大型コンテナ船の波浪縦曲げモーメントの非線形性について

技術研究所　三宅 竜二、朱 庭耀、熊野 厚

1. 緒　言

近年、コンテナ船の大型化が進み、パナマックス型コンテナ船を大きく上回るポストパナマックス型コンテナ船が建造・運航されている。このような大型コンテナ船は、船首部に大きなフレアを有するために、大波高中では、バウフレアスラミングやバウフレア部での急激な浸水面の変化により縦曲げモーメントが大きな影響を受け、サギングモーメントがホギングモーメントに比べて極めて大きくなる等の非線形性[1)2)3)4)5)]を有することが予想される。

一方、波浪荷重の推定には、現在、実用的に確立した手法として線形ストリップ法が広く用いられている。しかしながら、線形ストリップ法は線形理論であるために、大波高時における非線形性を考慮することができない。このため、線形ストリップ法により得られた波浪荷重を用いて大型化するコンテナ船の船体縦強度を適切に評価することは難しいと思われる。

本研究では、大型コンテナ船の縦強度に密接に関係する波浪縦曲げモーメントについて、最新の大型コンテナ船模型による水槽試験結果を用いて、大波高中での非線形性を調査・考察すると共に、水槽試験結果と非線形時刻歴ストリップ法(SR-SLAM)及び弱非線形ランキンソース法による計算結果を比較検討することで、大型コンテナ船における波浪縦曲げモーメントの非線形性について調査・検討した。さらに、非線形時刻歴ストリップ法(SR-SLAM)及び弱非線形ランキンソース法の実用性を検討した結果についても併せて報告する。

2. 水槽試験

2.1　供試模型

供試模型は海上技術安全研究所で設計されたポストパナマックス型コンテナ船型であり、船体断面の波浪荷重を計測するために、Fig.1 に示すようにS.S.2.5, 5.0, 7.5 の 3 断面で 5 分力計を介して接続された 4 分割模型である。この模型の主要目をTable 1 に示す。ここで、表中のGM_Tはロール方向のGMを示している。模型船の重量分布については、近年の大型コンテナ船における代表的な重量分布を求め、各分割模型に適用した。この模型船の重量分布をTable 2 に示す。ここで、κ_{xx}/B、κ_{yy}/Lppは、各々の重心位置でのロール方向及びピッチ方向に関する環動半径の無次元値を示している。またLCGは船体中央部からの重心距離を示しており、船首方向を正とした。

2.2　試験方法及び計測項目

水槽試験は三菱重工業長崎研究所耐航性能水槽(長さ 160m, 幅 30m, 水深 3.5m)において実施した。水槽試験は XY 曳引車により模型船を曳航し、6 自由度ガイド装置を用いて計測を行った。曳航点は模型船の重心とし、Surge, Sway, Yaw に関する復原力を付加するために、前後、左右方向にコイルばねを取り付けた。

水槽試験における計測項目は、船体運動、波浪変動圧力、波浪断面力(水平・垂直剪断力、捩り・縦曲げ・水平曲げモーメント)であり、計測装置の取り付け位置を Fig.1 に示す。

2.3 試験条件

本水槽試験は、入射波の波長と出会角及び入射波高を系統的に変化させた試験パラメータとしたことに特徴があり、Table 3 に示すように、波高を 3 種類、波長船長比を 10 種類、入射角を 7 種類、船速を 2 種類変化させて規則波中での水槽試験を行った。入射波との出会角については、向波を 180deg.、追波を 0deg.とした。但し、波高 15m については、18.4knots のみの水槽試験を行った。また波高 15m では、短波長域で波崩れが起きるために、波長船長比が 0.3～0.7 の範囲では計測を行うことができなかった。

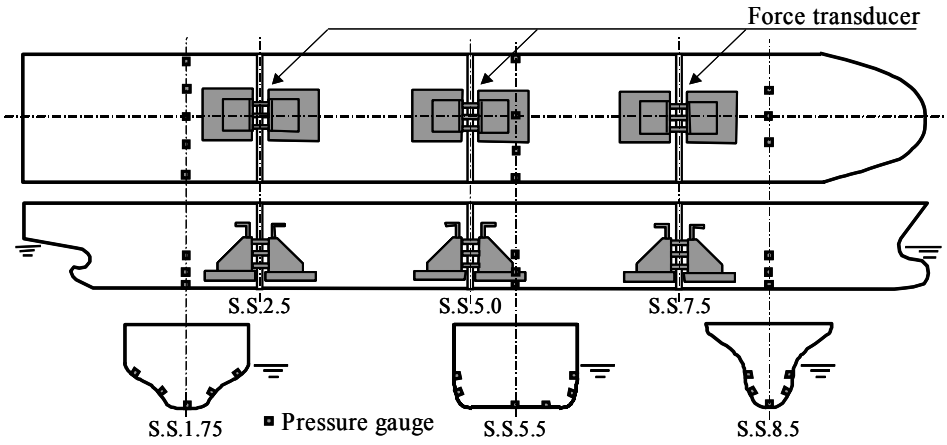

Fig.1 The arrangement of pressure gauges and force transducers

Table1 Principal particulars of the model

	Ship	Model
Length (Lpp) (m)	283.8	5.000
Breadth (B) (m)	42.8	0.754
Draft (d) (m)	14.0	0.274
GM_T (m)	1.08	0.019
Displacement (Δ)	109480 (ton)	584.1(kgf)

Table2 Weight distribution of the model

S.S.A	S.S.B	W(kgf)	LCG(m)	KG(m)	κ_{xx}/B	κ_{yy}/Lpp
0.0	2.5	116.27	-1.862	0.360	0.375	0.062
2.5	5.0	186.58	-0.634	0.318	0.364	0.057
5.0	7.5	192.69	0.633	0.304	0.351	0.057
7.5	10.0	88.56	1.722	0.303	0.315	0.061
Overall		584.10	-0.104	0.320	0.356	0.243

Table3 Parameters for tank test

Incident waveheight (m)	3.5, 9.0, (15.0 ;only 18.4knots)
λ/L	0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9 1.0, 1.2, 1.6
Incident wave angle (deg.)	0, 30, 60, 90, 120, 150, 180
Ship speed (knot)	18.4, 24.5

3. 数値計算

3.1 非線形時刻歴ストリップ法（SR-SLAM）

本研究に用いた非線形時刻歴ストリップ法(SR-SLAM)は、山本らによって開発された非線形船体応答計算法(T-SLAM)[6)]を基にSR194[7)]において作成された計算法であり、正面向波中を航行する船体の縦応答及び縦荷重を総合的にシミュレートすることができる。船体浸水部の時間的変化、波浪衝撃荷重の発生等を考慮した定式化により、剛体運動、弾性運動の相互関連性を損なうことなく応答を求めることができる。二次元流体力はLewis form近似による流体力を用いており、衝撃力は付加質量の時間変化に比例する運動量変化による成分と水線面が船長方向に移動することによる運動量変化による成分を考慮している。尚、本研究では船体を剛体として計算を行った。

