

国立研究開発法人海上・港湾・航空技術研究所

港湾空港技術研究所 報告

REPORT OF
THE PORT AND AIRPORT RESEARCH
INSTITUTE

Vol.58 No.1 August 2019

NAGASE, YOKOSUKA, JAPAN

NATIONAL INSTITUTE OF MARITIME,
PORT AND AVIATION TECHNOLOGY

港湾空港技術研究所報告 (REPORT OF PARI)

第 58 卷 第 1 号 (Vol. 58, No. 1) , 2019 年8月 (August 2019)

目 次 (CONTENTS)

1. 三次元流体場での係留船舶動揺解析手法の開発 相田康洋, 平山克也 3 (Development of Analysis Method of Moored Ship Motion in 3D Fluid Field Yasuhiro AIDA, Katsuya HIRAYAMA)
2. 疑似点震源モデルによる強震動シミュレーションのスラブ内地震への適用 野津厚, 長坂陽介 41 (Strong Motion Simulation with the Pseudo Point-source Model for Intralab Earthquakes) Atsushi NOZU, Yosuke NAGASAKA)

三次元流体場での係留船舶動揺解析手法の開発

相田 康洋*・平山 克也**

要 旨

従来の港湾における係留船舶の動揺解析では、船舶に作用する流体力は周波数応答関数として扱われ、防舷材や係留索の非線形外力を考慮したのちに時間発展的に解かれる。その際、一般的には線形な一方向不規則波中の船舶の応答が解かれ、船型の断面形状は船舶諸元を満足するような関数によって近似される。一方で、三次元流体場解析により船舶に作用する流体力を直接算定する手法は、非線形性の強い波浪場を再現可能であり、しかも船舶の形状を関数で近似する必要がないものの、その適用事例の多くが断面二次元や一方向波中での検討に留まっている。しかし、例えば、沖合に防波堤を持たない外洋に面した離島港湾の岸壁では、係留船舶の動揺量を求めるために、非線形性の卓越する多方向不規則波浪場を取り扱う必要がある。

そこで、CADMAS-SURF/3D の機能を拡張する形で、非線形性の卓越する多方向不規則波の造波と任意形状の係留船舶の動揺解析を実現し、三次元流体場での浮体動揺解析手法を新たに開発した。

本稿では、まず、NOWT-PARI 及び CADMAS-SURF/3D でそれぞれ計算された同地点における時系列波形、波浪統計量、方向スペクトルを比較することにより、実務上十分な精度で CADMAS-SURF/3D において多方向不規則波の造波を実現できることを示した。次に、浮体の運動を取り扱えるよう CADMAS-SURF/3D を拡張し、一方向不規則波中および多方向不規則波中での係留船舶の動揺量・係留索張力を算定した。また、これらの計算結果を実験結果と比較してそれらの妥当性を検証することにより、開発した拡張 CADMAS-SURF/3D を任意の波浪場および船舶形状に適用できる新たな係留船舶動揺解析モデルとして提案した。さらに、多方向不規則波が作用する実際の離島岸壁に係留された中・小型船舶の動揺特性を解析的に示し、実務レベルで適用できる汎用性の高い計算モデルであることを示した。

キーワード：係留船舶動揺，多方向不規則波，CADMAS-SURF/3D，ブシネスクモデル，単一成分波理論，港内静穏度

* 日本大学理工学部 海洋建築工学科 助教
元・海洋研究領域 波浪研究グループ 研究官（平成30年3月まで在職）

** 海洋研究領域 波浪研究グループ グループ長

Development of Analysis Method of Moored Ship Motion in 3D Fluid Field

Yasuhiro AIDA*

Katsuya HIRAYAMA**

Synopsis

For example, on the quay of a remote island facing to the ocean without offshore breakwaters, it is necessary to deal with a multidirectional irregular wave field excelling in nonlinearity in order to obtain the amount of fluctuation of moored ship. By the way, in the analysis of the mooring motion of a moored ship in a conventional harbor, the fluid force acting on the ship is treated as a frequency response function, and it is time evolutionally solved after considering the nonlinear external forces of the fender and the mooring cable. In that case, generally the response of the vessel in the linear unidirectional irregular wave is solved and the cross-sectional shape of the hull is approximated by a function that satisfies the vessel specifications. On the other hand, the method to directly calculate the fluid force acting on a ship by three-dimensional fluid field analysis is capable of reproducing a wave field with a high nonlinearity, and it is not necessary to approximate the shape of the vessel by a function, but its application have been usually studied only in two-dimensional cross section and unidirectional waves. Therefore in this study, we propose a new method to simulate a moored floating body fluctuation in three-dimensional fluid field by using CADMAS-SURF/3D, whose functions are expanded with both generating nonlinearity of multi-directional irregular waves and realizing mooring analysis of mooring vessels of arbitrary shape.

At first, we show that we can realize multi-directional irregular wave generation in CADMAS-SURF/3D with practical enough accuracy by comparing the time series waveform, wave statistics, directional spectrum at the same point calculated by NOWT-PARI and CADMAS-SURF/3D, respectively. Next, CADMAS-SURF/3D is expanded so as to handle the motion of the ship, and the amount of mooring and mooring cable tension of the moored ship in one-way irregular wave and multidirectional irregular wave are calculated. Moreover, by comparing these calculation results with experimental results to verify their validity, a new moored ship fluctuation analysis model applying the expanded CADMAS-SURF / 3D to deal with arbitrary wave field and ship shape is proposed. Finally, we analyze a medium-size ship motion anchored to an actual quay in a remote island surrounded by multi-directional irregular waves.

Key Words: motions of moored ship, multi directional irregular waves, CADMAS-SURF/3D, Boussinesq model, Single-component wave approximation, calmness of harbor

* Research associate, Department of Oceanic Architecture and Engineering, College of Science and Technology, Nihon University

** Head, Wave Group, Coastal and Ocean Engineering Research Division, Port and Airport Research Institute

目 次

要 旨	3
1. はじめに	7
2. NOWT-PARIとCADMAS-SURF/3Dの片方向接続	7
2.1 単一成分波理論の平面波浪場への拡張	7
2.2 CADMAS-SURF/3Dにおける多方向波の造波	8
2.3 多方向波の片方向接続に関する試計算	9
3. 係留船舶の三次元動揺解析	17
3.1 CADMAS-SURF/3Dにおける船舶のモデル化	17
3.2 CADMAS-SURF/3Dにおける係留条件のモデル化	20
3.3 係留船舶動揺の再現計算	20
3.4 実海域を対象とした試計算	35
4. まとめ	36
5. おわりに	37
参考文献	37
記号表	38

1. はじめに

例えば、沖合に防波堤を持たない外洋に面した離島港湾の岸壁では、係留船舶の動揺量を求めるために、非線形性の卓越する多方向不規則波浪場を取り扱う必要がある。しかしながら、現在広く用いられている港湾における係留船舶の動揺解析(上田・白石, 1983)では、船舶に作用する流体力は周波数応答関数として扱われ、防舷材や係留索の非線形外力を考慮したのちに時間発展的に解かれる。その際、一般的には線形な一方向不規則波中の船舶の応答が解かれ、船型の断面形状は船舶諸元を満足するような関数によって近似される。一方で、三次元流体場解析により船舶に作用する流体力を直接算定する手法(例えば、川崎, 2009; 米山・田中, 2013)では、非線形性の強い波浪場を再現可能であり、しかも船舶の形状を関数で近似する必要がないものの、その適用事例の多くが断面二次元や一方向波中での検討に留まっているのが現状である。すなわち、非線形性が卓越する浅海域での多方向不規則波浪場中の船舶動揺解析が可能な三次元計算モデルは筆者の知る限り見当たらない。

そこで、本稿では、三次元流体解析法の1つであるCADMAS-SURF/3D(財団法人沿岸技術研究センター, 2010)を以下の通り拡張することにより、浅海域での多方向不規則波浪場において船舶動揺解析が可能な三次元動揺解析モデルを開発することを目的とした。まず、CADMAS-SURF/3Dにおいて多方向不規則波の造波を実現するために、断面水路での適用を想定した単一成分波理論(平山・中村, 2015)を平面波浪場に拡張し、NOWT-PARIからCADMAS-SURF/3Dへの片方向接続計算を実施して、その適用性を検証した。次に、CADMAS-SURF/3Dに対して適用可能な係留船舶動揺解析モデルを開発し、一様水深場を伝播する一方向および多方向不規則波浪場での係留船舶の動揺シミュレーションを実施し、実験結果との比較を通じてその適用性を検証した。さらに、外洋に面した離島岸壁に離岸係留された貨客船を対象に動揺解析を行い、動揺量や係留力を実務レベルで算定できることを示した。

2. NOWT-PARIとCADMAS-SURF/3Dの片方向接続計算

2.1 単一成分波理論の平面波浪場への拡張

(1) 単一成分波理論の概要

平山・中村(2015)により提案された単一成分波理論は、水位と代表流速から非線形分散関係式を用いて相対水深を推定したのちに、各時刻でのアーセル数に応じて適切

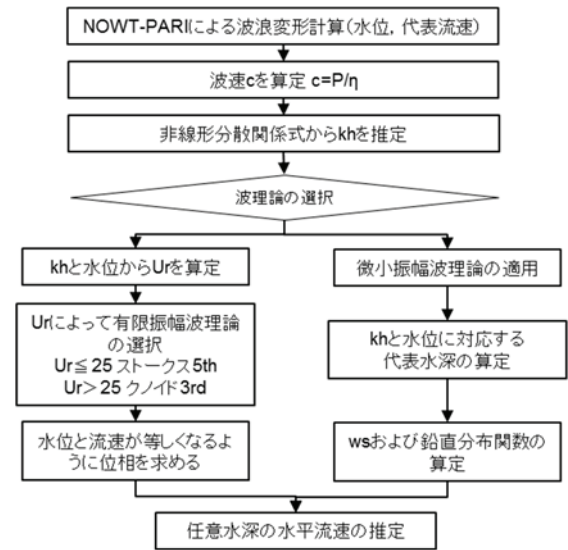


図-1 単一成分波理論における水平流速の鉛直分布の算定フロー

な有限振幅波理論を選択することで水平流速の鉛直分布を推定する手法である。単一成分波理論による水平流速の鉛直分布の算定フローを図-1に示す。ここで、 P : 流量フラックス、 η : 水位、 k : 波数、 h : 静水深、 U_r : アーセル数、 w_s : 静水面における流速とする。また、このとき用いる非線形分散関係式を式(1)に示す。ここで、 B : 分散項の補正係数、 $B = 1/15$ (Madsen and Sorensen, 1992)、 g : 重力加速度とする。彼らは、NOWT-PARIで出力された時系列波形に対してこの手法を適用して造波マトリクスデータを作成することにより、CADMAS-SURF/2Dとの片方向接続計算を実現した。さらに、平面波浪場への拡張法にも一部触れているが、計算例は断面水路における一方向不規則波形のリアルタイム接続に留まっており、多方向波の接続計算手法を具体的に示し、その適用性を示すまでには至っていない。

$$\frac{c}{c_0} = \sqrt{\frac{1 + 3B(kh)^2 + \varepsilon}{1 + \left(B + \frac{2}{3}\right)(kh)^2 - \frac{\varepsilon}{1 + \varepsilon}}} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon &= \eta/h \\ \text{ここで、} \quad c_0 &= \sqrt{gh} \\ c &= P/\eta \end{aligned}$$

(2) 単一成分波理論による多方向波の造波

一方向不規則波の場合、NOWT-PARIで計算される有意な代表流速は水平1成分であり、各成分波の波向はすべて波の進行方向と一致する。一方、多方向波では、水平2成

分の代表流速から各成分波の波向を決定する必要がある。しかし、そのためには例えば水位変動を含めた方向スペクトル解析を実施する必要があり、この場合、波形のリアルタイム接続計算の実施は極めて困難である。

そこで、本研究では、水平2成分からなる各時刻の代表流速ベクトルの向きがその時刻での多方向波の波向であるとともに、これらを時間積分したものは多方向波の波向分布を近似的に表現していると仮定して、その波向に対して単一成分波理論をその都度適用することとした。すなわち、NOWT-PARIで算定される水平2成分の代表流速からなる代表流速ベクトル R の向きをその地点・時刻の波向 θ としたとき、鉛直分布する水平流速の向きはすべてこの波向に一致すると仮定した。この場合、代表流速 $|R|$ に対し単一成分波理論を適用して得られる、 $|R|$ に対する水平流速の鉛直分布 R_i を波向 θ に対してベクトル分解することにより、 x, y 方向の流速成分の鉛直分布 U_i, V_i はそれぞれ式(2),(3)で推定できる。

ここで、 $U_i(z, t), V_i(z, t)$ の下付き添字はそれぞれ x, y 方向の格子番号を意味する。

$$U_i(z, t) = |R_i| \cos \theta \quad (2)$$

$$V_i(z, t) = |R_i| \sin \theta \quad (3)$$

2.2 CADMAS-SURF/3Dにおける多方向波の造波

(1) CADMAS-SURF/3Dにおける現行の造波方法

CADMAS-SURF/3Dでは、造波境界に対し垂直及び斜めに入射する規則波の造波ソースと、垂直に入射する不規則波の造波ソースを利用できる。ここで、斜めに入射する規則波の場合、垂線からの角度に応じ、造波境界上に配置された隣り合う造波ソース間で造波すべき波の位相が違ふ。CADMAS-SURF/3Dでは、各造波格子が造波すべき波の位相をプログラム内部で計算し、ユーザーが選択した波理論に応じた鉛直方向の流速分布を与えることで斜波を実現している。一方、不規則波を構成する複数の成分波毎にこのような位相差を考慮する機能は備えていない。そこで、垂直に入射する不規則波は、計算領域内にX軸もしくはY軸に平行な造波境界を設定し、その各造波格子に対して、外部ファイル(以降マトリクスファイルと呼称する)で定義された時系列の水位または流速、もしくはこれら両方を空間的、時間的に補間して与えることで造波する。この際、造波境界に対して設定できるマトリクスファイルは1種類のみであり、平面空間上で任意の位置にマトリクスファイルを設定することはできない。それゆえ、不規則波の場合、斜波を造波するために考慮すべき格子の相対位置による波位相の違いや、それらの重ね合

わせで表現される多方向波を造波することはできない。

(2) 多方向波を対象とした造波方法の改良

CADMAS-SURF/3Dにおいて多方向不規則波の造波を実現するためには、 x 方向(岸沖方向)だけでなく y 方向(沿岸方向)の水平流速の鉛直分布も同時に与えられる必要がある。そこで、本研究では、現行モデルにおいては x 方向への造波を想定し、 y 軸に沿って配置されているソース造波境界を y 方向への造波にも対応できるように、次のように拡張した。また、計算領域内に多方向不規則波の有効造波領域を効率的に創出できるように、ソース造波境界を x 軸に沿って配置する機能も合わせて追加した。

まず、NOWT-PARIとの片方向接続が想定される多方向不規則波の造波境界の各位置では、各時刻の水位と代表流速が異なるため、2.1節のように作成される造波マトリクスデータ(水位および水平2成分の代表流速の鉛直分布の時系列データ)は共通ではない。そのため、複数の造波マトリクスデータを空間的に分布させ、各格子に同時に与えることができるよう、CADMAS-SURF/3Dの造波境界を修正した。

次に、造波マトリクスにより新たに与えられる、造波境界に対し接線方向の水平流速の鉛直分布も造波境界条件として考慮するために、従来の法線方向に加えて接線方向の湧き出し流速も計算し、CADMAS-SURF/3Dに与えることにした。

ここで、式(4)に示すように、湧き出し強さ q は、各成分の湧き出し流速 U^*, V^* から式(5)、(6)で算定される強さ q_u, q_v の単純な合計とした。なお、 $\Delta x_s, \Delta y_s$ は x, y 方向の格子間隔、 α は湧き出しの拡がる方向に依存する係数である。

ただし、 x, y 方向に造波するいずれの接続境界とも、接線方向の湧き出し流速に関しては、隣接する両側の格子の湧き出し流速をそれぞれ減じることで、多方向波造波時における湧きだし過多を防止した。 x 方向に造波する際の湧き出し流速を式(7)に、 y 方向を式(8)に示す。

図-2には、 y 方向に造波する場合を例に取り、多方向不規則波造波時の湧き出し流速の関係を示す。なお、係数 α は、接線方向成分に対しても法線方向成分と同様、 $\alpha=2.0$ とした。

$$q(z, t) = q_u(z, t) + q_v(z, t) \quad (4)$$

$$q_u(z, t) = \frac{U^*(z, t)}{\Delta x_s} \quad (5)$$

$$q_v(z, t) = \frac{V^*(z, t)}{\Delta y_s} \quad (6)$$

$$\begin{cases} U^*(z, t) = \alpha U_i(z, t) \\ V^*(z, t) = \alpha \left[V_j(z, t) - \frac{V_{j-1}(z, t) + V_{j+1}(z, t)}{2} \right] \end{cases} \quad (7)$$

$$\begin{cases} U^*(z, t) = \alpha \left[U_i(z, t) - \frac{U_{i-1}(z, t) + U_{i+1}(z, t)}{2} \right] \\ V^*(z, t) = \alpha V_j(z, t) \end{cases} \quad (8)$$

2.3 多方向波の片方向接続に関する試算

(1) 計算条件

前節までに述べた手法を用い、一様水深場を対象として、多方向不規則波に対するNOWT-PARIとCADMAS-SURF/3Dの接続計算を実施した。この計算フローを図-3に示す。CADMAS-SURF/3Dの造波境界では、NOWT-PARIの接続位置での水位および代表流速から単一成分波理論によって計算されたそれぞれの格子での水平流速の鉛直分布を、造波マトリクスファイルとして空間的に分布させて与えた。また、計算領域の外側で無反射境界を実現するために、NOWT-PARIでは入射波長と同じ長さ、CADMAS-SURF/3Dでは入射波長の2倍の長さのエネルギー減衰帯をそれぞれ設置した。これらの計算領域を水位・水平流速変動の代表出力点配置とともに図-4に示す。な

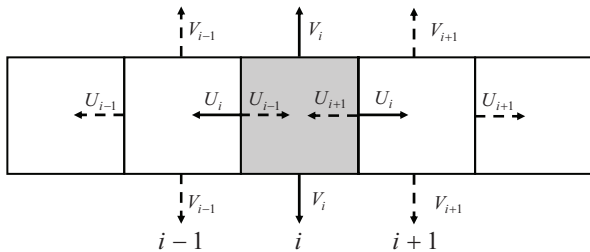


図-2 造波用流速と湧き出し流速の関係

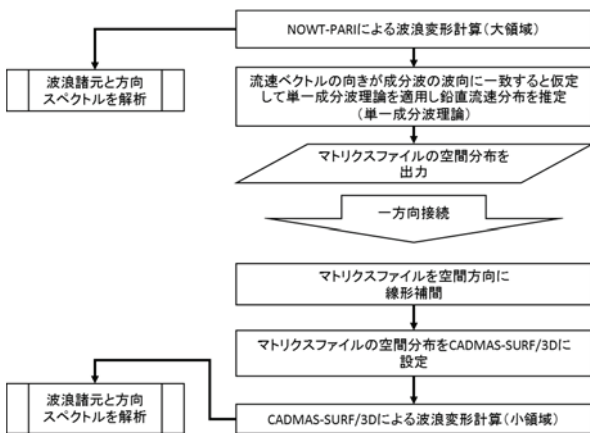


図-3 NOWT-PARI と CADMAS-SURF/3D の接続計算フロー

お、ここで設定した接続境界では式(8)は用いず、 x 方向のみに沖から岸に向かって造波するものとし、造波マトリクスを設定する接続境界の両端はCADMAS-SURF/3Dの計算領域外となる減衰帯内部にも設定した。この結果、造波マトリクスを設定したNOWT-PARIの格子数は151箇所となった。ただし、減衰帯内部の造波マトリクスには、最も近い計算領域の造波マトリクスと同じ鉛直方向流速分布を与えることとした。一方、造波マトリクスの時間間隔は、NOWT-PARIにおける差分時間間隔に対し10倍粗く設定した。これは、単一成分波理論によって作成されるそれぞれの造波マトリクスファイルは、CADMAS-SURF/3Dの鉛直格子数(58格子)×タイムステップ数のレコードを有しており、接続計算を行うために必要なデータ量が造波境界全体で膨大になることを避けるためである。なお、これらを造波する際には、CADMAS-SURF/3Dに予め実装されている機能により、水位及び流速分布が時間方向に補間される。

また、実用に供する現実的な接続計算を意識し、NOWT-PARIの粗い計算格子からCADMAS-SURF/3Dの細かな計算格子へと接続する計算に対応できるように、NOWT-PARIで出力された造波マトリクスファイルをCADMAS-SURF/3Dの造波境界に合わせて空間的に線形補間する機能を新たに設けた。なお、対象とするシミュレーション時間は、NOWT-PARI, CADMAS-SURF/3Dともに約200波とした。これらの計算ケースを表-1示す。ここで、表中の括弧書きの数値はCADMAS-SURF/3Dである。

