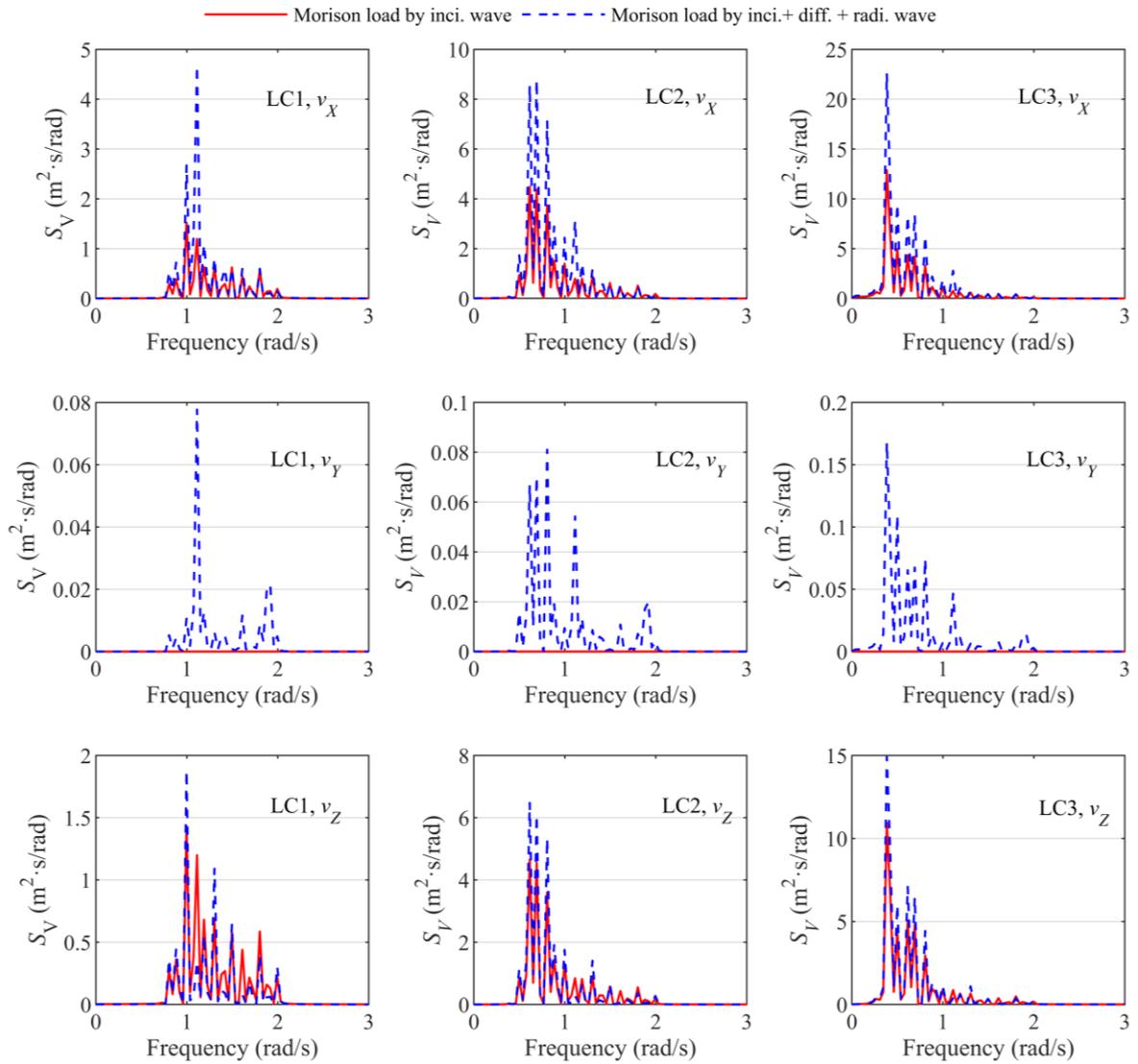


图 5-8 不同工况下靠近静水面的网衣角隅处水质点速度谱密度

Fig. 5-8 Spectral density of the water-particle velocity at the net corner near the still water surface under different load cases

5.2.2 不规则波下考虑扰动波浪场对网衣影响的大型网箱动力响应分析流程

在获得计及绕射波和辐射波影响的不规则波速度场后，可以根据莫里森公式进行网衣和钢架的水动力计算，这与第 4 章中的分析方法一致。在不规则波下，大型网箱浮体的辐射载荷采用状态空间方法求解，因此大型网箱的耦合动力响应方程可以写为：

$$\begin{aligned} \mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{K}\mathbf{u}(t) + \mathbf{F}_{\text{Rad}}(t) &= \mathbf{F}_{\text{W}}(t) + \mathbf{F}_{\text{Couple}}(t) \\ \mathbf{F}_{\text{Couple}}(t) &= \mathbf{F}_{\text{H}}(t) + \mathbf{F}_{\text{G}}(t) + \mathbf{F}_{\text{B}}(t) - \mathbf{F}_{\text{I}}(t) \end{aligned} \quad (5-6)$$

其中， $\mathbf{F}_{\text{W}}(t)$ 表示作用在浮体上的波浪激励力， $\mathbf{F}_{\text{Rad}}(t)$ 是浮体的辐射载荷， $\mathbf{F}_{\text{Couple}}(t)$

表示不规则波下网衣和钢架对浮体产生的耦合载荷项， $\mathbf{F}_H(t)$ 、 $\mathbf{F}_G(t)$ 、 $\mathbf{F}_B(t)$ 和 $\mathbf{F}_I(t)$ 分别表示网衣和钢架的水动力载荷、重力、浮力和惯性力载荷在浮体质心处的积分项。在本章的计算中，忽略了浮体的粘性载荷。

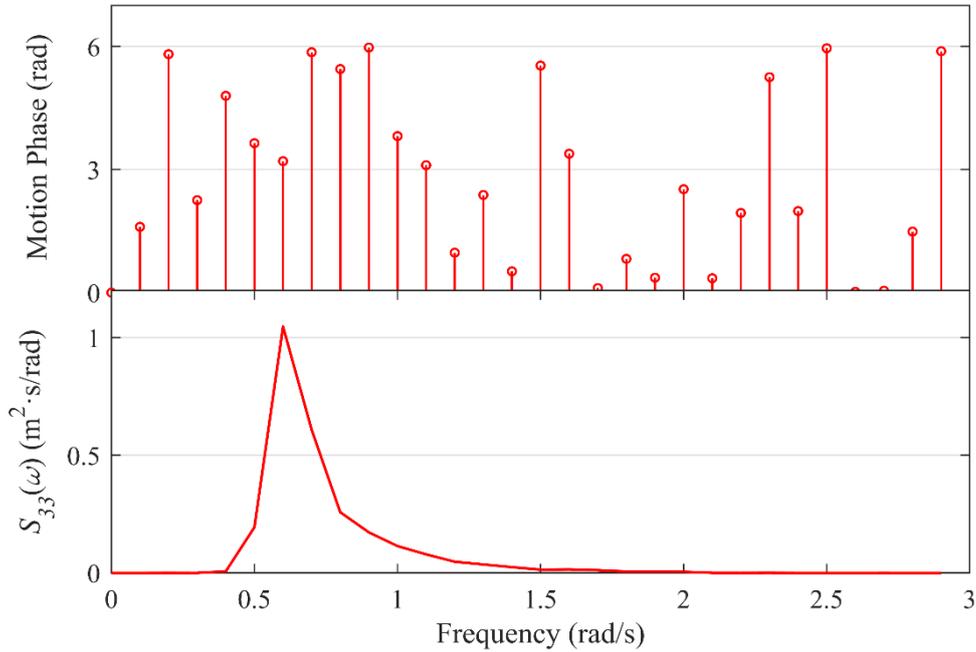


图 5-9 通过 FFT 得到的网箱垂荡幅值和相位角，有义波高 5 m，谱峰周期 10 s

Fig. 5-9 The spectral density and phase angle of heave motion obtained by FFT under irregular waves of $H_S = 5$ m and $T_P = 10$ s

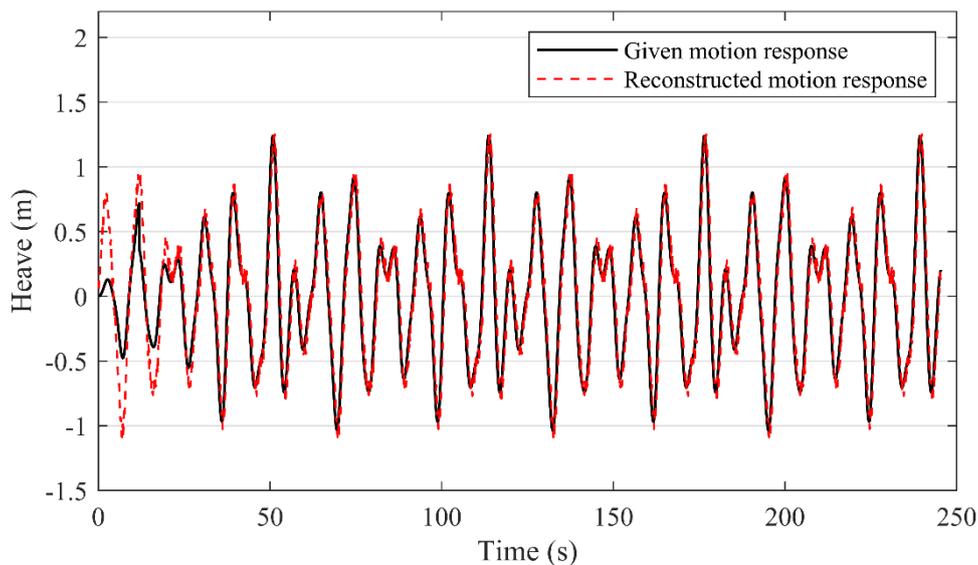


图 5-10 网箱在不规则波下的垂荡时历和利用幅值和相位重构得到的时历对比（有义波高 5 m，谱峰周期 10 s）

Fig. 5-10 Comparison between the given heave motion of the floating body and the reconstructed time series based on the motion amplitudes and phase angles under irregular waves ($H_S = 5$ m and $T_P = 10$ s)

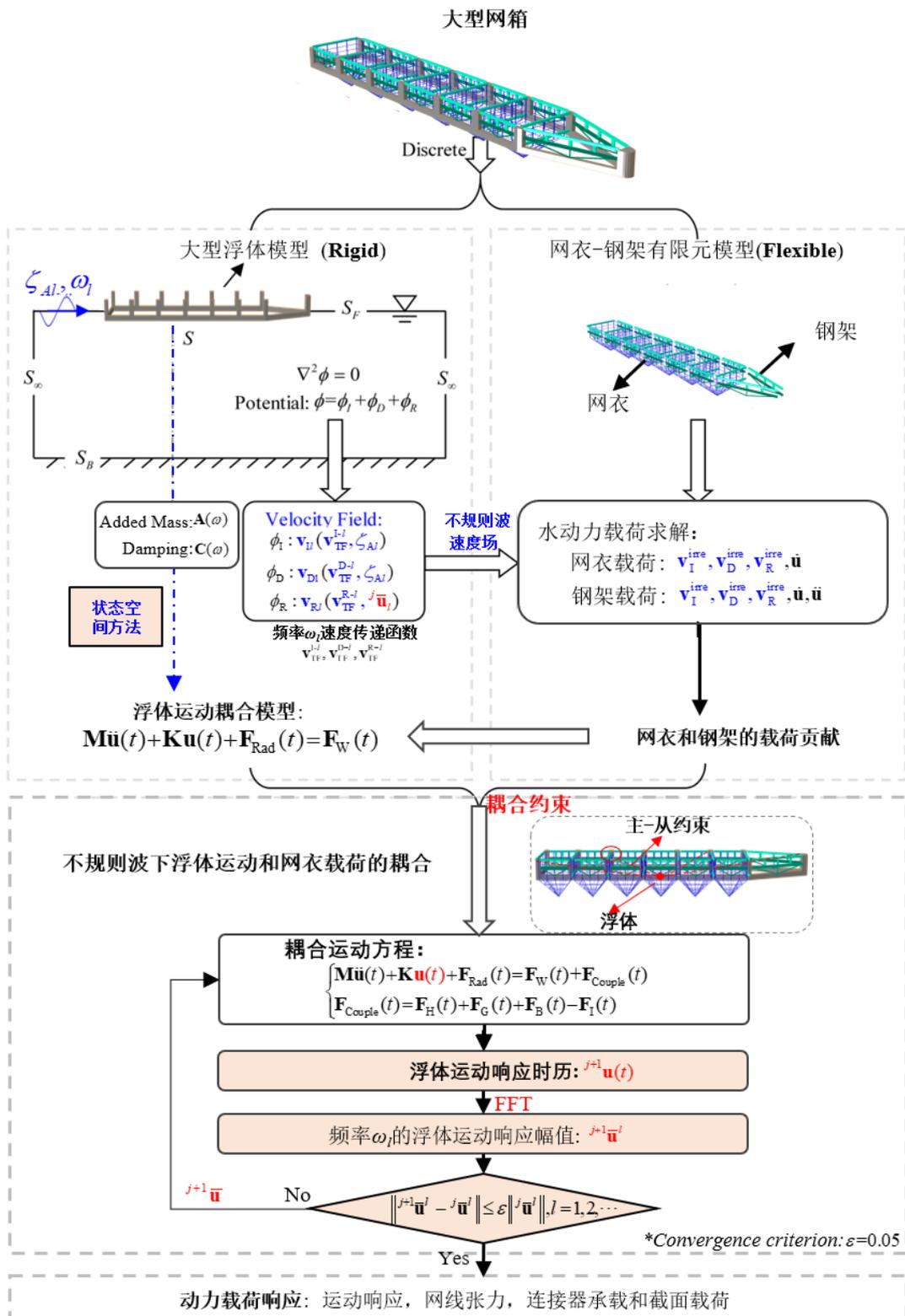


图 5-11 不规则波下大型网箱耦合动力分析流程

Fig. 5-11 Flowchart of large fish cage coupling analysis under irregular waves

基于以上的大型网箱耦合动力方程，对不规则波下计及绕射波和辐射波影响

(即扰动不规则波浪场)的大型网箱载荷分析方法总结如下:首先进行第一次迭代计算,在该计算中不计及浮体辐射波的影响,速度场仅考虑对应不规则入射波和产生的绕射波的作用,构建初步的不包含辐射波的不规则波浪速度场,然后在时域内求解网箱整体在不规则波下的耦合运动方程,并得到考虑网衣和钢架载荷影响的浮体重心运动时历 ${}^1\mathbf{u}(t)$,通过快速傅里叶变换获得 ${}^1\mathbf{u}(t)$ 对应的各个波浪频率下的运动幅值 ${}^1\bar{\mathbf{u}}^l$ 和运动相位角 ${}^{j+1}\delta^l$ 。

图 5-9 是采用快速傅里叶变换求解得到的大型网箱运动幅值、相位,图 5-2 是根据得到的运动幅值和相位重构得到的运动时历。由图 5-10 所示,采用 FFT 方法得到的运动幅值和相位是准确的。

最终的稳定结果通过迭代计算实现,迭代过程则是在第 4 章的分析流程上发展而来。具体分析流程描述如下:在第一次迭代计算中,根据各频率下的 ${}^1\bar{\mathbf{u}}^l$ 和 ${}^1\delta^l$,重新构建包含辐射波影响的扰动波浪场,用于下一次大型网箱在不规则波下的耦合动力计算。通过不断迭代计算,对比第 $j+1$ 次循环的 ${}^{j+1}\bar{\mathbf{u}}^l$ 、 ${}^{j+1}\delta^l$ 和第 j 次循环的 ${}^j\bar{\mathbf{u}}^l$ 、 ${}^j\delta^l$,若在所有波浪频率下均满足 $\|{}^{j+1}\bar{\mathbf{u}}^l - {}^j\bar{\mathbf{u}}^l\| \leq \varepsilon \|{}^j\bar{\mathbf{u}}^l\|$ (设置 $\varepsilon=0.05$),则认为结果稳定,停止迭代计算,并进行扰动不规则波下网箱动力结果分析;若不满足,则迭代进行下一次计算,直至得到稳定结果。用于不规则波下考虑浮体对网衣影响的大型网箱耦合分析流程如图 5-11 所示,该过程整体上与规则波下考虑扰动波浪场影响的网箱动力响应分析流程基本一致,但是在获取网箱运动响应、构建扰动波浪场以及准静态分析时具有很大的区别,应当加以注意。

5.3 不规则波下考虑扰动波浪场对网衣影响的网箱浮体运动分析

图 5-12 是不规则波下网箱的运动响应时历和不同波浪频率下对应的响应幅值。由图可知,网箱的运动响应主要由波频载荷主导,当计及绕射波和辐射波的影响时与仅考虑入射波作用下的运动响应时历几乎重合,不同频率下的运动幅值也具有相同的特征。这一方面是由于浮体自身受到的水动力载荷在网箱运动过程中占据主导地位,另一方面是由于绕射波和辐射波对速度场的影响有限,仅在某些局部位置令水质点速度增大,导致网衣和钢架水动力的局部增加,但是在某一确定时刻下对二者的影响是有限的,即在该时刻下网衣系统的整体水动力变化不明显。因此,在计算网衣和钢架水动力载荷时计及浮体产生的绕射波和辐射波,对网箱的运动影响不大。基于以上分析,在不规则波下的网箱运动响应分析中可以忽略浮体产生的绕射波和辐射波的影响。

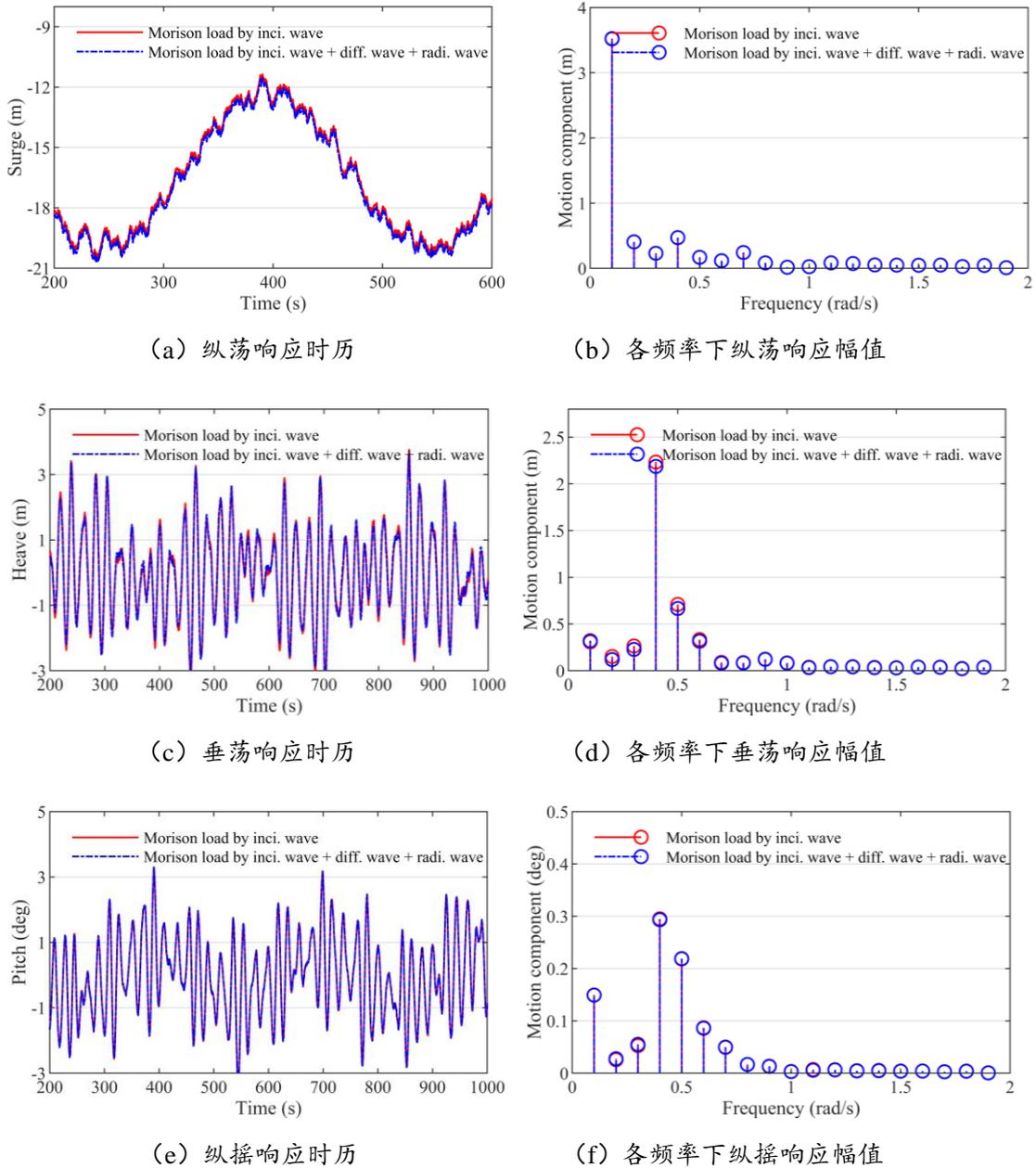


图 5-12 网箱运动响应时历和不同波浪频率下对应的响应幅值 (LC3)

Fig. 5-12 The motion response of the vessel-shaped fish cage and the corresponding frequency components under LC3

5.4 不规则波下考虑扰动波浪场对网衣张力的影响分析

在网箱自艏部至艉部的 6 个养殖单元 Net 1~Net 6 中，每个养殖单元所受环境载荷大致相同。因此本章将 Net 1 分为 8 个网面（侧网分别为 s1~s4，底网为 b1~b4，见图 5-13），并对其在浮体影响下的网线张力的特征进行分析。

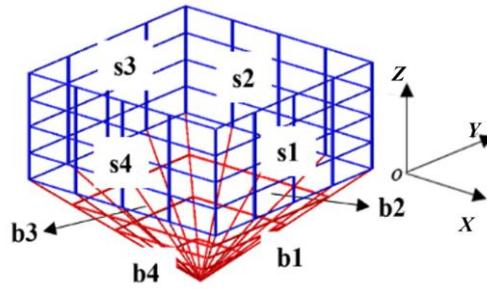


图 5-13 Net 1 的不同网面

Fig. 5-13 The different net panels of Net 1

图 5-14 是 LC1 下不同网面上所有网线张力 RMS 值的最大值结果。在迎浪工况下，网面 s1 和 s3 的网线张力水平显著高于其他网面的网线张力。根据前文的分析中可知，网面水平边缘处的网线张力又高于其他位置的张力，因此从网衣安全的角度应当着重对这些位置的网线张力进行分析。

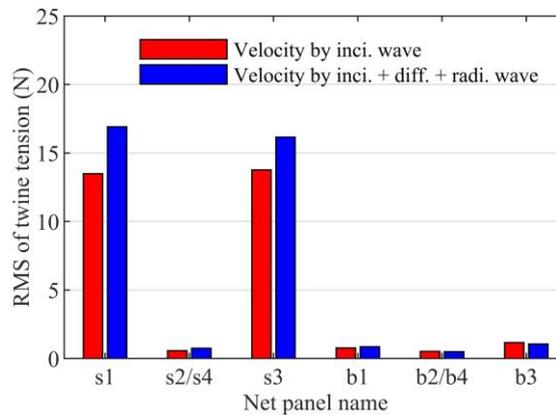


图 5-14 不同网面张力 RMS 值的最大值

Fig. 5-14 The maximum of tension RMS value at the different net panels

图 5-15 是网面 s1 处在不同工况下的最大张力水平时历，图 5-16 是对应的频域谱分析。随着有义波高的增加，计及绕射波和辐射波的影响导致最大网线张力在 LC1~LC3 下分别增加了 12%、27%和 49%。相同的增长趋势也可以在对应的谱分析结果中看出来。由网衣的水动力计算公式可知，网衣载荷与水质点速度近似成二次方的关系。随着由绕射波和辐射波导致的水质点速度的增加，浮体扰动产生的影响也会逐步增大。此外由谱分析结果可以看出，导致网线张力增加的波浪频率区间主要在低于 0.5 rad/s 的范围。