3.2 弱非線形ランキンソース法

波浪断面力の非線形性は、静的復原力とフルード・クリロフ力の非線形性の影響が最も大きいこと[2)]が知られていることから、本研究では、静的復原力とフルード・クリロフ力の非線形性のみを考慮した近似的な非線形計算手法として、弱非線形ランキンソース法を開発した。静的復元力とフルード・クリロフ力に関しては、各時刻の浸水面の変化を考慮して評価を行い、Radiation力及びDiffraction力に関しては、当該出会周波数で船体が定常動揺しているとして、予め周波数領域において線形三次元ランキンソース法[8)]により求めておいた値を用いる。

4. 水槽試験結果及び数値計算結果

波浪縦曲げモーメントが最大となる入射波との出会角は、水槽試験結果及び数値計算結果共に正面向波であった。このため、紙面の都合上、船体縦強度評価において極めて重要であると考えられる正面向波(180deg.)における結果について以下に示す。

4.1 船体運動

Fig.2、Fig.3 に向波における船体運動の応答関数(RAO)を示す。横軸に波長船長比λ/Lを、縦軸に入射波の振幅(Pitchは波傾斜)で無次元化した単位波振幅あたりの運動変位の振幅を示す。波高(Hw)は実機換算値であり、図中の"Exp."、"SR-SLAM"及び"RANKINE"は各波高における水槽試験結果、SR-SLAM及び弱非線形ランキンソース法による計算結果を示している。また、出会波周期と同じ周期を持つ一次成分の振幅(1st harmonics)のみならず、応答の非線形性を調べるために、二次、三次における成分の振幅(2nd, 3rd harmonics)についても図中に示した。また、図中の"Linear STRIP"及び"Linear RANKINE"は、それぞれ線形ストリップ法[8)]、線形ランキンソース法[8)]による計算結果を示している。尚、線形ストリップ法は二次元流体力をClose-Fit法により求めており、SR-SLAMは、Lewis form近似により求めていることから、比較のために、微小振幅波として波高 0.1mにおけるSR-SLAMの計算結果を"1st(Hw=0.1m)"として図中に示した。また、図中の"Sv"は、静水中航走時における船体の姿勢変化量(Sinkage, Trim)を、"Sv+D0"は波浪中航走時における運動変位の平均値(Mean)を示している。さらに"D0"は波浪中航走時における運動変位の平均値(Sv+D0)と静水中航走時における船体の姿勢変化量(Sv)の差であり、波浪中航走時における運動の定常成分(ゼロ次成分)を意味している。姿勢変化における符号の定義は、Sinkageについては船体が浮上した時を正、Trimについては船首が上がった時を正とした。

Fig.2、Fig.3 における水槽試験結果より、Heave 運動及び Pitch 運動は、波高 15m のような大波高中においても、二次・三次成分がほとんど見られない。しかしながら、一次成分の振

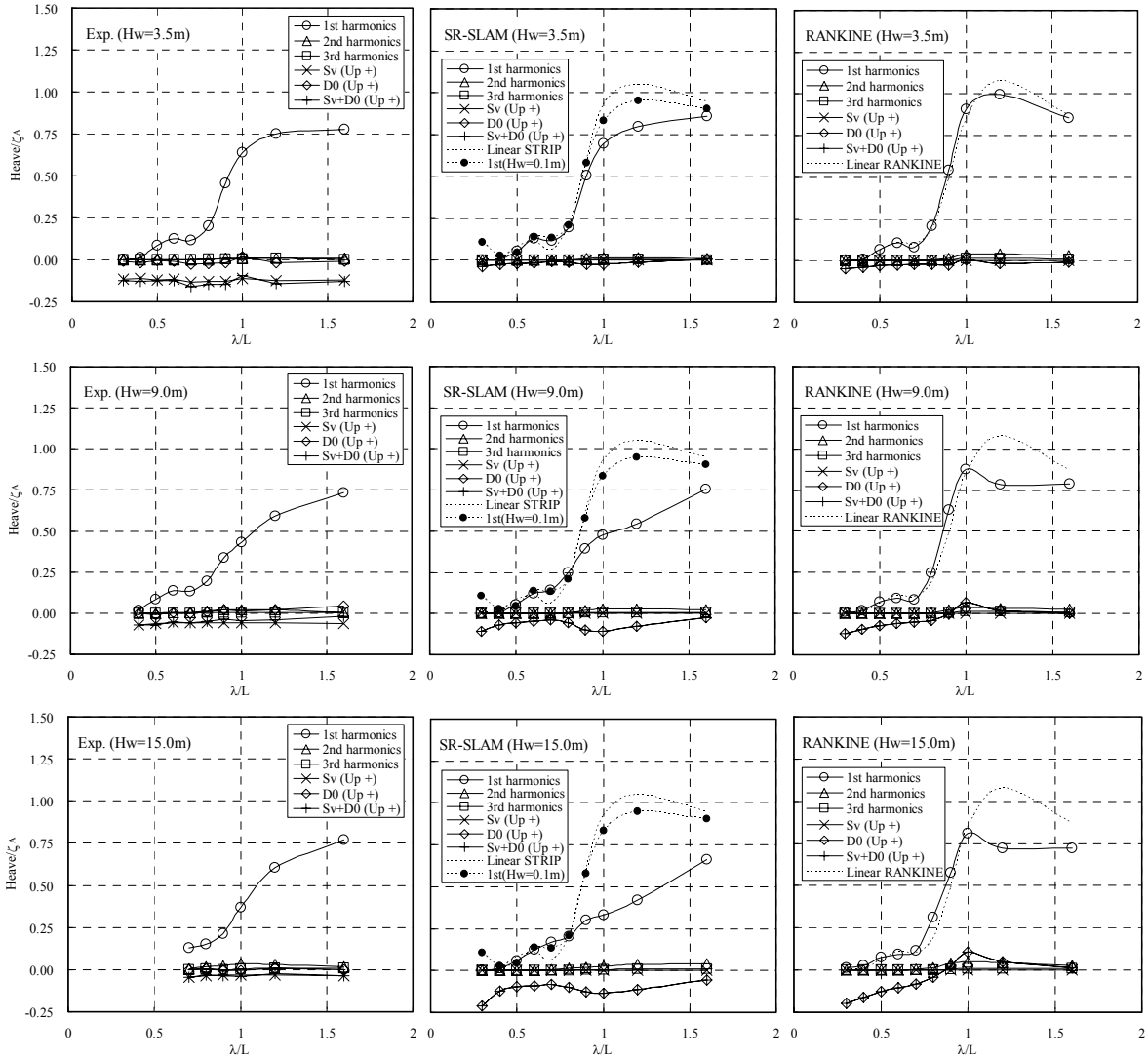

Fig.2 Comparisons of the experimental and numerical results on the heaving motion amplitude (Vs=18.4knots, χ=180deg.)

