OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	リアルタイム応答計測と数値モデルに基づいた波浪中船体の構造安全性モニタリング手法の開発
Author(s)	小森山, 祐輔
Citation	大阪大学, 2023, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/92961
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

博士学位論文

リアルタイム応答計測と数値モデルに基づいた波浪中船体の構造安全性モニタリング手法の開発

小　森　山　祐　輔

２０２３年７月

大阪大学大学院 工学研究科
地球総合工学専攻 船舶海洋工学コース

目次

1. 序論 8
1.1. 運航支援における船体構造の安全性 8
1.2. 波浪中船体の状態を把握するための HMS 9
1.3. HMS データを活用した船体構造デジタルツイン 10
1.4. 波スペクトルの計測手法および船体応答を用いた逆推定手法 12
1.5. 船体応答を用いた遭遇波時刻歴の逆推定手法 13
1.6. カルマンフィルタによる波浪逆推定手法 13
1.7. 本研究の目的と内容 15
2. 遭遇波時刻歴同定のための WKF 法 18
2.1. 緒言 18
2.2. 長波頂不規則波の場合の WKF 法による遭遇波時刻歴の同定 18
2.2.1. 遭遇波時刻歴と船体応答の表現 18
2.2.2. 状態方程式と観測方程式 20
2.2.3. カルマンフィルタの計算アルゴリズム 21
2.3. 短波頂不規則波の場合の WKF 法による遭遇波時刻歴の同定 24
2.3.1. 遭遇波時刻歴と船体応答の表現 24
2.3.2. 状態方程式と観測方程式 25
2.3.3. 遭遇波時刻歴の同定と非計測船体応答の時刻歴の推定 25
2.4. 波周波数スペクトルと方向波スペクトルの計算方法 26
2.4.1. 長波頂不規則波中の波周波数スペクトル 26
2.4.2. 短波頂不規則波中の波周波数スペクトルと方向波スペクトル 26
2.5. 結言 28
3. 船体の構造安全性モニタリング手法 29
3.1. 緒言 29
3.2. 船体構造の安全の判定 29
3.3. 船体構造の安全性の程度の把握と極値の確率密度関数 31
3.4. 複合荷重の状態量と極値の抽出 32

3.5. 極値の確率密度関数と破損確率の算出 34
3.6. 波浪中船体の構造安全性モニタリング手法の構成 35
3.7. 結言 36
4. 手法を検証するための水槽試験 38
4.1. 緒言 38
4.2. 波浪中構造応答を計測可能な弾性模型船 38
4.3. 計測方法 42
4.4. 試験条件 44
4.5. 計測水圧を用いた波浪中船体構造応答の推定手法の開発 45
4.5.1. 水圧計測による波浪中構造応答の推定手法 46
4.5.2. 規則波中試験の試験条件 51
4.5.3. 水槽試験結果による推定手法の検証 51
4.5.4. 計測水圧を用いた断面力の簡易推定手法 57
4.6. 結言 60
5. 長波頂不規則波中の水槽試験結果による WKF 法の検証 62
5.1. 緒言 62
5.2. WKF 法で用いた船体応答の応答関数 62
5.3. WKF 法のパラメータの設定 63
5.4. WKF 法による遭遇波時刻歴の同定 64
5.4.1. 単一の船体応答を用いた遭遇波時刻歴の同定 65
5.4.2. 複数の船体応答を用いた遭遇波時刻歴の同定 69
5.5. WKF 法による非計測船体応答の時刻歴の推定 72
5.6. 数秒先の遭遇波時刻歴の推定 75
5.7. 結言 77
6. 短波頂不規則波中の水槽試験結果による WKF 法の検証 78
6.1. 緒言 78
6.2. WKF 法で用いた船体応答の応答関数 78
6.3. WKF 法のパラメータの設定 82

6.4. WKF 法による遭遇波時刻歴の同定 83
6.5. WKF 法による非計測船体応答の時刻歴の推定 96
6.6. 波向きを特定することによる遭遇波時刻歴の同定精度の改善 100
6.7. 結言 102
7. 船体の構造安全性モニタリング手法の検証 104
7.1. 緒言 104
7.2. 波浪荷重の推定 104
7.3. 破損確率の推定 108
7.4. 破損確率の推定精度に関する考察 111
7.4.1. 極値の推定精度 111
7.4.2. 縦曲げモーメントの非線形影響 113
7.5. 短波頂不規則波への適用 114
7.6. 結言 119
8. 結論 121
謝辞 125
参考文献 127

図目次

Fig. 1 Definition of wave profile and wave direction.....19
Fig. 2 Flowchart of a linear Kalman filter.....22
Fig. 3 Relationship between the encounter wave frequency and the wave frequency.....23
Fig. 4 Correlation between vertical bending moment and horizontal bending moment.....33
Fig. 5 Weibull distribution and failure probability.....34
Fig. 6 Flowchart of the developed structural safety monitoring method for a ship structure in waves.....35
Fig. 7 Acrylic resin ship model.....40
Fig. 8 Structure and dimension of the ship model. (unit: m).....41
Fig. 9 Definition and positive direction of the ship responses.....43
Fig. 10 Definition of heading angles.....43
Fig. 11 Actual sea model basin owned by National Maritime Research Institute in Japan.....45
Fig. 12 FBG Pressure sensor.....47
Fig. 13 Measurement points for water pressure.....48
Fig. 14 Interpolation of hydrodynamic pressure on the hull surface.....49
Fig. 15 Interpolation of hydrodynamic pressure in the *x* direction.....49
Fig. 16 Hydrodynamic pressure distribution on the surface.....50
Fig. 17 FEA results of *x* stress distribution.....51
Fig. 18 Correlations between amplitudes of hydrodynamic pressure measured and estimated by the linear 3D panel method.....53
Fig. 19 Amplitude of VBM in section S5.....53
Fig. 20 Correlations between amplitudes of VBM obtained by the proposed estimation method and measured strains.....54
Fig. 21 Correlations between amplitudes of VBM obtained by the proposed estimation method without hydrodynamic pressure above draft and measured strains.....55
Fig. 22 Ratio of VBM obtained by proposed estimation method without and with hydrodynamic pressure above draft.....56
Fig. 23 Correlations between amplitudes of VBM obtained by the proposed estimation method and linear 3D panel method.....56
Fig. 24 Transfer functions of VBM and HBM in Section S6 estimated by simplified method..60
Fig. 25 Amplitude of the transfer function obtained by the numerical simulation.....63
Fig. 26 Phase of the transfer function obtained by the numerical simulation.....63
Fig. 27 Encounter wave time history identified by the WKF method using one measurement signal in the long-crested irregular wave case.....65

Fig. 28 Correlations between encounter wave time histories measured and identified by the WKF method using one measurement signal in the long-crested irregular wave case. 66
Fig. 29 Slopes and coefficients of determination of correlations between measured and identified encounter wave time histories in the long-crested irregular wave case.....67
Fig. 30 Wave frequency spectra identified by the WKF method using one measurement signal in the long-crested irregular wave case. 68
Fig. 31 Encounter wave time histories identified by the WKF method combining multiple measurement signals in the long-crested irregular wave case.....70
Fig. 32 Wave frequency spectra identified by the WKF method combining multiple measurement signals. 71
Fig. 33 Ship response time histories estimated by the WKF method in Case A1 in the long-crested irregular wave case. 74
Fig. 34 The slopes and coefficients of determination of the correlations between the ship response time histories measured and estimated by the WKF method in the long-crested irregular wave case.....75
Fig. 35 Encounter wave time histories a few cycles ahead predicted by the WKF method (Case 1, 5, 8 at χ=180[deg]).....76
Fig. 36 Autocorrelation coefficients calculated by wave spectrum at 200 s obtained by the WKF method (Case1, 5, 8 at χ=180[deg]). 76
Fig. 37 Amplitude of the transfer function obtained by the numerical simulation for the short-crested irregular wave case. 80
Fig. 38 Phase of the transfer functions obtained by the numerical simulation for the short-crested irregular wave case. 82
Fig. 39 Encounter wave time histories identified by the WKF method in the short-crested irregular wave case.....84
Fig. 40 Correlations between encounter wave time histories measured and identified by the WKF method in the short-crested irregular wave case.....86
Fig. 41 Slopes and coefficients of determination of correlations between measured and identified encounter wave time histories in the short-crested irregular wave case.....87
Fig. 42 Wave frequency spectra identified by the WKF method in the short-crested irregular wave case. 89
Fig. 43 Theoretical and measured directional wave spectra (unit: [m^2/(rad/s*rad)]). 90
Fig. 44 Directional wave spectra identified by the WKF method (unit: [m^2/(rad/s*rad)]). 92
Fig. 45 Mean wave direction angles of the short-crested irregular wave identified by the WKF method.....92
Fig. 46 Distribution of the amplitudes of the transfer functions. 94

Fig. 47 Directional distribution functions at the respective wave frequency identified by WKF method.....96
Fig. 48 Ship response time histories estimated by the WKF method in the short-crested irregular wave case.....97
Fig. 49 Slopes and coefficients of determination of correlations between ship response time histories measured and estimated by the WKF method in the short-crested irregular wave case. 99
Fig. 50 Encounter wave time histories identified by the WKF method using the long-crested irregular wave model with a specified wave direction in the short-crested irregular wave case. 101
Fig. 51 Slopes and coefficients of determination of correlations between encounter wave time histories measured and identified by the WKF method using the long-crested irregular wave model with a specified wave direction in the short-crested irregular wave case.....102
Fig. 52 Vertical and horizontal bending moments estimated by WKF method in the long-crested irregular wave case. 105
Fig. 53 Correlation between measured and estimated vertical and horizontal bending moments in the long-crested irregular wave case (χ=240[deg]). 107
Fig. 54 B and R^2 of correlations between the measured and estimated vertical and horizontal bending moments in the long-crested irregular wave case. 107
Fig. 55 Failure probability time histories (Δt_1=50[s]). 109
Fig. 56 Failure probability (Δt_1=100[s]). 110
Fig. 57 Failure probability (Δt_1=200[s]). 111
Fig. 58 Correlations between the estimated and measured exceedance of the state values. 112
Fig. 59 Comparison between measured and calculated amplitudes of the transfer functions. .113
Fig. 60 Failure probability (Δt_1=200[s]) in the sagging condition. 114
Fig. 61 Vertical and horizontal bending moments estimated by WKF method in the short-crested irregular wave case. 116
Fig. 62 Correlation between measured and estimated vertical and horizontal bending moments in the short-crested irregular wave case (χ=240[deg]).....117
Fig. 63 B and R^2 of correlations between the measured and estimated vertical and horizontal bending moments in the case of short-crested irregular wave.....117
Fig. 64 Failure probability obtained by WKF method in the short-crested irregular wave case (hogging condition, Δt_1=50[s]).....118
Fig. 65 Failure probability obtained by WKF method in the short-crested irregular wave case (sagging condition, Δt_1=50[s]). 119

表目次

Table 1 Principle of the ship model.....40
Table 2 Tank test conditions in the long-crested irregular wave case.....43
Table 3 Tank test conditions in the short-crested irregular wave case.....44
Table 4 Test conditions for validation of proposed method using measured water pressure.....51
Table 5 Measurement signals of ship responses used in the WKF method.....64
Table 6 Cases of estimation for non-measured responses using the WKF method in the long-crested irregular wave case.....72
Table 7 Measurements used in the WKF method in the short-crested irregular wave case. 83
Table 8 Measurement signals used in WKF method in the case of long-crested irregular wave. 104
Table 9 Setting parameters for calculating failure probability.....108
Table 10 Setting parameters for calculating failure probability in the sagging condition.....114

1. 序論

1.1. 運航支援における船体構造の安全性

近年，船舶の自動運航を見据えた運航支援に関する技術開発が注目されている．例えば，日本財団が実施している無人運航船プロジェクト「MEGURI2040」では，2040 年には国内を走る船の 50%が無人運航船になることを目指している．無人運航船は，深刻化する人手不足の解決策の 1 つであり，持続可能な社会を実現するための技術として期待されている．将来的には，世界中を運航する大型船についても無人化や自動化が進む可能性が考えられる．一方，急激に無人化や自動化が進むわけではないため，まずは運航支援技術の高度化を進めていく必要がある．代表的な運航支援技術としては，波浪，風，海流などの情報を基に安全で経済的な航路を選定する「最適航路選定」と呼ばれる技術がある [1]．

最適航路選定に関する研究として，Papatzanakis ら [2]や Kytariolou ら [3]は，船体運動が閾値を越えるリスク，燃料に関するコスト，運航の遅延に関するコストなどが最小になるような船速と針路を求めている．このように，リスクやコストが最小化するように最適化問題を設定し，その問題を適切なアルゴリズムで解くことで，安全かつ経済的な航路を選択できる．Liu ら [4]は，座礁のリスク評価を行っており，このような突発的な事故のリスクも最適航路選定の指標に加えることが原理的に可能である．

最適航路選定で想定される安全に関するリスクとして，転覆などの要因となる船体運動が閾値を超えるリスクが考慮されている [2, 3]．加えて，船体構造の損傷に関するリスクも考慮する必要がある．船体構造の損傷には，波浪荷重による座屈や降伏，船体の折損，波浪中で繰返し荷重を受けることによる疲労損傷，座礁や衝突による破損などが考えられる．本研究では，重大事故である波浪荷重による船体の折損に注目する．

船体の折損は，船体強度より大きい波浪荷重が船体に作用することで生じる．過去の事故として，2000 年前後にタンカーの折損事故（Nakhodka 号 [5]，Erika 号 [6]，Prestige 号 [7]）が発生した．これらの事故では油の流出などもあり大きな環境被害が生じた．これを受け，2006 年に構造規則 CSR-BC と CSR-OT が発行された．その後，2007 年, 2013 年にコンテナ船の折損事故（Napoli 号 [8]，MOL COMFORT 号 [9]）が発生し，その後，統一規則 S11A や構造規則 CSR-B&T が発行された．このように，事故を受け規則はより安全な船体を設計できるように改善されてきた．2013 年の事故 [9]以降は，規則に影響を与えるような折損事故は発生していないが，引き続き合理的な規則の開発が行われている．2023 年には鋼船規則 C 編の全面改正が行われている．ここ 20 年～30 年の船体の折損や設計規則については以上のような経緯があり，より安全な船体が設計できるようになってきている．

一方，今後さらに船体の大型化が進み，また，新しい材料の活用による船体構造様式の変化などが生じると，現行の設計規則で想定されている荷重が十分ではなくなるかもしれない．また，iijima ら [10]や Oka ら [11, 12]は，操船が波浪荷重に与える影響について指摘して

いる．温暖化による地球環境の変化などで荒天海象が生じる割合が増えると，操船によっては大きな波浪荷重を受ける頻度が高まる可能性がある．そのようなことが起きると，船体の折損事故が発生するかもしれない．船体の折損事故は，人命，貨物，船体の損失，環境被害，社会的信頼の喪失などに繋がる重大事故である．このような事故を防ぐために，船体の構造安全性を考慮した最適航路選定が必要である．

最適航路選定において，構造のリスクモデルに着目した先駆的な研究として，Decò ら[13]は，船体に作用する波浪荷重が閾値を超えるリスクを考慮して，船速と航路座標を求めた．この研究では，波浪荷重として船体縦曲げモーメントと水平曲げモーメントを用い，縦曲げモーメントと水平曲げモーメントに対応した最終強度（最大耐荷力）を閾値として与え，構造安全性のリスクを評価した．このように，構造安全性を考慮するためには，荷重と強度の両面からの検討が必要である．

構造安全性を考慮する際に用いる強度には，縦曲げ最終強度と言われる船体が耐えられる最大の縦曲げモーメントや，初期破損と言われる初めて座屈または降伏が生じるときの波浪荷重などがある．構造安全性のモニタリングに効果的な強度項目の検討に関しては，十分な研究要素があると考えられる．しかし，一般的に波浪荷重と比較すると強度の不確定性は小さいので，本研究では，船体強度は既知として，波浪荷重に焦点を当てる．

船体の設計時には，最も荒い北大西洋の海象を基に，船体が 25 年間で受ける最大の波浪荷重を確率的に求め，その荷重に耐えうるように強度設計が行われる．このように設計では北大西洋の海象を基に波浪荷重を設定しているが，実際には，航路や操船などの条件毎に波浪荷重が異なるため，強度に比べると波浪荷重の不確定性は大きい．したがって，構造安全性を把握するには，波浪荷重を明らかにすることが重要である．

次節では，波浪中の船体構造の状態を把握するための方法であるハルモニタリングシステム（Hull Monitoring System: HMS）について説明する．

1.2. 波浪中船体の状態を把握するための HMS

ここで，波浪荷重とは，流体と船体運動の連成により船体構造に作用する水圧や慣性力を積分して得られる縦曲げモーメント，水平曲げモーメント，捩りモーメント，曲げ捩りモーメントなどのことであり，局所的にはパネルや防撓パネルに作用する水圧や慣性力も波浪荷重である．この波浪荷重により生じる船体ひずみや船体応力のことを船体の状態と言う．

波浪中船体の状態を把握する方法として，HMS による方法がある．HMS とは，船体にひずみセンサを取り付け，船体応力を直接計測しモニタリングするシステムのことである．HMS については長年研究が行われており，当初の目的は，船体が損傷する事故が発生することから，船体が実海域で受ける波浪荷重に起因して生じる船体応力を把握するためであった．近年は，大型船の折損事故を受け，船会社が主体的に HMS を導入した研究を実施す

るケースもある．HMS は船体応力を直接計測する方法であり，波浪中船体の構造安全性を把握するためにシンプルかつ効果的だと考えられる．

船体の設計では最も厳しい海象である北大西洋の波浪場が考慮されているが，実際には，船舶は穏やかな海象を運航している場合が多い．HMS により運航データを蓄積していくことで，その船舶が航行していた海象を明確に示すことができ，安全な海象を航行していたことを証明できれば，将来的には船体の付加価値向上に繋がるかもしれない．また，HMS による計測データを活用することで，効率的な保守期間の設定，荒天海象を避ける運航支援，安全かつ合理的な設計規則構築のための基礎データなどの効果が期待できる．一方，このような効果を得るには，長期間の HMS による計測実績が必要だと考えられる．

HMS により得られた船体応力を活用した研究が実施されている[例えば，13)~17)]．Decò ら[13)]は，模型実験ではあるが HMS のように船体応力を計測し，その船体応力から縦曲げモーメントと水平曲げモーメントを求め，船体の構造安全性を考慮した最適航路選定を実施している．Storhaug ら[17)]は，実船に HMS を適用して計測を行い，得られた船体応力データを用いて疲労被害度の検証を実施している．

HMS により船体全体の応力を密に計測できれば，船体の構造安全性を詳細に把握できる．しかし，船体全体にひずみセンサを設置することは，設置に掛かる費用の都合上困難である．HMS では，ひずみセンサ，ケーブル，データロガー，PC などのハードウェアに関わる費用や，配線やひずみセンサなどの設置に掛かる費用が必要である．ひずみセンサを設置するには，塗装をはがし，ひずみセンサを設置し，養生を施すなどの作業が必要であり，センサ数が多い場合はかなりの工数が必要である．さらに，二重底構造などの内部にセンサを設置するためにケーブルを通す孔を設ける場合には，船級協会に施工状況の確認を依頼するなど，追加の費用や工数が必要である．このように HMS には設置に掛かる費用の問題があり，実際に設置可能なセンサ数は数点に限られている．日本海事協会のガイドライン[18)]においても，計測箇所としてはデッキ上の 4 点とその他と記されており，実際この 4 点を大幅に上回るセンサ数を設置することは，上記で述べた費用の問題により困難である．

以上，HMS で得られる応力の計測データは数点に限られるので，船体全体の構造安全性を把握するには，数点の応力の計測データを用いて非計測箇所の応力を推定する方法が必要である．

次節では，船体応力の計測データを用いて，非計測箇所の応力を推定する船体構造デジタルツインに関する研究について説明する．

1.3. HMS データを活用した船体構造デジタルツイン

著者は，日本財団の助成の元実施された船体構造デジタルツインに関する研究に参加した[19)]．船体構造デジタルツインとは，データ同化により計測データと数値シミュレーションを組み合わせ，仮想空間上に実船の船体構造の状態を再現する技術のことである．つま

り，HMS で得られる船体応答計測データと数値シミュレーションをデータ同化により組み合わせ，非計測箇所も含めた船体構造応答を推定する．船体構造デジタルツインの研究では，以下に示す 3 つのデータ同化手法が検証された．

1 つ目は，逆有限要素法（inverse-Finite Element Method: i-FEM）[20]である．i-FEM では，計測したひずみと節点変位－ひずみ関係（いわゆる B マトリックス）を用いて，FE モデル全体の節点変位を求める．その節点変位を用いて順解析を実施することで，FE モデル全体のひずみや応力を求められる．

2 つ目は，カルマンフィルタ（Kalman filter: KF）法[21]である．KF 法では，固有振動数解析で得られる 2 節縦曲げ変形モードや 2 節水平曲げ変形モードなどの各固有モードの重ね合わせで船体の変形が表されると仮定し，応力の計測データと各固有モードに対応した応力を基に各固有モード変位を KF で推定し，得られた各固有モード変位に対応した応力を重ね合わせることで船体全体の応力を推定できる．

3 つ目は，波スペクトル法である[22]．波スペクトル法では，予め準備した応答関数と波スペクトルを基に応答スペクトルを求め，この応答スペクトルと計測データから得られた応答スペクトルが一致するような波スペクトルを最適化計算により求める手法である．

i-FEM では，リアルタイムにひずみの計測データを取り込み，各時間の非計測箇所のひずみや応力を推定できる．一方，計測されたひずみを基に船体全体の変位を求めるため，ひずみの計測点数が少ない場合は船体全体の変位を再現できず推定精度が低下すると考えられる．

KF 法も i-FEM と同様にリアルタイム性があり，各固有モードの重ね合わせで表現した船体全体のひずみや応力を推定できる．KF 法では各固有モード変位を推定できる程度の応力の計測データがあれば良いので，i-FEM より変位の自由度は少ないが計測点数は少なくて済む．一方，KF 法で二重底構造の曲げ変形のような局部応答を推定するには，その変形に対応した固有モードを組み込む必要があり，適切なモード選択や応力計測箇所の検討が必要である．

波スペクトル法では，最適化計算により波スペクトルが得られ，その波スペクトルに任意の応答関数を掛け合わせることで，二重底構造の曲げ変形などの局部変形の影響も含んだ非計測箇所の応答を求められる．一方，船体縦曲げモーメントや水平曲げモーメントなどの複数荷重間の位相差を考慮するには，両者の応答スペクトルの相関係数を与えるなどの簡易的な考慮しかできない．

以上のように，それぞれの手法で一長一短がある．船体の構造安全性モニタリングに適した機能としては，複数荷重間の位相差を考慮するためにリアルタイムに非計測箇所の船体応答を推定でき，かつ，少ない計測点数で局部変形の影響も含めて船体応答を推定できることが必要だと考えられる．特に HMS では計測点数が限られていることを考えると，船体応力や船体運動など，応答関数さえあれば様々な船体応答を推定に用いることができる波スペクトル法が有効な方法だと考えられる．

次節では波スペクトルを計測する手法と，船体応答の計測データを用いて波スペクトルを逆推定する手法について説明する．

1.4. 波スペクトルの計測手法および船体応答を用いた逆推定手法

船体が遭遇する波を計測できれば，その波情報から得られる波スペクトルと応答関数を用いることで，任意の船体応答の応答スペクトルを推定できる．船体の遭遇波を直接計測する方法には，目視計測，波浪レーダー，波浪推算モデルを用いた方法[23), 24)]がある．目視計測は，乗組員の目視により簡単に計測できるが，観測者による誤差が生じる．波浪レーダーは，船舶が運航しているすぐ先の波浪情報を数値データとして得られるが，装置に関するコストや，ブイなどの他の計測装置から得られたデータを用いた波高のキャリブレーションが必要である．波浪推算モデルは，風速場を入力として地球全体の波浪データを推定でき，ブイや衛星海面高度計の計測データを用いてデータ同化を行うことも可能である．一方，ブイや衛星海面高度計が全球を密に計測できているわけではないので，船舶が航行する航路について精度が完璧に保証されているとは言えない．さらに，数時間毎にしかデータを取得することができないので，リアルタイム性は高くない．

上記のように遭遇波を直接計測する方法には課題があり，その課題を解決する方法の 1 つとして，波スペクトル法が挙げられる．この手法では，応答関数を介してブイの応答の計測データ（結果）から波（原因）を逆推定するアナロジー（Wave buoy analogy: WBA[25)]）の応用として，船体をブイと見なし，船体の応答データから波を逆推定する手法である．

船体の WBA に関する研究は数多く実施されている[22), 25)-47)]．これらは 1.3 節で説明した波スペクトル法と同じく，船体応答の計測データから応答スペクトルを求め，また応答関数と仮定した波スペクトルを用いて応答スペクトルを求め，この両者の応答スペクトルが一致するような波スペクトルを最適化計算により求める．各研究の方法は，パラメトリックな方法とノンパラメトリックな方法に大別される．パラメトリックな方法とは，ISSC 波スペクトルや JONSWAP 型スペクトルのようにいくつかの変数でモデル化された波スペクトルを採用し，この変数を最適化計算により求める．一方，ノンパラメトリックな方法とは，特にモデル化された波スペクトルを用いることなく，離散化された波周波数または波向き毎に波スペクトルの離散値を最適化計算により求める．多くの研究では船体運動を用いて波スペクトル法を実施し，波スペクトルを推定している．しかし，船体が大型化していくと，特に波周波数が高い領域で，船体運動に比べて船体応力が支配的な応答となる傾向がある．そのことを考慮すると，大型船では船体応力を用いた波浪逆推定が有効だと考えられる．その中で，Chen ら[22) and 47)]は，船体応力の計測データを用いた最適化計算により方向波スペクトルを推定し，得られた方向波スペクトルに非計測箇所の応力の応答関数を掛け合わせることで，非計測箇所の応力の応答スペクトルを推定している．

以上のように，波スペクトル法による船体応答計測データから応答関数を介して波スペ

クトルを推定する研究は数多く実施されている．例えば，定常な波浪と思われる 30 分～60 分程度の区間のデータを用いて推定された方向波スペクトルを基に，応答関数を介して非計測箇所の波浪荷重を推定でき，その箇所の構造安全性を評価できると考えられる．一方，1.3 節の最後で述べたように，波浪荷重の時刻歴を推定できれば，複数荷重間の位相差を考慮した構造安全性モニタリングが可能となるが，波スペクトル法の場合は推定した方向波スペクトルから各荷重の応答スペクトルを求めるため，荷重間の位相差は相関係数を与えるなどの簡易的な考慮となる．また，急な天候の変化や，回頭による波向きの変化がある場合も，その過渡的な応答のデータを取り込んで 30 分～60 分の波スペクトルを推定すると，それは定常であるという仮定を満たさない波スペクトルとなる．以上から，リアルタイムに船体応答の計測データから遭遇波時刻歴を推定可能な手法が望まれる．次節でその手法について整理する．

1.5. 船体応答を用いた遭遇波時刻歴の逆推定手法

1.4 節で示したように波スペクトルの波浪逆推定に関する研究は 50 年程の長い歴史がある一方で，船体応答の計測データから遭遇波時刻歴を同定する研究は少ないようである．例えば，Nielsen ら [48),49)]は，規則波に対して遭遇波時刻歴の同定に関する研究を実施した．しかし，この方法は不規則波への応用までは行われていない．Akinturk ら [50),51)]は，機械学習を用いて遭遇波時刻歴を同定した．機械学習による方法では，船体応答に関する知識が無くても推定モデルを構築できるメリットがある．一方で，機械学習で推定モデルを構築するには学習データが必要であり，大量の学習データを収集または生成することに課題がある．高見ら [52)]は，prolate spheroidal wave functions の重ね合わせにより船体応答が表現されると仮定して，短時間の間に計測された船体応答の計測データより遭遇波時刻歴を同定する逆解析手法を提案した．この方法は，波向きも推定できるが，長波頂不規則波を対象としている．短波頂不規則波へ応用するためには，他の方法と組み合わせることが必要である．

以上のように，いくつか船体応答の計測データから遭遇波時刻歴を推定する手法が開発されているが，それぞれにメリットとデメリットがある．その中で，KF を用いた波の逆推定に関する手法が開発されているので，1.6 節にて説明する．1.5 節で説明した方法と分けて 1.6 節で KF を用いた手法を説明する理由は，有用な方法と考えられ，本研究でも取り扱う手法だからである．

1.6. カルマンフィルタによる波浪逆推定手法

1.5 節で説明した遭遇波時刻歴の同定手法の他に，波スペクトルと遭遇波時刻歴の同定に有効な方法である KF を用いた波浪逆推定に関する研究がいくつか実施されている [53)-57)]．

1.3 節で説明した固有モード変位を利用する KF 法[21]と区別するために，KF により波スペクトルと遭遇波時刻歴を同定する手法を Wave Kalman Filter (WKF)法と言うことにする．WKF 法では波が成分波の重ね合わせで表現されるとして，船体応答の計測データから各成分波の係数を求める問題を KF で解く方法である．KF のアルゴリズムは，逆解析への実装が容易，計算コストが小さい，逐次フィルタでリアルタイム解析に向いた手法，などのメリットがある．Pascoal ら[53), 54)]，Ding[55)]，Höfler ら[56)]は，WKF 法を用いて波スペクトルを推定している．WKF 法を用いた遭遇波時刻歴の同定については，Kim ら[57)]が遭遇波時刻歴の同定結果の一例を示している程度であり，WKF 法により遭遇波時刻歴を同定する研究は数少ないのが現状である．WKF 法は機械学習のように大量のデータを準備する必要が無く，Pascoal ら[53),54)]が示したように短波頂不規則波中の方向波スペクトルの推定にも利用でき，それらの点において，先行研究の遭遇波時刻歴の同定手法[50),51),52)]に比べてメリットがある．

WKF 法を用いることで遭遇波時刻歴の同定が可能だが，上記で述べたように，WKF 法を遭遇波時刻歴の同定に用いた研究は，Kim ら[57)]が数値シミュレーションで生成した浮体設備（Floating Production Storage and Offloading system: FPSO）の応答データを用いて，遭遇波時刻歴を同定可能であることを定性的に示すに留まっているのが現状である．その他の WKF 法を波スペクトルの推定に利用した研究では，Pascoal らは数値シミュレーションデータ[53)]と実船データ[54)]を用いた検証，Ding[55)]と Höfler ら[56)]は数値シミュレーションデータを用いた検証を実施している．数値シミュレーションデータを用いた検証では，様々な条件で船体応答データを生成して検証できるが，ノイズや非線形影響，応答関数の誤差などは考慮した範囲内の検証となる．実船データによる検証は，正確な波スペクトルや遭遇波時刻歴を把握することが困難であり，WKF 法と他の手法の比較による検証に留まる．そのため，ノイズや非線形影響や応答関数の誤差などを含んだデータへの適用性を検証でき，かつ，比較検証に用いる波スペクトルや遭遇波時刻歴を正確に把握できるのは，水槽試験による検証だと考えられる．WKF 法を水槽試験結果により定量的に比較検証をした事例はこれまでにない．WKF 法の特徴としては，応答関数さえあれば，複数の船体応答を組み合わせて逆推定を実施できる点にあるが，複数の船体応答の組み合わせが遭遇波時刻歴の同定精度に与える影響については詳細な検討がされていない．WKF 法で同定された各成分波の係数と，任意の応答関数を掛け合わせることで，非計測の船体応答の時刻歴を推定可能だと考えられるが，このように WKF 法を非計測の船体応答の時刻歴推定に利用した研究もこれまでにない．短波頂不規則波中の遭遇波時刻歴の同定精度の検証についても実施されていない．先行研究では，波スペクトルや波スペクトルから計算される有義波高や平均波周期の同定に焦点が当たられ，遭遇波時刻歴の検証が十分実施されていない．

以上に挙げたように，WKF 法は有用な方法である一方で，遭遇波時刻歴の同定については検証や応用がされていない部分がある．上記の検証および非計測の船体応答時刻歴の推定への応用が可能であることを示すことで，WKF 法を用いて，数点の船体応答の計測データから遭遇波時刻歴を同定でき，さらに同定された各成分波の係数と応答関数を掛け合わ

せて非計測箇所の波浪荷重を推定でき，最終的に船体の構造安全性モニタリング手法への活用が可能となる．

WKF 法は船速がある場合にも適用可能だが，本研究では基礎的な検証として船速がゼロの場合を対象としている．追い波状態で船速がある際には，出会い波周波数に対応する波周波数が 3 つ存在する状態であるドップラー効果が発生する場合がある．このような場合は，適切に出会い波周波数と 3 つの波周波数を対応付けて波スペクトルを求める必要があるが，この方法は WBA の研究で数多く研究がされており，WKF 法においても Höfler ら [56] が船速影響を考慮した研究を実施しているので，船速を考慮する場合は，これらの研究が参考になる．

1.7. 本研究の目的と内容

本研究では，船体応答の計測データを基に WKF 法により遭遇波時刻歴を同定し，同定された各成分波の係数と応答関数を掛け合わせることで非計測箇所の波浪荷重を推定し，推定された波浪荷重を用いてリアルタイムに船体の構造安全性をモニタリング可能な手法を開発することを目的とする．そして，水槽試験で本提案手法を検証する．

本論文は以下の 1 章〜8 章で構成される．

1 章　序論
2 章　遭遇波時刻歴同定のための WKF 法
3 章　船体の構造安全性モニタリング手法
4 章　手法を検証するための水槽試験
5 章　長波頂不規則波中の水槽試験結果による WKF 法の検証
6 章　短波頂不規則波中の水槽試験結果による WKF 法の検証
7 章　船体の構造安全性モニタリング手法の検証
8 章　結論

1 章では，運航支援の 1 つである最適航路選定に船体の構造安全性を考慮する重要性について説明した．構造安全性を考慮するためには，船体の状態を把握する必要があり，その方法として HMS について説明した．HMS の計測点数が少なく船体全体の状態の把握が困難という問題を解決する方法として，船体構造デジタルツインに関する研究で実施された船体応答の計測データと数値シミュレーションをデータ同化により組み合わせ，非計測箇所の船体応力を推定する 3 つの手法について説明した．その手法の中で，応答関数を介する波スペクトル法について説明した．船体応答の計測データから遭遇波時刻歴を同定する手法について説明した．遭遇波時刻歴の同定に有効だと考えられる WKF 法に関する研究について説明し，現状では，遭遇波時刻歴の同定の検証例がほとんどないこと，同定した各

成分波の係数と応答関数を掛け合わせることによる非計測の船体応答の推定への応答が為されていないこと，などの課題について示した．以上の研究背景を基に，WKF 法により船体応答の計測データから遭遇波時刻歴を同定し，同定された各成分波の係数と応答関数を掛け合わせることで非計測箇所の波浪荷重の時刻歴を推定し，その波浪荷重を用いて船体の構造安全性をリアルタイムにモニタリング可能な手法を開発することを目的とした．そして，1 章〜8 章で本論文が構成されること，各章で実施する内容について整理した．

2 章では，長波頂不規則波と短波頂不規則波の場合について，WKF 法による船体応答の計測データを用いた遭遇波時刻歴の同定手法について説明する．また，WKF 法により同定された各成分波の係数と応答関数を掛け合わせることで，非計測の船体応答の時刻歴が推定できることを示す．本研究では，一般的な線形の KF を用いて WKF 法を構成している．また，本研究では WKF 法の短波頂不規則波中の波の表現に，各波周波数に複数の波向きの成分波があるような double summation (DS)モデル [63]を採用するため，方向波スペクトルを計算する際に同じ波周波数の成分波同士の干渉成分が生じる．そこで，この干渉成分を考慮可能な方向波スペクトルの計算方法を新たに開発する．

3 章では，WKF 法で同定された各成分波の係数に応答関数を掛け合わせることで推定された非計測箇所の複数の荷重の位相差を考慮したリアルタイムの船体の構造安全性モニタリング手法を開発する．船体の構造安全性を定義するためには，強度および荷重の両面からの検討が必要であり，その両者の例について整理する．複数荷重として，縦曲げモーメント，水平曲げモーメント，捩りモーメント，二重底構造の曲げモーメントなど様々な荷重がある場合に，どのように船体が安全か損傷状態か判定する方法について説明する．そして，本研究で対象とする縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの複数荷重について，強度を考慮した複合荷重の状態量を提案し，ワイブル分布のフィッティングによりその状態量の極値の確率密度関数を求め，得られた確率密度関数を積分することで破損確率をリアルタイムに得られる手法を開発する．

4 章では，WKF 法と構造安全性モニタリング手法を検証するために実施した水槽試験について説明する．船体応力を計測可能なアクリル製弾性模型船の設計および製作，水槽試験での計測項目や試験条件などについて示す．構造安全性モニタリング手法を検証するために，縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの実験値が必要である．そこで，喫水近傍の水圧分布も補間可能な水圧計測による波浪中船体構造応答の推定手法を開発する．

5 章では，長波頂不規則波の場合について，水槽試験結果を用いて，WKF 法で同定される遭遇波時刻歴と計測値を比較することで，遭遇波時刻歴の同定精度について検証する．WKF 法で使用する船体応答計測データの組み合わせが同定精度に与える影響について検証する．さらに，同定された各成分波の係数に応答関数を掛け合わせることで非計測の船体応答時刻歴を推定し，計測された船体応答時刻歴との比較を通して，推定精度について検証する．そして，WKF 法の応用として，現時点で推定されている各成分波の係数を基に数秒先の遭遇波時刻歴を推定し，将来推定可能な時間について検証する．

6 章では，短波頂不規則波の場合について，5 章の長波頂不規則波の場合と同様に，水槽試験結果を用いて，WKF 法の遭遇波時刻歴の同定精度について検証する．5 章の長波頂不規則波の場合は波向きを既知としたが，6 章の短波頂不規則波の場合は，波向き毎の成分波の係数も同定し，方向波スペクトルや主波向きの同定精度についても検証する．その波向きと遭遇波時刻歴の同定精度の関係について調査し，どのような応答の組み合わせが有効か検証する．さらに，長波頂不規則波の場合と同様に，非計測の船体応答の推定精度についても検証する．そして，主波向きと同じ波向きを持つ長波頂不規則波のモデルを用いた WKF 法を適用することで，遭遇波時刻歴の同定精度が改善されるか検証する．

7 章では，長波頂不規則波の場合について，WKF 法で推定された各成分波の係数に応答関数を掛け合わせることで推定される非計測箇所の縦曲げモーメントと水平曲げモーメントを用いて，その荷重間の位相差を考慮した複合荷重の状態量を求め，複合荷重の状態量の極値に対してワイブル分布をフィッティングして得られる確率密度関数を閾値以上で積分することで破損確率の時刻歴を算出する．縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの計測値に対しても同様な計算を実施することで破損確率を求め，両者の破損確率を比較することで，開発した構造安全性モニタリング手法の有効性を検証する．さらに，破損確率の推定精度に影響を与える要因について考察する．そして，短波頂不規則波への適用性についても検証する．

8 章では，本研究で実施した内容とその成果を総括し，本研究で得られた知見と，本研究が果たした役割について纏める．さらに，今後研究がどのように発展していくか将来展望について纏めて本研究の締めくくりとする．

2. 遭遇波時刻歴同定のための WKF 法

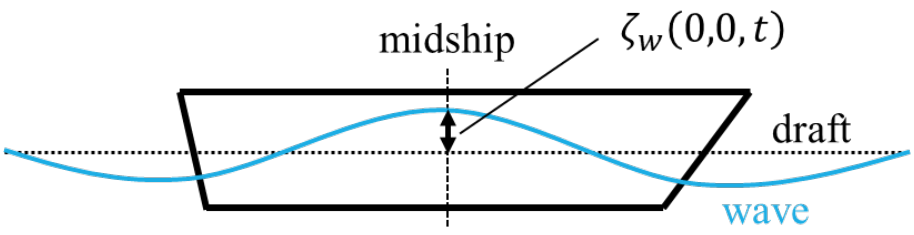
2.1. 緒言

2 節では，本研究で開発する構造安全性モニタリング手法に用いる遭遇波時刻歴の同定手法である WKF 法の定式化と計算アルゴリズムについて説明する．WKF 法は線形の KF を用いて，不規則波を構成する成分波の係数を求める手法であり，1.6 章でも示したように，先行研究 [53)-57)]でも使用されている手法である．なお，先行研究 [53)-57)]では状態量の推定誤差の共分散マトリックスの計算に Joseph の式と言われる計算を安定させるための式を利用したり，過去 3 step の状態量の平均として次 step の状態量の事前推定値を推定したり，観測ノイズの共分散マトリックスを各 step で修正したり，いくつかの修正を加えているが，本研究では計算コストが小さい一般的な線形の KF の形式を用いる．また，短波頂不規則波の場合，不規則波を各波周波数で，同じ波周波数，異なる波向きを持つ成分波の重ね合わせで表現する double summation (DS)モデル [63)]を WKF 法で採用したため，方向波スペクトルを計算する際に，同じ波周波数の成分波同士の干渉が発生する．そこで，本研究では，成分波同士の干渉を考慮した方向波スペクトルの計算方法を新たに開発する．

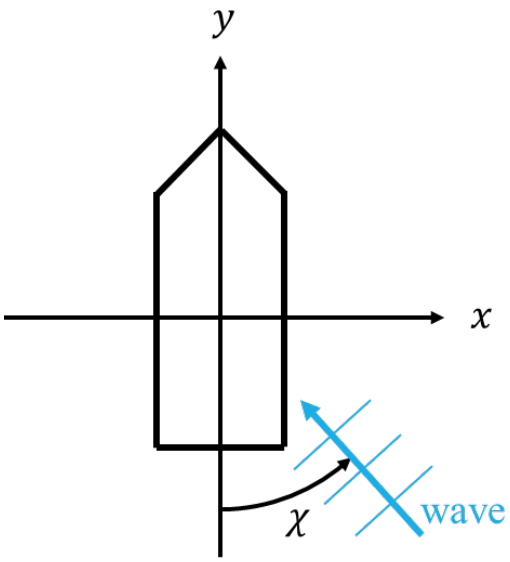
2.2. 長波頂不規則波の場合の WKF 法による遭遇波時刻歴の同定

2.2.1. 遭遇波時刻歴と船体応答の表現

位置(x, y)，時間tの遭遇波時刻歴ζ_wを Fig. 1 に示すように定義する．遭遇波時刻歴は Fig. 1(a)のように鉛直上向きに正を取り，Fig. 1(b)に示すように$x-y$座標を定義し，出会い角χは船尾側から反時計回りを正とした．つまり，$\chi = 180[\mathrm{deg}]$の時は向い波の条件になる．WKF 法では，長波頂不規則波は(2.1)式に示すような成分波の線形重ね合わせとして与えられる．なお，原点位置$(x, y) = (0,0)$は midship 位置とする．



(a) side view.



(b) top view.

Fig. 1 Definition of wave profile and wave direction.

$$\zeta_w(x,y,t) = \sum_{j=1}^{N_\omega} \left(a_j \cos\theta + b_j \sin\theta\right),\quad \theta = \omega_j t - k_j x \cos\chi - k_j y \sin\chi \qquad (2.1)$$

ここで，N_ωは成分波の波周波数の数である．a_j, b_j, ω_j, k_jはj番目の成分波の係数，波周波数，波数である．χは出会い角である．(2.1)式は線形重ね合わせが許容される場合に長波頂不規則波に対して有効である．各波周波数で係数a_j, b_jを持つ sin 波と cos 波で構成されているので，各波周波数の成分波の間の位相差も考慮される．また，長波頂不規則波の場合の WKF 法では，波向きχは既知とする．

(2.1)式で表される長波頂不規則波中の船体応答として，heave, pitch, stress などのN_r種類の船体応答を考慮するとき，そのr番目の船体応答は，midship 位置$(x,y) = (0,0)$における応答関数を用いて(2.2)式で表すことができる．

$$y_r(t) = \sum_{j=1}^{N_\omega} \left\{H_{rj} a_j \cos\left(\omega_j t + \varepsilon_{rj}\right) + H_{rj} b_j \sin\left(\omega_j t + \varepsilon_{rj}\right)\right\} \qquad (2.2)$$

ここで，H_{rj}，ε_{rj}はj番目の波周波数を持つ成分波に対するr番目の船体応答の応答関数の振幅と位相である．(2.1)式の各波周波数の成分波に振幅H_{rj}を掛け，位相をε_{rj}だけ遷移させることで，長波頂不規則波中の船体応答を表すことができる．

以上に示したように，長波頂不規則波を成分波の線形重ね合わせで表現し，波と船体応答が線形の関係と仮定すると，応答関数を用いて遭遇波時刻歴（(2.1)式）から船体応答（(2.2)式）が得られる．次節では，ここで定義した遭遇波時刻歴と船体応答を基に，線形 KF を構成するために必要な状態方程式と観測方程式について説明する．

2.2.2. 状態方程式と観測方程式

対象としている問題を状態方程式と観測方程式で表すことで，線形 KF の計算アルゴリズムで問題を解くことができる．ここで，解くべき対象は(2.1)式の成分波の係数a_j, b_jである．(2.2)式を参考にすると，係数a_j, b_jと，$H_{rj}\cos(\omega_j t + \varepsilon_{rj})$，$H_{rj}\sin(\omega_j t + \varepsilon_{rj})$を線形結合することで，船体応答$y_r(t)$が得られる．よって，線形 KF によるパラメータ$a_j, b_j$の推定の問題と捉えることができる．長波頂不規則波の成分波の係数a_j，b_jを同定するために，状態方程式を(2.3)式として設定する．

$$\boldsymbol{x}(k+1) = \boldsymbol{x}(k) + \boldsymbol{v}(k) \tag{2.3}$$

ここで,

$$\boldsymbol{x}(k) = \{a_1(k) \quad \cdots \quad a_{N_\omega}(k) \quad b_1(k) \quad \cdots \quad b_{N_\omega}(k)\}^T \tag{2.4}$$

$\boldsymbol{x}$は，$2N_\omega$次元の状態ベクトルである．$\boldsymbol{v}$は，平均値 0 の$2N_\omega$次元のシステムノイズベクトルである．kは時間 step の数である．この状態方程式は，次の step の状態ベクトル$\boldsymbol{x}(k+1)$は前の step の値$\boldsymbol{x}(k)$と同じで変化がないように思えるが，システムノイズ$\boldsymbol{v}(k)$がシステムの駆動源のような役割をなすことで，状態ベクトルが変化できる．

続いて，観測方程式については，上記で説明したように，船体応答は成分波の係数の線形結合の形で表すことができるので，(2.5)式のように観測方程式を表すことができる．

$$\boldsymbol{y}(k) = \boldsymbol{H}\boldsymbol{x}(k) + \boldsymbol{w}(k) \tag{2.5}$$

ここで,

$$\boldsymbol{H} = \begin{bmatrix} C_{11} & \cdots & C_{1N_\omega} & S_{11} & \cdots & S_{1N_\omega} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ C_{N_r1} & \cdots & C_{N_rN_\omega} & S_{N_r1} & \cdots & S_{N_rN_\omega} \end{bmatrix} \tag{2.6}$$

$$C_{rj} = H_{rj}\cos(\omega_j t(k) + \epsilon_{rj}), \quad S_{rj} = H_{rj}\sin(\omega_j t(k) + \epsilon_{rj})$$

$\boldsymbol{y}$は，N_r次元の観測ベクトルである．応答関数で構成される$\boldsymbol{H}$マトリックスは$N_r \times 2N_\omega$行列である．$\boldsymbol{w}$は，平均値 0 のN_r次元の観測ノイズベクトルである．この観測方程式は，成分波の係数を(2.4)式のような状態ベクトル$\boldsymbol{x}(k)$で表現した場合に，(2.2)式の船体応答が$\boldsymbol{H}\boldsymbol{x}(k)$で表され，さらに観測ノイズ$\boldsymbol{w}(k)$を加えた形となっている．この観測ノイズの物理的な意味としては，計測に関するノイズや応答関数の推定誤差などが考えられる．

以上のように，同定する対象である成分波の係数a_j, b_jを状態ベクトルとして状態方程式を設定し，その状態ベクトルを用いて(2.2)式の船体応答の式を参考に，観測方程式を設定した．なお，(2.3)式と(2.5)式で示した状態方程式と観測方程式は時間方向に離散化しており，この時間増分は対象とする波および船体応答時刻歴が再現できる程度に小さく取ればよい．次節では，この状態方程式と観測方程式を基に，線形 KF の計算アルゴリズムを説明する．

2.2.3. カルマンフィルタの計算アルゴリズム

(2.3)式と(2.5)式の状態方程式と観測方程式が設定されると，(2.7)式～(2.11)式に示した線形 KF のアルゴリズムを各 step で解くことにより，リアルタイムに状態ベクトルを計算できる．

$$\hat{\boldsymbol{x}}^{-}(k) = \hat{\boldsymbol{x}}(k-1) \tag{2.7}$$

$$\boldsymbol{P}^{-}(k) = \boldsymbol{P}(k-1) + \boldsymbol{Q} \tag{2.8}$$

$$\boldsymbol{G}(k) = \boldsymbol{P}^{-}(k)\boldsymbol{H}^{T}\left(\boldsymbol{H}\boldsymbol{P}^{-}(k)\boldsymbol{H}^{T} + \boldsymbol{R}\right)^{-1} \tag{2.9}$$

$$\hat{\boldsymbol{x}}(k) = \hat{\boldsymbol{x}}^{-}(k) + \boldsymbol{G}(k)\left(\boldsymbol{y}(k) - \boldsymbol{H}\hat{\boldsymbol{x}}^{-}(k)\right) \tag{2.10}$$

$$\boldsymbol{P}(k) = (\boldsymbol{I}_{\boldsymbol{x}} - \boldsymbol{G}(k)\boldsymbol{H})\boldsymbol{P}^{-}(k) \tag{2.11}$$

ここで，$\boldsymbol{P}$マトリックスは，状態ベクトル$\boldsymbol{x}$の推定誤差の共分散マトリックスであり，$2N_\omega \times 2N_\omega$行列である．$\boldsymbol{G}$マトリックスはカルマンゲインであり，$2N_\omega \times N_r$行列である．$\boldsymbol{I}_{\boldsymbol{x}}$は$2N_\omega$次元の単位マトリックスである．$\boldsymbol{Q}$マトリックスは$2N_\omega \times 2N_\omega$行列のシステムノイズベクトル$\boldsymbol{v}$の共分散マトリックスである．$\boldsymbol{R}$マトリックスは$N_r \times N_r$行列の観測ノイズベクトル$\boldsymbol{w}$の共分散マトリックスである．

この計算アルゴリズムは，(2.7)式と(2.8)式の予測 step と，(2.10)式と(2.11)式のフィルタリング step に分けられる．推定 step では，前の step で得られた状態ベクトルと推定誤差の共分散マトリックス$\hat{\boldsymbol{x}}(k-1)$，$\boldsymbol{P}(k-1)$を用いて，状態ベクトルと推定誤差の共分散マトリックスの事前推定値$\hat{\boldsymbol{x}}^{-}(k)$，$\boldsymbol{P}^{-}(k)$が得られる．続いて，事前推定値$\boldsymbol{P}^{-}(k)$を用いてカルマンゲイン$\boldsymbol{G}(k)$を求める．そして，フィルタリング step では，カルマンゲインと計測された船体応答データを用いて，事前推定値を修正して事後推定値$\hat{\boldsymbol{x}}(k)$，$\boldsymbol{P}(k)$が得られる．Fig. 2 に WKF 法の線形カルマンフィルタのフローチャートを示した．線形 KF の理論については文献 [58]などを参考にして頂きたい．

上記に示した線形 KF を実施することで，船体応答の計測データを用いて，成分波の係数a_j, b_jをリアルタイムで求められる．そして，このa_j, b_jを(2.1)式に代入することで，遭遇波時刻歴を同定できる．さらに，a_j, b_jを(2.2)式に代入し，推定したい任意の応答関数を用いることで，非計測の船体応答の時刻歴を推定できる．

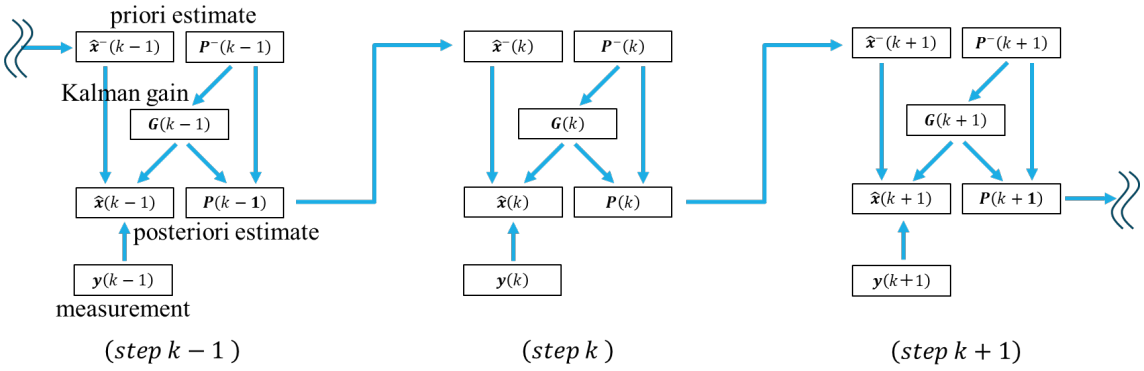


Fig. 2 Flowchart of a linear Kalman filter.