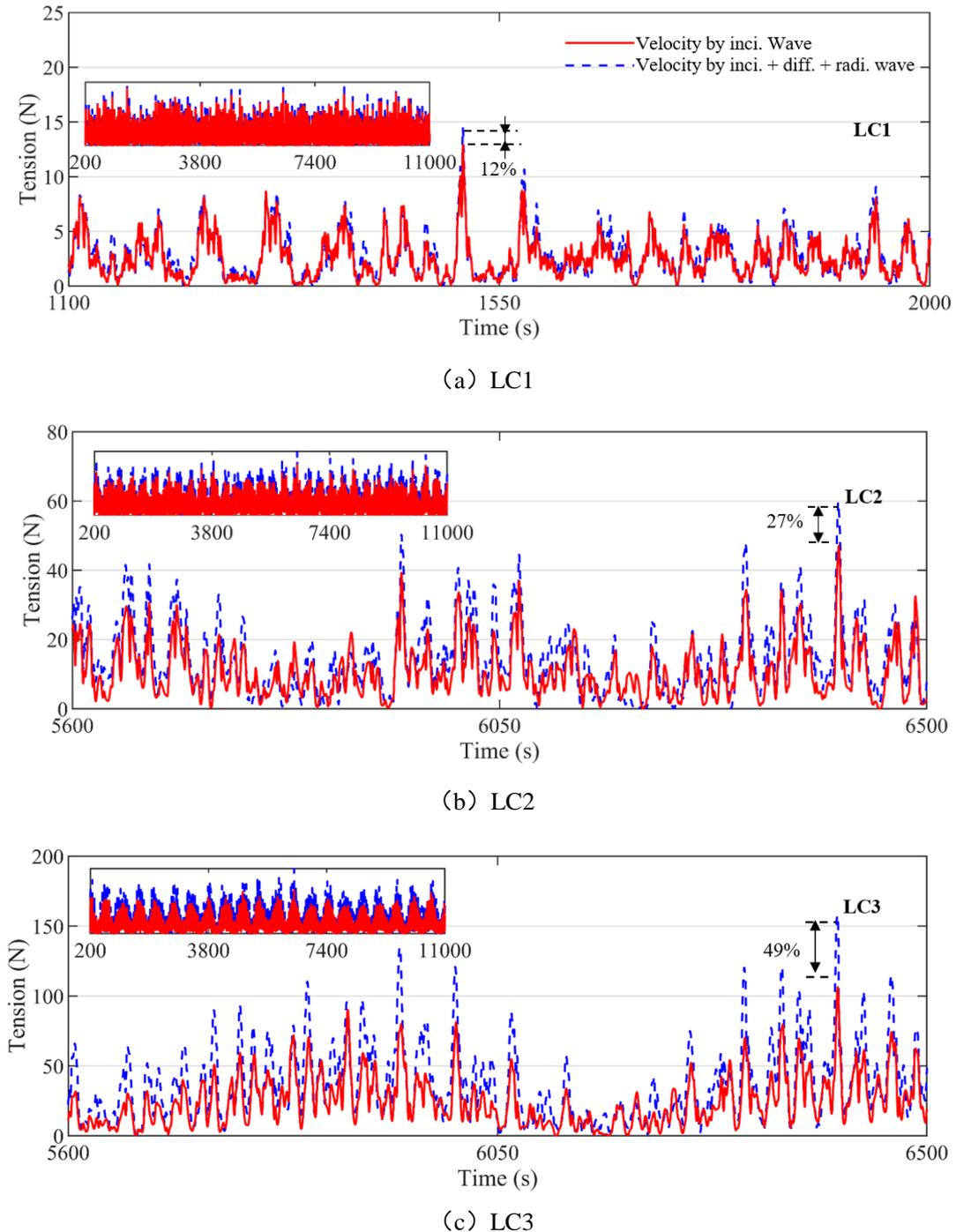


图 5-15 不同工况下网面 s1 处最大张力区域的张力时历

Fig. 5-15 The time histories of twine tension at the maximum twine tension area of s1

图 5-17 是不同工况下养殖单元 Net1 的网线张力的标准差和张力极值云图。本章中的每一个不规则工况均仅选择了一个 seed，并假设响应极值满足 Weibull 分布，并选择 99%分位数作为响应极值。虽然仅计算一个 seed 会对计算结果带来更大的不确定性，但是由于是否考虑浮体对网衣的影响，所用的波面升高时历是相同的，因此计算结果仍然具有参考价值。由图可知，随着有义波高的增加，网线张力的标准差

和张力极值也都随之变大，与工况 LC1 的结果相比，工况 LC2 和 LC3 下最大标准差和张力极值分别增加了约 17 倍和 8 倍。

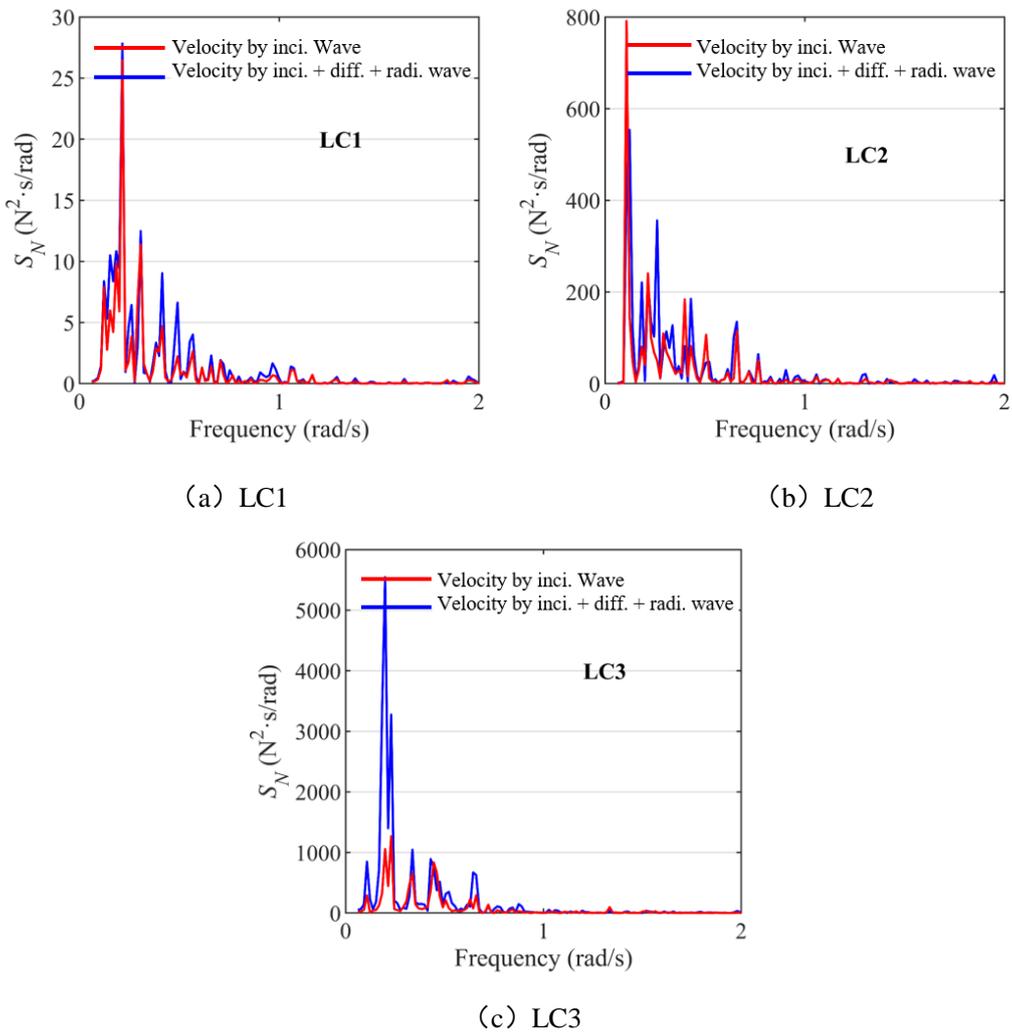
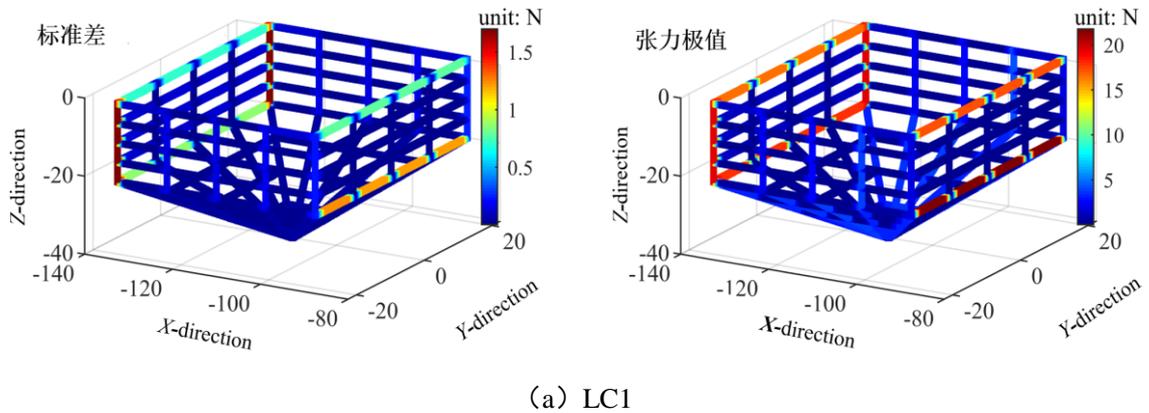


图 5-16 不同工况下网面 s1 处最大张力区域的谱密度

Fig. 5-16 The spectral density of twine tension at the maximum twine tension area of s1



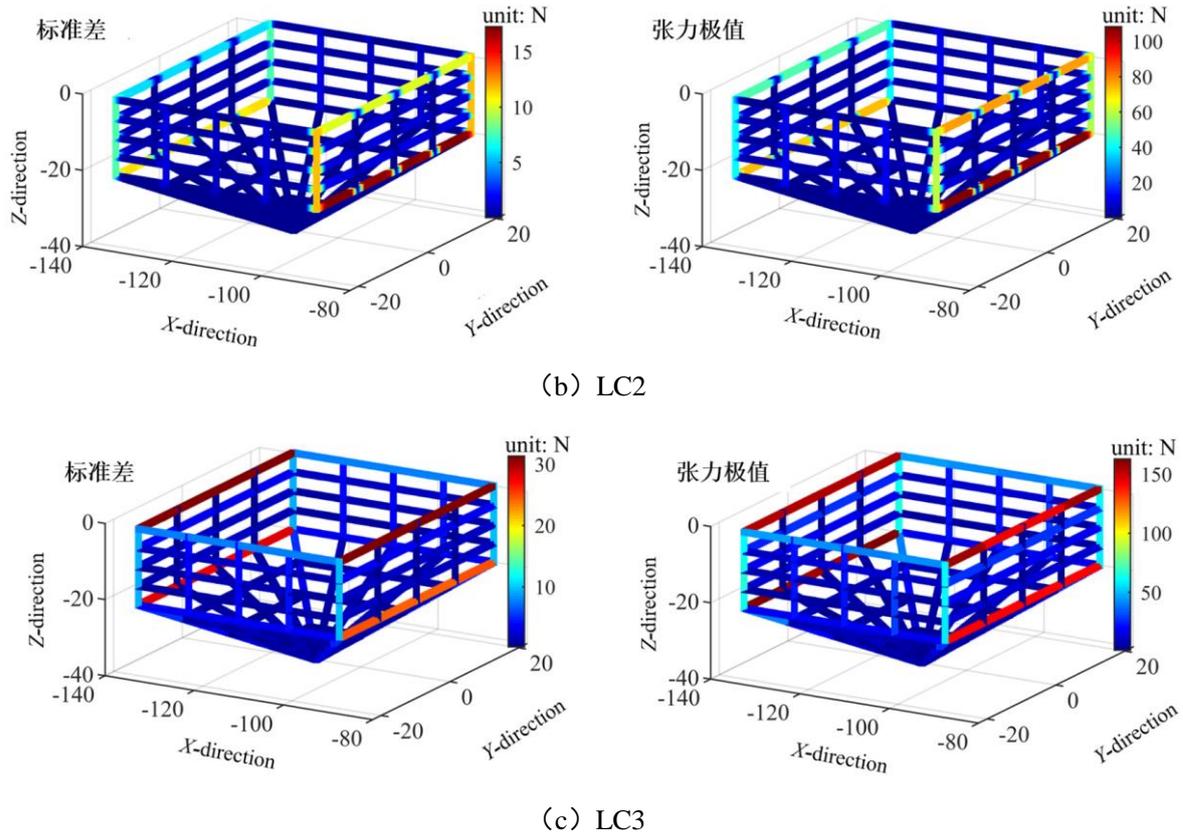


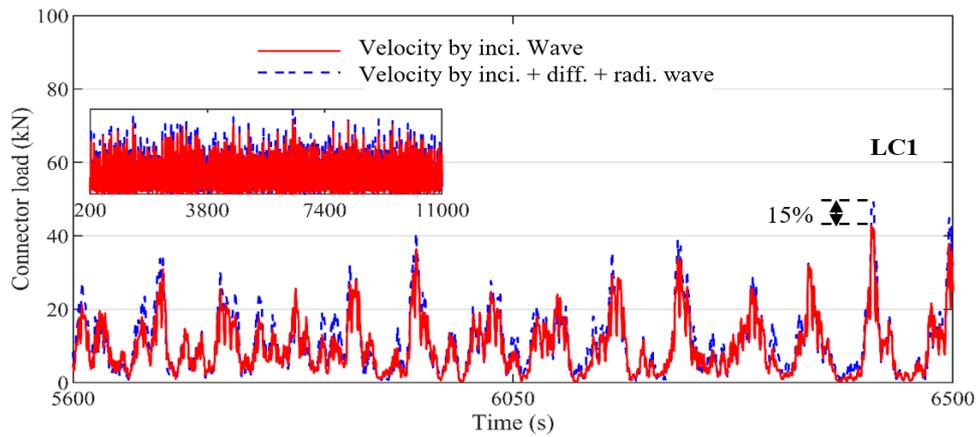
图 5-17 不同工况下计及绕射波和辐射波影响的 Net 1 张力标准差和极值评估

Fig. 5-17 The standard deviation of tension and the estimated extreme of tension of Net 1 considering diffraction and radiation waves under different wave conditions

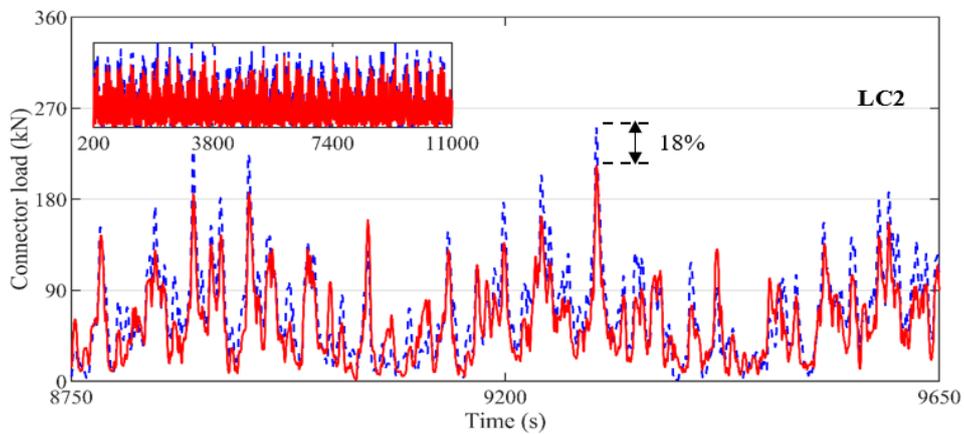
在所有工况下，网线张力标准差和极值的最大值均出现在网面是 s1 和 s3 的水平网线处。甚至底部的水平网线张力高于中间位置的网线张力，这是由于边缘连接器的限制，使得底部水平网线无法通过自身的变形运动抵消来流的冲击，导致网线张力显著高于网面中部区域的张力。这也表明连接器的限制虽然可以减小网衣的变形，有利于保持养殖容积，但是对网衣的结构安全也会造成不利影响。

5.5 不规则波下考虑扰动波浪场对连接器载荷的影响分析

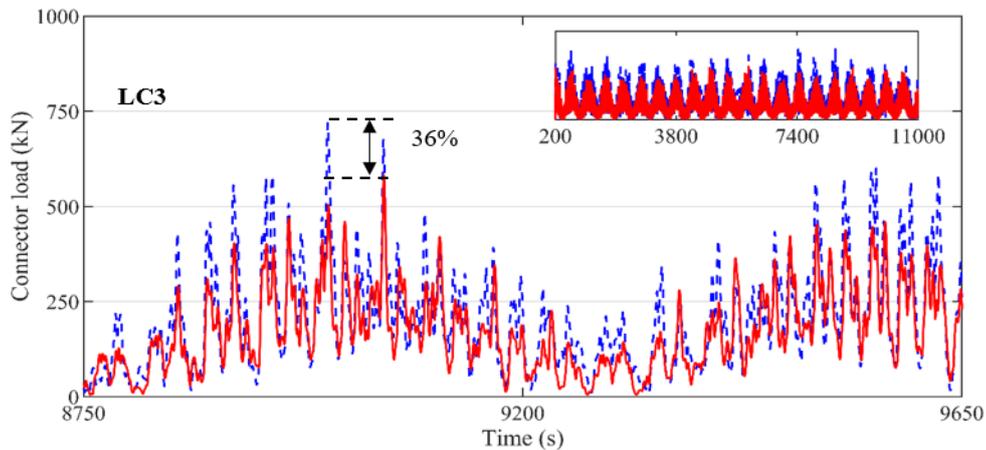
本文中的大型网箱共有 120 个连接器，沿 XOZ 平面对称分布，分为上层和下层连接器，如图 3-25 所示。由前文的分析可知，对于同一养殖单元的连接器的，上层的边缘连接器承载显著大于其他连接器的承载。



(a) LC1



(b) LC2



(c) LC3

图 5-18 不同工况下连接器 5 的承载时历

Fig. 5-18 The time histories of load effect on connector 5 under different condition cases

图 5-18 是上层边缘连接器 5 在不同工况下的承载时历，图 5-19 是连接器 5 在不同工况下承载时历的响应谱密度。在 LC1~LC3 不同工况下，计及绕射波和辐射波的影响后连接器 5 的最大承载分别增加了 15%，18%和 36%。其中在 LC1 和 LC2 中，

是否计及绕射波和辐射波的影响时，最大连接器承载值出现的时刻均相同，但是在 LC3 下最大连接器承载出现的时间不同，这表明随着海况逐渐恶劣，绕射波和辐射波对连接器承载产生的影响会更加明显，甚至会改变局部峰值的趋势。由图 5-19 可知，计及绕射波和辐射波时整体上谱密度均会出现增加，而非某些频率的局部增大，这表明在所有的波浪频率下浮体产生的绕射波和辐射波均会对连接器承载产生一定程度的影响。

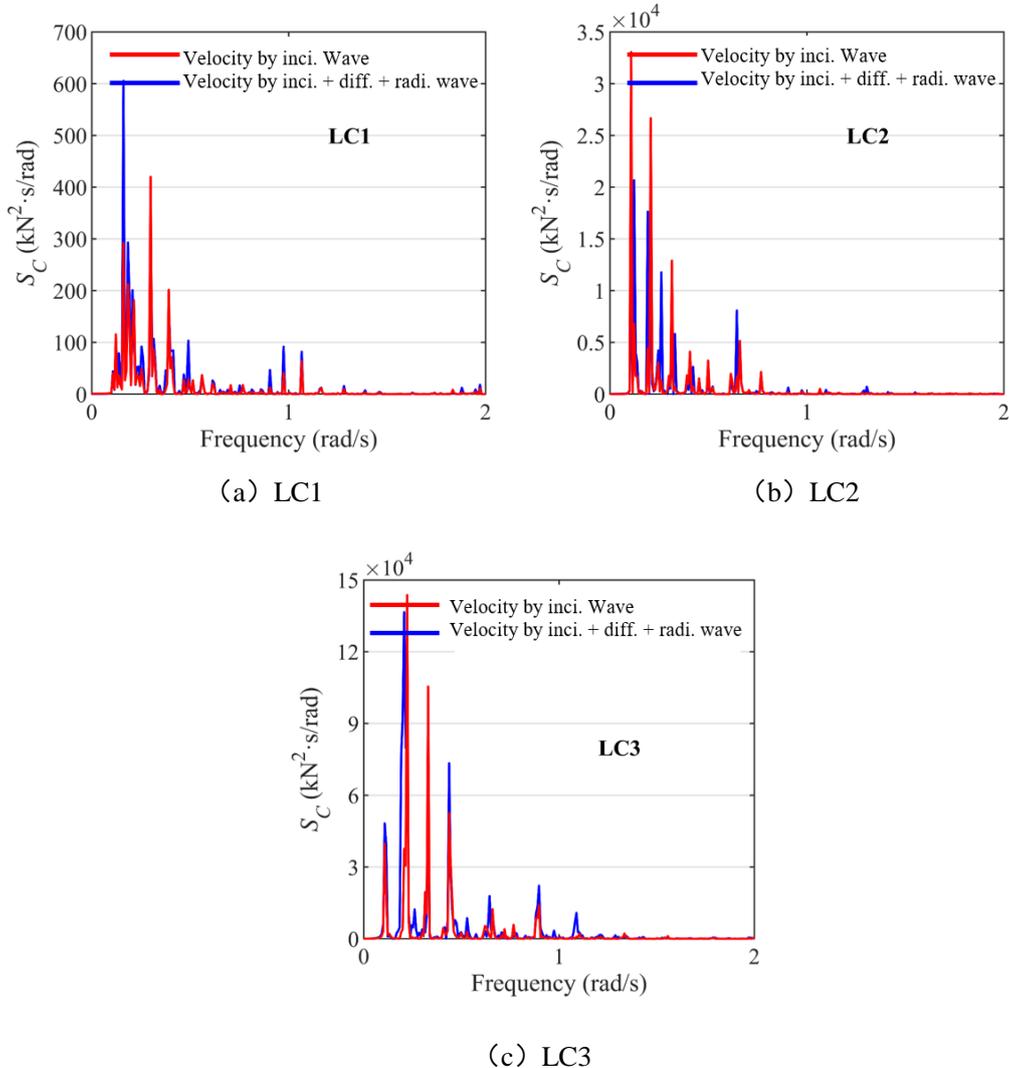
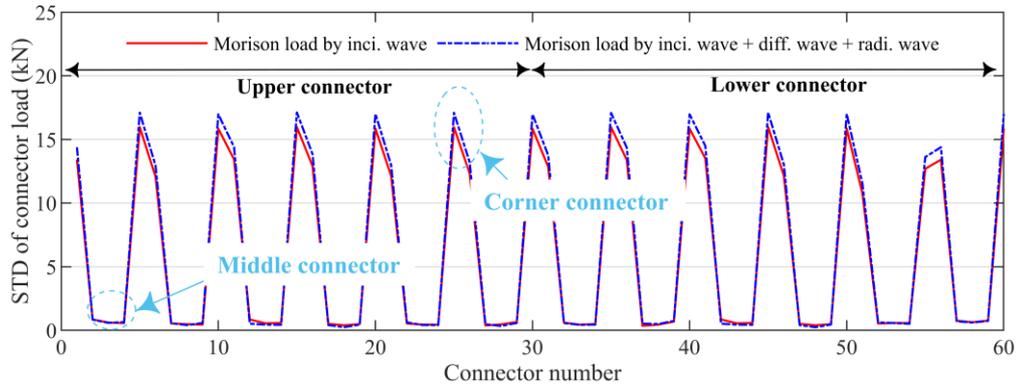


图 5-19 不同工况下连接器 5 的承载谱密度

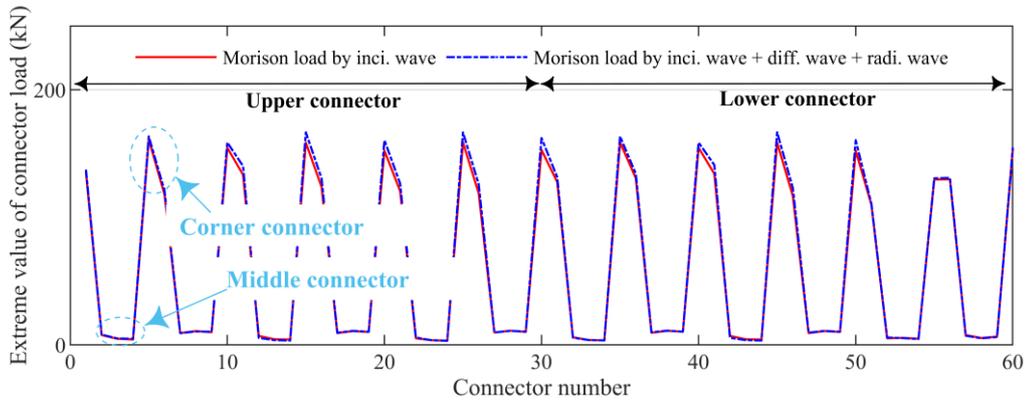
Fig. 5-19 The spectral density of load effect on connector 5 under different condition cases

图 5-20、图 5-21 和图 5-22 分别是工况 LC1~LC3 下连接器 1~连接器 60 的承载标准差和承载极值的统计结果。由图 5-20~图 5-22 可知，从 LC1 至 LC3，连接器的承载逐渐增大，而且绕射波和辐射波的影响也逐步显著。在工况 LC3 下，连接器承载的最大极值评估位于连接器 5，当计及绕射波和辐射波的影响时承载极值达到 821kN，不计及绕射波和辐射波的影响时承载值为 636 kN，增幅达到 29%，而在连接器 10 的位置，承载增幅甚至达到 32%。对于不同的养殖单元，承载分布规律保持

一致，并且边缘连接器的承载标准差和极值评估结果显著大于中部连接器的结果。整体来看，计及绕射波和辐射波的影响时，连接器承载的增幅小于网线张力的最大增幅。



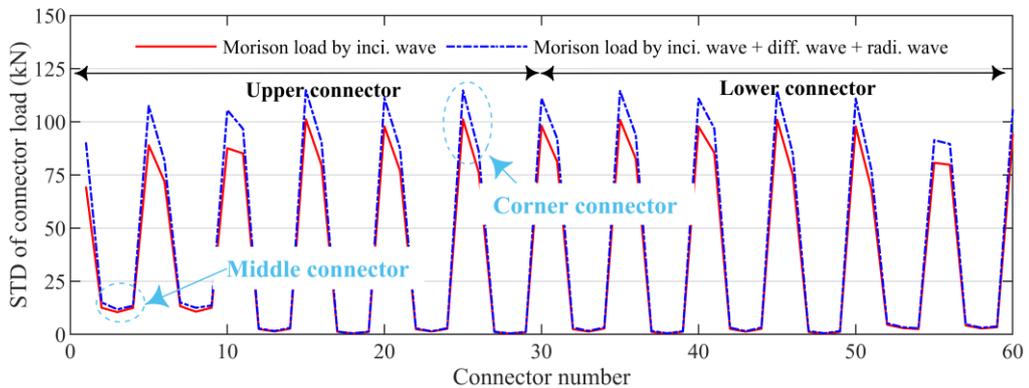
(a) 承载标准差



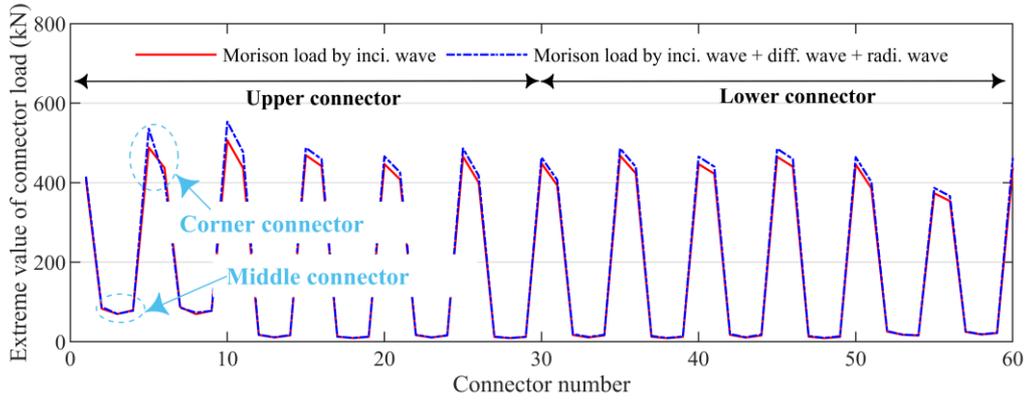
(b) 承载极值

图 5-20 工况 LC1 下网箱同侧连接器承载的标准差和承载极值结果

Fig. 5-20 The Standard deviation and estimated extreme value of loads effect on connectors under LC1



