

博士論文（要約）

不規則波中抵抗増加の長周期変動に関する研究

黒田 麻利子

目次

1	緒言	1
1.1	船舶の性能	1
1.2	実船性能を示すデータ	2
1.3	船舶の実海域性能の推定	4
1.4	波浪中抵抗増加	5
1.5	エネルギー効率設計指標	10
1.6	課題	11
1.7	まとめ	11
2	波浪中抵抗増加の推定法	13
2.1	不規則波浪中抵抗増加の計算法	13
2.2	不規則波中抵抗増加の長周期変動の推定	27
2.3	水槽試験による波浪中抵抗増加の評価	32
2.4	まとめ	35
3	不規則波中抵抗増加の計測と推定値との比較	37
3.1	対象船	37
3.2	試験水槽	40
3.3	実験要領	41
3.4	VLCC 試験	43
3.5	PCC 試験	58
3.6	長周期変動の推定値との比較	76
3.7	まとめ	87
4	3 次以上の高次成分の影響	88
4.1	規則波中抵抗増加における高次成分の影響	88
4.2	不規則波中抵抗増加における高次成分の影響	99
4.3	長周期変動における高次成分の影響	100
4.4	まとめ	104
5	結論及び展望	106
	参考文献	109
	謝辞	114

※本博士論文中、4 章（pp.88-104）の部分は、日本船舶海洋工学会論文集に掲載等の形で刊行される予定であるため、学位授与日から 1 年間（最長 5 年）インターネットでの公表をすることができません。

付録

A.1 試験水槽

A.2 記号リスト

A.3 実験データ

List of Figures

Fig. 1.1 Performance of a ship.....	1
Fig. 1.2 Sea margin.....	2
Fig. 1.3 Examples of onboard monitoring system.....	3
Fig. 1.4 Flowchart for performance prediction in actual seas.....	4
Fig. 1.5 Percentage of resistance components.....	5
Fig. 1.6 Image of added resistance in regular waves.....	6
Fig. 1.7 Image of added resistance in irregular waves.....	6
Fig. 1.8 Example of directional wave spectrum with standard frequency spectrum and directional function.....	7
Fig. 1.9 Example of frequency response of added resistance in regular waves for 300m container ship.....	7
Fig. 1.10 Resistance in irregular waves with long period.....	8
Fig. 1.11 Simple overview of <i>EEDI</i> regulation.....	10
Fig. 2.1 Coordinate system for R_{AWR}	21
Fig. 2.2 Effect of draft and frequency on R_{AWR}	22
Fig. 2.3 Effect of advance speed on R_{AWR}	23
Fig. 2.4 Relation between the coefficient of advance speed on R_{AWR} and the bluntness coefficient for conventional hull form.....	24
Fig. 2.5 Determination of coefficient of effect of advance speed from simplified tank tests.....	25
Fig. 2.6 Comparison of calculated results and experimental results for added resistance in waves.....	25
Fig. 2.7 Assumed long-crested irregular waves (full scale).(H : 3.5 m, T : 7.7 s).....	30
Fig. 2.8 Added resistance in regular waves for PCC.(F_n : 0.237).....	31
Fig. 2.9 Calculated added resistance in long-crested irregular waves (full scale).....	31
Fig. 2.10 Averaged value of added resistance in long-crested irregular waves (full scale).....	31
Fig. 2.11 Measurement system for tests in still water.....	33
Fig. 2.12 Measurement system for tests in head waves.....	33
Fig. 2.13 Measurement system for tests in waves.....	33
Fig. 2.14 Example of time history of measured data in regular waves.....	34
Fig. 2.15 Example of time history of measured data in irregular waves.....	34
Fig. 2.16 Corrected added resistance in waves for PCC model.....	35
Fig. 3.1 Image of VLCC.....	38
Fig. 3.2 VLCC model.....	38
Fig. 3.3 Cross section above the waterline for forepart of VLCC.....	38
Fig. 3.4 Image of PCC.....	39
Fig. 3.5 PCC model.....	39

Fig. 3.6 Cross section above the waterline for forepart of PCC.	39
Fig. 3.7 Mitaka No.3 Ship model basin.	40
Fig. 3.8 Mitaka No.2 Ship model basin.	40
Fig. 3.9 PCC model installed to a measurement system.	41
Fig. 3.10 Frequency wave spectrum of measured irregular waves. (VLCC).	43
Fig. 3.11 Time history of longitudinal displacement for VLCC test.	45
Fig. 3.12 Time history of measured longitudinal force for VLCC test.	46
Fig. 3.13 Spectrum for measured items for VLCC.	47
Fig. 3.14 Long-period component of longitudinal displacement for VLCC.	49
Fig. 3.15 Long-period component of measured longitudinal force for VLCC.	50
Fig. 3.16 Spectrum of long-period component of surge for VLCC.	51
Fig. 3.17 Spectrum of long-period component of measured longitudinal force for VLCC.	51
Fig. 3.18 Relation between added resistance in waves and Froude number for VLCC ($\lambda/L_{pp}=0.4$). ...	53
Fig. 3.19 Derivation of C_U for VLCC.	53
Fig. 3.20 Frequency response of added resistance in waves for VLCC ($F_n=0.139$, head waves with F_n =3 m).	54
Fig. 3.21 Frequency response of surge for VLCC ($F_n=0.139$, head waves with $H_w=3$ m).	54
Fig. 3.22 Frequency response of heave for VLCC ($F_n=0.139$, head waves with $H_w=3$ m).	55
Fig. 3.23 Frequency response of pitch for VLCC ($F_n=0.139$, head waves with $H_w=3$ m).	55
Fig. 3.24 Effect of wave height on added resistance in waves for VLCC ($F_n=0.139$, head waves, $\lambda/L_{pp}=0.4$).	56
Fig. 3.25 Effect of wave height for VLCC ($F_n=0.139$, head waves, $\lambda/L_{pp}=1.1$).	56
Fig. 3.26 Frequency wave spectrum of measured irregular waves (PCC).	58
Fig. 3.27 Time history of longitudinal displacement for PCC test.	60
Fig. 3.28 Time history of measured longitudinal force for PCC test.	62
Fig. 3.29 Spectrum for measured items for PCC.	64
Fig. 3.30 Long-period component of measured longitudinal force for PCC.	66
Fig. 3.31 Spectrum of long-period component of longitudinal displacement for PCC.	68
Fig. 3.32 Spectrum of long-period component of measured longitudinal force for PCC.	68
Fig. 3.33 Relation between added resistance in waves and Froude number for PCC ($\lambda/L_{pp}=0.3$).	70
Fig. 3.34 Derivation of C_U for PCC.	70
Fig. 3.35 Frequency response of added resistance in waves for PCC ($F_n=0.237$, head waves with $H_w=2.9 - 3.4$ m).	71
Fig. 3.36 Frequency response of surge for PCC ($F_n=0.237$, head waves with $H_w=2.9-3.4$ m).	71
Fig. 3.37 Frequency response of heave for PCC ($F_n=0.237$, head waves with $H_w=2.9-3.4$ m).	72
Fig. 3.38 Frequency response of pitch for PCC ($F_n=0.237$, head waves with $H_w=2.9-3.4$ m).	72

Fig. 3.39 Effect of wave height on added resistance in waves for PCC ($F_n=0.237$, head waves, $\lambda/L_{pp}=0.4$).	73
Fig. 3.40 Effect of wave height for PCC ($F_n=0.237$, head waves, $\lambda/L_{pp}=1.0$).	73
Fig. 3.41 Effect of wave height for PCC ($F_n=0.237$, head waves, $\lambda/L_{pp}=1.5$).	75
Fig. 3.42 Long-period component of longitudinal inertia force for VLCC ($F_n=0.139$, head waves).	77
Fig. 3.43 Long-period component of longitudinal inertia force for PCC ($F_n=0.237$, head waves). ..	78
Fig. 3.44 Long-period component of added resistance in long-crested irregular waves for VLCC ($F_n=0.139$, head waves).	80
Fig. 3.45 Long-period component of added resistance in long-crested irregular waves for PCC ($F_n=0.237$, head waves).	81
Fig. 3.46 Comparison between experimental results and calculated results for added resistance in long-crested irregular waves (head waves).	83
Fig. 3.47 Effect of wave height on calculation of added resistance long crested irregular waves.	84
Fig. 3.48 Averaged value of added resistance in long-crested irregular waves based on k_x	85
Fig. 3.49 Comparison of averaged value of added resistance in long-crested irregular waves.	86
Fig. 4.1 Pictures of model ships.	92
Fig. 4.2 Bow shapes above the waterline.	92
Fig. 4.3 Frequency response function of added resistance in waves.	93
Fig. 4.4 Relation between added resistance in waves and Froude number for Container ship ($\lambda/L_{pp}=0.3$).	93
Fig. 4.5 Derivation of C_U for Container ship.	94
Fig. 4.6 Amplitude of relative motion. ($F_n=0.247$, head waves).	95
Fig. 4.7 Static swell-up ($F_n=0.247$).	95
Fig. 4.8 Averaged ship breadth for a period. ($F_n=0.247$, $H_w=3$ m, head waves)	96
Fig. 4.9 Frequency response function of added resistance in waves with averaged ship breadth.	97
Fig. 4.10 Effect of wave height on added resistance in waves (Basic-flared).	98
Fig. 4.11 4th component of added resistance in regular waves (Basic-flared).	98
Fig. 4.12 Comparison of effect of wave height for added resistance in waves (VLCC).	101
Fig. 4.13 Effect of wave height on added resistance in waves (VLCC).	102
Fig. 4.14 4th component of added resistance in regular waves for VLCC model ($F_n=0.139$).	102
Fig. 4.15 Calculated results of added resistance in irregular waves with 4th component for VLCC ($F_n=0.139$).	103
Fig. 4.16 Assumed encountered waves.	103
Fig. 4.17 Long-period component of added resistance in long crested irregular waves of H 3.5m, T 7.7s.	104

List of Tables

Table 1.1 Weather condition based on Beaufort wind force scale.	5
Table 1.2 Methods of added resistance prediction.....	9
Table 2.1 Principal dimensions of PCC.	29
Table 3.1 Principal dimensions of VLCC model.	37
Table 3.2 Principal dimensions of PCC model.	37
Table 3.3 Longitudinal restoring coefficient by torque motor.	42
Table 3.4 Wave parameters of measured irregular waves. (VLCC).....	44
Table 3.5 Wave parameters of measured irregular waves (PCC).....	58
Table 4.1 Principal dimensions of Container ship model.	93
Table 4.2 Coefficient of effect of ship speed for Container ship.	94
Table 4.3 Added resistance in long-crested irregular waves of H 3.5m, T 7.7s (Container ship).	104
Table 4.4 Decrease of ship speed in long-crested irregular waves of H 3.5m, T 7.7s (Container ship).	104

1 緒言

1.1 船舶の性能

船舶の推進性能は、船速（Speed）－主機回転数（Revolution）－出力（Power）の関係で表される。波や風の影響を考慮しない平水中の関係を平水中性能とすると、船舶の平水中性能は、設計時、水槽試験や数値計算を用いて推定され、最終的に試運転時に速力試験により確認される。一般的に、平水中性能の推定については、試運転結果との差 0.1 knot 程度の精度が求められると言われており、これは出力で 2% 程度に相当する。

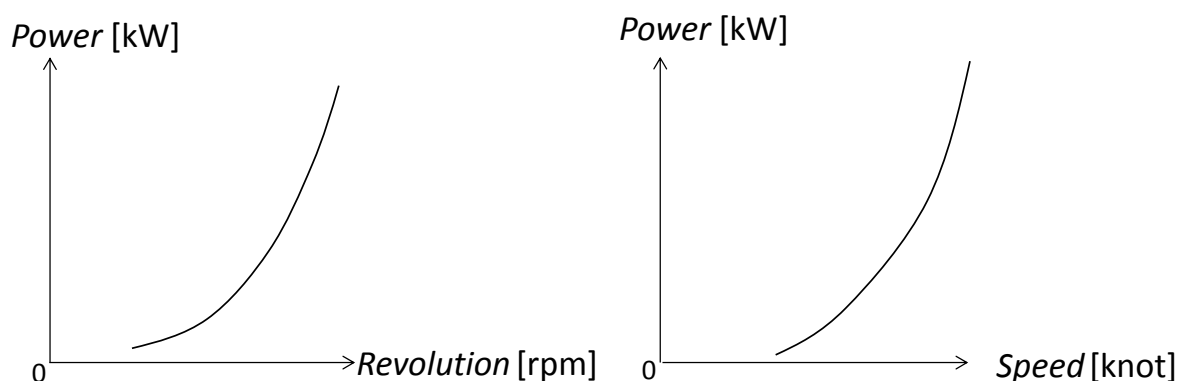


Fig. 1.1 Performance of a ship.

波や風の影響を考慮した時の船舶の性能は実海域性能と呼ばれる。実海域性能は、船舶が実際に航行している状況における船舶の性能を総合的に把握するものであり、推進性能、安全性能、運動性能などの広範な性能を包括するものとされる^[1]が、ここでは、平水中の推進性能に対応するものとして、実海域中の推進性能を実海域性能として扱う。

これまで、船舶の実海域性能については、シーマージンという形で考慮されてきた。シーマージンは、対象とする船舶が速力を得るために必要な出力に対して、主機常用出力(*NOR*)が備えるべき余裕として取り扱われるもので、当然のことながら、想定する航路、気海象状態、船型、速度により異なるが、設計条件の一つとして 10 ~ 20% 程度の値が用いられることが多い^[2]。しかし、実際には航路や波浪条件、運航条件によりシーマージンとすべき値が異なることは、就航実績の解析結果からも確認されており、例えば、同一サイズの船舶の航海ごとの燃料消費量のばらつきが 30% を超えることや^[3]、船型・主要目の違いにより、試運転により得られる平水中性能に差がなくても、実海域での船速低下量が異なることが報告されている^[4]。これらの差の要因分析の必要性が指摘されており、実際に船舶が運航する実海域での性能をターゲットに設計されるべきだという主張もなされている。

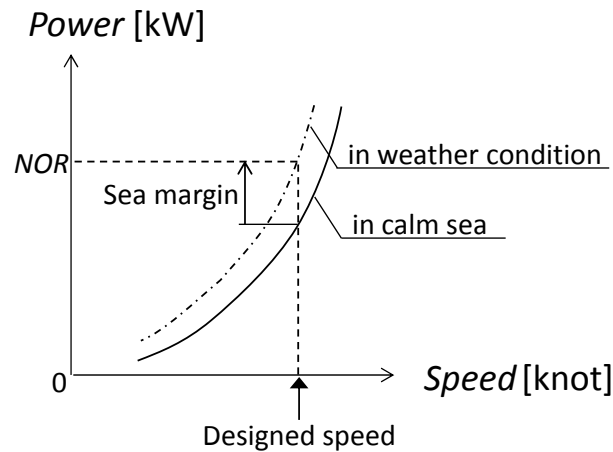
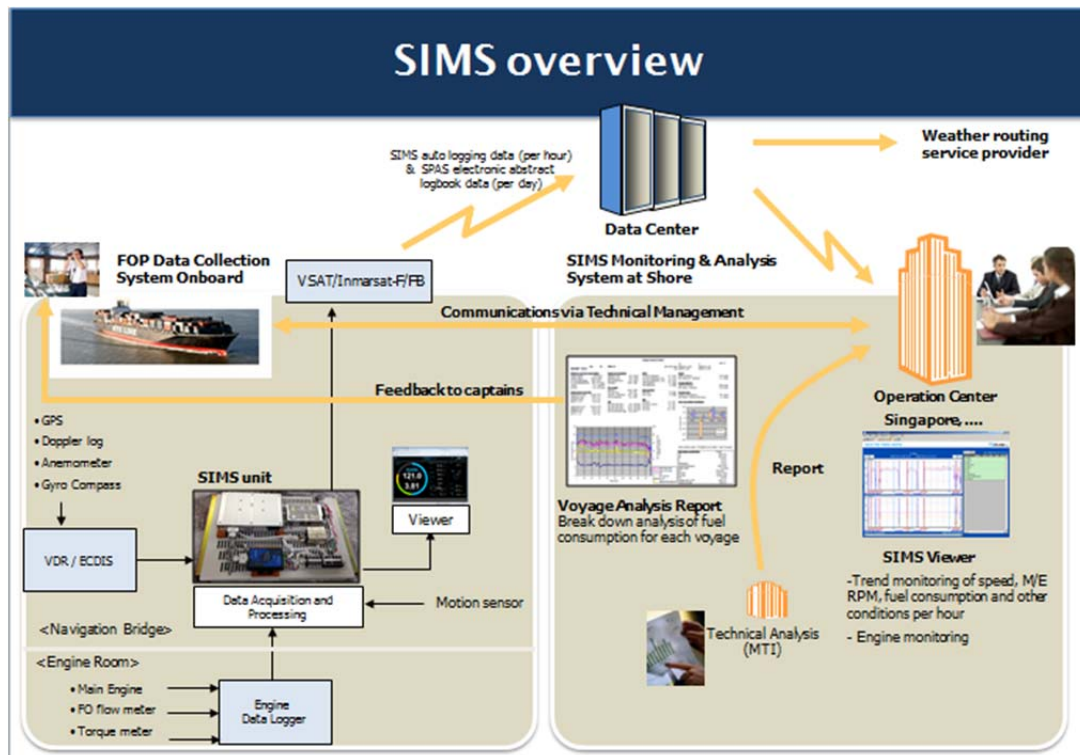


Fig. 1.2 Sea margin.

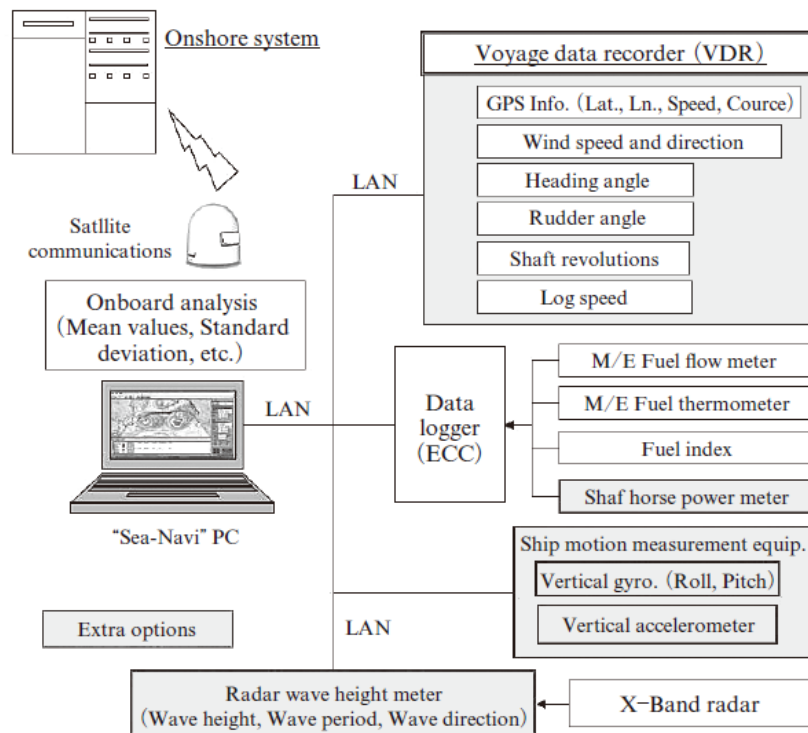
1.2 実船性能を示すデータ

実船の実海域性能を示すデータとしては、従来から、船舶の乗組員による手入力データのデータ (Noon Report) がある。これは、船舶から 1 日 1 回運航管理者に送付される船舶の航海実績を示す公式記録であり、正午における本船位置、1 日の航行距離、燃料消費量、平均船速、平均風力、残航距離といった情報が含まれている。このデータを用いた解析は、従来から広く行われており、実海域性能についても、解析に必要な情報がまとめられているため、多数の船舶を対象とした航海実績の評価が可能であり、主に海運会社において有効に活用され、運航改善などの取り組みに役立てられてきた。また、長期的な船体・プロペラ汚損の解析などにおいては定量的な評価が可能であることも示されている^[5]。一方で、気象海象状態を指定して実施した実海域性能の推定結果と実船データを比較する場合、Noon Report のデータでは、データ数が限定されており、通常 1 日 1 回のデータ取得期間の間の気象海象変動の影響を直接的に評価することが難しいため、推定結果の実船データによる検証や、要素分析による推定法へのフィードバックなどにとっては、必ずしも適していなかった。

近年、詳細な実船データによる実海域性能推定法との比較や、1 航海ごとの短期間における運航改善のため、船載型性能モニタリングシステムが各種開発され^(例えば[6],[7],[8],[9],[10])、実船への適用が急速に普及している。これらのシステムは、船上での遭遇気海象、性能・主機データ (船速、軸回転数、出力、燃料消費量など) を 1Hz 程度の時系列で自動計測し、短期海象に相当する数十分から 1 時間程度のデータを対象に船上で統計解析を行い、その結果得られる平均や標準偏差などの統計値を、インターネットなどを経由して陸上に配信するものである。これらの例を Fig. 1.3 に示す。モニタリングデータにより詳細な実海域性能を解析するためのデータが得られるようになり、これまで Noon Report で得られていたより正確な実船性能の把握が可能となるとともに、実海域性能の推定精度についても、これに対応して平水中性能と同程度の高い精度が求められてきている。



(a) Example1^[11]



(b) Example2^[7]

Fig. 1.3 Examples of onboard monitoring system.

1.3 船舶の実海域性能の推定

船舶の実海域性能として、船速－回転数－出力の関係、燃料消費量の推定を行う場合のフロー図の一例を Fig. 1.4 に示す。実海域で波や風の影響により受ける抵抗増加を平水中抵抗に加味し、自航要素やプロペラ効率の変化を考慮して実海域における船速－回転数－出力の関係を求め、主機の作動条件により、船速、主機回転数、出力、燃料消費量が求められる。

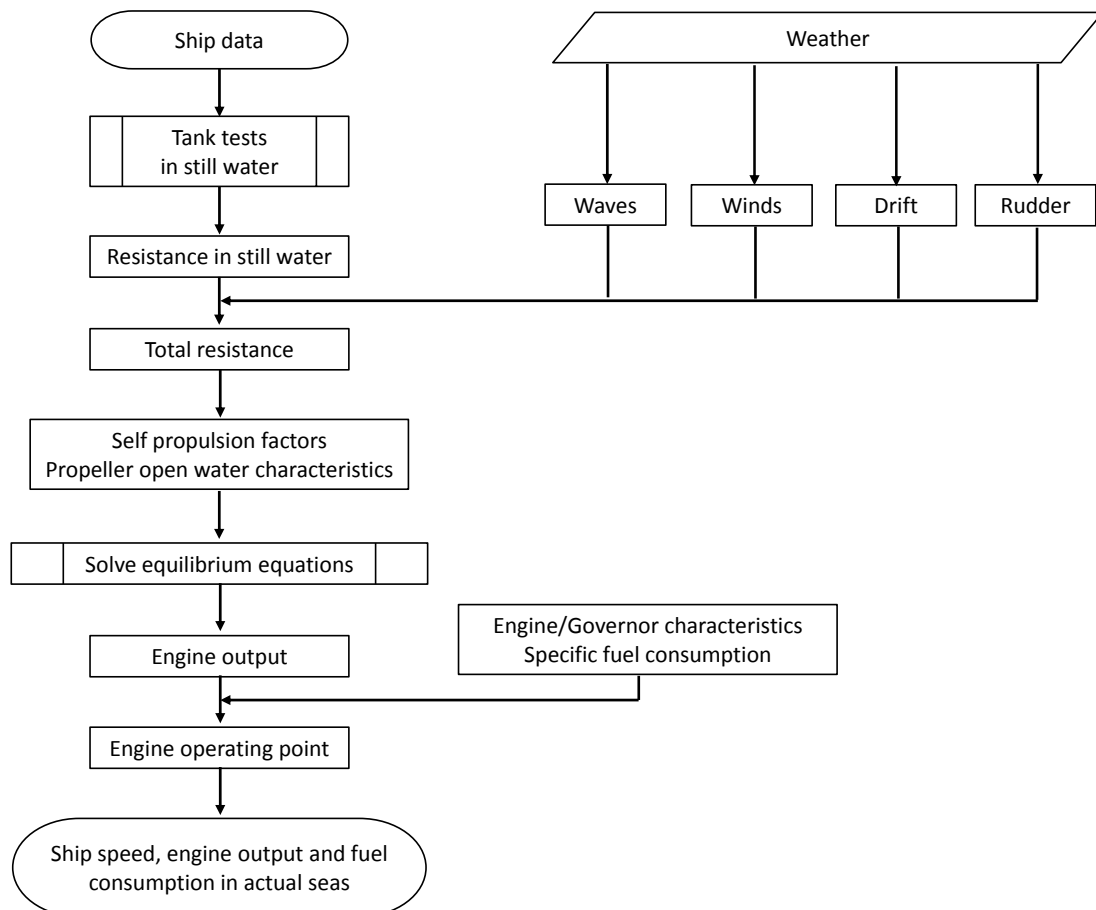


Fig. 1.4 Flowchart for performance prediction in actual seas^[12].

実海域性能の推定において、重要な要素となるのが波や風の影響で生じる抵抗増加であり、斜波中、斜風中においては、波による抵抗増加、風による抵抗増加に加えて、斜航抵抗、当て舵抵抗が働く。これらの要素の割合について、例として長さ 300 m のコンテナ船、長さ 190 m の自動車運搬船、長さ 217 m のバルクキャリアが、75%MCR 出力で実海域を航行中の場合の波・風による抵抗増加を平水中抵抗に対する割合で計算した例を Fig. 1.5 に示す。また、ビューフォート風力階級 (BF)^[14]から定めた気海象の計算条件を Table 1.1 に示す。ここで、平均風速 U_{wind} は、風力階級の中央値であり、有義波高 H は、風力階級において記載されている推定波高であり、平均波周期 T は、完全発達風波の周波数スペクトラムから導出された有義波高との関係^[15]から導出した。船種・気海象条件により割合は異なるが、いずれの場合も、波による抵抗増加（波浪中抵抗増加）は主要な成分であり、波浪中抵抗増加の推定精度が実海域性能の推定に重要となることが分かる。

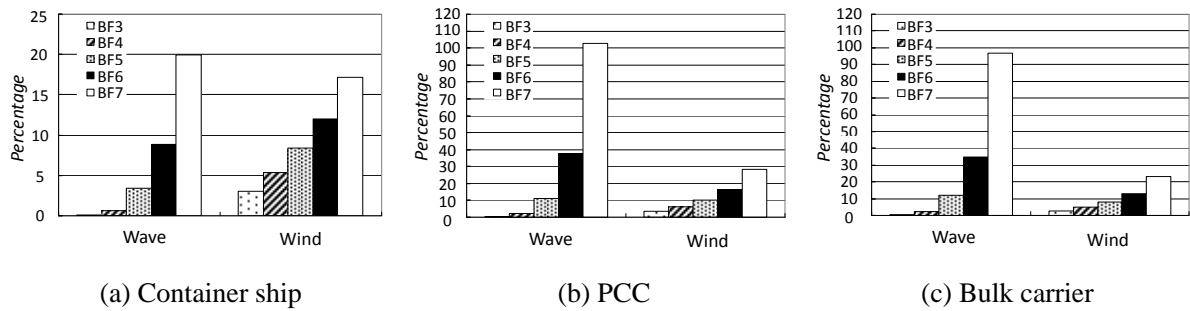


Fig. 1.5 Percentage of resistance components^[13].

Table 1.1 Weather condition based on Beaufort wind force scale.

Beaufort scale	Mean wind speed	Significant wave height	Mean wave period
BF	U_{wind} [m/s]	H [m]	T [s]
0	0.0	0.0	0.0
1	1.0	0.1	1.2
2	2.6	0.2	1.7
3	4.4	0.6	3.0
4	6.9	1.0	3.9
5	9.8	2.0	5.5
6	12.6	3.0	6.7
7	15.7	4.0	7.7
8	19.0	5.5	9.1

1.4 波浪中抵抗増加

波浪中抵抗増加とは、波浪中を航行する船舶に働く抵抗の平均の、平水中を航行する船舶に働く抵抗からの増加量を指す。試験水槽で規則波中を対象とする場合の模式図を Fig. 1.6 に、不規則波中の模式図を Fig. 1.7 示す。ここに示すように、波浪中の船舶に働く抵抗は、遭遇する波浪により変動する。規則波中の波浪中抵抗増加は、規則波の周期と船速から決まる出会い周期に応じた変動が主要なため、変動の平均は、出会い周期 1 周期当たりの平均とほぼ等しくなる。実海域中の場合、遭遇する波は、様々な周波数成分、波向成分を含む短波頂不規則波のため、船舶が遭遇する波も時々刻々変化し、それに応じて船舶に働く抵抗も変動する。そのため不規則波中では、抵抗の変動の平均が区間により異なることとなる。

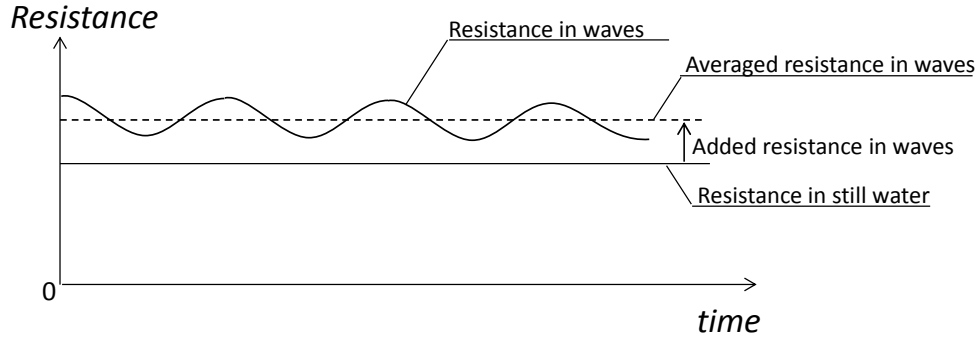


Fig. 1.6 Image of added resistance in regular waves.

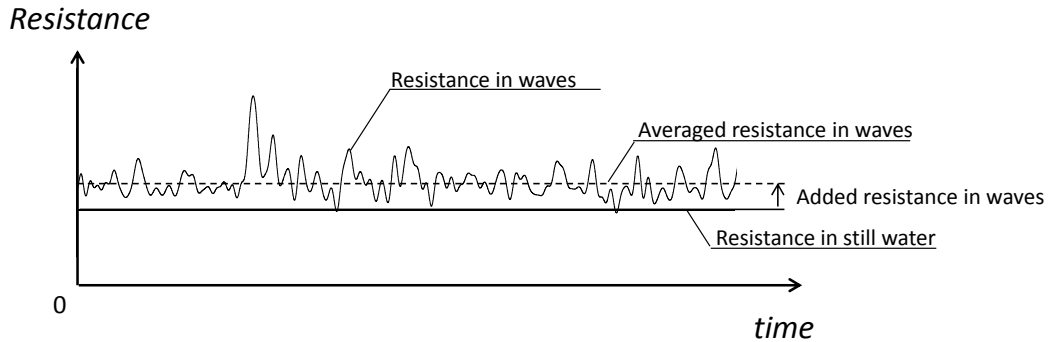


Fig. 1.7 Image of added resistance in irregular waves.

平均値として実海域における波浪中抵抗増加を評価する場合、実海域の短波頂不規則波を、方向分布を持ったスペクトラムで表現し、波の方向スペクトラムと規則波中抵抗増加の周波数応答を重ね合わせて計算することが一般的である。またこの時、規則波中抵抗増加については、微小振幅理論に基づき波高の 2 乗に比例するという仮定が用いられる。波の方向スペクトラムは、周波数・波向と波高についての短期統計モデルであり、波浪レーダーなどによる計測値がある場合を除き、波高・波周期・波向などのパラメータから海洋波を表す標準周波数スペクトラムと方向分布関数を用いて表される。短期海象として対象となる期間は遭遇波の数で表されることが多く、国際試験水槽会議（ITTC）によれば、水槽試験においては、標準とすべき遭遇波の数は 100 で、追波中でも実船スケールで 30 分間を対象とすれば、充分とされている^[16]。波の方向スペクトラムを標準周波数スペクトラムと方向分布関数で表した時の一例を Fig. 1.8 に、規則波中抵抗増加の周波数応答の例^[17]を Fig. 1.9 に示す。ここで、標準波スペクトラムは、(1.1)式に示す通り周波数スペクトラム S と方向分布関数 G を使用して表し、周波数スペクトラムについては(1.2)式に示す修正ピアソン・モスコヴィッツ型スペクトラム^[18]、(1.3)式に示す ITTC 式^[19]を用い、方向分布関数については(1.4)式に示すコサイン 2 乗型を用い、有義波高 H は 4 m, 平均波周期 T は 6.7 s, 主波向 θ_w は 90 deg.とした。

$$E(\omega, \alpha) = S(\omega)G(\alpha) \quad (1.1)$$

修正 P-M 型スペクトラム

$$S(\omega) = \frac{A}{\omega^5} \exp\left(-\frac{B}{\omega^4}\right) \quad (1.2)$$

ITTC 式 :

$$A = \frac{173}{T^4} H^2, \quad B = \frac{691}{T^4} \quad (1.3)$$

$$G(\alpha) = \frac{1}{\pi} \cos^2(\theta_w - \alpha) \quad \text{for } -\frac{\pi}{2} \leq (\theta_w - \alpha) \leq \frac{\pi}{2} \quad (1.4)$$

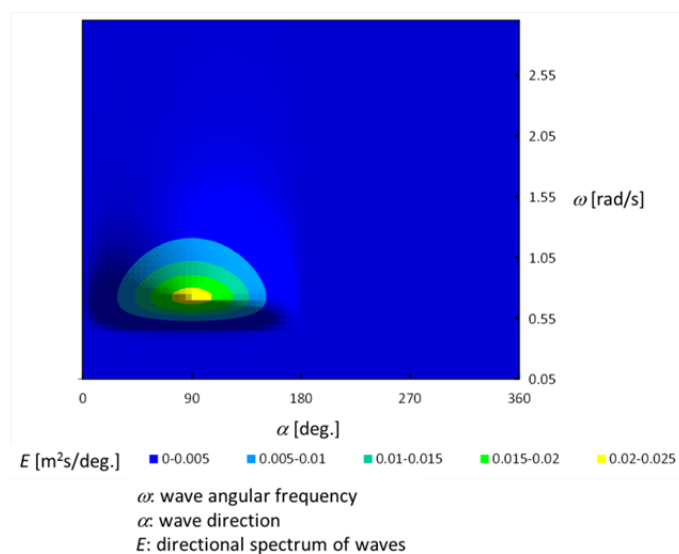


Fig. 1.8 Example of directional wave spectrum with standard frequency spectrum and directional function.

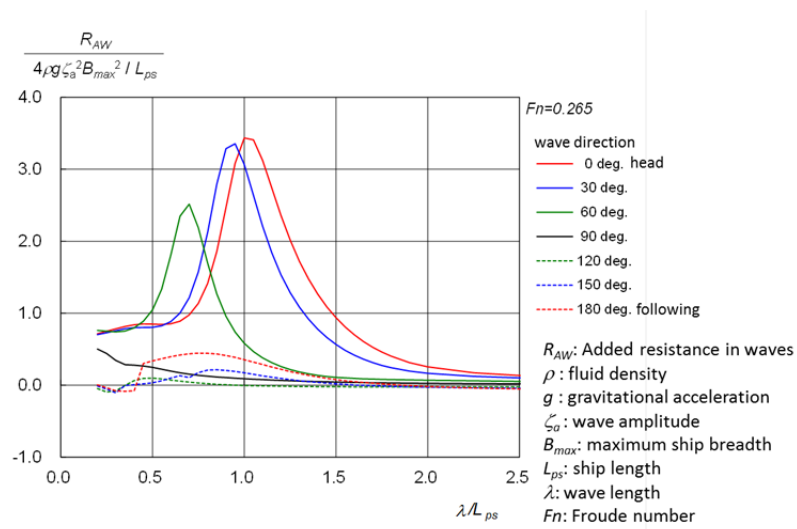


Fig. 1.9 Example of frequency response of added resistance in regular waves for 300m container ship.^[17]

実海域中を航行する船舶に働く不規則波中抵抗増加を評価する場合、現状、平均値として波スペクトラムと規則波中抵抗増加の周波数応答の重ね合わせで評価する方法が一般的であるが、不

規則波中では、入射波の周期に応じた変動に加え、成分波の周波数差により長周期変動が生じる。これは、不規則波を近似的に半波ごとの規則波の連なりと考えるとわかりやすい^[20]。Fig. 1.10に示すように、半波ごとの波に対応する規則波中抵抗増加が働くと考えると、船舶に働く抵抗の変化は、波の周波数・波高の変化に応じた長周期の変動となる。

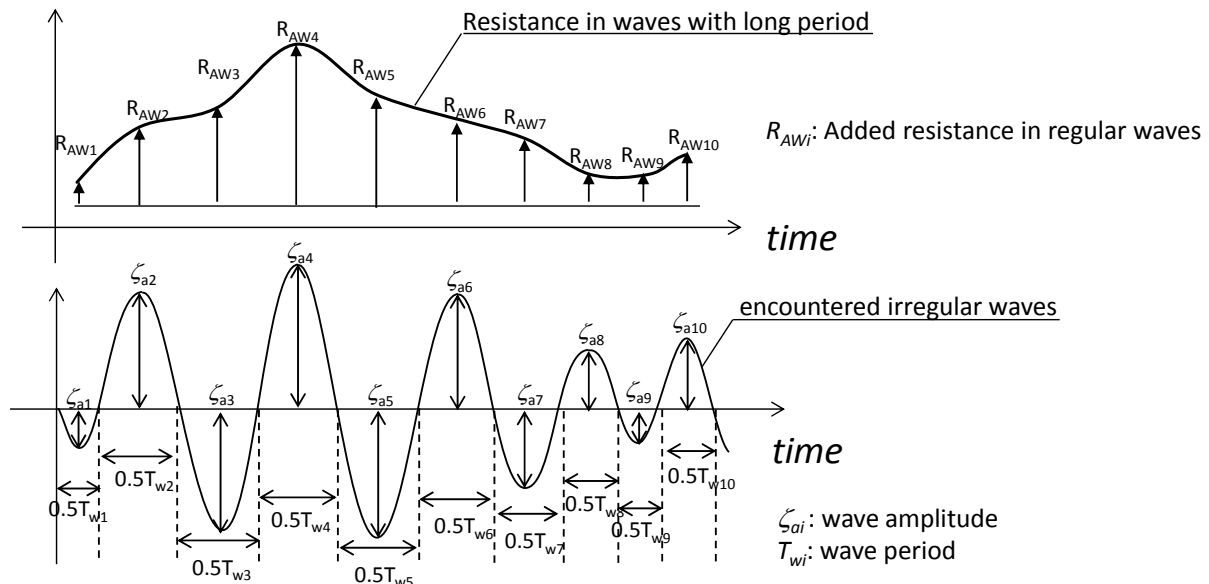


Fig. 1.10 Resistance in irregular waves with long period.

長周期変動は、一波一波の周期に応じた変動に比べると振幅は大きくないが、周期が固有周期に近いことが多く、運動などその他の変動に与える影響が大きい^[21]。そのため、船速やプロペラ負荷などへの各種変動量への影響も大きくなる。プロペラ負荷変動の影響は主機特性により異なることが知られている^{[22],[23],[24]}が、その影響を把握するために必要となる不規則波中抵抗増加の長周期変動を推定する方法について、航行する船舶を対象として検討された例は見当たらない。

不規則波中抵抗増加の長周期変動を推定する方法として、海洋構造物や係留されている船舶等の前進速度を持たない物体を対象とした、不規則波中長周期変動評価法^[25]を、前進速度を持った船舶に適用する方法が考えられる。この方法は、不規則波中の弱非線形の変動の一般的表現により長周期変動を表すものであり、2次の応答関数を用いて表される。航行船舶を対象にこの手法を適用した場合の定式化について、2.2節に示す。

2.2節に示す推定法では、2次の応答として規則波中抵抗増加を利用することにより、不規則波中抵抗増加の長周期変動が表される。規則波中抵抗増加の評価法については、Table 1.2^[26]に示す通り、ストリップ法などの細長体理論を用いた方法、3D パネル法、CFD（数値流体力学）による方法等の計算法が提案されている。CFD による計算法では、船体表面に働く圧力を直接積分して、波浪中・平水中を走行時の抵抗をそれぞれ求め、その差分をとることにより、波浪中抵抗増加が推定される。ストリップ法などの細長体理論、3D パネル法でも、直接船体表面に働く圧力を積分することにより抵抗を計算することもあるが、波浪中を航行する船体から生じる波を損失する運動量と考え、造波による運動量損失を波浪中抵抗増加として計算する方法が用いられている。CFD

を用いた計算については、非線形影響を含めた計算を行うことができることから、水面上形状影響の検討などに利用されている例^{例えば[27],[28],[29]}が報告されている。しかしながら、実海域で遭遇する多様な波条件での推定を行うためには、パラメータが多く計算資源が過大となる問題があることや、計算の際の格子依存性が指摘されており、現実的ではない。各種手法の中で、実用性と実験値に対する妥当性の観点から、ストリップ法により求めた船体運動から、丸尾の理論^[30]により波浪中抵抗増加を計算し、短波長域の修正を加えて推定する方法が、普及している。本研究では、NSM (New Strip Method) ^{[31],[32]}により計算した船体運動を用いて、丸尾の理論により波浪中抵抗増加を計算し、短波長中抵抗増加試験結果から得られるパラメータを用いた修正を加えることにより、水面上形状影響を考慮する方法^[33]を用いて、規則波中抵抗増加の計算を行う。この方法は、ISO で審議されている試運転解析法^[34]にも記載されている方法であり、2 章において、手法の詳細及び理論的背景について述べる。

Table 1.2 Methods of added resistance prediction^[26].

Approaches	Numerical method			Experiment
	Slender-body theory	3D panel method	CFD	
Added resistance computation	Direct pressure integration (e.g. Faltinsen et al, 1980, Kim & Kim, 2011)		Direct pressure integration: Added resistance = (Total Resistance in waves) – (Resistance in calm water)	
	Momentum conservation method (e.g. Maruo, 1960, Joncquez, 2009)			
	Radiated energy method (e.g. Salvesen, 1978)			
Methodology	Strip method, (enhanced) unified theory	Green-function method, Rankine panel method	Commercial or in-house codes	Surge-fixed or surge-free tests
	Linear formulation for seakeeping.		Fully nonlinear formulation.	Fully nonlinear
Short-Wave Approximation	Faltinsen’s approximation, NMRI’s empirical formula			
Remarks	Quick computation	Different formulations for time-domain and frequency-domain methods.	A lot of computational time	Expensive
	In shot waves, empirical or asymptotic formula should	Grid dependency should be observed in short waves.	Strong grid dependency in short waves.	Scale dependency and repeatability should be observed.

1.5 エネルギー効率設計指標

国際規則においても、国際海事機関（IMO）で審議され 2013 年に開始された船舶のエネルギー効率設計指標（*EEDI*）に関する規制^[35]に関連し、実海域性能に関連する各種ガイドラインについての審議・検討が行われている。*EEDI* 規制は、エネルギー効率の高い船舶の建造・調達を促すことを目的とした規制で、建造時に個船毎に計算される *EEDI* 到達値（*Attained EEDI*）^[36]が、決められた値（*EEDI* 要求値：*Required EEDI*）以下であることを要件とする。*EEDI* 規制の概略を Fig. 1.11 に示す。個船ごとの *EEDI* 到達値は、船舶からのトンマイル当たりの CO₂ 排出量により表され、夏期満載状態（コンテナ船は 70%DWT 状態）、75%MCR（LNG 船は 83%）の条件で平水中における値として規定される。

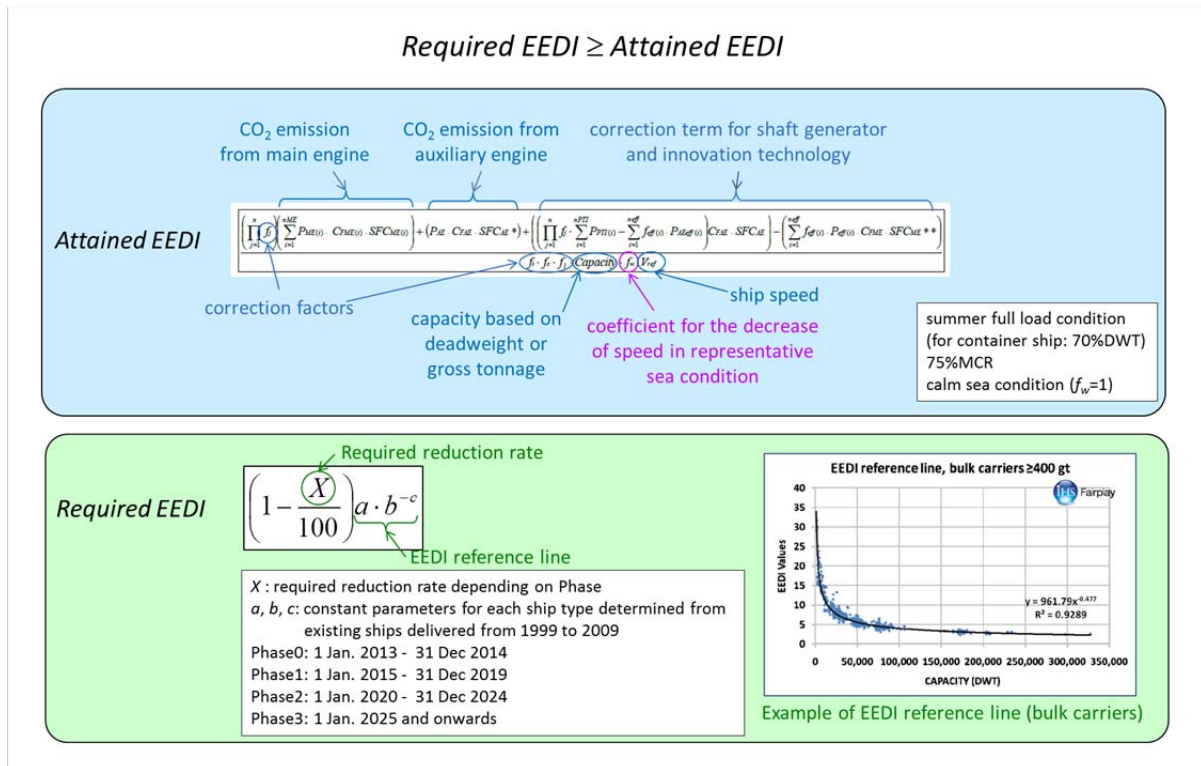


Fig. 1.11 Simple overview of *EEDI* regulation^{[35],[36],[39]}.

