船底二重底曲げを考慮した船体縦強度評価のための設計不規則波導出

正会員 高 見 朋 希*

正会員 飯 島 一 博**

Derivation of Design Irregular Wave for Assessing Vertical Strength of a Ship Considering Double Bottom Bending

by Tomoki Takami, *Member*

Kazuhiro Iijima, *Member*

Summary

Estimations of extreme wave conditions and corresponding maximal structural responses are of particular importance for the sake of ensuring structural safety of ships. The present paper is concerned with developing a method to predict the extreme value of structural response at the double bottom structure accounting for the double bottom bending moment by using FORM and the coupled CFD and FEA. The FORM and so-called Model-correction-factor approaches are adopted. The nonlinear strip method is used for predicting a design point (predictor) under the designated limit state function, then the CFD and FEA coupling method is used for correcting the predicted design point (corrector). Two types of limit state functions are used in estimating longitudinal stress level at the outer bottom surface in order to investigate the double bottom bending effect. The discussion is made in terms of identified critical wave episodes (design irregular waves) and associated structural responses. It turned out that the presented approach is valid for identifying the design irregular wave and corresponding reliability index where the structural response of the double bottom structure takes an extreme value.

1. 緒 言

船体構造の安全性を確保するためには、船舶の生涯において遭遇する最大荷重、最大応答を把握した上で設計する必要がある。このための手法として船体構造設計では長期予測に基づく推定法が用いられてきた¹⁾。長期予測法は、例えば船舶の縦曲げモーメントの評価や疲労被害度の評価にも有効である。構造応答自体に内在する不確定性、例えば操船影響などによる評価値のばらつきなどが存在するとの指摘はあるものの²⁾、長期予測に対する寄与度の大きい短期海象が存在し³⁾、長期予測法を介せば構造応答に対して最も危険な短期海象(極限短期海象)を特定することが可能とされている。

一旦、極限短期海象が特定されたとき、極限短期海象における船体構造の最大応答の評価が次に問題となる。非線形応答を対象とする場合には、これが容易でなく、一般には非線形効果を含むシミュレーションや実験を行い、統計解析をすることで最大値を推定する。その代替として従来から、短期海象中の船体構造の最大応答を効率よく推定する手法に、Adegeestら⁴⁾の Most Likely Extreme Response (MLER)法や深沢⁵⁾の Design Irregular Wave (DIW)法が知られている。これ

らの手法は要素規則波における応答関数を予め求めておき、これらの応答関数の線形重ね合わせに基づいて最大応答を発生させる不規則波時系列(設計不規則波)を導出するものである。得られた不規則波時系列の下で非線形効果を含むシミュレーションを行うことで、応答の最大値が推定される。

さらに、合理的な安全性評価の観点からは、設計不規則波が、短期海象中において最も起こり得る極限事象の発生確率と結合していることが求められる。発生確率と結びついた極限事象の推定手法として、Jensenは構造信頼性理論のひとつである First Order Reliability Method (FORM)を用いて設計不規則波を導出する方法を提唱した⁶⁾。非線形効果を含む波浪中船体縦曲げモーメントを対象とし、任意の確率レベルに対応する縦曲げモーメント極値を生じさせる不規則波時系列が FORM における設計点として算出可能であることが示されている。さらに飯島ら⁷⁾は適切な限界状態関数を設定することにより、同手法が船体崩壊後の弾塑性変形現象に関する設計不規則波の特定に適用可能なことを示した。これらの研究により、FORMを用いた手法が、非線形事象を含む船体構造応答に対する設計不規則波導出に有効である事が示されている。

船体の流力弾性応答を含めた縦曲げモーメントの評価手法として、これまで船舶海洋分野においては、非線形ストリップ理論⁸⁾や3次元パネル法を用いた数値計算法⁹⁾が広く用いられている。一方で、近年の計算機技術の発展に伴い、3次元船体 CFD (Computational Fluid Dynamics)と構造解析を組み合わせた計算法が広く適用され、検証されてきている¹⁰⁾。著者らの先行研究においても、CFDとFEA (Finite Element

* 国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所
海上技術安全研究所

** 大阪大学 工学研究科

Analysis)を組み合わせた CFD-FEA 連成法を構築し、大波高中でのコンテナ船の波浪荷重応答、さらには流弾性応答評価への有効性を確認している^{11),12)}。

CFD を活用した合理的かつ効率的な縦曲げモーメントの極値と発生確率の推定方法として、Seng ら¹³⁾は船体梁の縦曲げモーメントを対象とし、非線形ストリップ理論を設計不規則波の予測子 (*predictor*), 3 次元 CFD を修正子 (*corrector*) として活用することによる方法を提案した。Seng らは Ditlevsen らの提案した Model Correction Factor (MCF) 法¹⁴⁾を導入して、ストリップ法と CFD の二つの手法間の評価の差を吸収している。彼らの研究は 3 次元 CFD を活用して、任意の確率レベルに対応する設計不規則波の推定ならびに応答極値が FORM と *predictor-corrector* との併用により可能となる事を示唆している点で興味深い。一方で、近年特にコンテナ船に対しては船底局部荷重による二重底を考慮した縦曲げ構造応答及び安全性評価の必要性が示唆されている^{15),16)}が、Seng らの研究では船体梁を想定した評価法に留まっており、二重底の局部構造応答に対しては未だ明確に評価されていない。

そこで本研究では、二重底曲げと船体桁縦曲げの複合荷重下の強度問題を対象とし、設計不規則波導出法の構築とそれによる極値分布の推定を目的とする。設計不規則波の推定には FORM 及び構造応答の数値解析手法としての非線形ストリップ法と CFD-FEA 連成法を活用する。その際、二つの解析間の差を MCF 法により吸収する。設計不規則波の想定するシナリオは短期海象中において船底外板が目的とする応力値に達する状況を想定し、局部荷重影響の考慮の有無で 2 種類の限界状態関数を提案した。これらの限界状態関数を用いて得られた結果をもとに、二重底の局部構造応答を考慮した場合の信頼性指標及び破損確率の変化について考察を行った。また、弾性振動を含む場合についても検討範囲を広げ、適用時の問題点を整理する。