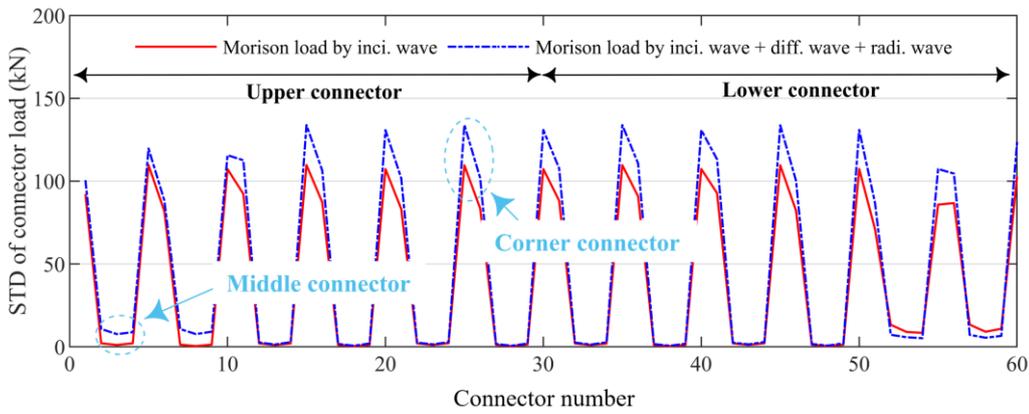
(a) 承载标准差



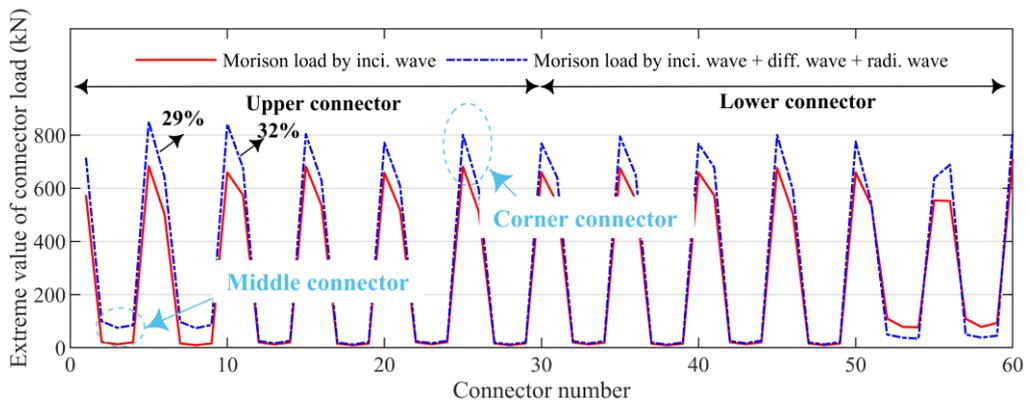
(b) 承载极值

图 5-21 工况 LC2 下网箱同侧连接器承载的标准差和承载极值结果

Fig. 5-21 The Standard deviation and short term estimated extreme value of loads effect on connectors under LC2



(a) 承载标准差



(b) 承载极值

图 5-22 工况 LC3 下网箱同侧连接器承载的标准差和短期极值评估

Fig. 5-22 The Standard deviation and short term estimated extreme value of loads effect on connectors under LC3

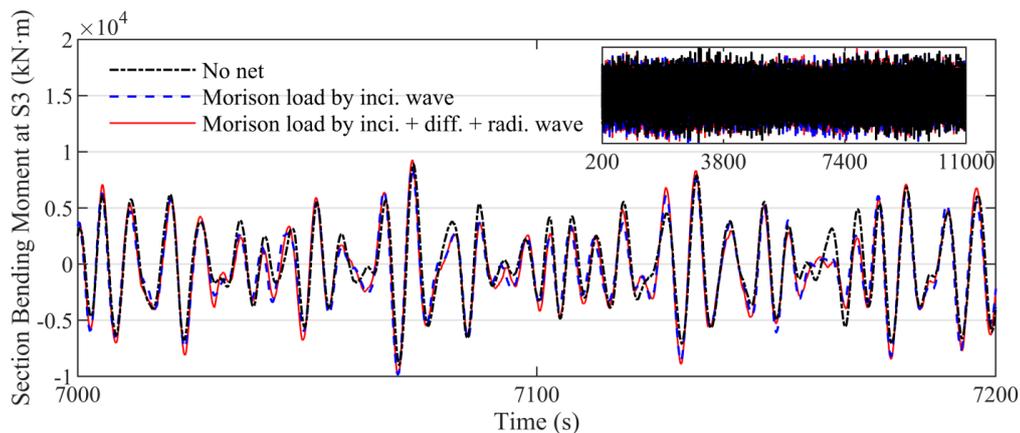
5.6 不规则波下考虑扰动波浪场对网衣影响的网箱截面载荷影响分析

本节对大型网箱主体钢结构的截面载荷进行不规则波下的响应分析。截面载荷的计算为准静态法，所用截面如图 3-19 所示，由艏部至艉部的截面分别命名为 S1~S7。

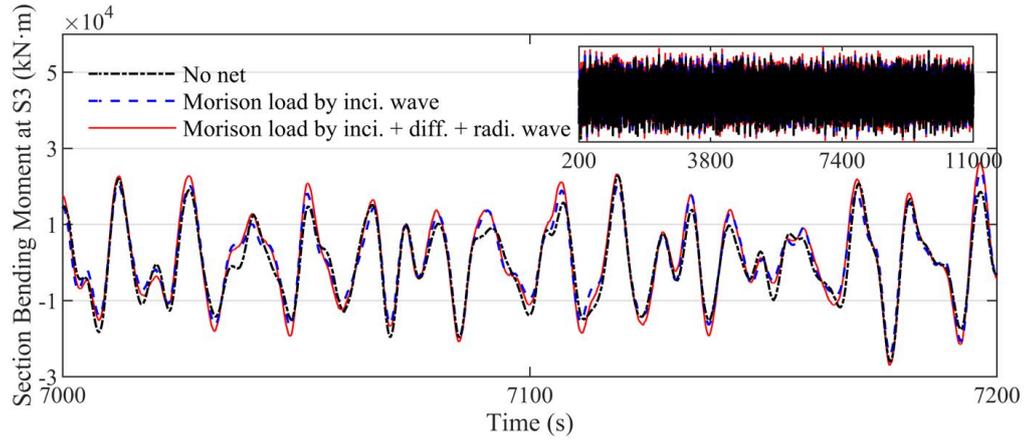
5.6.1 截面弯矩影响分析

图 5-23 是不同工况下截面 S3 的垂向弯矩时历，图 5-24 是不同工况下截面 S3 的垂向弯矩对应的谱密度曲线。在工况 LC1~LC3 下，截面 S3 的垂向弯矩逐步增大。在三种工况中，不考虑网衣载荷时的垂向弯矩整体上与计及网衣载荷的结果相差无几，在 LC1 下不计及网衣载荷的截面载荷甚至会略大于有网衣的结果。在考虑网衣载荷时，计及绕射波和辐射波的影响会导致截面载荷略微的变化，但是变化幅值几乎可以忽略。在谱密度结果中，自工况 LC1 至 LC3，垂向弯矩主要的频率区间逐渐向坐标轴左移，这是由于随着工况的逐渐恶劣，波浪谱能量的主要区间逐渐降低导致的。

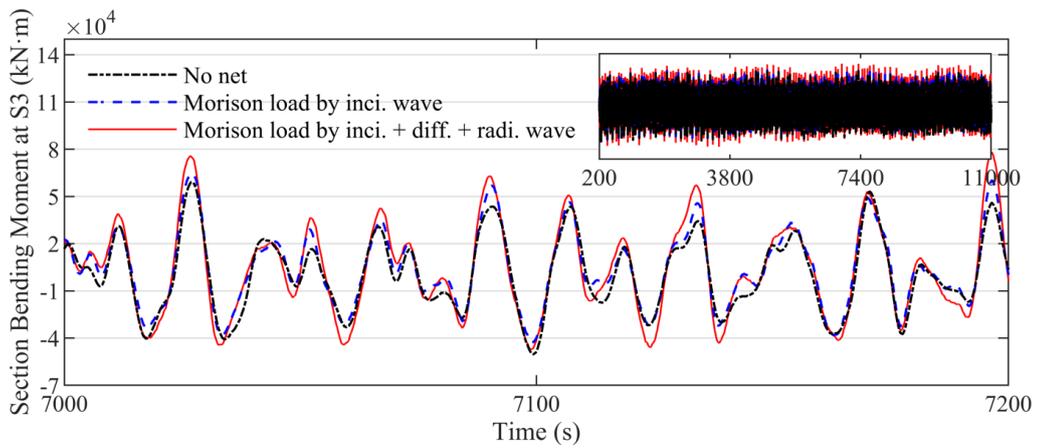
图 5-25 是工况 LC3 下计及绕射波和辐射波影响的不同截面的垂向弯矩标准差和载荷极值。对于截面垂向弯矩的标准差和载荷极值，由艏部至艉部均呈现“先增大后减小”的趋势。而且计及网衣载荷会在一定程度上增大截面的垂向弯矩，但网衣载荷对某些截面的弯矩影响很小，甚至截面弯矩出现一定程度的减小。绕射波和辐射波的影响对各个截面的弯矩影响也极小，其中最大的弯矩标准差变化值位于截面 S4,仅增大了约 1.4%，而载荷极值也仅变化了不足 3%。这也从另一个侧面验证了浮体的扰动对整个速度场的影响是局部的，不会在整体上改变波浪场速度的分布。



(a) LC1



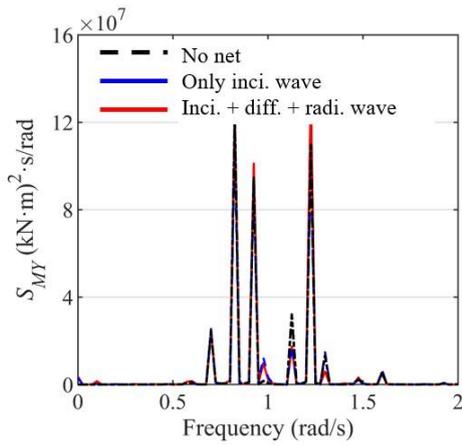
(b) LC2



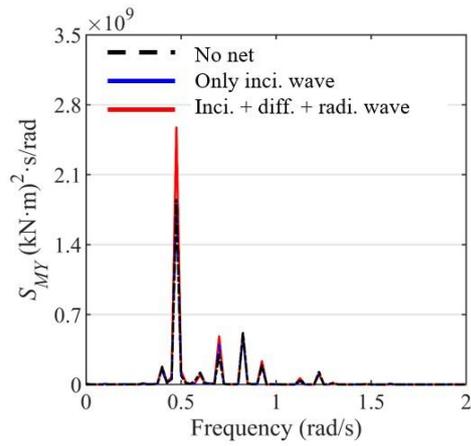
(c) LC3

图 5-23 不同工况下截面 S3 的垂向弯矩时历

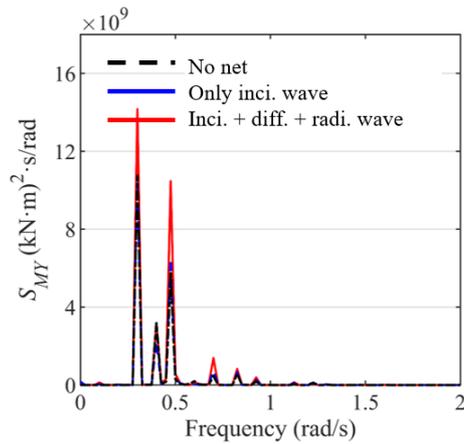
Fig. 5-23 The time history of vertical bending moment at S3 under different load cases



(a) LC1



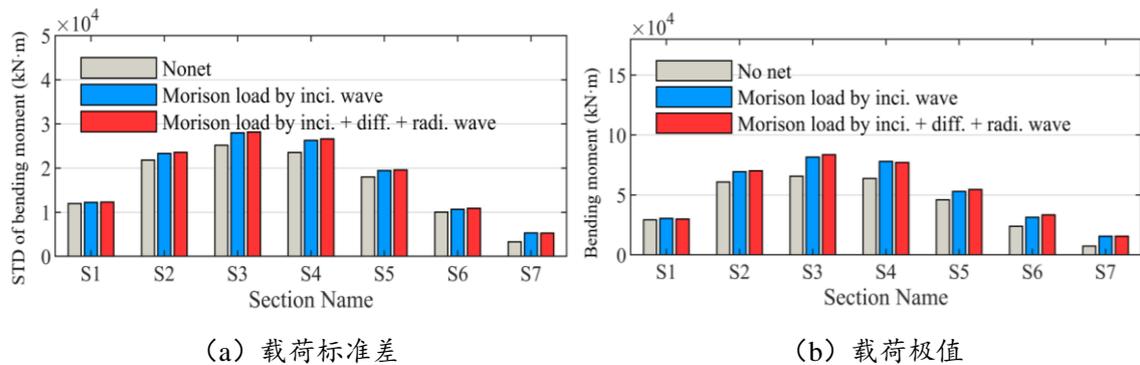
(b) LC2



(c) LC3

图 5-24 不同工况下截面 S3 的垂向弯矩谱密度曲线

Fig. 5-24 The spectral density of vertical bending moment at S3 under different condition cases



(a) 载荷标准差

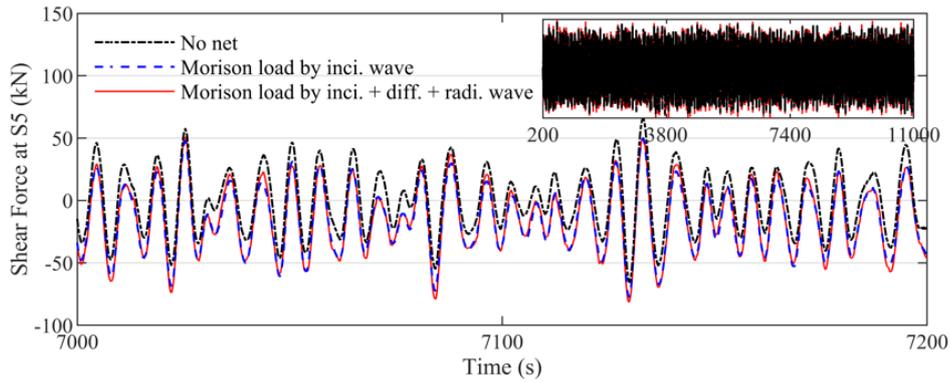
(b) 载荷极值

图 5-25 工况 LC3 下计及绕射波和辐射波影响的不同截面的垂向弯矩标准差和极值

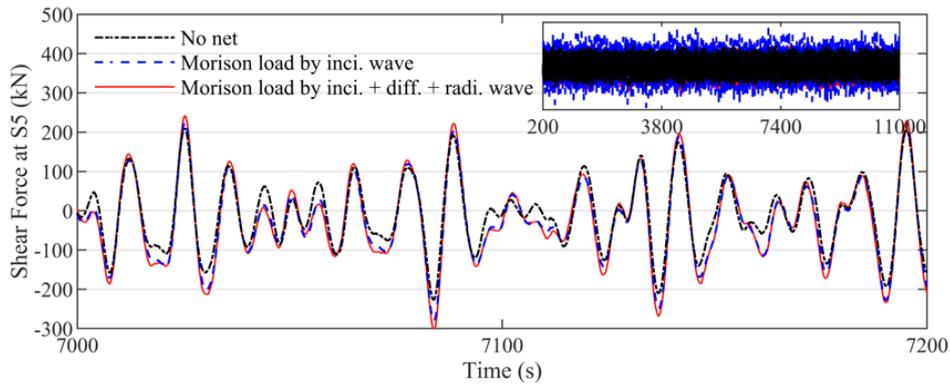
Fig. 5-25 The standard deviation and the estimated extreme of vertical bending moment under LC3 considering diffraction and radiation waves

5.6.2 截面剪力影响分析

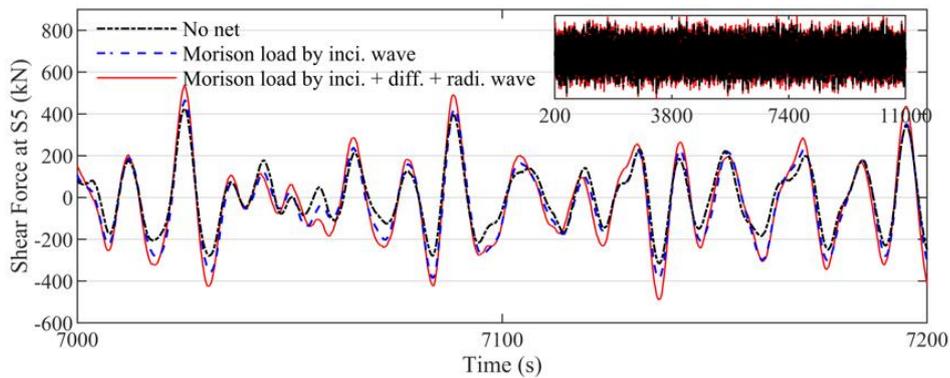
图 5-26 是不同工况下截面 S5 的垂向剪力时历，图 5-27 是不同工况下截面 S5 的垂向剪力谱密度曲线。随着工况的逐步恶劣，截面 S5 的垂向剪力逐步增大。当不考虑网衣载荷时，垂向剪力整体上向纵坐标轴正向偏移，这可以认为是网衣载荷在 Z 方向上的作用主要是垂直海面向下的。但网衣载荷的存在对截面剪力的影响仍然相对较小。当计及网衣载荷时，计及绕射波和辐射波影响的截面剪力与仅考虑入射波作用的结果几乎相同，相同的结论在谱密度结果中也可以得出。



(a) LC1



(b) LC2



(c) LC3

图 5-26 不同工况下截面 S5 的垂向剪力时历

Fig. 5-26 The time history of vertical shear force at S5 under different load cases

图 5-28 是工况 LC3 下计及绕射波和辐射波影响的不同截面的垂向剪力标准差和极值。对于截面剪力的标准差和载荷极值，由艏部至艉部均呈现“先减小后增大再减小”的趋势。整体上计及网衣载荷会在一定程度上增大截面剪力极值，但变化幅度比较小。绕射波和辐射波的存在对个别截面的影响相对明显，但基本上与仅考虑入射波影响的截面剪力值持平或者略大，这种影响程度与截面垂向弯矩的结果也相似。这也说明浮体扰动所改变的网衣载荷对截面剪力影响十分不明显。

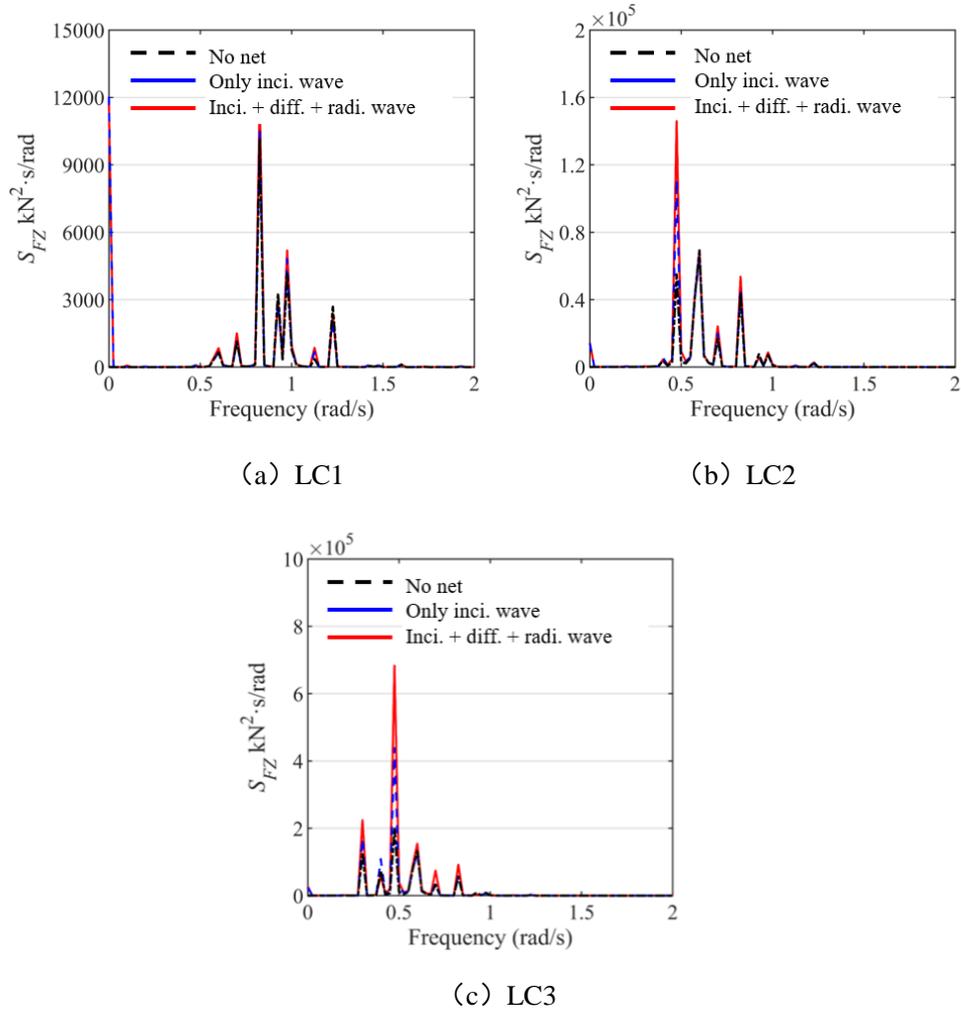


图 5-27 不同工况下截面 S5 的垂向剪力谱密度曲线

Fig. 5-27 The spectral density of vertical shear force at S5 under different condition cases

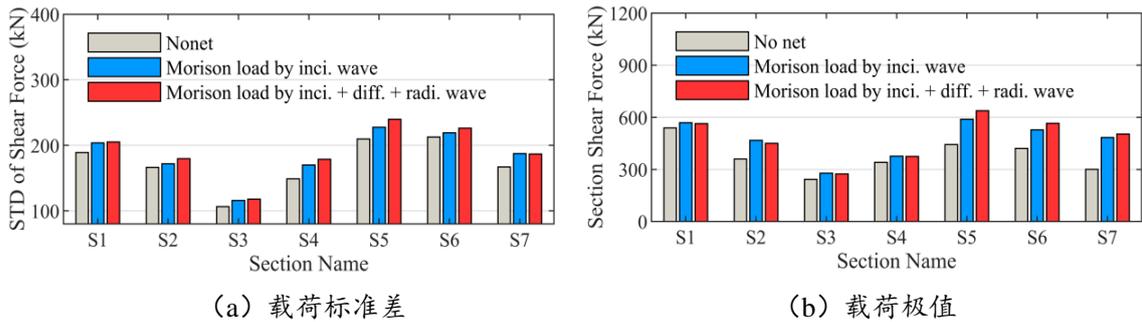


图 5-28 工况 LC3 下计及绕射波和辐射波影响的不同截面的垂向剪力标准差和极值

Fig. 5-28 The standard deviation and the estimated extreme of vertical shear force under LC3 considering diffraction and radiation waves

5.7 本章小结

本章提出了不规则波下考虑扰动波浪场影响的大型网箱动力响应分析方法，并

对网衣的网线张力、连接器承载、主体钢结构的截面载荷等响应的统计结果开展了分析。首先考虑了不规则波下网箱浮体运动-扰动波浪场-网衣水动力载荷之间的耦合效应，采用状态空间方法在时域内模拟与运动频率相关的辐射载荷，然后计算了不规则波作用下的大型网箱整体运动响应。绕射波和辐射波影响的扰动波浪场通过网箱的整体运动响应和速度传递函数得到，钢架和网衣等细长结构的水动力载荷则通过莫里森公式计算，最终通过数值迭代的方法实现了不规则波下上述的耦合效应。主要的大的结论如下：

(1) 绕射波和辐射波的扰动影响对速度场的影响是局部的，对整体上的网衣水动力载荷的影响不明显，因此当计及扰动波浪场对网衣的影响时，网箱的整体运动响应和主体钢结构的截面载荷变化不明显，即在网箱的运动响应和主体钢结构截面强度校核时可以忽略绕射波和辐射波的影响。

(2) 最大网线张力位于与浪向垂直的侧网的网面边缘位置，而且扰动波浪场对这些位置的网线张力影响相当显著。这是由于网衣水动力整体上虽然不会产生很大的变化，但是在局部位置对网衣受力的影响还是十分显著的。在不同的波浪工况下，绕射波和辐射波的影响会导致最大网线张力分别增加了 12%，27%和 49%。因此，在网衣系统的结构安全评估中，应该对扰动波浪场的影响开展深入研究。

(3) 由于作用在连接器的载荷是通过网衣水动力载荷传递过来的，因此绕射波和辐射波对连接器的载荷也产生一定的影响。在文中不同工况下最大载荷值分别增加了 15%，18%和 36%，但是增加幅值要小于网衣张力的增幅。