EEDI については、平水中で規定される指標であるが、関連するガイドラインや手法において、実海域性能を考慮しているものには以下がある。

1. 代表海象での速力低下係数 f_w 計算ガイドライン^[37]
 2. 試運転解析法^[34]
 3. 最低出力計算ガイドライン^[38]
1. 代表海象での速力低下係数 f_w 計算ガイドラインは、*EEDI* は平水中の指標であることに対し、実際に船が運航する実海域における評価を行うべきだという意見により審議・検討されている計算ガイドラインである。 f_w は、代表海象（BF6、向波・向風）における対象船の主機出力一定下における船速低下量を表す係数である。個船毎に計算される *EEDI* に、 f_w を加味するこ

とにより、実海域での船速低下を考慮した二酸化炭素（CO₂）排出量が計算され、*EEDI_{weather}*として *EEDI* 認証の際に認証機関に提出する *EEDI* テクニカルファイルに記載される^[40]。

2. 試運転解析法は、試運転における速力試験の結果から、外乱影響を取り除き、*EEDI* 到達値の計算で必要となる速力を導出するための標準手法で、波・風・潮流等の影響についての修正法が記載されている。
3. 最低出力ガイドラインは、荒天回避に最低限必要な操縦性を担保するため、荒天下での操船を確保するための最低出力を算定するためのガイドラインで、2段階の評価を実施する。第1段階の *DWT* により決まる最低出力ラインによる判定で不合格となった場合、第2段階において、各仮定の下で、波風による影響を踏まえた簡易推定を行い、荒天中で必要となる出力が、主機が搭載する出力以下であれば合格となる。

1.6 課題

EEDI 規制に関連する各ガイドラインにおける波浪中抵抗増加の評価についても、不規則波を短期予測により平均値として推定している。しかし、平均値としての評価が適していない場合や、現状の計算法では、適切な評価ができていない場合も考えられる。

例えば、試運転時においては、航走区間から決まる限られた時間を対象として、波浪中抵抗増加を算定するが、対象となる波浪の精度に任意性があり、通常用いられる標準波スペクトラムを使用することが正確な推定となっているかは明確ではない。また、船体に働く抵抗の長周期変動の影響により、船速を一定に維持できない場合も考えられる。

最低出力の評価においては、現状の計算法では、平均値として評価を行っているが、変動を考慮し、抵抗が最大となるときに必要となる出力を保持しているかを評価すべきである。

さらに、不規則波中抵抗増加を短期予測により平均値で評価する場合、規則波中抵抗増加については、微小振幅理論に基づき波高の2乗に比例するという仮定が用いられているため、静止水線面より上方の形状については考慮されない。しかしながら、不規則波中を航行する船舶が会う波の振幅は時々刻々変化し、影響を受ける船体表面も振幅により変化するため、実際に船に働く抵抗増加は波に対する高次影響を受ける。近年、実海域性能向上の取り組みとして、波浪中抵抗増加を低減させる船首形状が搭載された船舶が開発されている^{例えば[41],[42],[43],[44],[45],[46],[47],[48],[49],[50]}こともあり、このような船舶を評価する場合において、波高影響・水面上形状影響を考慮しなければ、正確な評価につながらない。

1.7 まとめ

船舶の実海域性能について、確度の高い評価が求められてきている。実海域性能推定において重要な成分である波浪中抵抗増加は、短波頂不規則波中抵抗増加として、方向波スペクトラムを用いて平均値として従来評価されてきたが、不規則波中では、入射波の周期に応じた変動に加えて成分波の周波数差により長周期変動が生じる。長周期変動は船体運動などの変動に与える影響が大きく、船速やプロペラ負荷などへの各種変動にも影響すると想定されるが、航行船舶を対象に不規則波中抵抗増加の長周期変動を推定する方法について検討された例はない。また国際規制に関連しても、実海域性能を取り扱う場面が出てきている。*EEDI* 規制に関連するガイドラインで

ある試運転解析法においては、平均値として波浪中抵抗増加を評価しているが、限られた航走区間では波浪の精度に任意性があり、通常用いられている標準波スペクトラムの使用が適切かは不明確である。また、同じく *EEDI* 規制に関係する最低出力ガイドラインにおいても、平均値として波浪中抵抗増加を評価するが、変動を考慮し抵抗が最大となる状況で保持すべき出力について判定するべきである。これらの課題を解決するためには、不規則波中抵抗増加の長周期変動を推定する方法が必要であり、このために理論的・実験的検討を行った。不規則波中抵抗増加の長周期変動について、非線形の 2 次応答の表現を用いて推定する方法を示した。また、不規則波中抵抗試験における計測値の解析法を示し、試験結果と推定値の比較により推定法の検証を行った。さらに、波浪中抵抗増加の波高影響について数学的に把握するため、従来の波の 2 次応答としての表現では考慮されない高次影響の表現について検討を行った。

本論文の構成は以下の通りである。

第 1 章では、本研究の目的と社会的背景について述べる。

第 2 章では、現状の波浪中抵抗増加推定法についての詳細と、理論的背景を述べる。

第 3 章では、不規則波中抵抗増加の長周期変動について、数値計算結果と水槽試験による比較を行った結果について述べる。

第 4 章では、従来の計算法では検討されていない、3 次以上の高次成分を考慮した波浪中抵抗増加の推定法について述べる。

第 5 章では、本研究の結論及び今後の研究の展望についてまとめる。

2 波浪中抵抗増加の推定法

実海域の波は不規則性を有し、工学的には、様々な周波数成分の規則波が重ね合わさった方向分布を持つ短波頂不規則波で表される。不規則波中抵抗増加を推定する際、CFD や水槽試験により、船に働く抵抗の時系列を直接計算することも考えられるが、実際の海域で生じる様々な波のパターンに対応するためには、計算資源やコストが過大となり現実的ではない。そのため、規則波中抵抗増加の周波数応答を用いて、不規則波中抵抗増加を評価することが一般的である。

本研究では、試運転解析法^[34]に記載されている規則波中抵抗増加の計算法を用いて検討を行う。この方法は、船体運動を入力に丸尾の理論^[30]を用いて規則波中抵抗増加の周波数応答を計算し、水槽試験から求められるパラメータを導入して短波長の修正を加える方法^[30]である。この手法の詳細及び理論的背景について、2.1 節で述べる。

2.2 節では、不規則波中抵抗増加の長周期変動を計算するため、海洋構造物を対象とした漂流力の計算で使用されている 2 次の応答関数を用いる方法を、航行船舶に適用して定式化した。この手法の計算式及び計算例を示す。

波浪中抵抗増加推定結果の確認・検証は、波浪中水槽試験により行われる。また、計算では考慮されない水面上形状影響の評価にも、水槽試験は不可欠なものとなっている。2.3 節では、波浪中抵抗増加の試験の原理と解析法の概要、及び、不規則波中抵抗試験の際の留意点と計測値から波浪中抵抗変動を求める方法について述べる。

2.1 不規則波中抵抗増加の計算法

不規則波が波スペクトラムとして統計的に表される時、波のエネルギー Spektrum は(2.1)式により定義される。ここで、 ω は規則波の角周波数、 α は規則波の波向（向波 0 度）、 ζ_a は規則波の振幅、 E は波のエネルギー Spektrum 密度である。

$$\zeta_a^2(\omega, \alpha) = E(\omega, \alpha) d\omega d\alpha \quad (2.1)$$

(2.1)式と、規則波中抵抗増加が波高の 2 乗に比例するという仮定により、不規則波中抵抗増加 R_{wave} は、平均値として(2.2)式で表される^[51]。ここで、 R_{AW} は規則波中抵抗増加、 V は船速である。(2.2)式に示す通り、不規則波中抵抗増加は規則波中抵抗増加と波 Spektrum の重ね合わせで表現される。

$$R_{wave} = 2 \int_0^{2\pi} \int_0^\infty \frac{R_{AW}(\omega, \alpha; V)}{\zeta_a^2} E(\omega, \alpha) d\omega d\alpha \quad (2.2)$$

2.1.1 規則波中抵抗増加の計算法

規則波中抵抗増加は、水槽試験もしくは計算により推定され、推定法については、Table 1.2 に示す通り各種提案されている。

計算により規則波中抵抗増加を求める場合、船体表面上にかかる圧力を直接積分して求める方法と、波浪中を航行する船舶から船体運動や入射波の反射により波を生じることによる運動量の損失として計算する方法がある。運動量損失として計算する方法では、船体が流体になした仕事が流体のエネルギーに転化したとして、遠く離れた調査面におけるエネルギー流出を計算することにより波浪中抵抗増加を求める。この理論は、丸尾のエネルギー的考察によってはじめて明快な説明が与えられた^[30]。丸尾の理論では、波浪中を航行する船体が発生する素成波を振幅関数により表現するが、振幅関数については、細長体の仮定で近似的に船体運動を用いて計算されることが一般的である。

(1) 船体運動の計算法

船体運動は、船体に作用する流体力学的な力を、ストリップ法や細長体理論により計算することで求められる。

ストリップ法は、Korvin-Kroukovsky^[52]により考案され、船体運動（上下揺・縦揺）についての理論が示された。その後、STF(Salvesen-Tuck-Faltinsen)^[53]法やNSM(New Strip Method)^{[31], [32]}として実用的な形に整えられた。ストリップ法は細長船理論をベースとし、流場の船長方向の変化が幅・喫水方向の変化より緩やかと考えた物理的考察からの近似に基づく手法である。理論的な位置付けについては、Ogilvie and Tuck^[54]により、比較的短波長という仮定を用いて説明された。シンプルな計算で実験値との一致が良い結果が得られるため、STF法やNSMについては現在においても実用的に用いられている。反射波による上下の方向の波浪強制力を求めるとき(Diffraction問題)、計算に用いる上下揺時の圧力を、STF法では、断面ごとに二次元近似した時の水圧から求めるのに対し、NSMでは、相対運動の仮定を用い、波による上下方向相対速度と等価な速度で、断面が上下揺するとして解く。

一方、細長体理論については、1960年代に入り、長波長の仮定を用いて船舶に適用する方法が開発されはじめた^{[55], [56], [57]}。船の形が細長いというストリップ法と同じ仮定に基づいているが、摂動法的に注意深く展開を進めるものである。ストリップ法は、船体周りの流れが船長方向に緩やかに変化すると考え、ある断面の周囲の断面への影響を考慮しないが、細長体理論では、船体近傍の内部領域では前後方向成分を無視して2次元的に扱うが、遠方場の外部領域で船を3次元的に扱う。ストリップ法は、短波長の理論として、細長体理論は長波長の理論として示されていたところ、Newman^[58]により、全周波数領域で適用できるUnified Theoryが発表された。Unified Theoryは、波長が船の幅程度以上の全周波数に適用できる理論として示されているため、このように名づけられている。

ここでは、現在でも実用的に広く用いられているNSMの計算結果を用いる。

(2) 運動量流出としての波浪中抵抗増加の表現

波浪中抵抗増加に関して、丸尾による理論では、波浪中を航走する船が波を発生することにより流体に与えたエネルギーを、波として船体から離れた場所に現れる運動量損失と考え、波浪中で船を前進させるための力と同等であると考え、これを波浪中抵抗増加としてとらえる。このことを以下に示す。

波浪中を船が速度 V で前進する場を考える代わりに、船の進行方向と逆向きの一様流と波の存在する場に船の平均的位置が保たれるように船に水平力が与えられている場を考える。

静止水線面上の船の平均的位置に原点をとり、一様流と逆方向に X 軸正方向、上方に Z 軸正方向、船幅方向に Y 軸をとる。原点を中心とした円形の Z 軸方向の固定の柱 (円柱表面を S_l とする) を考える。また、船の浸水表面を S_0 とし、自由表面を S_2 とする。

S_0, S_l, S_2 内部のエネルギーは運動エネルギーと位置エネルギーの和で表され、連続の式を満足するポテンシャル Φ を用いて、(2.3)式で表現される。ここで、 I はエネルギーを表す。

$$I = \iiint \rho \left[\frac{1}{2} (\nabla \Phi)^2 + gZ \right] dXdYdZ \quad (2.3)$$

境界面が移動することを考え、 S_0 の流体内部方向の法線方向速度を v_n とすると、エネルギーの変化率は(2.4)式で表される。ここで、 t は時間である。

$$\frac{dI}{dt} = \frac{\rho}{2} \iiint \frac{\partial}{\partial t} (\nabla \Phi)^2 dXdYdZ - \rho \iint \left[\frac{1}{2} (\nabla \Phi)^2 + gZ \right] v_n dS \quad (2.4)$$

ここで、ガウスの定理とベルヌーイの定理を用いると、(2.5)式に展開できる。ここで、 n は流体内部への法線方向を示す。

$$\frac{dI}{dt} = -\rho \iint \left[\frac{\partial \Phi}{\partial n} \frac{\partial \Phi}{\partial t} + \left(-\frac{\partial \Phi}{\partial t} - \frac{p}{\rho} \right) v_n \right] dS \quad (2.5)$$

さらに、それぞれの境界面についての、以下の境界条件を適用すると、(2.9)式が得られる。

$$v_n = -\frac{\partial \Phi}{\partial n} \quad \text{on } S_0 \text{ (船体表面)} \quad (2.6)$$

$$v_n = 0 \quad \text{on } S_l \text{ (円柱表面)} \quad (2.7)$$

$$v_n = -\frac{\partial \Phi}{\partial n}, \quad p = 0 \quad \text{on } S_2 \text{ (自由表面)} \quad (2.8)$$

$$\frac{dI}{dt} = \int_{S_0} p \frac{\partial \Phi}{\partial n} dS - \rho \int_{S_l} \frac{\partial \Phi}{\partial n} \frac{\partial \Phi}{\partial t} dS \quad (2.9)$$

(2.9)式の右辺第1項は船が行う仕事に対応し、船が平均的に同じ場所にある場合、時間平均は0になる。また、当然のこととして、周期的な変動を考える場合、エネルギー変化の時間平均も0となるため、次式が成り立つ。

$$\overline{\rho \int_{S_1} \frac{\partial \Phi}{\partial n} \frac{\partial \Phi}{\partial t} dS} = 0 \quad (2.10)$$

次に、速度ポテンシャル Φ について、一様流成分と、海洋波による攪乱ポテンシャル ϕ の足し合わせで表現し、極座標系(r - θ)を考える、速度ポテンシャル Φ の法線方向微分を、 r を用い、(2.13)式で表現する。

$$\Phi = -VX + \phi \quad (2.11)$$

$$x = r \cos \theta, \quad y = r \sin \theta \quad (2.12)$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial n} = -\frac{\partial \Phi}{\partial r} - V \cos \theta \quad (2.13)$$

(2.10)式を、極座標系と空間固定座標における速度ポテンシャル Φ を用いて描き換えると、(2.14)式となる。ここで、自由表面の高さを $Z=\zeta$ で表す。

$$\overline{\rho \int_0^{2\pi} r d\theta \int_{-\infty}^{\zeta} \left(-\frac{\partial \Phi}{\partial r} - V \cos \theta \right) \frac{\partial \phi}{\partial t} dZ} = 0 \quad (2.14)$$

次に、実際の状況である船が速度 V で波浪中を X 軸方向正方向に進行する状態を考え、座標系については、船の平均速度 V で X 方向に移動する等速移動座標を考える。この座標系における速度ポテンシャルは、(2.11)式の ϕ に一致することとなるが、時間変化は一様流中の速度ポテンシャルと異なり、(2.15)式で表される。

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} \rightarrow \left(\frac{\partial \phi}{\partial t} - V \frac{\partial \phi}{\partial X} \right) \quad (2.15)$$

円柱表面が座標系とともに移動する時、円柱表面 S_I の内向き法線方向速度 v_n 、船体表面 S_0 上での v_n は以下で表される。

$$v_n = -V \cos \theta \quad \text{on } S_I \quad (2.16)$$

$$v_n = -\frac{\partial \phi}{\partial n} \quad \text{on } S_0 \quad (2.17)$$

(2.16)式、(2.17)式から、流体内部のエネルギー時間変化を表した(2.9)式を展開し、その時間平均をとると次式が得られる。

$$\overline{\int_{S_0} p v_n dS} = \overline{\int_{S_I} \left[\rho \left(\frac{\partial \phi}{\partial n} + V \cos \theta \right) \left(\frac{\partial \phi}{\partial t} - V \frac{\partial \phi}{\partial X} \right) + p V \cos \theta \right] dS} \quad (2.18)$$

これに、(2.10)式と(2.13)式を踏まえると、次式が得られる。

$$\overline{\int_{S_0} p v_n dS} = \rho V \int_0^{2\pi} r d\theta \int_{-\infty}^{\zeta} \left[\frac{\partial \phi}{\partial X} \frac{\partial \phi}{\partial r} - \left(\frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{1}{2} (\nabla \phi)^2 + gZ \right) \cos \theta \right] dZ \quad (2.19)$$

(2.19)式の左辺は、船が流体になす仕事率の平均となっており、右辺は、単位時間あたりに円柱表面 S_l を介して流出するエネルギー変化率の平均となる。

ここで、一様流”- V ”中におかれた船の運動量 \mathbf{M} の変化率について考える。運動量 \mathbf{M} の変化率は、船体表面 S_0 と自由表面 S_2 で流体の入出がないことから、表面 S_l 上の圧力を用い、(2.20)式で表される。ここで、 \vec{q} は速力であり、 $\vec{q} = -\nabla \phi$ 、 F_G は重力である。

$$\frac{d\vec{M}}{dt} = \int_{S_0} p \vec{n} dS + \int_{S_2} p \vec{n} dS + \int_{S_l} \rho \vec{q} (\vec{n} \bullet \vec{q}) dS + F_G \quad (2.20)$$

船に働く力は、圧力を船体表面で積分したものになり、その X 軸方向成分は次式で表される。ここで、重力は時間変化に寄与しないものとして無視する。

$$\begin{aligned} F_x &= - \int_{S_0} p n_x dS \\ &= - \frac{dM_x}{dt} + \int_{S_2} p n_x dS + \int_{S_l} \rho \left(V + \frac{\partial \phi}{\partial X} \right) (V n_x + \vec{n} \bullet \nabla \phi) dS \end{aligned} \quad (2.21)$$

時間平均を考えると、運動量の変化率の平均は 0 となる。同様に、流れの入出量の平均も 0 となるので、次式が成り立つ。

$$\int_{S_l} (V n_x + \vec{n} \bullet \nabla \phi) dS = 0 \quad (2.22)$$

船に働く抵抗の時間平均 \bar{R} は $-F_x$ の時間平均となり、(2.23)式で表される。

$$\bar{R} = \rho \int_0^{2\pi} r d\theta \int_{-\infty}^{\zeta} \left[\frac{\partial \phi}{\partial X} \frac{\partial \phi}{\partial r} + \left\{ \frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{1}{2} (\nabla \phi)^2 + gZ \right\} \cos \theta \right] dZ \quad (2.23)$$

(2.23)式と(2.19)式から、次式が導かれる。

$$\overline{\int_{S_0} p v_n dS} = \bar{R} V \quad (2.24)$$

これは、単位時間あたりに円柱表面 S_l を介して流出する運動量が、外力により船に働く抵抗の時間平均 \bar{R} に対応していることを示している。

(3) 丸尾による波浪中抵抗増加の表現

入射波の速度ポテンシャルを船体固定座標系で(2.25)式で表す。ここで、 k は入射波の角波数である。

$$\phi_w = \frac{g\zeta_a}{\omega} \exp\{i\omega_e t + kZ + ik(X \cos \alpha + Y \sin \alpha)\} \quad (2.25)$$

この時、船の攪乱作用によって生じる速度ポテンシャルを、船体表面上に置いた特異点により表すと、全体の速度ポテンシャルを(2.23)式に代入することにより、波浪中抵抗増加の計算式が得られる。丸尾により示された波浪中抵抗増加の表現を(2.26)式に示す。

$$\begin{aligned} R_{AW} = & 2\pi\rho \left(\int_{-\pi/2}^{-\theta_0} + \int_{\theta_0}^{\pi/2} - \int_{\pi/2}^{3\pi/2} \right) |H(k_1, \theta)|^2 \frac{k_1(k_1 \cos \theta + k \cos \alpha)}{\sqrt{1 - 4\Omega_e \cos \theta}} d\theta \\ & + 2\pi\rho \int_{\theta_0}^{2\pi - \theta_0} |H(k_2, \theta)|^2 \frac{k_2(k_2 \cos \theta + k \cos \alpha)}{\sqrt{1 - 4\Omega_e \cos \theta}} d\theta \end{aligned} \quad (2.26)$$

ここで、 $H(k_j, \theta)$ は船体から発生する素成波を表す振幅関数であり、 k_1, k_2 は、その素成波の角波数であり、(2.27)で表される。 Ω_e は (2.28)式で表される周波数と船速の関係を表す無次元パラメータで、花岡のパラメータと呼ばれる。 K_0 は(2.29)式で表される航走船体が発生するケルビン波の角波数、 ω_e は(2.30)式で表される入射波についての出会い角周波数、 k は(2.31)式で表される入射波の角波数である。

$$k_j(\theta) = \frac{K_0(1 - 2\Omega_e \cos \theta \pm \sqrt{1 - 4\Omega_e \cos \theta})}{2 \cos^2 \theta} d\theta \quad (+: j=1, -: j=2) \quad (2.27)$$

$$\Omega_e = \frac{\omega_e V}{g} \quad (2.28)$$

$$K_0 = \frac{g}{V^2} \quad (2.29)$$

$$\omega_e = \omega + kV \cos \alpha \quad (2.30)$$

$$k = \frac{\omega^2}{g} \quad (2.31)$$

素成波の角波数 k_1, k_2 は、 θ 方向に伝播する波の位相速度を表す(2.32)式と、波の分散関係式(2.33)式を連立して解いた場合の解にあたる。船が航走するとケルビン波が発生するが、これが波浪中で船が動揺することにより変形する。この波の波数が k_1 に対応する。また、波浪中で船が動揺することにより円筒波が発生するが、これが船の航走により変形する。この波の波数が k_2 に対応する。

$$c = \frac{\omega}{k} + V \cos \theta \quad (2.32)$$

$$c^2 = \frac{g}{k} \quad (2.33)$$

素成波の角波数 k_1, k_2 を表す(2.27)式の根号内は正でなければならない ((2.34)式) ことから、素成波の伝播角には限界が存在することとなり、この条件は、パラメータ Ω_e の値により異なる。

$$1 - 4\Omega_e \cos \theta \geq 0 \quad (2.34)$$

$\Omega_e \geq 0.25$ の場合は、素成波の伝播範囲は(2.35)式で表され、限界角 θ_0 が存在することとなる。

$$\theta_0 = \cos^{-1} \frac{1}{4\Omega_e} \leq |\theta| \leq \pi \quad (2.35)$$

一方、 $\Omega_e < 0.25$ の場合、根号内は常に正となり、素成波の伝播範囲についての限界角は存在しない。このことは、前進速度を持たない物体が波浪中で動揺している時、全方向に素成波を生じるが、前進速度が入射波の周波数に対して決まるある値を超えると、進行方向付近に進行する素成波が存在しなくなることを示している。

丸尾の理論により(2.26)式で波浪中抵抗増加が与えられる時、振幅関数 $H(k_j, \theta)$ が重要な意味を持つ。この関数は、波浪中を航走する船体から発生する素成波の振幅を表す関数であり、船体表面上に配置された特異点分布により表される^[59]。

$$H(k_j, \theta) = \iint_{\text{shipsurface}} \left(\frac{\partial \phi}{\partial n} - \phi \frac{\partial}{\partial n} \right) \exp\{k_j Z + ik_j (X \cos \theta + Y \sin \theta)\} dS \quad (2.36)$$

ここで、 $\exp\{k_j Z + ik_j (X \cos \theta + Y \sin \theta)\}$ は θ 方向に進行する波動（吹き出し）を表し、その法線方向微分は二重吹き出しを表している。つまり、強さ $\partial \phi / \partial n$ の吹き出し特異点と、強さ ϕ の二重吹き出し特異点の船体表面上の分布により表現されている。

(4) 波浪中抵抗増加の実用的計算法

細長体理論に基づく定式化により振幅関数を表現し規則波中抵抗増加を表す時、振幅関数は船

体運動を用いて計算され、船体運動については、先に述べた細長体理論やストリップ法による計算から求められる。しかしながら、ディフラクション成分が主要な短波長域では、推定結果と実験値の一致が良くない。そのため、反射波成分に基づく抵抗増加を修正項として加える方法が採用されており、多くの理論的・実験的研究がなされてきた^{[60], [61], [62], [63]}。その中で、藤井・高橋の提案した肥大船を対象とした修正法^[60]を基に、船体運動のほとんどない短波長域の実験結果を取り入れた手法が提案されている。この修正式は、短波長中に直立する物体に働く漂流力をベースとした式で、ブランチネス係数、喫水・周波数影響、速度影響から構成される半実験式である。丸尾の理論による推定に、短波長域の水槽試験結果を導入した修正を施す手法により、船型によらず精度よく規則波中抵抗増加を推定できることが水槽試験により確認されており^[33]、*EEDI*に関する試運転解析法^[34]にも記載されている。本研究では、この手法により規則波中抵抗増加を評価する。この場合の計算法について、以下に示す。

規則波中抵抗増加 R_{AW} を、細長体近似による振幅関数を用いた丸尾の理論により計算される主に船体運動により生じる抵抗増加 R_{AWM} とディフラクション成分の修正項 R_{AWR} により表す。

$$R_{AW} = R_{AWM} + R_{AWR} \quad (2.37)$$

R_{AWM} は、丸尾の理論に基づき、船体運動と入射波から決められる特異点分布 σ を用いて計算され、細長体理論を用いる場合、特異点は船体横断面上におかれる。ここで、 ρ は流体密度、 m は(2.40)式により算出されるパラメータである。 $H_1(m)$ は、(2.41)式により、断面ごとにおかれた特異点 $\sigma(x)$ により表される。ここで、 x は船長方向軸 X 軸上の座標であり、 L は静止時の水線長である。

$$R_{AWM} = 4\pi\rho \left(-\int_{-\infty}^{m_3} + \int_{m_4}^{\infty} \right) |H_1(m)|^2 \frac{(m + K_0\Omega_e)^2 (m + k\cos\alpha)}{\sqrt{(m + K_0\Omega_e)^4 - m^2 K_0^2}} dm \quad \text{for } \Omega_e \geq 0.25 \quad (2.38)$$

$$R_{AWM} = 4\pi\rho \left(-\int_{-\infty}^{m_3} + \int_{m_4}^{m_2} + \int_{m_1}^{\infty} \right) |H_1(m)|^2 \frac{(m + K_0\Omega_e)^2 (m + k\cos\alpha)}{\sqrt{(m + K_0\Omega_e)^4 - m^2 K_0^2}} dm \quad \text{for } \Omega_e < 0.25 \quad (2.39)$$

$$m = k(\theta)\cos\theta \quad (2.40)$$

$$H_1(m) = \int_L \sigma(x) e^{imx} dX \quad (2.41)$$

$$m_1 = \frac{K_0(1 - 2\Omega_e + \sqrt{1 - 4\Omega_e})}{2} \quad (2.42)$$

$$m_2 = \frac{K_0(1 - 2\Omega_e - \sqrt{1 - 4\Omega_e})}{2} \quad (2.43)$$

$$m_3 = -\frac{K_0(1 + 2\Omega_e + \sqrt{1 + 4\Omega_e})}{2} \quad (2.44)$$

$$m_4 = -\frac{K_0(1 + 2\Omega_e - \sqrt{1 + 4\Omega_e})}{2} \quad (2.45)$$

(2.40)式における船体から生じる素成波の角波数 $k(\theta)$ は、(2.27)式において、 $j=2$ として算定される。波浪中抵抗増加においては、一般的に、 k_2 波による寄与が主要であることから、 k_I 波による寄与を無視し、(2.40)式において、 $k(\theta)=k_2(\theta)$ として扱う。

特異点分布 $\sigma(X)$ は細長体理論を用いた場合、規則波中の縦運動および入射波を用い、(2.46)式より得られる。ここで、 z_G は重心位置の上下揺、 x_G は船体中央から重心までの距離、 θ_p は縦揺、 C_{VP} は縦柱形係数、 d_m は中央喫水、 ζ は入射波による水面変動、 $B(X)$ は静止水面における断面の幅である。 $C_{VP}d_m$ は断面上の特異点を置く深さを示す。特異点深さについては、実用的な観点から、静止水面上や平均喫水位置等の提案がされている^[64]。(2.46)式による表現は、特異点を船体全体の平均喫水位置に置いた表現となっている。

$$\sigma(X) = -\frac{1}{4\pi} \left(\frac{\partial}{\partial t} - V \frac{\partial}{\partial X} \right) \left\{ \left[z_G + (X - x_G) \theta_p - e^{-k C_{VP} d_m} \zeta \right] B(X) \right\} \quad (2.46)$$

R_{AWR} は、波浪中抵抗増加のディフラクションに関する成分の修正項であり、藤井・高橋の提案によると、(2.47)式に示す通り、ブラントネス係数 B_f 、喫水周波数影響項 α_d 、速度影響項 $(1+\alpha_U)$ より構成される。ここで、 ζ_a は入射波の波振幅、 B_{max} は最大船幅である。

$$R_{AWR} = \frac{1}{2} \rho g \zeta_a^2 B_f B_{max} \alpha_d (1 + \alpha_U) \quad (2.47)$$

B_f は、船の水線面形状の肥大度を表すパラメータで、(2.48)式より計算される。ここで、 dl は水線面形状に沿った線素、 β_w は線素 dl の X 軸に対する傾斜角を示し、 $(\alpha + \beta_w)$ 、 $(\alpha - \beta_w)$ はそれぞれ Fig. 2.1 に示す領域 I , II での線素 dl に対する波の入射角を表す。

$$B_f = \frac{1}{B_{max}} \left\{ \int_I \sin^2(\alpha + \beta_w) \sin \beta_w dl + \int_{II} \sin^2(\alpha - \beta_w) \sin \beta_w dl \right\} \quad (2.48)$$

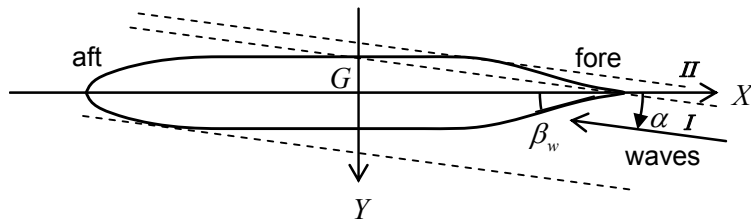


Fig. 2.1 Coordinate system for R_{AWR} .

α_d は入射波の反射率を表すパラメータで、藤井・高橋の式^[60]、高橋の式^[61]では、(2.49)式、(2.50)式から算定される。ここで、 I_1 は1次の第1種修正ベッセル関数、 K_1 は1次の第2種修正ベッセル関数、 k は入射波の角波数である。(2.49)式は、Ursell^[65]により導かれた直立壁の入射波反射率の

2乗を表すものである。(2.50)式に示す高橋の式は、実験結果との一致の観点から、長波長側に反射の影響を延長させるため、式中に採用している無次元周波数パラメータ“ kd_m ”を“ $1.5kd_m$ ”に変更したものである。

藤井・高橋の式：

$$\alpha_d = \frac{\pi^2 I_1^2(kd_m)}{\pi^2 I_1^2(kd_m) + K_1^2(kd_m)} \quad (2.49)$$

高橋の式：

$$\alpha_d = \frac{\pi^2 I_1^2(1.5kd_m)}{\pi^2 I_1^2(1.5kd_m) + K_1^2(1.5kd_m)} \quad (2.50)$$

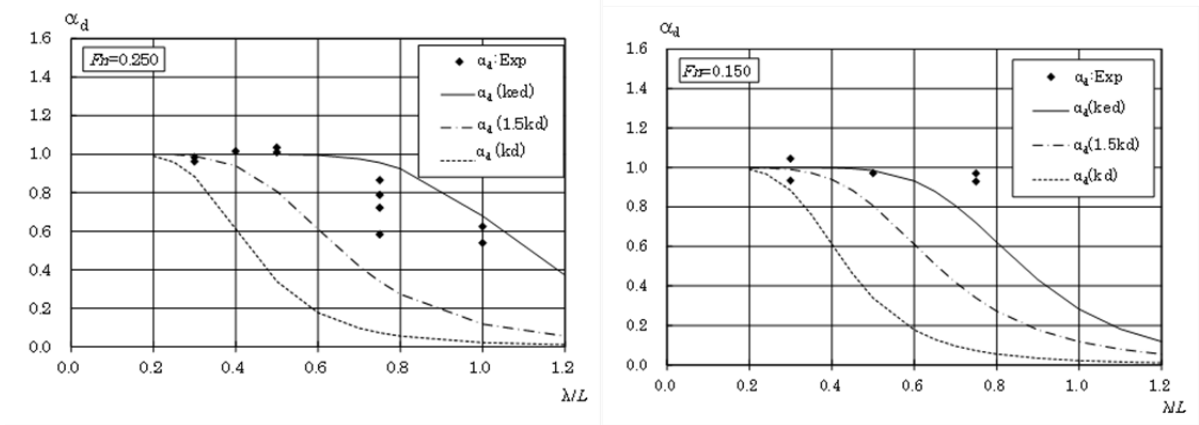
これらに対し、反射波の角周波数である出会い角周波数 ω_e に基づき計算する k_e を用いて、パラメータ“ $k_e d_d$ ”を採用し、(2.51)式により α_d を算出する方法が提案された^[66]。船体固定のディフラクション状態の水槽試験結果との比較から、(2.51)式により α_d を算出した場合、(2.48)式、(2.49)式より実験値との一致が良くなることが示されている。また、(2.51)式の計算で用いる喫水については、バラスト状態についての検討結果から、(2.52)式により算出する提案^[67]を取り入れている。ここで、 d_{aft} は船首喫水、 d_{fore} は船尾喫水である。 α_d についてのディフラクション状態の水槽試験結果との比較を Fig. 2.2 に示す。波長船長比が $\lambda/L > 0.5$ の短波長領域より長波長側で、(2.51)式による表現の実験値との一致度が、(2.49)式、(2.50)式より良いことが示されている。

$$\alpha_d = \frac{\pi^2 I_1^2(k_e d_d)}{\pi^2 I_1^2(k_e d_d) + K_1^2(k_e d_d)} \quad (2.51)$$

$$d_d = \text{Max}[d_{fore}, d_{aft}] \quad (2.52)$$

$$k_e = \frac{\omega_e^2}{g} = k(1 + \Omega_0 \cos \alpha)^2 \quad (2.53)$$

$$\Omega_0 = \frac{\omega V}{g} \quad (2.54)$$



(a) Container type model

(b) Bulk carrier type model

Fig. 2.2 Effect of draft and frequency on R_{AWR} ^[66].

α_U は速度影響を表し、藤井・高橋の式^[60]では(2.55)式により表される。ここで、 $F_n=V/(L_{pp}g)$ はフルード数、 L_{pp} は垂線間長である。

$$1 + \alpha_U = 1 + 5\sqrt{F_n} \quad (2.55)$$

これに対し、速度影響を実用的に(2.56)式で示す F_n の 1 次式で表し、その係数（速度影響係数 C_U ）については、水槽試験結果から算出する方法が提案された。

$$1 + \alpha_U = 1 + C_U F_n \quad (2.56)$$

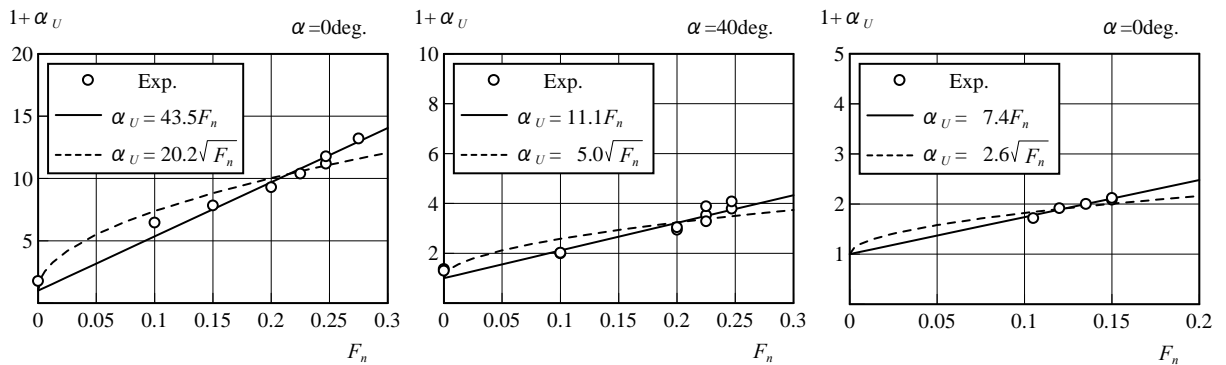
ここで、速度影響係数 C_U は、短波長中の速度変更波浪中抵抗増加試験から(2.58)式により得られる。ここで、 R_{wave}^{EXP} は水槽試験から得られる規則波中抵抗増加である。

$$\alpha_U = C_U(\alpha) F_n \quad (2.57)$$

$$C_U = \frac{1}{F_n} \left\{ \frac{R_{wave}^{EXP}(F_n) - R_{AWM}(F_n)}{0.5 \rho g \zeta_a^2 B_f B_{max} \alpha_d} - 1 \right\} \quad (2.58)$$

速度影響項($1+\alpha_U$)についての、 F_n に対する表現及び実験から得られた値との比較を Fig. 2.3 に示す。ここで、速度影響項($1+\alpha_U$)は、水槽試験から得られた波浪中抵抗増加 R_{wave}^{EXP} と計算から求める R_{AWM} から、(2.59)式により導出される。Fig. 2.3 に示す複数の船種、波向で確認した結果から、速度影響項($1+\alpha_U$)は、(2.56)式による F_n の一次式で近似出来ることが確認されている。

$$1 + \alpha_U = \frac{R_{wave}^{EXP}(F_n) - R_{AWM}(F_n)}{0.5 \rho g \zeta_a^2 B_f B_{max} \alpha_d} \quad (2.59)$$



(a) Container ship in head waves (b) Container ship in oblique waves (c) Bulk carrier in head waves

Fig. 2.3 Effect of advance speed on R_{AWR} ^[33].

速度影響係数 C_U については、従来型の船舶についての水槽試験結果からブラントネス係数 B_f と Fig. 2.4 の関係が得られている。この関係を利用し、向波中の速度変更試験から得られた $B_f(\alpha=0)$ と $C_U(\alpha=0)$ を用い、斜波中の速度影響係数 $C_U(\alpha)$ は、(2.60) ~ (2.65) 式から算出される^[68]。

$$C_U(\alpha) = \text{sgn}(B_f(\alpha)) \cdot C_U^+(|B_f(\alpha)|) \quad (2.60)$$

ここで、

$$C_U^+(B_f(\alpha)) = \text{Max}[F_C, F_S] \quad (2.61)$$

(i) $B_f(\alpha=0) < B_{fc}$ または $B_f(\alpha=0) < B_{fs}$ の場合

$$F_S = C_U(\alpha=0) - 310\{B_f(\alpha) - B_f(\alpha=0)\} \quad (2.62)$$

$$F_C = \text{Min}[C_U(\alpha=0), 10] \quad (2.63)$$

(ii) $B_f(\alpha=0) \geq B_{fc}$ かつ $B_f(\alpha=0) \geq B_{fs}$ の場合

$$F_S = 68 - 310B_f(\alpha) \quad (2.64)$$

$$F_C = C_U(\alpha=0) \quad (2.65)$$

であり、 $B_{fc} = \frac{58}{310} \approx 0.187$, $B_{fs} = \frac{68 - C_U(\alpha=0)}{310}$ である。

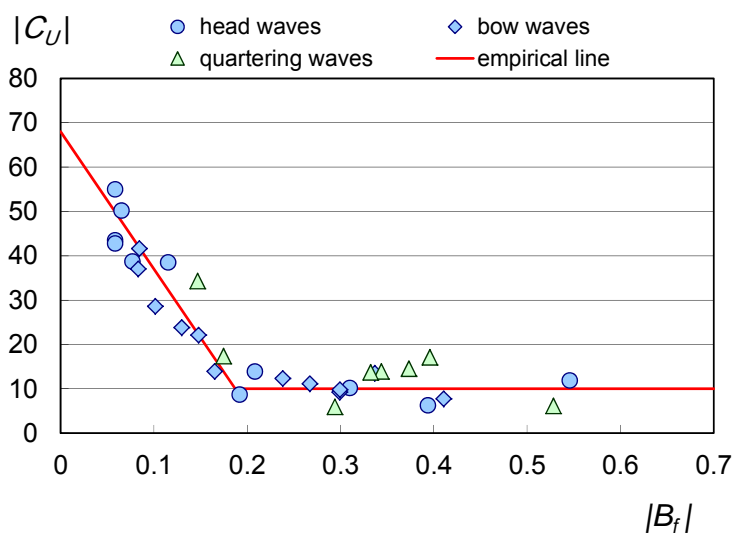


Fig. 2.4 Relation between the coefficient of advance speed on R_{AWR} and the bluntiness coefficient for conventional hull form.

向波における速度影響係数 C_U は、水槽試験から求められる。この水槽試験は、 R_{AWR} が主要な成

分となる短波長域（波長船長比 0.5 以下）で実施されるもので、少なくとも 3 種類の速度で波浪中抵抗増加試験を行う。実験結果から(2.59)式により得られる速度影響 α_U を F_n の 1 次式で表現した時の係数として、求められる。試験速度については、評価対象とする海象における想定船速を含むように決定する。これを模式的に Fig. 2.5 に示す。

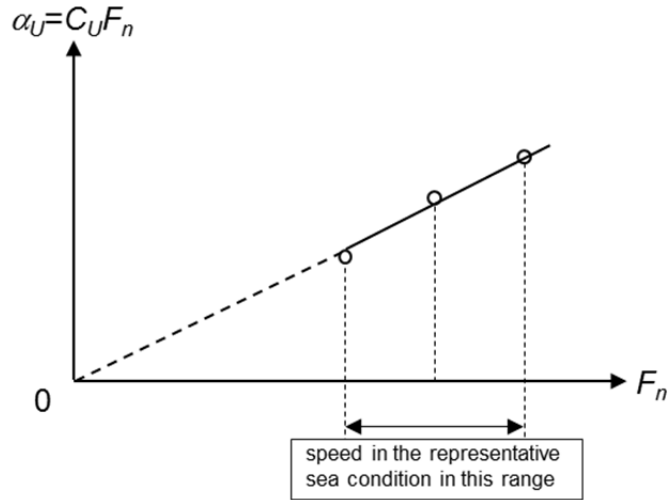
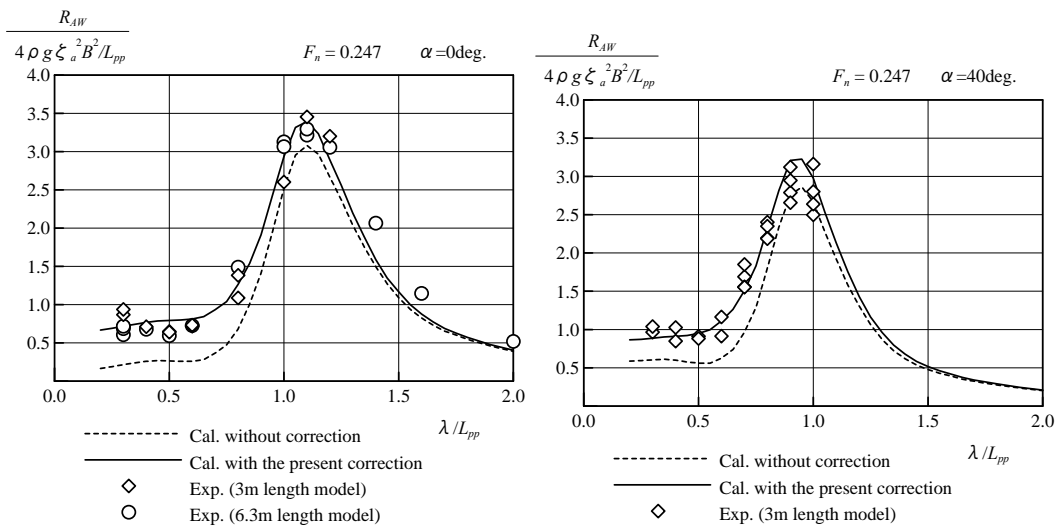


Fig. 2.5 Determination of coefficient of effect of advance speed from simplified tank tests.

以上の方法により得られる規則波中抵抗増加の周波数応答関数は、複数の船種・波向で、実験結果と一致することが確認されている。例として、コンテナ船（船長 300 m）及びバルカー（船長 217m）についての計算結果と実験値の比較^[13]を Fig. 2.6 に示す。



(a) Container ship $F_n=0.247$, $\alpha=0$ deg.

(b) Container ship $F_n=0.247$, $\alpha=40$ deg.

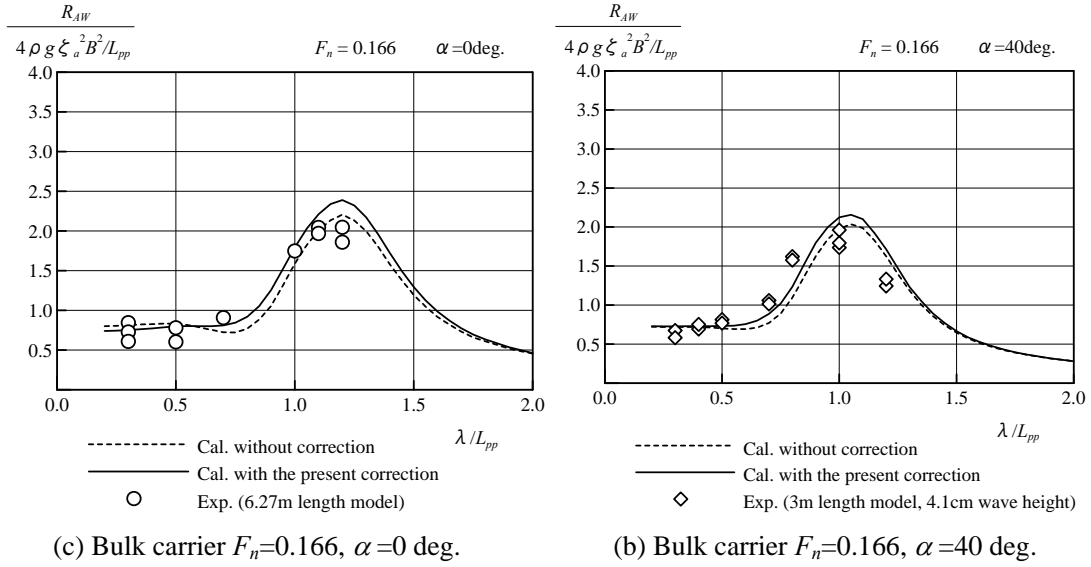


Fig. 2.6 Comparison of calculated results and experimental results for added resistance in waves.

本研究においては、(2.47)式による表現を用い、喫水・周波数影響を(2.51)式で、速度影響を(2.56)式で表す方法で、規則波中抵抗増加の計算を行う。

2.1.2 不規則波中抵抗増加の計算法

不規則波中抵抗増加は、規則波中抵抗増加の周波数応答と波スペクトラムを用い、(2.2)式により表された。ここで、波スペクトラム E については、方向分布を持ったスペクトラムであり、波浪レーダーなどによる計測結果がある場合を除き、標準スペクトラムにより表現される。標準スペクトラムは、(2.66)式の通り、周波数スペクトラム S と方向分布関数 G を使用して計算される。

$$E(\omega, \alpha) = S(\omega)G(\alpha) \quad (2.66)$$

ここで、波の周波数スペクトラム $S(\omega)$ については、風波の場合、外洋の完全発達波を表現した修正ピアソン・モスコヴィッツ型（修正 P-M 型）スペクトラム^[18]（ITTC 式^[19]、ISSC 式^[69]、IACS 式^[70]等）が用いられることが多い。ここで、 T は平均波周期、 H は有義波高、 Γ はガンマ関数である。

修正 P-M 型スペクトラム

$$S(\omega) = \frac{A}{\omega^5} \exp\left(-\frac{B}{\omega^4}\right) \quad (2.67)$$

ITTC 式：

$$A = \frac{173}{T^4} H^2, \quad B = \frac{691}{T^4} \quad (2.68)$$

ISSC 式：

$$A = 0.11 \left(\frac{2\pi}{T} \right)^4 H^2, \quad B = 0.44 \left(\frac{2\pi}{T} \right)^4 \quad (2.69)$$

IACS 式：

$$A = \frac{1}{4\pi} \left(\frac{2\pi}{T_{02}} \right)^4 H^2, \quad B = \frac{1}{\pi} \left(\frac{2\pi}{T_{02}} \right)^4 \quad (2.70)$$

$$T_{02} = \frac{\Gamma(3/4)}{\pi^{1/4}} T \approx 0.9204 T \quad (2.71)$$

平均波周期 T 、有義波高 H については、ビューフォート (BF) 風力階級をベースにした場合、Table 1.1 の通り設定された。ここで、平均波周期と有義波高の関係は完全発達風波の周波数スペクトラムから導出された関係式^[71](2.72)式が用いられている。

$$T = 3.86 \sqrt{H} \quad (2.72)$$

方向分布関数 G は、風波の場合コサイン 2 乗型により表されることが多い。ここで、 θ_w は不規則波の主波向である。

$$G(\alpha) = \frac{1}{\pi} \cos^2(\theta_w - \alpha) \quad \text{for } -\frac{\pi}{2} \leq (\theta_w - \alpha) \leq \frac{\pi}{2} \quad (2.73)$$

長波頂不規則波を対象とする場合は、波の方向分布を考慮しない。このため、長波頂不規則波中抵抗増加 R_{AWL} は、(2.74)式の通り、波の周波数スペクトラムで表される。

$$R_{AWL} = 2 \int_0^\infty \frac{R_{AW}(\omega)}{\zeta_a^2} S(\omega) d\omega \quad (2.74)$$

2.2 不規則波中抵抗増加の長周期変動の推定

不規則波中抵抗増加の長周期変動については検討された例が見当たらないが、海洋構造物等を対象に前進速度が無い場合については、非線形の 2 次応答の表現から漂流力の変動が計算され、係留力の評価などに用いられている。船舶を対象とした場合、海洋構造物と異なり前進速度を持つため、船体運動や入射波の反射により生じる波が異なり、2 次の伝達関数も異なるため、適用の妥当性については検証が必要となる。ここでは、非線形の 2 次応答についての一般的表現を用いて、波浪中抵抗増加の長周期変動についての定式化を行う。

長波頂不規則波を考え、前進する船舶が遭遇する長波頂不規則波 ζ_t を、(2.75)式の通り規則波の重ね合わせで表現する。ここで、 t は時間であり、 A_m^r はランダム位相を含む複素振幅、 ω_{em} は出会

い角周波数で、それぞれ不規則波の m 次成分の規則波に対応する。

$$\zeta(t) = \text{Re} \sum_m A_m^r e^{i\omega_{em}t} \quad (2.75)$$

(2.75)式の波による 2 次の流体力 $\Delta R^\pm(t)$ は、伝達関数 M を用い、(2.76)式で表される。ここで、 $M_{mn}^{(2-)}(\omega_{em}, \omega_{en})$ は ω_{em} と ω_{en} の和成分の波についての 2 次の伝達関数であり、 $M_{mn}^{(2-)}(\omega_{em}, \omega_{en})$ は ω_{em} と ω_{en} の差成分の波についての 2 次の伝達関数であり、* は共役を示す。

$$\Delta R^\pm(t) = \text{Re} \sum_m \sum_n A_m^r A_n^{r*} M_{mn}^{(2+)}(\omega_{em}, \omega_{en}) e^{i(\omega_{em} + \omega_{en})t} + \text{Re} \sum_m \sum_n A_m^r A_n^{r*} M_{mn}^{(2-)}(\omega_{em}, \omega_{en}) e^{i(\omega_{em} - \omega_{en})t} \quad (2.76)$$

このうち、成分波の差成分 $\Delta R(t)$ が長周期変動となる。これを、不規則波中抵抗増加の長周期変動 $\Delta R(t)$ として示すと、(2.77)式で表される。

$$\Delta R(t) = \text{Re} \sum_m \sum_n A_m^r A_n^{r*} M_{mn}^{(2-)}(\omega_{em}, \omega_{en}) e^{i(\omega_{em} - \omega_{en})t} \quad (2.77)$$

このように不規則波中の長周期変動は 2 次の伝達関数を用いて表されるが、海洋構造物に働く漂流力については、海洋波の周波数スペクトラムが狭帯域であるという仮定から、長周期成分については ω_{em} と ω_{en} の差が小さい時の寄与が大きいとする Newman の近似^[72] が用いられている。不規則波中抵抗増加についてもこれを適用すると、伝達関数 $M_{mn}^{(2-)}(\omega_{em}, \omega_{en})$ は(2.78)式で表され、変動成分 $\Delta R(t)$ は(2.79)式で近似される。ここで、(2.79)式による計算結果から移動平均をとり、波エネルギーの存在する周波数成分を除き、長周期成分のみとすることとした。

$$M_{mn}^{(2-)}(\omega_{em}, \omega_{en}) = M_{mn}^{(2-)}(\omega_{em}) + O(\omega_{em} - \omega_{en}) \quad (2.78)$$

$$\Delta R(t) \cong \text{Re} \sum_m \sum_n A_m^r A_n^{r*} M_{mn}^{(2-)}(\omega_{em}) e^{i(\omega_{em} - \omega_{en})t} \quad (2.79)$$

(2.79)式の 2 次の伝達関数 $M_{mn}^{(2-)}(\omega_{em})$ は規則波中抵抗増加の周波数応答 R_{AW} と(2.80)式の関係があるため、規則波中抵抗増加と不規則波の成分波の振幅・角周波数から、長周期変動は Newman 近似により、(2.81)式から計算される。

$$M_{mn}^{(2-)}(\omega_{em}) = \frac{R_{AW}(\omega_{em})}{\zeta_a^2} \quad (2.80)$$

$$\Delta R(t) \cong \text{Re} \sum_m \sum_n A_m^r A_n^{r*} \frac{R_{AW}(\omega_{em})}{\zeta_a^2} e^{i(\omega_{em} - \omega_{en})t} \quad (2.81)$$

ここで、(2.81)式の時間平均 $\overline{\Delta R}$ を考えると、 $m=n$ の場合のみ有意となるので、(2.82)式が成り立つ。

$$\overline{\Delta R} = \sum_m |A_m^r|^2 \frac{R_{AW}(\omega_{em})}{\zeta_a^2} \quad (2.82)$$

(2.83)式に示す波の周波数スペクトラムと振幅の関係と、(2.82)式から、(2.84)式が導かれ、不規則波中抵抗増加の長周期変動の時間平均が(2.74)式と同等であることが分かる。

$$S(\omega)d\omega = \frac{1}{2} |A^r(\omega)|^2 \quad (2.83)$$

$$\overline{\Delta R} = \sum_m 2S(\omega) \frac{R_{AW}(\omega_{em})}{\zeta_a^2} \quad (2.84)$$

例として、Table 2.1 に示す船長 190m の自動車運搬船を対象に(2.74)式、(2.81)式により、長波頂不規則波中抵抗増加の計算を行った。

Table 2.1 Principal dimensions of PCC.