幅については、λ/L=1.2 周辺において波高の増大と共に単位波高あたりの応答振幅が小さくなる非線形性が明らかに認められる。

SR-SLAM による計算結果は、各波高の Heave 運動において、水槽試験結果と良く一致しており水槽試験における非線形現象を良く説明している。しかしながら、波高の増大と共に単位波高あたりの応答振幅が小さくなる非線形性については、波高 15m のような大波高時では、水槽試験よりも過大評価する傾向がある。また、波高 0.1m と波高 3.5m における SR-SLAM の Heave 運動の計算結果は、λ/L=1.2 周辺において大きく異なる。これは、大型コンテナ船のように船首尾において喫水線上の形状が急激に変化する船型では、波高 3.5m のような低波高においても縦運動の同調周期近傍では縦運動が大きくなるために、喫水線付近の水線面積が大きく変化することで非線形現象が生じたためと考えられる。尚、線形ストリップ法と波高 0.1m における SR-SLAM の計算結果は、Heave 運動、Pitch 運動共に完全に一致していないが、これは二次元流体力の計算方法の違いが大きく影響していると思われる。

一方、弱非線形ランキンソース法による計算結果は、Pitch 運動については、水槽試験結果とほぼ一致している。しかしながら、Heave 運動については、λ/L=1.2 のような同調周期では、波高の変化による一次成分の振幅の非線形現象をほぼ再現しているものの、λ/L=1.0 ではほとんど再現できていない。上述したように、このような Heave 運動の非線形現象を

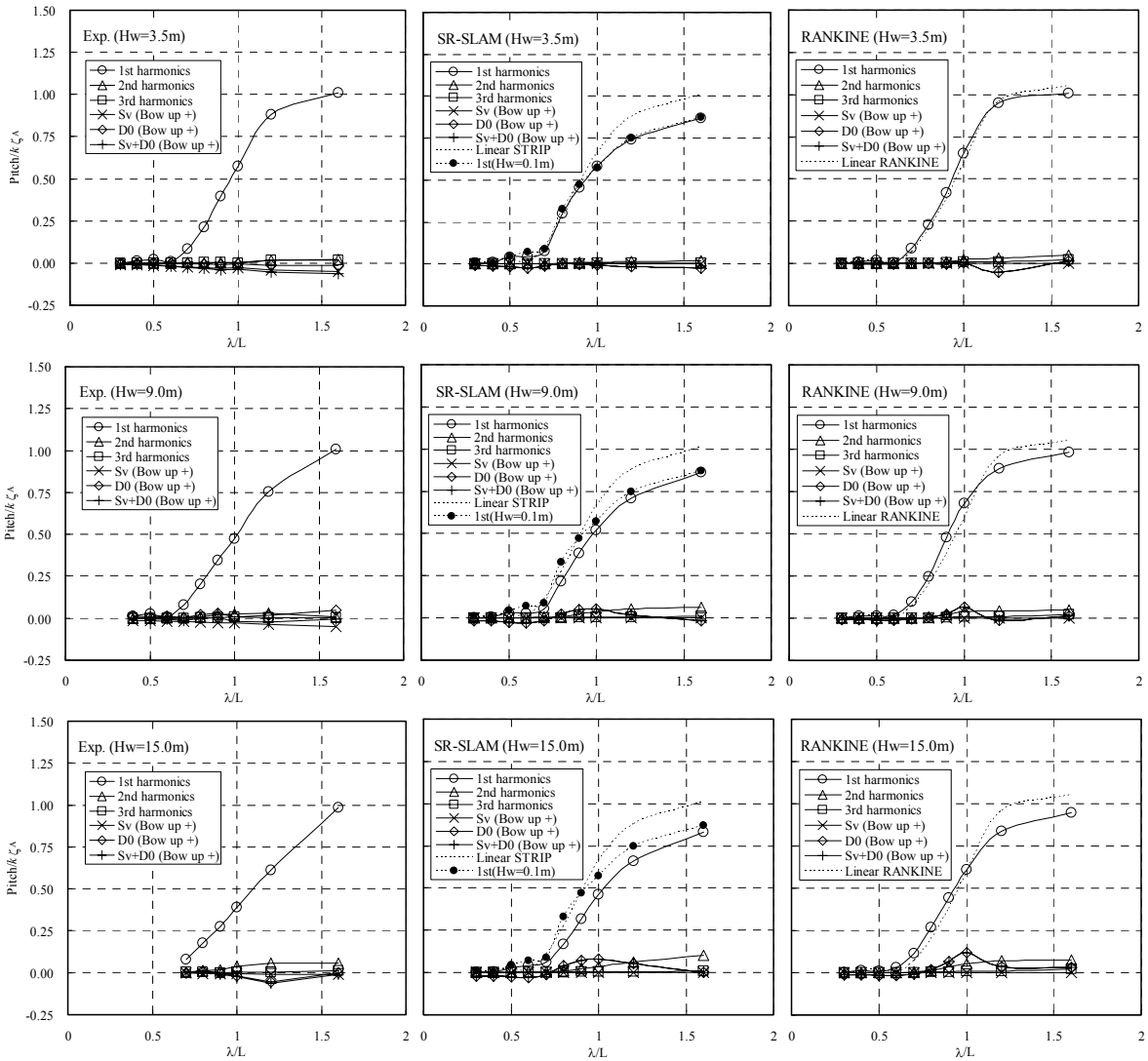

Fig.3 Comparisons of the experimental and numerical results on the pitching motion amplitude (Vs=18.4knots, χ=180deg.)

SR-SLAM では全波長域でほぼ再現できていることから、このような非線形現象を十分に再現するには、静的復元力とフルード・クリロフ力の非線形性のみならず、付加質量や造波減衰力に関する非線形性を考慮する必要があると思われる。

船体の姿勢変化は、水槽試験結果より Sinkage については、波浪中航走時における運動の定常成分(D0)は大波高時においてもほとんど見受けられないが、静水中航走時における姿勢変化(Sv)は明らかに確認でき、静水中航走時に船体は沈下することが分かる。また、Trim については、水槽試験結果より静水中航走時における姿勢変化(Sv)及び波浪中航走時における運動の定常成分(D0)共にほとんど示されていない。しかしながら、波高 15m のλ/L=1.2 においては、"D0"の成分が負(船首が定常的に下を向いている)を示している。これは大波高時における大量の海水打ち込みが主原因であると思われる。一方、SR-SLAM 及び弱非線形ランキンソース法による計算結果では、Sinkage については、静水中航走時における姿勢変化を考慮していないので、"Sv"は当然ゼロであるが、"D0"は二つの計算結果共に水槽試験結果よりも過大に評価する傾向があり、特に SR-SLAM は弱非線形ランキンソース法よりもこの傾向が強いことが伺える。また、Trim については、水槽試験結果は、"Sv"及び"D0"共にほぼゼロであるものの、SR-SLAM 及び弱非線形ランキンソース法による計算結果では、"D0"がλ/L=1.0 周辺においては、波高の増加と共に単位波高あたりの変化量が大きくなる非線形性

が示されており、つまり、波高の増加と共に急激に船首が上がる傾向を示している。しかしながら、水槽試験結果では、海水打ち込みのためと思われる逆の傾向を示している。この原因の一つとして、SR-SLAM 及び弱非線形ランキンソース法では海水打ち込みを考慮していないことが挙げられる。