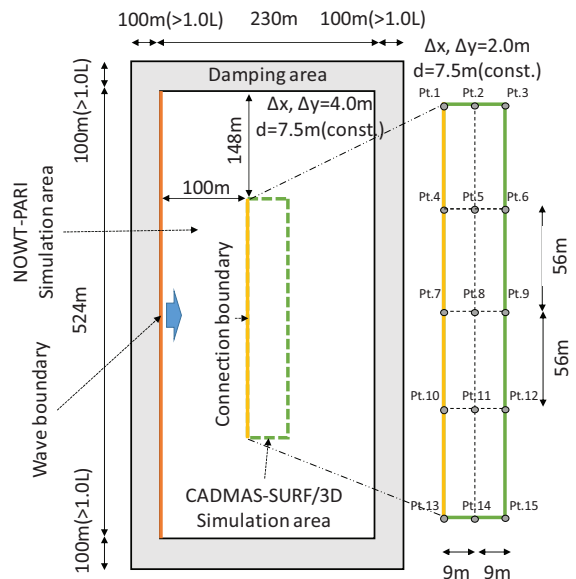


図-4 NOWT-PARI と CADMAS-SURF/3D の計算領域

表-1 NOWT-PARI と CADMAS-SURF/3D の計算条件

NOWT-PARI (CADMAS-SURF/3D)	Δt (s)	スペクトル	成分波数	S_{max}	H_0 (m)	T_0 (s)	シミュレーション 時間	$\Delta x,$ Δy (m)	マトリクス 出力時間間隔 (s)	水深(m)
Case01	0.02	修正BM	512	10	1.0	8.0	200波	4.0 (2.0)	0.2	7.5
Case01a								2.0	0.08	
Case01b-1									0.8	
Case01b-2										
Case02						10.0				
Case03						12.0				
Case04						8.0		4.0 (2.0)	0.2	
Case05				25		10.0				
Case06						12.0				
Case07						8.0				
Case08				75		10.0				
Case09						12.0				

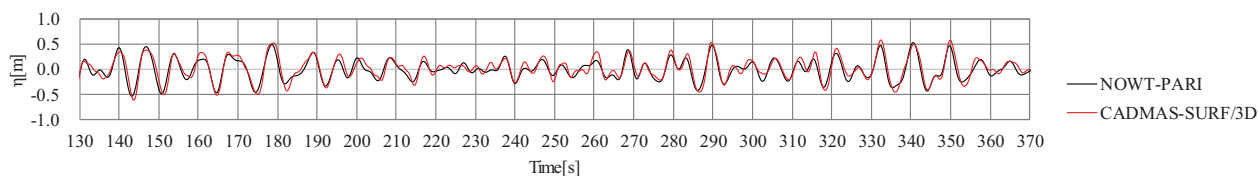


図-5 時系列波形の比較 (Case01 : $T_0=8.0s$, $S_{max}=10$)

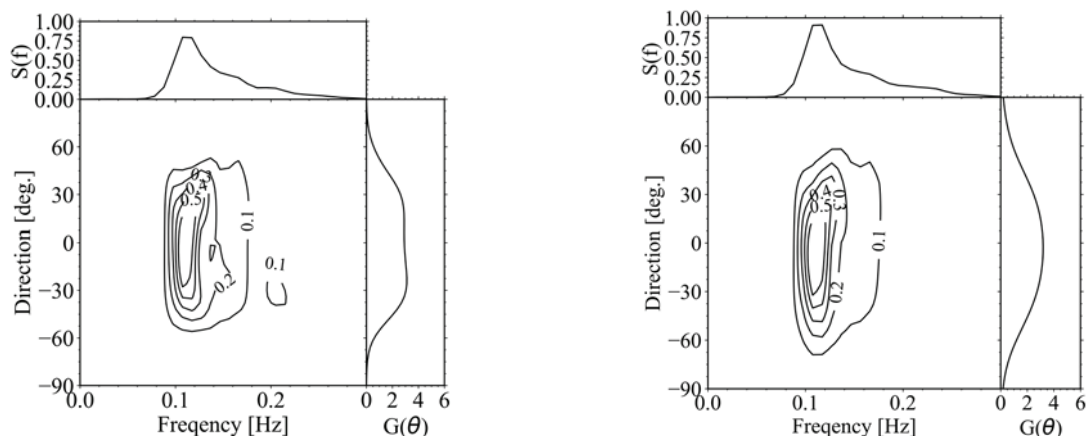


図-6 方向スペクトルの比較 左 : NOWT-PARI 右 CADMAS-SURF/3D (Case01 : $T_0=8.0s$, $S_{max}=10$)

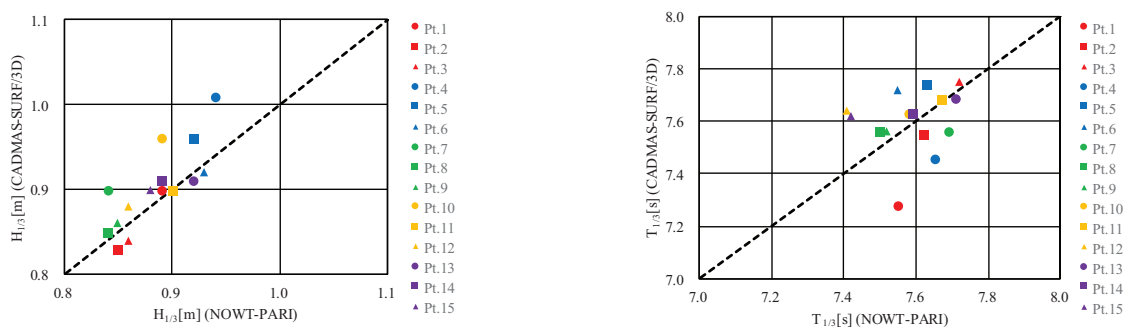


図-7 地点毎の比較 左 : 有義波高 右 : 有義波周期 (Case01 : $T_0=8.0s$, $S_{max}=10$)

対象とした多方向不規則波の諸元は有義波周期 T_0 または方向集中度 S_{max} が異なる9種類とし、接続計算に用いる同じ差分条件（差分時間間隔： $\Delta t=0.02s$ ，空間格子間隔： $\Delta x=\Delta y=4.0m$ (NOWT-PARI), $2.0m$ (CADMAS-SURF/3D)) に対し、波浪諸元が接続計算の精度に与える影響を調べた。また、このうちCase01 ($T_0=8.0s$, $S_{max}=10$) を対象として、接続計算における空間解像度、時間解像度の影響を調べた。すなわち、Case01aでは、NOWT-PARIの空間格子間隔を $\Delta x=\Delta y=2.0m$ としてCADMAS-SURF/3Dの空間格子間隔と一致させることにより、造波マトリクスの空間補間を不要とした。一方、Case01b-1及びCase01b-2では、差分時間間隔 ($\Delta t=0.02s$) はそのままに、造波マトリクスの出力時間間隔をCASE01 ($0.2s$) に比べ細かく ($0.08s$) または粗く ($0.8s$) 設定した。

(2) 計算結果

a) 基本ケース (Case01) における多方向波の計算特性

図-5には例として、Case01 ($T_0=8.0s$, $S_{max}=10$) の多方向不規則波に対し、接続境界の中央 (Pt.7) で出力されたNOWT-PARIとCADMAS-SURF/3Dの水位の時系列波形を比較して示す。CADMAS-SURF/3DはNOWT-PARIに比べて波峰でやや過大、波の谷でやや過小になる傾向が見られるものの、両者は良く一致している。また、波位相は、短周期波成分が顕著に表れる時間帯を除いて良く一致しているが、CADMAS-SURF/3DはNOWT-PARIに比べやや遅れる傾向がみられる。

また、図-6には、図-5と同様に得られたNOWT-PARIとCADMAS-SURF/3Dの方向スペクトルを比較して示す。各

図の上段には周波数スペクトルを、右側には方向分布をあわせて示す。両者の方向スペクトルの形状は非常に良く一致している。また、周波数スペクトルの形状も良く一致しているが、エネルギー密度の大きさはNOWT-PARIに比べてCADMAS-SURF/3Dがやや過大となっている。一方、方向分布は NOWT-PARIに比べてCADMAS-SURF/3Dがやや幅広な形状であった。

図-7には、各計測地点における有義波高値と有義波周期の比較を示す。図中のプロットは、造波境界から法線方向に丸、四角、三角の順番で、造波境界の接線方向に色を変えて示す。有義波高値は、Pt.4, Pt.7, Pt.10などでCADMAS-SURF/3Dがやや過大であるものの、全体的にCADMAS-SURF/3DとNOWT-PARIはよく一致している。NOWT-PARIでは、Pt.1からPt.15までのすべての計測点が有効造波領域内にあるのに対して、CADMAS-SURF/3DではPt.2,Pt.3,Pt.14,Pt.15は、減衰帯内に設定した造波境界の影響で波高が低くなると考えられる。しかし、地点毎の有義波高の計測結果からは、この影響はほぼ確認できなかった。また、この傾向は有義波周期についても同様に見られ、各計測地点でCADMAS-SURF/3DとNOWT-PARIはよく一致している。

b) 接続計算における空間補間の影響

図-8にCase01とCase01aのPt.7における造波直後の時系列波形の比較を示す。210sや250s付近での短周期波成分が顕著に表れる時間帯での水面変動量には違いは見られるものの、190s付近までにみられるような有義波周期に近い水面変動では、両者はおおむね一致している。また、水面

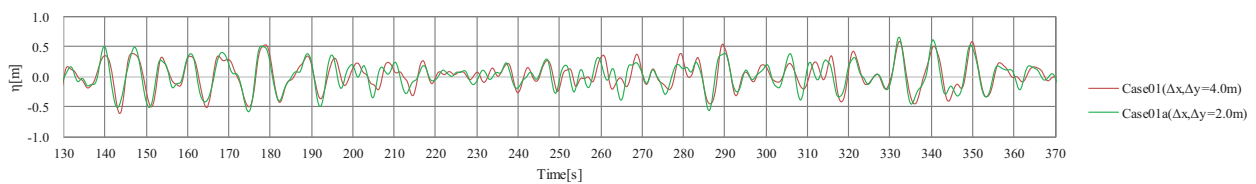


図-8 時系列波形の比較 (Case01&Case01a)

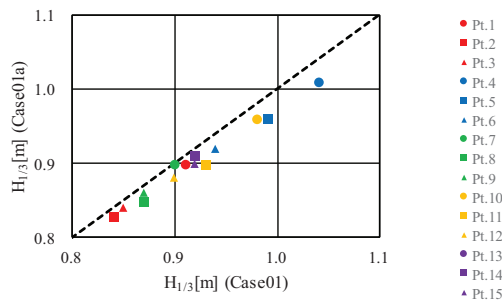


図-9 有義波高の比較 (Case01&Case01a)

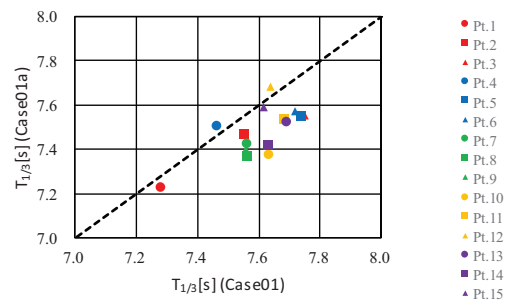


図-10 有義波周期の比較 (Case01&Case01a)

変動量と同様に、短周期波成分が顕著に表れる時間帯付近を除いて波位相も一致している。次に、Case01とCase01aで得られた統計量について、図-9に有義波高、図-10に有義波周期を示す。造波マトリクス空間補間を要するCase01は、空間補間を要さないCase01aと比較して、目標値に比べ多少高い有義波高であったが、両者は良く一致しており、顕著な違いは見られなかった。有義波周期に関しても同様に、Case01はCase01aと比較して、目標値に比べ多少長い有義波周期だけれども、両者は良く一致している。したがって、空間補間を実施しないほうがより高精度にNOWT-PARIとの接続計算ができていると考えられるが、その差は大きくとも有義波高、有義波周期で数%程度と無視できる程度である。なお、計測位置による有義波高、有義波周期の特段の傾向は確認できなかった。

これらのことから、NOWT-PARIとCADMAS-SURF/3Dの多方向不規則波の片方向接続計算において、NOWT-PARIとCADMAS-SURF/3Dの格子間隔の比を少なくとも2:1とした場合には、CADMAS-SURF/3Dで造波した波の有義波高、有義波周期に大きな差が見られないことが確認された。

c) 接続計算における時間補間の影響

図-11と図-12にCase01とCase01b（Case01b-1及びCase01b-2）のPt.7における造波直後の時系列波形の比較を示す。Case01に比べ、出力時間間隔を2/5倍に（細かく）したCase01b-1では、210s付近での短周期波成分が顕著に表れる時間帯での水面変動量には違いは見られるものの、その差は極めて小さい。なお、この時間帯の波周期は3秒程度であり、Case01の造波マトリクスの出力時間点数（時間方向分解能）は、この波周期に対しておよそ15点である（Case01b-1では約38点、Case01b-2では4点）。なお、それ

以外の時間帯における両者の水面変動量は、波位相も含めてほぼ完全に一致している。一方で、出力時間間隔を4倍に（粗く）したCase01b-2は、波峰、波谷で水面変動量が過大に計算されており、210s付近の短周期波成分が顕著に表れる時間帯においてもその差は大きい。

次に、Case01とCase01b-1で得られた統計量について、図-13に有義波高、図-14に有義波周期を示す。造波マトリクスの時間方向分解能を高めたCase01b-1では、Case01と比較して、同程度の有義波高であった。また、有義波周期は、Case01との比較において多少のばらつきはあるものの、さほど大きな違いはみられない。

さらに、Case01とCase01b-2で得られた統計量について、図-15に有義波高、図-16に有義波周期を示す。造波マトリクスの時間方向分解能が低いCase01b-2では、Case01と比較して、有義波高は明らかに過小であり、両者は一致していない。有義波周期は、Case01との比較において、多少のばらつきがあるもののさほど大きな違いはみられない。

これらのことから、NOWT-PARIとCADMAS-SURF/3Dの多方向不規則波の片方向接続計算において、造波マトリクスの時間方向分解能は、有義波周期の1/10（0.8s、Case01-b2）では不十分であることが確認されたが、少なくとも有義波周期の1/40（0.2s、Case01）程度を確保すれば、CADMAS-SURF/3Dで造波した波の有義波高、有義波周期とNOWT-PARIの有義波高、有義波周期との間に大きな差が見られないことが確認された。

d) 方向集中度・波周期の違いによる影響

図-17～図-24にCase02～Case09のPt.7におけるNOWT-PARIとCADMAS-SURF/3Dの造波直後の時系列水面変動量の比較を示す。Case01を含めたすべてのケースで、CADMAS-SURF/3DはNOWT-PARIに比べて波峰でやや過

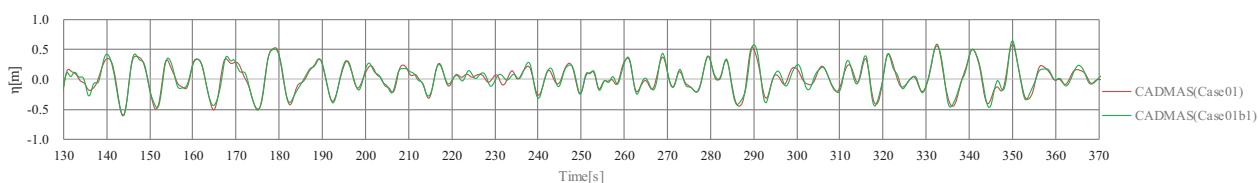


図-11 時系列波形の比較 (Case01&Case01b1)

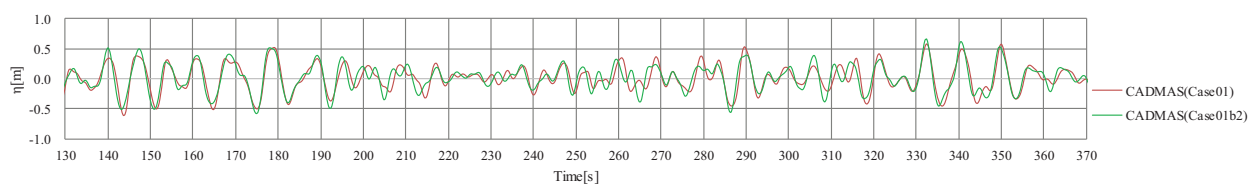


図-12 時系列波形の比較 (Case01&Case01b2)

大、波の谷でやや過小になる傾向が見られるものの、両者は良く一致している。また、波位相は、短周期波成分が顕著に表れる時間帯を除いて良く一致しているが、CADMAS-SURF/3DはNOWT-PARIに比べやや遅れる傾向がみられる。波周期の変化、および方向集中度の違いによる水面変動量への影響は、時系列波形からは読み取れなかった。

図-25～図-32にCase01～09のPt.7におけるNOWT-PARIとCADMAS-SURF/3Dの方向スペクトルの比較を示す。方向スペクトルの上段には周波数スペクトルを、右側には方向分布をあわせて示す。すべてのケースで、NOWT-PARIとCADMAS-SURF/3Dの方向スペクトルの形状は非常に良く一致している。Smaxが大きくなるにしたがって方向分布が急峻になり、一方向性が高くなる様子を良く再現できているが、特に方向集中度が低い場合に、エネルギーの立ち上がり角度に差が見られ、NOWT-PARIに比べてCADMAS-SURF/3Dがやや幅広な方向分布である。特に図-26では、NOWT-PARIの結果に比べ、CADMAS-SURF/3Dの方向分布がやや扁平になり2山に近づいていることがわかる。周期毎に比較してみると、周期が長くなるにしたがって、方向分布のピーク値が大きくなる傾向が確認できる。これらのことから、本稿で示した造波手法は、造波境界に対して角度が大きい造波をする場合の波エネルギーを、やや高く算定する傾向があると考えられる。

図-33～図-38にそれぞれ、Case01～03 ($S_{max}=10$), Case04～06 ($S_{max}=25$), Case07～09 ($S_{max}=75$) の、CADMAS-SURF/3Dにより算定されたPt.4～Pt.12での有義波高および有義波周期を、NOWT-PARIの各波浪諸元に対して整理したものを示す。ここで、図の縦軸は有義波高比または有義波周期比、横軸はNOWT-PARIの各波浪諸元に対するアーセル数である。全体的に、CADMAS-SURF/3Dで算定された有義波高はNOWT-PARIに対し最大7～8%程度過大であるが、アーセル数が増加し波の非線形性が強くなるに従い、その差は小さくなる傾向にある。また、 S_{max} の違いでみると、図-33のように方向集中度が低いケースでは、有義波高のばらつきが大きくなるのに対し、図-37のように一方向性の強いケースでは、逆にばらつきが小さくなる傾向にある。一方で、すべてのケースにおいて有義波周期は、CADMAS-SURF/3DはNOWT-PARIと比べて最大で±3%程度の幅はあるものの、ほぼ同じ値を示しており、アーセル数の変化による有義波周期の変化傾向は確認できなかった。方向集中度が高くなるに従って、有義波周期のばらつきは小さくなる傾向が確認できる。

これらのことから、本稿で示した造波手法は、多方向不規則波浪場を比較的良好に再現可能であり、適当な差分条件において適切に空間・時間補間を実施すれば、多方向不規則波を造波したNOWT-PARIからCADMAS-SURF/3Dへの片方向接続計算が可能になったといえる。

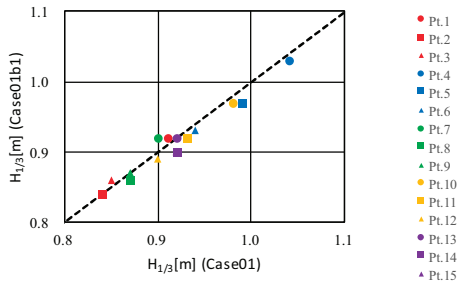


図-13 有義波高の比較 (Case01&Case01b1)

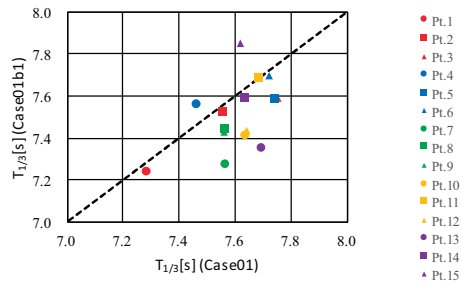


図-14 有義波周期の比較 (Case01&Case01b1)

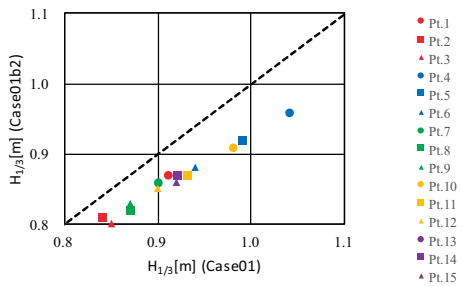


図-15 有義波高の比較 (Case01&Case01b2)

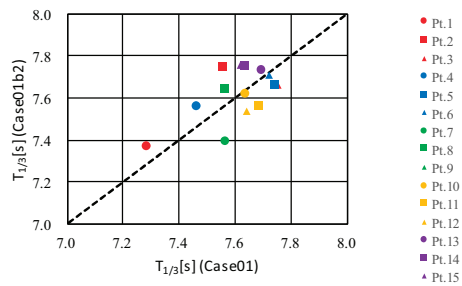


図-16 有義波周期の比較 (Case01&Case01b2)

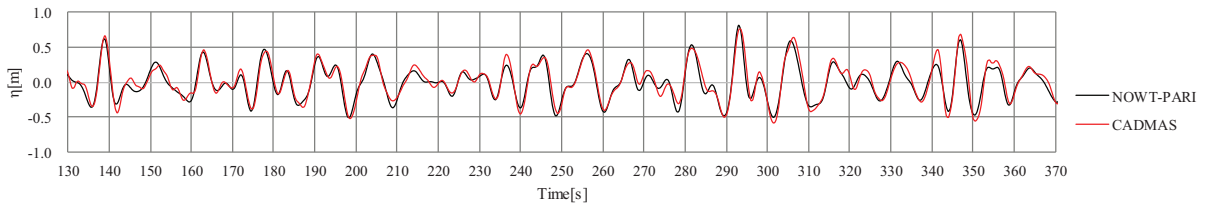


図-17 時系列波形の比較 (Case02) ($T_0=10s$ $S_{max}=10$)