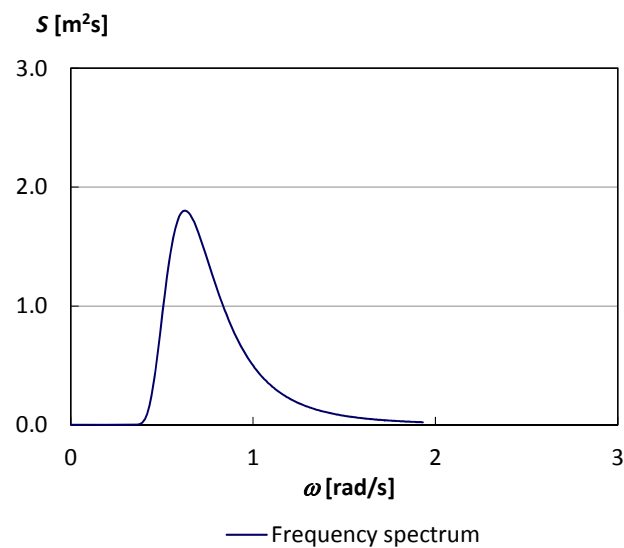
Item	Ship
Length between perpendiculars L_{pp} [m]	190.0
Breadth B_{max} [m]	32.26
Draft d_m [m]	9.0
Longitudinal radius of gyration k_{yy}/L_{pp}	0.245
Froude number F_n	0.237
Bluntness coefficient for head waves $B_f(\alpha = 0 \text{ deg.})$	0.07705

想定した波の周波数スペクトラムは、有義波高 H : 3.5 m, 平均波周期 T : 7.7 s の修正ピアソン・モスコヴィッツ型 (ISSC 式) で、Fig. 2.7 (a) に周波数スペクトラム、(b)に時系列を示す。また、2.1.1 節(4)に示した方法で、規則波中抵抗増加の周波数応答を計算した結果を Fig. 2.8 に示す。ここで、 K_{AW} は(2.85)式による無次元値であり、 ρ は流体密度である。また、(2.56)式に示す速度影響の計算に必要となる速度影響係数 C_U については、過去の水槽試験結果から $C_U=38.7$ を用いた。

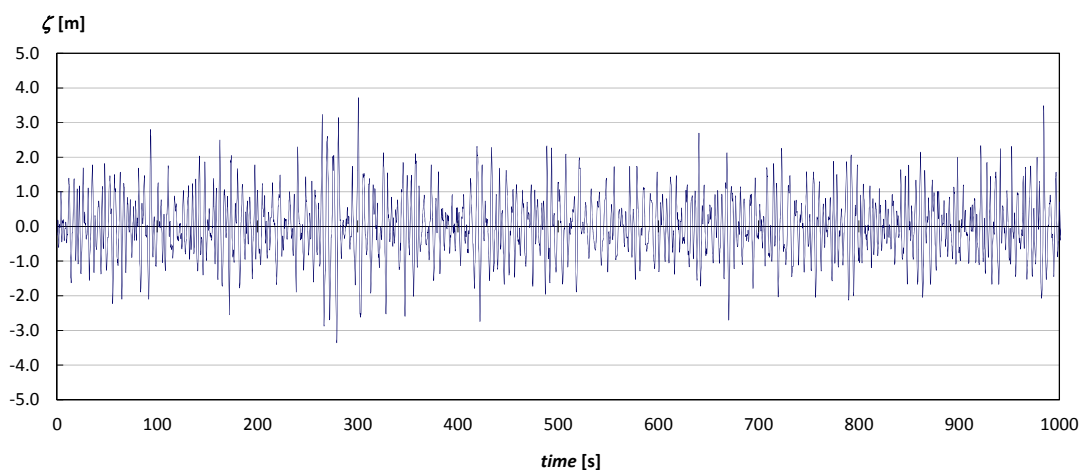
$$K_{AW} = \frac{R_{AW}}{4\rho g \zeta_a^2 (B_{max}^2 / L_{pp})} \quad (2.85)$$

(2.74)式、(2.81)式による計算結果の比較を Figs. 2.9, 2.10 に示す。Fig. 2.9 において、(2.79)式による計算結果から、約 10 秒毎の移動平均をとり長周期変動として示している。また、(2.74)式の重ね合わせによる計算結果 (cal.(superposition)) は、周波数スペクトラムを設定した区間 (今回の

場合は 1,000 s) における平均として一定値で示す。長波頂不規則波中抵抗増加 R_{AWL} について、全区間 (0 s-1,000 s) での平均値の比較結果と、区間が短い場合に(2.74)式による周波数ドメインでの計算結果 (重ね合わせ法) との差を調べるため、4 分割 (0 s-250 s, 250 s-500 s, 500 s-750 s, 750 s-1,000 s) で比較した結果を Fig. 2.10 に示す。全区間における平均値では、重ね合わせ法と Newman 近似による方法の差は約 1% でほぼ一致する。重ね合わせ法による波浪中抵抗増加の計算では、250 秒ごとの 4 つのペリオドグラムを平均して平滑化した波スペクトラムを用いている。そのため、Newman による方法の計算結果の 250 秒ごとの平均値と重ね合わせ法による計算結果は一致しないが、全区間で平均した場合はほぼ一致する。波スペクトラムが想定されている区間より短い期間を評価対象とする場合、時系列を平均した値と、重ね合わせ法に依る統計値には差が生じることが分かる。



(a) Frequency spectrum



(b) Time history of encountered long-crested irregular waves

Fig. 2.7 Assumed long-crested irregular waves (full scale). (H : 3.5 m, T : 7.7 s)

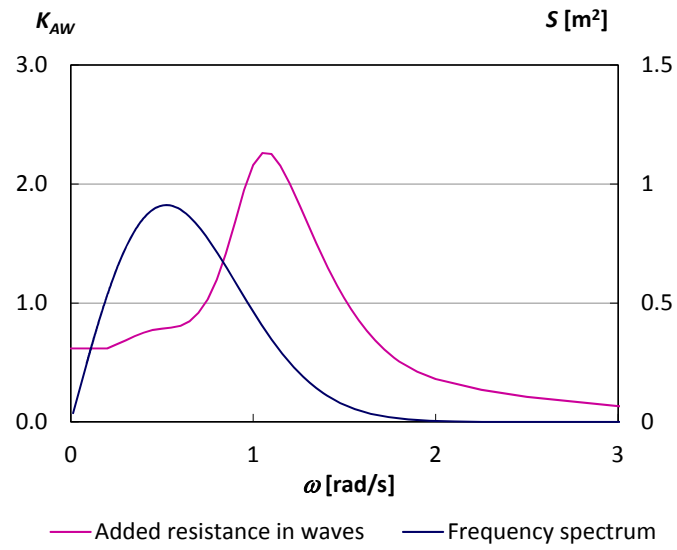


Fig. 2.8 Added resistance in regular waves for PCC.(F_n : 0.237)

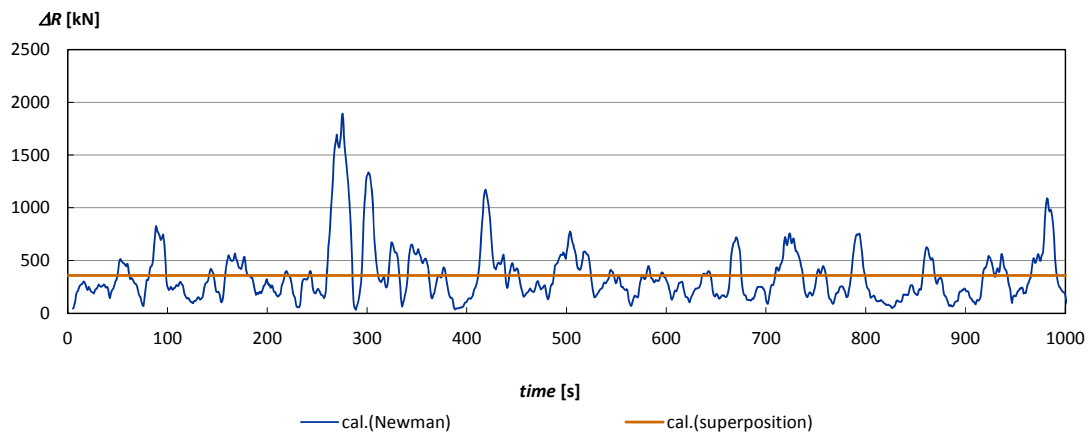


Fig.2.9 Calculated added resistance in long-crested irregular waves (full scale).

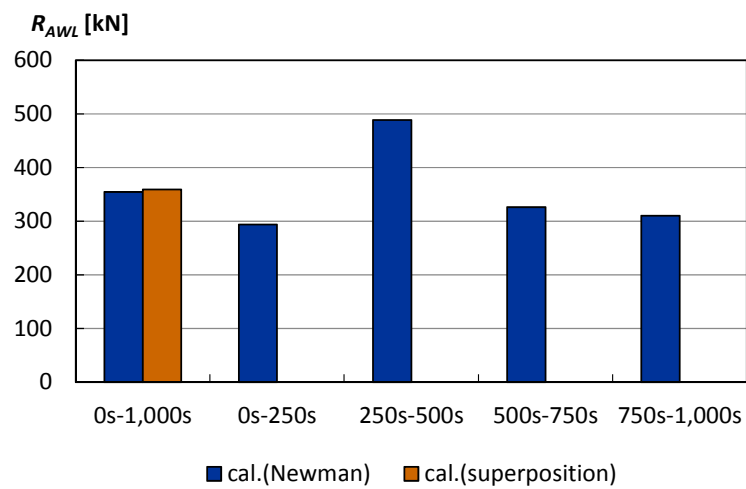


Fig. 2.10 Averaged value of added resistance in long-crested irregular waves (full scale).

2.3 水槽試験による波浪中抵抗増加の評価

波浪中抵抗増加推定結果の検証は実験との比較により行われる。また波浪中抵抗増加については、静止水面上形状の影響を受けることが知られており^{例えば^[73]}、従来の波浪中抵抗増加計算法においては、水面上形状の影響を精確に取り入れることは難しいため、水槽試験による評価を行い、設計や実海域性能の予測に反映されることも多い。

水槽試験において抵抗試験を行う場合、模型船を曳航ロッドに取り付け、曳航ロッドと模型船の間に取り付けられる検力計により、模型船を曳航した際に、船体に働く抵抗を計測する。ここで、曳航に際する加減速時に検力計への負担を減らすため、クランプ装置により模型船を支える機構となっている。クランプ装置は、機械式の場合は模型船に設ける棒状の治具を挟み込む形式で取り付けられ、加減速時には治具を挟むことにより模型船にかかる力を抑える。ワイヤー式の場合は、模型船に取り付けられた金具にワイヤーを取り付け、加減速時にはワイヤーを張り、張力により模型船にかかる力を抑える。平水中抵抗試験装置の例を Fig. 2.11 に示す。平水中では船体運動がほとんどなく、姿勢の変化は走行時の定常的な船体の沈み込み程度のため、前後方向の運動を固定して計測を行う。そのため、船首尾においては上下方向、ピッチ方向の変化のみを許すロッドが取り付けられる。

波浪中抵抗増加試験を行う場合、波浪の影響で抵抗の計測値が変動し、Fig. 2.11 に示すような平水中試験装置で前後方向の変位を固定して試験を行うと、運動が大きい場合、計測される力の振幅が大きくなり、検力計への負担が過大となる。そのため、向波中の場合は、Fig. 2.12 と Fig. 2.13 に示すような装置を用い、サージは固定せず、船体が装置中心に戻るようにトルクモータもしくはバネを使ってサージ方向の変位に比例する力（線形ばね力）を与え、計測する力の振幅を減らす。検力計により計測される力は前後方向に付加される線形ばね力の影響を受け、波に対する 1 次応答の振幅が変化する。規則波中の試験では、1 周期当たりの平均値として波浪中抵抗増加を得るため、試験解析に当たっては、変動が安定している区間で解析を行えば、1 次応答の変化分は相殺される。規則波中の計測データ時系列のイメージを Fig. 2.14 に示す。解析は、加減速時の影響やクランプの影響から生じる過渡状態を除いた区間で行われる。

一方、不規則波中については、不規則波を構成する成分波の位相差により長周期変動が生じる。不規則波中の長周期変動は、トルクモータもしくはバネにより生じる変動に影響する問題が指摘されており^[74]、不規則波中抵抗試験法については確立されていないのが現状である。不規則波中の計測時系列のイメージを Fig. 2.15 に示す。不規則波中では、加減速やクランプの影響による過渡状態以外の区間でも、長周期の変動を生じる。

Fig. 2.12 に示した向波中試験の計測装置では、船体運動として縦運動（前後揺、上下揺、縦揺）のみ考慮されるため、浮心位置 lcb より前方に回頭防止ロッドが取り付けられる。斜波中試験では縦運動に加え横運動（左右揺、横揺、船首揺）が生じるため、計測装置としては Fig. 2.13 のように lcb に取り付けられるロッドを通して、船体が復原力を持たないモード（前後揺、左右揺、船首揺）に対してトルクモータもしくはばねによる力が付加される。

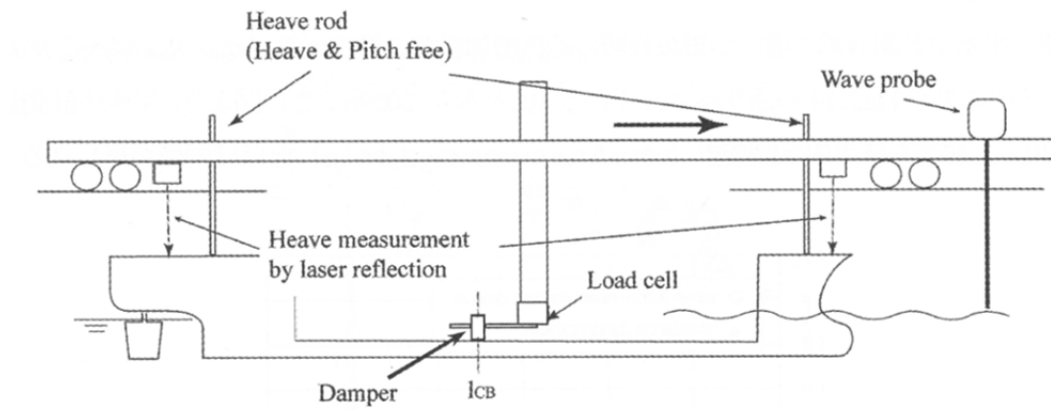


Fig. 2.11 Measurement system for tests in still water^[12].

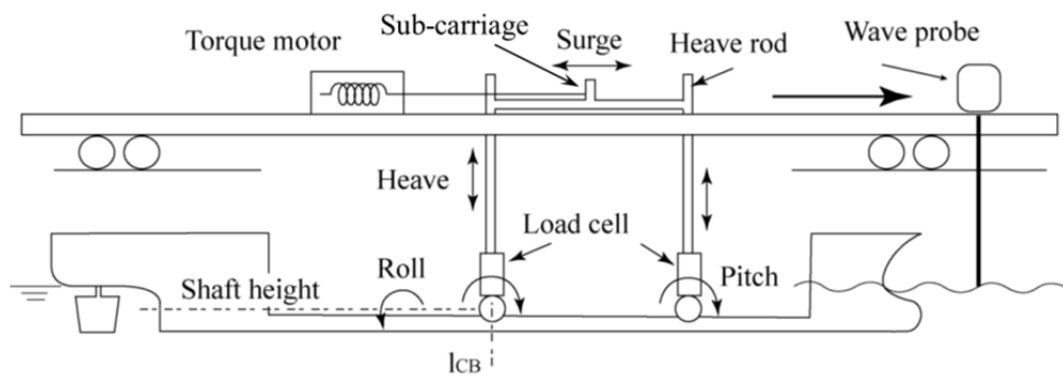


Fig. 2.12 Measurement system for tests in head waves^[12].

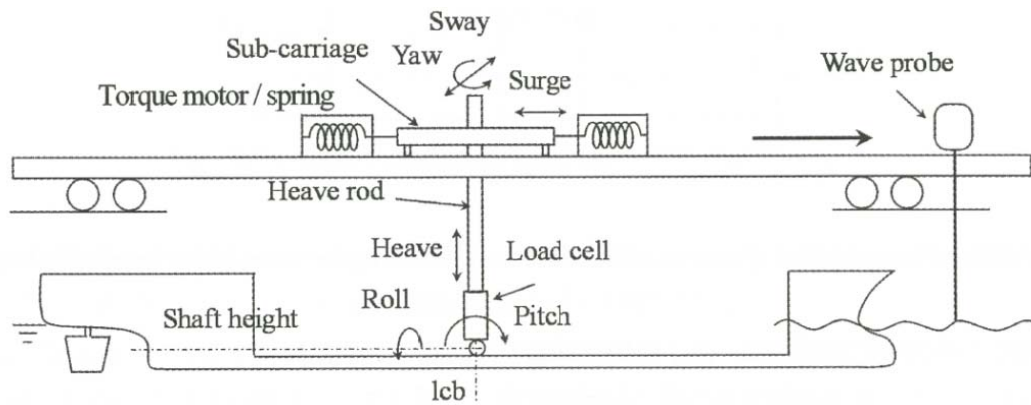


Fig. 2.13 Measurement system for tests in waves^[12].

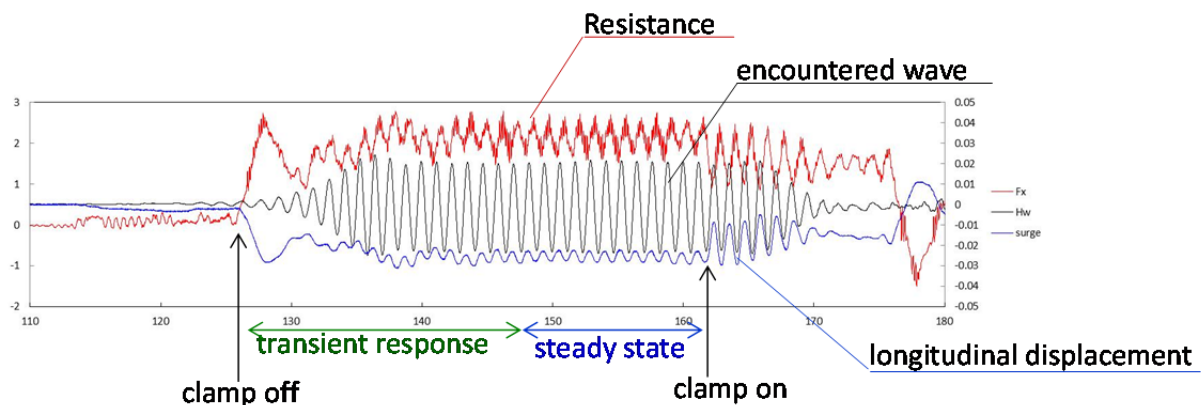


Fig. 2.14 Example of time history of measured data in regular waves.

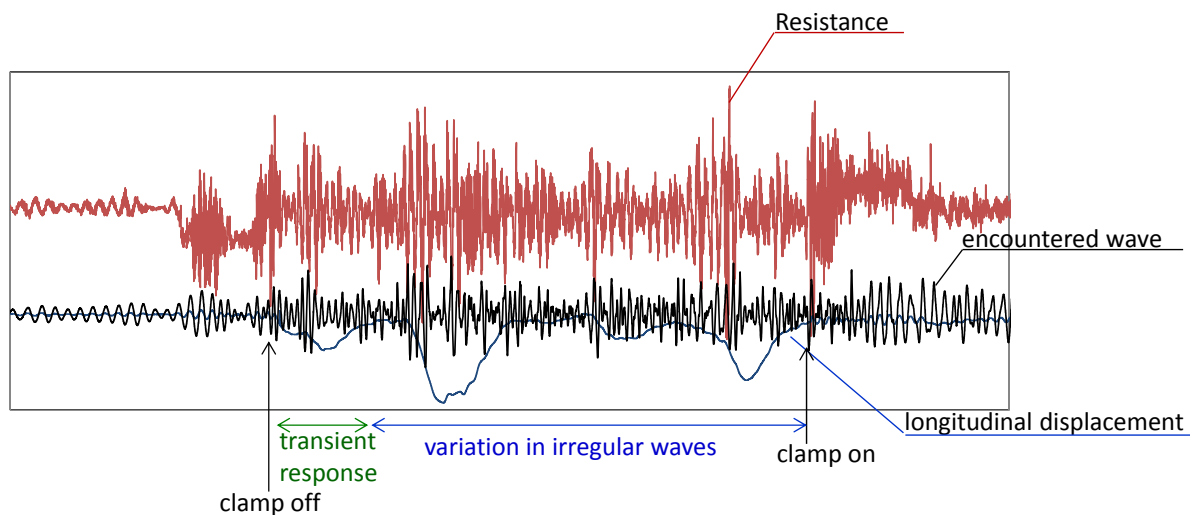


Fig. 2.15 Example of time history of measured data in irregular waves.

向波で長波頂不規則波中抵抗増加を計測する場合、Fig. 2.12 に示した計測システムを用いた時、検力計で計測される値は、ロッドを通して模型船に付加される線形ばね力と同等の力となる。この計測値は慣性力を含むため、不規則波中抵抗増加の長周期変動を得るためには、慣性力項の処理を行う必要がある。このための手順を以下に示す。

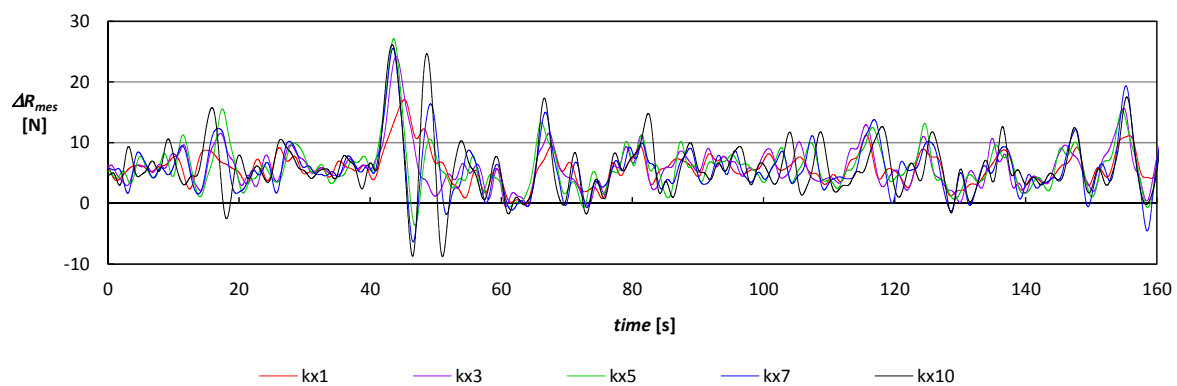
前後方向の運動を、波の 1 次成分 x_1 と 2 次の長周期成分 x_2 の足し合わせとし、それぞれの成分について前後方向の釣り合いを(2.86)式で表す。ここで、 m_M は模型船の質量、 m_c はサブキャリッジの質量、 m_a は前後方向の付加質量、 c_d は減衰力係数、 k_x は前後方向の線形ばね係数、 R は抵抗であり、 x は前後方向変位（船尾から船首に向かって正）である。

$$(m_M + m_c + m_a)\ddot{x} + c_d \dot{x} + k_x x = R \quad (2.86)$$

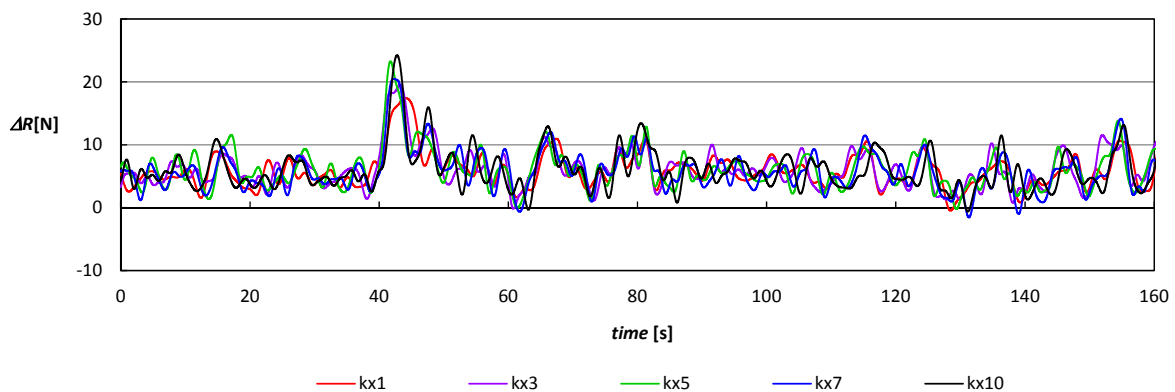
Fig. 2.12 で示した計測システムにより検力計で計測される値は、模型船に付加する変位に比例

する力“ $k_x x$ ”と同等の値となるため、“ k_x ”の設定により計測値が変化する。計測値から波による外力 ΔR を求める場合、(2.86)式より、速度に比例する減衰力項“ $c_d \dot{x}$ ”は微小とすると、慣性力項“ $(m_M + m_c + m) \ddot{x}$ ”について補正を行えばよい。ここで、前後方向の加速度については、計測する前後変位から求め、付加質量については元良のチャート^[75]から求めると、慣性力項が計算できる。

この手順により計測値から波による外力を求めた例を Fig. 2.16 に示す。ここで、kx1, kx3, kx5, kx7, kx10 は前後方向線形ばね係数の設定を表し、kx1 が最も係数が小さく、kx10 が最も係数が大きい設定である。Fig. 2.16 (a)から前後力計測値 ΔR_{mes} については、“ k_x ”の設定が計測値の変動に影響していることが分かる。一方、計測値から上述の手順により求めた波による抵抗の変動においては、“ k_x ”による差が小さくなっていることが分かる。この計測を行った実験及び解析の過程については、3 章で詳しく述べる。



(a) before correction



(b) after correction

Fig. 2.16 Corrected added resistance in waves for PCC model.

2.4 まとめ

不規則波中抵抗増加の長周期変動を検討するに当たり、規則波中抵抗増加の計算法の詳細を述べた。今回用いる手法は、試運転解析法に記載されている方法で、丸尾の理論をベースに、短波長域の補正のため水槽試験から得られるパラメータを導入する方法である。この手法の成り立ち

と計算と実験値の比較例を示し、妥当性を確認した。

不規則波中抵抗増加の長周期変動を推定する方法を、海洋構造物で使用されている近似法を航行船舶に適用させて定式化して示した。この手法により、規則波中抵抗増加の周波数応答を用いて長周期変動が推定される。計算例を示し、従来の周波数ドメイン（重ね合わせ）での計算結果と平均値の比較を行い、変動時系列を平均した値と、重ね合わせ法による計算値は、波スペクトラムを設定した区間においては差がないが、短期間を対象とした場合、設定する波スペクトラムと短期間における波スペクトラムに違いがあるため、時系列の平均と設定波スペクトラムとの重ね合わせによる値は、差を生じることを示した。

水槽試験により波浪中抵抗増加を計測する際の計測システムについて説明し、不規則波中抵抗増加を計測する場合、模型船に付加する線形ばね力の設定が、検力計による計測値に影響を及ぼす問題があることを示した。また、この影響については、慣性力の補正を行うことで修正できると考えられることを示した。

3 不規則波中抵抗増加の計測と推定値との比較

2.2 節に述べた不規則波中抵抗増加の長周期変動の推定法の実験値による検証及び、2.3 節に述べた不規則波中抵抗試験における波による力の導出手順の確認のため、不規則波中抵抗試験を行った。

不規則波中抵抗試験において、船体が復原力を持たない運動モードに対して、模型船に付加する変位に比例する力（線形ばね力）の影響を調査するため、向波長波頂不規則波中で、前後方向の線形ばね係数の設定を変更して試験を行い、その計測結果を 2.3 節に述べた方法で解析することにより、不規則波中抵抗増加の長周期変動が得られることを確認する。

また、2.2 節で述べた不規則波中抵抗増加の長周期変動推定結果と、計測により得られた長周期変動を比較し、推定法の妥当性を確認する。

3.1 対象船

試験対象とした船は、船長 324m のタンカー（VLCC）及び船長 190m の自動車運搬船（PCC）である。それぞれの主要目、外観イメージ、模型船及び船首部水面上横断面図を Table 3.1, Table 3.2, Figs. 3.1 ~ 3.6 に示す。ここで、 Y は船幅方向の船体表面の座標、 Z は上下方向の船体表面の座標である。

Table 3.1 Principal dimensions of VLCC model (scale 77.8846:1).

Item	Ship	Model
Length between perpendiculars L_{pp} [m]	324.0	4.16
Breadth B_{max} [m]	60.0	0.77
Draft d_m [m]	20.5	0.26
Longitudinal radius of gyration k_{yy}/L_{pp}	0.25	0.25
Froude number F_n	0.139	0.139
Bluntness coefficient for head waves $B_f(\alpha = 0 \text{ deg.})$	0.07705	0.07705

Table 3.2 Principal dimensions of PCC model (scale 40.6417:1).

Item	Ship	Model
Length between perpendiculars L_{pp} [m]	190.0	4.675
Breadth B_{max} [m]	32.26	0.794
Draft d_m [m]	9.0	0.221
Longitudinal radius of gyration k_{yy}/L_{pp}	0.245	0.245
Froude number F_n	0.237	0.237
Bluntness coefficient for head waves $B_f(\alpha = 0 \text{ deg.})$	0.5376	0.5376



Fig. 3.1 Image of VLCC.



Fig. 3.2 VLCC model.

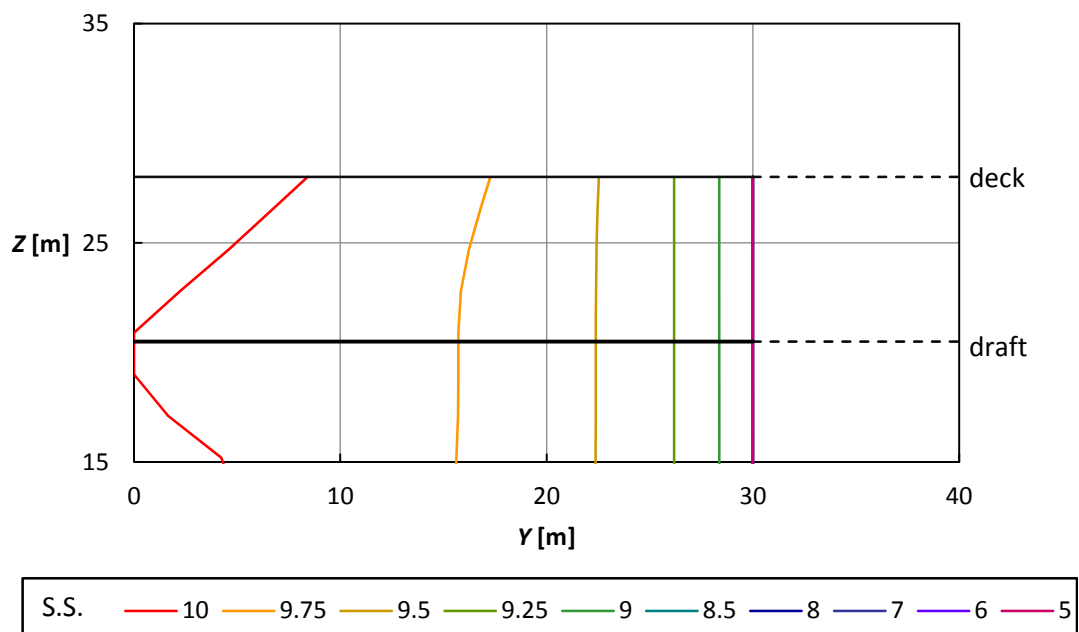


Fig. 3.3 Cross section above the waterline for forepart of VLCC.



Fig. 3.4 Image of PCC.



Fig. 3.5 PCC model.

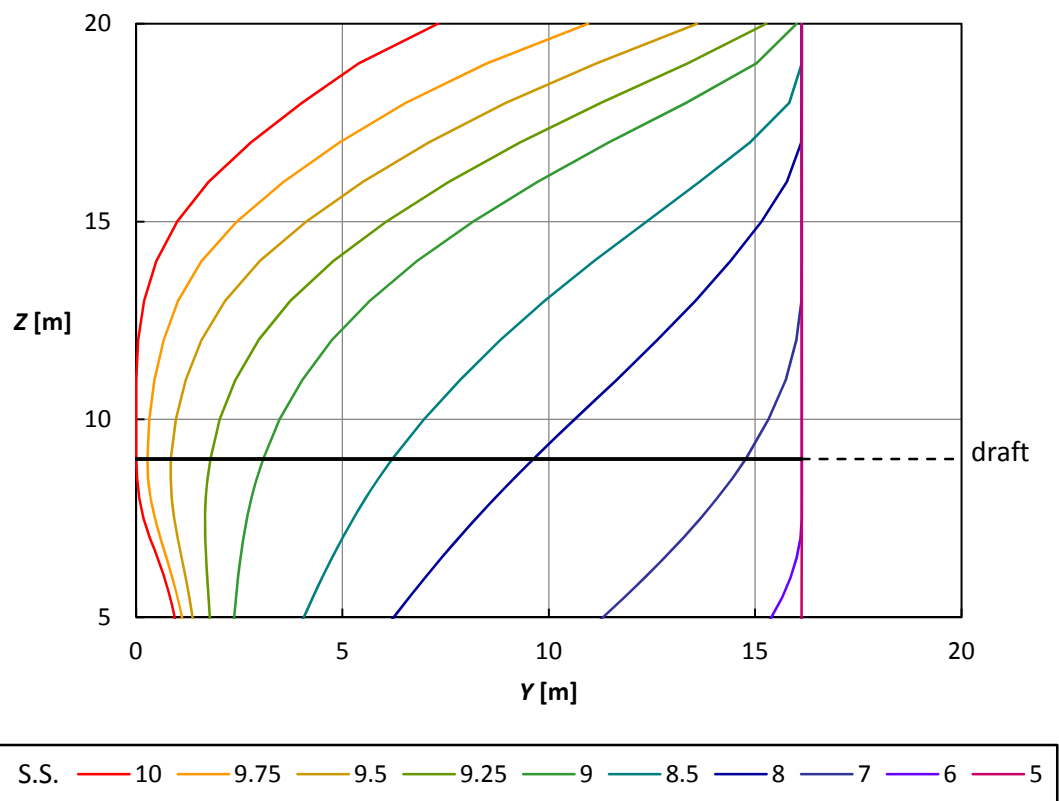


Fig. 3.6 Cross section above the waterline for forepart of PCC.

3.2 試験水槽

水槽試験については、国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所 海上技術安全研究所の三鷹第3 船舶試験水槽（150 m × 74.5 m, 3.5 m deep, plunger-type wave maker）にて VLCC 試験を実施し、三鷹第2 船舶試験水槽（400 m × 18.0 m, 8.0 m deep, plunger-type wave maker）にて PCC 試験を実施した。水槽の外観と要目を Figs. 3.7, 3.8 に示す。



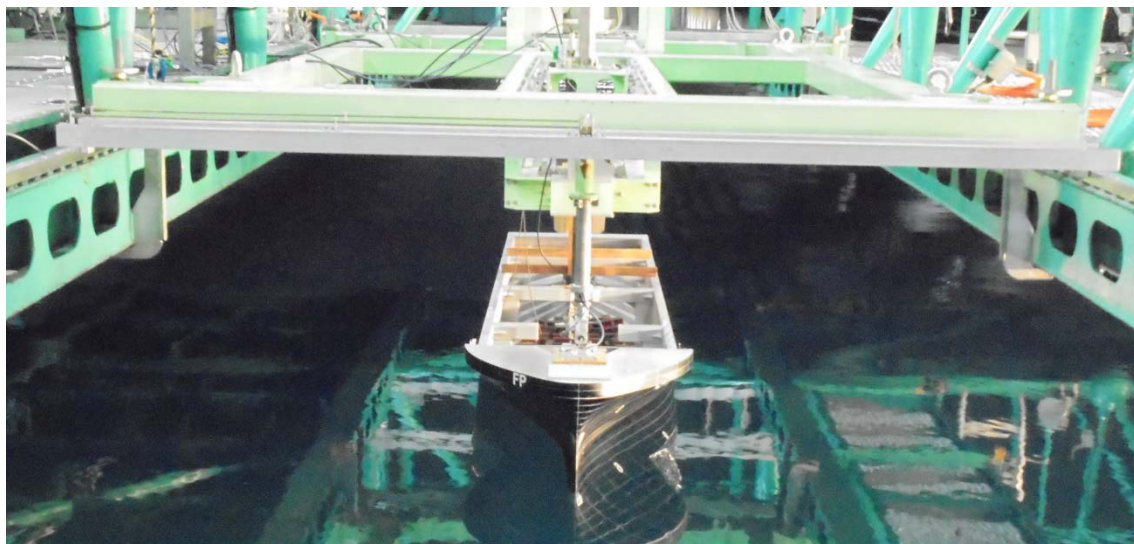
Fig. 3.7 Mitaka No.3 Ship model basin.



Fig. 3.8 Mitaka No.2 Ship model basin.

3.3 実験要領

模型船を Fig. 2.12 に示した向波中試験用キャリッジ（上下揺・縦揺自由、前後揺：トルクモータにより制御）に搭載し、実験を行った。PCC 模型船の搭載時の様子を Fig. 3.9 に示す。Fig. 3.9 (b) の船体後方に取り付けられているはさみ状の装置は、クランプ装置で、曳引車加減速時に、模型船に働く力を減らし、検力計などの計測システムへの負担を抑えるものである。



(a) Front view



(b) Side view

Fig. 3.9 PCC model installed to a measurement system.

計測項目を以下に示す。

- 抵抗 R
- 上下変位 z （上方正）
- 縦揺角度 θ_p （船首上げ正）
- 前後変位 x （前方正）
- 出会い波 ζ

抵抗については、浮心位置のメインロッド下部に取り付けられる検力計により計測を行う。また、前方に取り付ける回頭防止ロッドにおいても、レールとの摩擦により若干の力が働くため、ここにも検力計を取り付け、両者を足し合わせた値から模型船に働く力を求める。上下変位については、メインロッドに取り付けるポテンシオメータにより計測する。縦揺れ角度については、メインロッド下部のジンバルに取り付けるポテンシオメータにより計測する。前後変位についても、ロッド上部のサブキャリッジに取り付けられるポテンシオメータにて計測する。

前後方向については、2.3 節で述べたとおり、船体に復原力が働かないため、ロッドの上部に取り付けるサブキャリッジを介してトルクモータによる制御を行う。トルクモータにより、前後変位に比例する力（線形ばね力）を与え、模型船の平均位置を維持する。線形ばね力は、その設定により変化する固有角周波数が、試験において想定する不規則波の波エネルギーが存在する角周波数範囲外となるように設定する必要がある。また、試験中の速度変化が設定から大きく逸脱しない範囲で設定する必要がある。不規則波中の試験では、固有角周波数が、想定する不規則波の波エネルギーが存在する角周波数範囲外となるように線形ばね力を設定しても、角周波数差成分から生じる長周期成分が線形ばね力の設定の影響を受ける。これを調査するため、同一波状態下で、線形ばね係数を数種類変更して試験を行う。試験で使用した線形ばね係数の設定値を Table 3.3 に示す。ここで、模型船に付加した前後変位に比例する力の比例乗数 k_x 、各 k_x における固有角周波数 ω_x と固有周期 T_x である。ここで、 ω_x と T_x は、静止状態での自由前後揺計測結果から得た値を示す。

Table 3.3 Longitudinal restoring coefficient by torque motor.

(a) VLCC

	Longitudinal restoring coefficient k_x [N/m]	Natural angular frequency ω_x [rad/s]	Natural period T_x [s]
kx3	225	0.55	11.4
kx5	382	0.71	8.9
kx10	833	1.01	6.2

(b) PCC

	Longitudinal restoring coefficient k_x [N/m]	Natural angular frequency ω_x [rad/s]	Natural period T_x [s]
kx1	81	0.43	14.6
kx3	225	0.70	9.0
kx5	382	0.90	7.0
kx7	570	1.06	5.9
kx10	833	1.26	5.0

出会い波については、船体からの反射波の影響のない程度離れた位置に設置した波高計にて計測を行う。VLCC 試験においては、船体前方に波高計を配置し、船体が出会う直前の波を計測す

る。PCC 試験においても、同様に船体前方の波高計にて計測を行うが、不規則波では、前後位置で位相が変わるため、メインロッドから船幅方向に離れた位置にも波高計を設置し、計測を行う。

向波中試験では、船首部の水面上形状の影響が大きいため、船首部の様子をビデオカメラにて録画する。

各航走で、曳引車が加速後、定速となってからクランプを解除し、その後の過渡応答が収まってからの状態の約 41 秒間を解析区間とした。事前に約 164 秒間の波時系列データを設定し、線形ばね定数ごとに 4 航走の計約 164 秒間の解析対象区間のデータを得た。

なお、計測はすべての項目について 100 Hz で行った。

3.4 VLCC 試験

計測した長波頂不規則波の周波数スペクトラムを Fig. 3.10 に示す。また、周波数スペクトラムから(3.1)式、(3.2)式により求めた有義波高 H ，平均波周期 T を Table 3.4 に示す。ここで、 m_i は i 次のスペクトラムモーメントで(3.3)式で定義される。計測した波は、 k_x が異なる試験で、ほとんど違いがないことを確認した。有義波高・平均波周期は、実船スケールで約 5.2 m，約 9.1 s で、ビューフォート風力階級 8 に近い。また、線形ばね係数 k_x により変わる固有角周波数 ω_k が、波スペクトラムが有意な周波数範囲にないことも確認できる。

$$H = 4.00\sqrt{m_0} \quad (3.1)$$

$$T = 2\pi \frac{m_0}{m_1} \quad (3.2)$$

$$m_i = \int_0^\infty \omega^i S(\omega) d\omega \quad (3.3)$$

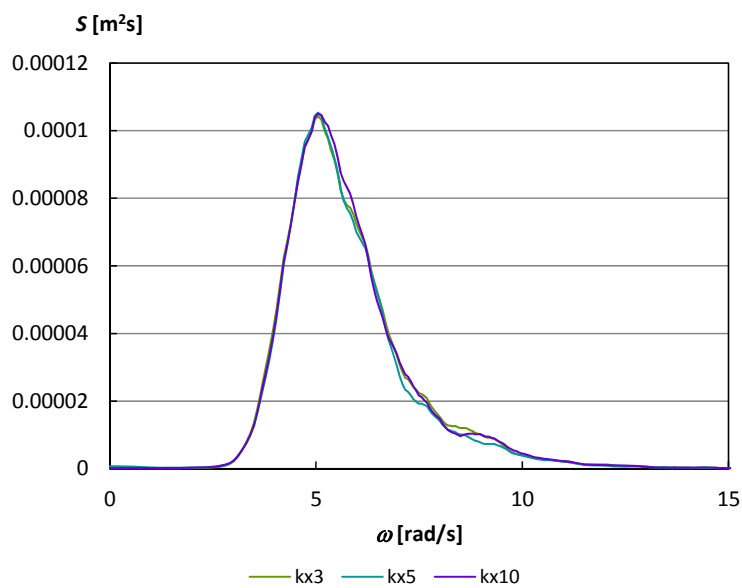


Fig. 3.10 Frequency wave spectrum of measured irregular waves. (VLCC)

Table 3.4 Wave parameters of measured irregular waves. (VLCC)

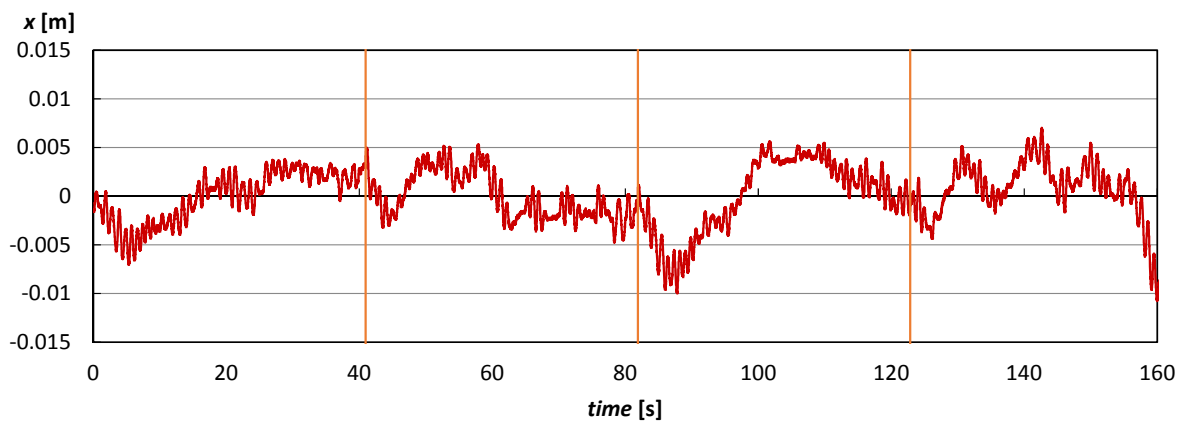
	$H_{1/3}$ [m]	T_{01} [s]
kx3	0.0676	1.08
kx5	0.0666	1.10
kx10	0.0677	1.09
average	0.0673	1.08

計測データのうち、長周期変動が生じる可能性がある前後変位及び検力計計測値の時系列を Figs. 3.11, 3.12 に示す。ここで、 x は前後変位、 ΔR_{mes} は検力計計測値の波浪による変化量（後方への力が正）であり、 x については静止時の値を 0 としている。計測データは、1 航走約 41 秒間のデータ計 164 秒間のデータをつなげているため、つながりで若干不連続な部分がある。時系列データから、 k_x に依らず、前後変位、検力計計測値に、入射波 1 波 1 波の周期より周期が長い緩やかな変動が生じていることが分かる。また、 k_x による差が前後変位にみられ、 k_x の小さい $kx3$ の場合に、前後変位が大きい傾向にあることが分かる。

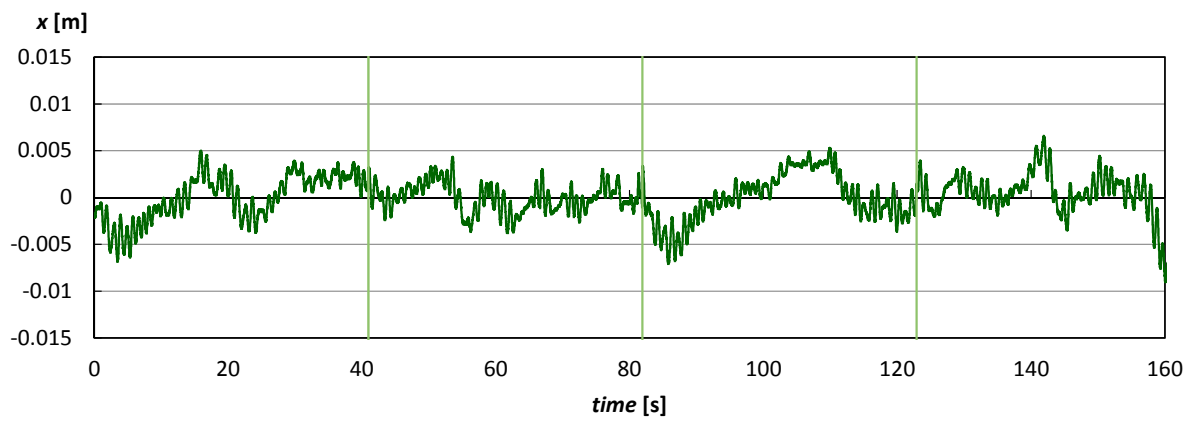
また、各計測項目（前後変位、上下変位、縦揺角度、検力計計測値）について出会い角周波数をベースにスペクトラム解析を行った結果を Fig. 3.13 に示す。ここから、前後変位、検力計計測値については、長周期変動成分が生じていることが分かる。また、上下変位及び縦揺角度については、 k_x による影響がほぼないことが分かる。

スペクトラム解析の結果から、前後変位及び検力計計測値について、長周期成分の時系列データを抽出した。その結果を、Figs. 3.14, 3.15 に示す。ここから、長周期の前後方向変位 x に k_x による差が生じており、 k_x の小さい場合、変動振幅が大きいこと、一方、検力計の値については、前後変位のような顕著な差は見られないことが分かる。Figs. 3.16, 3.17 には、長周期成分について、ウィンドウをかけずにスペクトラム解析を行った結果を示している。ここからも、前後変位については今回の解析で最も長波長となった成分に、 k_x が小さいほど前後変位の長周期成分が大きいという差がみられるが、検力計計測値については、 k_x による影響は明確でない。

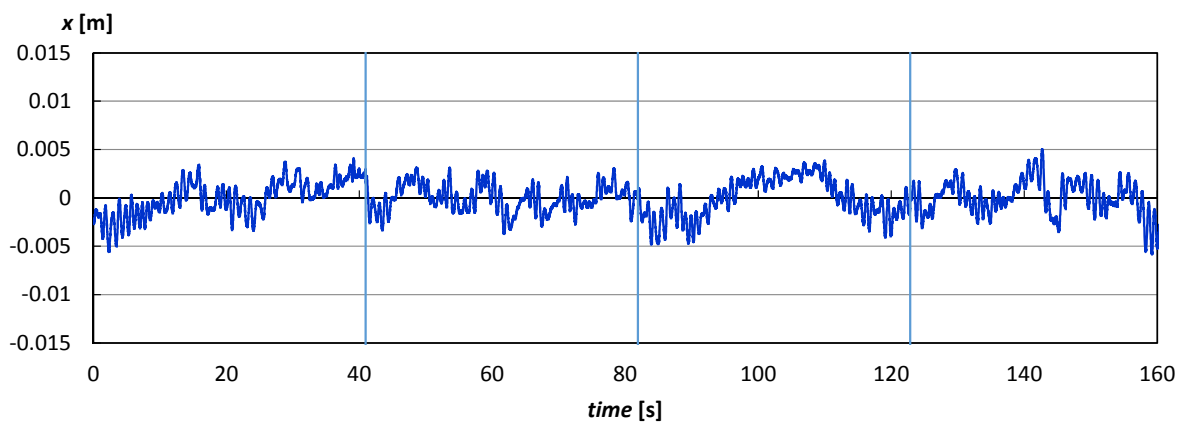
計測時系列 (前後変位)



(a) $kx3: k_x=225 \text{ N/m}$



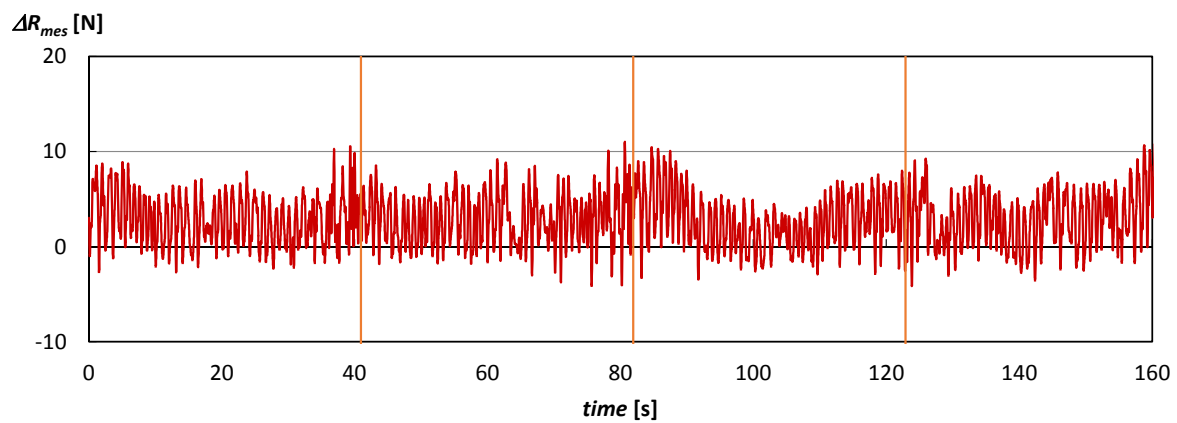
(b) $kx5: k_x=382 \text{ N/m}$



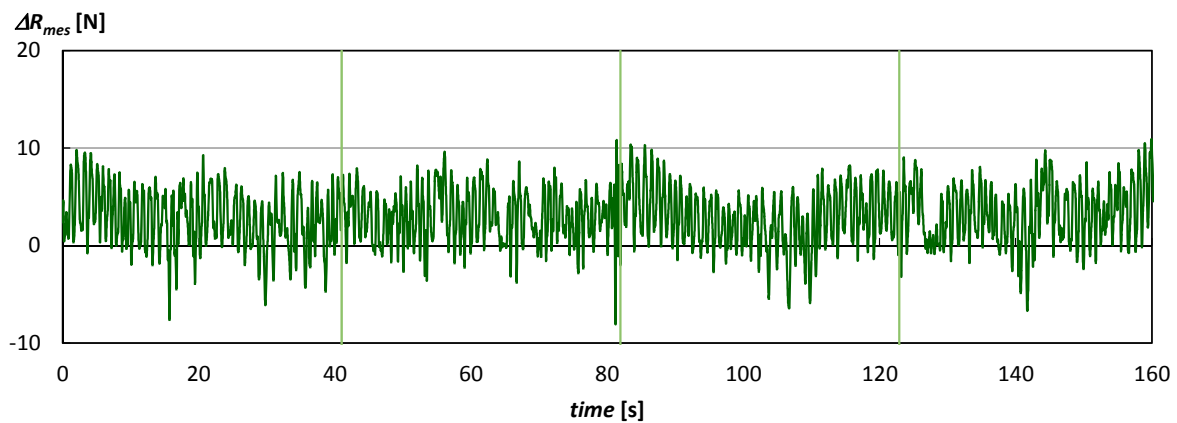
(c) $kx10: k_x=833 \text{ N/m}$

Fig. 3.11 Time history of longitudinal displacement for VLCC test.