第6章 考虑扰动波浪场对网衣影响的大型网箱水弹性响应分析

6.1 引言

随着近数十年来海洋养殖行业的持续发展,海洋养殖网箱的单箱养殖量越来越多,尺寸也越来越大^[155]。尤其是近十年来,各种新形式的大型网箱结构层出不穷。本文中的大型网箱主要由大型浮体结构、钢架结构和网衣系统构成,它的浮体长度近四百米,而高度仅约二十米,在波浪中的弹性变形明显,且变形以垂弯模态为主,因此对其进行水弹性响应研究是非常有必要的。

水弹性力学经历了经从二维水弹性^[156, 157]发展到三维水弹性^[158, 159],以及线性水弹性^[160-162]到非线性水弹性^[162-165]的发展历程,在海洋工程结构响应分析中计及了水动力、弹性力和惯性力的耦合作用^[166]。水弹性理论在大型船舶和大型浮体的结构设计方面已经取得广泛的应用^[167]。其中,二维水弹性理论以切片理论为基础,忽略流体在结构轴向的相互干扰,不适用于多体船和大开口船舶的水弹性研究。Wu^[159]开创性地发展出三维线性水弹性频域分析理论,该理论结合了结构动力学和三维适航理论,适用于波浪中任意形状结构物的水弹性问题。三维频域水弹性理论已经被广泛应用^[167, 168],通常采用模态叠加法和直接求解法两种,但是主要适用于稳态过程。传统的水弹性分析理论多是基于模态叠加技术,这种方法无法考虑具有强非线性特征的网衣受力,更无法计及结构物扰动后的波浪场对网衣的影响。时域的水弹性理论包括直接时间积分法和基于 Cummins 方程的傅里叶变换法两种^[169],前者适用于强非线性问题但计算效率很低^[142],后者在保证计算效率的基础上,适用于求解弱非线性的水弹性问题^[170]。基于三维线性水弹性频域理论,Chen^[171]研究了海洋大型结构在波浪中的响应,结果发现在波浪周期与结构固有周期相近的规则波作用下,结构物会出现明显的共振现象。Kyoung 等人^[172]利用基于变分原理的有限元方法,发展了一种计及全非线性自由面条件的时域数值方法。王大云^[173]基于与三维水弹性频域分析方法相同的基本物理假设,建立了一种在时域内直接分析船舶水动力载荷和水弹性响应的三维水弹性时域分析方法。基于三维势流理论和模态叠加法,王琦彬等人^[174]结合 Rankine 源方法提出了一种能够用于斜浪和不同航速下的三维时域非线性弹性分析方法,并与试验结果进行了对比验证。基于多浮体的频域分析和 Cummins 方程^[136],位巍等^[142, 166]通过将连续大型浮体离散为等效弹性梁相连的多模块系统,建立了大型浮体的水弹性模型,发展了一种适用于不均匀波浪场的时域水弹性分析方法。Li^[175]将多体水动力学和集中质量法相结合,建立了大型浮体基座和风机结构

相耦合的时域水弹性模型，分析了大型浮体基座水弹性响应下的发电功率波动，发现计及浮体的水弹性变形会造成风力发电机的不稳定性。

在本课题中，网箱浮体的时域水弹性方法如下：首先基于浮体离散水弹性理论，将连续浮体离散为多模块系统，然后利用势流理论求解多模块系统的波浪载荷。模块间利用弹性梁相连，建立浮体的等效结构模型，基于状态空间方法在时域内求解多模块浮体的水弹性响应。

实际上，并不是只有大型的海工结构物才会出现水弹性响应。较为细、柔的结构物在波浪中也会出现显著的水弹性响应。例如，传统重力式网箱的浮圈、网衣等结构等。作为一种典型的跨尺度海洋结构物，大型网箱的网衣系统和钢架结构的水弹性研究也是网箱水弹性研究的重要内容。钢架结构用于大型网箱的结构加强和支撑，长径比一般较大，属于典型的细长结构，在海洋环境中会发生一定程度的弹性变形，但是变形程度相对有限，其水动力载荷可以通过莫里森公式计算。网衣结构在海洋环境中的柔性变形更加显著，本文中采用莫里森模型进行模拟，水动力载荷也可通过莫里森公式计算。也就是说，本文中的网箱水弹性范围包括浮体水弹性、钢架水弹性和网衣水弹性三部分（事实上，本文的计算中也包含了系泊系统的水弹性，但由于系泊系统不是本文研究重点，因此并未将其列入其中）。由于基于当前的数值软件就可以进行钢架和网衣的水弹性分析，不需要自行编制计算程序，实现过程相对简单，因此本章中的水弹性研究主要针对大型网箱的浮体。

在本章中，基于等效梁连接多刚体的水弹性分析方法，提出了一种考虑扰动波浪场影响的大型网箱水弹性响应的分析方法。首先将连续浮体离散为多模块系统，然后利用三维势流理论求解多模块系统的一阶波浪激励力传递函数、水动力系数和速度场传递函数，然后浮体模块间通过等效弹性梁连接建立浮体的等效浮体结构模型，利用状态空间法求解多模块浮体在时域内的运动响应。网衣和钢架结构的水动力载荷采用莫里森公式计算，通过运动约束与等效弹性梁模型耦合并传递网衣、钢架载荷。最终通过迭代计算的方法获得等效浮体运动与网衣水动力载荷平衡后的扰动波浪场，得到大型网箱的水弹性响应，并对网箱的运动变形和截面载荷特征展开分析。

6.2 基于等效梁连接多刚体模块方法的大型网箱水弹性分析理论

大型网箱的浮体巨大，因此基于多浮体水动力学和势流理论，将大型浮体离散为若干个刚性浮体，构建多模块系统，并在频域内对其开展水动力计算。多模块系统如图 6-1 所示，对每个模块都设置一个局部的运动坐标系，并通过 WAMIT 计算得到每个浮体模块的一阶波浪激励力传递函数、附加质量、兴波阻尼系数和速度场传

递函数。在频域内，多模块系统的运动响应方程可以写为：

$$\begin{aligned}
 & -\omega^2 \begin{bmatrix} \mathbf{M}^{(1)} & & & \\ & \ddots & & \\ & & \ddots & \\ & & & \mathbf{M}^{(M)} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{A}^{(11)} & \cdot & \cdot & \mathbf{A}^{(1M)} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \mathbf{A}^{(M1)} & \cdot & \cdot & \mathbf{A}^{(MM)} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \bar{\mathbf{u}}^{(1)} \\ \cdot \\ \cdot \\ \bar{\mathbf{u}}^{(M)} \end{Bmatrix} \\
 & -i\omega \begin{bmatrix} \mathbf{C}^{(11)} & \cdot & \cdot & \mathbf{C}^{(1M)} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \mathbf{C}^{(M1)} & \cdot & \cdot & \mathbf{C}^{(MM)} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \bar{\mathbf{u}}^{(1)} \\ \cdot \\ \cdot \\ \bar{\mathbf{u}}^{(M)} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}^{(1)} & & & \\ & \cdot & & \\ & & \cdot & \\ & & & \mathbf{K}^{(M)} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \bar{\mathbf{u}}^{(1)} \\ \cdot \\ \cdot \\ \bar{\mathbf{u}}^{(M)} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \bar{\mathbf{F}}_w^{(1)} \\ \cdot \\ \cdot \\ \bar{\mathbf{F}}_w^{(M)} \end{Bmatrix} \quad (6-1)
 \end{aligned}$$

式中， ω 是波浪频率， N 是多模块系统的模块数量， $\mathbf{M}^{(m)}$ 和 $\mathbf{K}^{(m)}$ 分别是第 n 个模块 ($m = 1, \dots, M$) 的质量矩阵和静水回复矩阵。 $\mathbf{A}^{(nm)}$ 和 $\mathbf{C}^{(nm)}$ 分别表示由第 m 个模块的运动在第 n 个模块 ($n, m = 1, \dots, M$) 处产生的附加质量矩阵和兴波阻尼矩阵。 $\mathbf{M}^{(m)}$ ， $\mathbf{K}^{(m)}$ ， $\mathbf{A}^{(nm)}$ 和 $\mathbf{C}^{(nm)}$ 均是 6×6 阶矩阵。 $\bar{\mathbf{F}}_w^{(m)}$ 和 $\bar{\mathbf{u}}^{(m)}$ 分别是第 m 个模块 ($m = 1, \dots, M$) 的一阶波浪激励力和位移，均是复数形式的 6×1 向量。符号“ $\bar{\cdot}$ ”表示频域内的参数。由于连续浮体被离散为 M 个刚性体模块，因此多模块系统中的自由度数目为 $6M$ 。

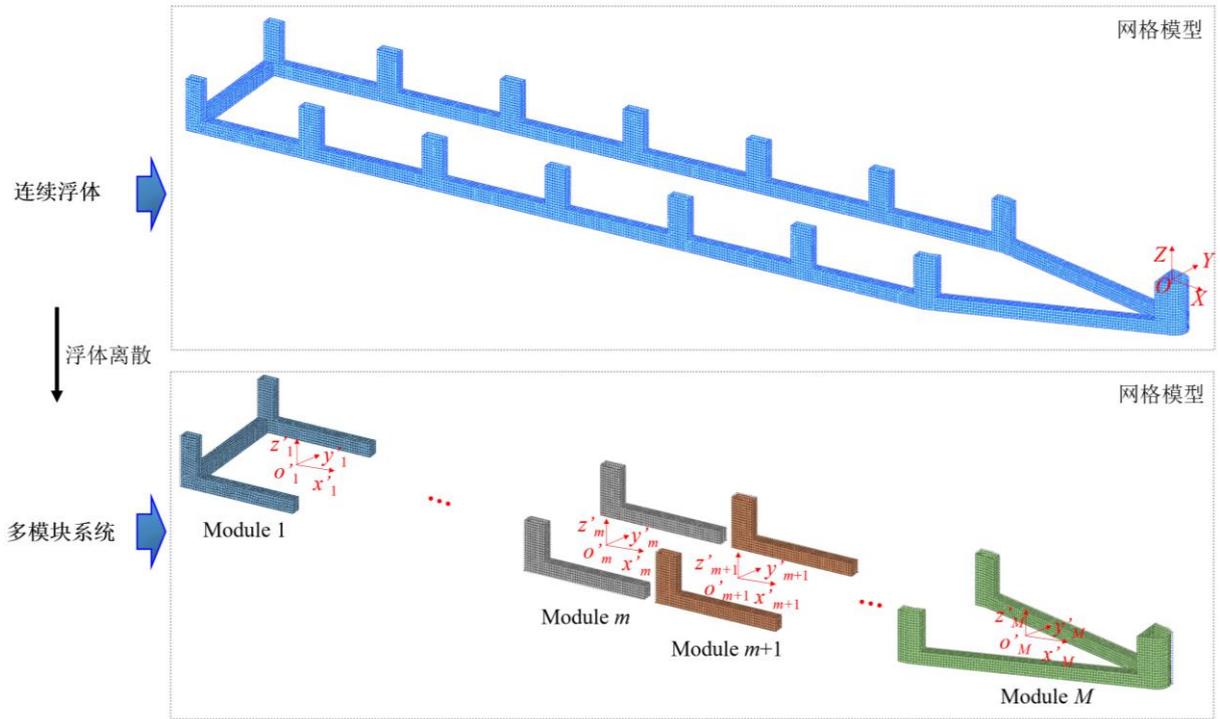


图 6-1 多模块系统的运动坐标系

Fig. 6-1 Coordinate system of multi-modules system

为简单起见，式 (6-1) 可以改写为：

$$\left[-\omega^2 (\mathbf{M} + \mathbf{A}) - i\omega \mathbf{C} + \mathbf{K} \right] \bar{\mathbf{u}} = \bar{\mathbf{F}}_w \quad (6-2)$$

其中， \mathbf{M} 和 \mathbf{K} 分别代表多模块系统的质量矩阵和静水回复刚度矩阵， \mathbf{A} 和 \mathbf{C} 分别代表多模块系统的附加质量矩阵和阻尼系数矩阵， $\bar{\mathbf{F}}_{\mathbf{w}}$ 和 $\bar{\mathbf{u}}$ 表示多模块系统在频域内的一阶波浪激励力和运动位移。

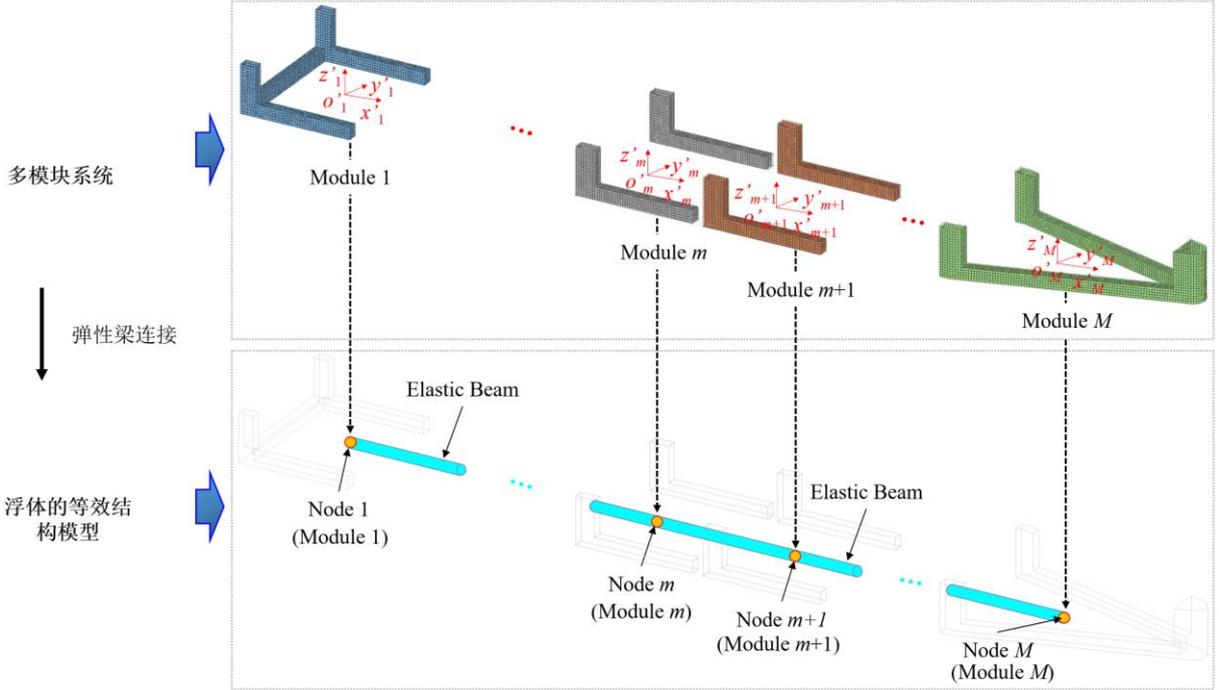


图 6-2 浮体等效结构模型

Fig. 6-2 Equivalent elastic model of the floating body

在多模块系统中，各模块之间是相互离散的。由于实际的大型浮体是连续结构，模块之间是存在结构刚度的，因此通过等效弹性梁连接各模块模拟实际浮体的截面刚度，建立大型浮体的等效梁结构模型，如图 6-2 所示。在规则波下，考虑结构刚度时浮体等效结构模型在时域内的运动方程可以写为：

$$\begin{cases} (\mathbf{M} + \mathbf{A})\ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}}(t) + (\mathbf{K} + \mathbf{K}_S)\mathbf{u}(t) = \mathbf{F}_{\mathbf{w}}(t) \\ \mathbf{F}_{\mathbf{w}}(t) = [\mathbf{F}_{\mathbf{w}}^{(1)}(t) \quad \mathbf{F}_{\mathbf{w}}^{(2)}(t) \quad \dots \quad \mathbf{F}_{\mathbf{w}}^{(N)}(t)]^T \end{cases} \quad (6-3)$$

式中， \mathbf{K}_S 是浮体等效模型的刚度矩阵， $\mathbf{F}_{\mathbf{w}}(t)$ 是时域内作用在浮体的一阶波浪激励力， $\mathbf{F}_{\mathbf{w}}^{(m)}(t)$ 是作用在第 m 个模块 ($m = 1, \dots, M$) 的一阶波浪激励力，是 6×1 阶向量，可通过式 (6-1) 中的 $\bar{\mathbf{F}}_{\mathbf{w}}^{(m)}$ 确定。 $\mathbf{u}(t)$ ， $\dot{\mathbf{u}}(t)$ 和 $\ddot{\mathbf{u}}(t)$ 分别表示多模块系统在时域内的运动位移、速度和加速度。

基于状态空间方法^[101, 138, 139]，不规则波下考虑结构刚度时浮体等效结构模型在时域内的运动方程可以写为：

$$(\mathbf{M} + \mathbf{A}(\infty))\ddot{\mathbf{u}}(t) + (\mathbf{K} + \mathbf{K}_S)\mathbf{u}(t) + \mathbf{z}_{\text{Rad}}(t) = \mathbf{F}_{\mathbf{w}}(t) \quad (6-4)$$

式中, $\mathbf{A}(\infty)$ 是无穷频率下的附加质量, $\mathbf{z}_{\text{Rad}}(t)$ 是多模块系统受到的只与频率相关的辐射载荷项, 可以通过与频率相关的附加质量和兴波阻尼拟合得到。

计算多模块系统的辐射载荷过程, 主要分为以下两步:

1、数据拟合: 对频域分析得到的不同频率下多模块系统的附加质量和兴波阻尼, 利用最小二乘法拟合得到每个位置 (共 $6M \times 6M$ 个位置) 上构成 \mathbf{D} , \mathbf{E} 和 \mathbf{Q} 的常微分方程系数 q_i 和 p_j ($i=0, \dots, a-1; j=0, \dots, b; a$ 是高阶常微分方程的阶数, $a=b+1$), 从而得到所有位置上状态空间方法的中间矩阵 \mathbf{D} , \mathbf{E} 和 \mathbf{Q} 。

2、程序编制: 根据式 (6-16), 利用 ABAQUS 中的子程序 UEL 进行软件二次开发, 并计及与无穷频率附加质量项有关的载荷, 建立一个具有 $6M$ 个自由度的新单元, 实现辐射载荷的计算, 该单元具有 M 个节点, 节点初始坐标位于每个模块的质心处。

(3) 浮体等效梁刚度

本章中采用等效梁模拟实际的连续弹性浮体。为保证等效梁的响应与实际浮体的响应一致, 需要对弹性梁的结构参数进行如下设置^[176]:

$$\begin{cases} E_c A_c = E_f A_f \\ E_c I_{MY-c} = E_f I_{MY-f} \\ E_c I_{MZ-c} = E_f I_{MZ-f} \\ G_c I_{\rho-c} = G_f I_{\rho-f} \end{cases} \quad (6-5)$$

式中, E , G , A , I_{MY} , I_{MZ} 和 I_{ρ} 分别表示浮体的弹性模量, 剪切模量, 横截面积, 绕 Y 轴的截面惯性矩, 绕 Z 轴的截面惯性矩和截面的扭转惯性矩。 EA , EI_{MY} , EI_{MZ} 和 GI_{ρ} 分别表示浮体截面的轴向刚度, 垂向弯曲刚度, 横向弯曲刚度和扭转刚度。下标 “e” 和 “f” 分别表示等效结构梁和连续弹性浮体对应的参数。在实际的计算中, 可以在等效结构梁的参数计算过程中考虑细长钢架结构对各个参数的影响, 以简化计算过程, 提高计算效率。

在等效过程中, 扭转等效刚度的确定是通过数值方法进行。对于其他几个需要等效的参数, 将每个截面划分为 k 个子截面, 则第 i 个 ($i=1, \dots, k$) 子截面可以影响轴向刚度、垂向弯曲刚度和横向弯曲刚度。根据平行轴理论, 等效钢结构的刚度可以具体通过下式计算:

$$\begin{cases} E_e A_e = \sum_{i=1}^k E_f A_{fi} \\ E_e I_{MY-e} = \sum_{i=1}^k E_f (I_{MYi} + A_{fi} h_{Yi}^2) \\ E_e I_{MZ-e} = \sum_{i=1}^k E_f (I_{MZi} + A_{fi} h_{Zi}^2) \end{cases} \quad (6-6)$$

其中, A_{fi} 是第 i 个子截面的横截面积, I_{MYi} 和 I_{MZi} 分别是第 i 个子截面的垂向惯性矩和横向惯性矩。 h_{Yi} 是第 i 个子截面的横截面积的质心与整个横截面 Y 轴的垂直间距, h_{Zi} 是第 i 个子截面的横截面积的质心与整个横截面 Z 轴的垂直间距。

如图 6-2 所示, 将连续浮体离散为多模块系统后, 由于模块间弹性梁的限制, 保证了浮体弹性变形的连续性。结合浮体截面的轴向刚度、弯曲刚度和扭转刚度, 重新构建等效弹性梁的单元刚度, 则第 m 个等效梁单元的单元刚度矩阵 $\mathbf{k}^{(m)}$ 可以表示为^[166]:

$$\mathbf{k}^{(m)} = \begin{bmatrix} \mathbf{k}_{m,m}^{(m)} & \mathbf{k}_{m,m+1}^{(m)} \\ \mathbf{k}_{m+1,m}^{(m)} & \mathbf{k}_{m+1,m+1}^{(m)} \end{bmatrix} \quad (6-7)$$

式中, $\mathbf{k}_{n,m}^{(q)}$ 是由式 (6-5) 中的参数所构成的 6×6 阶矩阵, 上标 “ (q) ” 表示等效弹性梁的单元序号 ($q = 1, 2, \dots, M-1$), 下标 “ n ” 表示第 q 个等效弹性梁单元的第二个单元节点, 下标 “ m ” 表示第 q 个等效弹性梁单元的第二个单元节点, 其中 $n, m = 1, 2, \dots, M$ 。

各模块受到的外部载荷作用于浮体的等效弹性梁模型的各节点 (这些节点即为上文中自定义单元的节点) 上, 则式 (6-3) 和式 (6-4) 中模块间结构刚度矩阵可表示为:

$$\mathbf{K}_s = \begin{bmatrix} \mathbf{k}_{1,1}^{(1)} & & & & & \\ & \mathbf{k}_{m,m}^{(m-1)} + \mathbf{k}_{m,m}^{(m)} & \mathbf{k}_{m,m+1}^{(m)} & & & \\ & \mathbf{k}_{m+1,m}^{(m)} & \mathbf{k}_{m+1,m+1}^{(m)} + \mathbf{k}_{m+1,m+1}^{(m+1)} & & & \\ & & & \ddots & & \\ & & & & \mathbf{k}_{M,M}^{(M-1)} & \end{bmatrix} \quad (6-8)$$

其中, $\mathbf{k}_{m,m}^{(m)}$ 是第 m 个模块和第 $m+1$ 个模块之间的 6×6 阶子刚度矩阵, 由等效弹性梁的参数确定。

6.3 多体扰动下的波浪场分析方法

将大型浮体离散后, 每个模块均会产生绕射波和辐射波。由于绕射波是将浮体

固定在平衡位置时在入射波下产生的，而离散后的多模块系统实质上与连续浮体是相同的，因此可以采用连续浮体的绕射波代替多模块系统的绕射波。对于离散后的第 m 个浮体模块，通过频域分析可求得在波浪频率 ω_l 时辐射波速度场的传递函数，并根据每个模块各自由度的运动确定辐射波在空间点各处产生的水质点速度。在规则波频率为 ω_l ，波幅为 ζ_{Al} 的入射波下，计及多模块系统产生的辐射波和浮体产生的绕射波影响，速度场中水质点速度 \mathbf{v}_l 可表示为：

$$\begin{aligned}
\mathbf{v}_l &= \mathbf{v}_I + \mathbf{v}_{Dl} + \mathbf{v}_{Rl} \\
&= \begin{bmatrix} v_{I1} & v_{I2} & v_{I3} \end{bmatrix}^T + \begin{bmatrix} v_{D1} & v_{D2} & v_{D3} \end{bmatrix}^T + \begin{bmatrix} v_{R1} & v_{R2} & v_{R3} \end{bmatrix}^T \\
&= \begin{bmatrix} \zeta_{Al} |v_{TF1}^{I-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{I1}^l) \\ \zeta_{Al} |v_{TF2}^{I-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{I2}^l) \\ \zeta_{Al} |v_{TF3}^{I-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{I3}^l) \end{bmatrix} \\
&+ \begin{bmatrix} \zeta_{Al} |v_{TF1}^{D-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{D1}^l) \\ \zeta_{Al} |v_{TF2}^{D-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{D2}^l) \\ \zeta_{Al} |v_{TF3}^{D-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{D3}^l) \end{bmatrix} \\
&+ \begin{bmatrix} \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j^{(m)-l} \cdot |v_{TF1j}^{(m)R-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{R1j}^{(m)-l} + \delta_j^{(m)-l}) \\ \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j^{(m)-l} \cdot |v_{TF2j}^{(m)R-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{R2j}^{(m)-l} + \delta_j^{(m)-l}) \\ \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j^{(m)-l} \cdot |v_{TF3j}^{(m)R-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{R3j}^{(m)-l} + \delta_j^{(m)-l}) \end{bmatrix}
\end{aligned} \tag{6-9}$$