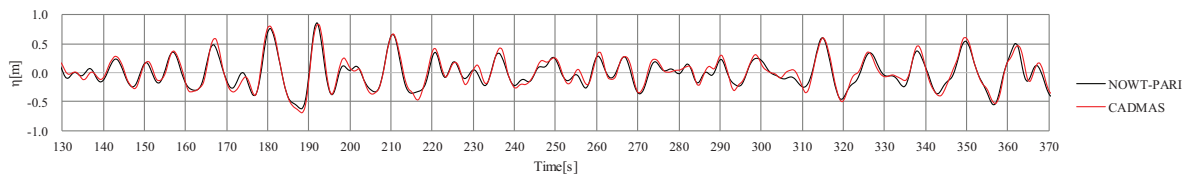


図-18 時系列波形の比較 (Case03) ($T_0=12.0s$, $S_{max}=10$)

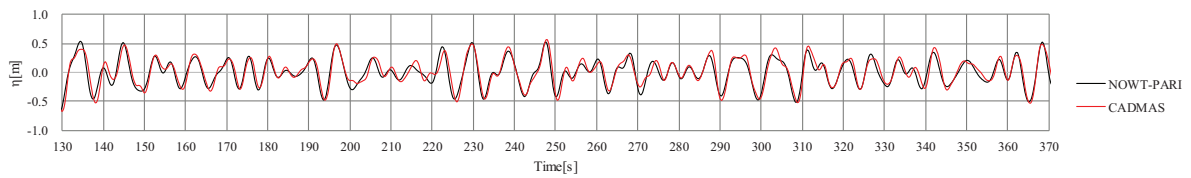


図-19 時系列波形の比較 (Case04) ($T_0=8.0s$, $S_{max}=25$)

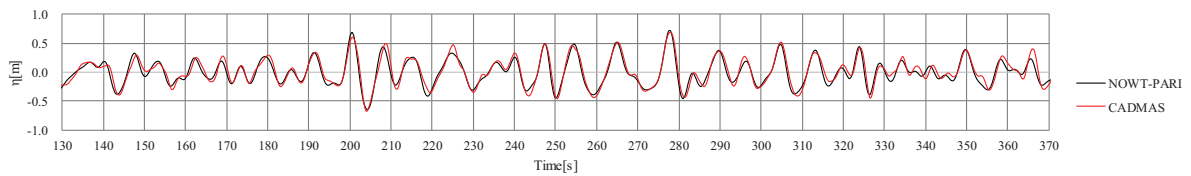


図-20 時系列波形の比較 (Case05) ($T_0=10.0s$, $S_{max}=25$)

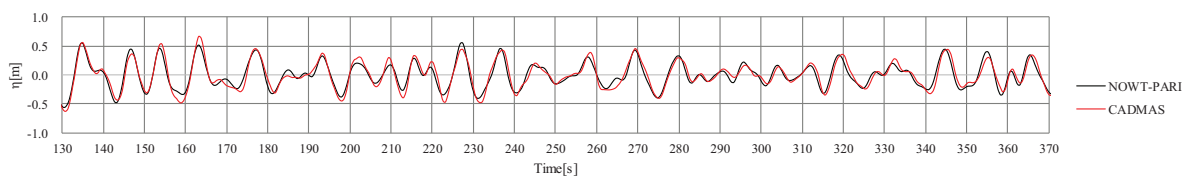


図-21 時系列波形の比較 (Case06) ($T_0=12.0s$, $S_{max}=25$)

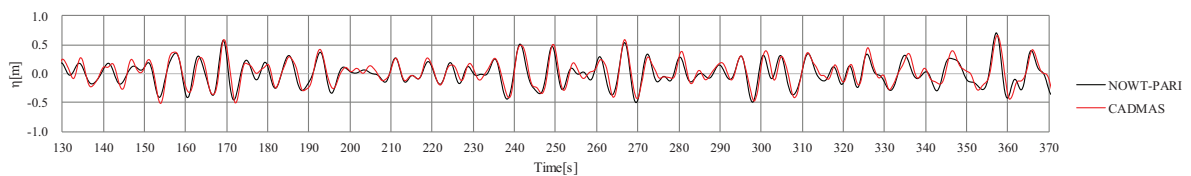


図-22 時系列波形の比較 (Case07) ($T_0=8.0s$, $S_{max}=75$)

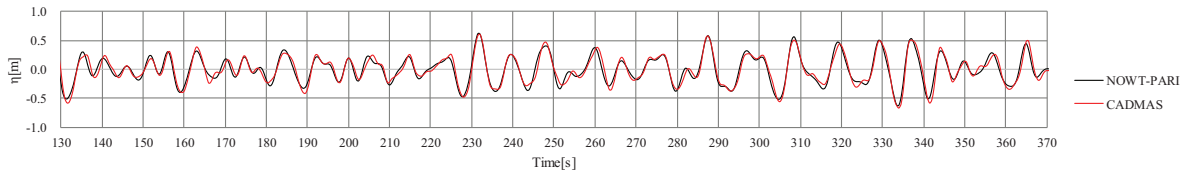


図-23 時系列波形の比較 (Case08) ($T_0=10.0s$, $S_{max}=75$)

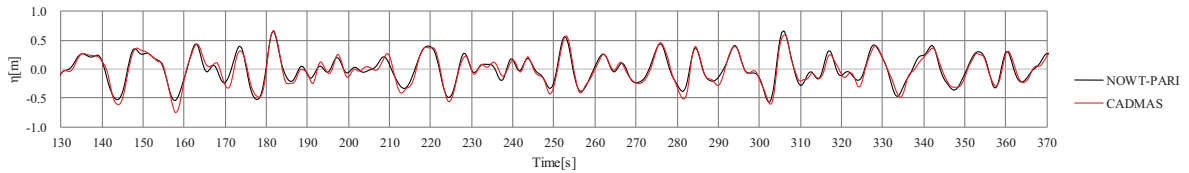


図-24 時系列波形の比較 (Case09) ($T_0=12.0s$, $S_{max}=75$)

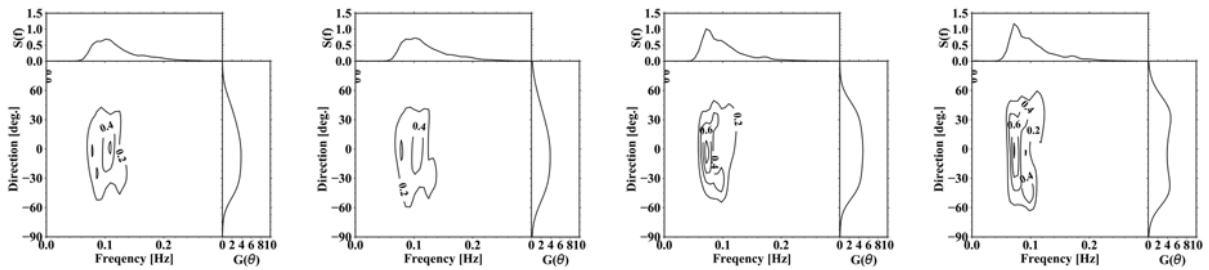


図-25 方向スペクトルの比較 左 : NOWT-PARI
右 CADMAS-SURF/3D (Case02) ($T_0=10.0s$, $S_{max}=10$)

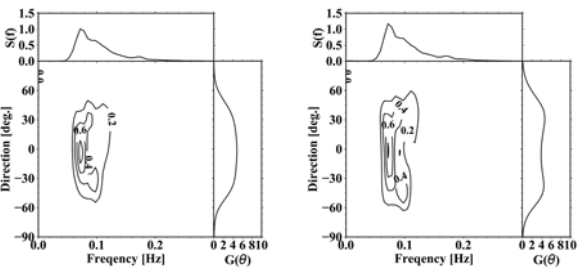


図-26 方向スペクトルの比較 左 : NOWT-PARI
右 CADMAS-SURF/3D (Case03) ($T_0=12.0s$, $S_{max}=10$)

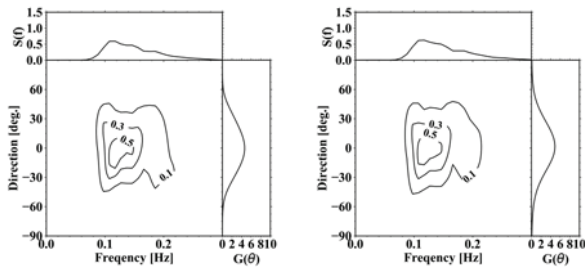


図-27 方向スペクトルの比較 左 : NOWT-PARI
右 CADMAS-SURF/3D (Case04) ($T_0=8.0s$, $S_{max}=25$)

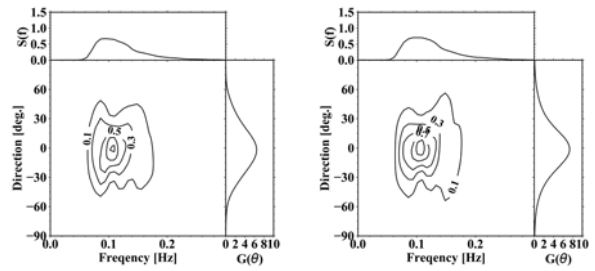


図-28 方向スペクトルの比較 左 : NOWT-PARI
右 CADMAS-SURF/3D (Case05) ($T_0=10.0s$, $S_{max}=25$)

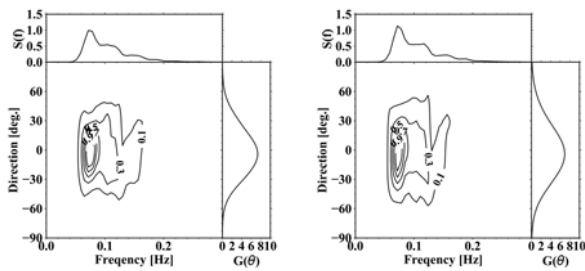


図-29 方向スペクトルの比較 左 : NOWT-PARI
右 CADMAS-SURF/3D (Case06) ($T_0=12.0s$, $S_{max}=25$)

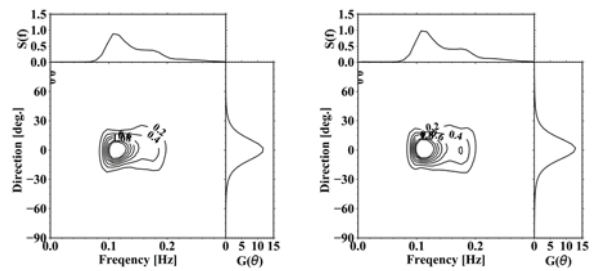


図-30 方向スペクトルの比較 左 : NOWT-PARI
右 CADMAS-SURF/3D (Case07) ($T_0=8.0s$, $S_{max}=75$)

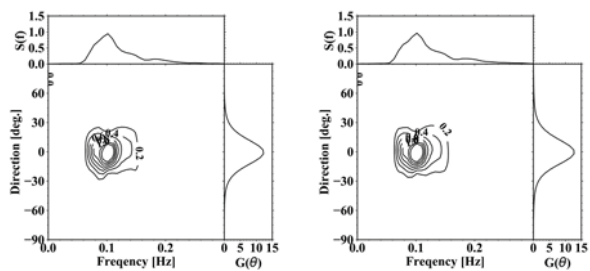


図-31 方向スペクトルの比較 左：NOWT-PARI
右 CADMAS-SURF/3D (Case08) ($T_0=10.0s$, $S_{max}=75$)

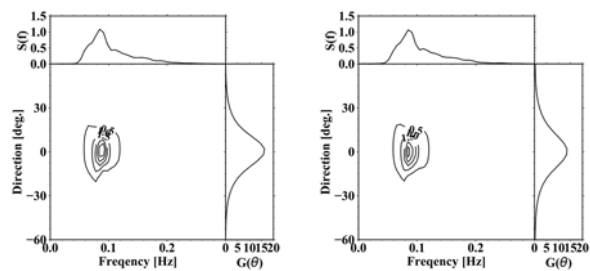


図-32 方向スペクトルの比較 左：NOWT-PARI
右 CADMAS-SURF/3D (Case09) ($T_0=12.0s$, $S_{max}=75$)

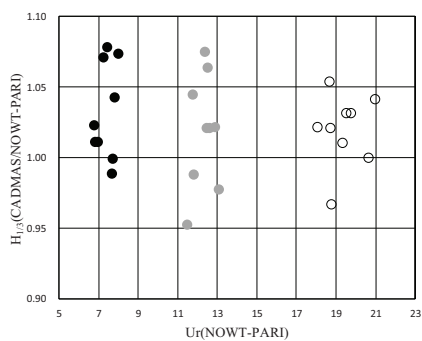


図-33 アーセル数毎の有義波高比較 ($S_{max}=10$)

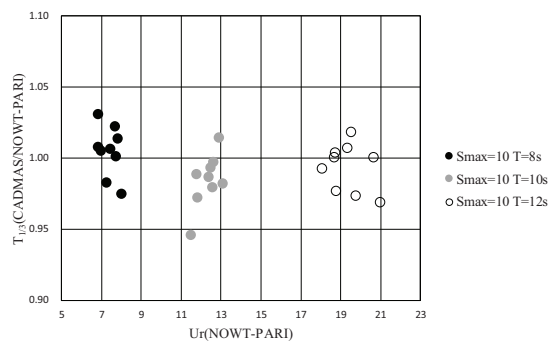


図-34 アーセル数毎の有義波周期比較 ($S_{max}=10$)

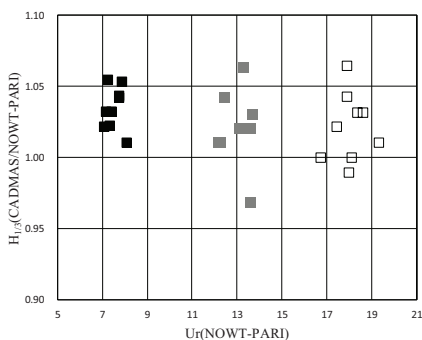


図-35 アーセル数毎の有義波高比較 ($S_{max}=25$)

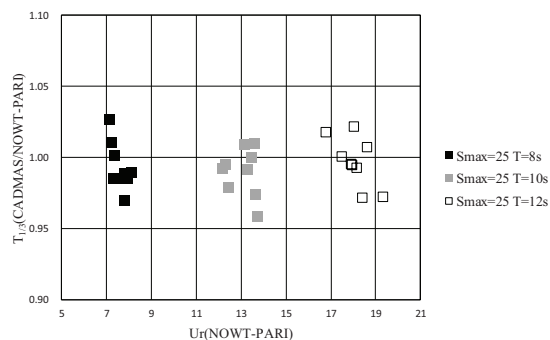


図-36 アーセル数毎の有義波周期比較 ($S_{max}=25$)

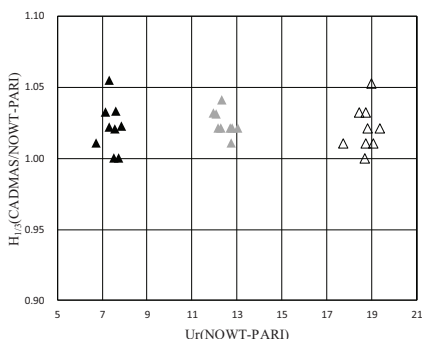


図-37 アーセル数毎の有義波高比較 ($S_{max}=75$)

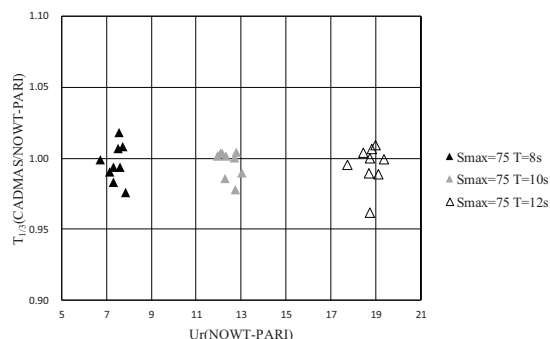


図-38 アーセル数毎の有義波周期比較 ($S_{max}=75$)

3. 係留船舶の三次元動揺解析

3.1 CADMAS-SURF/3D における船舶のモデル化

(1) 船舶動揺計算の手順

CADMAS-SURF/3Dにおいて構造物はポラスモデルにより表現される。すなわち、式(9)の連続式と、式(10)～式(12)に示すN-S方程式において、計算セル内に体積空隙率および面積透過率を適切に定義することで、構造物へ作用する流体力を評価することが可能であり、防波堤や岸壁などの構造物に作用する波力の解析等に利用されている。ここで、 t :時間、 x, y :水平方向座標、 z :鉛直方向座標、 u, v, w : x, y, z 方向の流速成分、 ρ :基準密度、 ρ^* :浮力を考慮する密度、 p :圧力、 ν_e :分子動粘性係数 ν と渦動粘性係数 ν_t の和、 g :重力加速度、 γ_v :空隙率、 $\gamma_x, \gamma_y, \gamma_z$: x, y, z 方向の面積透過率、 $\lambda_v, \lambda_x, \lambda_y, \lambda_z$:構造物から受ける慣性力の効果と空隙率(もしくは面積透過率)の和、 D_x, D_y, D_z :エネルギー減衰帯のための係数、 S_p, S_u, S_v, S_w :造波ソースのためのソース項、 R_x, R_y, R_z :多孔質体からの抵抗力である。

固定構造物の場合、流体が存在しない構造物の内部にある計算セルは体積空隙率が0、構造物の表面でも内部でもない計算セルは体積空隙率が1、構造物表面が所属する計算セルは、計算セルの体積に対する計算セル内の構造物の体積の割合から体積空隙率が定まる。

ところで、この体積空隙率は、計算セルに存在できる流体の割合を定義するものだから、体積空隙率を増減させた場合には計算セルへの流体の流入・流出が起こる。ここで、構造物が計算領域内を移動する場合を考えると、この場合も体積空隙率の決定方法は固定構造物と変わらないが、各計算セルの体積空隙率が時間とともに変化することになる。したがって、体積空隙率の時間変化により、構造物表面の計算セルでは流体が流出・流入し、隣接する計算セルとの空隙率の空間分布によって、その計算セルの圧力が増減する。すなわち、構造物の移動は、計算セルにおける体積空隙率の変化として再現することが可能である。例えば川崎(2006)は、この手法を用いてフラップゲート型構造物の挙動を解析した。この研究を含め一般に、構造物表面を含む計算セルでの圧力を積分して得られる力を外力とし、運動方程式に従い構造物の移動速度を変化させた場合、それは構造物と流体の連成解析になる(例えば、川崎, 2006; 米山・田中, 2013)。

そこで、本研究では、波浪中の船舶動揺を再現するモデルを構築するにあたり、これら先行研究と同様、空隙率の時間変化を利用することとした。このような船舶動揺解析モデルをCADMAS-SURF/3Dに組み込んだ場合の解析

手順を図-39に示す。移動構造物の場合、空隙率が時々刻々と変化するため、各計算ステップですべての計算セルに対して、船体の形状モデルから空隙率の計算を行う必要がある。空隙率計算が終了したのちに、各軸の面積透過率を計算し、CADMAS-SURF/3Dで流体場を計算する。空隙率が設定されている状態での流体場計算が終了した段階で、船舶表面の圧力を積分し、船舶に作用する流体力を求め、運動方程式に従い船体モデルを並進・回転させて次の時間ステップへと進む。構造物と流体は弱連成問題として取り扱う。船体の並進運動方程式を式(13)に、回転運動方程式を式(14)に示す。ここで、 m :船舶質量、 I :慣性モーメントテンソル、 \mathbf{v} :速度ベクトル、 $\boldsymbol{\omega}$:角速度ベクトルとする。なお、後述するように、船体モデルにはSTL(Standard Triangulated Language)で記述された三角形ポリゴンを用いることとした。STLには、形状の情報のみが定義されていることから、対象とする船舶に合わせた排水量や慣性モーメントを別途定義する必要がある。

$$\frac{\partial \gamma_x u}{\partial x} + \frac{\partial \gamma_y v}{\partial y} + \frac{\partial \gamma_z w}{\partial z} = \gamma_v S_p \quad (9)$$

$$\begin{aligned} \lambda_v \frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial \lambda_x u u}{\partial x} + \frac{\partial \lambda_y v u}{\partial y} + \frac{\partial \lambda_z w u}{\partial z} = \\ - \frac{\gamma_v}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left\{ \gamma_x \nu_e \left(2 \frac{\partial u}{\partial x} \right) \right\} \\ + \frac{\partial}{\partial y} \left\{ \gamma_y \nu_e \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right\} + \frac{\partial}{\partial z} \left\{ \gamma_z \nu_e \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right\} \\ - \gamma_v D_x u - R_x + \gamma_v S_u \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} \lambda_v \frac{\partial v}{\partial t} + \frac{\partial \lambda_x u v}{\partial x} + \frac{\partial \lambda_y v v}{\partial y} + \frac{\partial \lambda_z w v}{\partial z} = \\ - \frac{\gamma_v}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left\{ \gamma_x \nu_e \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right\} \\ + \frac{\partial}{\partial y} \left\{ \gamma_y \nu_e \left(2 \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right\} + \frac{\partial}{\partial z} \left\{ \gamma_z \nu_e \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \right\} \\ - \gamma_v D_y v - R_y + \gamma_v S_v \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \lambda_v \frac{\partial w}{\partial t} + \frac{\partial \lambda_x u w}{\partial x} + \frac{\partial \lambda_y v w}{\partial y} + \frac{\partial \lambda_z w w}{\partial z} = \\ - \frac{\gamma_v}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial x} \left\{ \gamma_x \nu_e \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \right\} \\ + \frac{\partial}{\partial y} \left\{ \gamma_y \nu_e \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \right\} + \frac{\partial}{\partial z} \left\{ \gamma_z \nu_e \left(2 \frac{\partial w}{\partial z} \right) \right\} \\ - \gamma_v D_z w - R_z + \gamma_v S_w - \frac{\gamma_v \rho^* g}{\rho} \end{aligned} \quad (12)$$

$$m \frac{dv}{dt} = F_{fluid} + F_{tether} + F_{fender} \quad (13)$$

$$I \frac{d\omega}{dt} = N_{fluid} + N_{tether} + N_{fender} \quad (14)$$

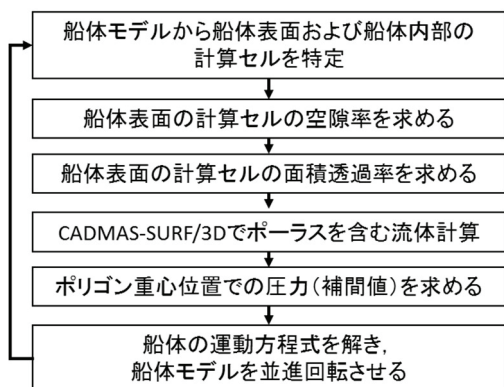


図-39 波浪中の船舶動揺の解析手順

(2) 船舶形状のモデル化

a) 船舶形状データ

船舶の形状は三角形ポリゴンの集合体として表現する。計算セルの空隙率を計算するために必要なSTL(Standard Triangulated Language)ファイルには、船舶形状を表すそれぞれの三角形ポリゴンを構成する各頂点の位置ベクトルと、それぞれの三角形ポリゴンの表裏を示す法線ベクトルが定義されている。STLファイルをCADMAS-SURF/3Dに読み込み、それぞれの三角形ポリゴンの位置ベクトル情報を、算定された動揺量に応じて並進・回転させることで、船体を構成するポリゴン（以下、船舶モデルと呼称する）の相対位置を保存したまま動揺計算を進めることができる。

b) 空隙率の算定方法

船舶挙動との連成解析モデルにおける各計算セルでの空隙率を求めるためには、船舶モデルの表面・内部・外部に位置する計算セルが各時間ステップで特定される必要がある。これらの計算セルの判定には、図-40に示す Crossing Number Algorithmを利用した。なお、図-40では簡単のため2次元断面について示す。