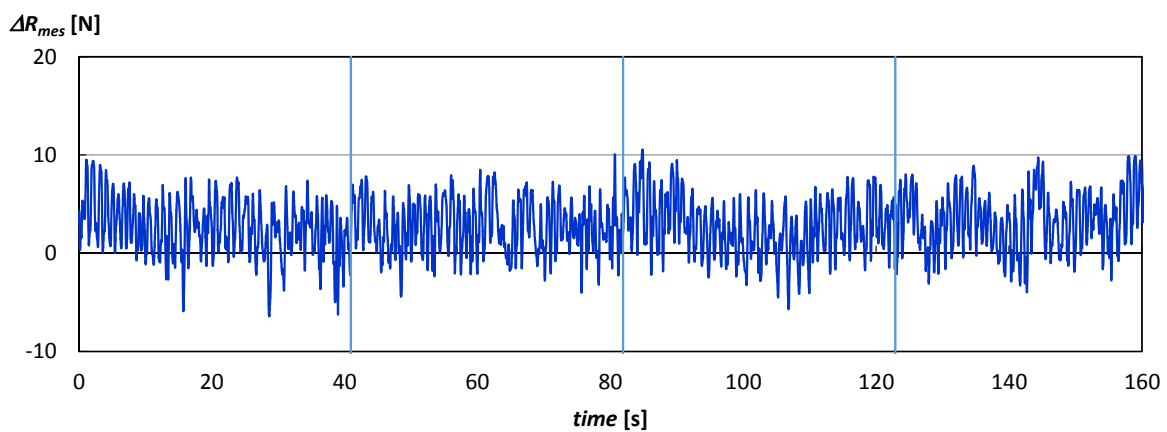
計測時系列 (検力計計測値)



(a) kx3: $k_x=225$ N/m



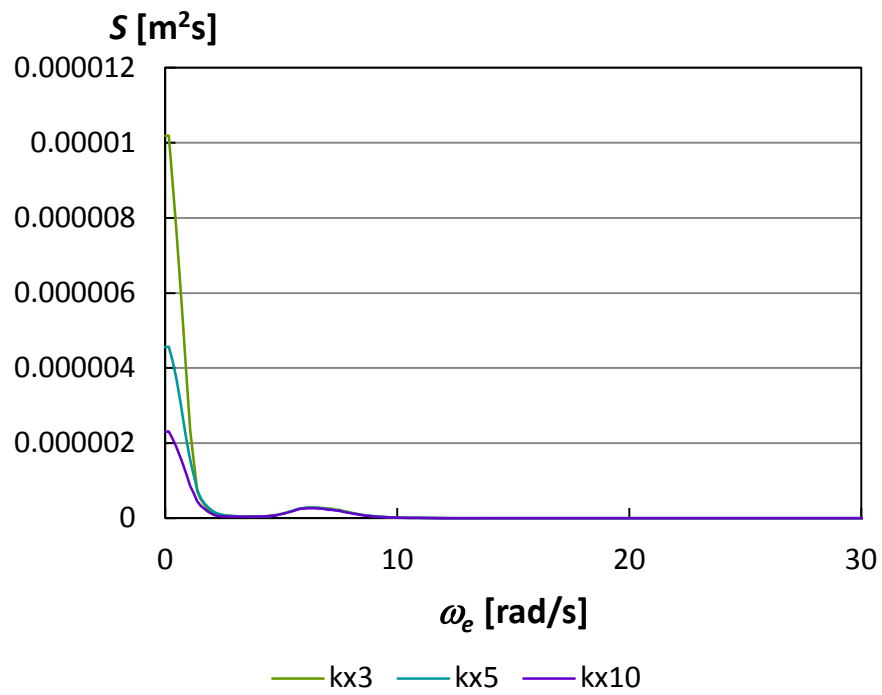
(b) kx5: $k_x=382$ N/m



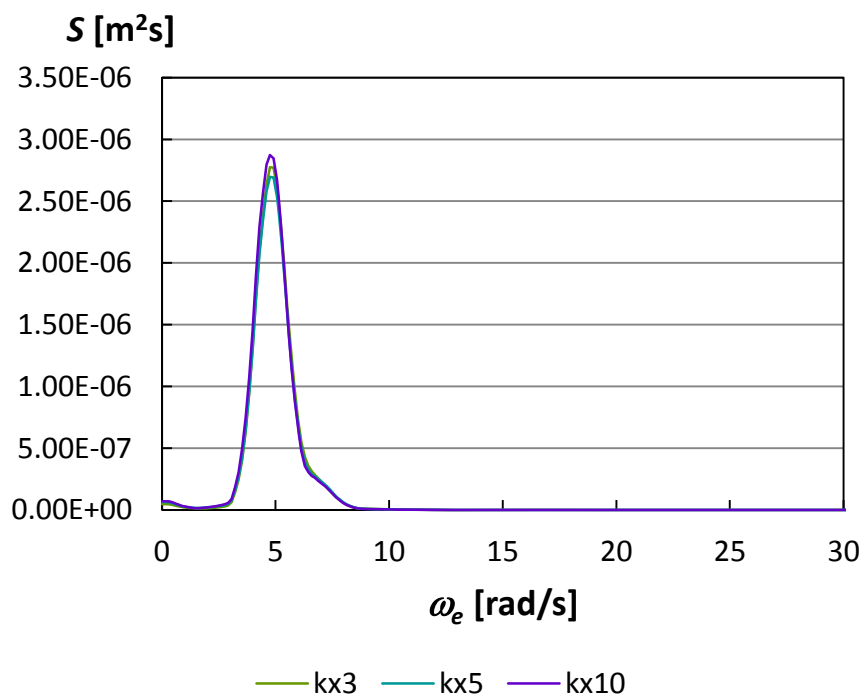
(c) kx10: $k_x=833$ N/m

Fig. 3.12 Time history of measured longitudinal force for VLCC test.

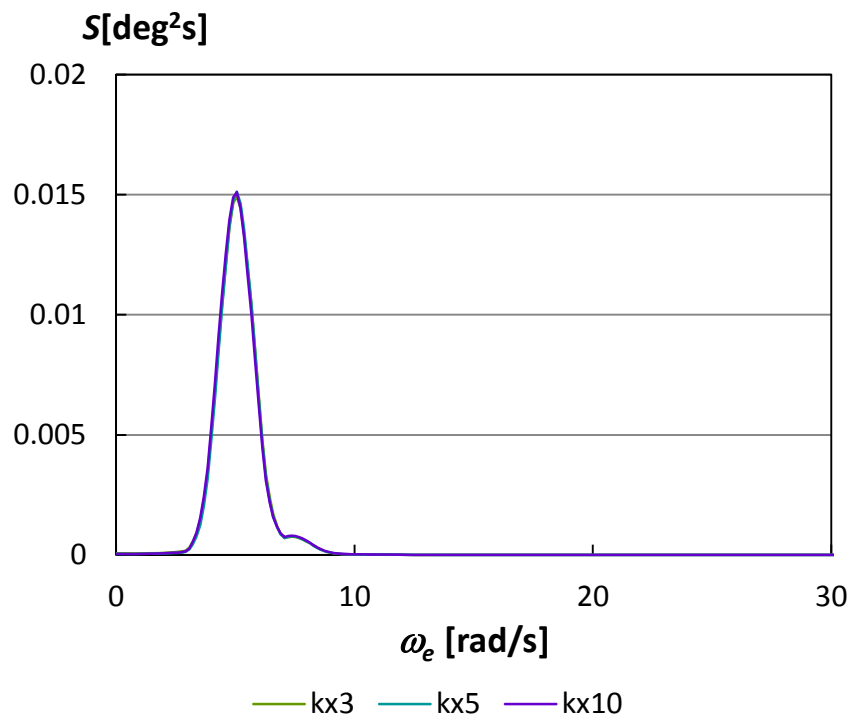
スペクトラム解析



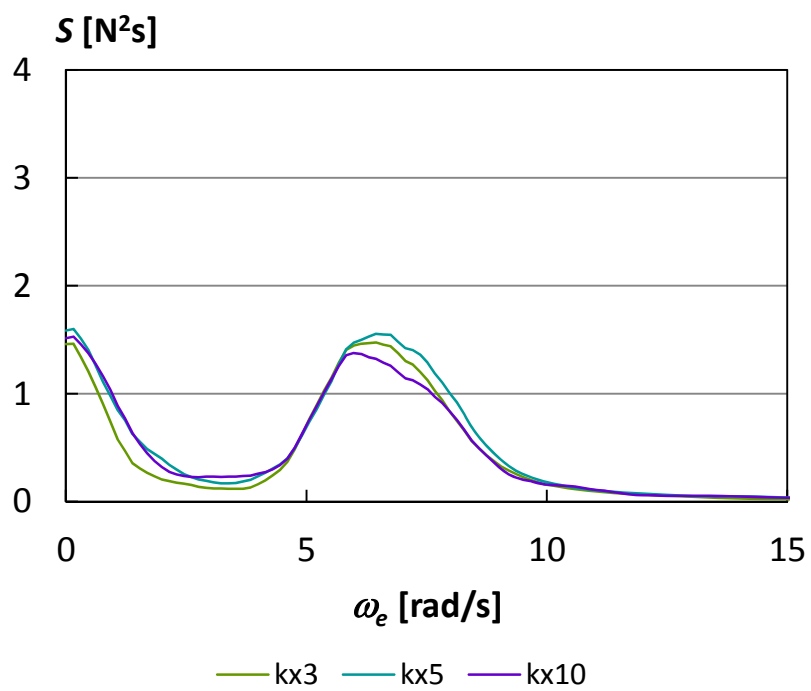
(a) longitudinal displacement



(b) vertical displacement



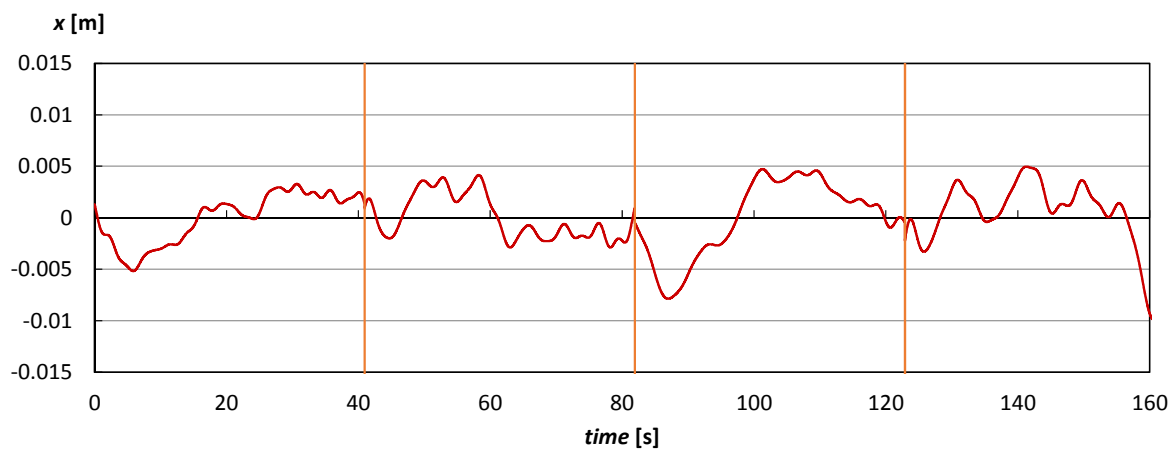
(c) pitch angle



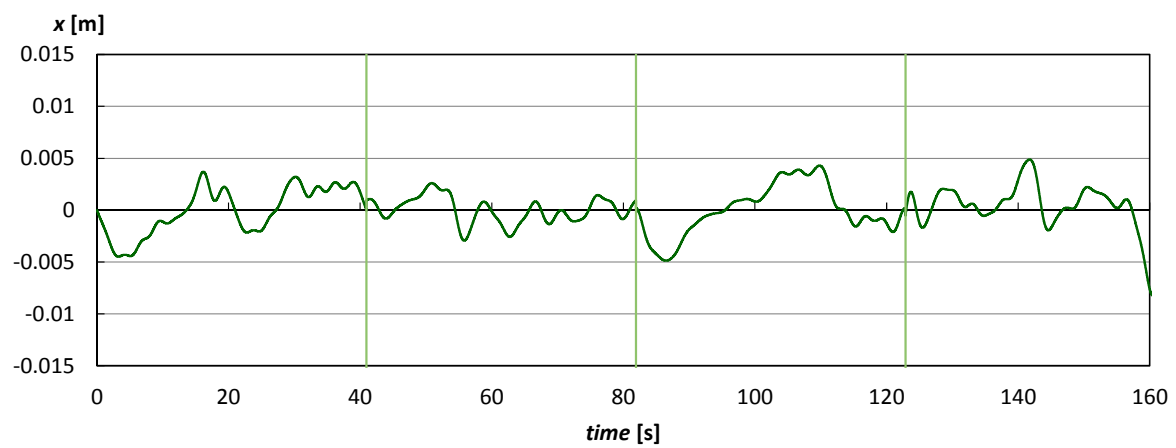
(d) measured longitudinal force

Fig. 3.13 Spectrum for measured items for VLCC.

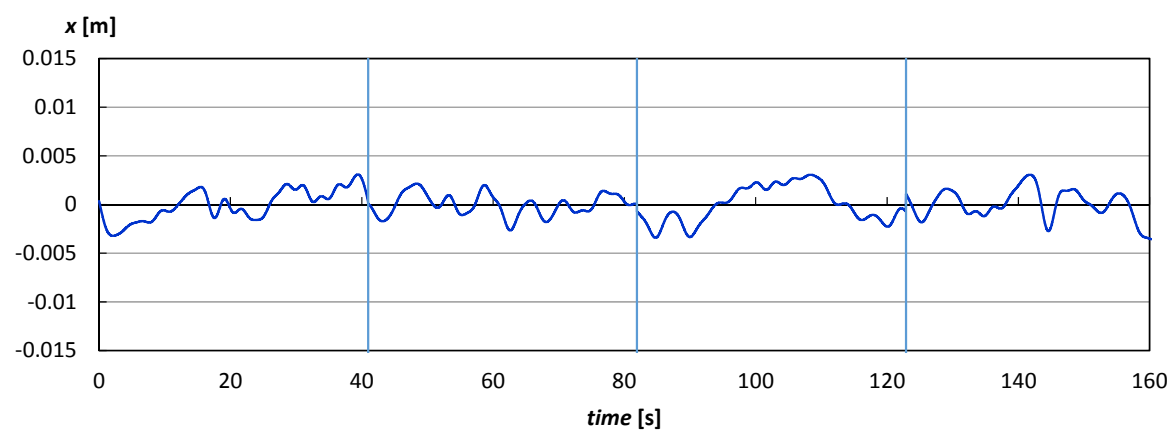
長周期成分（前後変位）



(a) $kx3: k_x=225$ N/m



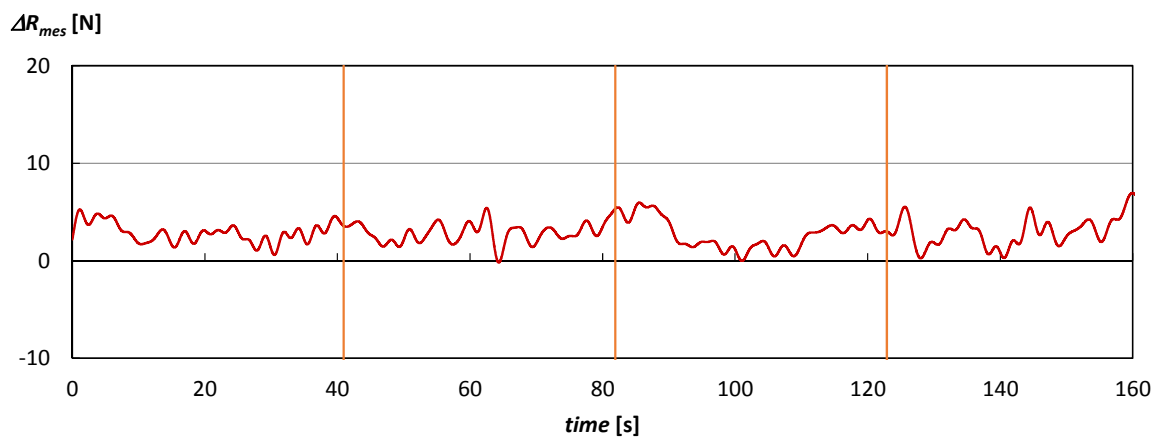
(b) $kx5: k_x=382$ N/m



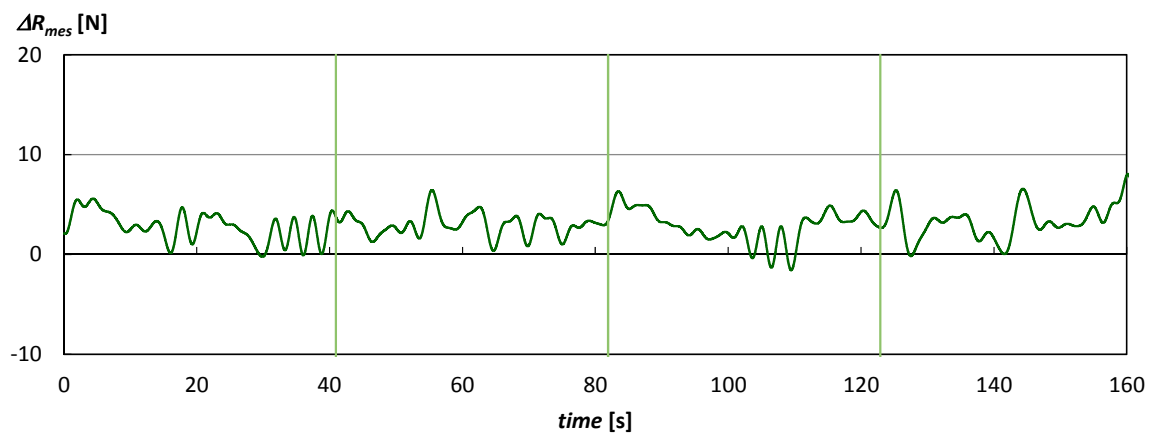
(c) $kx10: k_x=833$ N/m

Fig. 3.14 Long-period component of longitudinal displacement for VLCC.

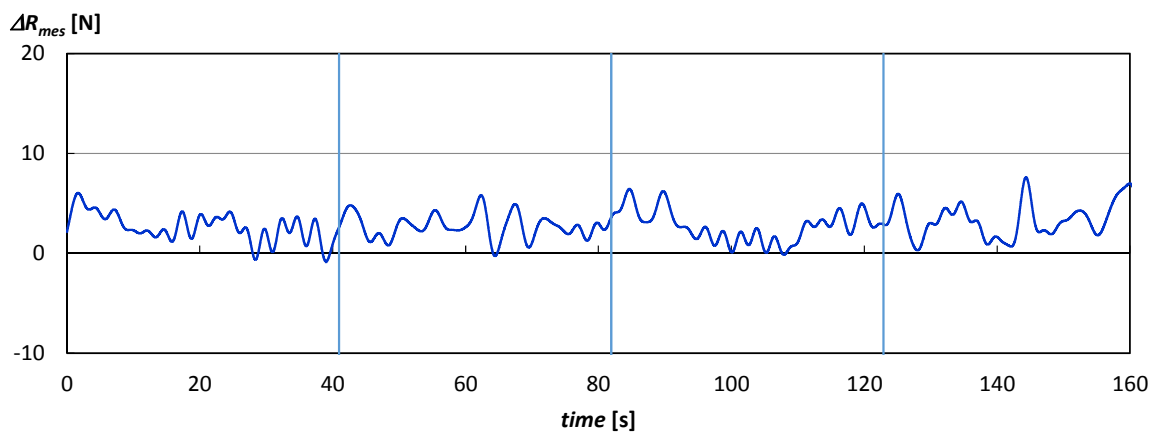
長周期成分（検力計計測値）



(a) $k_x=225$ N/m



(b) $k_x=382$ N/m



(c) $k_x=833$ N/m

Fig. 3.15 Long-period component of measured longitudinal force for VLCC.

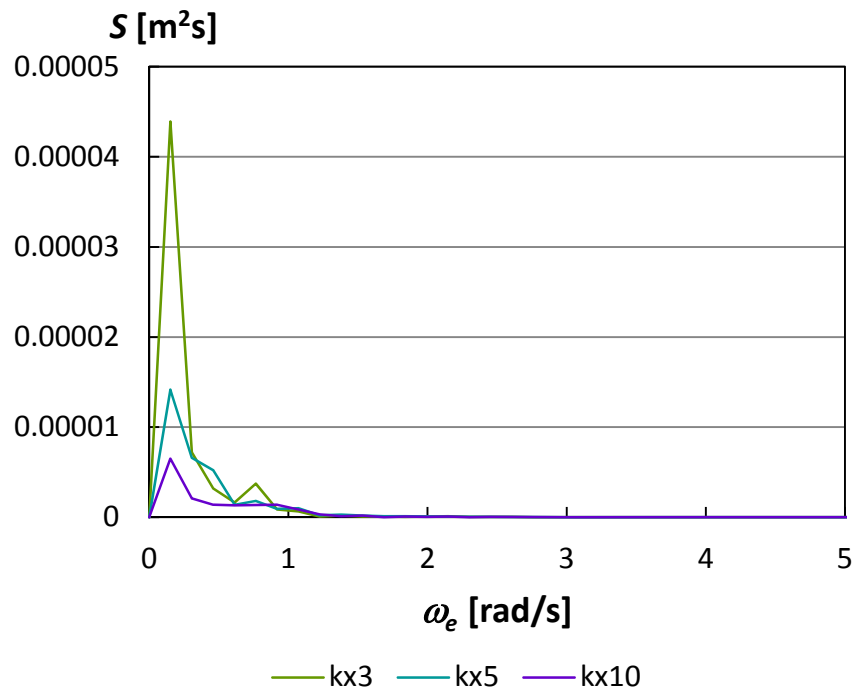


Fig. 3.16 Spectrum of long-period component of longitudinal displacement for VLCC.

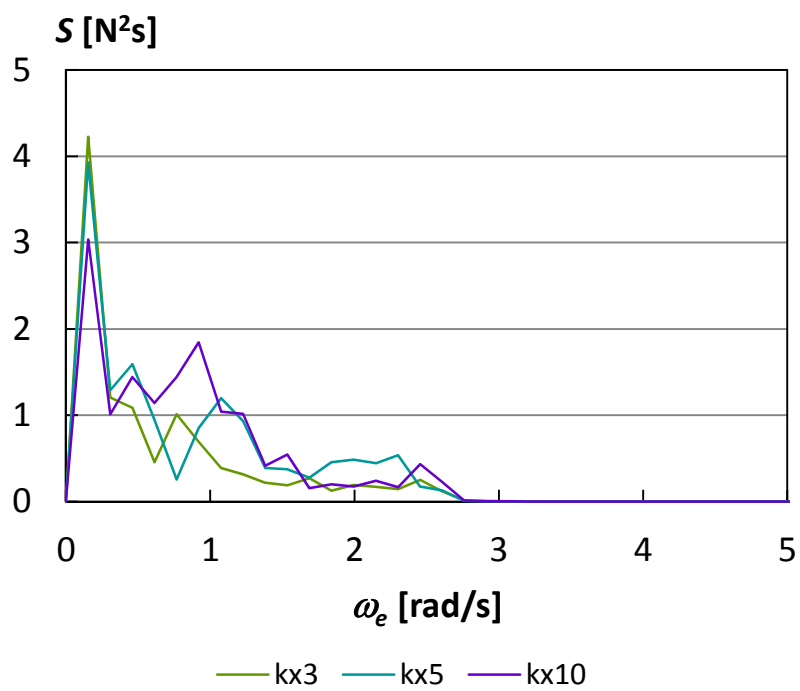


Fig. 3.17 Spectrum of long-period component of measured longitudinal force for VLCC.

不規則波中抵抗増加の長周期変動について、今回の計測結果と推定法による比較を行うにあたって、推定に用いる規則波中抵抗増加については、波高の 2 乗に比例するという仮定を用いるが、実際は水面上形状などにより、波高の 2 乗に比例しない場合もあると考えられる。そこで、波高を変えた試験を行い、規則波中抵抗増加係数 K_{AW} への影響を調査した。試験は、 $\lambda/L_{pp}=0.4$ で波高 1.2 m~ 6.7 m(実船スケール)、及び、 $\lambda/L_{pp}=1.1$ で波高 1.9 m~ 6.6 m(実船スケール)で、 $F_n=0.139$ で行った。また、2.2 節に述べた規則波中抵抗増加計算法による結果との比較を行った。

2.2 節に述べた方法で規則波中抵抗増加を計算するため、水槽試験結果から得られるパラメータ C_U が必要となる。これを求めるため、実船スケールで波高 3 m、 $\lambda/L_{pp}=0.4$ での過去の実験結果から、波浪中抵抗増加係数 K_{AW} とフルード数 F_n の関係を Fig. 3.18 に示す通り得た。ここから、速度影響 α_U を抽出し、 F_n の 1 次式で表した時の係数として、Fig. 3.19 に示す通り速度影響係数 $C_U=11.9$ を導出した。

規則波中抵抗増加の推定値と今回実施した実船スケール波高 $H_w=3$ m の実験結果との比較を Fig. 3.20 に示す。ここで、Fig. 3.10 に示した長波頂不規則波中抵抗増加試験を行った際の波スペクトラムを、(3.4)式により波長船長比ベースに換算して示している。スペクトラムが有意な周波数範囲において、規則波中抵抗増加の実験値と推定結果がほぼ一致することが確認できる。また、船体運動について、NSM による計算結果と実験値の比較を Figs. 3.21 ~ 3.23 に示す。ここで、 x_a/ζ_a は前後揺振幅比、 ε_x は前後揺位相、 z_a/ζ_a は上下揺振幅比、 ε_z は上下揺位相、 $\theta_a/(k\zeta_a)$ は縦揺振幅比、 ε_θ は縦揺位相であり、位相は波の山がミドシップにあるときを基準に、遅れを正としている。前後変位の位相に差がみられるが、NSM による計算では模型船に付加する線形ばね力を考慮していないためと考えられる。その他の船体運動の振幅、位相については、精度よく推定できていることが確認できる。

$$\begin{aligned} S(\omega)d\omega &= S(\lambda/L_{pp})d(\lambda/L_{pp}) \\ S(\lambda/L_{pp}) &= S(\omega)\frac{d\omega}{d(\lambda/L_{pp})} \end{aligned} \quad (3.4)$$

波長船長比 $\lambda/L_{pp}=0.4, 1.1$ で実船スケール波高を 3m から変化させ、波浪中抵抗増加における波高影響を調査した。 $\lambda/L_{pp}=1.1$ については、船体運動の波高影響も調査した。調査結果を Figs. 3.24, 3.25 に示す。ここで、計算値は、Figs. 3.20 ~ 3.23 に示した値と同じものである。

波浪中抵抗増加において、短波長である $\lambda/L_{pp}=0.4$ の場合は、波高が高くなると波浪中抵抗増加係数 K_{AW} が小さくなる傾向が示された。波長船長比 $\lambda/L_{pp}=1.1$ の場合、波高影響は比較的小さい。一方、船体運動においては、波高影響はほぼ見られなかった。

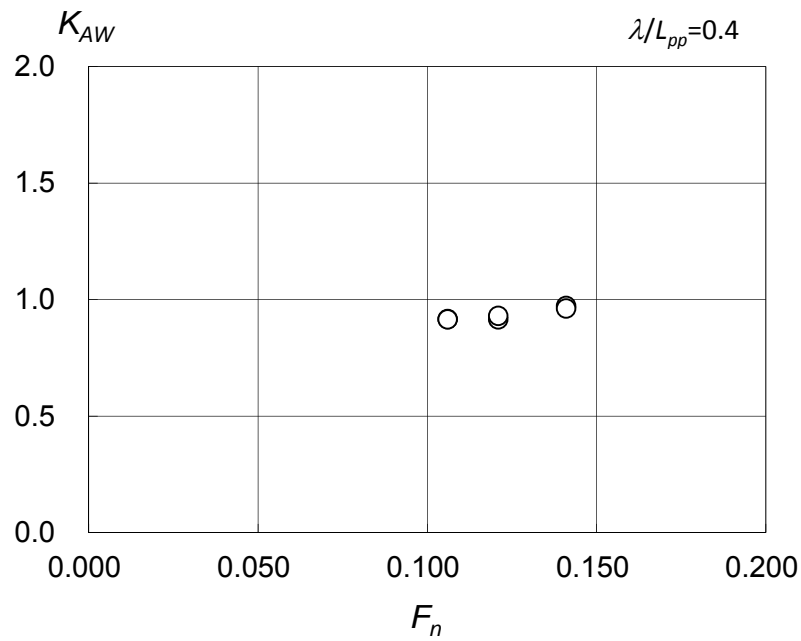


Fig. 3.18 Relation between added resistance in waves and Froude number for VLCC ($\lambda/L_{pp}=0.4$).

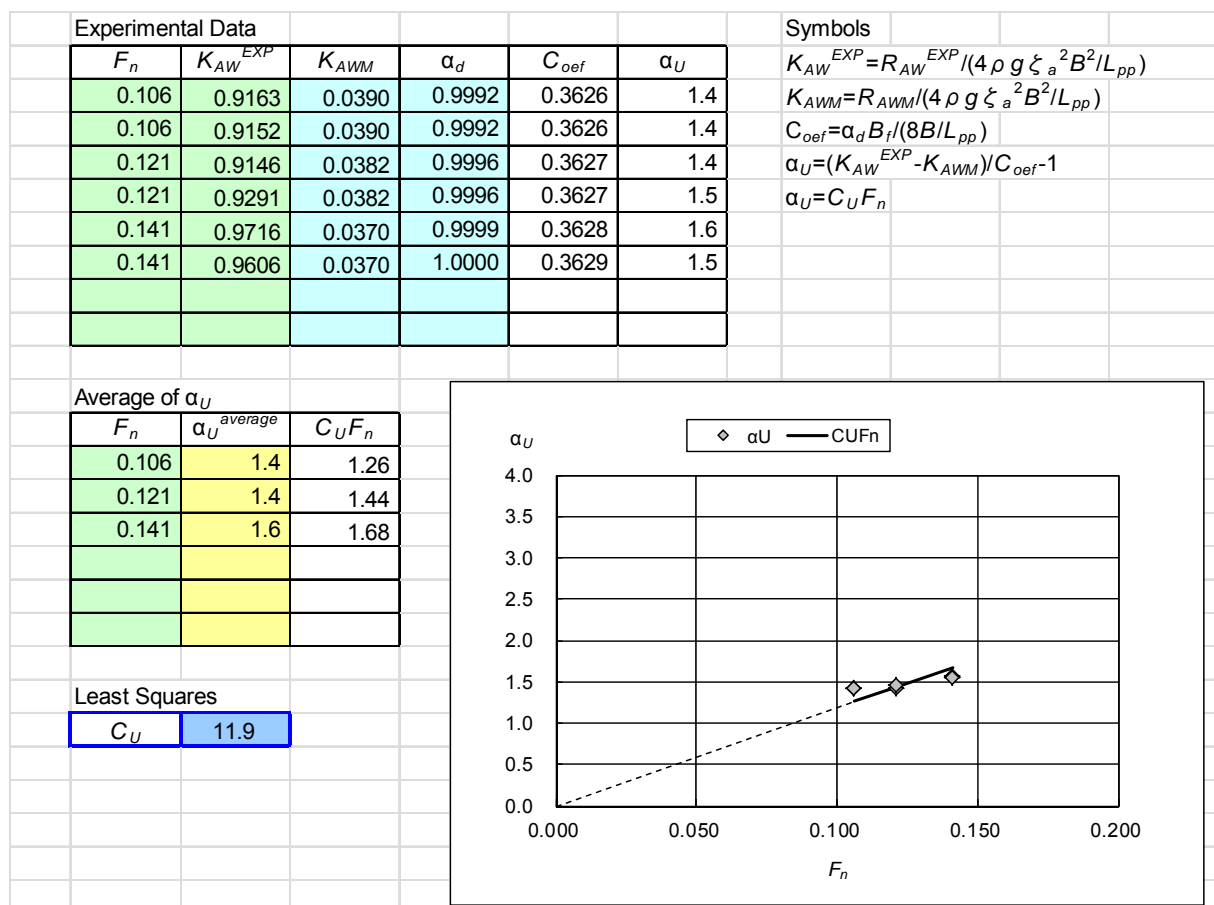


Fig. 3.19 Derivation of C_U for VLCC.

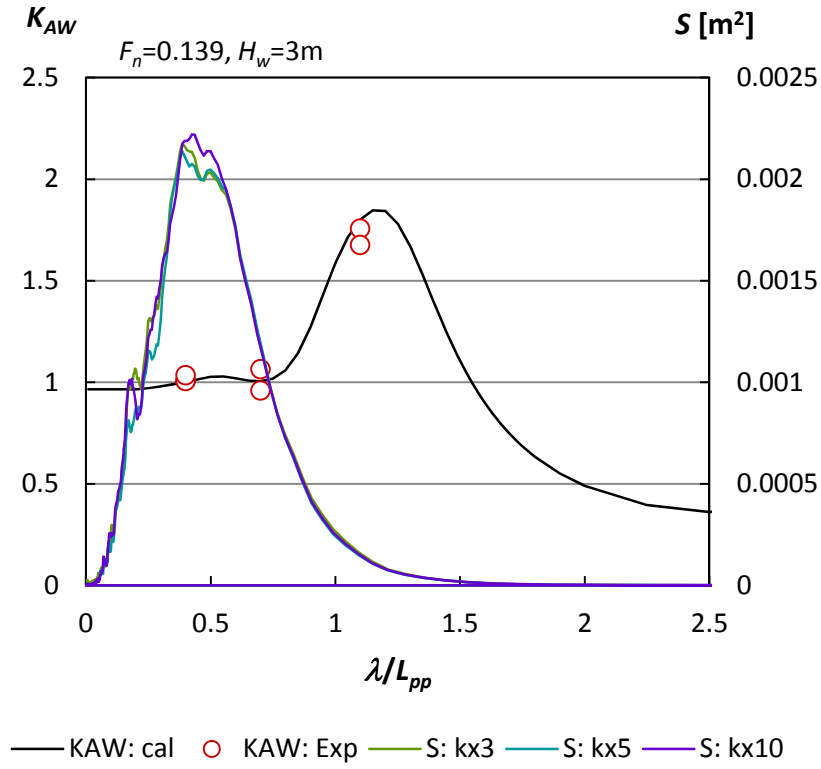


Fig. 3.20 Frequency response of added resistance in waves for VLCC ($F_n=0.139$, head waves with $H_w=3$ m).

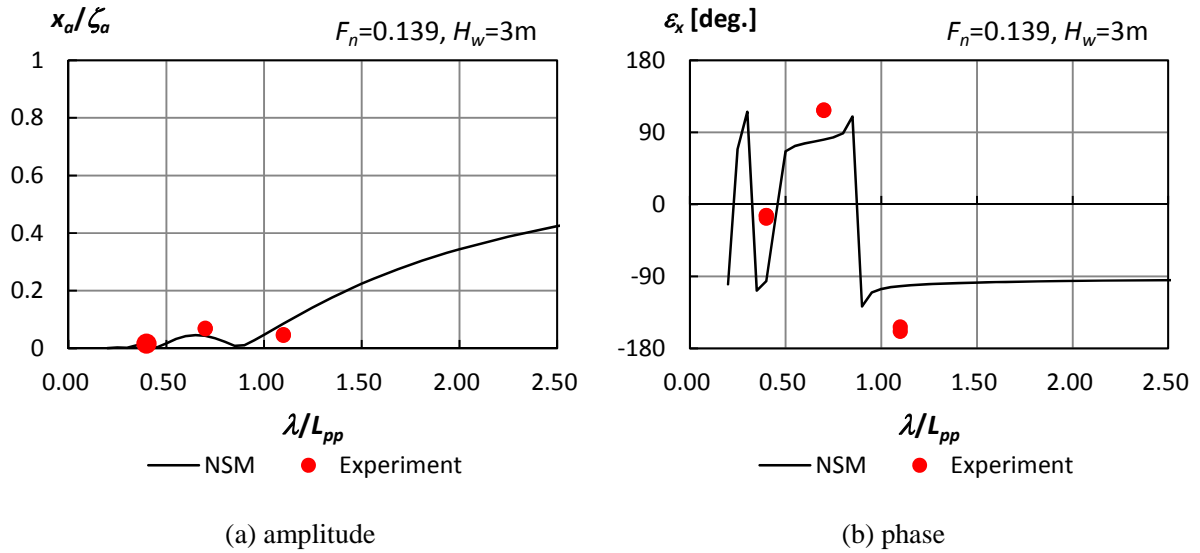


Fig. 3.21 Frequency response of surge for VLCC ($F_n=0.139$, head waves with $H_w=3$ m).

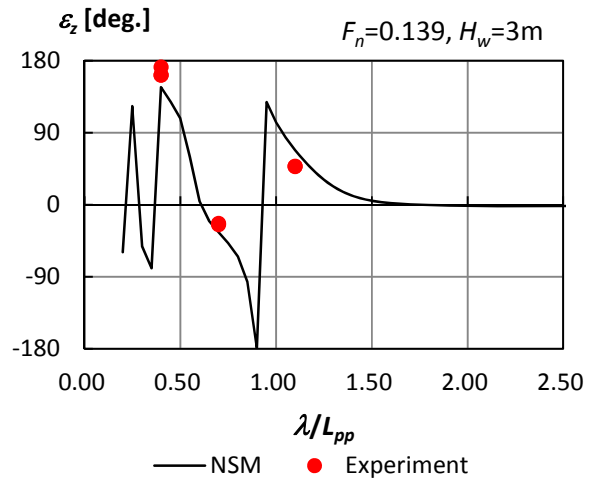
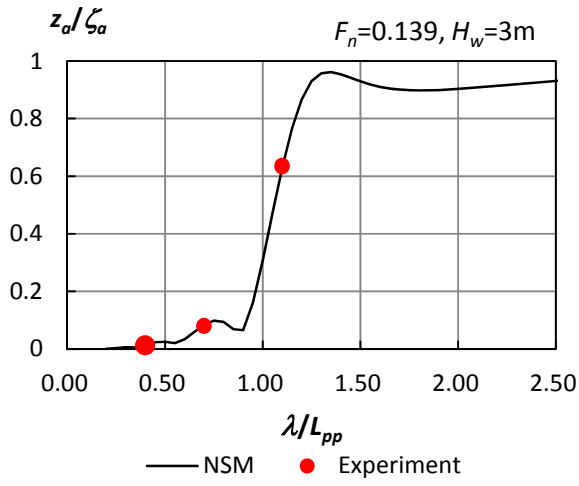


Fig. 3.22 Frequency response of heave for VLCC ($F_n=0.139$, head waves with $H_w=3$ m).

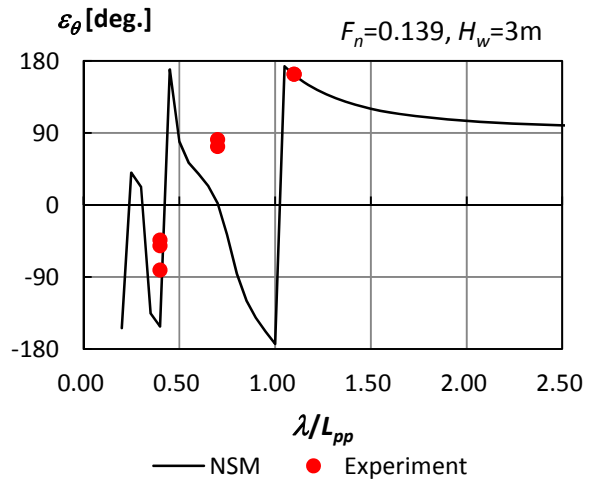
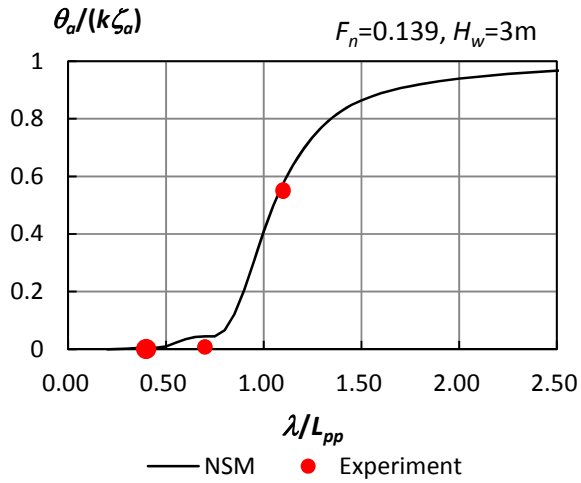


Fig. 3.23 Frequency response of pitch for VLCC ($F_n=0.139$, head waves with $H_w=3$ m).

波高影響 ($\lambda/L_{pp}=0.4$)

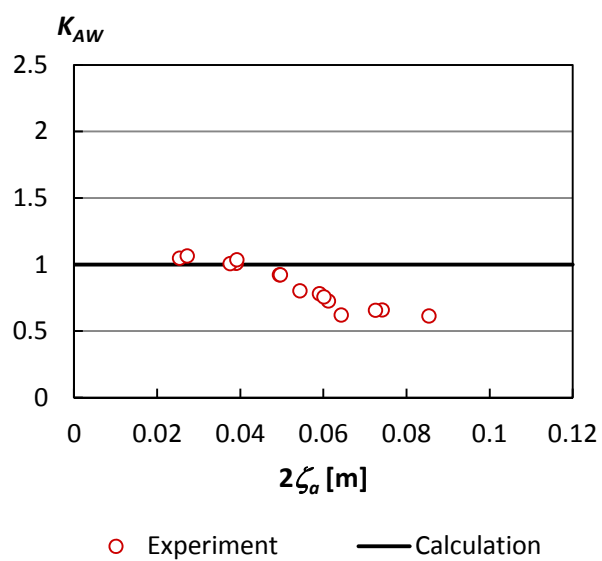
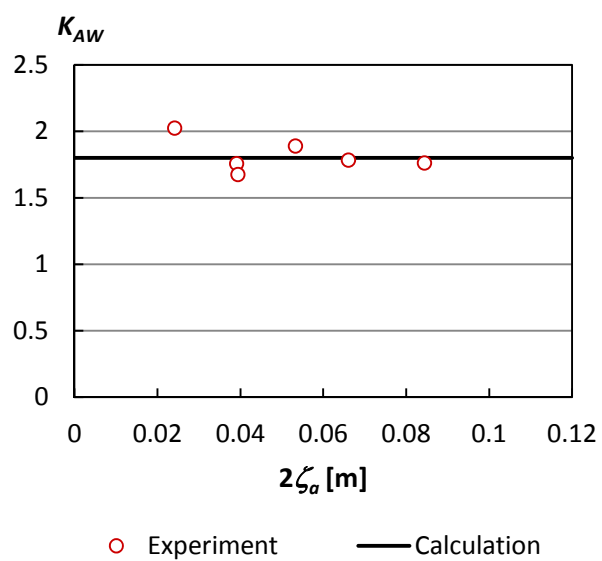
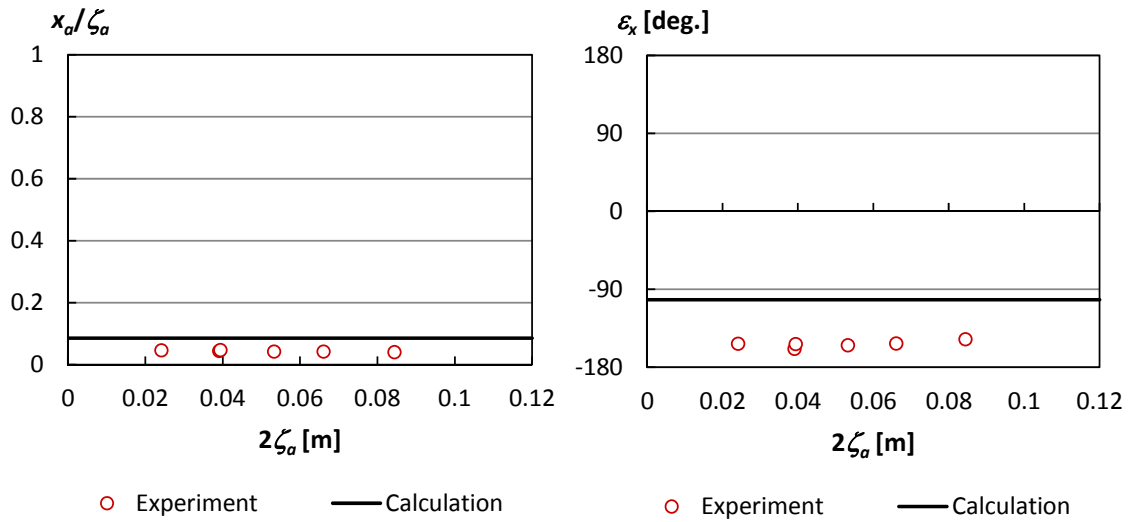


Fig. 3.24 Effect of wave height on added resistance in waves for VLCC ($F_n=0.139$, head waves, $\lambda/L_{pp}=0.4$).