2. FORM を用いた設計不規則波導出法

2.1 設計不規則波導出法

本研究で適用する設計不規則波導出法は Jensen⁹⁾の手法に従う。長波長不規則波時系列を、式(1)に示すように N 個の要素規則波の線形重ね合わせとして表現する。

$$\eta(t) = \sum_{i=1}^N u_i \sqrt{S(\omega_i) d\omega} \cos(\omega_i t) + \sum_{i=1}^N \bar{u}_i \sqrt{S(\omega_i) d\omega} \sin(\omega_i t) \quad (1)$$

ここで $S(\omega_i)$ は不規則波スペクトル、 ω_i は角周波数である。 u_i 及び $\bar{u}_i$ は互いに無相関な平均 0、分散 1 の標準正規確率変数となる。次に式(1)の不規則波中での時刻 t における応答値に着目する。最大値を取る時刻 t には任意性があるので、予め時刻を定めておくと、時刻 t の条件の下で、最大値は

$r_i(u_1, u_2, \dots, u_N, \bar{u}_1, \bar{u}_2, \dots, \bar{u}_N | t)$ と表記できる。FORM によれば標準正規空間で限界状態関数が与えられたとき、信頼性指標 β は原点と限界状態関数との最小距離として定められるため、限界状態関数 g を応答値 r_i に基づく関数 R を設定することにより、

$$\begin{aligned} g(\cdot) &= g(u_1, u_2, \dots, u_N, \bar{u}_1, \bar{u}_2, \dots, \bar{u}_N | t) \\ &= 1 - R(r_i(u_1, u_2, \dots, u_N, \bar{u}_1, \bar{u}_2, \dots, \bar{u}_N | t)) \end{aligned} \quad (2)$$

と定義すれば、信頼性指標 β は、

$$\begin{aligned} \beta^2 &= \min \left(\sum_{i=1}^N u_i^2 + \sum_{i=1}^N \bar{u}_i^2 \right) \\ \text{subject to } &g(\cdot) = 0 \end{aligned} \quad (3)$$

のように制約条件付きの最小値問題として解決される。破損確率 P_f は、FORM によれば β を与える設計点 $(u_i^*, \bar{u}_i^*)$ 近傍で限界状態関数を 1 次近似して式(4)のように得られる。

$$P_f = 1 - \Phi(\beta) \quad (4)$$

ここで $\Phi(\cdot)$ は標準正規分布関数である。同時に、得られた設計点を(1)式に適用することで、限界状態に達する最もあり得る不規則波（設計不規則波）が得られる。

2.2 設計点の推定手法

非線形事象を含む応答に対して 2.1 の設計不規則波導出法を適用する場合、仮の設計点探索を繰り返す反復計算が必要となる場合がある。全体的な反復計算の流れとしては、

1. 限界状態関数 g を、仮の設計点近傍において $u_i, \bar{u}_i$ の関数として応答曲面により近似する。
2. 式(3)に基づき、信頼性指標 β 及び新しい設計点 $(u_i^*, \bar{u}_i^*)$ を決定する。
3. 設計点 $(u_i^*, \bar{u}_i^*)$ における限界状態関数 g を計算する。
4. 設計点 $(u_i^*, \bar{u}_i^*)$ が一定値に収束するまで 1.~3. を繰り返す。

とする。ステップ 1. において、本研究では線形の応答曲面を適用し、限界状態関数 g を $u_i, \bar{u}_i$ の線形結合として表現する。すなわち、

$$\begin{aligned} g(u_1, u_2, \dots, u_N, \bar{u}_1, \bar{u}_2, \dots, \bar{u}_N | t) &\approx \\ c_0 + \sum_{i=1}^N \{ &c_i (u_i - u_i^*) + \bar{c}_i (\bar{u}_i - \bar{u}_i^*) \} \end{aligned} \quad (5)$$

と近似する．式(5)に示す通り，限界状態関数 g は直前の反復計算において推定された設計点 $(u_i^*, \bar{u}_i^*)$ まわりに 1 次近似されている．次に限界状態関数 g が与えられたとき，ラグランジュ関数 f を式(6)のように設定する．

$$f(u_1, u_2, \dots, u_N, \bar{u}_1, \bar{u}_2, \dots, \bar{u}_N, \lambda) = \sum_{i=1}^N (u_i^2 + \bar{u}_i^2) - \lambda g(u_1, u_2, \dots, u_N, \bar{u}_1, \bar{u}_2, \dots, \bar{u}_N | t) \quad (6)$$

ここで λ はラグランジュ乗数である．式(6)にラグランジュ未定乗数法を用いれば，それぞれの変数，すなわち $u_1, u_2, \dots, u_N, \bar{u}_1, \bar{u}_2, \dots, \bar{u}_N, \lambda$ に対するラグランジュ関数 f の偏微分値をゼロとする連立方程式を解くことで，新しい設計点 $(u_i^*, \bar{u}_i^*)$ を求めることができる．

上述のとおり，限界状態関数 g の推定に数値シミュレーションを援用する場合，限界状態関数 g の応答曲面の生成のためには乱数的に発生された $u_i, \bar{u}_i$ のもとで数値シミュレーションを繰り返す必要がある．また，反復計算の初回では，設計点をゼロとして，Box-Muller 法に基づき標準正規分布に従う $u_i, \bar{u}_i$ を生成する．