まず、任意の軸に対して、計算セルの辺に沿った計算領域の端から端までの探査ベクトルを用意する。この探査ベクトルと、船舶モデルのすべてのポリゴンとの交点の座標を計算する。ここで、1つのベクトルに対して計算される交点数は、ポリゴンの頂点や辺と探査ベクトルが交

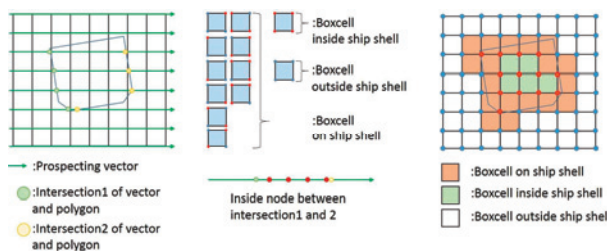


図-40 Crossing Number Algorithmを用いた格子判定

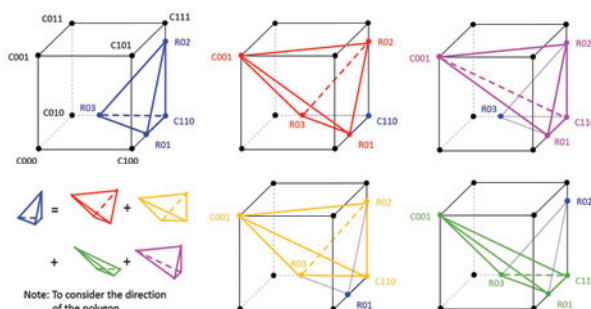


図-41 体積空隙率の計算方法

差する場合を除いて、必ず偶数回になる。求めた交点座標の範囲内にある計算セルの頂点は、船舶モデルの内部に位置する。この探査を探査ベクトルの軸以外の軸に対して計算セル数+1回ずつ繰り返した結果、計算セルを構成する4個（3次元では8個）の頂点がすべて船舶モデルの内部に位置する場合は、その計算セルは船舶モデルの内部であり、すべて外部に位置する場合は船舶モデルの外部である。また、これら以外の場合は、計算セルは船舶モデルの表面である。

この手法は、比較的容易にセルの内外を判定できるが、ポリゴン数の増大に伴い、交点座標の計算に多くの時間を要する。そこで、この高速化を実現するために本研究では、各計算セルに対してどのポリゴンが交差する可能性があるかを各ポリゴンの頂点座標から判別し、インデックスを付けて管理することとした。

上記の手法で判定された計算セルのうち、船舶モデル表面を含む計算セルの空隙率の算定にあたっては、船舶部分にあたる体積を図-41のように計算する。すなわち、計算セルの12本の辺上にある点Rは、計算セルの表面判定で計算された交点座標（計算セルを船舶表面で切断したときに現れる多角形の頂点）であり、図-41の例では、頂点Rで構成された青色で示す三角形が計算セル内での部分的な船体表面である。この船体表面の多角形と、計算セル

ルの頂点のうち表面判定で船舶内部とされた頂点を加えて構成される立体形状（部分的な船舶モデル）の体積は、それぞれの面の多角形を分割して得られる三角形に対して空間上の任意の点から三角錐を作成し、これらの体積を合計することで得られる。ただし、立体形状を構成するそれぞれの三角形の法線ベクトルの向きにより、体積が負となる立体があることに注意されたい。このようにして得られた計算セル内の船舶モデルの部分的な体積と、計算セルの体積との割合を計算し、1から引くと体積空隙率を求めることができる。なお、図の例では、求めたい立体形状が三角錐であったが、計算セルの辺上の交点の位置および内部と判定された頂点の数によって、その立体形状は複雑な多角形になる。この場合にも、ここで示した手法は適用可能である。

しかし、本研究においては、1つの計算セル内に船舶モデルを構成する2つ以上の立体形状が存在する場合には、空隙率を計算せずそれぞれ一律に0.5を与えることとした。この場合には、船舶の運動に伴って特定の計算セルの空隙率が時間的に急変し、計算が破綻することがある。そのため、各計算セルの空隙率の時間発展に対しては式(15)に示すローパスフィルターを導入し、計算軸方向の空隙率の急変を防止して計算の安定化を図った。ここで、 $\gamma_v(n)$: n ステップでの体積空隙率、 $\gamma_v^*(n)$: n ステップでの図-41の手法で得た体積空隙率、 β : フィルター強度の係数とする。また、空隙率が空間的に急変することでも計算は破綻する。そこで、船舶表面および船体内部の計算セルの空隙率に対して自身を含む隣接27セルの空間平均値を求め、それを体積空隙率とした。加えて、船舶の内部にある計算セルの体積空隙率は本来0とすべきであるが、CADMAS-SURF/3Dではこのような設定は許されず計算が破綻する。そこで、設定できる体積空隙率に下限値を設け、その値を船舶の内部にある計算セルに対して一律に適用した。

$$\gamma_v(n) = \beta(\gamma_v(n-1)) + (1.0 - \beta) \cdot \gamma_v^*(n) \quad (15)$$

(3) 船舶に作用する流体力の算定

ポーラスを含む流体場の計算が終了した後は、船舶モデルに作用する流体力を、船体の表面の圧力積分から求める。ここで、船舶モデルは、格子の空間解像度によらず、計算領域内を自由に移動できる必要がある。

まず、船舶モデルを構成する各ポリゴンの重心位置での圧力を、各格子で算定された圧力から図-42及び式(16)～式(19)に示す空間線形補間（トリリニア補間）を適用し

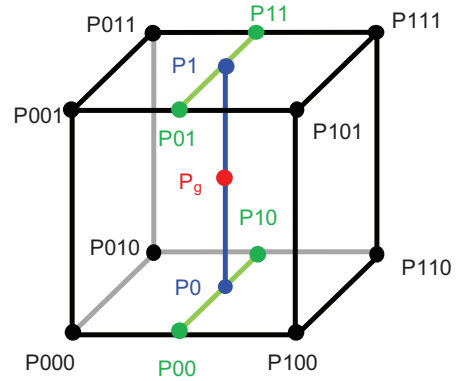


図-42 トリリニア補間の概念図

$$\begin{aligned} P_{00} &= P_{000}(1-x_d) + P_{100}x_d \\ P_{01} &= P_{001}(1-x_d) + P_{101}x_d \\ P_{10} &= P_{010}(1-x_d) + P_{110}x_d \\ P_{11} &= P_{011}(1-x_d) + P_{111}x_d \end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} P_0 &= P_{00}(1-y_d) + P_{10}y_d \\ P_1 &= P_{01}(1-y_d) + P_{11}y_d \end{aligned} \quad (17)$$

$$\begin{aligned} x_d &= (x-x_0)/(x_1-x_0) \\ y_d &= (y-y_0)/(y_1-y_0) \\ z_d &= (z-z_0)/(z_1-z_0) \end{aligned} \quad (18)$$

$$P_g = P_0(1-z_d) + P_1z_d \quad (19)$$

$$F_{fluid} = \sum AP_g \mathbf{n}_p \quad (20)$$

て求めることとした。図中、赤文字 P_g が求めたいポリゴンの重心座標であり、P000～P111までの各頂点は点 P_g に隣接する計算セルの圧力定義点を示す。

次に、空間補間によって得られたポリゴン重心位置での圧力に、ポリゴンの面積 A と法線ベクトル \mathbf{n}_p を掛けることにより、1つのポリゴンに作用する流体力が得られる。さらに、船舶モデルを構成するすべてのポリゴンでこれを積分することにより、船舶モデルに作用する流体力 F_{fluid} を算定した(式(20))。ただし、自由表面付近のポリゴンに対しては、ポリゴンの面積にポリゴンの重心に最も近い計算セルの F 値を乗じたものを面積として流体力を計算した。

3.2 CADMAS-SURF/3Dにおける係留条件のモデル化

(1) 係留索張力のモデル化

係留索は、自然長からの伸びに対してのみ作用する線形ばねの関数としてモデル化した。式 (21)、図-43に係留索モデルを示す。ここで、 F_{teth} : 係留索張力、 k_t : 係留索のばね定数、 ΔL : 係留索の伸び量、 n_t : 係留索の変形方向の単位ベクトルとする。図中の点線は、1ステップ前の時刻における船舶の位置を示す。空間上の任意の点から船舶モデル上に固定された任意の点へのベクトルに対して、係留索の自然長からの伸びを計算し、係留索の歪み、張力特性に従って索張力が発生する。岸壁側の係留点は、格子間隔によらず任意に設定することが可能である。船舶側の係留点も同様に、船舶モデルの任意の位置に設定することが可能である。また、船舶側の係留点は、船舶の動揺によって解析空間での位置が変わることから、面積0のポリゴンとしてSTL(Standard Triangulated Language)ファイルに組み込み、運動方程式を解いて船舶を並進・回転させた際に船舶モデルと一緒に運動させることで、係留点の船舶に対する相対的な位置関係に差が発生しないよう工夫した。

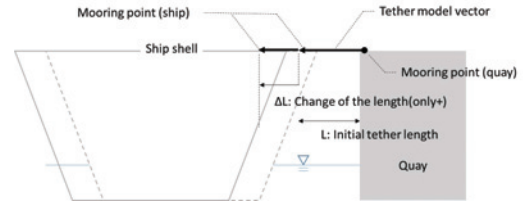


図-43 船舶に作用する係留索張力の概念図

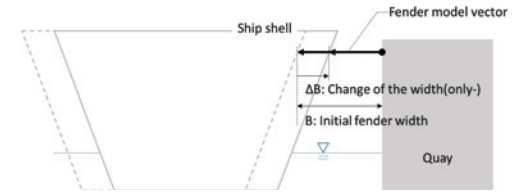


図-44 船舶に作用する防舷材反力の概念図

(2) 防舷材反力のモデル化

$$F_{tether} = -k_t \Delta L n \quad (21)$$

$$\Delta L > 0.0$$

$$F_{fender} = -k_f \Delta B n_f \quad (22)$$

$$\Delta B < 0.0$$

防舷材は、縮む方向の変形量に対してのみ反力を発生させる線形ばねの関数としてモデル化した。式 (22)、図-44に防舷材モデルを示す。ここで、 F_{fender} : 防舷材反力、 k_f : 防舷材のばね定数、 ΔB : 防舷材の変形量、 n_f : 防舷材の変形方向の単位ベクトルとする。空間上の任意の点に防舷材幅に相当する有限長さのベクトルを定義する。防舷材ベクトルの船舶モデルのポリゴンとの交点を求め、変形量を計算し、船舶に反力を作用させる。

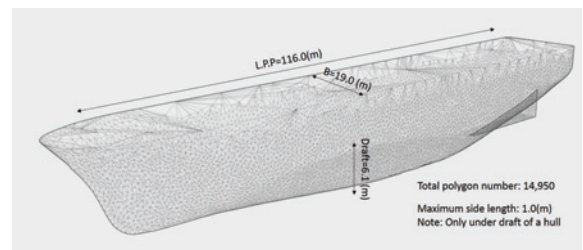
3.3 係留船舶動揺の再現計算

(1) 係留船舶の動揺計算・実験の概要

本研究で開発した三次元流体場での係留船舶動揺解析手法の妥当性を検証するために、水深12.5mの一樣水深場を対象とした平面模型実験を行い、一方向および多方向不規則波浪中の係留船舶における6自由度の動揺量（変位：Surge, Sway, Heave, 回転：Pitch, Roll, Yaw）、係留索張力および防舷材反力を計測するとともに、これらの再現計算を実施した。なお、平面模型実験は、港湾空港技術研

表-2 船舶諸元

船舶諸元	実験模型 (1/1スケール換算値)	船舶モデル
全長[m]	128.0	128.0
垂線間長[m]	116.0	116.0
型幅[m]	19.0	19.0
喫水[m]	6.1	6.1
排水量[t]	8662.0	8210.0
慣性モーメント(Roll)[tm ²]	2.910E+05	2.910E+05
慣性モーメント(Pitch)[tm ²]	9.740E+06	9.740E+06
慣性モーメント(Yaw)[tm ²]	9.960E+06	9.960E+06
横揺れ固有周期[s]	12.65	12.65



a) 船舶ポリゴンモデル



b) 1/50スケール船舶模型

図-45 船舶モデルおよび船舶模型

究所が所有するデュアルフェースサーペント水槽において縮尺1/50で実施したが、実験結果および計算結果に関するすべての物理量は実スケールで記す。

a) 船舶諸元

動揺計算および動揺実験で対象とした船舶の諸元を表

-2に示す。動揺計算に使用した船舶モデルのSTL(Standard Triangulated Language)ファイルは、動揺実験に使用した模型船舶作成時のCAD図面から作成した。ただし、計算領域を構成する格子の空間解像度では表現できない舵、キール、スラスト開口部、レーダードーム等は船舶モデルから削除し、船舶形状を簡素化した。このため、船舶モデルの没水体積は模型船舶に比べてやや小さくなり、排水量で約95%程度を再現するに留まっている。一方、船舶モデルの喫水、慣動半径及び横揺れ固有周期は、表-2に示すように、模型船舶において計測された値にならない設定した。作成した模型船舶および船舶モデルを図-45に示す。

b) 波浪および係留条件

対象とした波浪条件を表-3に示す。有義周期は8s, 10s, 12sの3種類、波向は0°, 45°, 90°の3種類(船首尾方向からの波を0°, 船側方向からの波を90°と定義)とした(Case01~09)。また、有義波高は0.5mとし、有義波周期8sのケースのみ有義波高1.0mも対象とした(Case10~12)。なお、これらはすべてブレットシュナイダー・光易型スペクトルにより生成される一方向不規則波とした。さらに、有義波高1.0m, 有義波周期8s, 主波向45°のケース(Case13)のみ、光易型方向関数に従う多方向不規則波(方向集中度 $S_{max}=10$)とした。

動揺実験では、それぞれのケースで2種類の波群を造波した。一方、動揺計算では、これらとは異なる波群を1種類のみ造波したため、不規則波の時系列波形は実験結果を再現していない。ただし、計測時間は、緩造波時間と波浪場の安定のための時間を除き、動揺実験・計算ともに200波とした。ただし、Case12のみ、動揺計算の途中で計算が破綻したため、約110波分のシミュレーション時間となった。模型船舶・船舶モデルを係留する前に、CADMAS-

SURF/3Dで係留船舶の中心位置で計測・算定した有義波高・周期・最大波高を図-46(a)(b)(c)に示す。計測結果に対し算定結果は、全体的に、有義波高についてはやや過大、最大波高についてはやや過小である。しかし、有義波周期とともに、算定結果は計測結果を比較的良好に再現できていることがわかる。

対象とした係留条件を図-47に示す。船舶は左舷接岸とし、係留索は船首側に4本(T.1~T.4)、船尾側に4本(T.5~T.8)の計8本とした。また、防舷材は係留杭前面に計9個(F.1~F.9)配置した。

ただし、係留索を繋ぐ係留柱および防舷材は離散的に配置された係留杭に設置することを想定したため、係留位置に反射波を生じさせるような岸壁などの直立壁は存在しないものとした。動揺実験において、6自由度の動揺量は船舶模型の甲板上にLEDマーカーを設置し、高速度カメラで撮影した動画を画像解析することで測定した。また、このうち変位(Surge, Sway, Yaw)は、レーザー変位計でも計測し、画像解析結果の検証に用いた。さらに、係留索張力および防舷材反力は、それぞれ引張型および圧縮型の荷重計を用いて計測した。一方、動揺計算において、6自由度の動揺量は、船舶モデルの重心位置からx,y,z各軸方向に等間隔な位置で埋め込まれた面積ゼロのポリゴンの頂点座標を、各計算ステップで出力し、計算終了後に動揺量を解析することとした。また、係留索張力および防舷材反力は、プログラム内部で式(21),式(22)から計算された値を、各時刻ステップで出力した。なお、動揺実験・計算ともに、時系列データとして得られる動揺量の統計量は、200波の計測・算定時間での平均値(シフト量)を差し引いた波形に対して算出するものとした。すなわち、動揺量の最大値および有義値の算定は、それぞれ片側振幅に対

表-3 船舶動揺実験および計算ケース一覧

実験・計算ケース	$H_{1/3}$ [m]	$T_{1/3}$ [s]	θ	スペクトル	方向集中度
Case01	0.5	8.0	0	ブレットシュナイダー光易型	999(一方向波)
Case02	0.5	8.0	45		999(一方向波)
Case03	0.5	8.0	90		999(一方向波)
Case04	0.5	10.0	0		999(一方向波)
Case05	0.5	10.0	45		999(一方向波)
Case06	0.5	10.0	90		999(一方向波)
Case07	0.5	12.0	0		999(一方向波)
Case08	0.5	12.0	45		999(一方向波)
Case09	0.5	12.0	90		999(一方向波)
Case10	1.0	8.0	0		999(一方向波)
Case11	1.0	8.0	45		999(一方向波)
Case12	1.0	8.0	90		999(一方向波)
Case13	1.0	8.0	45		10

して実施した。また、Swayは離岸方向のみを対象とした。

c) 係留索張力

動揺計算および動揺実験に使用した係留索の変位-張力特性を図-48(a)(b)に示す。動揺計算では、対象とした係留索(船首側4本: Nyron rope $\phi=50\text{mm}$, 船尾側4本: Nyron dynamics rope $\phi=40\text{mm}$)の製作元が開示している変位-張力特性データをそのまま設定した。一方、動揺実験では、相似則が成り立たないため、これらに近い特性曲線が得られる素材を選択して用いた。ただし、動揺実験で用いた係留索モデルは、繰り返し使用により特性が変化し、次第に固くなる傾向が確認されたことから、動揺実験を2回行う毎に新しいものと取り換えることとした。

d) 防舷材反力

動揺計算および動揺実験に使用した防舷材の変位-反力特性を図-48(c)に示す。動揺実験では、相似則が成り立た

ないため、対象とした防舷材(高さ500mm, 長さ2600mm, 9台)の製造元が開示している変位-反力特性データに近い特性直線を有する圧縮ばねを使用し、動揺計算でも同様とした。ただし、計測機器を保護するために、防舷材モデルは変形量45%で保護装置が作動するように作成した。計算でも同様に、変形量45%に相当する、変形量22.5cmで反力が一定になるように、歪み-反力特性を設定した。

(2) 計算方法

動揺計算において、CADMAS-SURF/3Dでの波浪場は、NOWT-PARIとの接続計算によって造波することとした。

CADMAS-SURF/3Dの計算領域を図-49示す。計算領域の格子間隔は、 $\Delta x, \Delta y$ を2mとし、水面から $\pm 1\text{m}$ の範囲のみ Δz を0.1mとし、水深方向へ粗くなるように設定した。計算領域の周囲には、2波長以上の長さの減衰帯を設け、再反射波を防止した。接続境界では、波向 45° の場合に