4.2 波浪縦曲げモーメント

上野、渡辺[2)]は、波浪縦曲げモーメント(M)を下式により成分毎に分離した。

$$M = M_V + M_{W0} + \sum_{n=1}^{\infty} M_{Wn} \cos(n\omega_e t - \varepsilon_n)$$

ここで、M_Vは波とは関係なく、静水中を航走することによってのみ誘起される成分を表す。またM_{Wn}は、出会波周波数(ω_e)のn倍周波数成分の振幅を表す。

これらのうちM_V とM_{W0}は、直流成分(定常成分)としてサグ・ホグの非対称性に直接寄与することになり、M_{W0}は波漂流力に起因する定常成分に相当する。M_{Wn}は平均値としてはゼロであり、この点で非対称性に影響はないが、各M_{Wn}の位相(ε_n)関係によってはサグ・ホグの極値が異なったものになるという意味で非対称性に寄与することになる。尚、M_{Wn}については、n=1 の場合が通常のストリップ法で計算される波浪による線形成分、その他が非線形成分を表す。

Fig.4 に、水槽試験から得られた波高 9mにおける船体中央部の波浪縦曲げモーメントの時系列データを一例として示す。図中の"Mv"は、上述したように静水中航走時における成分を示している。さらに、"Mean(Mv+Mw0)"は時系列データの平均値(Mean)を示しており、すなわち、静水中航走時における成分(M_V)と波漂流力に起因する定常成分(M_{W0})の和を意味していることから、波漂流力に起因する定常成分(M_{W0})は"Mean(Mv+Mw0)"と"Mv"の差に相当する。

Fig.5 に向波における船体中央部の縦曲げモーメントの応答関数(RAO)を示す。船体運動と同様に、横軸に波長船長比λ/Lを、縦軸に入射波の振幅で無次元化した単位波振幅あたりのモーメントの振幅を示す。図中には、M_{Wn}における一次成分から三次成分までの振幅(1st, 2nd and 3rd harmonics)を示した。

Fig.6 に向波における船体中央部のサギング・ホギングモーメントの応答関数(RAO)を示す。縦軸には入射波の振幅で無次元化した単位波振幅あたりのサグ・ホグ成分の極値を示しており、ホギング状態を正とした。また、サグ・ホグ成分を求める際にはM_{Wn}の三次成分までを考慮した。図中の"Sag.(Mv)"及び"Hog.(Mv)"は、基準点(ゼロ点)をM_V とした場合の

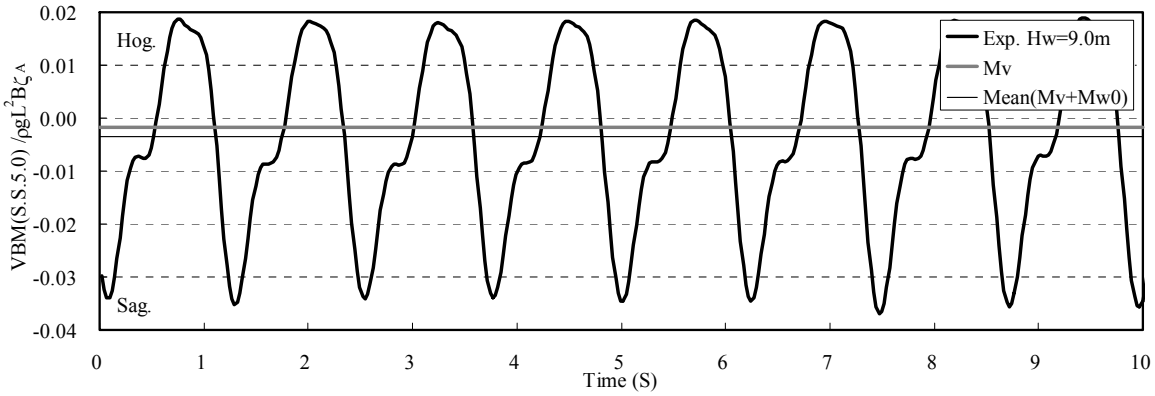

Fig.4 The example time history of the vertical bending moment measured at the midship section (Vs=18.4knots, Hw=9m, χ=180deg., λ/L=1.0)

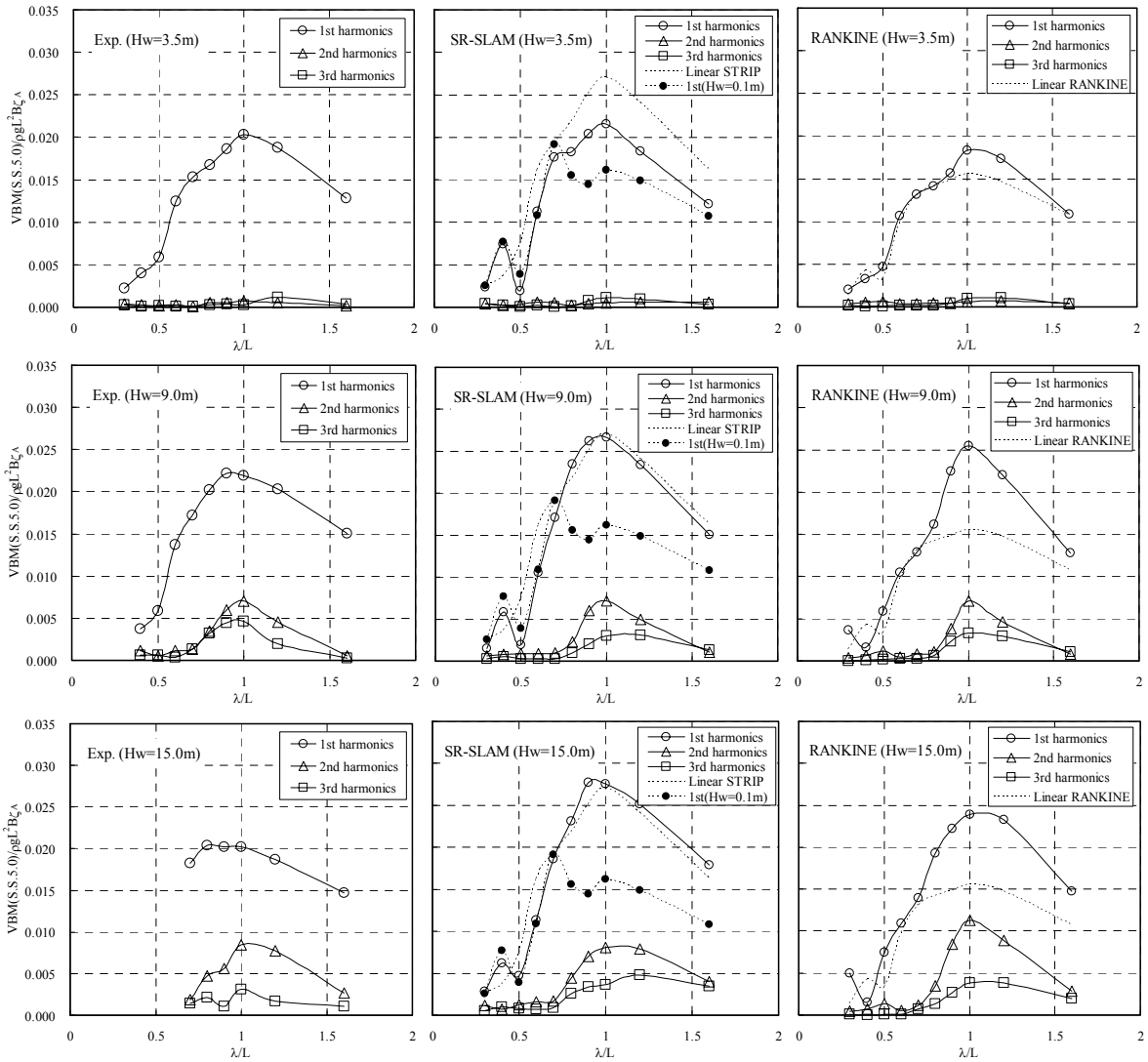

Fig.5 Comparisons of the experimental and numerical results on the vertical bending moment amplitude at the midship section (Vs=18.4knots, χ=180deg.)