先行研究 [53)-57)]では，推定誤差の共分散マトリックスの計算に(2.12)式に示した Joseph の式が利用されている．(2.11)式は，非負定値対象行列の差となっているので，桁落ちが生じ，$\boldsymbol{P}(k)$の精度が悪くなることがある [59)]．その 1 つの解決策として(2.12)式の Joseph の式がある [59)]．単精度の計算の場合に上記の桁落ちが生じやすくなるが，本研究では倍精度の matlab で WKF 法を実装したので，特に(2.11)式を用いることによる桁落ちは発生しなかった．そして，(2.12)式に比べて(2.11)式の計算コストの方が小さいため，リアルタイム性を求める本研究では一般的な(2.11)式を利用することにした．

$$\boldsymbol{P}(k) = (\boldsymbol{I_x} - \boldsymbol{G}(k)\boldsymbol{H})\boldsymbol{P}^-(k)(\boldsymbol{I_x} - \boldsymbol{G}(k)\boldsymbol{H})^T + \boldsymbol{G}(k)\boldsymbol{R}\boldsymbol{G}^T(k) \tag{2.12}$$

また，事前推定値の計算には移動平均の形である(2.13)式，観測ノイズの共分散マトリックスを更新する形である(2.14)式が利用されている [53)-57)]が，これらについても本研究では計算コストが小さいという線形 KF の優位性を保つため，一般的な線形 KF の (2.7)式と固定された観測ノイズの共分散マトリックスを用いる．

$$\hat{\boldsymbol{x}}^-(k) = \frac{\hat{\boldsymbol{x}}(k-1) + \hat{\boldsymbol{x}}(k-2) + \hat{\boldsymbol{x}}(k-3)}{3} \tag{2.13}$$

$$\boldsymbol{R}(k) = E\left[\left(\boldsymbol{y}(k) - \boldsymbol{H}\hat{\boldsymbol{x}}^-(k)\right)\left(\boldsymbol{y}(k) - \boldsymbol{H}\hat{\boldsymbol{x}}^-(k)\right)^T\right] + \boldsymbol{H}\boldsymbol{P}^-(k)\boldsymbol{H}' \tag{2.14}$$

以上のように，本研究では，一般的な線形 KF のアルゴリズムである(2.7)式～(2.11)式を用いて WKF 法を実装し，その検証を実施する．本研究で用いる WKF 法は，線形 KF で構成されるので，以下について注意が必要である．

- 線形 KF の理論では，状態ベクトルと観測ベクトルが正規性を持ち，システムノイズと観測ノイズが正規性白色ノイズであると仮定している．WKF 法は線形システムを仮定しているため，線形の波と船体応答，または非線形成分が小さい場合に有効である．一般的に，波や船体応答の非線形成分が大きい場合は，WKF 法による遭遇波時刻歴の同定精度が低下すると考えられる．

- 船体縦曲げモーメントの非線形影響には，ホギングとサギングの非対称性や，弾性振動成分であるホイッピング応答などがあるが，これらを考慮するためには，Takami ら[61]や Pal ら[62]が開発した非線形影響を考慮した低次元化物理モデル（Reduced-Order Model: ROM）を用いる方法が考えられる．方法としては，WKF 法で同定された各波成分の係数に，応答関数の代わりに ROM を用いることで，非線形影響を含んだ船体応答の時刻歴が推定可能であると考えられる．WKF 法で対応可能な波や船体応答の非線形性成分の大きさは，各海象の状態や，個々の船体の運動特性や形状によって変わるため，一概に指標を示すことはできない．個々の海象や船体について非線形性成分の大きさを確認するには，予め非線形影響を考慮した数値シミュレーションによる検討が有効な方法の 1 つと考えられる．

また，1.6 節の最後でも述べたように，WKF 法に固有の問題ではないが，波浪逆推定を行う際には以下に示すような船速の影響が生じる．

- 船速があり，かつ追い波中などでは，1 つの出会い波周波数に対して 3 つの波周波数が対応するドップラー効果が生じる．Hofler ら[56]が WKF 法を用いて船速を考慮した波スペクトルの同定に関する研究を実施している．本研究では，基礎的検証として船速が 0 の場合を対象とするが，ドップラー効果が生じない程度の低速と波向きの条件では，本研究で用いる WKF 法も適用可能だと考えられる．ドップラー効果が発生するかどうかは，以下の式より検討可能である．

$$\omega_e = \omega - \omega^2 \frac{V}{g} \cos(\chi)$$

ここで，ω_eは出会い波周波数，ωは波周波数，Vは船速，gは重力加速度である．一例として，船速$V = 5, 10, 15, 20$ [kt]，出会い角$\chi = 0$[deg]の条件の$\omega_e - \omega$関係を Fig. 3 に示す．船速 5 kt の場合は，波周波数 2.0 rad/s までの間で出会い波周波数は 1 対 1 で対応している．一方，10, 15, 20 kt の場合は，1 つの出会い波周波数に対して，3 つの波周波数が対応している．このように，ドップラー効果が生じる場合を検討できる．

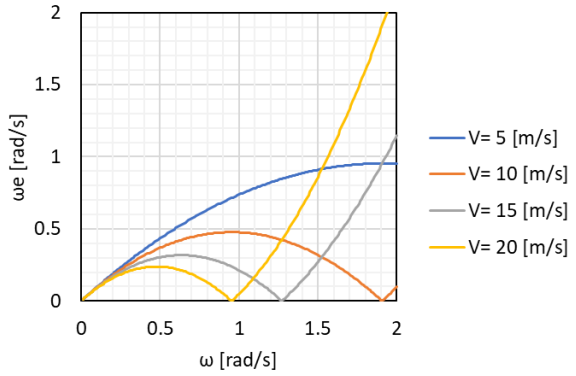


Fig. 3 Relationship between the encounter wave frequency and the wave frequency.

本節では，長波頂不規則波の場合の WKF 法について示したが，Jiao ら [60]は長波頂不規則波と短波頂不規則波の間で船体応答に差があることを指摘していることから，短波頂不規則波の場合の WKF 法の検証も重要である．そこで，2.3 節では短波頂不規則波の場合の WKF 法について説明する．

2.3. 短波頂不規則波の場合の WKF 法による遭遇波時刻歴の同定

2.3 節では，短波頂不規則波の場合の WKF 法について説明する．2.2 節で説明した長波頂不規則波の場合の WKF 法では，波向きは既知としていた．短波頂不規則波の場合の WKF 法について，本研究では，各波周波数で複数の異なる波向きを持つ成分波の重ね合わせで表現される DS モデルを採用して，遭遇波時刻歴を表現している．この DS モデルを採用した WKF 法で同定された成分波の係数を用いて方向波スペクトルを推定する場合に，同じ波周波数の成分波同士の干渉成分が生じる．この成分波同士の干渉を考慮した方向波スペクトルの計算方法を開発する．

2.3.1. 遭遇波時刻歴と船体応答の表現

短波頂不規則波中の位置(x, y)，時間tの遭遇波時刻歴ζ_wは，成分波の線形重ね合わせで(2.15)式のように与えられる．（原点位置$(x, y) = (0,0)$は midship）

$$\zeta_w(x, y, t) = \sum_{p=1}^{N_p} \sum_{j=1}^{N_\omega} \left(a_{pj} \cos\theta + b_{pj} \sin\theta \right), \quad \theta = \omega_j t - k_j x \cos\chi_p - k_j y \sin\chi_p \qquad (2.15)$$

ここで，N_p，N_ωは成分波の波向きと波周波数の数である．a_{pj}, b_{pj}はp番目の波向きとj番目の波周波数を持つ成分波の係数である．χ_pはp番目の波向きである．ω_j, k_jはj番目の波周波数と波数である．(2.1)式に示した長波頂不規則波の場合は，波向きを既知として与えたが，(2.15)式に示した短波頂不規則波のモデルでは，各波周波数で波向きが異なる成分波で構成する．そのために，a_{pj}, b_{pj}を同定することで，各波向き方向の成分波も同定することができる．(2.15)式のように，同じ波周波数で異なる波向きを持つ成分波の重ね合わせで波を表すモデルを double summation (DS)モデル [63]と言う．

続けて，(2.15)式で表される短波頂不規則波中のr番目の船体応答は，$(x, y) = (0,0)$の原点（midship）における応答関数を用いて(2.16)式で表される．

$$y_r(t) = \sum_{p=1}^{N_p} \sum_{j=1}^{N_\omega} \left\{ H_{rpj} a_{pj} \cos\left(\omega_j t + \varepsilon_{rpj}\right) + H_{rpj} b_{pj} \sin\left(\omega_j t + \varepsilon_{rpj}\right) \right\} \qquad (2.16)$$

ここで，H_{rpj}，ε_{rpj}はp番目の波向きとj番目の波周波数を持つ成分波に対するr番目の船体応答の応答関数の振幅と位相である．長波頂不規則波中の船体応答を表す(2.2)式と同様に，

(2.15)式の遭遇波時刻歴の成分波に応答関数を掛け合わせることで，短波頂不規則波中の船体応答を表す(2.16)式が得られる．

2.3.2. 状態方程式と観測方程式

WKF 法により(2.15)式で表される短波頂不規則波中の遭遇波時刻歴の各成分波の係数a_{pj}, b_{pj}を同定する．状態方程式は長波頂不規則波の場合と同様に(2.3)式で表され，状態ベクトルは係数a_{pj}，b_{pj}により構成された(2.17)式で表される．

$$\boldsymbol{x}(k) = \{a_{11}(k) \quad \cdots \quad a_{N_pN_\omega}(k) \quad b_{11}(k) \quad \cdots \quad b_{N_pN_\omega}(k)\}^T \tag{2.17}$$

$\boldsymbol{x}$は，$2N_pN_\omega$次元の状態ベクトルである．$\boldsymbol{v}$は，平均値 0 の$2N_pN_\omega$次元のシステムノイズベクトルである．kは時間 step の数である．

短波頂不規則波中の波に起因される船体応答に対しても長波頂不規則波の場合と同様に，観測方程式は(2.5)式で表せられる．なお，状態ベクトルから観測ベクトルへの変換には，各波周波数と波向きに対応した応答関数を用いた(2.18)式の変換マトリックスを用いる．

$$\boldsymbol{H} = \begin{bmatrix} C_{111} & \cdots & C_{1N_pN_\omega} & S_{111} & \cdots & S_{1N_pN_\omega} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ C_{N_r11} & \cdots & C_{N_rN_pN_\omega} & S_{N_r11} & \cdots & S_{N_rN_pN_\omega} \end{bmatrix} \tag{2.18}$$

$$C_{rpj} = H_{rpj}\cos\left(\omega_j t(k) + \varepsilon_{rpj}\right), \quad S_{rpj} = H_{rpj}\sin\left(\omega_j t(k) + \varepsilon_{rpj}\right)$$

ここで，$\boldsymbol{H}$マトリックスは$N_r \times 2N_pN_\omega$行列である．

以上，短波頂不規則波中での状態方程式と観測方程式について説明したが，概ね長波頂不規則波の場合と同じであり，異なる点は，状態ベクトルの大きさと，それに対応する$\boldsymbol{H}$マトリックスであることが分かる．次の 2.3.3 節では線形 KF のアルゴリズムについて述べるが，これも同様に長波頂不規則波と短波頂不規則波の場合で異なるのは，次元の大きさだけである．

2.3.3. 遭遇波時刻歴の同定と非計測船体応答の時刻歴の推定

短波頂不規則波の場合の WKF 法は，長波頂不規則波の場合と同様に，線形 KF のアルゴリズムである(2.7)式～(2.11)式に基づいて計算できる．ただし，短波頂不規則波の場合の行列の大きさは，$\boldsymbol{P}$マトリックスは$2N_pN_\omega \times 2N_pN_\omega$行列，$\boldsymbol{G}$マトリックスは$2N_pN_\omega \times N_r$行列，$\boldsymbol{I_x}$は$2N_pN_\omega \times 2N_pN_\omega$行列，$\boldsymbol{Q}$マトリックスは$2N_pN_\omega \times 2N_pN_\omega$行列，$\boldsymbol{R}$マトリックスは$N_r \times N_r$行列となる．

そして，線形 KF を実施することにより得られた成分波の係数a_{pj}，b_{pj}を，(2.15)式に代入することで遭遇波時刻歴が得られ，a_{pj}，b_{pj}を(2.16)式に代入して任意の船体応答の応答関数を用いれば，非計測の船体応答の時刻歴を求められる．

以上，2.2 節と 2.3 節で示した WKF 法により，船体応答の計測データを用いて，リアル

タイムに遭遇波時刻歴と非計測の船体応答時刻歴を推定できる．本研究の対象は，遭遇波時刻歴を同定することであるため，波スペクトルを計算することは不要だと思われるかもしれないが，同定した時刻歴データの精度検証を行うためには，やはり各波周波数や波向きでのスペクトル的な評価が有効である．そこで，2.4 節では，波周波数スペクトルと方向波スペクトルの計算方法について示す．

2.4. 波周波数スペクトルと方向波スペクトルの計算方法

2.4.1. 長波頂不規則波中の波周波数スペクトル

長波頂不規則波中の遭遇波時刻歴である(2.1)式の各成分波の係数a_j, b_jが得られたとして，波周波数スペクトル$S_j(k)$は(2.19)式で得られる．

$$S_j(k) = \frac{a_j(k)^2 + b_j(k)^2}{2\Delta\omega} \tag{2.19}$$

ここで，$\Delta\omega$は離散化した波周波数の刻み幅である．

2.4.2. 短波頂不規則波中の波周波数スペクトルと方向波スペクトル

本研究では，WKF 法での波のモデルとして(2.15)式に示す DS モデルを採用した．DS モデルは，波周波数$\omega = \omega_j$に対して複数の波向き成分$\chi = \chi_1, \chi_2, \cdots, \chi_{N_p}$を持つ式で表現される．

(2.15)式の DS モデルで，$\omega = \omega_j, \chi = \chi_p$の成分波の振幅は，$\left(a_{pj}(k)^2 + b_{pj}(k)^2\right)^{1/2}$で表現される．よって，その方向波スペクトル$S_{0pj}(k)$は(2.20)式で表現できる．

$$S_{0pj}(k) = \frac{a_{pj}(k)^2 + b_{pj}(k)^2}{2\Delta\omega\Delta\chi} \tag{2.20}$$

この方向波スペクトル$S_{0pj}(k)$に対応した波周波数スペクトル$S_{0j}(k)$は，方向波スペクトル$S_{0pj}(k)$をχに対して積分することで(2.21)式として得られる．

$$S_{0j}(k) = \int_0^{2\pi} S_{0pj}(k)d\chi = \frac{\sum_{p=1}^{N_p} a_{pj}(k)^2 + \sum_{p=1}^{N_p} b_{pj}(k)^2}{2\Delta\omega} \tag{2.21}$$

一方，模型船の midship 位置で，WKF 法により同定される遭遇波時刻歴$\zeta_w\left(0,0,t(k)\right)$は，(2.15)式を変形して(2.22)式のように得られる．

$$\zeta_w(k) = \sum_{j=1}^{N_\omega} \left\{ \left(\sum_{p=1}^{N_p} a_{pj}(k) \right) \cos\omega_j t(k) + \left(\sum_{p=1}^{N_p} b_{pj}(k) \right) \sin\omega_j t(k) \right\} \tag{2.22}$$

(2.22)式より，1 点で観測される遭遇波時刻歴$\zeta_w\left(0,0,t(k)\right)$の波周波数スペクトル$S_{1j}(k)$は(2.23)式として得られる．

$$S_{1j}(k) = \frac{\left(\sum_{p=1}^{N_p} a_{pj}(k)\right)^2 + \left(\sum_{p=1}^{N_p} b_{pj}(k)\right)^2}{2\Delta\omega} = S_{0j}(k) + S_{ij}(k) \tag{2.23}$$

ここで,

$$S_{ij}(k) = \frac{\sum_{p=1}^{N_p}\sum_{q=1(p\neq q)}^{N_p} a_{pj}(k)a_{qj}(k) + \sum_{p=1}^{N_p}\sum_{q=1(p\neq q)}^{N_p} b_{pj}(k)b_{qj}(k)}{2\Delta\omega} \tag{2.24}$$

$\sum_{p=1}^{N_p}\sum_{q=1(p\neq q)}^{N_p}$ は，$p=q$の項を除いて，p,qに対して総和を取ることを示す．このように，波周波数スペクトル$S_{0j}(k), S_{1j}(k)$の間には，差$S_{ij}(k)$が存在する．この差は，DS モデルにおいて，同じ波周波数で異なる波向きを持つ成分波同士の干渉によるものであり，$S_{ij}(k)$は DS モデルの波周波数スペクトルの空間的な変動分を表している [64), 65)].

なお，本研究で実施する短波頂不規則波を用いた水槽試験では，水槽全体で空間的な変動が生じないように，single summation (SS)[63)]モデルを用いて造波している．SS モデルでは，各波周波数スペクトル成分に対して 1 つの波向きが対応するので，波周波数スペクトルは空間的に一様に分布する．この空間的に一様な波周波数スペクトルは，$S_{1j}(k)$に対応している．なぜなら，計測された船体応答を基に，最も可能性が高い各成分波の係数a_{pj}, b_{pj}が，WKF 法により同定されているからである．船体の midship 位置（$(x,y)=(0,0)$）の応答関数が WKF 法では用いられる．一方で，DS モデルで推定される波周波数スペクトル$S_{0j}(k)$は，実際の波周波数スペクトル$S_{1j}(k)$から，$S_{ij}(k)$だけ変動している．

よって，本研究では，水槽内で一様な波周波数スペクトルを反映した方向波スペクトル$S_{pj}(k)$を，$S_{1j}(k)$を用いて，(2.25)式を用いて計算する．

$$S_{pj}(k) = S_{1j}(k)Q_{0pj}(k) \tag{2.25}$$

ここで，$Q_{0pj}(k)$は方向分布関数を表し，DS モデルに基づいて(2.26)式より計算される．

$$Q_{0pj}(k) = \frac{S_{0pj}(k)}{S_{0j}(k)} \tag{2.26}$$

この方向波スペクトルの計算は以下の仮定に基づいている．

- DS モデルの方向波スペクトル$S_{0pj}(k)$は，実際の値から変動分を差し引いた波周波数スペクトル$S_{0j}(k)$と，正しい方向分布関数$Q_{0pj}(k)$で構成される．これは干渉成分を考慮していない方向波スペクトル$S_{0pj}(k)$と波周波数スペクトル$S_{0j}(k)$を用いて，正しい方向分布関数が得られることを仮定している．
- 船体の midship 位置（$(x,y)=(0,0)$）の遭遇波時刻歴に対応する波周波数スペクトル$S_{1j}(k)$は，空間的に一様な水槽内の実際の波浪場を反映している．

以上，短波頂不規則波を DS モデルで表す場合に生じる同じ波周波数の成分波同士の干渉を考慮した方向波スペクトルの計算方法を開発した．本計算方法は，6 節の短波頂不規則波の場合の WKF 法の検証で用いる．

2.5. 結言

2 章では，波浪中船体の構造安全性モニタリング手法に用いる，船体応答計測データから遭遇波時刻歴を同定する WKF 法について説明した．2.1 節では長波頂不規則波の場合の WKF 法の定式化と計算アルゴリズムについて説明した．遭遇波時刻歴を波周波数が異なる成分波の線形重ね合わせで表現し，波と船体応答が線形の関係として，遭遇波時刻歴に応答関数を掛け合わせることで船体応答の式を示した．続いて，線形 KF を実施するために必要な状態方程式と観測方程式について示した．状態方程式は成分波の係数を状態ベクトルとして構成し，観測方程式は状態ベクトルに応答関数で構成されるマトリックスを掛け合わせることで船体応答が得られるという関係から構成した．そして，WKF 法で用いた線形 KF の計算アルゴリズムを示し，線形 KF と先行研究で用いられている WKF 法の違いを説明し，本研究では計算コストが小さい一般的な線形 KF を用いることを述べた．また，本研究の WKF 法の適用範囲について，非線形影響と船速影響が大きい場合は範囲外であること，これらの影響を考慮するためのアイデアについて述べた．2.3 節では短波頂不規則波の場合の WKF 法について述べた．2.2 節の長波頂不規則波の WKF 法と異なる点は，状態ベクトルとそれに対応する各マトリックスが波向きの成分数の分だけ大きいことである．2.2 節の WKF 法では波向きが既知の長波頂不規則波に対応したモデルであったが，2.3 節では全周に渡って波向きを離散化したモデルを用いるので，成分波の波向きの同定も行うことが可能である．最後に，WKF 法で得られた成分波の係数を用いて，波周波数スペクトルと方向波スペクトルを計算する方法を示した．本研究では，短波頂不規則波の場合に，同じ波周波数で波向きが異なる成分波が複数ある DS モデルを採用するので，方向波スペクトルを計算する際に同じ波周波数の成分波同士の干渉成分が生じる問題がある．そこで，2.4.2 節に示すように，いくつかの仮定を設け，この干渉成分を考慮可能な方向波スペクトルの計算方法を開発した．

本章で説明した WKF 法により同定された成分波の係数を用いることで，本研究で開発する波浪中船体の構造安全性モニタリングに必要な機能である非計測の波浪荷重を推定することが可能となる．3 章では，WKF 法で非計測箇所の波浪荷重が得られたとして，船体の構造安全性モニタリング手法を開発する．

3. 船体の構造安全性モニタリング手法

3.1. 緒言

運航支援の方法の 1 つである最適航路選定に船体の構造安全性を考慮するには，構造安全性をリスクに置き換えて導入する必要がある．一般的に，リスク＝被害度×確率で表される．被害度はその他の起こり得る事象などの全体のバランスを見ながら設定される．本研究では，構造安全性のリスクを求めるために必要な船体が破損する確率について焦点を当てる．

船体の構造安全性について，構造強度と波浪荷重を比較し，構造強度＞波浪荷重の場合は安全，構造強度≦波浪荷重の場合は破損と判定できる．3.2 節では，この強度と荷重の組み合わせについて述べ，単一荷重の場合の船体構造の安全かどうかの判定方法について説明する．3.3 章では，複数荷重下の船体構造の安全の判定と，強度も考慮した複合荷重(combined load)の状態量を提案し，その状態量の極値の確率密度関数について説明する．3.4 節では，本研究で対象とする縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの combined load の状態量の式を示し，その状態量の極値の抽出方法について説明する．3.5 節では，極値からワイブル分布のフィッティングにより確率密度関数を求め，得られた確率密度関数から構造安全性を計る指標である破損確率を求める方法について述べる．3.6 節では，本研究で開発した船体の構造安全性モニタリング手法の構成について述べる．

本研究で開発する船体の構造安全性モニタリング手法は，WKF 法により船体応答の計測データを用いてリアルタイムに遭遇波時刻歴を同定し，同定した各成分波の係数と応答関数を掛け合わせることで非計測箇所の波浪荷重を推定し，その波浪荷重を用いて破損確率まで求める手法であり，このような一貫したリアルタイムの構造安全性モニタリング手法の開発は初めての試みである．

3.2. 船体構造の安全の判定

船体の安全を定義するために，比較する強度と荷重を整理する．初めに，強度については，以下の項目を挙げることができる．

- 座屈強度
- 降伏強度
- 疲労強度
- 縦曲げ最終強度
- 水平曲げ最終強度
- 捩り(曲げ捩り)最終強度

- 二重底構造の縦曲げ最終強度

座屈強度，降伏強度，疲労強度は，パネルや部材などの局所的な強度である．パネルの座屈が生じると面内方向剛性が低下し，降伏が生じると材料特性として剛性が低下し，疲労強度に達すると亀裂が発生する可能性があり，これらはいずれ損傷範囲が拡大し船体の全体崩壊に繋がるような現象である．

縦曲げ最終強度，水平曲げ最終強度，捩り(曲げ捩り)最終強度，二重底構造の縦上げ最終強度は，船体に作用する水圧や慣性力などの積分値である断面力に対する強度である．波浪荷重がこの最終強度に達すると船体の折損が生じる可能性があるような強度の指標である．

続いて，荷重については以下の項目が挙げられる．

- 水圧
- 慣性力
- 縦曲げモーメント
- 水平曲げモーメント
- 捩り(曲げ捩り)モーメント
- 二重底構造での曲げモーメント

局所的な強度と応力を比較することで，船体の構造安全性を評価することもできるが，局所的な破損が必ずしも全体崩壊に繋がるわけではない．一方，断面の強度以上に波浪荷重が作用すると，船体が折損する可能性がある．折損事故が生じると甚大な被害が発生するので，本研究では，断面の強度と波浪荷重を対象に船体の構造安全性を評価することにする．

縦曲げ最終強度M_{uv}と波浪中縦曲げモーメントM_vの比較による船体構造の安全の判定を式で示すと(3.1)式となる．

$$\begin{aligned} \left|\frac{M_v}{M_{uv}}\right| &< 1.0 \ \rightarrow safe \\ \left|\frac{M_v}{M_{uv}}\right| &\geq 1.0 \ \rightarrow failure \end{aligned} \tag{3.1}$$

(3.1)式は単一の荷重に対する安全性評価のための指標である．次いで(3.2)式に複数荷重の場合の安全性を判定するための式を示す．

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^{N_i}\left(\frac{M_i}{M_{ui}}\right)^{\alpha_i} &< 1.0 \ \rightarrow safe \\ \sum_{i=1}^{N_i}\left(\frac{M_i}{M_{ui}}\right)^{\alpha_i} &\geq 1.0 \ \rightarrow failure \end{aligned} \tag{3.2}$$

ここで，iは荷重の種類，N_iは考慮する荷重の数，M_i, M_{ui}は各波浪荷重とそれに対応する

最終強度，α_iは複数荷重の最終強度曲面を表現するための係数である．このように，各荷重と強度の比のα_i乗した値の合計値が 1.0 以上の場合に破損と判定できる．

以上，船体構造の安全性を評価するための荷重と強度の項目について整理し，荷重と強度の比較により，安全な状態か破損状態か判定する方法について示した．次節では具体的に複数の荷重を設定し，その複合荷重の安全性を判定するための方法を提案する．

3.3. 船体構造の安全性の程度の把握と極値の確率密度関数

3.2 節では(3.2)式に示すように複数荷重下の船体構造の安全を判定する方法を示した．ただし，(3.2)式は安全か破損状態かの判定のみ可能であり，強度に対して荷重がどの程度の安全度か把握できない．船体の安全性のモニタリングの観点からは，現在の荷重状態が強度を基準にどのくらい安全か，また現在の荷重状態ではどのくらいの荷重が発生する可能性があり，その荷重は危険な状態なのか，についても判断したい．そこで，(3.2)式を基に(3.3)式で表される強度を考慮した複合荷重（combined load）の状態量を定義する．

$$X = \left\{ \sum_{i=1}^{N_i} \left(\frac{M_i}{M_{ui}} \right)^{\alpha_i} \right\}^{1/\alpha} \tag{3.3}$$

この式を 1 次元（$N_i = 1$）に縮退すると，(3.1)式が得られるので妥当な状態量だと考えられる．一方で，(3.3)式では状態量を得るために指数$1/\alpha$があり，α_iがすべて同じαであれば合理的な式となっている．しかし，実際に縦曲げモーメントや水平曲げモーメントなどの combined load の最終強度曲面ではα_iが同じであるとは限らない．しかし，波浪中船体に生じる断面力では，縦曲げモーメントが支配的なことが明らかなので，破損は縦曲げモーメントが主要な要因として生じる．そこで，状態量を求めるための指数$1/\alpha$のαは縦曲げモーメントの指数を用いることにする．

また，現在の荷重状態から今後発生する荷重が安全かどうか判定するために，combined load の状態量の極値に注目する．極値分布から破損確率を求めることができる．破損確率を求めるのは，最適航路支援でリスクを計算する場合に，破損に至る確率が必要だからである．極値とは，変動する波浪荷重時刻歴の各山谷の頂点のことである．例えば，波浪荷重時刻歴が正規分布，かつスペクトルが狭帯域であると仮定すると，その極値の確率密度分布は(3.4)式のレイリー分布になることが知られている．

$$f(x|B) = \frac{x}{B^2} e^{-\frac{x^2}{2B^2}} \tag{3.4}$$

ここで，fは確率密度関数，xは確率変数，Bはスケールパラメータである．このレイリー分布はワイブル分布の特別な場合である．ワイブル分布は(3.5)式で表される．

$$f(x|a,b) = \frac{b}{a} \left(\frac{x}{a} \right)^{b-1} e^{-(x/a)^b} \tag{3.5}$$

ここで，aはスケールパラメータ，bは形状パラメータである．ワイブル分布のパラメータ

が$a=\sqrt{2}B$，$b=2$の時，レイリー分布に一致する．ワイブル分布は，レイリー分布と比較すると，形状パラメータbの分だけ自由度がある．縦曲げモーメントのみで非線形影響がない場合は正規分布であるが，(3.3)式のように複数荷重成分を考慮した combined load は，正規分布から外れる可能性が考えられる．そこで，レイリー分布ではなく，ワイブル分布を用いて combined load の状態量の極値に対するフィッティングを行うことにする．

以上，3.3 節では combined load の状態量を提案し，状態量の極値の確率密度関数にワイブル分布をフィッティングすることについて説明した．3.4 節では，本研究で対象とする縦曲げモーメントと水平曲げモーメントを対象に具体的な計算方法について述べる．

3.4. 複合荷重の状態量と極値の抽出

本研究では縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの combined load を対象とするので，ここでは，それらを例に，具体的に combined load の状態量と，その極値の抽出方法について説明する．

(3.3)式の combined load の状態量の式を参考に，(3.6)式に縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの combined load の状態量を示す．

$$X(t)=\left(\left|\frac{M_s+M_v(t)}{M_{uv}}\right|^{\alpha}+\left|\frac{M_h(t)}{M_{uh}}\right|^{\beta}\right)^{1/\alpha} \tag{3.6}$$

ここで，Xは combined load の状態量，M_vは波浪中縦曲げモーメント，M_hは波浪中水平曲げモーメント，M_{uv}は縦曲げモーメントの閾値，M_{uh}は水平曲げモーメントの閾値，M_sは静水中縦曲げモーメント，α,βは$X=1.0$の形状に関する係数である．M_{uv}, M_{uh}は，最終強度時，初期降伏時，座屈発生時など，評価したい強度に応じて設定することができる．係数α,βで$X=1.0$の形状を設定でき，$\alpha=\beta=2.0$の場合に単位円，$\alpha=\beta=1.0$の場合で菱形となる．

(3.6)式は，静水中縦曲げモーメントM_sと，波浪中縦曲げモーメント$M_v(t)$と水平曲げモーメント$M_h(t)$が荷重として設定されている．M_sについては，Tatsumi ら [66]が船体を非線形梁有限要素モデルで表現し，それを Ensemble KF 法で定式化することで，ひずみの計測データからM_sを推定する手法を開発している．例えば，(3.6)式のM_sをこの手法で求めることができる．または，ローディングコンピュータなどで貨物の荷重分布の情報が得られている場合は，その荷重分布を設定できる．$M_v(t)$，$M_h(t)$については，2 章で説明した WKF 法により同定された成分波の係数と応答関数から，リアルタイムに推定できる．

上記より，船体応答計測データを用いた WKF 法を実行することで，リアルタイムに combined load の状態量Xが得られる．このように複数の荷重を 1 つの状態量で表すことで，複数荷重間の位相差を考慮した評価が可能となる．

combined load の状態量Xを用いた$Z(t)=1-X(t)$を限界状態関数としたとき，$Z>0$の場合は安全，$Z\leq 0$の場合は破損と判定する．(3.6)式は，縦曲げモーメントと水平曲げモーメ

ントの combined load の状態量の計算式であるが，二重底構造の曲げモーメントについても，(3.3)式に示すように（曲げモーメント／閾値）の形で表現出来れば，(3.6)式の( )内に導入することができる．また，本研究では，最終強度を既知の値とするが，構造信頼性理論的な考えに基づけば，容易に強度も確率変数として評価できる．

続いて，combined load の状態量の極値を抽出する方法について説明する．ホギング状態（正の値）の静水中縦曲げモーメントが作用し，波浪中縦曲げモーメントと水平曲げモーメントが作用する場合の相関の概要図を Fig. 4 示す．Fig. 4 に示すように，相関曲線は，静水中縦曲げモーメントの分だけ遷移している．静水中縦曲げモーメントが正の場合，Fig. 4 に示すように波浪中縦曲げモーメントも正の時に相関曲線の極値が得られ，この極値は，combined load の状態量の極値に対応している．よって，波浪中縦曲げモーメントM_vに対して，ゼロアップクロス解析を行い，各区間の状態量の最大値を取れば，状態量の極値を抽出できる．

3.4 節では，本研究で対象とする縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの combined load の状態量を提案し，状態量の極値の抽出方法を示した．3.5 節では，得られた combined load の状態量の極値を基に，極値の確率密度関数を，ワイブル分布のフィッティングにより求め，得られた確率密度関数から破損確率を算出する方法を示す．

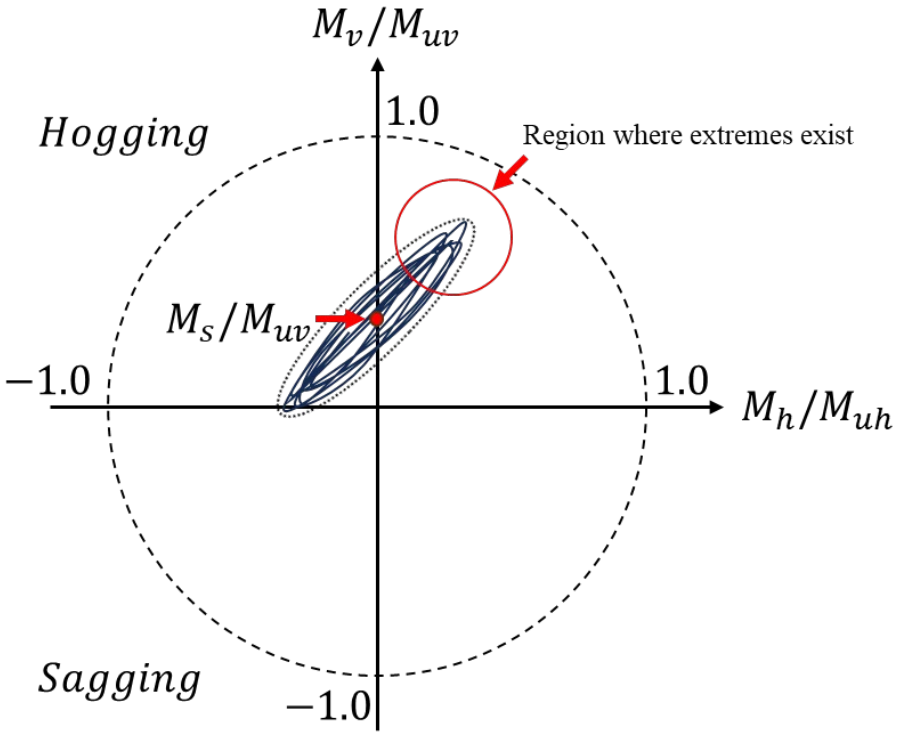


Fig. 4 Correlation between vertical bending moment and horizontal bending moment.

3.5. 極値の確率密度関数と破損確率の算出

3.4 節で示した方法を基に得られた縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの combined load の状態量の極値に対して，(3.5)式に示したワイブル分布をフィッティングすることで，極値の確率密度関数を求める．ワイブル分布は 0 から始まる確率密度関数であるが，フィッティングを行う状態量Xは静水中縦曲げモーメント$|M_s|/M_{uv}$の分だけ原点から遷移している(Fig. 4 参照)．そこで，状態量Xを$|M_s|/M_{uv}$だけ平行移動させたX^* $(= X - |M_s|/M_{uv})$に対してフィッティングを行うこととする．

combined load の状態量が$X \geq 1.0$の時に破損と判定されるので，ワイブル分布でフィッティングするX^*の場合は，$X^* \geq 1.0 - |M_s|/M_{uv}$の時に破損と判定される．よって，(3.7)式および Fig. 5 に示すように，確率密度関数$f(X^*|a,b)$を$(1.0 - |M_s|/M_{uv},\ \infty)$の範囲で積分することで，破損確率$P_f$を算出できる．

$$P_f = \int_{1-\frac{|M_s|}{M_{uv}}}^{\infty} f(X^*|a,b)dX^* = e^{-\{(1-|M_s|/M_{uv})/\ a\}^b} \tag{3.7}$$

(3.7)式は積分範囲の上限が∞となっているが，(3.7)式の最右辺のように解析的に積分を解くことができ，この式を利用して破損確率を算出できる．

以上，3.5 節では，極値のワイブル分布へのフィッティングと，フィッティングして得られた確率密度関数から破損確率を求める方法を示した．最後に 3.6 節に本研究で提案する波浪中船体の構造安全性モニタリング手法の構成を示す．

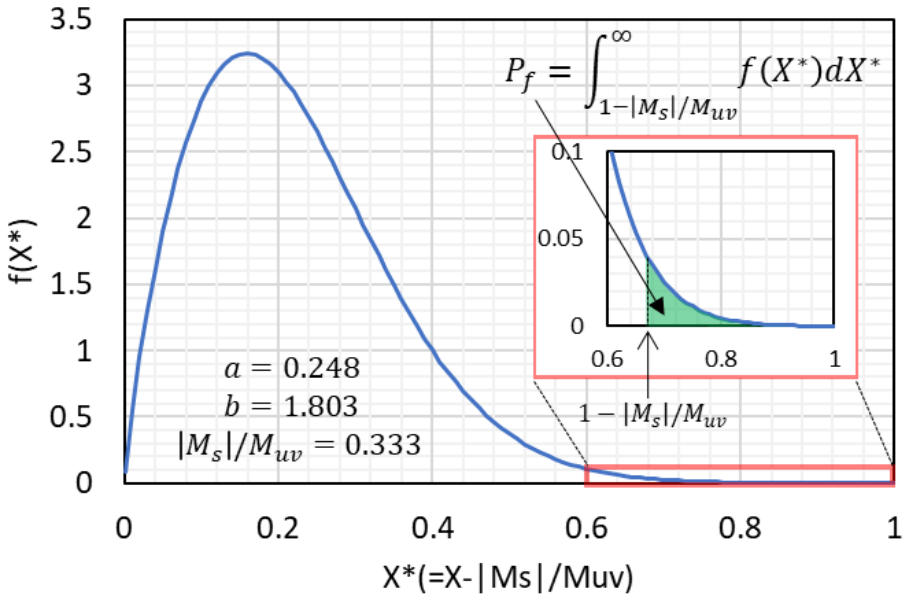


Fig. 5 Weibull distribution and failure probability.

3.6. 波浪中船体の構造安全性モニタリング手法の構成

2 章の WKF 法から 3 章で示した破損確率の推定までの全体が本研究で開発する波浪中船体の構造安全性モニタリング手法である．本手法の全体の構成を Fig. 6 に示す．Fig. 6 に示すように本手法は，WKF 法により船体応答計測データから同定された成分波の係数に応答関数を掛け合わせることで推定された非計測箇所の波浪荷重を用いて，その複数荷重間の位相差を考慮して破損確率をリアルタイムに算出する方法である．

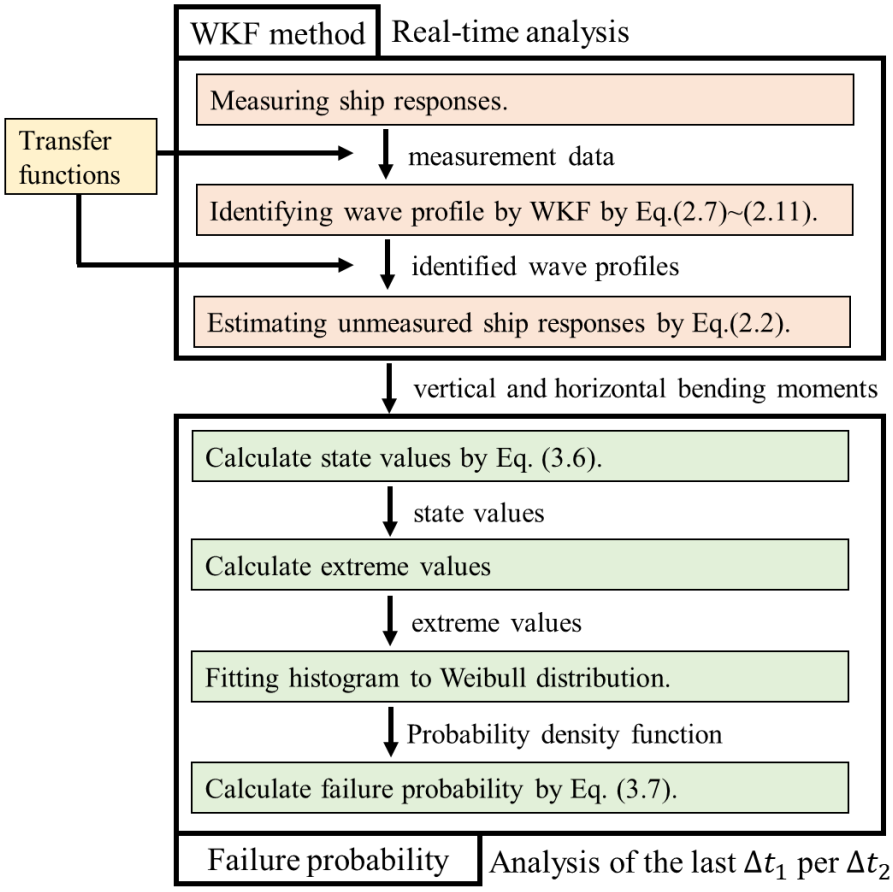


Fig. 6 Flowchart of the developed structural safety monitoring method for a ship structure in waves.

提案した構造安全性モニタリング手法の入出力データは以下の通りである．

———入力データ———————————————

- WKF 法で使用する船体応答の計測データ
- 応答関数

———出力データ———————————————

- 遭遇波時刻歴

- 波スペクトル
- 非計測の船体応答時刻歴
- combined load の状態量の確率密度関数
- 破損確率，など

――――――――――――――――――――――――

以下に本手法の流れを説明する．はじめに，船体応答の計測データを用いて，WKF 法によりリアルタイムに遭遇波時刻歴を同定する．続いて，同定された成分波の係数と応答関数を掛け合わせることで非計測箇所の縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの時刻歴を推定する．WKF 法に用いる応答関数は予め数値シミュレーションなどにより求めておく．次に(3.6)式より縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの combined load の状態量X，およびその極値を求める．そして，その極値に対してワイブル分布をフィッティングし，確率密度関数を求める．最後に(3.7)式より確率密度関数を積分することで破損確率P_fを算出できる．

combined load の状態量$X(t)$が得られれば，$X(t)$が 1.0（100%）に達すれば破損に達するとして，破損に至る確率（%）をリアルタイムにモニタリングできる．しかし，$X(t)$は波周期で変動する時刻歴なので，そのまま時刻歴をモニタリングしても傾向は掴み難い．そのため，過去数 10 分の最大値をモニタリングするなど工夫が必要である．

また，3.5 節で示した破損確率の算出については，ワイブル分布のフィッティングに用いる極値の数に応じて，過去どのくらいの時間の破損する確率を表しているのか変化する．破損確率の計算に用いる過去の時間Δt_1を設定することで極値の数を制御でき，計算を時間Δt_2毎に行うことで，破損確率の時間変化をリアルタイムにモニタリングできる．整理すると，過去Δt_1 [s]のデータに対して破損確率を求め，それをΔt_2 [s]毎に行うことによって，リアルタイムに破損確率を求められる．得られた破損確率は，危険な状態を知らせるアラームの閾値や，最適航路支援などへの活用が期待できる．本研究では，7 章において提案した構造安全性モニタリング手法の検証を行う．

3.7. 結言

3 章では，波浪中船体の構造安全性モニタリング手法を提案した．初めに，船体構造の安全について，船体強度と波浪荷重の比較による安全性の判定について整理した．そして，縦曲げモーメント，水平曲げモーメント，捩りモーメント，二重底構造の曲げモーメントなど，複数荷重間の位相差を考慮して構造が安全か破損状態か判定する方法について示し，また，確率的な評価を行うために実施する combined load の状態量の極値に対するワイブル分布のフィッティングについて説明した．そして，本研究で対象とする縦曲げモーメントと水平曲げモーメントについて，具体的な形で combined load の状態量を提案し，その状態

量の極値の抽出方法を示した．さらに，その極値に対してワイブル分布をフィッティングすることで確率密度関数を求め，確率密度関数から破損確率を算出する方法を示した．本手法により，2 章で示した WKF 法により船体応答計測データを基に同定した成分波の係数に応答関数を掛け合わせて推定された非計測箇所の波浪荷重時刻歴を用いて，リアルタイムに破損確率をモニタリングできる．

4. 手法を検証するための水槽試験

4.1. 緒言

本節では，2 節で示した WKF 法と，3 節で示して構造安全性モニタリング手法の検証のための水槽試験について説明する．これらの手法の検証では，船体運動に加えて HMS で得られるような船殻の船体応力を用いる．そこで，水槽試験で船殻の応力も計測可能なアクリル製弾性模型船を設計，製作したので，それについて説明する．続いて，計測項目，試験条件について説明する．そして，3 節で説明した構造安全性モニタリング手法の検証では，波浪中縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの実験値が必要であり，それを求めるために水圧計測による波浪中船体構造応答の推定手法を開発する．

4.2. 波浪中構造応答を計測可能な弾性模型船

船体運動データに加えて HMS で計測されるような船体応力データを用いて WKF 法と構造安全性モニタリング手法を検証するため，船体応力が計測可能な弾性模型船を設計および製作することにした．以下に，水槽試験で波浪中構造応答を計測するための弾性模型船として，バックボーン型弾性模型船[68),69)]と一体型弾性模型船[70), 71)]について整理した．

- バックボーン型弾性模型船：

  長手方向に分割されたブロックを鋼材（バックボーン）で繋ぎ合わせた模型船である．バックボーンの材質や形状や寸法を調整することで，実船の断面剛性と相似な模型船を製作できる．ブロック間の位置でひずみを計測し，予め縦曲げ試験などでひずみと縦曲げモーメント変換係数を求めることで，水槽試験で波浪荷重を計測できる．実船の断面剛性と相似にすることで，ホイッピング荷重やスプリンギング荷重などの弾性振動成分を計測できる．ただし，船底部の曲げ変形のような局部応答は計測できない．また，コンテナ船などはせん断中心がボトム側にあるが，バックボーン型弾性模型船の場合はバックボーンの図心位置にせん断中心位置があるので，実船と相似な位置にせん断中心位置を調整することは困難である．
- 一体型弾性模型船：

  模型船全体を比較的剛性が小さい材料で製作した模型船である．模型船の材質や構造や寸法を設計することで，実船の断面剛性に加えてせん断中心位置なども相似な模型船を製作できる．一体型弾性模型船は，船殻自体に剛性を持たせるため，船殻にひずみセンサを設置し，ひずみおよび応力を計測できる．予め縦曲げ試験などでひずみと縦曲げモーメントの関係を求めることで，水槽試験で波浪中船体構造応答として応力や縦曲げモーメントを計測できる．つまり，水槽試験で一体型弾性模型船を用いる

ことで，HMS で得られるような船殻の船体応力データを計測できる．ただし，実船と断面剛性が相似で 4m 程度の模型船を製作するためには，ウレタンなどの剛性が小さい材料を使用する必要があるが，材料の剛性が小さいことにより，ひずみセンサが材料の変形に追従できなくなる問題が生じる可能性がある．

以上，バックボーン型弾性模型船と一体型弾性模型船の特徴について整理した．本研究では，HMS で得られるような船殻の応力を用いた検証を行うために，一体型弾性模型船を用いることにする．

近年，著者も参加した研究 [70]では，一体型弾性模型船として発泡硬質ウレタンで製作された模型船を用いて水槽試験を実施した．ウレタン製弾性模型船は，剛性が小さいウレタン材（ヤング率：60MPa 程度）が用いられた．実船と断面剛性やせん断中心位置を相似にするため，このような剛性が小さい材料を使用する必要があった．一方，ウレタンの剛性が小さいことで，ひずみセンサがウレタンの変形に追従できない問題が生じた．そのような場合でも，縦曲げ試験でひずみから縦曲げモーメントへの校正係数を求めることで，水槽試験で波浪中縦曲げモーメントを計測できるが，センサをウレタン船殻に設置するための接着材の影響により，個々のセンサの検定値が異なる問題があった．

以上から，本研究では，ひずみを計測可能，かつ，ひずみセンサの追従の問題が生じない程度に剛性を持つ材料として，アクリル材（ヤング率：3000MPa 程度）を採用することにした．注意点として，アクリル材を用いて 3.0m～4.0m 程度の一体型弾性模型船を製作する場合，実船の断面剛性と相似にするためには板厚 1mm 以下のアクリル材を使用する必要があるが，極薄板のアクリル材同士を接着することは困難である．仮に薄板で製作できたとしても，模型船の船底部に補強材を設置しなければ，水圧や錘などの慣性力による船底部の局部たわみが過大に生じ，模型船が破損する可能性が考えられる．そこで，製作可能な範囲で可能な限り薄いアクリル板を使用するという条件で，板厚 5mm のアクリル材を採用することにした．板厚 5mm のアクリル材で実船と剛性相似な一体型弾性模型船を設計することは困難だが，本研究では波浪荷重を対象とし，ホイッピングやスプリンギングなどの弾性振動成分は対象としないので，剛性相似にはせず，ひずみが十分計測可能なアクリル製弾性模型船を製作することにした．

製作したアクリル製弾性模型船を Fig. 7 に示す．本模型船を用いた水槽試験により，HMS で得られるような波浪中船体応力を計測できる．大型船では，特に高周波数領域で，船体運動より船体応力の方が支配的な応答となるため，船体応力は遭遇波時刻歴の高周波数成分の同定において効果的であると考えられる．

なお，本研究では対象外であるが，アクリル製弾性模型船の活用方法として，船体が透明であるので，アクリル製タンクを搭載した模型船を用いた水槽試験を行うことで，船体運動との連成も考慮した波浪中のタンク内流体挙動の解明にも効果的な模型船であると考えられる．

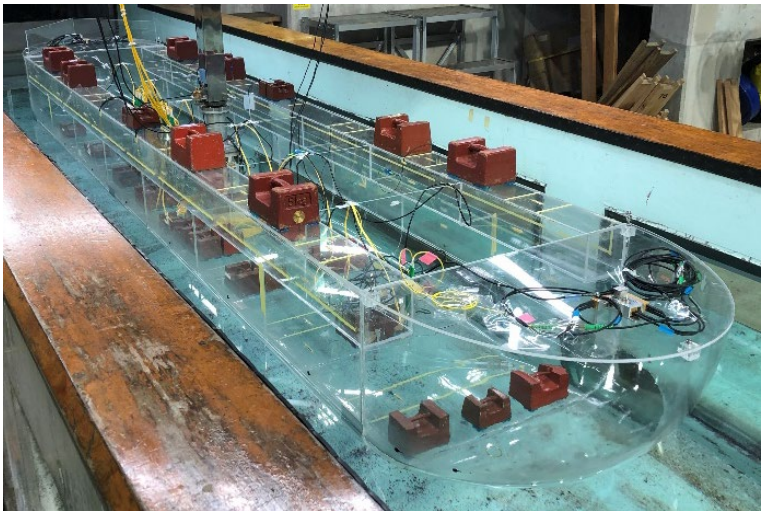


Fig. 7 Acrylic resin ship model.