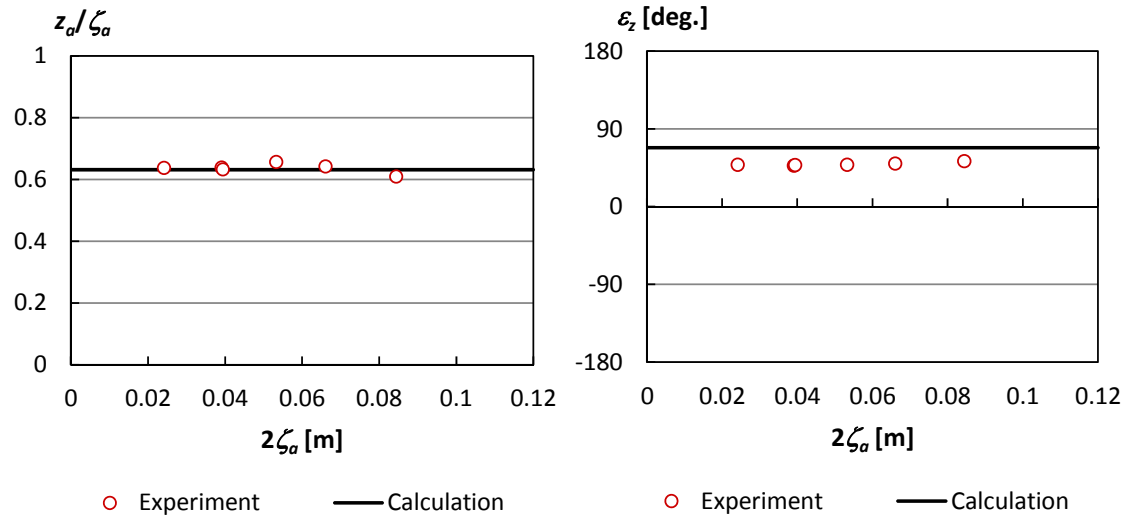
波高影響 ($\lambda/L_{pp}=1.1$)



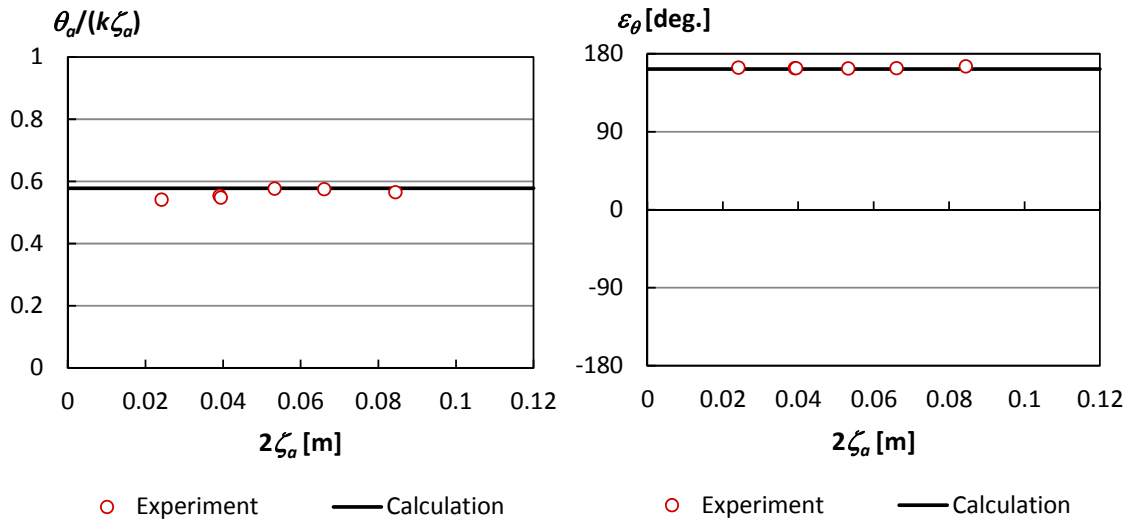
(a) added resistance in waves



(b) surge (left: amplitude, right: phase)



(c) heave (left: amplitude, right: phase)



(d) pitch (left: amplitude, right: phase)

Fig. 3.25 Effect of wave height for VLCC ($F_n=0.139$, head waves, $\lambda/L_{pp}=1.1$).

3.5 PCC 試験

計測した長波頂不規則波の周波数スペクトラムを Fig. 3.26 に示す。また、周波数スペクトラムから(3.1)式、(3.2)式により求めた有義波高 H 、平均波周期 T を Table 3.5 に示す。計測した波は、 k_x が異なる試験で、ほとんど違いがないことを確認した。有義波高・平均波周期は、実船スケールで約 3.9 m、約 7.6 s で、ビューフォート風力階級 7 に近い。また、線形ばね係数 k_x により変わる固有角周波数 ω_x が、波スペクトラムが有意な角周波数範囲にないことも確認できる。スペクトラム形状が、Fig. 3.10 に示した波スペクトラムと異なり、ピーク付近でなめらかでないが、水槽の違いによる影響である。

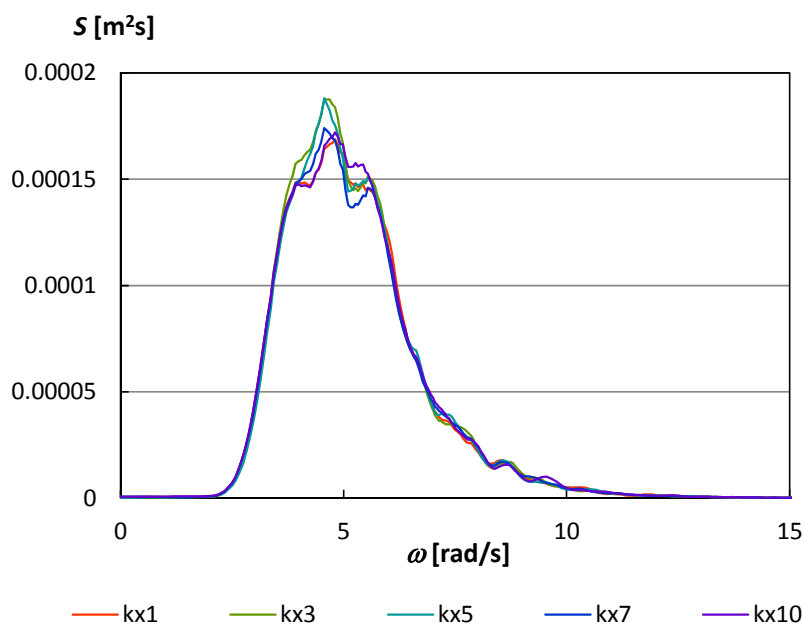


Fig. 3.26 Frequency wave spectrum of measured irregular waves (PCC).

Table 3.5 Wave parameters of measured irregular waves (PCC).

	H [m]	T [s]
kx1	0.0948	1.20
kx3	0.0963	1.20
kx5	0.0952	1.20
kx7	0.0945	1.20
kx10	0.0954	1.20
average	0.0952	1.20

計測データのうち、長周期変動が生じる可能性がある前後変位及び検力計計測値の時系列を Figs. 3.27, 3.28 に示す。VLCC の場合と同様に x については静止時の値を 0 としている。また、計測データは、1 航走約 41 秒間のデータをつなげているため、つながりで若干不連続な部分がある。時系列データから、前後変位、検力計計測値に長周期変動が生じており、また、その長周期変動が k_x により異なることが分かる。

各計測項目（前後変位、上下変位、縦揺角度、検力計計測値）について出会い角周波数をベースにスペクトラム解析を行った結果を Fig. 3.29 に示す。ここからも、時系列データと同様に、前後変位、検力計計測値について、長周期変動が生じており、 k_x により値が異なることが分かる。また、上下変位及び縦揺角度については、 k_x による影響はほぼ見られない。

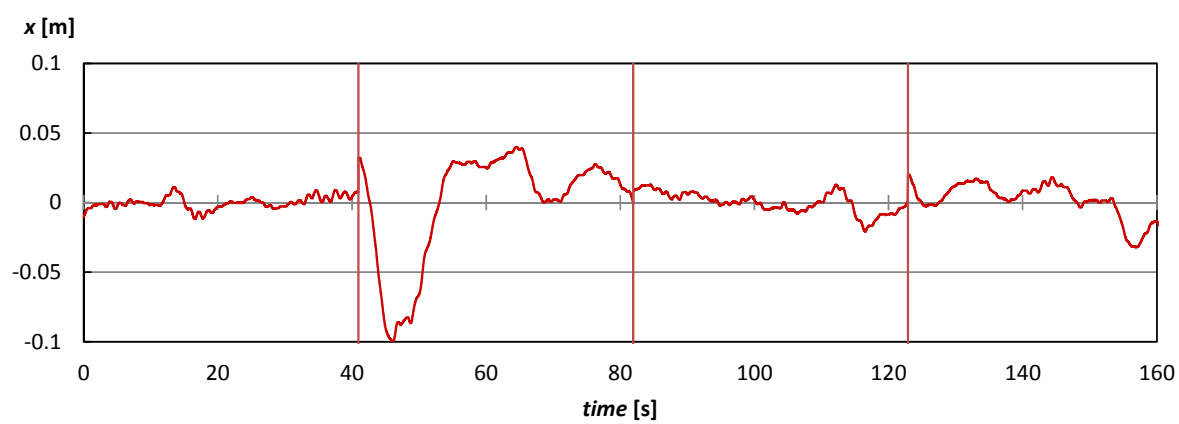
スペクトラム解析の結果から、検力計計測値について長周期成分の時系列データを抽出した。その結果を、Figs. 3.30 に示す。ここで、VLCC については、前後変位の長周期成分についても抽出したが、PCC については、長周期成分以外の成分が小さいため、抽出処理はしていない。

前後変位と、検力計計測値の長周期成分について、スペクトラム解析した結果を Figs. 3.31, 3.32 に示す。ここで、長周期の成分を細かく見るため、スペクトラム解析にあたってウィンドウはかけていない。

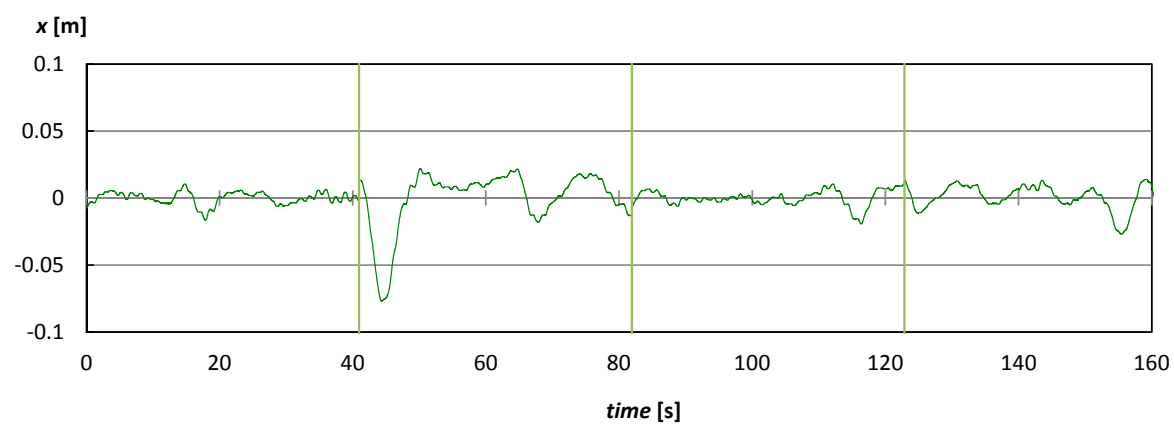
Figs. 3.27, 3.28 に示した時系列及び Fig. 3.29 に示した長周期成分の時系列から、長周期の前後方向変位 x 及び検力計計測値 ΔR_{mes} に k_x による差が生じており、 k_x が小さい方が前後方向変位の変動が大きく、検力計計測値は小さくなる傾向があることが分かる。特に、40 s あたりからの波に遭遇した時の後退量が $kx1$ で $kx10$ の約 4 倍程度となっている。同じ区間で、検力計の値についても、 k_x が大きいと抵抗の変動振幅が大きい傾向が見られる。Fig. 3.29 に示したスペクトラム解析結果からも同様に、前後揺・検力計計測値については出会い角周波数の短い長周期で k_x により差が現れている。Figs. 3.31, 3.32 に示した長周期成分についてのスペクトラム解析結果からは、前後揺については、今回の解析で最も長波長となった成分付近で、 k_x が小さいほど前後変位の長周期成分が大きいという差がみられる。また、検力計計測値についても差が見られ、 k_x が小さいほど全体的に長周期成分の値が小さいこと、また、 k_x が大きくなると、Table 3.3 に示した固有角周波数に近い成分の値が大きくなることが分かる。

3.4 節に示した VLCC 模型船の試験では、前後揺の長周期成分には k_x による影響が示されたが、抵抗の計測値への影響は顕著でなかった。一方、PCC については前後方向変位・抵抗の長周期成分に k_x による違いが見られる。VLCC の場合、Fig. 3.21 が示す通り、今回の波条件としたビューフォート 8 程度では、波エネルギーの卓越している周波数領域が、反射波による波浪中抵抗増加が主要となる短波長域であったため、前後揺における k_x による差が波浪中抵抗増加にほとんど影響しなかったものと考えられる。

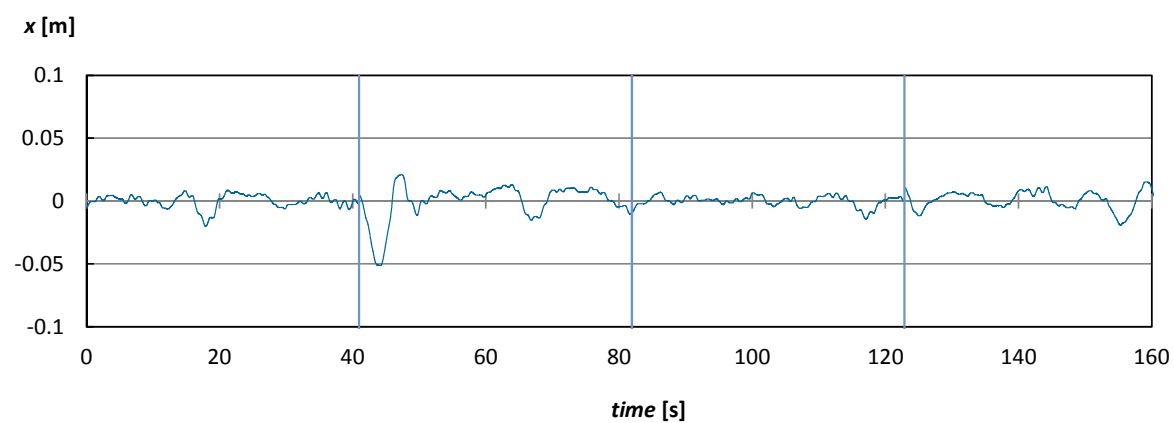
計測時系列（前後変位）



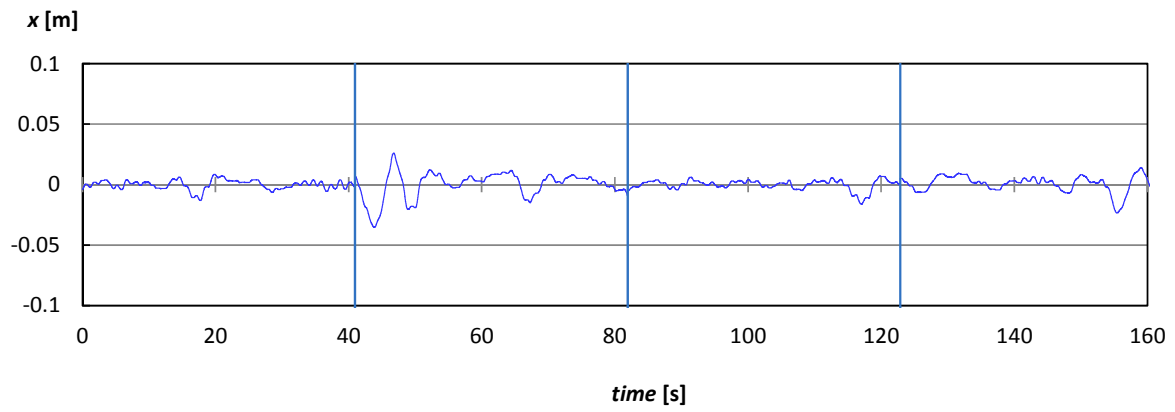
(a) $k_{x1}: k_x=81$ N/m



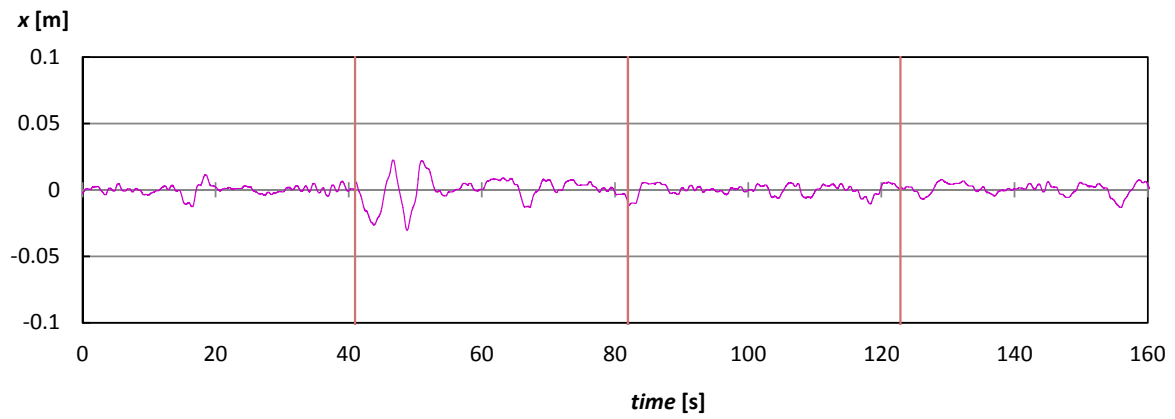
(b) $k_{x3}: k_x=225$ N/m



(c) $k_{x5}: k_x=382$ N/m



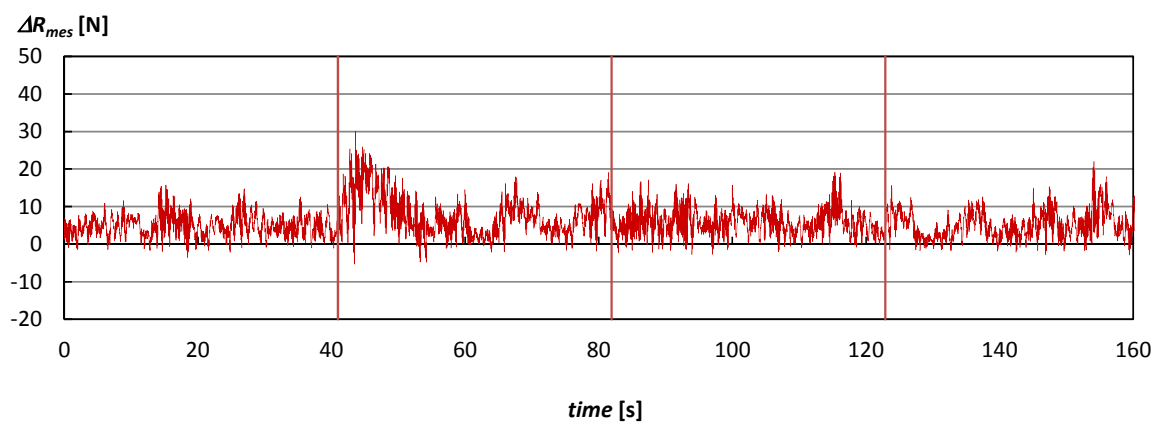
(d) k_{x7} : $k_x=570$ N/m



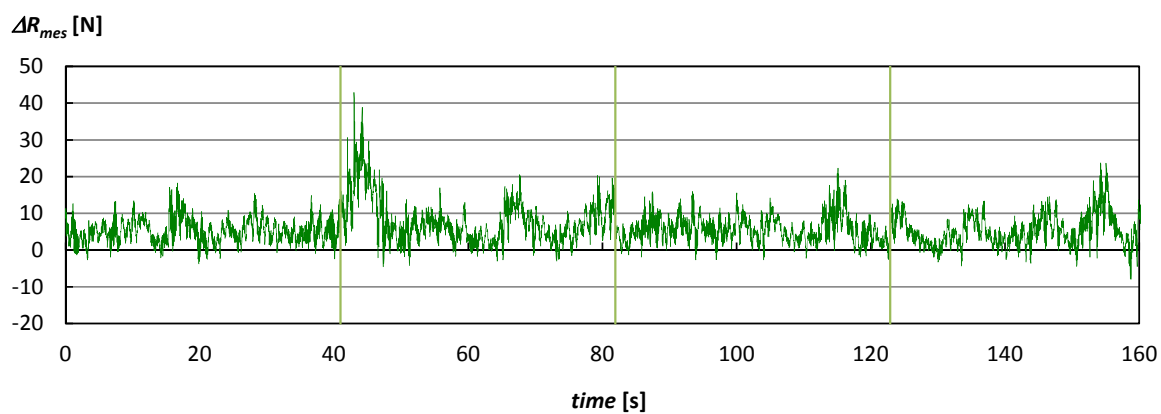
(e) k_{x10} : $k_x=833$ N/m

Fig. 3.27 Time history of longitudinal displacement for PCC test.

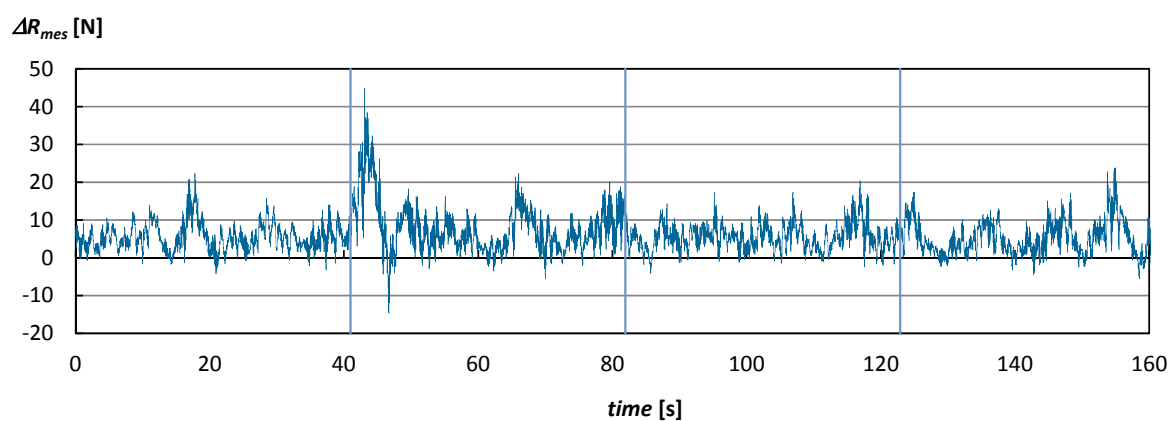
計測時系列 (検力計計測値)



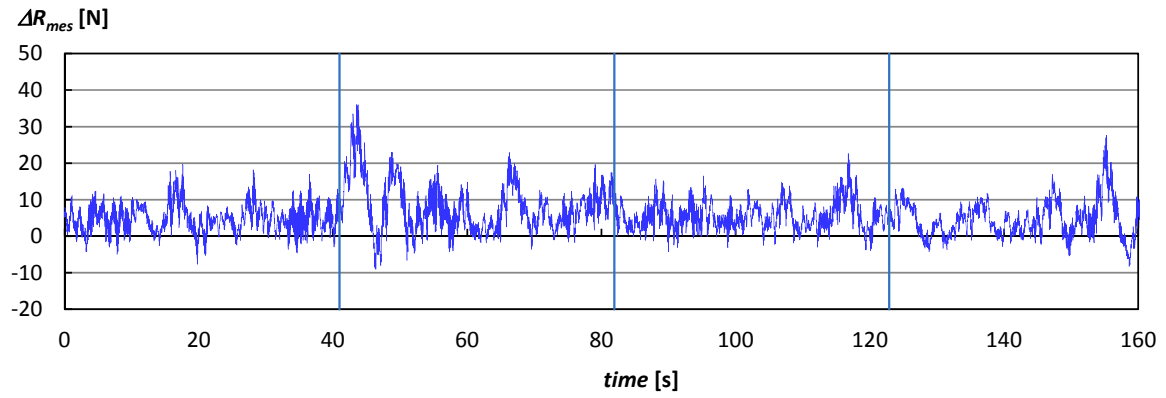
(a) $kx1: k_x=81$ N/m



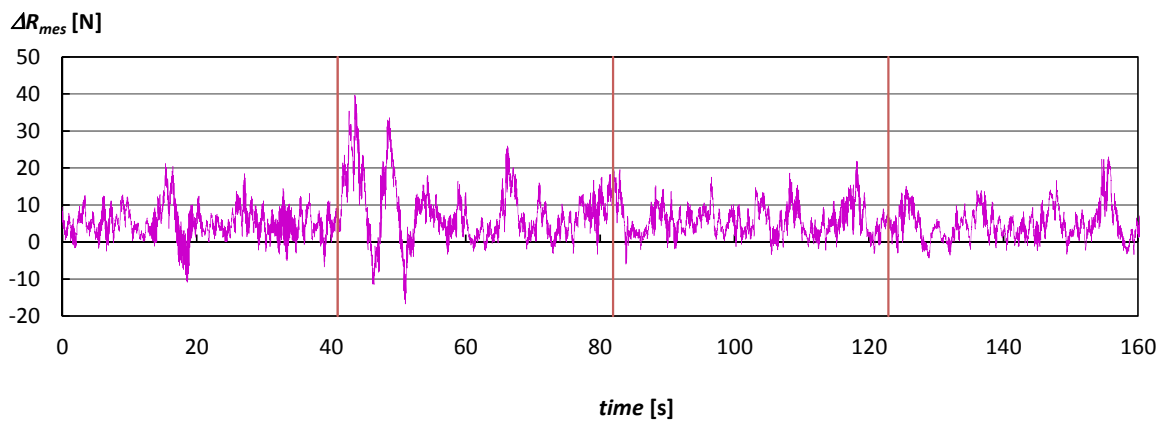
(b) $kx3: k_x=225$ N/m



(c) $kx5: k_x=382$ N/m



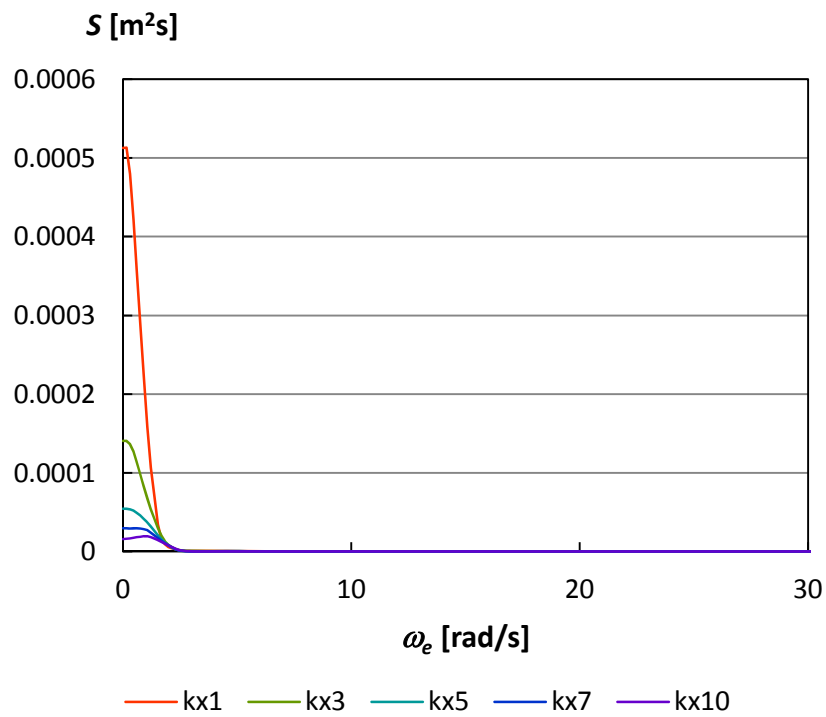
(d) $k_x=570$ N/m



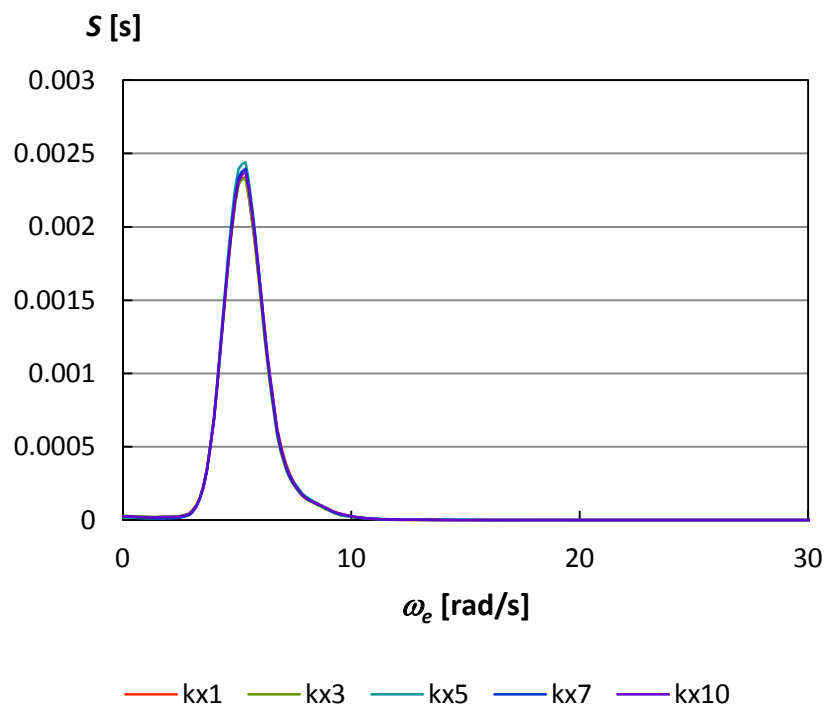
(e) $k_x=833$ N/m

Fig. 3.28 Time history of measured longitudinal force for PCC test.

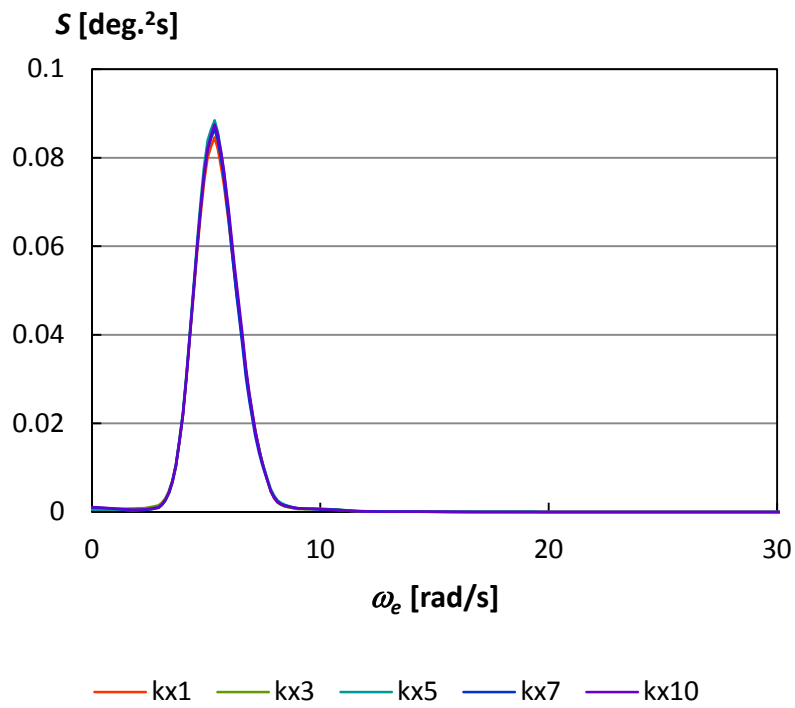
スペクトラム解析



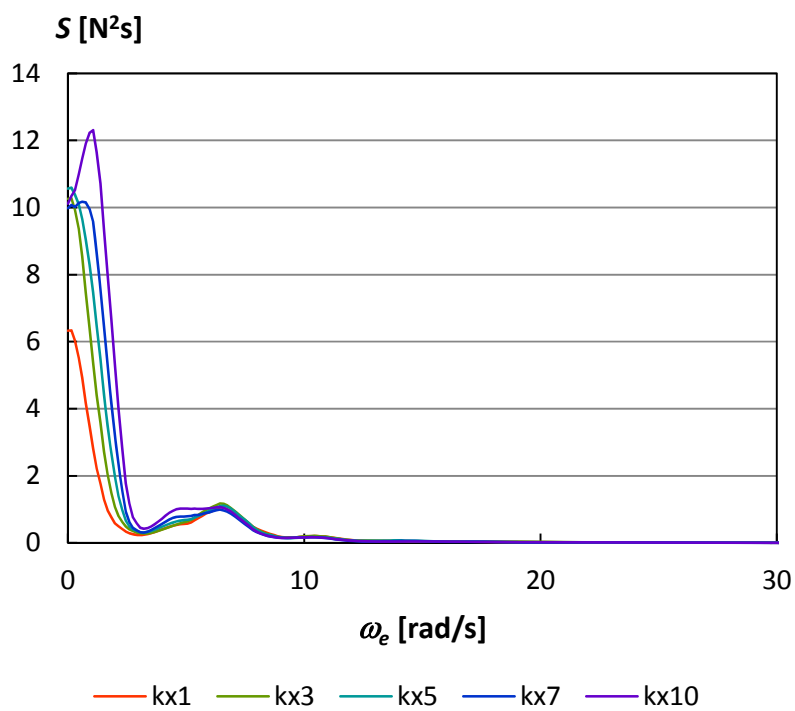
(a) longitudinal displacement



(b) vertical displacement



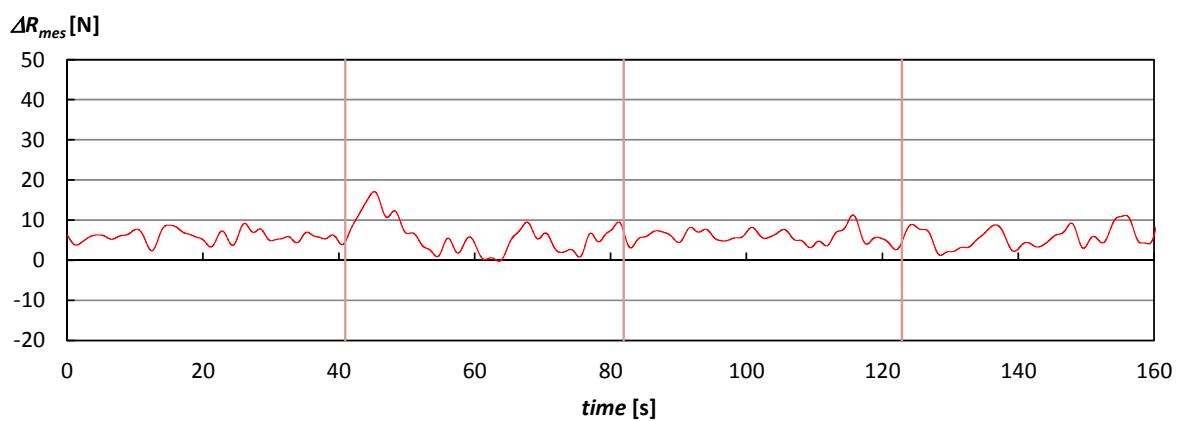
(c) pitch angle



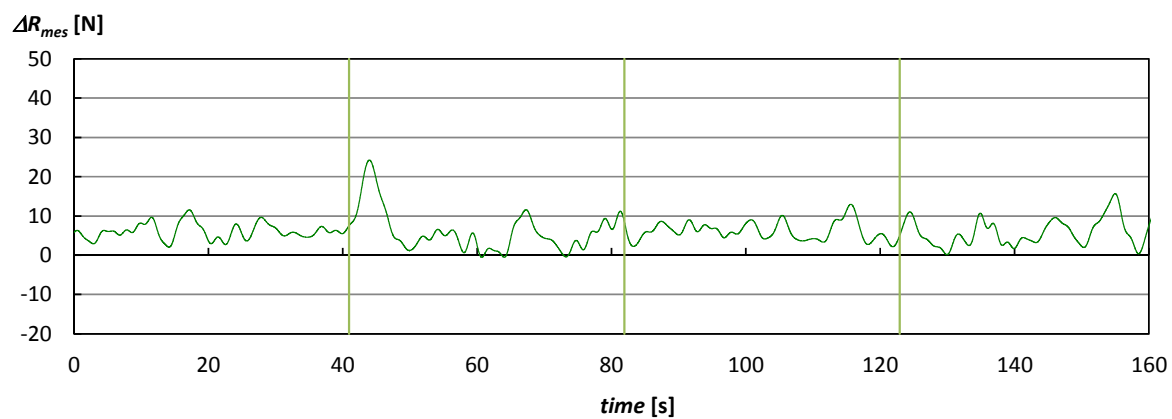
(d) measured longitudinal force

Fig. 3.29 Spectrum for measured items for PCC.

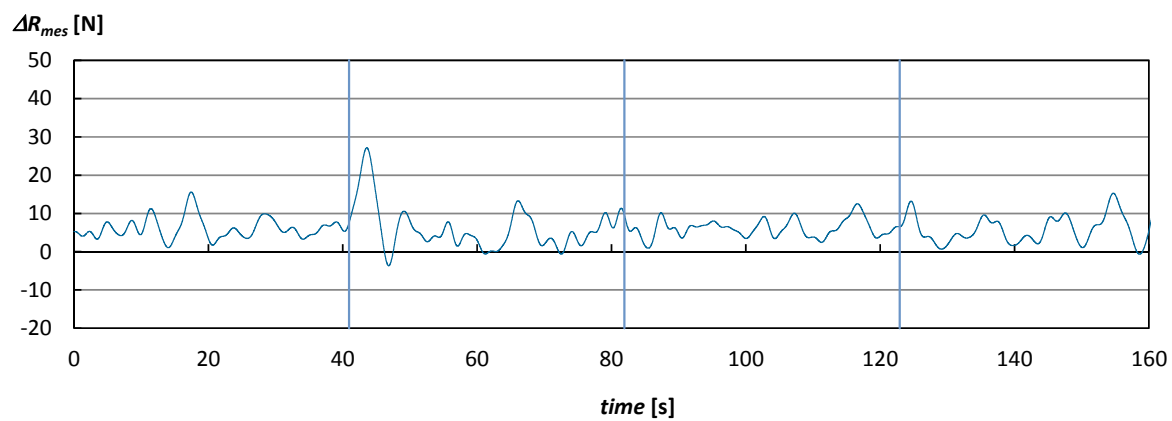
長周期成分（検力計計測値）



(a) $kx1: k_x=81$ N/m



(b) $kx3: k_x=225$ N/m



(c) $kx5: k_x=382$ N/m

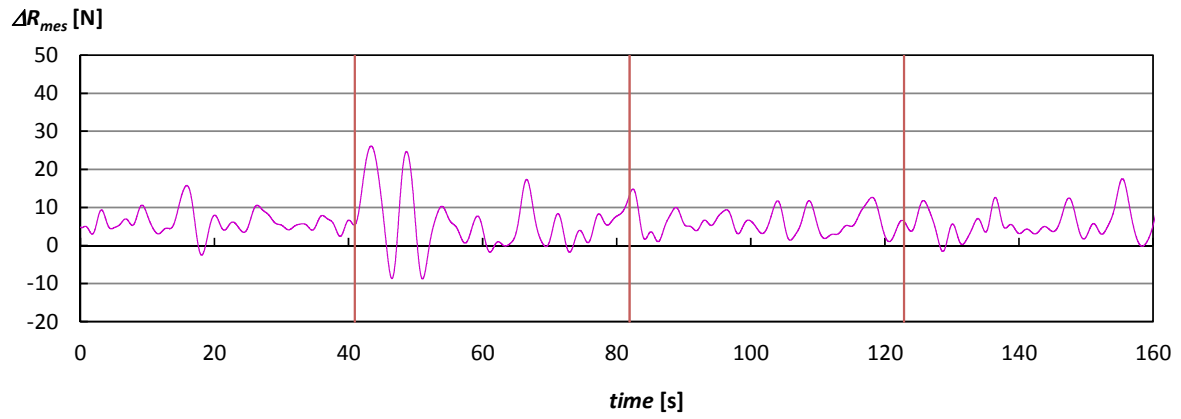
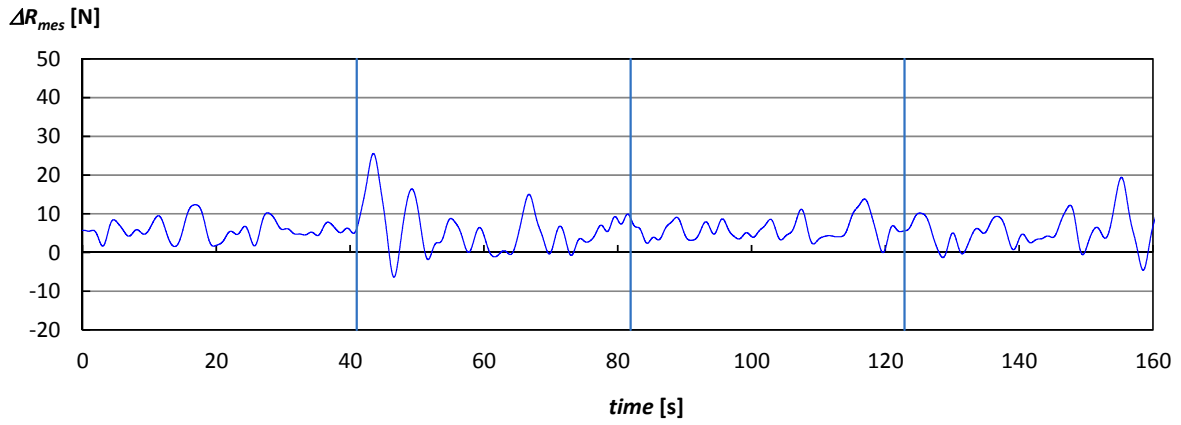


Fig. 3.30 Long-period component of measured longitudinal force for PCC.

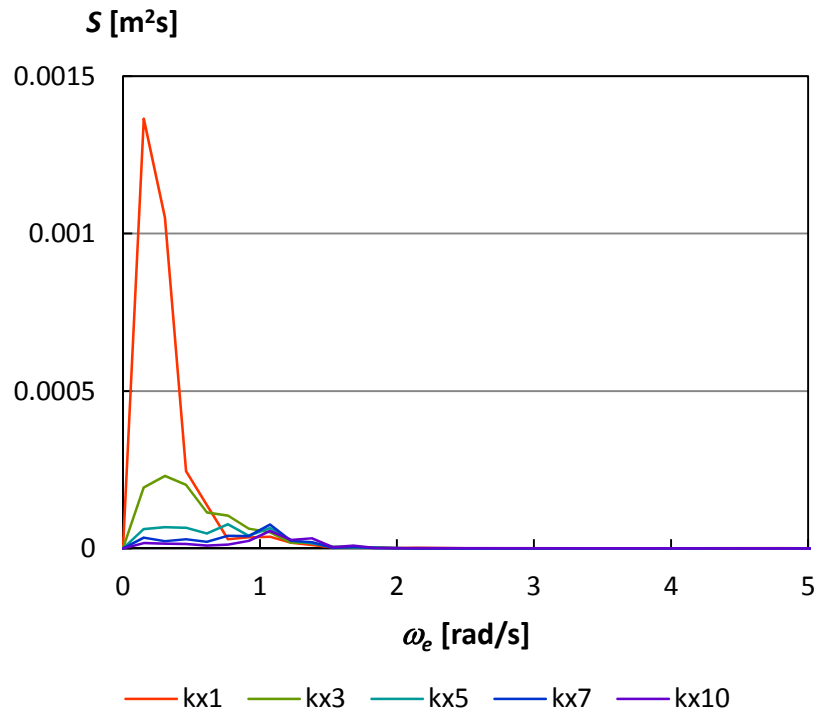


Fig. 3.31 Spectrum of long-period component of longitudinal displacement for PCC.

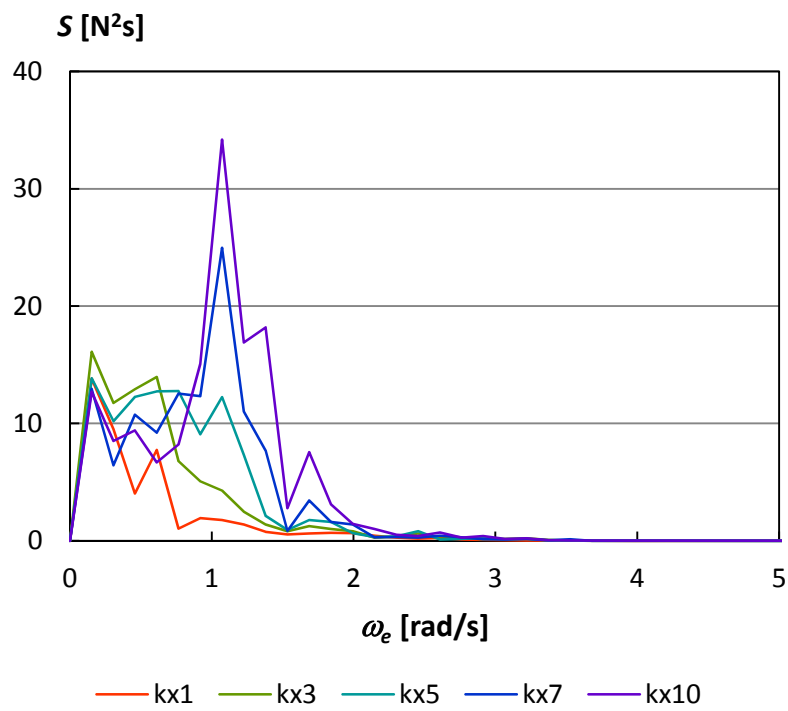


Fig. 3.32 Spectrum of long-period component of measured longitudinal force for PCC.

VLCCと同様に、PCCについても、規則波中抵抗増加について推定値との比較を行った。また、波高を変えた試験を行い、規則波中抵抗増加係数 K_{AW} への影響を調査した。試験は、 $\lambda/L_{pp}=0.5$ で波高 1.6 m~ 4.9 m(実船スケール)、 $\lambda/L_{pp}=1.0$ で波高 1.5 m~ 4.2 m(実船スケール)、及び、 $\lambda/L_{pp}=1.5$ で波高 1.4 m~ 3.9 m(実船スケール)で、 $F_n=0.237$ で行った。

2.1 節で述べた方法で規則波中抵抗増加を計算するための、水槽試験パラメータ C_U については、実船スケールで波高 2.5 m、 $\lambda/L_{pp}=0.3$ の過去の実験結果から、波浪中抵抗増加係数 K_{AW} とフルード数 F_n の関係を Fig. 3.33 に示す通り得た。ここから、速度影響 α_U を抽出し、 F_n の 1 次式で表した時の係数として、Fig. 3.34 に示す通り速度影響係数 $C_U=38.7$ を導出した。

規則波中抵抗増加の推定値と今回実施した波高影響調査試験から実船スケール波高 $H_w=2.9\sim 3.4$ m の実験結果との比較を Fig. 3.35 に示す。ここで、Fig. 3.26 に示した長波頂不規則波中抵抗増加試験を行った際の波スペクトラムを、(3.4)式により波長船長比ベースに換算して示している。スペクトラムが有意な角周波数範囲において、規則波中抵抗増加の実験値と推定結果がほぼ一致することが確認できる。また、船体運動について、NSM による計算結果と実験値の比較を Figs. 3.36 ~ 3.38 に示す。ここから、船体運動の振幅、位相についても、精度よく推定できていることが確認できるが、波長船長比が長い $\lambda/L_{pp}=1.5$ での上下揺振幅の NSM による計算値が過大となっており、前進速度により出会い角周波数が高くなる影響のためと考えられる。

波長船長比 $\lambda/L_{pp}=0.5, 1.0, 1.5$ で波高を変化させ、波浪中抵抗増加における波高影響を調査した。 $\lambda/L_{pp}=1.0, 1.5$ については、船体運動の波高影響も調査した。調査結果を Figs. 3.39 ~ 3.41 に示す。ここで、計算値は、Figs. 3.36 ~ 3.38 に示した値と同じものである。

波浪中抵抗増加において、波浪中抵抗増加がピークをとる $\lambda/L_{pp}=1.0$ では、波高が高くなると波浪中抵抗増加係数 K_{AW} が小さくなる傾向が示された。波長船長比 $\lambda/L_{pp}=0.4, 1.5$ においては、波高影響は比較的小さい。一方、船体運動においては、波高影響はほぼ見られなかった。

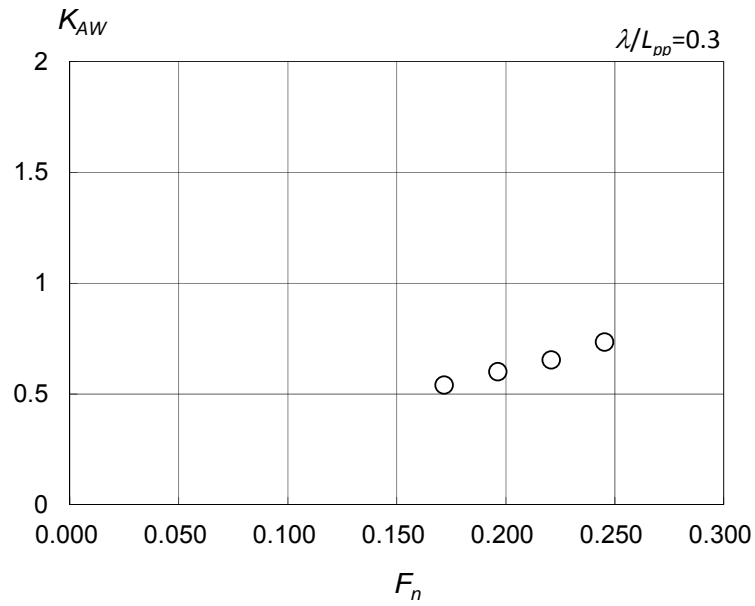


Fig. 3.33 Relation between added resistance in waves and Froude number for PCC ($\lambda/L_{pp}=0.3$).

