

ハッチカバー等に働く極限波浪荷重の研究

小川 剛孝^{*}、南 真紀子^{*}、谷澤 克治^{*}

Study for the Impact Wave Load acts on the Hatch Cover and the Bow Flare

by

Yoshitaka OGAWA, Makiko MINAMI and Katsuji TANIZAWA

Abstract

To develop a practical estimation method for the impact load owing to deck wetness and bow flare slamming, series of model tests in regular and irregular waves were conducted. Green sea loads were measured using models of a bulk carrier and a general cargo ship. Water impact pressure on the bow flare was measured using a model of Post-Panamax container ship.

Applying the model of flooded waves, an estimation method of ship motion and green sea loads when the deck wetness occurs frequently is proposed. Having compared with measured data, it is found that the present method shows good agreement with the measured one. A probability density function of green sea loads is calculated by the use of the prediction method, which had been developed by the one of authors. It is found that the calculated probability agrees very well with the measured one. It is concluded that not only the validity of the present method but also the consistency of the measured green sea loads with a physical explanation.

Based on these findings, the effects of the dynamic load factor of green sea loads and the bow height on the green sea loads are examined. It is found that these effects should be taken into account for the rational design load of the hatch cover.

Measured water impact pressure owing to bow flare slamming in the long crested waves is calculated using the estimation method, which takes a nonlinear effect of ship hull into account. It is found that the calculated impact pressure agrees well with the measured one. A practical prediction method for a probability density function of water impact pressure on the bow flare is proposed. It is found that the calculated probability agrees with the measured one. It is confirmed that the probability density function of water impact pressure could be estimated by the use of the present method without an empirical formula.

^{*} 海上安全研究領域

原稿受付 平成 年 月 日

審査済 平成 年 月 日

1. 緒言	2
2. 水槽実験による大波浪中での波浪荷重の総合的把握	3
2. 1. はじめに	3
2. 2. バルクキャリア模型による海水打ち込み荷重の計測	4
2. 2. 1. 実験条件及び計測項目	4
2. 2. 2. 船体運動及び船首相対水位	5
2. 2. 3. 打ち込み荷重	6
2. 3. 中型貨物船模型による海水打ち込み荷重の計測	7
2. 3. 1. 実験条件及び計測項目	7
2. 3. 2. 船体運動	8
2. 3. 3. 上下加速度	8
2. 3. 4. 相対水位変動	10
2. 3. 5. 打ち込み荷重及び水圧	13
2. 3. 6. 不規則波中実験結果	15
2. 4. ポストパナマックスコンテナ船模型によるフレア衝撃圧の計測	16
2. 4. 1. 実験条件及び計測項目	16
2. 4. 2. 規則波中実験結果	17
2. 4. 3. 不規則波中実験結果	28
3. 大波浪中での船体運動及び波浪荷重の高精度推定法	29
3. 1. はじめに	29
3. 2. ハッチカバーに働く打ち込み荷重推定法	30
3. 3. 打ち込み荷重を考慮した船体運動推定法	32
3. 4. 打ち込み荷重の短期予測	35
3. 5. フレアスラミングによる衝撃圧の計算	36
3. 6. フレアスラミングによる衝撃圧の予測法	39
4. 大波浪中での船体運動及び波浪荷重の高精度推定法	41
4. 1. はじめに	41
4. 2. ハッチカバー荷重に係る現行基準との比較	41
4. 3. 動的影響を考慮したハッチカバー荷重の設定	42
5. 結言	44
謝辞	45
参考文献	45

船舶の波浪中での安全性を考える場合、波浪荷重についての検討が必要となる。船舶が受ける波浪荷重は一般的に、波浪曲げモーメント等の波浪断面力や船体表面に働く波浪変動圧のような変動荷重と海水打ち込みによる打ち込み荷重や船首尾船底部及び船首フレア部分でのスラミングによる衝撃荷重のような衝撃荷重に大別される。とりわけ、荒天下では船体には大きな衝撃荷重が作用するため、これらについての検討が重要になる。具体的には、衝撃荷重の発生原因となる現象の把握とそれに基づく推定法の確立及びこれらの検討結果を用いた合理的な設計や安全対策が必要になるといえる。

衝撃荷重の要因の一つである海水打ち込みは、船体及び甲板上構造物への損傷だけでなく作業性の低下や滞留した甲板冠水による復原性の低下を引き起こす。よって、打ち込み荷重及び甲板上水位分布を定量的に把握する必要がある。

現在、満載喫水線条約(以下、ICLL66)の見直し作業がIMO(国際海事機関)において実施されている。現行条約が採択された1966年当時は現在ほど耐航性理論が十分に発達していなかった事もあり、経験則に基づいて決定された事項がいくつかある。このため本見直し作業においては、耐航性理論等に基づいた合理的な見直しが求められている。見直し作業は段階的に行われており、2002年の第45回IMO/SLF(復原性、満載喫水線、漁船に関する小委員会)において第一次改正案がまとめられた。ここでは、最小船首高さ式、ハッチカバー強度及び船首部予備浮力に関して見直しが実施された。これらの見直し作業のうち、ハッチカバー強度は、海水打ち込みによる甲板上への影響を評価する上で議論の的となった項目の一つであった。特に、強度を規定するための設定荷重の妥当性については、現行条約策定以来たびたび議論の的となっていた。更に、近年のバルクキャリアの海難事故が多数発生した事で、船級協会の国際組織であるIACS(International Association of Classification Society)が統一要件UR-S21によって1998年7月1日以降に建造契約されたバルクキャリアのハッチカバー強度をレベルアップした事も議論に拍車をかけた。(なお、UR-S21は満載喫水線条約の改正案¹⁾をもとに2003年4月に改正された。)

しかしながら、甲板冠水の挙動は複雑であり、これを精度よく推定する事は難しい。現在、急速に発達を遂げている数値流体力学においても、海水打ち込み現象を説明するに至っていない。とりわけその複雑さから、荷重の直接計測及び定量的な評価はこれまでにあまり行われていなかった。近年では、国

内の満載喫水線規則の見直し作業に関連して、著者の一人により内航船を用いた海水打ち込み実験と定量的な検討が行なわれたのみである²⁾。そのため、満載喫水線条約の見直し作業では、荷重の直接計測及びその定量的な評価が求められた。

一方、スラミングによる衝撃荷重についても、これまでに多くの研究が行われている。その結果、フレアスラミング衝撃圧及びその確率密度関数の推定法が提案されている³⁾⁴⁾⁵⁾。近年、コンテナ船の大型化が進み、その船幅がパナマ運河の幅を超えたポストパナマックスコンテナ船が就航するようになった。その結果、フレアスラミングによる衝撃圧や振りモーメントといったコンテナ船で特に問題となる波浪荷重についての再検討が求められている⁶⁾。

しかしながら、既存の推定法では実験係数を用いる、あるいは損傷事例にあうように修正を施している。そのため、従来に比べてフレア角が大きくなったポストパナマックスコンテナ船のように既存の推定法の検討に用いた船型と大きく異なる場合の妥当性については別途検討が必要となっている。

これらの事を背景として、本研究では、船体に働く衝撃荷重について、実用的な推定手法の開発及び安全基準等への適用を目的とした研究を実施した。

このうち、海水打ち込みについては、バルクキャリア模型及び中型貨物船模型を用いて波浪中実験を実施し、打ち込み荷重を直接計測した。実験結果をもとに、ハッチカバー及び甲板上の打ち込み荷重の推定法を開発して、実験結果を定量的に評価した。また、不規則波中で計測した打ち込み荷重の確率分布を定量的に評価するために、これまでに著者の一人が開発した予測手法¹⁾を用いて超過確率を計算した。これらの手法による推定結果は実験結果と良く一致しており、本推定手法及び実験で得られた打ち込み荷重の妥当性を定量的に確認した。また、本研究の結果をもとに、動的影響を考慮したハッチカバー荷重について検討を行った。

また、フレアスラミングについては、ポストパナマックスコンテナ船模型を用いて波浪中実験を実施し、フレアスラミングによる衝撃圧を計測した。これらの実験値と本研究で開発した荒天中船体運動推定法による衝撃圧を比較したところ、良く一致する事を確認した。更に、実験係数によらない衝撃圧の予測法を開発し、不規則波中で計測した衝撃圧の超過確率と比較した。本予測手法による超過確率は実験値をよく説明しており、本手法が合理的なものである事が明らかとなった。

2. 水槽実験による大波浪中での波浪荷重の総合的把握

2. 1. はじめに

海水打ち込みに関しては、これまでも数多くの研究が実施されてきた。甲板冠水については、郷田ら⁷⁾⁸⁾、溝口⁹⁾の研究などがあり、打ち込みによる衝撃圧については、栖原ら¹⁰⁾、川上ら¹¹⁾、竹沢ら¹²⁾の研究などがある。また、船型要素が海水打ち込みに及ぼす影響についても数多く調べられており、Newton¹³⁾、Lloyd et. al.¹⁴⁾、O' Dea et. al.¹⁵⁾、高木ら¹⁶⁾の研究がある。海水打ち込みに関する諸量の相関については、打ち込み現象に相対水位変動や船速の影響が大きいこと¹⁷⁾、海水打ち込みによる甲板上での衝撃荷重は甲板水位に強い相関があること⁹⁾¹¹⁾等数多く調べられている。

しかしながら、打ち込み水圧や甲板水量の簡易推定式¹⁰⁾¹¹⁾¹⁸⁾や甲板冠水の挙動に関する数値計算⁹⁾はあるものの実用的推定手法が確立されているとはいえない。そのため、現状では相対水位変動と船首高さ及び乾舷の大小関係により海水打ち込みの有無を判別する程度にしか研究成果が活用されていない。近年めざましい発達を遂げている数値流体力学も現状では打ち込み現象を説明するには至っていない。

一方、現在満載喫水線条約の見直し作業がIMOにおいて実施されている。満載喫水線条約は、波浪中での船舶の安全性に関する主な基準であり、1966年に策定された。国内では、これをもとに満載喫水線規則として1968年に策定されている。この条約はそもそも際限のない荷物の積み付けを防止するために規定された基本的な規制であり、(1)船内浸水の防止、(2)海水打ち込み荷重からの甲板上機器の保護、(3)通常航海の状態での十分な予備浮力の確保、(4)甲板上作業時の安全性の確保、(5)船体強度の確保、(6)復原性の確保を主な目的として策定されたものである。現行条約が採択された1966年当時は、現在ほど耐航性理論が十分に発達していなかった事もあり、いくつかの事項は経験則に基づいて決定された。このことを背景として、条約改正のため議論は現行条約成立時から既に始まっていた。しかし、現行条約改正の発効手続きがExplicit方式、すなわち発効に一定数(3分の2)以上の賛成国を必要とするものであったため、決定はされても殆ど発効されない状態であった。それが、1988年に発効手続きがTacit方式、すなわち一定数(3分の1)以下の反対国が無い限り発効とする方式に改正するとプロトコルが策定、発効された。この事を機会に俄然見直しの機運が高まった。その結果、1993年の第37回IMO/SLFにおいて、技術的な観点から条約の全面的な見直しを目指すことが合意された。

そのため、IMO/SLFにおいて満載喫水線コレスポンデンスグループ(LLCG)が設置されて技術的検討が行われた。先に述べた通り、打ち込み荷重の定量的

な検討は、国内の満載喫水線規則の見直し作業に関連して、著者の一人により内航船を用いた海水打ち込み実験と定量的な検討を実施した研究¹⁹⁾²⁰⁾を除くと殆どない。定量的な評価手法も確立されていないことから実験的研究を中心とした検討が、英国、オランダ及び日本を中心に積極的に進められ^{21)~31)}、その結果がIMOに逐次報告された。日本からも、バルクキャリア²³⁾及び中型貨物船²⁶⁾の実験結果等²⁹⁾をIMOに報告した。

これらに示されているバルクキャリア模型を用いた模型実験の結果²¹⁾²²⁾²³⁾²⁵⁾³⁰⁾によると、ICLL66の設定荷重より大きな打ち込み荷重が計測されている。これらの結果から、IMOでは荷重の値だけではなく強度の観点から全体を見直す必要があるものの、慎重な検討及び研究成果の集積を行った上で荷重の見直しが必要との見解を下した。

現行の規定であるICLL66第16規則では、船長100m以上の船舶の第一位置(乾舷甲板及びS.S.7.5から船首側の船楼甲板)と第二位置(S.S.7.5から船尾側の船楼甲板)において荷重を一定値として与えている。一方、1998年7月1日以降に建造契約されたバルクキャリアに適用されているIACSの統一要件UR-S21では、第一位置で1/2S.S.毎に係数を与える事で、F.P.からS.S.7.5の間での荷重に船長方向の変化をつけている。しかしながら、このUR-S21で規定する値は、バルクキャリアについて規定したものであるだけでなく、損傷データの有無の確認さらに詳細なデータ解析に基づいて決定された値ではない。また、船種や船長が異なれば船体運動、相対水位変動、ひいては海水打ち込みも違ってくると思われる。先にも述べたように模型実験で計測されたバルクキャリアのハッチカバー荷重と経験則的に決定された現行規則のハッチカバー荷重の間には違いがあり、この事は合理的な見直しを示唆している。しかしながら、この際に、船種や船長の違いが荷重に及ぼす影響について検討する必要があると考えられる。また、バルクキャリアの検討結果だけを用いて、条約の荷重を決定する事は合理的と言い難い。

これらの事を背景として、海水打ち込みによる荷重を定量的に把握するために、バルクキャリア及び中型貨物船模型を用いた大波浪中での模型実験を実施し、打ち込み荷重を直接計測した。これらの実験結果をもとに、波高及び船速が打ち込み荷重に及ぼす影響等について論じる。

一方、フレアスラミングによる衝撃圧についても、これまでに多くの研究が行われており、フレアスラミング衝撃圧及びその確率密度関数の推定法が提案された³⁾⁴⁾⁵⁾。しかしながら、これらの推定法では実験係数を用いる、あるいは損傷事例にあうように修正をしている。そのため、従来に比べてフレア角が大きくな

ったポストパナマックスコンテナ船のように推定法の検討に用いた船型と大きく異なる場合の妥当性については別途検討が必要になると考えられる。

また、水槽試験から得られる衝撃圧を実船換算すると損傷パネルの塑性崩壊水圧より小さい事が多いと言われている⁵⁾。その結果、西部造船会技術研究会が作成した設計指針⁵⁾では、損傷解析により等価静水圧を求めて、これと同等の圧力が発生するように相対傾斜角を決定している。すなわち、この設計指針では不規則波中での船体運動による船体と波面との相対傾斜角の影響が明確には含まれていない。模型試験の多くは長波頂波中での実験であるため、短波頂波の実海域と比べると波の方向分布やバンド幅等の影響が考慮されているとは言い難い。よって水槽試験と損傷事例の食い違いを解決するためには、衝撃圧の尺度影響だけでなく船体と波との相対関係及びこれらと荷重の関係を定量的に検討する必要があると考えられる。

このうち、相対傾斜角及び相対速度と衝撃圧の関係については、例えばChuangによる研究³²⁾等、物理モデルに立脚した理論及び実験的研究が多く行われている。しかしながら船体と波との相対関係についての検討例は、数値計算によるいくつかの検討³³⁾³⁴⁾を除いて多くはない。近年目覚ましい発展を遂げている数値流体力学においても船体運動を含めたこれらの現象を十分表現するまでは至っていない。

よって本研究では、フレアスラミングによる衝撃圧のデータ取得を目的としたポストパナマックスコンテナ船の波浪中実験を実施した。規則波及び不規則波中で自由航走試験を行い、船首フレア部の衝撃圧と船体運動及び相対水位の計測を行った。実験結果をもとに、波高及び出会い方位がフレア衝撃圧に及ぼす影響等について論じる。

2.2. バルクキャリア模型による海水打ち込み荷重の計測

2.2.1. 実験条件及び計測項目

海上技術安全研究所80m角水槽(縦×横×深さ: 80×80×4.5m)において、ケーブサイズバルクキャリアを想定した模型を用いて規則波及び不規則波中で自由航走試験を行った。供試船の主要目をTable2.1に示す。船首高さ(型深さから喫水をひいた値)は、ICLL66で規定される最小船首高さとなるように設定した。また、上甲板はフラットにし、舷弧は取り付けしていない。

実験は正面向波($\chi=180^\circ$)及び横波($\chi=90^\circ$)の不規則波中で計測を行った。波スペクトラムには、ISSCスペクトラムを用いた。有義波高 $H_{1/3}$ 及び平均波周期 T_{01} は実船スケールでそれぞれ10.6m及び14

秒、出会い波数は約 500 波である。船速は、正面向波については約 14knot（フルード数 0.131）及び約 1.4 knot（フルード数 0.014）の 2 状態、横波については平均船速約 14 knot の 1 状態で計測を行った。これらのパラメタを Table2.2 に整理して示す。また、船首相対水位と打ち込み荷重の関係を把握するために正面向波規則波中においても実験を行った。これらのパラメタについても Table2.3 に整理して示す。

Table 2.1 Principal Particulars of bulk carrier

	Ship	Model
Lpp(m)	307.0	4.5
B(m)	50.42	0.739
D(m)	26.61	0.390
d(m)	19.44	0.285
Bow height(m)	7.16	0.105
GM(m)	7.467	0.109
Cb	0.806	0.806
Disp.(ton)	260523.00	0.82

Table 2.2 Conditions of experiments
(Irregular waves)

Encounter Angle(deg)	$\chi=180^\circ$	$\chi=90^\circ$
Significant Wave Height(m)	10.6	
Wave period(sec)	14	
Froude Number(Fn)	0.131, 0.014	0.131

Table 2.3 Conditions of experiments
(Regular head seas)

Wave Height(m)	6	10, 12, 14
Wave length(λ/L)	0.6~1.5	0.6~1.5
Froude Number(Fn)	0.131, 0.014	0.131

打ち込み荷重を計測するために、パネルに歪ゲージを貼りつけたセンサー（以下、パネルゲージ）を上甲板にパネルの中心がセンターラインと一致するように取り付けた。船長方向の取付け位置及び受圧面寸法を Fig.2.1 及び Table2.4 に示す。

取付け位置は Fore deck（以下 PG-1）、No.1Hold（以下 PG-2）、No.4 Hold（以下 PG-3）を想定している。PG-1 は上甲板と面一となるように取付け、PG-2 及び PG-3 はハッチカバーを模擬した治具の上に取り付けた。これらの上甲板からの高さは、実船スケールで約 2m となるように設定した。PG-1 及び PG-2 は船幅方向に 2 分割（以下これらを右舷側から PG1-1、PG1-2 及び PG2-1、PG2-2 とする）PG-3 については船幅方向に 4 分割（以下右舷側から PG3-1、PG3-2、PG3-3、PG3-4）して、それぞれの面で独立して計測を行った。較正值を求めるための検定は、パネルの受圧面に均等に水頭（最大 1mAq）を作用するようにして複数回行った。これにより、水頭に対する線形性及び再現性があることを確認している。また、パネルゲージ自身の自重による慣性力の影響はほとん

ど無視できることも同時に確認した。これらの打ち込み荷重は 1000Hz のサンプリングタイムで計測した。さらに、甲板水の挙動を観察するために船上にビデオカメラを取り付けた。

打ち込み荷重以外に、船体運動、上下加速度及び相対水位変動の計測を行った。船体運動については、光ファイバージャイロを用いて回転運動を計測した。軸方向の運動については、ジャイロアクセロメーターにより加速度を計測し、変位に換算した。上下加速度は、パネルゲージの真下に取り付けたサーボ式加速度計により計測した。また、相対水位変動は容量式波高計を船首に取り付けて計測した。

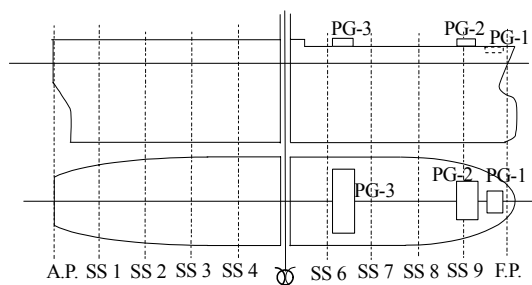


Fig.2.1 Location of measurement of the green sea loads

Table 2.4 Scale of panels

	length × width
PG-1	100 × 100
PG-2	180 × 236
PG-3	207 × 322

(unit: mm)

2.2.2. 船体運動及び船首相対水位

打ち込み荷重の入力となる船体運動及び船首相対水位変動の結果について示す。はじめに、入射波及び縦揺の時系列から極値のヒストグラムを求め、これから超過確率を求めた。さらに、スペクトラムから求めた分散値より計算されるレーリー分布の超過確率と比較した。結果を Fig.2.2 及び Fig.2.3 に示す。横軸は入射波及び縦揺振幅を実船スケールに換算して表わす。また、縦軸は航行中に船舶が出会う波浪の数に対する超過確率を対数軸で表わす。入射波及び縦揺ともに振幅が小さな範囲では、レーリー分布に従う事がわかる。また、振幅が大きくなると非線形性が現れるためレーリー分布から外れてくるが、あまり大きなずれではない事がわかる。

同様に、船首相対水位変動の超過確率を Fig.2.4 及び Fig.2.5 に示す。計測したスペクトラムから求めた分散値より計算されるレーリー分布の超過確率も同じく図中に示す。横軸は相対水位変動の鉛直上向きの極大値をフルード側にに基づき実船スケールに

換算して表わす。縦軸は航行中に船舶が会う波浪の数に対する超過確率を対数軸で表わす。また、比較のために供試船の船首高さを同じく図中に点線で示す。振幅が大きな部分、特に船首高さ以上になると非線形性が強く現れるためレーリー分布から大きくはずれる。このことから、海水打ち込みが発生すると非線形性が相対的に顕著にあらわれる事がわかる。

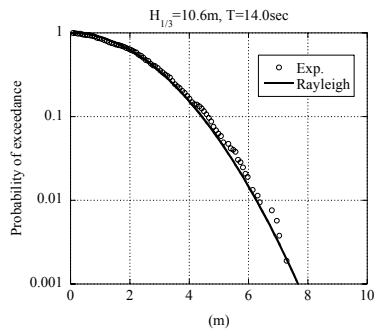


Fig.2.2 Probability of exceedance of incident wave ($H_{1/3}=10.6m$, $T_{01}=14.0sec$)

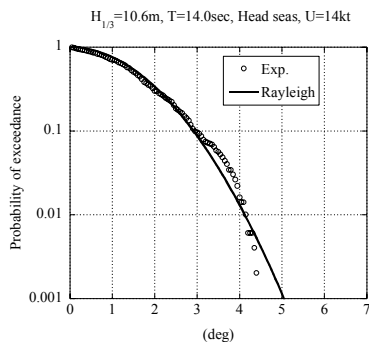


Fig.2.3 Exceedance of probability of Pitch (Head seas, $H_{1/3}=10.6m$, $T_{01}=14.0sec$, 14knot)

2.2.3. 打ち込み荷重

打ち込み荷重の結果について示す。不規則波中での時系列から打ち込み荷重の極大値を読み取り、超過確率を求めた。出会い方位と船速毎の結果を Fig.2.6 から Fig.2.8 に示す。縦軸は航行中に船舶が会う波浪の数に対する超過確率を対数軸で表わす。横軸は打ち込み荷重の極大値をフルード則にもとづき実船スケールに換算した値を示す。PG2-1 については、データの欠落があったため以下の結果には示していない。また、定量的な評価をするために著者らにより開発された予測法²⁰⁾を用いて推定した超過確率を Fig.2.6 に同じく点線で示すが、こちらについては 3.4 章で詳述する。

さらに、本実験結果により得られた分布形状の妥当性を確認するために、英国のストラスクライド大学復原性研究センター（以下、SSRC）によるバルク

キャリア模型を用いた海水打ち込み実験の結果³⁵⁾を Fig.2.8 に同じく実線で示す。模型船及び不規則波のパラメタは異なるので、直接の比較はできない。また、この実験では船首高さの影響を調べるために船首高さを基準で規定する船首高さよりも低くしているため、打ち込み発生確率は本実験よりもかなり大きくなっている。しかしながら、分布形状は同様の形状を有しており、確率分布については同様の結果が得られたことがわかる。

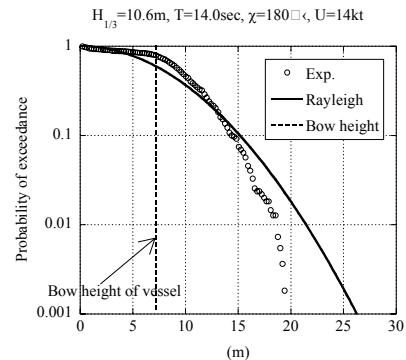


Fig.2.4 Exceedance of probability of relative water height at stem (Head seas, $H_{1/3}=10.6m$, $T_{01}=14.0sec$, 14knot)

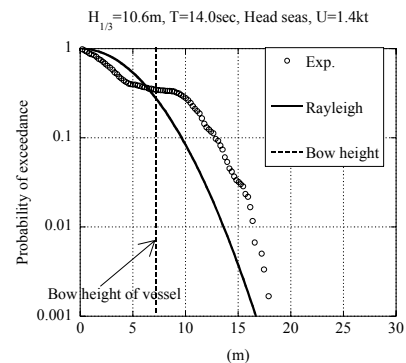


Fig.2.5 Exceedance of probability of relative water height at stem (Head seas, $H_{1/3}=10.6m$, $T_{01}=14.0sec$, 1.4knot)

(1) 打ち込み荷重と相対水位変動の関係

Fig.2.6 から $Fn=0.131$ (14knot)、正面向波の状態 で計測した荷重の極大値は、PG-1 で最大約 40m 水頭とかなり大きなものとなる。Fig.2.4 に示すように船首相対水位が船首部に乗り上げる波の高さ（越波高さ）は実船換算で最大 13m 程度となる。これまでに行われた研究¹⁹⁾においても打ち込み荷重の極大値は最大で越波高さの 3~4 倍程度となっていることから、本実験の結果もこれらと同様の結果であることがわかる。

(2) 打ち込み荷重に対する出会い方位の影響

Fig.2.6 及び Fig.2.7 の比較から、出会い方位が横波の場合、PG-1 及び PG-2 のような船首部付近の打ち込み荷重は正面向波に比べて小さくなることがわかる。横波中では、船首相対水位が小さくなるため、船首部からの打ち込みは減少し、船側部からの打ち込みが増加する。よって、PG-3 のように船体中心部に近い位置では、船首部ほど出会い方位によって荷重は変化しない事がわかる。

(3) 打ち込み荷重に対する船速の影響

Fig.2.6 及び Fig.2.8 の比較から、船速が小さくなると、打ち込み荷重も小さくなることがわかる。船速 1.4knot の PG-3 では、打ち込み荷重の発生はなかった。しかしながら、PG-2 は PG-1 や PG-3 ほど顕著に速度の影響を受けていない。

ビデオによる観察結果から、船首先端から流入した水は、速い速度で船尾方向へまっすぐ流下しており、これが打ち込み水の主要な流れであると考えられる。しかしながら、波高がかなり大きくなると厳密には船側部からも流入しており、これらの水は甲板上の一点に集中し、大きな水塊となってハッチカバー上に跳ね上がる。このため、打ち込み荷重が局所的に大きくなる場所が発生すると考えられる。これらの流入量や水が集中する位置は船速や波高によって異なっている。本実験では、船速 1.4knot の場合 PG-2 前方で集中し、PG-2 に乗り上げるように打ち込んでいる。そのため船首部を越える波の高さは、船速がある場合に比べて小さくなっているにもかかわらず、PG-2 での荷重はさほど顕著に変化しなかったと考えられる。この事については、3.2 章で定量的な検討を行ったので詳述する。

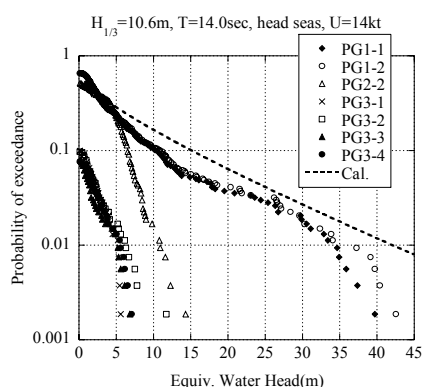


Fig.2.6 Exceedance of probability of green sea loads (Head seas, $H_{1/3}=10.6\text{m}$, $T_{01}=14.0\text{sec}$, 14knot)

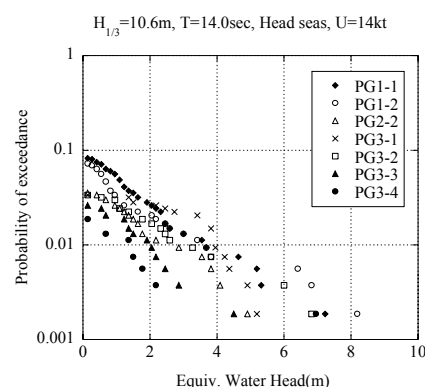


Fig.2.7 Exceedance of probability of green sea loads (Beam seas, $H_{1/3}=10.6\text{m}$, $T_{01}=14.0\text{sec}$, 14knot)