本模型船の主要目を Table 1 に示す．模型船の排水量は，センサやケーブルなどの搭載物を考慮し，錘を用いて調整した．横メタセンタ高さ GM は，トリミングタンクで模型船を浮かべた状態で傾斜試験を行うことで計測した．縦および横慣動半径κ_{yy}, κ_{xx}は，ブランコ試験により計測した．

Table 1 Principle of the ship model.

船長 L [m]	船幅 B [m]	型深 D [m]
3.6	0.6	0.36
喫水 d [m]	排水量 M [ton]	重心高さ KG [m]
0.1	0.1728	0.2015
横メタセンサ高さ GM [m]	縦慣動半径 κ_{yy}/L	横慣動半径 κ_{xx}/B
0.1788	0.243	0.446

模型船の構造および寸法を Fig. 8 に示す．本模型船は，板厚$t = 0.005$ [m]のアクリル板を接着して製作されている．船首尾構造は，(4.1)式で表される 1/4 球のような構造をしている．(4.1)〜(4.3)式のx, y, z座標の定義は Fig. 8(c)に示す通りである．

$$\frac{x^2}{A^2} + \frac{y^2}{B^2} = 1 \tag{4.1}$$

ここで,

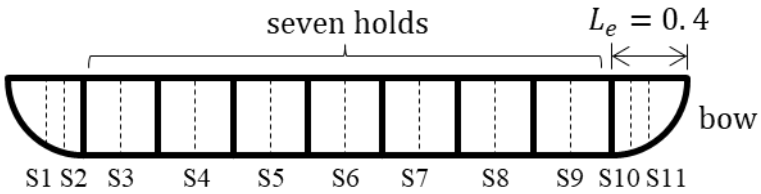
$$A = L_e\sqrt{1 - \{(z - D)/D\}^2} \tag{4.2}$$

$$B = \begin{cases} (B - 2R)/2 + \sqrt{R^2 - (z - R)^2}, & z < R \\ B/2, & z \geq R \end{cases} \tag{4.3}$$

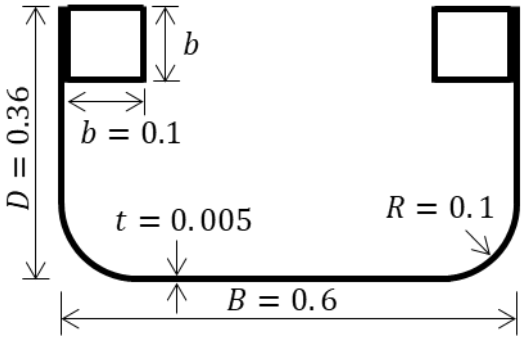
この船首尾構造は，中央部の断面に繋がる形状をしている．船首尾構造および各ホールドの長さは$L_e = 0.4$ [m]である．各ホールドは，板厚$t = 0.005$ [m]のアクリル板で区切られて

おり，7 つのホールドを有する．中央部2.8 m間は Fig. 8(b)に示す断面形状をしている．中央部のボトム両舷は半径$R = 0.1$ [m]の 1/4 円筒構造，デッキ両舷は$b \times b = 0.1 \times 0.1$ [m]のボックスガーダーで構成される．ボックスガーダーのような閉断面構造を配置することで捩り剛性を高め，過大な変形による損傷を防止している．

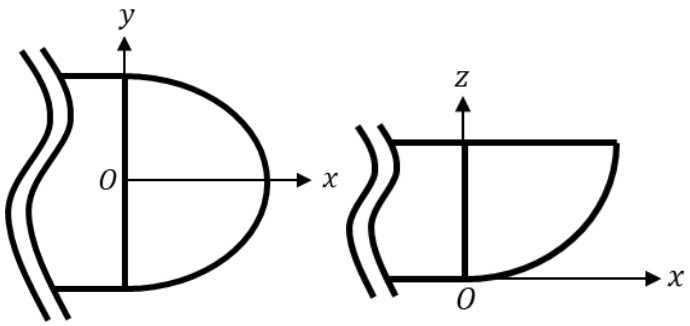
船首尾構造は型成型で製作した．平行部はアクリル板，ボトム両舷のコーナー部はアクリル製の円筒パイプを用いて製作した．この平行部構造は，コーナー部を除いて，船長方向に繋ぎ目が無い 1 枚板で製作している．コーナー部についても繋目は船長方向に 2 か所と最小限に押さえている．このように船長方向には極力連続した板材を用いることで，船体長手方向のひずみが連続的に分布するように製作している．それぞれの部材同士の接着は，アクリル用接着剤（アクリボンド）を用いた．



(a) side view. (S1~S11 are the sectional numbers.)



(b) cross-section view.



(c) shapes of fore and aft parts.

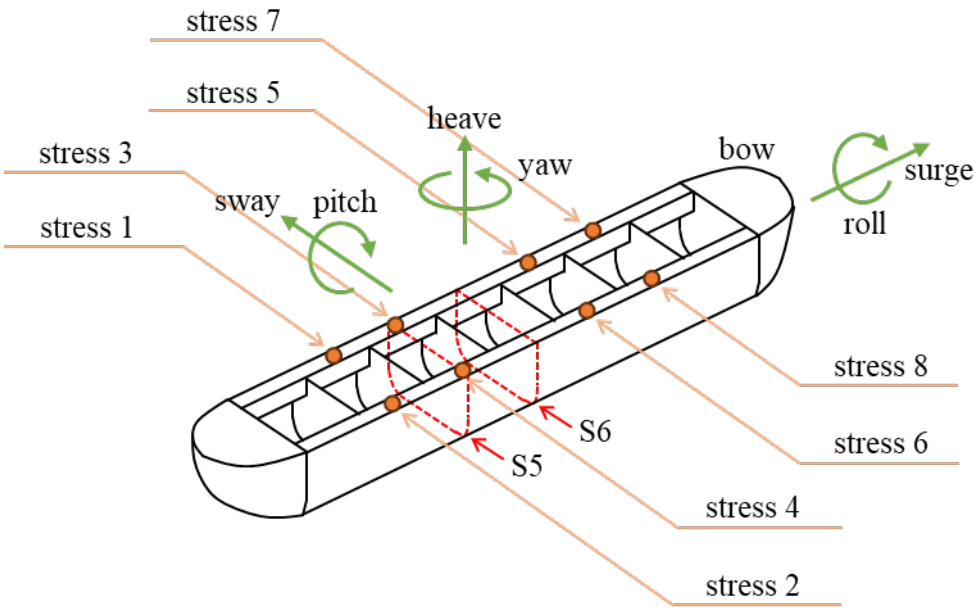
Fig. 8 Structure and dimension of the ship model. (unit: m)

4.3. 計測方法

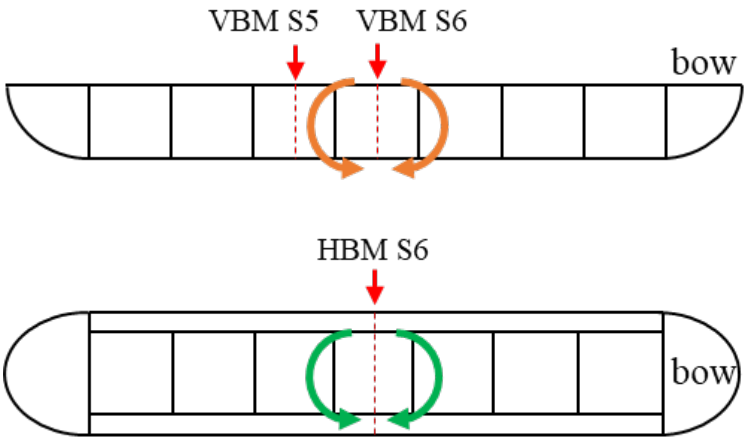
水槽試験では，波高，6 自由度船体運動，船体応力などを計測した．各船体応答の定義と正の向きを Fig. 9 に示す．模型船の重心位置の 6 自由度運動はポテンショメータを用いて計測した．船体応力は Fiber Bragg Gratings (FBG)ひずみセンサを用いて計測した．FBG センサは 1 本の光ファイバに複数のセンサを取り付けることができ，配線が煩雑にならず多点計測に適している．本水槽試験では船体応力の多点計測を実施したが，Fig. 9 に示すデッキ 8 点で計測された応力を 2 章および 3 章で示した手法の検証に用いた．

また，本研究では，縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの計測値を用いて，波浪中船体の構造安全性モニタリング手法を検証する．そこで，模型船表面の水圧を多点計測し，得られた水圧を船体表面全体で補間することで水圧分布を求め，その水圧分布を用いて波浪中船体構造応答を求める手法の開発および検証を行い，その手法を用いて縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの計測値を求める．Fig. 9(b)には縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの定義を示している．

5 章の長波頂不規則波の場合の WKF 法の検証には，Fig. 10 に示すように，模型船から 4.74m 離れた位置で計測された波時刻歴を用いた．6 章の短波頂不規則波の場合は，模型船を設置していない状態で，模型船の midship 位置で計測された波時刻歴データを用いた．



(a) ship motions and stress. (Tensile stress is positive value.)



(b) vertical and horizontal bending moments.

Fig. 9 Definition and positive direction of the ship responses.

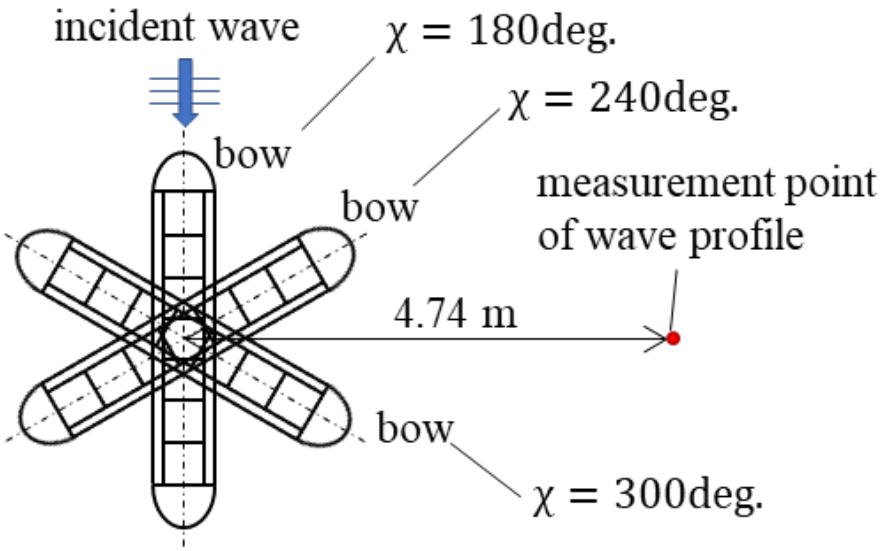


Fig. 10 Definition of heading angles.

Table 2 Tank test conditions in the long-crested irregular wave case.

Heading angle χ [deg]	180, 240, 300
Significant wave height/ship-length ratio H_s/L	0.0176
Mean wave period T_s [s]	1.13
Ship speed [kt]	0
Wave frequency spectrum	ISSC spectrum
Measurement time [s]	500
Sampling time [s]	0.005

4.4. 試験条件

本研究では，2章および3章の手法を，長波頂不規則波と短波頂不規則波の条件の水槽試験結果に適用し検証した．

長波頂不規則波中の水槽試験の試験条件を Table 2 に示す．Table 2 に示すように，Fig. 10 で定義された 3 つの異なる出会い角の条件で，長波頂不規則波中試験が実施された．造波する方向は同様であり，模型船を設置した副台車を回転させることで，所定の出会い角になるように調整した．Table 2 に示す波条件は，実船 284m を想定した場合に，有義波高 5m, 平均波周期 10s に相当する．波スペクトルは(4.4)式に示した ISSC スペクトルを用いた．

$$S_I(\omega) = 0.11\omega_1^{-1}\left(\frac{\omega}{\omega_1}\right)^{-5}\exp\left\{-0.44\left(\frac{\omega}{\omega_1}\right)^{-4}\right\}H_s^2 \tag{4.4}$$

ここで,

$$\omega_1 = \frac{T_1}{2\pi}$$

H_sは有義波高，T_1は平均波周期，ω_1は平均波周波数である．

各出会い角に対して得られた 500s の計測データ（サンプリング時間 0.005s）に WKF 法を適用し，手法の検証を実施した．このデータ時間は実船では 1 時間以上に相当する．

Table 3 Tank test conditions in the short-crested irregular wave case.

Main Heading angle χ [deg]	180, 240, 300
Significant wave height/ship-length ratio H_s/L	0.0176
Average wave period T_1 [s]	1.13
Ship speed [kt]	0
Wave frequency spectrum	ISSC spectrum
Directional distribution function	Cosine squared distribution
Measurement time [s]	450
Sampling time [s]	0.02

続いて，短波頂不規則波の場合の試験条件を Table 3 に示す．主波向き，有義波高，平均波周期，船速は長波頂不規則波の場合と同様である．波スペクトルも同様に ISSC スペクトルを用いた．短波頂不規則波を生成するための方向分布関数には cos 二乗分布である(4.5)式を用いた．

$$S(\omega, \chi_p) = S_I(\omega)Q(\chi_p) \tag{4.5}$$

ここで,

$$Q(\chi_p) = \begin{cases} (2/\pi)\cos^2(\chi_p - \chi) & ,|\chi_p - \chi| \le \pi/2 \\ 0 & ,|\chi_p - \chi| > \pi/2 \end{cases}$$

各主波向きに対する出会い角の試験条件で得られた 450s の計測データ（サンプリング時間 0.02s）に WKF 法を適用した．

長波頂不規則波と短波頂不規則波の実験では両方ともサンプリング時間 0.005 s で計測を行っており，短波頂不規則波の検証の場合は，計算時間を短くするため，0.02 s にダウンサンプリングした．なお，サンプリング時間 0.02 s（計測周波数 50 Hz）での検証ができれば，十分に実船計測のサンプリング時間に対応できる．実船では例えば平均波周期が 10 s の場合，その 1 周期の波時刻歴を再現するために 10 点程度取ると，計測周波数は 1.0 Hz である．またホイッピング応答まで取る場合は，ホイッピング応答の周期を 1 s とすると，計測周波数は 10 Hz 程度あれば良いので，本試験条件の短波頂不規則波の場合の計測周波数 50 Hz で検証ができれば十分である．

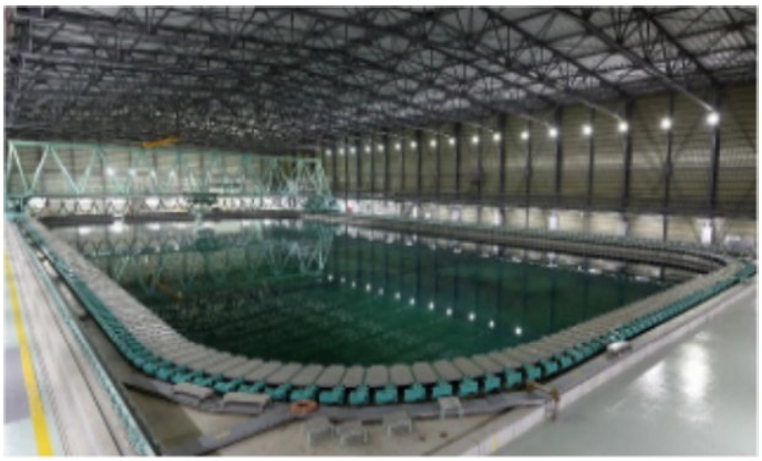


Fig. 11 Actual sea model basin owned by National Maritime Research Institute in Japan.

水槽試験は，Fig. 11 に示した海上技術安全研究所が有する実海域再現水槽にて実施した．本水槽は周囲に 382 枚のフラップ式造波板を有する．規則波，長波頂不規則波，短波頂不規則波を造波して試験を実施した．長波頂不規則波と短波頂不規則波の試験結果は 2 章と 3 章で説明した WKF 法と構造安全性モニタリング手法の検証に用いた．また，規則波の水槽試験結果は，3 章の手法の検証に使用する縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの計測値を求めるために開発した計測水圧を用いた波浪中構造応答推定手法（4.5 節）の検証に用いた．

4.5. 計測水圧を用いた波浪中船体構造応答の推定手法の開発

3 章で開発した構造安全性モニタリング手法の検証のため，縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの計測値を得る必要がある．縦曲げモーメントについては，予め縦曲げ試験を行い，ひずみから縦曲げモーメントへの校正係数を得ることで，ひずみの計測データから縦曲げモーメントを得ることができる．一方，水平曲げ試験は縦曲げ試験に比べて実施が難しく，また，曲げ捩りによるひずみも混在するため，正確にひずみから水平曲げモー

メントへの校正係数を得ることが難しい．そこで，模型船表面の多点で計測された水圧を用いた波浪中船体構造応答を推定する手法を開発および検証した．

4.5.1. 水圧計測による波浪中構造応答の推定手法

波浪中船体構造応答を把握する実験には，バックボーン型の弾性模型船[68),69)]や，船殻に剛性を持たせた一体型弾性模型船[70),71)]を用いた水槽試験があるが，このような弾性模型船の設計では，目的の剛性を満たすための構造設計や材料選定が必要であり容易ではない．その中で Waskito ら[72)]は，FBG 圧力センサを用いて得られた模型船表面の多点の水圧を，慣性力を考慮して船体長手方向に積分することで縦曲げモーメント(VBM)を求めた．この手法は，スプリンギングやホイッピングなどの振動成分は求められないが，弾性模型船に比べて設計が容易な剛体模型船を用い，波浪中の VBM を求めることができる点で画期的な手法である．一方，構造強度評価では，船体ひずみ，つまり局部応答まで評価をしたいが，Waskito らの方法は波浪中の水圧と慣性力を積分することで VBM を求めるため，局部応答の評価はできない．

そこで，著者は，FBG 圧力センサを用いて得られた模型船表面の多点の水圧を荷重として Finite Element Analysis (FEA)を実施することで波浪中構造応答を推定する手法を提案した[73)]．模型船表面の多点で得られた水圧を補間することで船体表面の水圧分布を求める点は Waskito らの方法と同じであるが，著者の方法は水圧分布を用い，慣性力は Inertia relief 法[74)]で考慮して構造モデルに負荷して，FEA を実施することで，VBM だけでなくひずみなどの局部応答まで求められる点で新しい手法である．以前の研究[73)]では，水圧センサとひずみセンサを取り付けたウレタン製弾性模型船を用いた水槽試験を実施し，計測されたひずみより得られる VBM との比較を行い本手法の妥当性を検証した．しかし，模型船材料のウレタン材に比べてひずみセンサが硬いためにひずみの出力が小さくなる問題[70)]があり，明確な比較検証ができたとは言えなかった．また，水圧の補間方法についても課題がある．Waskito らは船体表面の片舷に 333 個の圧力センサを取り付け，計測点の水圧を内挿することで，船体表面の水圧を補間した．一方，著者の研究では，実用性を考慮し，圧力センサを Waskito らほど密には設置せず，喫水近傍は，計測点の水圧を外挿することで補間するが，以前の研究では外挿方法までは詳細に検討していなかった．

そこで，計測水圧を用いた FEA により波浪中構造応答を求める手法を，喫水近傍の水圧の補間ができるように改良し，ひずみが十分計測可能な硬さを有すると考えられるアクリル材で製作された弾性模型船を用いた水圧とひずみを計測する水槽試験を行い本手法の検証を実施する．計測水圧から FEA を実施し波浪中構造応答を推定する手法は著者が開発した新しい手法であり，また，ひずみと水圧を多点で同時計測するアクリル製弾性模型船を用いた水槽試験は著者の知る限り世界初の実験である．本手法は，FEA により波浪中局部応答の船体ひずみまで求めることができる特徴を有する．

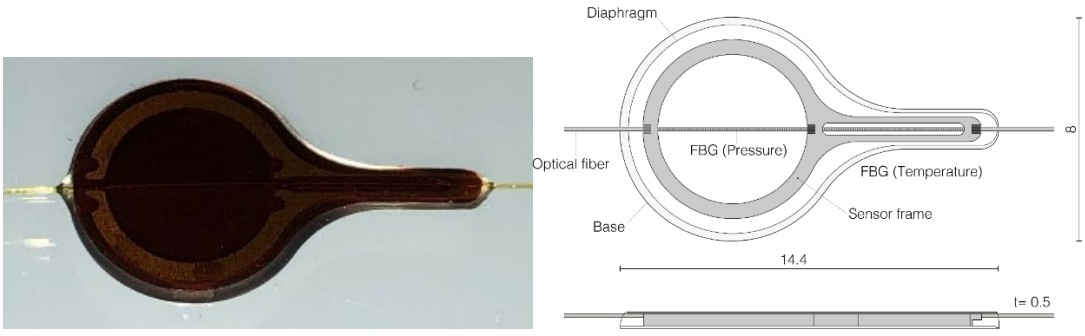
本節では，計測水圧を用いた波浪中船体構造応答の推定手法の妥当性を，縦曲げモーメントを対象に検証する．なお，本推定手法で取り扱うのは波浪変動成分であり，弾性振動成分は取り扱わない．

本推定手法では，水槽試験で模型船表面の水圧を計測し，その水圧を補間し表面全体の水圧分布を求め，得られた水圧分布を荷重として FEA を実施し波浪中構造応答を推定する．4.5.1.1 節~4.5.1.3 節で，本手法を構成する計測，補間，FEA について詳述する．

4.5.1.1. 模型船表面の水圧計測

模型船表面の水圧の計測には Fig. 12 に示す cmiws 社製の FBG 圧力センサを用いる．本 FBG 圧力センサも，4.3 節で説明した FBG ひずみセンサと同様に，1 本の光ファイバに複数のセンサを繋いで計測でき，配線が簡易で多点計測に向いたセンサである．光ファイバ自体は直径 0.2mm 程度に細く，波浪中船体運動に影響を与えるような流体の動きを妨げることはほとんどない．また，FBG 圧力センサは厚さ 0.5 mm で計測対象面に直接両面テープで設置でき，従来の圧力計の設置のように模型船に孔を開ける必要がない点も有用な点である．

FBG 圧力センサの設置位置は，計測した水圧を模型船表面全体に補間することを考慮し，Fig. 13 に示すように船尾から船首までの断面毎にガース方向に設置する．Fig. 13 の断面番号 S1~S11 は Fig. 8(a)の通りである．圧力センサの最適な設置位置は補間精度に影響すると考えられるため，今後検討する必要がある．



(a) photo. (b) detail.

Fig. 12 FBG Pressure sensor.

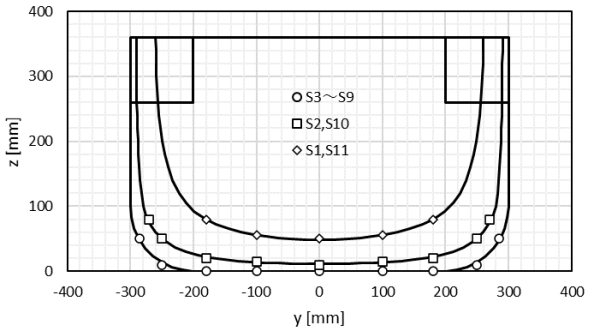


Fig. 13 Measurement points for water pressure.

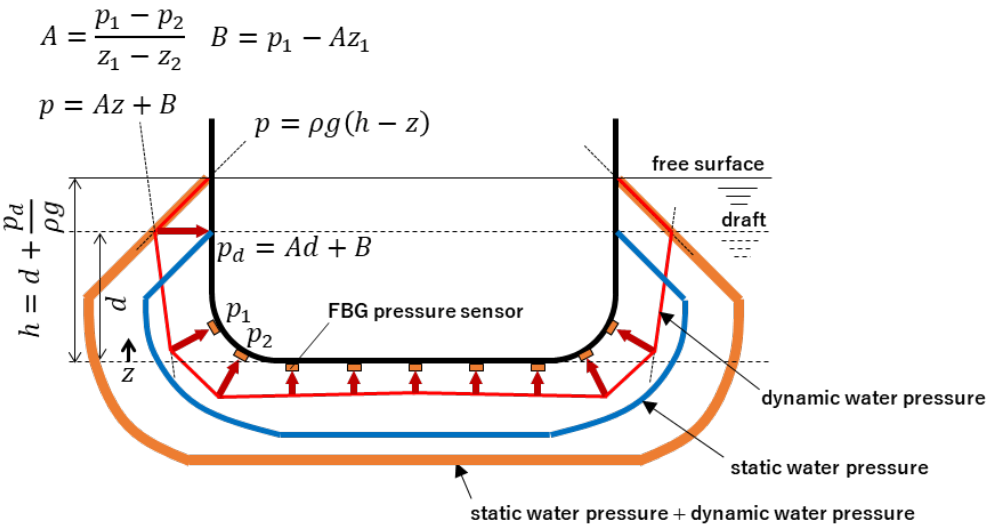
4.5.1.2. 水圧の補間手法

船体表面の波浪成分の水圧分布は，細長船理論で考えると，船体長手方向よりガース方向の変化の方が大きい．そこで，先にガース方向の水圧分布を求め，それを船体長手方向に補間することで，模型船表面全体の水圧分布を求める．断面の水圧分布の補間について Fig. 14 に示す．FBG 圧力センサは，全て喫水より下側に設置した状態を仮定している．センサ間の水圧分布は線形補間で求め，両舷最上部のセンサより上側の水圧分布は，自由表面が喫水より上側の場合は Fig. 14(a)，下側の場合を Fig. 14(b)のように補間して求める．

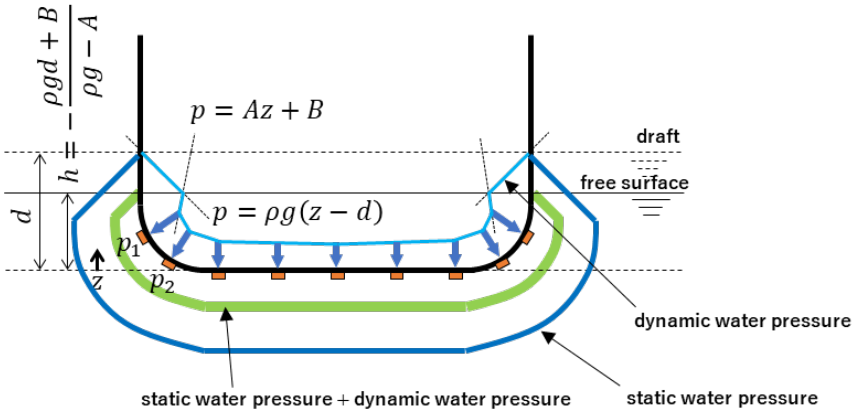
自由表面が喫水より上側の場合，Fig. 14(a)に示す水圧p_1, p_2を用いて線形補間により喫水での圧力p_dを求める．喫水より下側の水圧分布は，圧力p_d, p_1の線形補間により求める．喫水より上側の水圧分布は，水頭$p_d/(\rho g)$に喫水dを加えたhを自由表面高さとし，自由表面の変動による水圧$\rho g(h-z)$を水圧分布とする．hより上側の水圧分布は 0 とする．

自由表面が喫水より下側の場合，Fig. 14(b)に示す水圧p_1, p_2を用いて線形補間した水圧$Az+B$を採用し，喫水からの水圧$\rho g(z-d)$の絶対値より$Az+B$の絶対値が大きい場合は$\rho g(z-d)$を採用する．これは，静水圧と変動圧を足し合わせた絶対圧がマイナスにならないという物理的な現象を考慮している．なお，dより上側の水圧分布は 0 とする．この喫水近傍の水圧の補間手法は鋼船規則 CSR-B&T[75]の「4 節 荷重 5 節 外圧」を参考にしている．

船体長手方向への水圧の補間は，各断面で得られた水圧分布を用いて，Fig. 15 のように線形補間を行う．



(a) Case where the free surface is upper than draft.



(b) Case where the free surface is lower than draft.

Fig. 14 Interpolation of hydrodynamic pressure on the hull surface.

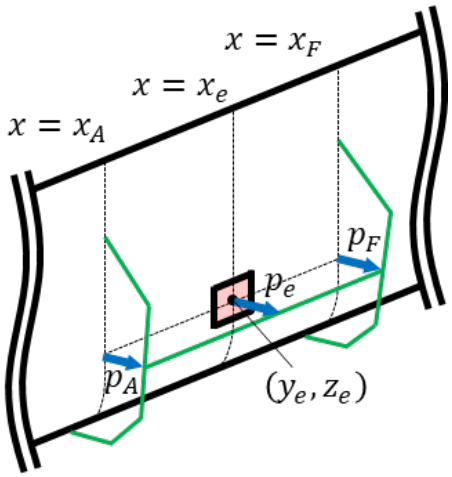


Fig. 15 Interpolation of hydrodynamic pressure in the *x* direction.

以上を整理して水圧の補間手法を(i)～(iii)にまとめる．

(i) FBG 圧力センサを設置した各断面において，
  ① 両舷最上位のセンサより下側の場合，センサ間で水圧を線形補間する．
  ② 両舷最上位のセンサより上側の場合，Fig. 14(a), (b)に示した自由表面を考慮した補間を行う．

(ii) Fig. 15 に示す水圧を補間する要素の中心座標(x_e, y_e, z_e)を前後断面に投影した位置での水圧p_A, p_F，要素中心のx座標x_e，前後断面のx座標x_A, x_Fを用いて，船長方向への線形補間により要素中心位置での水圧p_eを求める．

(iii) 手順(ii)を繰返し，模型船表面全体の水圧分布を求める．

(i)～(iii)に示した補間により得られた水圧分布として，アクリル製弾性模型船の結果の一例を Fig. 16 に示す．

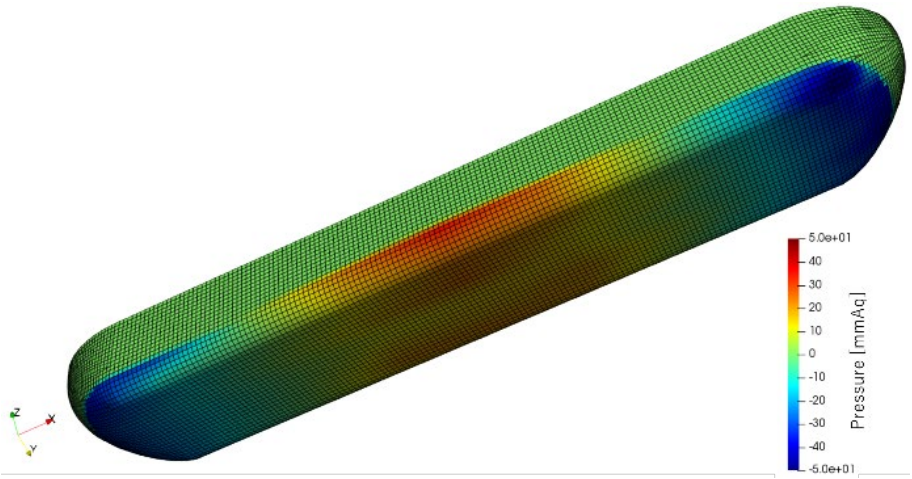


Fig. 16 Hydrodynamic pressure distribution on the surface.

4.5.1.3. 水圧分布を用いた FEA

補間により得られた模型船表面の水圧分布を，模型船 FE モデルの表面のシェル要素に与え，慣性力は Inertia relief 法[74]を用いて考慮し FEA を実施する．Inertia relief 法では，外力とバランスするような系全体の慣性力を考慮し，剛体変位を固定して慣性力を考慮した静解析を実施できる．本研究では，FEA ソフトウェアである MSC Nastran を用いて，Inertia relief 法を用いた FEA を実施した．FE モデルの重量分布は，模型船の軽荷重量は密度と板厚を定義したシェル要素で考慮し，錘や機器などの重量はそれらが設置された位置のシェル要素の密度を増加させ考慮する．VBM は Nastran コマンド MONPNT3[76]を用いて得られる．水圧分布を用いた FEA により得られた応力分布として，アクリル製弾性模型船の結果の一例を Fig. 17 に示す．

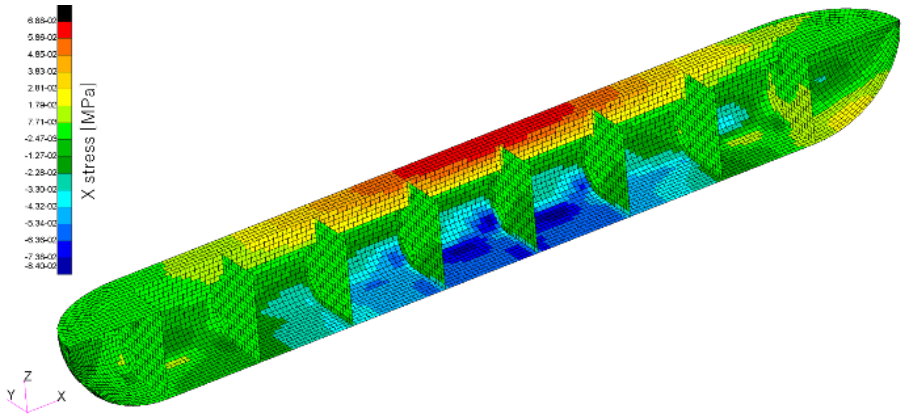


Fig. 17 FEA results of x stress distribution.

4.5.2. 規則波中試験の試験条件

提案手法の検証に，Table 4 に示す規則波中の水槽試験結果を用いた．船速Vは 0 m/s，出会い角χは 180deg，波高船長比H_w/Lは 0.0176, 0.0352 の 2 種類，波長船長比λ/Lは 0.5～2.0 の中の 10 種類である．

Table 4 Test conditions for validation of proposed method using measured water pressure.

V [m/s]	0
χ [deg]	180
H_w/L	0.0176, 0.0352
λ/L	0.5, 0.8, 0.9, 1.0, 1.1, 1.2, 1.4, 1.6, 1.8, 2.0

4.5.3. 水槽試験結果による推定手法の検証

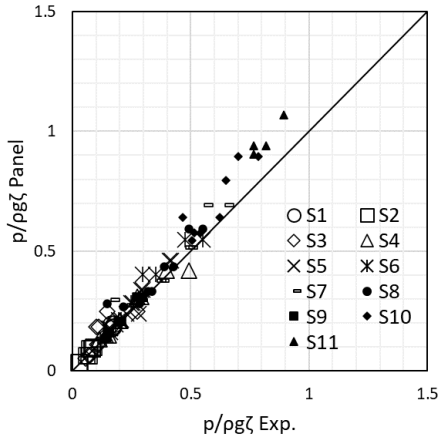
4.5.2 節に示した水槽試験結果を用いて，4.5.1 節で提案した計測水圧を用いた波浪中船体構造応答の推定手法を検証する．4.5.3 節では，FBG 圧力センサにより得られる水圧の検証，提案手法により得られる縦曲げモーメントの検証を行う．検証では，水圧と縦曲げモーメントの時刻歴のフーリエ 1 次成分振幅を用いた．また，提案手法の適用限界についても考察する．

4.5.3.1. FBG 圧力センサにより得られる水圧の検証

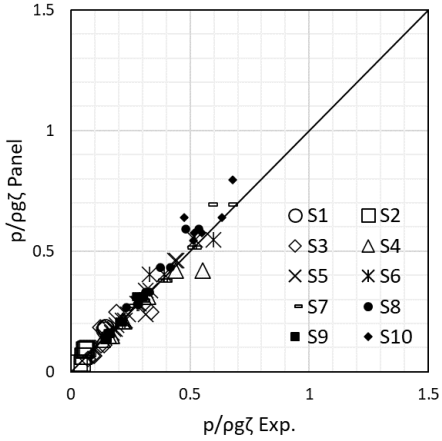
Waskito ら [72]の水圧計測実験と大きく異なる点は，船殻に剛性を持たせた一体型弾性模型船に圧力センサを設置したことである．一体型弾性模型船では，船体に生じるひずみを圧力センサが感知するため，この影響をいかに取り除くかが課題となる．今回は株式会社シ

ミウスより提供頂いたこの影響を除去できる FBG 圧力センサを用い，弾性模型船表面の水圧が問題なく計測できるか，について検証を実施した．

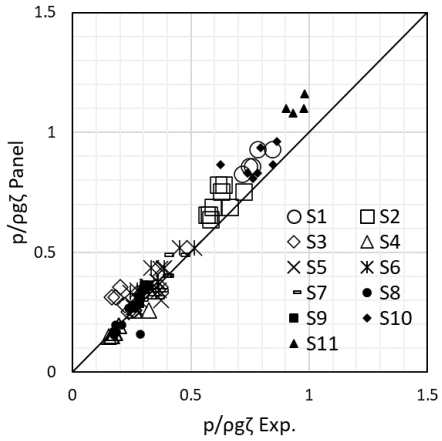
$H_w/L = 0.0176, 0.0352, \lambda/L = 0.5, 1.0, 2.0$の試験条件において，FBG 圧力センサにより得られる水圧と，3 次元線形パネル法 [67]により得られる変動水圧の振幅の比較を Fig. 18 に示す．水面上に暴露した水圧は除いている．水圧p [Pa]は $\rho g\zeta$ [Pa]で無次元化しており，ρ [kg/m^3]は水の密度，g [m/s^2]は重力加速度，ζ [m]は波振幅である．Fig. 18 より，船首尾側 S1, S2, S10, S11 はパネル法の方が大きいが，両者は全体的に良い一致を示すことが確認できた．



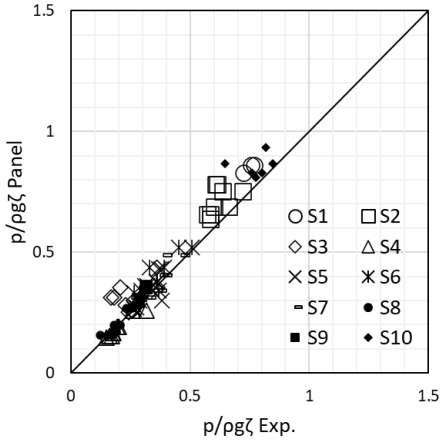
(a) $H_w/L = 0.0176, \lambda/L = 0.5$.



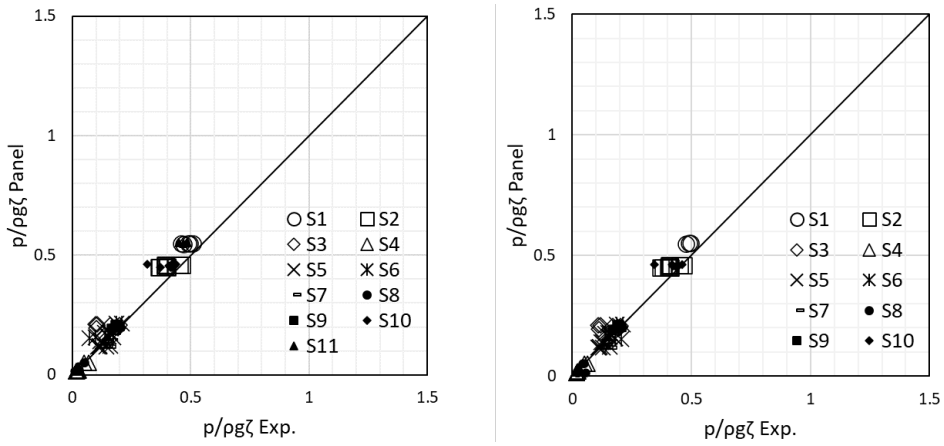
(b) $H_w/L = 0.0352, \lambda/L = 0.5$.



(c) $H_w/L = 0.0176, \lambda/L = 1.0$.

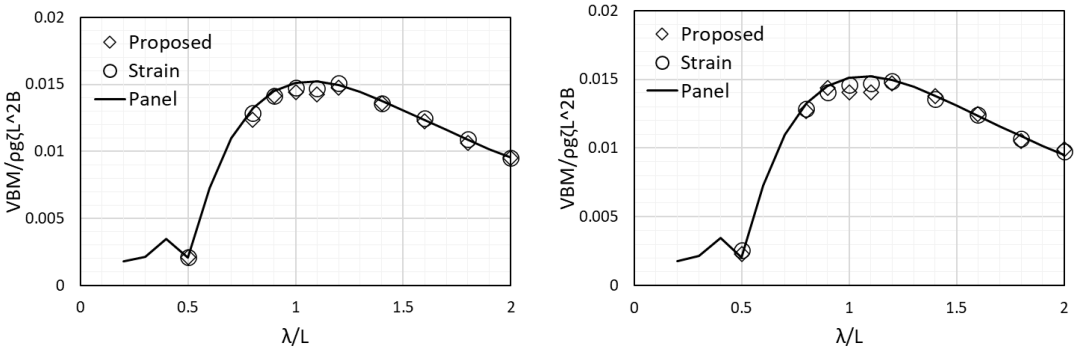


(d) $H_w/L = 0.0352, \lambda/L = 1.0$.



(e) $H_w/L = 0.0176, \lambda/L = 2.0.$ (f) $H_w/L = 0.0352, \lambda/L = 2.0.$

Fig. 18 Correlations between amplitudes of hydrodynamic pressure measured and estimated by the linear 3D panel method.



(a) $H_w/L = 0.0176.$ (b) $H_w/L = 0.0352.$

Fig. 19 Amplitude of VBM in section S5.

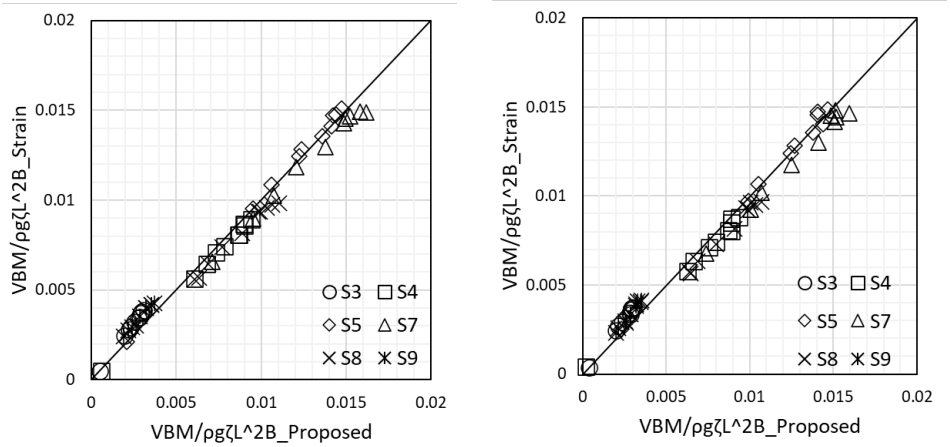
4.5.3.2. 推定手法により得られる VBM の検証

提案手法では，喫水下に設置されたセンサを用いて，計測していない箇所の水圧は補間により求める．この補間が十分な精度でない場合，Inertia relief 法で求められる慣性力，最終的に得られる縦曲げモーメントの精度も不十分になる．そこで，提案手法で得られる縦曲げモーメントをひずみから得られる縦曲げモーメントと比較することで検証を実施した．

提案手法とひずみより得られた断面 S5（断面位置は Fig. 8(a)参照）の縦曲げモーメントの振幅を Fig. 19 に示す．縦曲げモーメント（Vertical bending moment: VBM [Nm]）は，$\rho g \zeta L^2 B$ [Nm]で無次元化している．Fig. 19 より，断面 S5 においては両者は良い一致を示すことが確認できる．また，Fig. 19 には参考に 3 次元線形パネル法の結果を示している．提案手法とひずみより得られた縦曲げモーメントには喫水上の水圧の影響も含まれているた

め，波高が大きい場合には 3 次元線形パネル法の結果と差が生じると考えられるが，今回の実験では Fig. 19 のような一致度となった．

続いて，断面 S3, S4, S5, S7, S8, S9 および波長船長比においても，提案手法とひずみの縦曲げモーメントの振幅の比較を Fig. 20 に示す．Fig. 20 より，両者は全体的に良い一致を示すことが確認できた．更にひずみの縦曲げモーメントとの一致度を向上する方法としては，今回圧力センサを設置していない船首尾端部分にも圧力センサを設置することで水圧分布の補間精度が向上し，縦曲げモーメントの推定精度も向上すると考えられる．



(a) $H_w/L = 0.0176$.　　(b) $H_w/L = 0.0352$.

Fig. 20 Correlations between amplitudes of VBM obtained by the proposed estimation method and measured strains.