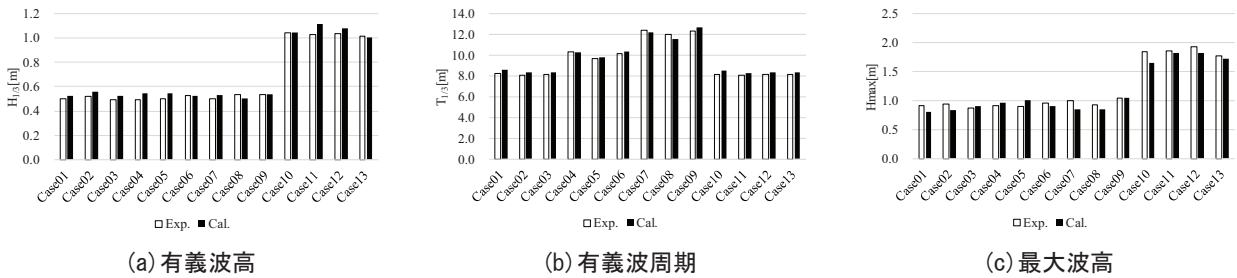


図-46 係船位置での波浪の再現性

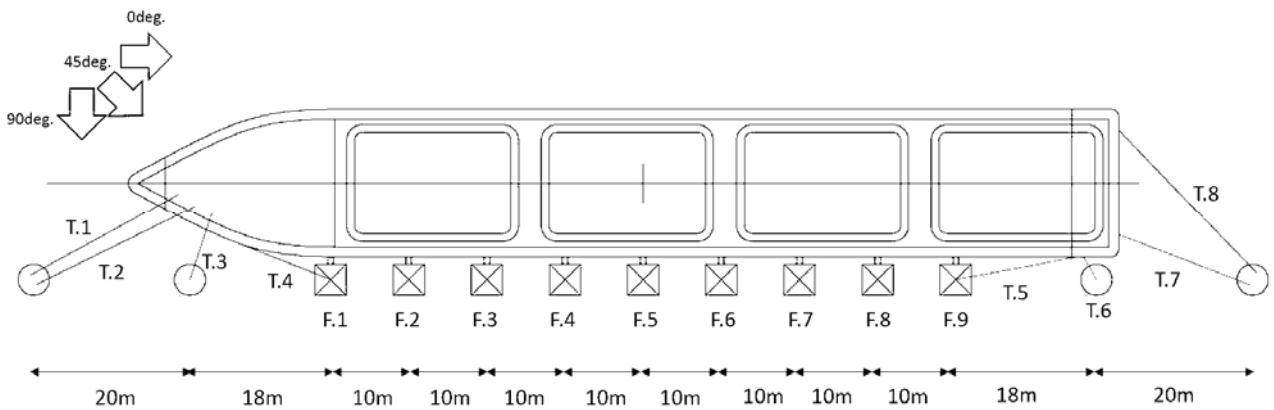


図-47 係留配置と計測機器

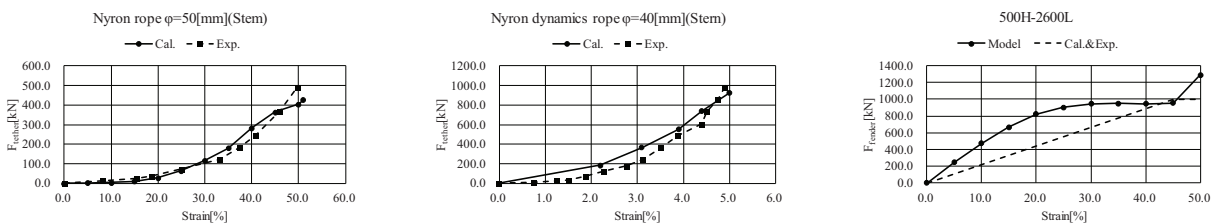


図-48 係留系張力・反力特性図

NOWT-PARIのマトリクス出力間隔がCADMAS-SURF/3Dの格子間隔と一致せず、約1.4:1となることから、水位および鉛直流速分布を空間的に線形補間するとともに、鉛直流速分布の座標軸を45°回転させた。すべてのケースで、 Δt は0.02sとし、計算安定化のために導入した式(21)のフィルター強度の係数 β は、すべてのケースで0.980とした。

計算領域内には、ポーラスモデルとして係留杭を模擬した円柱($\phi=2.0\text{m}$, $C_d=1.2$, $C_M=2.0$)の構造物を設定し、動揺実験と同じ配置になるように係留索、防舷材を配置した。

NOWT-PARIの計算領域を図-50(a)(b)(c)に示す。NOWT-PARIの計算では、3種類の計算領域を設定し、ケ

ースによって使い分けた。波向が0deg.90deg.で一方向波のケース (Case01, Case03, Case04, Case06, Case07, Case09, Case10, Case12,) では図-50(a)の計算格子を用いた。図中上下のy軸方向の計算領域端には、減衰帯方向への波の回り込みによって波高が小さくなることを防ぐ目的で、減衰帯を設定していない。CADMAS-SURF/3Dとの接続境界を、図中央に黄色で示すが、接続境界と格子の向きが同じであるため、接続境界上の各格子での波位相は同じであることを利用し、接続境界中央の格子でのみ造波マトリクスを抽出することとした。

波向が45deg.で S_{max} が999(一方向波)のケースでは図-50(b)の計算格子を使用した。波向が0deg.90deg.の場合とは違い、各接続境界上の計算格子の波位相がそれぞれ違うので、図中央に赤色で示すL字型に配置した接続境界上の格子すべてで造波マトリクスを抽出することとした。

波向が45deg.で S_{max} が10のケースでは図-50(c)の計算格子を使用した。多方向波での検討なので、y軸方向の計算領域端にも減衰帯を設定し、図中央に赤色で示すL字型の接続境界上の格子すべてで造波マトリクスを抽出した。なお、すべてのケースで、 $\Delta x, \Delta y$ は4.0m、CADMAS-SURF/3Dとの接続境界は、造波位置から0.5波長程度離れた位置に設定し、減衰帯幅は1波長程度とした。接続境界上では、鉛直流速分布の空間分布を0.2秒ごとにマトリクスファイルに出力した。なお、図-50(a)(b)(c)のすべての計算領域は、水深 $d=12.5\text{m}$ の一樣水深とした。

(3) 一方向波浪中の再現結果

a) 動揺量・索張力・防舷材反力の時系列波形の例

図-51に、例として、CADMAS-SURF/3Dで計算した200

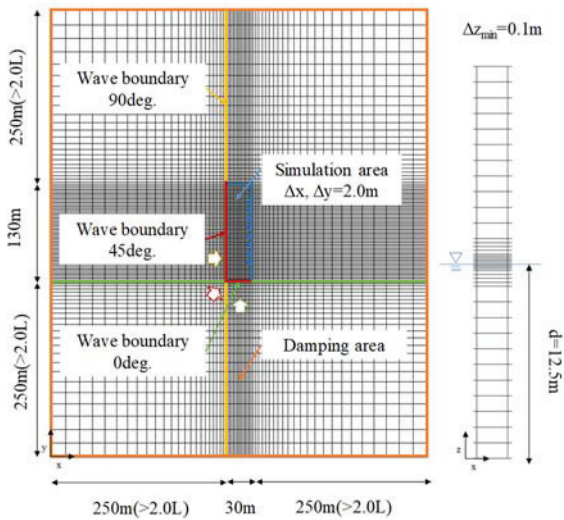
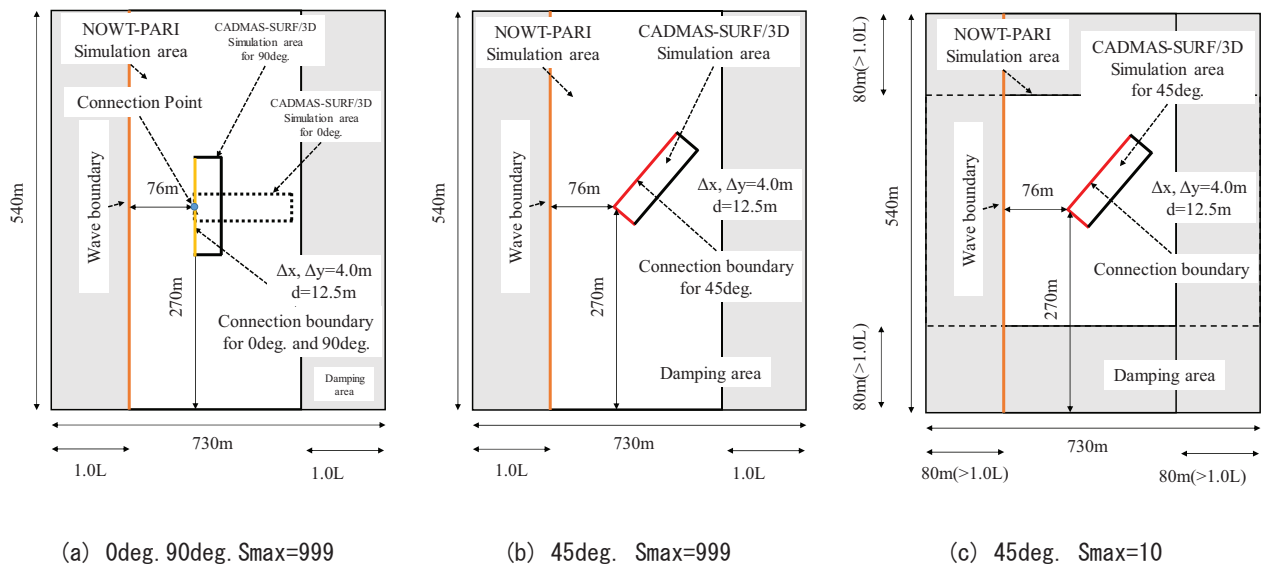


図-49 CADMAS-SURF/3Dの計算領域図



(a) 0deg. 90deg. $S_{max}=999$

(b) 45deg. $S_{max}=999$

(c) 45deg. $S_{max}=10$

図-50 NOWT-PARIの計算領域図

波分のCase03($H_{1/3}=0.5\text{m}$, $T_{1/3}=8.0\text{s}$, $\theta=90\text{deg.}$)の時系列6自由度動揺量を示す。Swayは、離岸方向(-)に大きく動揺したのちに、係留索によって引き戻され、防舷材に衝突する様子が確認できる。Surgeは、波周期の8秒より長い周期の、係留系の固有振動数に応じて動揺する様子が確認できる。Heaveは、波周期に応じて動揺している様子が確認できる。PitchはRollとより短い周期で振動する様子が確認でき、振幅は非常に小さい。数値計算におけるPitchの固有振動数は確認できていないが、おおむね横揺固有周期の半分程度であることが知られている。これを考慮すると、Rollより短い周期で動揺することには整合性がある。一方でRollは横揺固有周期と同程度の周期で動揺をしている。最大動揺量は非常に大きく 5° を上回っている。YawはSwayと同程度の周期で動揺していることが確認できる。

図-52に、例として、CADMAS-SURF/3Dで計算した200波分のCase03($H_{1/3}=0.5\text{m}$, $T_{1/3}=8.0\text{s}$, $\theta=90\text{deg.}$)の時系列係留索張力を示す。8本の係留索のうち、最大索張力を記録したのは、索長が最も短く、係留索特性が硬い係留索T.6であり、最大索張力を記録した順番は、おおむね初期長さが短い順となった。船尾側の係留索は、船首側に比べて、係留索が硬いことから、船首側に比べて大きな索張力を記録したと考えられる。船首側の係留索T.1及びT.2は、索張力がゼロにならずに、常に張力が作用した状態を保っている様子が確認できる。

図-53に、例として、CADMAS-SURF/3Dで計算した200波分のCase03($H_{1/3}=0.5\text{m}$, $T_{1/3}=8.0\text{s}$, $\theta=90\text{deg.}$)の防舷材の時系列反力を示す。前述した変形量のリミッタによって、最大防舷材反力は頭打ちとなっているが、船尾側の防舷材F.7~F.9は最大防舷材反力を記録する回数が多い。これは、Sway方向に動揺した際に、索長が最も短い係留索T.6の引き戻しによって主に船尾側の防舷材に衝突したためと考えられる。防舷材は、時折スパイク状の反力を記録しており、それ以外の時間では、防舷材反力がゼロであった。

b) 波向に対する最大動揺量の変化

図-54に、波向に対する最大動揺量の変化を実験結果とともに周期毎に示す。波向に対する最大動揺量の出現傾向は捉えている。特に、HeaveとPitchと周期10s,12sの場合のRollに関しては定量的に見てもある程度一致しているが、周期8sのRollは実験結果を大きく上回っている。一方で、Surge, Sway, Yawは、最大動揺量が実験結果を大きく上回っている。

c) 最大索張力および最大反力の分布

図-55~図-58に、Case01からCase12の係留索番号毎、および防舷材番号毎の最大索張力、防舷材反力を示す。索番号毎の最大索張力は、実験とほぼ同様の傾向を示してい

るが、係留索の位置によっては、定量的に一致していない部分が見られる。防舷材番号毎の最大防舷材反力は、防舷材F.1に反力が発生していないことを除いて実験値と一致していない。また、値も変形量のリミッタが作動し、頭打ちとなっている。最大防舷材反力が一致しない原因は、Swayが実験値に比べて大きいからだと考えられる。計算では、離岸方向に大きく動揺したのち、防舷材に衝突することが多く、その際に最大防舷材反力を記録していたと推察される。

d) 動揺統計量の再現性

図-59と図-60に、動揺実験・計算で得られた動揺量の最大値・1/3有義値・1/10有義値・平均値を比較して示す。Heave, Pitchは最大値・1/3有義値・1/10有義値・平均値のすべてで実験値を良く説明できている。これらは、前述の(1)b)項で確認したように、係留位置での波浪統計量の再現性が比較的良好であったためと考えられる。

一方で、Surge・Sway・Yawはすべての統計値で計算値が実験値を大きく上回っている。ここで、これらは基本的に水平面内の運動であるため、この原因の一つに、ローパスフィルターの影響が考えられる。すなわち、ローパスフィルターを空隙率算定に用いると、船舶動揺の際に、空間的な空隙率の分布に位相遅れが生じる。この位相遅れにより船舶モデルの外板位置の片方で空隙率が高くなり、もう片方で空隙率が低くなる傾向が発生する。この状態で計算される圧力場は、空隙率が低い側が高く、高い側が低くなる。これによって、運動方向へ加速するような流体力が作用していると考えられる。本稿で示した手法では計算安定性上、ローパスフィルターの係数を高く設定する必要があったが、空隙率算定のアルゴリズムを改良し、ローパスフィルターの係数を低く設定する、もしくは、フィルターを使わないことができれば、動揺量が過大に評価されることを解決できると考えられる。

さらに、Rollは実験値を説明できているケースもあるけれども、計算値はおおむね実験値を大きく上回っている。この原因は定かではないが、本研究で開発した動揺解析モデルでは水の粘性抵抗などは未だ考慮されていないため、水に浮かべた模型船舶に比べ、非常に揺れ易い船舶モデルを用いていた可能性がある。そのほかにも、船舶モデルでは舵が再現されている一方で、船舶モデルでは省略している。舵の再現によって、実験モデルではRoll方向の付加慣性モーメントが増大していた可能性もある。

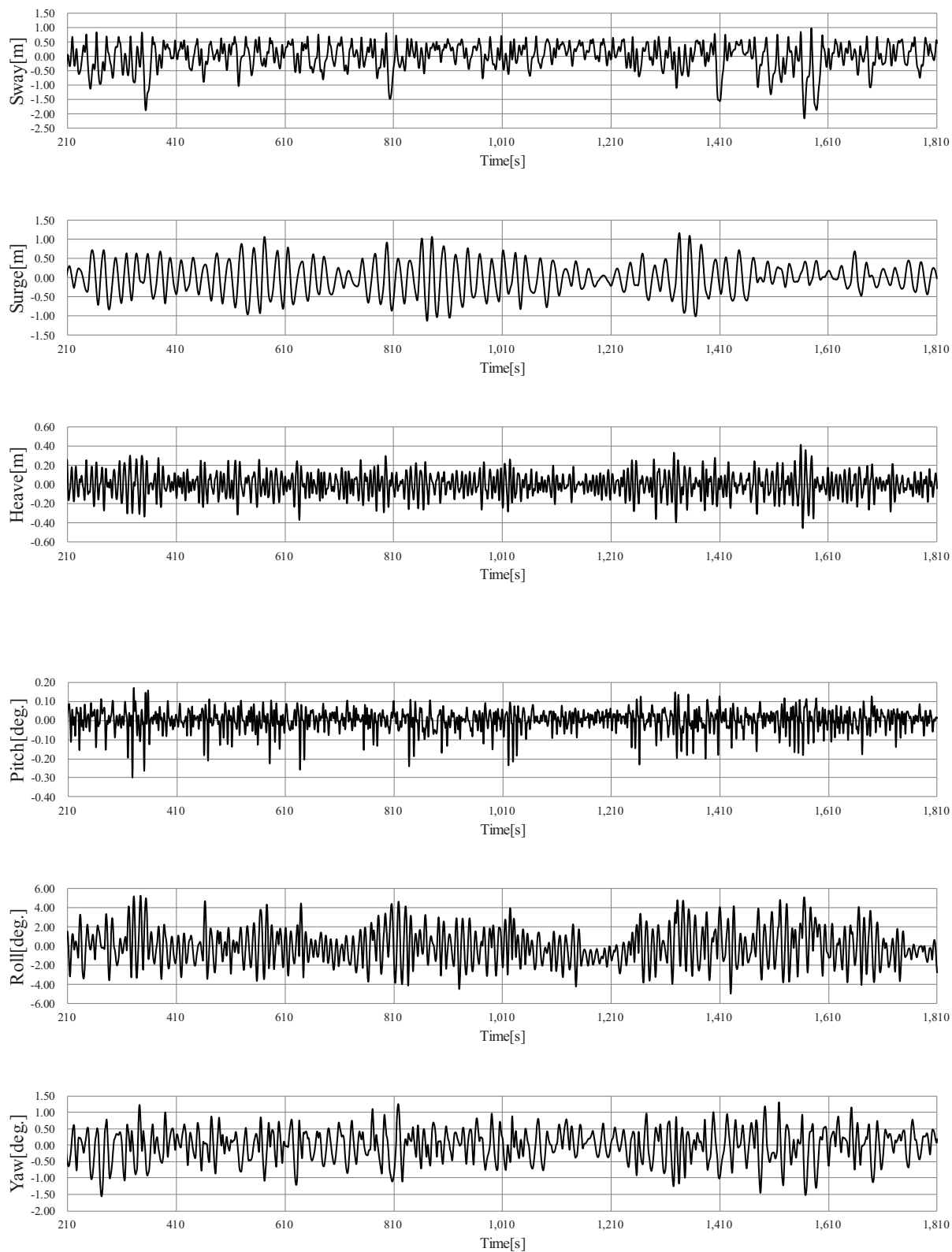
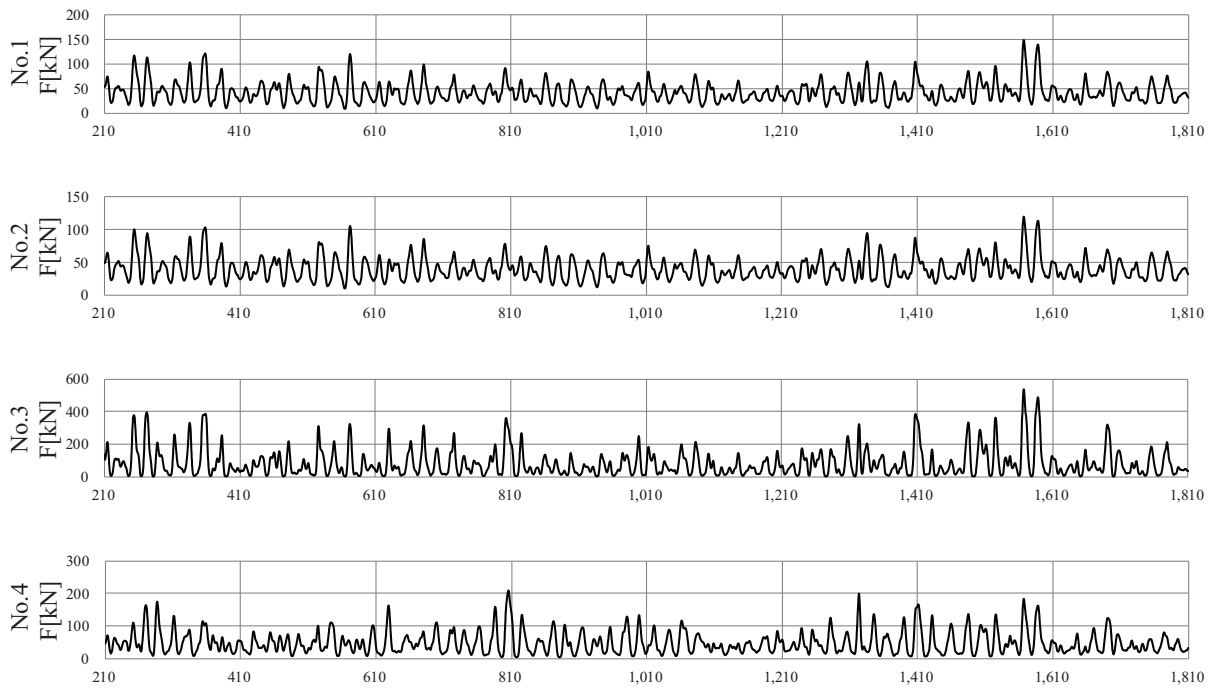
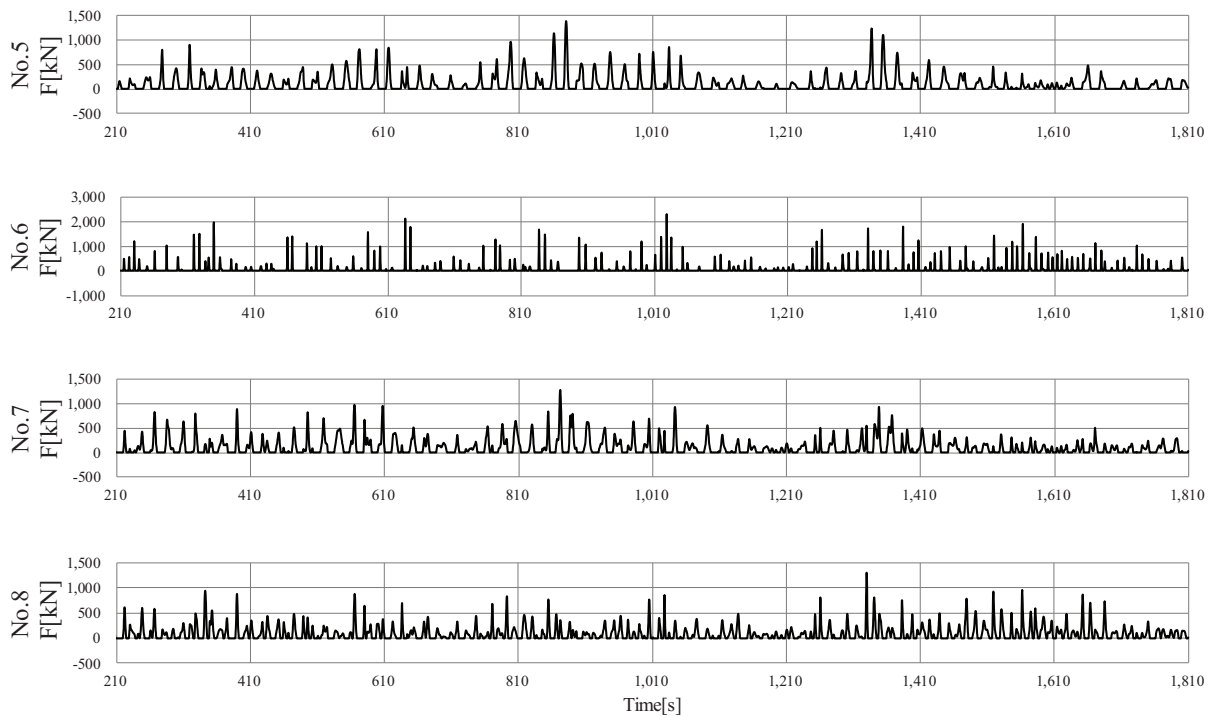