サグ・ホグ成分の極値を示しており、さらに、"Sag.(Mv+Mw0)"及び"Hog.(Mv+Mw0)"は、基準点をM_V とM_{W0}の和(時系列データの平均値)とした場合のサグ・ホグ成分の極値を示している。

Fig.7 に水槽試験、SR-SLAM 及び弱非線形ランキンソース法による波高 9m における船体中央部の波浪縦曲げモーメントの時系列データの比較の一例を示す。

Fig.5 に示す水槽試験結果より、波高 3.5mでは、二次、三次成分はほとんど見られないが、波高 9mと 15mでは、大きなバウフレアの影響によるものと思われる二次、三次成分を明らかに確認できる。また、この二次・三次成分の位相(ε_n)関係によって、Fig.6 に示す水槽試験結果よりM_V とM_{W0}の和(時系列データの平均値)を基準点としたサグ・ホグ成分の極値("Sag.(Mv+Mw0)", "Hog.(Mv+Mw0)")に非対称性が見られる。傾向としては、サグ成分の極値がホグ成分の極値よりも明らかに大きく、波高の増加と共に単位波高あたりのサグ成分の極値は増加し、ホグ成分の極値は減少する非線形性を有する。また、M_V とM_{W0}は、Fig.6 よりホギング状態を示していることから、仮に基準点を静水中停止時とした場合のサグ・ホグ成分の非対称性はM_VとM_{W0}を基準点とした場合よりも大きくなることが分かる。一方、一次成分の振幅における波高の変化による非線形性は、λ/L=1.0 近傍において若干確認できる程度であり、波高の変化による非線形性はほとんど確認できない。

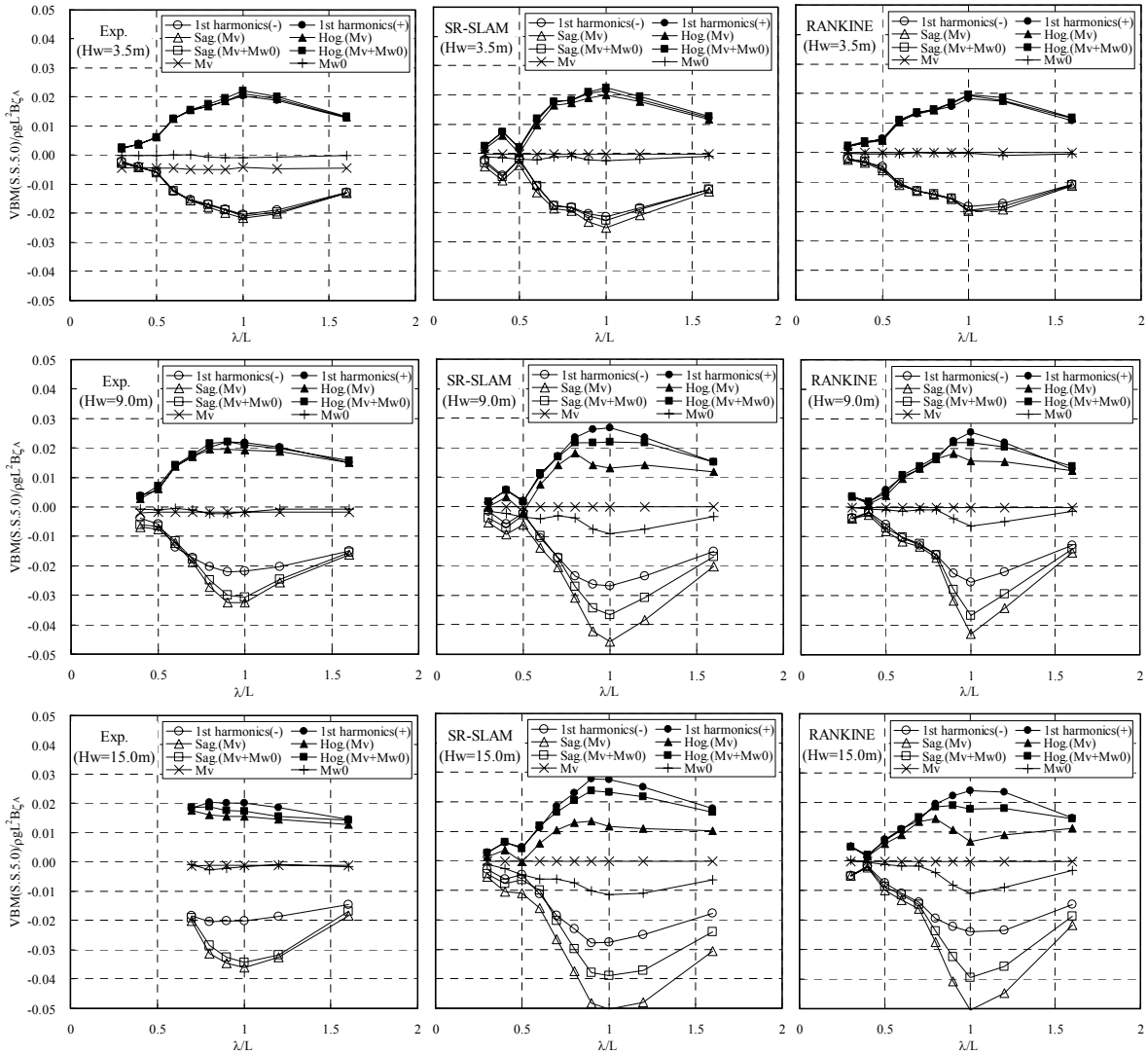

Fig.6 Comparisons of the experimental and numerical results on the sagging and hogging moment amplitude at the midship section (Vs=18.4knots, χ=180deg.)