式中， l 表示规则波的序号， ω_l 是序号为 l 的规则波的波浪频率， ζ_{Al} 是波浪频率为 ω_l 时对应的规则波波幅， $|v_{TFk}^{I-l}|$ 、 $|v_{TFk}^{D-l}|$ 分别表示在 k ($k = X, Y, Z$) 方向的入射波、绕射波速度传递函数的幅值， $|v_{TFkj}^{(m)R-l}|$ 是多模块系统第 m 个模块在其自身第 j 个自由度 ($j = 1, 2, \dots, 6$) 上的运动在 k ($k = X, Y, Z$) 方向产生的辐射波速度传递函数的幅值，符号“ $|\cdot|$ ”表示取参数的幅值， N 表示多模块系统的模块数量， θ_{Ik}^l 、 θ_{Dk}^l 分别表示在 k ($k = X, Y, Z$) 方向的入射波、绕射波和辐射波速度传递函数与波面之间的相位角， $\theta_{Rkj}^{(m)-l}$ 表示多模块系统第 m 个模块在其自身第 j 个自由度 ($j = 1, 2, \dots, 6$) 上的运动在 k ($k = X, Y, Z$) 方向产生的辐射波速度传递函数与波面升高之间的相位角， \mathbf{v}_I 、 \mathbf{v}_{Dl} 、 \mathbf{v}_{Rl} 分别表示由入射波、绕射波和辐射波产生的水质点速度，下标 I、D 和 R 分别表示入射波、绕射波和辐射波对应的参数。 $\bar{u}_j^{(m)-l}$ 和 $\delta_j^{(m)-l}$ 分别表示多模块系统第 m 个模块在 j 自由度 ($j = 1, 2, \dots, 6$) 上的运动幅值和运动相位角。

基于线性叠加理论，不规则波下计及入射波、绕射波和辐射波的波浪场水质点

速度可以表示为:

$$\begin{aligned}
\mathbf{v}^{\text{irre}} &= \sum_l^N \mathbf{v}_l \\
\mathbf{v}_l &= \mathbf{v}_{I_l} + \mathbf{v}_{D_l} + \mathbf{v}_{R_l} \\
&= \begin{bmatrix} v_{I1} & v_{I2} & v_{I3} \end{bmatrix}^T + \begin{bmatrix} v_{D1} & v_{D2} & v_{D3} \end{bmatrix}^T + \begin{bmatrix} v_{R1} & v_{R2} & v_{R3} \end{bmatrix}^T \\
&= \begin{bmatrix} \zeta_{A_l} |v_{TF1}^{I-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{I1}^l + \varepsilon_l) \\ \zeta_{A_l} |v_{TF2}^{I-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{I2}^l + \varepsilon_l) \\ \zeta_{A_l} |v_{TF3}^{I-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{I3}^l + \varepsilon_l) \\ \zeta_{A_l} |v_{TF1}^{D-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{D1}^l + \varepsilon_l) \\ \zeta_{A_l} |v_{TF2}^{D-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{D2}^l + \varepsilon_l) \\ \zeta_{A_l} |v_{TF3}^{D-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{D3}^l + \varepsilon_l) \\ \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j^{(m-l)} \cdot |v_{TF1j}^{(m)R-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{R1j}^{(m-l)} + \delta_j^{(m-l)} + \varepsilon_l) \\ \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j^{(m-l)} \cdot |v_{TF2j}^{(m)R-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{R2j}^{(m-l)} + \delta_j^{(m-l)} + \varepsilon_l) \\ \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^6 \bar{u}_j^{(m-l)} \cdot |v_{TF3j}^{(m)R-l}| \cos(\omega_l t + \theta_{R3j}^{(m-l)} + \delta_j^{(m-l)} + \varepsilon_l) \end{bmatrix} \quad (6-10)
\end{aligned}$$

式中, \mathbf{v}^{irre} 表示不规则波下扰动波浪场的水质点速度, N 表示构成不规则波的规则波成分数量, ε_l 是波浪频率为 ω_l 时对应的规则波成分的随机相位角。其余参数与上文中的参数含义一致。

6.4 基于状态空间法的大型网箱水弹性分析方法

将连续浮体离散后利用等效弹性梁进行模拟, 网衣通过铰接连接器连接于钢架结构。对于大型网箱, 网衣和钢架结构与浮体的箱体相连。将等效弹性梁单元的节点与对应的钢架节点建立主-从约束 (Master-Slave constraint), 实现网衣-钢架系统与等效弹性梁的运动耦合, 建立大型网箱的水弹性分析模型, 如图 6-3 所示。网箱是沿轴向的对称结构, 等效弹性梁与各个模块的质心均处于同样的高度。因此可以直接将各个模块的质量参数赋予弹性梁的对应位置。当计及网衣和钢架对等效弹性梁的影响时, 则式 (6-4) 可以改写为:

$$\begin{cases} \mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{K}_s \mathbf{u}(t) = \mathbf{F}_{\text{All}}(t) \\ \mathbf{F}_{\text{All}}(t) = \mathbf{F}_E(t) + \mathbf{F}_N(t) + \mathbf{F}_S(t) + \mathbf{F}_I(t) + \mathbf{F}_G(t) + \mathbf{F}_B(t) \\ \mathbf{F}_E(t) = \mathbf{F}_W(t) - \mathbf{z}_{\text{Rad}}(t) - \mathbf{K}\mathbf{u}(t) - \mathbf{A}(\infty)\ddot{\mathbf{u}}(t) \end{cases} \quad (6-11)$$

式中, \mathbf{M} 、 \mathbf{K}_S 分别是等效结构的质量矩阵和结构刚度矩阵, 均为 $6N \times 6N$ 阶矩阵。 $\mathbf{u}(t)$ 和 $\ddot{\mathbf{u}}(t)$ 分别表示等效结构的速度和加速度向量, $\mathbf{F}_{\text{All}}(t)$ 是大型网箱受到的外部载荷, $\mathbf{F}_N(t)$ 是网衣水动力载荷产生的分量, $\mathbf{F}_S(t)$ 是钢架水动力载荷产生的分量, $\mathbf{F}_W(t)$ 表示浮体受到的一阶波浪激励力, $\mathbf{F}_I(t)$ 是钢架结构产生的惯性载荷, $\mathbf{F}_B(t)$ 是静水浮力, $\mathbf{F}_G(t)$ 是结构重力。 $\mathbf{F}_E(t)$ 表示浮体受到的外部载荷, $\mathbf{z}_{\text{Rad}}(t)$ 表示仅与波浪频率相关的辐射载荷项, $\mathbf{K}\mathbf{u}(t)$ 和 $\mathbf{A}(\infty)\ddot{\mathbf{u}}(t)$ 分别表示静水恢复载荷和无穷频率附加质量产生的惯性力载荷项, 其中 \mathbf{K} 和 $\mathbf{A}(\infty)$ 是多模块系统的静水回复矩阵和无穷频率附加质量矩阵。

在规则波作用下, 作用在第 m 个模块 ($m = 1, \dots, M$) 的一阶波浪激励力在时域内可以表示为:

$$\begin{cases} \mathbf{F}_W^{(m)}(t) = [F_{W1}^{(m)}(t) \quad F_{W2}^{(m)}(t) \quad \dots \quad F_{W6}^{(m)}(t)]^T \\ F_{Wj}^{(m)}(t) = \zeta_{A_l} |\bar{F}_{Wlj}^{(m)}| \cos(\omega_l t + \theta_{lj}^{(m)} - (k_l X \cos \varphi + k_l Y \sin \varphi)) \end{cases} \quad (6-12)$$

式中, $F_{Wj}^{(m)}(t)$ 是用过在第 n 个模块的 j 方向 ($j = 1, 2, \dots, 6$) 的一阶波浪激励力, 下标 “ l ” 表示波浪频率 ω_l 的序号, $|\bar{F}_{Wlj}^{(n)}|$ 和 $\theta_{lj}^{(n)}$ 分别表示 $F_{Wj}^{(n)}(t)$ 的传递函数幅值和相位角, ζ_{A_l} 表示波浪频率 ω_l 下对应的波幅, k_l 是波浪频率 ω_l 下对应的波数, φ 是浪向角, $k_l X \cos \varphi + k_l Y \sin \varphi$ 是位置相位。

不规则波可以视为多个规则波成分的叠加, 因此在时域内多模块系统的第 n 个模块的一阶波浪激励力可以表示为:

$$\begin{cases} \mathbf{F}_W^{(m)}(t) = [F_{W1}^{(m)}(t) \quad F_{W2}^{(m)}(t) \quad \dots \quad F_{W6}^{(m)}(t)]^T \\ F_{Wj}^{(m)}(t) = \sum_l^N \zeta_{A_l} |\bar{F}_{Wlj}^{(m)}| \cos(\omega_l t + \theta_{lj}^{(m)} + \varepsilon_l - (k_l X \cos \varphi + k_l Y \sin \varphi)) \end{cases} \quad (6-13)$$

式中, $\mathbf{F}_W^{(m)}(t)$ 是第 m 个模块的波浪激励力, N 构成不规则波的规则波成分数量, 下标 “ l ” 表示不规则波中的第 l 个规则波成分序号 ($l = 1, 2, \dots, N$), ε_l 表示第 l 个规则波成分的随机相位, ζ_{A_l} 是第 l 个规则波成分的波幅, $\zeta_{A_l} = \sqrt{2S(\omega_l)\Delta\omega}$, S 是波浪谱密度, $\Delta\omega$ 是不规则波的波浪频率间隔。

与频率相关的多模块系统的辐射载荷在频域内可以表示为:

$$\bar{\mathbf{z}}_{\text{Rad}}(\omega) = \mathbf{H}(\omega)\dot{\bar{\mathbf{u}}}(\omega) \quad (6-14)$$

式中, $\bar{\mathbf{z}}_{\text{Rad}}(\omega)$ 是与频率相关的多模块系统的辐射载荷的频域表达, $\dot{\bar{\mathbf{u}}}(\omega)$ 表示频域内的多模块系统速度, 二者均为复数形式。 $\mathbf{H}(\omega)$ 是水动力传递函数, $\mathbf{H}(\omega) = i\omega\mathbf{m}(\omega) + \mathbf{C}(\omega)$ 。多模块系统中的自由度数目为 $6M$ 。

根据第 3 章中式 (3-13) 可知, 可通过对式 (6-14) 进行逆傅里叶变换, 得到时域内多模块系统的与频率相关的辐射载荷 $\mathbf{z}_{\text{Rad}}(t)$, 并通过卷积积分形式表达:

$$\mathbf{z}_{\text{Rad}}(t) = \int_0^t \mathbf{h}(t-\tau) \dot{\mathbf{u}}(\tau) d\tau \quad (6-15)$$

式中， $\mathbf{h}(t)$ 是 $\mathbf{H}(\omega)$ 的逆傅里叶变换， $\dot{\mathbf{u}}(\tau)$ 表示时间区间 $[0, t]$ 内的多模块系统的运动速度，是 $6N \times 1$ 阶向量。

基于状态空间方法，多模块系统的 $\mathbf{z}_{\text{Rad}}(t)$ 可以在时域内写为：

$$\left\{ \begin{array}{l} \mathbf{z}_{\text{Rad}}(t) = [\mathbf{z}_{\text{Rad}}^{(1)}(t) \ \mathbf{z}_{\text{Rad}}^{(2)}(t) \ \cdots \ \mathbf{z}_{\text{Rad}}^{(M)}(t)]^T \\ \mathbf{z}_{\text{Rad}}^{(m)}(t) = [z_{\text{Rad}1}^{(m)}(t) \ z_{\text{Rad}2}^{(m)}(t) \ \cdots \ z_{\text{Rad}6}^{(m)}(t)]^T, \ m = 1, 2, \dots, M \\ z_{\text{Rad}i}^{(m)}(t) = \sum_{j=1}^{6M} f_{ij}^{(m)}(t), \ i = 1, 2, \dots, 6 \\ f_{ij}^{(m)}(t) = \mathbf{Q}\mathbf{X}(t), \ i = 1, 2, \dots, 6; \ j = 1, 2, \dots, 6M \\ \dot{\mathbf{X}}(t) = \mathbf{D}\mathbf{X}(t) + \mathbf{E}\dot{\mathbf{u}}_j^{(m)}(t), \ j = 1, 2, \dots, 6M \end{array} \right. \quad (6-16)$$

式中， $\mathbf{z}_{\text{Rad}}^{(m)}(t)$ 是第 m 个模块（ $m = 1, 2, \dots, M$ ）的与频率相关的辐射载荷， $z_{\text{Rad}i}^{(m)}(t)$ 是 $\mathbf{z}_{\text{Rad}}^{(m)}(t)$ 在第 i 方向（ $i = 1, 2, \dots, 6$ ）上的分量， $f_{ij}^{(m)}(t)$ 是由于多模块系统在第 j 个自由度（ $j = 1, 2, \dots, 6M$ ）的运动在第 m 个模块的第 i 个自由度（ $i = 1, 2, \dots, 6$ ）的分量， $\mathbf{X}(t)$ 是状态空间向量， \mathbf{D} 、 \mathbf{E} 和 \mathbf{Q} 分别表示状态空间方法的中间矩阵，在 $6M \times 6M$ 个位置中均不相同，即在每个位置 $\mathbf{X}(t)$ ， \mathbf{D} 、 \mathbf{E} 和 \mathbf{Q} 都对应不同的阶数。 N 表示浮体模块的数量。

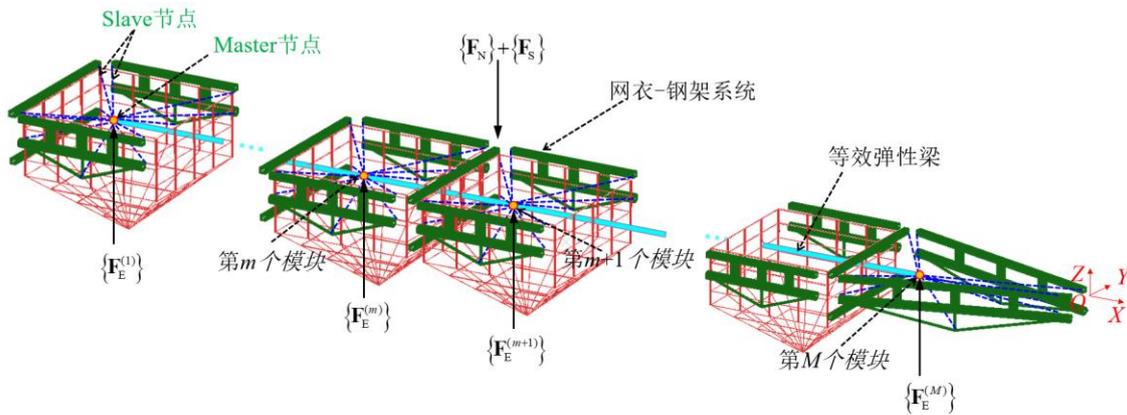


图 6-3 大型网箱水弹性分析模型

Fig. 6-3 Coupling hydroelasticity model of large fish cages

根据以上的分析，可以得到船型大型网箱水弹性分析方法，如图 6-4 所示：

1、频域水动力分析：将连续浮体离散为多模块系统，并利用多体水动力学和势流理论在频域内求解考虑模块间相互作用影响的多模块系统的一阶波浪激励力传递函数、附加质量、兴波阻尼系数和波浪场速度传递函数。

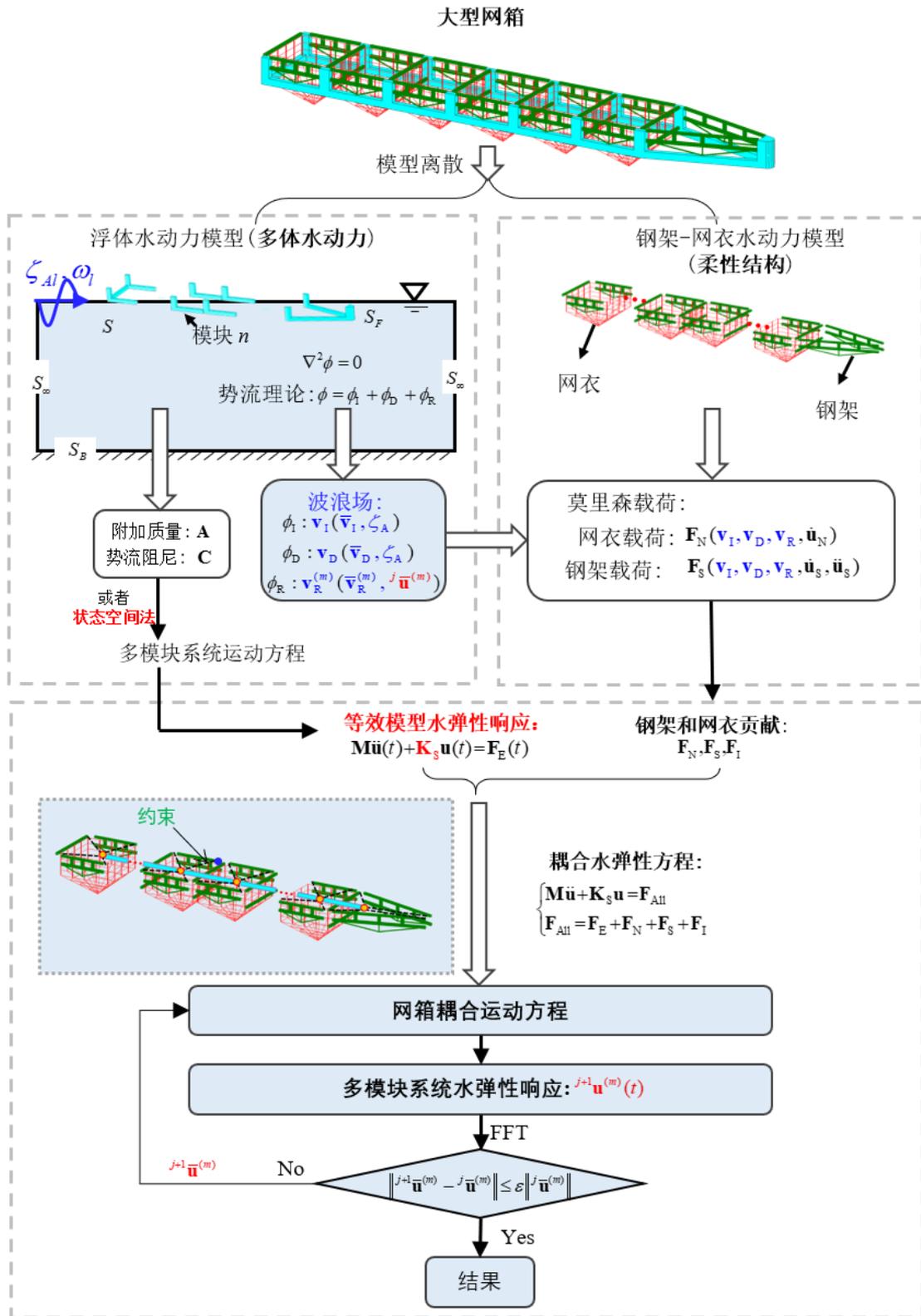


图 6-4 大型网箱水弹性响应分析流程图

Fig. 6-4 Flowchart of the hydroelasticity response analysis of the large fish cage

2、时域载荷计算：建立浮体和钢架结构的等效弹性梁模型，浮体的波浪激励力

则通过频域分析结果确定，浮体的辐射载荷通过附加质量和兴波阻尼确定（直接施加附加质量和兴波阻尼，或者状态空间法），钢架和网衣的水动力载荷可以通过莫里森公式计算，而初步的波浪速度场则仅考虑入射波和绕射波的影响。

3、时域迭代计算：建立大型网箱的水弹性分析模型，在时域内求解大型网箱在波浪下的水弹性响应，并得到各浮体模块的运动响应。根据各模块的运动响应和辐射波速度传递函数确定辐射波产生的水质点速度，并重构计及入射波、绕射波和辐射波共同产生的速度场，然后进行新一次的大型网箱在波浪下的水弹性时域响应求解。最后通过数值迭代，确定最终的扰动波浪场，得到多模块系统的运动与网衣和钢架水动力载荷的平衡，实现大型网箱水弹性模型的动力计算，并开展网箱的水弹性响应分析。图 6-4 是大型网箱水弹性分析的流程图。

6.5 规则波下大型网箱水弹性响应分析

6.5.1 网箱截面刚度对水弹性响应的影响分析

本文中的大型网箱采用单点系泊，因此斜浪工况和横浪工况在实际中不会出现，本章中的工况仅考虑了 180° 浪向。

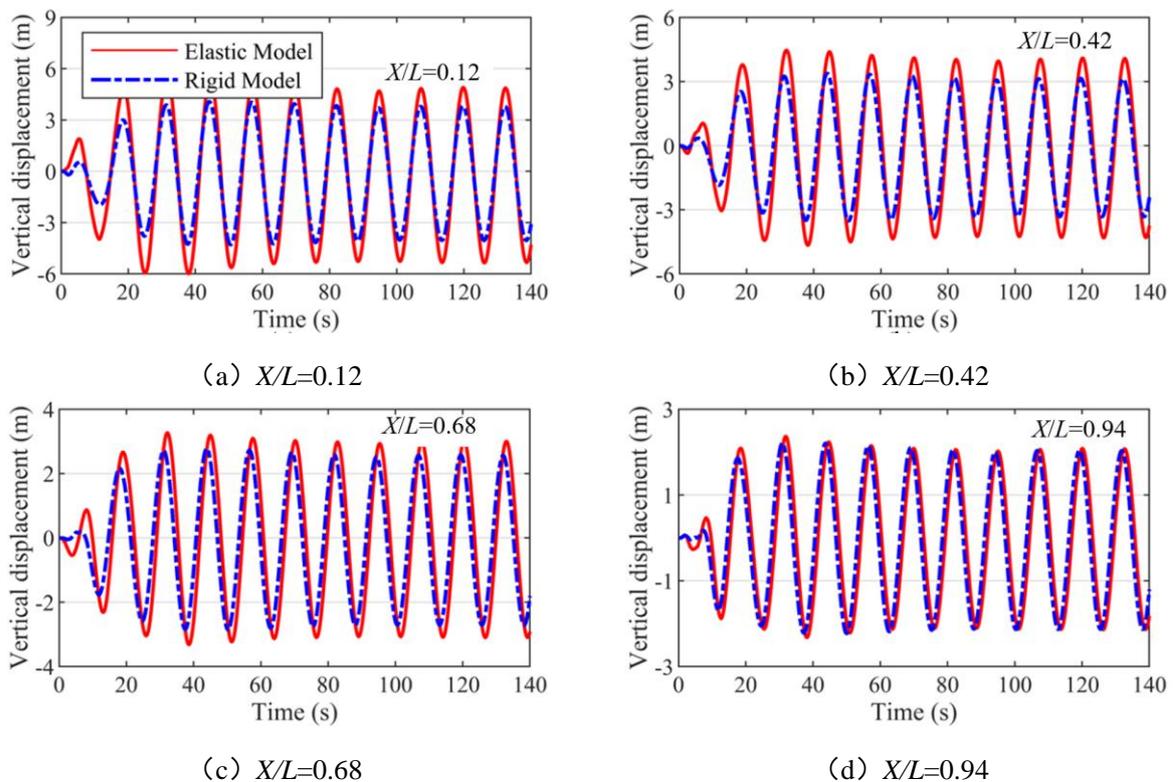


图 6-5 波高 19.2 m 时网箱垂向运动时历

Fig. 6-5 Time series of the vertical displacement in the wave height 19.2 m.