図-51 CDMAS-SURF/3D による 6 自由度の時系列動揺量 Case03 ($H_{1/3}=0.5\text{m}$, $T_{1/3}=8\text{s}$, $S_{\text{max}}=999$)



(a) 船首側係留索張力



(b) 船尾側係留索張力

図-52 CADMAS-SURF/3D による時系列係留索張力 Case03 ($H_{1/3}=0.5\text{m}$, $T_{1/3}=8\text{s}$, $S_{\text{max}}=999$)

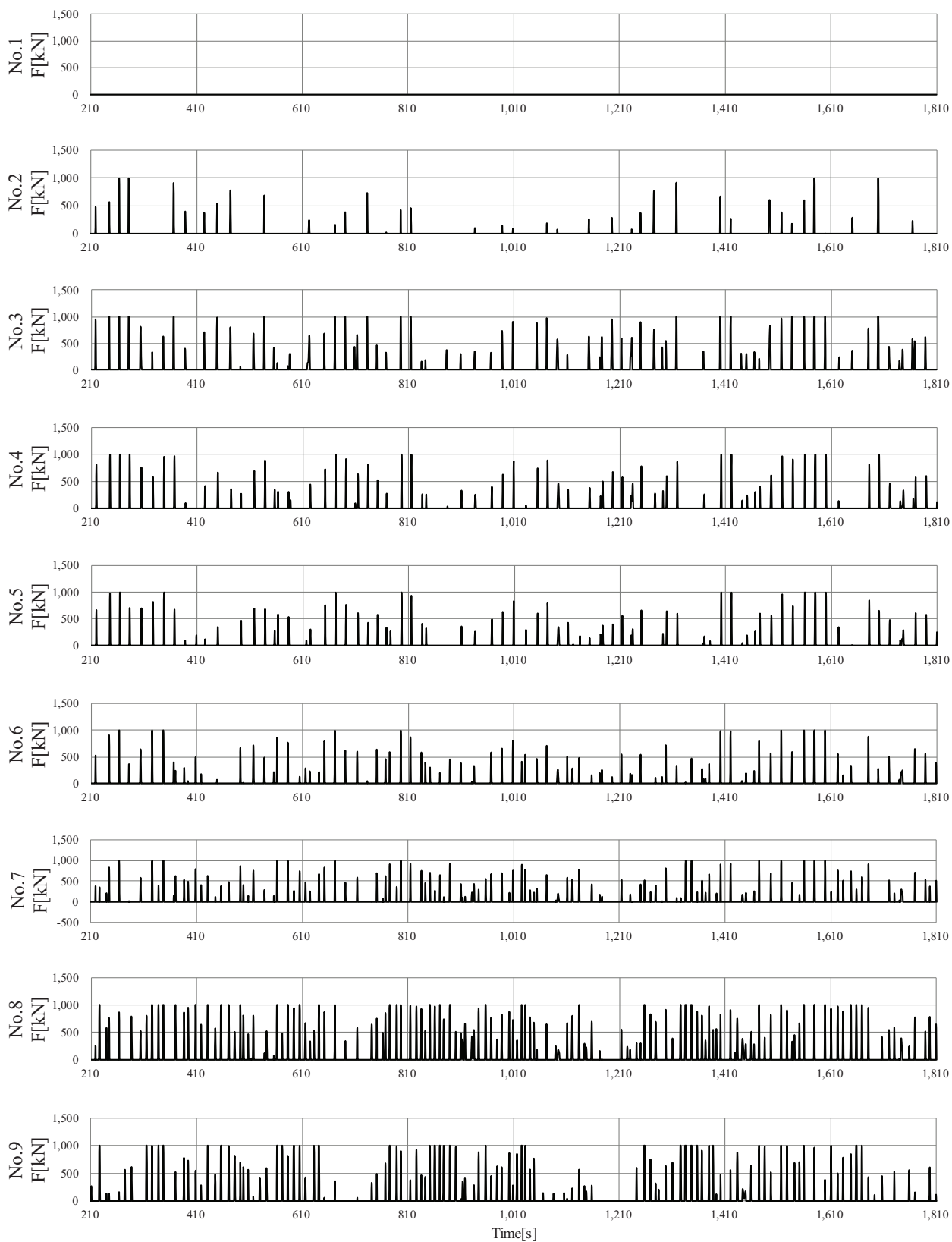
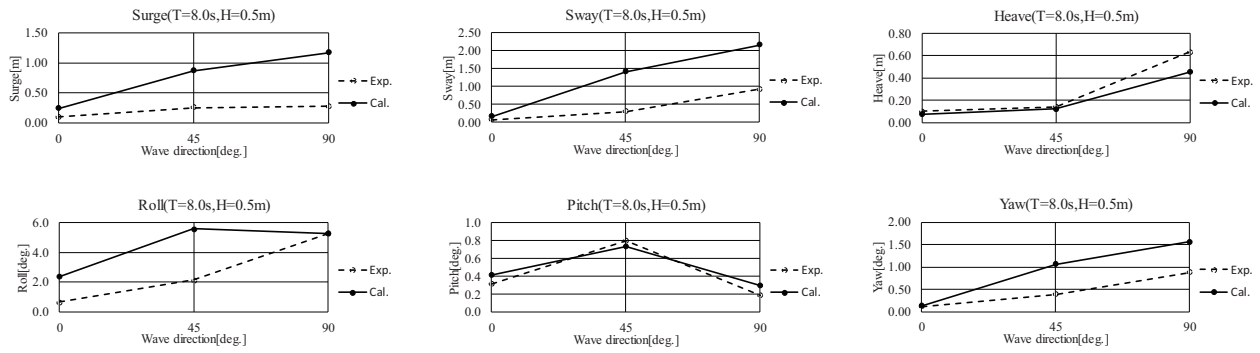
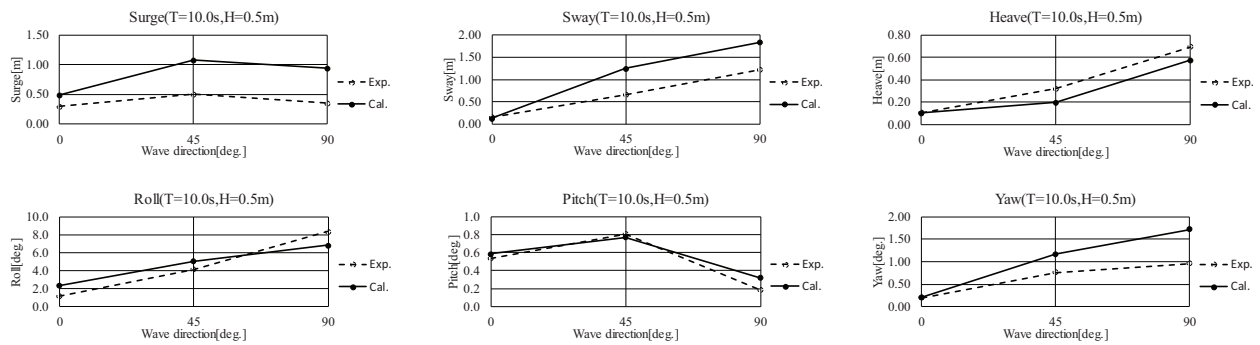


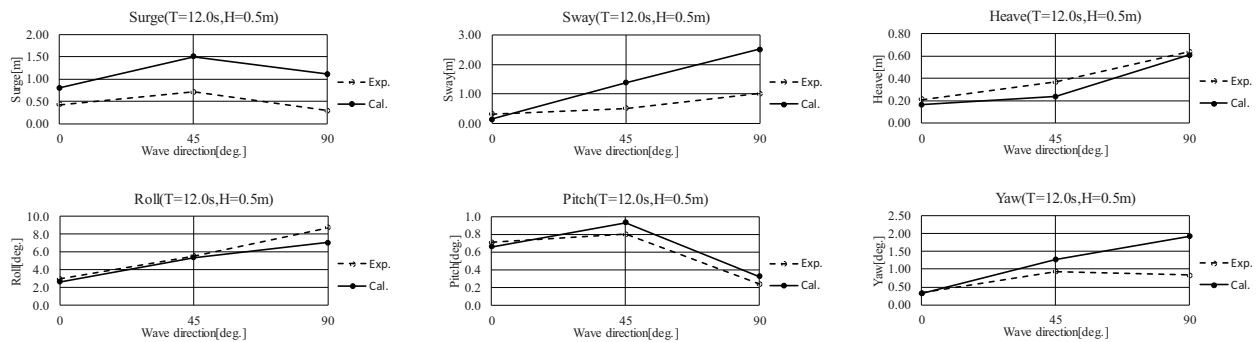
図-53 CADMAS-SURF/3Dによる時系列防舷材反力 Case03 ($H_{1/3}=0.5\text{m}$, $T_{1/3}=8\text{s}$, $S_{\text{max}}=999$)



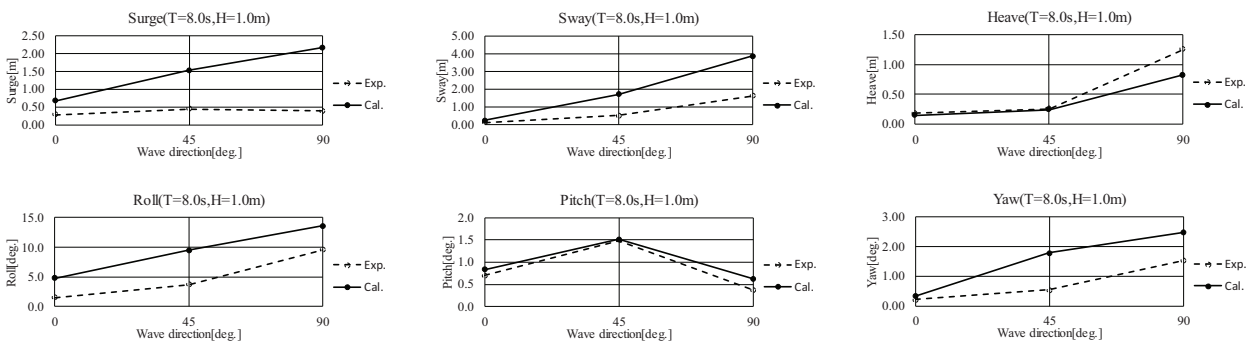
(a) 有義波高 0.5m, 有義波周期 8s (Case01~03)



(b) 有義波高 0.5m, 有義波周期 10s (Case04~06)



(c) 有義波高 0.5m, 有義波周期 12s (Case07~09)



(d) 有義波高 1.0m, 有義波周期 8s (Case10~12)

図-54 波向に対する最大動揺量の変化

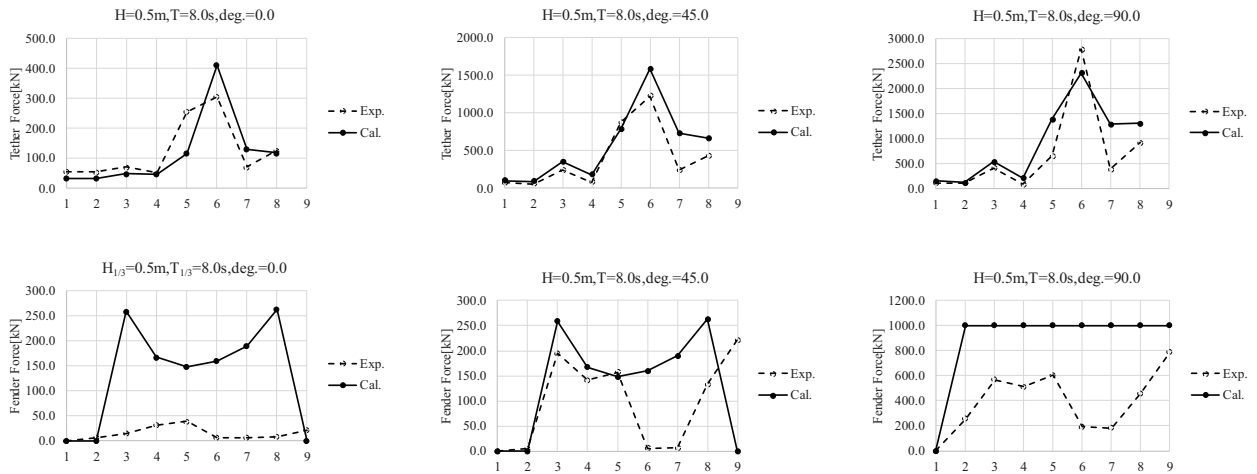


図-55 最大索張力および最大反力の分布 (Case01~03) 上段：最大索張力 下段：最大反力

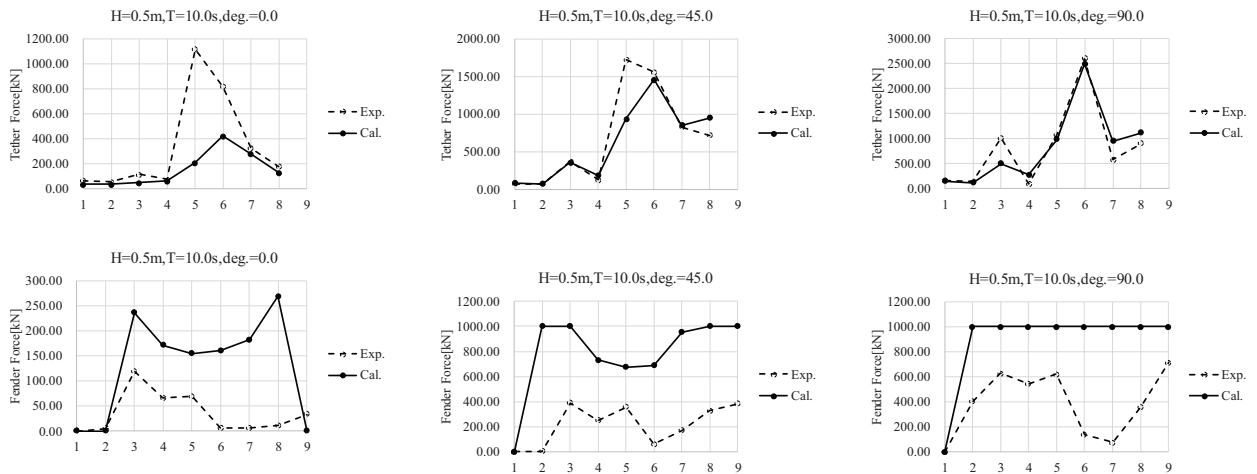


図-56 最大索張力および最大反力の分布 (Case04~06) 上段：最大索張力 下段：最大反力

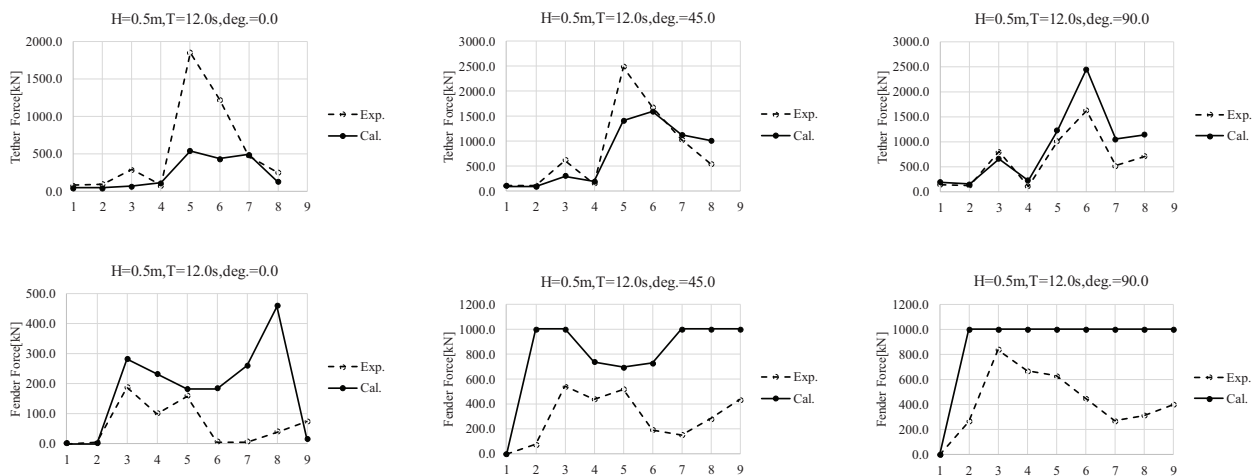


図-57 最大索張力および最大反力の分布 (Case07~09) 上段：最大索張力 下段：最大反力

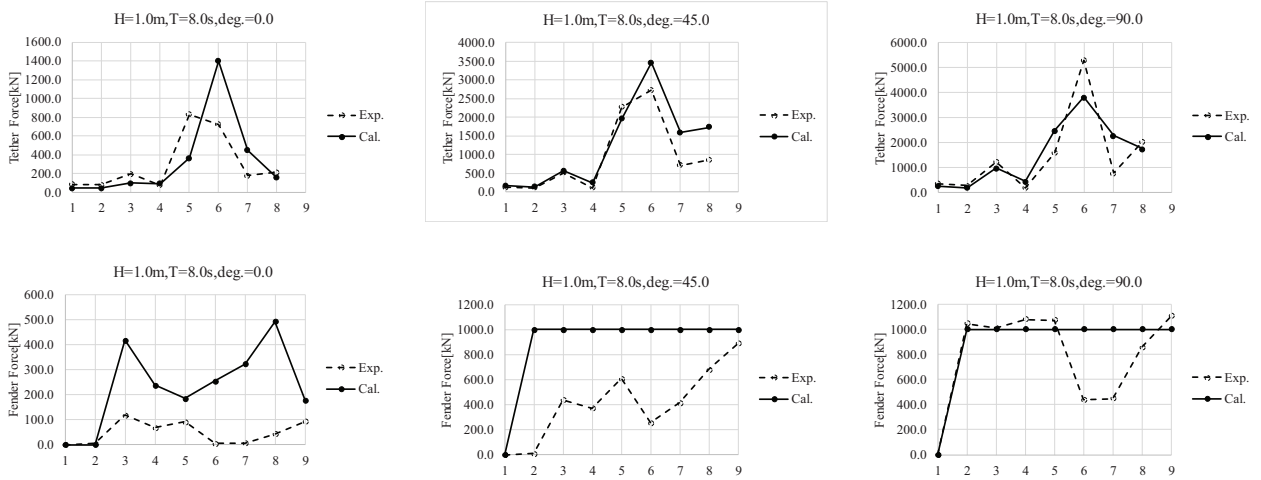


図-58 最大索張力および最大反力の分布 (Case10~12) 上段：最大索張力 下段：最大反力

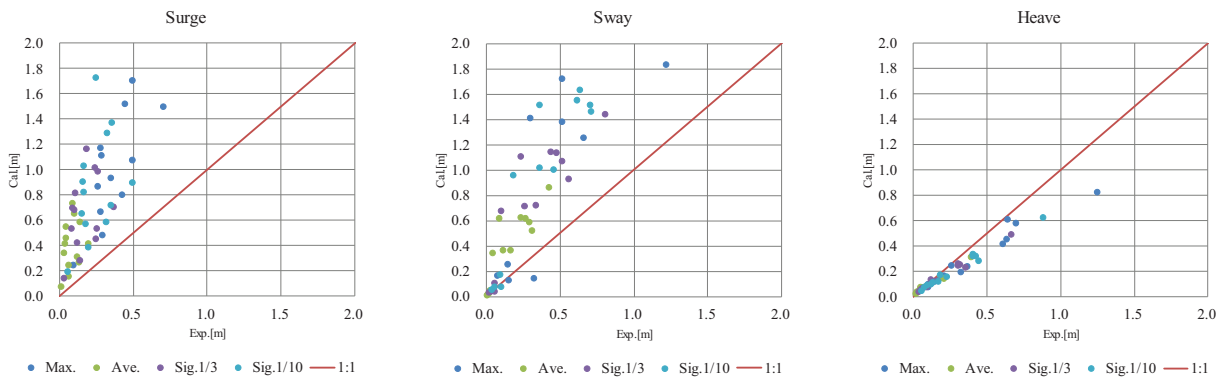


図-59 動揺特性の再現性 (その1)

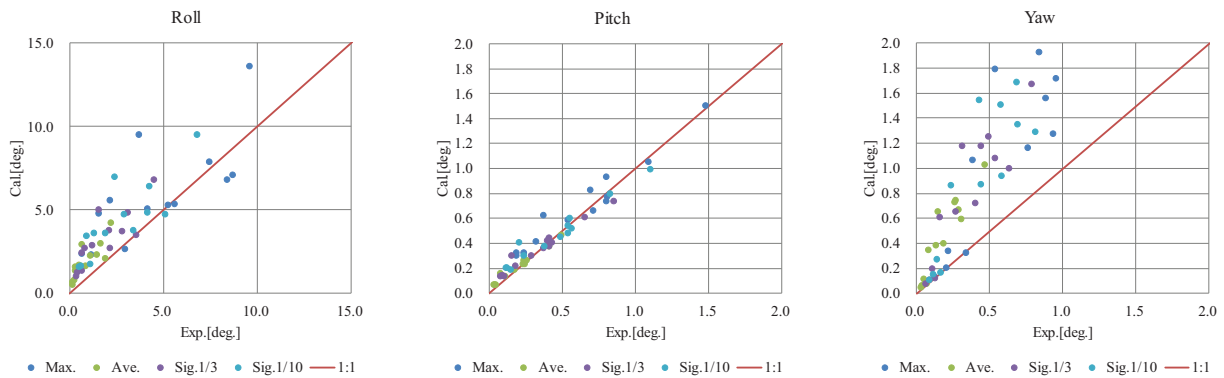


図-60 動揺特性の再現性 (その2)