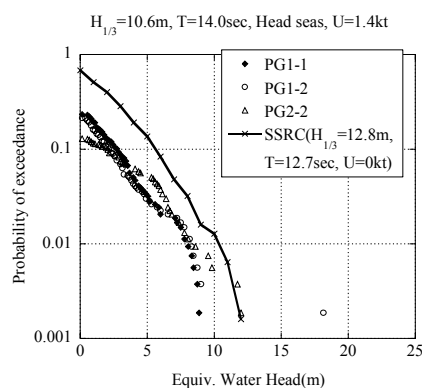


Fig.2.8 Exceedance of probability of green sea loads (Head seas, $H_{1/3}=10.6\text{m}$, $T_{01}=14.0\text{sec}$, 1.4knot)

2.3. 中型貨物船模型による海水打ち込み荷重の計測

2.3.1. 実験条件及び計測項目

中型貨物船模型を用いて海上技術安全研究所 80m 角水槽において自由航走試験を行った。主要目を Table 2.5 に示す。計測装置の配置図を Fig.2.9 に示す。船首楼甲板の 5 箇所に水圧計を取り付けて打ち込み水圧を計測した。また、S.S.9 (No.1 Hatch Position) 及び S.S.8 (No.2 Hatch Position) において、模型船の主船体と分離した上甲板の下に検力計を取り付けて打ち込み荷重を直接計測した。分離した上甲板の面積は共に 0.1034m^2 であった。これらの打ち込み荷重及び水圧を 2000Hz のサンプリングタイムで計測した。検力計で計測した値から分離した甲板の自重による慣性力を取り除くために甲板の真下にあたる F.P.、S.S.9 及び S.S.8 の 3 箇所に加速度計を取り付けて上下加速度を計測した。さらに、

甲板水の挙動を観察するために船上にビデオカメラを取り付けた。

打ち込み水圧及び荷重、上下加速度以外に、船体運動及び相対水位変動の計測も行った。船体運動については、光ファイバージャイロを用いて回転運動を計測した。軸方向の運動については、ジャイロアクセルメーターにより加速度を計測し、変位に換算した。また、相対水位変動は、容量式波高計を船首及び船側部4箇所(S.S.91/2、S.S.7、S.S.5、S.S.3)の計5個所に取り付けて計測した。

実験は正面向波($\chi=180^\circ$)で6knot(フルード数 $F_n=0.0585$)、4knot(フルード数 $F_n=0.0390$)及び2knot(フルード数 $F_n=0.0195$)の3種類の船速について規則波中で実施した。規則波中実験は、縦運動の同調点付近である波長船長比 $\lambda/L=0.8, 1.0, 1.2$ の3状態で波高を変化して(4、8、10、12mの4状態)実施した。これらのパラメタを Table2.6 に示す。

Table2.5 Principal particulars of a cargo ship

	Ship	Model
Lpp(m)	160.0	5.0
B(m)	24.13	0.75
d(m)	9.58	0.30
D(m)	15.79	0.49
Disp.(m ³)	24546.32	0.75
Block coef. :C _B	0.66	0.66
GM(m)	3.03	0.09
Longitudinal gyration(κ_y/L_{pp})	0.252	0.252

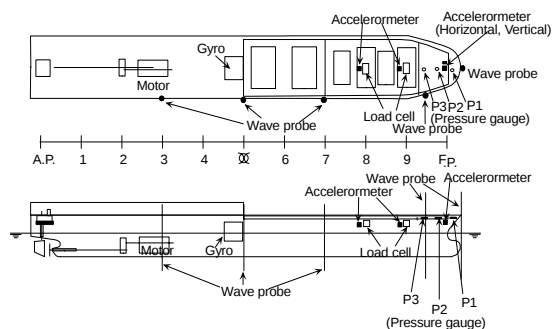


Fig.2.9 Setup of measuring instruments on a cargo ship

Table2.6 Conditions of experiments (Head seas)

Wave Height(m)	4	8,10,12
Wave length(λ/L)	0.6, 0.8, 1.0, 1.2, 1.5	0.8, 1.0, 1.2

不規則波中実験は船速 4knot 及び 2knot について実施した。不規則波のスペクトラムには、ISSC スペクトラムを用いた。有義波高及び平均波周期は実船スケールでそれぞれ 12m 及び 10.4 秒、出会い波数は

約 500 波である。最初に 500 波の信号を作成し、分割して計測を行った。分割した信号の前後では信号が十分に重複するように留意した。船速は、全不規則波中での平均船速が 4knot(フルード数 $F_n=0.0390$)及び2knot(フルード数 $F_n=0.0195$)となるようにモータの回転数を設定した。

2.3.2. 船体運動

結果の一例として、4knot($F_n=0.0390$)及び2knot($F_n=0.0195$)での上下揺及び縦揺の応答関数を波高毎に整理してFig.2.10からFig.2.13に示す。図中には、波高毎の上下揺及び縦揺を波高及び波傾斜で無次元化した値を示す。横軸は波長船長比 λ/L を表す。

また、図中にはストリップ法(NSM)の計算結果を比較のために実線で示す。本実験に用いた中型貨物船についてはストリップ法による計算値は実験値と概ねよく一致する。また、波高による船体運動への非線形影響はあまり大きくないことがわかる。4knot及び2knotの結果を比較した場合に有意な違いはなく、この程度の船速の変化は中型貨物船の船体運動にあまり影響を及ぼさないことがわかる。

2.3.3. 上下加速度

F.P.、S.S.9及びS.S.8の3箇所計測した上下加速度の実験結果を船速及び波高毎に整理してFig.2.14からFig.2.25に示す。振幅の応答関数は波高毎の上下加速度振幅を船長と波振幅で無次元化した値を示す。横軸は波長船長比 λ/L を表す。位相差は縦揺に対する上下加速度の位相差として示す。この際の加速度は、鉛直下向きを正とした。また、図中にはストリップ法(NSM)の計算結果を実線で示す。

波高が低い場合の振幅と位相はともにストリップ法との一致はよい。振幅については、波高による非線形影響が現れていることがわかる。位相については、実験値は波高にかかわらずほぼ一定の値となり、波高の影響は殆どないといえる。また、4knot及び2knotの結果を比較した場合に有意な違いはなく、この程度の船速の変化は船体運動と同様にあまり影響を及ぼさないことがわかる。

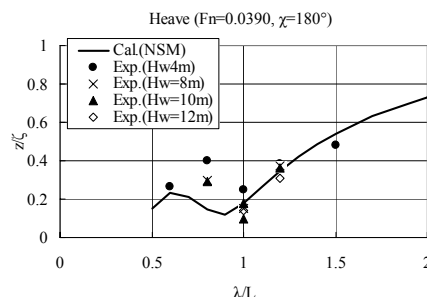


Fig.2.10 Amplitude ratio of heave (Head seas, $F_n=0.039$)

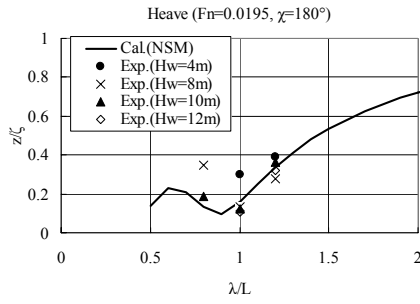


Fig.2.11 Amplitude ratio of heave (Head seas, $F_n=0.0195$)

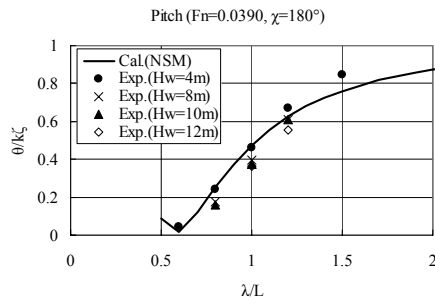


Fig.2.12 Amplitude ratio of Pitch (Head seas, $F_n=0.039$)

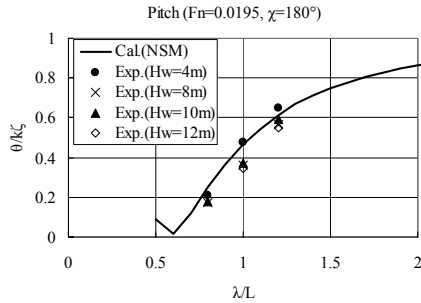


Fig.2.13 Amplitude ratio of Pitch (Head seas, $F_n=0.0195$)

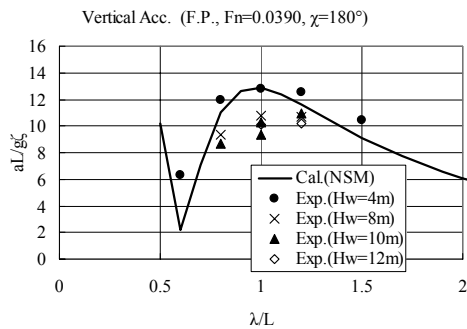


Fig.2.14 Amplitude ratio of vertical acceleration at F.P. (Head seas, $F_n=0.039$)

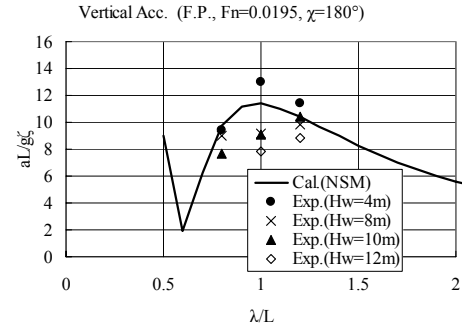


Fig.2.15 Amplitude ratio of vertical acceleration at F.P. (Head seas, $F_n=0.0195$)

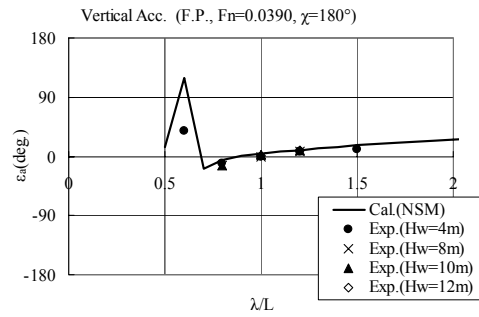


Fig.2.16 Phase angle between pitch and vertical acceleration at F.P. (Head seas, $F_n=0.039$)

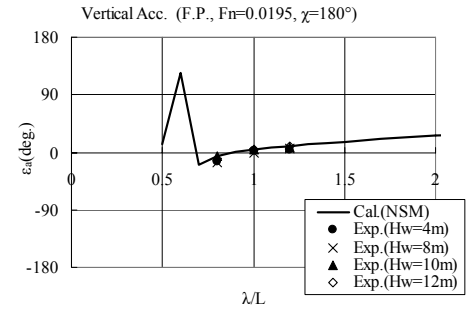


Fig.2.17 Phase angle between pitch and vertical acceleration at F.P. (Head seas, $F_n=0.0195$)

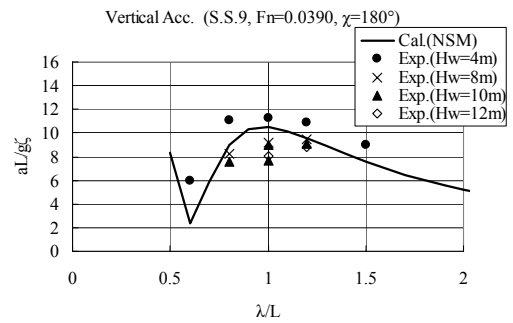


Fig.2.18 Amplitude ratio of vertical acceleration at S.S. 9 (Head seas, $F_n=0.039$)

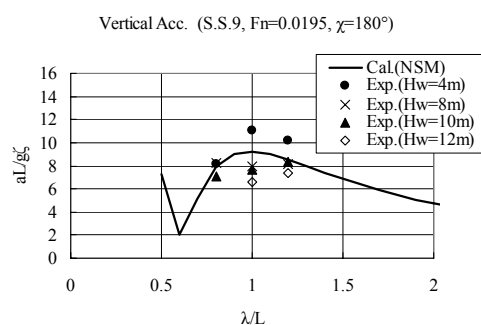


Fig.2.19 Amplitude ratio of vertical acceleration at S.S. 9 (Head seas, $F_n=0.0195$)

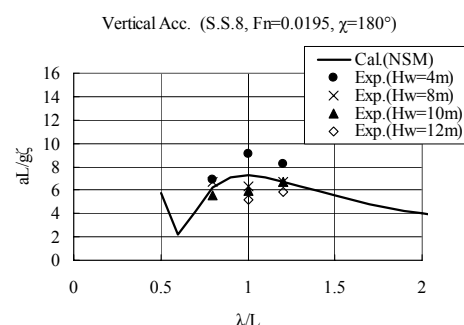


Fig.2.23 Amplitude ratio of vertical acceleration at S.S. 8 (Head seas, $F_n=0.0195$)

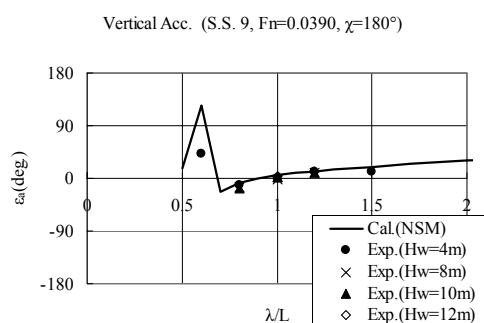


Fig.2.20 Phase angle between pitch and vertical acceleration at S.S.9 (Head seas, $F_n=0.039$)

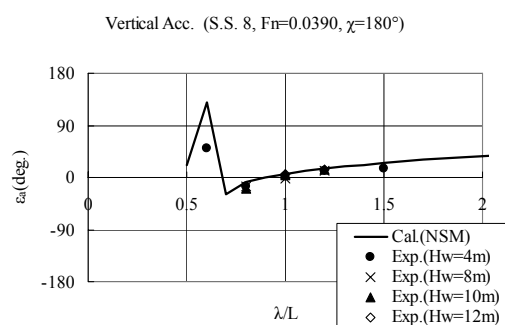


Fig.2.24 Phase angle between pitch and vertical acceleration at S.S.8 (Head seas, $F_n=0.039$)

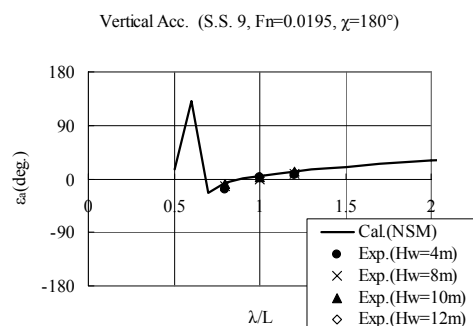


Fig.2.21 Phase angle between pitch and vertical acceleration at S.S.9 (Head seas, $F_n=0.0195$)

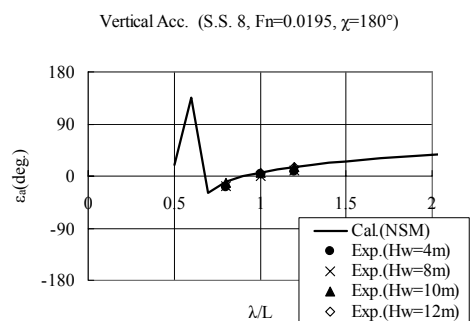


Fig.2.25 Phase angle between pitch and vertical acceleration at S.S.8 (Head seas, $F_n=0.0195$)

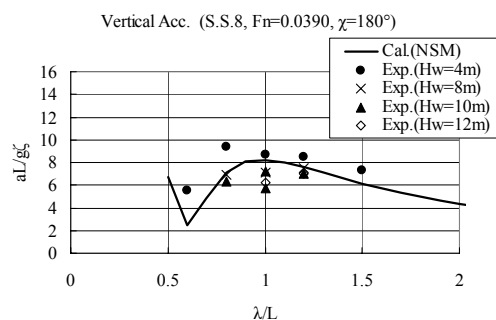


Fig.2.22 Amplitude ratio of vertical acceleration at S.S. 8 (Head seas, $F_n=0.039$)

2.3.4. 相対水位変動

船首(stem)、S.S.9 1/2、S.S.7、S.S.5及びS.S.3の5箇所で計測した相対水位の実験結果を船速及び波高毎に整理してFig.2.26からFig.2.45に示す。振幅の応答関数については、波高毎の相対水位を波振幅で無次元化した値を示す。横軸は波長船長比 λ/L を表す。位相差は縦揺に対する相対水位の位相差として示す。この際、縦揺は船首下げを正、相対水位は鉛直上向きを正とした。また、図中にはストリップ法(NSM)の計算結果を比較のために実線で示す。

F.P.及びS.S.9 1/2の船首部での相対水位の振幅を除けば波高が低い場合の振幅と位相はともにスト

リップ法との一致はよい。しかし、波高が大きくなるにつれて非線形影響が現れていることがわかる。特に F.P. 及び S.S. 9 1/2 の船首部で顕著である。波高 4m から 8m にかけて、すなわち打ち込みが激しく発生するにつれて顕著になることがわかる。一方、位相差は波高に関わらずほぼ同じ値となり、位相差に対する波高の影響は小さい事が分かる。また、F.P. 及び S.S. 9 1/2 の船首部での相対水位がストリップ法による計算値と一致がよくない理由として、船首部における反射波の影響が考えられる。また、4knot 及び 2knot の結果を比較した場合に有意な違いはなく、他の応答と同様に、この程度の船速の変化はあまり影響を及ぼさないことがわかる。

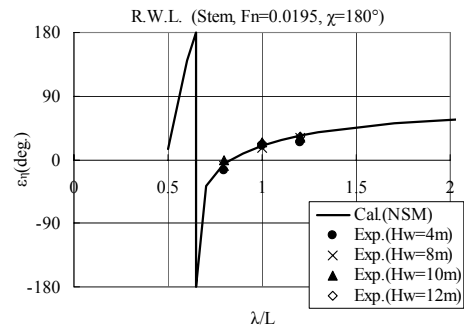


Fig.2.29 Phase angle between pitch and relative water height at stem (Head seas, $Fn=0.0195$)

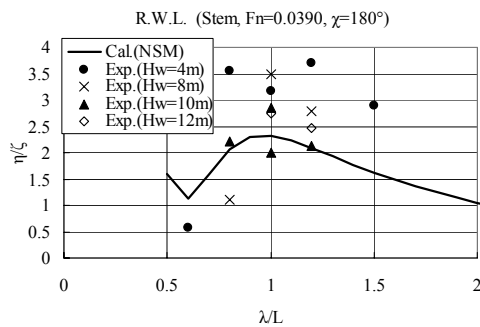


Fig.2.26 Amplitude ratio of relative water height at stem (Head seas, $Fn=0.039$)

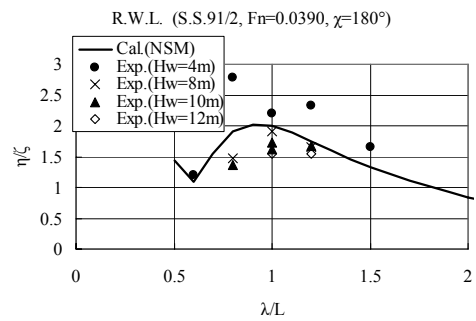


Fig.2.30 Amplitude ratio of relative water height at S.S. 9 1/2 (Head seas, $Fn=0.039$)

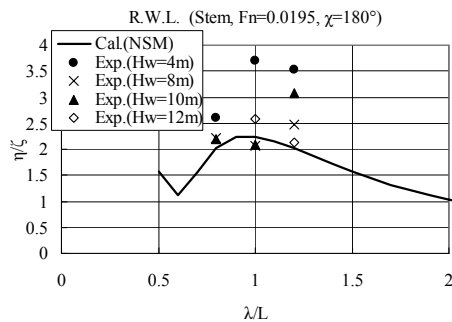


Fig.2.27 Amplitude ratio of relative water height at stem (Head seas, $Fn=0.0195$)

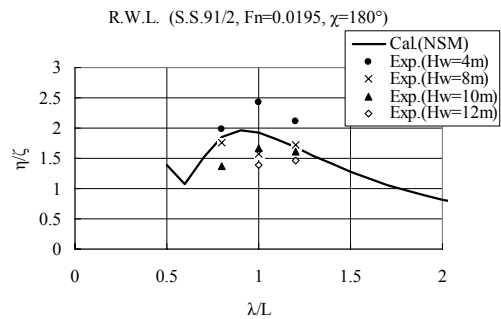


Fig.2.31 Amplitude ratio of relative water height at S.S. 9 1/2 (Head seas, $Fn=0.0195$)

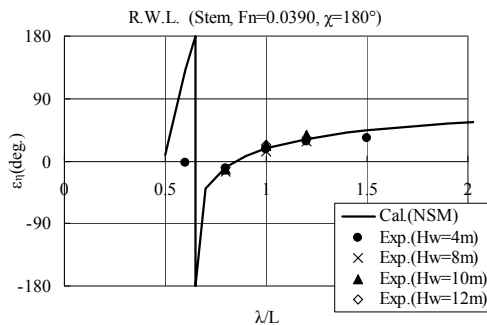


Fig.2.28 Phase angle between pitch and relative water height at stem (Head seas, $Fn=0.039$)

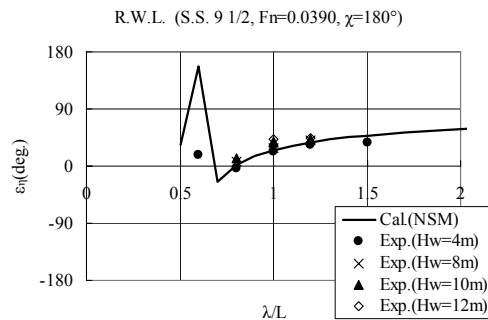


Fig.2.32 Phase angle between pitch and relative water height at S.S. 9 1/2 (Head seas, $Fn=0.039$)

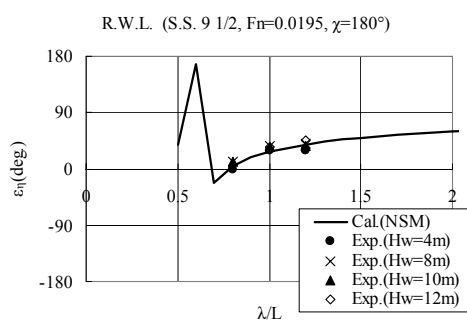


Fig.2.33 Phase angle between pitch and relative water height at S.S. 9 1/2 (Head seas, $Fn=0.0195$)

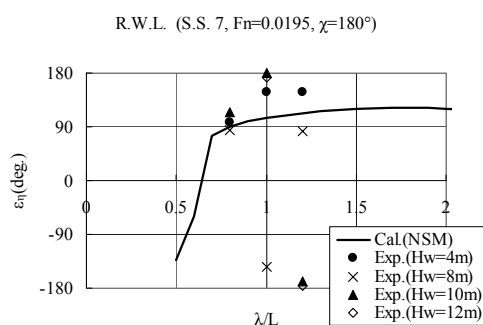


Fig.2.37 Phase angle between pitch and relative water height at S.S. 7 (Head seas, $Fn=0.0195$)

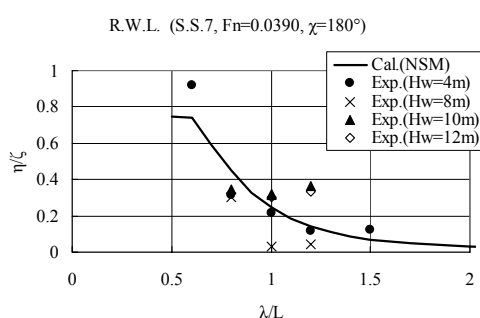


Fig.2.34 Amplitude ratio of relative water height at S.S. 7 (Head seas, $Fn=0.039$)

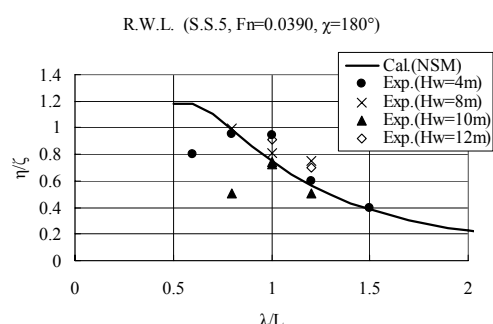


Fig.2.38 Amplitude ratio of relative water height at S.S. 5 (Head seas, $Fn=0.039$)

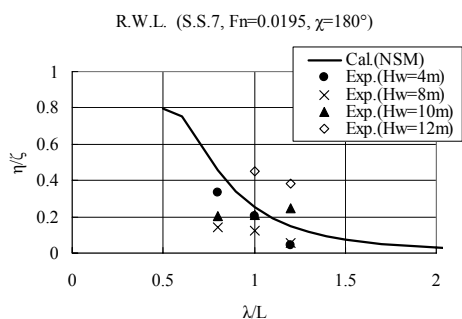


Fig.2.35 Amplitude ratio of relative water height at S.S. 7 (Head seas, $Fn=0.0195$)

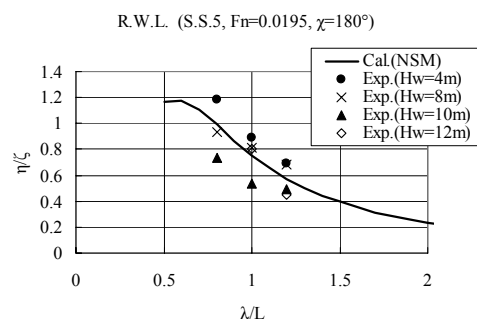


Fig.2.39 Amplitude ratio of relative water height at S.S. 5 (Head seas, $Fn=0.0195$)

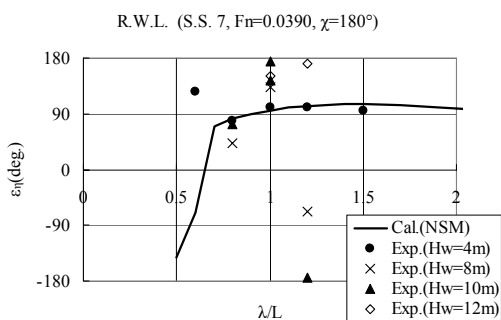


Fig.2.36 Phase angle between pitch and relative water height at S.S. 7 (Head seas, $Fn=0.039$)

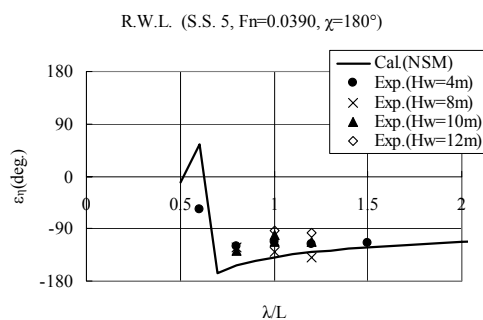


Fig.2.40 Phase angle between pitch and relative water height at S.S. 5 (Head seas, $Fn=0.039$)

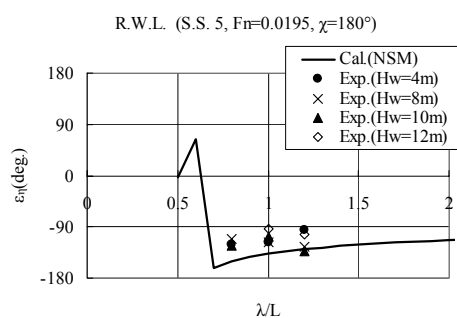


Fig.2.41 Phase angle between pitch and relative water height at S.S. 5 (Head seas, $Fn=0.0195$)

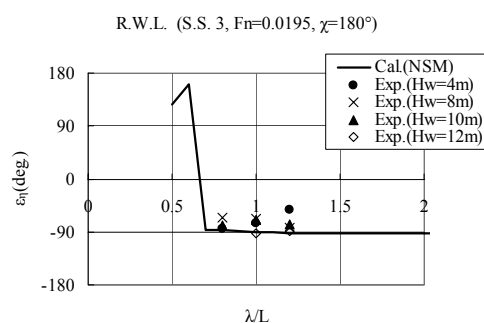


Fig.2.45 Phase angle between pitch and relative water height at S.S. 3 (Head seas, $Fn=0.0195$)

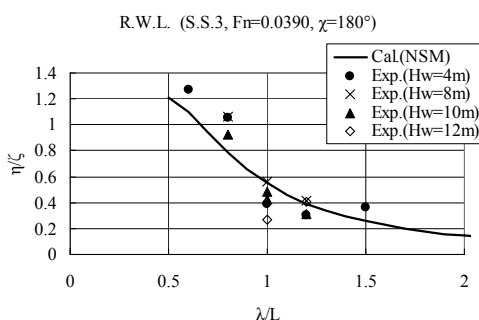


Fig.2.42 Amplitude ratio of relative water height at S.S. 3 (Head seas, $Fn=0.039$)