图 6-5 是波高 19.2 m 时网箱不同截面位置垂向运动的时历，对应的波浪频率为 0.5 rad/s。由图可知，在刚性模型下，不同截面位置的垂向位移均出现了不同程度的减小。随着 X/L 的增大（自网箱艏部至艉部），减小的幅值是逐渐降低的，在艉部截面（ $X/L=0.94$ ）时弹性体模型和刚性模型的垂向运动响应几乎一致。

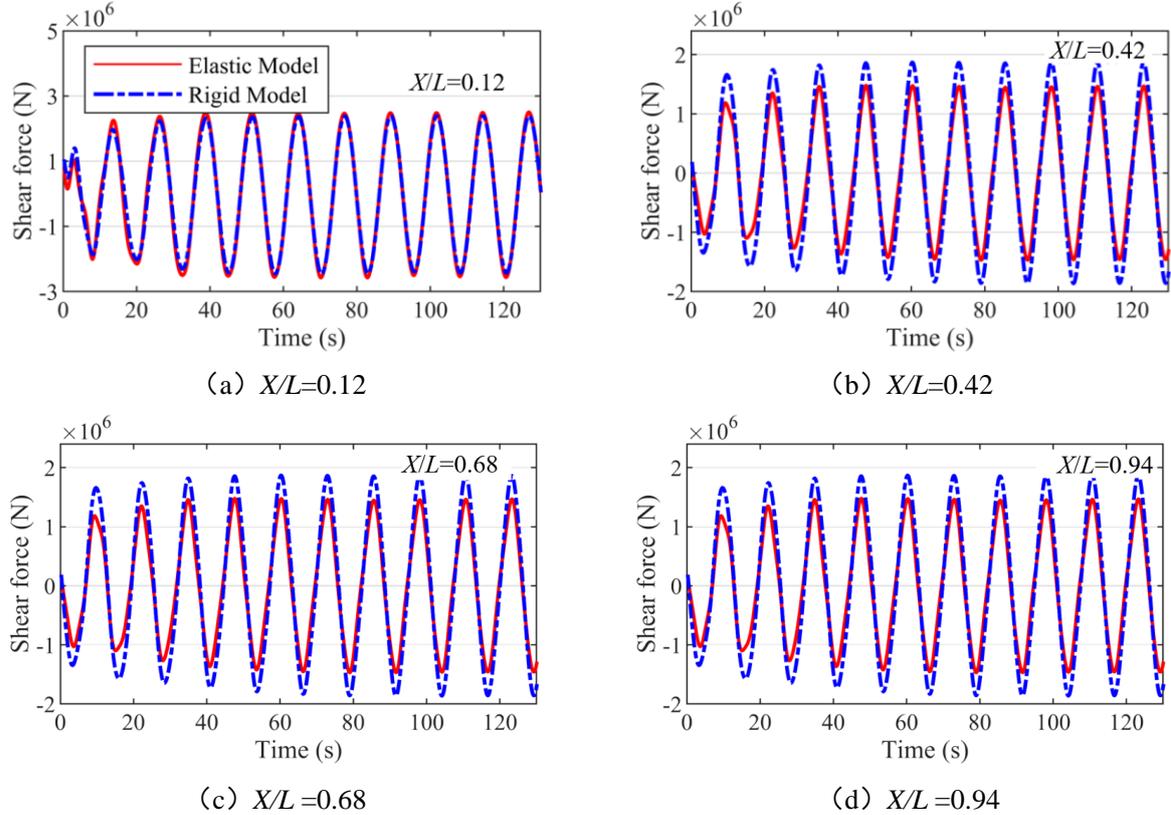


图 6-6 波高 19.2 m 时网箱截面剪力时历

Fig. 6-6 Time series of the cross-sectional shear force in the wave height 19.2 m

图 6-6 是波高 19.2 m 时网箱不同截面位置垂向截面剪力的时历，图 6-7 是波高 19.2 m 时网箱不同截面位置垂向截面弯矩的时历，二者对应波浪频率为 0.5 rad/s。对于截面剪力，在靠近网箱艏部的截面上，两种模型的截面剪力几乎相同，而随着 X/L 的增大，刚性模型下的截面剪力显著高于弹性模型的剪力结果。在靠近网箱艏部的截面上，弹性模型的截面弯矩甚至略大于刚性截面的弯矩。但在其他截面位置上，刚性模型的截面弯矩远大于弹性模型的结果，其中在靠近中部的截面上刚性模型弯矩是弹性模型弯矩的 2 倍。但是该问题的具体分析过程仍然非常复杂，这种原因可以从一个简单分析中得到解释：假设某一时刻网箱处于中拱状态，将网箱沿舳部分开。对于网箱左侧部分，此时中部截面的弯矩 M 是逆时针方向，靠近舳部的水动力载荷 F_U 方向垂直向上（距离舳部 L_U ），远离舳部的水动力载荷 F_B 方向垂直向下（距离舳部 L_B ），重力 G 方向是垂直向下（距离舳部 L_G ），平衡位置静水浮力 B 垂直向上（距离舳部 L_{buoy} ）。根据分析可知，在中拱状态下左侧部分的加速度向下，则根据达

朗贝尔定理可知, 惯性力 ma 垂直向上 (距离舳部 L_1)。但是各部分载荷的大小无法准确确定。此外, 还需要考虑系泊载荷、静水回复力矩和阻尼载荷对结果的影响, 因此想要通过精确的分析对此解释, 还需要进一步的研究。一个更加简单地解释是从能量的角度, 波浪作用在结构上的能量主要转化为动能和结构的内能 (包括弯矩和剪力做的功)。对于弹性模型, 其运动响应更显著, 因此转换的动能更大。在波浪传递的能量不发生改变的前提下, 结构的内能会更少, 因此截面弯矩和截面剪力也会更小。对于截面剪力和垂向弯矩, 刚性模型和弹性模型的结果之间未出现明显的相位差, 这是由于相位差主要是由结构的轴向变形导致的, 而这对截面载荷的相位几乎没有影响。

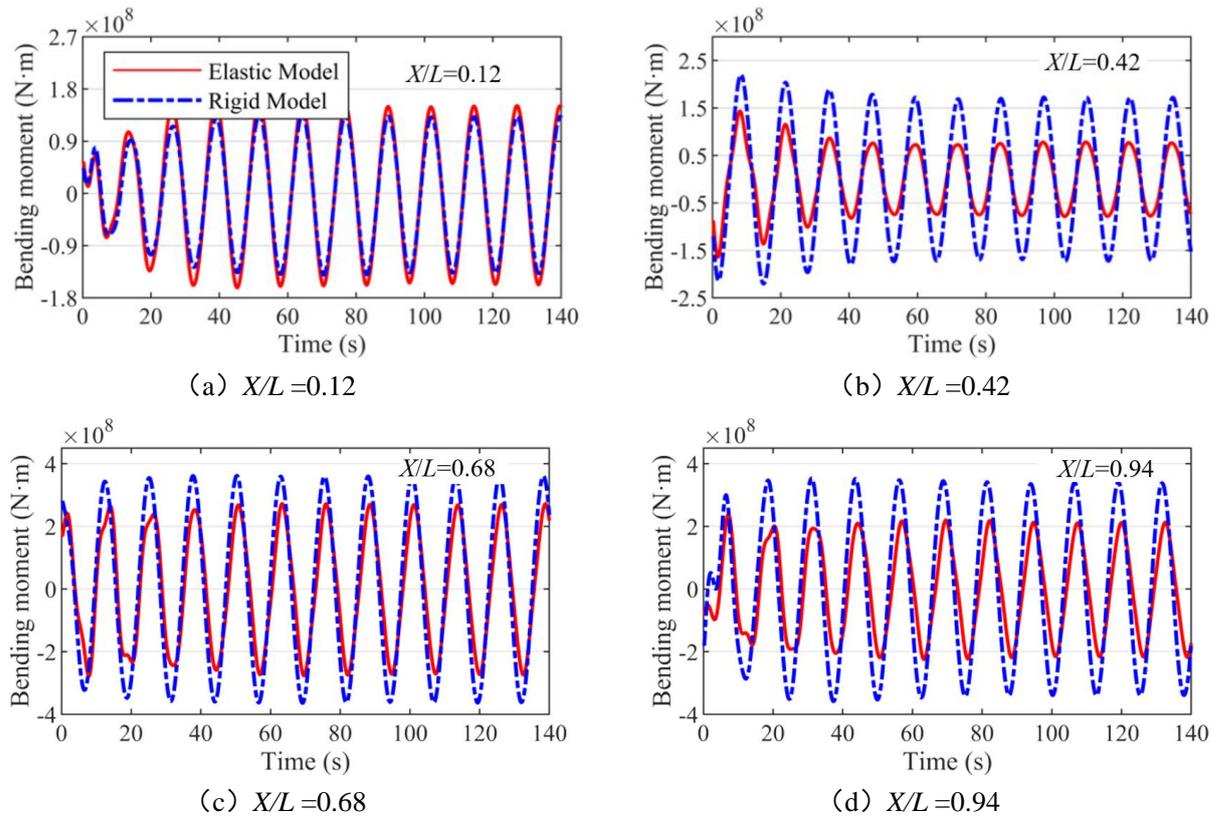
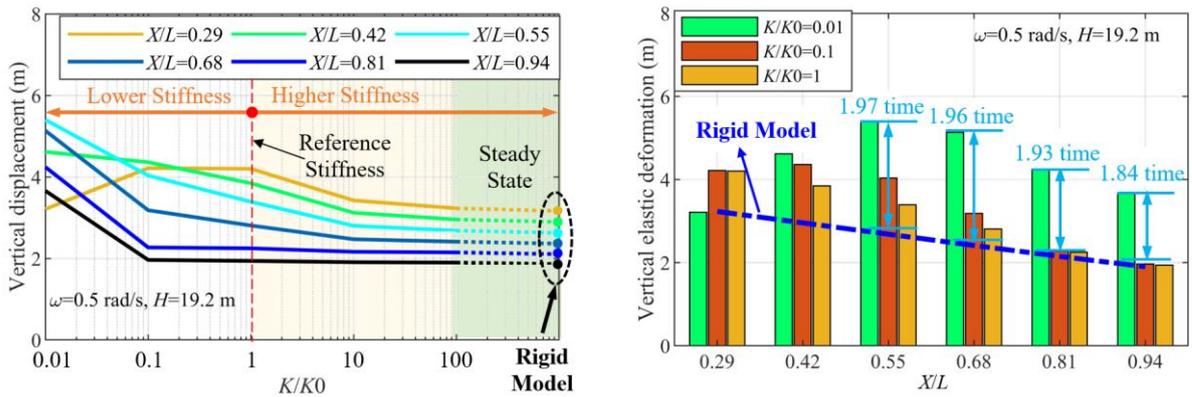


图 6-7 波高 19.2 m 时网箱截面垂向弯矩时历

Fig. 6-7 Time series of the cross-sectional vertical bending moment in the wave height 19.2 m

为了对网箱截面响应进行全面深入的认识, 通过更改网箱截面材料的弹性模量来改变截面刚度, 而且选择的截面刚度范围非常大。尽管这在现实中可能存在难度, 无法通过优化截面设计来实现。但在数值研究中的相关分析仍然存在重要的意义。为进一步研究截面刚度对水弹性响应的影响, 本节以上文中的截面刚度 K_0 为基准, 分别计算不同截面刚度 K 下的网箱水弹性响应。



(a) 垂向位移幅值

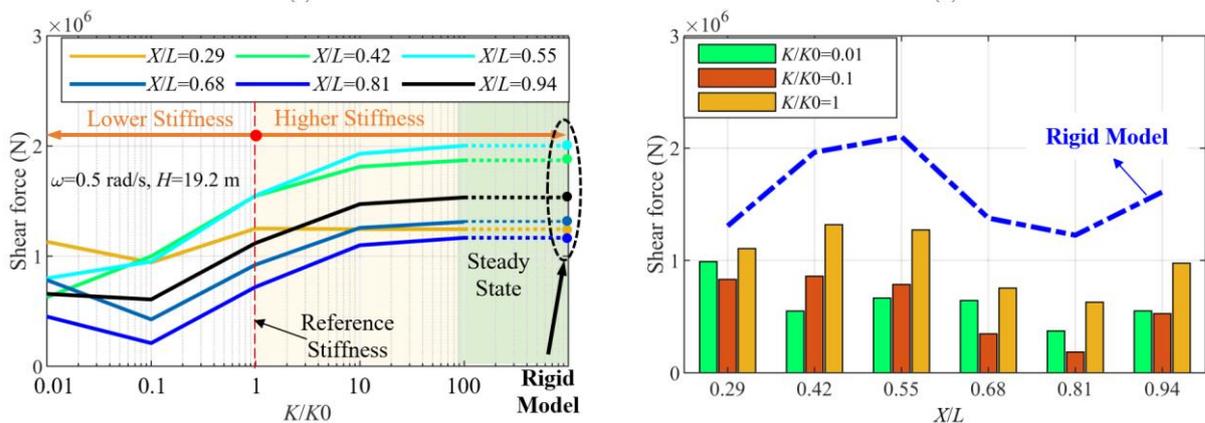
(b) 小截面刚度下的垂向运动幅值

图 6-8 不同截面刚度下各截面的垂向运动结果

Fig. 6-8 Motion results at different cross-sectional stiffness

图 6-8 (a) 是不同截面刚度下各截面位置的垂向运动响应幅值。在小截面刚度下，随着 X/L 的增大，垂向运动幅值先增大后减小。随着截面刚度的增加，不同截面的垂向响应幅值逐渐减小并趋于稳定。其中，靠近艏部的截面会更早地进入稳定阶段。当截面刚度增加到一定程度时，各个截面的垂向运动沿 x 轴逐渐线性降低。

图 6-8 (b) 是小截面刚度 ($K/K_0 \leq 1$) 下网箱各截面的垂向运动幅值。将不同截面刚度下的垂向运动时历与刚性模型下的运动时历作差，可以得到截面弹性导致的网箱法向变形。在小截面刚度下，弹性变形沿 x 轴呈现“先增大后减小”的趋势。随着截面刚度的逐渐增大，弹性变形也随之减小，其中 $K/K_0=1$ 时的最大变形幅值仅为 1.3 m，而 $K/K_0=0.01$ 时的最大变形幅值达到 4.7 m，是前者的 3.6 倍。此外，当 $K/K_0=0.01$ 时某些截面的弹性变形几乎是刚体运动的 2 倍。这表示截面刚度对截面的垂向运动影响非常显著，在一定程度上提升截面刚度有利于减小运动响应。

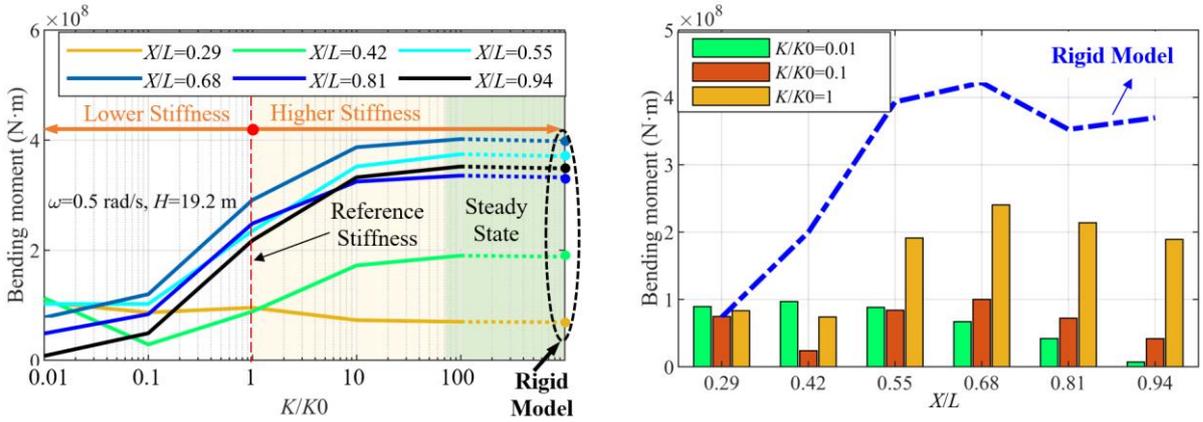


(a) 垂向剪力幅值

(b) 小截面刚度下的垂向剪力幅值

图 6-9 不同截面刚度下各截面的垂向剪力结果。

Fig. 6-9 Cross-sectional bending moment at different cross-sectional stiffness



(a) 垂向弯矩幅值

(b) 小截面刚度下的垂向弯矩幅值

图 6-10 不同截面刚度下各截面的垂向弯矩结果

Fig. 6-10 Cross-sectional bending moment at different cross-sectional stiffness

图 6-9 和图 6-10 分别是不同截面刚度下的截面剪力和垂向弯矩的载荷幅值和小截面弹性刚度下的垂向载荷幅值。随着截面刚度的增加，整体上截面剪力和垂向弯矩都会有一定程度的增大，且当截面刚度增至一定程度时，截面载荷逐渐趋于稳定，如 $K/K_0=100$ 的结果与刚体模型的结果几乎相同。由图可知，由于弹性变形导致的截面载荷减小值与刚性模型下自身的截面载荷值是同一个量级。而且网箱截面刚度越小，弹性变形导致的截面载荷减小量越大。其中， $K/K_0=0.01$ 时截面剪力和垂向弯矩减小量的最大幅值分别为 $1.4\text{e}6 \text{ N}$ 和 $3.7\text{e}8 \text{ N}\cdot\text{m}$ ，而 $K/K_0=1$ 时对应位置的截面剪力和垂向弯矩减小量分别为 $4\text{e}5 \text{ N}$ 和 $1.3\text{e}8 \text{ N}\cdot\text{m}$ ，分别相差 3.5 倍和 2.8 倍。这表明减小截面刚度会显著减小网箱的截面载荷。

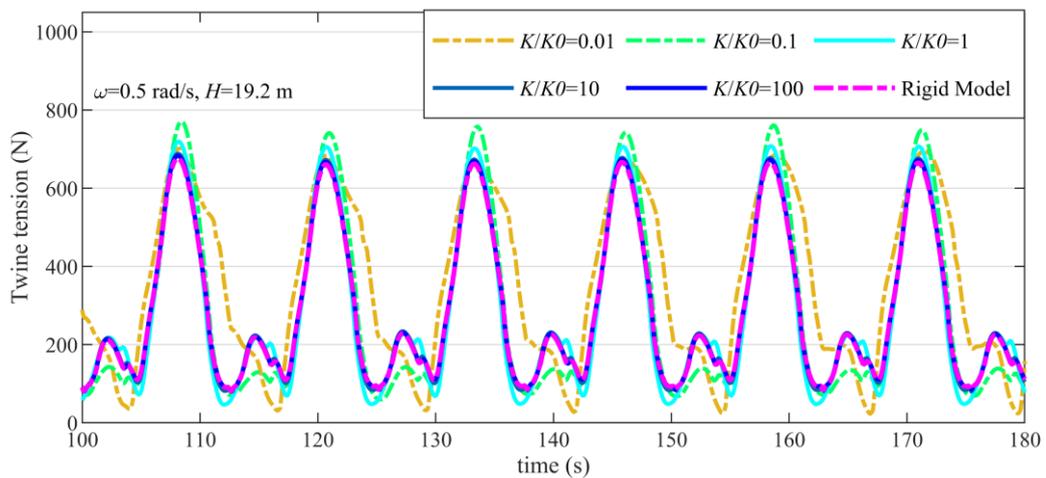


图 6-11 不同刚度下位于网箱船部近水面水平网线张力时历

Fig. 6-11 Time series of twine tension of the horizontal net element near the water surface at cage bow at different cross-sectional stiffness

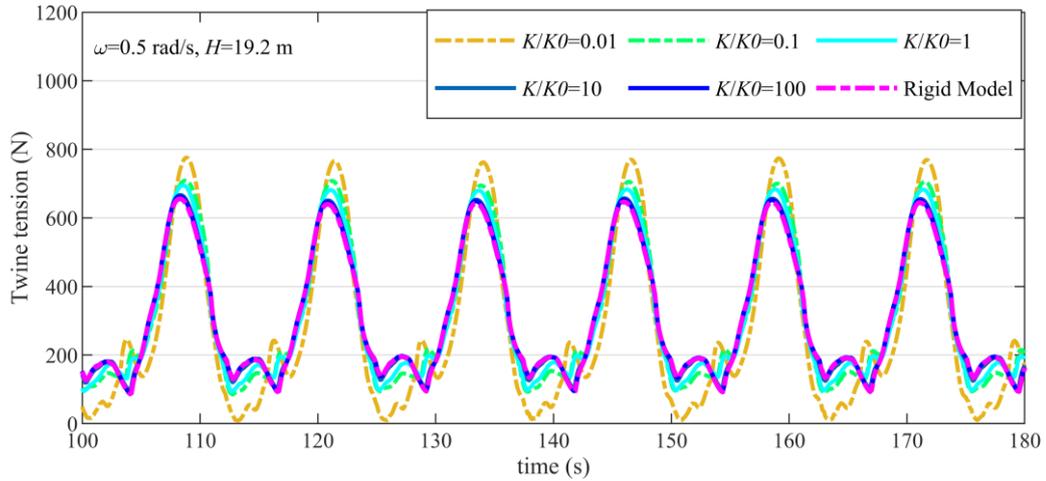


图 6-12 不同刚度下网箱舳部近水面水平网线张力时历

Fig. 6-12 Time series of twine tension of the horizontal net element near the water surface at cage midship at different cross-sectional stiffness

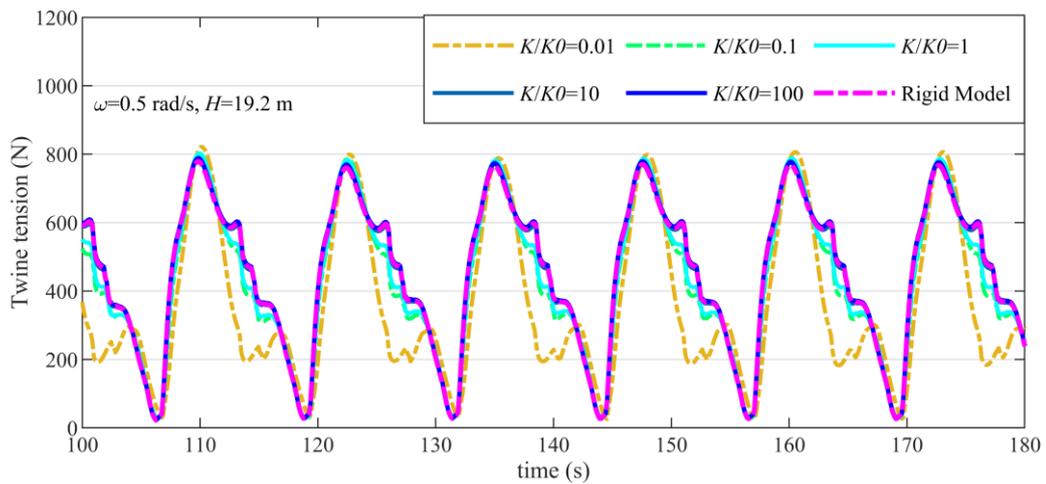


图 6-13 不同刚度下网箱艉部近水面水平网线张力时历

Fig. 6-13 Time series of twine tension of the horizontal net element near the water surface at cage stern at different cross-sectional stiffness

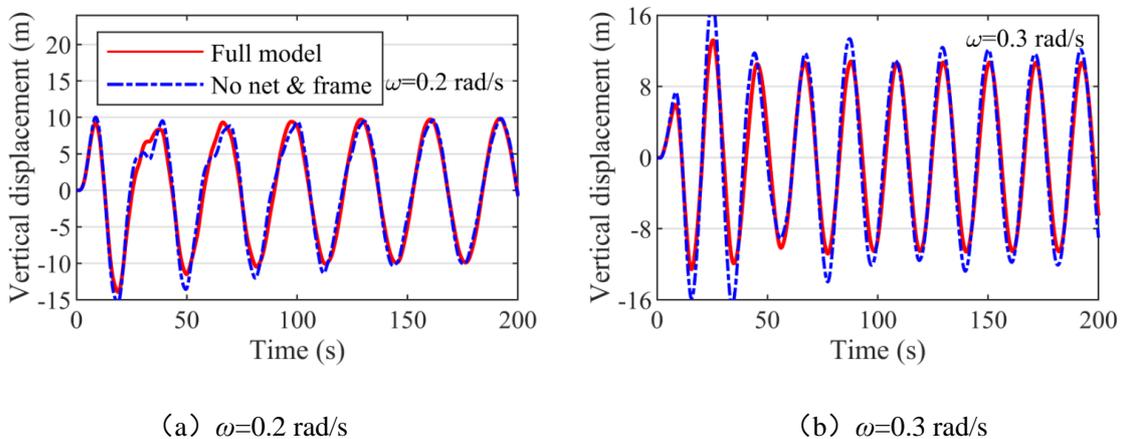
图 6-11~图 6-13 分别是不同刚度下网箱艏部、舳部和艉部养殖单元在近水面水平网线的张力时历，所用工况的波高是 19.2m，波浪频率是 0.5rad/s。由图可知，在所选三个位置下，不同刚度下的网线张力之间区别不大。甚至在刚度 $K/K_0=10$ 与 $K/K_0=100$ 和刚性模型下的张力曲线几乎重合。这是由于网衣的网线张力由网衣所受水动力决定。而根据莫里森公式，网衣水动力的计算仅与相对水质点速度有关。主体钢结构的弹性变形对水质点速度的影响主要体现在两方面：由弹性变形直接导致的网箱运动响应的变化，导致了网线运动速度的改变；由弹性变形导致的网衣所处水深位置的变化，导致的水质点速度的改变。但是以上两点对相对水质点速度的影

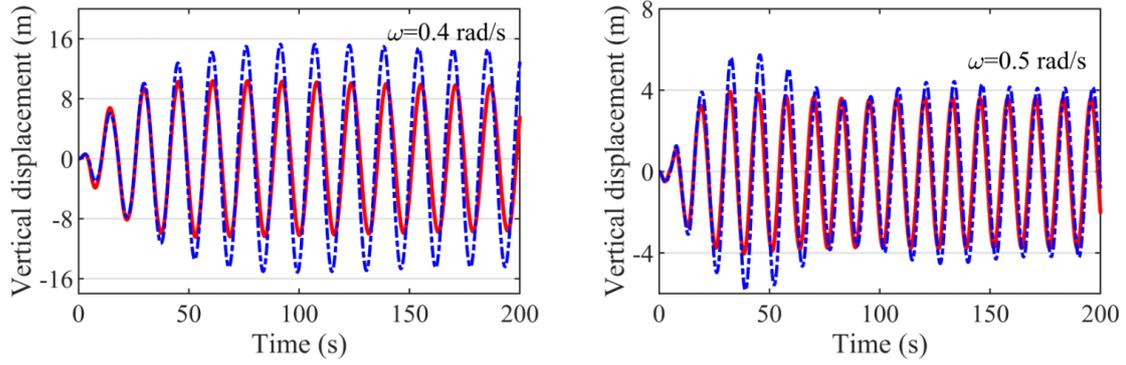
响均有限，因此并不会明显改变网衣的网线张力。相对于刚性模型下的张力结果，主体钢结构截面刚度较小模型的网线张力略大一些。这主要是由于在较小截面刚度下的网箱运动响应更加显著，导致网衣运动与流场水质点速度之间的相对速度更大一些，从而增大了网衣所受到的水动力载荷。但是在整体上，主体钢结构的结构弹性对网衣的网线张力影响相对有限。

通过以上对大型网箱的算例分析，有利于全面了解大型网箱截面刚度对水弹性相应的影响。尤其需要注意的是，通过结果分析可知当减小网箱的截面刚度时，网箱的运动响应会增大，而截面的垂向弯矩和剪力整体上会有所减小。网箱最大的垂弯固有周期约为 5 s。结果显示，降低结构的柔度（即网箱整体的抗弯刚度 EI ，是截面弹性模量 E 和截面惯性矩的乘积 I ）可以用于网箱的结构设计，从而降低成本。但是在实际设计中，通过改变截面的弹性模量 E 的选择是非常有限的，因为对于最常见的钢材材料，它们的弹性模量 E 是相同的。因此主要的选择是通过降低截面惯性矩 I 来实现，但是这也会同时导致截面模量在一定程度上减小，从而导致截面应力水平的增加。理论上，可以采用屈服强度较高的材料，并注意焊接接头的疲劳设计，从而实现可以接受的结构设计。

6.5.2 网衣和钢架水动力载荷对大型网箱整体水弹性响应的影响分析

图 6-14 是不同波浪频率下的网箱截面中心处的垂向运动时历。由图可知，当不计及网衣和钢架水动力载荷时，网箱垂向运动幅值会产生一定程度的增大，且当波浪频率为 0.4 rad/s 时，网箱垂向运动幅值增幅最明显，这是由于网衣的水动力载荷起到了阻尼效果，从而减缓了运动响应。图 6-15 是网箱在 $X/L=0.5$ 处不同波浪频率下的网箱截面剪力。当计及网衣和钢架的水动力时，各个频率下的网箱截面剪力均会增大。这是由于网衣的水动力通过连接器传递至主体钢结构，从而导致截面剪力的增大。