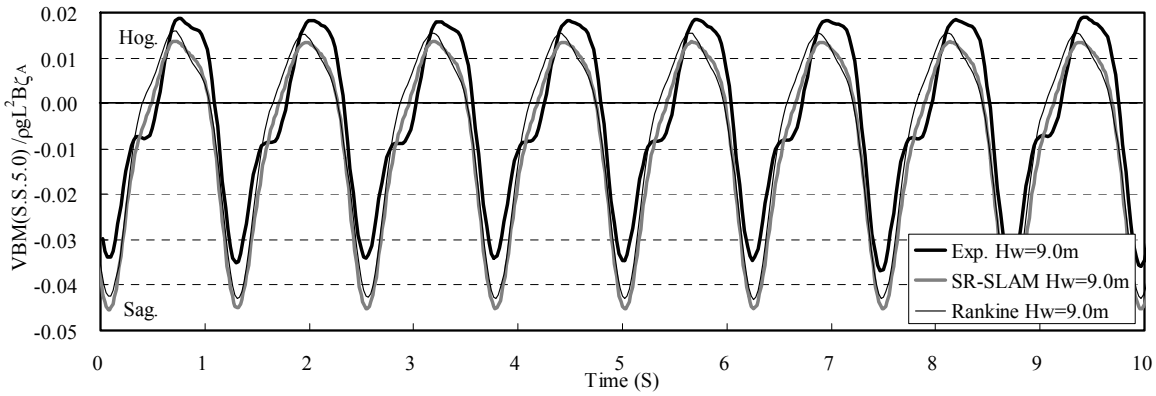

Fig.7 The comparison of time histories of the measured and calculated vertical bending moment at the midship section (Vs=18.4knots, Hw=9m, χ=180deg., λ/L=1.0)

SR-SLAM による計算結果については、Fig.5 に示す波高 0.1m の一次成分の振幅における計算結果と線形ストリップ法による計算結果は、λ/L=0.8 以上の波長域で大きく異なる。これは、船体運動と同様に二次元流体力の計算方法の違いに加え、SR-SLAM では Diffraction 力を相対運動の概念を取り入れた近似式により求めているために、0.1m のような極低波高時では重要と考えられる現象を正確に捉えていないためと考えられる。一方、波高 3.5m の一次成分の振幅における SR-SLAM の計算結果は、同波高の水槽試験結果と良く一致していることから、波高 3.5m においては、二次元流体力の計算方法の違いや Diffraction 力は大きな影響を及ぼさないと考えられる。さらに、Fig.5 に示す線形ランキンソース法による計算結果は、λ/L=1.0 近傍では、波高 3.5m の水槽試験結果よりも若干小さいが、同波高の弱非線形ランキンソース法による計算結果は、水槽試験結果と良く一致している。これは船体運動と同様に波高 3.5m のような低波高においても、大型コンテナ船のような船型では既に非線形な現象が生じていることを意味している。

Fig.5 及び Fig.6 に示す波高 3.5m、9m、15m における SR-SLAM と弱非線形ランキンソース法による計算結果は、一次・二次・三次成分の振幅及びサギ・ホグ成分の極値に関して、大波高時に若干違いはあるものの、ほぼ一致している。これより、波浪縦曲げモーメントに関する非線形性は、静的復元力とフルード・クリロフ力の非線形性による影響が最も大きいと考えられる。

また、SR-SLAMと弱非線形ランキンソース法による計算結果と水槽試験結果を比較すると、Fig.5 より一次成分の振幅については波高が増加すると共に一致度が低下するが、二次・三次成分の振幅については、大波高時においても良く一致している。一方、Fig.6 よりM_VとM_{W0}の和(時系列データの平均値)を基準点としたサグ・ホグ成分の極値("Sag.(Mv+Mw0)", "Hog.(Mv+Mw0)")については、二つの計算法は大波高時において水槽試験よりも非対称性を若干過大評価するものの、二つの計算結果と水槽試験結果はほぼ一致している。一方、M_Vを基準点としたサグ・ホグ成分の極値("Sag.(Mv)", "Hog.(Mv)")については、二つの計算法は水槽試験よりも非対称性を明らかに過大評価しており、水槽試験結果との一致度は良くない。これは、Fig.6 に示すように二つの計算法は大波高時において水槽試験よりもM_{W0}を過大に推定する傾向があるために、M_Vを基準点とした場合は、M_{W0}の推定精度が直接影響を及ぼすものと思われる。このようなM_{W0}の推定精度の問題については、過去の研究[2)3)]においても確認されており、M_{W0}の推定精度が良くない理由として、二つの計算法は、各時刻での船体と波面の相対位置を計算する際に、波面は船体によって乱されないと仮定して浸水面に働く流体力を計算している上に、静水中航走時の姿勢変化も考慮していないために、波高の二次成分であるM_{W0}を精度良く推定できないものと考えられる。しかしながら、Fig.7 に示す時系列データの比較より、二つの計算結果は、M_{W0}を精度良く推定できないために、水槽試験結果とサグ・ホグ成分の極値が一致してないものの、二つの計算法による時系列データと水槽試験による時系列データはほぼ相似であることから、$\sum_{n=1}^{3} M_{Wn}\cos(n\omega_e t-\varepsilon_n)$ については、精度良く推定できると思われる。

また、波高 15m における水槽試験では海水打ち込みが発生しており、大量に打ち込んだ海水がサギングモーメントを抑える働きをすると考えられる。一方、二つの計算法は海水打ち込みを考慮していないために、水槽試験よりもサギングモーメントを過大に推定していたものと思われる。

上記検討より、SR-SLAM 及び弱非線形ランキンソース法は、水槽試験における縦曲げモーメントの非対称性を波高 9m 以下ではほぼ評価できるものの、波高 15m のような海水打ち込みが頻繁に発生する大波高域においては、非対称性を適切に評価することは難しいと思われる。

5. 波浪縦曲げモーメントの非線形性を考慮した長期予測値

前章において、大きなバウフレアを有する大型コンテナ船は、大波高時にサギングモーメントがホギングモーメントに比べて極めて大きくなる非線形性を有することを示した。現在、コンテナ船は大型化の一途を辿っており、本研究における大型コンテナ船よりも大きなバウフレアを有する超大型コンテナ船が建造・運航されつつある。このようなコンテナ船の大型化に伴い、大波高時における波浪縦曲げモーメントの非線形性はより一層強まるものと思われる。波浪縦曲げモーメントは船体構造の縦強度に密接に関わる重要な波浪荷重であることから、波浪縦曲げモーメントにおける 10^{-8} レベルの長期予測値を適切に推定することは、大型コンテナ船の構造設計上、重要な課題である。

現在、波浪縦曲げモーメントの推定には、線形ストリップ法が実用的に確立した手法として広く用いられている。しかしながら、線形ストリップ法は線形理論であるために、大波高時における非線形性を考慮することができない。線形ストリップ法に限らず、線形理論による数値計算法では、超過確率が 10^{-8} レベルのような大波高時における長期予測値を高精度に推定することは難しい。このような問題に対して、大波高時の非線形性を厳密に考慮できるCFD(数値流体力学)のような時刻歴非線形計算法を用いて、25 年間の応答を直接計算すれば、10^{-8} レベルのような大波高時における長期予測値を高精度に推定することが可能である。しかしながら、25 年間にも亘る応答を直接計算するためには現在の計算機の処理能力では膨大な計算時間が掛かることや、大波高時の計算精度についても、現在、鋭意検証中ではあるものの、十分に検証されたとは言えない状態であることを考えると、このような時刻歴非線形計算法を用いて長期予測値を直接計算することは未だ難しい段階である。