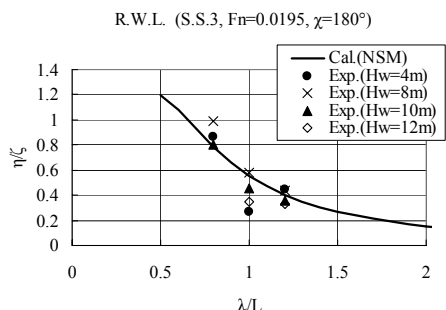


Fig.2.43 Amplitude ratio of relative water height at S.S. 3 (Head seas, $Fn=0.0195$)

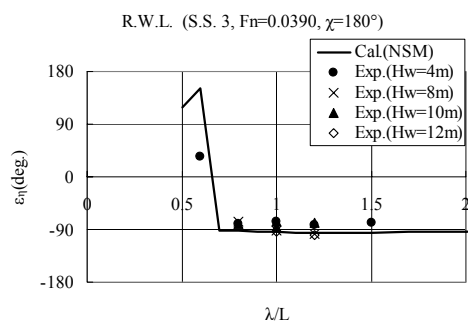


Fig.2.44 Phase angle between pitch and relative water height at S.S. 3 (Head seas, $Fn=0.039$)

2.3.5. 打ち込み荷重及び水圧

規則波中で計測した打ち込み荷重及び水圧の極大値を波長船長比 λ/L 毎に整理して Fig.2.46 から Fig.2.55 に示す。縦軸の打ち込み荷重はフルード則にもとづき実船スケールに換算した値で示す。S.S.9 及び S.S.8 での打ち込み荷重については計測面の面積で割ることによって平均水圧として示す。横軸は波高を表す。波高が大きくなるにつれて打ち込み荷重及び水圧が顕著に大きくなる事がわかる。

センターライン上で船長方向に分布する 3 箇所の水圧計 P1(100mm fore form F.P.)、P2 (S.S.9 3/4) 及び P3 (S.S.9 1/2) の計測値を比較すると船尾に行くに従って急激に打ち込み水圧が小さくなっている事がわかる。さらに後方の S.S.9 及び S.S.8 での荷重は小さくなり、船長方向に大きく変化する事が分かる。

また、同じ計測位置での 4knot 及び 2knot の打ち込み荷重及び水圧を比較すると、船体運動等の結果と異なり、船速の違いで有意に違いを生じる事が分かる。

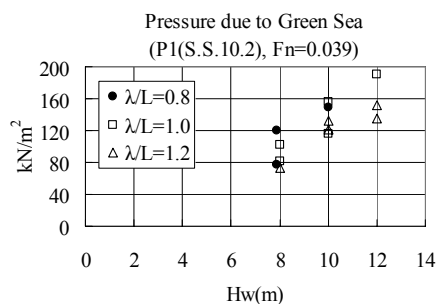


Fig.2.46 Effect of wave height on pressure due to green sea (P1 (S.S.10.2), Head seas, $Fn=0.039$)

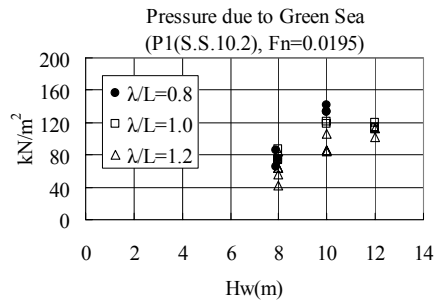


Fig.2.47 Effect of wave height on pressure due to green sea (P1 (S.S.10.2), Head seas, $F_n=0.0195$)

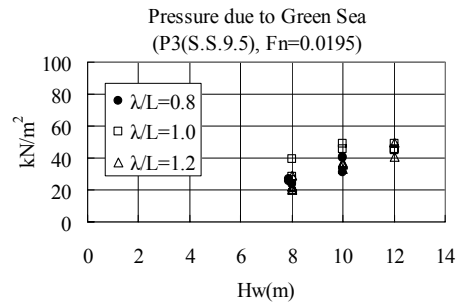


Fig.2.51 Effect of wave height on pressure due to green sea (P3 (S.S.9.5), Head seas, $F_n=0.0195$)

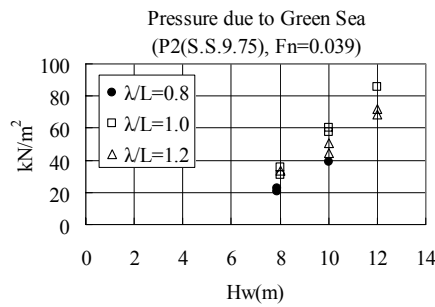


Fig.2.48 Effect of wave height on pressure due to green sea (P2 (S.S.9.75), Head seas, $F_n=0.039$)

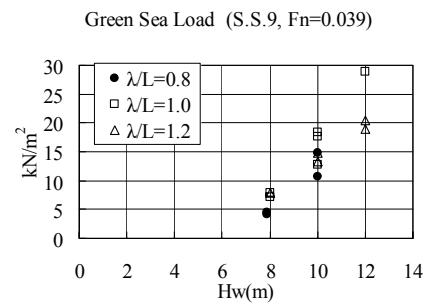


Fig.2.52 Effect of wave height on green sea load at No.1 hatch position (S.S.9) (Head seas, $F_n=0.039$)

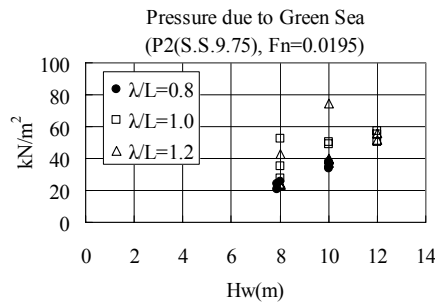


Fig.2.49 Effect of wave height on pressure due to green sea (P2 (S.S.9.75), Head seas, $F_n=0.0195$)

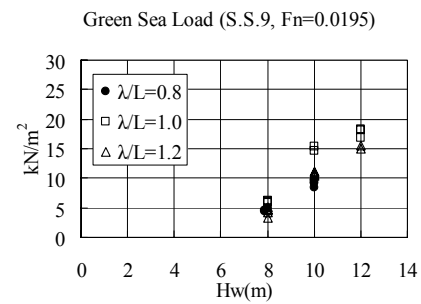


Fig.2.53 Effect of wave height on green sea load at No.1 hatch position (S.S.9) (Head seas, $F_n=0.0195$)

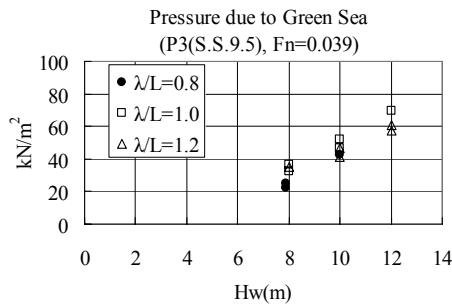


Fig.2.50 Effect of wave height on pressure due to green sea (P3 (S.S.9.5), Head seas, $F_n=0.039$)

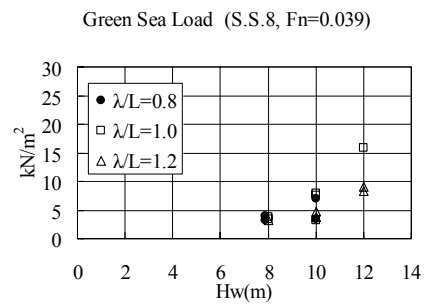


Fig.2.54 Effect of wave height on green sea load at No.2 hatch position (S.S.8) (Head seas, $F_n=0.039$)

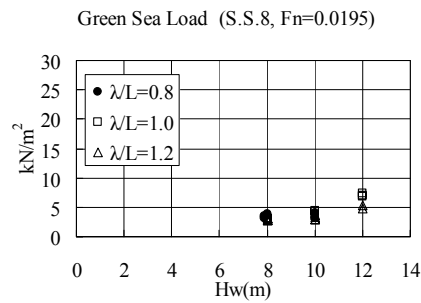


Fig.2.55 Effect of wave height on green sea load at No.2 hatch position (S.S.8) (Head seas, $F_n=0.0195$)

2.3.6. 不規則波中実験結果

(1) 船体運動及び船首部相対水位

縦揺及び船首部相対水位の時系列から極値のヒストグラムを求め、これから超過確率を求めた。さらに、スペクトラムから求めた分散値より計算されるレーリー分布の超過確率と比較した。結果を Fig.2.56 から Fig.2.59 に示す。横軸は縦揺及び船首部相対水位の振幅をフルード則に基づき実船スケールに換算して表わす。また、縦軸は航行中に船舶が出会う波浪の数に対する超過確率を対数軸で表わす。

縦揺は振幅が小さな範囲では、レーリー分布に従う事がわかる。また、振幅が大きくなると非線形性が表れるためレーリー分布から外れてくるが、あまり大きなずれではない事がわかる。

一方、船首部相対水位は振幅が大きな部分、特に船首を越える高さ以上になると非線形性が強く現れるため縦揺に比べるとレーリー分布からはずれる。図中には、中型貨物船の船首高さも同じく点線で示す。このことから、海水打ち込みが発生するような大振幅では波高の非線形性を考慮する必要がある事が分かる。

(2) 打ち込み荷重及び水圧

打ち込み荷重及び水圧の結果について示す。不規則波中での時系列から打ち込み荷重及び水圧の極大値を読み取り、超過確率を求めた。これらを Fig.2.60 から Fig.2.63 に示す。縦軸は航行中に船舶が出会う波浪の数に対する超過確率を対数軸で表わす。横軸は打ち込み荷重及び水圧のピーク値をフルード則にもとづき実船スケールに換算した値で表す。この際、打ち込み荷重については計測面の面積で割ることで平均水圧として示す。

センターライン上で船長方向に分布する3箇所の水圧計 P1(100mm fore form F.P.)、P2 (S.S.9 3/4) 及び P3 (S.S.9 1/2) の計測値を比較すると船尾に行くに従って急激に打ち込み水圧が小さくなっていく

事がわかる。荷重についても S.S.9 と S.S.8 での計測値を比較した場合同様の事が言える。また、4knot と 2knot での実験結果の比較から、打ち込み荷重及び水圧に対する船速の影響が大きい事がわかる。定量的には、今回計測した打ち込み荷重は、S.S.9 では実船スケール換算で最大 32.0kN/m^2 程度 (約 3.2m 水頭) であった。これは、先に示したバルクキャリアの模型実験の結果に比べるとかなり小さい。このことから打ち込み荷重を考える際には、船型の影響を考慮する必要があると考えられる。

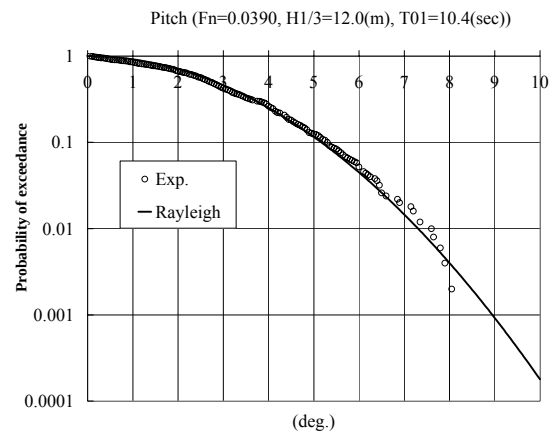


Fig.2.56 Probability of exceedance of pitch (Head seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=10.4\text{sec}$, $F_n=0.0390$)

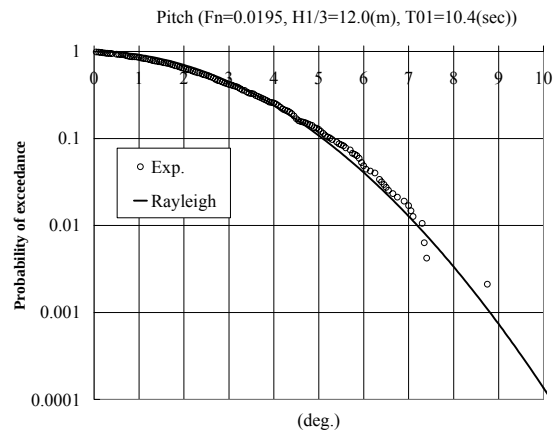


Fig.2.57 Probability of exceedance of pitch (Head seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=10.4\text{sec}$, $F_n=0.0195$)

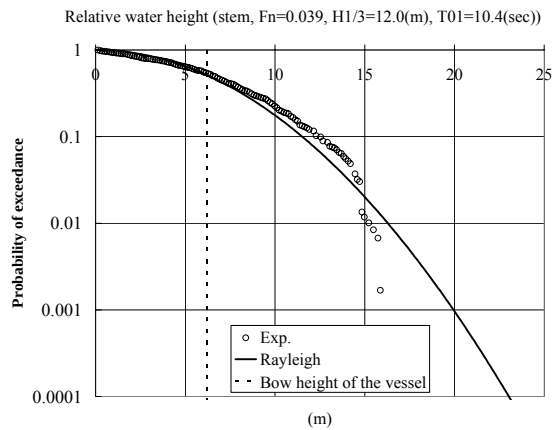


Fig.2.58 Probability of exceedance of relative water height at stem (Head seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=10.4\text{sec}$, $F_n=0.039$)

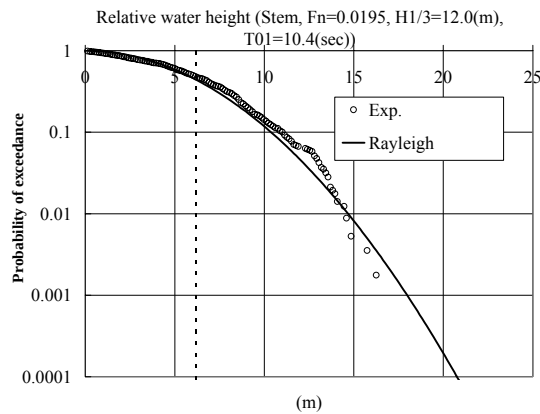


Fig.2.59 Probability of exceedance of relative water height at stem (Head seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=10.4\text{sec}$, $F_n=0.0195$)

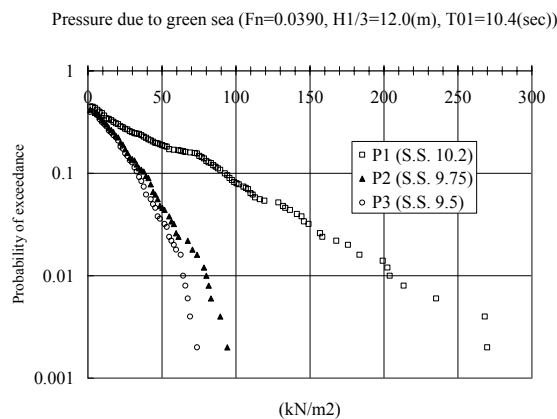


Fig.2.60 Probability of exceedance of pressure due to green sea (Head seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=10.4\text{sec}$, $F_n=0.039$)

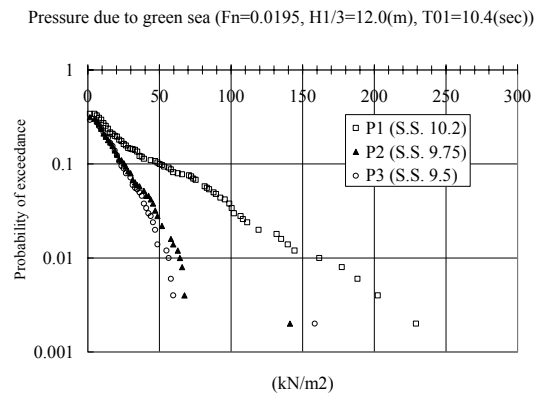


Fig.2.61 Probability of exceedance of pressure due to green sea (Head seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=10.4\text{sec}$, $F_n=0.0195$)

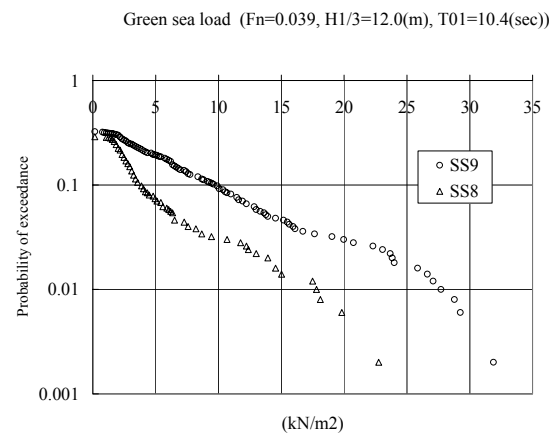


Fig.2.62 Probability of exceedance of green sea load (Head seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=10.4\text{sec}$, $F_n=0.039$)

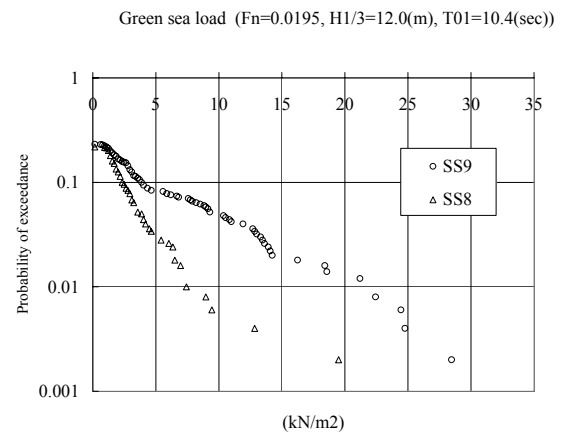


Fig.2.63 Probability of exceedance of green sea load (Head seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=10.4\text{sec}$, $F_n=0.0195$)

2.4. ポストパナマックスコンテナ船模型によるフレア衝撃圧の計測

2.4.1. 実験条件及び計測項目

ポストパナマックスコンテナ船を用いた自由航走試験を海上技術安全研究所 80m 角水槽において行った。模型船の主要目を Tabel 2.7 に示す。Body Plan を Fig.2.64 に示す。フレア角が大きくなっている事が分かる。船首フレア部にはたらく衝撃圧を計測するために、Fig.2.64 に示すように右舷側 6 箇所 に水圧計を取り付けた。模型船での取り付け位置を Tabel 2.8 に示す。これらの衝撃圧は 2000Hz のサンプリングタイムで計測した。

本実験では、衝撃圧だけでなく船体運動、船体加速度及び相対水位変動の計測も行った。船体運動については、光ファイバージャイロを用いて回転運動を計測した。軸方向の運動については、ジャイロアクセロメーターにより加速度を計測し、変位に換算した。加速度は、F.P.、S.S.9 及び S.S.8 の 3 箇所 で上甲板の下部に加速度計を取り付けて上下加速度を計測した。F.P. については水平加速度も計測した。また、相対水位変動は、容量式波高計を船首(Stem)及び船側部 4 箇所 (S.S.91/2、S.S.7、S.S.5、S.S.3) の計 5 個所に取り付け計測した。

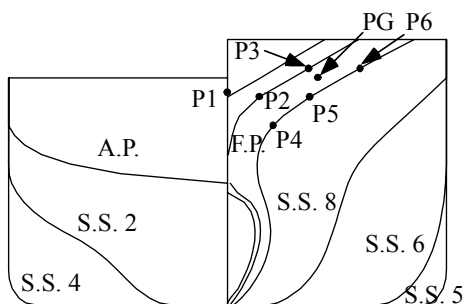


Fig.2.64 Body Plan of a Post-Panamax Container

Table 2.7 Principal particulars of Post-Panamax Container

	Ship	Model
L_{pp} (m)	283.8	5.0
Breadth (m)	42.80	0.75
Depth (m)	24.00	0.42
Draft (m)	14.00	0.25
Displacement (ton)	107072.20	0.59
GM (m)	1.08	0.02
Block coefficient C_B	0.63	0.63
Longitudinal Gyration (k_y/L_{pp})	0.244	0.244

Table 2.8 Locations of pressure gauges on bow flare

	Longitudinal distance from midship(m)	Horizontal distance from Center Line(m)	Vertical distance from water Line (m)
P1	146.25	0.00	8.48
P2	141.90	3.14	8.02
P3	141.90	7.95	10.97
P4	127.71	4.47	5.01
P5	127.71	8.05	8.00
P6	127.71	12.97	10.97
PG	134.81	8.85	10.01

本実験の目的は、船首フレア部にはたらく衝撃圧の計測である。そこで衝撃圧が発生しやすいと予想される縦運動の同調点付近を中心に計測を行った。正面向波 ($\chi=180^\circ$) 及び斜向波 ($\chi=135^\circ$) 中では波長船長比 $\lambda/L=0.8, 1.0, 1.2$ の 3 状態を中心に計測し、これらの波長船長比で波高を変化して (5、9、12、14m の 4 状態) 計測を行なった。横波 ($\chi=90^\circ$) 中では波長船長比 $\lambda/L=1.0, 1.5, 2.0$ の 3 状態で波高を変化して (5、9、12m の 3 状態) 計測した。船速は、航海速力である 24.5kt (フルード数 $F_n=0.239$) とした。船速は、波浪中での船速がフルード数 $F_n=0.239$ となるようにモータの回転数を設定した。

さらに、これらの統計的性質の把握を目的として、正面向波 ($\chi=180^\circ$) 及び斜向波 ($\chi=135^\circ$) 不規則波中での実験を行った。不規則波のスペクトラムには、ISSC スペクトラムを用いた。有義波高及び平均波周期は実船スケールでそれぞれ 12m 及び 13.5 秒、出会い波数は約 500 波である。最初に 500 波の信号を作成し、分割して計測を行った。分割した信号の前後で十分に重複させることで得られた船体応答が連続したものとなるように留意した。船速は、全不規則波中での平均船速が 24.5kt (フルード数 $F_n=0.239$) となるようにモータの回転数を設定した。

2.4.2. 規則波中実験結果

(1) 船体運動

各出会い方位での船体運動の応答関数を波高毎に整理して Fig.2.65 から Fig.2.78 に示す。フーリエ解析により求めた 1 次成分の振幅を直線運動については波振幅、回転運動については波傾斜で無次元化した値を波高毎に示す。横軸は波長船長比 λ/L を表す。また、図中にはストリップ法 (NSM) の計算結果を比較のために実線で示す。NSM の入力 of 横揺れ減衰力係数については、実験に先立ち実施した自由横揺れ試験の結果から減減曲線を求めて推定した。

波高 5m での船体運動は、横揺れが過小評価となる事を除いてストリップ法 (NSM) による計算値と実験値

の一致はよい。今回実験に用いたコンテナ船は横揺固有周期が長く、相対的に横運動が小さい。そのため、自航式模型による実験では、横運動に操舵の影響が現れたと考えられる。

また、波高による船体運動への非線形影響は、正面向波 ($\chi=180^\circ$) 及び斜向波 ($\chi=135^\circ$) 中の上下揺及び縦揺の同調点付近で顕著であったが、他の状態では影響はあまり大きくないことがわかる。

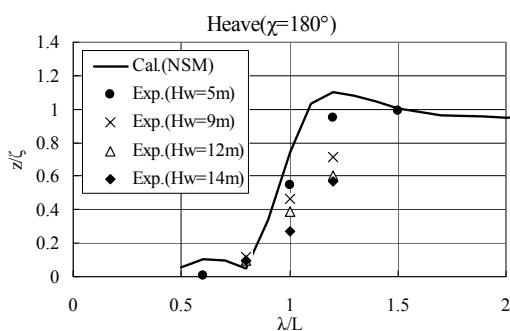


Fig.2.65 Amplitude ratio of heave (Head seas, $Fn=0.239$)

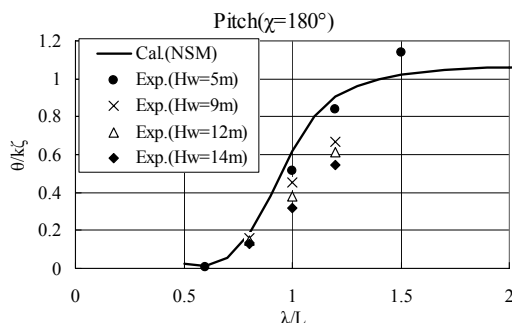


Fig.2.66 Amplitude ratio of pitch (Head seas, $Fn=0.239$)

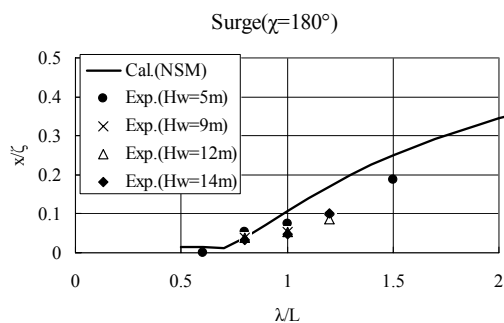


Fig.2.67 Amplitude ratio of surge (Head seas, $Fn=0.239$)

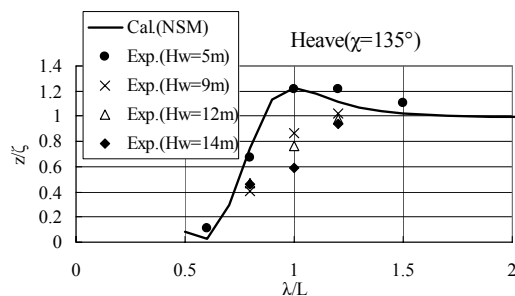


Fig.2.68 Amplitude ratio of heave (Bow seas, $Fn=0.239$)

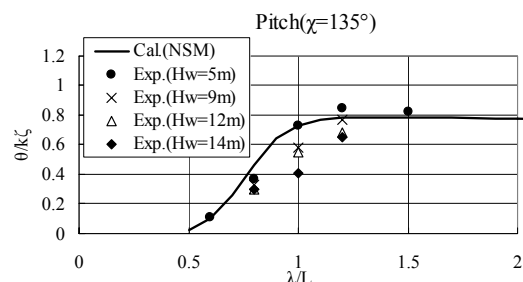


Fig.2.69 Amplitude ratio of pitch (Bow seas, $Fn=0.239$)

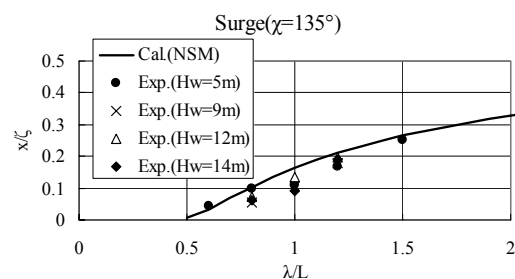


Fig.2.70 Amplitude ratio of surge (Bow seas, $Fn=0.239$)

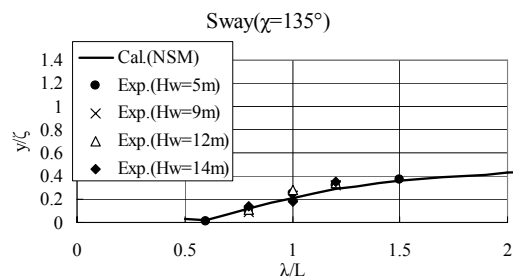


Fig.2.71 Amplitude ratio of sway (Bow seas, $Fn=0.239$)

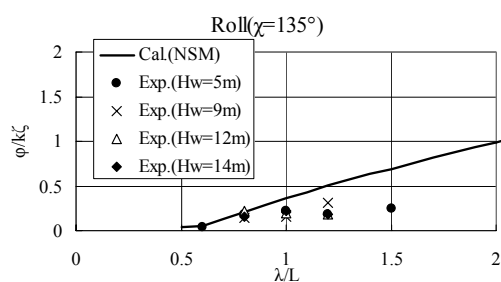


Fig. 2.72 Amplitude ratio of roll (Bow seas, $Fn=0.239$)

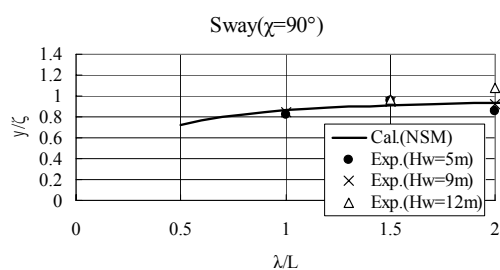


Fig. 2.76 Amplitude ratio of sway (Beam seas, $Fn=0.239$)

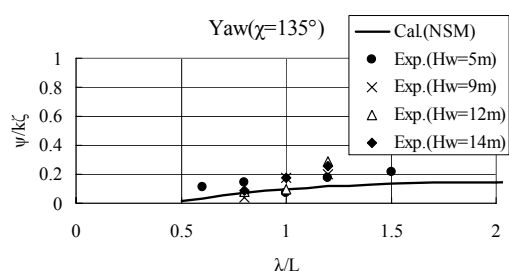


Fig. 2.73 Amplitude ratio of yaw (Bow seas, $Fn=0.239$)

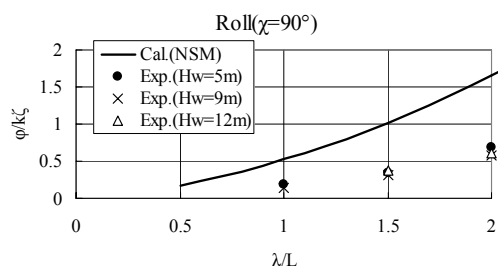


Fig. 2.77 Amplitude ratio of roll (Beam seas, $Fn=0.239$)