次に，FORM と非線形ストリップ法を組み合わせた反復計算 (*predictor*) によって得られた設計点を用いて，CFD-FEA 連成法 (*corrector*) により結果を修正する．得られた設計点 $(u_i^*, \bar{u}_i^*)$ で発生される不規則波中で非線形ストリップ法により求められる応答値を $r_{t,pre}$ ，CFD-FEA 連成法を用いて求められる応答値の最大値を $r_{t,cor}$ としたとき，

$$c = \frac{r_{t,cor}(u_1^*, u_2^*, \dots, u_N^*, \bar{u}_1^*, \bar{u}_2^*, \dots, \bar{u}_N^* | t - \tau)}{r_{t,pre}(u_1^*, u_2^*, \dots, u_N^*, \bar{u}_1^*, \bar{u}_2^*, \dots, \bar{u}_N^* | t)} - 1 \quad (7)$$

により得られる修正係数 c を計算する． τ は目的時刻の修正係数である．得られた修正係数 c を用いて限界状態関数 g を以下のように修正し，再度 *predictor* を実行する．

$$g(\cdot) = 1 - R((1 + \alpha c) r_t(u_1, u_2, \dots, u_N, \bar{u}_1, \bar{u}_2, \dots, \bar{u}_N | t - \tau)) \quad (8)$$

ここで α は緩和係数で，0~1 の間の任意の値を取り得る係数である．上述のような手法により，計算コストの大きい CFD-FEA 連成法の実行回数を減らすことができ，現実的な計算時間で短期海象中の荷重の極値の推定が可能となる．

2.3 限界状態関数の設定

本研究では，約 6000TEU サイズのポストパナマックス型コンテナ船を解析対象とする．本船の主要目を Table 1 に示

す．ホギング状態で二重底が圧縮荷重のもとで，船底外板中央における長手方向平均応力（以降，船底外板応力）が目標とする応力値に達する状態を限界状態とした．本研究では設計不規則波に二重底曲げが及ぼす影響を調査するため，限界状態関数を全体縦曲げのみを考慮する場合，及び二重底曲げを考慮する場合の 2 通り設定した．

Table 1 Principal particulars of subject ship.

Ship length	283.8 m
Breadth	42.8 m
Depth	24.0 m
Draft in full loading	14.0 m
Displacement	109480 ton

2.3.1 全体縦曲げのみの場合

全体曲げのみを考慮するとき，船体中央部ホールドの船底外板が全体縦曲げモーメントにより目標の応力値に至る限界状態を想定する．限界状態関数 g は式(9)で与えられる．

$$g = 1 - \left(\frac{r_{t, glob}}{M_{uh, glob}} \right) \quad (9)$$

$$where \quad r_{t, glob} = M_{h, glob}(u_1, u_2, \dots, u_N, \bar{u}_1, \bar{u}_2, \dots, \bar{u}_N | t)$$

ここで $M_{h, glob}$ は船体中央部ホールドにおけるハルガーダーの波浪中縦曲げモーメント， $M_{uh, glob}$ は船底外板応力が目標応力値 σ_t に達する時の波浪中縦曲げモーメントである．目標応力値 σ_t は圧縮状態で 170MPa と設定した．ホギング状態で船底外板が σ_t に達するモーメント $M_{uh, glob}$ は，静水中縦曲げモーメントの効果を差し引き，船体中央部ホールド部の断面係数 Z を用いて，式(10)の通りとなる．

$$M_{uh, glob} = (\sigma_t - \sigma_s) Z \quad (10)$$

ここで σ_s は静水中縦曲げモーメント下の船底外板応力である．本船では許容静水中縦曲げモーメントは 4115MNm であり，船底外板応力 σ_s は圧縮状態で 81MPa とした．このためホギング状態において $M_{uh, glob}$ は 4505MNm となり，目標応力状態では波浪縦曲げモーメント 52.3%，静水中縦曲げモーメント 47.7% の組み合わせとなる．

2.3.2 二重底曲げを考慮する場合

二重底曲げを考慮する場合についても同様に船底外板における応力が σ_t (170MPa) に達する状態を限界状態と設定する．限界状態関数を，全体曲げと二重底曲げを考慮した Amlashi ら¹⁷⁾及び辰巳ら¹⁸⁾の最終強度相関関係式を参照し

て、式(11)のように定義した。

$$g = 1 - \frac{(\sigma_b - \sigma_{b,st})}{(\sigma_t - \sigma_{b,st})} = 1 - \left(\frac{r_{t,glob}}{M_{uh,glob}} + \frac{r_{t,db}}{M_{uh,db}} \right) \quad (11)$$

$$\text{where } r_{t,db} = M_{h,db}(u_1, u_2, \dots, u_N, \bar{u}_1, \bar{u}_2, \dots, \bar{u}_N | t)$$

ここで、 $M_{h,db}$ は二重底曲げモーメント、 σ_b は船底外板応力、 $\sigma_{b,st}$ は静水中の船底外板応力である。事前に全船 FE モデルを用いて静水中における CFD-FEA 連成計算により求め、静水中の船底外板応力 $\sigma_{b,st}$ の大きさは圧縮状態で約 67MPa であった。 $M_{h,db}$ は水圧による二重底の曲げ変形を Fig. 1 のようにバルクヘッド (BHD) が固定端として作用すると仮定して、以下の通り定義した。

$$M_{h,db} = \frac{1}{24} P_{out} l_{db}^2 \quad (12)$$

ここで P_{out} は静水成分を除いた単位長さあたりの水圧荷重成分である。

corrector である CFD-FEA 連成法において、全船 FE モデルを用いれば、FEA によって導かれる船底外板の応力には全体曲げ及び二重底曲げの双方が含まれている。このため、*predictor* で設計点が推定された後の *corrector* による評価の修正のための MCF には、CFD-FEA 連成計算結果から得られた船底外板応力 $\sigma_{b,CFD}$ 及び目標応力 σ_t を用いて次のように係数 c_b を定める。

$$c_b = \frac{\sigma_{b,CFD}(u_1^*, u_2^*, \dots, u_N^*, \bar{u}_1^*, \bar{u}_2^*, \dots, \bar{u}_N^* | t - \tau) - \sigma_{b,st}}{\sigma_t - \sigma_{b,st}} - 1 \quad (13)$$