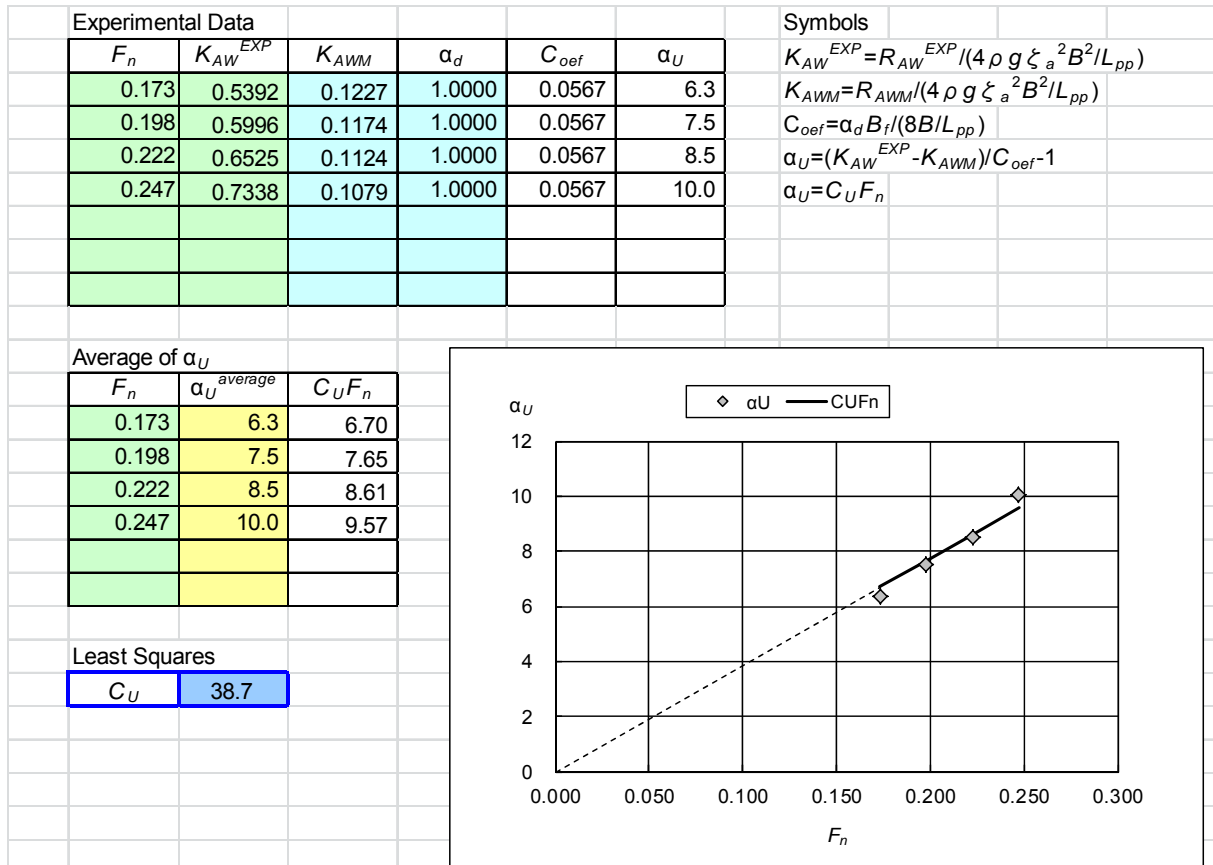


Fig. 3.34 Derivation of C_U for PCC.

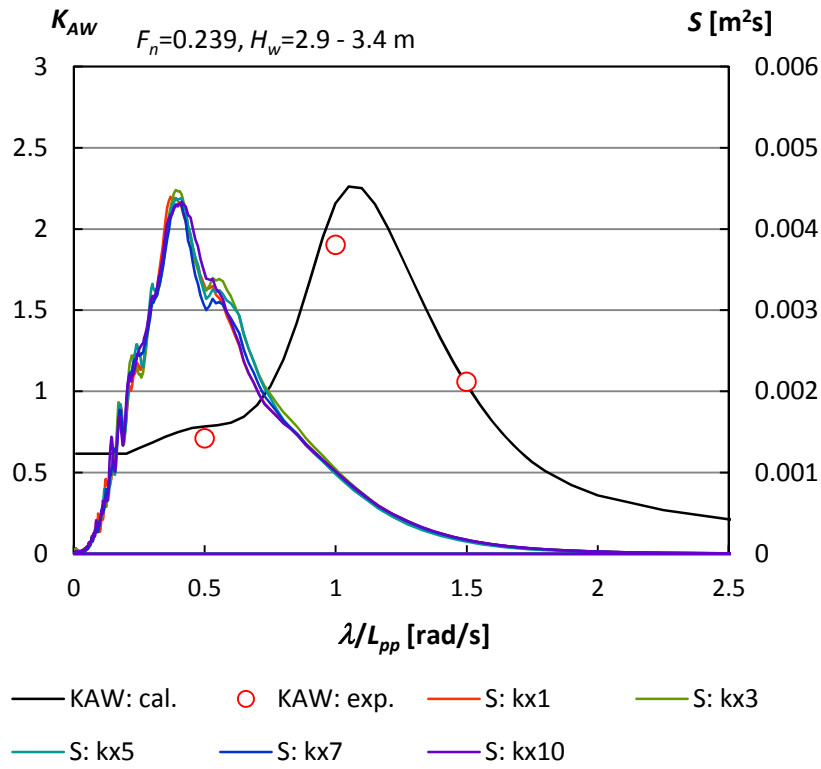
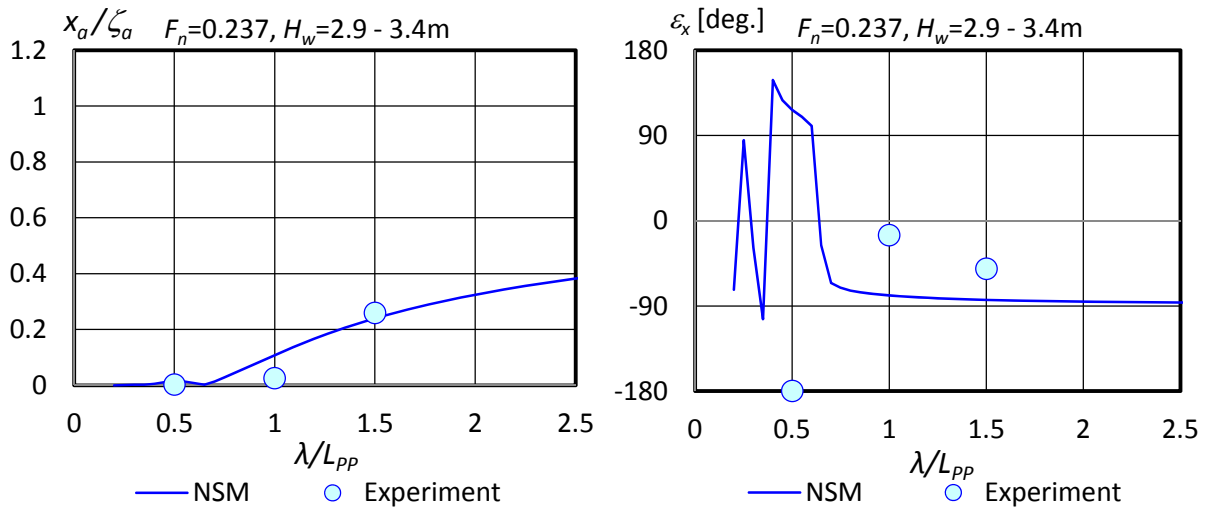
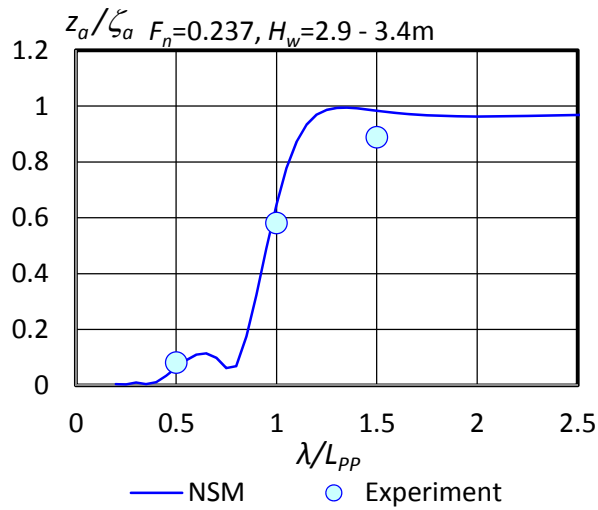


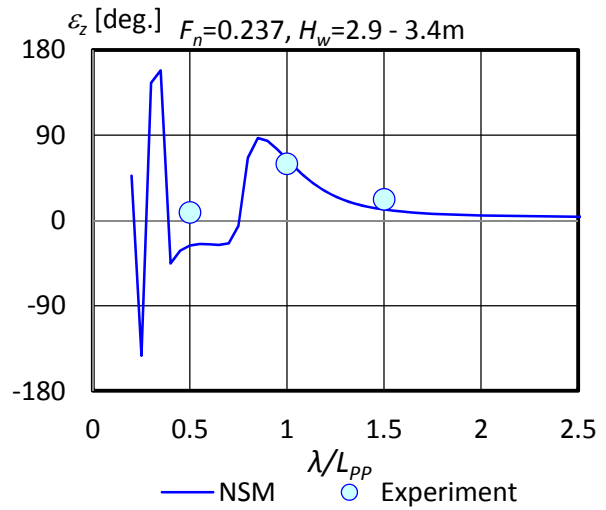
Fig. 3.35 Frequency response of added resistance in waves for PCC
($F_n=0.237$, head waves with $H_w=2.9 - 3.4$ m).



(a) amplitude (b) phase
Fig. 3.36 Frequency response of surge for PCC ($F_n=0.237$, head waves with $H_w=2.9-3.4$ m).

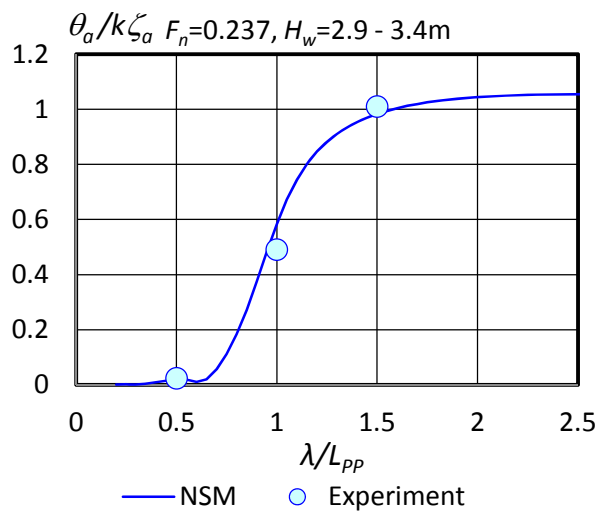


(a) amplitude

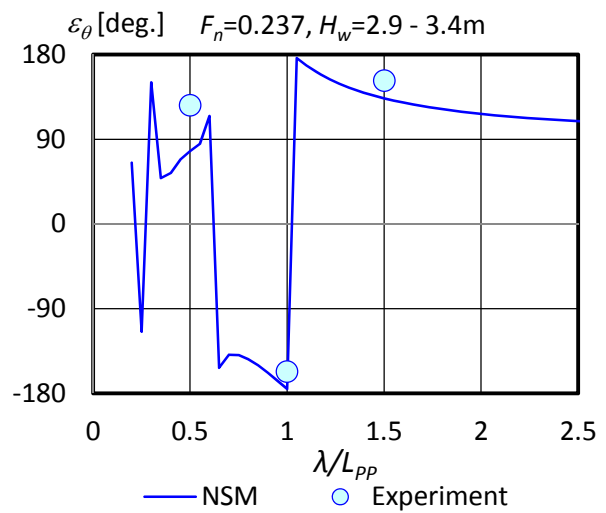


(b) phase

Fig. 3.37 Frequency response of heave for PCC ($F_n=0.237$, head waves with $H_w=2.9-3.4$ m).



(a) amplitude



(b) phase

Fig. 3.38 Frequency response of pitch for PCC ($F_n=0.237$, head waves with $H_w=2.9-3.4$ m).

波高影響 ($\lambda/L_{pp}=0.4$)

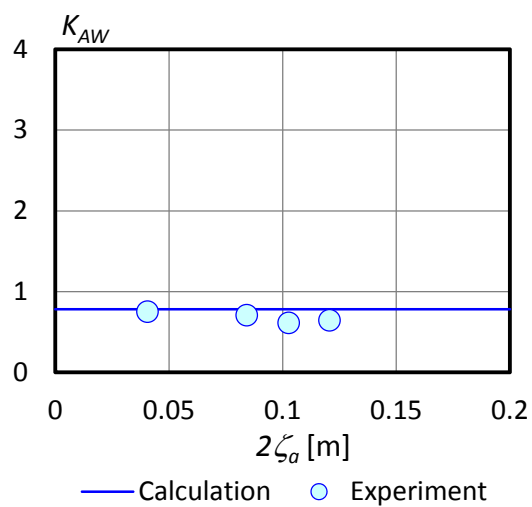
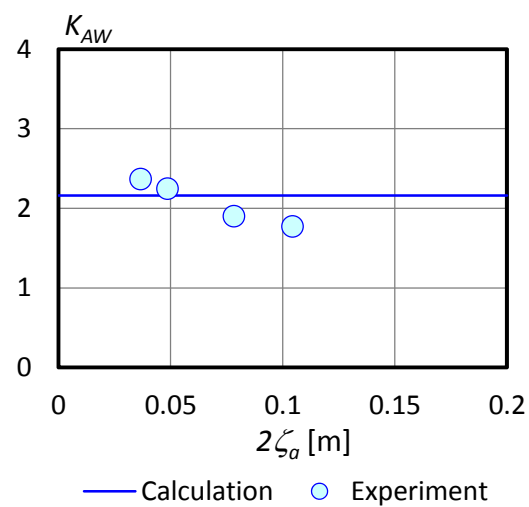
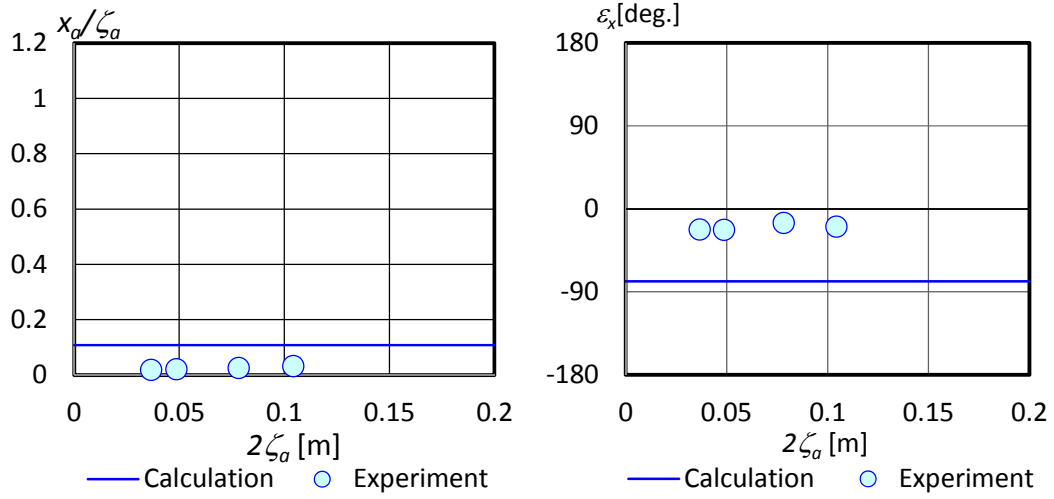


Fig. 3.39 Effect of wave height on added resistance in waves for PCC ($F_n=0.237$, head waves, $\lambda/L_{pp}=0.4$).

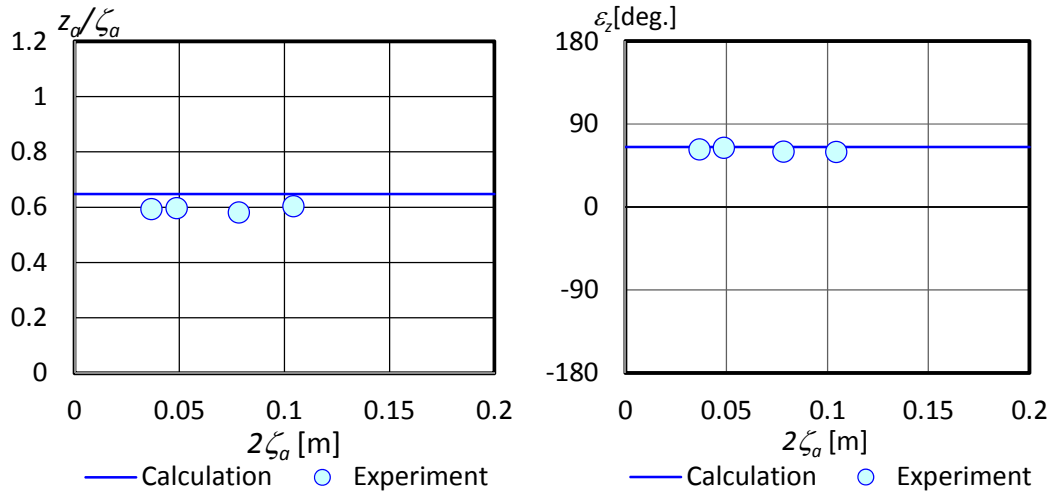
波高影響 ($\lambda/L_{pp}=1.0$)



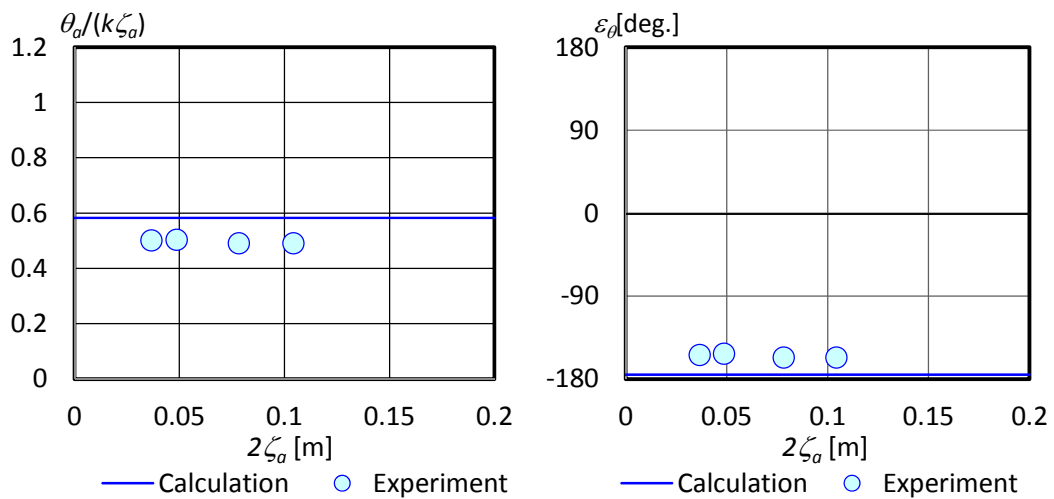
(a) added resistance in waves



(b) surge (left: amplitude, right: phase)



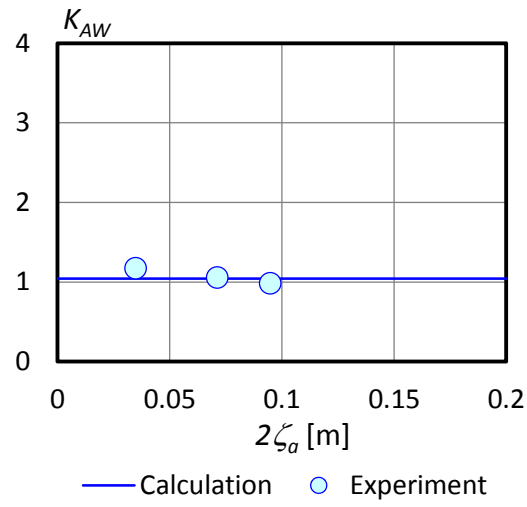
(c) heave (left: amplitude, right: phase)



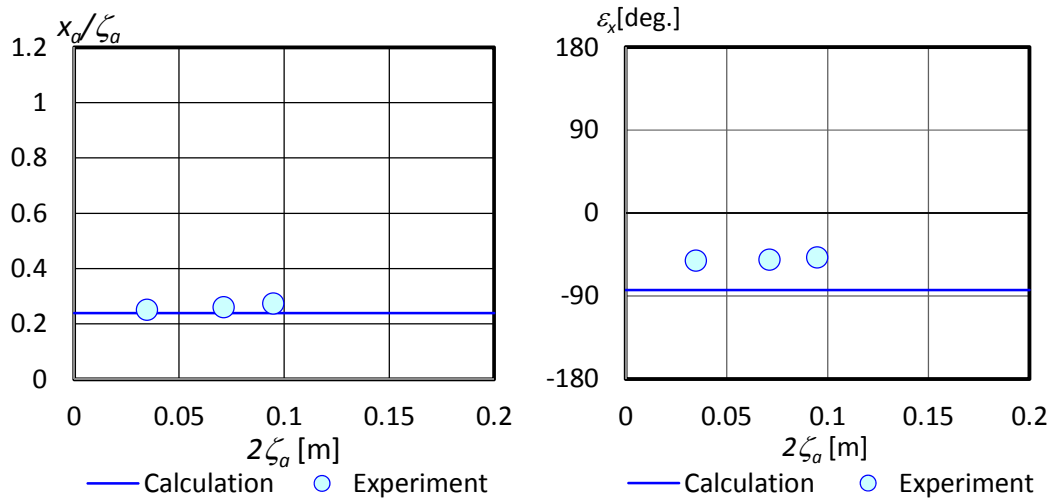
(d) pitch (left: amplitude, right: phase)

Fig. 3.40 Effect of wave height for PCC ($F_n=0.237$, head waves, $\lambda/L_{pp}=1.0$).

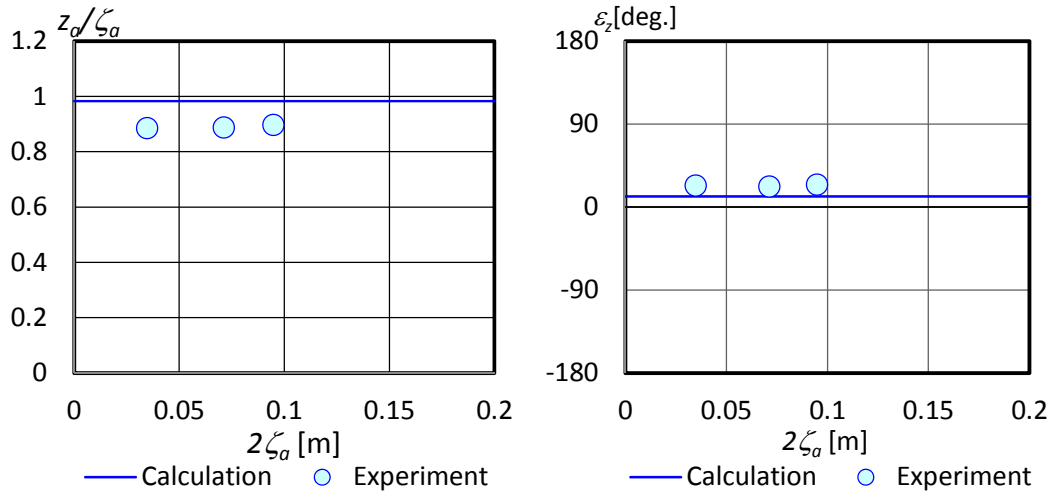
波高影響 ($\lambda/L_{pp}=1.5$)



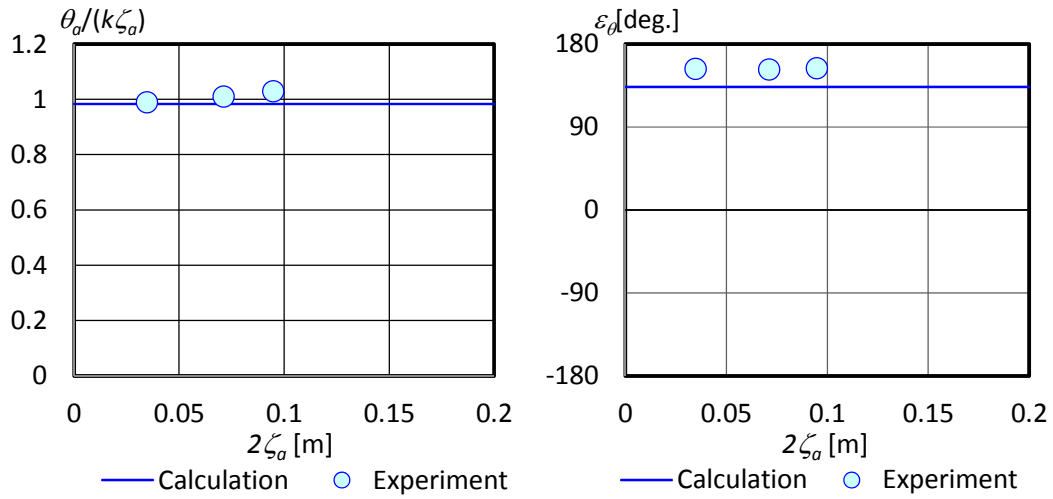
(a) added resistance in waves



(b) surge (left: amplitude, right: phase)



(c) heave (left: amplitude, right: phase)

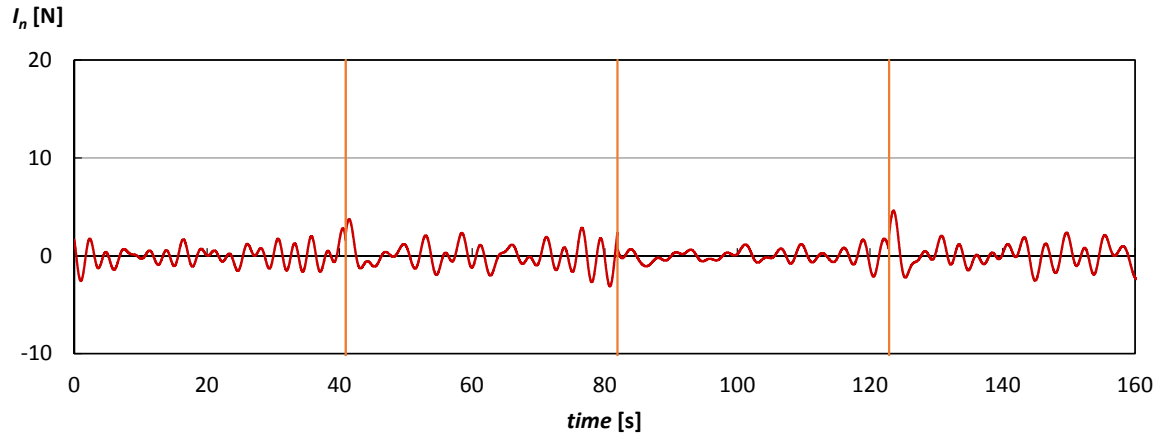


(d) pitch (left: amplitude, right: phase)

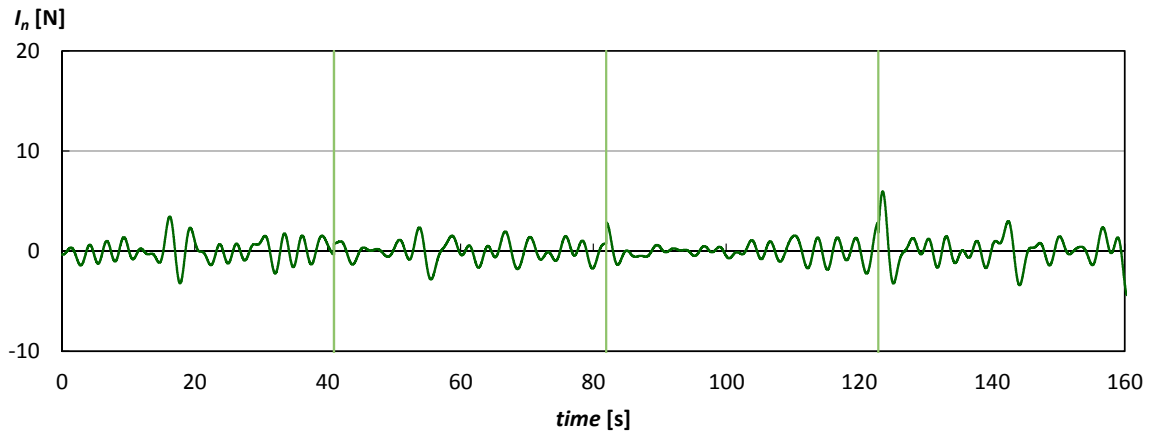
Fig. 3.41 Effect of wave height for PCC ($F_n=0.237$, head waves, $\lambda/L_{pp}=1.5$).

3.6 長周期変動の推定値との比較

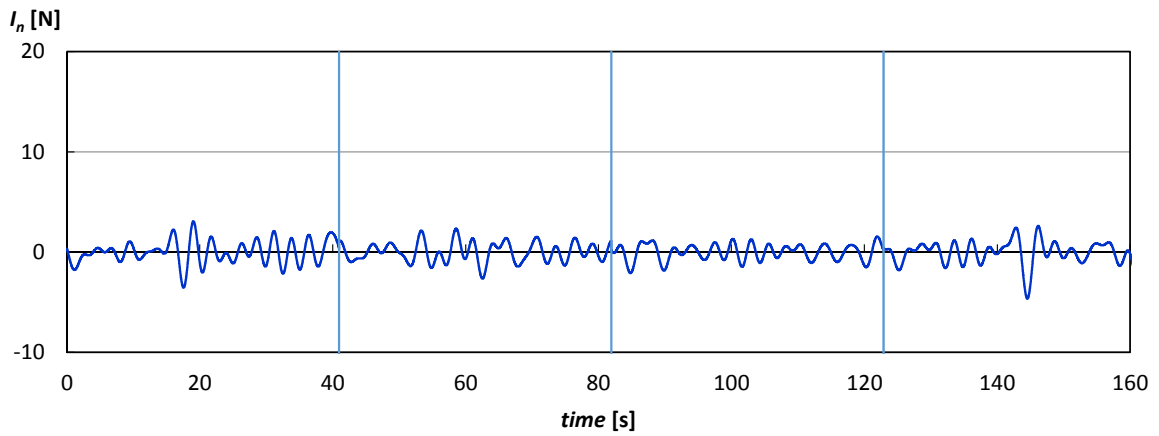
k_x による波浪中抵抗増加の長周期変動への影響について検討するため、2.3節に述べた方法で計測値から慣性力項についての補正を行い、波による外力を求めた。ここで、前後方向変位の長周期成分から加速度を求め、付加質量は元良チャート^[75]から得て慣性力を算出した。慣性力項及び補正により得られた波浪中抵抗増加の変動を Figs. 3.42 ~ 3.45 に示す。ここで、 I_n は慣性力、 ΔR は波浪中抵抗増加の変動である。VLCC の場合は、もともと k_x による前後力への影響が小さかったが、PCC については、補正により長周期変動における k_x による差が小さくなっていることが確認できる。



(a) $kx3: k_x=225$ N/m

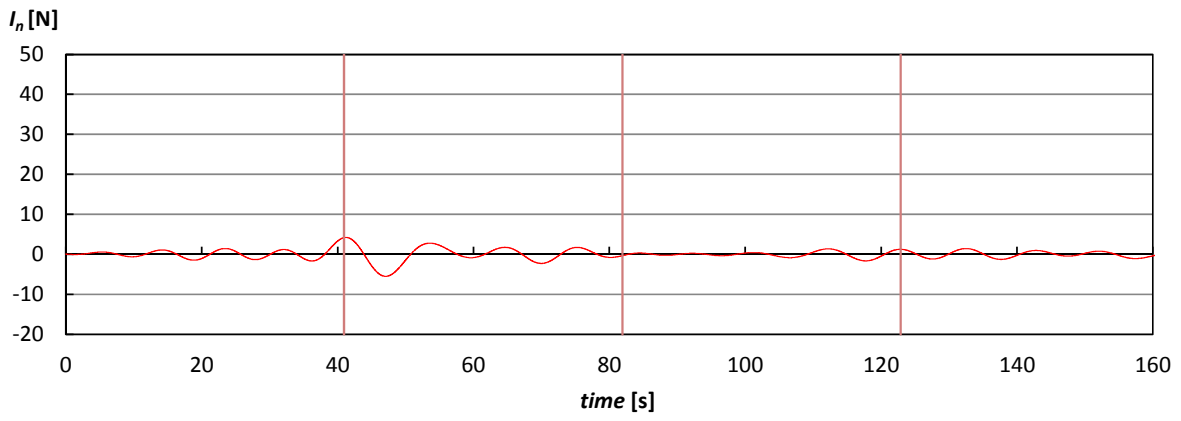


(b) $kx5: k_x=382$ N/m

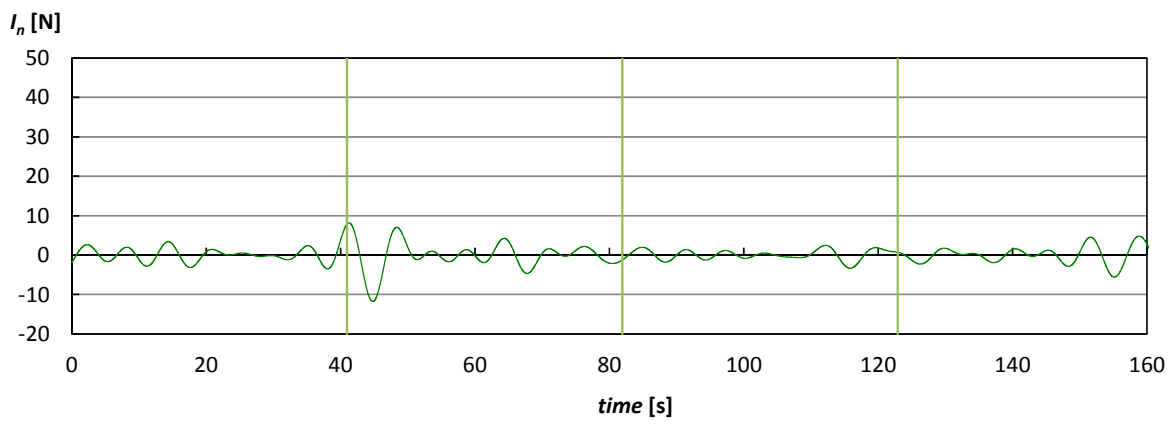


(c) $kx10: k_x=833$ N/m

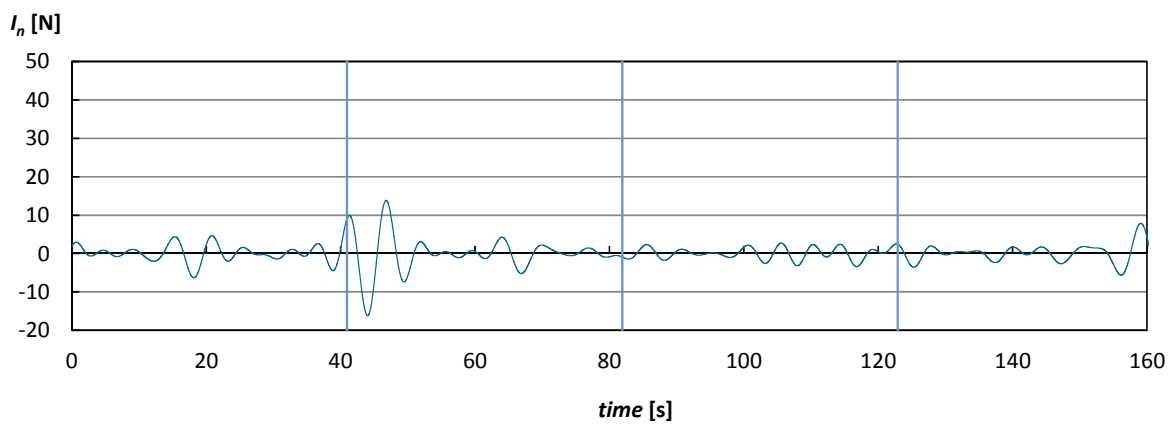
Fig. 3.42 Long-period component of longitudinal inertia force for VLCC ($F_n=0.139$, head waves).



(a) $k_x=81$ N/m



(b) $k_x=225$ N/m



(c) $k_x=382$ N/m

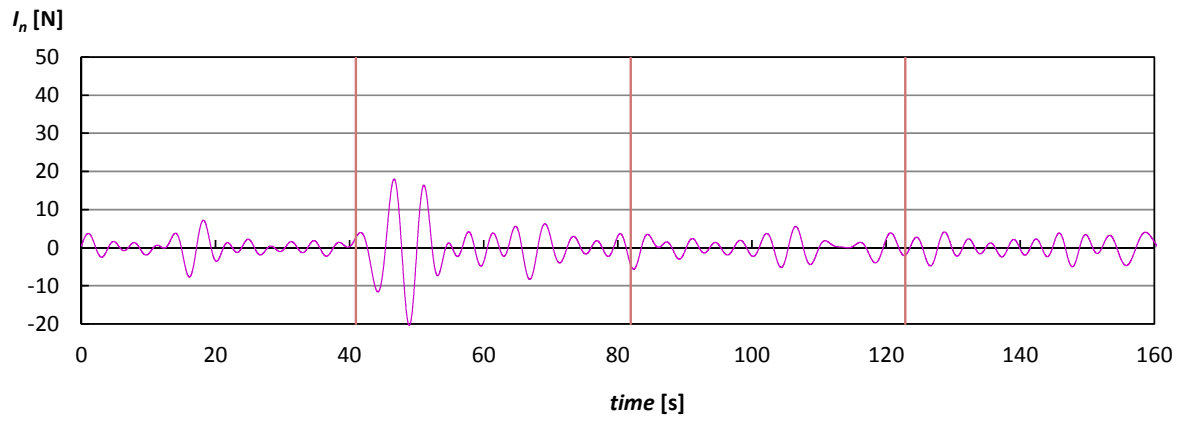
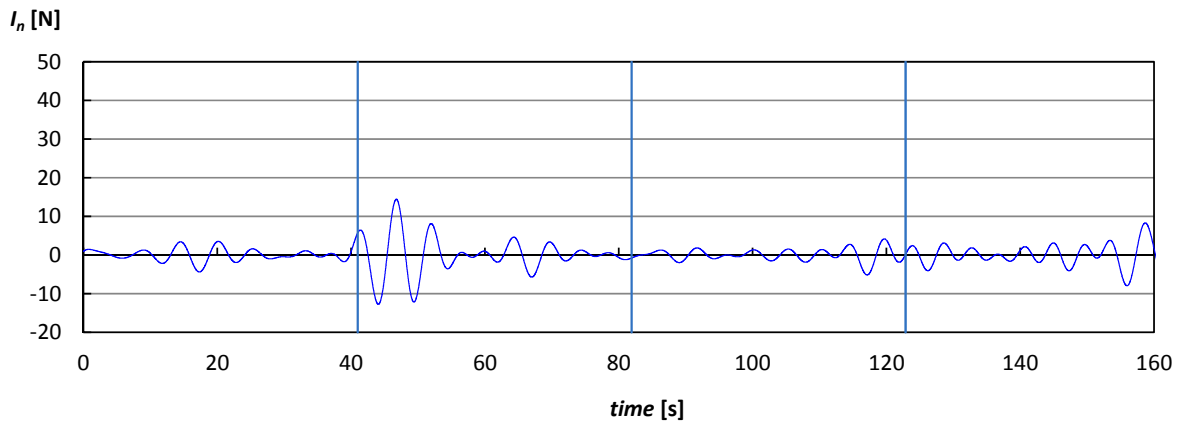
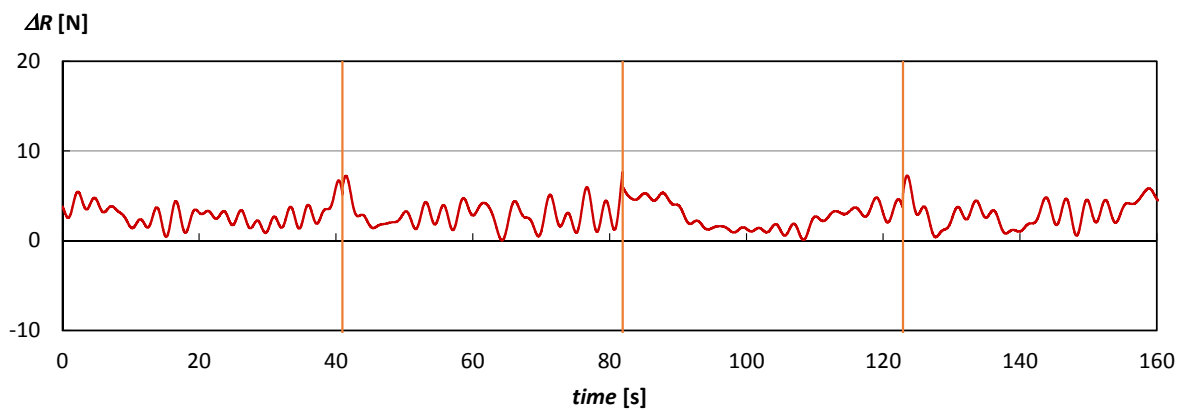
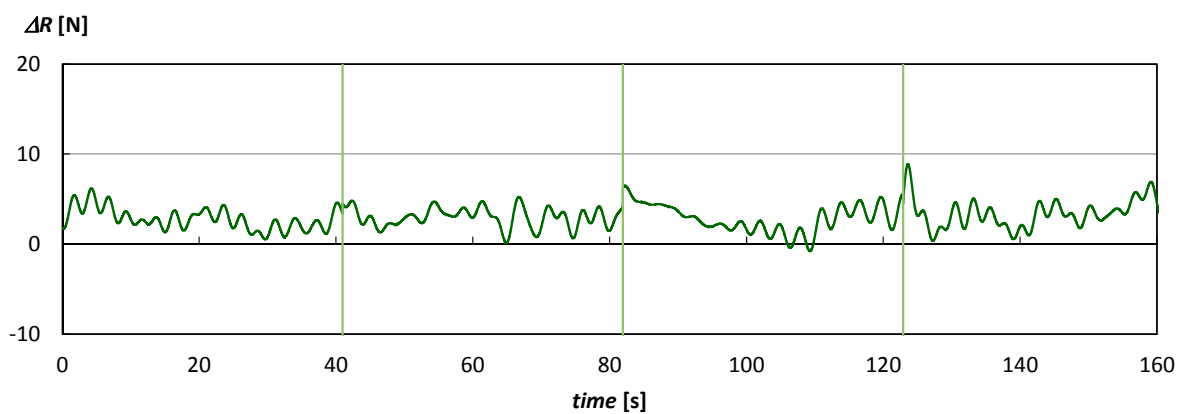


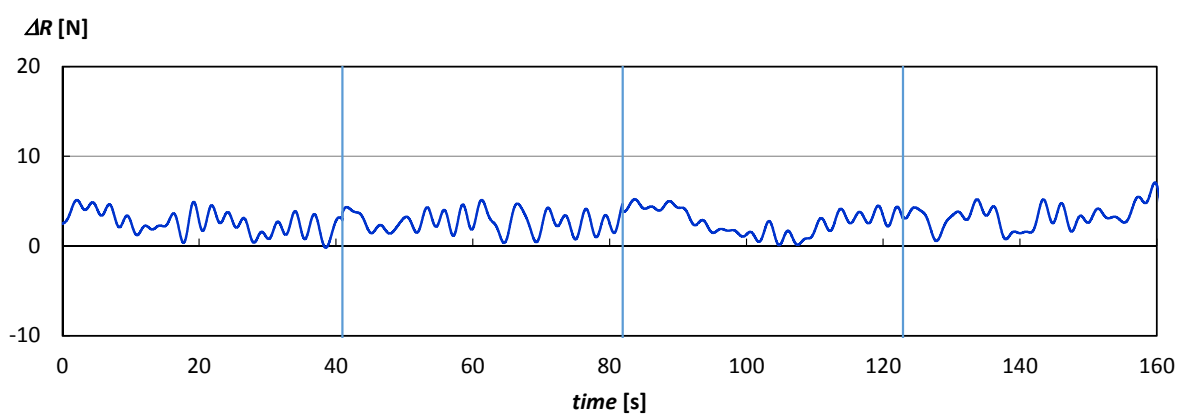
Fig. 3.43 Long-period component of longitudinal inertia force for PCC ($F_n=0.237$, head waves).



(a) k_x3 : $k_x=225$ N/m

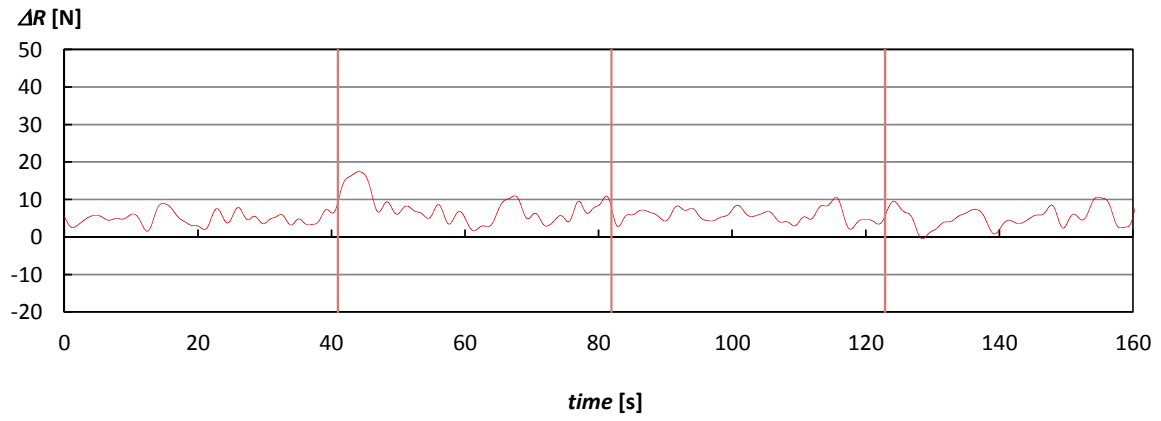


(b) k_x5 : $k_x=382$ N/m

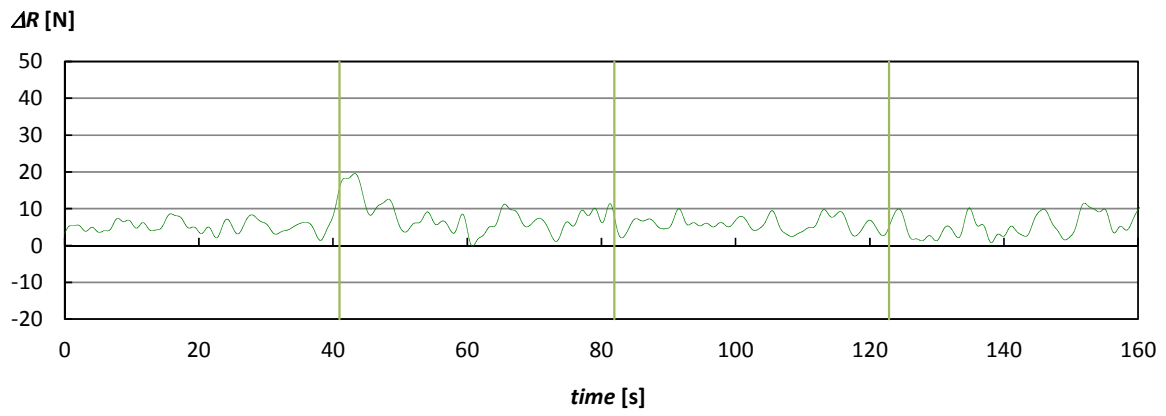


(c) k_x10 : $k_x=833$ N/m

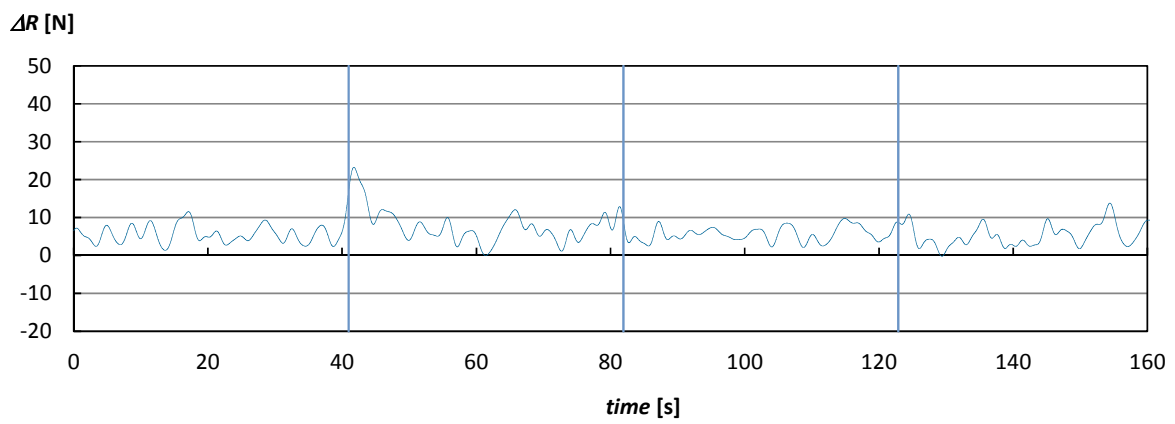
Fig. 3.44 Long-period component of added resistance in long-crested irregular waves for VLCC ($F_n=0.139$, head waves).