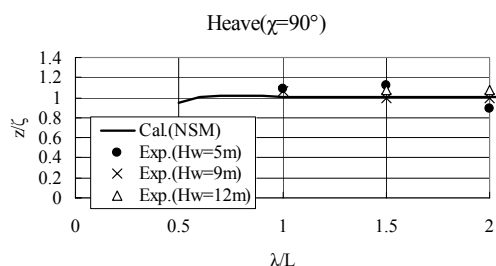


Fig. 2.74 Amplitude ratio of heave (Beam seas, $Fn=0.239$)

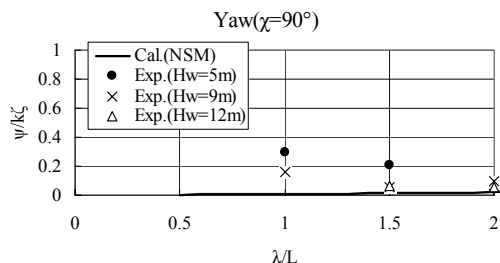


Fig. 2.78 Amplitude ratio of yaw (Beam seas, $Fn=0.239$)

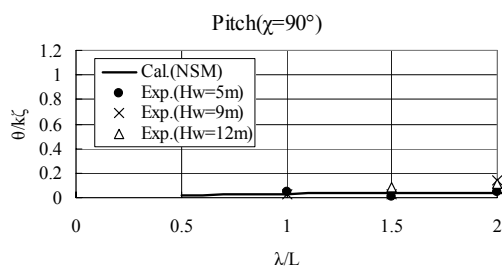


Fig. 2.75 Amplitude ratio of pitch (Beam seas, $Fn=0.239$)

(2) 上下及び水平加速度

出会い方位毎の、F.P.での上下加速度及び水平加速度、S.S.9での上下加速度及びS.S.8での上下加速度の振幅と位相差の応答関数を波高毎に整理してFig.2.79 から Fig.2.100 に示す。振幅は、フーリエ解析して求めた 1 次成分の振幅を船長と波振幅で無次元化した値で表す。位相差は、縦揺との位相差として表す。上下加速度は鉛直下向きを正、水平加速度は右舷方向を正として計算した。横軸は波長船長比 λ/L を表す。また、図中にはストリップ法 (NSM) の計算結果も比較のために実線で示す。

波高 5m の実験値は、F.P.での水平方向加速度の結

果に若干ばらつきがあるものの振幅及び位相差ともに NSM による計算値とよく一致する。水平方向加速度のばらつきは船体速度と同様に操舵の影響が推定精度に影響を及ぼしているためと考えられる。また、正面向波及び斜向波中での振幅は、波高が大きくなるにつれて無次元値が小さくなっており、波高による非線形影響があることがわかる。とりわけ、船体運動の結果と同様に向波の同調点付近で顕著である。一方、位相差は波高の影響を殆ど受けない事が分かる。

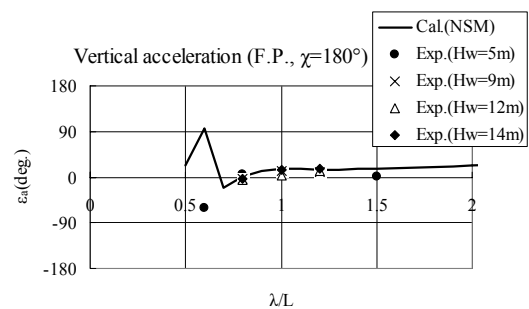


Fig.2.82 Phase angle between pitch and vertical acceleration at F.P. (Head seas, $F_n=0.239$)

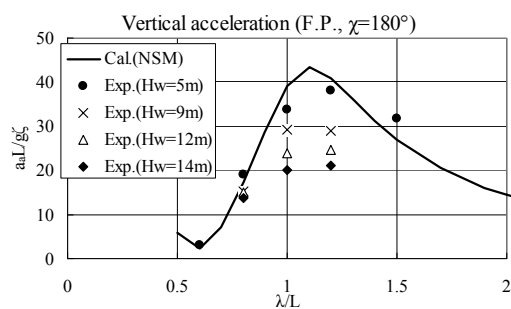


Fig.2.79 Amplitude ratio of vertical acceleration at F.P. (Head seas, $F_n=0.239$)

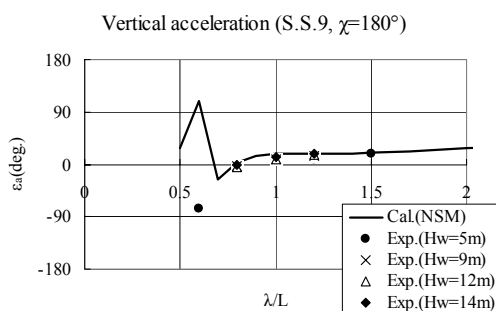


Fig.2.83 Phase angle between pitch and vertical acceleration at S.S.9 (Head seas, $F_n=0.239$)

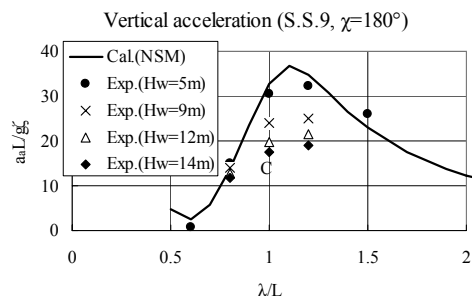


Fig.2.80 Amplitude ratio of vertical acceleration at S.S.9 (Head seas, $F_n=0.239$)

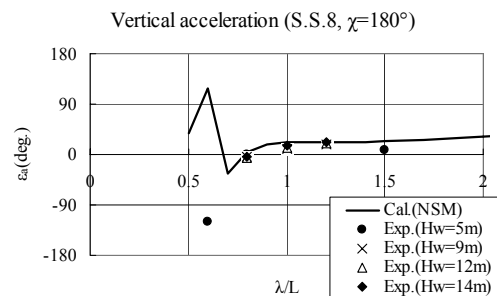


Fig.2.84 Phase angle between pitch and vertical acceleration at S.S.8 (Head seas, $F_n=0.239$)

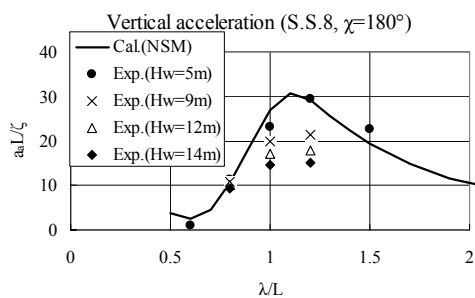


Fig.2.81 Amplitude ratio of vertical acceleration at S.S.9 (Head seas, $F_n=0.239$)

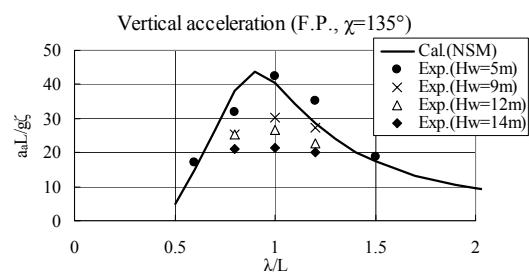


Fig.2.85 Amplitude ratio of vertical acceleration at F.P. (Bow seas, $F_n=0.239$)

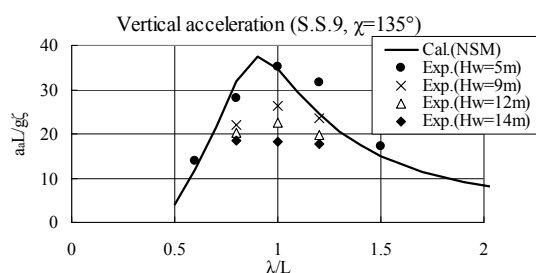


Fig.2.86 Amplitude ratio of vertical acceleration at S.S.9 (Bow seas, $F_n=0.239$)

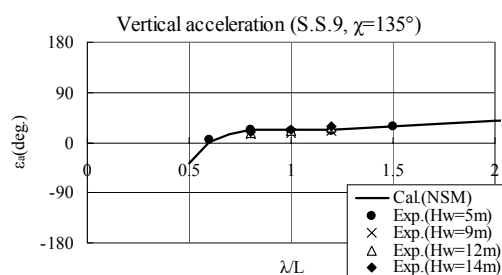


Fig.2.90 Phase angle between pitch and vertical acceleration at S.S.9 (Bow seas, $F_n=0.239$)

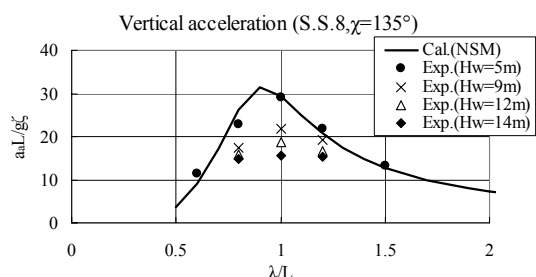


Fig.2.87 Amplitude ratio of vertical acceleration at S.S.8 (Bow seas, $F_n=0.239$)

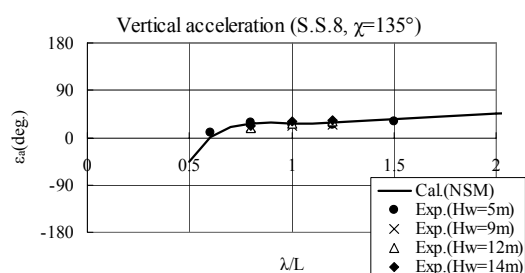


Fig.2.91 Phase angle between pitch and vertical acceleration at S.S.8 (Bow seas, $F_n=0.239$)

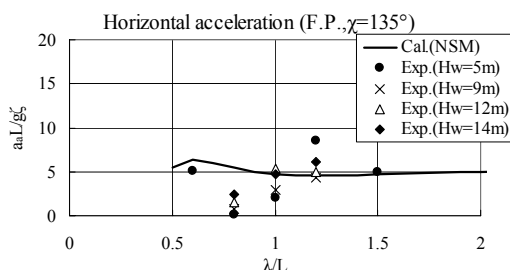


Fig.2.88 Amplitude ratio of horizontal acceleration at F.P. (Bow seas, $F_n=0.239$)

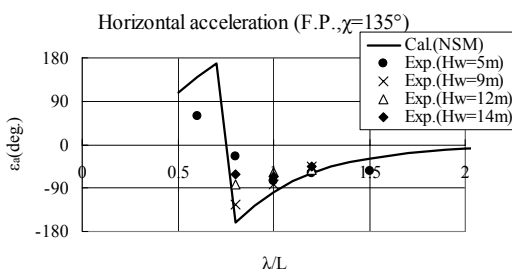


Fig.2.92 Phase angle between pitch and horizontal acceleration at F.P. (Bow seas, $F_n=0.239$)

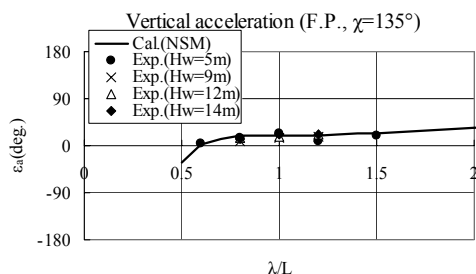


Fig.2.89 Phase angle between pitch and vertical acceleration at F.P. (Bow seas, $F_n=0.239$)

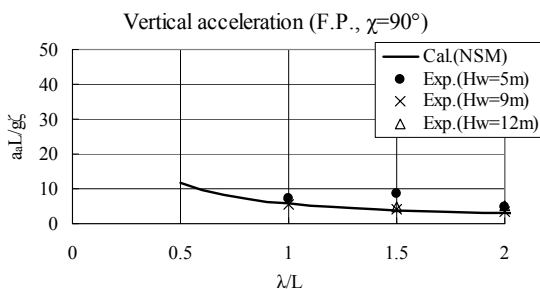


Fig. 2.93 Amplitude ratio of vertical acceleration at F.P. (Beam seas, $F_n=0.239$)

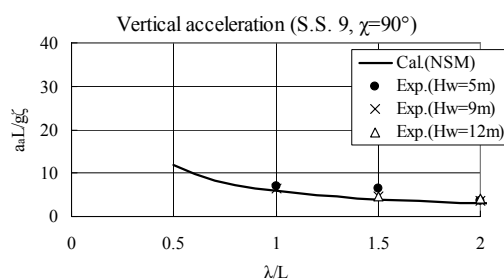


Fig. 2.94 Amplitude ratio of vertical acceleration at S.S.9 (Beam seas, $F_n=0.239$)

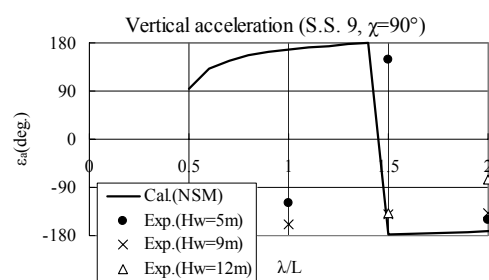


Fig. 2.98 Phase angle between pitch and vertical acceleration at S.S.9 (Beam seas, $F_n=0.239$)

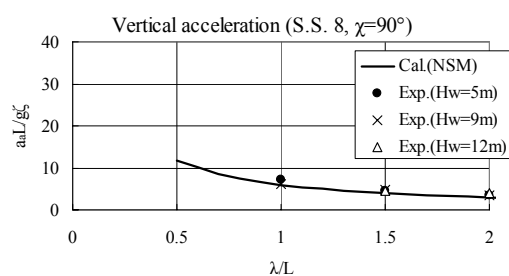


Fig. 2.95 Amplitude ratio of vertical acceleration at S.S.8 (Beam seas, $F_n=0.239$)

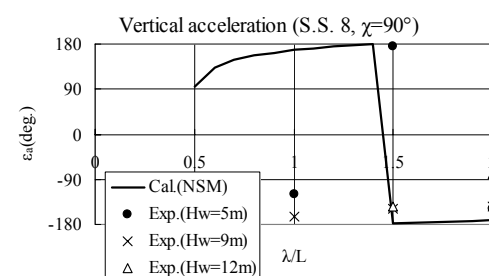


Fig. 2.99 Phase angle between pitch and vertical acceleration at S.S.8 (Beam seas, $F_n=0.239$)

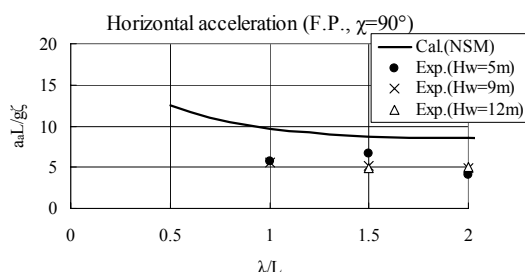


Fig. 2.96 Amplitude ratio of horizontal acceleration at F.P. (Beam seas, $F_n=0.239$)

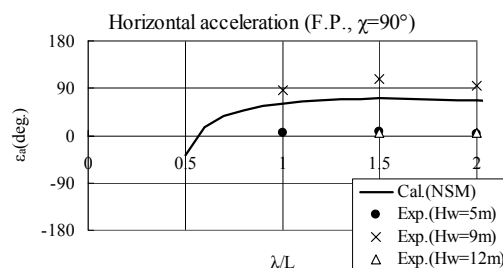


Fig. 2.100 Phase angle between pitch and horizontal acceleration at F.P. (Beam seas, $F_n=0.239$)

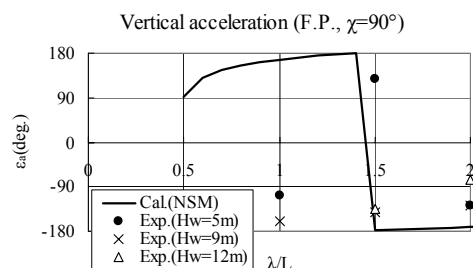


Fig. 2.97 Phase angle between pitch and vertical acceleration at F.P. (Beam seas, $F_n=0.239$)

(3) 相対水位変動

各出合い方位での相対水位の振幅及び位相差の応答関数を波高毎に整理してFig. 2.101からFig. 2.130に示す。振幅の応答関数は、計測波形をフーリエ解析して求めた1次成分の振幅を波振幅で無次元化した値を示す。位相差は、縦揺と相対水位の位相差として表す。縦揺は船首下げを正、相対水位は鉛直上向きを正として計算した。横軸は波長船長比 λ/L を表す。また、図中にはストリップ法(NSM)の計算結果を比較のために実線で示す。

波高 5m の実験値は、操舵の影響が横波中の実験値に影響を及ぼしているために若干ばらつきがあるも

の、振幅及び位相差ともに NSM による計算値とよく一致する。また、正面向波及び斜向波中での振幅は、波高が大きくなるにつれて無次元値が小さくなっており、波高による非線形影響があることがわかる。これは向波の同調点付近で顕著であり、船体運動や加速度の結果と同様である事が分かる。また、相対水位の位相差も加速度と同様に波高の影響をほとんど受けない事が分かる。

また、F.P.及び S.S.9 1/2 のような船首部における向波中での相対水位は、波高 5m での実験値でも、NSM との差が大きくなる。これは、船首部における前後方向の反射波の影響がストリップ法では取り入れられていないためと考えられる。

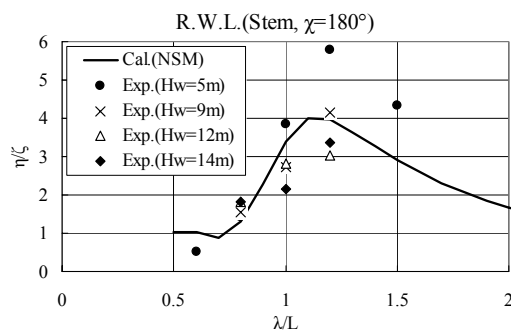


Fig.2.101 Amplitude ratio of relative water height at Stem (Head seas, $F_n=0.239$)

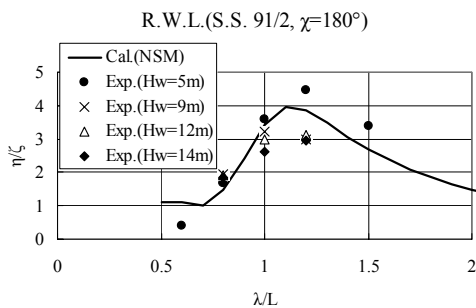


Fig. 2.102 Amplitude ratio of relative water height at S.S.91/2 (Head seas, $F_n=0.239$)

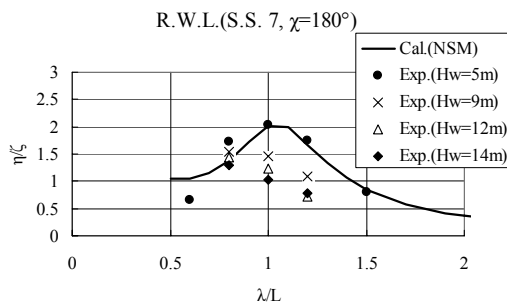


Fig.2.103 Amplitude ratio of relative water height at S.S.7 (Head seas, $F_n=0.239$)

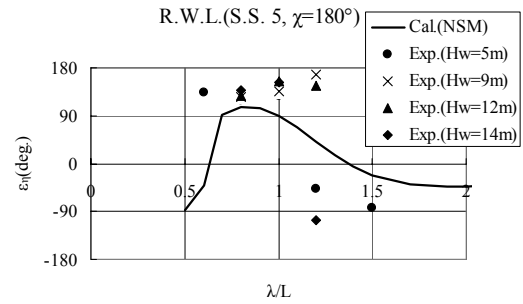


Fig.2.104 Amplitude ratio of relative water height at S.S.5 (Head seas, $F_n=0.239$)

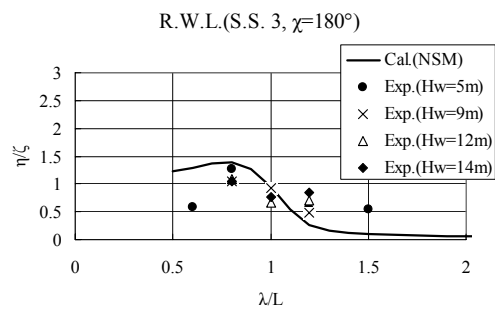


Fig.2.105 Amplitude ratio of relative water height at S.S.3 (Head seas, $F_n=0.239$)

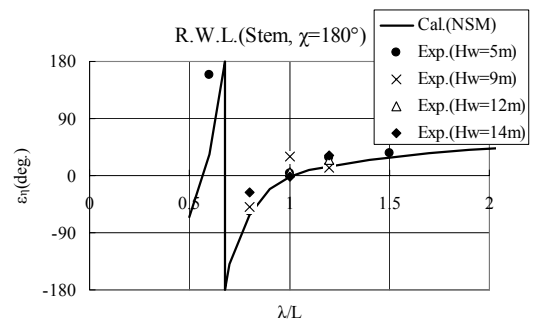


Fig.2.106 Phase angle between pitch and relative water height at Stem (Head seas, $F_n=0.239$)

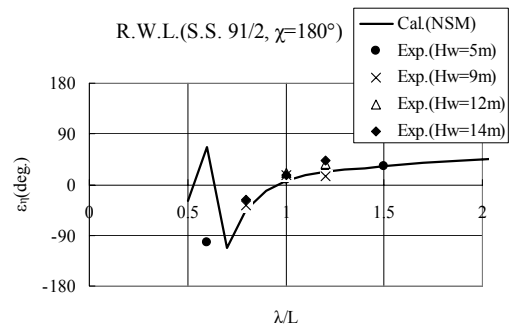


Fig.2.107 Phase angle between pitch and relative water height at S.S.91/2 (Head seas, $F_n=0.239$)

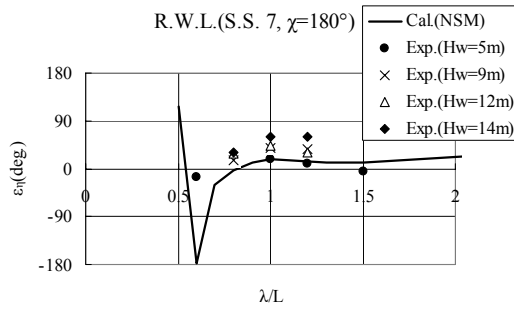


Fig.2.108 Phase angle between pitch and relative water height at S.S.7 (Head seas, $F_n=0.239$)

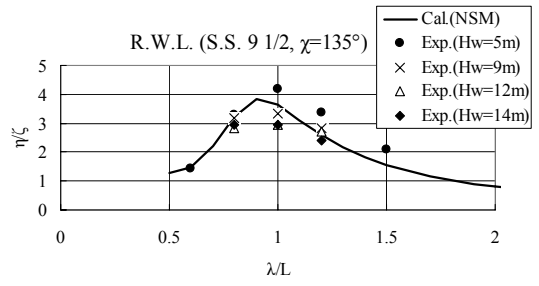


Fig.2.112 Amplitude ratio of relative water height at S.S.9 1/2 (Bow seas, $F_n=0.239$)

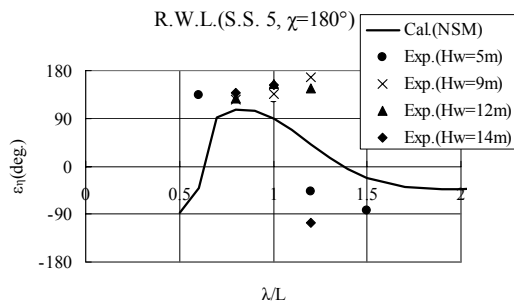


Fig.2.109 Phase angle between pitch and relative water height at S.S.5 (Head seas, $F_n=0.239$)

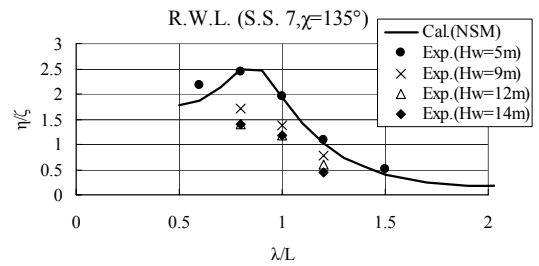


Fig.2.113 Amplitude ratio of relative water height at S.S.7 (Bow seas, $F_n=0.239$)

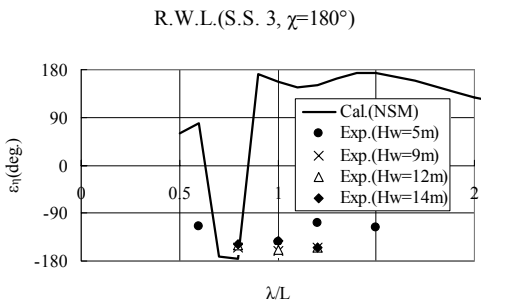


Fig.2.110 Phase angle between pitch and relative water height at S.S.3 (Head seas, $F_n=0.239$)

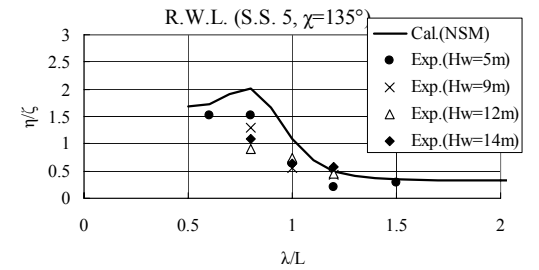


Fig.2.114 Amplitude ratio of relative water height at S.S.5 (Bow seas, $F_n=0.239$)

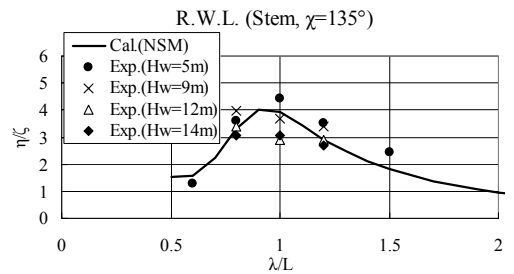


Fig.2.111 Amplitude ratio of relative water height at Stem (Bow seas, $F_n=0.239$)

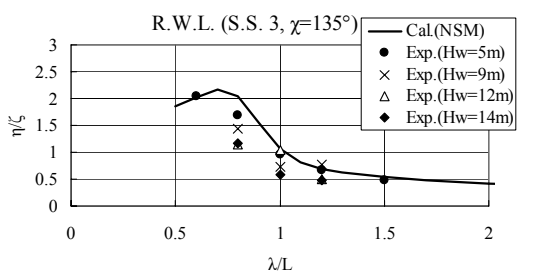


Fig.2.115 Amplitude ratio of relative water height at S.S.3 (Bow seas, $F_n=0.239$)

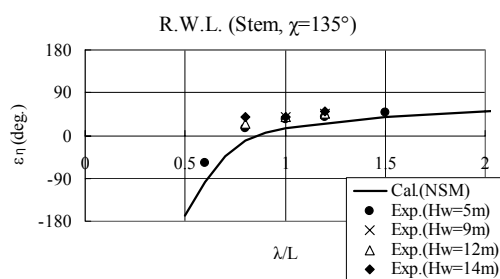


Fig.2.116 Phase angle between pitch and relative water height at Stem (Bow seas, $F_n=0.239$)

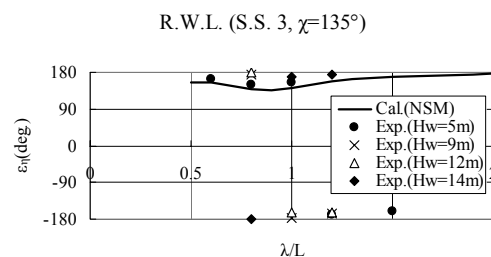


Fig.2.120 Phase angle between pitch and relative water height at S.S.3 (Bow seas, $F_n=0.239$)

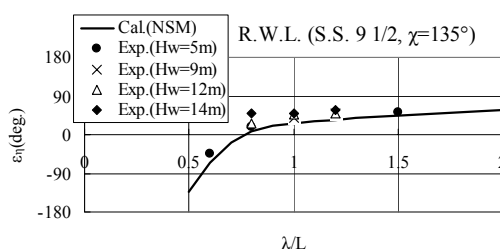


Fig.2.117 Phase angle between pitch and relative water height at S.S.91/2 (Bow seas, $F_n=0.239$)

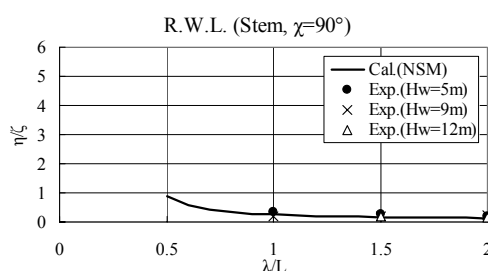


Fig.2.121 Amplitude ratio of relative water height at Stem (Beam seas, $F_n=0.239$)