τ は目的時刻の修正係数である。*corrector* では式(13)により得られた c_b を式(11)右辺第 2 項に $1 + \alpha c_b$ の形で掛け、目的時刻の修正係数 τ を含めて次の *predictor* における限界状態関数を更新する。すなわち、

$$g = 1 - (1 + \alpha c_b) \left(\frac{r_{t,glob}}{M_{uh,glob}} + \frac{r_{t,db}}{M_{uh,db}} \right)$$

$$\text{where } r_{t,glob} = M_{h,glob}(u_1, u_2, \dots, u_N, \bar{u}_1, \bar{u}_2, \dots, \bar{u}_N | t - \tau) \quad (14)$$

$$\text{where } r_{t,db} = M_{h,db}(u_1, u_2, \dots, u_N, \bar{u}_1, \bar{u}_2, \dots, \bar{u}_N | t - \tau)$$

と限界状態関数を修正して次ステップの *predictor* を実行する。これにより、船底外板が全体曲げ及び二重底曲げ双方の影響下にあるときに目標応力 σ_t に達する設計不規則波の推定を図る。

なお、式(11)中の $M_{uh,db}$ は二重底単体の曲げ最終強度であるが、本研究では $M_{uh,db}$ を二重底外板が圧縮により $\sigma_t - \sigma_{b,st}$ に達する曲げモーメントとし、次式の通り定義した。

$$M_{uh,db} = \frac{I_{db}}{h_{db}} (\sigma_t - \sigma_{b,st}) \quad (15)$$

式(15)中の I_{db} 及び h_{db} はそれぞれ二重底断面の断面 2 次モーメント及び中立軸から外板までの距離である。本研究では、Fig. 2 点線部で囲まれる二重底断面範囲を対象とし、断面 2 次モーメント I_{db} 及び距離 h_{db} を算出した。

Fig. 1 Distribution of local loads applied to double bottom.

Fig. 2 Cross section of double bottom.

3. 数値解析手法

3.1 非線形ストリップ法

predictor ステップでは、非線形ストリップ法に基づく、(国研)海上・港湾・航空技術研究所にて開発された In-house コードである NMRIW_ver2¹⁹⁾を用いた。2次元流体力の計算には Salvesen-Tuck-Faltinsen Method (STFM)²⁰⁾と Close-Fit 法を適用し、スラミングによる衝撃荷重の計算は Karman 理論²¹⁾に従う。ホイッピング応答は船体を Bernoulli-Euler 梁とみなしたモード合成法に基づいて推定した。振動モードは 2 節～4 節曲げまでの縦曲げモードを考慮した。2 節振動の固有周波数は dry モードの全船 FE モデルと同等となるように (0.66Hz, 後述), Bernoulli-Euler 梁のヤング率を調整した。なお、本研究では向波中のみの応答を対象とするため、水平曲げ及び振りモーメントは考慮されていない。検討において

は、中央ホールド (SS5.25) における応答を対象とした。式 (12) における P_{out} は、中央ホールド部のストリップ断面における船底に作用する水圧の平均値とした。

3.2 CFD-FEA 連成法

次に *corrector* ステップでは CFD-FEA 連成法を用いた。CFD 計算には汎用コードである STAR-CCM+ 10.06.009-R8 を、FEA には汎用コードである LS-DYNA (R9.1.0) の動的陽解法を採用した。本研究で用いた CFD 解析モデルのメッシュ条件、解析条件、及び FEA との連成方法は著者らの過去の適用例¹²⁾に従う。CFD 解析での自由表面の表現は Volume-of-Fluid (VOF) 法に基づく。CFD 解析は船長 3m の模型スケール (スケール比 94.6) で実施し、船体運動及びスラミング衝撃荷重を含めた波浪荷重を計算する。なお、本研究では、CFD 計算の各時刻では船体の弾性変形を考慮しない、いわゆる片方向連成法を採用した。以降 CFD 解析結果に言及する際には、フルード相似則に従って実船スケールにおける値を示すこととする。

FEA には Fig. 3 に示す全船 FE モデルを供した。コンテナはそれぞれの質量を反映し、ソリッド要素を用いてモデル化されている。ソリッド要素のヤング率は、モデル全体の曲げ剛性に影響を与えない程度に可能な限り小さな値とした。Fig. 3 に示すように、船体中央部には詳細メッシュ領域を設けている。詳細メッシュ領域のメッシュサイズは 900mm 四方としており、これはガーダー・フロア間を 5~6 分割するサイズである。中央部以外の領域のメッシュサイズはガーダー・フロア間と同等とし、計算時間の短縮を図った。防撓パネルに相当するシェル要素は、防撓材の曲げ剛性を考慮するため、異方性要素としてモデル化している。幾何学的及び材料の非線形性は考慮せず、線形弾性変形 (MAT_ELASTIC) のみを考慮する。本研究で対象とする動的陽解法の実行における計算の時間刻みはクーラン条件²²⁾に基づいて設定し、本 FE モデルでは 6.9×10^{-6} 秒となった。FEA は CPU Intel Xeon E5-2667 を搭載した計算機を用いて 4 並列で実施し、物理時間 100 秒に相当する計算時間は 53 時間であった。陽解法は陰解法と比較してかなり短い時間ステップを必要とするが、本研究で対象とするスラミングに伴う衝撃応答などの急激な現象を解く場合の計算安定性が保証される。