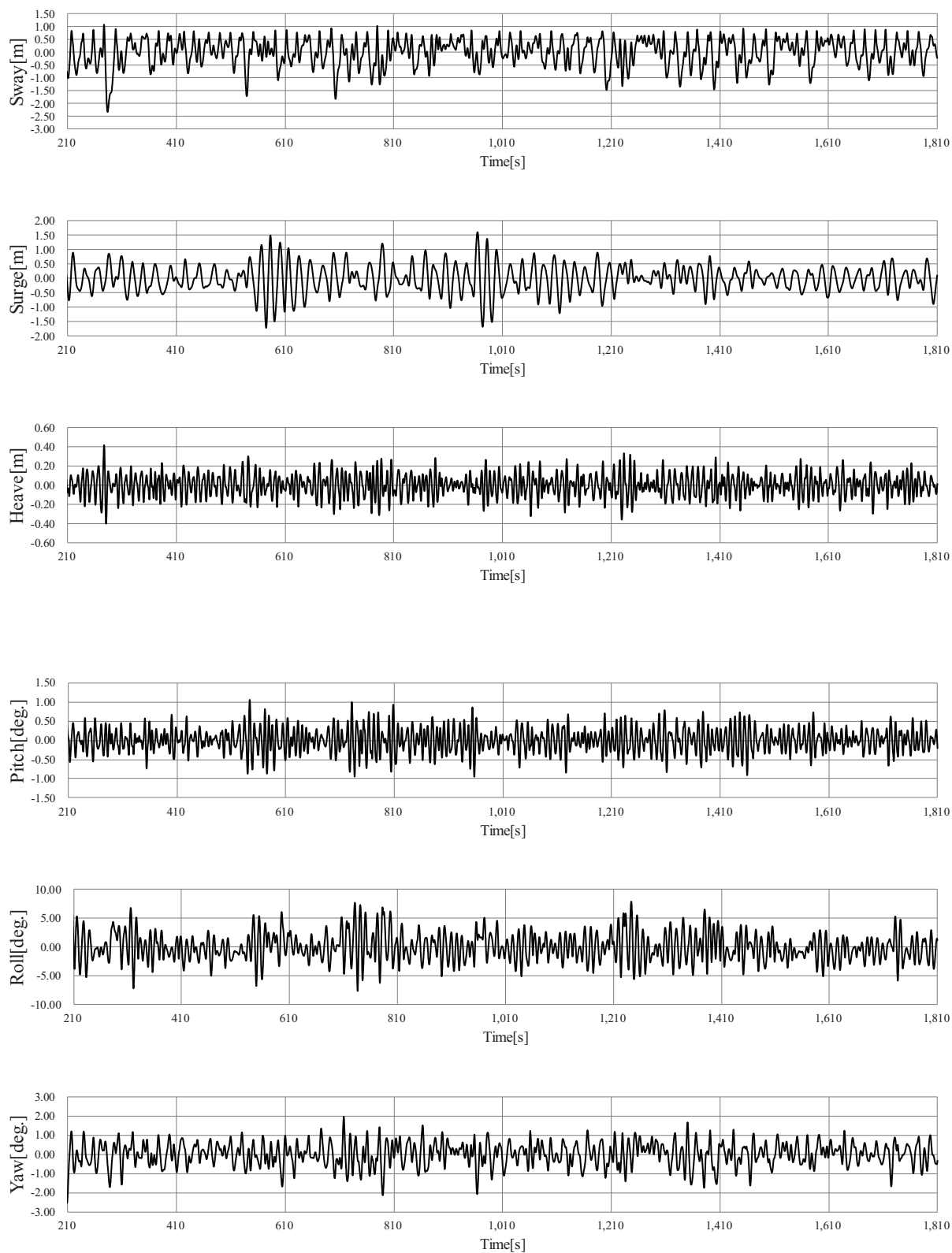
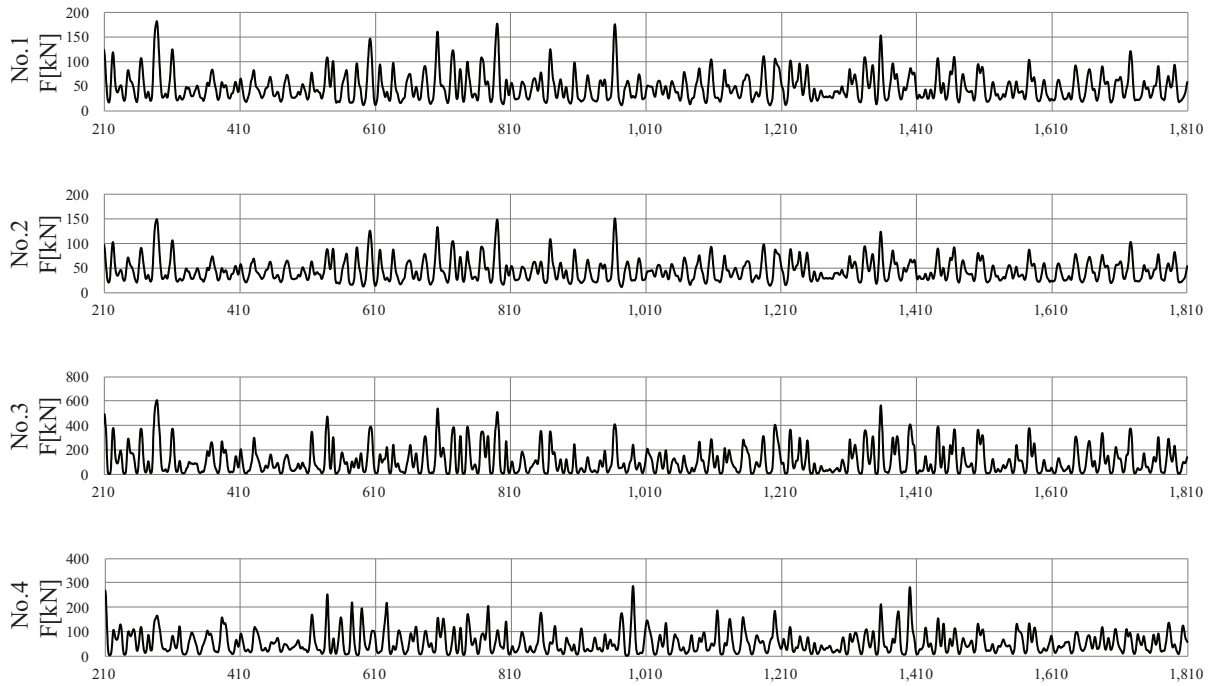
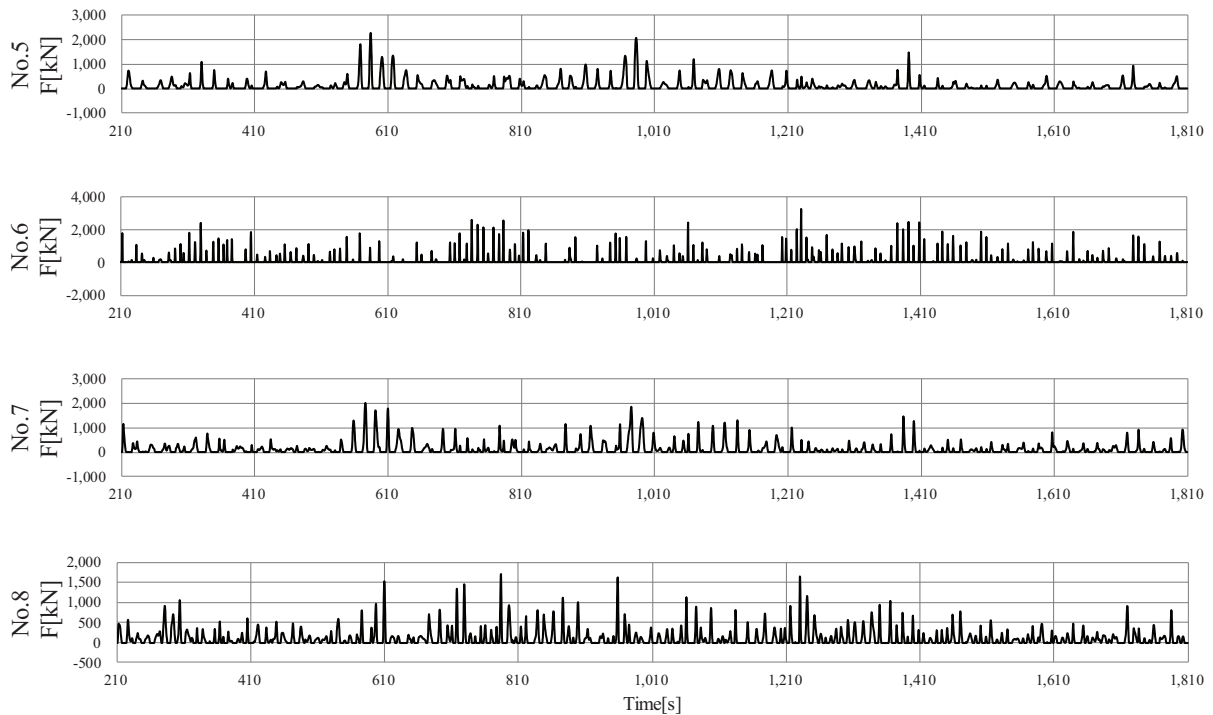


図-61 CADMAS-SURF/3Dによる6自由度の時系列動揺量 Case13 ($H_{1/3}=1.0\text{m}$, $T_{1/3}=8\text{s}$, $S_{\text{max}}=10$)



(a) 船首側係留索張力



(b) 船尾側係留索張力

図-62 CADMAS-SURF/3Dによる時系列係留索張力 Case13 ($H_{1/3}=1.0\text{m}$, $T_{1/3}=8\text{s}$, $S_{\text{max}}=10$)

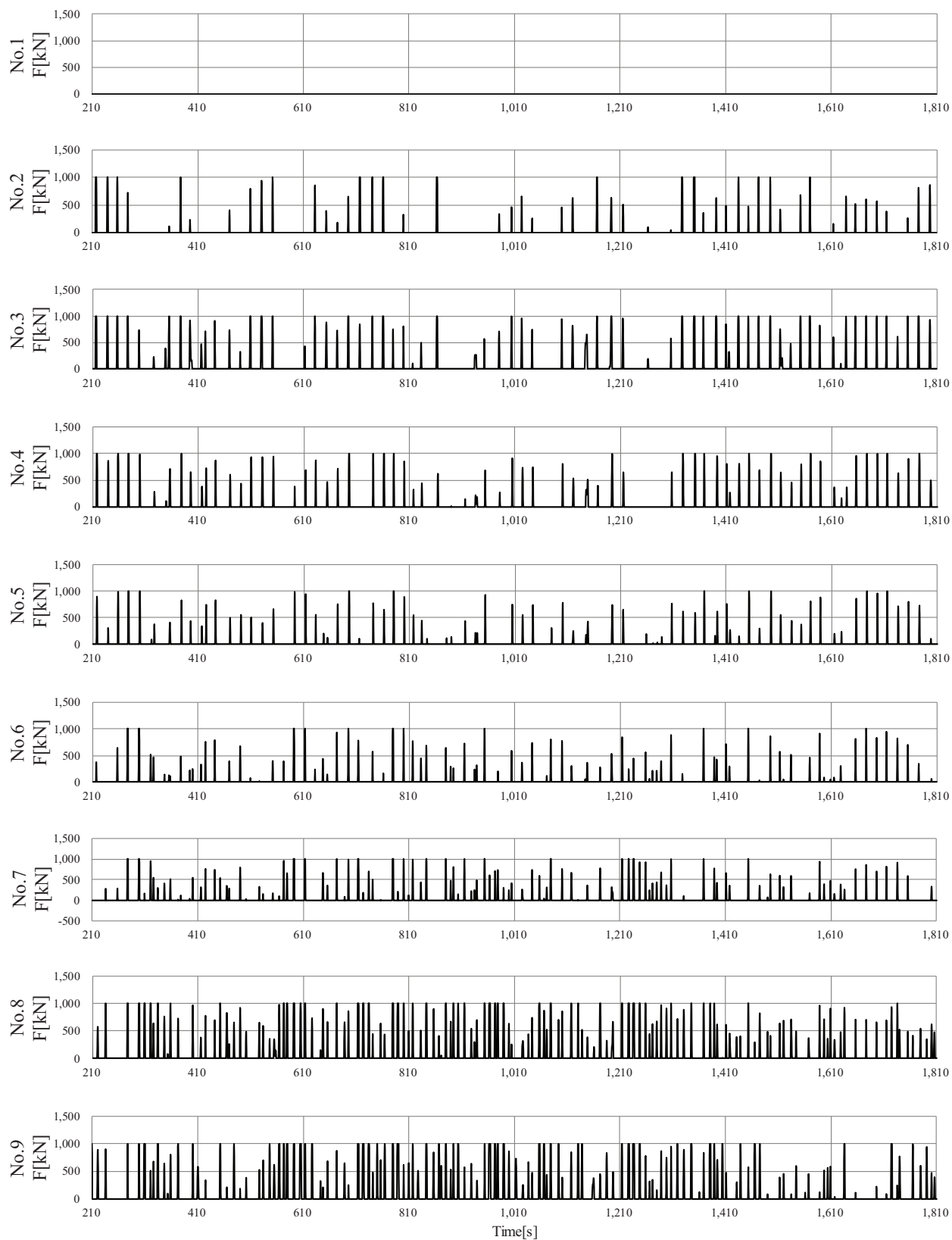


図-63 CADMAS-SURF/3Dによる時系列防舷材反力 Case13 ($H_{1/3}=1.0\text{m}$, $T_{1/3}=8\text{s}$, $S_{\text{max}}=10$)

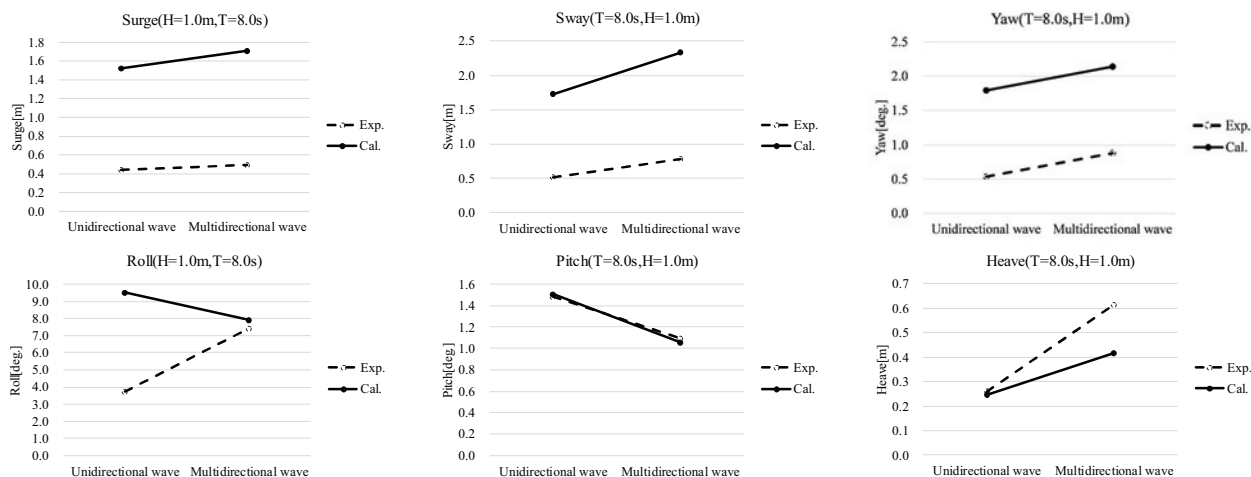


図-64 波の多方向性が最大動揺量に与える影響 (Case11, Case12)

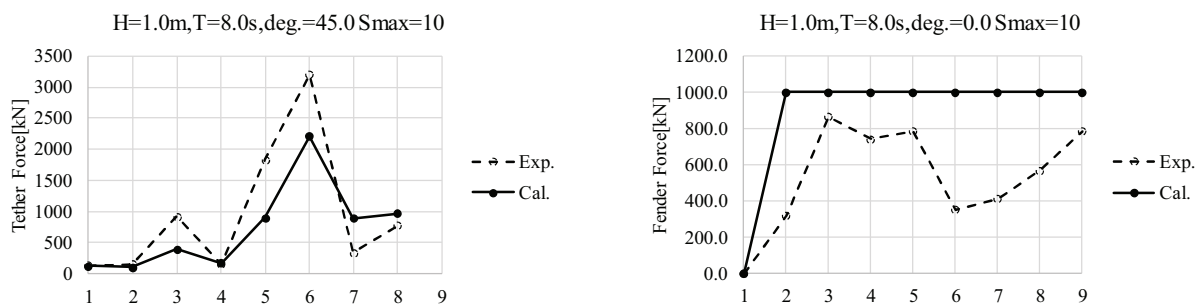


図-65 最大索張力および最大反力の分布 (Case13) 左：最大索張力 右：最大反力

(4) 結果と考察 (多方向波)

a) 動揺量・索張力・防舷材反力の時系列波形の例

図-61に、CADMAS-SURF/3Dで計算した200波分のCase13(H_{1/3}=1.0m, T_{1/3}=8.0s, θ=90deg., Smax=10)の時系列6自由度動揺量を示す。Swayは、最大で2.0m以上離岸方向(-)に大きく動揺したのちに、係留索によって引き戻され、防舷材に衝突する様子が確認できる。Surgeは、波周期の8秒より長い周期の、係留系の固有振動数に応じて最大で1.5m程度動揺する様子が確認できる。Heaveは、波周期である8.0sに応じて動揺している様子が確認できる。PitchはRollとより短い周期で振動する様子が確認でき、振幅は非常に小さい。一方でRollは横揺固有周期と同程度で動揺をしているが、最大動揺量は非常に大きく7°を上回っている。YawはSwayと同程度の周期で動揺していることが確認できる。これらすべての特徴は、一方向不規則波の場合と同じであった。

図-62に、CADMAS-SURF/3Dで計算した200波分のCase13(H_{1/3}=1.0m, T_{1/3}=8.0s, θ=90deg., Smax=10)の時系列係留索張力を示す。8本の係留索のうち、最大索張力を記録したのは、索長が最も短く、係留索特性が硬い係留索T.6であり、最大索張力を記録した順番は、おおむね初期長さ

が短い順となった。船首側の係留索T.1及びT.2は、索張力がゼロにならずに、常に張力が作用した状態を保っている様子が確認できる。これらの特徴は、一方向波での場合と同じであった。

図-63に、CADMAS-SURF/3Dで計算した200波分のCase13(H_{1/3}=1.0m, T_{1/3}=8.0s, θ=90deg., Smax=10)の防舷材の時系列反力を示す。変形量のリミッタによって、最大防舷材反力は頭打ちとなる特徴や、船尾側の防舷材F.7~F.9は最大防舷材反力を記録する回数が多い特徴、時折スパイク状の反力を記録し、それ以外の時間では、防舷材反力がゼロである特徴も、一方向不規則波の場合と同じであった。

b) 波の多方向性が最大動揺量に与える影響

図-64に、多方向性の有無に対する最大動揺量の変化を実験結果とともに示す。Rollを除いた最大動揺量は、一方向波に比べて多方向波の場合に大きくなる傾向を再現できてはいるものの、Pitchを除いて定量的には一致していない。これらのうち、Heaveのみ、計算値が実験値を多少下回っているが、定量的に一致しているPitchを除いた他の動揺成分は、計算値のほうが過大に評価されている。この傾向は、一方向波の場合と同じであった。

c) 最大索張力および最大反力の分布

図-65に、Case13($H_{1/3}=1.0\text{m}$, $T_{1/3}=8.0\text{s}$, $\theta=90\text{deg.}$, $S_{\text{max}}=10$)の係留索番号毎、および防舷材番号毎の最大索張力、防舷材反力を示す。索番号毎の最大索張力は、実験とほぼ同様の傾向を示しているが、係留索の位置によっては定量的に一致しない部分が見られる。防舷材番号毎の最大防舷材反力は、防舷材F.1に反力が発生していないことを除いて、他すべての地点で変形量のリミッタが作動し、頭打ちとなっている。最大防舷材反力が一致しない原因は、Swayが実験値に比べて3倍程度大きいからだと考えられる。

これらの結果から、多方向波中での動揺特性・係留索張力特性・防舷材反力特性は、一方向波と同じ傾向を示した。

3.4 実海域を対象とした試算

(1) 計算条件

外洋に面した離島港湾の岸壁を利用する貨客船を対象に、3.3までで開発した三次元流体場での係留船舶動揺解析手法を用いて試算を実施した。なお、本節の検討内容は基本的に相田ら(2018)と同様である。対象とした岸壁は、沖合に防波堤等の外郭施設を持たず、沖波が直接入射するため、常時高波浪にさらされている。そのため、防舷材を用いた通常の接岸係留が難しく、係船浮標も併用し、ある程度離岸した状態で係留している。そこで、防舷材を設定せず、係留索のみによる係留状況を再現した。ただし、沖側のブイは固定点とし、ブイ自体の振れまわりなどの動揺は考慮しない。