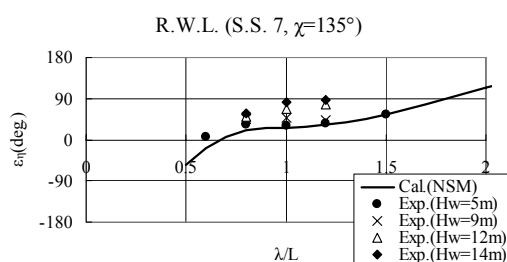


Fig.2.118 Phase angle between pitch and relative water height at S.S.7 (Bow seas, $F_n=0.239$)

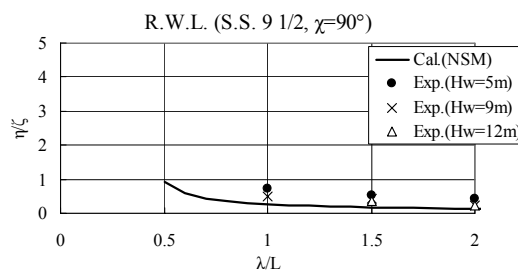


Fig.2.122 Amplitude ratio of relative water height at S.S.91/2 (Beam seas, $F_n=0.239$)

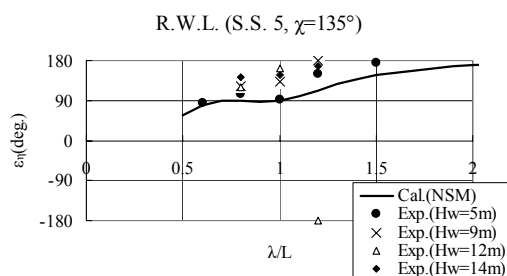


Fig.2.119 Phase angle between pitch and relative water height at S.S.5 (Bow seas, $F_n=0.239$)

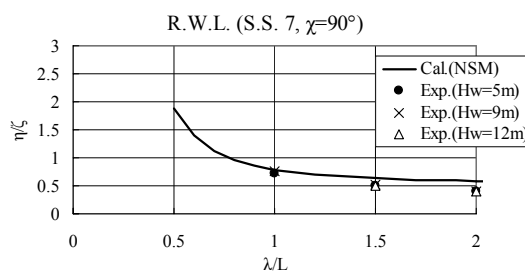


Fig.2.123 Amplitude ratio of relative water height at S.S.7 (Beam seas, $F_n=0.239$)

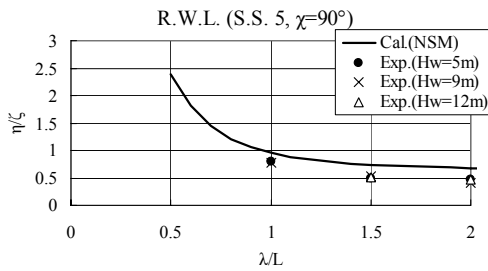


Fig.2.124 Amplitude ratio of relative water height at S.S.5 (Beam seas, $F_n=0.239$)

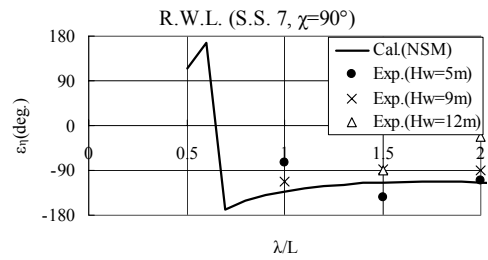


Fig.2.128 Phase angle between pitch and relative water height at S.S.7 (Beam seas, $F_n=0.239$)

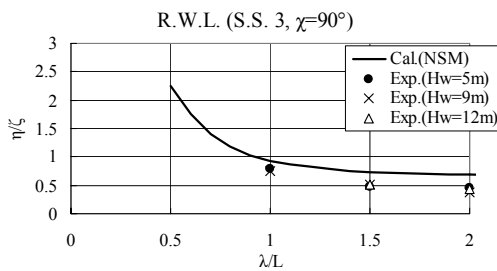


Fig.2.125 Amplitude ratio of relative water height at S.S.3 (Beam seas, $F_n=0.239$)

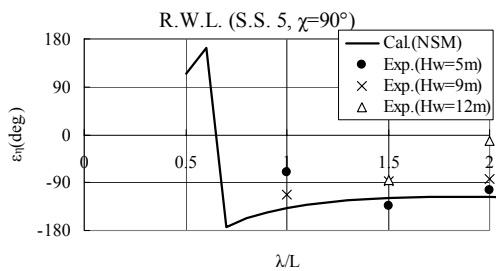


Fig.2.129 Phase angle between pitch and relative water height at S.S.5 (Beam seas, $F_n=0.239$)

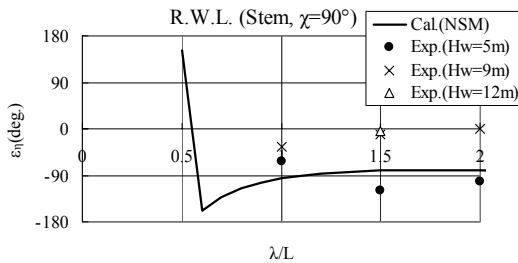


Fig.2.126 Phase angle between pitch and relative water height at Stem (Beam seas, $F_n=0.239$)

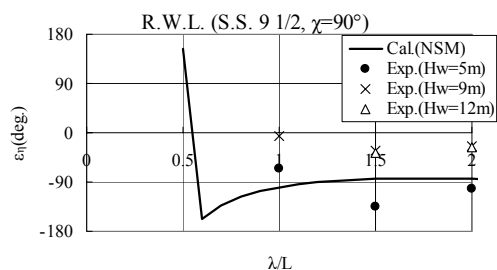


Fig.2.127 Phase angle between pitch and relative water height at S.S.9 1/2 (Beam seas, $F_n=0.239$)

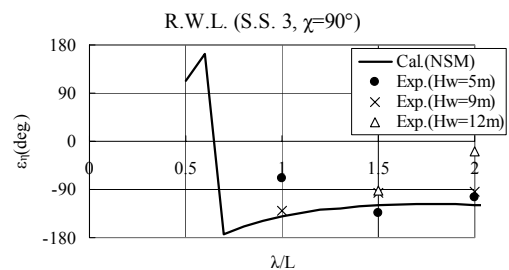


Fig.2.130 Phase angle between pitch and relative water height at S.S.3 (Beam seas, $F_n=0.239$)

(4) フレアスラミングによる衝撃圧

正面向波 ($\chi=180^\circ$) 及び斜向波 ($\chi=135^\circ$) 中で計測した衝撃圧を波高毎に整理して Fig.2.131 から Fig.2.144 に示す。横波中では有意な衝撃圧の発生が無かったので結果は割愛する。

横軸に波長船長比をとり、衝撃圧の極大値をフルード則に基づいて実船スケールに換算した値を示す。

上下揺及び縦揺の同調点付近である $\lambda/L=1.0$ 付近で衝撃圧が大きくなる事及び波高が大きくなるにつれて衝撃圧が大きくなる事がわかる。また、これらの結果から衝撃圧は局所的に大きく異なることがわ

かった。これは、計測点の位置やフレア角が影響を及ぼすためと考えられる。

また、規則波中実験で得られた衝撃圧の最大値は、正面向波中で 110mAq 程度であった。損傷事例から考えられる塑性崩壊水圧は約 300mAq と言われており⁵⁾、今回得られた衝撃圧もこれまでに長波頂中で行われた他の研究結果と同様に小さい値となった。

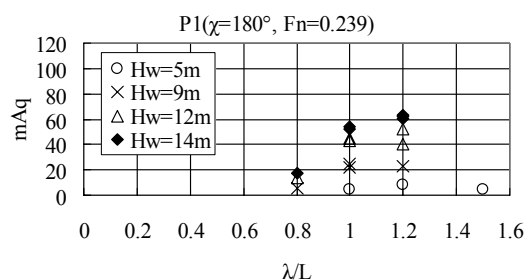


Fig.2.131 Effect of wave height on water impact pressure (P1, Head seas, $Fn=0.239$)

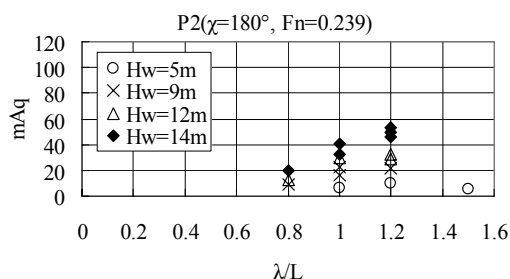


Fig.2.132 Effect of wave height on water impact pressure (P2, Head seas, $Fn=0.239$)

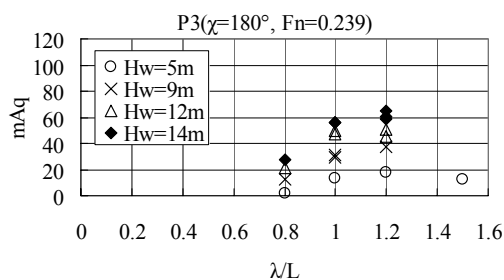


Fig.2.133 Effect of wave height on water impact pressure (P3, Head seas, $Fn=0.239$)

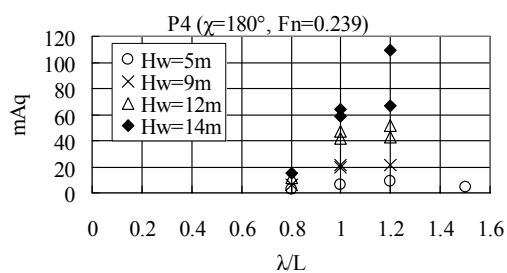


Fig.2.134 Effect of wave height on water impact pressure (P4, Head seas, $Fn=0.239$)

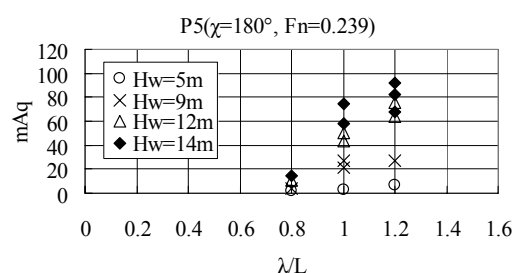


Fig.2.135 Effect of wave height on water impact pressure (P5, Head seas, $Fn=0.239$)

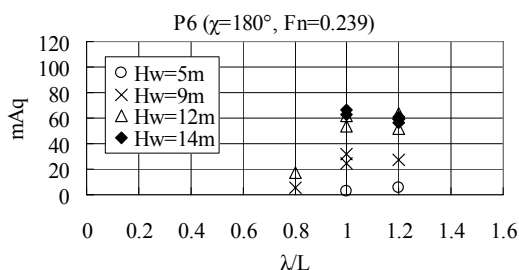


Fig.2.136 Effect of wave height on water impact pressure (P6, Head seas, $Fn=0.239$)

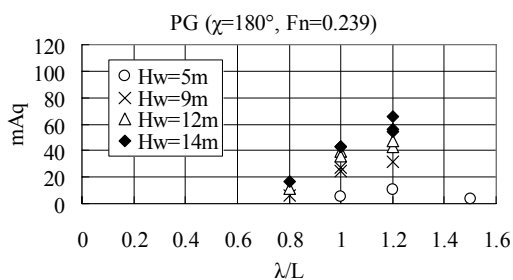


Fig.2.137 Effect of wave height on water impact pressure (PG, Head seas, $Fn=0.239$)

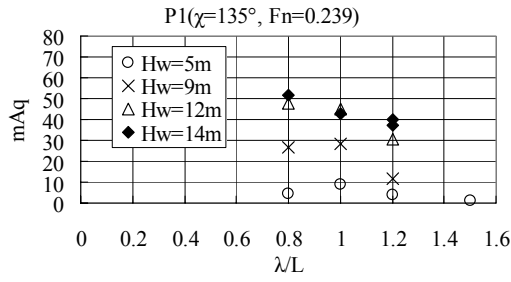


Fig.2.138 Effect of wave height on water impact pressure (P1, Bow seas, $Fn=0.239$)

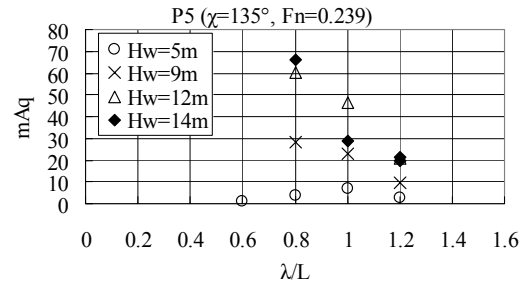


Fig.2.142 Effect of wave height on water impact pressure (P5, Bow seas, $Fn=0.239$)

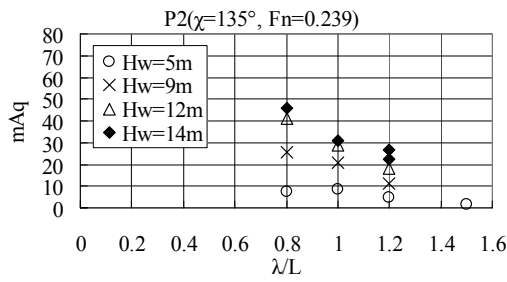


Fig.2.139 Effect of wave height on water impact pressure (P2, Bow seas, $Fn=0.239$)

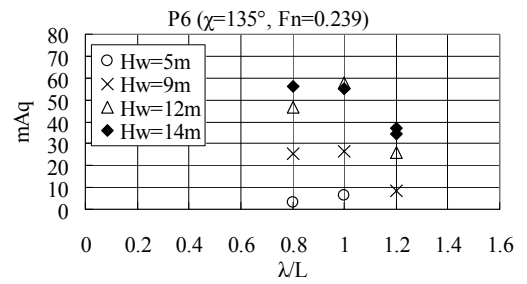


Fig.2.143 Effect of wave height on water impact pressure (P6, Bow seas, $Fn=0.239$)

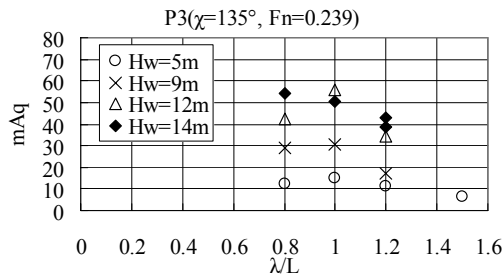


Fig.2.140 Effect of wave height on water impact pressure (P3, Bow seas, $Fn=0.239$)

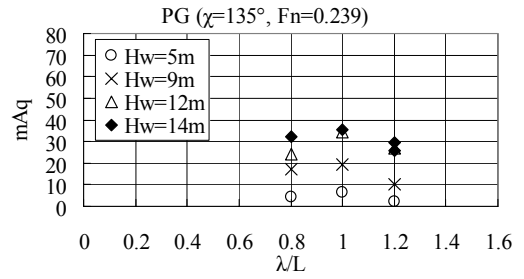


Fig.2.144 Effect of wave height on water impact pressure (PG, Bow seas, $Fn=0.239$)

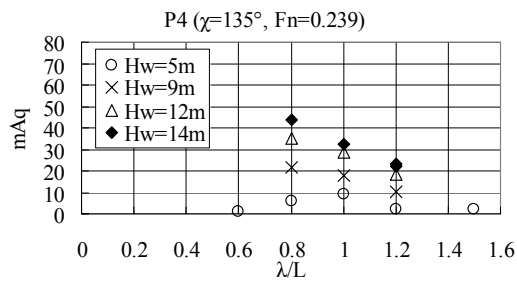


Fig.2.141 Effect of wave height on water impact pressure (P4, Bow seas, $Fn=0.239$)

2.4.3. 不規則波中実験結果

(1) 船体運動及び船首部相対水位

正面向波 ($\chi=180^\circ$) 及び斜向波 ($\chi=135^\circ$) 中での縦揺、船首及び S.S.9 での相対水位について、時系列から極値のヒストグラムを求め、これから超過確率を求めた。さらに、スペクトラムから求めた分散値で計算されるレーリー分布の超過確率と比較した。結果を Fig.2.145 から Fig.2.150 に示す。横軸は縦揺及び船首相対水位の振幅をフルード則に基づき実船スケールに換算して表わす。縦軸は航行中に船舶が出会う波浪の数に対する超過確率を対数軸で表わす。また、Fig.2.146 及び Fig.2.147 には、非線形ストリップ法により計算した応答関数を用いて求めた分散値で計算されるレーリー分布の超過確率を同じく示すが、こちらについては後述する。

縦揺は振幅が小さな範囲では、レーリー分布に従う事がわかる。また、振幅が大きくなると非線形性が表れるためレーリー分布から外れてくる。同様に、船首相対水位は振幅が大きな部分、すなわち船底露出する程度に大きくなると非線形性が強く現れるためレーリー分布から外れるようになる。このことから、船底衝撃が発生するような大波高中では非線形性が顕著に現れる事がわかる。

(2) フレアスラミングによる衝撃圧

不規則波中での時系列から衝撃圧の極大値を読み取り、超過確率を求めた。正面向波での結果の一例について Fig.2.151 及び Fig.2.152 に示す。縦軸は航行中に船舶が出会う波浪の数に対する超過確率を対数軸で表す。横軸は衝撃圧の極大値を表す。

規則波中での結果と同様に衝撃圧は局所的に異なることがわかった。これは、計測点の水面からの高さやフレア角が影響を及ぼしているためと考えられる。また、不規則波中実験で得られた衝撃圧の最大値は、正面向波中で 130mAq 程度であった。規則波中の結果と同様に損傷事例から考えられる塑性崩壊水圧⁵⁾に比べると小さい値となる。

本研究での実験は長波頂波中での実験であるため、短波頂波の実海域と比べると波の方向分布やバンド幅等の影響が考慮されているとは言いがたい。今後、これらの影響についても検討を行っていく必要があると考えられるが、そのためには、局所的な波と船体の相対傾斜角や相対速度を推定できるように計算法の精度向上が必要になると考えられる。

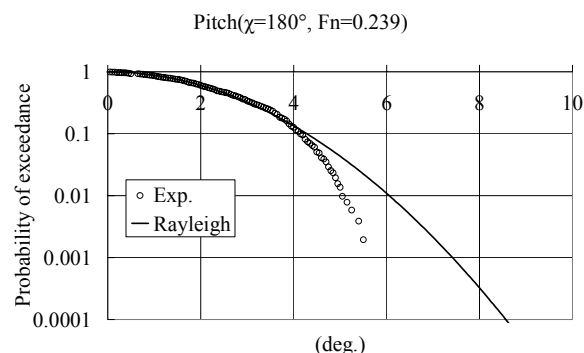


Fig.2.145 Probability of exceedance of pitch (Head seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=13.5\text{sec}$, $Fn=0.239$)

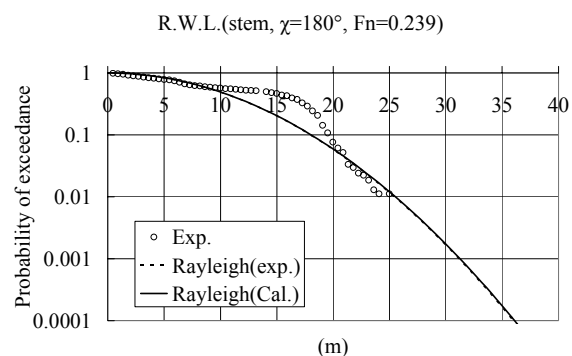


Fig.2.146 Probability of exceedance of relative water height at stem (Head seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=13.5\text{sec}$, $Fn=0.239$)

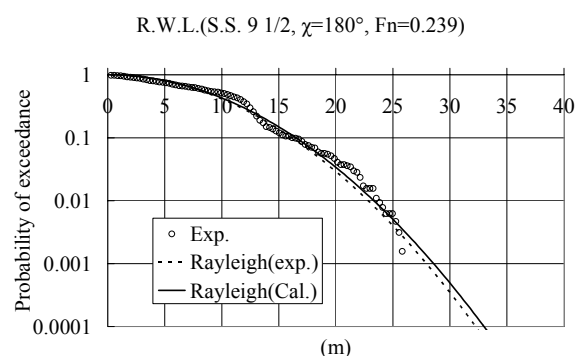


Fig.2.147 Probability of exceedance of relative water height at S.S. 91/2 (Head seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=13.5\text{sec}$, $Fn=0.239$)

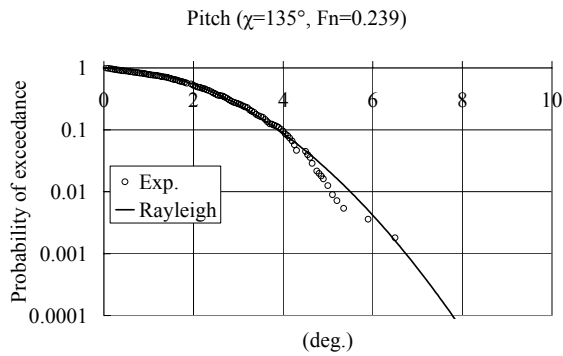


Fig.2.148 Probability of exceedance of pitch (Bow seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=13.5\text{sec}$, $F_n=0.239$)

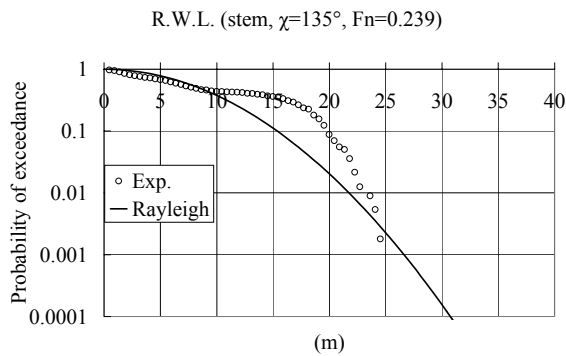


Fig.2.149 Probability of exceedance of relative water height at stem (Bow seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=13.5\text{sec}$, $F_n=0.239$)

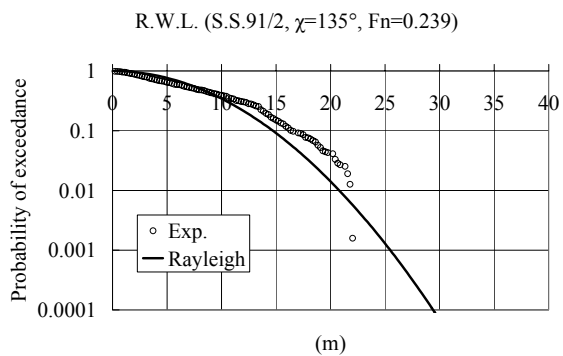


Fig.2.150 Probability of exceedance of relative water height at S.S.91/2 (Bow seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=13.5\text{sec}$, $F_n=0.239$)

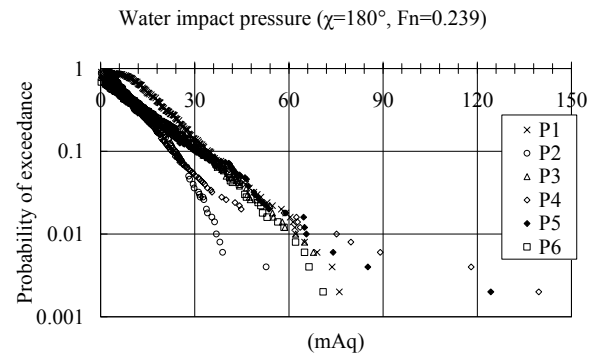


Fig.2.151 Probability of exceedance of water impact pressure (Head seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=13.5\text{sec}$, $F_n=0.239$)

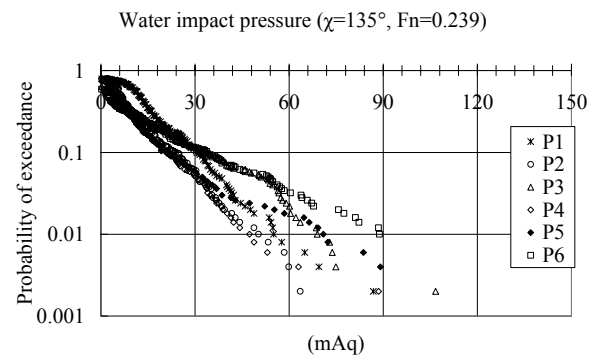


Fig.2.152 Probability of exceedance of water impact pressure (Bow seas, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=13.5\text{sec}$, $F_n=0.239$)

3．大波浪中での船体運動及び波浪荷重の高精度推定法

3．1．はじめに

本研究では、海水打ち込み荷重及びフレアスラミングによる衝撃圧の実用的な推定手法の開発と前章で示した模型実験結果との比較による検証を行った。

海水打ち込み荷重については、著者の一人がこれまでに開発を行った洪水流モデルを用いた打ち込み荷重推定法¹⁹⁾をハッチカバー上の打ち込み荷重推定に拡張した。これにより推定した打ち込み荷重は、実験結果をよく説明しており、本推定手法の妥当性だけでなく実験結果も合理的な結果であることが明らかとなった。さらに、打ち込み荷重を考慮した大波高中での船体運動推定法を開発し、規則波中実験結果との比較を行った。打ち込み荷重を時系列で比較した結果、本推定手法による推定値は、実験結果をよく説明しており、有用であることがわかった。

また、不規則波中で計測した打ち込み荷重の確率分布を定量的に評価するために、著者の一人が開発した予測法²⁰⁾を用いて不規則波中での超過確率を推定した。この予測法による推定結果は実験結果と良く一致しており、推定手法及び実験で得られた打ち込み荷重が定量的に妥当である事を確認した。

フレアスラミングによる衝撃圧については、相対速度及び相対傾斜角ひいては衝撃圧の推定精度向上のための検討及び船型によらない合理的な衝撃圧の予測法の開発を行った。各断面に働く変動揚力と浸水面形状の時間変化を考慮に入れた非線形ストリップ法を用いて、フレアスラミングによる衝撃圧の計算を行った。実験値と比較した結果、計算値はよく実験結果を説明できており、本実験で得られた衝撃圧は合理的な結果である事が分かった。また、これらの知見をもとに、船体運動との関連が明確で船型によらない不規則波中での予測法を開発した。この手法で計算した超過確率は、不規則波中での実験結果とよく一致しており、本手法がフレアスラミングの予測法として有用であることが明らかとなった。

3．2．ハッチカバーに働く打ち込み荷重推定法

本実験結果の妥当性を検証するために、小川らにより開発された打ち込み荷重の推定法¹⁹⁾をハッチカバーに働く打ち込み荷重の推定に拡張し、計測した荷重の大きさを定量的に評価した。この推定手法は、船首相対水位を既知として打ち込み水位を推定する手法と打ち込み水位を用いて打ち込み荷重を推定する方法の2つに分かれている。それぞれについて説明したのち、実験結果と比較した結果を示す。

打ち込み水位について、小川ら¹⁹⁾は洪水流の解析に用いる理論³⁶⁾を用いて打ち込み水の挙動を近似的に表わすモデルを開発した。この理論は、一様流の二次元水路において、基準点で加えられた攪乱が一様流上を流下していく際の波形の伝播を表すものである。小川ら¹⁹⁾は、甲板水の挙動を表現するために攪乱の一次成分を表わす式を船幅の変化を考慮して拡張した。この理論の支配方程式は、海水打ち込みのモデルとしてよく使われるダムの崩壊モデル⁸⁾と同じものである。ダムの崩壊モデルは、一様流の影響を考えずに導かれた解であるのに対して、洪水流の理論は一様流の影響を考慮して導かれている。横波中では、打ち込む波と甲板の相対速度はあまり大きくないが、向波中では船の前進速度があるためにダムの崩壊モデルで仮定したような静止した状態で波が乗り上げるのではなく、船体及び甲板が波に突入している¹⁹⁾。そのため、向波中での打ち込みを考える際には、波と船体との相対速度に対する船の前進速度の影響を考慮する必要がある。これらのことから、Fig. 3.1 に示すように、船首を原点とし、船尾方向を x 軸の正方向とする船体固定座標系を考える。一様流の水深 h_0 及び流速 V_0 をそれぞれ船首高さ f' 及び船速に等しいとし、また、原点での攪乱 $F(t)$ を $F(t) = f(t) - h_0$ 、 $f(t)$ を船首相対水位と定義して $F(t)$ が正の場合のみを考えることで甲板上水位分布 $h(x, t)$ は、

$$h(x, t) = \frac{B_0}{B(x)} \cdot \frac{x}{2\sqrt{\pi D}} \int_0^t \frac{F(\tau)}{0(t-\tau)^{3/2}} \exp \left\{ \frac{-(x - \omega_0(t-\tau))^2}{4D(t-\tau)} \right\} d\tau \quad (1)$$