固有値解析により得られた 2 節振動モードの変形図を Fig. 4 に示す。接水による付加質量の影響を考慮しない状態の、いわゆる dry モードの 2 節振動の固有周波数は 0.66Hz であった。構造減衰の影響は文献¹²⁾と同様にレイリー減衰として与えた。ホイッピングを含まない波浪縦曲げモーメント導出の際には 2 節振動成分が臨界減衰状態になるように減衰比を調整して FEA を実施した。一方で、後述するホイッピング成分の導出にあたっては、減衰比を Storhaug らの調査結果²³⁾に基づいて 1.66% として FEA を実施し、得られた結果にバンドパスフィルタ (BPF) を適用することでホイッピン

グ成分を抽出した。BPF のカットオフ周波数は 2 節振動の固有周波数を考慮して 0.4Hz と設定した。2.3 節に示した限界状態関数の計算は、非線形ストリップ法と同様に中央ホールド (SS5.25) における応答を対象とする。式 (13) における $\sigma_{b,CFD}$ は、FEA によって得られた SS5.25 断面上の船底外板の要素中心における X 方向平均応力として計算した。FE モデルの境界条件として、サージ方向の運動を拘束するために、船体の重心位置付近節点の X 方向変位を拘束した。この X 方向変位の拘束により船体重心位置付近には局所的に不平衡力が発生するが、断面全体の縦曲げモーメント及び二重底の応力値に対する影響は小さいと考えられる。また本研究では向波中を対象とするため船体運動はヒープ及びピッチのみを想定している。船体の振り及び水平曲げを拘束することを目的として、船体船底部に相当する節点の X 軸及び Z 軸周りの回転自由度を拘束した。

Fig. 3 Overview of FEA meshing of full scale ship.

Fig. 4 2-node vibration mode shape of full scale ship model.

4. 結果及び考察

本章では前述の手法を用いて特定した設計不規則波及び極値予測の結果について述べる。想定する短期海象は有義波高 11.5m, 平均波周期 12 秒, 船速は 10kn とし、ホギング応答を対象とした極値予測のための目標時刻 t は 112.8 秒とした。波スペクトルは ISSC 波スペクトル²⁴⁾を使用し、角周波数 ω_i の範囲は 0.3~1.5(rad/s), 要素規則波数 N は 100, 角周波数刻み $d\omega$ は一定とした。

4.1 CFD による不規則時系列の再現

corrector ステップで用いる CFD における設計不規則波の再現性をまず確認した。目標時刻において波面高さが 12m となる検証用の設計不規則波を対象とした。理論値と CFD による再現結果を比較して Fig. 5 に示す。Fig. 5 より、本 CFD モデルにより波列の全体的な傾向を捉えることに成功しているが、ピーク波振幅及びその前後の波振幅が、理論値と比較して過大評価されていることが分かる。今回適用した

CFD モデルの自由表面近傍のメッシュサイズは、Z 軸方向で $\Delta z=1.77\text{m}$ 、X 軸方向で $\Delta x=7.09\text{m}$ であり、これは最大波高を 7 分割し、波長が最大となる波成分を 97 分割、波長が最小となる波成分を 4 分割することに相当する。過去の検討²⁵⁾より、最大波高の再現には十分なメッシュ分割であると考えられるが、最小波長の波成分の再現には粗いメッシュサイズであると考えられる。上述の波振幅の相違も、特に水平方向のメッシュサイズに起因していると考察される²⁶⁾。一方で本 CFD モデルは物理時間 150 秒相当を計算するために 8 コア並列計算を用いた場合で約 40 時間の計算時間を要し、自由表面付近のメッシュサイズをさらに細かくした場合では計算時間がさらに膨大になることが予想される。実用的な観点から、本研究では船体構造応答の推定には本 CFD モデルを採用した。CFD モデルのさらなる高精度化は今後の課題点といえる。

Fig. 5 Comparison of irregular wave trains among theoretical value and CFD reproductions.

4.2. 波浪縦曲げモーメントに対する適用

全体縦曲げモーメントの波浪成分のみを対象とした極値予測を行い、本研究で適用した手法の検証を行った。MCF 適用前の *predictor* を用いて、ホイッピング影響を除外した非線形ストリップ法により推定された設計不規則波下における波浪縦曲げモーメント ($M_{h, glob, wave}$) の時刻歴を Fig. 6 点線で、同じ設計不規則波の下で CFD-FEA 連成法により求められた時刻歴を Fig. 6 実線で示す。Fig. 6 中、正の値がホギング状態を意味し、静水中縦曲げモーメント成分は除去して比較している。MCF 適用前の *predictor* により特定された設計不規則波は最大波振幅 8.1m、信頼性指標 β は 3.20 となった。Fig. 6 から確認できるように、非線形ストリップ法と CFD-FEA 連成法の計算結果で $M_{h, glob, wave}$ のピーク時刻に 0.7 秒程度の差異が生じており、また CFD-FEA 連成法により得られる $M_{h, glob, wave}$ のピーク値は非線形ストリップ法よりも低い値となっている。これは双方の数値解析手法において波浪縦曲げモーメントの波周波数に対する伝達関数が異なっていることに起因すると考えられる。

次に MCF を用いることによる設計不規則波の修正を行った。式(7)及び式(8)に示した修正係数 c 及び τ を用いて、 $M_{h, glob, wave}$ のピーク値を修正し、再度 *predictor* を実行した。式(8)中の緩和係数 α は 0.5 と設定した。得られた設計不規則

波の時刻歴を、MCF 適用前の *predictor* 結果と比較して Fig. 7 に示す。MCF 適用後の *predictor* により特定された設計不規則波は最大波振幅 9.5m となり、信頼性指標 β は 3.83 となった。MCF 適用後の *predictor* により特定された設計不規則波下における $M_{h, glob, wave}$ の比較を Fig. 8 に示す。Fig. 8 において目標時刻におけるピーク値に着目すると、 $M_{h, glob, wave}$ のピーク値の違いが式(7)及び式(8)によって修正され、目標ピーク値にほぼ近い設計不規則波が特定されることが確認できる。

Fig. 6 Comparison of wave-induced component of $M_{h, glob}$ under specified irregular wave train first prediction (without MCF).