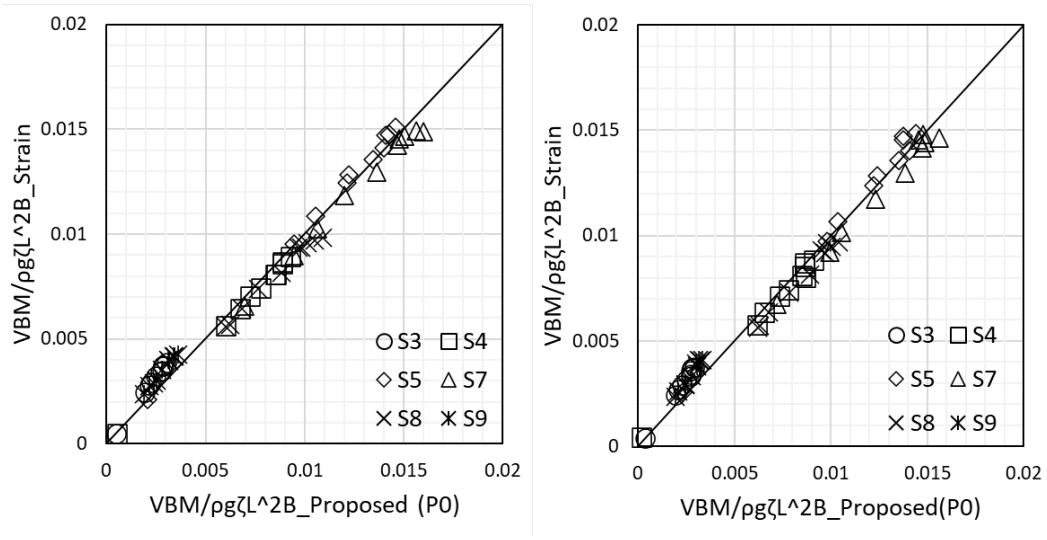
次に，提案手法により喫水上の水圧が縦曲げモーメントに与える影響を考慮可能か検証するため，喫水上の水圧を 0 とした提案手法により得られた縦曲げモーメントとひずみの縦曲げモーメントを Fig. 21 で比較したが，Fig. 20 に示した喫水上の水圧を考慮した提案手法とひずみの一致度とほとんど変化がないように見える．

そこで更に，提案手法で喫水上の水圧を 0 として求めた縦曲げモーメントと，喫水上の水圧を考慮して求めた縦曲げモーメントの比を Fig. 22 に示す．Fig. 22 より，喫水上の水圧を 0 として求めた縦曲げモーメントの方が小さくなっており，また波高が大きいほどその傾向が大きい．これは波高が大きいほど縦曲げモーメントに寄与する喫水上の水圧の範囲が広くなるためであり物理的に妥当な結果である．以上，提案手法により Fig. 22 のように喫水上の水圧の影響を考慮可能であることが示された．なお，Fig. 22 での差が高々数%であったため，結果的に Fig. 20 と Fig. 21 でほとんど差が表れなかった．

参考に提案手法と 3 次元線形パネル法の縦曲げモーメントの比較を Fig. 23 に示す．Fig. 23 より，両者は良い一致を示している．3 次元線形パネル法では喫水上の水圧を考慮していないので，これより，本試験条件では縦曲げモーメントに対する喫水上の水圧の影響は

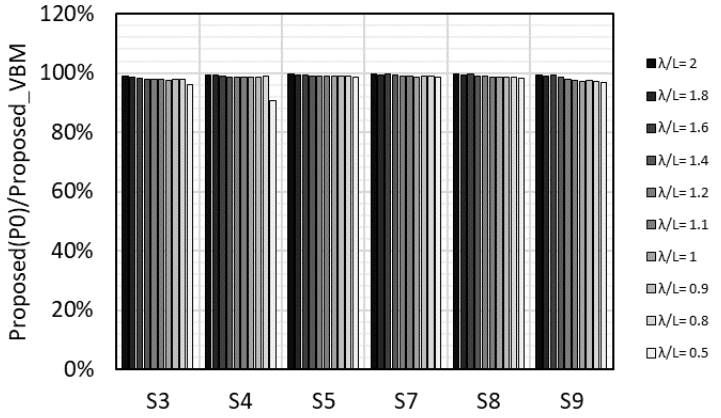
小さかったと考えられる．

以上，船首尾端の計測点数を増やすなどの改善の余地はあるが，提案手法によりひずみの縦曲げモーメントと良い一致を示す結果を得ることができた．また，提案手法により喫水上の水圧を考慮した縦曲げモーメントが得られることを確認できた．なお，本試験条件では喫水上の水圧の影響が小さかったので，今後，喫水上の水圧の影響が大きい条件での検討が必要である．

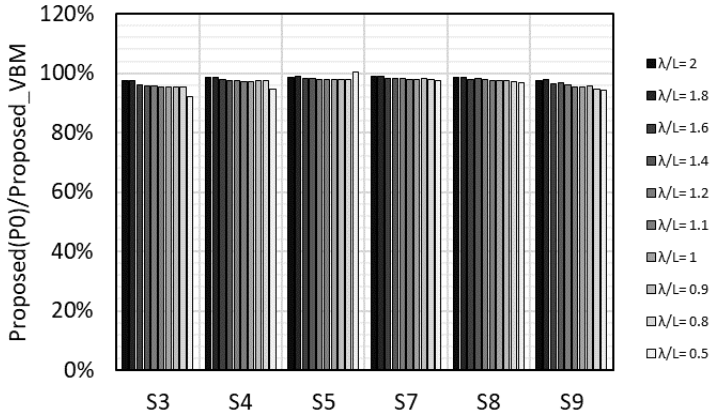


(a) $H_w/L = 0.0176$.　　(b) $H_w/L = 0.0352$.

Fig. 21 Correlations between amplitudes of VBM obtained by the proposed estimation method without hydrodynamic pressure above draft and measured strains.

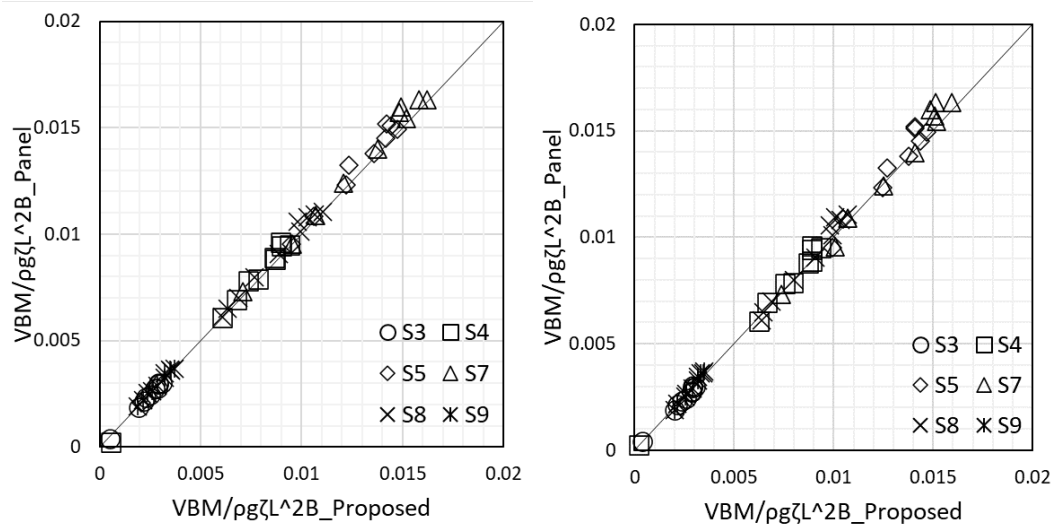


(a) $H_w/L = 0.0176$.



(b) $H_w/L = 0.0352$.

Fig. 22 Ratio of VBM obtained by proposed estimation method without and with hydrodynamic pressure above draft.



(a) $H_w/L = 0.0176$.　　(b) $H_w/L = 0.0352$.

Fig. 23 Correlations between amplitudes of VBM obtained by the proposed estimation method and linear 3D panel method.

4.5.3.3. 提案手法の適用範囲に関する考察

本提案手法の適用範囲について考察する．まず，本研究では，実験による検証を行い，4.5.3.2 節のように提案手法が波浪変動成分へ適用可能であることが検証できた．

静水成分については，理論的には波浪変動成分と同様に提案手法を適用して VBM を求めることができると考えられるが，これには水圧の静水成分を計測する必要があり，例え

ば，水槽試験前に陸上で水圧の初期値を計測することなどが考えられる．

船体の強度評価において重要なスプリンギングやホイッピングなどの振動成分については，本提案手法をそのまま適用すると付加質量を考慮していないため接水状態の固有振動数を再現できない．この付加質量の影響をどのように考慮するか実験による検証も含めて今後の課題である．

4.5.4. 計測水圧を用いた断面力の簡易推定手法

4.5.1 節で説明し，4.5.3 節で検証した推定手法は，FEA を実施することで船底部の局部応答の推定にも利用できる方法である．一方で，本研究では，3 章で提案した構造安全性モニタリング手法を検証するために，縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの計測値を求めるために 4.5.1 節の推定手法を用いる．5 章で説明する長波頂不規則波の計測データは，計測時間が 500 s，計測周波数は 0.005 s なので，データ数は 500s / 0.005s = 100,000 step になり，FEA では計算コストが大きい．そこで，4.5.1.2 節の方法により計測水圧を補間して得られる模型船表面の水圧分布から，模型船重心周りの加速度を求め，その水圧荷重と慣性力を船体長手方向に積分することで，縦曲げモーメントと水平曲げモーメントを推定する手法を提案する．

以下に水圧の計測値から縦曲げモーメントと水平曲げモーメントを推定する手順を示す.

[1] 4.5.1.2 節に示したように，FBG 圧力センサ位置で計測された水圧を，弾性模型船の有限要素モデルの各シェル要素中心に補間し，模型船表面の水圧分布を求める．

[2] (4.6)式に示すように，各要素に作用する水圧荷重を用いて，模型船重心位置での流体力を求める．

$$f_i = -\sum_{e=1}^{N_e} p_e A_e n_{ie} \quad (i = 1\sim6) \tag{4.6}$$

ここで,

$$n_{ie} = \begin{cases} n_{xe} & (i=1) \\ n_{ye} & (i=2) \\ n_{ze} & (i=3) \\ (y_e - y_g)n_z - (z_e - z_g)n_y & (i=4) \\ (z_e - z_g)n_x - (x_e - x_g)n_z & (i=5) \\ (x_e - x_g)n_y - (y_e - y_g)n_x & (i=6) \end{cases}$$

f_i ：i成分の流体力（$i = 1\sim6$: surge, sway, heave, roll, pitch, roll）

N_e ：有限要素モデルの要素数

p_e ：e番目要素に作用する水圧

A_e ：e番目要素の面積

n_{ie}　　：e番目要素のi成分の法線ベクトル（船体表面外向きを正とする.）

n_{xe}, n_{ye}, n_{ze}：e番目要素のx, y, z軸方向の法線ベクトル

x_e, y_e, z_e　：e番目要素中心のx, y, z座標

x_g, y_g, z_g　：模型船の重心位置のx, y, z座標

[3]　(4.7)式に示すように，流体力ベクトルと質量マトリックスを用いて，模型船重心位置での加速度を求める.

$$\ddot{\boldsymbol{x}} = \boldsymbol{M}^{-1}\boldsymbol{f} \tag{4.7}$$

ここで,

$$\ddot{\boldsymbol{x}} = \{\ddot{x} \quad \ddot{y} \quad \ddot{z} \quad \ddot{\theta}_x \quad \ddot{\theta}_y \quad \ddot{\theta}_z\}^T$$

$$\boldsymbol{f} = \{f_1 \quad f_2 \quad f_3 \quad f_4 \quad f_5 \quad f_6\}^T$$

$$\boldsymbol{M} = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & I_{xx} & I_{xy} & I_{zx} \\ 0 & 0 & 0 & I_{xy} & I_{yy} & I_{yz} \\ 0 & 0 & 0 & I_{zx} & I_{yz} & I_{zz} \end{bmatrix}$$

$\ddot{\boldsymbol{x}}$　　：模型船重心位置での加速度ベクトル

$\ddot{x}, \ddot{y}, \ddot{z}$　：重心位置のx, y, z軸方向の並進加速度

$\ddot{\theta}_x, \ddot{\theta}_y, \ddot{\theta}_z$：重心位置の$x, y, z$軸周りの回転加速度

$\boldsymbol{f}$　　：流体力ベクトル

$\boldsymbol{M}$　　：質量マトリックス

m　　：模型船の質量

I_{xx}, I_{yy}, I_{zz}：模型船の慣性モーメント

I_{xy}, I_{yz}, I_{zx}：模型船の慣性乗積

[4]　(4.8)式に示すように，模型船重心位置での加速度を用いて，各有限要素中心位置の加速度を求める.

$$\ddot{\boldsymbol{x}}_e = \boldsymbol{T}\ddot{\boldsymbol{x}} \tag{4.8}$$

ここで,

$$\ddot{\boldsymbol{x}}_{\boldsymbol{e}} = \{\ddot{x}_e \quad \ddot{y}_e \quad \ddot{z}_e \quad \ddot{\theta}_{xe} \quad \ddot{\theta}_{ye} \quad \ddot{\theta}_{ze}\}^T$$

$$\boldsymbol{T} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & z_{eg} & -y_{eg} \\ 0 & 1 & 0 & -z_{eg} & 0 & x_{eg} \\ 0 & 0 & 1 & y_{eg} & -x_{eg} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$x_{eg} = x_e - x_g, \qquad y_{eg} = y_e - y_g, \qquad z_{eg} = z_e - z_g$$

$\ddot{\boldsymbol{x}}_{\boldsymbol{e}}$　：e番目要素中心の加速度ベクトル

$\ddot{x}_e, \ddot{y}_e, \ddot{z}_e$　：e番目要素中心のx, y, z軸方向の加速度

$\ddot{\theta}_{xe}, \ddot{\theta}_{ye}, \ddot{\theta}_{ze}$：$e$番目要素中心の$x, y, z$軸周りの回転加速度

$\boldsymbol{T}$　：座標変換マトリックス

[5] (4.9)式と(4.10)式に示すように，各要素に作用する水圧荷重と慣性力に対象断面（座標x）までの距離$(x - x_e)$を掛けたものを，$x_e < x$の場合に合算することで縦曲げモーメントと水平曲げモーメントを求める．

$$VBM(x) = VBM_p(x) + VBM_a(x) \tag{4.9}$$

$$HBM(x) = HBM_p(x) + HBM_a(x) \tag{4.10}$$

ここで,

$$VBM_p(x) = \sum_{x_e<x} p_e A_e n_{ze}(x - x_e), \quad VBM_a(x) = \sum_{x_e<x} m_e \ddot{z}_e(x - x_e)$$
$$HBM_p(x) = \sum_{x_e<x} p_e A_e n_{ye}(x - x_e), \quad HBM_a(x) = \sum_{x_e<x} m_e \ddot{y}_e(x - x_e)$$

$VBM(x)$　：座標xの断面の縦曲げモーメント

$HBM(x)$　：座標xの断面の水平曲げモーメント

$VBM_p(x)$：座標xの断面の水圧による縦曲げモーメント

$VBM_a(x)$：座標xの断面の慣性力による縦曲げモーメント

$HBM_p(x)$：座標xの断面の水圧による水平曲げモーメント

$HBM_a(x)$：座標xの断面の慣性力による水平曲げモーメント

m_e　：e番目要素の質量

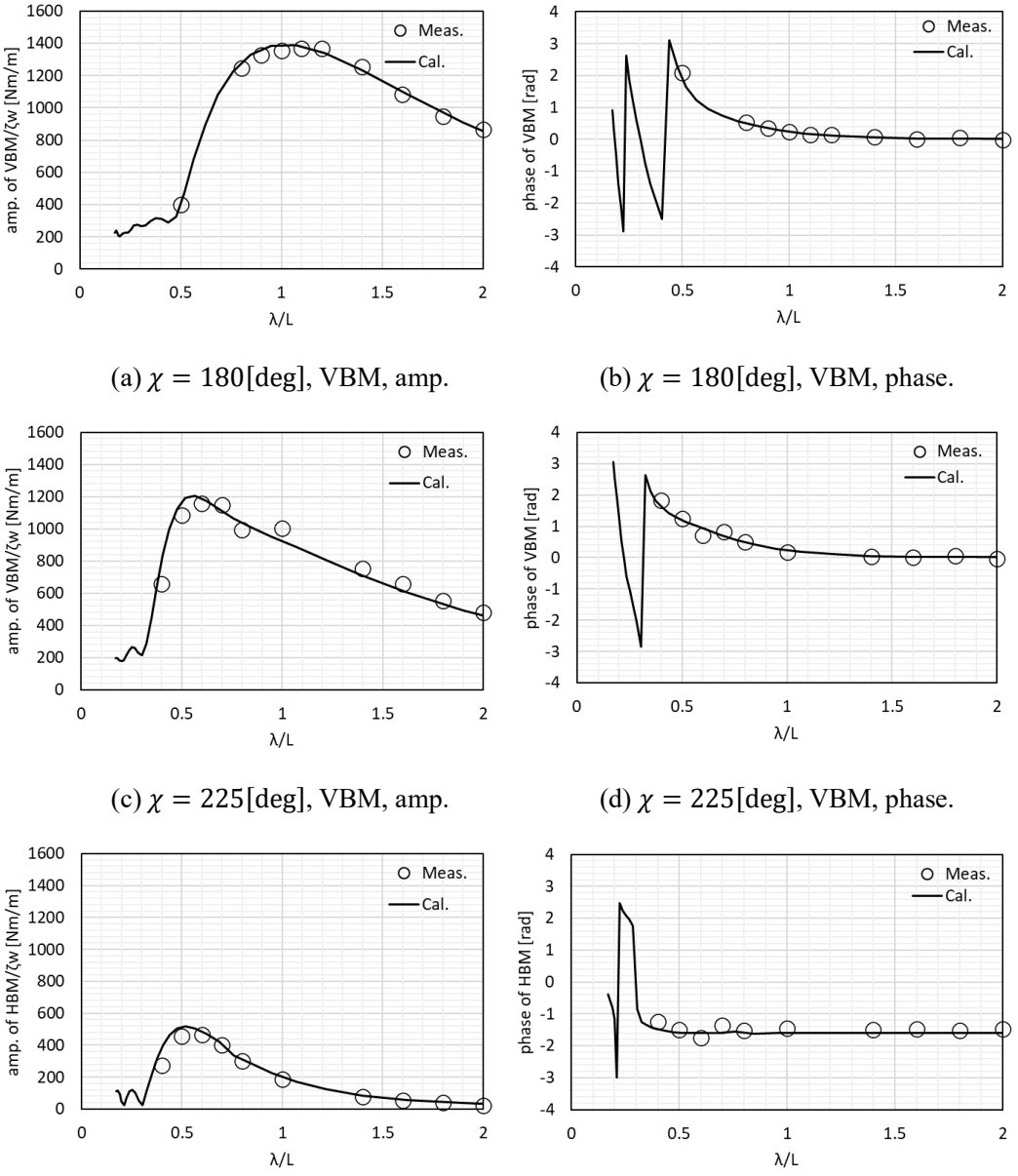
ただし，縦曲げモーメントはホギング状態を正とし，水平曲げモーメントは左舷が引張状態となる場合を正とする．

以上，[1]～[5]の手順は各計算 step で実施することで，縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの時刻歴データが得られる．

4.5.4 節の手法の検証として，船速Vは 0 m/s，出会い角χは 180, 225 deg，波高船長比H_w/Lは 0.0176，波長船長比λ/Lは 0.4～2.0 の中の 10 種類の試験条件で，縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの時刻歴を本節で提案した推定手法で計算し，Fig. 24 に示すように，応答関数の振幅と位相を示した．Fig. 24 では 3 次元線形パネル法 [67]の結果も示しており，提案手法と数値シミュレーションの結果が良い一致を示していることが分かる．以上から，本節で提案した推定手法の妥当性が示された．

この 4.5.4 節で提案した推定手法で得られた縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの計

測値を，7章の構造安全性モニタリング手法の検証で用いる．



(a) $\chi = 180[\mathrm{deg}]$, VBM, amp.　　(b) $\chi = 180[\mathrm{deg}]$, VBM, phase.

(c) $\chi = 225[\mathrm{deg}]$, VBM, amp.　　(d) $\chi = 225[\mathrm{deg}]$, VBM, phase.

(e) $\chi = 225[\mathrm{deg}]$, HBM, amp.　　(f) $\chi = 225[\mathrm{deg}]$, HBM, phase.

Fig. 24 Transfer functions of VBM and HBM in Section S6 estimated by simplified method.

4.6. 結言

4章では，2章の WKF 法と，3章の構造安全性モニタリング手法を検証するために実施した水槽試験について説明した．はじめに，WKF 法による遭遇波時刻歴の同定に使用する船殻の船体応力を計測可能なアクリル製一体型弾性模型船について説明した．続いて，計

測項目や試験条件について説明した．そして，7 章の構造安全性モニタリング手法の検証のために船体縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの計測値を求める必要があり，それらを求めるために，喫水近傍の水圧分布も補間可能な水圧計測による波浪中船体構造応答の推定手法を開発した．本手法は，模型船表面の多点で水圧を計測し，得られた水圧を船体表面全体に補間することで水圧分布を求め，得られた水圧分布を荷重として慣性力を考慮した FEA を実施することで，波浪中構造応答を推定可能な手法である．さらに，FEA の計算コストの問題を解消するために，計測された水圧を模型船表面に補間して得られた水圧分布を用いて，模型船の重心位置の加速度を求め，船体長手方向の水圧と慣性力を積分することで波浪中の船体縦曲げモーメントと水平曲げモーメントを推定する手法を開発した．これらの手法を，規則波中試験結果と比較し，十分な精度を有することを実証した．

5. 長波頂不規則波中の水槽試験結果による WKF 法の検証

5.1. 緒言

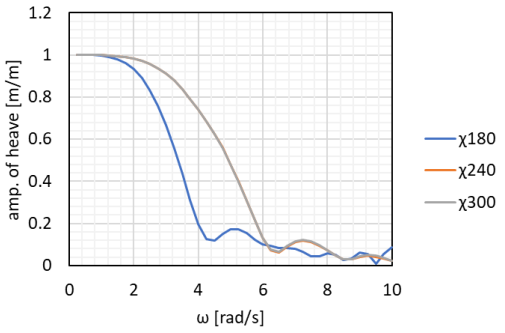
5 章では，4 章で示した長波頂不規則波中の水槽試験結果を用いて WKF 法の検証を行う．船体応答として heave, pitch, stress を 1 つずつ，またはその組み合わせを用いて WKF 法により同定された遭遇波時刻歴と計測値を比較し，船体応答の組み合わせが WKF 法の同定精度に与える影響について検証する．続いて，WKF 法で同定された成分波の係数と応答関数を掛け合わせることで非計測の船体応答時刻歴を推定し，その推定値と計測値を比較することで推定精度を検証する．最後に，ある時刻までに WKF 法で同定されている成分波の係数を用いて，数秒先の遭遇波時刻歴の将来推定を行い，将来推定の精度について検証する．

0.5 rad/s 以下，20.0 rad/s 以上の周波数のノイズ成分を取り除くため，水槽試験の計測データにバンドパスフィルター（カットオフ周波数：0.5, 20.0 rad/s）を適用した．

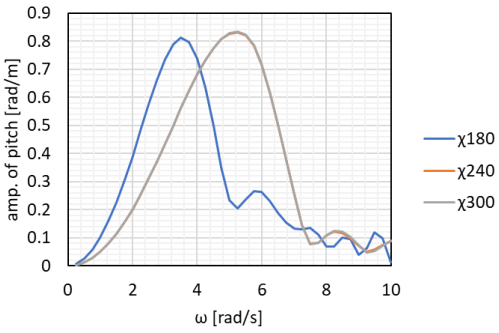
本研究で用いる WKF 法は応答関数に基づく手法であるため，ホイッピングなど弾性振動成分を含む信号には適用できないが，今回の計測値にはホイッピング荷重成分のような弾性振動はほとんど確認されなかった．

5.2. WKF 法で用いた船体応答の応答関数

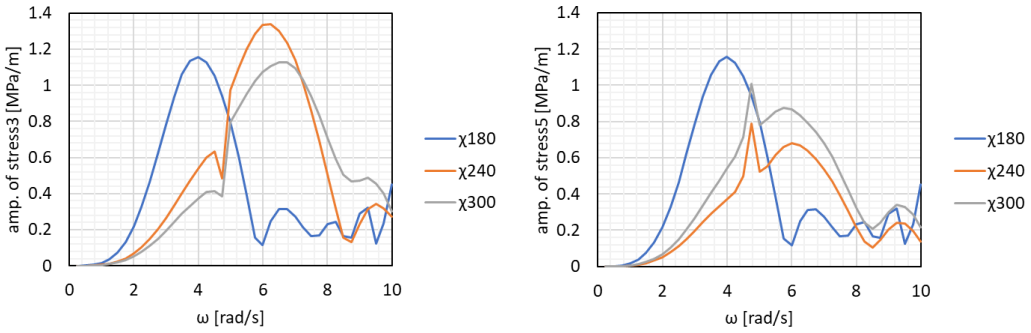
WKF 法では船体応答として heave, pitch, stress 3, stress 5（Fig. 9 参照）を用いる．船体運動である heave と pitch の応答関数は 3 次元線形パネル法[67]を用いて計算し，WKF 法で使用した．stress の応答関数はパネル法で得られた水圧を用い，慣性力を考慮した FEA により計算した．応答関数は，0.25 rad/s の周波数間隔で，10 rad/s まで計算した．応答関数の振幅と位相を Fig. 25 と Fig. 26 に示す．



(a) heave.

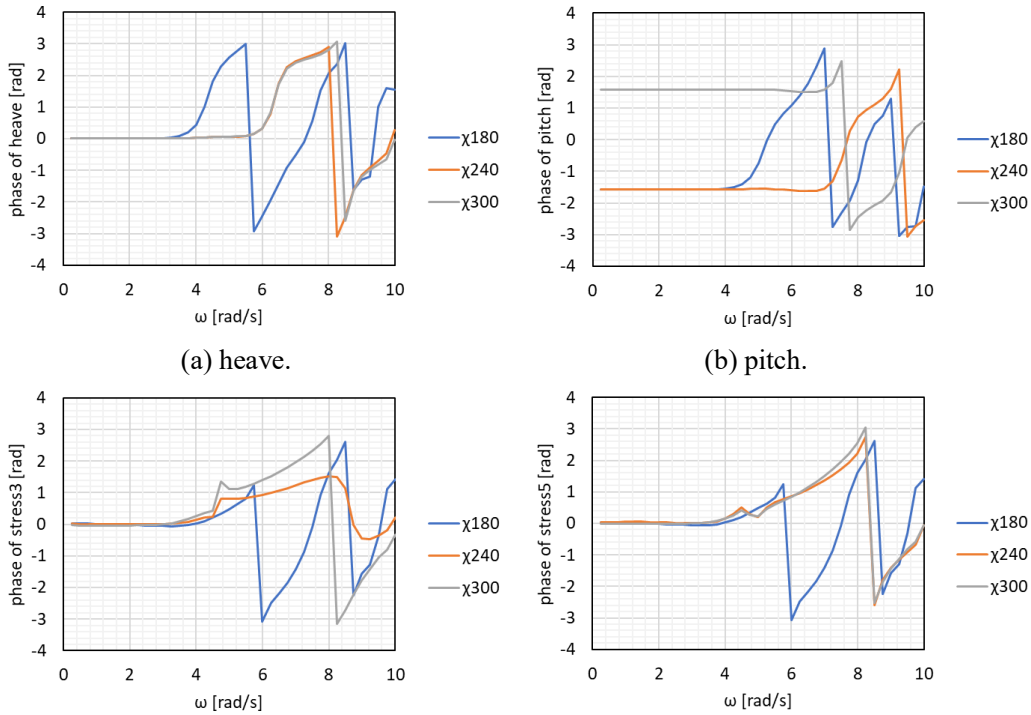


(b) pitch.



(c) stress 3. (d) stress 5.

Fig. 25 Amplitude of the transfer function obtained by the numerical simulation.



(a) heave. (b) pitch.

(c) stress 3. (d) stress 5.

Fig. 26 Phase of the transfer function obtained by the numerical simulation.

5.3. WKF 法のパラメータの設定

2 章の(2.1)式で時間tの関数として標記していた遭遇波時刻歴を，WKF 法で状態量である成分波の係数$a_j(k)$，$b_j(k)$を用いて，(5.1)式に再掲する．

$$\zeta_w(k) = \sum_{j=1}^{N_\omega} \left(a_j(k) \cos \omega_j t\,(k) + b_j(k) \sin \omega_j t(k) \right), \quad \omega_j = j \cdot \Delta\omega \tag{5.1}$$

N_ω，$d\omega$は十分な精度を保証するような最小限の成分と周波数間隔として決定した．$\boldsymbol{Q}$, $\boldsymbol{R}$, $\boldsymbol{x}(0)$，$\boldsymbol{P}(0)$は，物理量の大きさを参考にトライアル＆エラーにより決定した．各パラメー

タの値を以下に示す.

- $N_\omega = 40$
- $\Delta\omega = 0.25$ [rad/s]
- $\boldsymbol{Q} = 1.0\boldsymbol{I_x}$
- $\boldsymbol{R} = 0.001\boldsymbol{I_y}$
- $\boldsymbol{x}(0) = \boldsymbol{0}$
- $\boldsymbol{P}(0) = 1.0\boldsymbol{I_x}$

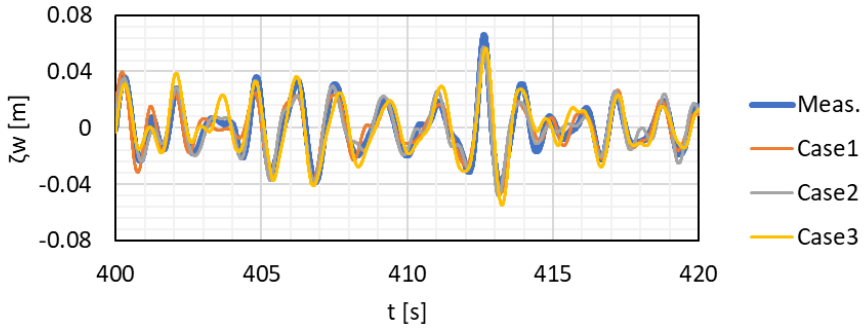
$\boldsymbol{I_y}$は，N_r次元の単位マトリックスである．$\boldsymbol{x}(0)$，$\boldsymbol{P}(0)$は事前情報が有ればそれを設定し，無い場合は，上記のような値を使用することで，KFにより随時更新される．$\boldsymbol{R}$は(2.14)式に示したように，随時更新する方法もあるが計算時間の増加に繋がるので，本研究では固定値を使用している．$\boldsymbol{R}$の値は，船体応答計測値の計測誤差や，応答関数の精度などを基に設定する．$\boldsymbol{Q}$の値は，例えば，対象とする遭遇波および船体応答と同じオーダーの時刻歴データを数値シミュレーションで生成し，そのデータに対してWKF法を適用し，試行錯誤で決定できる．これらの設定方法は6章の短波頂不規則波のWKF法の場合も同様である．

5.4. WKF法による遭遇波時刻歴の同定

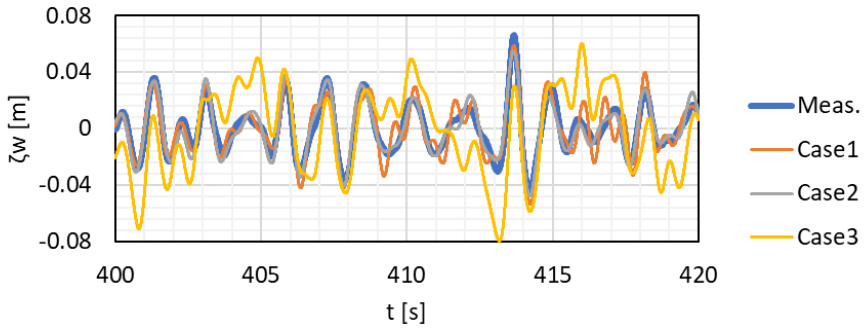
WKF法で用いる計測データをTable 5に示す．stress 3とstress 5はFig. 9に示す位置の船体応力である．Case 1 ~ Case 3では1つの船体応答の計測データを使用し，Case 4 ~ Case 8では複数の船体応答の計測データを使用し，遭遇波時刻歴を同定した．同定した遭遇波時刻歴と計測値を比較し，WKF法に用いる船体応答の組み合わせが同定精度に与える影響を検証した．

Table 5 Measurement signals of ship responses used in the WKF method.

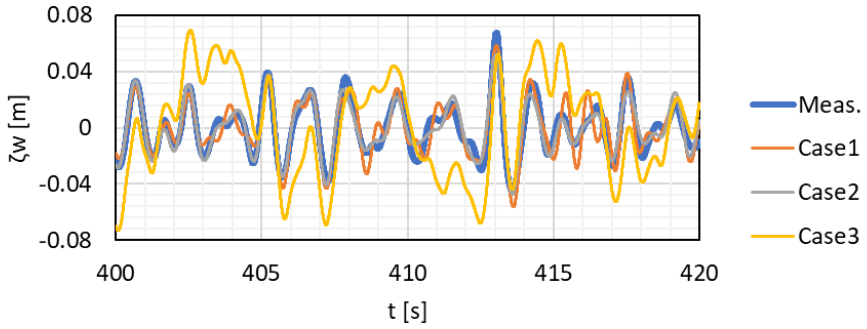
Case	Measurement signal
1	Heave
2	Pitch
3	Stress 3
4	Heave, pitch
5	Stress 3, stress 5
6	Heave, stress 3
7	Pitch, stress 3
8	Heave, pitch, stress 3



(a) $\chi = 180[\mathrm{deg}]$.



(b) $\chi = 240[\mathrm{deg}]$.



(c) $\chi = 300[\mathrm{deg}]$.

Fig. 27 Encounter wave time history identified by the WKF method using one measurement signal in the long-crested irregular wave case.

5.4.1. 単一の船体応答を用いた遭遇波時刻歴の同定

Table 5 の Case 1 ~ Case 3 に示される単一の船体応答の計測データを用いて，WKF 法により遭遇波時刻歴を同定した．水槽試験で計測された遭遇波時刻歴と，WKF 法で同定された遭遇波時刻歴を Fig. 27 に示す．出会い角$\chi = 180[\mathrm{deg}]$の場合，同定された遭遇波時刻歴は計測値と良い一致を示している．一方，出会い角$\chi = 240, 300[\mathrm{deg}]$の場合，Case 1 と Case 3 において，同定された遭遇波時刻歴と計測値の間で差が確認できる．

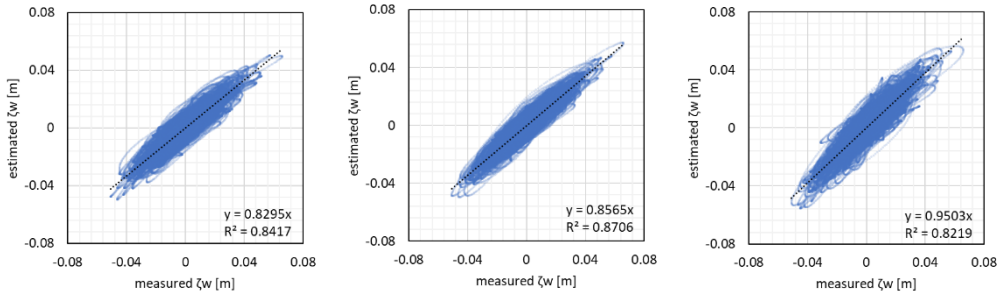
WKF 法による計算が十分に安定している 450 s 間において，計測された遭遇波時刻歴と同定された遭遇波時刻歴の相関を Fig. 28 に示す．両者の一致度を確認するため，両者の相

関の傾きBと決定係数R^2を(5.1)式, (5.2)式を用いて求めた．Bが 1 に近いほど両者の相関が強く，R^2が 1 に近いほど良い推定モデルであることを表す．

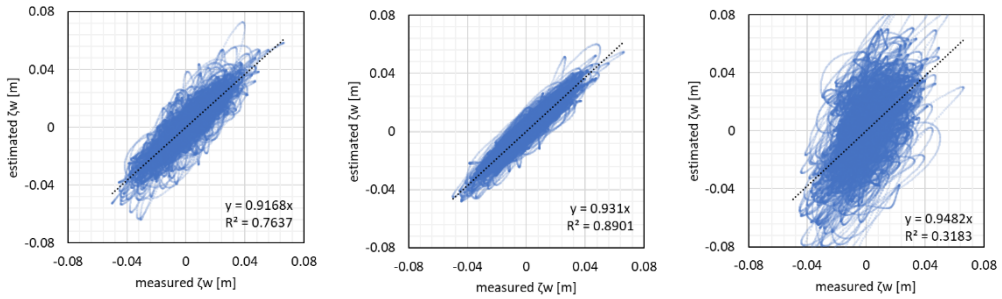
$$B = (\boldsymbol{X}^T\boldsymbol{X})^{-1}\boldsymbol{X}^T\boldsymbol{Y} \tag{5.1}$$

$$R^2 = 1 - \frac{(\boldsymbol{Y} - B\boldsymbol{X})^T(\boldsymbol{Y} - B\boldsymbol{X})}{\boldsymbol{Y}^T\boldsymbol{Y}} \tag{5.2}$$

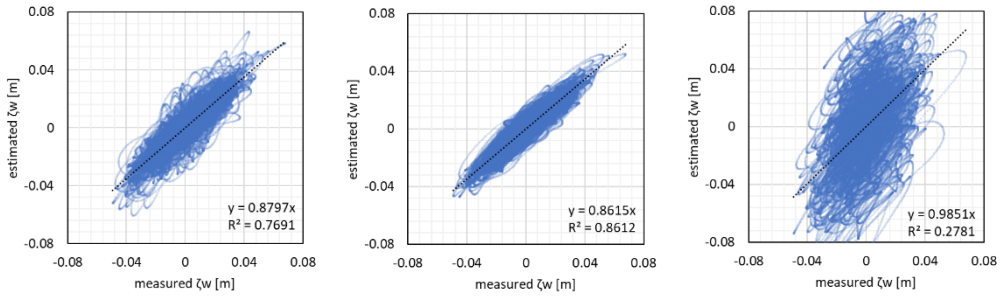
各ケースの指標B, R^2を Fig. 29 に示す．出会い角$\chi = 180$[deg]の場合，B, R^2は Case 1～Case 3 で 0.8 以上であり，良い推定精度である．出会い角$\chi = 240, 300$[deg]の場合，Case 2 は良い精度を有しているが，Case 1, Case 3 は比較的R^2が小さい結果となっている．



(a) Case 1, $\chi = 180$[deg]. (b) Case 2, $\chi = 180$[deg]. (c) Case 3, $\chi = 180$[deg].

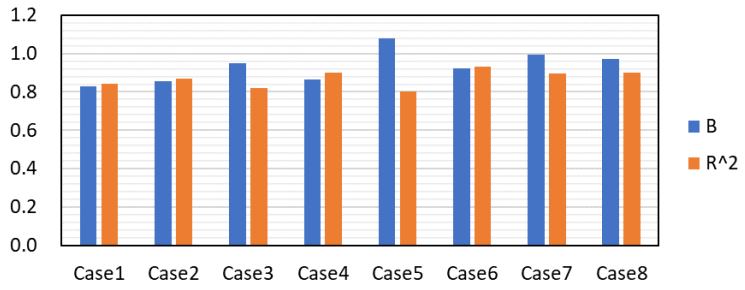


(d) Case 1, $\chi = 240$[deg]. (e) Case 2, $\chi = 240$[deg]. (f) Case 3, $\chi = 240$[deg].

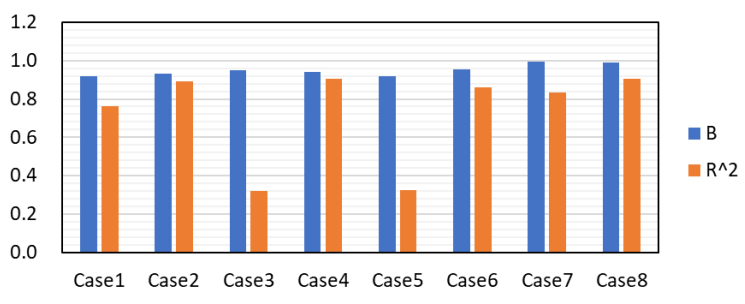


(g) Case 1, $\chi = 300$[deg]. (h) Case 2, $\chi = 300$[deg]. (i) Case 3, $\chi = 300$[deg].

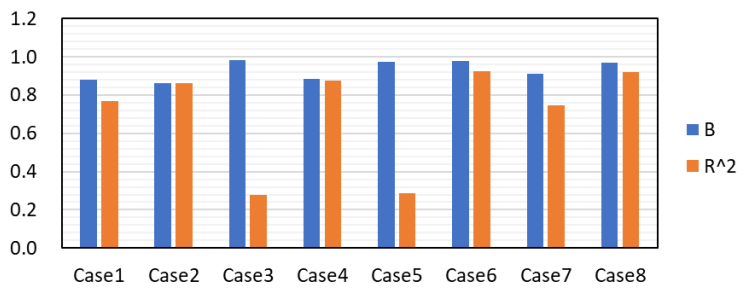
Fig. 28 Correlations between encounter wave time histories measured and identified by the WKF method using one measurement signal in the long-crested irregular wave case.



(a) $\chi = 180[\mathrm{deg}]$.

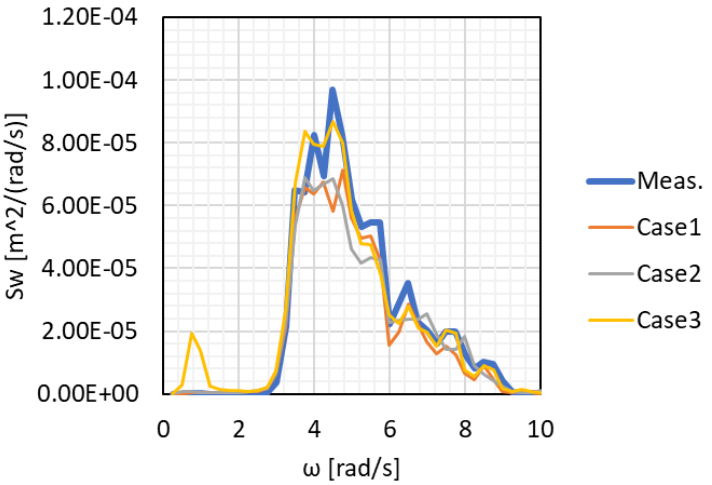


(b) $\chi = 240[\mathrm{deg}]$.

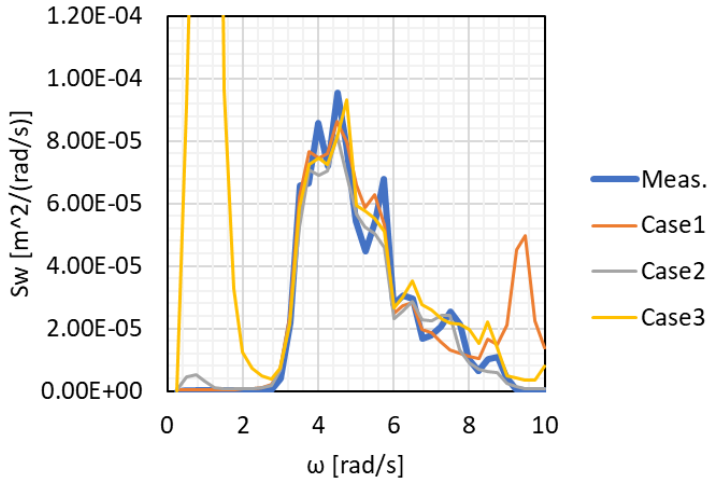


(c) $\chi = 300[\mathrm{deg}]$.

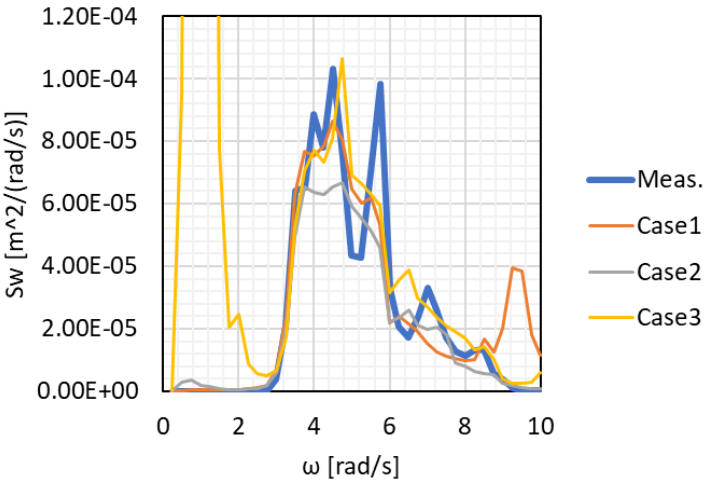
Fig. 29 Slopes and coefficients of determination of correlations between measured and identified encounter wave time histories in the long-crested irregular wave case.



(a) $\chi = 180[\text{deg}]$.



(b) $\chi = 240[\text{deg}]$.



(c) $\chi = 300[\text{deg}]$.

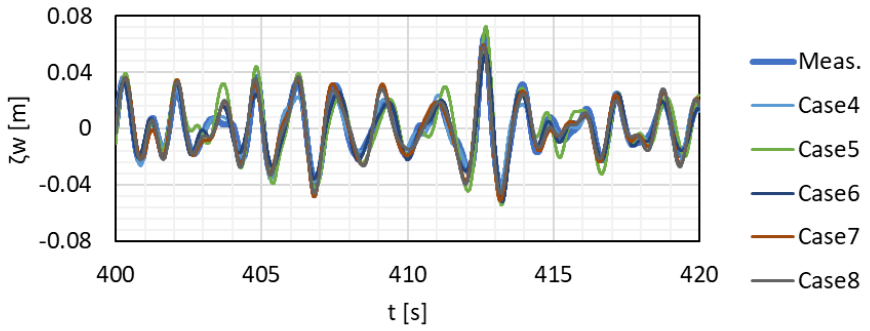
Fig. 30 Wave frequency spectra identified by the WKF method using one measurement signal in the long-crested irregular wave case.

計測値より得られる参照値の波周波数スペクトルとWKF法より得られる波周波数スペクトルを Fig. 30 に示す．計測された遭遇波時刻歴にフーリエ変換を適用し，参照値の波スペクトルを求め，波周波数領域$(\omega_j - 0.5\Delta\omega,\ \omega_j + 0.5\Delta\omega)$[rad/s]毎に参照値の波スペクトルの平均値を計算した．WKF 法で同定された波スペクトルは，各成分波の係数$a_j(k), b_j(k)$を用いて，(2.19)式に基づいて計算し，各波周波数で 450 s 間の平均値を採用した．

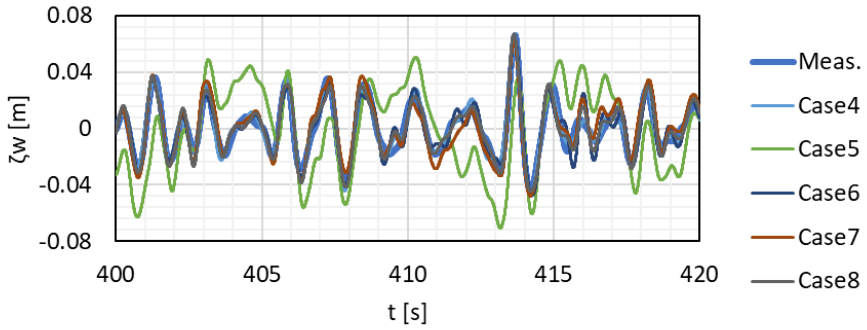
Fig. 30(a)に示すように，出会い角$\chi = 180$[deg]の場合，計測値と WKF 法で得られた波スペクトルが良い一致を示している．出会い角$\chi = 240, 300$[deg]の場合，Case 1 では高周波数領域で，Case 3 では低周波数領域で，両者に差があることが確認できる．この原因は，Fig. 25 の WKF 法で用いた応答関数の振幅により説明できる．Heave の応答関数の振幅は高周波数領域で小さく，stress 3 の応答関数の振幅は低周波数領域で小さい．応答関数の振幅が小さい波周波数領域で船体応答時刻歴にノイズ等が含まれると，その周波数の成分波の係数が過大評価される．これが，Fig. 27(b), (c)の Case 1 と Case 3 で同定精度が低下した原因だと考えられる．

5.4.2. 複数の船体応答を用いた遭遇波時刻歴の同定

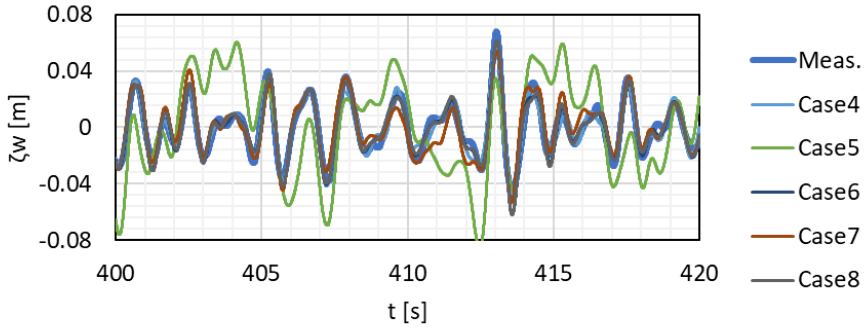
WKF 法で用いる複数の船体応答計測データの組み合わせが，遭遇波時刻歴の同定精度に与える影響を検証する．Table 5 の Case 4 ~ Case 8 のように複数の応答を組み合わせて WKF 法により同定した遭遇波時刻歴を Fig. 31 に示す．同定した遭遇波時刻歴と計測値は Case 5 を除いて良い一致を示している．



(a) $\chi = 180$[deg].



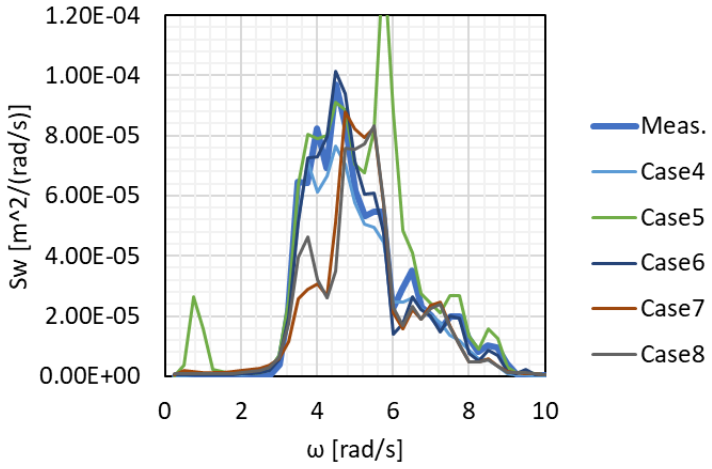
(b) $\chi = 240[\mathrm{deg}]$.



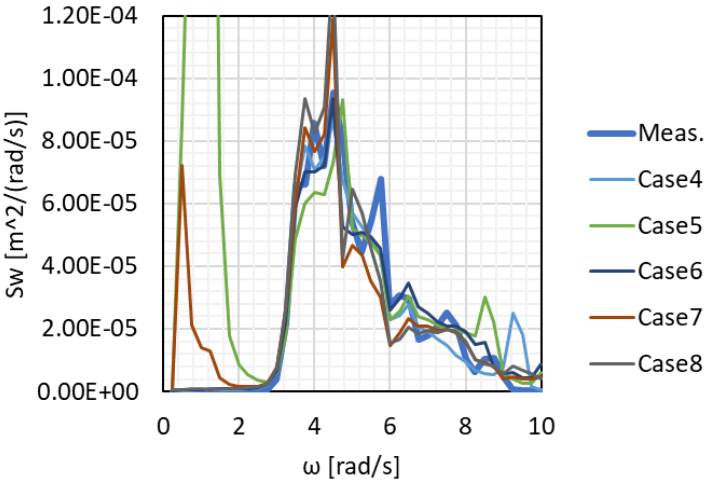
(c) $\chi = 300[\mathrm{deg}]$.