このため、本研究では、実用的な手法を確立するために、前章で示した弱非線形ランキンソース法を用いて 10^{-8} レベルにおける波浪縦曲げモーメントの長期予測値を推定し、水槽試験結果に基づく長期予測値との比較検証を行った。一方、SR-SLAMは正面向波中を航行する船体の縦応答及び縦荷重を総合的にシミュレートできるが、斜波や追波等についてはシミュレートできないことから、長期予測値の推定には、実用的な手法として、全ての波向きをシミュレートできる弱非線形ランキンソース法を用いた。弱非線形ランキンソース法による長期予測値の推定精度の検証には、前章で示した波高 9mの水槽試験結果による応答関数(RAO)を用いて求めた長期予測値(10^{-8})を用いた。波高 9mの応答関数を比較検証用とした理由は、波高 15mにおいては、バウフレアスラミングや海水打ち込み等の強非線形現象が頻繁に発生しており、弱非線形ランキンソース法ではこのような強非線形現象を再現できないために、波浪縦曲げモーメントの非線形性を考慮した長期予測値を適切に評価することは難しいと判断したためである。また、非線形影響を考慮した長期予測値を求める際には、それぞれの有義波高に対応する規則波高の応答関数(RAO)を用いて得られた短期予測値を用いる方が好ましいと考えられるが、ここで用いた応答関数の規則波高と不規則波中の有義波高の対応をどのようにするかが問題となるため、不規則波中での水槽試験結果と規則波中での水槽試験結果による検討が必要となり、現実的にはこの対応を求めることは難しい。このため、本研究では、水槽試験から得られた一種類の大波高中における応答関数を直接用いて得られた長期予測値を、波高影響が考慮された長期予測値と仮定したが、実用的な手法としては有効なものであると考える。尚、長期予測には、BMTの北大西洋をベースに作成されたIACSの波浪テーブル[9)]を用いた。

次に、弱非線形ランキンソース法により求めた長期予測値を比較検証するために、水槽試験による長期予測値との比較を行った。この計算値と水槽試験値との比率を示した結果をTable4 に示す。図中の"1st harmonics"は一次成分に関する長期予測値を、"Sag."と"Hog."はサグ・ホグ成分に関する長期予測値を示している。ここで、サグ・ホグ成分の長期予測値に関しては、船体構造強度の観点から、その基準点(ゼロ点)をM_VとM_{W0}の和(時系列データの平

Table4 Comparisons of the experimental and numerical results on the vertical bending moment for long term prediction (10^{-8})

Hw=9.0		0	30	60	90	120	150	180	All Heading
1st harmonics (RANKINE) / 1st harmonics (Exp.)	S.S.7.5	0.71	0.73	0.74	0.83	0.86	0.91	0.90	0.91
	S.S.5.0	0.86	0.89	0.90	0.92	0.92	0.97	0.97	0.97
	S.S.2.5	1.08	1.13	1.15	1.18	1.09	1.12	1.11	1.12
Sag. (Mv+Mw0) (RANKINE) / Sag. (Mv) (Exp.)	S.S.7.5	0.72	0.74	0.70	0.72	0.71	0.78	0.77	0.77
	S.S.5.0	0.85	0.89	0.85	0.85	0.85	0.94	0.95	0.94
	S.S.2.5	1.09	1.12	1.10	1.07	1.00	1.09	1.08	1.09
Hog. (Mv+Mw0) (RANKINE) / Hog. (Mv) (Exp.)	S.S.7.5	0.72	0.77	0.76	0.86	0.91	0.92	0.93	0.92
	S.S.5.0	0.91	0.96	0.94	0.97	0.97	0.97	0.99	0.98
	S.S.2.5	1.24	1.35	1.31	1.38	1.24	1.26	1.26	1.26

Table5 Asymmetry of the vertical bending moment for long term prediction (10^{-8}) based on the experimental results

Exp. (Hw=9.0m)		0	30	60	90	120	150	180	All Heading
Sag.(Mv) / 1st harmonics	S.S.7.5	1.03	1.04	1.21	1.57	1.77	1.74	1.73	1.73
	S.S.5.0	1.08	1.08	1.18	1.32	1.41	1.34	1.32	1.33
	S.S.2.5	1.15	1.16	1.22	1.27	1.26	1.16	1.14	1.15
Hog.(Mv) / 1st harmonics	S.S.7.5	1.03	1.01	1.01	0.96	0.91	0.93	0.92	0.92
	S.S.5.0	0.95	0.94	0.92	0.91	0.90	0.94	0.93	0.93
	S.S.2.5	0.89	0.87	0.85	0.86	0.87	0.91	0.91	0.91

Table6 Asymmetry of the vertical bending moment for long term prediction (10^{-8}) based on the numerical results

RANKINE (Hw=9.0m)		0	30	60	90	120	150	180	All Heading
Sag.(Mv+Mw0) / 1st harmonics	S.S.7.5	1.05	1.05	1.13	1.36	1.47	1.48	1.48	1.48
	S.S.5.0	1.08	1.08	1.12	1.23	1.30	1.30	1.29	1.29
	S.S.2.5	1.16	1.15	1.18	1.15	1.16	1.13	1.11	1.12
Hog.(Mv+Mw0) / 1st harmonics	S.S.7.5	1.05	1.06	1.03	0.99	0.96	0.94	0.95	0.94
	S.S.5.0	1.00	1.01	0.96	0.96	0.94	0.94	0.95	0.95
	S.S.2.5	1.03	1.04	0.97	1.01	0.99	1.02	1.03	1.03

均値)とするよりも、M_Vとした方が好ましいことから、水槽試験結果については、その基準点をM_Vとした。しかしながら、Fig.6 に示す水槽試験結果より、そのM_{W0}は、大波高時においても他の成分に比べて極めて小さくほぼゼロに等しいことや、弱非線形ランキンソース法は、M_{W0}を水槽試験よりも過大に推定する傾向があるために、その基準点をM_Vとした場合は水槽試験よりもサグ・ホグ成分の非対称性を過大評価することを考慮して、本研究では、弱非線形ランキンソース法によりサグ・ホグ成分に関する長期予測値を求める際には、その基準点をM_VとM_{W0}の和(時系列データの平均値)とすることで、実現象(水槽試験)の非線形性を便宜的に再現可能かどうか検討した。

さらに、水槽試験及び弱非線形ランキンソース法によるサグ・ホグ成分の長期予測値における非対称性を調査・検証するために、一次成分の長期予測値を基準にして、サグ・ホグ成分の長期予測値についてその比率を求めた。これらの結果を Table5 及び Table6 に示す。

Table4、Table5 及び Table6 より All Heading におけるそれぞれの比率は向波(180deg.)における値とほぼ同一であることが分かる。これより船体構造設計上は、All Heading による長期予測値を求めずとも、向波(180deg.)における長期予測値だけで十分であることが伺える。