Fig. 7 Specified irregular wave trains for wave-induced moment.

Fig. 8 Comparison of wave-induced component of $M_{h, glob}$ under specified irregular wave train from second prediction (with MCF).

本研究で用いた MCF は波浪縦曲げモーメントに対して正常

に機能しており, より目標応答に近い設計不規則波の特定は *predictor* 及び *corrector* の実行を繰り返せば可能となることが伺える。

4.3 二重底曲げを考慮する場合

次に二重底曲げ及び波浪縦曲げモーメントの複合荷重下における極値予測の結果について述べる。4.2 節と同様に縦曲げモーメントのホイッピング成分は考慮せず, 波浪成分のみを考慮することとする。二重底曲げを考慮した限界状態関数 (式(11)) を用いて, MCF 適用前の *predictor* 実行により特定された設計点のもとでの船体中央部における不規則波時系列を Fig. 9 点線にて示す。目標時刻付近で最大波振幅 7.7m, 信頼性指標 β が 3.10 の設計不規則波が特定された。得られた設計不規則波下において非線形ストリップ法及び CFD-FEA 連成法により推定される船底外板応力の目標応力による無次元化値 (式(11)右辺第 2 項に相当, $\sigma_b - \sigma_{b,st} / \sigma_r - \sigma_{b,st}$) の時刻歴の比較を Fig. 10 に示す。まず Fig. 10 の点線に着目すると, *predictor* の段階で目標時刻 112.8 秒において船底外板応力が目標応力に達する設計不規則波が適切に特定できていることが確認できる。次に CFD-FEA 連成法による推定結果に着目すると, 目標時刻 112.8 秒から少しずれた時刻において最大値を示しており, $\sigma_b - \sigma_{b,st} / \sigma_r - \sigma_{b,st}$ の最大値は約 0.8 となっている。

次に MCF を用いた設計不規則波の修正を行った。式(13)及び式(14)に従って限界状態関数を修正し, 再度 *predictor* を実行した結果得られた設計不規則波を Fig. 9 実線にて示している。ここで式(14)中の緩和係数 α は 0.5 と設定し, 最大値を示す時刻の相違については, 4.2 節と場合と同様に式(13)及び式(14)の τ を用いて *corrector* で修正した。信頼性指標 β が 3.60, 目標時刻付近で最大波振幅 8.8m の設計不規則波が特定された。MCF 適用後の *predictor* により特定された設計不規則波下において, 非線形ストリップ法及び CFD-FEA 連成法により推定される船底外板応力の無次元化値 ($\sigma_b - \sigma_{b,st} / \sigma_r - \sigma_{b,st}$) の時刻歴の比較を Fig. 11 に示す。CFD-FEA 連成法による推定結果の最大値の時刻に着目すると, Fig. 11 実線より, 目標時刻 112.8 秒付近に修正されていることが分かる。またピーク値についても, 目標ピーク値より依然若干下回ってはいるものの約 0.9 となり, MCF 適用前の予測結果と比較して目標の設計不規則波に近い波列が特定できているといえる。4.2 節の波浪縦曲げモーメントのみの場合と同様に波浪縦曲げモーメント及び二重底曲げによる複合荷重下についても, 本研究で示した限界状態関数と *corrector* 段階でのピーク値及びピーク時刻の軽微な修正を介せば設計不規則波の特定が可能であると考えられる。

Fig. 9 Specified irregular wave trains considering double bottom bending component.

Fig. 10 Comparison of non-dimensional average stress at outer bottom under specified irregular wave train from first prediction (without MCF).

Fig. 11 Comparison of non-dimensional average stress at outer bottom under specified irregular wave train from second prediction (with MCF).

MCF 適用後の *predictor* により特定された設計不規則波における CFD-FEA 連成法の計算結果をもとに, 二重底曲げの影響について調査した。CFD-FEA 結果により得られる船底外板応力 $\sigma_{b,CFD}$ (静水中成分 $\sigma_{b,st}$ を除く) 及び縦曲げモーメント $M_{h,glob,CFD}$ を用いて, 次式の通り船底外板応力を船体縦曲げのみによる応力 σ_{glob} と二重底曲げのみによる発生応力 σ_{db} に分解した²⁷⁾。

$$\sigma_{b,CFD} = \sigma_{glob} + \sigma_{db} + \sigma_{b,st} + \sigma_{axial}$$

$$\sigma_{glob} = \frac{M_{h,glob,CFD}}{Z} \quad (16)$$

ここで σ_{axial} は軸応力成分であり, CFD-FEA 結果により得られる SS5.25 断面における長手方向軸力を断面積で除することにより算出される. σ_{glob} と σ_{db} の時刻歴の比較を Fig. 12 に示す. Fig. 12 中, 負の応力値が圧縮応力に相当する. 目標時刻 112.8s 付近で σ_{glob} は圧縮状態で 78MPa, σ_{db} は同じく圧縮で 18MPa の応力値を示している. 静水中成分 $\sigma_{b,st}$ は 67MPa であったため, 本研究で特定された設計不規則波中での σ_{db} の寄与率は全応力中約 11.1% で有意な値といえる. このことから, 現実的な二重底応答の極値評価を行うにあたっては, 二重底曲げによる応力成分の考慮が必要となることが伺える.

Fig. 12 Time series of stress components at outer bottom derived from CFD-FEA coupling under specified irregular wave train based on second prediction (with MCF).