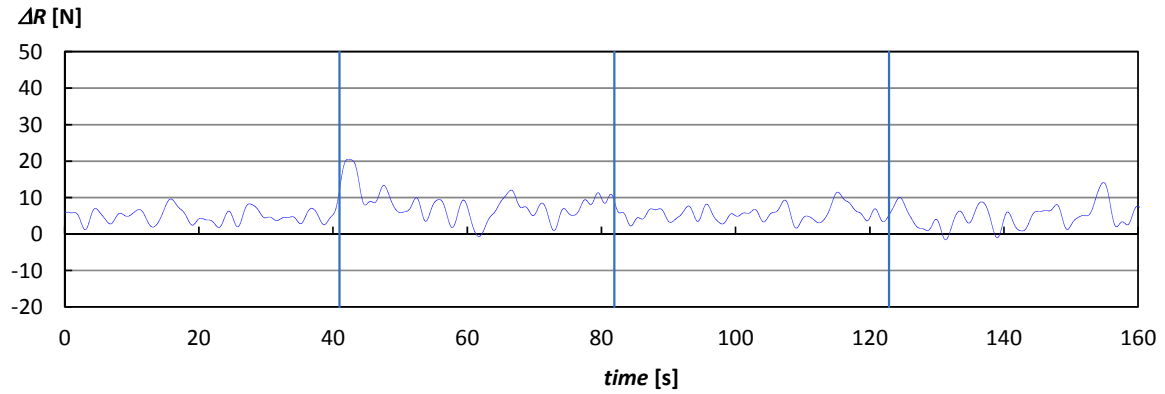
(a) k_{x1} : $k_x=81$ N/m



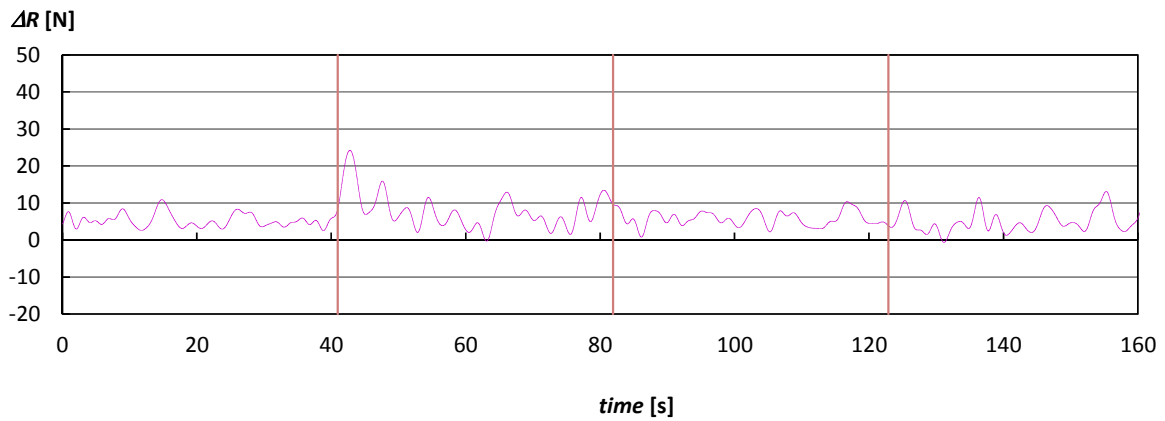
(b) k_{x3} : $k_x=225$ N/m



(c) k_{x5} : $k_x=382$ N/m



(d) $kx7: k_x=570 \text{ N/m}$



(e) $kx10: k_x=833 \text{ N/m}$

Fig. 3.45 Long-period component of added resistance in long-crested irregular waves for PCC ($F_n=0.237$, head waves).

2.2 節で述べた Newman の方法を用いた不規則波中抵抗増加の変動計算式を、今回の試験条件に適用し、計算結果と実験値を比較した。慣性力の補正により長周期変動における k_x による差が小さくなったことから、前後変位の変動が最も小さかった k_x が最も大きい $kx10$ の場合を実験値として、比較結果を Fig. 3.46 に示す。ここで、波の位相を合わせるため、VLCC については平均波周期を用いて波高計と検力計の位置の補正を行い、PCC については検力計位置（浮心位置： lcb ）の真横に設置した波高計の値を用いて計算を行った。また、試験結果から抽出した長周期成分と比較するため、計算結果については(2.79)式による計算結果から 2 秒間の移動平均をとって示している。VLCC については、計算値が実験値よりやや大きく算出されている部分があるが、どちらについても Newman の方法により不規則波中抵抗増加の長周期変動をおおよそ捉えられていることが分かる。

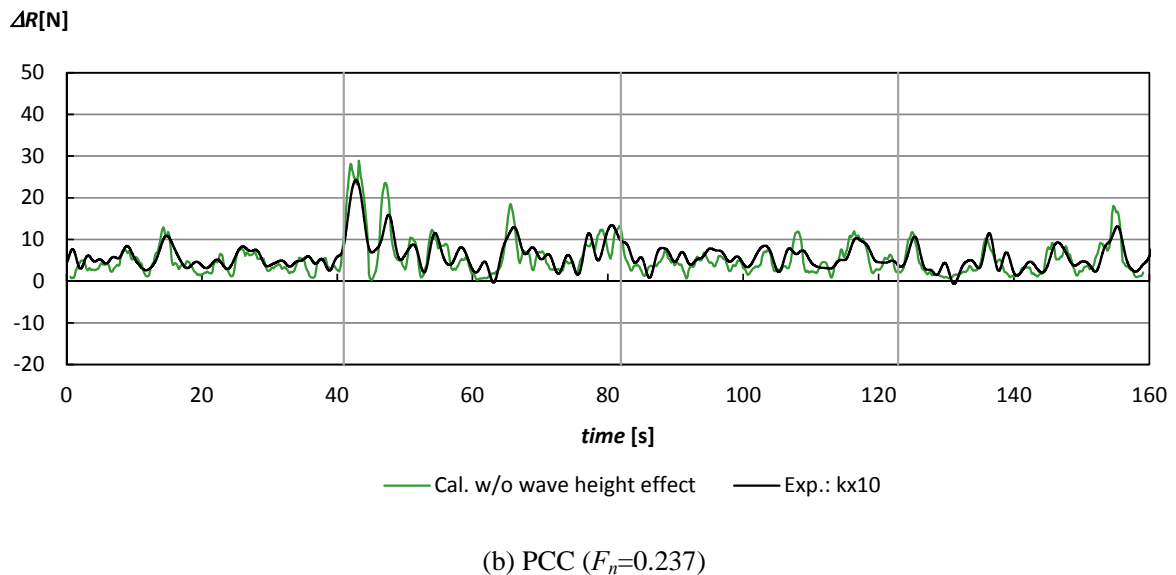
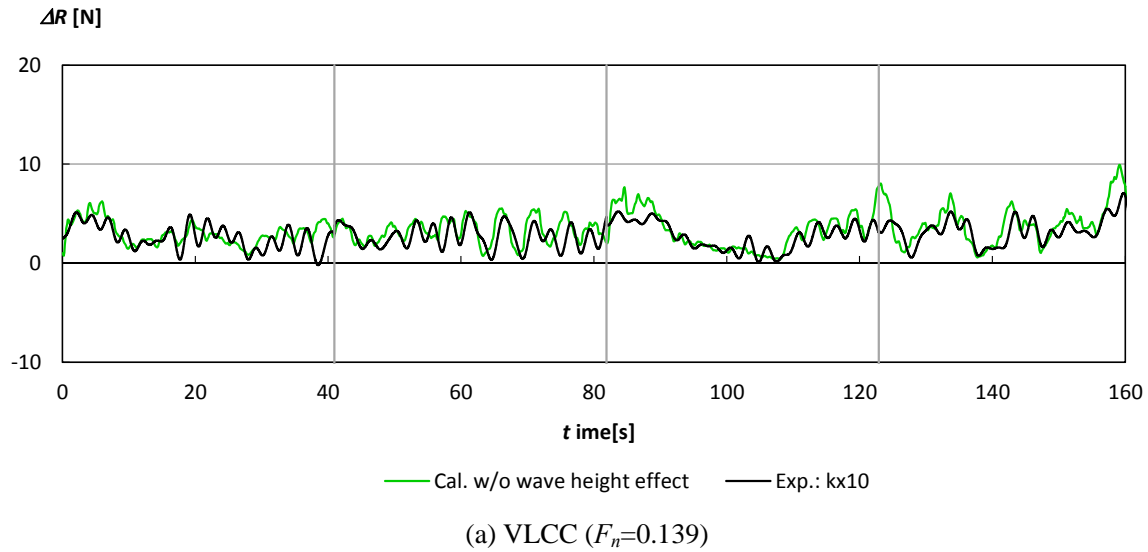
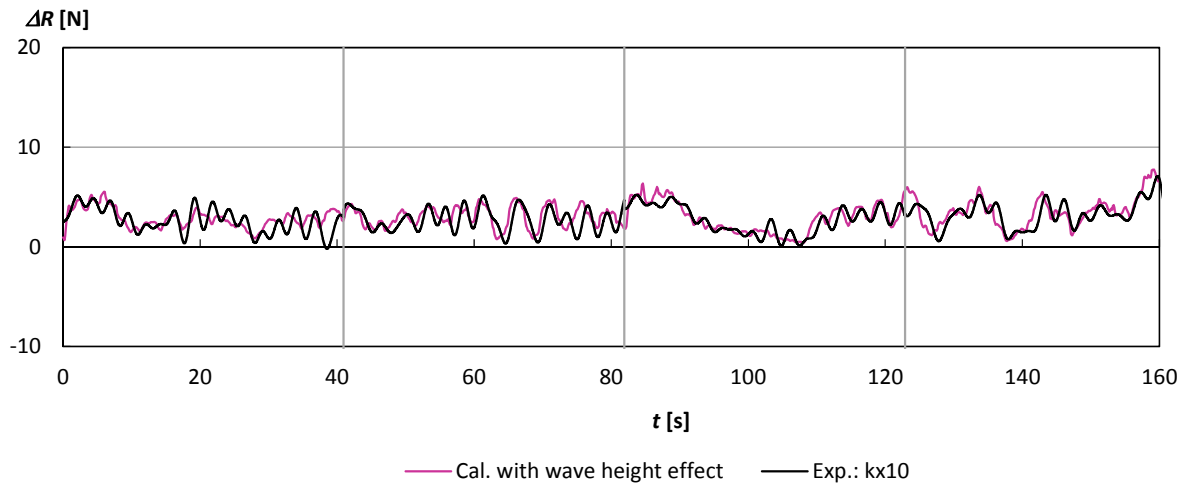
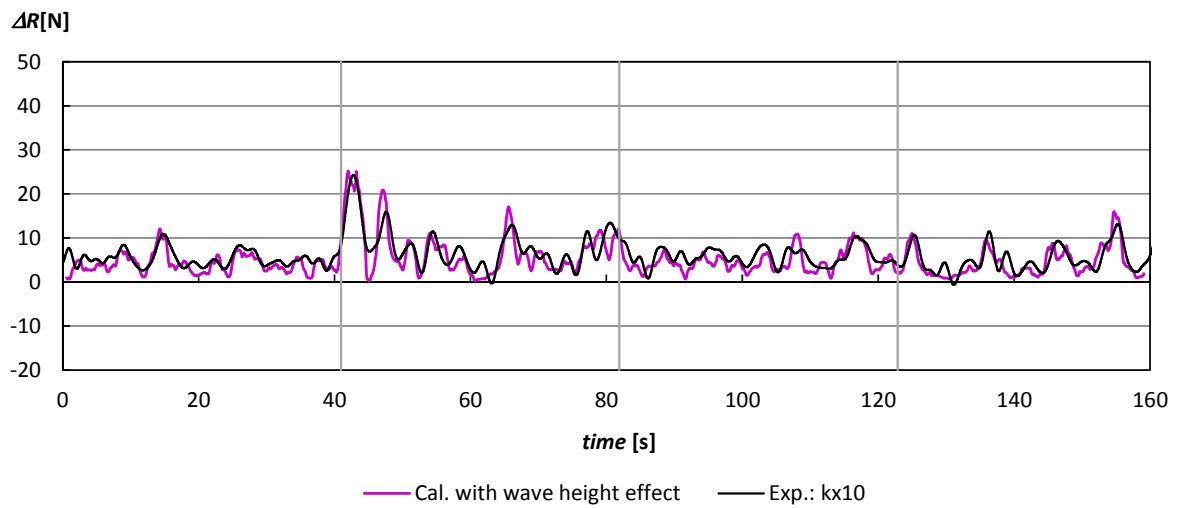


Fig. 3.46 Comparison between experimental results and calculated results for added resistance in long-crested irregular waves (head waves).

規則波中抵抗増加の波高影響が、不規則波中抵抗増加の評価に与える影響について調査するため、実験から得られた波高影響を考慮して、Newman の方法により不規則波中抵抗増加を算出した。ここで、波高影響は、不規則波の半波ごとの振幅の連なりである包絡線から計算時間ステップごとの波高を設定し、規則波中抵抗増加の周波数応答の計算値に、実験から求めた波高影響調査結果を計算値に対する比率として掛けて取り込んだ。計算値に対する比率は、波長船長比で線形補間し端点一定とした。計算結果を Fig. 3.47 に示す。波高影響を考慮すると、PCC については変動が大きい 40 s 付近で計算値が実験値に近づくことが分かるが、全体的な変化は顕著でない。VLCC については、波エネルギーの大きい短波長域で波高影響が見られたため波高影響の考慮による違いが全体的に現れ、計算結果は実験値に近づくことが確認できる。



(a) VLCC ($F_n=0.139$)



(b) PCC ($F_n=0.237$)

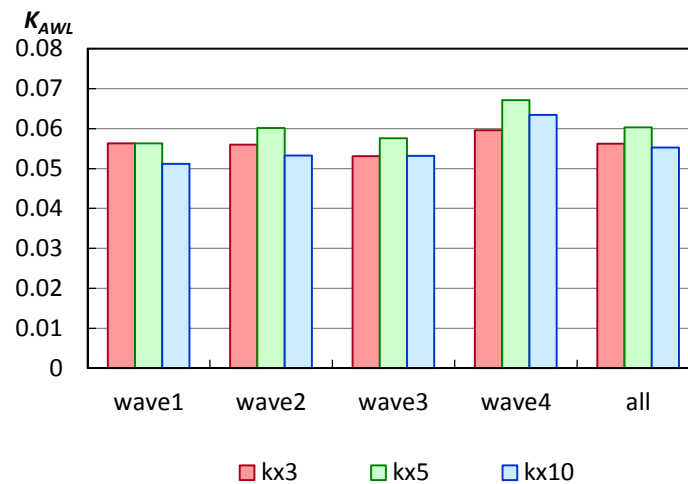
Fig. 3.47 Effect of wave height on calculation of added resistance long crested irregular waves.

長波長不規則波中抵抗増加の平均を無次元値で比較した結果を示す。ここで、長波頂不規則波中抵抗増加係数 K_{AWL} の表現は(3.5)式の通りである。

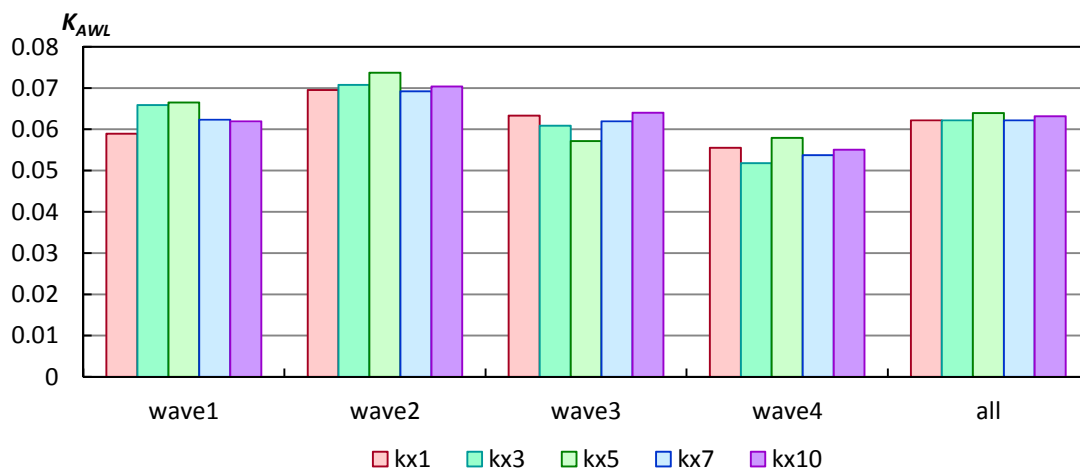
$$K_{AWL} = \frac{R_{AWL}}{8\rho g H^2 (B_{max}^2 / L_{pp})} \quad (3.5)$$

k_x ごとに平均値を比較した結果を Fig. 3.48 に示す。ここで、1 航走ずつの平均値における k_x による影響を調査するため、1 航走ずつ（約 41 秒間）の平均値の比較、及び、全区間（約 164 秒間）の平均値の比較を行った。wave 1,2,3,4 は 1 航走ごとの結果で、時系列における約 41 秒ごとの結

果を順に示している。今回、トルクモータの影響については、慣性力項の補正により長周期変動における差が小さくなることを示したが、平均値においては、VLCC の場合、1 航走ごとの最大最小の差は平均に対して 8~12% で、全体（4 航走）では約 8% の差が示された。PCC の場合、1 航走ごとの最大最小差は平均に対して 6~12% で、全体では約 3% であった。



(a) VLCC ($F_n=0.139$)

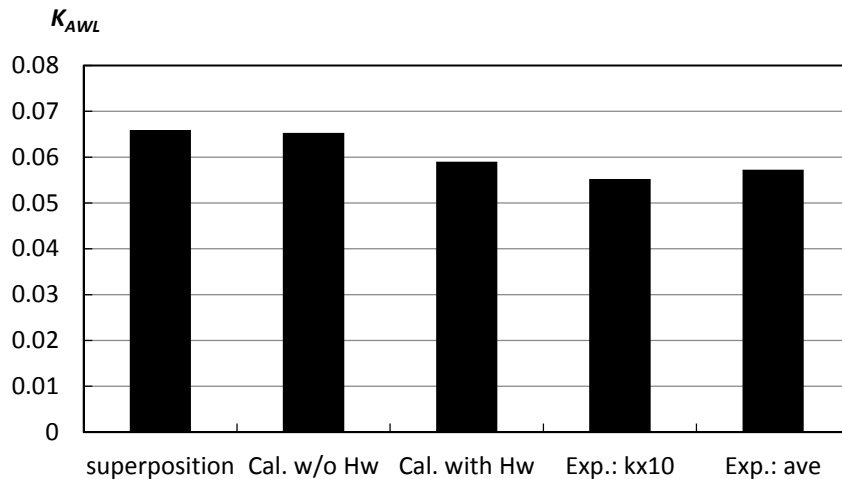


(b) PCC ($F_n=0.237$)

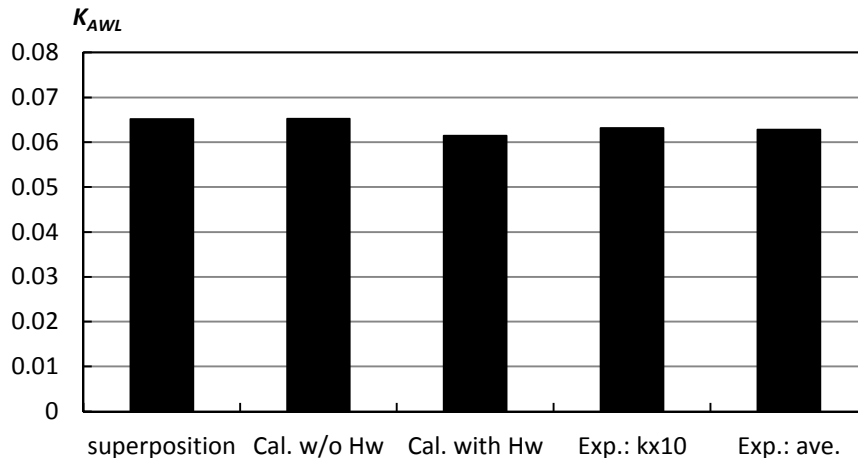
Fig. 3.48 Averaged value of added resistance in long-crested irregular waves based on k_x .

2.1 節に示した(2.74)式による周波数ドメインでの計算結果（重ね合わせ：superposition）と 2.2 節に示した Newman 近似を用いた計算法で波高影響を考慮しない場合（Cal. w/o Hw）と考慮した場合（Cal. with Hw）の不規則波中抵抗増加の平均値の比較を Fig. 3.49 に示す。ここで、実験結果では k_x により平均値に差が見られたため、指標として k_x の最も大きい k_x10 の実験結果 (Exp.: k_x10) 及び k_x 間の平均値 (Exp.: ave.) を示す。重ね合わせ法と波高影響を考慮しない計算結果は、VLCC も PCC も差 1% 以下ではほぼ一致する。波高影響については、PCC の場合、周波数ドメインでの計算結果（superposition）及び波高影響を考慮しない計算結果と、波高影響を考慮する計算結果の差

は約 6%であった。VLCC の場合、波エネルギーの卓越している短波長域で波高影響が見られたため、周波数ドメインでの計算結果（superposition）及び波高影響を考慮しない計算結果と、波高影響を考慮する計算結果の差は約 10%となった。また、波高影響を考慮した計算結果の方が、 k_{x10} の実験結果及び k_x 間の平均値に近い。



(a) VLCC ($F_n=0.139$)



(b) PCC ($F_n=0.237$)

Fig. 3.49 Comparison of averaged value of added resistance in long-crested irregular waves.

3.7 まとめ

タンカー及び自動車運搬船を対象に、向波長波頂不規則波中抵抗増加変動成分の計測及び推定を行った。

計測の結果、長周期成分は、前後変位及び検力計で計測した前後力に生じること、模型船に付加する線形ばね力の影響は、VLCC の場合、前後変位の長周期変動に現れ、PCC の場合、前後変

位及び検力計計測値の長周期変動に現れることが分かった。VLCC については、波エネルギーの卓越している周波数範囲が反射波による波浪中抵抗増加が主要となる短波長域であったため、前後揺における差が前後力にほとんど影響しなかったものと考えられる。

規則波中の船体運動及び抵抗増加について、実験値と 2.1 節に示した計算法による比較を行い、おおむね精度よく推定できることを示した。PCC の場合、長波長の上下揺振幅について、計算が若干大きい傾向が見られたが、VLCC に比べ速度が高い影響と考えられる。

検力計により計測された前後力で見られた長周期変動における線形ばね力による差について、2.3 節に示した慣性力項で補正を行うことにより計測値から得られる不規則波中抵抗増加の長周期変動においては、差が小さくなることを示した。また、計測値との比較により、2.2 節に示した Newman 近似を用いた推定法により長波頂不規則波中抵抗増加の長周期変動が表現できることを示した。さらに、波エネルギーの卓越する短波長域で規則波中抵抗増加に波高影響が見られた VLCC について、変動推定法において波高影響を考慮した結果、波高影響を考慮しない場合から、不規則波中抵抗増加の平均値の推定結果が約 10% 異なることを示した。

4 3 次以上の高次成分の影響

5 年以内に出版予定

5 結論及び展望

第1章では、本研究の目的と社会的背景について述べた。

船舶の実海域性能について、確度の高い評価が求められてきている。実海域性能推定において重要な成分である波浪中抵抗増加は、短波頂不規則波中抵抗増加として、波スペクトラムを用いて平均値として従来評価されてきたが、不規則波中では、入射波の周期に応じた変動に加えて成分波の周波数差により長周期変動が生じる。長周期変動は船体運動などの変動に与える影響が大きく、船速やプロペラ負荷などへの各種変動にも影響すると想定されるが、航行船舶を対象に不規則波中抵抗増加の長周期変動を推定する方法について検討された例はない。また国際規制に関連しても、実海域性能を取り扱う場面が出てきている。*EEDI* 規制に関連するガイドラインである試運転解析法においては、平均値として波浪中抵抗増加を評価しているが、限られた航走区間では波浪の精度に任意性があり、通常用いられている標準波スペクトラムの使用が適切かは不明確である。また、同じく *EEDI* 規制に関係する最低出力ガイドラインにおいても、平均値として波浪中抵抗増加を評価するが、変動を考慮し抵抗が最大となる状況で保持すべき出力について判定するべきである。これらの課題を解決するためには、不規則波中抵抗増加の長周期変動を推定する方法が必要であり、このために理論的・実験的検討を行うこととした。

第2章では、現状の波浪中抵抗増加推定法についての詳細と、理論的背景を述べた。

不規則波中抵抗増加の長周期変動を検討するに当たり、規則波中抵抗増加の計算法の詳細を述べた。今回用いる手法は、*EEDI* 規制に関する試運転解析法に記載されている方法で、丸尾の理論をベースに、短波長域の補正のため水槽試験から得られるパラメータを導入する方法である。この手法の成り立ちと計算と実験値の比較例を示し、妥当性を確認した。不規則波中抵抗増加の長周期変動を推定する方法については、海洋構造物で使用されている近似法を航行船舶に適用させて定式化することを検討した。この手法を用いると、規則波中抵抗増加の周波数応答を用いて不規則波中抵抗増加の長周期変動が推定される。自動車運搬船を対象とした試計算により、変動時系列を平均した値と、従来の波スペクトラムとの重ね合わせ法による短期予測値は、波スペクトラムを設定した区間においては差がないが、それより短い期間を対象とした場合、差を生じることを示した。水槽試験により波浪中抵抗増加を計測する際の計測システムについて示し、不規則波中抵抗増加を計測する場合、模型船に付加する線形ばね力の設定が、検力計による計測値に影響を及ぼすが、この影響については、慣性力の補正を行うことで修正できると考えられることを示した。

第3章では、第2章で述べた不規則波中抵抗増加の長周期変動推定法の妥当性の確認と、慣性力補正による検力計計測値の解析法についての確認を目的に、長波頂不規則波中抵抗増加試験を行った内容及び考察を述べた。

タンカー及び自動車運搬船を対象に、向波長波頂不規則波中抵抗増加変動成分の計測及び推定を行った。計測の結果、長周期成分は、前後変位及び前後力に生じること、模型船に付加する線形ばね力の影響は、VLCC の場合、前後変位の長周期変動に現れ、PCC の場合、前後変位及び前

後力の長周期変動に現れることが分かった。VLCC については、波エネルギーの卓越している周波数範囲が反射波による波浪中抵抗増加が主要となる短波長域であったため、前後揺における差が前後力にほとんど影響しなかったものと考えられる。検力計により計測された前後力で見られた長周期変動における線形ばね力による差について、慣性力項で補正を行うことにより計測値から得られる不規則波中抵抗増加の長周期変動においては、差が小さくなることを示した。また、計測値との比較により、Newman 近似を用いた推定法により長波頂不規則波中抵抗増加の長周期変動が表現できることを示した。さらに、波エネルギーの卓越する短波長域で規則波中抵抗増加に波高影響が見られた VLCC について、変動推定法において遭遇波浪の包絡線に従って波高影響を考慮した結果、波高影響を考慮しない場合から、不規則波中抵抗増加の平均値の推定結果が約 10%異なることを示した。

第 4 章では、実験結果で示された波高影響を不規則波中抵抗増加の長周期変動に取り入れる方法を検討するため、非線形応答の表現を用い、従来の計算法では検討されていない、3 次以上の高次応答を考慮した波浪中抵抗増加の推定法について検討した。

規則波中抵抗増加の波高影響を、従来考慮されていない 3 次以上の高次成分による影響と考え、不規則波中抵抗増加の長周期変動において反映させる方法について検討を行った。非線形応答の表現から定式化を行い、高次成分の影響を波浪の 4 次成分で表現した。また、高次成分の影響を水面上形状の違いによる波高影響として規則波中抵抗増加の計算式に反映する方法を提案し、静止水面上形状の異なるコンテナ船の水槽試験結果で示された違いを、表現できることを示した。規則波の場合に準じて、不規則波中抵抗増加の長周期変動についても、高次成分の影響について定式化を行い、規則波中抵抗増加の 4 次の応答を用いた計算式を示した。これを用いて、水槽試験で波高影響が現れたタンカーを対象に、水槽試験で得られた規則波中抵抗増加の波高影響を 4 次応答成分として長周期変動の計算を行い、4 次応答の考慮により推定値が実験値に近づくことを示した。静止水面上形状の異なるコンテナ船について、有義波高 3.5 m、平均波周期 7.7s の長波頂不規則波中抵抗増加の長周期変動を計算し、静止水面上形状の違いにより、長波頂不規則波中抵抗増加が時間平均で約 26%異なり、これは、出力一定下での船速低下量の違いで約 0.33 knot となり、実海域性能評価において考慮すべき要素であることを示した。

今後の展望、課題を以下にまとめる。

今回の研究により、航行船舶の不規則波中抵抗増加の長周期変動が、前進速度を持たない海洋構造物を対象に用いられている近似法により、おおよそ捉えられることを示した。また、波高影響について 4 次応答としてとらえ、定性的に考慮できることを示した。

不規則波中抵抗増加の長周期変動の推定法により、これまで波スペクトラムを用いた短期予測値として評価していた不規則波中抵抗増加が用いられてきた試運転解析や最低出力判定においては、より適切な評価が可能となる。試運転解析における波浪修正では、目視の有義波高、平均波周期などのパラメータから標準波スペクトラムを仮定して波による抵抗増加が計算されることが一般的であるが、試運転では航走距離から決まる限られた期間を対象としているため、標準波スペクトラムの適用が正確でない場合も想定される。航走海域の波高についてのブイなどによる計

測結果から成分波の振幅と位相が得られれば、波高に対応した不規則波中抵抗増加の変動を推定することが可能となり、限られた期間における抵抗増加を正確に評価することができる。最低出力判定においては、本来であれば、抵抗が最も厳しくなる状態で担保すべき出力を評価する必要があるが、現状は、不規則波中抵抗増加の変動は考慮されず、波スペクトラムを設定する期間の平均として評価されている。変動評価法により、設定波スペクトラムを持つ複数の遭遇波時系列における波浪中抵抗増加の変動が計算でき、抵抗が最大となる状態で保持すべき出力を計算することが可能となり、複数の遭遇波時系列の下での計算結果から、保持すべき出力は統計的に評価されることとなる。

今回の研究では、向波長波頂不規則波を対象に検討を行ったが、実海域の波は方向性を持った短波頂不規則波であるため、斜波や方向分布を考慮した検討が今後必要となる。水面上形状影響の検討では、船体運動から水面の相対変位を用いた方法について示したが、斜波中では横運動を生じるため、この影響についても考慮する必要がある。水槽試験についても、向波中では、縦運動のみ生じるため、船体が復原力を持たない運動モードとして前後方向の線形ばね力のみ対象として検討を行ったが、斜波中では、左右方向変位及び船首揺変位についても船体が復原力を持たず、これらの運動モードに対しても線形ばね力を付加する必要がある。左右方向及び船首揺方向の線形ばね力は、斜波中で生じる横力や回頭モーメントに影響すると考えられる為、今後検討していきたい。

水面上形状影響について、今回、船体運動から水面の相対変位を用いて、規則波中抵抗増加の計算に必要な断面幅を変更する方法を示したが、この方法での表現が難しい短波長域のローカルな現象についても、適切な形で考慮できるようにしたい。

参考文献

- [1] 内藤林：波浪中の推進性能，推進性能研究委員会・第6回シンポジウム 実海域における船の推進性能，日本造船学会，1995，pp. 113-129.
- [2] 宮本雅史、門松浩司、島田潔：実海面での推進性能，運動性能研究委員会・第11回シンポジウム 耐航性理論の設計への応用，日本造船学会，1994，pp. 93-146.
- [3] 角田領：海運会社における運航モニタリングの活用，運動性能研究会シンポジウム 実海域における実船性能モニタリング，日本船舶海洋工学会，2015，pp. 13-20.
- [4] 田中良和：最適速力と実海域での性能差，日本造船学会誌，2005，pp. 30-34.
- [5] 西川栄一、万碧玉、佐藤睦、内田誠：アブログデータを利用した就航中船舶の推進性能分析について，日本マリンエンジニアリング学会誌，第37巻第11号，2002，pp. 36-45.
- [6] 安藤英幸：環境負荷低減のための運航モニタリング，計測と制御，第50巻第6号，2011，pp. 1-7.
- [7] 吉田尚史、折原秀夫、山崎啓市：運航支援システム「Sea-Navi®」，JFE 技報，No. 32，2013，p.87-90.
- [8] 齋藤泰夫、大嶺政樹、真尾由美、岡田智仁：最適運航支援システム（K-IMS/Navi）における船上モニタリングシステムについて，日本船舶海洋工学会講演会論文集，第15号，2012，pp. 35-38.
- [9] 木村校優、五百木陵行、池田剛大、山本敏明：運航モニタリングによる性能評価および運航支援について，日本船舶海洋工学会講演会論文集，第15号，2012，pp. 39-41.
- [10] 水谷直樹、木戸川充彦：運航状態モニタリングと本船性能の見える化，日本船舶海洋工学会誌，第56号，2014，pp. 14-18.
- [11] <https://www.monohakobi.com/ja/service/sims/sims/>
- [12] 辻本勝、折原秀夫：実海域性能推定法とモニタリング解析，運動性能研究会シンポジウム 実海域における実船性能モニタリング，日本船舶海洋工学会，2015，pp. 77-154.
- [13] Tsujimoto, M., Kuroda, M., Shibata, K., Sogihara, N. and Takagi, K.: On a Calculation of Decrease of Ship Speed in Actual Seas, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, vol.9, 2009, pp. 79-85.
- [14] World Meteorological Organization: Manual on Codes International Codes, Volume I.1, Part A-Alphanumeric Codes, WMO-No. 306 (2011 edition updated in 2016).
- [15] Price, W.G. and Bishop, R.E.D.: Probabilistic Theory of Ship Dynamics, Chapman and Hall, London, 1974, pp. 157-163.
- [16] ITTC Recommended Procedures and Guidelines 7.5-02 07-02.1: Seakeeping Experiments, 2011.
- [17] 辻本勝、粉原直人、黒田麻利子、櫻田顕子：実運航シミュレータ VESTA，海上技術安全研究所報告，第15巻，第4号特集号，2015，pp.449-459.
- [18] Pierson, W. J. Jr. and Moskowitz, L.: A proposed spectral form for fully developed wind seas based on the similarity theory of S. A. Kitaigoroskii, Journal of Geophysical Research, Vol. 69, 1964, pp.5181-5190.
- [19] ITTC: Report of the seakeeping committee, 11th ITTC, 1964, pp.55-114.

- [20] Hsu, F.H. and Blenkarn, K.A: Analysis of Peak Mooring Forces Caused by Slow Vessel Drift Oscillations in Random Seas, Society of Petroleum Engineers Journal, Vol. 12, Issue 4, 1972, pp. 329-344.
- [21] Faltinsen, O. M. and Løken, A. E.: Slow Drift Oscillations of a Ship in Irregular Waves, Journal of Modelling, Identification and Control, Vol.1, No.4, 1980, pp. 195-213.
- [22] 田崎亮：波浪中の自航試験における駆動機の特性，造船協会論文集，第 101 号，pp. 25-32.
- [23] Journee, J.M.J.: Prediction of Speed and Behaviour of a Ship in a Seaway, Report No. 427, Vol. 23, No. 265, 1976, pp. 285-299.
- [24] 中村彰一，内藤林：波浪中における船速低下及び推進性能について，関西造船協会誌，第 166 号，1977，pp. 25-34.
- [25] Newman, J.N.: Second-order, Slowly-varying Forces on Vessel in Irregular Waves, Proceedings of the Symposium on the Dynamics of Marine Vehicle and Structured in Waves, 1974, pp. 182-186.
- [26] ITTC: Seakeeping Committee - Final Report and Recommendations to the 27th ITTC, Proceedings of 27th ITTC Full Conference, 2014, pp. 195-262.
- [27] Orihara, H., Matsumoto, K., Yamasaki, K. and Takagishi, K: CFD Simulations for Development of High-Performance Hull Forms in a Seaway, Proceedings of the Sixth Osaka Colloquium on Seakeeping and Stability of Ships, 2008, pp. 58-65.
- [28] 胡長洪，三上隆，山本虎卓：平水面上形状を考慮した波浪中 CFD の開発，三井造船技報，No. 208, 2013, pp. 1-7.
- [29] Yang, K. and Kim, Y.: Numerical analysis of added resistance on blunt ships with different bow shapes in short waves, Journal of Marine Science and Technology, Volume 22, Issue 2, 2017, pp. 245-258.
- [30] Maruo, H.: Resistance in Waves, Research on Seakeeping Qualities of Ships in Japan, The Society of Naval Architects of Japan, Vol.8, 1963, pp. 67-102.
- [31] 田才福造，高木又男：規則波中の応答理論および計算法，耐航性に関するシンポジウム，日本造船学会，1969，pp. 1-52.
- [32] 田才福造：Short Crested Wave 中における Sway, Yaw および Roll の運動について，西部造船学会会報，第 42 号，1971，pp. 73-98.
- [33] Tsujimoto, M., Shibata, K., Kuroda, M. and Takagi, K.: A Practical Correction Method for Added Resistance in Waves, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol. 8, 2008, pp. 177-184.
- [34] ISO15016-2015: Ships and marine technology - Guidelines for the assessment of speed and power performance by analysis of speed trial data, 2015.
- [35] Resolution MEPC.203(62): Amendments to the annex of the protocol of 1997 to amend the international convention of pollution from ships, 1973, as modified by the protocol of 1978 relating thereto (Inclusion of regulation on energy efficiency for ships in MARPOL Annex VI), 2011.
- [36] Resolution MEPC.245(66): 2014 Guidelines on the method of calculation of the Attained Energy Efficiency Design Index (EEDI) for new ships, 2014.
- [37] MEPC.1/Circ.796: Interim guidelines for the calculation of the coefficient f_w for the decrease in ship

speed in a representative sea condition for trial use, 2012.

- [38] MEPC.1/Circ.850: 2013 Interim guidelines for determining minimum propulsion power to maintain the manoeuvrability of ships in adverse conditions (Resolution MEPC.232(65)), as amended by Resolution MEPC.255(657), 2014.
- [39] MEPC 62/6/4: Calculation of parameters for determination of EEDI reference values, 2011.
- [40] MEPC.1/Circ.855/Rev.1: 2014 Guidelines on survey and certification of the Energy Efficiency Design Index (EEDI), as amended (Resolutions MEPC.254(67), as amended by Resolution MEPC. 261(68)), 2015.
- [41] Shibata, K., Kogo, Y. and Ohtagaki, Y.: A Study of tanker design with whale-back shaped bow - for energy saving in rough sea -, Proceedings of 7th International symposium on Practical Design in Shipbuilding, 1983, pp.347-352.
- [42] Sakamoto, T. and Baba, E.: Minimization of Resistance of Slowly Moving Full Hull Forms in Short Waves, Proceedings of 16th symposium on Naval Hydrodynamics, 1986, pp.598-612.
- [43] 荻原誠功, 山下誠也, 三船正純: 短波長域における波浪中抵抗増加に関する考察, 関西造船協会誌, 第 225 号, 1996, pp.37-45.
- [44] 内藤林, 小段範久, 高木健, 松本光一郎: 波浪中抵抗増加の少ない水線上船首形状に関する実験的研究, 関西造船協会誌, 第 226 号, 1996, pp.91-97.
- [45] Matsumoto, K., Hirota, K. and Takagishi, K. : Development of Energy Saving Bow Shape at Sea, 4th Osaka colloquium on seakeeping performance of ships, 2000, pp. 479-485.
- [46] 山崎啓市, 松本光一郎, 高岸憲璽: 低速肥大船の船首形状について, 関西造船協会論文集, 第 240 号, 2003, pp. 101-108.
- [47] 辻本勝, 黒田麻利子, 白石耕一郎, 佐々木紀幸, 内藤牧雄, 表正和, 野嶋宣男, 加賀正人: 実海域省エネ装置 STEP の開発, 海上技術安全研究所報告, 第 14 巻, 第 2 号, 2014, pp. 411-414.
- [48] Sakurada, A., Tsujimoto, M. and Kuroda, M. : Development of COVE Bow - Energy Saving Bow Shape in Actual Seas-, Proceedings of PRADS2016, 2016.
- [49] Hwang, S., Kim, M.S., Kim, C., Lee, Y.Y., Ahn, H., Van, S.H., Kim, K.S., Jang, Y.H., Kim, M.H. and Lee, Y.S. : Experimental Study on Bow Hull-form Modification for Reduction of Added Resistance in Waves for Mega Container Ships, Proceedings of PRADS2016, 2016.
- [50] Lee, S., Shin, H.J., Yang, J.H. and Park, S.H. : Investigation on the bow-hull forms of VLCC to reduce added resistance in different loading condition, Proceedings of PRADS2016, 2016.
- [51] 丸尾孟: 波浪中の船体抵抗増加に関する研究 (第 2 報 抵抗増加の本質について), 造船協会論文集, 第 108 号, 1960, pp. 5-13.
- [52] Korvin-Kroukovsky, B. V.: Investigation of Ship Motions in Regular Waves, Trans, SNAME, Vol 63, 1955, pp.385-435.
- [53] Salvesen, N., Tuck, E. O. and Faltinsen, O.: Ship Motions and Sea Loads, Trans, SNAME, Vol. 78, 1970, pp. 250-287.
- [54] Ogilvie T. F. and Tuck E. O.: A Rational Strip Theory of Ship Motions: PART 1, The University of Michigan, Department of Naval Architecture and Marine Engineering, Report No. 013, 1969.

- [55] Joosen, W. P. A.: Slender body theory for an oscillating ship at forward speed, Proceedings of 5th Symposium on Naval Hydrodynamics, 1964, pp. 167-183.
- [56] Newman, J. N.: A slender body theory for ship oscillations in waves, Journal of fluid mechanics, Vol. 18, 1964, pp. 602-618.
- [57] 丸尾孟：向い波の中の船体運動に対する細長体理論の応用（その 1－基礎理論の展開），造船協会論文集，第 120 号，1966，pp. 51-61.
- [58] Newman, J. N.: The Theory of Ship Motions, Journal of Advances in Applied Mechanics, Vol. 18, 1978, pp. 221-283.
- [59] 内藤林，黒田麻利子，吉田尚史，池田剛大：船型を表現する振幅関数と波浪中抵抗増加，日本船舶海洋工学会論文集，第 8 号，2008，pp. 163-168.
- [60] 藤井斉，高橋雄：肥大船の波浪中抵抗増加推定法に関する実験的研究，日本造船学会論文集，第 137 号，1975，pp. 132-137.
- [61] 高橋雄：波浪中抵抗増加の実用的推定法の船型計画への応用，西武造船会，第 75 回例会，1987，pp. 75-95.
- [62] O. M. Faltinsen, K. J. Minsaas, N. Liapis and S. O. Skjœdal: Prediction of Resistance and Propulsion of a Ship in a Seaway, Proceedings of 13th Symposium on Naval Hydrodynamics, 1980, pp.505-529.
- [63] 内藤林，上田武志：短波長域における船首形状と抵抗増加の関係，関西造船協会誌，第 217 号，1992，pp. 103-113.
- [64] 大楠丹，小林正典：波浪中抵抗増加の計算法，運動性能研究会シンポジウム 波浪中推進性能と波浪荷重，日本造船学会，1984，pp. 37-59.
- [65] Ursell, F.: The effect of a fixed vertical barrier on surface waves in deep water, Proc. Phil. Soc., Vol.42, 1947, pp.374-382.
- [66] Kuroda, M., Tsujimoto, M., Fujiwara, T., Ohmatsu, S. and Takagi, K: Investigation on Components of Added Resistance in Short Waves, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, vol.8, 2008, pp.141-146.
- [67] 一ノ瀬康雄，辻本勝，粉原直人，柴田和也，高木健：バラスト状態での波浪中抵抗増加の推定，日本船舶海洋工学会論文集，第 11 号，2010，pp. 109-116.
- [68] Tsujimoto, M., Kuroda, M. and Sogihara, N.: Development of a Calculation Method for Fuel Consumption of Ships in Actual Seas with Performance Evaluation, Proceedings of the ASME 2013 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2013-11297, 2013, pp.1-10.
- [69] ISSC: Proceedings of the Second International Ship Structures Congress, 1964.
- [70] International Association of Classification Societies: Standard Wave Data, IACS Rec. No.34 (Rec. 2000/Corr. 2001).
- [71] W. G. Price and R. E. D. Bishop: Probabilistic Theory of Ship Dynamics, Chapman and Hall, London, 1974, pp.157-163.
- [72] Newman, J. N.: Second-order slowly-varying forces on vessels in irregular waves, Proceedings of the Symposium on the Dynamics of Marine Vehicles and Structures in Waves, 1974, pp.182-186.

- [73] 安川宏紀, 松本晃範, 池添修自 : 肥型船の波浪中抵抗増加に及ぼす波高影響, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 23 号, 2016, pp.45-54.
- [74] 小林正典 : 不規則波中に船舶に働く抵抗増加と船速低下に関する考察, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 4 号, 2007, pp. 251-254.
- [75] 元良誠三 : 船体運動に対する附加質量および附加慣性モーメントについて-その 2 前後動に対する附加質量-, 造船協会論文集, 第 106 号, 1960, pp. 59-62.
- [76] 黒田麻利子, 辻本勝, 佐々木紀幸, 大松重雄, 高木健 : 波浪中抵抗増加と船首水面上フレア形状の関係について, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 11 号, 2010, pp.101-107.