また、Table4 より、一次成分及びサグ・ホグ成分において、弱非線形ランキンソース法による長期予測値は水槽試験による長期予測値に比べて、船首断面(S.S.7.5)では若干小さく、船尾断面(S.S.2.5)では若干大きい傾向があるが、船体中央断面(S.S.5.0)ではほぼ同程度であることが確認できる。

さらに、サグ・ホグ成分における長期予測値の非対称性については、Table5 に示す水槽試験における All Heading の結果より、サグ成分ついては、一次成分に対して、船首断面(S.S.7.5)

では 1.7 倍程度、船体中央断面(S.S.5.0)では 1.3 倍程度、船尾断面(S.S.2.5)では 1.1 倍程度であり、一方、ホグ成分については、一次成分に対して、全ての断面(S.S.7.5, 5.0 and 2.5)で 0.9 倍程度であることが分かった。

次に、弱非線形ランキンソース法により求めたサグ・ホグ成分の長期予測値を検証するために、Table5 と Table6 における結果を比較する。これより、弱非線形ランキンソース法による比率は水槽試験による比率と比べて、サグ成分は、船首断面(S.S.7.5)では若干小さいが、船体中央断面(S.S.5.0)と船尾断面(S.S.2.5)ではほぼ同程度であり、ホグ成分は船首断面(S.S.7.5)と船体中央断面(S.S.5.0)ではほぼ同程度であるが、船尾断面(S.S.2.5)では若干大きい傾向があることが分かった。

最後にまとめると、弱非線形ランキンソース法による長期予測値は、水槽試験による長期予測値を便宜上ほぼ再現できることを確認した。これより、波浪縦曲げモーメントの長期予測値を推定する実用的な手法として、弱非線形ランキンソース法は有効であると思われる。しかしながら、弱非線形ランキンソース法によりサグ・ホグ成分の長期予測値を推定する際には、便宜上、その基準点(ゼロ点)をM_VとM_{W0}の和(時系列データの平均値)としたことから、波浪縦曲げモーメントの非線形性を考慮した長期予測値をより正確に推定するためには、波面の影響や静水中航走時における姿勢変化を厳密に考慮できる非線形計算法を用いる必要があると思われる。また、不規則波中での波浪縦曲げモーメントの非線形性は、本研究において検討した規則波中の傾向とは異なる可能性も考えられることから、今後は、不規則波中での非線形性について調査検討する必要があると思われる。さらに将来的には、バウフレアスラミングや海水打ち込み等の強非線形現象を考慮できる強非線形計算法により得られた長期予測値を用いて、船体縦強度を適切に評価することが望まれる。

5. 結　言

大型コンテナ船の縦強度に密接に関係する波浪縦曲げモーメントについて、最新の大型コンテナ船模型による水槽試験結果を用いて、大波高中での非線形性を調査･考察すると共に、水槽試験結果と非線形時刻歴ストリップ法(SR-SLAM)及び弱非線形ランキンソース法による計算結果を比較検討することで、大型コンテナ船における波浪縦曲げモーメントの非線形性について調査・検討した。さらに、SR-SLAM 及び弱非線形ランキンソース法の実用性につて検討した。以上より得られた結果を以下にまとめる。

1) 大型コンテナ船では、水槽試験結果より、大波高時ではサギングモーメントがホギングモーメントよりも極めて大きくなり、波高の増加と共に単位波高あたりのサギングモーメントは増加し、ホギングモーメントは減少する非線形性を有することを確認した。
2) 大型コンテナ船の船体中央縦曲げモーメントに関して、SR-SLAMと弱非線形ランキンソース法は、ほぼ同程度の推定精度を有する。SR-SLAMと弱非線形ランキンソース法は、時系列データの平均値(M_VとM_{W0}和)を基準点としたサグ・ホグ成分の極値について、二つの計算結果と水槽試験結果はほぼ一致している。しかしながら、静水中航走時における値(M_V)を基準点とした場合は、二つの計算法は波漂流力に起因する定常成分(M_{W0})を過大に推定する傾向があるために、水槽試験よりも非対称性を明らかに過大評価し、水槽試験結果との一致度は良くない。M_{W0}の推定精度が良くない理由の一つとして、二つの計算法は、各時刻での船体と波面の相対位置を計算する際に、波面は船体によって乱されないと仮定して浸水面に働く流体力を計算している上に、静水中航走時の姿勢変化も考慮していないためと考えられる。
3) 弱非線形ランキンソース法による波浪縦曲げモーメントの長期予測値は、水槽試験による長期予測値を便宜上ほぼ再現できることを確認した。波浪縦曲げモーメントの長期予測

値を推定する実用的な手法として、弱非線形ランキンソース法は有効であると思われる。しかしながら、大型コンテナ船の船体縦強度をより適切に評価するためには、波面の影響や静水中航走時における姿勢変化を厳密に考慮できる非線形計算法による波浪荷重を用いる必要があると思われる。さらに将来的には、バウフレアスラミングや海水打ち込み等の強非線形現象を考慮できる強非線形計算法により得られた長期予測値を用いて、船体縦強度を適切に評価することが望まれる。

謝　辞

水槽試験結果は、三菱重工業（株）及び（独）海上技術安全研究所並びに（財）日本海事協会の共同研究の一貫として著者らが行った結果を引用しており、関係各位に深くお礼申し上げます。また、SR-SLAM の使用にあたり、海上技術安全研究所 耐航・復原性能研究グループ 谷澤克治 グループ長 並びに 小川剛孝 主任研究員には、適切な助言、指導を頂き、感謝の意を表します。

参考文献

1) 黒岩隆夫, 大坪英臣 ： 痩型船におけるサギングモーメントの非線形性, 日本造船学会論文集, 第 161 号, 1987, pp.234-241.
2) 上野道雄, 渡辺巌：船体縦曲げモーメントにおける非対称性について, 日本造船学会論文集, 第 162 号, 1987, pp.175-182.
3) Iwao Watanabe, Michio Ueno and Hiroshi Sawada : Effects of Bow Flare Shape to the Wave Loads of a container ship, Journal of the society of Naval Architects of Japan, Vol. 166, 1989, pp.259-266.
4) N. Toki, K. Hatakenaka, T. Takahashi and H. Fujii : Experimental and Theoretical Approach to the Estimation of Non-Linear Vertical Wave Loads, Journal of the society of Naval Architects of Japan, Vol. 154, 1983, pp.141-150.
5) 溝上宗二, 安川宏紀, 黒岩隆夫, 末岡英利, 西村信一, 宮崎智: 大波高中におけるコンテナ船の波浪荷重, 日本造船学会論文集, 第 189 号, 2001, pp.181-192.
6) 山本善之, 藤野正隆, 深沢塔一：非線形性を考慮した波浪中の船体縦運動および縦強度(第一報～第三報), 日本造船学会論文集, 143(1978), 144(1978), 145(1979)
7) 日本造船研究協会第 194 研究部会：波浪中の船体応答に関する研究報告書, 375(1983), 378(1984), 380(1985)
8) 三宅竜二, 朱庭耀, 影本浩 ： ランキンソース法による一般商船における波浪荷重推定について, 日本造船学会論文集, 第 190 号, 2001, pp.107-119.
9) IACS : Recommendations No.34, Standard Wave Data, 2000