Fig. 31 Encounter wave time histories identified by the WKF method combining multiple measurement signals in the long-crested irregular wave case.

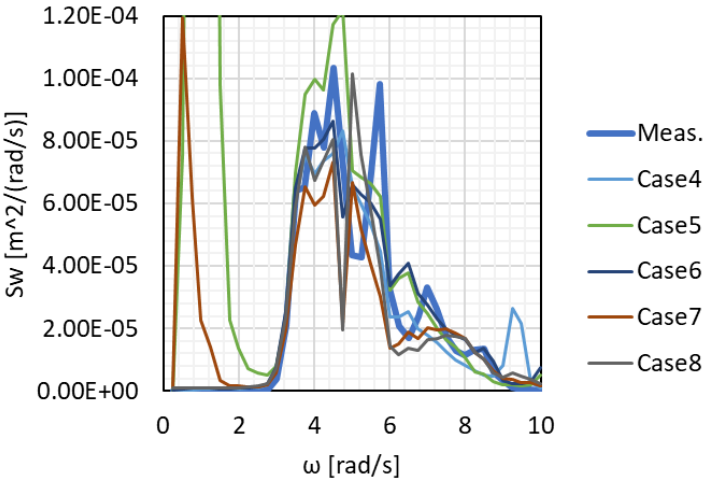
Case 4 ~ Case 8 について，計測値と WKF 法で同定した遭遇波時刻歴の相関の具合を示す指標B, R^2を Fig. 29 に示している．B, R^2は 0.8 に近いかそれ以上の値となっており，出会い角$\chi = 240, 300[\mathrm{deg}]$の Case 5 以外は良い推定精度を示している．Case 5 の遭遇波時刻歴は，Case 3 と同様に，低周波数領域で振幅が小さい応力の応答関数を用いて WKF 法により同定しているので，R^2は小さい値となっている．



(a) $\chi = 180[\text{deg}]$.



(b) $\chi = 240[\text{deg}]$.



(c) $\chi = 300[\text{deg}]$.

Fig. 32 Wave frequency spectra identified by the WKF method combining multiple measurement signals.

Case 4～Case 8 で WKF 法により同定された波周波数スペクトルを Fig. 32 に示す．出会い角$\chi = 240, 300[\mathrm{deg}]$の場合，例えば，Fig. 30 に示すように単一の応答で用いた場合に高周波数領域，低周波数領域で過大評価が見られた heave と stress 3 を組み合わせた Case 6 において，低周波数および高周波数領域で過大評価なく同定できていることが分かる．このように，応答関数の振幅が小さい周波数領域をお互いに補完するように複数の船体応答計測データを組み合わせることで，WKF 法による遭遇波時刻歴の同定精度を改善できることが示された．

本試験の検証では平均波周期が 1 種類の条件だったので，複数の平均波周期の条件を基に，数値シミュレーションで波時刻歴および船体応答時刻歴データを生成し，WKF 法による遭遇波時刻歴の同定を実施し，その適用性を検証した．結果として，WKF 法の広い適用性を確認した．平均波周期に対応する波周波数で応答関数の振幅が小さい時に精度が少し低下する傾向が確認されたが，応答が小さい周波数領域をお互いに補完するように複数の応答を用いることで，広い周波数範囲で良い同定精度となることを確認した．

5.5. WKF 法による非計測船体応答の時刻歴の推定

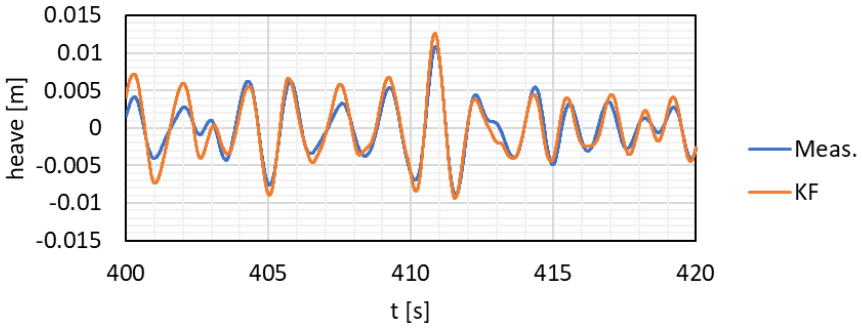
WKF 法により船体応答の計測データから遭遇波時刻歴を同定し，(2.2)式に示すように，同定された成分波の係数と応答関数を掛け合わせることで，非計測の船体応答時刻歴を推定できる．WKF 法により同定された成分波の係数から推定される非計測の船体応答のケースを Table 6 に示す．

Table 6 Cases of estimation for non-measured responses using the WKF method in the long-crested irregular wave case.

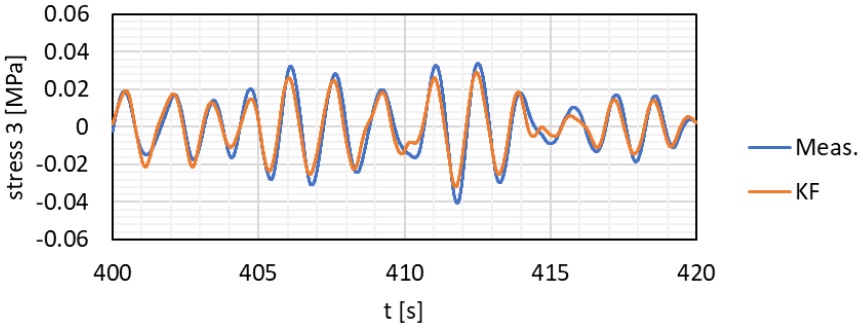
Case	Estimated measurement signal	Measurement signal used in WKF
A1	Heave, stress 3	Pitch
A2	Heave, pitch	Stress 3
A3	Pitch	Heave, stress 3

例えば，Case A1 で WKF 法により同定された成分波の係数を用いて推定された船体応答時刻歴を Fig. 33 に示す．計測値と WKF 法を基に推定された heave と stress 3 の時刻歴は良い一致を示す．

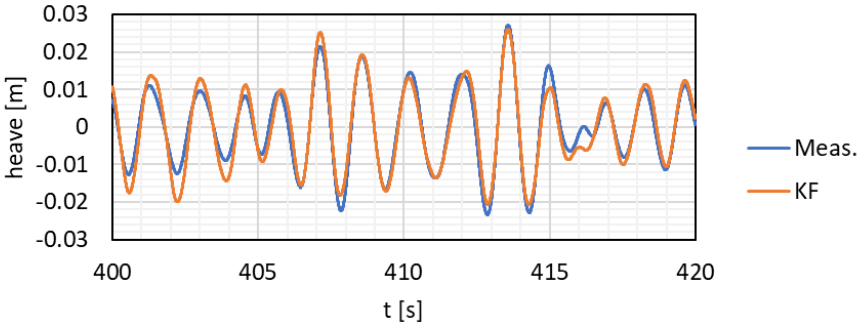
Fig. 34 に示すように，計測値と WKF 法を基に推定された船体応答時刻歴の相関の指標B, R^2を(5.1)式, (5.2)式を用いて求めた．WKF 法はほとんどのケースで良い精度で非計測の船体応答の時刻歴を推定できている．



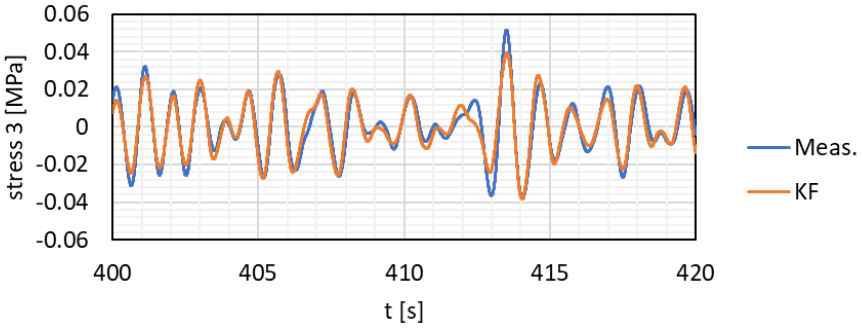
(a) $\chi = 180[\text{deg}]$, heave.



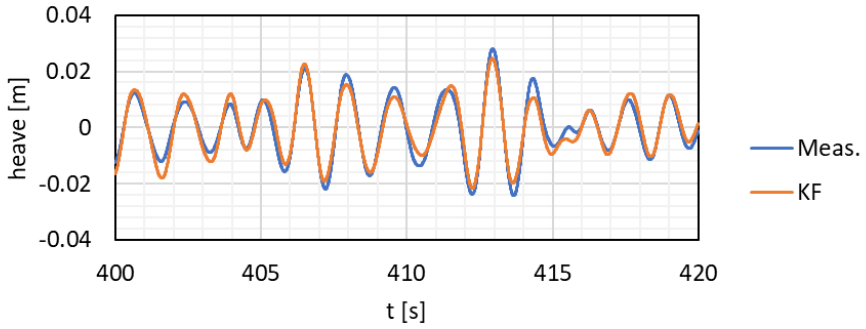
(b) $\chi = 180[\text{deg}]$, stress 3.



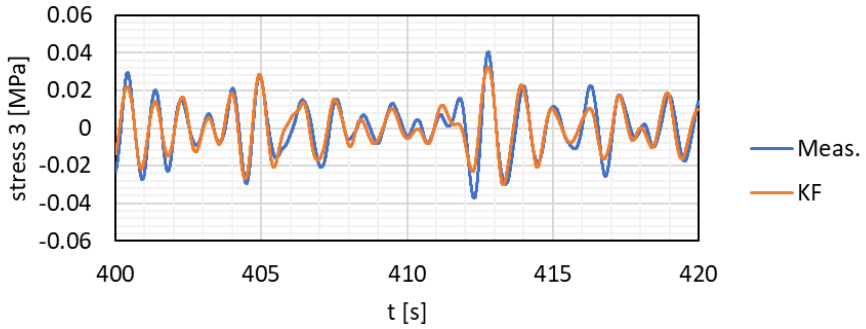
(c) $\chi = 240[\text{deg}]$, heave.



(d) $\chi = 240[\text{deg}]$, stress 3.

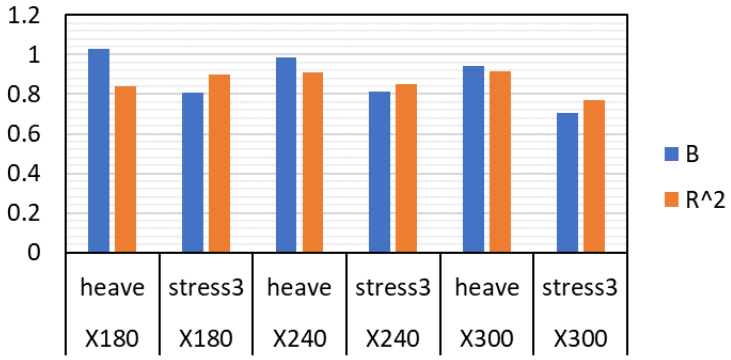


(e) $\chi = 300[\text{deg}]$, heave.

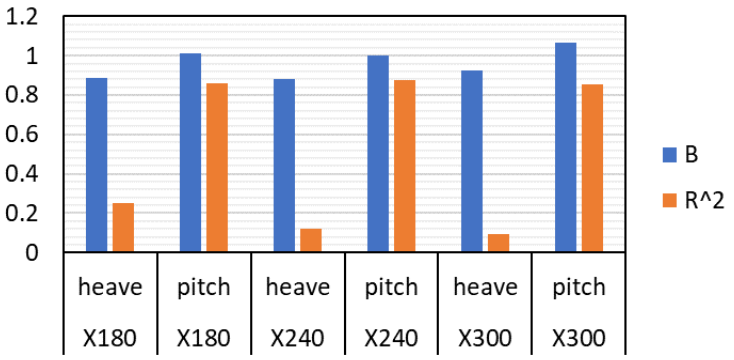


(f) $\chi = 300[\text{deg}]$, stress 3.

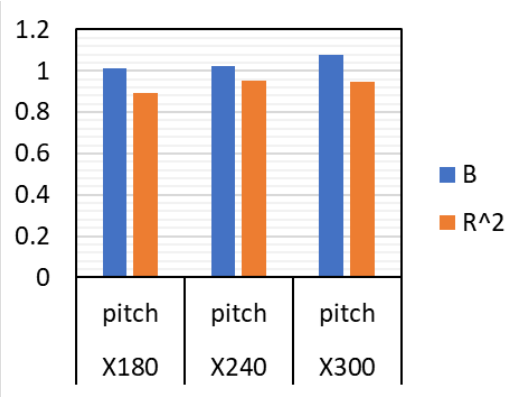
Fig. 33 Ship response time histories estimated by the WKF method in Case A1 in the long-crested irregular wave case.



(a) Case A1. (pitch → WKF → heave & stress 3)



(b) Case A2. (stress 3 → WKF → heave & pitch)



(c) Case A3. (heave & stress 3 → WKF → pitch)

Fig. 34 The slopes and coefficients of determination of the correlations between the ship response time histories measured and estimated by the WKF method in the long-crested irregular wave case.

Fig. 34(b)の Case A2 では，heave の推定結果が過大評価され，R^2が低い値となっている．これは，船体応力を用いた WKF 法により，低周波数領域の成分波の係数が過大評価され，その成分波の係数を用いてさらに低周波数領域で応答が支配的な heave を推定しているため，推定精度が悪化した考えられる．前節で示したように，遭遇波時刻歴の同定のために複数の応答を組み合わせて WKF 法を実施することで，非計測の船体応答の推定精度も改善可能である．

5.6. 数秒先の遭遇波時刻歴の推定

本節の各ケースで WKF 法に用いる船体応答は Table 5 の通りである．

現時点で WKF 法により得られている成分波の係数を(2.1)式に代入することで，数秒先の遭遇波時刻歴を推定できる．出会い角$\chi = 180[\mathrm{deg}]$で Table 5 の Case 1, 5, 8 において，200 s 時点で WKF 法により同定されている成分波の係数を基に推定された数秒先の遭遇波時刻歴を Fig. 35 に示す．推定された数秒先の遭遇波時刻歴は，201.5s までは計測値と良い一致を

示しており，201.5 s 以降は両者の差が大きくなっている．

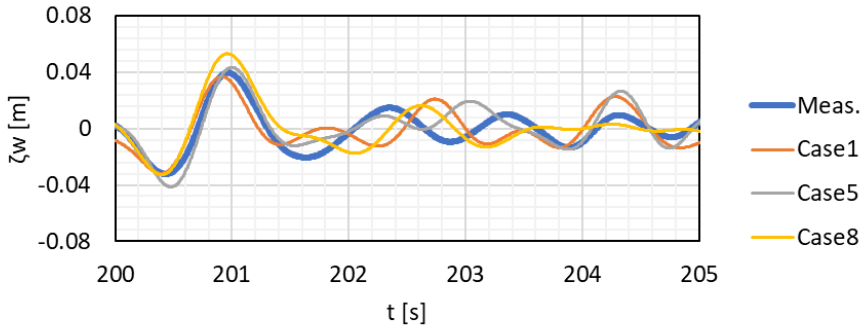


Fig. 35 Encounter wave time histories a few cycles ahead predicted by the WKF method (Case 1, 5, 8 at χ=180[deg]).

Fig. 36 に示すように，WKF 法により得られる 200 s 時点の波周波数スペクトルにフーリエ変換を適用することで，自己相関係数を求めた．自己相関係数は約 2.0 s 後に 0 に近づいている．この時間区間は，Fig. 35 で将来推定が良い精度でできるまでの時間区間と良い相関がある．自己相関係数が 0 に近づくことは，現在と将来の遭遇波時刻歴の相関が小さいことを意味する．従って，波の自己相関係数より，現在と将来の相関は約 2.0 s 程度であり，WKF 法により得られた成分波の係数を用いた将来推定が約 2.0 s であることと対応している．

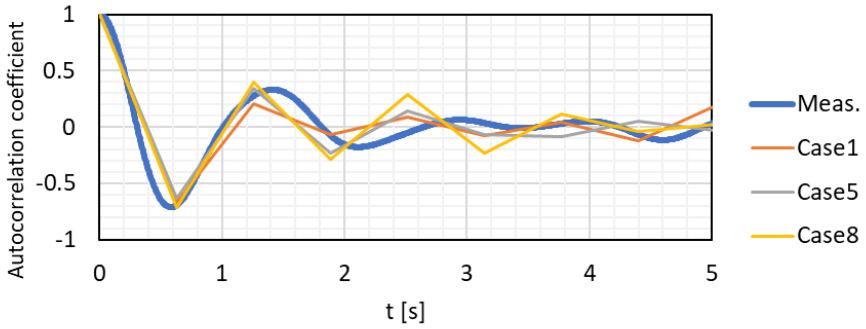


Fig. 36 Autocorrelation coefficients calculated by wave spectrum at 200 s obtained by the WKF method (Case1, 5, 8 at χ=180[deg]).

本節で説明した将来推定は，例えば，洋上浮体に船から人が乗り移る際の船体運動の短期間の将来推定に利用できると考えられる．今回の検討では 1~2 周期の波時刻歴の将来推定に留まっているが，狭帯域なスペクトルを持つ船体応答の場合は，自己相関が 0 に漸近するまでの時間が長いので，より長い時間の将来推定ができると考えられる．

5.7. 結言

5 章では，長波頂不規則波の水槽試験結果を用いて，WKF 法による船体応答の計測データを基にした遭遇波時刻歴の同定精度を検証した．また，同定された成分波の係数に応答関数を掛け合わせることで得られる非計測の船体応答時刻歴の推定精度を検証した．以下に 5 章で得られた知見を整理する．

- WKF 法より船体応答の計測データを用いて，遭遇波時刻歴を良好な精度で同定可能である．
- 応答関数の振幅が小さい波周波数領域をお互いに補完するように複数の船体応答を WKF 法に用いることで，同定精度が改善可能である．
- WKF 法により同定された成分波の係数に，応答関数を掛け合わせることで，非計測の船体応答時刻歴を推定可能である．
- 現時点までに WKF 法で得られている成分波の係数を用いることで，自己相関関数が 0 に漸近するまでの時間だけ，数秒先の遭遇波時刻歴の将来推定が可能である．

本章で WKF 法を実行した PC のスペックは以下の通りである．

- プロセッサ（CPU）：Intel(R) Core(TM) i9-9900K CPU @ 3.60 GHz
- 実装 RAM（メモリー）：32.0 GB
- エディション：Windows 10 Pro
- バージョン：22H2

Table 5 の$\chi = 180[\mathrm{deg}]$, Case 1 の場合の計算時間は約 3 s であった．計測データの時間は 500 s，計測周波数は 200 Hz （サンプリング間隔は 0.005 s）だったので，計測 step 数は 500s/0.005s=100,000step である．よって，計算周波数は 100,000step/3s=33,333Hz である．Case 8 の場合の計算時間は約 5.5 s だったので，Case 1 の時と同様な計算を行うと，計測周波数は 18,182 Hz である．大型船の場合で，波浪荷重の周期は 10 s オーダー，ホイッピング荷重のような弾性振動成分の周期は 1 s オーダーと仮定すると，短い方の周期 1 s の波形を捉えるためには，1 周期間に 10 点程度は計測点が欲しいので，計測周波数 10 Hz 程度が最低減の値とある．これと比較すると，今回のケースの計算周波数は，Case 1 で 33,333Hz, Case 8 で 18,182Hz であり十分な計算速度があることが確認された．

6. 短波頂不規則波中の水槽試験結果による WKF 法の検証

6.1. 緒言

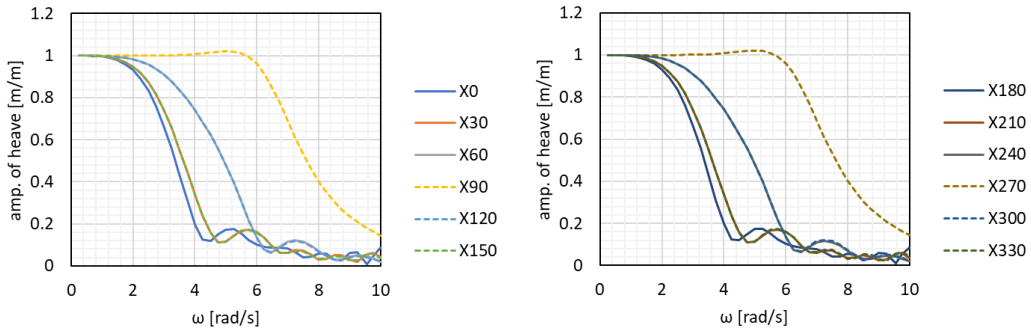
6 章では，短波頂不規則波中の水槽試験結果により WKF 法を検証する．WKF 法により同定した遭遇波時刻歴を，模型船が無い状態で模型船の midship と同じ位置で計測した波時刻歴と比較する．さらに，WKF 法で同定された成分波の係数に応答関数を掛け合わせることで推定した非計測の船体応答時刻歴と計測値を比較し，その推定精度を検証する．

0.5 rad/s 以下，20.0 rad/s 以上の周波数のノイズ成分を取り除くため，水槽試験の計測データにバンドパスフィルター（カットオフ周波数：0.5, 20.0 rad/s）を適用した．

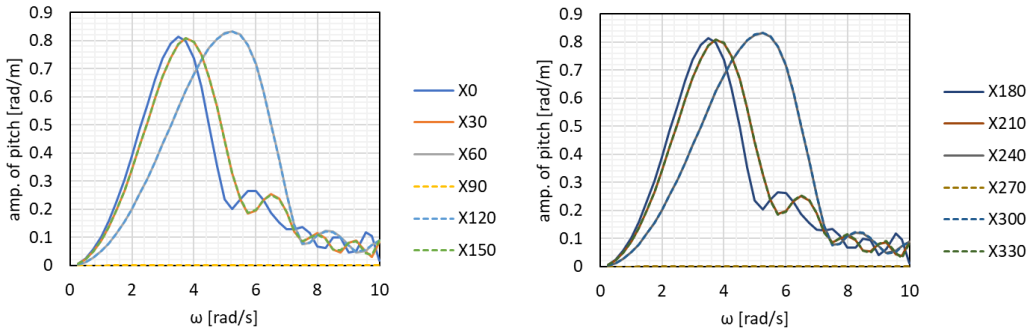
WKF 法では波向きを 30 deg 刻みで 12 方向の離散化で遭遇波をモデル化した．

6.2. WKF 法で用いた船体応答の応答関数

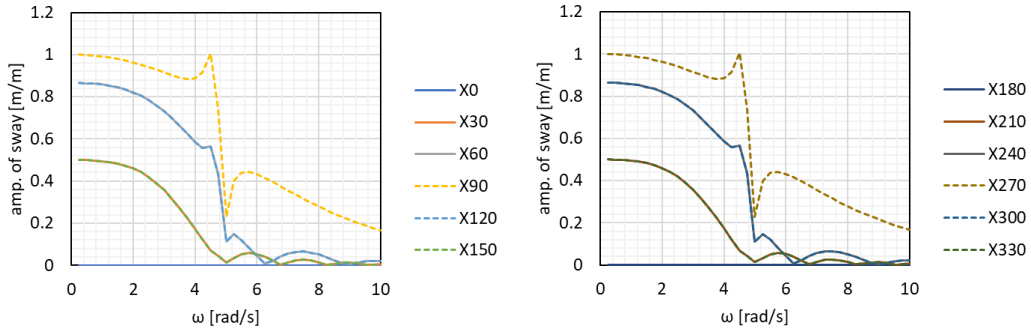
WKF 法で用いる応答関数の振幅と位相を Fig. 37, Fig. 38 に示す．船体運動の応答関数は 3 次元線形パネル法で計算し，応力の応答関数はパネル法で得られた水圧分布を荷重として慣性力を考慮した有限要素解析により計算した [67]．応答関数は，0.25 rad/s の周波数間隔で，10 rad/s まで計算した．出会い角は 0 deg ~ 330 deg の 30 deg 刻みで計算した．



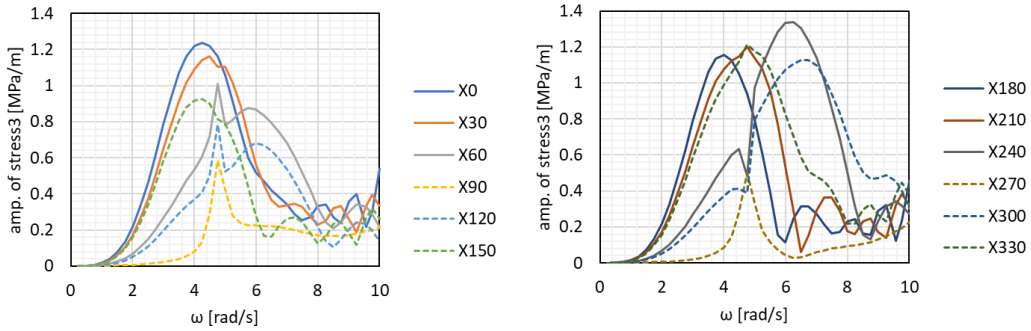
(a) heave.



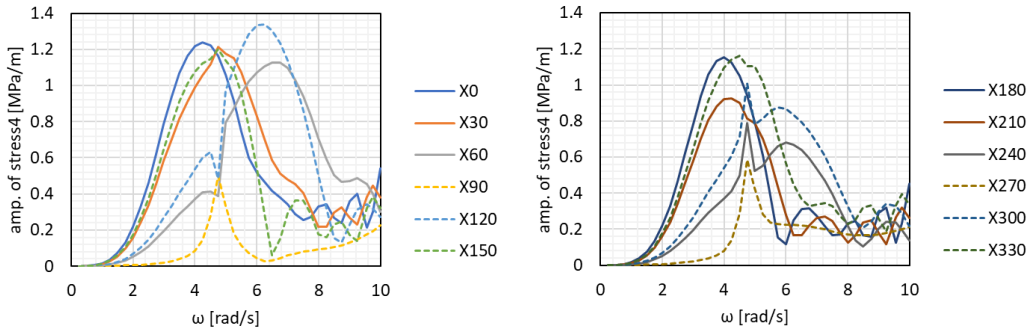
(b) pitch.



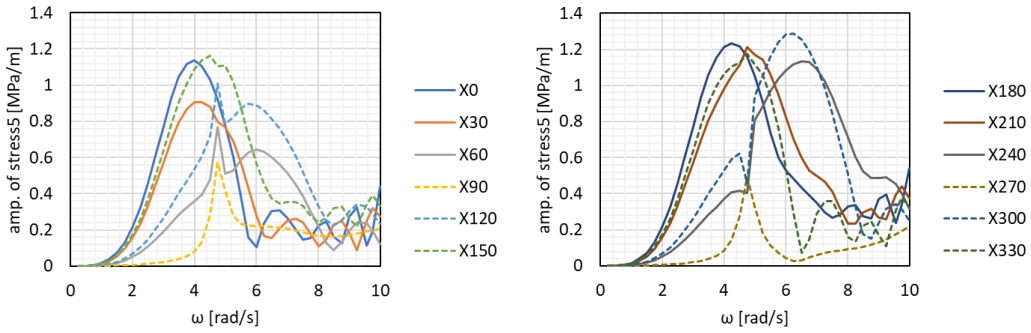
(c) sway.



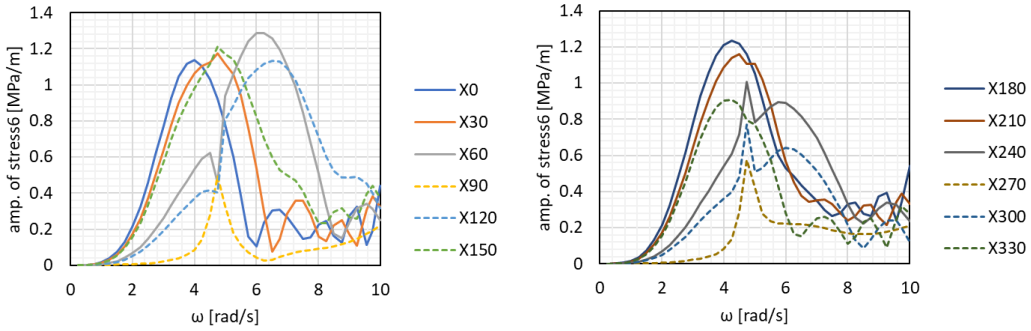
(d) stress 3.



(e) stress 4.

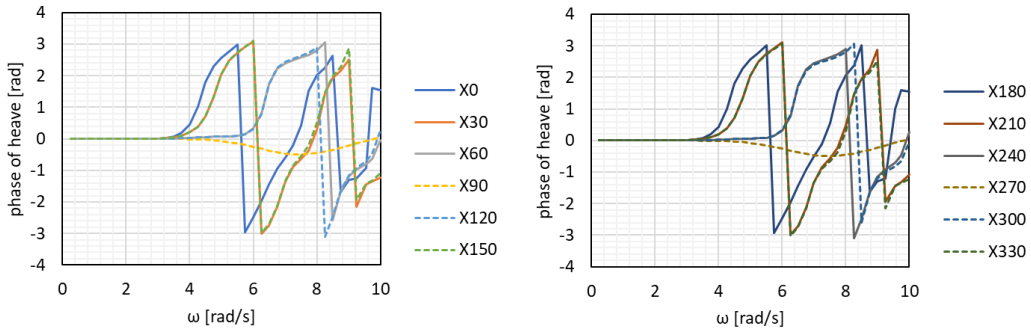


(f) stress 5.

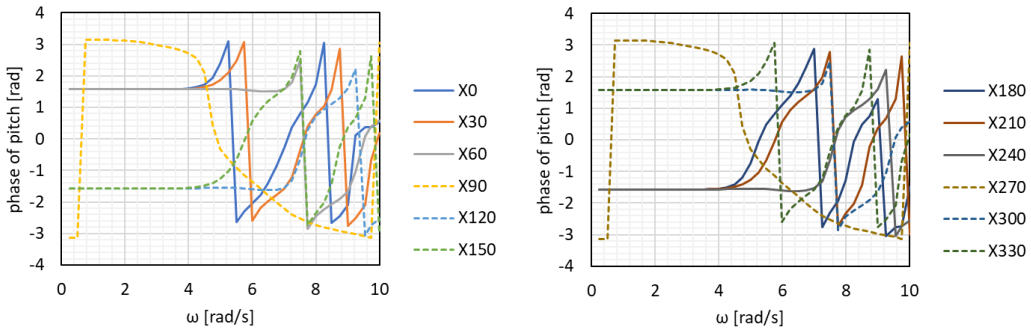


(g) stress 6.

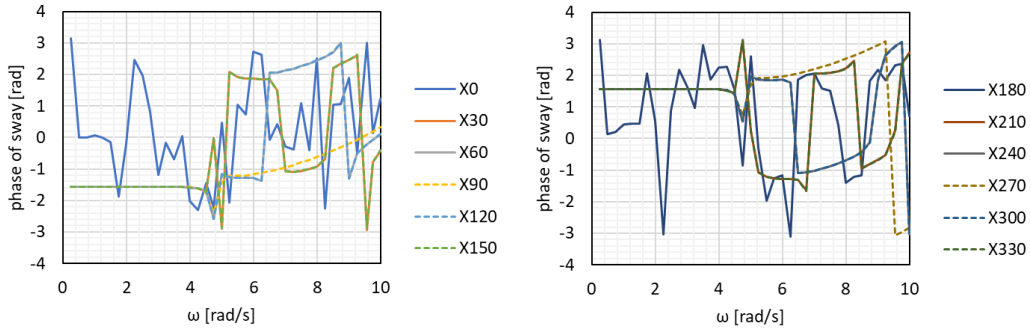
Fig. 37 Amplitude of the transfer function obtained by the numerical simulation for the short-crested irregular wave case.



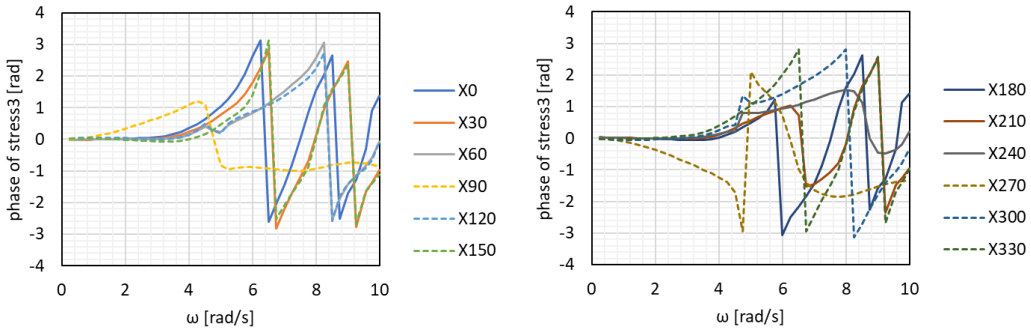
(a) heave.



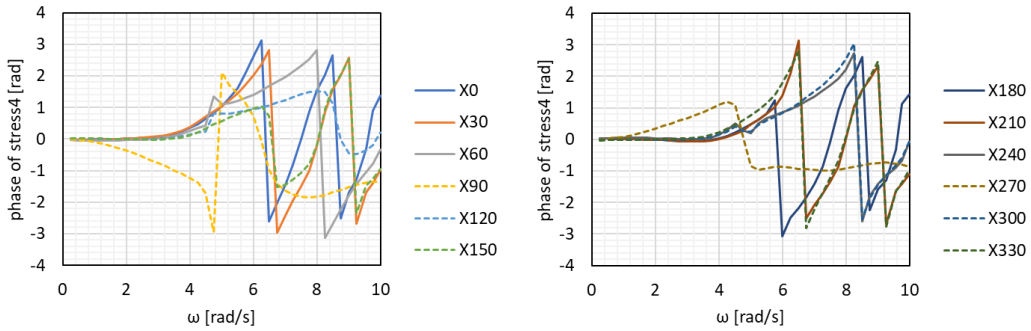
(b) pitch.



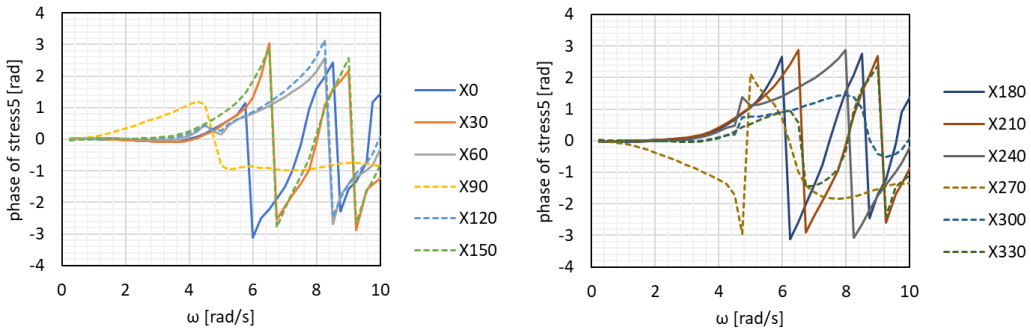
(c) sway.



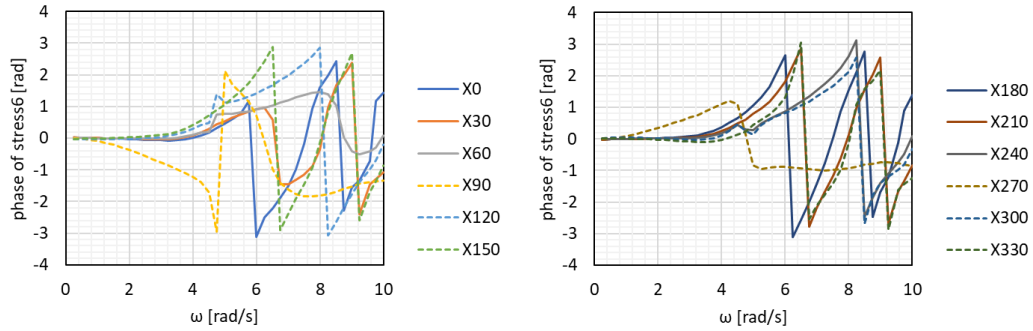
(d) stress 3.



(e) stress 4.



(f) stress 5.



(g) stress 6.

Fig. 38 Phase of the transfer functions obtained by the numerical simulation for the short-crested irregular wave case.

6.3. WKF 法のパラメータの設定

(2.15)式に示した遭遇波時刻歴$\zeta_w(t,x,y)$を，midship 位置$(x,y)=(0,0)$のk step 時について表すと(6.1)式が得られる．

$$\zeta_w(k)=\sum_{p=1}^{N_p}\sum_{j=1}^{N_\omega}\left(a_{pj}(k)\cos\omega_j t\,(k)+b_{pj}(k)\sin\omega_j t(k)\right) \tag{6.1}$$

ここで，

$$\chi_p=(p-1)\cdot\Delta\chi,\qquad \omega_j=j\cdot\Delta\omega$$

$N_p, N_\omega, \Delta\chi, \Delta\omega$は十分な精度を保証するような最小限の成分と周波数刻みとして決定した．$\boldsymbol{Q}, \boldsymbol{R}, \boldsymbol{x}(0)$，$\boldsymbol{P}(0)$は，物理量の大きさを参考にトライアル＆エラーにより決定した．パラメータの設定方法は 5.3 節に示した長波頂不規則波の場合と同様である．各パラメータの値を以下に示す．

- $N_p=12$
- $N_\omega=40$
- $\Delta\chi=30$ [deg]
- $\Delta\omega=0.25$ [rad/s]
- $\boldsymbol{Q}=0.001\boldsymbol{I_x}$
- $\boldsymbol{R}=1.0\boldsymbol{I_y}$
- $\boldsymbol{x}(0)=\boldsymbol{0}$
- $\boldsymbol{P}(0)=1.0\boldsymbol{I_x}$
- $\Delta t=0.02$ [s]

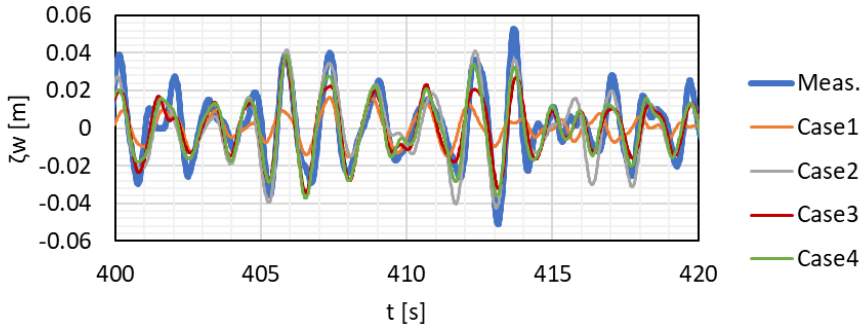
6.4. WKF 法による遭遇波時刻歴の同定

WKF 法で用いる船体応答の種類を Table 7 に示す．stress 3 ~ stress 6 の 4 点の船体応力の位置は，Fig. 9 に示す通りである．Case 1 では船体運動である heave, pitch, sway を用いる．Case 2 では 4 点の船体応力を用いる．Case 3, 4 では船体運動と船体応力を組み合わせて用い，WKF 法により遭遇波時刻歴を同定した．

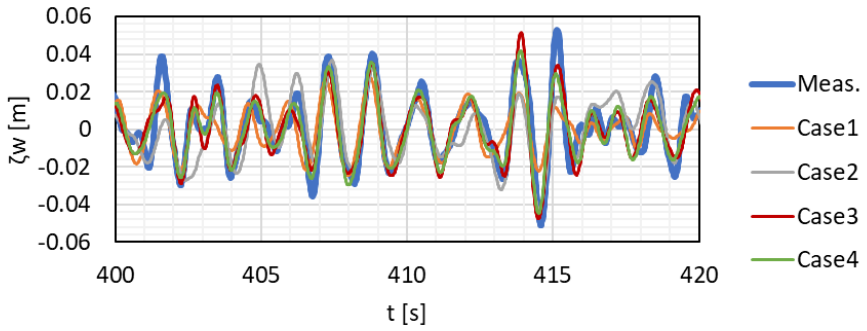
Table 7 Measurements used in the WKF method in the short-crested irregular wave case.

Case	Measurements
1	Heave, pitch, sway
2	Stress 3, 4, 5, 6
3	Heave, pitch, sway, stress 3
4	Heave, pitch, sway, stress 3, 4, 5, 6

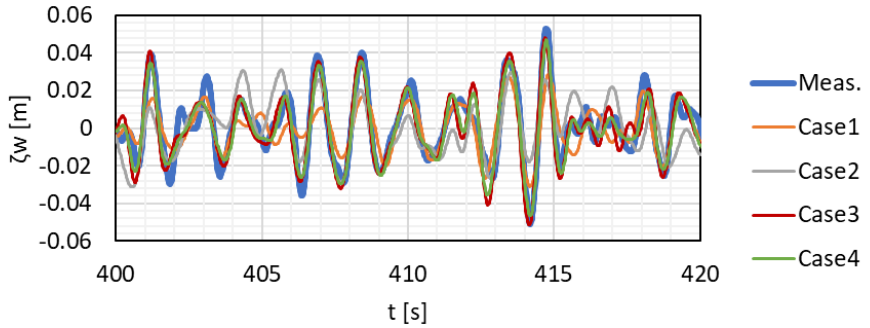
WKF 法により同定された遭遇波時刻歴と計測値を Fig. 39 に示す．Case 1 で同定した遭遇波時刻歴はどの波向きでも計測値より小さい．Case 2 で同定した遭遇波時刻歴は，特に出会い角$\chi = 240, 300$ [deg]の場合，計測値との差が確認できる．Case 3, 4 で同定した遭遇波時刻歴は，どの条件でも計測値と良好な一致を示している．



(a) $\chi = 180$[deg].



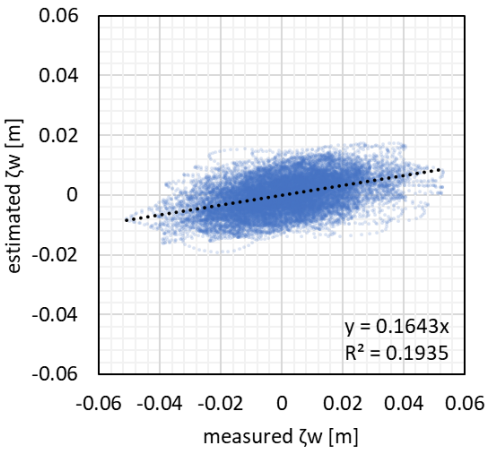
(b) $\chi = 240$[deg].



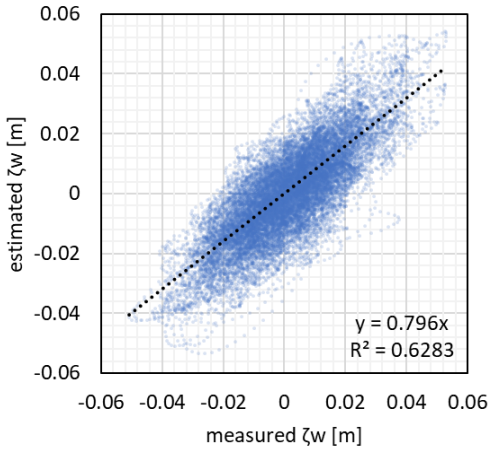
(c) $\chi = 300$[deg].

Fig. 39 Encounter wave time histories identified by the WKF method in the short-crested irregular wave case.

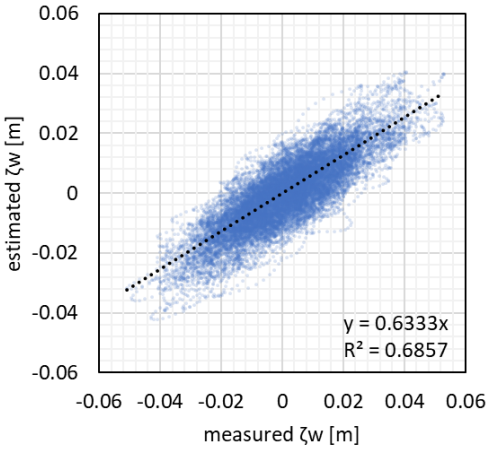
WKF 法により同定した結果が安定している 400 s 間の同定値と計測値の相関を Fig. 40 に示す．(5.1)式, (5.2)式より得られた相関の傾きBと決定係数R^2を Fig. 41 に示す．出会い角$\chi = 180$ [deg]の場合は，Case 1 のB, R^2は小さく，Case 2 ~ Case 4 は 0.6 より大きく比較的良い同定精度を示している．出会い角$\chi = 240, 300$ [deg]の場合，Case 3, 4 の結果は Case 1, 2 に比べて良い同定精度となっている．



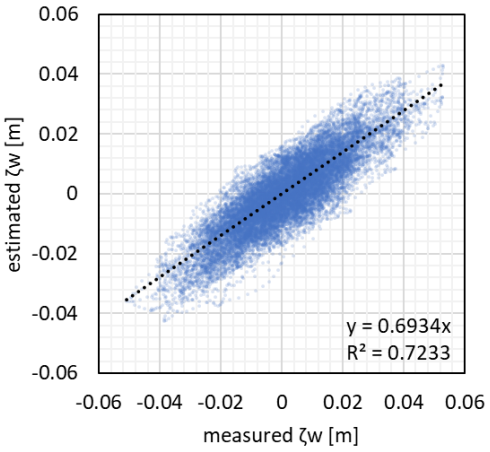
(a) $\chi = 180$[deg], Case1.



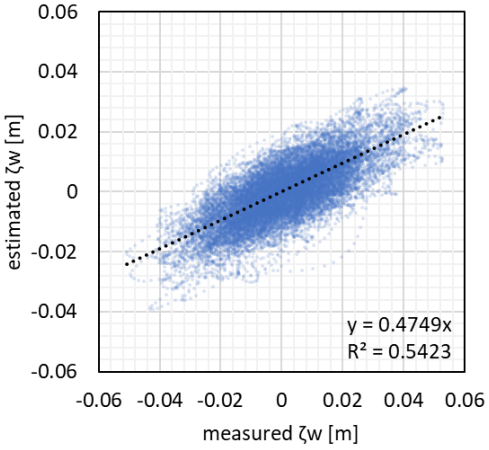
(b) $\chi = 180$[deg], Case2.



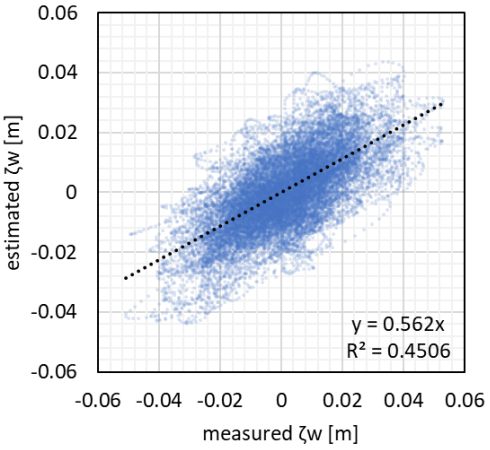
(c) $\chi = 180$[deg], Case3.



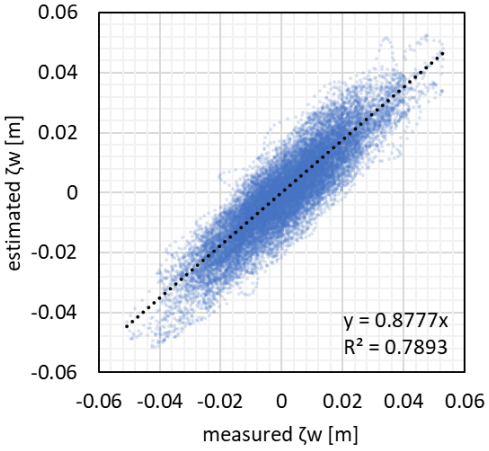
(d) $\chi = 180$[deg], Case4.



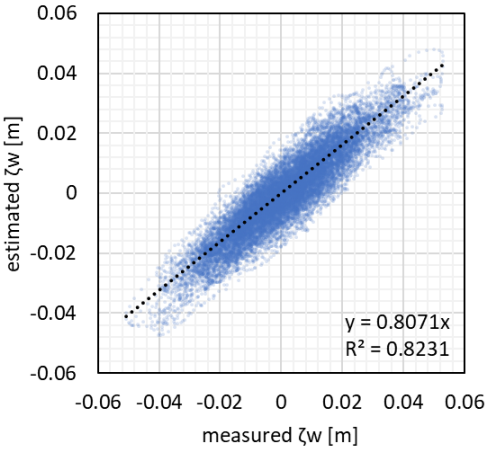
(e) $\chi = 240$[deg], Case1.



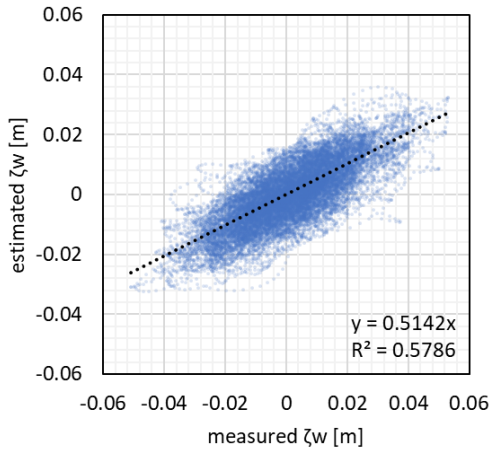
(f) $\chi = 240$[deg], Case2.



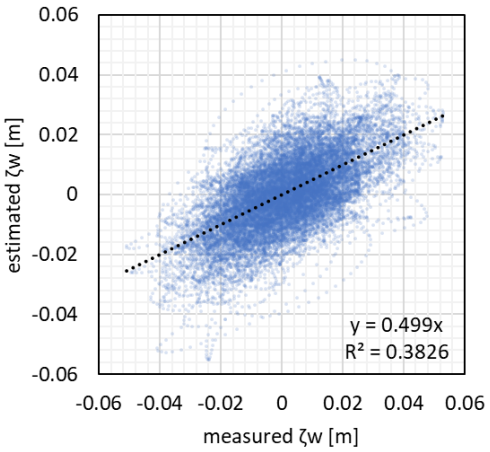
(g) $\chi = 240$[deg], Case3.