謝辞

本論文をまとめるにあたり、たくさんの方のご支援、ご協力を賜りました。

研究全般を通じて、終始丁寧にご指導いただいた高木健先生に、深く感謝いたします。適切な助言と多くの知識をいただきました。

本論文の審査にあたり、海洋技術学専攻の山口一先生、早稲田卓爾先生、鈴木英之先生、生産技術研究所の北澤大輔先生には、有益な助言や指導をいただきました。ここに深謝の意を表します。

本研究の遂行に当たっては、海上技術安全研究所の辻本勝系長に日頃より有益な助言や指導をいただきました。また、本研究で行った実験では、海上技術安全研究所の藤沢純一主任研究員、櫻田顕子研究員にご協力いただきました。ここに感謝の意を表します。また、ご協力・ご支援をいただきながらここにお名前を記すことのできなかった流体設計系・実海域性能研究グループ、水槽試験技術グループの同僚・関係者の皆様に御礼申し上げます。

本研究の遂行にあたって、海洋技術政策学分野の研究室の皆様には、博士課程の学業遂行や生活面でサポートをいただきました。ここに感謝の意を表します。

なお、この研究の一部は JSPS 科研費 JP26420835 の助成を受けて実施しました。

付 録

A1. 試験水槽

三鷹第3 船舶試験水槽（長さ 150m、幅 7.5m、水位 3.5m）

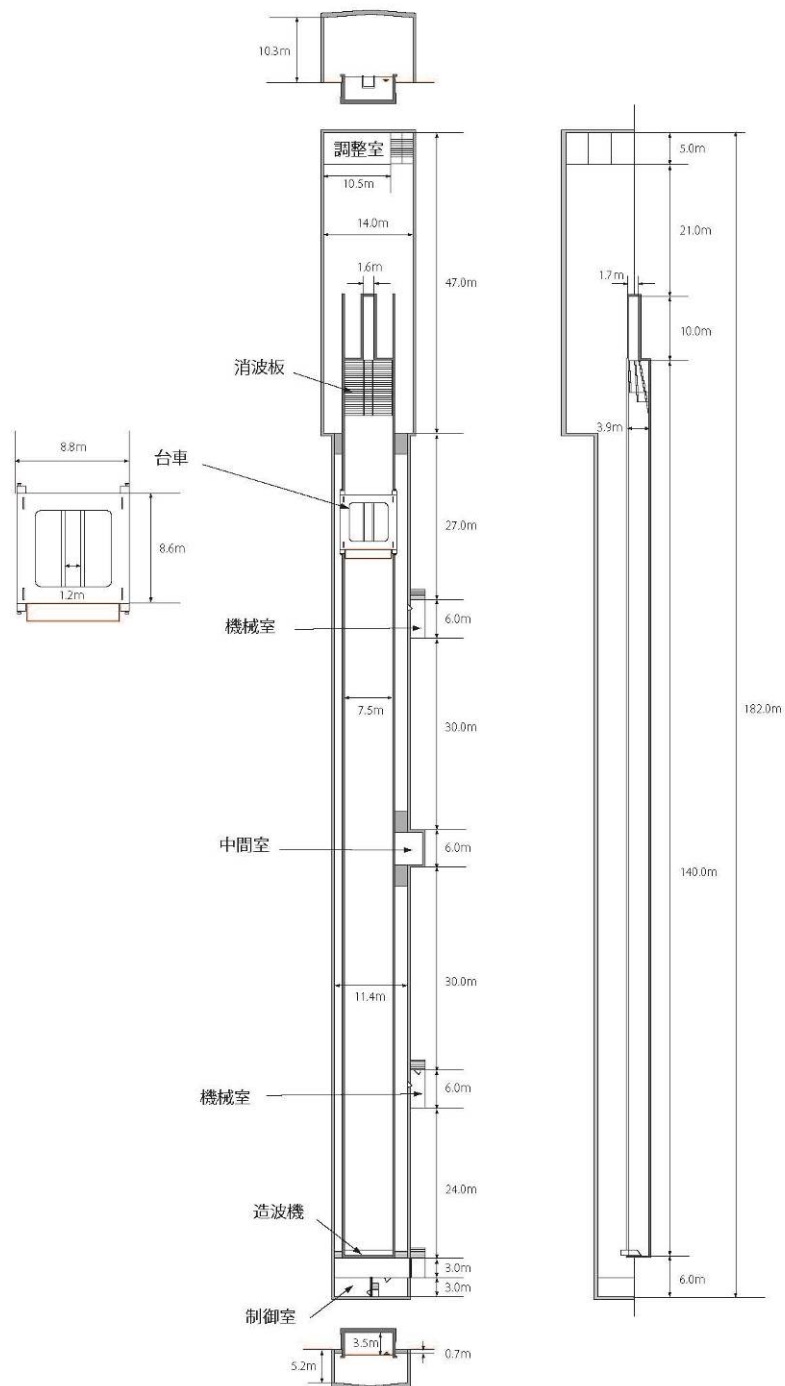


図 A1-1 三鷹第3 船舶試験水槽概略図

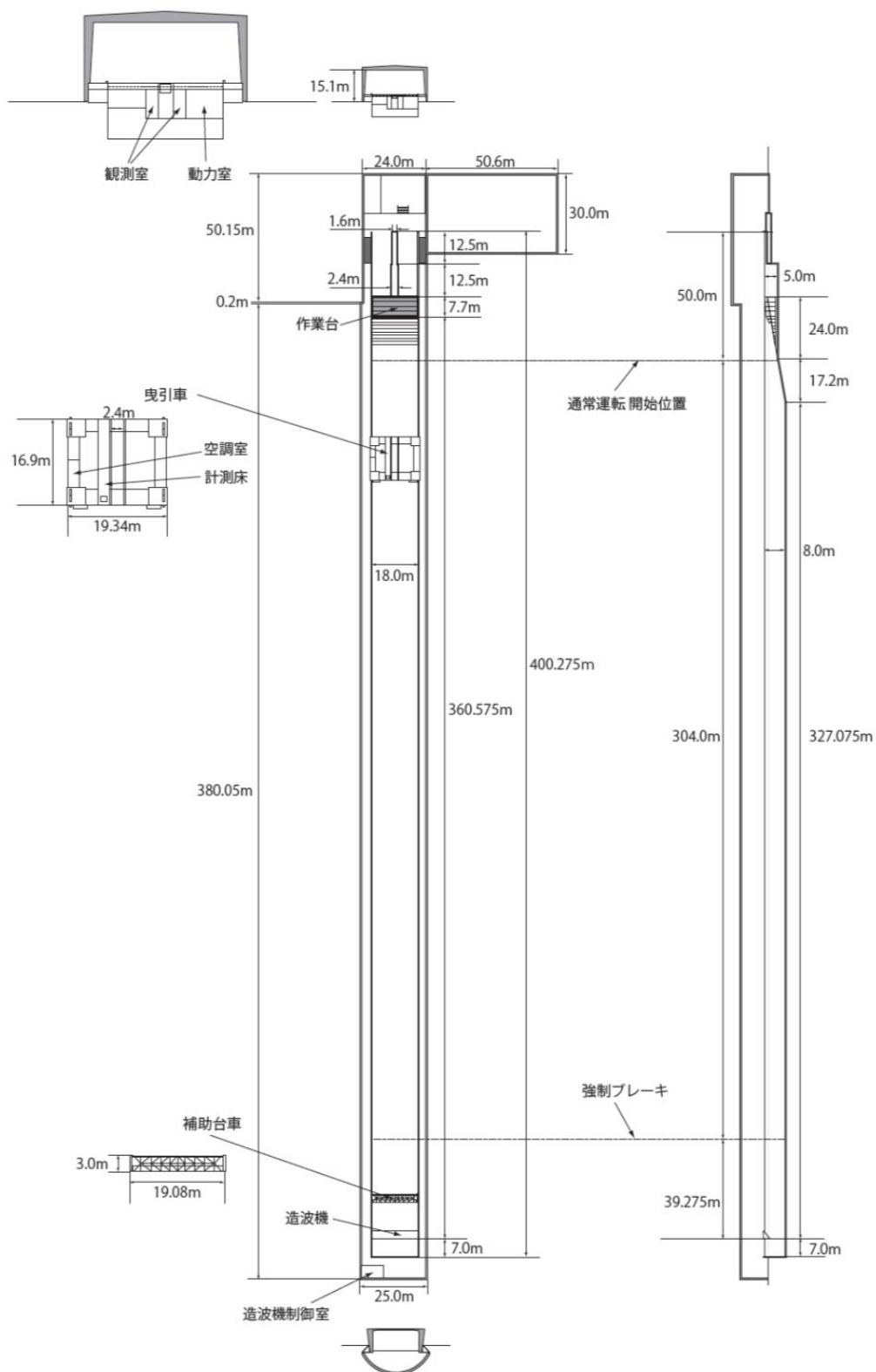


図 A1-2 試験水槽概略図（三鷹第 2 船舶試験水槽）

A2. 記号リスト

表 A2-1 記号リスト

記号	説明
A	成分波の振幅
A^r	ランダム位相を含む複素振幅
B	高次の波に関する 1 次波成分の伝達関数
B_{max}	船幅
B_f	ブラントネス係数
BF	ビューフォート風力階級
$B(X)$	静止水面における x 断面幅
B_r	波浪中の水面位置における幅の平均
c	入射波の位相速度
C	波成分の組み合わせに対応した流体力に関する伝達関数
c_d	減衰力係数
C_B	方形係数
CFD	数値流体力学
C_U	R_{AWR} に関する速度影響係数
C_{lp}	縦柱形係数
d_{aft}	船尾喫水
d_{fore}	船首喫水
dl	水線面形状に沿った線素
d_m	中央喫水
DWT	載荷重量
E	波の方向スペクトラム
$EEDI$	エネルギー効率設計指標
$EEDI_{weather}$	代表海象下の船速低下を考慮したエネルギー効率設計指標
$f(y,z)$	船体表面を表す関数
F_n	フルード数
f_w	代表海象での速力低下係数
F_G	重力
g	重力加速度（三鷹 9.79754 m/s ² 、標準 9.80665 m/s ² ）
G	不規則波の方向分布関数
H	有義波高
$H(k_j, \theta)$	船体から発生する素成波の振幅関数

H_w	実船スケール波高
I	エネルギー
I_l	1 次の第 1 種修正ベッセル関数
IMO	国際海事機関
I_n	慣性力
k	入射波の角波数
K_0	ケルビン波の角波数
K_l	1 次の第 2 種修正ベッセル関数
K_{AW}	規則波中抵抗増加係数
$K_{AW}^{(4)}$	規則波中抵抗増加係数の 4 次成分
K_{AWL}	長波頂不規則波中抵抗増加係数
k_j	船体から発生する素成波の角波数 ($j=1,2$)
k_x	前後方向の線形ばね係数
k_{yy}	縦慣動半径
l_{cb}	浮心位置 (船体中央から船尾を正)
L_{pp}	垂線間長
L_{ps}	A.P./船尾水切り位置から船首水切り位置までの長さ
M	運動量
M	流体力に関する波の伝達関数
m_a	前後方向の付加質量
m_c	サブキャリッジの質量
MCR	連続最大出力
m_M	模型船の質量
m_i	i 次のスペクトラムモーメント
n	法線方向 (流体内部への方向が正)
NOR	常用出力
NSM	New Strip Method
\vec{q}	速力
r	極座標系における半径方向座標
R	抵抗
R_{AW}	規則波中抵抗増加
R_{AWL}	長波頂不規則波中抵抗増加
R_{AWM}	主に船体運動により生じる規則波中抵抗増加

R_{AWR}	規則波中抵抗増加のディフラクション成分修正項
R_{wave}	不規則波中抵抗増加
R_{wave}^{EXP}	水槽試験から求められる規則波中抵抗増加
S	周波数スペクトラム
S_0	船体表面
S_l	円柱表面
S_2	自由表面
t	時間
T	平均波周期
T_e	出会い波周期
T_w	入射波波周期
T_x	固有周期
U_{wind}	平均風速
V	船速
v_n	流体の法線方向速度
X	船長方向座標（A.P.から前方正）
x	前後変位
x_a	前後揺振幅
x_G	船体中央から重心までの距離
Y	船幅方向座標（センターラインから右舷方向正）
Z	上下方向座標（ベースラインから上方正）
z	上下変位
z_a	上下揺振幅
z_G	重心位置の上下揺
Z_r	相対変位
α	船と規則波の出会い角(0deg. を向波とする)
α_d	喫水・周波数影響係数
α_U	速度影響
β_w	線素 dl の X 軸に対する傾斜角
δ	成分波の位相差
ΔR	波による流体力
ΔR_{mes}	前後方向計測値（後方正）
ΔV	船速低下量

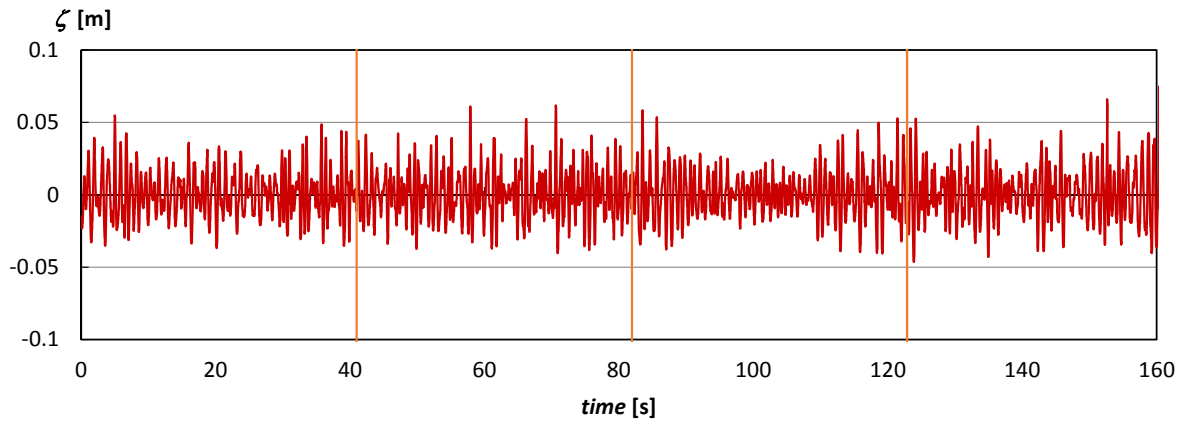
ΔZ_r	静的水位上昇
ε	微小量を表す無次元パラメータ
ε_x	前後揺位相
ε_z	上下揺位相
ε_θ	縦揺位相
Φ	速度ポテンシャル
ϕ	攪乱ポテンシャル
λ	波長
θ	極座標系における角度
θ_0	船体から発生する素成波の限界角
θ_a	縦揺振幅
θ_p	縦揺角度
θ_w	主波向(0 deg. を向波とする)
ρ	流体密度
σ	特異点分布
ω	規則波の角周波数
ω_e	入射波の出会い角周波数
ω_x	固有角周波数
ζ	入射波による水面変動
ζ_a	入射波振幅

A3. 実験データ

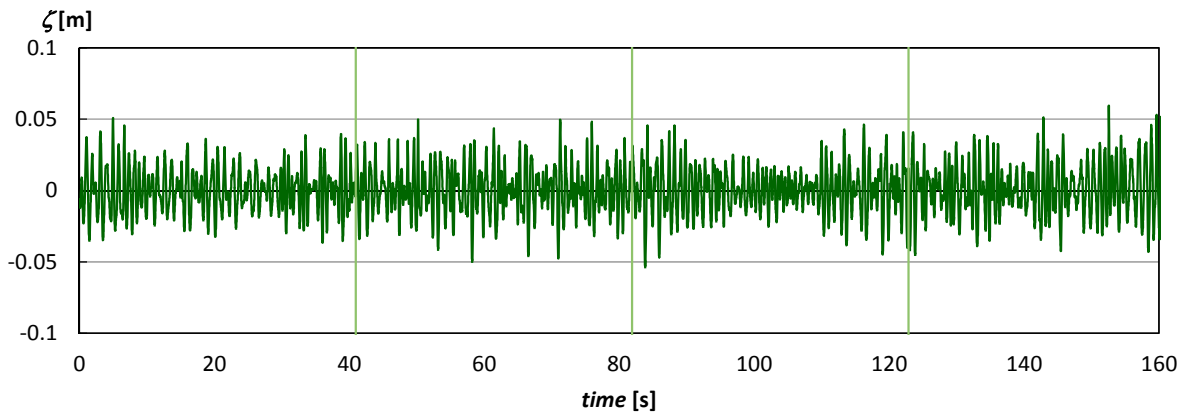
第 3 章に示した不規則波中試験で計測した項目のうち、本文に掲載していない出会い波、上下揺、縦揺についての時系列でデータを以下に示す。ここで、 ζ は計測した出会い波、 z は上下変位、 θ は縦揺角度であり、 z 、 θ については静止時の値を 0 としている。出会い波 ζ については、その他の計測器の取り付け位置である浮心位置と異なり、波高計取り付け位置が船首前方のため、平均波周期相当の位相速度を考慮して、浮心位置に対応するように時間をずらしている。また、PCC 試験における出会い波については、位相をあわせるため浮心位置から幅方向に離れた場所で計測した値を ζ_l として示す。

(1) VLCC 試験

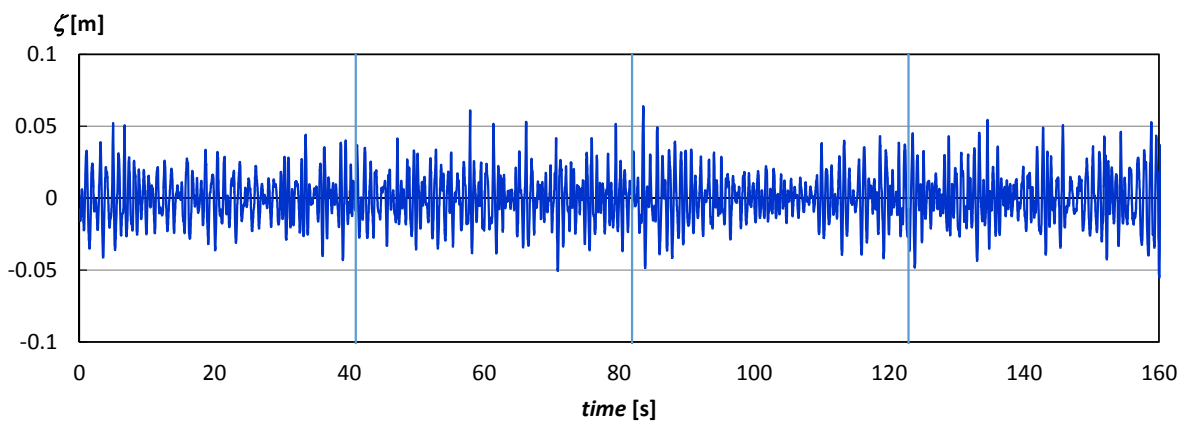
計測時系列 (出会い波)



(a) $k_x=225$ N/m



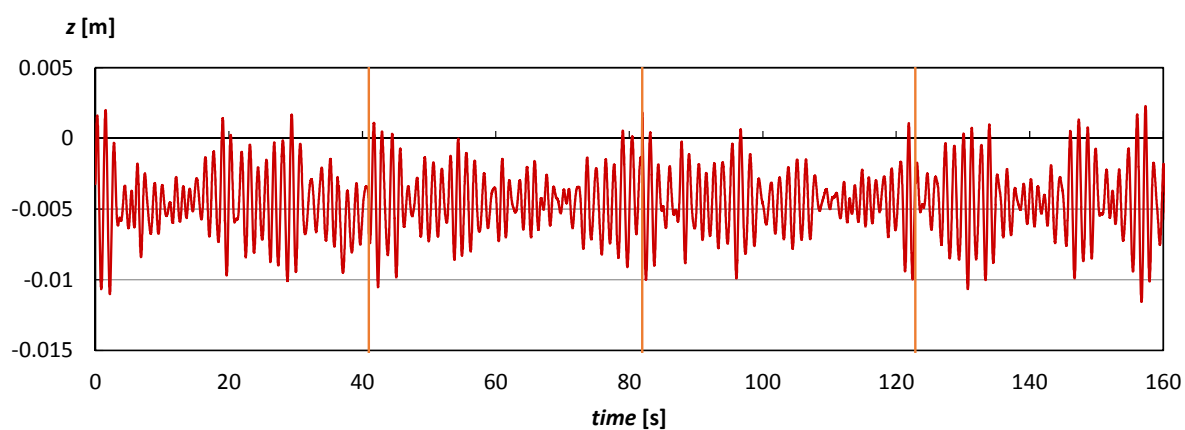
(b) $k_x=382$ N/m



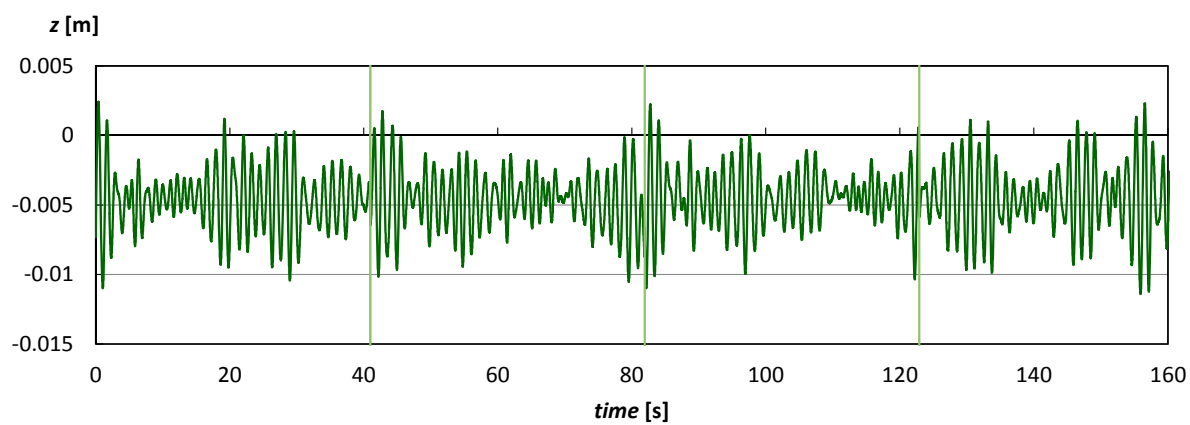
(c) $k_x=833$ N/m

Fig. A3-1 Time history of encountered waves for VLCC test.

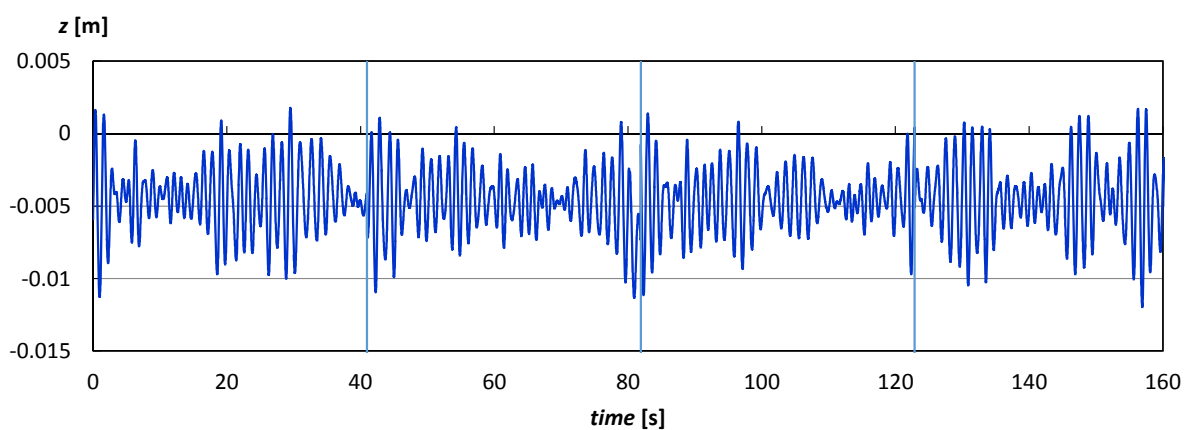
計測時系列（上下変位）



(a) $kx3: k_x=225$ N/m



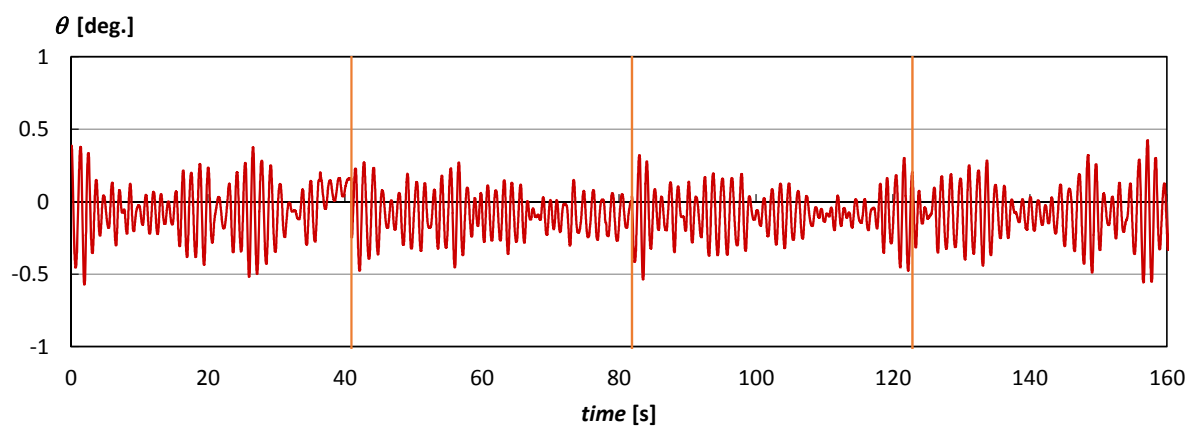
(b) $kx5: k_x=382$ N/m



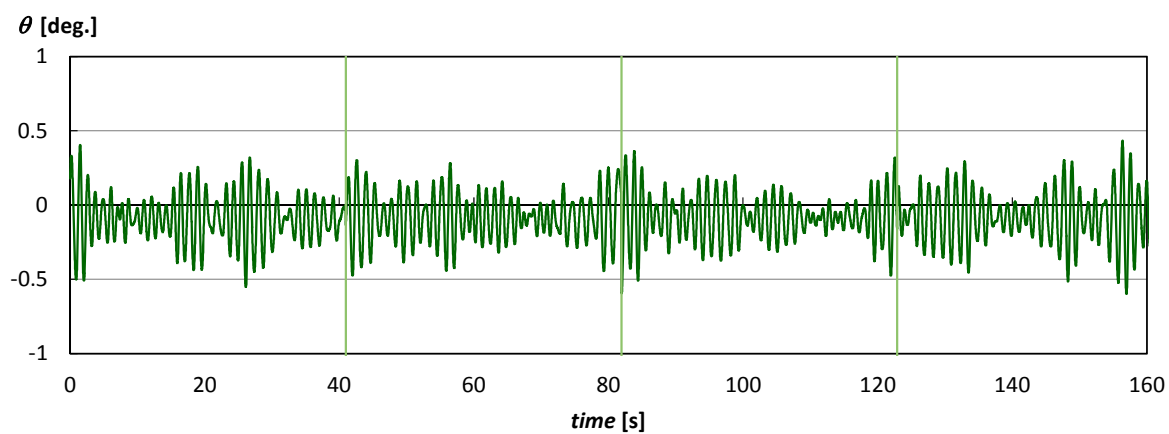
(c) $kx10: k_x=833$ N/m

Fig. A3-2 Time history of vertical displacement for VLCC test.

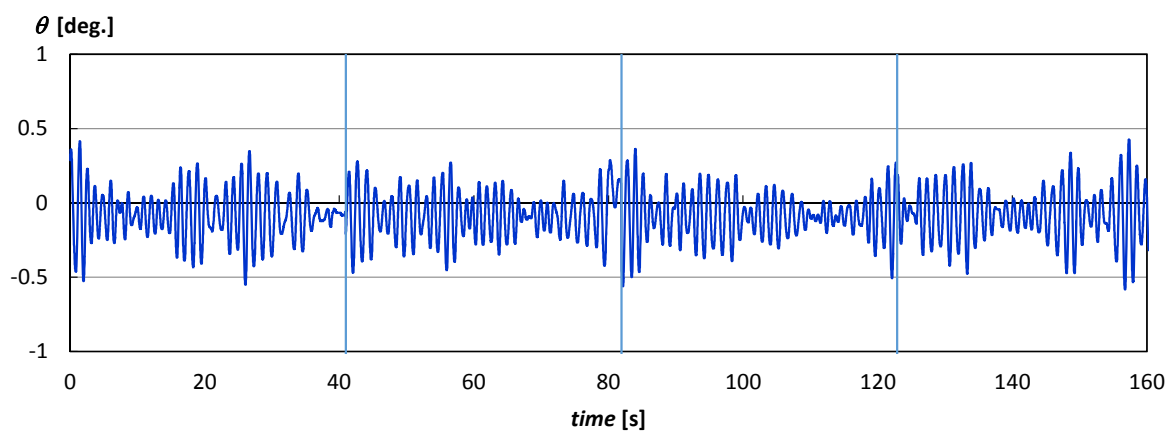
計測時系列（縦揺角度）



(a) k_x 3: $k_x=225$ N/m



(b) k_x 5: $k_x=382$ N/m

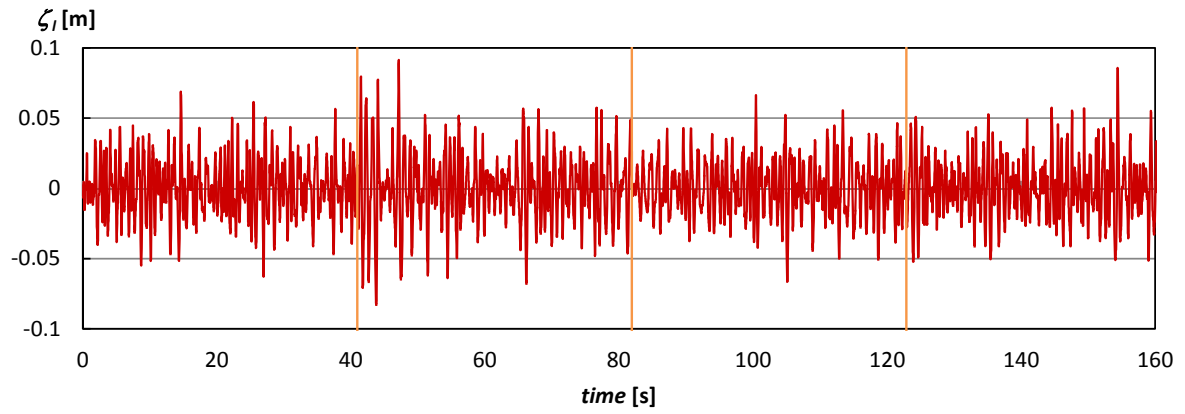


(c) k_x 10: $k_x=833$ N/m

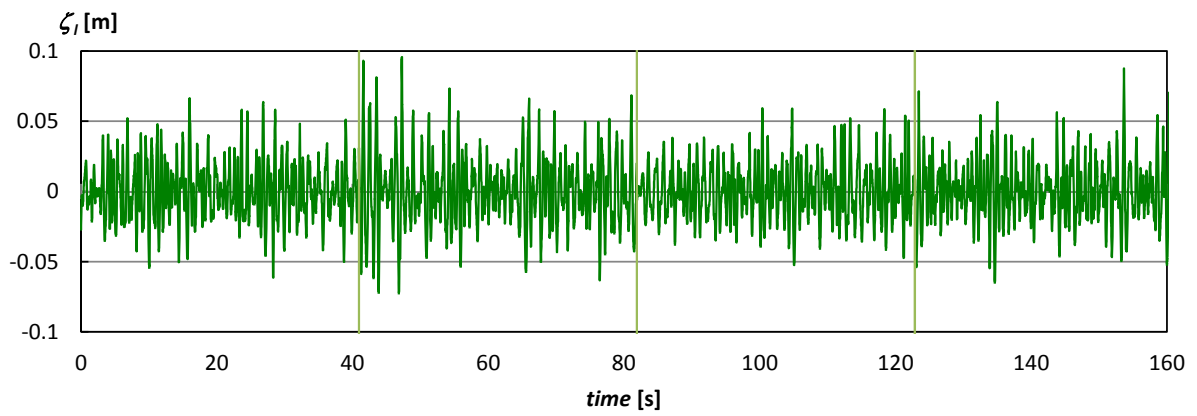
Fig. A3-3 Time history of pitch angle for VLCC test.

(2) PCC 試験

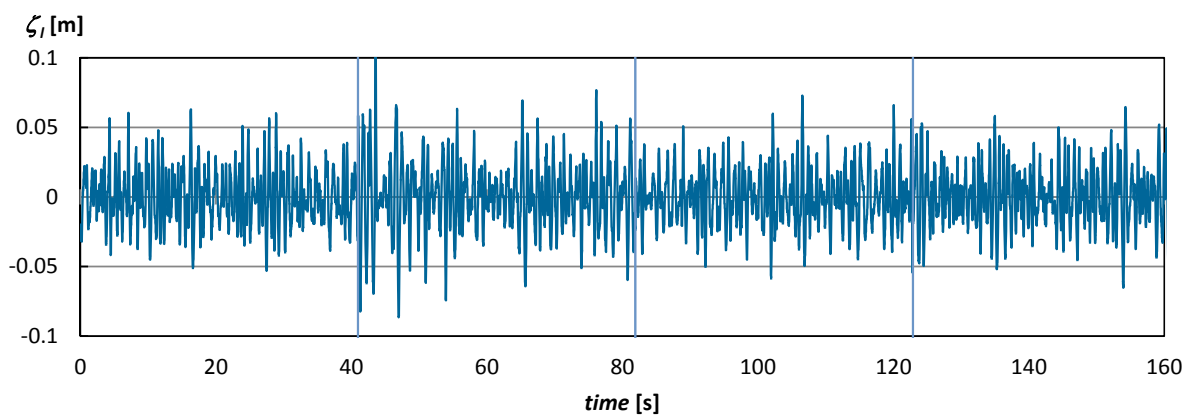
計測時系列 (出会い波)



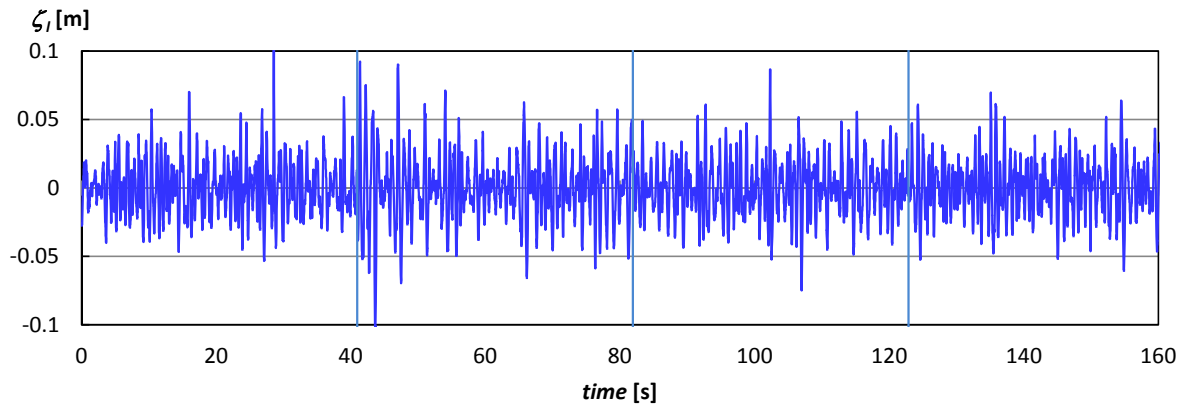
(a) $kx1: k_x=81$ N/m



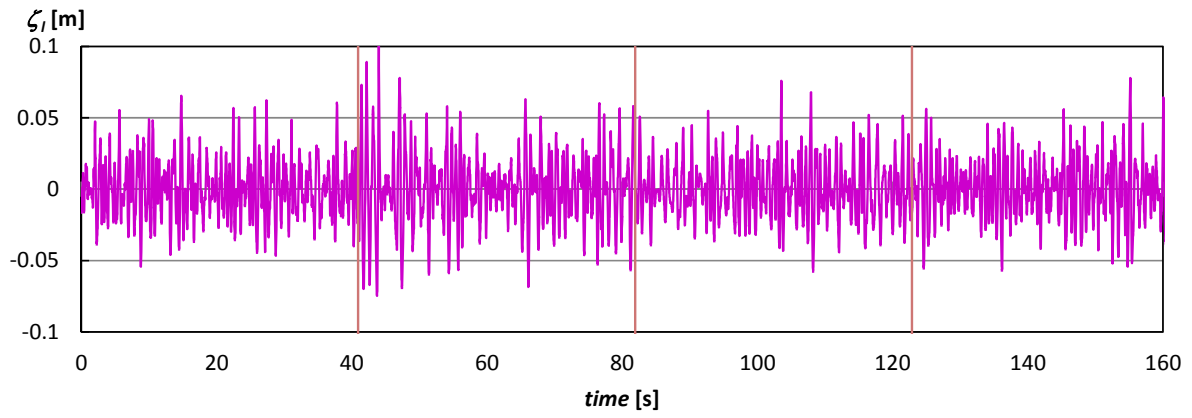
(b) $kx3: k_x=225$ N/m



(c) $kx5: k_x=382$ N/m



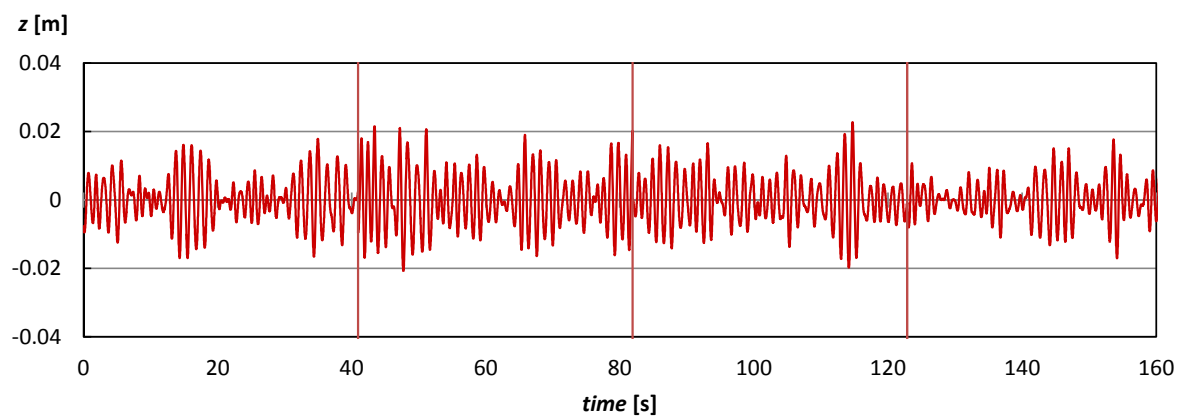
(d) kx7: $k_x=570$ N/m



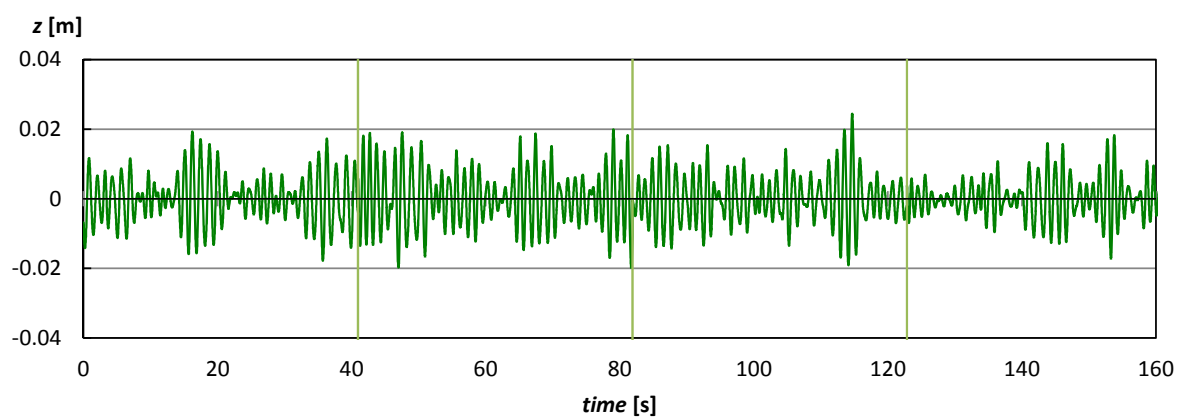
(e) kx10: $k_x=833$ N/m

Fig. A3-4 Time history of encountered waves for PCC test.

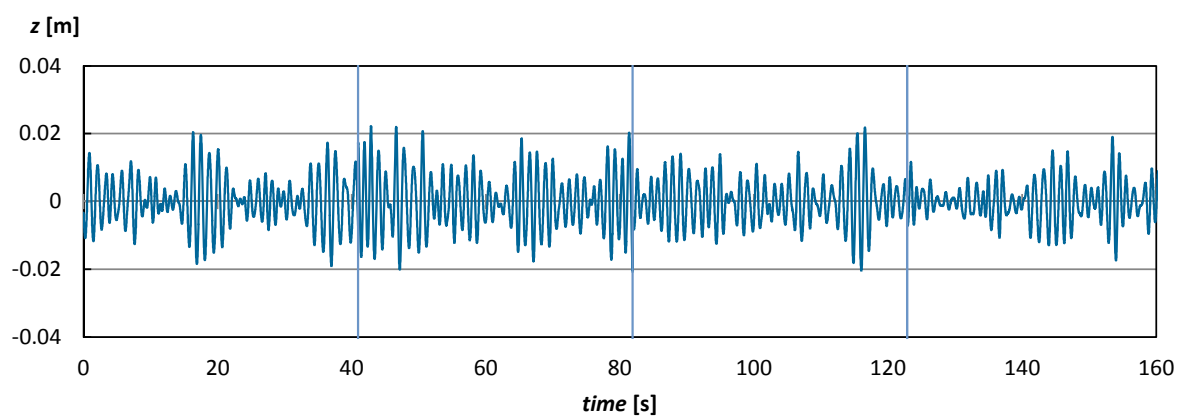
計測時系列（上下変位）



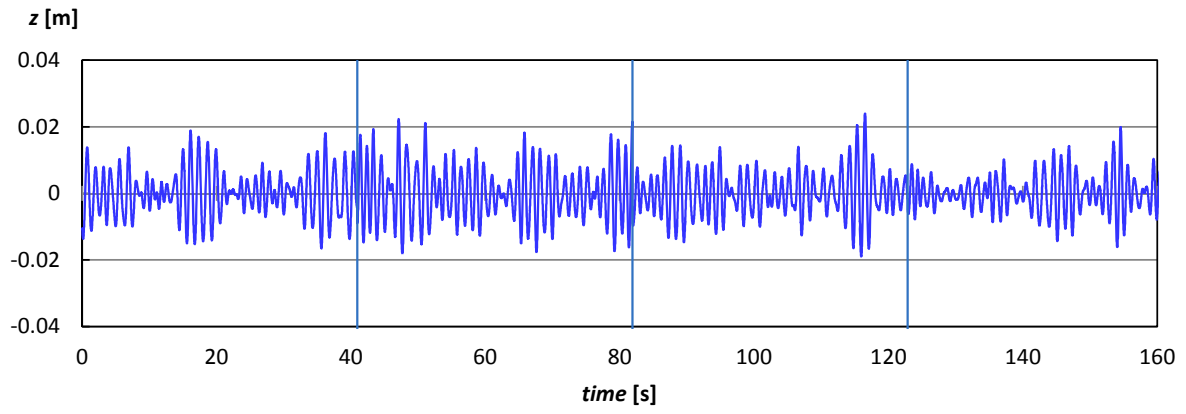
(a) $kx1: k_x=81$ N/m



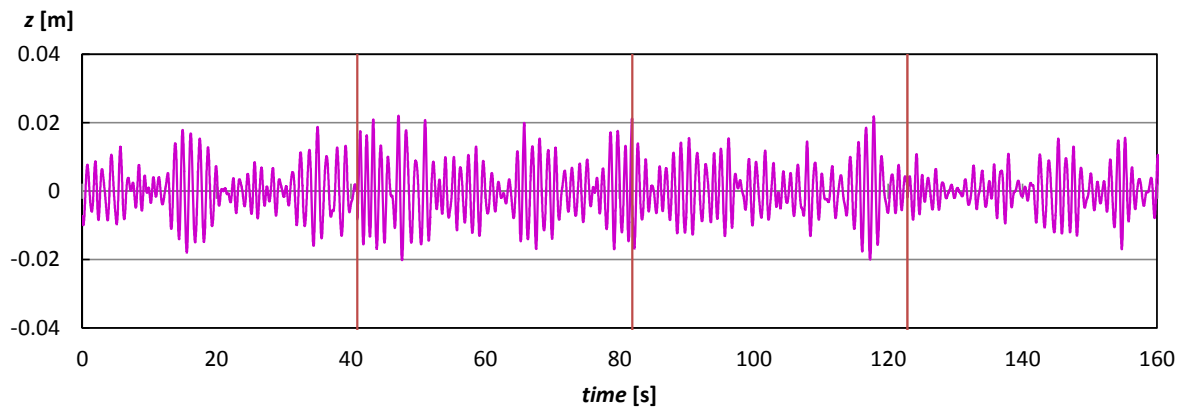
(b) $kx3: k_x=225$ N/m



(c) $kx5: k_x=382$ N/m



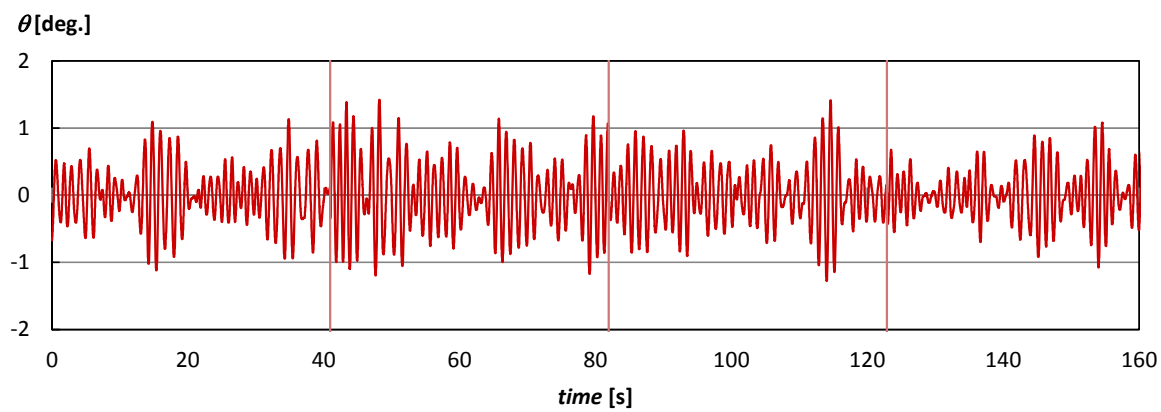
(d) k_{x7} : $k_x=570$ N/m



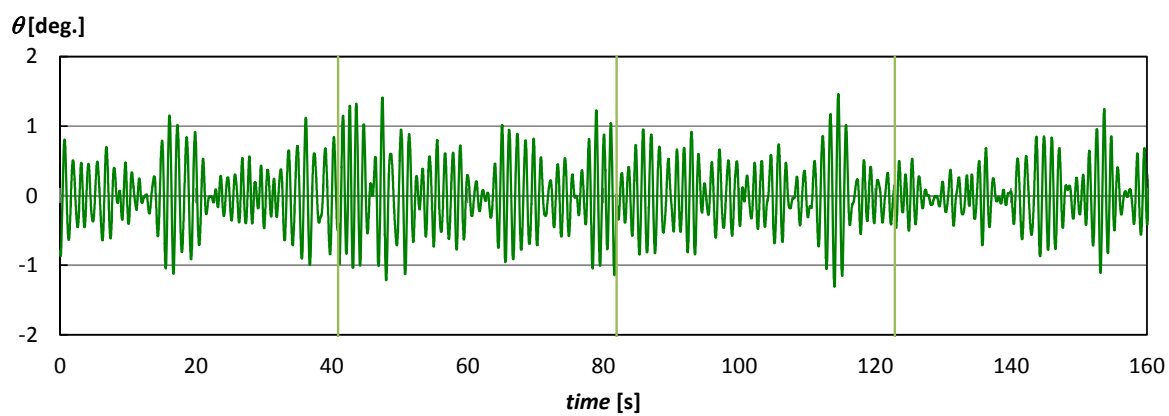
(e) k_{x10} : $k_x=833$ N/m

Fig. A3-5 Time history of vertical displacement for PCC test.

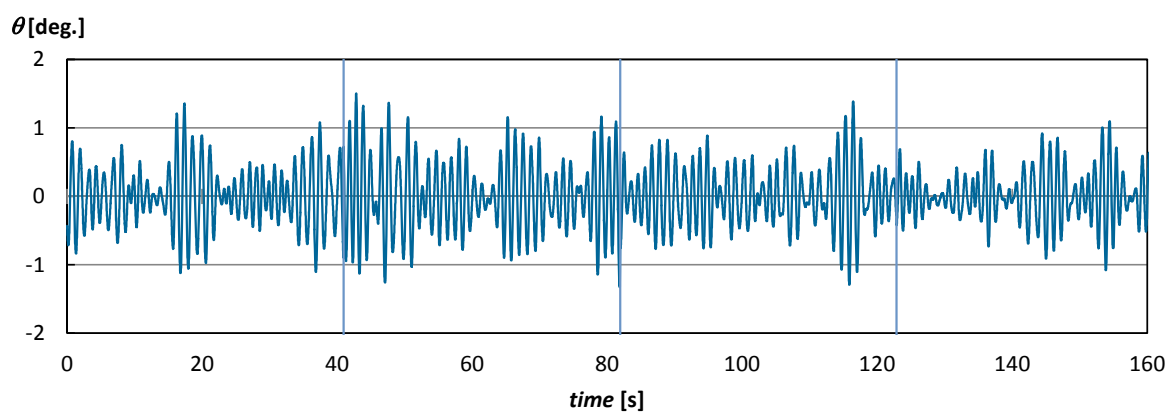
計測時系列（縦揺角度）



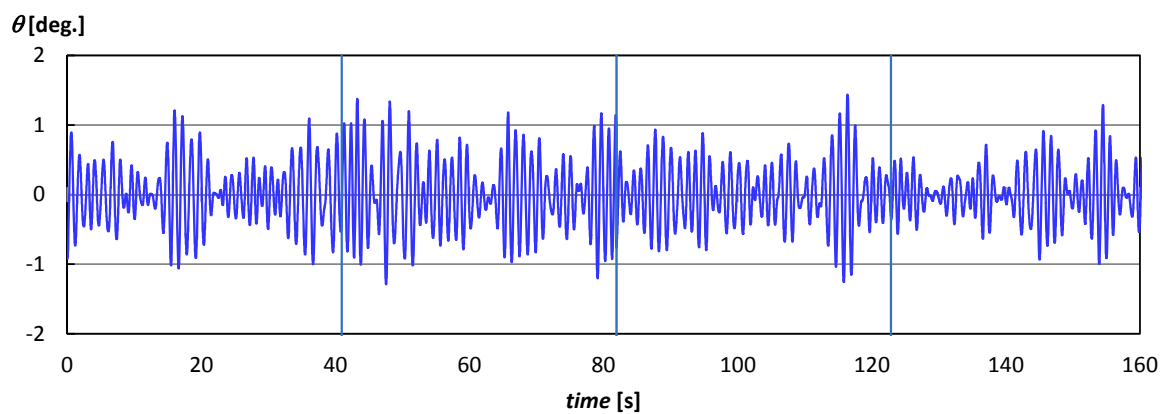
(a) k_{x1} : $k_x=81$ N/m



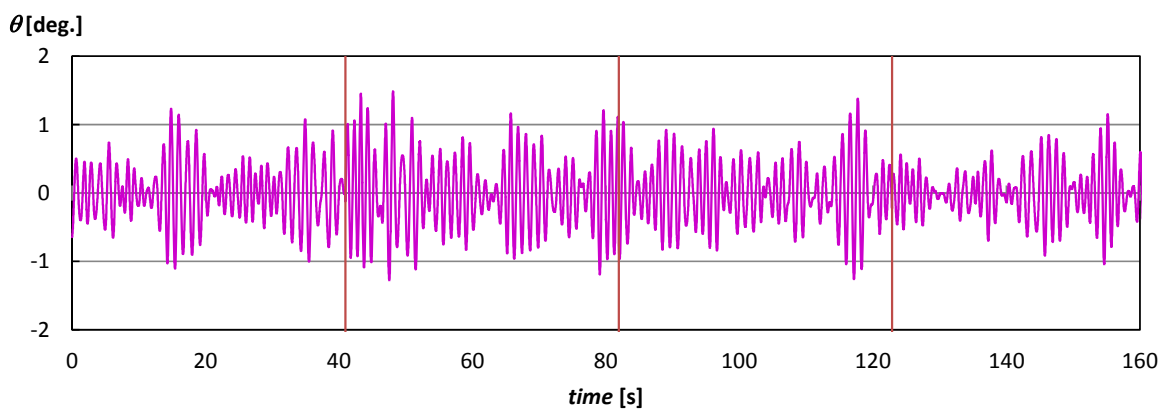
(b) k_{x3} : $k_x=225$ N/m



(c) k_{x5} : $k_x=382$ N/m



(d) $k_x=570$ N/m



(e) $k_x=833$ N/m

Fig. A3-6 Time history of pitch angle for PCC test.

博士論文

不規則波中抵抗増加の長周期変動に関する研究

著 者 黒田 麻利子

発行日 平成29年11月