4.4 ホイッピングを含む縦曲げモーメントに対する適用

最後に波浪成分に加えてホイッピング成分を含む全体縦曲げモーメントを対象とし, 限界状態関数式(9)を用いた場合の結果について述べる. ここでは二重底曲げの影響は考慮しないこととする. MCF 適用前の *predictor* 実行により特定された設計不規則波を Fig. 13 点線にて示す. 目標時刻付近で最大 8.0m の波振幅, 信頼性指標 β が 3.17 の設計不規則波が特定された. MCF 適用前の *predictor* により特定された設計不規則波のもとで, 非線形ストリップ法及び CFD-FEA 連成法により得られる全体縦曲げモーメント $M_{h,glob}$ の時刻歴の比較を Fig. 14 に示す. ここで $M_{h,glob}$ は波浪縦曲げ成分 ($M_{h,glob,wave}$) 及びホイッピング成分 ($M_{h,glob,whip}$) の和として示している. 非線形ストリップ法の推定結果については目標時刻 112.8 秒において目標値を示しており, *predictor* を介し

て設定した限界状態関数に沿った設計不規則波が特定できていることが分かる. 次に CFD-FEA 連成法による結果に着目すると, $M_{h,glob}$ のピーク値は目標値に近い値を示すが, 若干低めの値を示しているのに加えて, ホイッピング成分の位相が非線形ストリップ法と異なることが伺える.

4.2 節と同様の手法で式(8)及び式(9)に従って限界状態関数を修正し, 再度 *predictor* により設計不規則波を特定した. 結果得られた設計不規則波は Fig. 13 実線に示しており, 信頼性指標 β は 3.80, 目標時刻付近で最大 8.8m の波振幅となった. なお式(9)中の緩和係数 α は 4.2 節と同様に 0.5 と設定した. MCF 適用後の *predictor* により得られた設計不規則波のもとで, 非線形ストリップ法及び CFD-FEA 連成法により得られる $M_{h,glob}$ の時刻歴の比較を Fig. 15 に示す. それぞれの計算結果を比較すると, $M_{h,glob}$ の最大値が *corrector* により適切に修正されておらず, また最大応答の発生する時刻にも差が生じていることが分かる.

Fig. 16 には MCF 適用後の *predictor* により得られる設計不規則波の下でのホイッピング成分 $M_{h,glob,whip}$ を比較して示す. Fig. 16 の目標時刻付近を見ると, 非線形ストリップ法ではホイッピング振動の極値が発生している一方で, CFD-FEA 連成法で推定されるホイッピング成分は振幅及び位相が異なっており, 別の時刻で極値を示している. この相違は両手法におけるスラミング衝撃荷重の推定手法の違いに起因すると考えられるが, 本研究で用いた MCF は式(8)及び式(9)に従った振幅値及びピーク時刻のみの修正に基づいているため, ホイッピング成分の位相差の相違は適切に修正されていない. このような *predictor* 及び *corrector* で用いられる計算結果の乖離による特定結果の相違は Seng ら¹³⁾の研究でも報告されている. このような状況を避けるには, 特にホイッピング成分の推定において *predictor* の段階でより *corrector* の推定値に近い結果を導くことのできる手法を用いること, またはホイッピング成分の振幅及び位相差を修正させる MCF 法を構築することが今後必要であると考えられる.

Fig. 13 Specified irregular wave trains for combined wave-induced and whipping moment.

Fig. 14 Comparison of $M_{h, glob}$ under the specified irregular wave train from first prediction (without MCF).

Fig. 15 Comparison of $M_{h, glob}$ under the specified irregular wave train from second prediction (with MCF).

Fig. 16 Comparison of whipping component of $M_{h, glob}$ under the specified irregular wave train from second prediction (with MCF).

5. 結論

本研究では、FORMを活用することにより、船底局部荷重による二重底構造応答と縦曲げ応答を考慮した設計不規則波導出法を推定する手法を提案した。船底外板が目的の応力値に達する状態を限界状態と設定し、全体曲げモーメントのみを考慮する場合と二重底曲げを考慮する場合の2種類の限界状態関数を設定した。その際、非線形ストリップ法とFORMを組み合わせた手法を活用して仮の設計点を予測

し (*predictor*)，仮の設計点にける CFD-FEA 計算結果を用いて予測された設計点を修正する (*corrector*) 手法を採用した。非線形ストリップ法と CFD-FEA 計算法の差を MCF により吸収することを試みた。得られた知見を以下に示す。

1. 本研究で適用した限界状態関数を用いて、FORM と非線形ストリップ法を組み合わせた手法による設計点の予測が機能する。
2. 波浪縦曲げモーメントを対象とした場合、予測された設計点における波浪縦曲げモーメントのピーク値及びピーク時刻の差異の修正によって目的の設計不規則波の特定が可能である。
3. 二重底曲げを考慮した複合荷重状態についても、本研究で提案した限界状態関数を用いて、波浪縦曲げモーメントと同様の設計点の推定及び修正方法により、目的の設計不規則波の特定が可能である。
4. ホイッピング成分を含む全体曲げモーメントを対象とした場合、ホイッピング成分の非線形ストリップ法と CFD による計算結果の差異が大きく、ピーク値及びピーク時刻の修正による MCF では設計点が正しく修正されない状況が現れた。

上述の通りホイッピング成分を含んだ場合は非線形ストリップ法を設計点予測に適用すると、CFD-FEA 連成法との結果の差異が大きく現れる状況が発生するため、今後 CFD-FEA 連成法の結果をより忠実に再現できるような、より適切な MCF を含む予測法の構築が必要であると考えられる。