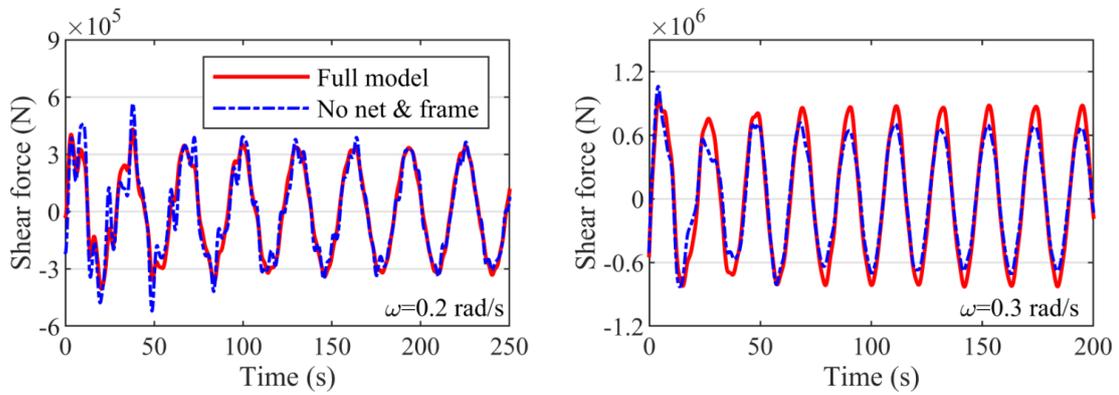


(c) $\omega=0.4$ rad/s

(d) $\omega=0.5$ rad/s

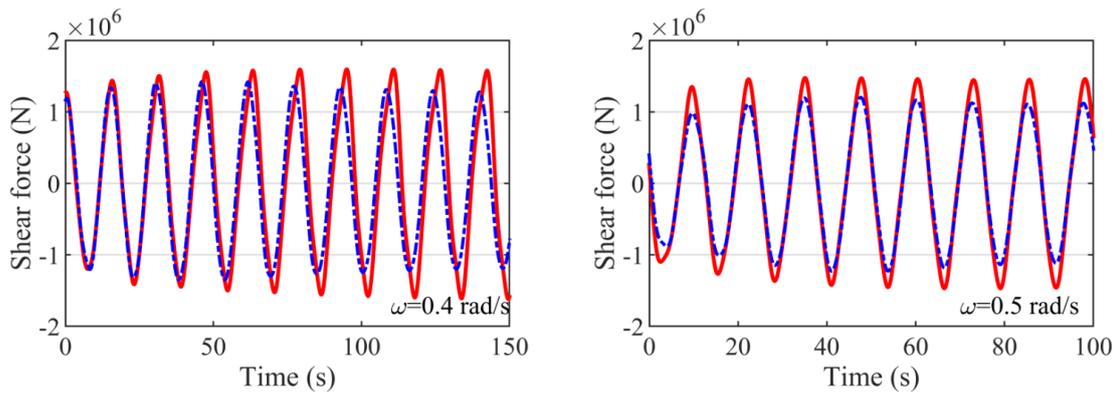
图 6-14 $X/L=0.5$ 处网箱在不同波浪频率下截面垂向位移时历 (波高 19.2 m)

Fig. 6-14 Time series of the vertical displacement at $X/L=0.5$ in the wave height 19.2 m



(a) $\omega=0.2$ rad/s

(b) $\omega=0.3$ rad/s



(c) $\omega=0.4$ rad/s

(d) $\omega=0.5$ rad/s

图 6-15 $X/L=0.5$ 处网箱在不同波浪频率下截面垂向剪力时历 (波高 19.2 m)

Fig. 6-15 Time series of the cross-sectional shear force at $X/L=0.5$ in the wave height 19.2 m

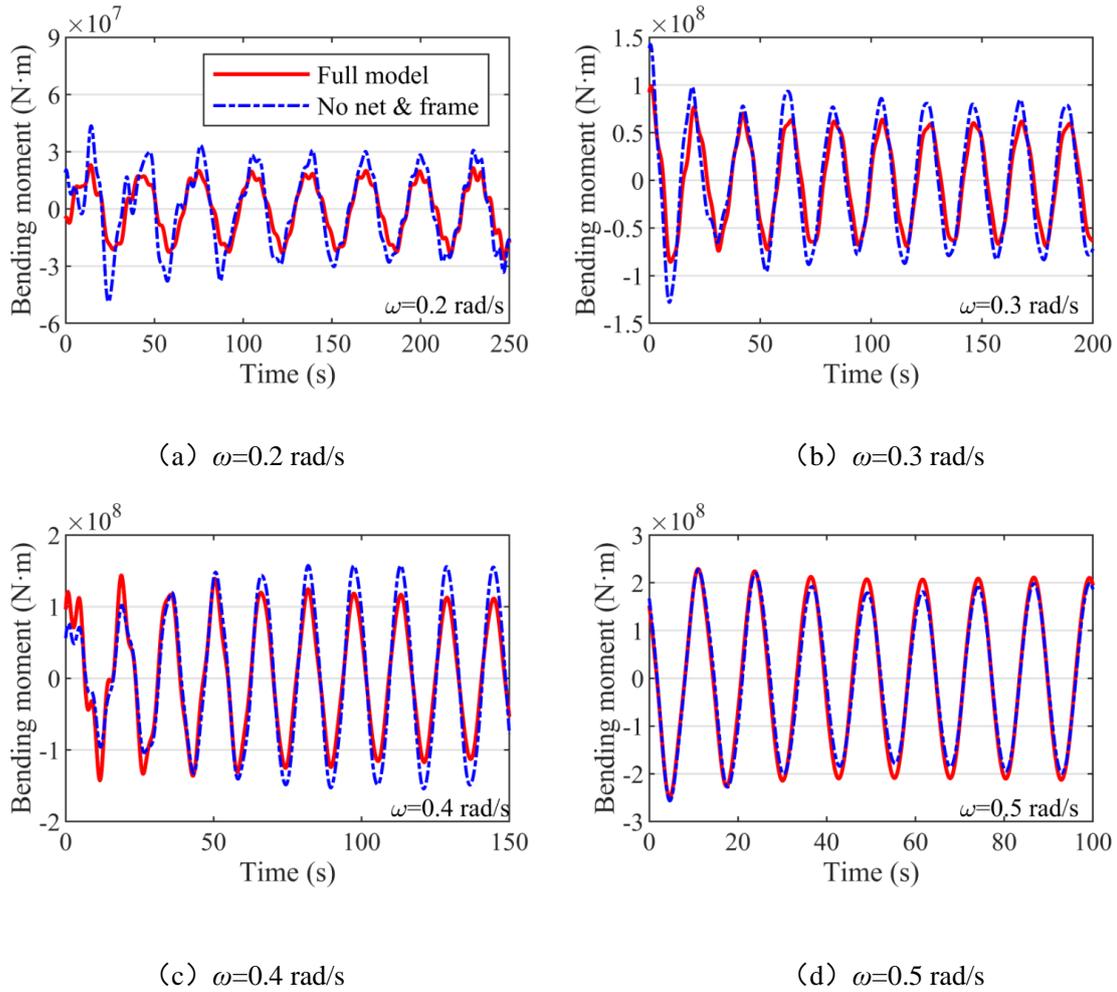


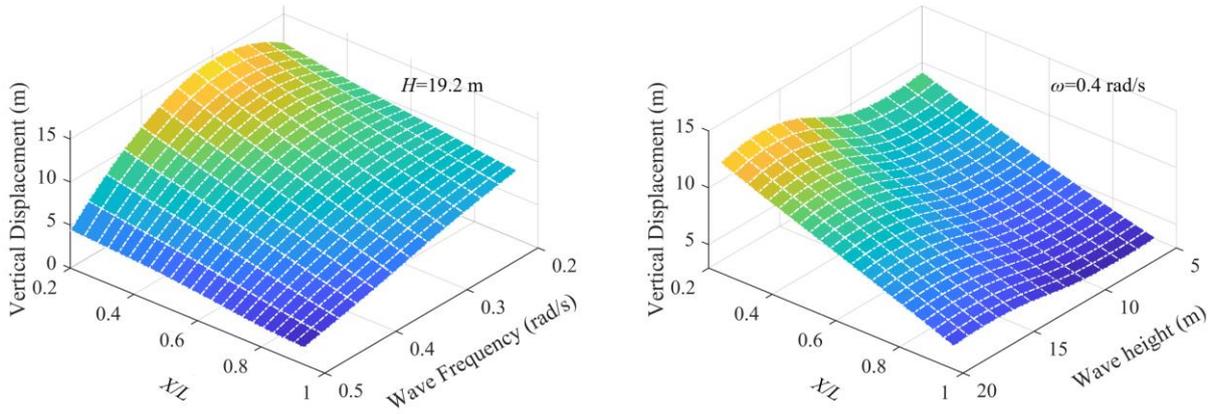
图 6-16 $X/L=0.5$ 处网箱在不同波浪频率下截面垂向弯矩时历 (波高 19.2 m)

Fig. 6-16 Time series of the cross-sectional vertical bending moment at $X/L=0.5$ in the wave height 19.2 m

图 6-16 是网箱在 $X/L=0.5$ 处不同波浪频率下的垂向弯矩时历。在较低波浪频率下，网衣和水动力载荷的存在会减小网箱截面垂向弯矩，当波浪频率为 0.5 rad/s 时，网衣和钢架载荷会增大截面弯矩。相较而言，网衣和钢架载荷对截面剪力的影响更明显一些，对弯矩的影响则会随着波浪频率的变化而发生改变。但是这种改变对截面载荷的计算带来不确定性，因此在安全分析中应该更加注意。

6.5.3 入射波频率和幅值对大型网箱水弹性响应的影响分析

图 6-17 (a) 和 (b) 分别是不同波浪频率和波高下网箱的垂向运动幅值。随着波频的增加，靠近网箱艏部的垂向运动幅值先增后减，靠近艉部的垂向运动幅值是逐渐减小的。随着波高的增加，各截面垂向运动逐渐增大。在图 6-17 所示工况下，随着 X/L 增加，截面垂向运动逐渐减小，即艏部至艉部的垂向运动响应逐渐减小。

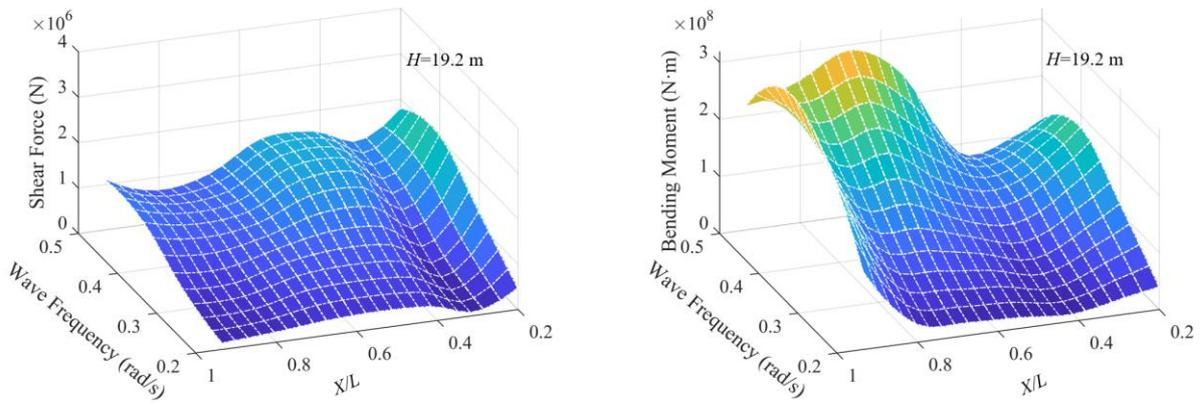


(a) 不同波浪频率下的结果

(b) 不同波高下的结果

图 6-17 不同工况下各个截面的垂向位移幅值

Fig. 6-17 Vertical displacement amplitude at different wave cases

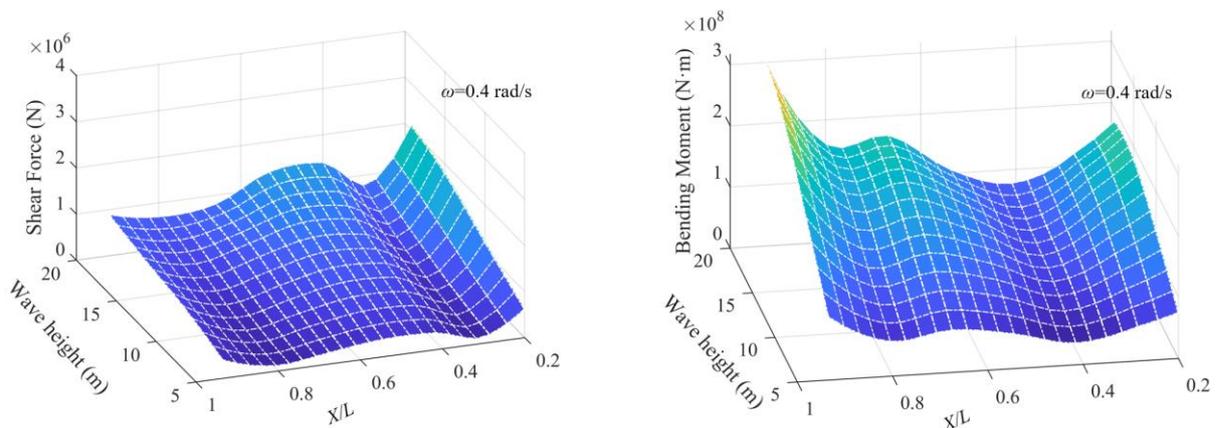


(a) 截面剪力

(b) 截面弯矩

图 6-18 不同波浪频率下各个截面的截面载荷幅值 (波高 19.2m)

Fig. 6-18 Cross-sectional force amplitude at different wave frequencies in wave height 19.2 m



(a) 截面剪力

(b) 截面弯矩

图 6-19 不同波高下各个截面的垂向弯矩幅值 (波浪频率 0.4 rad/s)

Fig. 6-19 Cross-sectional force amplitude at different wave heights in the wave frequency 0.4 rad/s

图 6-18 和图 6-19 分别是不同波浪频率和波高下的网箱在不同截面下的剪力和垂向弯矩幅值。整体而言，随着波浪频率的增加，截面剪力和截面弯矩均会逐渐增大，但个别位置的截面剪力和弯矩会在 0.4 rad/s 处出现峰值后降低，此时波长稍大于网箱长度。根据相关规范可知，在波长等于结构长度或者稍大于结构长度时，截面载荷易出现最大值。随着波高的增加，截面剪力和弯矩均增加。但随着波高的不断增大，截面剪力增速有所增加，而截面弯矩的增速则有所减缓。

6.5.4 离散模块数量对大型网箱水弹性响应的影响分析

在前文中的分析可知，把浮体视为 6 自由度刚体时，其平衡方程中的相关矩阵为 6×6 阶，使用状态空间方法求解辐射载荷时需要拟合的数据（或中间矩阵）数量为 $6 \times 6 = 36$ 组，当离散为 N 个浮体时，所需要拟合的数据（或中间矩阵）数量达到 $6N \times 6N = 36N^2$ 组，这会极大降低计算效率；使用卷积积分方法求解辐射载荷也会有类似的计算效率下降的情况。

为实现快速的大型网箱水弹性响应分析，本文尝试通过适当减少浮体离散的模块数量的方式提高计算效率。图 6-20~图 6-22 是将连续浮体分别离散为 4 个模块与 7 个模块的结果。对于截面垂向运动幅值，模块数量的减少会一定程度上减小运动响应，运动幅值平均减小了 9%，而截面剪力幅值平均改变了 12%，截面弯矩幅值平均改变了 11%，而且 4 模块下截面载荷的整体趋势与 7 模块结果保持一致。基于此，在下一节中的不规则波工况选择 4 模块模型进行计算。

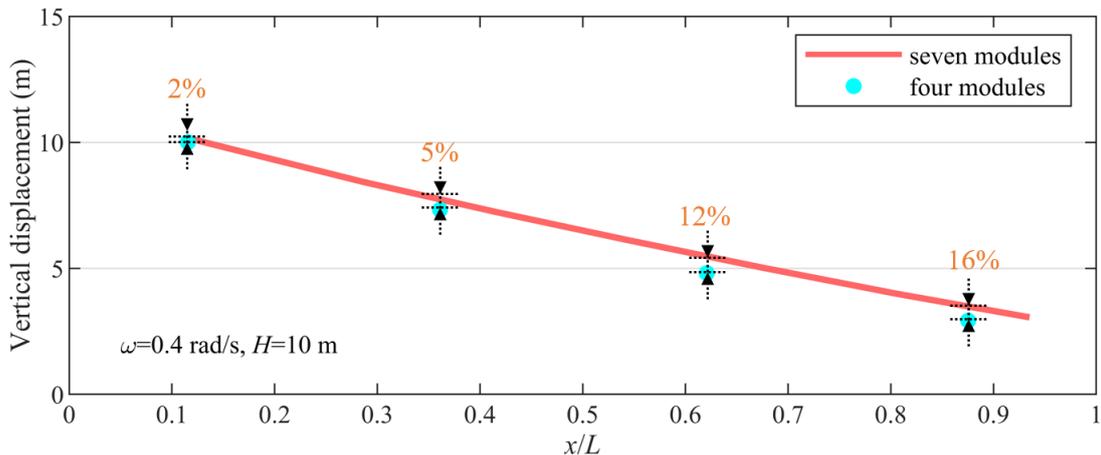


图 6-20 不同模块数量下不同截面位置的垂向位移响应结果

Fig. 6-20 Vertical displacement at different cross-section under different number of modules

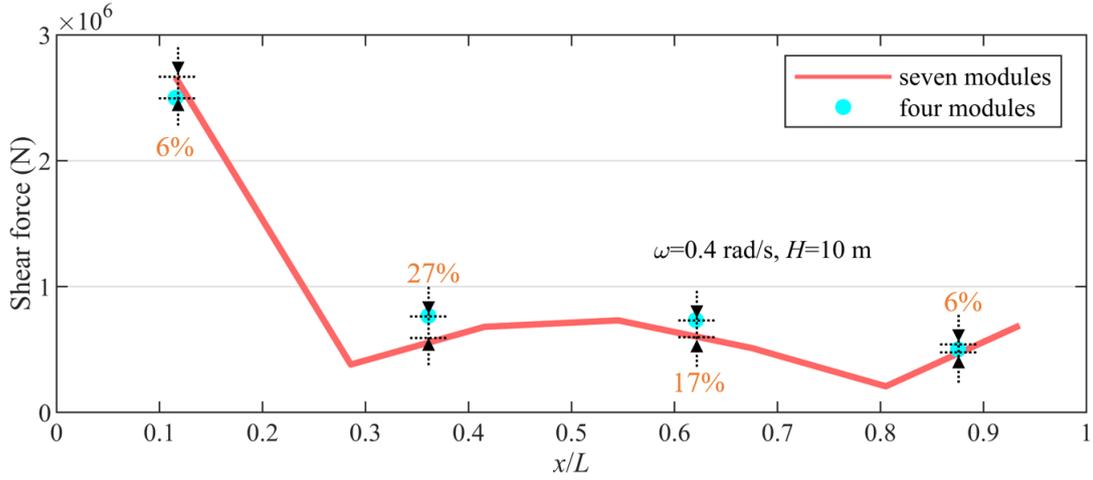


图 6-21 不同模块数量下不同截面位置的垂向剪力响应结果

Fig. 6-21 Cross-sectional shear force at different cross-section under different number of modules

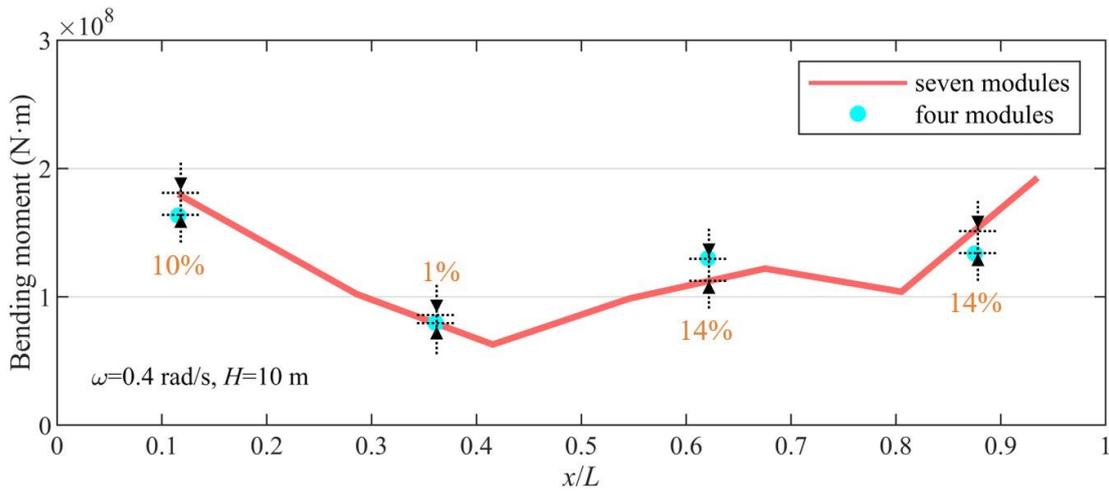


图 6-22 不同模块数量下不同截面位置的截面垂向弯矩响应结果

Fig. 6-22 Cross-sectional bending moment at different cross-section under different number of modules

6.6 不规则波下大型网箱水弹性响应分析

本节中不规则波的有义波高为 10.4 m，谱峰周期为 15.7 s，浪向均为 180°，选用 JONSWAP 波浪谱。在下文的响应极值分析中，假定响应满足 Weibull 分布，并选择 99%分位数作为响应极值。

6.6.1 网箱截面刚度对大型网箱水弹性响应的影响分析

图 6-23 是不规则波下刚性模型和弹性模型在 $X/L=0.5$ 处的垂向位移时历。由图可知，在刚性模型下，网箱的垂向位移会有一定程度的减缓，但整体上与弹性模型下垂向位移时历的运动趋势保持一致，这也与前文中规则波下的结果一致。

图 6-24 是不规则波下刚性模型和弹性模型在不同截面处的垂向位移统计结果。随着 X/L 的逐渐增大，网箱的截面垂向运动响应极值和 RMS 值均是逐渐变小的。与弹性模型结果相比，刚性模型下网箱的截面垂向运动响应极值和 RMS 值均会有所减小，其中图中所示截面下的运动响应极值和 RMS 值平均降幅分别为 35%和 23%。从能量角度来看，弹性模型下截面垂向位移结果更大的原因是弹性模型可以通过弹性变形将波浪能转换为结构的应变能，从而导致运动响应更加显著。

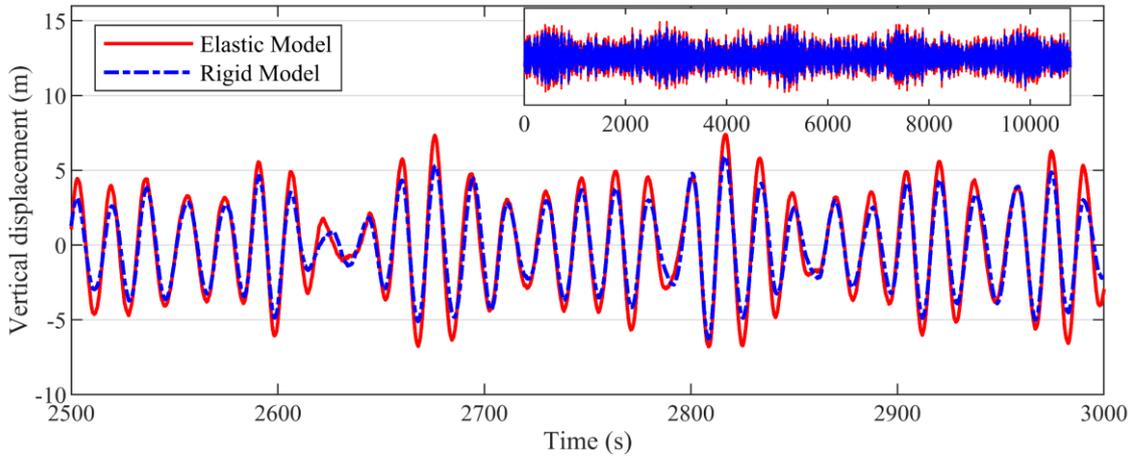


图 6-23 不规则波下刚性模型和弹性模型在 $X/L=0.5$ 处的垂向位移时历

Fig. 6-23 Time series of the vertical displacement of rigid model and elastic model at $X/L=0.5$ under irregular waves

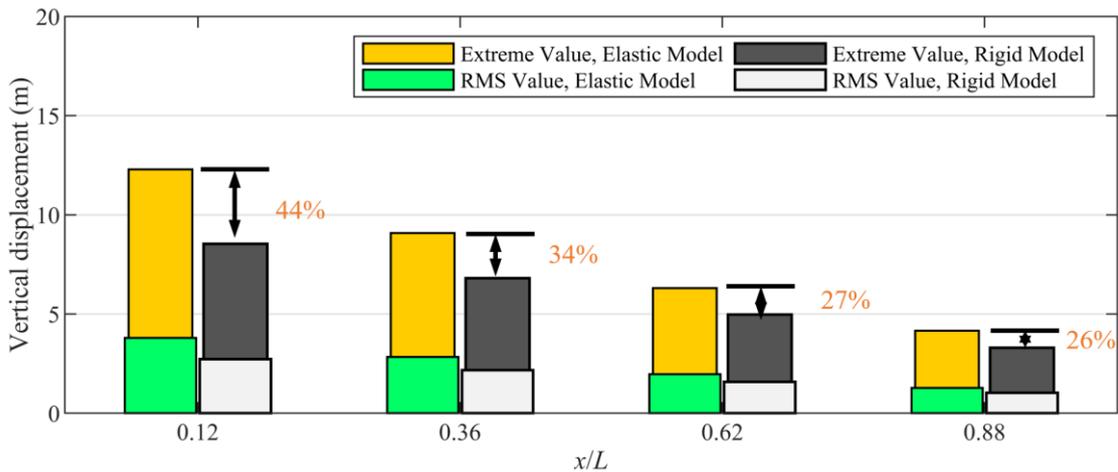


图 6-24 不规则波下刚性模型和弹性模型在不同截面处的垂向位移统计结果

Fig. 6-24 Vertical displacement statistical results of rigid model and elastic model at different cross-sections under irregular waves