と表わせる。

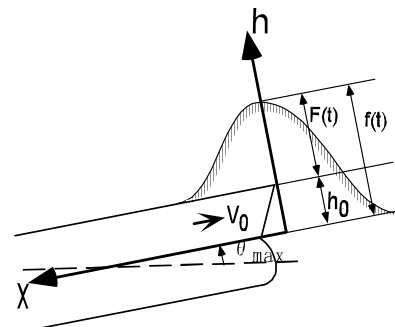


Fig.3.1 Model of the flooded waves

ここで、 $D = V_0 h_0 / 2i_0$, $\omega_0 = 5V_0 / 3$, $i_0 = \sin(\theta_{\max})$ である。また、 $\theta_{\max}$ は縦揺の最大角（船首上げ）、 $B(x)$ は各位置での船幅、 B_0 は打ち込みの有効幅を表す。打ち込みの有効幅 B_0 は船首相対水位の最大値 $\eta_{\max}$ が船首高さ f を超えた越波高さ $\delta = \eta_{\max} - f$ に比例するとして、

$B_0 = \alpha \delta$ (α は定数) としている。 α は田崎³⁷⁾ になり、一周あたりの甲板水量の計測値と越波高さ δ の関係をもとに α を決定している。本実験では甲板水量を計測していないが、これまでに小川らが行った実験から船型によって極端に変化していない事^{19) 20)} 等を勘案し、内航タンカーの実験結果¹⁹⁾ を用いて $\alpha = 1.1$ とした。

打ち込み荷重については、FPSO について Buchner³⁸⁾ が実施した実験結果及び前進速度がある内航船について小川ら¹⁹⁾ が実施した実験結果から、甲板上水位分布が既知の場合に甲板水の運動量変化を考慮して、打ち込み水圧 P を

$$P = \frac{d(\rho h \cdot W)}{dt} + \rho g h \cos \theta$$

$$= \rho \left(\frac{\partial h}{\partial t} \right) W + \rho \left(g \cos \theta + \frac{\partial W}{\partial t} \right) h$$
(2)

で表わせることを示した。ここで ρ は密度、 h は甲板水位、 W は鉛直方向速度、 g は重力加速度、 θ は縦揺れ角である。この式は甲板冠水のもつ運動量変化による動的な水圧も含めて推定するもので、第 1 項は打ち込み水位の変動に伴う運動量変化、第 2 項は慣性力を表わす。小川ら¹⁹⁾ は、(2) 式 2 行目の第 2 項、甲板冠水の静的な荷重が打ち込み荷重に最も大きい割合を占めるものの、極大値には、(2) 式 2 行目の第 1 項、水位変化の項が大きな影響を及ぼすことを示した。従って、打ち込み荷重の極大値は甲板水の自重だけでなく、水位変化に伴う運動量変化の影響が加味されるため、乗り上げた水位よりも大きい水頭が作用する事がわかる。

ここでは、ハッチカバーにはたらく打ち込み荷重を推定するために、荷重を推定する際のハッチカバー上の水位 h' を

$$h'(t) = h(t) - H$$
(3)

とした。ここで、 h は洪水流モデルを用いて推定した打ち込み水位、 H はハッチコーミング高さを表わす。

この手法により、不規則波中でのバルクキャリアの打ち込み荷重を推定した。Fig. 3.2 及び Fig. 3.3 に、正面向波、船速 14knot での PG-1 (ForeDeck) 及び PG-2 (No. 1 Hatch) の時系列の一例を示す。横軸には時間、縦軸にはパネルゲージにより計測した打ち込み荷重をフルード則に基づき実船スケールに換算して示す。印が計測値、点線が推定値を表わす。ここでは推定法の検証が目的であったので、水位の計算の入力である船首相対水位、荷重の計算の入力である上下加速度及び縦揺れは、実験で計測した時系列を用いた。

No. 1 hatch のハッチコーミングで反射する水の影

響で、Fig. 3.2 の PG-1 の計測値にはパネル上に滞留している水の影響が見受けられるものの、極大値は本手法で精度よく推定できる事が分かる。また、Fig. 3.3 に示す PG-2 についても同様によい一致を示している。これらの事から、洪水流モデルを用いて、ハッチコーミング高さを考慮する事により、ハッチカバーにはたらく打ち込み荷重を精度よく推定できる事がわかった。また、実験で計測された打ち込み荷重は解析的にも説明できる合理的な結果である事が明らかとなった。

同様の比較を正面向波、船速 1.4knot の場合についても行ったので、Fig. 3.4 及び Fig. 3.5 に示す。PG-1 については、14knot の場合と同様にピーク値は精度よく推定できると考えられる。しかしながら、Fig. 3.5 に示す PG-2 の場合、実験では荷重が計測されているにもかかわらず、計算では打ち込み水の水位がハッチコーミング高さを越える事が無かったため荷重は発生しなかった。洪水流モデルは、船首先端からの流入のみを考えており、2.2. 章で前述した様に船側部からの流入に起因する水塊の跳躍が考慮されていない。そのためこの様な違いを生じたと考えられる。

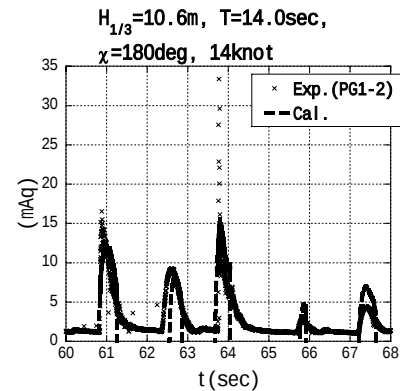


Fig.3.2 Time history of green sea load on fore deck (Head seas, 14knot)

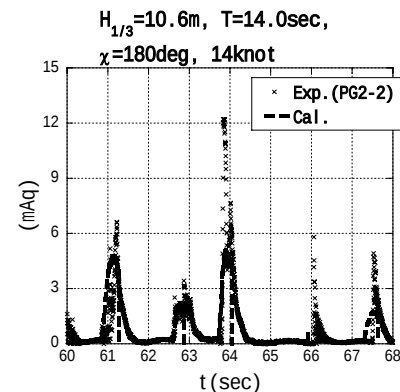


Fig.3.3 Time history of green sea load on No.1 hatch (Head seas, 14knot)

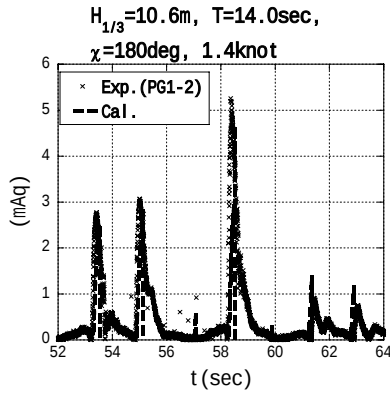


Fig.3.4 Time history of green sea load on fore deck (Head seas, 14knot)

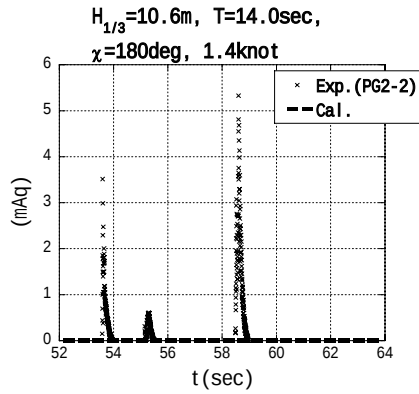


Fig.3.5 Time history of green sea load on No.1 hatch (Head seas, 14knot)

本研究³⁹⁾及び他の研究結果⁴⁰⁾から、海水打ち込みは、船首からの流入が支配的であるため、先に示した結果のとおり洪水流モデルを用いる事でハッチカバー及び甲板上の打ち込み荷重の推定は概ね可能であると言える。しかしながら、今後更にこれらの影響についても合理的に検討していく必要があると考えられる。そのためには、打ち込み水の挙動についての一層詳細な計測が必要となる。

3.3. 打ち込み荷重を考慮した船体運動推定法

船首相対水位を入力とし、洪水流モデルを用いる事で、甲板冠水の挙動及び打ち込み荷重を合理的に推定できることが分かった。次に、打ち込み荷重を考慮した船体運動推定法について示す。ここでは、各断面に働く変動揚力と浸水面形状の時間変化を考慮に入れた非線形ストリップ法⁴¹⁾に打ち込み荷重を考慮することで実用的な推定手法を開発した。

上下揺と縦揺の連成運動方程式は船体慣性力 F_i の力のつり合いと重心まわりのモーメントのつり合いから次式で表される。

$$\int_{A.P.}^{F.P.} F dx = \int_{A.P.}^{F.P.} (F_i + F_r + F_{ma} + F_{mj} + F_{mj}^* + F_{imp} + F_{imp}^* + F_s + F_G) dx = 0 \quad (4)$$

$$\int_{A.P.}^{F.P.} F \times x dx = \int_{A.P.}^{F.P.} (F_i + F_r + F_{ma} + F_{mj} + F_{mj}^* + F_{imp} + F_{imp}^* + F_s + F_G) x dx = 0 \quad (5)$$

ここで、 F_r は造波減衰力、 F_{ma} は相対加速度による付加慣性力、 F_{mj} 及び F_{mj}^* は付加質量の長手方向の変化による流体力のうち周期運動による成分と前進速度による成分、 F_{imp} と F_{imp}^* は付加質量の時間変化による流体力のうち周期運動による成分と前進速度による成分、 F_s は復原力とフルードクリロフ力、 F_G は打ち込み荷重による流体力を表す。

(4)式及び(5)を整理することで、次式の連成運動方程式が導かれる。

$$\begin{pmatrix} M + m_{33} & m_{35} \\ m_{33} & I_{55} + m_{55} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{Z} \\ \ddot{\theta} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} N_{33} & N_{35} \\ N_{53} & N_{55} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{Z} \\ \dot{\theta} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} C_{33} & C_{35} \\ C_{53} & C_{55} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} Z \\ \theta \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} E_3 \\ E_5 \end{pmatrix} \quad (6)$$

ここで M は船体質量、 I_{55} は縦揺慣性モーメント、 m_{ij} ($i, j=3, 5$)は上下揺及び縦揺の付加質量、 N_{ij} ($i, j=3, 5$)は上下揺及び縦揺の減衰力、 C_{ij} ($i, j=3, 5$)は上下揺及び縦揺の復原力、 Z は上下揺振幅、 θ は縦揺振幅、 E_i ($i=3, 5$)は波浪強制力を表す。各断面の流体力係数は、積分方程式法により浮体の各位置でのポテンシャルを計算し、これを積分する事で求めた。この際、イレギュラー周波数については、大松の方法⁴²⁾にならい、浮体の原点に吹出しと二重吹出しを分布して除去した。

打ち込み荷重 F_G は次のように取り扱った。先にも述べたように、打ち込み荷重は甲板上水位分布の運動量変化を考慮する事で推定可能である事を示した。ここでも甲板冠水により各断面に作用する水圧 P は甲板上水位 h を用いて同様に次式のように表す。

$$P = \frac{d(\rho h \cdot W)}{dt} + \rho g h \cos \tau = \rho \left(\frac{\partial h}{\partial t} \right) W + \rho \left(g \cos \tau + \frac{\partial W}{\partial t} \right) h \quad (7)$$

ここで ρ は流体の密度、 W は甲板の鉛直方向速度、 g は重力加速度、 τ は甲板と静水面とのなす角である。また、甲板の鉛直方向速度 W は次式で表す。

$$W = \dot{Z} \cos \tau - x \dot{\theta} \quad (8)$$

ここで x は重心からの船長方向距離を表す。(8)式を(7)式に代入すると、各断面に作用する水圧 P は

$$\begin{aligned} P &= \rho \left(\frac{\partial h}{\partial t} \right) (\dot{Z} \cos \tau - x \dot{\theta}) \\ &+ \rho \left(g \cos \tau + \frac{\partial}{\partial t} (\dot{Z} \cos \tau - x \dot{\theta}) \right) h \\ &= \rho h \cos \tau \times \ddot{Z} - \rho h x \times \ddot{\theta} \\ &+ \rho \left(\frac{\partial h}{\partial t} \right) \cos \tau \times \dot{Z} - \rho \left(\frac{\partial h}{\partial t} \right) x \times \dot{\theta} \\ &+ \rho g h \cos \tau \end{aligned} \quad (9)$$

と表すことが出来る。これを船長方向に積分する事で打ち込み荷重により船体に働く流体力は

$$\int_{A.P.}^{F.P.} F_G dx = \int_{A.P.}^{F.P.} P \times B(x) dx \quad (10)$$

となる。ここで $B(x)$ は各断面での船幅を表す。また、甲板冠水は船長方向にのみ変化するものとし、船幅方向には同じ水圧が作用するものとする。実験結果に基づき、S.S. 8 より前方にのみ打ち込み荷重が作用するものとして、(10)式の積分は、S.S. 8 より前方のみを計算した。

(10)式を(1)及び(2)式に代入することで打ち込み荷重を考慮した運動方程式を導く事が出来る。この結果、従来の非線形ストリップ法⁴¹⁾(以下 conventional)に以下の項が加わる。

$$\begin{aligned} m_{33} &= m_{33}(\text{conventional}) + \int_{A.P.}^{F.P.} \rho h \cos \tau \times B(x) dx \\ m_{35} &= m_{35}(\text{conventional}) - \int_{A.P.}^{F.P.} \rho h x \times B(x) dx \\ m_{55} &= m_{55}(\text{conventional}) + \int_{A.P.}^{F.P.} \rho h \cos \tau \times x \times B(x) dx \\ m_{55} &= m_{55}(\text{conventional}) - \int_{A.P.}^{F.P.} \rho h x^2 \times B(x) dx \\ N_{33} &= N_{33}(\text{conventional}) + \int_{A.P.}^{F.P.} \rho \left(\frac{\partial h}{\partial t} \right) \cos \tau \times B(x) dx \\ N_{35} &= N_{35}(\text{conventional}) - \int_{A.P.}^{F.P.} \rho \left(\frac{\partial h}{\partial t} \right) x \times B(x) dx \\ N_{53} &= N_{53}(\text{conventional}) + \int_{A.P.}^{F.P.} \rho \left(\frac{\partial h}{\partial t} \right) \cos \tau \times x \times B(x) dx \\ N_{55} &= N_{55}(\text{conventional}) - \int_{A.P.}^{F.P.} \rho \left(\frac{\partial h}{\partial t} \right) x^2 \times B(x) dx \\ E_3 &= E_3(\text{conventional}) + \int_{A.P.}^{F.P.} \rho g h \cos \tau \times B(x) dx \\ E_5 &= E_5(\text{conventional}) + \int_{A.P.}^{F.P.} \rho g h \cos \tau \times x \times B(x) dx \end{aligned} \quad (11)$$

F.P. 及び S.S. 9 での中型貨物船の上下加速度、船首(stem)での相対水位についての計算結果を波高毎に整理して Fig. 3.6 から Fig. 3.13 に示す。

上下加速度については、波高の低い場合の振幅が過大評価になるものの、打ち込みが激しく発生する荒天中では振幅及び位相ともに精度よく推定できている事が分かる。

船首相対水位は、波高の低い場合に船首部での反射波の影響を考慮していないため、振幅を過小評価するが、打ち込みが激しく発生する荒天中では振幅及び位相ともに精度よく推定できている事が分かる。

中型貨物船の打ち込み荷重及び水圧の推定結果を、Fig. 3.14 及び Fig. 3.15 に時系列で示す。横軸には時間、縦軸には打ち込み荷重をフルード則に基づき実船スケールに換算して示す。本手法による推定結果は、実験結果とよく一致している事が分かる。波高毎の推定結果についても Fig. 3.16 及び Fig. 3.17 に示す。横軸は波高を表す。打ち込み荷重の計算値は、船首相対水位の精度に大きく影響を受けるため多少のばらつきはあるものの、実験結果をよく説明しており、本手法により海水打ち込みが激しく発生するような荒天中での船体運動及び打ち込み荷重を合理的に推定できる事が分かった。

本手法は、弾性応答を考慮した船体運動計算法⁴³⁾にも同様に適用する事が出来る。

船体を 1 本の梁と仮定した場合の船体の振動方程式は、外力を(4)式と同様に扱うことができるので、

$$\begin{aligned} m \ddot{w} + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left[EI \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \eta \frac{\partial^3 w}{\partial t \partial x^2} \right) \right] = \\ F_i + F_r + F_{ma} + F_{mj} + F_{mj}^* + F_{imp} + F_{imp}^* + F_s + F_G \end{aligned} \quad (12)$$

と表わすことができる⁴³⁾。ここで m は船体質量、 w は剛体変位及び弾性変形による船体断面変位、 EI は縦曲げ剛性、 η は構造減衰係数を表わす。

本研究の手法を用いることで、これまでに定量的な評価が困難であった海水打ち込みが船体弾性応答及び波浪荷重に及ぼす影響についての定量的な検討が可能となった。今後の課題として、これらの検討を実施し、海水打ち込みが船体に対して引き起こす過渡的な振動等を定量的に評価する予定である。

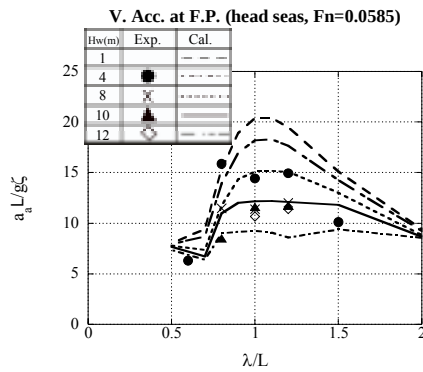


Fig.3.6 Effect of wave height on amplitude ratio of vertical acceleration at F.P. (Head seas, $F_n=0.0585$)

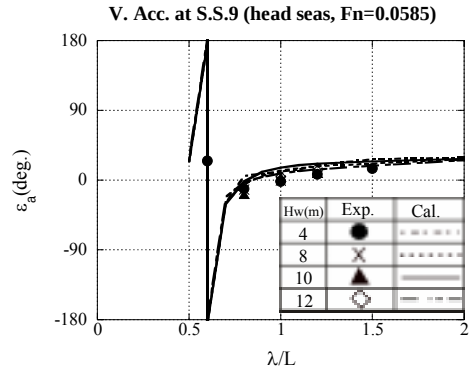


Fig.3.9 Effect of wave height on phase angle of vertical acceleration at S.S.9 (Head seas, $F_n=0.0585$)

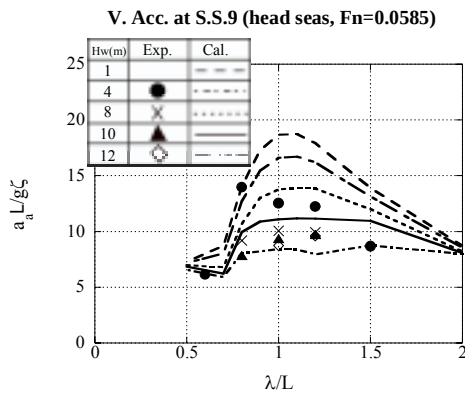


Fig.3.7 Effect of wave height on amplitude ratio of vertical acceleration at S.S.9 (Head seas, $F_n=0.0585$)

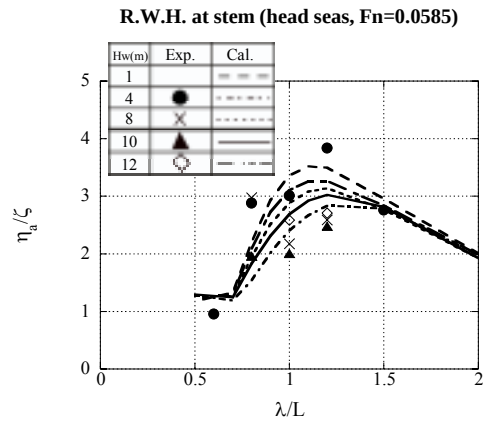


Fig.3.10 Effect of wave height on amplitude ratio of relative water height at stem (Head seas, $F_n=0.0585$)

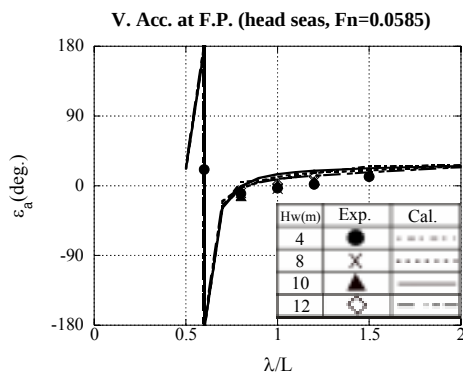


Fig.3.8 Effect of wave height on phase angle of vertical acceleration at F.P. (Head seas, $F_n=0.0585$)

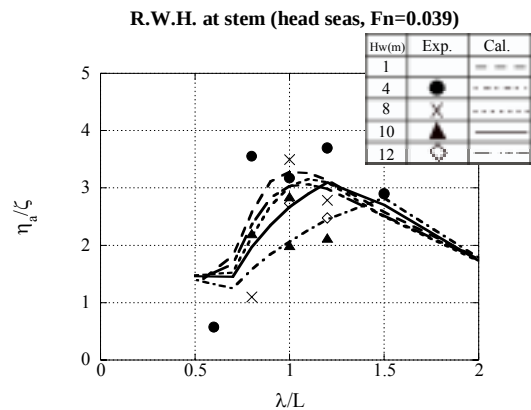


Fig.3.11 Effect of wave height on amplitude ratio of relative water height at stem (Head seas, $F_n=0.0390$)

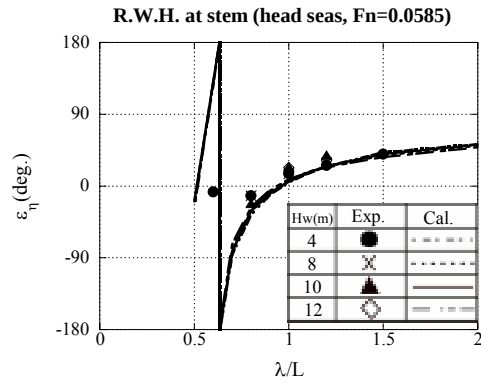


Fig.3.12 Effect of wave height on phase angle of relative water height at stem (Head seas, $F_n=0.0585$)

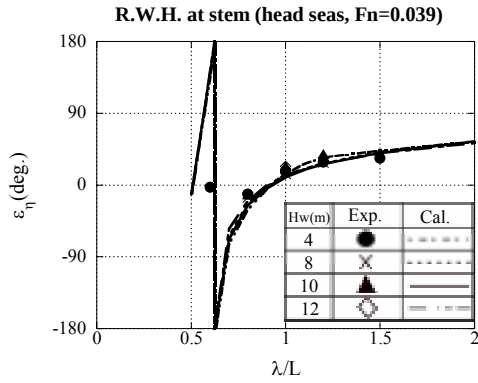


Fig.3.13 Effect of wave height on phase angle of relative water height at stem (Head seas, $F_n=0.039$)

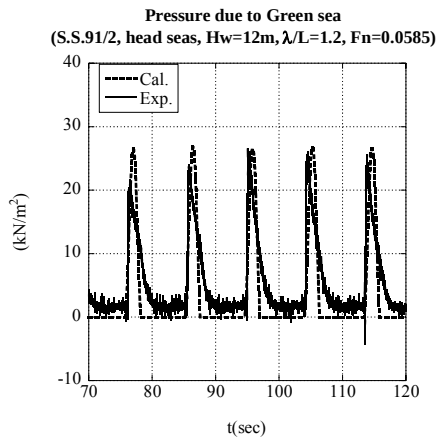


Fig.3.14 Time history of pressure due to green sea on fore deck (P3 (S.S.91/2), Head seas, $H_w=12m$, $\lambda/L=1.2$, $F_n=0.0585$)

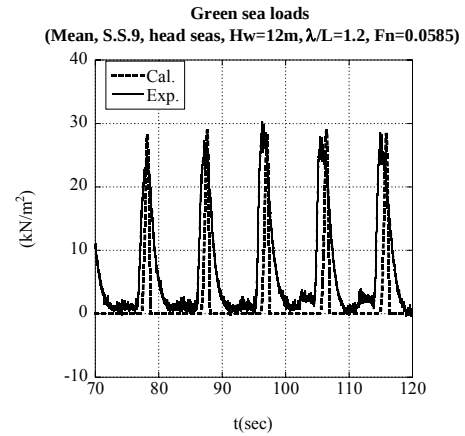


Fig.3.15 Time history of green sea load on the No.1 hatch position (Head seas, $H_w=12m$, $\lambda/L=1.2$, $F_n=0.0585$)

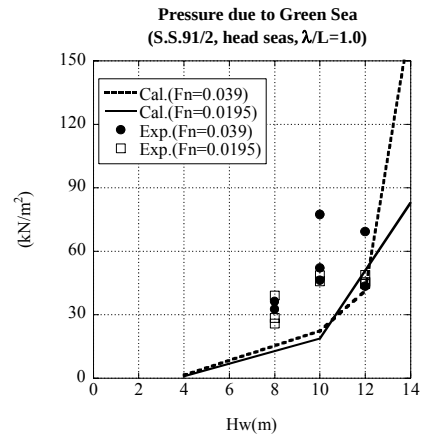


Fig.3.16 Effect of wave height on pressure due to green sea (P3 (S.S.91/2), Head seas, $\lambda/L=1.0$)

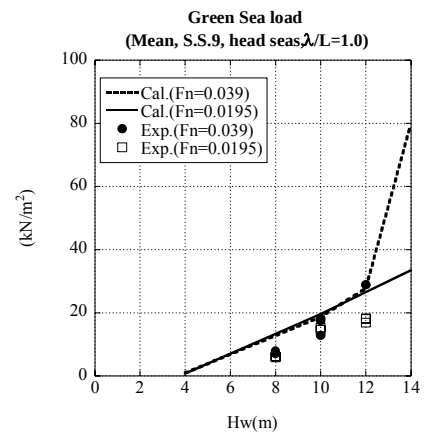


Fig.3.17 Effect of wave height on green sea load on the No.1 hatch position (Head seas, $\lambda/L=1.0$)

3.4. 打ち込み荷重の短期予測

つぎに、計測した打ち込み荷重の発生確率を定量的に検証するために、小川ら²⁰⁾により開発された打ち込み荷重の予測法を用いて超過確率の計算を行う。

小川ら²⁰⁾は、模型実験で計測した打ち込み水量及び荷重と船首相対水位の関係から、甲板冠水は、船首部を乗り越えた高さ（越波高さ）で越波高さに比例する幅で船首部から流入してくる事を確認した。同様の知見は田崎¹⁸⁾によっても得られている。この知見をもとに小川ら²⁰⁾は、打ち込み荷重の極大値 F_{max} を越波高さ δ_{max} を用いて次式のように表した。

$$F_{max} = \alpha \rho g B (\eta_{max} - f)^2 = \alpha \rho g B \delta_{max}^2 \quad (13)$$

ここで、 α は比例係数、 ρ は水の密度、 g は重力加速度、 B は船幅、 f は船首高さ、 σ_η は船首相対水位の標準偏差を表す。本研究においても同様の関係を確認したので、その一例を Fig.3.18 及び Fig.3.19 に示す。縦軸は打ち込み荷重の極大値、横軸は越波高さをそれぞれ実船スケールに換算した値で表す。実験値を印で、(13)式を用いて近似した値を線で表す。物理的考察に基づいた本近似式はよく実験結果を説明しており、有用である事が分かる。規則波中実験での結果をもとに、バルクキャリアの Fore deck で船速 14knot の場合に $\alpha=0.3$ 、中型貨物船の S.S.9 及び S.S.8 で、船速 4knot の場合は $\alpha=0.158$ 及び 0.076、同様に船速 2knot の場合は $\alpha=0.131$ 及び 0.049 とした。打ち込み荷重の極大値の確率密度関数 $p_F(F_{max})$ と船首相対水位の極大値の確率密度関数 $p_\eta(\eta_{max})$ の間には次式の関係が成り立つ。

$$p_F(F_{max})dF_{max} = p_\eta(\eta_{max})d\eta_{max} \quad (14)$$

また、相対水位のスペクトラムを狭帯域と仮定すると、船首相対水位の確率密度関数 $p_\eta(\eta_{max})$ はレーリ一分布で次式のように表すことが出来る。

$$p_\eta(\eta_{max}) = \frac{\eta_{max}}{\sigma_\eta^2} \exp\left\{-\frac{\eta_{max}^2}{2\sigma_\eta^2}\right\} \quad (15)$$

ここで σ_η は船首相対水位の標準偏差を表す。ここで、(13)及び(15)式を(14)式に代入すると、打ち込み荷重の確率密度関数 $p_F(F_{max})$ は、

$$\begin{aligned} p_F(F_{max}) &= p_\eta(\eta_{max}) \frac{d\eta_{max}}{dF_{max}} \\ &= \frac{1}{2\alpha\rho g B (\eta_{max} - f)} \cdot \frac{\eta_{max}}{\sigma_\eta^2} \exp\left\{-\frac{\eta_{max}^2}{2\sigma_\eta^2}\right\} \\ &= \frac{f \cdot \sqrt{\alpha\rho g B} + \sqrt{F_{max}}}{2\alpha\rho g B \sigma_\eta^2 \sqrt{F_{max}}} \cdot \exp\left\{-\frac{(f \cdot \sqrt{\alpha\rho g B} + \sqrt{F_{max}})^2}{2\sigma_\eta^2 \alpha\rho g B}\right\} \end{aligned} \quad (16)$$