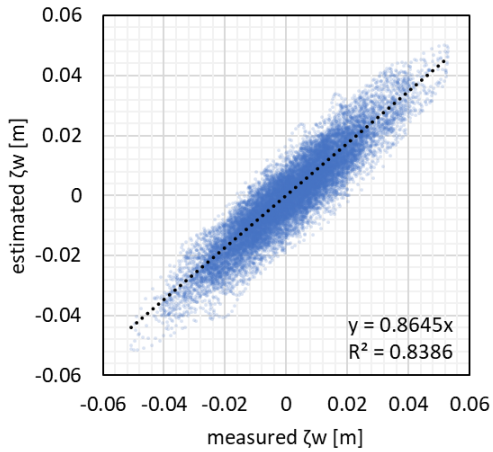
(h) $\chi = 240$[deg], Case4.



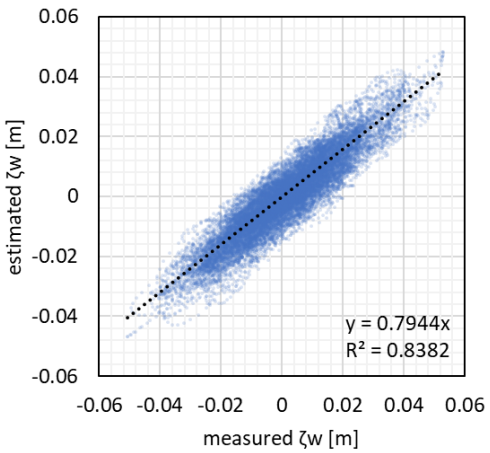
(i) $\chi = 300$[deg], Case1.



(j) $\chi = 300$[deg], Case2.

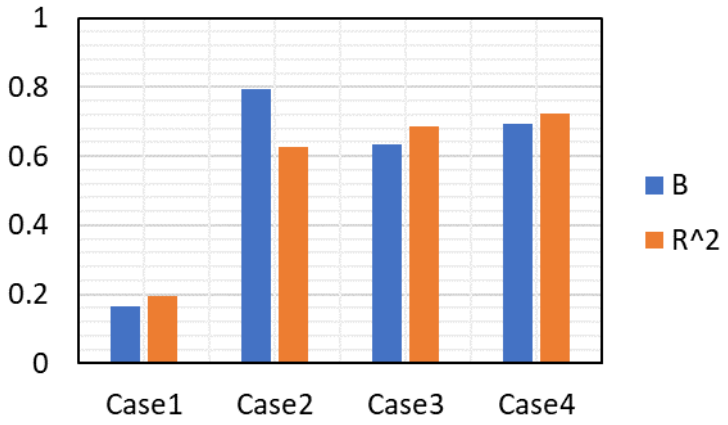


(k) $\chi = 300$[deg], Case3.

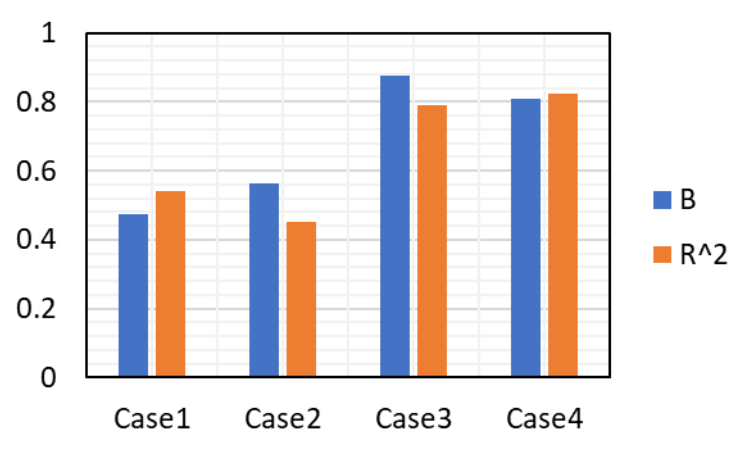


(l) $\chi = 300$[deg], Case4.

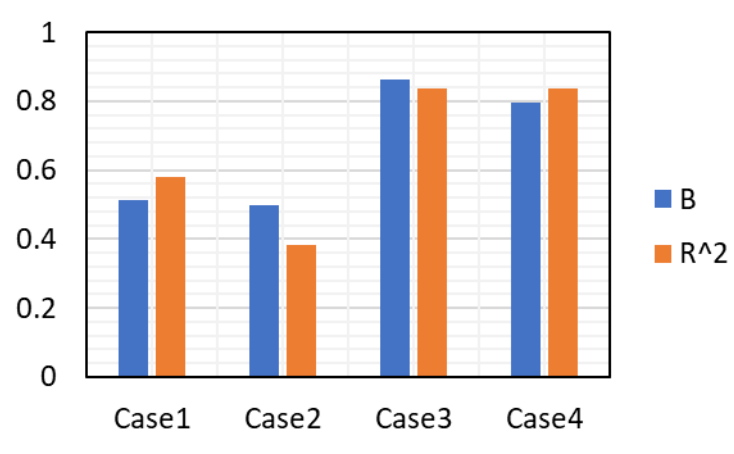
Fig. 40 Correlations between encounter wave time histories measured and identified by the WKF method in the short-crested irregular wave case.



(a) $\chi = 180$[deg].



(b) $\chi = 240$[deg].



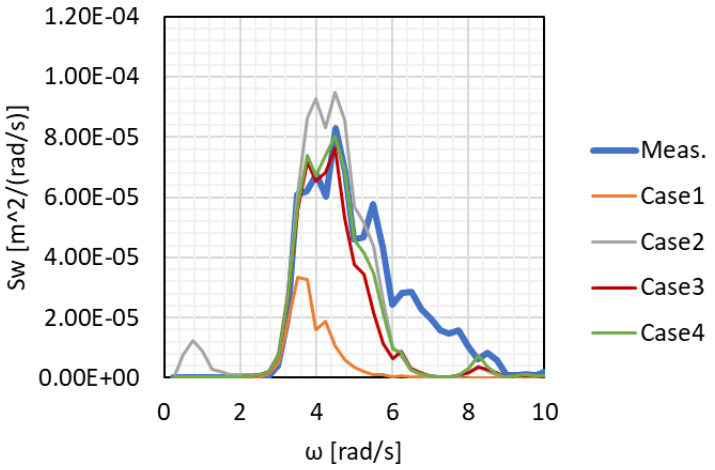
(c) $\chi = 300$[deg].

Fig. 41 Slopes and coefficients of determination of correlations between measured and identified encounter wave time histories in the short-crested irregular wave case.

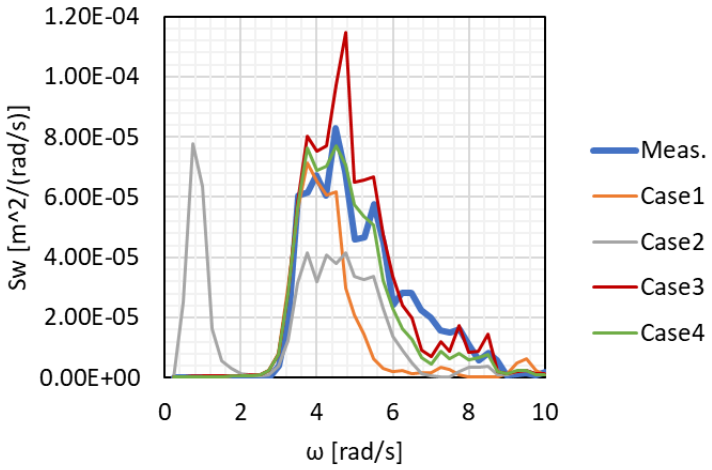
次に，計測値と同定した遭遇波時刻歴の波周波数スペクトルを Fig. 42 に示す．計測値の波周波数スペクトルは，波時刻歴にフーリエ変換を適用することで求め，さらに，各周波数区間$(\omega_j - 0.5\Delta\omega,\ \omega_j + 0.5\Delta\omega)$ [rad/s]の平均値を求めた．同定した遭遇波時刻歴の波スペクトルは，同定された成分波の係数a_{pj}，b_{pj}を用いて(2.23)式を用いて計算し，さらに，角周波数で 400 s の平均値を求めた．

出会い角$\chi = 180$ [deg]の場合，Case 1 で同定した遭遇波時刻歴の波周波数スペクトルは広い周波数範囲で過小評価となっており，Case 2 ~ Case 4 で同定された波周波数スペクトルは計測値と良い一致を示している．出会い角$\chi = 240, 300$ [deg]の場合，Case 1 で同定された波周波数スペクトルは 5 rad/s 以降で過小評価されており，Case 2 の波周波数スペクトルは低周波数領域で過大評価されている．Case 3, 4 では同定された波周波数スペクトルは計測値と良い一致を示している．Case 2 の低周波数領域での過大評価は，Case 2 で用いた応

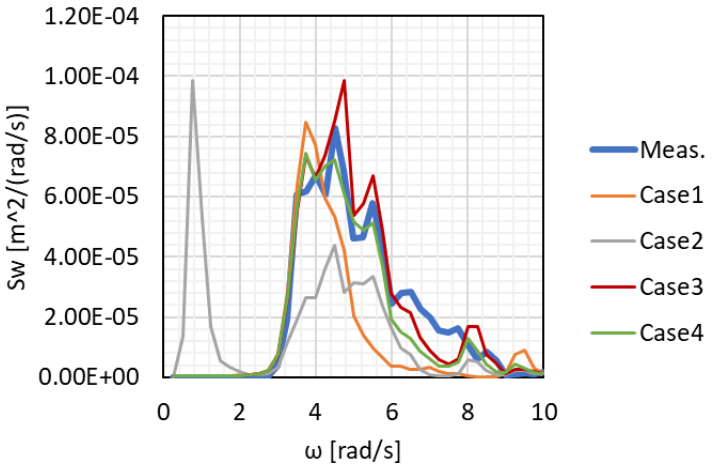
力の応答関数の振幅が低周波数領域で小さいことが原因と考えられ，5 章で見られた現象と同様だと考えられる．



(a) $\chi = 180$[deg].



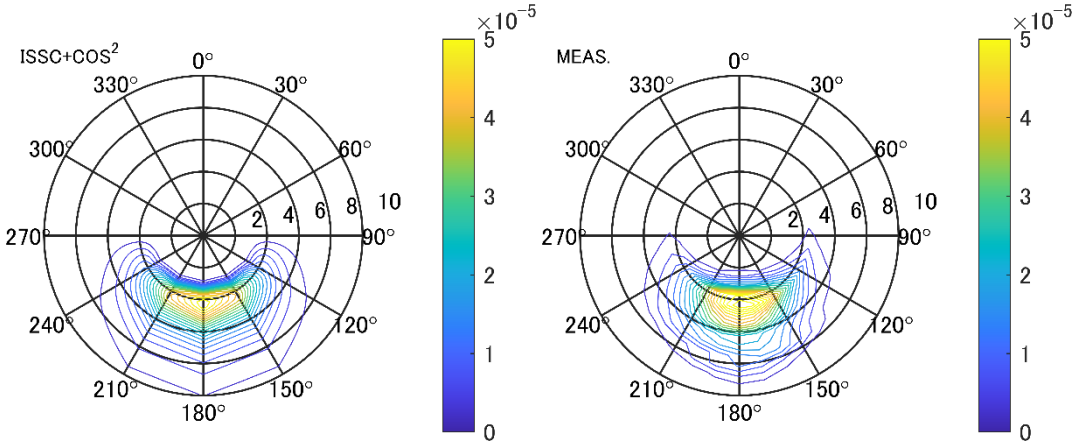
(b) $\chi = 240$[deg].



(c) $\chi = 300$[deg].

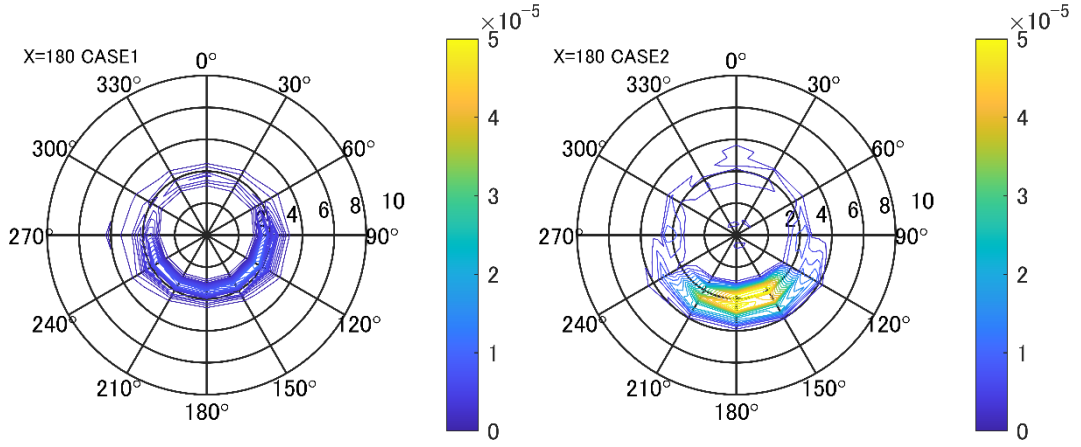
Fig. 42 Wave frequency spectra identified by the WKF method in the short-crested irregular wave case.

波向きの同定精度について，方向波スペクトルを基に検証する．計測値の方向波スペクトルは，模型船が無い状態の波検定時に 6 本の波高計で計測された波時刻歴 [77]を用いて，ノンパラメトリックな方法であるベイズ法 [34)-36)]により推定した．計測値の方向波スペクトルを推定するために，MATLAB® DIWASP v1.4 toolbox[78]を使用した．Fig. 43 に示すように，計測値の方向波スペクトルは，ISSC 波スペクトルと cos 二乗分布を用いて計算された理論値に近い値となっていることが確認できる．WKF 法で推定された成分波の係数を用いて，(2.25)式より方向波スペクトルを計算し，各波周波数，各波向きでそれぞれ 400 s 間の平均値を求めた．同定された方向波スペクトルを Fig. 44 に示す．出会い角$\chi = 180$ [deg]の場合，Case 1 で同定された方向波スペクトルは，他のケースより広い範囲で波向きが推定されている．出会い角$\chi = 240, 300$ [deg]の場合，Case 2 では低周波数領域での過大評価が見られる．Case 3, 4 で同定された方向波スペクトルは平均波向き周りで比較的精度良く同定されていることが分かる．

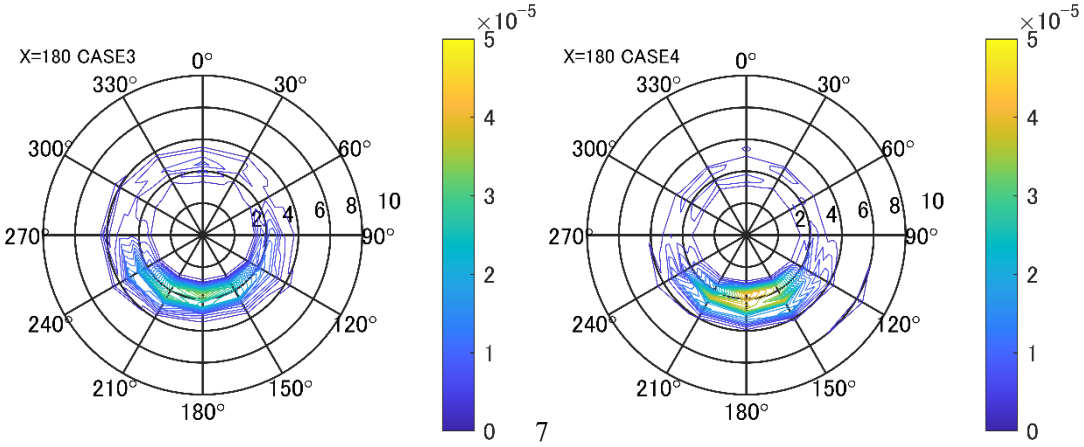


(a) theory. (b) measurement

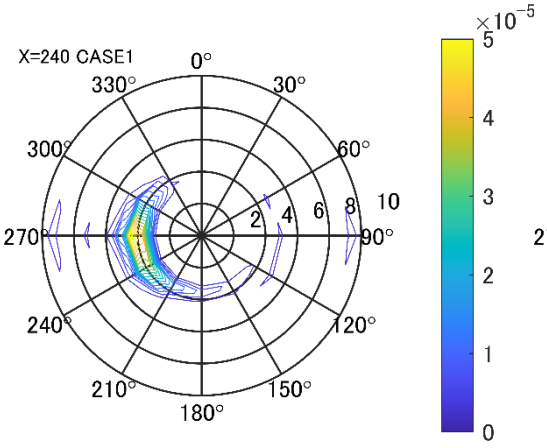
Fig. 43 Theoretical and measured directional wave spectra (unit: [m^2/(rad/s*rad)]).



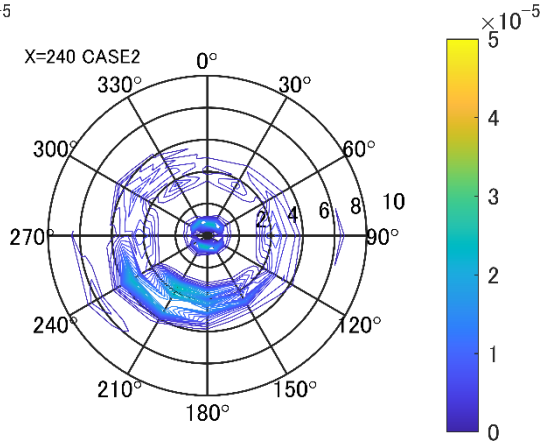
(a) $\chi = 180$[deg], Case 1. (b) $\chi = 180$[deg], Case 2.



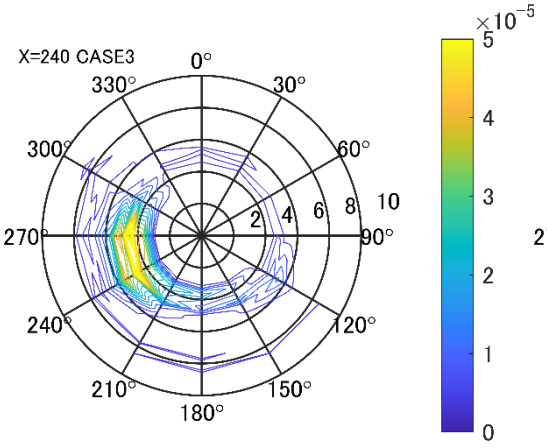
(c) $\chi = 180$[deg], Case 3. (d) $\chi = 180$[deg], Case 4.



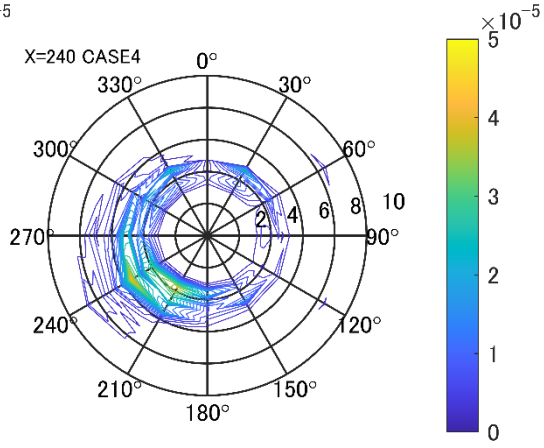
(e) $\chi = 240$[deg], Case 1.



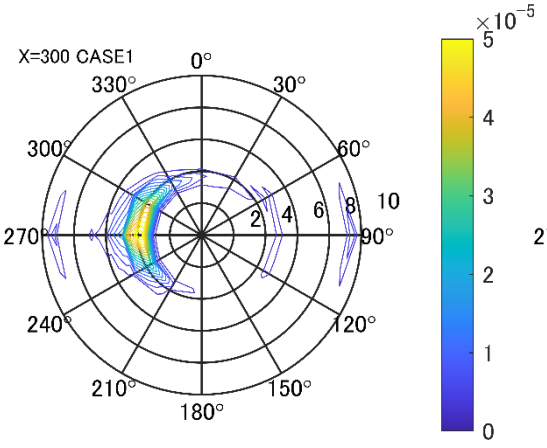
(f) $\chi = 240$[deg], Case 2.



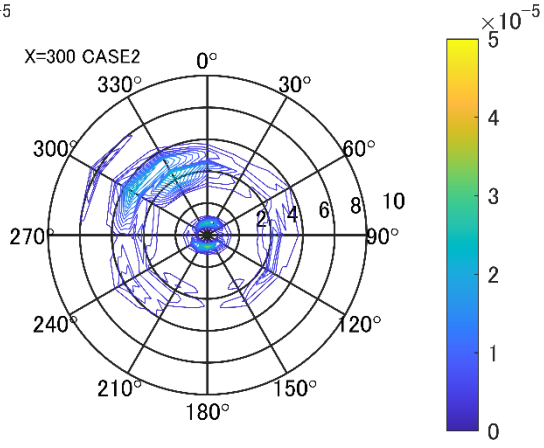
(g) $\chi = 240$[deg], Case 3.



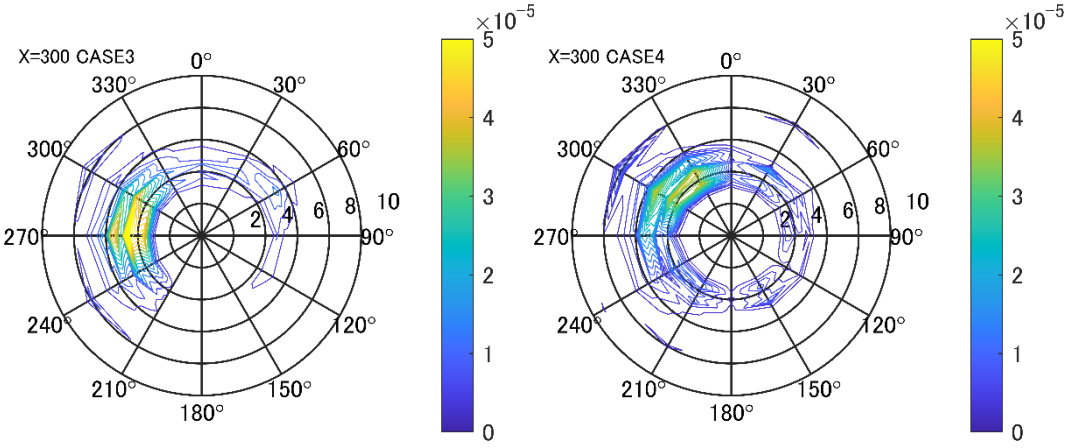
(h) $\chi = 240$[deg], Case 4.



(i) $\chi = 300$[deg], Case 1.



(j) $\chi = 300$[deg], Case 2.



(k) $\chi = 300$[deg], Case 3.　　(l) $\chi = 300$[deg], Case 4.

Fig. 44 Directional wave spectra identified by the WKF method (unit: [m^2/(rad/s*rad)]).

同定された方向波スペクトルを基に，(6.2)式を用いて得られた各ケースの平均波向きχ_mをFig. 45 に示す．

$$\chi_m = \tan^{-1}\left\{\frac{\sum_{p=1}^{N_p}\sum_{j=1}^{N_\omega}(S_{pj}\sin\chi_p)}{\sum_{p=1}^{N_p}\sum_{j=1}^{N_\omega}(S_{pj}\cos\chi_p)}\right\} \tag{6.2}$$

Fig. 45 より，Case 3, 4 で同定された平均波向きは計測値と良い一致を示している．出会い角$\chi = 240, 300$ [deg]の場合は，Case 1 で同定された平均波向きは横波方向（$\chi = 270$[deg]）に近く，Case 2 で同定された波向きの精度は低周波数領域での過大評価の影響により他のケースに比べて低くなっている．

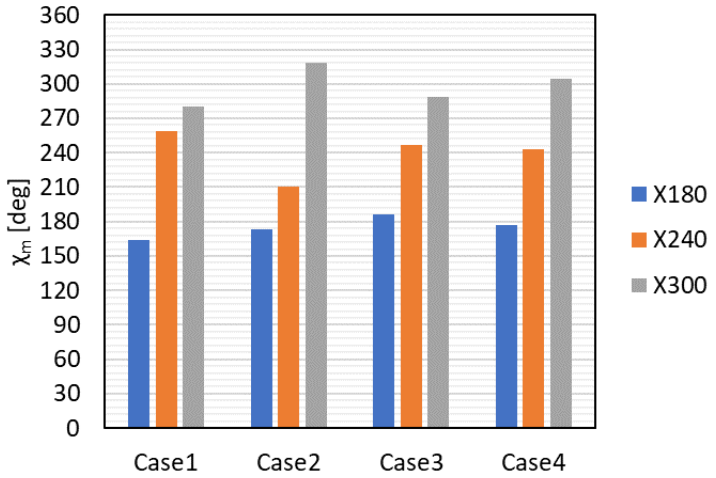
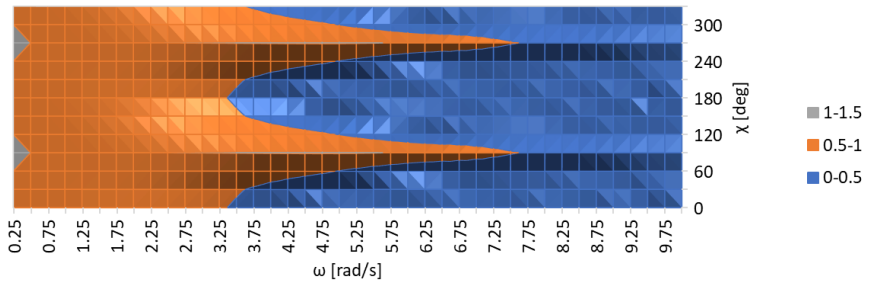


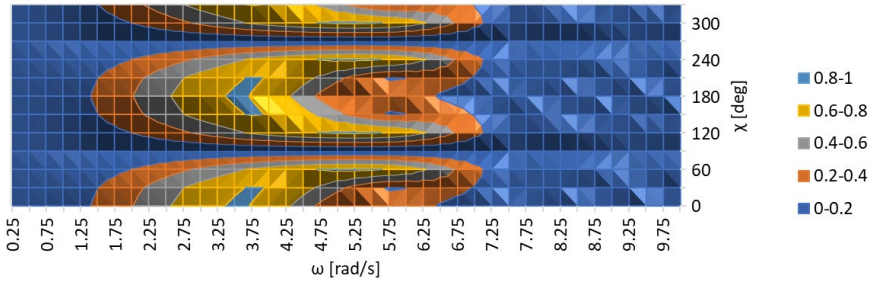
Fig. 45 Mean wave direction angles of the short-crested irregular wave identified by the WKF method.

ここで，方向波スペクトルの同定精度について，Fig. 46 に示した応答関数の振幅の分布を基に考察する．出会い角$\chi = 180$ [deg]で Case 1（heave, pitch, sway）の応答に注目すると，heave は 3.0 rad/s 辺り以降で小さくなり，sway については全周波数に渡ってゼロである．さらに，pitch は 4.0 rad/s 手前以降で小さくなる．そのため，$\chi = 180$ [deg]については heave, pitch だけが機能し，前後の判断は付くが，3 rad/s 以降については pitch だけになるため，方向の判断が付かなくなり，最終的に pitch の応答も小さくなることで，Fig. 44 の方向波スペクトル，Fig. 42 の波周波数スペクトル，Fig. 39 の出会い波時刻歴のように過小評価となる．$\chi = 180$ [deg]の両隣である$\chi = 150, 210$ [deg]などでは sway の応答が生じるが，この出会い角では sway は波周波数が高くなるとすぐに小さくなる．このように，船体運動を用いた Case 1 では，波周波数が高くなるとすぐに応答関数の振幅が小さくなるため，それ以降は波向きの判断が付かず，結果的に波時刻歴の同定精度が過小評価となってしまう．一方，船体運動に比べ，船体応力は高周波数領域でも応答が生じ，それにより，波向きの判断が付き，応力の応答が小さくなるまでは，波時刻歴を同定可能である．

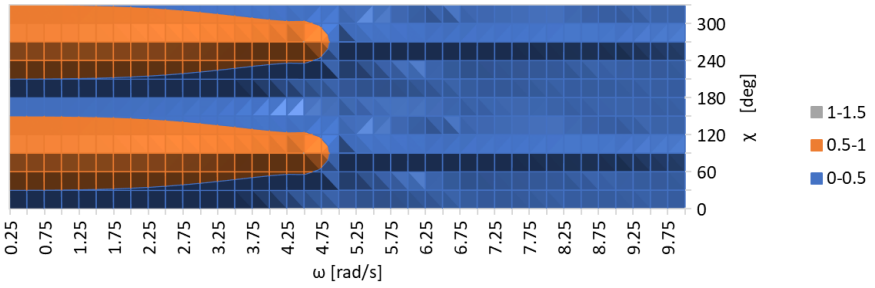
ここでは，全てのケースに対して考察を与えることはしないが，短波頂不規則波の場合の WKF 法による遭遇波時刻歴の同定においては，波向きの判断が付くように，広い周波数範囲で応答が生じるような船体応答を複数用いることが効果的であると考えられる．一方，船体応力だけを用いる場合には，5 章の長波頂不規則波の場合にも生じた応答関数の振幅が小さい低周波数領域での過大評価が発生する．よって，本研究の検討では，Case 3, 4 のように船体運動と船体応力を組み合わせて WKF 法を実施することで，広い波周波数で波向きの判断も付き，かつ，応答関数の振幅が小さい波周波数領域における過大評価も抑えて，良好な精度で遭遇波時刻歴の推定が可能となることが分かった．



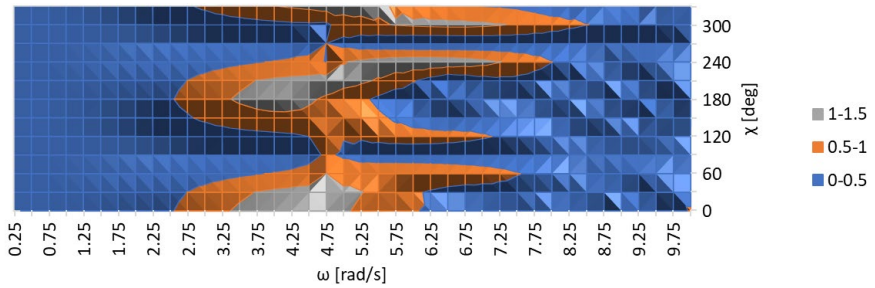
(a) heave [m/m].



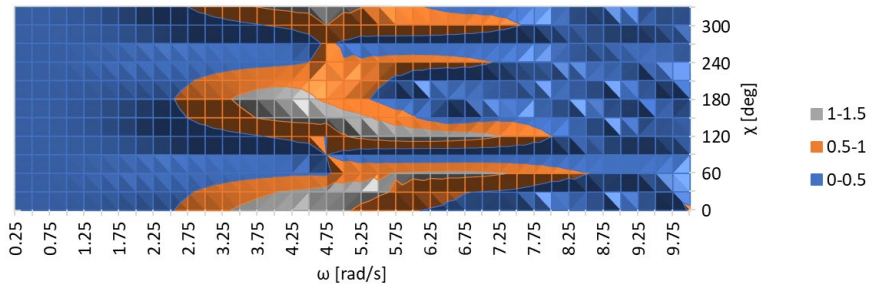
(b) pitch [rad/m].



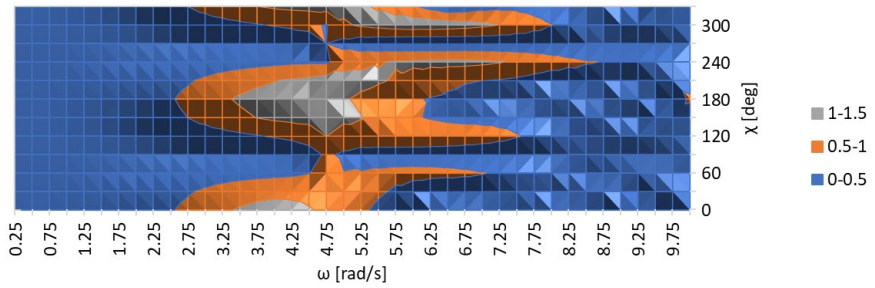
(c) sway [m/m].



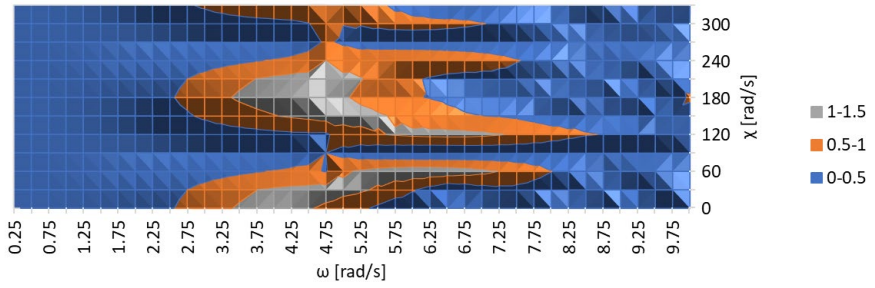
(d) stress 3 [MPa/m].



(e) stress 4 [MPa/m].



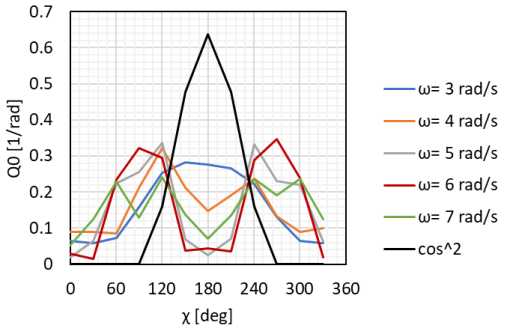
(f) stress 5 [MPa/m].



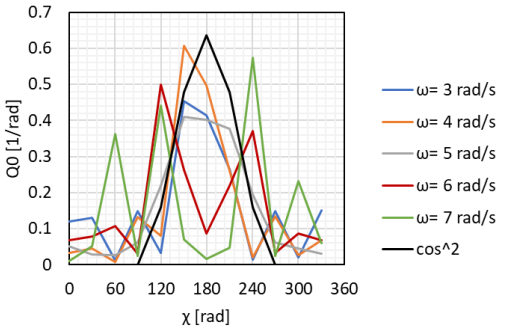
(g) stress 6 [MPa/m].

Fig. 46 Distribution of the amplitudes of the transfer functions.

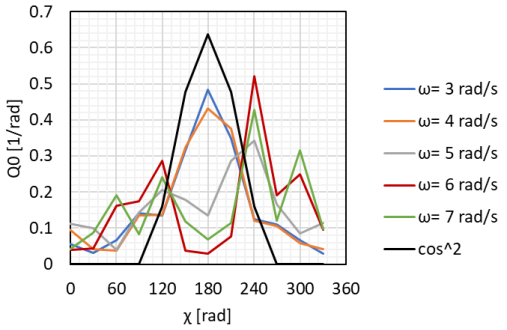
最後に，波向きと遭遇波時刻歴の同定精度の関係について確認する．各波周波数で(2.26)式を用いて得られた方向分布関数と，cos 二乗分布を Fig. 47 に示す．出会い角$\chi = 180$ [deg]の場合，例えば，Case 1, Case 4 で同定された方向分布関数は，それぞれ$\omega = 4.0, 6.0$ [rad/s]を超えると，cos 二乗分布から変化している．出会い角$\chi = 240$ [deg]の場合，Case 1, 4 で同定された方向分布関数は，$\chi = 180$ [deg]の結果に比べて，良い精度で同定されている．方向分布関数の精度が良くない波周波数領域は，Fig. 42 の波周波数スペクトルが過小評価されている周波数領域に一致している．従って，遭遇波時刻歴の同定精度は，波向きの同定精度と相関があることが方向分布関数の同定精度からも確認された．



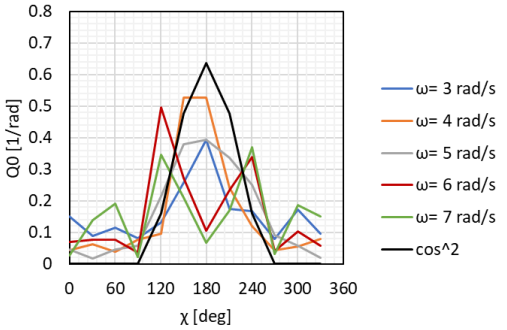
(a) $\chi = 180$[deg], Case1.



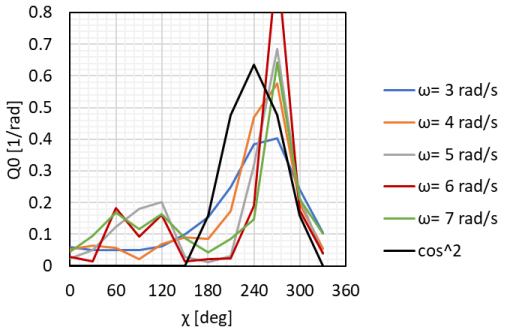
(b) $\chi = 180$[deg], Case2.



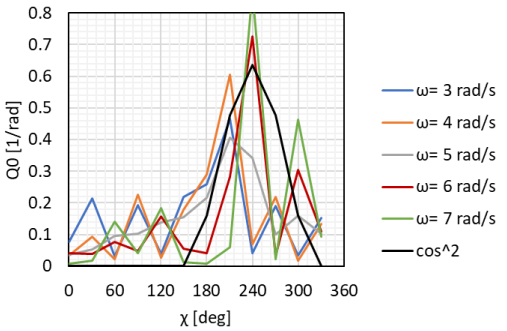
(c) $\chi = 180$[deg], Case3.



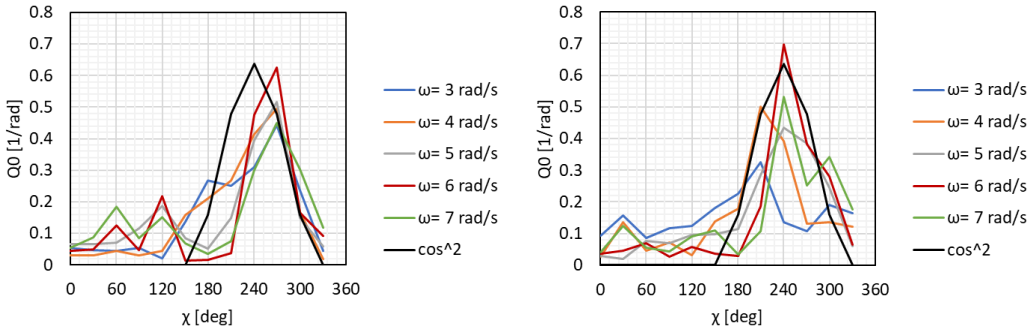
(d) $\chi = 180$[deg], Case4.



(e) $\chi = 240$[deg], Case1.



(f) $\chi = 240$[deg], Case2.



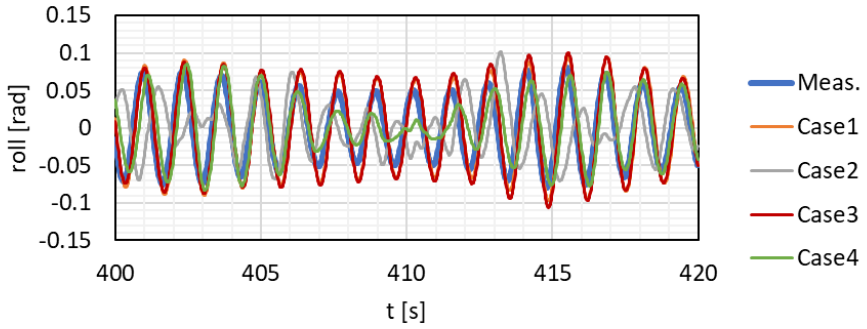
(g) $\chi = 240$[deg], Case 3.　　(h) $\chi = 240$[deg], Case 4.

Fig. 47 Directional distribution functions at the respective wave frequency identified by WKF method.

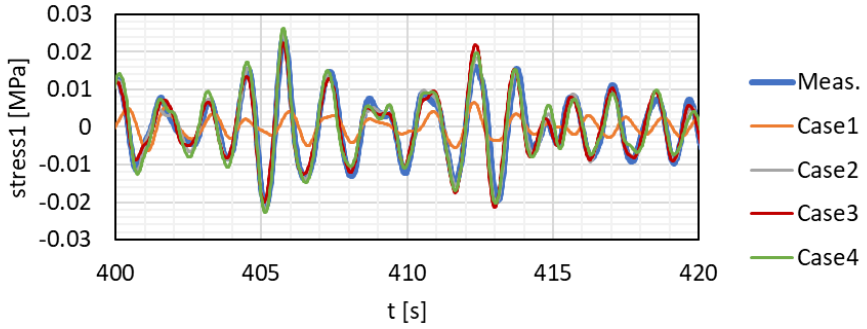
6.5. WKF 法による非計測船体応答の時刻歴の推定

各ケースで WKF 法に用いる船体応答は Table 7 に示す通りである.

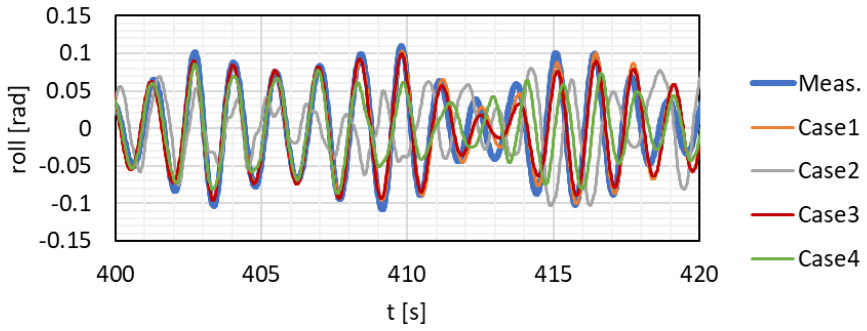
(2.16)式により，WKF 法で同定された成分波の係数と応答関数を掛け合わせることで，非計測の船体応答時刻歴を推定できる．WKF 法で推定された roll と stress 1 の時刻歴を Fig. 48 に示す．(5.1)式, (5.2)式より得られる船体応答（roll, stress 1, 2, 7, 8）の推定値と計測値の相関の指標B, R^2を Fig. 49 に示す.



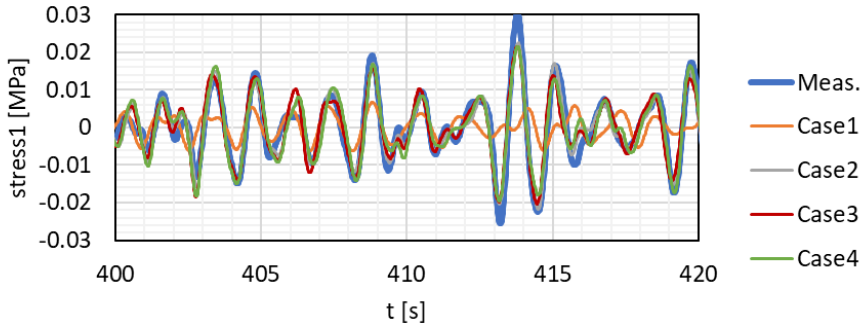
(a) $\chi = 180$[deg], roll.



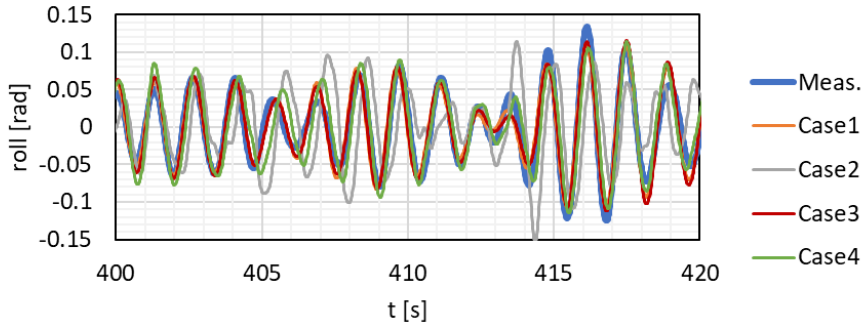
(b) $\chi = 180$[deg], stress 1.



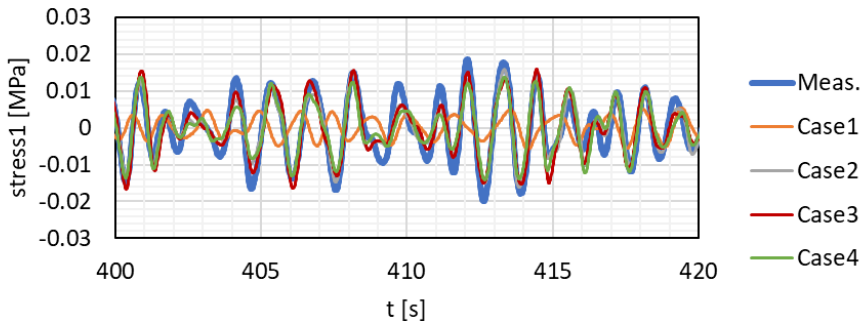
(c) $\chi = 240[\text{deg}]$, roll.



d) $\chi = 240[\text{deg}]$, stress 1.

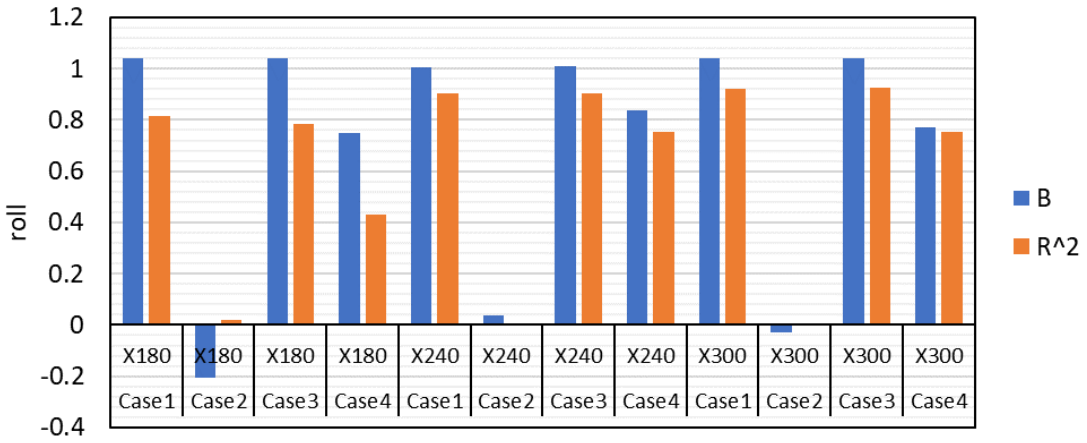


(e) $\chi = 300[\text{deg}]$, roll.

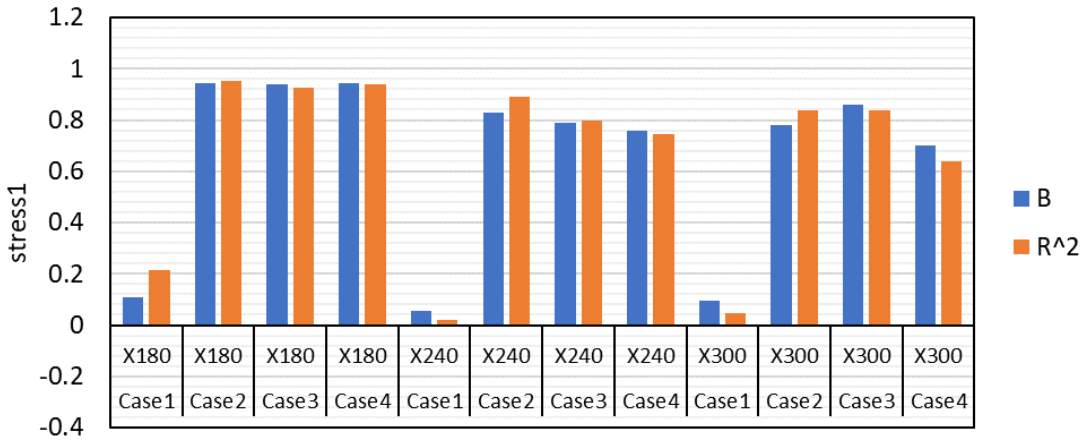


(f) $\chi = 300[\text{deg}]$, stress 1.

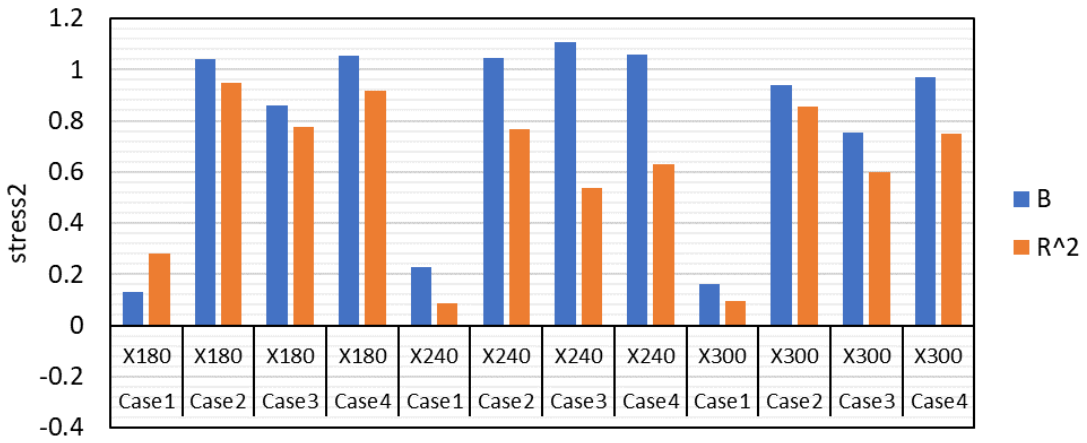
Fig. 48 Ship response time histories estimated by the WKF method in the short-crested irregular wave case.