謝 辞

本研究を行うにあたり非線形ストリップ法 NMRIW_ver2 を用いた計算モデルの提供及び解析方法についてご助力をいただきました、海上技術安全研究所構造安全評価系松井貞興様に感謝の意を表します。また本研究は JSPS 科研費 17H03488 の助成を受けたものです。関係各位のお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 福田淳一: 波浪中の船の Deck Wetness に関する長期予測, 日本造船学会論文集, 1968 巻, 124 号, p. 141-158, 1968.
- 2) 岡正義, 丹羽敏男, 高木健: 構造信頼性解析からみた疲労寿命評価に関する研究, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 22 号, pp. 469-472, 2016.
- 3) 河辺寛, 日比茂太, 田中洋志, 柴崎公太, 笹島洋: 波浪荷重の長期分布と遭遇海象との関係, 日本造船学会論文集, 第 186 号, p. 319-339, 1999.
- 4) Adegeest, L.J.M., Braathen, A., and Lseth, R.M.: Use of Non-Linear Sea-Loads Simulations in Design of Ships,

- Proceedings of the PRADS1998, pp. 53-58, 1998.
- 5) 深沢塔一: 設計不規則波を用いた最大応答推定法-第 1 報:縦曲げモーメントの推定-,日本船舶海洋工学会論文集, 第 2 号, pp. 123-129, 2005.
 - 6) Jensen, J.J.: Extreme value predictions and critical wave episodes for marine structures by FORM, Ships and Offshore Structures, Vol.3, pp. 81-90, 2008.
 - 7) 飯島一博, 藤久保昌彦, 堀田裕樹, 中村健人: 構造信頼性理論による非線形応答のための設計不規則波列の導出, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 19 号, pp. 101-110, 2014.
 - 8) 高木又男, 雁野昌明: 波浪中の船体運動の計算に用いられるストリップ法の精度について, 造船協会論文集, 第 121 号, pp. 48-61, 1967.
 - 9) Iijima K., Yao T., and Moan T.: Structural response of a ship in severe seas considering global hydroelastic vibrations, Marine Structures, Vol.21, Issue 4, pp. 420-445, 2008.
 - 10) El Moctar O., Ley J., Oberhagemann J., and Schellin T.: Nonlinear computational methods for hydroelastic effects of ships in extreme seas, Ocean Engineering, Vol.130, Issue 15, pp. 659-673, 2017.
 - 11) Takami T., Oka M., and Ma C.: Study on Evaluation of Structural Response Caused by Slamming Impact using CFD, Proceedings of 3rd International Conference on Violent Flows, 2016.
 - 12) Takami T., Oka M., and Iijima K.: Study on Application of CFD And FEM Coupling Method to Evaluate Dynamic Response of Ship under Severe Wave Condition, Proceedings of the ASME 2017 36rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, 2017.
 - 13) Seng, S., and Jensen, J.J.: An Application of a Free Surface CFD Method in the Short-Term Extreme Response Analysis of Ships, Proceedings of the PRADS2013, pp. 747-754, 2013.
 - 14) Ditlevsen, O. and Arnbjerg-Nielsen, T.: Model correction factor method in structural reliability, Journal of Engineering Mechanics, Vol.120, pp. 1-10, 1994.
 - 15) 日本海事協会: 大型コンテナ船安全検討会報告書, 2014.
 - 16) 辰巳晃, 藤久保昌彦: 船底局部荷重を考慮したコンテナ船の縦曲げ最終強度解析に関する研究-第 1 報: 非線形有限要素法による解析-, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 24 巻, pp. 189-198, 2016.
 - 17) Amlashi HKK. and Moan T.: Ultimate strength analysis of a bulk carrier hull girder under alternate hold loading condition Part 2: Stress distribution in the double bottom and simplified approaches, Marine Structures, Vol.22, Issue 3, pp. 522-544, 2009.
 - 18) 辰巳晃, 藤久保昌彦: 船底局部荷重を考慮したコンテナ船の縦曲げ最終強度解析に関する研究-第 3 報: 縦曲げ最終強度簡易推定法の開発-, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 25 巻, pp. 133-142, 2017.
 - 19) 松井貞興, 村上睦尚, 岡正義: 実験との比較による非線形波浪荷重解析プログラム NMRIW-II の適用性の検証-規則波中船体応答-, 海上技術安全研究所報告第 17 巻第 3 号, pp. 83-166, 2018.
 - 20) Salvesen N., Tuck EO., and Faltinsen O.: Ship Motions and Sea Loads, Det Norske Veritas. Publication no. 75, 1971.
 - 21) Th. Von Karman.: The Impact on Seaplane Floats during Landing, NACA Technical Note 321, 1929.
 - 22) Benson, D.J.: Computational methods in Lagrangian and Eulerian hydrocodes, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol.99, Issues2-3, pp.235-394, 1992.
 - 23) Storhaug, G., Laanemets, K., Edin, I., and Ringsberg, JW.: Estimation of damping from wave induced vibrations in ships, Proceedings of the Sixth International Conference on Marine Structures, 2017.
 - 24) Report of the Committee on Environmental Conditions” Proceedings of 2nd ISSC, Delft, 1964.
 - 25) Takami, T., Matsui, S., Oka, M., and Iijima, K.: A numerical simulation method for predicting global and local hydroelastic response of a ship based on CFD and FEA coupling, Marine Structures, Vol.59, pp. 368-386, 2018.
 - 26) 大橋訓英, 日野孝則: 不規則波中の円柱周り流れのシミュレーション, 第 26 回数値流体力学シンポジウム, 2012.
 - 27) 川崎洋平, 岡田哲男, 小早川広明, 天谷一朗, 宮下哲治, 長島智樹, 根木勲: コンテナ船船体の動的弾性応答計算に基づく構造健全性評価-第 2 報 船体剛性の影響及び二重底面外曲げと船体縦曲げの相関-, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 25 巻, pp. 191-203, 2017.