图 6-25 和图 6-26 是不规则波下刚性模型和弹性模型在 $X/L=0.5$ 处的垂向截面载荷时历。由图可知，与弹性模型下的结果相比，刚性模型下的截面剪力是有一定程

度增大的，但是变化并不明显。而刚性模型下的截面垂向弯矩会出现非常显著的增大。

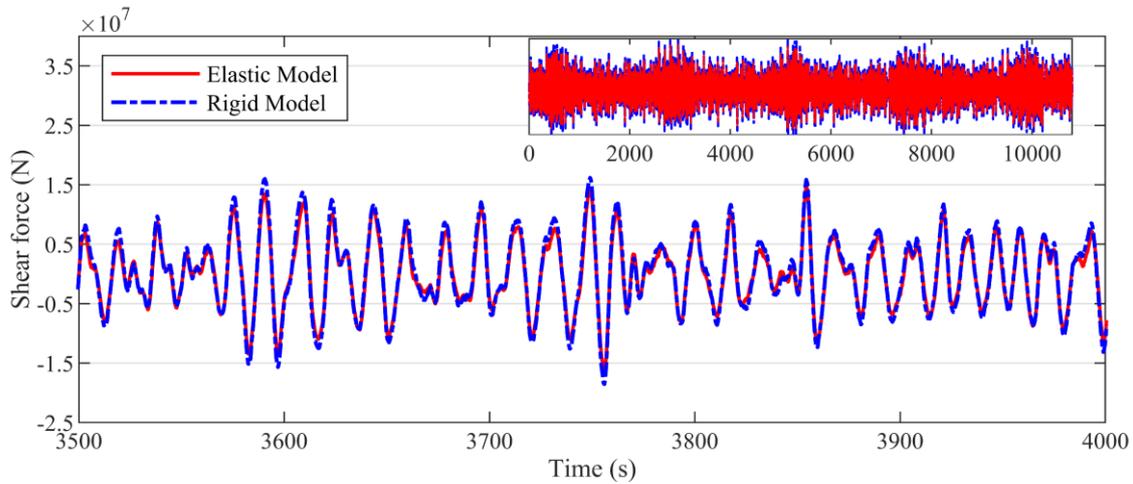


图 6-25 不规则波下刚性模型和弹性模型在 $X/L=0.5$ 处的垂向截面剪力时历

Fig. 6-25 Time series of the cross-sectional shear force of rigid model and elastic model at $X/L=0.5$ under irregular waves

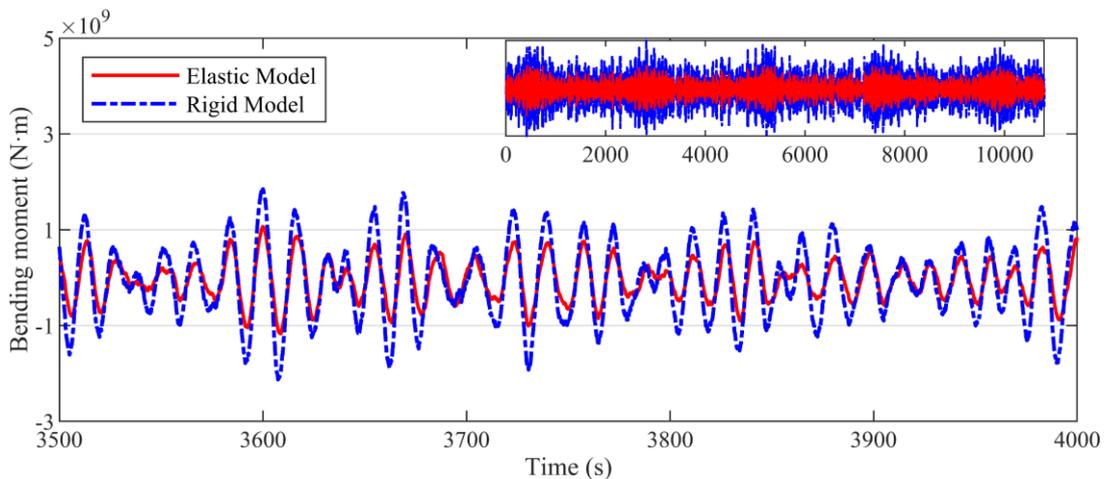


图 6-26 不规则波下刚性模型和弹性模型在 $X/L=0.5$ 处的垂向截面弯矩时历

Fig. 6-26 Time series of the cross-sectional vertical bending moment of rigid model and elastic model at $X/L=0.5$ under irregular waves

图 6-27 和图 6-28 是不规则波下刚性模型和弹性模型在不同截面处的垂向截面载荷统计结果。随着 X/L 的增大（由艏部至艉部），弹性模型和刚性模型的截面剪力均会逐渐减小，而截面弯矩则会迅速增大，这可能是由于网箱自身的结构特性导致的。与弹性模型的结果相比，刚性模型的截面剪力会有一定程度的增大，截面剪力极值和 RMS 值的平均增加幅度分别为 10%和 9%。而刚性模型下艏部的截面垂向弯矩会有十分明显的减小，截面弯矩极值和 RMS 值的平均值分别减小了 41%和 40%。

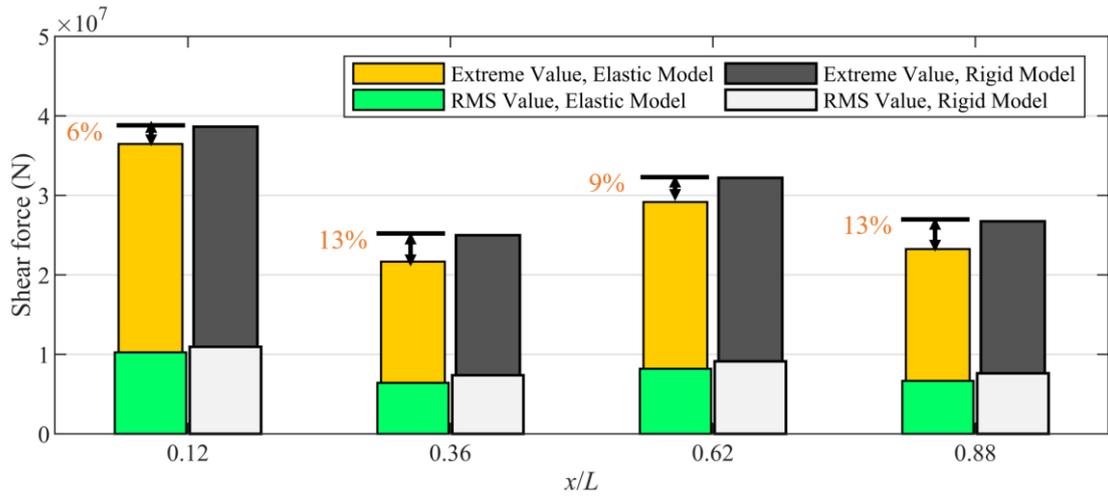


图 6-27 不规则波下刚性模型和弹性模型在不同截面处的垂向截面剪力统计结果

Fig. 6-27 Vertical shear force statistical results of rigid model and elastic model at different cross-sections under irregular waves

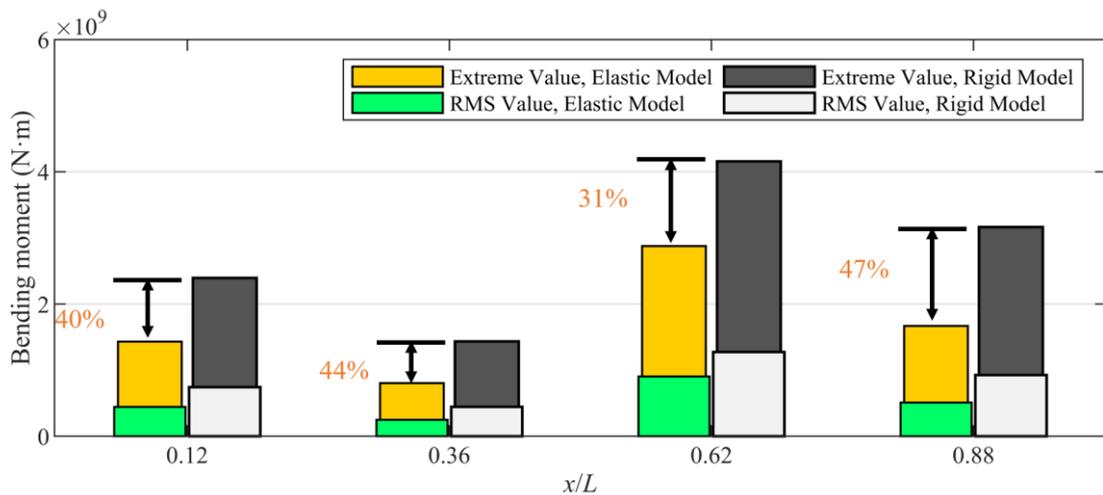


图 6-28 不规则波下刚性模型和弹性模型在不同截面处的垂向截面弯矩统计结果

Fig. 6-28 Vertical bending moment statistical results of rigid model and elastic model at different cross-sections under irregular waves

6.6.2 网衣和钢架水动力载荷对大型网箱整体水弹性响应的影响分析

图 6-29 是不规则波下是否计及网衣和钢架水动力载荷时大型网箱在 $x/L=0.5$ 处的截面垂向位移时历，不规则计算时长为 11000s。图 6-30 是不规则波下是否计及网衣和钢架水动力时在不同截面处的截面垂向位移统计结果。所用模型为弹性网箱模型，截面刚度为参考刚度 ($K/K_0=1$)。

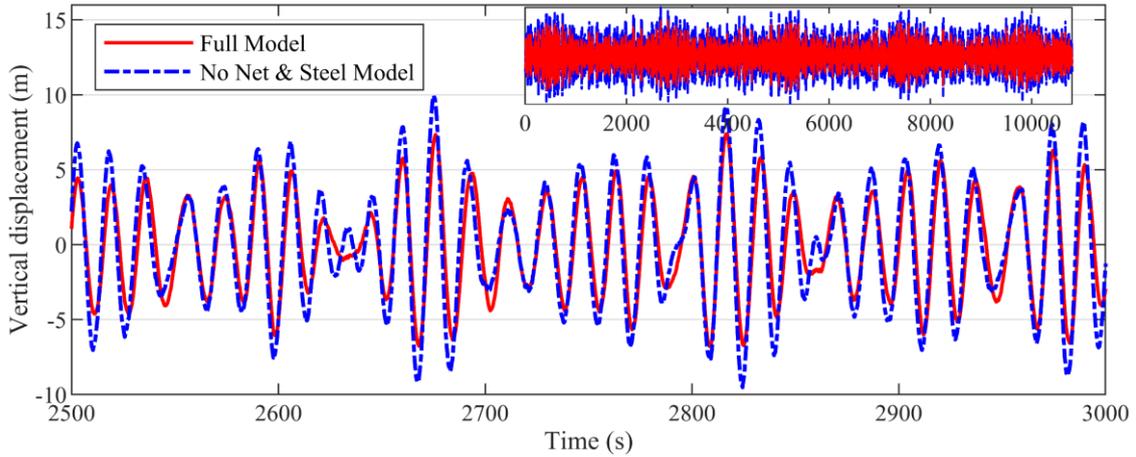


图 6-29 不规则波下是否计及网衣和钢架水动力时网箱在 $X/L=0.5$ 处的垂向位移时历
 Fig. 6-29 Time series of the vertical displacement at $X/L=0.5$ of under irregular waves when considering hydrodynamic loads on the net and frame or not

由图 6-30 可知，网衣和钢架的水动力会在一定程度上导致网箱垂向运动的减小，这是由于网衣和钢架的阻尼效应导致的。网箱艏部向网箱艉部的截面垂向运动的响应值和 RMS 值均逐渐降低。当不考虑网衣和钢架的水动力载荷时，垂向运动响应均会增大，其中响应极值和 RMS 值的平均增幅分别达到 33%和 34%。

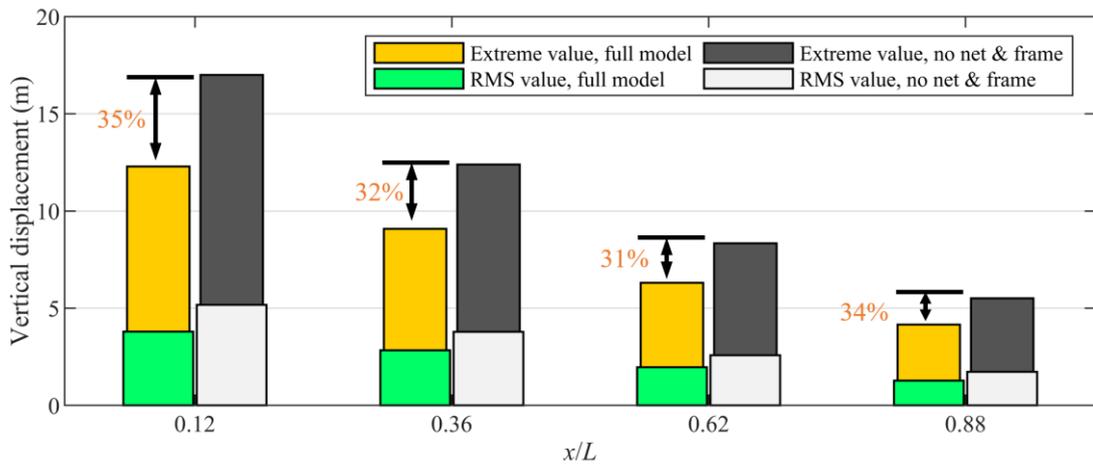


图 6-30 不规则波下是否计及网衣和钢架水动力时在不同截面处的截面垂向位移统计结果
 Fig. 6-30 Vertical displacement statistical results of different cross-sections under irregular waves when considering hydrodynamic loads on the net and frame or not

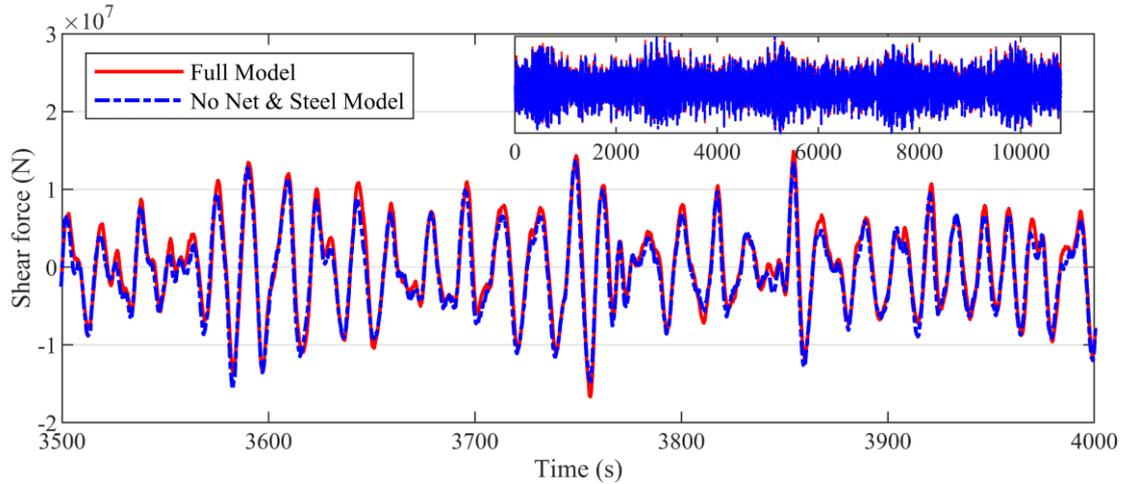


图 6-31 不规则波下是否计及网衣和钢架水动力时网箱 $X/L=0.5$ 处的垂向剪力时历
 Fig. 6-31 Time series of the cross-sectional shear force at $X/L=0.5$ under irregular waves when considering hydrodynamic loads on the net and frame or not

图 6-31 和图 6-32 分别是不规则波下大型网箱在 $X/L=0.5$ 处的截面垂向剪力时历和垂向弯矩时历。由图 6-31 可知，当计及网衣和钢架的水动力载荷时，截面剪力会出现轻微的增加，但是整体上不会改变剪力的趋势。由图 6-32 可知，网衣和钢架的水动力的存在会对截面弯矩产生一定的影响，其中在不同时刻下对截面弯矩的影响不同，但总的来说网衣和钢架的水动力对截面弯矩的影响十分有限。

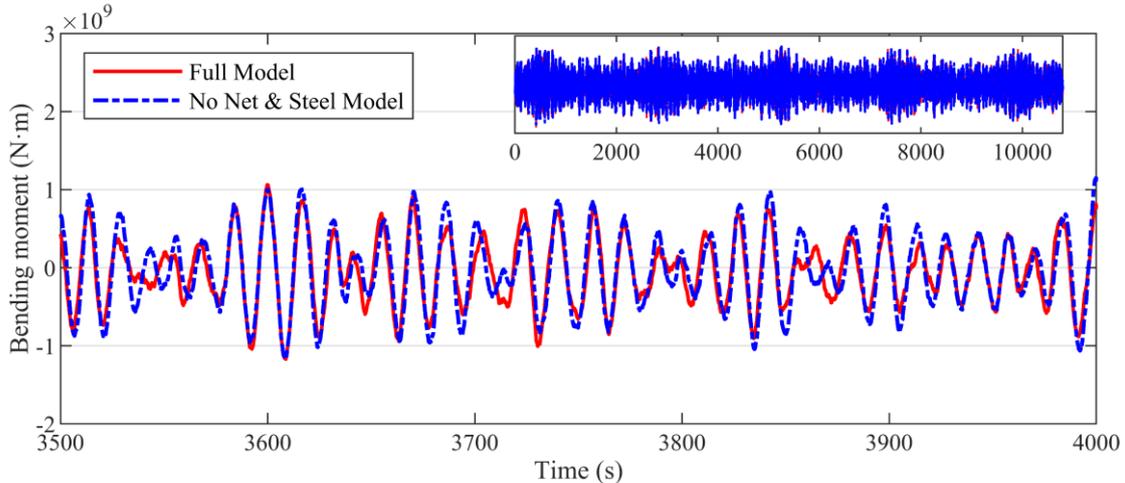


图 6-32 不规则波下是否计及网衣和钢架水动力时网箱 $X/L=0.5$ 处的垂向弯矩时历
 Fig. 6-32 Time series of the cross-sectional vertical bending moment at $X/L=0.5$ under irregular waves when considering hydrodynamic loads on the net and frame or not

图 6-33 和图 6-34 分别是不规则波下不同截面处的截面垂向剪力和弯矩的统计结果。当不考虑网衣和钢架水动力载荷时，各个截面的剪力会有一定程度的减小，但是变化幅值较小，剪力极值和 RMS 值的平均降幅分别仅为 9% 和 2%；而网衣和钢架水动力载荷对不同截面弯矩的影响不同，网箱艏部的截面弯矩略有增加（艏部两个

截面弯矩极值和 RMS 值平均增幅分别为 15%和 18%)，而艏部的截面弯矩几乎没有变化，截面弯矩极值和 RMS 值的变化均在 1%之内。在 $X/L=0.62$ 处，当不考虑网衣和钢架水动力时，截面弯矩甚至有所减小。整体而言，网衣和钢架水动力对截面剪力和弯矩的影响有限。

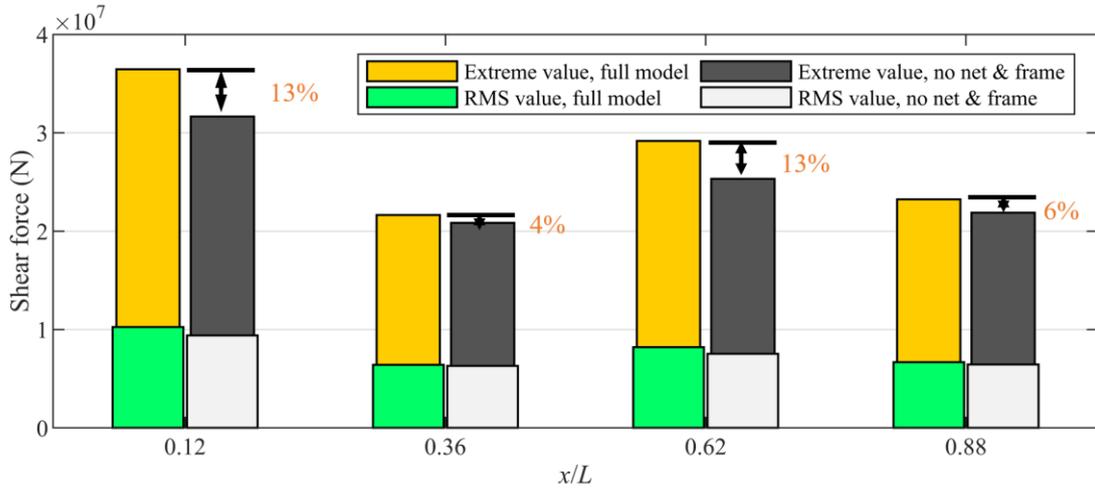


图 6-33 不规则波下是否计及网衣和钢架水动力时在不同截面处的截面垂向剪力统计结果
 Fig. 6-33 The statistical results of cross-sectional shear force under irregular waves when considering hydrodynamic loads on the net and frame or not

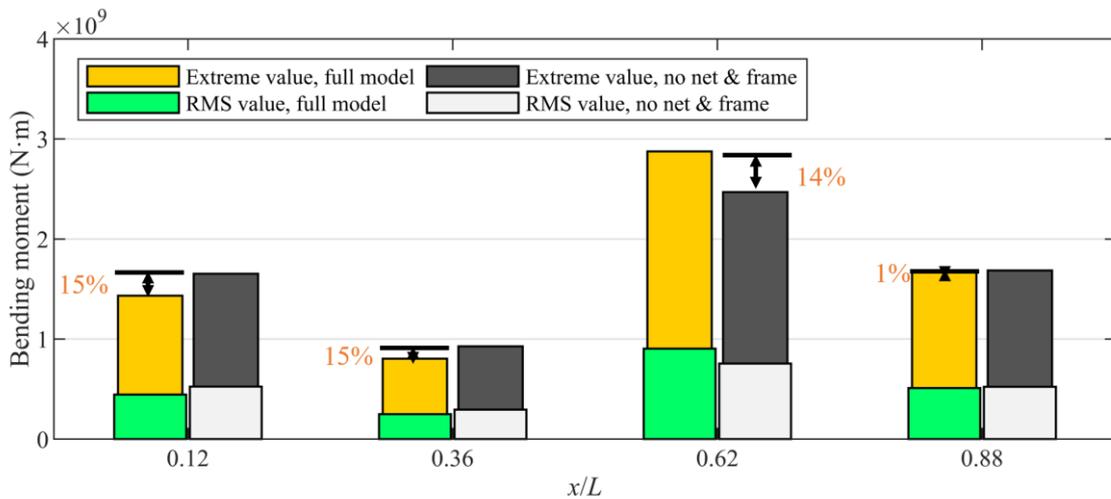


图 6-34 不规则波下是否计及网衣和钢架水动力时在不同截面处的截面垂向弯矩统计结果
 Fig. 6-34 The statistical results of cross-sectional vertical bending moment under irregular waves when considering hydrodynamic loads on the net and frame or not

6.7 本章小结

本章提出了一种新的数值方法，用于考虑扰动波浪场影响的大型网箱水弹性响

应分析。首先基于多体水动力学在频域内计算得到离散模块系统在波浪中的波浪激励力、附加质量和兴波阻尼，并得到波浪场的速度传递函数，用于在时域内求解扰动波浪场作用下的网衣和钢架的水动力载荷。然后建立大型网箱的等效梁结构模型用于计算浮体的水弹性响应，并利用主-从约束与钢架-网衣模型进行动力耦合，建立基于等效梁连接多刚体模块方法的大型网箱水弹性模型，用于在时域内开展大型网箱的水弹性响应分析。根据分析结果，主要得到以下结论：

(1) 与弹性模型的结果相比，在刚性模型下不同截面位置的垂向位移会显著降低；随着 X/L 的增加，刚性模型和弹性模型之间垂向位移的差别逐渐减小。对于截面剪力和弯矩，刚性模型下的结果会出现显著的增加，其中不规则波下截面弯矩的增幅尤为明显。从结构强度校核角度，采用刚性模型进行强度校核的结果偏于安全，但是从成本控制角度看，采用弹性模型进行分析有利于消除结构冗余，进而降低建造成本。

(2) 在不同截面刚度下网衣的张力没有明显区别，网箱主结构的截面弹性对网衣张力的影响并不显著。因此从网衣强度校核角度来看，可以在分析中忽略主结构的弹性变形对结果的影响，从而达到优化校核方法的目的。

(3) 当不考虑网衣和钢架的水动力载荷的阻尼效应时，网箱的垂向运动在不同波浪频率下均会有明显的增大，且对截面剪力和垂向弯矩也有一定的影响，但影响程度有限。随着截面刚度的增大，网箱垂向响应会逐渐降低，并最终趋于稳定值，而截面剪力和垂向弯矩也会随着截面刚度的增加而逐步增大为常值。因此，降低截面刚度会显著减小网箱的截面载荷。

(4) 适当减少浮体的模块数量会提高计算效率，并在一定程度内能够保持网箱截面载荷和运动响应的准确性。但是由于模块数量的减少，对截面载荷和运动响应沿轴向的分布特征的描述精度会有所下降。通过减少模块数量的水弹性模型计算网箱不规则波中的响应，可知网衣和钢架对网箱垂向响应有显著的放大作用，但对截面载荷的影响并不明显，这与规则波的结果一致。