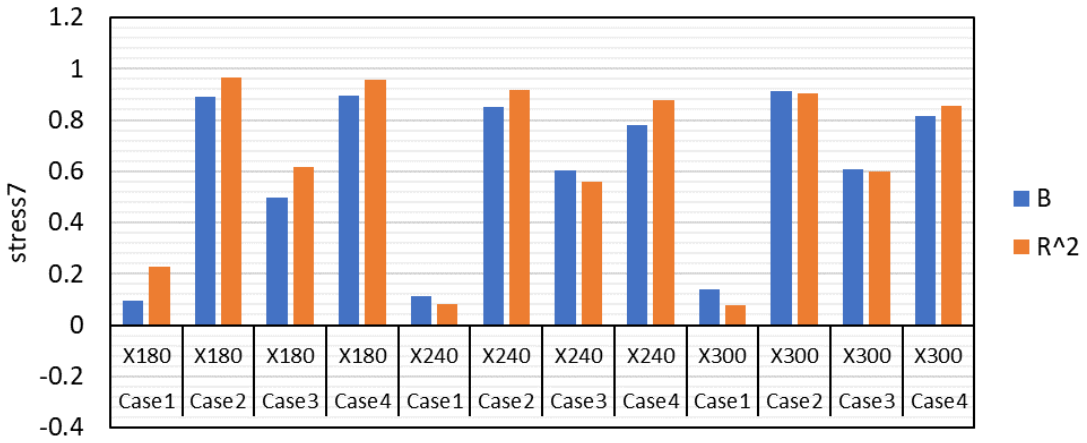
(a) roll.



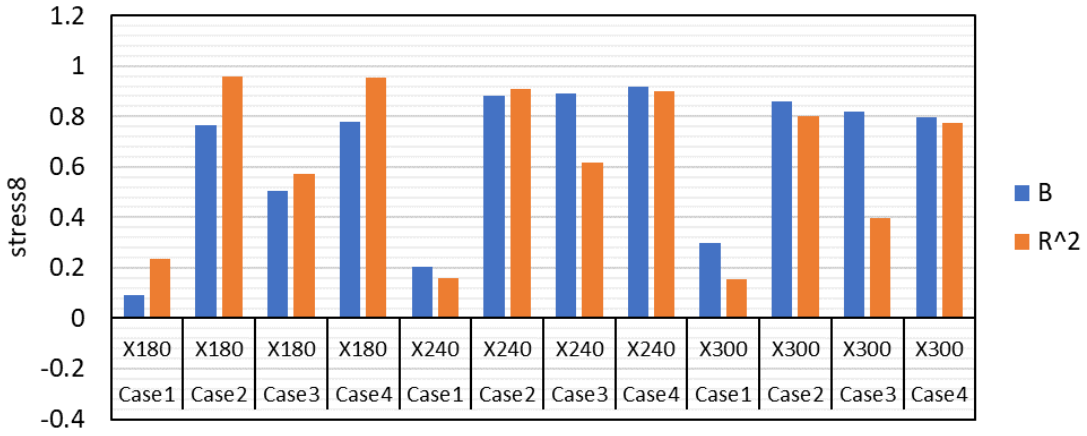
(b) stress 1.



(c) stress 2.



(d) stress 7.



(e) stress 8.

Fig. 49 Slopes and coefficients of determination of correlations between ship response time histories measured and estimated by the WKF method in the short-crested irregular wave case.

sway は roll と強い相関があるので，sway を用いた Case 1, 3, 4 の結果は Case 2 より良い推定精度となっている．一方で，stress を用いた Case 2 ~ 4 で推定された応力は，Case 1 に比べて良い精度となっており，これは stress 同士の相関が強いためである．Fig. 9 に示すように，Case 3 で用いた stress 3 の位置は stress 1 の位置に近いため，両者の相関が強く，そのため，Case 3 で推定された stress 1 は Case 4 より良い推定精度となっている．一方で，stress 2, 7, 8 については，Case 4 が Case 3 より良い精度となっている．よって，非計測船体応答と相関が良く合う船体応答を用いて遭遇波時刻歴を同定することで，非計測船体応答を良い精度で推定できることが確認できた．

以上の結果から，HMS などで船体全体の応力を推定する場合は，Case 4 のように，全体的に広い範囲に配置された数点の応力の計測データを用いて WKF 法を実施することが有効だと考えられる．

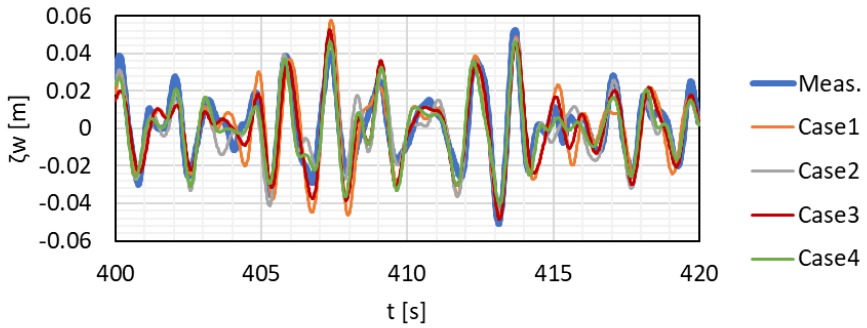
6.6. 波向きを特定することによる遭遇波時刻歴の同定精度の改善

各ケースで WKF 法に用いる船体応答は Table 7 の通りである．

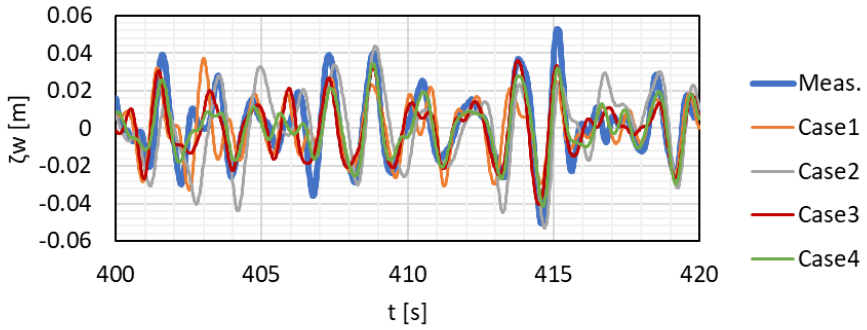
出会い角$\chi = 180$ [deg]で Case 1（heave, pitch, sway）の場合，Fig. 45 に示すように方向波スペクトルの同定精度は低く，Fig. 39 に示すように遭遇波時刻歴の同定精度も過小評価となった．これは 6.4 節で考察したように，波向きの判断を付かないため同定精度が低下したことが考えられる．そこで，短波頂不規則波の主波向きは既知として，その主波向きと同じ波向きを持つ長波頂不規則波のモデルを WKF 法に用いることで，遭遇波時刻歴の同定精度を改善可能か検証する．

短波頂不規則波の主波向きと同じ波向きを持つ長波頂不規則波のモデルを用いて WKF 法で同定された遭遇波時刻歴を Fig. 50 に示す．出会い角$\chi = 180$ [deg]の場合，Fig. 39 に比べ，全てのケースで推定精度が改善されていることが分かる．出会い角$\chi = 240$ [deg]の場合は，明確な同定精度の改善は確認できない．これについては Fig. 37 の応答関数の振幅の主波向き周りの類似度で説明できる．例えば，heave, pitch について見てみると，$\chi = 210$ [deg]の応答関数は$\chi = 180$ [deg]の応答関数に比較的近い値をしている．一方で，$\chi = 270$ [deg]の応答関数は$\chi = 240$ [deg]の応答関数とかなり異なる形状をしている．これは，同定する主波向きの応答と，主波向き近傍の波向きの応答が類似している場合は，短波頂不規則波を長波頂不規則波に置き換えることで，遭遇波時刻歴を良い精度で同定可能なことを示している．

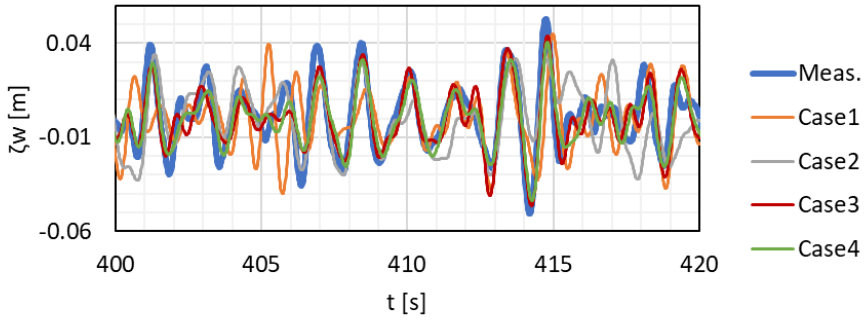
この方法を適用する場合は，短波頂不規則波の主波向きを把握しておく必要があるが，それには，6.4 章で説明した短波頂不規則波の場合の WKF 法で主波向きを特定し，その主波向きを利用できると考えられる．



(a) $\chi = 180$[deg].

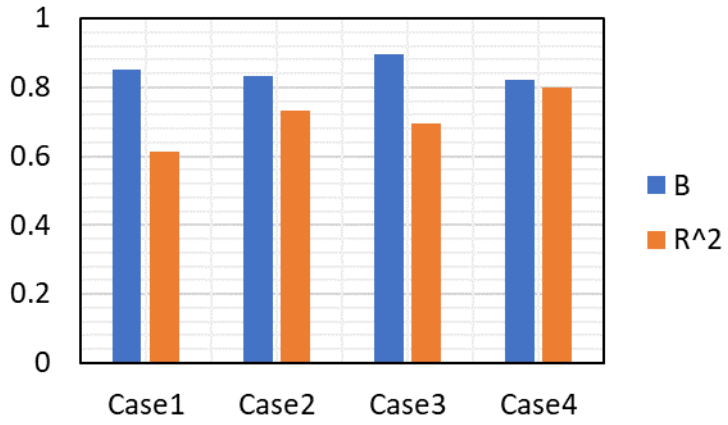


(b) $\chi = 240[\mathrm{deg}]$.

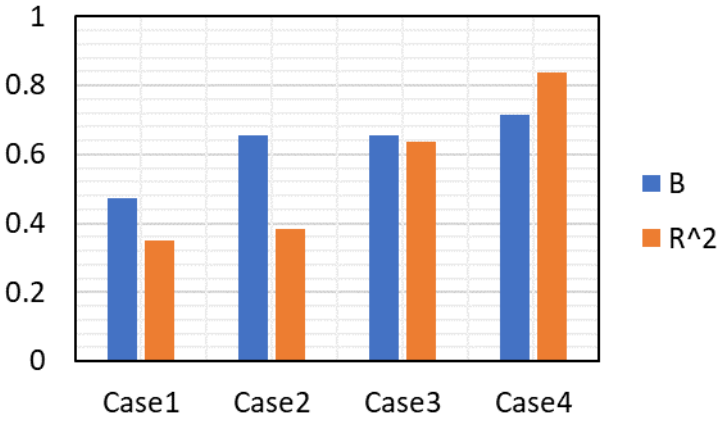


(c) $\chi = 300[\mathrm{deg}]$.

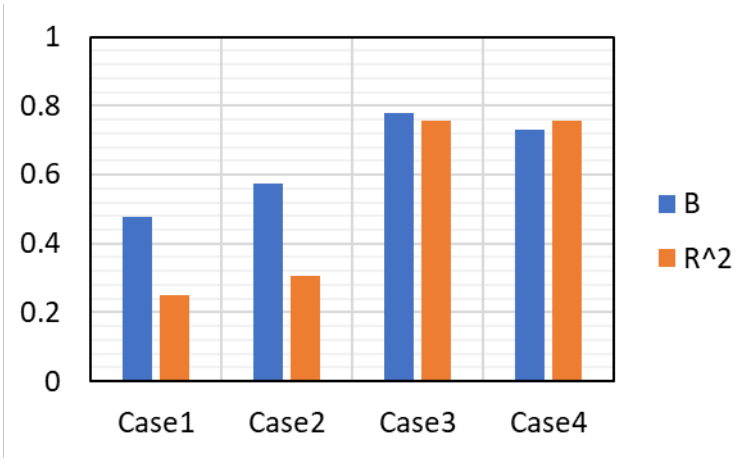
Fig. 50 Encounter wave time histories identified by the WKF method using the long-crested irregular wave model with a specified wave direction in the short-crested irregular wave case.



(a) $\chi = 180[\mathrm{deg}]$.



(b) $\chi = 240[\mathrm{deg}]$.



(c) $\chi = 300[\mathrm{deg}]$.

Fig. 51 Slopes and coefficients of determination of correlations between encounter wave time histories measured and identified by the WKF method using the long-crested irregular wave model with a specified wave direction in the short-crested irregular wave case.

6.7. 結言

6 章では，短波頂不規則波中の水槽試験結果を用いて，WKF 法により船体応答の計測データを基に同定された遭遇波時刻歴の精度，および方向波スペクトルや主波向きの同定精度を検証した．さらに，同定された成分波の係数に応答関数を掛け合わせることで推定される非計測の船体応答時刻歴の精度を検証した．以下に 6 章で得られた知見を整理する．

- 短波頂不規則波の場合にも WKF 法により船体応答計測データを基に遭遇波時刻歴を推定可能である．
- 船体運動（heave, pitch, sway）を用いた場合，波周波数が高い領域では応答が小さく波

向きの判定が付かなくなり，遭遇波時刻歴が過小評価となる．船体応力だけを用いた場合は，5 章の長波頂不規則波中の検証時にも見られた，応答関数の振幅が小さい低周波数領域で過大評価が発生する．

- 船体運動と船体応力を組み合わせて WKF 法を実施することで，上記に述べた，波向きの判定の問題と，応答関数が小さい領域の過大推定を防ぎ，良好な精度で遭遇波時刻歴の推定が可能である．
- 非計測の船体応答の推定を実施し，非計測の応答と相関がある応答を WKF 法に用いることで，非計測の船体応答の推定精度が保証される．
- 主波向きが既知の場合，WKF 法でその主波向きと同じ波向きを持つ長波頂不規則波のモデルを用いることで，遭遇波時刻歴の推定精度が改善できる．（ただし，主波向きと主波向き周りの波向きの応答が類似している場合に限る．）

本研究で用いた PC のスペックは以下の通りである．

- プロセッサ（CPU）：Intel(R) Core(TM) i9-9900K CPU @ 3.60 GHz
- 実装 RAM（メモリー）：32.0 GB
- エディション：Windows 10 Pro
- バージョン：22H2

Table 7 の Case 1 の場合の計算時間は，約 280 s であった．計測データの時間は 450 s，計測周波数は 50 Hz （サンプリング時間は 0.02 s）であるので，計測 step 数は 450s/0.02s=22,500step である．よって，計算周波数は 22,500step / 280s = 80 Hz であった．Case 4 の場合の計算時間は約 287 s であったので，計測周波数は 78 Hz であった．5 章で議論したように，周期 1s 程度の弾性振動成分を計測するためには最低限 10Hz 程度の計測周波数が必要であり，それと比較して，十分な計算周波数で WKF 法の計算が実施できることを確認した．

7. 船体の構造安全性モニタリング手法の検証

7.1. 緒言

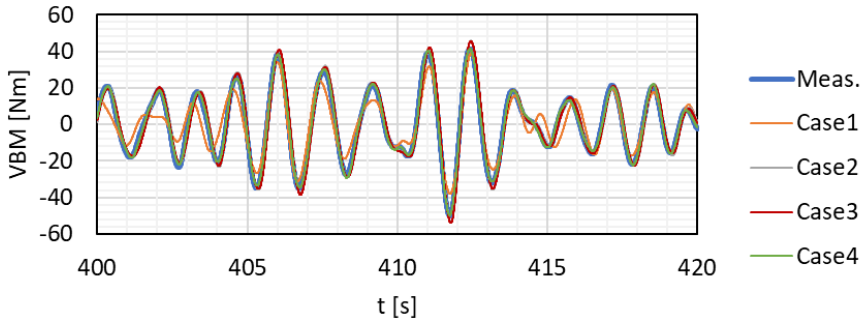
7 章では，WKF 法により同定された成分波の係数と応答関数を掛け合わせることで推定された非計測箇所の波浪荷重を用いて，本研究で開発した船体の構造安全性モニタリング手法を検証する．波浪荷重としては，船体縦曲げモーメントと水平曲げモーメントを対象とする．これら複数荷重の位相差を考慮するために，3 章で提案した combined load の状態量を求め，その状態量の極値にワイブル分布のフィッティングを行うことで確率密度関数を求め，その確率密度関数から破損確率を求める．同様に船体縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの計測値からも破損確率を求め，両者の比較を行うことで，提案した構造安全性モニタリング手法の妥当性を検証する．7.2 節~7.4 節までは長波頂不規則波の水槽試験結果を用いて検証し，7.5 節では短波頂不規則波への適用性について検証する．

7.2. 波浪荷重の推定

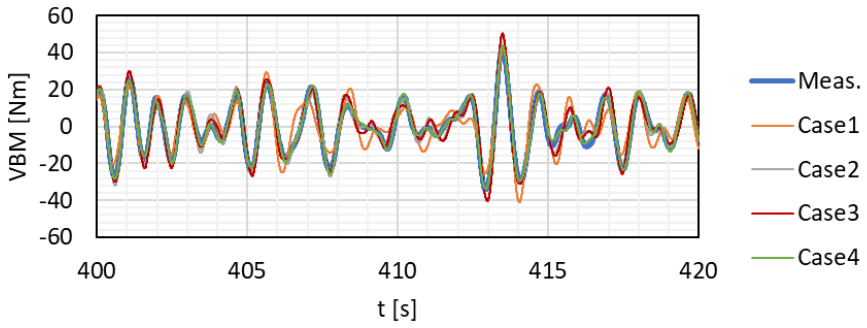
Table 8 に示す長波頂不規則波中の水槽試験で計測された 4 ケースの船体応答を用いて，WKF 法により同定された成分波の係数と応答関数を掛け合わせることで，非計測箇所の船体縦曲げモーメントと水平曲げモーメント(VBM S6, HBM S6，Fig. 9(b)参照)を推定した．推定された縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの時刻歴を Fig. 52 に示す．

Table 8 Measurement signals used in WKF method in the case of long-crested irregular wave.

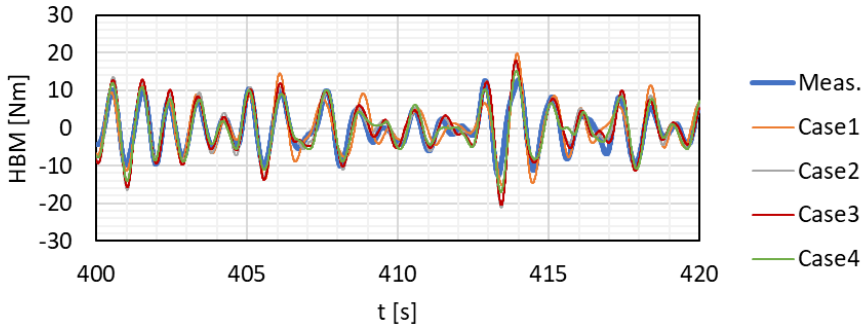
Case	Measurement signals
1	Heave
2	Stress
3	Heave, stress
4	VBM S5



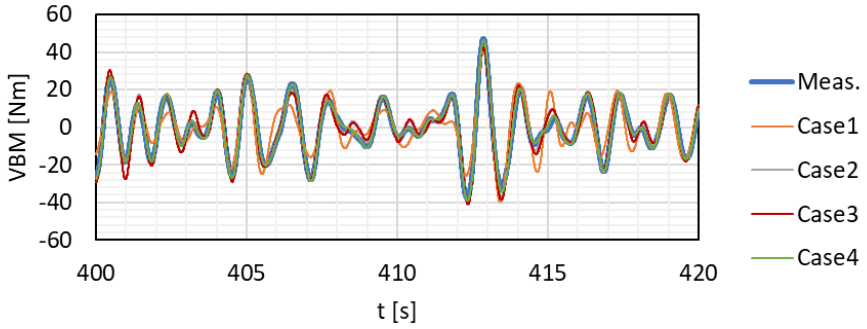
(a) $\chi = 180$[deg], VBM S6.



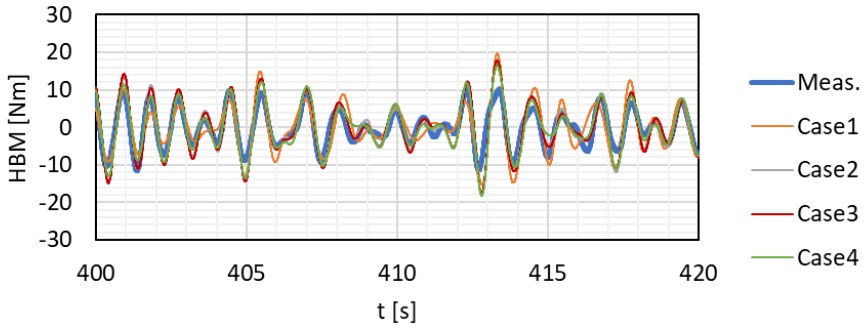
(b) $\chi = 240$[deg], VBM S6.



(c) $\chi = 240$[deg], HBM S6.



(d) $\chi = 300$[deg], VBM S6.



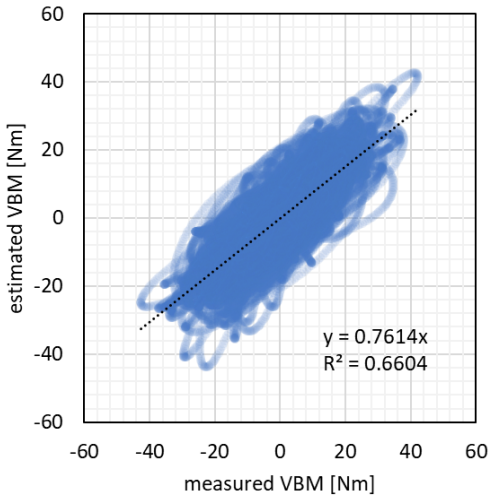
(e) $\chi = 300$[deg], HBM S6.

Fig. 52 Vertical and horizontal bending moments estimated by WKF method in the long-crested irregular wave case.

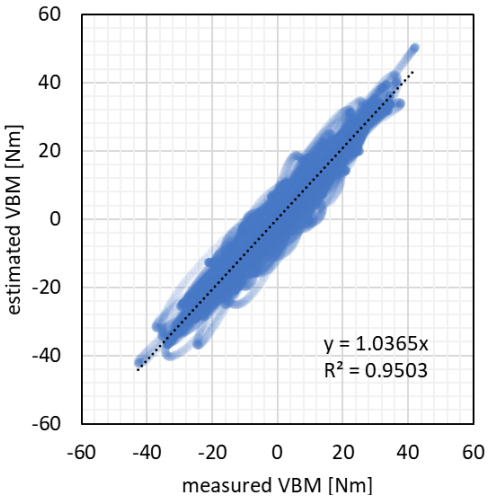
Fig. 52 の Meas.は，4.5.4 節の方法を用いて，水圧から得られた縦曲げモーメントと水平

曲げモーメント (VBM S6, HBM S6) の計測値である．Fig. 52 より，どのケースも計測値と一致する結果が得られている．Case 1 は他のケースより計測値との差が確認できるが，これは低周波数領域で支配的な応答である heave を用いて，高周波数領域で支配的な応答である縦曲げモーメントと水平曲げモーメントを推定していることが要因と考えられる．

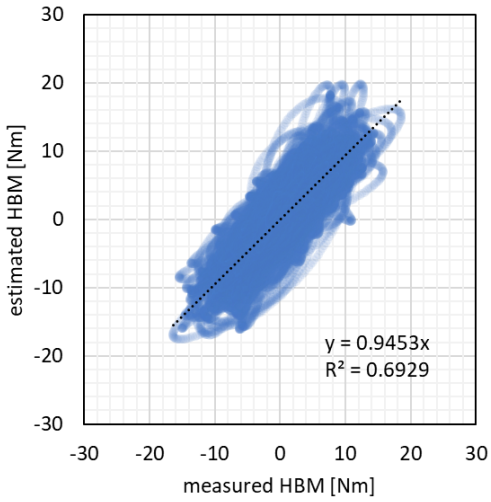
各ケースの計測値と推定値の一致度を定量的に評価するため，Fig. 53 に示すような相関曲線を求め，(5.1)式, (5.2)式より得られた相関曲線の傾きBと決定係数R^2を Fig. 54 に示す．Fig. 54(a)の縦曲げモーメントについては，Case 2 ~ Case 4 の場合は計測値と良い一致を示す．Fig. 54(b)の水平曲げモーメントについては，R^2は Case 2 ~ Case 4 の方が一致しており，Bでは Case 2 ~ Case 4 は少し大きい値となっているが，概ねどのケースも良い一致を示す結果が得られた．以上のように，WKF 法で得られた非計測箇所の縦曲げモーメント，水平曲げモーメントの時刻歴を用いて次節以降で破損確率を推定する．



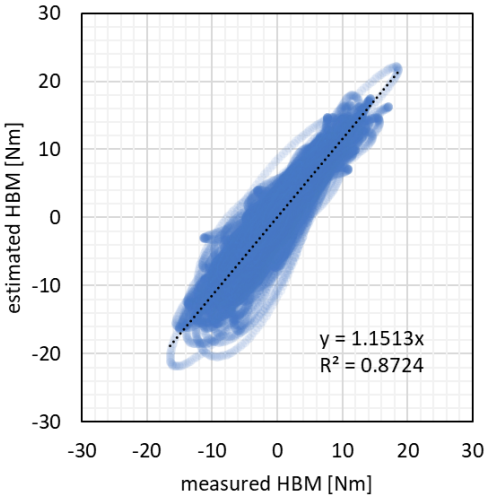
(a) Case1, VBM S6.



(b) Case3, VBM S6.

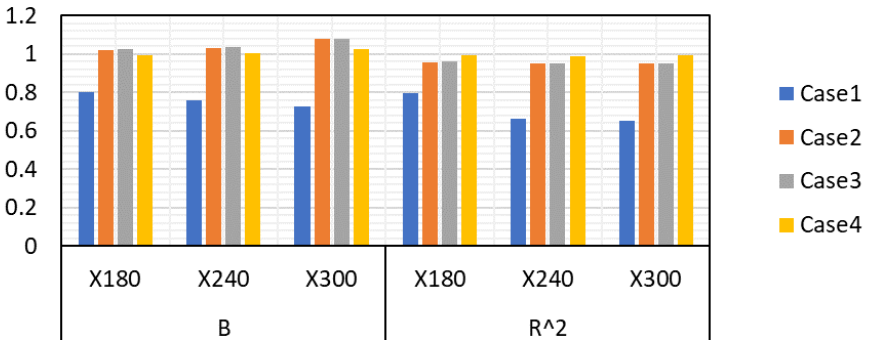


(c) Case1, HBM S6.

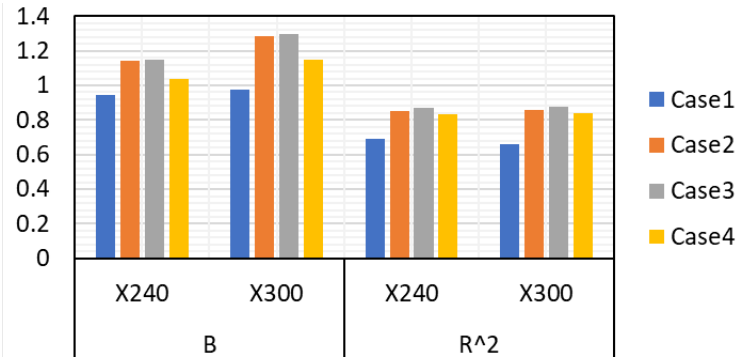


(d) Case3, HBM S6.

Fig. 53 Correlation between measured and estimated vertical and horizontal bending moments in the long-crested irregular wave case (χ=240[deg]).



(a) VBM S6.



(b) HBM S6.

Fig. 54 B and R^2 of correlations between the measured and estimated vertical and horizontal bending moments in the long-crested irregular wave case.

7.3. 破損確率の推定

各ケースで WKF 法に用いた船体応答は Table 8 の通りである．

3 章で提案した構造安全性モニタリング手法を用いて，計測値と推定値の船体縦曲げモーメントと水平曲げモーメント(VBM S6, HBM S6)から破損確率を求め，比較検証する．

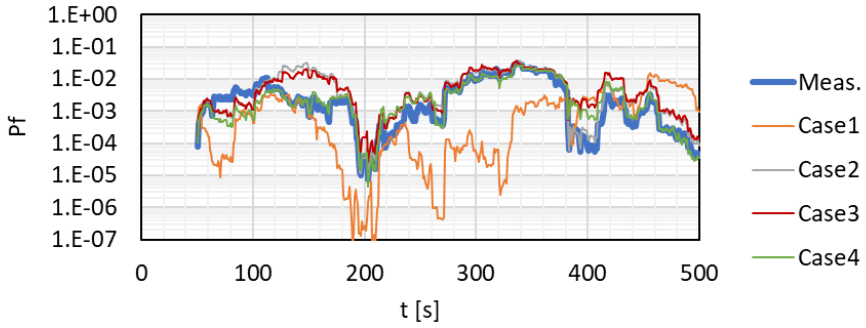
破損確率の計算に用いた各設定値を Table 9 に示す．状態量で表される$X = 1$の形状に関するパラメータα, βは 2.0 と設定した．縦曲げモーメントの閾値M_{uv}は波浪中縦曲げモーメントM_vの正の最大値の 1.5 倍，静水中縦曲げモーメントM_sはM_vの正の最大値の 0.5 倍，水平曲げモーメントの閾値M_{uh}はM_{uv}の 2.0 倍とした．以上の設定値は，実船を考慮して設定した．

静水中縦曲げモーメントは正の値（ホギング状態）で与えるので，3 章の方法で(3.6)式の状態量から極値を取り出すと，縦曲げモーメントが正の値（ホギング状態）の極値が得られる．破損確率の計算は，過去$\Delta t_1 = 50, 100, 200$[s]のデータに対して$\Delta t_2 = 1.0$[s]毎に実施する．284m の船を対象とした場合，$\Delta t_1 = 444, 888, 1776$[s]，$\Delta t_2 = 8.9$[s]に相当する条件である．

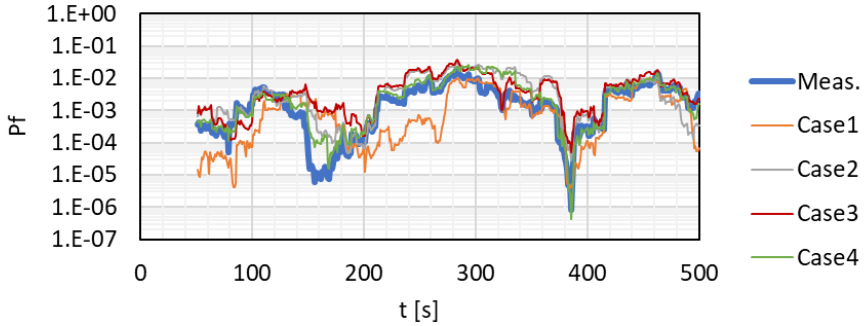
Table 9 Setting parameters for calculating failure probability.

Parameter	Value
α, β	2.0
M_{uv} [Nm]	$1.5 \times \max(M_v)$
M_s [Nm]	$0.5 \times \max(M_v)$
M_{uh} [Nm]	$2.0 \times M_{uv}$
Δt_1 [s]	50, 100, 200
Δt_2 [s]	1.0

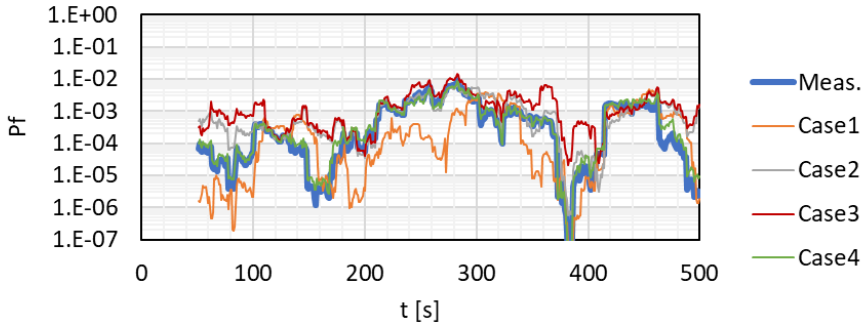
$\Delta t_1 = 50, 100, 200$[s]の条件で推定された破損確率の時刻歴を Fig. 55 ~ Fig. 57 に示す．$\Delta t_1 = 50, 100, 200$[s]間のデータが集まった時点，つまり，$t = 50, 100, 200$[s]後に Fig. 55 ~ Fig. 57 の計算がそれぞれ実施されている．図中の Meas.は 4.5.4 節の方法で得られた縦曲げモーメントと水平曲げモーメント（VBM S6, HBM S6）に対して 3 章の手法を適用して得られた破損確率である．$\chi = 180$[deg]の結果では，Case1 は計測値との乖離がある一方で，Case 2 ~ Case 4 は比較的計測値と良い一致を示している．$\chi = 240, 300$[deg]の結果についても$\chi = 180$[deg]と同様に，Case 1 に比べて Case 2 ~ Case 4 の方が良い一致を示している．以上より，本研究で提案した WKF 法を用いた構造安全性モニタリング手法を用いて破損確率の時刻歴を良好な精度で推定可能であることが示された．



(a) $\chi = 180$[deg].

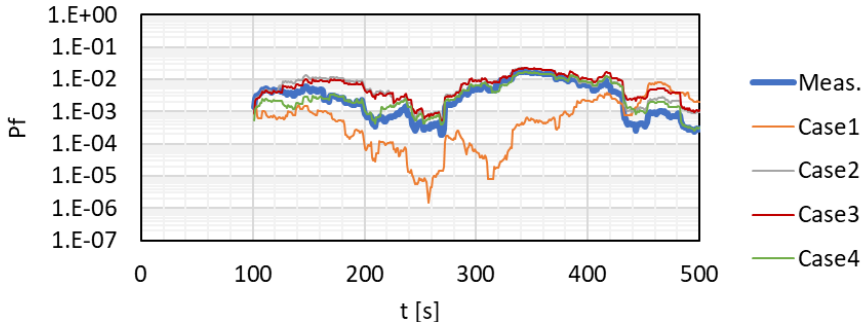


(b) $\chi = 240$[deg].

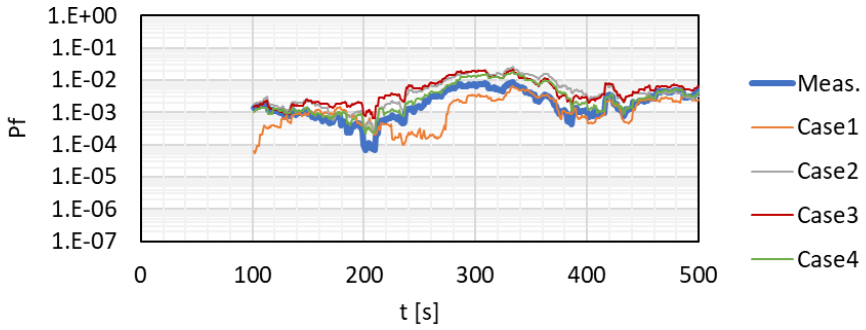


(c) $\chi = 300$[deg].

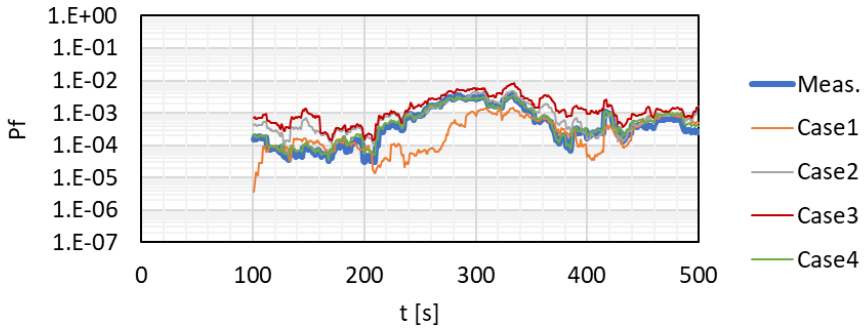
Fig. 55 Failure probability time histories (Δt_I=50[s]).



(a) $\chi = 180$[deg].

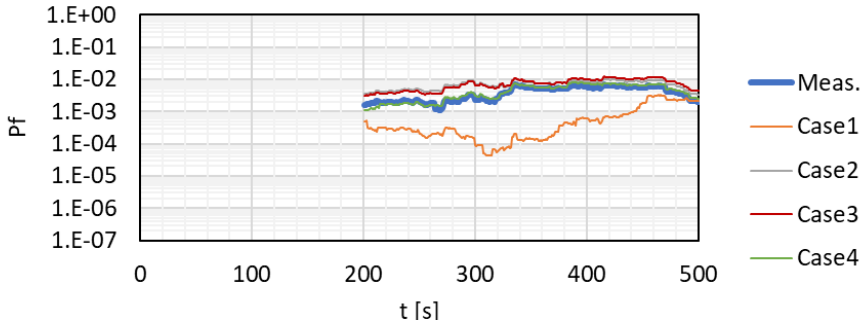


(b) $\chi = 240$[deg].

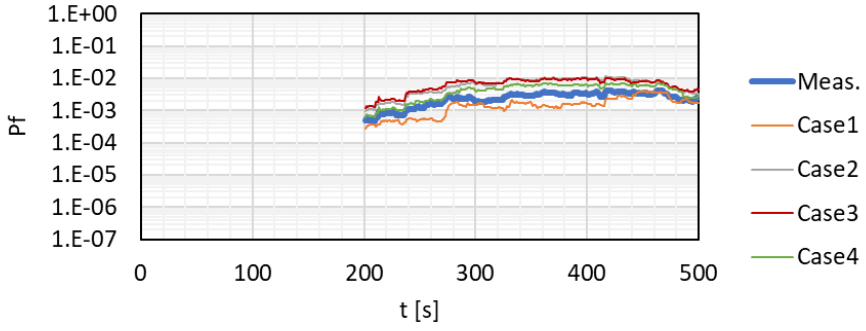


(c) $\chi = 300$[deg].

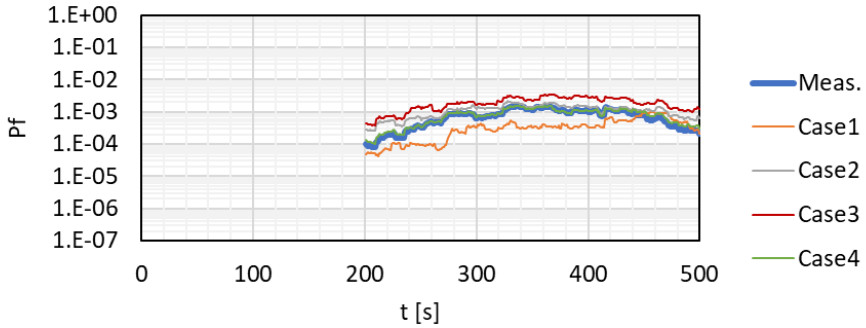
Fig. 56 Failure probability (Δt_l=100[s]).



(a) $\chi = 180$[deg].



(b) $\chi = 240$[deg].



(c) $\chi = 300$[deg].

Fig. 57 Failure probability (Δt_I=200[s]).

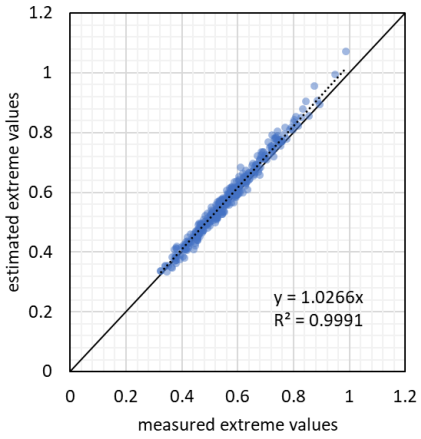
7.4. 破損確率の推定精度に関する考察

各ケースで WKF 法に用いた船体応答は Table 8 の通りである．

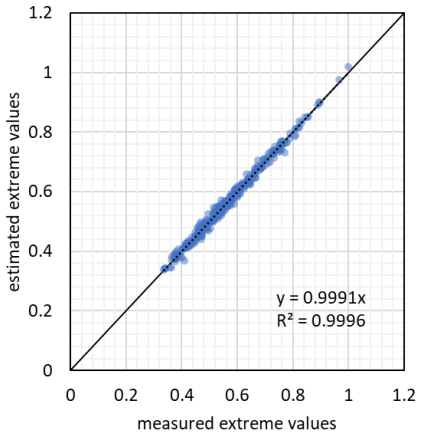
WKF 法を用いた構造安全性モニタリング手法の破損確率の推定精度向上のために必要な項目について考察する．本手法では，確率密度関数の種類やフィッティング方法なども破損確率の推定精度に影響を与える可能性があるが，ここでは，「極値の推定精度」と「縦曲げモーメントの非線形影響」に焦点を当て考察した．

7.4.1. 極値の推定精度

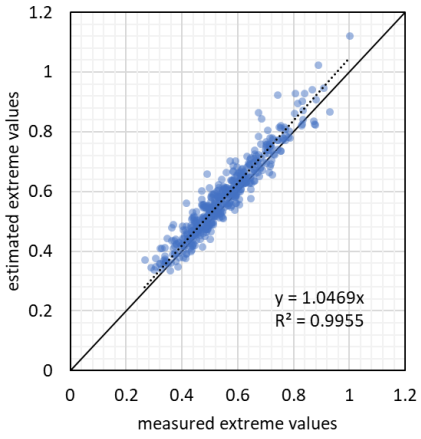
Fig. 57 の$\chi = 240$[deg]の Case 2～Case 4 を詳しく見ると，計測値に比べて破損確率が過大推定されている．この要因を調査するため，Case 2, Case 4 の状態量の極値の推定値と計測値の相関図を Fig. 58 に示す．Fig. 58 より，$\chi = 180$[deg]はどちらのケースも良い相関関係となっている．$\chi = 240$[deg]は全体的に相関があるように見えるが，破損確率に影響を及ぼす大きい極値については推定値の方が若干大きいことが分かる．



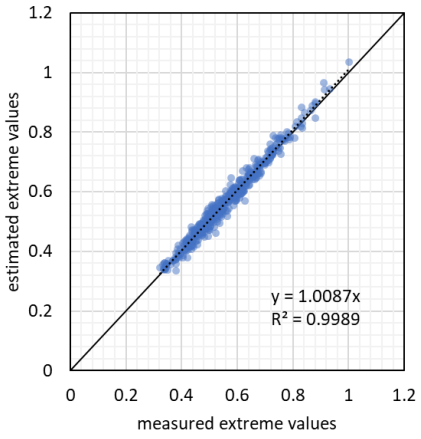
(a) $\chi = 180$ [deg], Case 2.



(b) $\chi = 180$ [deg], Case 4.



(c) $\chi = 240$ [deg], Case 2.



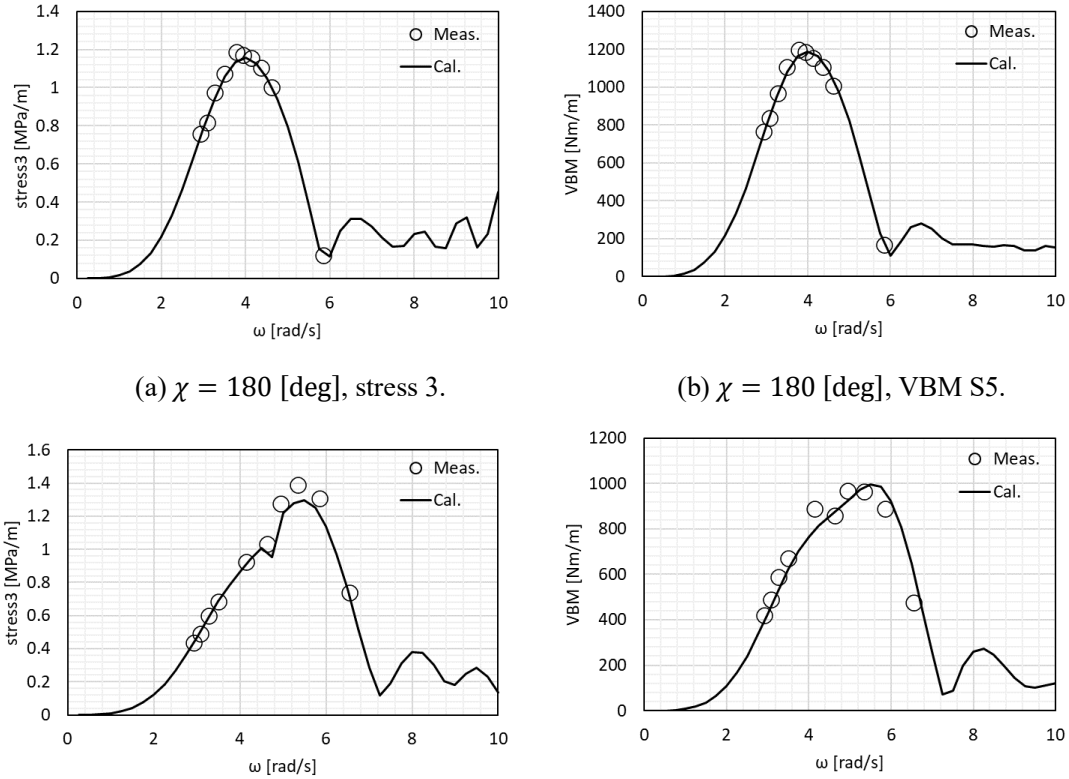
(d) $\chi = 240$ [deg], Case 4.

Fig. 58 Correlations between the estimated and measured exceedance of the state values.

この極値の推定値が計測値より大きくなっている要因について確認するため，Case 2, Case 4 でそれぞれ使用した stress 3 と VBM S5 の応答関数の振幅を Fig. 59 に示す．Fig. 59 は $\chi = 180, 225[\mathrm{deg}]$の条件で規則波中試験より得られた応答関数の振幅と，数値シミュレーションにより得られた応答関数の振幅を示している．$\chi = 180[\mathrm{deg}]$の向い波条件では，計測結果と数値シミュレーションの結果が良い一致を示す．$\chi = 225[\mathrm{deg}]$の斜め向い波条件では，全体的に良い一致を示しているが，$\chi = 180[\mathrm{deg}]$の結果に比べるとばらつきが見られる．このことから，斜め波の条件では，応答関数のばらつきが推定精度に影響した可能性が考えられる．

実船への適用を考慮した場合も，数値シミュレーションによる応答関数と，実船の応答関数の間には差が存在すると考えられる．この実船に適した応答関数を得るために，精度が確からしい船体応答を選択できれば，その船体応答を基に，他の船体応答の応答関数を修正するなどの方法が可能かもしれない．このように，実船適用を見据えた応答関数の修

正方法は今後の課題だと考えられる．



(a) $\chi = 180$ [deg], stress 3.　(b) $\chi = 180$ [deg], VBM S5.

(c) $\chi = 225$ [deg], stress 3.　(d) $\chi = 225$ [deg], VBM S5.

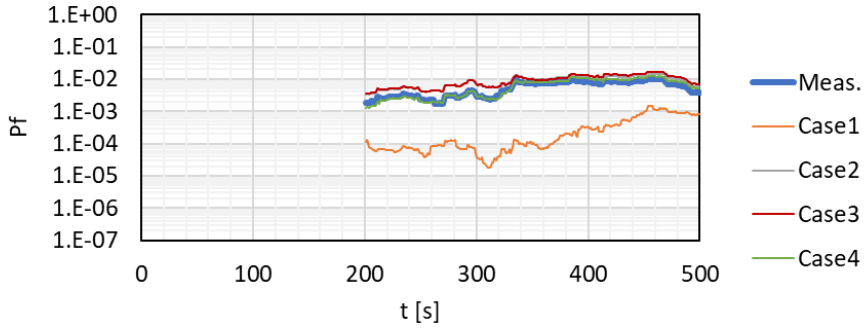
Fig. 59 Comparison between measured and calculated amplitudes of the transfer functions.

7.4.2.　縦曲げモーメントの非線形影響

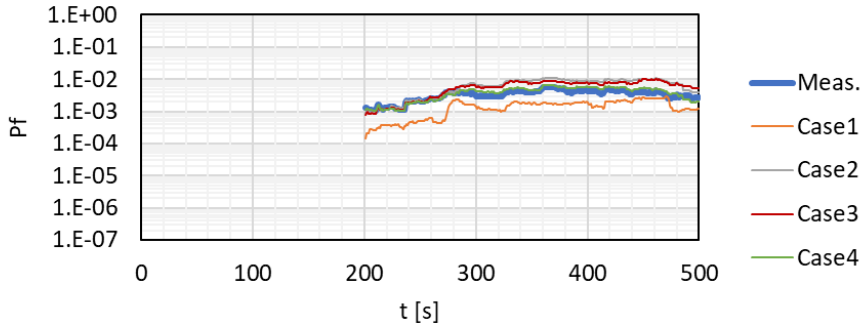
船体形状等の非線形影響により，ホギング状態とサギング状態で縦曲げモーメントに非対称性が発生する可能性がある．7.3 節では，縦曲げモーメントおよび静水中縦曲げモーメントが正の場合，つまりホギング状態に対する検証を実施している．そこで，Table 10 に示すように，縦曲げモーメントの閾値M_{uv}を波浪縦曲げモーメントM_vの負の最大値（最小値の絶対値）の1.5倍，静水中縦曲げモーメントM_sはサギングモーメントとなるように負の値を設定し，3 章の方法で(3.6)式の状態量から極値を取り出すことで，サギング状態の縦曲げモーメント（負の値）の時の状態量の極値に対して破損確率を推定した．その破損確率を Fig. 60 に示す．Fig. 60 より，$\chi = 240$[deg]では，Fig. 57 の結果より計測値の破損確率が大きくなっており，サギング状態とホギング状態で違いがあることが確認される．サギングとホギングの非線形影響を考慮するためには，非線形影響を考慮した ROM[61),62)]を用いる方法が考えられ，今後 ROM を導入した WKF 法の開発が必要だと考えられる．

Table 10 Setting parameters for calculating failure probability in the sagging condition.