となる。また、これを積分することにより超過確率 $P(F_{max} > F_0)$ は次式のように表す事が出来る。

$$P(F_{max} > F_0) = \int_{F_0}^{\infty} p_F(F_{max})dF_{max} = \exp\left\{-\frac{(f \cdot \sqrt{\alpha\rho g B} + \sqrt{F_0})^2}{2\sigma_\eta^2 \alpha\rho g B}\right\} \quad (17)$$

実船スケールに換算した船首相対水位の標準偏差は、不規則波中実験の結果から、バルクキャリアの船速 14knot で約 8.8(m)、中型貨物船の船速 4knot 及び 2knot でそれぞれ 5.37(m) 及び 4.84(m) であった。

この手法を用いて計算したバルクキャリアの超過確率を Fig.2.6 に点線で示す。また、中型貨物船の超過確率を Fig.3.20 及び Fig.3.21 に示す。本手法で推定した超過確率は分布形状だけでなく発生確率も実験値とよく一致しており、本手法が打ち込み荷重の発生確率推定に有用である事と実験で得られた発生確率は定量的にも合理的な結果であることがわかる。

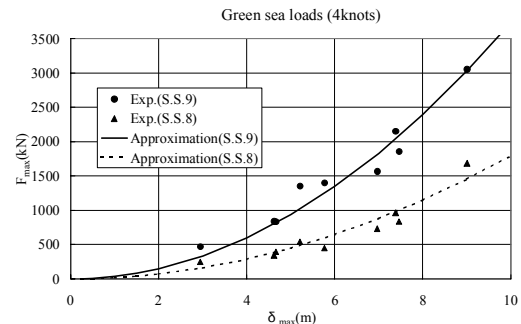


Fig.3.18 Relation between green sea loads and relative water height at stem of a cargo ship ($F_n=0.039$)

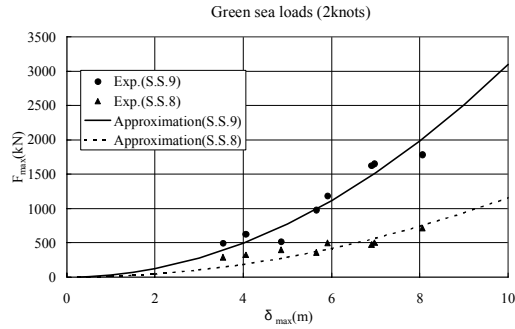


Fig.3.19 Relation between green sea loads and relative water height at stem of a cargo ship ($F_n=0.0195$)

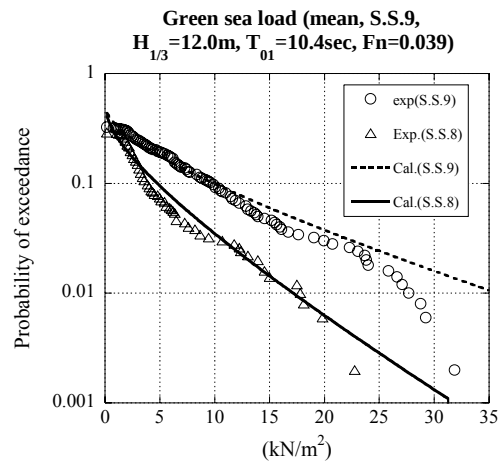


Fig.3.20 Probability of exceedance of green sea loads (mean, $\chi=180^\circ$, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=10.4\text{sec}$, $F_n=0.039$)

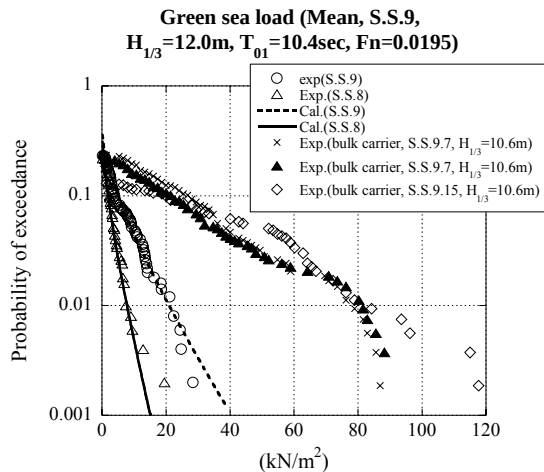


Fig.3.21 Probability of exceedance of green sea loads (mean, $\chi=180^\circ$, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=10.4\text{sec}$, $F_n=0.0195$)

3.5. フレアスラミングによる衝撃圧の計算

長波頂中でのフレアスラミングによる衝撃圧について定量的な検討を行うために、邱ら⁴⁴⁾の方法を用いて船首フレア部の圧力を計算する。各断面に働く変動揚力と浸水面形状の時間変化を考慮に入れた非線形ストリップ法⁴¹⁾により船体運動、上下加速度、相対水位を計算し、これらを用いて各位置での圧力を計算した。ストリップ法の考え方に習い、任意の位置での水圧 P を次式で考える⁴⁴⁾。

$$P = P_d + P_r + P_{ma} + P_{mj} + P_{mj}^* + P_{imp} + P_{imp}^* + P_s \quad (18)$$

ここで、 P_d は静水中での定常航走による流体力成分、 P_r は造波減衰力による流体力成分、 P_{ma} は付加質量による流体力成分、 P_{mj} 及び P_{mj}^* は付加質量の長手方向の変化による流体力のうち周期運動による成分と前進速度による成分、 P_{imp} 及び P_{imp}^* は付加質量の時間変化による流体力のうち周期運動による成分と前進速度による成分、 P_s は静水圧を表わす。

船体表面でのポテンシャルが既知であれば、船体運動による速度ポテンシャル ϕ ($=\phi_A + i\phi_S$; i は複素変数) と定常航走による速度ポテンシャル ϕ_0 ($=\phi_{A0} + i\phi_{S0}$) を用いて (18) 式は次式で表わすことができる。

$$P = VV_0 \cos \tau \frac{\partial \rho \phi_{S0}^*}{\partial x} + \omega \rho \phi_A (V_r - V_0) - \rho \phi_S \frac{\partial \phi_S}{\partial x} + V \cos \tau (V_r - V_0) \frac{\partial \rho \phi_S}{\partial x} + VV_0 \cos \tau \left(\frac{\partial \rho \phi_S^*}{\partial x} - \frac{\partial \rho \phi_{S0}^*}{\partial x} \right) - (V_r - V_0) \frac{\partial \rho \phi_S}{\partial t} - V_0 \frac{\partial \rho \phi_S^*}{\partial t} - \rho g \bar{z}_d \cos \tau \quad (19)$$

ここで、 V は船の前進速度、 V_0 は静水中での相対速度の鉛直方向成分、 τ はキールラインと静止水面のなす角 ($\tau = \theta + \tau_i + \tau_s$)、 θ は縦揺角、 τ_i は初期トリム、 τ_s は静水中航走時のトリム、 ω は出会い周波数、 ρ は流体の密度、 V_r は波浪中での相対速度の鉛直方向成分、 x は船長方向の変数、 ϕ_o^* ($=\phi_{A0}^* + i\phi_{S0}^*$) は静止時の喫水で定常航走した際の速度ポテンシャル、 g は重力加速度、 $\bar{z}_d$ は計算する位置での水深を表わす。各位置でのポテンシャルは、積分方程式法により計算し、イレギュラー周波数は、浮体の原点に吹出しと二重吹出しを分布して除去した。

正面向波中での上下揺と縦揺の振幅の応答関数の計算結果を Fig. 3.22 及び Fig. 3.23 に示す。また、F.P. 及び S.S.9 での上下加速度、船首(stem)及び S.S.91/2 での相対水位についても振幅と位相差の応答関数を波高毎に整理して Fig. 3.24 から Fig. 3.31 に示す。

船体応答及び加速度については、波高による非線

形影響をうまくとらえており、本手法により精度よく推定できる事が分かる。相対水位は、波高が小さい場合は船首部における前後方向の反射波の影響が考慮されていないため過小評価となるものの、波高が大きい場合は精度よく推定できる事が分かる。

また、本手法を用いて不規則波中での有義波高（12m）と同じ波高で相対水位の周波数応答関数を計算した。これと波スペクトラム（ISSC スペクトラム）を掛け合わせる事で相対水位の分散値を計算した。このようにして求めた相対水位の分散値を用いたレーリー分布を Fig. 2. 146 及び Fig. 2. 147 に実線で示す。本手法による結果は、実験値をよく説明している事が分かる。このように波高の非線形性を考慮して周波数応答関数を求める事で、不規則波中での超過確率の合理的な推定にも有用である事が分かる。

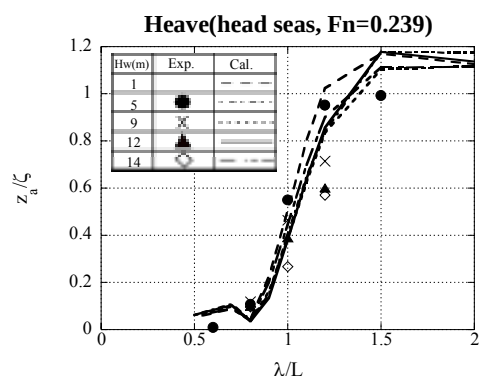


Fig.3.22 Effect of wave height on amplitude ratio of heave (Head seas, Fn=0.239)

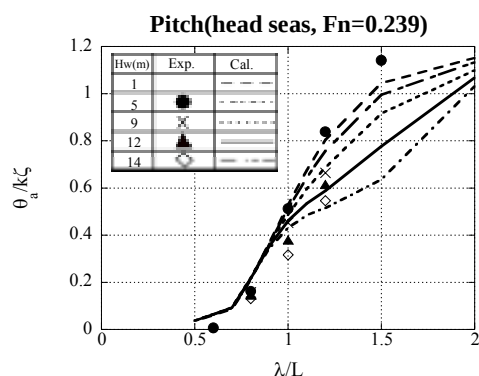


Fig.3.23 Effect of wave height on amplitude ratio of pitch (Head seas, Fn=0.239)

次に、この手法を用いて計算したフレア部の水圧の時系列を Fig. 3. 32 に示す。横軸に時間、縦軸には水圧をフルード則に基づき実船スケールに換算して示す。図中には同じ条件で計測した水圧波形を比較のために示す。計測波形は、計算に比べて腰掛部が大きくなっているものの、極大値は計算値とよく一致しており、本手法はポストバナマックスコンテナ船（船速 24.5kt : Fn=0.239）のフレアスラミングによる衝撃圧の推定に有用である事が分かる。

フレア部の水圧の極大値を比較した結果を波高毎に整理して、Fig. 3. 33 から Fig. 3. 36 に示す。本推定法は波高の影響を考慮しており、精度よく推定できている事が分かる。また、このことから長波頂中での模型実験により計測された衝撃圧は、定量的に合理的な結果である事が分かった。

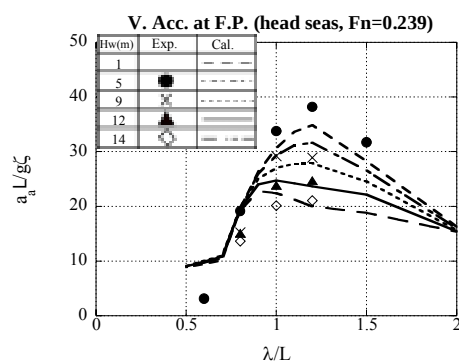


Fig.3.24 Effect of wave height on amplitude ratio of vertical acceleration at F.P. (Head seas, Fn=0.239)

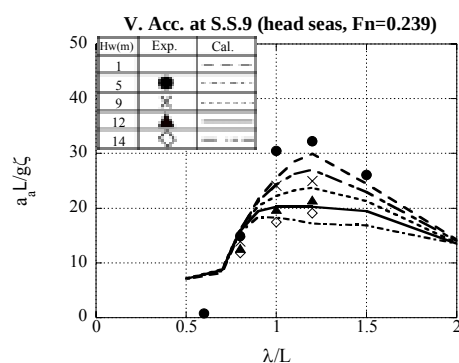


Fig.3.25 Effect of wave height on amplitude ratio of vertical acceleration at S.S.9 (Head seas, Fn=0.239)

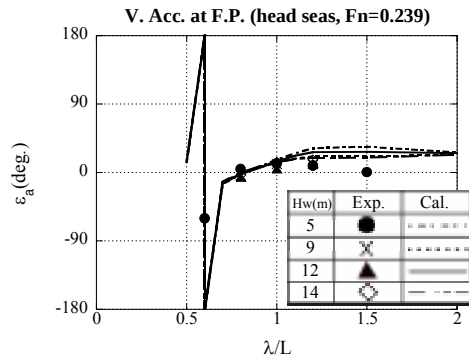


Fig.3.26 Effect of wave height on phase angle of vertical acceleration at F.P. (Head seas, $Fn=0.239$)

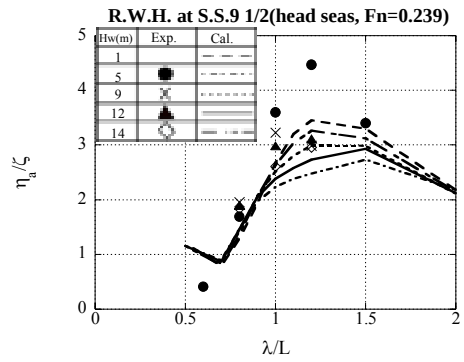


Fig.3.29 Effect of wave height on amplitude ratio of relative water height at S.S.9 1/2. (Head seas, $Fn=0.239$)

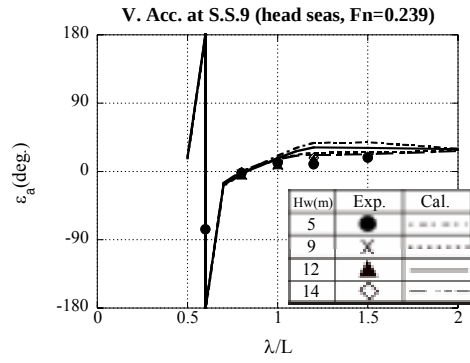


Fig.3.27 Effect of wave height on phase angle of vertical acceleration at S.S.9 (Head seas, $Fn=0.239$)

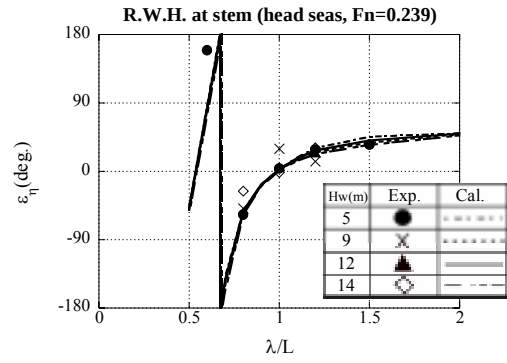


Fig.3.30 Effect of wave height on phase angle of relative water height at stem (Head seas, $Fn=0.239$)

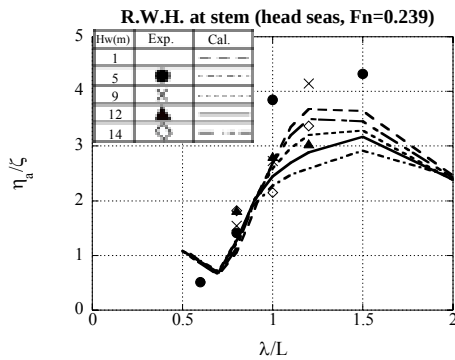


Fig.3.28 Effect of wave height on amplitude ratio of relative water height at stem. (Head seas, $Fn=0.239$)

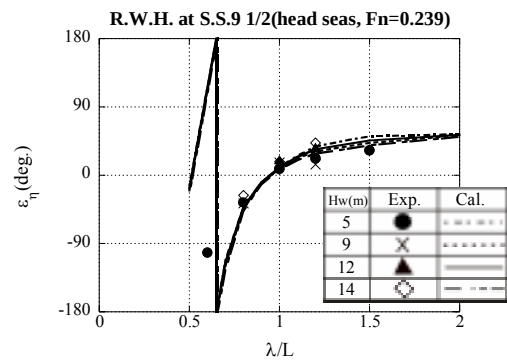


Fig.3.31 Effect of wave height on phase angle of relative water height at S.S.9 1/2 (Head seas, $Fn=0.239$)

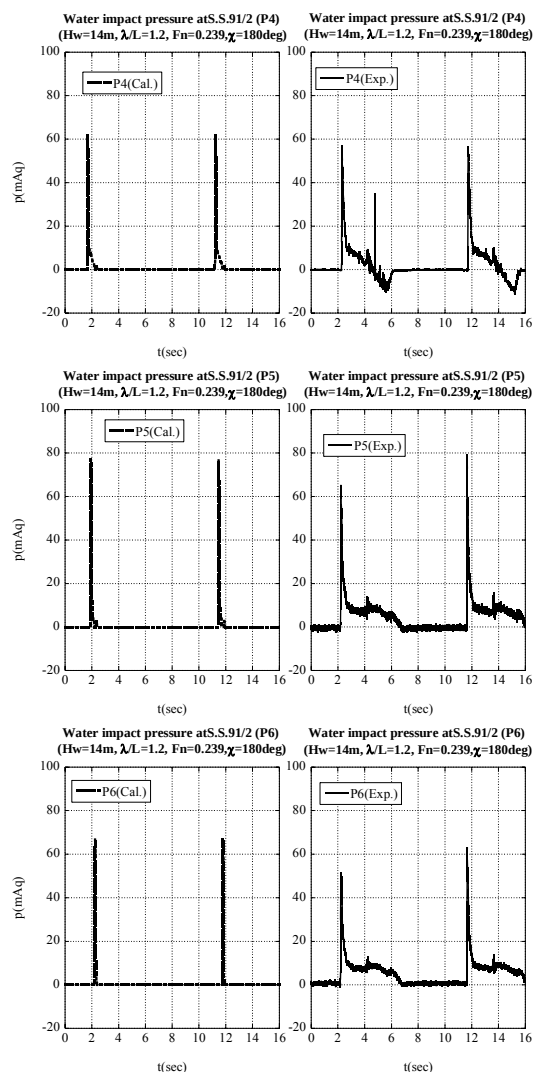


Fig.3.32 Time histories of water impact pressure (Head seas, $Fn=0.239$, $\lambda/L=1.2$, $Hw=14m$)

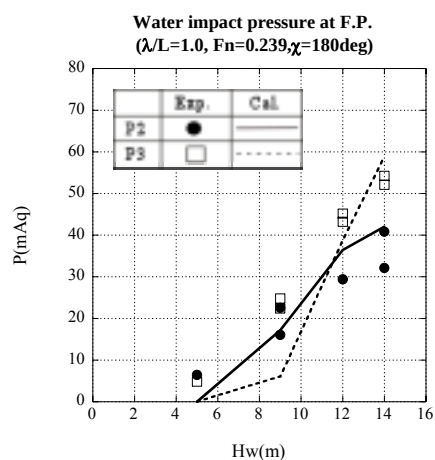


Fig.3.33 Effect of wave height on water impact pressure at F.P. (Head seas, $Fn=0.239$, $\lambda/L=1.0$)

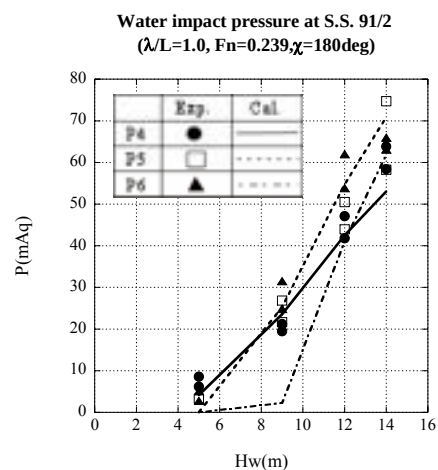


Fig.3.34 Effect of wave height on water impact pressure at S.S.91/2 (Head seas, $Fn=0.239$, $\lambda/L=1.0$)

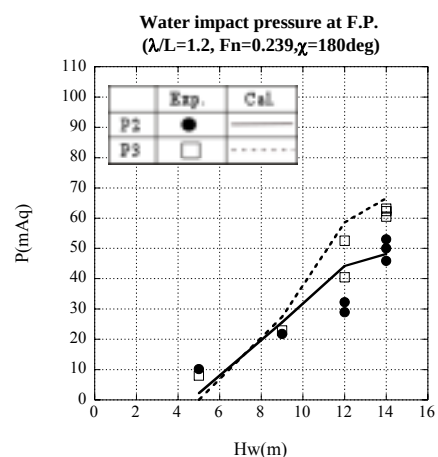


Fig.3.35 Effect of wave height on water impact pressure at F.P. (Head seas, $Fn=0.239$, $\lambda/L=1.2$)

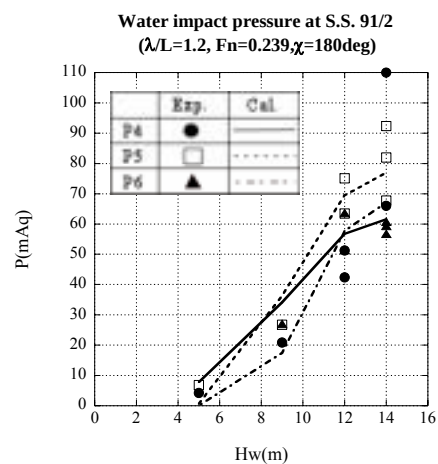


Fig.3.36 Effect of wave height on water impact pressure at S.S.91/2 (Head seas, $Fn=0.239$, $\lambda/L=1.2$)

3.6. フレアスラミングによる衝撃圧の予測法

これまでもフレアスラミングの研究は数多く行われている。相対速度や相対傾斜と衝撃圧との関連が検討されて、これをもとに衝撃圧の予測法が提案された。しかしながら、合理的に予測を行うためには船体運動等との関連を明確にして船型によらない推定法が望ましい。これらの事を念頭におき予測法を開発したので以下に示す。

まず、衝撃圧については、Chuang の研究結果³²⁾をもとに作られた西部造船会技術研究会の方法⁵⁾にならない下記の形で表す。

$$P = A \times V_r^2 \quad (20)$$

ここで V_r は相対速度、 A は相対傾斜角 β_0 の関数を表し、 β_0 により異なる。例えば $30^\circ > \beta_0 > 18^\circ$ の場合は、

$$A = \frac{1}{2} \rho \left(\frac{\beta_0}{40} + \frac{1}{4} \right) \left(1 + \frac{\pi^2}{4} \cot^2 \beta_0 \right) \quad (21)$$

となる。ここで、 ρ は流体の密度を表す。

衝撃圧の計測位置での相対傾斜角 β_0 をそれぞれ求めて、それに対応した関数 A を計算した。相対傾斜角 β_0 と相対速度 V_r は以下のようにして求める。

相対傾斜角 β_0 は、船体のフレア角 ϕ と波傾斜 ϕ_w の差として求めた。船体のフレア角 ϕ は、西部造船会技術研究会が提案する式⁵⁾にならない、Body line と Body plan から読み取ったフレア角を用いて求めた。 ϕ_w は波高波長比 H_w/λ から、 $\tan \phi_w = H_w/\lambda$ とした。これにより相対傾斜角 β_0 は、

$$\tan \beta_0 = \tan(\phi - \phi_w) = \left(\frac{2\pi g \tan \phi - \omega^2 H_w}{2\pi g + \omega^2 H_w \tan \phi} \right) \quad (22)$$

と表す。ここで、 g は重力加速度、 ω は波の角周波数を表す。

相対速度は相対水位変動から以下のように求めた。相対水位変動 η を

$$\eta = \eta_m + \eta_D = \eta_0 \cos(\omega_e t + \varepsilon_{\eta w}) \quad (23)$$

と表す。ここで、 η_m は相対変位、 η_D は Dynamic Swell up、 ω_e は出会い角周波数、 η_0 は相対水位変動の極大

値（極小値）、 $\varepsilon_{\eta w}$ は相対水位と入射波との位相差を表す。衝撃圧の時系列波形から、波面が計測点に到達したときに衝撃圧が発生するものと考えられる。そこで静水面からの高さ Z_p の計測点で、波が到達するときの時刻 T_1 とすると、(22)式から

$$Z_p = \eta_0 \cos(\omega_e T_1 + \varepsilon_{\eta w}) \quad (24)$$

と表せる。また、このときの相対速度 V_r は、(23)式から

$$V_r = \left. \frac{d\eta}{dt} \right|_{t=T_1} = -\omega_e \eta_0 \sin(\omega_e T_1 + \varepsilon_{\eta w}) \quad (25)$$

と表せるので、(24)式を用いて

$$V_r = -\omega_e \eta_0 \sqrt{1 - \left(\frac{Z_p}{\eta_0} \right)^2} = -\omega_e \sqrt{\eta_0^2 - Z_p^2} \quad (26)$$

となる。

これらの関係をもとに、相対水位変動の極大値 η_0 の確率密度関数 $p(\eta_0)$ をレーリー分布で表すと仮定する。衝撃圧 P の極大値の確率密度関数 $p(P)$ との間には、

$$p(P) dP = p(\eta_0) d\eta_0 \quad (27)$$

の関係が成り立つことから、衝撃圧 P の極大値の確率密度関数 $p(P)$ は(20)式及び(26)式を(27)式に代入して、

$$p(P) = p(\eta_0) \frac{d\eta_0}{dP} = \frac{1}{2A\omega_e^2 \sigma_\eta^2} \exp \left\{ \frac{-P}{2A\omega_e^2 \sigma_\eta^2} - \frac{Z_p^2}{2\sigma_\eta^2} \right\} \quad (28)$$

となる。ここで σ_η^2 は相対水位の分散値を表す。さらに衝撃圧 P が P_0 を超える超過確率 $P(P > P_0)$ は、

$$P(p > p_0) = \int_{p_0}^{\infty} p(P) dP = \exp \left\{ \frac{-P}{2A\omega_e^2 \sigma_\eta^2} - \frac{Z_p^2}{2\sigma_\eta^2} \right\} \quad (29)$$

となる。このようにして求めた超過確率を Fig. 3.37 中に実線及び点線で示す。波の角周波数は、平均波周期での値を用いた。また、分散値は先に示した船体応答推定法により計算した値を用いた。衝撃圧の

超過確率を精度よく推定できていることがわかる。このように相対水位の分散値から合理的に衝撃圧の超過確率の推定が可能である事が分かった。しかしながら、本研究の目的を勘案すると、長波頂中だけでなく短波頂中での推定も必要となる。本手法と同様の方法により合理的に導く必要があると言える。そのためには相対傾斜角には相対速度との相関を考慮する必要があると考えられる。よって、この部分については更に検討を進める必要があるため今後の課題としたい。

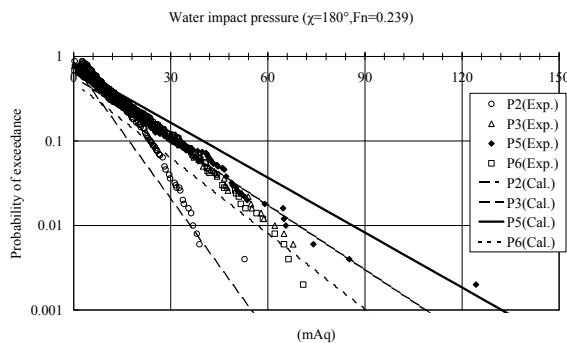


Fig.3.37 Estimated probability of exceedance of water impact pressure (Head seas, $F_n=0.239$, $H_{1/3}=12\text{m}$, $T_{01}=13.5\text{sec}$)

4．極限波浪荷重の総合評価

4．1．はじめに

前章までに示したとおり、模型実験及び理論計算により、本研究で提案した衝撃荷重の推定手法及び模型実験の結果が定量的に妥当なものであることを示した。ここでは、これらの結果を基に、ハッチカバー荷重の定量的な評価を行う。はじめに、経験則的に決められている現行基準である ICLL66 と 1998 年 7 月 1 日以降に建造契約されたバルクキャリアに適用されている IACS の統一要件 UR-S21 との比較検討を行う。次に、打ち込み荷重の動的影響について検討を行ったので以下に示す。

4．2．ハッチカバー荷重に係る現行基準の評価

不規則波中実験結果とハッチカバーに関する現行規則である ICLL66 第 16 規則及び 1998 年 7 月 1 日以降に建造契約されたバルクキャリアに適用されている UR-S21 で規定されている荷重との比較を行った。この UR-S21 で規定される荷重 P は

$$P = 19.6\sqrt{H}$$

$$H = 0.14 \cdot A_i \cdot \sqrt{\frac{V \cdot L}{C_B}} - d_f \quad (30)$$

で定義される。ここで、 A_i は荷重の船長方向分布を表わす係数、 $V(\text{knot})$ は船速、 $L(\text{m})$ は船長、 C_B は方形係数、 $d_f(\text{m})$ は、夏季満載喫水とハッチコーミングの先端との鉛直方向距離を表わす。