表-4 船舶主要諸元

全長[m]	83.62
垂線間長[m]	74
型幅[m]	13.4
喫水(満載)[m]	3.95
排水量[t]	2322.74
横揺れ固有周期[s]	8.4

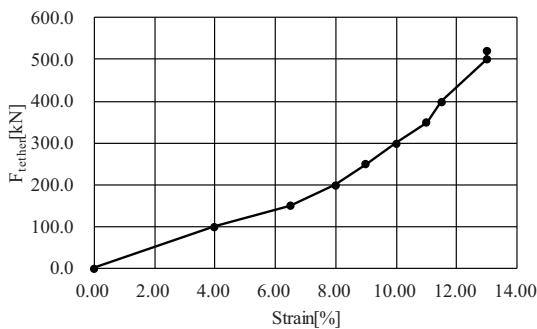


図-66 パイレナムマルチ係留索特性

a) 船舶諸元および係留条件

対象船舶の諸元を表-4に示す。係留索は、図-66の伸び率-張力特性を有したパイレナムマルチ索を使用し、図-67に示すように、岸壁側に4本、係船浮標に2本の計6本を配置した。なお、3.3節までの検討と同様に、係留索の破断は考慮しない。船舶は岸壁から8m離岸した状態で係留し、初期張力を破断荷重の7%に設定した。沖側ブイの係留点は、水面上0mの高さに設定し、マーカーブイなどの動揺も考慮せず、計算空間上に固定した。船舶モデルは、表-4に示す全長、型幅、喫水などの諸元をもとにルイスフォーム近似により断面形状を決定した後に、ポリゴンに変換することで作成した(図-68)。なお、作成した船舶の動揺や高波浪によって流体が甲板に打ち込まない程度に船

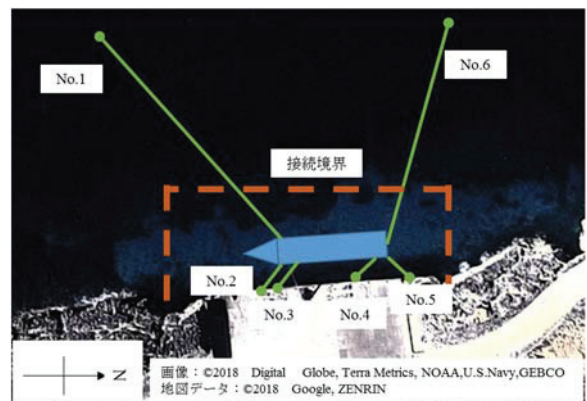


図-67 対象岸壁の計算領域と係留索配置

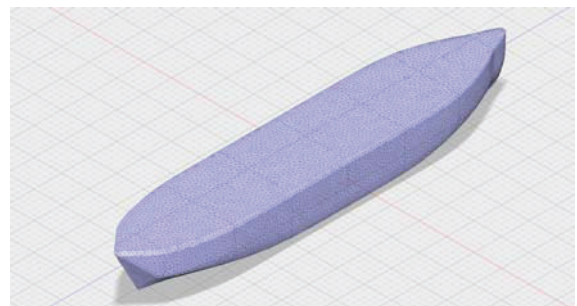


図-68 ルイスフォーム近似から作成した船舶モデル

表-5 船舶動揺計算の条件

沖波向	W
沖波有義波高	1.0m
沖波有義波周期	8.0s
$\Delta x, \Delta y$	2.0m
シミュレーション時間	100波
Δt	0.02s
マトリクス時間間隔	0.24s
接続境界のマトリクスファイル数	93個
計算格子数(x×y×z)	79×147×58

舶モデルの乾舷を確保したが、甲板上的の構造物は再現していない。なお、横揺れ固有周期が8.4sとなるように、事前に自由動揺試験を実施し、調整を施した。

b) 波浪および地形条件

NOWT-PARIの波条件は、表-5に示す通り、波向W、有義波高1.0m、有義波周期は8.0sに設定した。3章の手順と同様に、CADMAS-SURF/3Dとの接続境界上で造波マトリクスを抽出したが、事前検討計算による接続境界上での波向はWだったことから、CADMAS-SURF/3Dの接続境界は、I字型として、減衰帯内部まで造波ソースを設定した。

$\Delta x, \Delta y$ は2m、 Δz は、自由表面付近で0.1mとし、水深が深くなるにつれて段階的に粗くなるよう設定した。CADMAS-SURF/3Dの船舶動揺計算で海底地形変化を考慮するために、CADMAS-MESHに、ポリゴン化した海底地形図を入力し、水面下の各計算セルを、障害物セルおよび、空隙率が設定されたセルに指定した。計算領域の外側には、岸壁背後の面を除いて2波長以上(220m)の減衰帯を設定し、再反射波を防いだ。

(2) 計算結果

係留船舶の6自由度の時系列動揺量を図-69に示す。Surge, Sway, Yawは、中立位置からプラス方向とマイナス方向にそれぞれ同程度の振幅で動揺し、その周期は、係留系の固有周期と考えられる、波周期と比較して長い周期で運動しており、防舷材を用いない係留の特徴を良く捉えている。Heaveは、波浪場のみを対象として実施したCADMAS-SURF/3Dの事前検討シミュレーションで得られた、船舶係留位置での平均波振幅0.22m、有義波振幅0.36mと良く対応する動揺量であり、その動揺周期も波周期と同程度であった。Rollは、最大10°と非常に大きい値を示し、対象船舶の横揺れ固有周期(8.4s)に近い周期での動揺であった。Pitchは、最大1°程度の動揺量で、Rollに比べて定性的に小さくなることから一般的な船舶の動揺特性を、ある程度再現できているものと考えられる。時系列係留索張力を図-70に示す。最大係留索張力は、索長が比較的短いNo.2, No.3が大きな値を示した。また、沖側のブイに張られたNo.1とNo.6の索は、常に張力が作用しているのに対し、岸壁に張られたそれ以外の索は、岸壁への接近によって張力がゼロになる様子が確認できる。これらのことから、離岸係留時の係留索張力の特徴を良く再現できているものと考えられる。

なお、本計算に要した時間は、プログラムの並列化をしていない状態で、一般的なデスクトップコンピュータ(CPU: Intel® Core™ i7 4770, Memory: 16GB)を用いて48時間程度であった。NOWT-PARIとCADMAS-SURF/3Dをカップリングし、計算時間、および計算容量の短縮を図った

ことで、計算容量は従来法に比べ依然大きいものの、現実的にシミュレーション可能な計算時間に収めることができたといえる。

4. まとめ

本稿では、まず、CADMAS-SURF/3Dを拡張する形で、多方向不規則波浪の造波が可能な造波ソース境界を実現した。単一成分波理論を平面波浪場に拡張するために、水平2成分からなる各時刻の代表流速ベクトルの向きがその時刻での多方向波の波向であるとともに、これらを時間積分したものは多方向波の波向分布を近似的に表現していると仮定し、非リアルタイム接続ではあるものの、NOWT-PARIとCADMAS-SURF/3Dをカップリングすることに成功した。造波された多方向不規則波は、NOWT-PARIに比べて数%程度高い波高ではあるけれども、接続境界上の方向分布、周波数スペクトルも含め、多方向不規則波を造波出来ることが確認された。加えて、実用に供する現実的な接続計算を意識し、NOWT-PARIの粗い計算格子からCADMAS-SURF/3Dの細かな計算格子へと接続する計算に対応できるよう、造波マトリクスファイルをCADMAS-SURF/3Dの造波境界に合わせて空間的に線形補間する機能を設け、効率的かつ合理的な計算を実現できることを示した。

次に、CADMAS-SURF/3Dを拡張する形で、任意形状の係留船舶動揺解析モデルを構築した。各計算セルの空隙率の時間変化を利用することで、船舶動揺とそれに伴う周辺流体場の圧力上昇を再現し、波浪場中での船舶の動揺を再現可能にした。STLファイルで定義された船舶モデルであれば、計算格子の空間解像度によって形状の再現精度が制限されるけれども、任意の形状での動揺計算が可能となった。実験値との比較を通じて、再現性を確認したところ、Heave, Pitch, Rollでは定量的な一致を確認した一方で、Surge, Sway, Yawでは計算結果が過大に評価される傾向が拮めた。この原因の一つに、ローパスフィルターの影響が考えられるが、空隙率算定のアルゴリズムを改良し、ローパスフィルターの係数を低く設定する、もしくは、フィルターを使わないことができれば、これら動揺量が過大に評価されることを解決できると考えられる。

さらに、開発した手法を用いて、NOWT-PARIとのカップリングにより、外洋に面した実港湾の岸壁及び船舶を対象とした100波分の多方向不規則波中の係留船舶動揺量及び係留力を算定した。一般的なPC(CPU: Intel® Core™ i7 4770, Memory: 16GB)を用いて約48時間程度の時間を要したものの、NOWT-PARIとCADMAS-SURF/3Dをカップリングし、計算時間、および計算容量の短縮を図ったこと

で、計算容量は従来法に比べ依然大きいものの、現実的にシミュレーション可能な計算時間に収めることができた。

5. おわりに

本研究では、CADMAS-SURF/3Dの機能を拡張する形で、非線形性の卓越する多方向不規則波の造波と任意形状の係留船舶の動揺解析を実現し、三次元流体場での浮体動揺解析手法を新たに開発した。

まず、CADMAS-SURF/3Dで多方向不規則波を造波するために、単一成分波理論を拡張してNOWT-PARIに適用することにより、CADMAS-SURF/3Dとの一方向接続計算を実現した。また、NOWT-PARI単独で算定した多方向波の時系列波形、波浪統計量、方向スペクトルとの比較を通じて、CADMAS-SURF/3Dによる多方向不規則波の造波が実務上十分な精度で実現できることを示した。この手法は、接続境界位置を適切に設定することで、従来のポテンシャル理論を基礎にした係留船舶の動揺解析手法(上田・白石, 1983)では難しかった、非線形性が卓越する波浪場の再現が可能であるという特徴と利点を有している。

次に、浮体の運動を取り扱えるようCADMAS-SURF/3Dを拡張し、任意の波浪場および船舶形状に適用できる新たな係留船舶動揺解析モデルを開発した。また、多方向不規則波が作用する実際の離島岸壁に係留された中・小型船舶の動揺特性を解析的に示し、一例ではあるが、本手法が船舶形状の変更や造波境界上の地形変化にも対応できる汎用的に利用可能な計算モデルであることを示した。しかしながら、実験値との比較においては特にSurge, Sway, Yawの動揺量が過大に算定されるため、空隙率の算定方法を高精度化する等、実務への適用に際してはいくつかの課題も残されている。

例えば、本研究で用いた係留索モデルは、港湾の実務で広く用いられている係留船舶の動揺解析手法(上田・白石, 1983)とは異なり、最も基本的な線形ばねモデルを採用している。しかし、より実現に近いシミュレーションを実現するためには、カテナリー係留や係留索のダンピング影響などの特性が考慮できるような係留モデルの高度化が必要である。また、同様に線形ばねモデルを採用した防舷材モデルに関しても、ヒステリシスを考慮できるモデルへと発展させていく必要があると考えられる。

今後は、これらのプログラム開発や、より多くの水槽実験結果や従来法による計算結果との比較を通じて、計算精度の向上を図り、実務モデルとして活用できる計算手法とすることを目指す予定である。

参考文献

- 1) 上田茂, 白石悟:係留船舶の動揺計算法とその評価, 港湾技術研究所報告, 第22巻, 第4号, pp.181-218,1983.
- 2) 川崎浩司:構造物の並進・回転運動を導入したVOF法に基づく2次元数値波動水路の構築, 海洋開発論文集, 第22巻, pp.685-690,2006.
- 3) 米山望・田中豊:船舶の三次元挙動解析手法の開発と係留索張力による基礎的検証, 土木学会論文集B2(海岸工学), Vol.69, No.2, pp.I_331-I_335,2013.
- 4) 一般財団法人沿岸技術研究センター:CADMAS-SURF/3D 数値波動水槽の研究・開発, 沿岸技術ライブラリーNo.39,2010.
- 5) 平山克也, 中村隆志: NOWT-PARIとCADMAS-SURF/2Dとのリアルタイム片方向接続計算に関する検討, 港湾技術研究所報告, 第54巻, 第2号, pp.7-20,2015.
- 6) 相田康洋, 平山克也: CADMAS-SURF/3Dを拡張した係留船舶動揺解析手法の構築, 土木学会論文集B2(海岸工学), Vol. 74, No.2, pp I_13-I_18,2018

記号表

A	: ポリゴンの面積
B	: 分散項の補正係数
D_x, D_y, D_z	: エネルギー減衰帯のための係数
F_{fluid}	: 船舶モデルに作用する流体力
F_{tether}	: 係留索張力
F_{fender}	: 防舷材反力
g	: 重力加速度
h	: 静水深
I	: 慣性モーメントテンソル
k	: 波数
k_t, k_f	: 係留索のばね定数, 防舷材のばね定数
$\mathbf{n}_t, \mathbf{n}_f$: 係留索, 防舷材の変形方向単位ベクトル
\mathbf{n}_p	: ポリゴンの法線ベクトル
P	: 流量フラックス
p	: 圧力
P_g	: ポリゴン重心位置での圧力
q	: 湧き出し強さ
q_u, q_v	: U^*, V^* から算定される湧き出し強さ
R	: 水平2成分流速からなる代表流速ベクトル
R_x, R_y, R_z	: 多孔質体からの抵抗力
S_ρ, S_u, S_v, S_w	: 造波ソースのためのソース項
U_r	: アーセル数
$U_i(z, t)$: x 方向の流速成分の鉛直分布
$V_i(z, t)$: y 方向の流速成分の鉛直分布
U^*, V^*	: 各成分の湧き出し流速
u, v, w	: x, y, z 方向の流速成分
w_s	: 静水面における流速
x, y, z	: 水平方向座標, 鉛直方向座標
α	: 湧き出しの拡がる方向に依存する係数
β	: ローパスフィルター強度の係数
γ_v	: 空隙率
$\gamma_x, \gamma_y, \gamma_z$: x, y, z 方向の面積透過率
$\gamma_v(n)$: フィルター適用後の体積空隙率
$\gamma_v^*(n)$: フィルター適用前の体積空隙率
$\Delta L, \Delta B$: 係留索の伸び量, 防舷材の変形量
$\Delta x_s, \Delta y_s$: x, y 方向の格子間隔
η	: 水位
$\lambda_v, \lambda_x, \lambda_y, \lambda_z$: 構造物から受ける慣性力の効果と空隙率 (もしくは面積透過率) の和
ν_e	: 分子動粘性係数 ν と渦動粘性係数 ν_t の和
θ	: その地点, 時刻における波向
ρ	: 基準密度
ρ^*	: 浮力を考慮した密度
$\boldsymbol{\omega}$: 角速度ベクトル

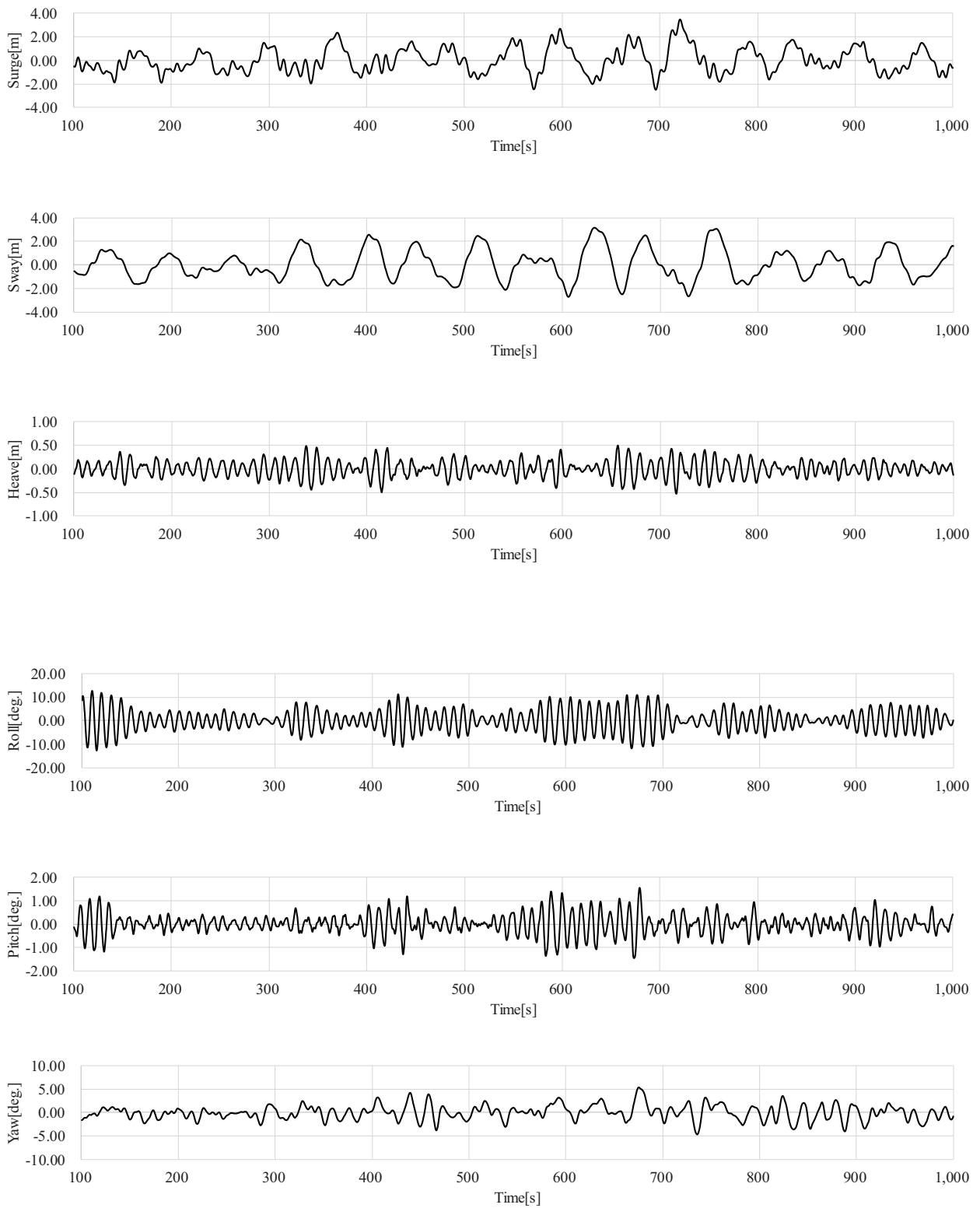


図-69 実海域を対象とした CADMAS-SURF/3D による 6 自由度の時系列動揺量

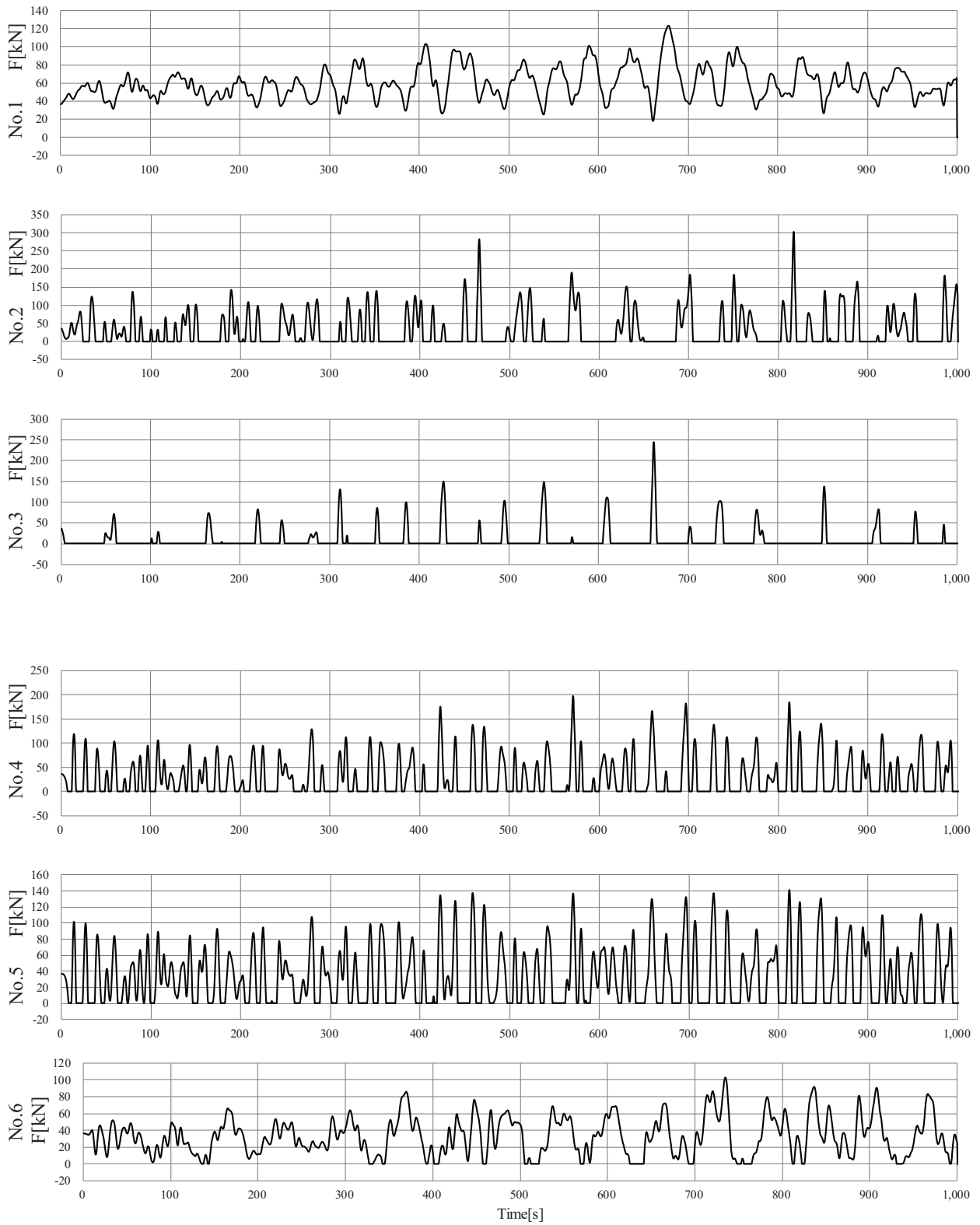


図-70 実海域を対象とした CADMAS-SURF/3D による時系列係留索張力