Parameter	Value
α, β	2.0
M_{uv} [Nm]	$1.5 \times \lvert\min(M_v)\rvert$
M_s [Nm]	$-0.5 \times \lvert\min(M_v)\rvert$
M_{uh} [Nm]	$2.0\times M_{uv}$
Δt_1 [s]	200
Δt_2 [s]	1.0



(a) $\chi = 180$ [deg].



(b) $\chi = 240$ [deg].

Fig. 60 Failure probability (Δt_1=200[s]) in the sagging condition.

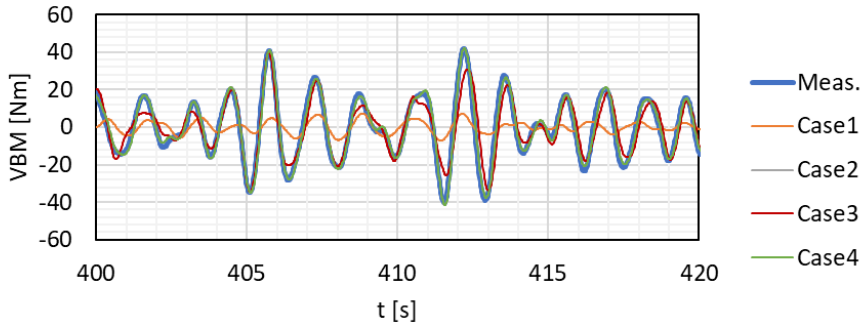
7.5. 短波頂不規則波への適用

各ケースの WKF 法に用いた船体応答は 6 章で示した Table 7 の通りである．

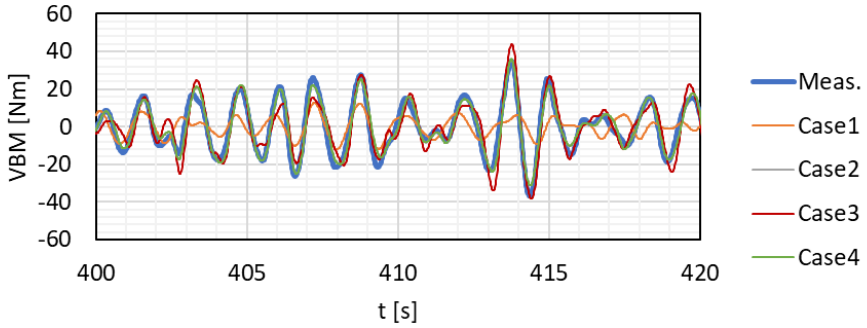
7.2 節 ~ 7.4 節では，長波頂不規則波中の水槽試験結果を用いて，構造安全性モニタリング手法を検証した．7.5 節では，短波頂不規則波の場合にも適用可能か検証を行う．

Table 7 に示した船体応答を用いて WKF 法により得られた船体縦曲げモーメントと水平曲げモーメント（VBM S6, HBM S6）の時刻歴を Fig. 61 に示す．さらに，Fig. 62 には推定値と計測値の相関曲線，Fig. 63 には相関曲線の傾きBと決定係数R^2を示す．Fig. 61 ~ Fig. 63 より，Case 2 ~ Case 4 は概ね縦曲げモーメントを良い精度で推定できていることが分かる．Case 1 は船体運動（heave, pitch, sway）だけを用いたケースであり，推定する縦曲げモーメ

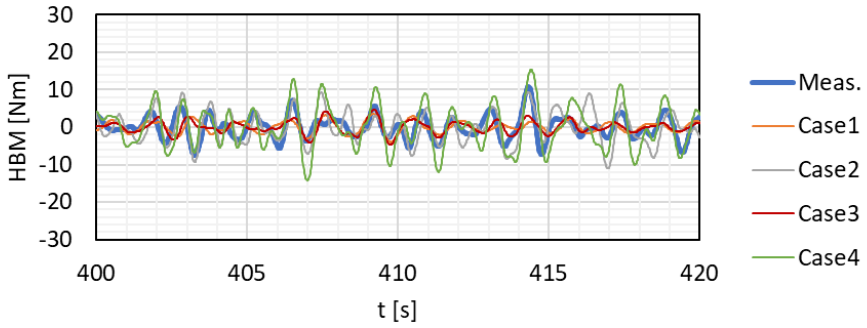
ントとの相関が小さいため，推定精度が小さい結果になったと考えられる．水平曲げモーメントについては，応力 4 点を用いた Case 2, Case 4 は或る程度の精度で推定できている．一方，船体運動と応力 1 点を用いて推定した Case 3 では，水平曲げモーメントの推定精度が小さい結果となっている．Case 1 は縦曲げモーメントと同様に水平曲げモーメントも精度が小さい．Case 3 は Case 1 に応力 1 点を追加したケースになっているが，応力 1 点の追加では，水平曲げモーメントを捉えることができなかったと考えられる．



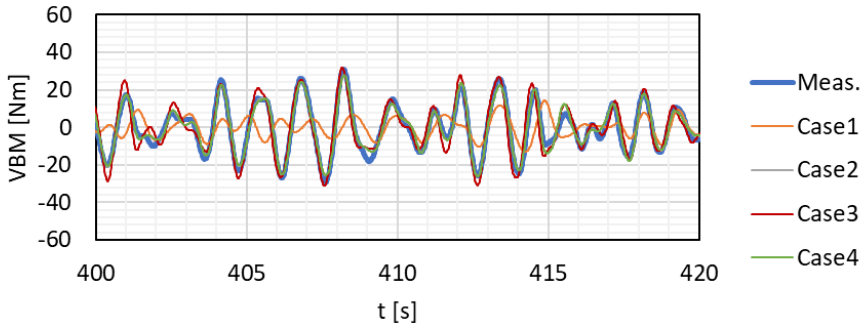
(a) $\chi = 180$[deg], VBM S6.



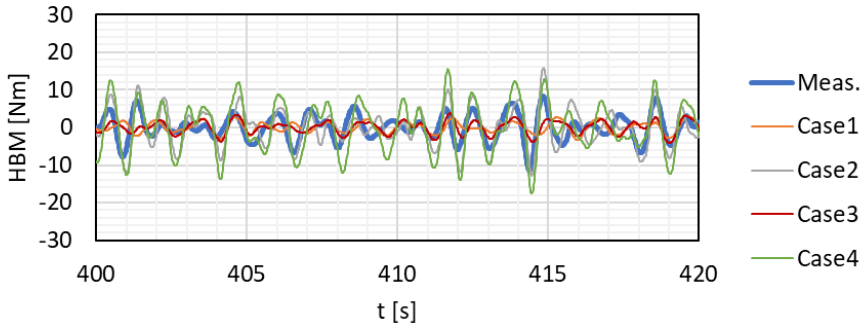
(b) $\chi = 240$[deg], VBM S6.



(c) $\chi = 240$[deg], HBM S6.

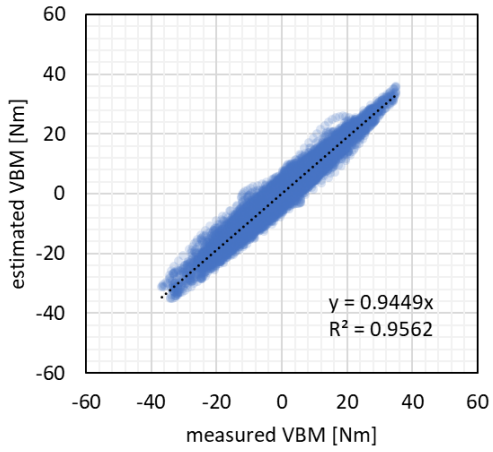


(d) $\chi = 300[\text{deg}]$, VBM S6.

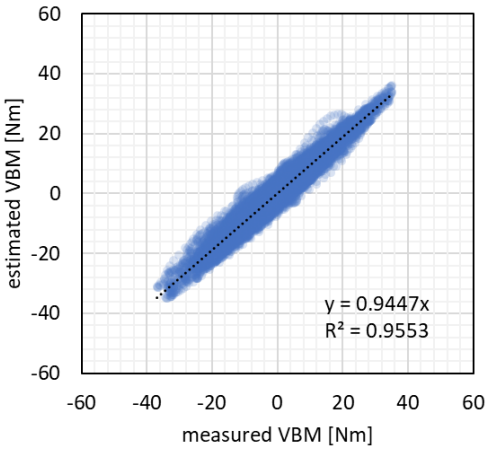


(e) $\chi = 300[\text{deg}]$, HBM S6.

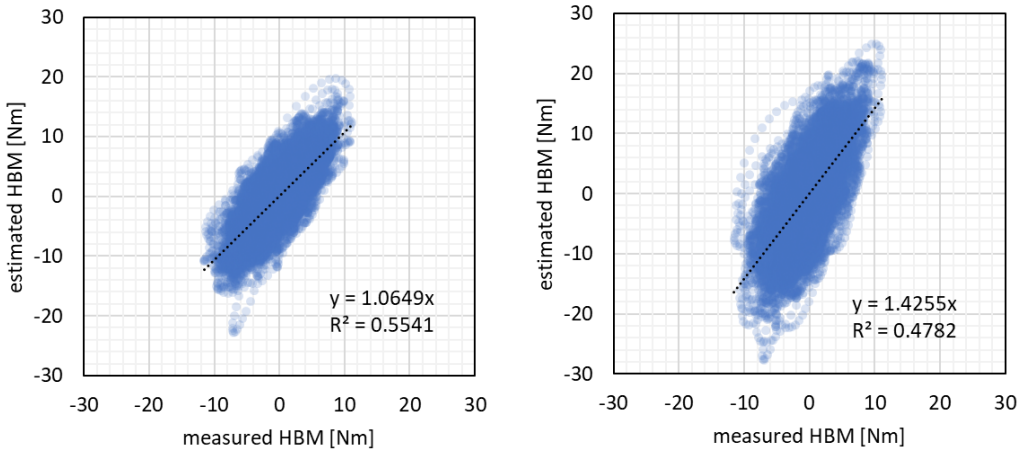
Fig. 61 Vertical and horizontal bending moments estimated by WKF method in the short-crested irregular wave case.



(a) Case2, VBM S6.

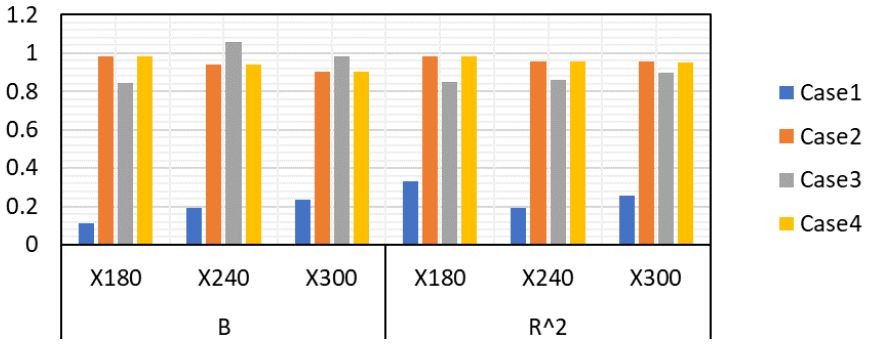


(b) Case4, VBM S6.

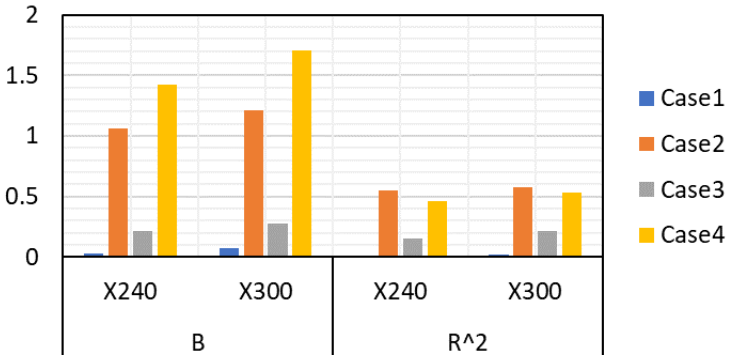


(c) Case2, HBM S6. (d) Case4, HBM S6.

Fig. 62 Correlation between measured and estimated vertical and horizontal bending moments in the short-crested irregular wave case (χ=240[deg]).



(a) VBM S6.

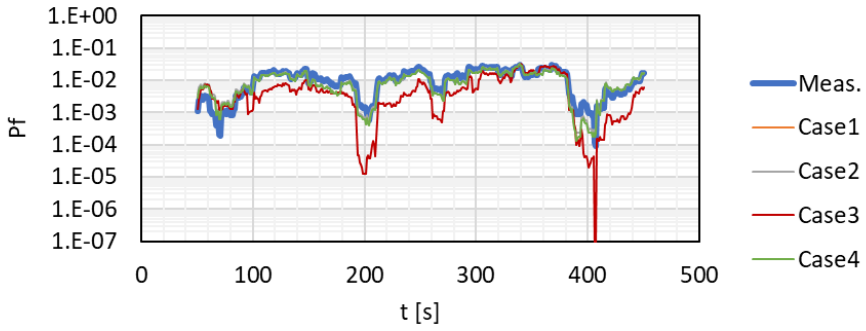


(b) HBM S6.

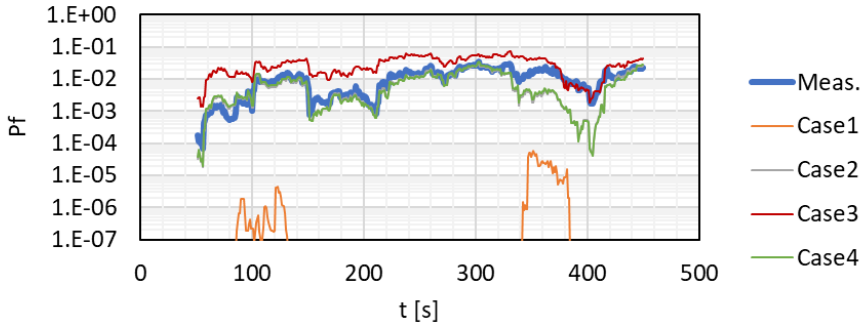
Fig. 63 B and R^2 of correlations between the measured and estimated vertical and horizontal bending moments in the case of short-crested irregular wave.

Table 9 の条件で構造安全性モニタリング手法により破損確率を算出した結果を Fig. 64 に

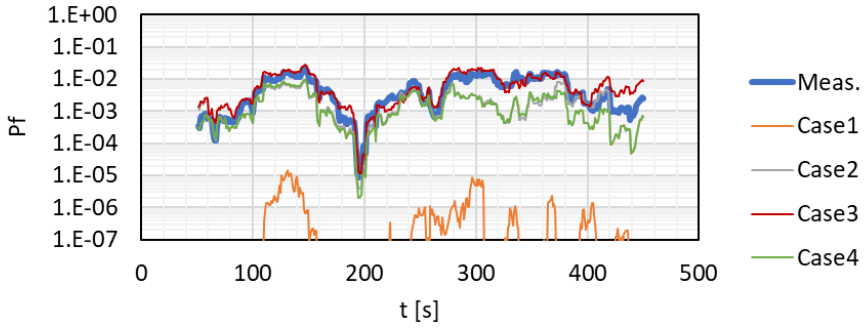
示す．また，サギング状態である Table 10 の条件での結果を Fig. 65 に示す．Fig. 64, Fig. 65 より，船体運動のみを WKF 法で用いた Case1 の結果は，縦曲げモーメントと水平曲げモーメントを過小評価されているので，破損確率も計測値に比べて小さい結果となった．Case 2 ~ Case 4 の結果については，概ね計測値の傾向を捉えられており，特に，応力 4 点を用いた Case 2, Case 4 はどのケースでも計測値と良好な一致を示している．これは，Fig. 61 ~ Fig. 63 で示したように，Case 2, Case 4 は縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの両方を或る程度の精度で推定できているためだと考えられる．以上から，本研究で開発した WKF 法を用いた構造安全性モニタリング手法は短波頂不規則波の場合にも適用可能であることを確認できた．



(a) $\chi = 180[\mathrm{deg}]$.

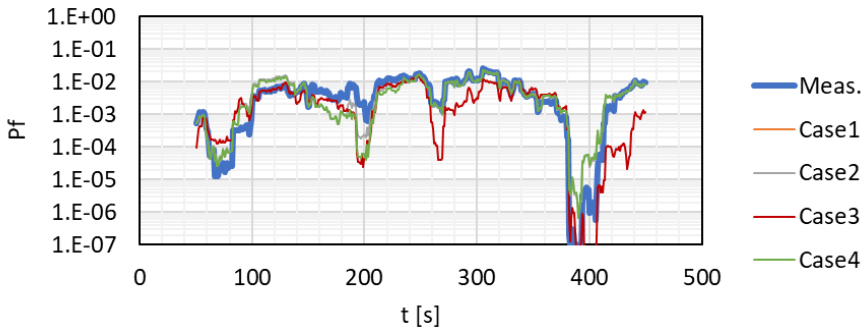


(b) $\chi = 240[\mathrm{deg}]$.

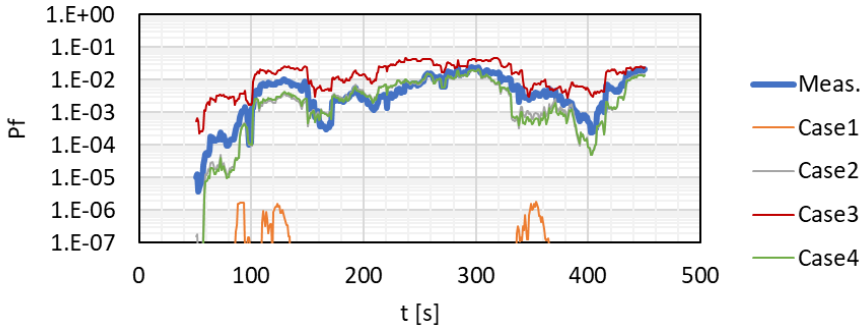


(c) $\chi = 300[\mathrm{deg}]$.

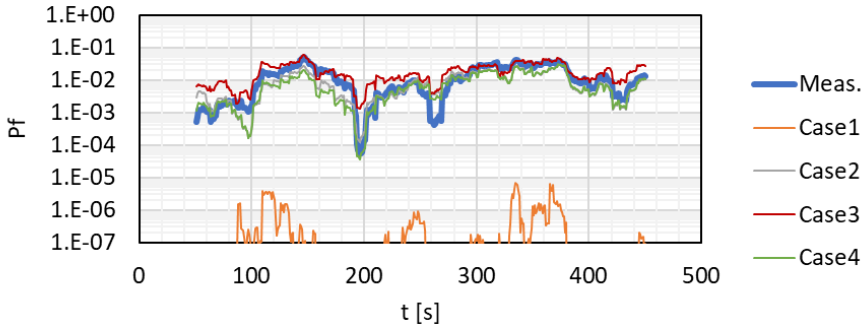
Fig. 64 Failure probability obtained by WKF method in the short-crested irregular wave case (hogging condition, Δt_l=50[s]).



(a) $\chi = 180[\mathrm{deg}]$.



(b) $\chi = 240[\mathrm{deg}]$.



(c) $\chi = 300[\mathrm{deg}]$.

Fig. 65 Failure probability obtained by WKF method in the short-crested irregular wave case (sagging condition, Δt_1=50[s]).

7.6. 結言

7 章では，長波頂不規則波の水槽試験結果を用いて，WKF 法により船体応答の計測データを基にして遭遇波時刻歴を同定し，得られた成分波の係数に応答関数を掛け合わせることで非計測箇所の波浪荷重を推定し，その推定された波浪荷重を用いて船体の構造安全性モニタリング手法を検証した．また，破損確率に影響を与える要因について考察をした．最後に，短波頂不規則波への適用性を検証した．以下に 7 章で得られて知見を整理する．

- WKF 法により同定された成分波の係数と応答関数を掛け合わせることで推定された縦

曲げモーメントと水平曲げモーメントの combined load の状態量の極値に対してワイブル分布をフィッティングすることで確率密度関数を求め，その確率密度関数から破損確率を推定した．縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの計測値から得られた破損確率と比較し，本手法と計測値から推定された破損確率は，良好な一致を示すことが実証した．

- 本手法の精度をさらに改善するため，「極値の推定精度」と「縦曲げモーメントの非線形影響」について注目し，応答関数の精度が極値の推定精度に影響を与える可能性と，縦曲げモーメントのホギング状態とサギング状態の非対称性を考慮していないために推定精度が低下する可能性について，実験結果を用いて示した．非線形影響を考慮する方法としては，非線形影響を考慮した ROM[61), 62)]を WKF 法に導入することが考えられる．
- 短波頂不規則波の水槽試験結果に対しても構造安全性モニタリング手法を適用し，WKF 法による推定精度が確保されれば，十分な精度で破損確率を推定可能であることを実証した．

5 章, 6 章と同様に，7 章においても以下のスペックの PC を用いた．

- プロセッサ（CPU）：Intel(R) Core(TM) i9-9900K CPU @ 3.60 GHz
- 実装 RAM（メモリー）：32.0 GB
- エディション：Windows 10 Pro
- バージョン：22H2

WKF 法を用いて縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの時刻歴が得られたとして，その時刻歴から破損確率をするまでの時間について調査した．Table 8 の$\chi = 180[\mathrm{deg}]$, Case 1, $\Delta t_1 = 50[\mathrm{s}]$の場合の計算時間は，約 5.5 s であった．計算するデータの時間は 450 s，計算を行う時間間隔は$\Delta t_2 = 1.0[\mathrm{s}]$であるので，計算 step 数は 450 step である．よって，計算周波数は 450step/5.5s=82 Hz であった．$\Delta t_1 = 100[\mathrm{s}]$の場合の計算時間は約 5 s であるので，計算するデータの時間が 400 s であることを考慮すると，計算周波数は 400step/5s=80 Hz であった．$\Delta t_1 = 200[\mathrm{s}]$の場合の計算時間は約 3.8 s であり，計算するデータの時間が 300 s であることを考慮すると，計算周波数は 300step/3.8s=79 Hz であった．以上，ワイブル分布のフィッティングに用いる極値の数が変化しても，それほど計算時間に変化は無く，リアルタイム性が確保できる計算周波数であることが確認された．

8. 結論

本研究では，WKF 法により船体応答の計測データを基に遭遇波時刻歴を同定し，同定された成分波の係数に応答関数を掛け合わせることで非計測の船体応答を推定し，非計測箇所で得られた combined load の状態量の極値から得られた確率密度関数より破損確率を算出することで船体の構造安全性をリアルタイムにモニタリングする手法を開発した．さらに水槽試験結果を用いて WKF 法と構造安全性モニタリング手法を検証した．

以下に 1 章～7 章の内容と得られた知見を整理する．

1 章では，本研究の着想に至った社会的背景と関連する技術や先行研究の状況を整理し，新たな構造安全性モニタリング手法に必要な機能と，本研究で開発および検証する内容を示した．

2 章では，WKF 法の定式化と計算アルゴリズムを示した．WKF 法では，波を成分波の重ね合わせで表現し，成分波の係数を状態量として線形 KF を適用した．WKF 法を適用することで，リアルタイムに船体応答の計測データから成分波の係数を求めることができ，その成分波の係数から遭遇波時刻歴を同定でき，また，成分波の係数に応答関数を掛け合わせることで，非計測の船体応答時刻歴を推定できる．

以下に本研究で新たに提案した内容を述べる．

- 短波頂不規則波中の遭遇波時刻歴を同定するに際しては，同じ波周波数の元で複数の波向きの成分波の重ね合わせを用いる double summation（DS）モデルを採用した．この方向波スペクトルを求める際に生じる同じ波周波数の成分波同士が干渉する問題を解決するため，干渉成分を考慮可能な方向波スペクトルの算出方法を新たに開発した．

3 章では，船体の構造安全性を把握するために考慮すべき強度と荷重について整理し，本研究では強度を既知として，WKF 法により推定される非計測箇所の波浪荷重ならび応答を基に構造安全性がモニタリング可能な手法を開発した．本手法では，WKF 法で得られる船体縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの複合荷重（combined load）をスカラー値の状態量で表し，この状態量の極値の確率密度関数をワイブル分布のフィッティングにより求め，その確率密度関数から求められる破損確率を用いることで構造安全性を定量化し，それによりリアルタイムでの構造安全性モニタリングを可能とした．

以下に本研究で新たに提案した内容を述べる．

- WKF 法を活用し，破損確率をリアルタイムにモニタリング可能な手法を提案した．
- 複数の荷重間の位相差を考慮可能なように，強度を考慮した combined load の状態量を提案した．
- 船体縦曲げモーメントと水平曲げモーメントを対象に，combined load の状態量を具体

的な算式で示し，状態量の極値の抽出方法，ワイブル分布へのフィッティングにより極値の確立密度関数の求め破損確率を推定する方法を提案した．

4 章では，2 章の WKF 法と，3 章の構造安全性モニタリング手法を検証するための水槽試験について，アクリル製弾性模型船の設計および製作，計測方法，試験条件を示した．また，構造安全性モニタリング手法の検証に用いる船体縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの実験値を得るために，自由表面位置を考慮して模型船表面の多点で計測された水圧を補間することで接水表面全体の水圧分布を求め，その水圧分布と慣性力を考慮して推定する手法を開発した．

以下に本研究で新たに提案，実施した内容を述べる．

- 船体応力が計測可能なアクリル製一体型弾性模型船を設計，製作した．
- 喫水近傍の水圧分布を補間可能な計測水圧を用いた波浪中構造応答推定手法を提案した．FEA で局部応答まで推定可能な方法と，FEA を用いず水圧と慣性力を積分することによる簡易推定手法を提案した．提案手法は規則波中試験結果との比較により，その妥当性が実証された．

5 章では，長波頂不規則波中の水槽試験結果を用いて WKF 法を検証した．WKF 法により遭遇波時刻歴を同定可能であること，応答関数の振幅が小さい波周波数領域をお互いに補完するために複数の船体応答を WKF 法に用いることで遭遇波時刻歴の同定精度を改善できること，同定した成分波の係数と応答関数を用いて非計測の船体応答時刻歴を推定可能であることを実証した．

以下に本研究で得られた知見について述べる．

- WKF 法より船体応答の計測データを用いて，遭遇波時刻歴を良好な精度で同定可能である．
- 応答関数の振幅が小さい波周波数領域をお互いに補完するように複数の船体応答を WKF 法に用いることで，同定精度が改善可能である．
- WKF 法により同定された成分波の係数に，応答関数を掛け合わせることで，非計測の船体応答時刻歴を推定可能である．
- 現時点までに WKF 法で得られている成分波の係数を用いることで，自己相関関数が 0 に漸近するまでの時間だけ，数秒先の遭遇波時刻歴の将来推定が可能である．

6 章では，短波頂不規則波中の水槽試験結果を用いて WKF 法を検証した．船体運動と船体応力を組み合わせて WKF 法を行うことで波向きも含めて遭遇波時刻歴を良好な精度で同定可能であること，推定する非計測応答と相関がある応答を WKF 法で用いることで非計測応答の推定精度が保証されることを実証した．

以下に本研究で得られた知見について述べる．

- 短波頂不規則波の場合にも WKF 法により船体応答計測データを基に遭遇波時刻歴を推定可能である．
- 船体運動（heave, pitch, sway）を用いた場合，波周波数が高い領域では応答が小さく波向きの判定が付かなくなり，遭遇波時刻歴が過小評価となる．船体応力だけを用いた場合は，5 章の長波頂不規則波中の検証時にも見られた，応答関数の振幅が小さい低周波数領域で過大評価が発生する．
- 船体運動と船体応力を組み合わせて WKF 法を実施することで，上記に述べた，波向きの判定の問題と，応答関数が小さい領域の過大推定を防ぎ，良好な精度で遭遇波時刻歴の推定が可能である．
- 非計測の船体応答の推定を実施し，非計測の応答と相関がある応答を WKF 法に用いることで，非計測の船体応答の推定精度が保証される．
- 主波向きが既知の場合，WKF 法でその主波向きと同じ波向きを持つ長波頂不規則波のモデルを用いることで，遭遇波時刻歴の推定精度が改善できる．（ただし，主波向きと主波向き周りの波向きの応答が類似している場合に限る．）

7 章では，長波頂不規則波中の水槽試験結果を用いて構造安全性モニタリング手法を検証した．具体的には，WKF 法を用いて非計測箇所の船体縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの時刻歴を推定し，その複合荷重の極値に対する確率密度関数を求め，結果として得られる破損確率と実験値から直接得られた破損確率を比較することで，リアルタイムで非計測箇所の破損確率を良好な精度で算出できることを実証した．また，破損確率の推定精度に与える要因について考察し，最後に，短波頂不規則波への適用性について検証した．

以下に本研究で得られた知見について述べる．

- WKF 法により同定された成分波の係数と応答関数を掛け合わせることで推定された縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの combined load の状態量の極値に対してワイブル分布をフィッティングすることで確率密度関数を求め，その確率密度関数から破損確率を推定した．縦曲げモーメントと水平曲げモーメントの計測値から得られた破損確率と比較し，本手法と計測値から推定された破損確率は，良好な一致を示すことが実証した．
- 本手法の精度をさらに改善するため，「極値の推定精度」と「縦曲げモーメントの非線形影響」について注目し，応答関数の精度が極値の推定精度に影響を与える可能性と，縦曲げモーメントのホギング状態とサギング状態の非対称性を考慮していないために推定精度が低下する可能性について，実験結果を用いて示した．非線形影響を考慮する方法としては，非線形影響を考慮した ROM[61), 62)]を WKF 法に導入することが考えられる．
- 短波頂不規則波の水槽試験結果に対しても構造安全性モニタリング手法を適用し，WKF 法による推定精度が確保されれば，十分な精度で破損確率を推定可能であること

を実証した．

以上から，本研究により，船体応答の計測データから WKF 法で非計測箇所の波浪荷重や応答を推定し，その応答を用いてリアルタイムに船体の構造安全性をモニタリングする手法を開発できた．また，水槽試験結果を用いて検証を行い，手法の有効性を示すことができた．本手法を用いることで，波浪中船体の構造安全性をリアルタイムにモニタリングでき，より安全な運航に貢献できる．初めに述べたように，運航支援として最適航路選定に構造安全性を考慮可能な道筋をつけることができた．

開発した構造安全性モニタリング手法に用いた WKF 法については，さらに以下のような開発が可能である．

- 先行研究[56]を基に，船速有りかつ追い波の条件で生じるドップラー効果に対応できるように WKF 法を改良する．
- 短波頂不規則波での同じ波周波数の干渉の問題を避けるための Single Summation モデルを用いた WKF 法を開発する．
- ISSC 型波スペクトルや JONSWAP 型波スペクトルを用いて，波高は既知で，成分波間の位相差を同定する WKF 法を開発する．

最後に本研究の今後の展望について以下に記載して本論文の締めくくりとする．

- スプリンギングやホイッピングなどの弾性振動成分や，ホギングとサギングの非対称成分などの非線形影響を考慮するため，先行研究で開発されている低次元化物理モデル（Reduced Order Model: ROM[61), 62)]）を活用する．
- 本研究で開発した手法を実船計測へ活用し，有効性を確認する．
- 応答関数自体の修正および更新の方法を開発する．
- アラートシステムに発展させるためには，船長ら運航者とのすり合わせを行い，適切なアラート確率レベルの設定を行う．
- 波情報から他の応答（抵抗推進、横揺れ、エンジン、など）の推定へ適用する．

謝辞

本博士論文を完成させるために多くの方々にご助力を頂きました．ご助力を頂きました皆様に感謝を申し上げます．全ての方々というのは難しいですが，特にご助力を頂いた方々について記載させて頂きます．

指導教官である飯島一博先生には，研究の進め方，論文のまとめ方，WKF 法や構造安全性モニタリング手法の開発や検証など，全体のご指導を頂きました．研究者として大切な研究の進める能力や成果を論文に纏める能力を養うことができました．大沢直樹先生，澤村淳司先生には，審査委員をお引き受け頂き，博士論文のご確認とコメントを頂き，公聴会においても貴重なご質問とご意見を頂きました．

大阪大学の藤久保昌彦先生，辰巳晃先生には，アクリル製弾性模型船の設計やWKF法の開発などについてご助言を頂きました．博士後期課程の研究と並行して各年で実施していた構造崩壊実験においてもご協力を頂きました．東京大学の宝谷英貴先生には，カルマンフィルタを用いた波浪逆推定や方向波スペクトルの推定に関して多くのご議論とご助力を頂きました．海技研にご所属されている頃から弾性模型船を用いた水槽試験をご一緒させて頂き，多くを学ぶことができました．深沢塔一先生には，FBG センサを用いた水圧計測による波浪中船体構造応答の推定手法の開発や研究成果の纏め方など，多くの貴重なご意見を頂きました．

私が所属する海上技術安全研究所の皆様にも大変ご助力を頂きました．直属の上司である岡正義さんには，普段の研究業務と並行して博士後期課程の研究も落ち着いて実施できる環境を整えて頂きました．田中義照さんには，私が海技研に入所してから最終強度の研究者として多くのご指導を頂きました．博士論文についても，研究の進め方など多くを教えて頂きました．安藤孝弘さんには，実験に関して様々なご助力を頂きました．特に，構造の実験と水槽試験と様々な実験を実施する中で段取りが上手くいくように様々なご助力を頂きました．高見朋希さんには，遭遇波時刻歴の波浪逆推定について様々なご議論をさせて頂きました．馬冲さんには，博士論文と並行して実施したデジタルツインに関する研究で様々なご助力を頂きました．陳曦さんには，短波頂不規則波中の波浪逆推定に関して貴重なご議論をさせて頂きました．松井貞興さんには，3 次元線形パネル法や荷重構造一貫解析などについて実施から理論まで様々なご助言を頂きました．黒田貴子さん，沢田博史さん，花岡諒さんには水槽試験の実施に関しまして大変ご助力を頂きました．

そして，妻である麻希子には，普段から研究活動を温かく見守って頂き，落ち着いて研究に邁進することができました．

その他の皆様にも普段の研究業務や実験などで大変お世話になりました．ここで改めてご助力を頂きました皆様に感謝を申し上げます．

2020 年はじめ頃から新型コロナウイルスの感染が広がり，現在この謝辞を書いているのが 2023 年 7 月ですが，徐々にその猛威も収まり，対面での活動も戻ってきました．私が大

阪大学の博士後期課程に入学をさせて頂いたのが 2020 年 10 月でしたので，この 3 年間はコロナによる対面での活動も少なく，先生方との打合せもほとんどがリモートでの打合せでした．大学の方でもコロナにより対面での活動が難しい状態にもかかわらず，博士後期課程の進学を受け入れて頂き大変ありがとうございました．受け入れて頂いた大阪大学の関係者の方々，進学を認めて下さった海上技術安全研究所の関係者の皆様に感謝を申し上げます．

大変多くの方のご助力を頂きながら，博士後期課程の研究を進めることができました．誠にありがとうございました．引き続き学問や研究の発展を通して社会貢献できるように邁進したいと思います．

2023 年 7 月
小森山祐輔

参考文献

1) 庄司るり. (2013). 船舶のウェザールーティング（最適航路選定）における要素技術. オペレーションズ・リサーチ. 10 月号, 27-33.
2) Papatzanakis, G.I., Papanikolapu, A.D., Liu, S. (2012). Optimization of Routing Considering Uncertainties. J. Mar. Sci. Appl. 11, 10-17.
3) Kytariolou, A., Themelis, N. (2023). Ship routing optimization based on forecasted weather data and considering safety criteria. J. Navigation. 1-22.
4) Liu, Y., Frangopol, M. (2018). Probabilistic risk, sustainability, and utility associated with ship grounding hazard. Ocean Eng. 154, 311-321.
5) Watanabe, I., Ohtsubo, H. (1998). On Estimation of the Wave Loads on the MS NAKHODKA at the Accident. Conf. Proc. Soc. Nav. Archt. Jpn. 183, 435-442 (in Japanese).
6) Yukawa, K., Hoshino, K., Hara, S., Yamakawa, K. (2002). On The Towing of Wrecked Tanker's Fore Part at Rough Sea. J. Soc. Nav. Archt. Jpn. 191, 87-96 (in Japanese).
7) Bahamas Maritime Authority. (2004). Report of the investigation into the loss of the Bahamian registered tanker "Prestige" off the northwest coast of Spain on 19th November 2002.
8) Marine Accident Investigation Branch in United Kingdom. (2008). Report of the investigation of the structural failure of MSC Napoli English Channel on 18 January 2007.
9) Committee on Large Container Ship Safety Japan. (2015). Final Report of Committee on Large Container Ship Safety (English version).
10) Iijima, K., Ueda, R., Tamaru, H., Fujikubo, M. (2019). Effects of Weather Routing on Maximum Vertical Bending Moment in a Ship Taking Account of Wave-Induced Vibrations, J. Offshore Mech. Arctic Eng. 141(3), 031101-1~031101-11.
11) Oka, M., Takami, T., Ma, C. (2018). Estimation of Wave Loads acted on Ships in Service based on AIS Data.- Evaluation of Operational Effects on the Maximum Loads. –, J. Jpn Soc. Nav. Archt. Oc. Eng. 28, 89-98 (in Japanese).
12) Oka, M., Ma, C., Ochi, H. (2019). Estimation of Wave Loads acted on Ships in Service based on AIS Data (2nd report).- Long-term prediction considering with the conditional probability of ship operations given sea states. –, J. Jpn Soc. Nav. Archt. Oc. Eng. 30, 105-113 (in Japanese).
13) Decò, A., Frangopol, D.M. (2015). Real-time risk of ship structures integrating structural health monitoring data: Application to multi-objective optimal ship routing. Ocean Eng. 96, 312-329.
14) Heggelund, S.E., Srorhaug, G., Choi, B.K. (2011). Full scale measurements of fatigue and extreme loading including whipping on an 8600TEU post Panamax container vessel in the Asia to Europe trade. Proc. Int. Conf. Offshore Mech. Archt. Eng. 30, OMAE2011-49378.
15) Ki, H.G., Park, S.G., Jang, I.H. (2015). Full scale measurement of 14k TEU containership. Int. Conf. Hydroelasticity Mar. Technol. 7, 311-328.

16) Okada, T. et. al. (2017). Outline of the Research Project on Hull Structure Health Monitoring of 14,000 TEU Large Container Ships. Conf. Proc. Jpn. Soc. Nav. Archt. Oc. Eng. 24, 31-35 (in Japanese).
17) Storhaug, G., Hareide, O.J. (2019). Onshore use of hull monitoring data retrieved from ultra large container ships. Proc. Int. Symp. Practical Design Ships Other Floating Struct. 14.
18) Class NK. (2021). Guidelines for Hull Monitoring [English].
19) Fujikubo M. et. al. (2023). A digital twin for ship structures – R&D project in Japan -. submitted to Data-Centric Eng.
20) Mikami, K., Jumonji, T., Kobayashi, M., Toh, K., Komoriyama, Y., Ma, C. and Murayama, H. (2020). Deformation estimation of hydro-structural container ship model by inverse Finite Element Method, Conf. Proc. Jpn. Soc. Nav. Archt. Oc. Eng. 30, 229-233 (in Japanese).
21) Miyake, Y., Iijima, K., Tatsumi, A., Fujikubo, M. (2023). Estimation of ship hull girder deformation and load by using sensors and numerical model. J. Jpn. Soc. Nav. Archt. Oc. Eng. (in Japanese).
22) Chen, X., Okada, T., Kawamura, Y. and Mitsuyuki, T. (2021). Estimation of directional wave spectra and hull structural responses based on measured hull data on 14,000 TEU large container ships, Marine Structures, 80, 103087.
23) Kwabe, H., Masaoka, K. (1998). Accuracy of Visual Wave Observation from Merchant Ships and Estimated Wave Loads. J. Soc. Nav. Archt. Jpn. 183, 123-131 (in Japanese).
24) 藤本航, 見良津黎, 石橋公也, 朱庭耀. (2022). 実船モニタリングに向けた波浪情報の推定・活用, ClassNK 技報. 2, 55-65.
25) Nielsen U.D. (2012). Sea state estimation from an advancing ship - A comparative study using seas trial data. Appl. Oc. Res. 34, 33-44.
26) Takekuma K., Takahashi T. (1972). On the evaluation of sea spectra based on the measured ship motions. Trans. West Jpn. Soc. Nav. Archt. 45, 51-57.
27) Yoshimoto H., Watanabe I. (1994). On the estimation of encounter directional wave spectra of a running ship. J. Jpn. Soc. Nav. Archt. 176, 107-116 (in Japanese).
28) Hirayama T., Hagino Y., Matsuo T., Watanabe K. (1985). Real-time estimation of sea spectra based on motions of a running ship - Full scale trial -. J. Jpn. Soc. Nav. Archt. and Oc. Eng. 198, 17-29 (in Japanese).
29) Hirayama T. (1987). Real-time estimation of sea spectra based on motions of a running ship (2nd Report) - Directional wave estimation -. J. Jpn. Soc. Nav. Archt. Oc. Eng. 204, 21-27 (in Japanese).
30) Saito K., Maeda K. (1997). An estimation of ocean wave characteristics based on measured ship motions. J. Jpn. Soc Nav. Archt. 182, 231-237 (in Japanese).
31) Saito K., Maeda K. (1998). An estimation of ocean wave characteristics based on measured ship

motions (2th Report). J. Jpn. Soc. Nav. Archt. 184, 159-165 (in Japanese).
32) Saito K., Maeda K., Matsuda A., Suzuki S. (2000). An estimation of ocean wave characteristics based on measured ship motions (3th Report). J. Jpn. Soc. Nav. Archt. 187, 77-83 (in Japanese).
33) Maeda K., Saito K., Akashi T. (2001). An estimation of ocean wave characteristics based on measured ship motions (4th Report). J. Jpn. Soc. Nav. Archt. 190, 241-246 (in Japanese).
34) Iseki T., Ohtsu K. (2000). Bayesian estimation of wave spectra based on ship motions. Ctrl. Eng. Pract. 8, 215-219.
35) Iseki T., Terada D. (2002). Bayesian estimation of directional wave spectra for ship guidance system. Int. J. Offshore Polar Eng. 121, 25-30.
36) Iseki T. (2004). Extended Bayesian estimation of directional wave spectra. Proc. Int. Conf. Offshore Mech. Archt. Eng. 23, OMAE2004-51609.
37) Nielsen U.D. (2006). Estimation of on-site directional wave spectra from measured ship responses. Mar. Struct. 19, 33-69.
38) Nielsen U.D. (2007). Response-based estimation of sea state parameters - influence of filtering. Oc. Eng. 34, 1797-1810.
39) Nielsen U.D. (2008). The wave buoy analogy - estimating high-frequency wave excitations. Appl. Oc. 30, 100-106.
40) Nielsen U.D. (2017). Transformation of a wave energy spectrum from encounter to absolute domain when observing from an advancing ship. Appl. Oc. Res. 69, 160-172.
41) Nielsen U.D. (2018a). Driving the absolute wave spectrum from an encountered distribution of wave energy spectral densities. Oc. Eng. 165, 194-208.
42) Nielsen U.D., Brodtkorb A.H. (2018b). Sea state estimation using multiple ships simultaneously as sailing wave buoys. Appl. Oc. Res. 83, 65-76.
43) Nielsen U.D., Brodtkorb A.H. (2018c). Ship motion-based wave estimation using a spectral residual-calculation, MTS/IEEE.
44) Nielsen U.D., Dietz J. (2020). Estimation of sea state parameters by the wave buoy analogy with comparisons to third generation spectral wave models. Oc. Eng. 216, 107781.
45) Nielsen U.D., Mounet R.E.G., Brodtkorb A.H. (2021). Tuning of transfer functions for analysis of wave-ship interactions. Mar. Struct. 79, 103029.
46) Nielsen U.D., Dietz J. (2022). Ocean wave spectrum estimation using measured vessel motions from an in-service container ship. Mar. Struct. 69, 102682.
47) Chen X., Okada T., Kawamura Y., Mitsuyuki T. (2019). Estimation of on-site directional wave spectra using measured hull stresses on 14,000 TEU large container ships. J. Mar. Sci. Tech. 25, 690-706.
48) Nielsen U.D., Bjerregård M., Galeazzi R., Fossen T.I. (2015). New concepts of shipboard sea state estimation. Proc. MTS/IEEE OCEANS15.

49) Nielsen U.D., Galeazzi R., Brodtkorb A.H. (2016). Evaluation of shipboard wave estimation techniques through model-scale experiments. Proc. MTS/IEEE OCEANS16.
50) Akinturk A., Zaman H., He M., Mak L., Seo C. D. (2020). Near real time estimation of neighboring actual and imminent wave fields in the vicinity of a floating body, Proc. IEEE Global Oceans.
51) Akinturk A., Zaman H., Seo C. D., He M., Mak L. (2021). Estimates of wave field in the vicinity of a floating body using its motions and machine learning techniques, Proc. IEEE OCEANS.
52) Takami T., Nielsen U.D., Xi C., Jensen J.J., Oka M. (2022). Reconstruction of incident wave profiles based on short-time ship response measurements. Appl. Oc. Res. 123, 103183.
53) Pascoal R., Soares C.G. (2009). Kalman filtering of vessel motions for ocean wave directional spectrum estimation. Oc. Eng. 36, 477-488.
54) Pascoal R., Perera L.P., Soares C.G. (2017). Estimation of directional sea spectra from ship motions in sea trials, Oc. Eng. 132, 126-137.
55) Ding L. (2016). Kalman Filtering applied to wave spectrum estimation based on measured vessel responses, M. Sc. Thesis. DTU Mech. Eng.
56) Höfler M., Höfler T. (2017). Sea state estimation in the time domain. M. Sc. Thesis. DTU Mech. Eng.
57) Kim H.S., Kang H.Y., Kim M.H. (2019). Real time inverse estimation of ocean wave spectra from vessel-motion sensors using adaptive Kalman filter. Appl. Sci. 9, 14, 2797.
58) 足立修一, 丸太一郎．（2012）．カルマンフィルタの基礎．東京電機大学出版局.
59) 片山轍. (2000). 新版応用カルマンフィルタ. 朝倉書店.
60) Jiao. J, Chen C., Ren H. (2019). A comprehensive study on ship motion and load responses in short-crested irregular waves. Int. J. Nav. Archt. Oc. Eng. 11, 364-379.
61) Takami, T., Komoriyama, Y., Ando, T., Ozeki, S., Iijima, K. (2020). Efficient FORM-based extreme value prediction of nonlinear ship loads with an application of reduced-order model for coupled CFD and FEA. J. Mar. Sci. Tech. 25, 327-345.
62) Pal, K.S., Ono, T., Takami, T., Tatsumi, T., Iijima, K. (2022). Effect of springing and whipping on exceedance probability of vertical bending moment of a ship. Ocean Eng. 266, 112600.
63) ITTC. (2017). Laboratory Modelling of Multidirectional Irregular Wave Spectra, ITTC – Recommended Procedures and Guidelines 7.5-02-07-01.1, Revision01.
64) Jefferys, E.R. (1987). Directional seas should be ergodic. Appl. Ocean Res. 9 (4), 186-191.
65) Miles, M.D., Funke, E.R. (1989). A comparison of methods for synthesis of directional seas. J. Offshore Mech. Archt. Eng. 111 (1), 43-48.
66) Tatsumi, A., Iijima, K., Fujikubo, M. (2022). Estimation of still-water bending moment of ship hull girder using beam finite element model and ensemble Kalman filter. Proc. Int. Conf. Offshore Mech. Archt. Eng. 41, OMAE2022-78630.

67) Matsui, S., Murakami, C., Hayashibara, H., Fueki, R. (2019). Development of Direct Load and Structure Analysis and Evaluation System on Whole Ship DLSA-Basic for Ship Structural Design. Report Natl. Maritime Res. Inst. Jpn. 19, 3, 373-393 (in Japanese).
68) 岡正義，飯島一博. (2016). 船体の流体構造連成のための縮尺模型, 日本船舶海洋工学会誌 KANRIN（咸臨）. 65 巻，12-19.
69) Miyake, R., Matsumoto, T., Zhu T., Abe, N. (2008). Experimental Studies on the Hydroelastic Response due to Springing Using a Flexible Mega-Container Ship Model (1st Report), J. Jpn Soc. Nav. Archt. Oc. Eng. 8, 185-194 (in Japanese).
70) Houtani, H., Komoriyama, Y., Matsui, S., Oka, M., Sawada, H., Tanaka, Y., Tanizawa, K. (2018). Designing a hydro-structural ship model to experimentally measure its vertical bending and torsional vibrations, J. Advanced Res. Oc. Eng. 4(4), 174-184.
71) Watanabe, I., Miyamoto, T., Yoshino, T., Yamamoto, T., Ishida, S., Tanizawa, K., Sawada, H. (1983). Model Experiments on Slamming and Hull Girder Response of a Bulk Carrier in Fully Loaded Condition using Elastic Model Technique, Conf. Proc. Soc. Nav. Archt. Jpn. 154, 505-515 (in Japanese).
72) Waskito, K.T., Kashiwagi, M., Iwashita, H., Hinatsu, M. (2020). Prediction of nonlinear vertical bending moment using measured pressure distribution on ship hull, Appl. Oc. Res. 101, 102261.
73) Komoriyama, Y., Ota, D., Ma, C., Sawada, H., Oka, M., Matsui, S., Houtani, H. (2020). Hull Structural Strength Evaluation Based on Fiber Bragg Gratings Pressures to Measure Spatial Pressure Distribution on Ship's Hull in Waves, Proc. Int. Conf. Offshore Mech. Archt. Eng. 39, OMAE2020-18434.
74) Liao, L. (2011). A study of Inertia Relief Analysis, Proc. AIAA/ASCE/AHS/ASC Struct. 52. Structural Dyn. Materials Conf. AIAA, 1-10.
75) Class NK. (2019). Common Structural Rules for Bulk Carriers and Oil Tankers.
76) MSC Software. (2017). MSC Nastran 2017.1 Quick Reference Guide.
77) Houtani, H., Ota, D., Taguchi, H., Ueno, M. (2021). Reproducing an opposing sea in an experimental wave basin based on a hindcast spectrum. J. Mar. Sci. Technol. 26, 632-639.
78) Johnson, D. (2012). DIWASP, a directional wave spectra toolbox for MATLAB®: User Manual. Center for Water Research, University of Western Australia., 1-23.