通常、激しい海水打ち込み荷重が発生するような荒天時では自然及び人為的減速によって船速はかなり低下している。また、ICLL66 では、第 16 規則において「規定する荷重で計算された最大応力と係数 4.25 との積が材料の最小極限強さを越えてはならない」と規定されている。なお、この係数が通常想定される安全係数に比べてかなり大きいものになっているのは、ICLL66 策定当時不明確であった荷重を安全側に考慮するためである。よって、ICLL66 を用いて強度を考える場合は、係数との相乗積で強度を考える必要があるが、ここでは遅い船速で実施した本研究での模型実験結果と荷重のみを比較する。

はじめに中型貨物船の船速 4knot で実施した正面向波不規則波中実験結果との比較を Fig. 4.1 に示す。中型貨物船の実験では船首楼甲板と S.S.9 及び S.S.8 では計測方法が異なるため直接の比較はできない。ここでは比較のために、S.S.9 及び S.S.8 の打ち込み荷重については計測面の面積で割ることで平均水圧として示す。横軸には、F.P. を 10 とした船長方向の位置を船長との無次元値で表わす。縦軸の実験値は、計測した打ち込み荷重の極大値の 1/10 最大平均値、有義値、平均値を表わす。比較のために実験値は全てフルード則にもとづき実船スケールに換算して表わす。また、比較のために ICLL66 のハッチカバー荷重と 1998 年 7 月 1 日以降に建造契約されたバルクキャリアに適用されている UR-S21 を本研究で用いた中型貨物船に適用した場合の荷重を図中に線で示す。

規則との関係を見た場合、船首楼甲板上での荷重は UR-S21 と ICLL66 の中間に相当する。一方、No.1 及び No.2 ハッチカバー位置 (S.S.9 及び S.S.8) では、ICLL66 と同等あるいはそれよりも小さい値となる。船長方向の分布を見た場合、船尾方向に行くにしたがって急激に小さくなっていることがわかる。また、荷重の大きさだけでなく船長方向の分布も UR-S21 及び LLCG のそれらとは異なることがわかる。

次に、中型貨物船の船速 2knot とバルクキャリアの船速 1.4knot で実施した正面向波不規則波中実験結果との比較を Fig. 4.2 に示す。図中には、比較のために ICLL66 のハッチカバー荷重と 1998 年 7 月 1 日以降に建造契約されたバルクキャリアに適用され

ている UR-S21 を本研究で用いた中型貨物船とバルクキャリアに適用した場合の荷重を線で示す。

中型貨物船については、4knot での結果と同様に船首楼甲板上での荷重は UR-S21 と ICLL66 の中間に相当する。また、No. 1 及び No. 2 ハッチカバー位置 (S.S. 9 及び S.S. 8) では、ICLL66 と同等あるいはそれよりも小さい値となる。一方、バルクキャリアの荷重は 1998 年 7 月 1 日以降に建造契約されたバルクキャリアに適用されている UR-S21 での荷重と同等あるいはそれよりも大きな結果となっている。ICLL66 と比較した場合、バルクキャリアの実験結果は、ICLL66 での荷重よりもかなり大きな値となる。

また、いずれの場合も実験結果は船長方向に大きく変化しており、ICLL66 のように一定値で設定するのは、合理的でないといえる。

バルクキャリアと中型貨物船の実験結果を比較すると、バルクキャリアの実験条件に比べて、有義波高が大きくかつ船速の速い、厳しい条件で計測した中型貨物船の実験結果は、バルクキャリアの結果よりも小さな荷重となった。このことから、バルクキャリアのような大型肥大船と相対的に小型で痩せ型の中型貨物船では、船体運動、相対水位変動ひいては打ち込み荷重が異なることを定量的に確認した。

これらのことから、荷重を見直す際には、船型要素及び船長方向の分布を考慮する必要がある事が分かる。

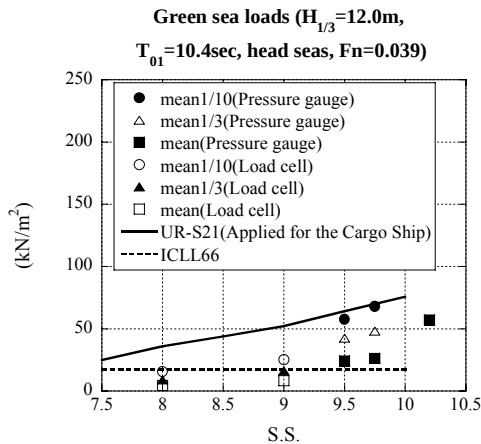


Fig.4.1 Longitudinal distribution of green sea loads on the cargo ship ($\chi=180^\circ$, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=10.4\text{sec}$, $F_n=0.039$)

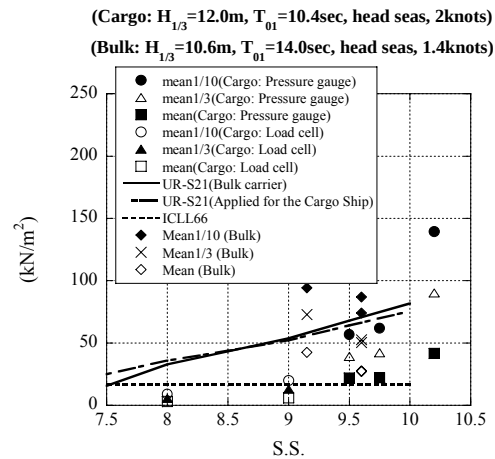


Fig.4.2 Longitudinal distribution of green sea loads ($\chi=180^\circ$, $H_{1/3}=12.0\text{m}$, $T_{01}=10.4\text{sec}$, $F_n=0.0195$)

4.3 動的応答を考慮した荷重の設定

先の章でも示したとおり、模型実験の結果から、Fig. 4.3 に示すように、ハッチカバー上の打ち込み水の挙動は主に 2 種類に分類される。主に船首から流入した水は船尾方向へ流下していくが、ハッチカバー上では、

(TypeA) そのままハッチカバー上を流下していく場合

(TypeB) ハッチカバーの前方あるいはハッチコーミングで跳ね上がった水塊がハッチカバーに落下する場合

の 2 通りの流れがある。TypeB のような海水打ち込みの場合は、打ち込み水を持つ力積は小さいにもかかわらず落下衝撃により大きなピーク値が計測される。この事は、同じく図中に示したバルクキャリア模型実験で計測された打ち込み荷重の時系列結果からも明らかである。Fig. 4.3 中の丸で囲んだ時系列の 53-54 秒や 58-59 秒のデータがそれに相当する。先にも述べたように、持続時間が短いため力積は相対的に小さくなるが、ピーク値は大きな値となっている。

ハッチカバー荷重を考える場合、単にピーク値を当てはめるのではなく動的な構造応答を考慮する必要がある。そこで Fig. 4.3 に示すような物理モデルを用いてハッチカバーの動的な構造応答を計算した。ハッチカバーに打ち込み荷重のような衝撃圧が働くと、ハッチカバーは弾性板のように動く。そこでこのようなハッチカバーの動きを、質量、spring (バネ)、damping (ダンパ) の 1 自由度の質点系でモデル化する。

$$m\ddot{x} + b\dot{x} + cx = f(t) \quad (31)$$

ここで x は変位、 m は質量、 b は減衰力係数、 c は復原力係数、 f は外力、 t は時間を表す。

この方程式を、 $t=0$ での変位と速度（初期変位と初速度）を 0 として、任意の外力 $f(t)$ を与えたときの変位は

$$x(t) = \frac{1}{m\omega_d} \int_0^t f(\tau) \exp(-\zeta\omega_n(t-\tau)) \sin\omega_d(t-\tau) d\tau \quad (32)$$

となる。この変位 x が撓みすなわちハッチカバーの構造応答を表す。ここで、 ζ は減衰係数比、 ω_n は固有角振動数 ($=\sqrt{c/m}$)、 ω_d は（減衰があるときの）固有角振動数 ($=\omega_n\sqrt{1-\zeta^2}$) である。

ここでは、バルクキャリア模型を用いた実験で得られた打ち込み荷重の時系列を入力として(32)式の計算を行った。このモデルの質量は、Cape サイズバルカーのハッチカバーの質量を想定した 50ton とした。また、面積は 14(m)×9(m)と仮定した。

オランダ海事研究所 (MARIN) の調査²¹⁾によるとハッチカバーの固有振動数は約 10.9Hz と言われている。ここでは減衰があるときの固有振動数が 10.9Hz となるように減衰力係数（ダンパの強さ）と復原力係数（バネの強さ）を決めた。その際、ハッチカバーは固有振動数が高い事及びかなりの数の骨が入っている事から減衰力が強いと考えられるので減衰係数比 $b/2\sqrt{mc}$ を 0.8 と定義した。

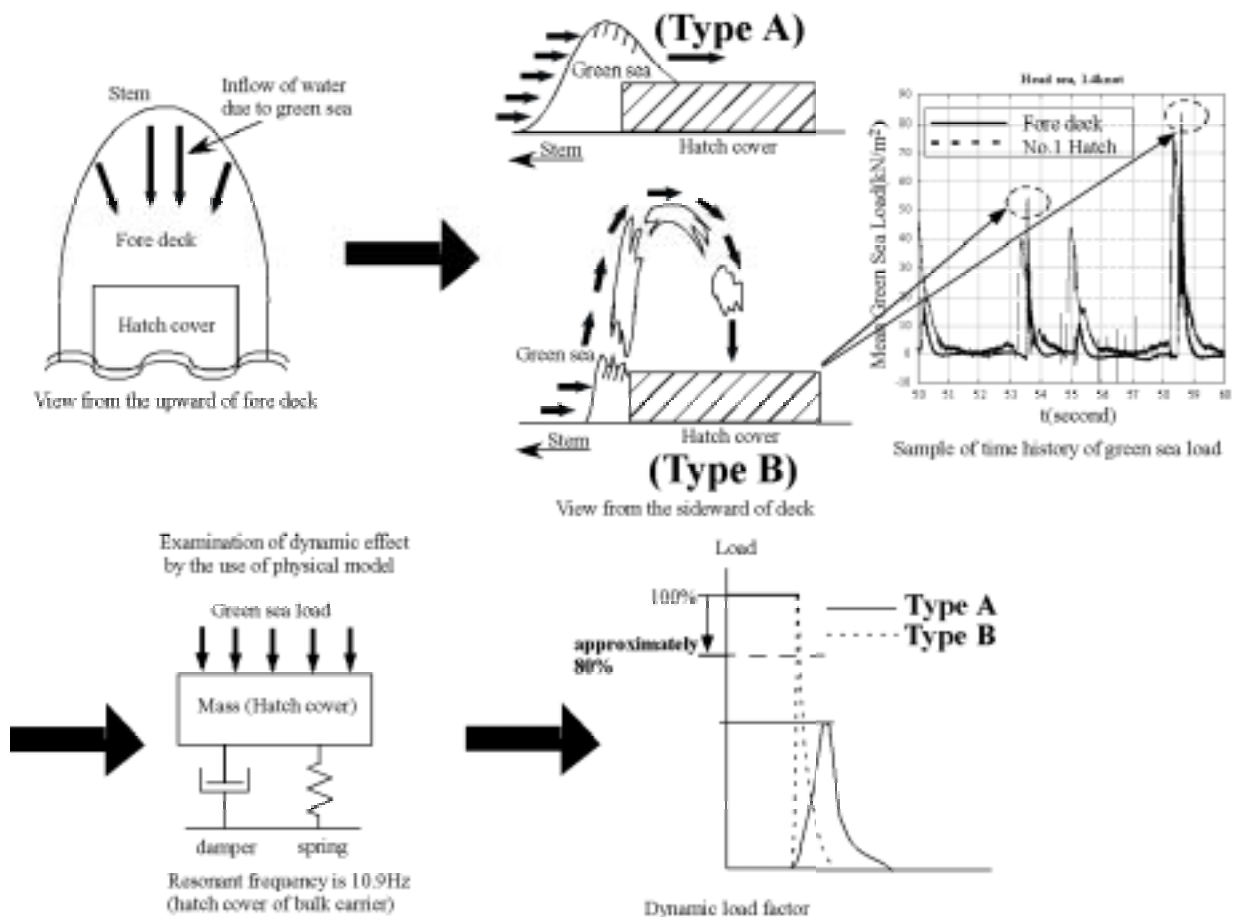


Fig.4.3 The effect of dynamic load factor on the hatch cover load

Fig. 4.4 に実験で計測した荷重を入力とした場合と荷重の極大値を静的に作用させた場合の構造応答を示す。静的に作用させた場合の構造応答（撓み）の最大値は動的影響を考えない場合の約 82%となっている。このことからコーミングで跳ね上がった水がハッチカバーに落下するような海水打ち込みでは動的な影

響が無視できないことが明らかとなった。中型貨物船の模型実験では、バルクキャリア模型による海水打ち込み実験の結果をもとに、（TypeA）の打ち込み荷重がハッチカバー荷重を検討する上で重要と考えた事からコーミングをつけない平らな甲板を用いて実験を行った。ハッチコーミングの高さの分だけ当

該位置に乗り上げる甲板冠水の水位は高くなる、すなわち荷重が大きくなるので、本実験の結果は荷重を大きく見積もっている事となる。そのため計測した荷重を用いて検討する事はハッチカバーにとって安全側の検討であると言える。中型貨物船の実験での打ち込み荷重の計測波形を確認したところ、この実験では(TypeA)の荷重のみが発生した。これらの結果から、バルクキャリアの実験結果を基準等の検討に用いるには動的影響を考慮する必要があるが、中型貨物船の実験結果については考慮しない事とする。

また、今回の見直し作業で同時に検討を行った第39規則の船首乾舷式の改正案によれば、バルクキャリアの船首高さは少なくとも0.1mから0.3m程度増加する。本研究においてこれまでに示したように、船首高さの増減が打ち込み発生確率ひいては打ち込み荷重に大きく影響を及ぼすことは明らかである。よって、合理的なハッチカバー荷重を設定するためには、これらの影響を定量的に考慮する必要があると考えられる。

そのため本研究で示した予測手法を用いて、船首高さの増加が打ち込み荷重に及ぼす影響について調べた。はじめに、ICLL66で規定される船首高さでの打ち込み荷重の超過確率を計算する。次に船首高さを変化した場合の打ち込み荷重の超過確率を計算し、ICLL66で規定される船首高さでの計算結果と同じ超過確率で荷重を比較した。ICLL66で規定される船首高さでの荷重を100とした場合の比を求めた。本研究で用いたバルクキャリアについての結果をFig. 4.5に示す。この事から、船首高さの増加が、打ち込み荷重の減少に大きく影響を及ぼすことが明らかとなった。本研究で用いたバルクキャリアの場合、2~6%は荷重を減じてでも現行基準で規定される最小船首高さを用いた場合と発生確率は等価である事がわかる。

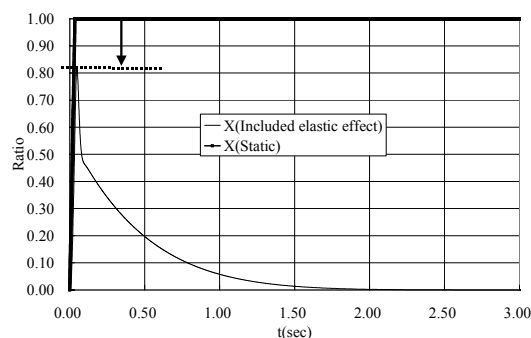


Fig.4.4 Structural response owing to the green sea loads

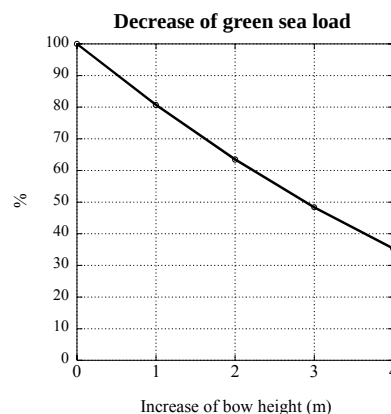


Fig.4.5 The effect of bow height on the green sea loads

5 . 結言

海水打ち込みによる打ち込み荷重及びフレアスラミングによる衝撃圧といった極限波浪荷重の合理的な推定手法の開発及び安全基準等へ適用のための研究を実施した。

このうち、海水打ち込みについては、バルクキャリア及び中型貨物船を用いた模型実験を実施し、船首甲板及びハッチカバーに働く打ち込み荷重を計測した。これらの計測結果の妥当性を定量的に評価するために、洪水流モデルを用いた打ち込み荷重推定法をハッチカバー上の打ち込み荷重の推定に拡張した。また、打ち込み荷重を考慮した船体運動推定法を開発した。更に、著者の一人が開発した打ち込み荷重の予測法を用いて打ち込み荷重の発生確率についても検討を行った。これらの検討結果をもとに合理的なハッチカバー荷重について検討を行い、以下の事がわかった。

- (1) 打ち込み荷重は、船速の低下や出会い方位が向波から横波になるにつれて一般的に小さくなるといわれている。バルクキャリア及び中型貨物船を用いた本研究での実験で打ち込み荷重を直接計測する事によりこの事を確認した。
- (2) 甲板上での打ち込み荷重の船長方向の分布を見た場合、船尾方向に行くにしたがって急激に小さくなっていることが分かった。
- (3) 洪水流モデルを用いて推定した打ち込み荷重は、実験結果をよく説明しており、本推定手法の妥当性だけでなく実験結果が定量的に合理的な結果であることが明らかとなった。
- (4) 本予測手法を用いて推定した打ち込み荷重の超過確率は実験値とよく一致しており、発生確率の観点からも本研究で計測した打ち込み荷重は

合理的な結果であることが明らかとなった。

- (5) バルクキャリア模型の打ち込み荷重は、ICLL66で設定する荷重を大きく上回る結果となった。
- (6) 中型貨物船模型の打ち込み荷重は、UR-S21 及び LLCG 案よりも現行の ICLL66 で規定される打ち込み荷重に近い結果となった。また、船長方向の分布は UR-S21 及び LLCG のそれとは異なることがわかった。これらのことから、打ち込み荷重及びその船長方向の分布についても船型要素を考慮して検討する必要があると考えられる。
- (7) 船首から流入した水は船尾方向へ流下していくが、ハッチカバー上の打ち込み水の挙動は、(TypeA) そのままハッチカバー上を流下していく場合と (TypeB) ハッチコーミングに衝突して跳ね上がった水がハッチカバーに落下する場合の 2 種類に主に分類される事が分かった。
- (8) コーミングで跳ね上がった水がハッチカバーに落下するような海水打ち込みでは動的な影響を考慮する必要がある、計測した極大値の 8 割程度で考える必要がある。
- (9) 打ち込み荷重は船首高さの影響を大きく受けるため、これについても注意を払う必要がある。バルクキャリアの場合、船首高さを 0.3m 増加すると、もとの船首高さを持つ船に比べて打ち込み荷重は 6%程度減少する事が分かった。

また、フレアスラミングによる衝撃圧については、大波高規則波及び不規則波中で、ポストパナマックスコンテナ船模型を用いた実験を実施して、船首フレア部の衝撃圧等の計測を行った。実験結果を用いて上下加速度や相対水位の推定精度の検討、また船体運動との関連を明確にして船型や実験係数によらない予測法についての検討を行ったところ以下のことがわかった。

- (10) 船体運動だけでなく、船首部相対水位や上下加速度についても浸水面形状の時間変化を考慮することで大波高中での応答を精度よく計算できる。しかしながら、船首部相対水位については船長方向の反射波の影響を考慮する必要がある。
- (11) 浸水面形状の時間変化を考慮した計算法で求めた分散値を用いることで、相対水位の超過確率を精度よく推定出来る。
- (12) 本研究で開発した船体運動計算法を用いて推定した衝撃圧は実験結果と時系列で比較したところよく一致した。このことから本手法の妥当性だけでなく、長波頂中で計測した衝撃圧は定量的に合理的な結果である事が分かる。
- (13) 本実験で計測した長波頂中で衝撃圧の最大値は、これまでの研究と同様に損傷事例から考えられる塑性崩壊水压に比べると小さい値とな

る。

- (14) 本研究で示した手法により、相対水位の分散値から船型によらない合理的な衝撃圧の超過確率の推定が可能である事が分かった。

ここでの知見は、IMO におけるハッチカバー荷重の見直し作業のための技術的資料²³⁾²⁶⁾²⁹⁾として活用された。改正案¹⁾は、B-60 及び B-100 船とそれ以外の B 型船舶を別々に船長の関数として規定する事となった。また、甲板上の打ち込み荷重は船長方向に変化するものとして規定された。ここで規定する荷重の値は、日本が提案した値よりも一層現行基準を強化する値となったが、船種によって区別する事、船長方向の変化を考慮する事等については、本研究の成果が反映された。

フレアスラミングに関する本研究での実験結果は、日本海事協会における規則の見直しに係る技術的資料として活用された。

謝辞

海水打ち込みによる打ち込み荷重の研究の一部は、日本財団の助成事業である「船舶関係諸基準に関する調査研究」において(社)日本造船研究協会と独立行政法人海上技術安全研究所の共同研究として実施した事を付記し、関係各位に謝意を表します。

また、本研究のうちバルクキャリアに関する模型実験については、東京大学大学院新領域創成科学研究科影本浩教授、財団法人日本海事協会及び財団法人日本造船技術センターとの共同研究の一部として実施したものである事を付記し、関係各位に謝意を表します。

中型貨物船に関する模型実験及びフレアスラミングによる衝撃圧の研究の一部は、横浜国立大学海洋空間のシステムデザイン教室荒井誠教授及び財団法人日本海事協会との共同研究として行われたものであることを付記し、関係各位に謝意を表します。

参考文献

- 1) Report of the Maritime Safety Committee on its Seventy-Sixth Session, MSC/76/23/Add.1, IMO, December, 2002
- 2) 小川剛孝、田口晴邦、石田茂資、渡辺巖、沢田博史、辻本勝、南真紀子：合理的な乾舷設定法に関する研究、船舶技術研究所報告第 37 巻第 6 号、2000、pp.19-98
- 3) 日本造船研究協会：波浪外力に関する水槽試験、第 131 研究部会報告書 No. 213、1975
- 4) 竹川正夫：不規則波における船首波浪衝撃圧について—その 1 水槽実験—、日本造船学会論文

- 集第 140 号、1976、pp1-10
- 5) 西部造船会技術研究会：船体の損傷に関する調査研究(4)―波浪による船首外板の損傷とその対策―、西部造船会技術研究会研究報告第 16 号、1974
 - 6) 中村靖：大型化するコンテナ船運搬船についての展望と技術的考察、日本海事協会誌第 256 号、2001
 - 7) 郷田国夫、宮本 武：「二次元模型実験の大振幅動揺試験による変動水圧および甲板水圧の計測」、西部造船学会会報第 49 号 (1975)、pp. 17-27
 - 8) 郷田国夫、宮本 武：「二次元模型実験による甲板水圧の研究」、日本造船学会論文集第 140 号 (1976)、pp16-22
 - 9) 溝口純敏：「デッキ打ち込み水の挙動について」、日本造船学会論文集第 163 号 (1988)、pp. 150-159
 - 10) 栖原寿郎、肥山 央、古賀洋治：「水塊の衝突圧力と弾性板の応答」、西部造船学会会報第 46 号 (1973)、pp151-161
 - 11) 川上益男、田中一雅：「肥大船の青波衝撃と過渡振動について」、西部造船学会会報第 50 号 (1975)、pp181-195
 - 12) 竹沢誠二、小林顕太郎、萩野 功、沢田和男：「大波高不規則正面向波中における Deck Wetness および甲板衝撃水圧について」、日本造船学会論文集第 141 号 (1976)、pp86-96
 - 13) R. N. Newton : "Wetness Related to Freeboard and Flare", Transaction R. I. N. A., vol. 102, (1960), pp49-81
 - 14) Lloyd, A. R. J. M., Salsich, J. O. and Zseleczy, J. J. : "The Effect of Bow shape on Deck Wetness in Head Seas", Transaction R. I. N. A., vol. 128, (1986), pp. 9-25
 - 15) J. F. O' Dea and D. A. Walden : "The effect of Bow Shape and Nonlinearities on Prediction of Large Amplitude Motions and Deck Wetness", Proc. 15th Symp. on Naval Hydrodynamics, (1984), pp163-176
 - 16) 高木 健、内藤 林：「海水打ち込みと船首形状の影響について」関西造船協会誌 220 号 (1993)、pp111-120
 - 17) S. Mizoguchi : "Design of Freeboard Height with the Numerical Simulation on the Shipping Water", PRADS' 89, (1989), pp1-8
 - 18) 田崎 亮：船舶の波浪中における甲板上への海水打ち込みについて、運輸技術研究所報告、第 11 巻、第 8 号、1961、pp1-32
 - 19) 小川剛孝、田口晴邦、石田茂資：「海水打ち込みによる甲板水量及び甲板荷重に関する実験的研究」、日本造船学会論文集第 182 号 (1997)、pp. 177-185
 - 20) 小川剛孝、田口晴邦、石田茂資：青波による甲板荷重及び甲板水量の予測法に関する研究、日本造船学会論文集第 185 号 (1999)、pp. 61-73
 - 21) Further green sea loads results of seakeeping model tests on a range of bulk carriers, submitted by United Kingdom, MSC/72/4/1/add.1, IMO, March, 2000
 - 22) Bulk carrier model test progress report, submitted by United Kingdom, MSC/74/5/1/, IMO, March, 2001
 - 23) Green sea loads on hatch cover and deck wetness derived from seakeeping test on bulk carriers, submitted by Japan, SLF/44/4/10, IMO, September, 2001
 - 24) Report of the correspondence group, submitted by Germany of Netherlands, SLF/44/4/2, IMO, September, 2001
 - 25) Bulk carrier model test progress report, submitted by United Kingdom, MSC/75/5/3/, IMO, March, 2002
 - 26) Green sea loads on deck derived from seakeeping test on general cargo ship, submitted by Japan, SLF/45/4/8, IMO, May, 2002
 - 27) Hatch cover environmental loads, submitted by United Kingdom, SLF/45/4/12, IMO, May, 2002
 - 28) IACS Unified requirement UR S21, submitted by the International Association of Classification societies (IACS), MSC/76/5/20/, IMO, November, 2002
 - 29) Hatch cover design environmental criteria, submitted by Japan, MSC/76/12/4/, IMO, November, 2002
 - 30) MARIN model tests - green sea hatch loading on bulk carriers, submitted by the United Kingdom, MSC/76/INF.10, IMO, November, 2002
 - 31) Summary of the statistical analysis of the seakeeping model tests, submitted by the United Kingdom, MSC/76/INF.11, IMO, November, 2002
 - 32) Chuang, S. L. : Investigation of Impact of rigid and elastic bodies with water, Naval Ship Research Center Report 3248, 1970
 - 33) Arai, M., Cheng, L. Y., Inoue, Y. : A computing method for the analysis of water impact of arbitrary shaped bodies (1st report), 日本

- 造船学会論文集第 176 号, 1994, pp.233-240
- 34) Arai, M., Cheng, L.Y., Inoue, Y. : A computing method for the analysis of water impact of arbitrary shaped bodies (2nd report), 日本造船学会論文集第 177 号, 1995, pp.91-99
- 35) Vassalos, D., Guarin, L. and Jasionowski: "Seakeeping and Seaworthiness of Bulk Carriers in Extreme weather conditions", Proc. 4th Osaka Colloquium on Seakeeping Performance of Ships(2000)
- 36) Shoichiro Hayami : " On the Propagation of Flood Waves", Bulletin of Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University, No. 1 (1951)
- 37) 田崎亮:「船舶の波浪中における甲板上への海水打ち込みについて」、運輸技術研究所第 11 巻第 8 号(1961)
- 38) Buchner, B. : On the impact on green water loading on ship and offshore unit design, Proc. Practical design of ship and mobile units, 1995, pp.1430-1440
- 39) Ogawa, Y., Minami, M., Tanizawa, K., Kumano, A., Matsunami, R., Hayashi, T. : Shipping Water Load due to Deck Wetness, Proceedings of The 20th International Offshore and Polar Engineering Conference, 2002
- 40) Kapsenberg, G.K. and de Kat, J.O. : "Effect of Freeboard and Bow Height on Green Water Loads for a General Purpose Cargo Ships", Proc. 4th Osaka Colloquium on Seakeeping Performance of Ships(2000), p.69-78
- 41) Fujino, M., Chiu, F. : Vertical motions of high-speed boats in head sea and wave loads, Journal of society of Naval Architects of Japan Vol.154, 1983, pp.151-163
- 42) Ohmatsu, S. : On the irregular frequencies in the theory of oscillating bodies in a free surface, Papers of Ship Research Institute Vol.48, 1975, pp.1-13
- 43) 渡邊 巖、沢田博史:「二方向不規則波中の船体縦曲げモーメントに及ぼす船体弾性応答の影響」、日本造船学会論文集第 158 号(1985)、pp.280-290
- 44) 邱 逢琛、周 顯光、李 雅榮:「向波中を航走する高速艇の船底水圧について」、日本造船学会論文集第 171 号(1992)、pp.147-155